

ISSN 1000-5013 CN 35-1079/N CODEN HDZIEF

華僑大学学报

(自然科学版) JOURNAL OF HUAQIAO UNIVERSITY (NATURAL SCIENCE)

华侨大学土木工程学院 建院 60 周年专刊

第 45 卷 第 2 期 Vol. 45 No. 2



中国 • 泉州 / 厦门 CHINA • QUANZHOU / XIAMEN



《华侨大学学报(自然科学版)》 第七届编辑委员会 The Seventh Editorial Committee of Journal of Huaqiao University (Natural Science)

- 主 任 (Director of Editorial Committee) 张云波 (ZHANG Yunbo)
- **副主任 (Vice Director of Editorial Committee)** 陈国华 (CHEN Guohua) 黄仲一 (HUANG Zhongyi)

编 (Members of Editorial Committee) (按姓氏笔画为序) 委 刁 勇 (DIAO Yong) 王士斌 (WANG Shibin) 塨 (LIU Gong) 江开勇 (JIANG Kaiyong) 刘 孙 涛 (SUN Tao) 肖美添 (XIAO Meitian) 吴季怀 (WU Jihuai) 宋秋玲 (SONG Qiuling) 张认成 (ZHANG Rencheng) 张云波 (ZHANG Yunbo) 陈国华 (CHEN Guohua) 苑宝玲 (YUAN Baoling) 周树峰 (ZHOU Shufeng) 郑力新 (ZHENG Lixin) 徐西鹏 (XU Xipeng) 郭子雄 (GUO Zixiong) 黄仲一 (HUANG Zhongyi) 黄华林 (HUANG Hualin) 葛悦禾 (GE Yuehe) 蒲继雄 (PU Jixiong) 蔡绍滨 (CAI Shaobin)

主 编 (Editor in Chief)

黄仲一 (HUANG Zhongyi)

华侨大学土木工程学院简介

华侨大学土木工程学科创办于 1964 年,是福建省重点学科、福建省特色重点学科和福建 省"双一流"建设学科,在教育部第四轮学科评估列 B-,第五轮学科评估稳步上升,支撑工程 学科进入 ESI 世界排名前 5%;有土木工程一级学科博士学位和硕士学位授予权、博士后科研 流动站、福建省结构工程与防灾重点实验室、福建省智慧基础设施与监测重点实验室、福建省 结构体系创新与智慧建造 2011 协同创新中心、福建省隧道与城市地下空间工程技术研究中 心、建筑工程智能建造与自动化福建省高校工程研究中心、闽台科技合作基地,以及厦门市市 政与工业固废资源化及污染控制重点实验室、厦门市抗火综合防灾工程技术研究中心、厦门市 城市水环境生态规划与修复工程技术研究中心等科研平台;学科实验大楼总面积 1.3 万平方 米,建有国际一流的结构抗震和抗火实验平台。

土木工程学院成立于 2004 年,其前身是创办于 1964 年春的土木工程系,2006 年 10 月学 院整体迁入厦门校区办学。学院下设土木工程系、工程管理系、市政工程系和岩土与地下工程 系 4 个系,有土木工程、工程管理、给排水科学与工程和城市地下空间工程 4 个本科专业。其 中:土木工程、工程管理、给排水科学与工程入选首批国家级一流专业建设点,且均通过住建部 高等学校工程教育认证或专业评估并连续保持合格有效期;城市地下空间工程入选省级一流 专业建设点。土木工程还是国家级特色专业和福建省高校服务产业特色专业,工程管理是福 建省特色专业。

学院于1982年联合招收研究生。1986年获批结构工程二级学科硕士学位点,2003年获 批结构工程二级学科博士学位点,2010年获批土木工程一级学科硕士学位点,2018年获土木 工程一级学科博士学位点。学院还有土木水利、工程管理2个专业学位硕士点,并成立工程管 理硕士(MEM)教育中心。

学院现有在校学生 2 238 人,其中本科生 1 865 人,研究生 373 人,境外生 145 人。办学以 来,已培养毕业生 1.5 万余人。学院现有教职工 119 人,专任教师 92 人,其中教授 37 人,副教 授 32 人,具有博士学位教师 75 人。有国务院政府特殊津贴专家、全国模范教师、国家级和省 部级人才计划(项目)入选者、教育部高等学校教学指导委员会分委员会委员,以及福建省教学 名师、优秀教师、优秀科技工作者等各类人才,有 10 个团队获福建省教学科研团队立项或表 彰。近年来,主持省部级以上教学科研项目 200 余项,其中国家自然科学基金 36 项、国家一流 课程 1 项;授权发明专利 120 余项,获国家科技进步奖、福建省科技进步奖、福建省技术发明奖 和福建省教学成果奖等 30 余项。

面向未来和新时代,学院坚持以习近平新时代中国特色社会主义思想为指导,全面贯彻党 的教育方针,落实"立德树人"根本任务,立足"侨校"特点,凝练"求实,创新,和美"的土木精神, 弘扬优良传统,深化改革创新,不断提高办学质量和水平,努力建设国内一流、国际上声誉良好 的土木工程学科。面向"一带一路"建设和粤港澳大湾区、海峡西岸经济区,打造"绿色,低碳, 智能"的土木工程综合防灾科技创新基地,培养土木工程领域的高层次创新人才,努力为全面 建设社会主义现代化国家、全面推进中华民族伟大复兴作出新的更大贡献。

地址:福建省厦门市集美区集美大道 668 号 C5 区
邮编: 361021
电话(传真): 0592-6162698,6162711
Email: civil@hgu.edu.cn

华侨大学土木工程学院(系)成立 60 周年庆典大会暨 面向"一带一路"建设的土木工程学科高质量发展论坛

岁月不居,时节如流。华侨大学土木工程学科创建于1964 年春,走 过峥嵘六秩,承蒙社会各界助力,现已逐步成为面向"一带一路"和粤港澳 大湾区、海峡西岸经济区土木工程建设领域的高层次人才培养和科技创 新基地。

盛世相约,佳期渐近。定于 2024 年 4 月 30 日-5 月 6 日举办院庆周 系列活动,5 月 1 日 9:00-18:00 在厦门校区举办华侨大学土木工程学院 (系)成立 60 周年庆典大会暨面向"一带一路"建设的土木工程学科高质 量发展论坛。

诚挚邀请您拨冗莅临,共襄盛举,共筑匠心,共谋发展,共忆韶华,共 叙深情。

期待您的光临!

联系人:高老师 0592-6162698 陈老师 0592-6162711 工作邮箱:civil@hqu.edu.cn 华侨大学土木工程学院院庆筹备组 2024 年 3 月 20 日

日期	时间	主要内容	地点	
4月30日	15:00-18:00	嘉宾、校友报到	陈延奎大楼一楼	
5月1日	8:30-9:00	嘉宾、校友报到	陈延奎大楼三楼	
5月1日	9:00-9:30	土木之光:院庆 60 周年开场联欢会	陈延奎大楼三楼会议厅	
5月1日	9:30-10:30	华侨大学土木工程学院(系) 成立 60 周年庆典大会	陈延奎大楼三楼会议厅	
5月1日	10:30-11:10	新时代土木工程新质生产力校友论坛	陈延奎大楼三楼会议厅	
5月1日	11:10-12:00	参观土木工程学院学科实验大楼	土木工程学院学科实验大楼	
5月1日	12:00-14:00	午餐	凭餐券在校内任意餐厅用餐	
5月1日	15:00-17:00	面向"一带一路"建设的 土木工程学科高质量发展论坛	陈延奎大楼三楼会议厅	

土木工程学院院庆日程表

华侨大学学报

然 科 学 版)

2024 年 3 月

总第 196 期

目 次

综合述评

功能可恢复 RCS 混合框架结构研究进展

(自

结构拓扑优化数值方法研究进展

学术论文

框架填充墙平面外抗震性能数值模拟

------ 盂杰,郭子雄,谢鑫尧(158)

节段料石拼接构造对 SCFST 柱抗震性能影响有限元分析

预应力张弦梁钢支撑系统力学性能分析

轴向力对剪切钢板阻尼器抗震性能影响的数值模拟

 双金属复合管海水海砂混凝土短柱的轴压性能与承载力分析

------ 韩贇,朱浩杰,刘小刚,黄山景 (219)

列车轴质量和土工格室加固道砟对路基沉降的影响

......姚学昌,林福宽(226)

非高斯波浪作用下深水高墩的非线性随机振动

长期堆载预压处理软土地基效果评价

······ 王百公 (255)

厦门集美杏林湾水库底泥重金属污染状况评价

应用 LMDI 模型的江西省交通运输业碳排放驱动力分析

------ 彭一达,秦旋,刘志城(283)

绿色金融支持我国东部地区 BIPV 建筑发展评价及耦合分析

------ 叶青, 李悦, 魏心融 (290)

跨学科工程管理专业国际化人才培养模式

期刊基本参数: CN 35-1079/N * 1980 * b * A4 * 182 * zh * P * ¥10.00 * 1 000 * 22 * 2024-03 * n

JOURNAL OF HUAQIAO UNIVERSITY

(NATURAL SCIENCE)

Vol. 45 No. 2

Sum 196

Mar. 2024

CONTENTS

COMPREHENSIVE REVIEW

State-of-the-Art of Resilient RCS Hybrid Frame Structure LIU Yang, ZHONG Peijie, MEN Jinjie, CHEN Yun, LIU Xiaojuan, HUANG Yujia (121) Research Progress on Mechanism of Near-Fault Reactivation Induced by CO₂ Geological Storage Research Progress in Numerical Methods of Structural Topology Optimization SHI Shunyi, GUO Xinze, ZHOU Kemin (150) ACADEMIC PAPERS Numerical Simulationon of Out-of-Plane Seismic Performance of Frame Infilled Wall MENG Jie, GUO Zixiong, XIE Xinyao (158) Finite Element Analysis of Influence of Segment-Stone Splicing Structure on Seismic Performance of SCFST Columns DU Yaofeng, LIU Jie, SU Longhui, CHEN Yewei, LIU Yang, HUANG Yujia (166) Analysis of Mechanical Properties of Steel Support System for Prestressed String Beams ZHENG Jinhuo, YAN Fengzuo, FANG Sibao, ZHANG Chaohui, YANG Qincong, LI Xin, LI Haifeng (175) Cross-Section Distribution Feature and Tensile Numerical Simulation of Non-Uniform Corroded Steel Bars HE Baorui, LIU Xiaojuan, SU Longhui, HONG Xiujun, CHEN Yewei (186) Early-Age Temperature and Strain Evolution of Composite Wall Lining in Subway Station CHEN Chunchao, CHEN Shihai, CHEN Jianfu, ZHANG Hanwu, ZENG Fanfu (193) Numerical Simulation on Seismic Performance of Shear Steel Panel Damper Under Axial Force FANG Qingtian, WANG Zhaoran, NING Xizhan (201) Analysis on Axial Compression Performance and Bearing Capacity of Seawater Sea Sand Concrete-Filled Bimetallic Tube Short Columns

..... YE Yong, TANG Jurong, CHEN Yewei, SU Longhui, HONG Xiujun (210)

Safety and Stability of Cofferdam Under Effects of Rising and Falling of Water Level and Tide Level HAN Yun, ZHU Haojie, LIU Xiaogang, HUANG Shanjing (219) Influence of Train Axle Mass and Geocell Reinforcement Ballast on Roadbed Settlement Nonlinear Random Vibration of Deep-Water-High-Pier Under Non-Gaussian Wave Action Evaluation of Long-Term Preloading Effects on Soft Soil Foundation WANG Zhihui, XIN Quanming, KONG Zhijun, CAI Qipeng, SHE Xiaokang, CAO Yang, TU Bingxiong (241) USC and Mechanism Analysis of Alkali-Activated Magnesium-Rich Nickel Silt-Cured Soil XU Liwei, CHEN Han, JIANG Yuan, WU Yixuan, LIU Yufei, MAO Wengong (248) Preparation and Anti-Corrosion Performance of Glass Powder Cement-Based Coating Material WANG Baigong (255) Evaluation of Heavy Metal Pollution Status of Sediment in Xinglin Bay Reservoir Jimei Xiamen TANG Xueping, LI Jing, ZHUANG Mazhan, LI Fei, ZHOU Zhenming (262) Feasibility of Mass Method to Measure Electrical Conductivity Rate of Plant Nutrient Solution ZHANG Huayu, ZHOU Fan, LIAO Xiaobin, LIU Xinyue, ZHU Jiaming, ZHANG Jiahe (271) Driving Force Analysis of Transportation Industry Carbon Emissions in Jiangxi Province Using LMDI Model LIU An, XI Mingxing, SHAO Zhichao, LI Xuejie (276) Visualiztation Analysis of Research and Development of Building Energy Conservation and Emission Reduction Under "Dual Carbon" Goal PENG Yida, QIN Xuan, LIU Zhicheng (283) Evaluation and Coupling Analysis of Green Finance to Support Development of BIPV **Buildings in Eastern China** Training Mode of International Talents of Engineering Management Major Based on Interdisciplinary HOU Xiangchao (297)

Serial Parameters: CN 35-1079/N * 1980 * b * A4 * 182 * zh * P * ¥10.00 * 1 000 * 22 * 2024-03 * n

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202401002



刘阳^{1,2}, 钟沛杰¹, 门进杰³, 陈云⁴, 刘小娟^{1,2}, 黄玉佳¹

(1. 华侨大学 土木工程学院,福建 厦门 361021;
2. 华侨大学 福建省结构工程与防灾重点实验室,福建 厦门 361021;
3. 西安建筑科技大学 土木工程学院,陕西 西安 710055;
4. 海南大学 土木建筑工程学院,海南 海口 570228)

摘要: 钢筋混凝土柱-钢梁(RCS)混合框架结构以其结合了混凝土优异的抗压性能及钢材优异的抗弯性能 而受到广泛关注,而可恢复功能结构以其震后快速恢复使用功能的能力,也成为地震工程界研究的新热点。 功能可恢复 RCS 混合框架结构可以在弯矩较大的梁端和柱脚部位设置可更换构件,实现结构的功能可恢复 能力。文中简述了近年来功能可恢复 RCS 混合框架结构研究进展,重点关注各类型功能可恢复钢梁、功能可 恢复摇摆柱脚的构造研究,介绍了功能可恢复 RCS 混合框架结构性能分析研究进展。最后,对功能可恢复 RCS 混合框架结构仍需深入研究的问题进行了展望。

关键词: 钢筋混凝土柱-钢梁(RCS)混合框架结构;可恢复功能;防震结构;钢板阻尼器;柱脚;梁柱节点
 中图分类号: TU 352.1
 文献标志码: A
 文章编号: 1000-5013(2024)02-0121-15

State-of-the-Art of Resilient RCS Hybrid Frame Structure

LIU Yang^{1,2}, ZHONG Peijie¹, MEN Jinjie³, CHEN Yun⁴, LIU Xiaojuan^{1,2}, HUANG Yujia¹

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361000, China;

2. Key Laboratory for Structural Engineering and Disaster Prevention of Fujian Province,

Huaqiao University, Xiamen 361000, China;

School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;
 College of Civil Engineering and Architecture, Hainan University, Haikou 570228, China)

Abstract: The reinforced concrete column-steel beam (RCS) hybrid structures have attracted wide attention with the excellent compressive performance of concrete and the excellent flexural performance of steel. The earthquake resilient structure has become a research hotspot of the seismic engineering, because of its ability to quickly restore functions after earthquake. The resilient RCS hybrid structure can achieve resilient capability by applying replaceable components at beam ends and column bases. An overview was presented regarding of resilient RCS hybrid frame structure, focusing on resilient steel beam and resilient rocking column, the research of structural performance analysis about resilient RCS hybrid frame was introduced. The further problems in this structure were proposed.

Keywords: reinforced concrete column-steel beam (RCS) hybrid frame structure; restorable function; earthquake resilient structure; steel plate damper; column base; beam-column connection

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52378157, 51878304)

收稿日期: 2023-01-02

通信作者: 刘阳(1982-),男,教授,博士,博士生导师,主要从事钢-混凝土组合结构研究。E-mail: lyliuyang@hqu. edu. cn。

框架结构常使用钢筋混凝土或钢材作为主要建筑材料,但两种材料具有不同的特性。混凝土的抗 压强度高,材料获取成本低,但自重大、抗开裂性能差,适用于结构竖向受力构件^[1];钢材具有优异的弹 塑性性能,延性好、自重轻,允许材料变形大,但抗火性能差、材料获取成本高,受压时需考虑稳定性问 题,适用于大跨度抗弯构件^[2]。基于上述材料的特点,为充分利用混凝土材料和钢材的性能,钢筋混凝 土柱-钢梁(reinforced concrete column-steel beam,RCS)混合框架结构^[3]应运而生并受到广泛关注^[4-7]。

近年来,随着"城市韧性"^[8-9]受到重视,需要提升城市在遭受重大灾害后的恢复能力。建筑作为组 成城市的基础,需要具备一定的功能可恢复能力。一般而言,对建筑结构具有致命打击的灾害为地震、 飓风等,这些灾害主要以水平作用的形式施加到结构中,对框架结构的梁端、柱脚造成损伤。功能可恢 复构造大多基于"损伤控制+震损可替换"技术,通过合理设计将结构受到的损伤集中于可拆卸更换的 部位,损伤发生后仅更换受损部位进行即可恢复建筑性能。在构件层面赋予结构受损部位功能可恢复 能力是实现结构可恢复的基础。对于框架结构,其在水平作用下易受损的部位集中在弯矩较大处,即各 层框架梁端部位及框架底层柱脚部位。因此,学者们针对这些易受损部位研发了大量的功能可恢复构 造。此外,钢梁与混凝土楼板形成的组合楼板,需要针对应用功能可恢复构造导致的边界条件变化进行 特殊设计。

基于此,本文总结了 RCS 混合框架结构体系的优势,归纳现有 RCS 混合框架结构功能可恢复构造的研究,探究研究脉络,分析各构造存在的问题。同时,列举针对功能可恢复 RCS 混合框架结构的分析 方法,并展望功能可恢复 RCS 混合框架结构研究方向。

1 RCS 混合框架结构

钢筋混凝土柱-钢梁(RCS)混合框架结构采用混凝土 柱、钢梁组成框架,而楼面板则采用钢-混凝土组合楼板,如 图 1 所示。相较于传统框架结构体系,RCS 混合框架结构 的优势体现在以下 4 个主要方面。

 结构梁材料从钢筋混凝土替换为型钢,在提供相同 承载力水平时可有效降低生产过程中的碳排放。

2) 钢梁的使用易于发挥钢构件性能优越、设计灵活和 连接支便的特性。使用螺栓连接的钢结构构供于维具有具

连接方便的特性。使用螺栓连接的钢结构构件天然具有易于替换的特性,很多学者基于型钢梁提出各 类功能可恢复构造,直接应用于 RCS 混合框架结构体系,形成功能可恢复 RCS 混合框架结构^[10-15]。

3)采用钢材作为结构梁的材料易于实现结构损伤控制,直接避免了混凝土梁易开裂的缺点,减少 了结构构件在反复作用下的损伤,加大功能可恢复构造的适用性。

4) RCS 混合框架结构采用预制型钢梁,可实现工厂预制现场拼装,易于推进结构装配化施工,缩短施工周期。建造时,RCS 结构在钢梁现场拼装完成后即可进行上层框架柱施工;而楼板的安装或浇筑工作可安排在框架柱施工到上部楼层后进行,避免了传统钢筋混凝土结构需等待混凝土达到强度导致加长施工周期的问题,从而达到缩短结构总体施工周期的目的。同时,可规避施工过程中危险性较大的楼板高支模工艺^[16]。

RCS 混合框架结构的节点作为框架的主要传力构件,决定了钢梁与混凝土柱连接的可靠性,是 RCS 混合框架结构研究的关键问题^[17]。现有 RCS 混合框架结构节点构造主要包括梁贯通型^[18]、柱贯 通型^[19]、高强螺栓端板连接型^[20]等。

郭子雄等^[21-23]提出一种新型装配式 RCS 混合框架节点构造,如图 2(a)所示。该构造在节点区设 置缀板和加劲腹板焊接形成的钢板桶,作为一个整体对节点区混凝土形成有效约束,并在节点区钢梁腹 板上开孔或焊接栓钉,以增强加劲腹板与节点区混凝土之间的整体性。研究表明,该种节点破坏形态为 梁铰机制破坏,节点构造满足抗震设计中的"强节点"要求。

Alizadeh 等^[24]改进了梁贯通型 RCS 混合框架结构节点,在现有构造的基础上采用加宽面承板的 尺寸并在钢梁翼缘与节点交界部位增设附加支承板,如图 2(b)所示。研究表明,两处改进加强了节点 区域的约束,提升了节点的的承载力和抗剪强度。



图 1 RCS 混合框架结构 Fig. 1 RCS hybrid frame structure

门进杰等^[25]通过改进柱贯通型节点,提出腹板贯通型钢梁节点,如图 2(c)所示。研究表明,试验节 点最终发生剪切破坏,RCS组合框架节点的滞回曲线具有轻微的捏缩现象,其形状介于纺锤形与倒 S 形之间。此外,门进杰等^[26]对带有该种形式 RCS 节点的框架结构进行了试验研究,结果表明该种 RCS 框架结构能够实现强柱弱梁的破坏机制,抗震性能良好。为准确反应 RCS 组合框架节点半刚性连接的 受力和变形模式,门进杰等[27]进一步分析实验结果并建立和分析有限元模型,最终提出弯矩-转角曲线 四折线模型,为组合结点的设计提供参考。



图 2 RCS 混合框架结构节点类型

Fig. 2 Types of RCS hybrid frame structure joints

张锡治等[28]对高强螺栓端板连接型节点在实际工程中存在间隙的问题进行改进,在梁端与柱面间 增加灌浆层:然后针对灌浆层的设置进行试验研究并建立有限元模型,分析其破坏模式、受力机理,提出 相应的建议灌浆层厚度。研究表明,混凝土柱通过与钢材形成组合柱,其性能得到了提升。

刘阳等[1.29-31] 在钢筋混凝土柱中配置核心型钢以提高柱的轴压性能及抗震性能。研究表明,在轴 压性能有明显提高的同时,由于核心型钢配钢率较低,截面高度较小梁的纵筋可方便的在节点区贯通, 核心型钢混凝土柱能够降低施工难度,又兼具抗火性能好、造价低等优点,成为提高柱抗震性能的合理 组合结构形式之一。此后,刘阳等^[32-34]对所提出的核心型钢混凝土柱提出相应的装配式构造,进行了轴 压性能及受力机理研究,证明了技术可行性。

张艺欣等[35-36]针对装配式核心钢管混凝土(PCSTRC)柱进行抗震性能试验,基于其受力机理提出 分析模型并给予验证。该种装配柱在连接部位设有传统的钢筋套筒连接及核心钢管的榫卯连接,如图 3 所示。研究表明,该种构造能够提升装配部位抗剪性能和装配部位整体性,装配式核心钢管混凝土柱 与现浇柱的滞回曲线形状基本相同,承载能力、刚度和耗能能力相当,延性略有增加。

门进杰等[37] 在混凝土柱中加入螺栓法兰连接,形成可拆卸型钢混凝土柱(图4);然后通过建立有限 元模型和进行参数分析,归纳螺栓法兰连接柱的破坏模式,分析其性能并提出螺栓法兰连接设计建议。



Fig. 3 Precast core steel tube reinforced concrete column

图 4 可拆卸型钢混凝土柱

Fig. 4 Demountable steel reinforced concrete column

2 功能可恢复构造

2.1 功能可恢复钢梁

基于"强柱弱梁"设计的框架结构,水平作用施加后,梁端会最先受到影响发生损伤并参与结构耗能,且结构中梁端数量远大于柱脚数量。因此,学者们率先针对梁端的可恢复构造进行研究。

2.1.1 带 T 型连接板的功能可恢复钢梁 T 型连接板作为钢梁与柱的连接组件具有稳定的性能,其 塑性变形主要集中在连接板上^[38]。不少学者在双 T 型(double split tee,DST)梁柱连接的基础上改进 功能可恢复钢梁^[11]。

早在 2009 年,Oh 等^[39]就提出一种在钢梁端部下翼缘处设有可更换带缝钢板阻尼器的功能可恢复 钢梁构造,并在钢梁上翼缘侧设置 T 型连接板,其构造如图 5(a)所示。此外,Oh 等^[39]还对构件进行拟 静力试验,并提出了理论计算模型。Koken 等^[40]针对相似的构造进行试验和有限元分析。结果均表 明:该种钢梁通过剪切型金属阻尼器实现耗能,具有良好的耗能能力且损伤主要集中在可替换的带缝隙 钢板阻尼器上,可实现震后快速恢复至震前水平。门进杰等^[41-42]也对 T 型钢连接的可拆换钢梁进行了 抗震性能试验研究,结果表明 T 型钢连接可以集中产生塑性变形并消耗地震能量,震后可以通过更换 T 型钢实现结构功能的快速恢复。

有学者探究摩擦型阻尼器及拉压型金属阻尼器在带 T 型连接板的功能可恢复钢梁中的应用。 Latour等^[10,43]在传统 T 型连接板与钢梁翼缘间设置摩擦耗能板,其构造如图 5(b)所示。对比传统狗骨 型 T 型连接板连接的功能可恢复钢梁^[44],设置摩擦耗能板的节点具有极强的耗能能力和稳定的力学性 能。试验过程中只有摩擦垫的磨损,没有出现连接部件的损伤。因此,设置摩擦耗能板的 T 型连接板 功能可恢复钢梁连接,在经受反复的地震后仅需更换摩擦板,并再次拧紧螺栓达到所需的预压水平即可 恢复性能。Tagawa 等^[45]在钢梁下翼缘设置防屈曲圆钢阻尼器,上翼缘部位由于楼板的附着仅设置 L 型连接板,传递结构剪力,其构造如图 5(c)所示。在圆钢阻尼器外侧使用矩形实心钢作为屈曲约束构 件。通过试验研究及有限元分析,结果表明圆钢阻尼器能够参与梁端耗能,为结构提供较强的耗能能 力,但梁端竖向抗剪能力较弱。



(a) 设有剪切型金属阻尼器

(b) 设有摩擦耗能板图 5 带 T 型连接板的功能可恢复钢梁

(c) 设有拉压型金属阻尼器

Fig. 5 Resilient steel beam with T-shape connecting plate

2.1.2 带预应力筋的功能可恢复钢梁 仅设置阻尼器会导致钢梁自复位能力较弱,发生损伤后有较大的残余变形,使得结构无法复位,损伤构件的替换难以进行。在构件中设置预应力筋可以显著提升自复 位能力。Song 等^[46-48]提出一种摩擦型腹板自定心预应力混凝土梁柱节点并进行系列研究。在结构梁 两侧设置摩擦耗能连接件,将梁连接到混凝土柱上,设置预应力筋,提出理论分析模型后通过拟静力试 验进行验证。研究结果表明,增加预应力筋可以显著提升其自复位能力。

Lu 等^[49]将预应力筋提供节点自复位能力的理念应用于功能可恢复钢梁,将耗能角钢作为梁端耗能元件,提出了新型可替换强化角钢连接可恢复钢梁,其构造如图 6(a)所示。耗能角钢设有加劲肋,设置在梁端翼缘外侧,通过螺栓连接梁柱,在钢梁腹板部位设置连接板传递结构剪力。结果表明,提出的耗能角钢构件比传统角钢构件具有更高的强度和耗能性能。此外,耗能角钢构件在地震发生后可快速更换,保证了结构的快速修复,满足了抗震恢复要求。Wang 等^[50]将竹型钢制消能器置于梁端,其构造如图 6(b)所示。使用的竹形消能器^[51]包括耗能段与控制阻尼器变形的结头段。研究表明,竹形消能器

提供结构耗能能力,预应力筋提供自复位能力。梁端构造具有稳定的滞回性能和良好的自复位能力。



(a) 设有耗能角钢连接

(b) 设有竹型消能器连接

图 6 带预应力筋的功能可恢复钢梁

Fig. 6 Resilient steel beam with prestressed tendon

2.1.3 带可替换梁段的功能可恢复钢梁 将钢梁塑性铰部位人为设置一段易屈服的可替换梁段,易 屈服的梁段设计可参考早期狗骨型削弱的钢梁构造^[12,52],如图7(a)所示。在钢梁受到损伤时,控制破 坏集中于易屈服的可替换梁段,而其他梁保持弹性。在进行修复时将整段钢梁进行替换即可实现钢梁 的功能可恢复。然而,由于维修不便导致更高的更换成本,导致该种构造在应用时存在局限。

Montuori 等^[53]对比了在可替换梁段应用翼缘削弱型梁段(RBS-F)及腹板削弱型梁段(RDS-F)的 可恢复钢梁性能,其构造如图 7(a)所示。通过对比两类梁段的拟静力试验结果,表明梁端的损伤能够 集中在削弱的梁段上,且腹板削弱型梁段在延性、耗能能力、低周疲劳性能方面优于翼缘削弱型梁段,但 提供的承载力较低。

Feng 等^[13]在翼缘削弱型梁段的基础上,将钢梁腹板改为机械铰节点,其构造如图 7(b)所示。结果 表明,铰节点的加入使得钢梁的滞回性能更加稳定。进一步研究表明,对耗能钢板施加合理的约束能够 有效提升钢梁的耗能能力。



(a) 削弱型梁段连接

(b)应用机械铰节点

图 7 带可替换梁段的功能可恢复钢梁

Fig. 7 Resilient steel beam with replaceable beam section

2.1.4 带可替换连接板的功能可恢复钢梁 为克服整个梁段作为可更换构件实际难以替换的问题,将 削弱的钢梁连接板作为钢梁的可更换构件成为学者们研究的新方向。邵铁峰等^[54]提出了一种采用角 钢连接的部件可更换钢梁,在梁预期塑性铰的位置将钢梁断开,采用角钢作为耗能构件连接两段钢梁, 其构造如图 8(a)所示。单调和滞回试验结果表明,通过合理设计,该种可更换梁与传统钢梁具有相同 的弹性抗弯刚度,耗能能力较好,更换损伤的耗能角钢后,钢梁的性能得以恢复。但在钢梁腹板部位未 设置连接构造,其传递梁端剪力的性能有待验证。

Jiang 等^[55-60]针对装配式可恢复钢框架梁柱节点进行了一系列的研究,其构造如图 8(b)所示。讨论了翼缘板形状、翼缘板连接形式、腹板连接形式、是否配置预应力筋等参数对梁柱边节点、中节点抗震性能的影响。研究表明,未配置防屈曲装置的翼缘连接板极易发生屈曲变形,配置预应力筋可有效提升 节点自复位能力。





(a) 设有剪切型金属阻尼器

(b) 设有摩擦耗能板

图 8 带可替换连接板的功能可恢复钢梁 Fig. 8 Resilient steel beam with replaceable connecting plates

Lu 等^[15]提出了一种带防屈曲盖板震损可更换钢梁,该钢梁通过翼缘和腹板部位的可更换连接板 连接梁端及梁中不可更换段,在翼缘连接板外侧设有防屈曲盖板,其构造如图 9(a)所示。为保证结构 损伤集中在可更换连接板上,提出了"强度比"的概念,即可更换段薄弱处与不可更换梁段塑性极限抗弯 承载力的比值,该数值小于 1 表示可更换段承载力小于不可更换梁段。试验结果表明,强度比小于 0.8 时,所有试件的塑性变形均集中在可更换连接板上,其他不可更换梁段均处于弹性状态,试验结束后可 更换构件可轻易地进行更换。得益于防屈曲盖板的设置,震损可更换钢梁拥有好的变形能力和稳定的 滞回耗能能力。通过精细化有限元分析及钢梁受力分析,Lu 等^[15]将钢梁的受力过程划分为弹性段、塑 性段、滑移段及强化段,提出相应的恢复力模型,如所图 9(b)示。可以看出,钢梁在变形过程中有明确 的受力机制,在前期通过金属拉压变形提供较大的刚度;随着变形加大,摩擦机制赋予结构较大的耗能 能力;在大变形下,螺栓滑移结束,不可更换钢梁进入塑性,为钢梁提供额外的承载能力防止结构倒塌。



(a) 构造示意图

(b)恢复力模型

图 9 带防屈曲盖板震损可更换钢梁

Fig. 9 Steel beams with replaceable buckling restrained steel fuses

2.1.5 带机械较节点的功能可恢复钢梁 Peng 等^[61-62]在前述研究基础上设计了一种梁端防屈曲钢板 耗能铰节点,由中间的销轴传递剪力,上下翼缘设置的防屈曲钢板传递弯矩,其构造如图 10(a)所示。 研究表明,该型节点具有良好的性能并可实现节点的快速修复。但在实际工程中,应用机械铰的对钢结 构加工精度有较高要求。

陈云等^[63]提出一种用于装配式自复位摇摆钢框架的带外部 BRB 支撑的可恢复铰接钢梁,其钢梁 端部设计有梁铰,而梁铰外部平行设置碟形弹簧与 BRB 组合支撑,与梁铰内设置的摩擦耗能版共同作 用,提供结构耗能能力,其构造如图 10(b)所示。研究表明,通过合理配置的碟形弹簧与 BRB 组合支 撑,能够为梁端提供稳定的耗能能力和可靠的自复位性能。

钟沛杰等^[64]提出一种带防屈曲盖板的功能可恢复铰接钢梁,在钢梁腹板部位设置机械铰节点,与 设置在下翼缘的翼缘连接板共同作用,其构造如图 10(c)所示。该种构造可为钢梁可恢复部位提供明 确的转动机制,地震后仅需替换下翼缘损坏的翼缘连接板,即可实现震后快速修复。

2.1.6 考虑楼板构造的功能可恢复钢梁 目前可恢复钢梁研究大多局限于钢梁本身,然而混凝土楼板





(b) 设有外部 BRB 支撑 图 10 带机械铰节点的功能可恢复铰接钢梁 Fig. 10 Resilient steel beam with hinge joint

对钢梁的约束作用明显[25,65],会减缓钢梁刚度退化,增大承载力。功能可恢复结构中梁的变形模式不 同于传统钢结构,刘永^[66]对比了是否设置整浇楼板的功能可恢复钢梁,并进行试验研究。结果表明,设 置功能可恢复钢梁的现浇楼板上出现明显开裂,对结构总体性能造成影响,如图 11 所示。因此,可恢复 钢梁研究需考虑楼板的影响。









Castiglioni 等^[67]在进行可更换钢梁试验研究时,将可更换段的楼板断开并预留 50 mm 缝隙,其构 造如图 12(a)所示。在确保梁端转动时可更换段两侧的楼板不接触,整个实验过程中,未观察到楼板损 伤。贺修樟等[18]在针对角钢连接的可恢复钢梁[54]基础上,考虑混凝土楼板的影响,削弱上翼缘角钢为 连接板,其构造如图12(b)所示。研究表明,通过合理的设计,可以控制梁端中性轴位于梁上翼缘附近, 震后仅需更换下翼缘角钢。相阳等[69]在钢梁与混凝土楼板间设置黏弹性材料夹层,形成黏弹性减震楼 盖,其构造如图12(c)所示。研究表明,楼板与钢梁之间的柔性连接隔离其不协调的相对变形,为解决 可恢复结构中楼板的损伤问题提供解决思路。此外,也有学者针对装配式可更换组合楼板构造进行研 究^[70-72],为楼板损伤后替换提供可能。



Fig. 12 Resilient steel beam considering floor

钟沛杰等[73]提出一种装配式钢-混凝土组合梁楼盖结构。该种楼盖结构可用于钢梁端部设置有可 恢复节点的框架结构。在钢梁和型钢次梁上铺设有预制楼盖板,根据是否与框架梁连接分为有连接楼 板与滑移楼板,如图13(a)所示。有连接楼板通过预埋栓钉与对应框架梁的上翼缘板固定连接,形成钢- 混凝土组合楼盖。滑移楼板与框架梁、框架柱间设置黏弹性材料,设置在可恢复节点部位,防止地震作 用下结构可恢复节点变形集中导致的楼板开裂破坏,如图 13(b)所示。



(a) 楼盖构造示意图



(b)预制楼盖板与钢梁连接构造图 13 装配式钢-混凝土组合梁楼盖结构Fig. 13 Floor of prefabricated steel-concrete composite beam

2.2 功能可恢复柱脚

框架结构的竖向荷载都通过柱传递到基础上,柱构件承担巨大的轴力作用。对于功能可恢复柱脚, 学者们提出的构造都基于摇摆柱的思想:将柱底与承台完全脱开,在柱侧面设置耗能构件与承台相连。 在水平作用下,功能可恢复柱发生摇摆变形,损伤集中在耗能构件上。由于轴力的作用,功能可恢复柱 具有良好的自复位能力。

Chi 等^[74]设计了一种自复位的预应力柱脚。柱脚外围带有防屈曲钢板,提供柱脚耗能能力;防屈曲 钢板外侧设有加强盖板;预应力钢筋提供柱脚的复位能力;在地梁上设置限位板提供柱脚的水平方向阻 力,其构造如图 14(a)所示。通过缩尺模型的拟静力试验,结果表明,此种自复位柱脚的损伤集中在防 屈曲钢板上,显示出了良好的滞回耗能能力和自复位能力,验证了功能可恢复柱脚的可行性。

Freddi 等^[75]在柱脚侧面设置摩擦耗能装置,预应力筋提供自复位能力,其构造如图 14(b)所示。 柱发生摇摆导致柱身连接板相对黄铜摩擦板和基础连接板的发生滑动,产生摩擦耗能,连接部位的摩擦 力通过四个螺栓的预紧力来调节。针对提出的构造进行理论分析并建立 OpenSees 简化模型,进行自 复位框架的非线性动力分析,充分验证了可恢复柱脚对结构的保护作用。

刘阳等^[76-79]在摇摆柱脚设置可更换的剪切型阻尼器,形成震后可恢复功能摇摆柱(ERR 柱),针对 该构造进行系列研究。摇摆柱柱身放置在承台上,通过布置在柱脚侧面的剪切型水平条带板金属阻尼 器与承台连接,其构造如图 14(c)所示。所用的阻尼器在摇摆柱就位后从上方插入即可,阻尼器连接螺 栓的方向呈正交分布,容许误差大,便于施工。摇摆柱采用"强柱,强连接,弱阻尼器"的设计方法。试验 结果表明,当剪切型阻尼器发生塑性变形时,柱身仍保持弹性,表现出明显的摇摆机制,以及稳定的滞回 性能。根据试验结果及有限元参数分析,提出了摇摆柱的恢复力模型,将摇摆柱受力阶段划分为弹性 段、强化段和衰减段;考虑到轴力对摇摆柱自复位能力的贡献,恢复力模型中存在反向加载刚度突增点 P,摇摆柱恢复力模型如图 15 所示。在后续研究中,考虑了双向地震下摇摆柱的性能。

吕英婷等[80-81]在混凝土摇摆柱脚外侧设置带约束的竖向钢条带板,内部空隙设置填充块,其构造如



(d) 设有带约束的竖向钢条带板

(e) 设有外置可恢复耗能装置

图 14 功能可恢复摇摆柱脚

Fig. 14 Resilient rocking column

图 14(d)所示。该柱脚利用条带板拉压及填充块压溃耗散 地震能量。通过试验研究并建立二维纤维模型,明确摇摆 柱的水平承载能力与轴向荷载、钢保险丝和填充块的性能 有关。试验过程中,混凝土出现细微弯曲裂缝,至加载结 束,裂缝发展不明显;柱内纵筋应变仅在替换后的试件出现 屈服。由于未设置预应力筋,该摇摆柱在小轴压比下的自 复位能力较弱。

Zhang 等^[82]提出一种新型预制交叉铰柱脚节点,在柱 脚底部设置十字铰,柱脚侧面外置可恢复耗能装置,如图 ^{图 1} 14(e)所示。这种柱脚的损伤集中在外置可恢复耗能装置 ^{Fig. 15} Resto 上。然而,柱底十字铰的设置对柱竖向承载能力的影响有待进一步研究。

2.3 功能可恢复耗能连梁

带耗能框架和主框架的 RCS 混合框架结构,如图 16 所示。这种框架在传统框架的基础上,新增一跨耗能框架, 该耗能框架柱间距较小,两柱间设置有可更换耗能梁。柱 间耗能梁具有与联肢剪力墙中连梁^[83]类似的受力机理及 破坏特征,在地震作用下,连梁发生变形并最先进入塑性, 参与结构耗能。

门进杰等^[8+85]对不同构造的可更换钢连梁(图 17)的 力学性能进行了试验研究,并提出了以残余层间位移角和 梁端残余转角作为钢梁可更换能力的评价指标。研究结果 还表明,使用扩孔螺栓连接可以有效增强钢梁的耗能能力, 降低钢梁损伤后更换的难度。



图 15 ERR 柱恢复力模型

Fig. 15 Restoring force model of ERR columns



Fig. 16 RCS hybrid frame with energy-consuming frame

3 功能可恢复 RCS 混合框架结构性能分析

为进一步研究结构的力学性能,学者们建立各类分析模型对结构的地震响应进行分析研究。Chou等^[86]对预应力自复位钢框架建立了简化分析模型,考虑楼板及次梁的作用组建三维分析模型,进行单调、循环推覆和时程分析。徐烨等^[87]对功能可恢复(ERMR)钢框架建立简化力学模型并进行性能分析。ERMR 钢框架采用 ERR 柱^[76]及 RBRF 钢梁^[15],其构造如图 18 所示。根据建立的简化力学模型,验证结构破坏机制,并针对框架中的钢柱及钢梁给出推荐强构件阻尼系数。



陈云等^[88-90]对预制自复位钢框架进行试验研究。该框架 采用可恢复摇摆柱脚^[91],通过高强锚杆与结构基础连接,在高强锚杆上设置碟形弹簧,为结构提供自复 位能力。梁端部分采用带外部 BRB 支撑的可恢复铰接钢梁,其构造如图 19 所示。试验结果表明,框架 试件具有良好的自定心能力和良好的耗能能力,呈现出完整的双旗形滞回曲线。梁、柱在整个加载过程 中均保持着弹塑性损伤,而弹塑性损伤仅限于梁端 BRB 支撑。





图 19 预制自复位钢框架

Fig. 18 Resilient steel frame Fig. 19 Prefabricated self-centering steel frame 针对 RCS 混合框架结构的整体性能,门进杰等^[92-94]进行 RCS 混合框架结构基于性能的抗震设计方法和量化指标研究,结合混凝土柱和钢梁的性能特点,重新定义其性能水平。考虑楼板组合作用的影响,建立了适用于 RCS 混合框架结构的地震损伤模型,得到 RCS 混合框架结构相比传统混凝土框架具 有更好的结构变形性能的结论。楚留声等^[7]使用 Abaqus 对型钢混凝土柱一钢梁混合框架进行动力时 程分析,研究结构相应,分析混凝土楼板对钢梁的应力分布变化影响。

对于带耗能框架和主框架的 RCS 混合框架结构(图 16),门进杰等^[95-96]对其功能可恢复的受力特 征进行分析,结合框架的屈服机制和预期受力状态提出其抗震设计方法。为控制结构的屈服机制,将耗 能构件屈服与结构屈服时的刚度比和位移比作为结构弹性设计时的控制参数。基于所提出的设计方 法,对一幢带可更换构件的 RCS 混合框架结构进行抗震设计,并进行非线性静力分析以及动力时程分 析。结果表明,设计的 RCS 混合框架结构具有预期的屈服机制,满足结构在不同地震作用水平下预期 的受力状态和性能水准,验证了设计方法的有效性。

4 结论与展望

4.1 结论

1) 近年来,针对 RCS 混合框架结构已有深入研究。RCS 混合框架结构节点整体性强,混凝土柱性能不断提高,组合梁性能优异,具有施工周期快、减少碳排放、钢构件设计灵活的优势。

2)功能可恢复构造基于"损伤控制+震损可替换"技术,通过合理设计将结构的损伤集中于可拆卸 更换的部位,损伤发生后仅针对受损部位进行更换即可恢复建筑性能。RCS 混合框架结构使用钢结构 梁,其使用螺栓装配连接、不易开裂的特点,可以很好地与可恢复构造结合。 3)由于钢梁的加入, RCS 混合框架结构相比传统混凝土框架具有更好的结构变形性能。功能可恢复技术应用于 RCS 混合框架结构后,该优势能否进一步发挥值得深入研究。

4.2 展望

1) 对于功能可恢复钢梁的研究已较为深入,然而可更换钢梁的上翼缘部位构造复杂,往往需要占 用较大空间,导致该部位楼板被削弱。下一步研究应更多考虑可更换构造与混凝土楼板间相互冲突问 题,简化可更换钢梁上翼缘构造。此外,当前研究主要着眼于其平面内抗弯性能,在进行结构分析时,还 应考虑功能可恢复钢梁受扭的贡献,需对该部分性能进一步研究。

2) 对于功能可恢复 RCS 混合框架结构中的组合楼板,研究人员应进一步考虑其与可恢复钢梁的 耦合作用。考虑楼板对结构性能贡献的同时,应解决其受损后如何进行性能恢复的问题,研发装配式组 合楼板,赋予楼板可替换能力。另一种思路是,在楼板与钢梁之间设置柔性连接,隔离相对变形,保护楼 板不受损伤,但该种构造对结构整体性能的影响需另行考虑。

3) 在框架中设置自复位耗能支撑或耗能墙板可以控制结构地震相应,减小残余变形。因此,可在 RCS 混合框架结构中应用自复位耗能支撑、耗能墙板,作为 RCS 混合框架结构耗能的第一道防线。

4) 在功能可恢复构件层面研究的基础上,需进一步进行功能可恢复框架性能试验。探究框架中可恢复钢梁及可恢复柱脚协同工作情况,验证功能可恢复结构设计方法;进行不同加载路径的框架性能测试,验证功能可恢复 RCS 混合框架结构在三维空间内的性能表现。

5) 功能可恢复 RCS 混合框架结构在地震作用下变形较大,结构动力特性不同于传统框架结构。 为保证结构损伤集中在耗能板上,需通过合理设计控制各构件的屈服顺序;而为保证结构可恢复能力, 需对结构残余变形进行严格限定。因此,需在深入研究后提出适用于功能可恢复 RCS 混合框架结构的 设计方法。

参考文献:

- [1] 刘阳,郭子雄,许鹏红,等. 核心型钢混凝土柱轴压性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2015,36(4):68-74. DOI:10. 14006/j.jzjgxb. 2015.04.009.
- [2] 聂建国,余志武.钢-混凝土组合梁在我国的研究及应用[J].土木工程学报,1999(2):3-8.DOI:10.3321/j.issn: 1000-131X.1999.02.001.
- [3] 高立人.钢梁-混凝土柱组合框架结构在国外的发展[J].建筑结构,2002(5):34-37.DOI:10.19701/j.jzjg.2002.05. 010.
- [4] 黄群贤,朱奇云,郭子雄. 新型钢筋混凝土柱-钢梁混合框架节点研究综述[J]. 建筑结构学报,2009,30(增刊 2): 154-158. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2009.s2.027.
- [5] 门进杰,史庆轩,周琦.钢筋混凝土柱-钢梁组合框架节点研究进展[J].结构工程师,2012,28(1):153-158. DOI:10. 15935/j. cnki.jggcs. 2012. 01. 025.
- [6] 陶兵,罗妍,丁焕龙,等. 混凝土柱-钢梁混合框架结构的工程应用[J]. 建筑结构, 2022, 52(增刊1): 319-323. DOI: 10.19701/j. jzjg. 22S1160.
- [7] 楚留声,周红照,田野,等.考虑楼板作用的 SRC 柱-钢梁混合框架动力时程分析[J]. 地震工程与工程振动,2021,41 (1):78-84. DOI:10.13197/j. eeev. 2021.01.78. chuls.010.
- [8] 邵亦文,徐江.城市韧性:基于国际文献综述的概念解析[J].国际城市规划,2015,30(2):48-54.
- [9] 翟长海,刘文,谢礼立.城市抗震韧性评估研究进展[J].建筑结构学报,2018,39(9):1-9. DOI:10.14006/j.jzjgxb. 2018.09.001.
- [10] LATOUR M,PILUSO V,RIZZANO G. Experimental analysis of beam-to-column joints equipped with sprayed aluminium friction dampers[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 146: 33-48. DOI: 10. 1016/j. jcsr. 2018. 03. 014.
- [11] WANG Meng, ZHANG Chunyu, SUN Yi, et al. Seismic performance of steel frame with replaceable low yield point steel connection components and the effect of structural fuses [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 47: 103862. DOI:10.1016/j.jobe.2021.103862.
- [12] GILTON C S, UANG C M. Cyclic response and design recommendations of reduced beam section moment connections with deep columns[J]. Journal of Structural Engineering, 2002, 128(4):464-473. DOI:10.1061/(ASCE)0733-

9445(2002)128:4(464).

- [13] FENG Yulong, ZHU Yi, JIANG Qing, *et al*. Quasi-static and fatigue testing of earthquake-resilient steel joints with replaceable buckling-restrained links[J]. Structures, 2021, 29:1998-2016. DOI: 10.1016/j. istruc. 2020. 12.085.
- [14] WANG Meng, BI Peng. Study on seismic behavior and design method of dissipative bolted joint for steel frame with replaceable low yield point steel connected components [J]. Construction and Building Materials, 2019, 198: 677-695. DOI:10.1016/j. conbuildmat. 2018. 11. 255.
- [15] LU Yingting, GUO Zixiong, BASHA S H, et al. Performance of steel beams with replaceable buckling restrained fuses under cyclic loading[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 194:107310. DOI: 10. 1016/j. jcsr. 2022. 107310.
- [16] 曾李生.浅析采用钢-混凝土组合结构解决高支模施工问题[J].工程建设与设计,2018(17):238-240. DOI:10. 13616/j. cnki.gcjsysj. 2018. 09. 079.
- [17] 申红侠,顾强.钢梁-钢筋混凝土柱节点的研究及应用概况[J].建筑钢结构进展,2004,6(2):33-36.DOI:10.3969/ j.issn.1671-9379.2004.02.004.
- [18] LIANG Xuemei, PARRA-MONTESINOS G J. Seismic behavior of reinforced concrete column-steel beam subassemblies and frame systems[J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(2): 310-319. DOI:10.1061/(ASCE) 0733-9445(2004)130:2(310).
- [19] KURAMOTO H, NISHIYAMA I. Seismic performance and stress transferring mechanism of through-column-type joints for composite reinforced concrete and steel frames[J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(2): 352-360. DOI:10.1061/(ASCE)0733-9445(2004)130:2(352).
- [20] 陆铁坚,贺子瑛,余志武,等.钢-混凝土组合梁与混凝土柱节点的抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2008,29 (1):70-74. DOI:10.3321/j.issn:1000-6869.2008.01.010.
- [21] 郭子雄,朱奇云,刘阳,等.装配式钢筋混凝土柱-钢梁框架节点抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2012,33(7): 98-105. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2012.07.012.
- [22] 刘阳,郭子雄,戴镜洲,等.不同破坏机制的装配式 RCS 框架节点抗震性能试验研究[J]. 土木工程学报,2013,46 (3):18-28. DOI:10.15951/j. tmgcxb. 2013.03.013.
- [23] 刘阳,郭子雄,黄群贤.不同破坏机制的装配式 RCS 框架节点抗震性能试验研究[C]//第十一届泉州市科协年会: 泉州市土木建筑学会开成分会场.泉州:泉州市科协,2013:259-270.
- [24] ALIZADEH S, ATTARI N K A, KAZEMI M T. The seismic performance of new detailing for RCS connections
 [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 91:76-88. DOI:10.1016/j.jcsr. 2013.08.010.
- [25] MEN Jinjie, XIONG Liquan, WANG Jiachen, et al. Effect of different RC slab widths on the behavior of reinforced concrete column and steel beam-slab subassemblies[J]. Engineering Structures, 2021, 229:111639. DOI:10.1016/j. engstruct. 2020. 111639.
- [26] MEN Jinjie, ZHANG Yarong, GUO Zhifeng, et al. Experimental research on seismic behavior of a composite RCS frame[J]. Steel and Composite Structures, 2015, 18(4):971-983. DOI:10.12989/scs. 2015. 18. 4. 971.
- [27] 门进杰,王家琛,樊冠磊,等. RCS梁柱节点半刚性连接弯矩-转角关系模型研究[J]. 土木工程学报,2020,53(10): 36-50. DOI:10.15951/j. tmgcxb. 2020.10.004.
- [28] 张锡治,马相,章少华,等.设置灌浆层端板螺栓连接装配式混合框架梁柱节点抗震性能[J].建筑结构学报,2023, 44(增刊1):101-111.DOI:10.14006/j.jzjgxb.2023.S1.0012.
- [29] 刘阳,郭子雄,欧阳文俊,等. 核心型钢混凝土柱抗震性能及轴压比限值试验研究[J]. 土木工程学报,2010,43 (06):57-66. DOI:10.15951/j. tmgcxb. 2010.06.011.
- [30] 刘阳,郭子雄,黄群贤.核心型钢混凝土柱恢复力模型试验研究[J].建筑结构学报,2009,30(增刊 2):196-201. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2009.s2.035.
- [31] 刘阳,郭子雄,黄群贤.不同构造形式的 CSRC 节点变形性能试验研究[J].工程力学,2010,27(10):173-181.
- [32] 刘阳,郭子雄,吕英婷,等.采用改进纵筋连接的足尺装配式钢筋混凝土柱抗震性能试验研究[J].建筑结构学报, 2017,38(11):101-110. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2017.11.012.
- [33] 刘阳,王超,郭子雄,等.装配式核心钢管混凝土柱轴压性能及受力机理[J].中南大学学报(自然科学版),2019,50 (12):3127-3136.DOI:10.11817/j.issn.1672-7207.2019.12.022.
- [34] 张世江,郭子雄,刘阳,等. 榫式连接拼装 RC 柱轴压性能数值分析[J]. 中南大学学报(自然科学版),2020,51(4): 1097-1107. DOI:10.11817/j. issn. 1672-7207. 2020. 04. 024.

- [35] 张艺欣,刘阳,阮杰,等.装配式核心钢管混凝土柱抗震性能试验研究[J].建筑结构学报,2022,43(12):135-144. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2021.0552.
- [36] ZHONG Peijie, ZHANG Yixin, LIU Yang, et al. Testing and analytical modeling the lateral behavior of precast columns with a novel column-to-column connection [J]. Journal of Building Engineering, 2023, 78:107595. DOI: 10. 1016/j. jobe. 2023. 107595.
- [37] 门进杰,吴熙,张谦,等.螺栓法兰连接 SRC 柱抗震性能与可拆卸性能研究[J]. 地震工程与工程振动,2023,43(2): 56-68. DOI:10.13197/j. eeed. 2023.0206.
- [38] IANNONE F, LATOUR M, PILUSO V, et al. Experimental Analysis of Bolted Steel Beam-to-Column Connections: Component Identification [J]. Journal of Earthquake Engineering, 2011, 15 (2): 214-244. DOI: 10. 1080/ 13632461003695353.
- [39] OH S, KIM Y, RYU H. Seismic performance of steel structures with slit dampers[J]. Engineering Structures, 2009,31(9):1997-2008. DOI:10.1016/j.engstruct.2009.03.003
- [40] KÖKEN A, KÖRĞLU M A. Experimental study on beam-to-column connections of steel frame structures with steel slit dampers[J]. Journal of Performance of Constructed Facilities, 2015, 29(2): 04014066. DOI: 10. 1061/ (ASCE)CF. 1943-5509. 0000553.
- [41] MEN Jinjie, LI Tong, ZHOU Qi, et al. Structural fuse performance and earthquake-resilient performance of beamcolumn joints with replaceable T-stub[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2023, 206:1-19. DOI:10.1016/ j. jcsr. 2023.107943.
- [42] 门进杰,李通,张辉煌,等.带可拆换 T 型钢连接件的梁柱节点抗震性能和震后功能快速恢复性能研究[J/OL].工程力学:1-17[2023-03-03].http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2595.O3.20230303.1504.028.html.
- [43] LATOUR M, PILUSO V, RIZZANO G. Free from damage beam-to-column joints: Testing and design of DST connections with friction pads[J]. Engineering Structures, 2015, 85:219-233. DOI:10.1016/j.engstruct.2014.12.019.
- [44] KISHIKI S, YAMADA S, SUZUKI K, et al. New ductile moment-resisting connections limiting damage to specific elements at the bottom flange[C]// Proceedings of the 8th U. S. National Conference on Earthquake Engineering. San Francisco: Earthquake Engineering Research Institute, 2006:852-861.
- [45] TAGAWA H, NAGOYA Y, CHEN Xingchen. Bolted beam-to-column connection with buckling-restrained round steel bar dampers[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 169: 106036. DOI: 10. 1016/j. jcsr. 2020. 106036.
- [46] SONG Lianglong, GUO Tong, CHEN Cheng. Experimental and numerical study of a self-centering prestressed concrete moment resisting frame connection with bolted web friction devices[J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2014, 43(4): 529-545. DOI: 10.1002/eqe. 2358.
- [47] 郭形,宋良龙.腹板摩擦式自定心预应力混凝土框架梁柱节点的理论分析[J].土木工程学报,2012,45(7):73-79. DOI:10.15951/j.tmgcxb.2012.07.020.
- [48] SONG Lianglong, GUO Tong, CAO Zhiliang. Seismic response of self-centering prestressed concrete moment resisting frames with web friction devices[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2015, 71:151-162. DOI:10. 1016/j. soildyn. 2015. 01. 018.
- [49] LU Xinzheng, ZHANG Lei, CUI Yao, et al. Experimental and theoretical study on a novel dual-functional replaceable stiffening angle steel component[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2018, 114:378-391. DOI:10. 1016/j. soildyn. 2018. 07. 040.
- [50] Wang C, Liu Y, Zheng X, et al. Experimental investigation of a precast concrete connection with all-steel bambooshaped energy dissipaters[J]. Engineering Structures, 2019, 178: 298-308. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2018. 10.046.
- [51] WANG Chunlin, LIU Ye, ZHENG Xiaolong, et al. Concept and performance testing of an aluminum alloy bambooshaped energy dissipater[J]. The Structural Design of Tall and Special Buildings, 2018, 27 (4); e1444. DOI: 10. 1002/tal. 1444.
- [52] IWANKIW N. Seismic design enhancements and the reduced beam section detail for steel moment frames[J]. Practice Periodical on Structural Design and Construction, 2004, 9(2):87-92. DOI:10.1061/(ASCE)1084-0680(2004) 9:2(87).
- [53] ALLAHREZA M G, MEHRZAD T R, BEHROKH H H. Experimental evaluation of rigid connection with reduced section and replaceable fuse[J]. Structures, 2018, 16:390-404. DOI: 10.1016/j. istruc. 2018. 11.010.

- [54] 邵铁峰,陈以一.采用耗能角钢连接的部件可更换梁试验研究[J].建筑结构学报,2016,37(7):38-45. DOI:10. 14006/j.jzjgxb.2016.07.005.
- [55] ZHANG A L,LI S H,JIANG Ziqin, *et al.* Design theory of earthquake-resilient prefabricated sinusoidal corrugated web beam-column joint[J]. Engineering Structures, 2017, 150:665-673. DOI:10.1016/j. engstruct. 2017. 07. 088.
- [56] 张爱林,张振宇,姜子钦,等.可修复的装配式钢框架梁柱节点非线性静力分析[J].建筑科学与工程学报,2017,34 (4):1-8.
- [57] JIANG Ziqin, YANG Xiaofeng, DOU Chao, et al. Cyclic testing of replaceable damper: Earthquake-resilient prefabricated column-flange beam-column joint [J]. Engineering Structures, 2019, 183: 922-936. DOI: 10. 1016/j. engstruct. 2019. 01. 060.
- [58] 姜子钦,杨晓峰,张爱林,等.可恢复功能装配式中柱节点耗能装置试验研究[J].建筑结构学报,2020,41(1):15-23.DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.0598.
- [59] ZHANG AiLin, ZHANG Hang, JIANG Ziqin, et al. Low cycle reciprocating tests of earthquake-resilient prefabricated column-flange beam-column joints with different connection forms[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2020, 164:105771. DOI:10.1016/j.jcsr. 2019.105771.
- [60] 姜子钦,牛子尧,张爱林,等. 翼缘盖板外置型可恢复功能装配式钢框架抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022:1-15. DOI:10.14006/j. jzjgxb. 2021.0754.
- [61] PENG Han, OU Jinping, SCHELLENBERG A, et al. Seismic behavior of steel moment frames with mechanical hinge beam-to-column connections [J]. International Journal of Structural Stability and Dynamics, 2020, 20(6): 2040005(1-20). DOI:10.1142/S0219455420400052.
- [62] ENG Han, OU Jinping, Mahin S. Design and numerical analysis of a damage-controllable mechanical hinge beam-tocolumn connection[J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2020, 133: 106149. DOI: 10. 1016/j. soildyn. 2020. 106149.
- [63] 陈云,陈超,徐子凡,等.装配式自复位摇摆钢框架抗震性能研究[J].建筑结构学报,2021,42(12):23-34. DOI:10. 14006/j.jzjgxb.2020.0186.
- [64] 钟沛杰,刘阳,刘小娟,等. 一种带防屈曲盖板的功能可恢复铰接钢梁: 202310052901.4[P]. 2023-04-25.
- [65] 门进杰,熊礼全,雷梦珂,等. 楼板对钢筋混凝土柱-钢梁空间组合体抗震性能影响研究[J]. 建筑结构学报,2019, 40(12):69-77,87. DOI:10.14006/j. jzjgxb. 2018.0102.
- [66] 刘永.带防屈曲盖板震损可更换钢梁抗震性能试验研究[D]. 厦门:华侨大学,2019.
- [67] CASTIGLIONI C A, KANYILMAZ A, CALADO L. Experimental analysis of seismic resistant composite steel frames with dissipative devices[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 76:1-12. DOI: 10.1016/j. jcsr. 2012. 03. 027.
- [68] 贺修樟,陈以一.下翼缘组件可更换框架组合梁的设计方法及验证[J].建筑结构学报,2020,41(3):1-13. DOI:10. 14006/j.jzjgxb.2019.0182.
- [69] 相阳,杨熙玲,李国强. 黏弹性减震楼盖与传统楼盖钢框架抗震性能对比研究[J]. 建筑结构学报,2022:1-11. DOI: 10.14006/j.jzjgxb. 2022. 0263.
- [70] 钟琼,霍静思,王海涛,等.预制装配式组合梁栓钉连接件抗剪性能试验研究[J].建筑钢结构进展,2018,20(2):13 19. DOI:10.13969/j. cnki. cn31-1893. 2018. 02. 002.
- [71] 刘汗青,钟琼,霍静思,等. 预制装配式栓钉连接件钢-混凝土组合梁抗弯性能试验研究[J]. 建筑钢结构进展, 2021,23(5):1-8. DOI:10.13969/j. cnki. cn31-1893. 2021. 05. 001.
- [72] 霍静思,陈日正,魏振,等.预制装配式组合梁栓钉连接件构造优化与安装误差影响试验研究[J].建筑钢结构进展,2023,25(7);23-31.DOI:10.13969/j.cnki.cn31-1893.2023.07.003.
- [73] 钟沛杰,刘阳,刘小娟,等.一种装配式钢-混凝土组合梁楼盖结构: 202310079287.0[P]. 2023-04-25.
- [74] CHI H,LIU J. Seismic behavior of post-tensioned column base for steel self-centering moment resisting frame[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 78:117-130. DOI: 10.1016/j. jcsr. 2012. 07.005.
- [75] FREDDI F,DIMOPOULOS C A,KARAVASILIS T L. Rocking damage free steel column base with friction devices:design procedure and numerical evaluation[J]. Earthquake Engineering and Structural Dynamics, 2017, 46 (14):2281-2300. DOI:10.1002/eqe.2904.
- [76] LIU Yang, GUO Zixiong, LIU Xiaojuan, et al. An innovative resilient rocking column with replaceable steel slit dampers: Experimental program on seismic performance[J]. Engineering Structures, 2019, 183: 830-840. DOI: 10.

1016/j. engstruct. 2019. 01. 059.

- [77] 刘小娟,刘阳,黄泽伟,等. 震后可恢复功能摇摆柱抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2021,42(8):204-212. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.0711.
- [78] 阮杰,刘阳,张世江,等.双向地震作用下新型性能可恢复摇摆柱抗震性能研究[J].工程抗震与加固改造,2021,43 (5):58-63,87. DOI:10.16226/j.issn.1002-8412.2021.05.008.
- [79] 刘阳,钟沛杰,许一鹏,等.震后可恢复功能摇摆柱滞回特性及恢复力模型研究[J].中南大学学报(自然科学版), 2022,53(10):4071-4084.
- [80] 吕英婷,郭子雄,黄婷婷,等.装配式震损可更换组合柱抗震性能试验研究[J].土木工程学报,2020,53(04):1-10. DOI:10.11817/j.issn.1672-7207.2022.10.026.
- [81] LU Yingting, GUO Zixiong, LIU Yang, et al. Performance of prefabricated RC column with replaceable Column-Base connection under cyclic lateral loads [J]. Engineering Structures, 2021, 240: 112343. DOI: 10. 1016/j. engstruct. 2021. 112343.
- [82] ZHANG Ailin, CHEN Xin, JIANG Ziqin, et al. Experiment on seismic behavior of earthquake-resilience prefabricated cross hinge column foot joint[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 189:107056. DOI: 10.1016/j. jcsr. 2021. 107056.
- [83] 刘阳,郭子雄,陈海,等. 钢连梁-钢板混凝土组合剪力墙组合件抗震性能试验研究[J]. 2021,42(3):41-49. DOI: 10.14006/j.jzjgxb. 2018.0364.
- [84] MEN Jinjie, XIONG Liquan, WANG Jiachen, et al. Experimental and numerical study on the behavior of novel multi-segment replaceable steel shear links[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 194:107314. DOI: 10.1016/j.jcsr. 2022.107314.
- [85] ZHANG Qian, MEN Jinjie, WANG Jiachen, et al. Seismic performance evaluation of a replaceable steel beam with slotted bolted connections[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 198:107553. DOI: 10.1016/j. jcsr. 2022.107553.
- [86] CHOU Chungche, CHENJunhen. Analytical model validation and influence of column bases for seismic responses of steel post-tensioned self-centering MRF systems[J]. Engineering Structures, 2011, 33(9): 2628-2643. DOI: 10. 1016/j. engstruct. 2011. 05. 011.
- [87] 徐烨,刘阳,陈海,等.功能可恢复钢框架力学性能及简化模型[J].华侨大学学报(自然科学版),2022,43(6):705-711. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202205017.
- [88] 陈云,陈超.装配式自复位摇摆钢框架的恢复力模型[J].建筑结构学报,2021,42(07):144-153. DOI:10.14006/j. jzjgxb.2019.0396.
- [89] CHEN Yun, CHEN Chao, CHEN Cong. Study on seismic performance of prefabricated self-centering beam to column rotation friction energy dissipation connection[J]. Engineering Structures, 2021, 241:112136. DOI: 10.1016/j. engstruct. 2021. 112136.
- [90] CHEN Yun, CHEN Chao. Study on seismic performance of prefabricated self-centering steel frame[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 182:106684. DOI:10.1016/j.jcsr. 2021.106684.
- [91] CHEN Yun, WEI Yuanhang, CHEN Chao, et al. Seismic Behavior of Resilient Rocking Steel Column Base[J]. Journal of Earthquake Engineering, 2023, 27(7):1795-1820. DOI: 10.1080/13632469. 2022. 2087796.
- [92] 门进杰,周婷婷,张雅融,等.钢筋混凝土柱-钢梁组合框架结构基于性能的抗震设计方法和量化指标[J]. 建筑结构学报,2015,36(增刊2):28-34. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2015. S2.005.
- [93] 门进杰,张谦,徐超,等. 基于改进 Park-Ang 双参数模型的 RCS 混合框架结构地震损伤评估[J]. 工程力学,2020, 37(9):133-143. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2019.10.0604.
- [94] MEN Jinjie, DENG Deping, LAN Tao, et al. Replaceability evaluation method of shear link for RCS hybrid frame [J]. Structures, 2021, 33: 2085-2098. DOI: 10.1016/j. istruc. 2021. 05.076.
- [95] 门进杰,霍文武,兰涛,等.带可更换构件的 RCS 混合框架结构受力特性及抗震设计方法[J]. 土木工程学报, 2020,53(6):42-52. DOI:10.15951/j. tmgcxb. 2020.06.004.
- [96] 门进杰,霍文武,兰涛,等.基于刚度和位移带可更换构件 RCS 混合框架结构抗震设计方法[J].工程力学,2021, 38(4):169-178. DOI:10.6052/j.issn.1000-4750.2020.06.0370.

(责任编辑:黄仲一 英文审校:方德平)

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202403004



CO₂ 封存诱发近断层活化机制研究进展

禹海涛^{1,2},张改²,闫晓²

(1. 同济大学 土木工程防灾减灾全国重点实验室,上海 200092;
 2. 同济大学 地下建筑与工程系,上海 200092)

摘要: 文中梳理了 CO₂ 地质封存诱发地震活动的典型案例和总体进展,并结合注入诱发断层失稳理论,系 统阐述热-流-力-化多场耦合作用下的 CO₂ 封存诱发近断层活化机理,探讨不同物理过程对断层活化的关键 影响因素,指出目前研究存在的问题和亟待突破的研究方向。研究结果表明;CO₂ 地质封存诱发地震活动与 孔隙压力扩散、非等温效应及地球化学反应等物理过程紧密相关;相较于注水活动,CO₂ 注入触发了涉及多 相流动状态、焦耳-汤姆逊效应、CO₂ 溶解放热及 CO₂-地层盐水-岩体化学作用等一系列复杂多物理场耦合过 程;实际断层活化及剪切破坏的发生是这些过程协同作用的结果,并受到地层应力状态和断层属性的控制,以 及注入策略和注入位置的影响。今后研究工作需要在基础理论研究和应用实践层面全面考虑热-流-力-化多 场耦合效应,加强封存场地地质构造勘查,并发展多模式的流体注入策略,这对理解 CO₂ 注入诱发近断层活 化机制进而实现地震活动的精确预测至关重要。

关键词: 碳封存;断层活化;孔隙流体压力;非等温效应;地球化学反应 中图分类号: X 78; P 315.728 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0136-14

Research Progress on Mechanism of Near-Fault Reactivation Induced by CO₂ Geological Storage

YU Haitao^{1,2}, ZHANG Gai², YAN Xiao²

State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai200092, China;
 Department of Geotechnical Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: The typical cases of seismicity monitored in CO_2 geological storage (CGS) projects are summarized. Combining the theory of injection-induced fault instability, the mechanism of near-fault reactivation under the effect of thermo-hydro-mechanical-chemical (THMC) coupling during the storage process is investigated. The key factors of various physical processes influencing fault reactivation are discussed, the current research challenges and perspectives are also pointed out. Research results indicate that fault reactivation induced by CO_2 storage is related with pore pressure perturbation, non-isothermal effect and geochemical reactions; compared with water-injection activities, the characteristics of CO_2 injection includes multiphase flow, the Joule-Thomson effect, dissolution heat release, and CO_2 -brine-rock interaction; The induced fault reactivation is the result of the synergistic effects of these processes, and is controlled by the geo-stress and fault properties, is also influenced by injection strategy and location. Future research efforts should pay more attention on the THMC coupling, the exploration of geological characteristics, and the development of multi-mode CO_2 injection strategies at both the fundamental theoretical research and practical application. This foundational re-

基金项目: 国家重点研发计划项目(政府间国际科技创新合作)(2022YFE0128400); 国家自然科学基金青年基金资助项目(42307209)

收稿日期: 2024-03-01

通信作者: 闫晓(1994-),女,博士后,主要从事 CO₂ 地质封存诱发地震的研究。E-mail:xiao_yan@tongji.edu.cn。

research is essential to understand the mechanisms of near-fault reactivation induced by CO_2 injection, and to reliably assess seismic activity.

Keywords: carbon storage; fault reactivation; pore pressure; non-isothermal effect; geochemical reactions

为有效应对全球气候变暖的突出性环境问题,CO₂ 地质封存(CO₂ geological storage, CGS)已成为 未来能源战略和碳减排战略的重要组成部分,并受到国际社会的高度关注^[1-3]。该技术的基本原理是将 收集处理后的 CO₂以超临界态注入到地下咸水层、衰竭油气田、深部不可开采煤层或玄武岩含水层等 地质构造中,以实现 CO₂ 的永久封存^[2,4]。这一过程势必引起深部地层流体压力增加和岩石变形,并可 能引起已有断层活化、诱发地震,从而威胁碳封存储层安全并降低碳封存效率^[5-8]。因此,深刻理解 CO₂ 注入诱发已有断层活化的机理及其影响因素是降低诱发地震风险的关键。

近年来随着全球范围内 CGS 项目增多,与之相关的地震活动亦呈增加趋势。这些诱发地震事件涉 及多物理场耦合过程,包括岩石力学、流体流动、非等温效应和地球化学反应等,是多种机制共同作用的 结果^[9-12]。具体来说,CGS 项目中大规模高压流体注入导致储层孔隙压力及温度场发生明显扰动,孔隙 压力的增大和温度的降低都会降低已有断层上的有效应力^[13-14],并且 CO₂-地下盐水-岩体的地球化学 反应会对岩层水力特性和机械性能进行改造,从而增加断层失稳的不确定性^[15]。此外,在断层发生破 坏或引发地震事件后,地应力会进行重新调整。从地质条件来看,应力状态和断层属性等构造因素,如 水文地质属性、岩石力学属性和围岩岩性,控制着多物理场耦合作用下的已有断层弹塑性响应^[6,16-18]; 从人为控制因素来看,流体注入策略和注入位置,如注入压力、注入体积、注入温度和总注入量等进一步 影响地震发生的特征^[5,19]。

CGS项目中注入储层深部的 CO₂-地下盐水-岩体相互作用的多场耦合过程,与工业废液回注、油气 增产、地热开发等注水工程明显不同,这使得其诱发近断层活化机制也区别于注水工程。文中围绕 CO₂ 注入诱发近断层活化机制,首先介绍地质碳封存诱发地震事件的典型案例,再根据注入诱发断层失稳的 基本理论,重点分析孔隙压力扩散、非等温效应和地球化学反应主导的断层活化机制及其影响因素,可 为地质碳封存项目的安全可持续性发展乃至实现双碳目标提供理论指导。

1 CO₂ 封存项目诱发地震典型案例

目前为止,全球已建、在建和计划建设的 CGS 项目超过 300 个,已在多个地区观测到^[1]与之相关的 诱发地震活动,如表1所示。表1中:CO₂-EOR 指二氧化碳气驱强化采油。

表 1 CO ₂ 封存项目诱发 #	也震活动案例
------------------------------	--------

项目	类别	储层岩性	诱震特征
Sleipner 气田	CGS	砂岩	M-2~M-3级地震
In Salah 气田	CGS	石炭系砂岩	超 1000 次地震活动,最大震级为 M-0.5
Weyburn 油田	CO_2 -EOR	碳酸盐岩	近 100 次 M-1~M-3 级地震
Decatur 项目	CGS	砂岩	10123次 M-1~M-2级微震,注入井相距 2km 时诱发 5.3级地震
Cogdell 油田	CO_2 -EOR	碳酸盐岩	105 次震级 M≥1 的地震,18 次 M-3~M-4.4 级地震
Aneth 油田	CO_2 -EOR	碳酸盐岩	3800 次震级在 M-1.2~M-0.8 微震事件
Lacq-Rousse 气田	CGS	碳酸盐岩	定位 600 多个 M-0.5~M-2.3 地震事件

Tab. 1 Cases of seismics induced by CGS projects

文中就 CGS 项目的储层深度、储层岩性、储层温压、诱震数量和诱震震级等特征对相关典型案例进行简述总结,以探索 CO₂ 注入诱发地震背后的机理。

挪威 Sleipner 天然气田 CGS 项目是第一个商业规模 CO₂ 封存项目,将从生产的天然气中分离出的 CO₂,通过 1 012 m 深处的水平井注入到 Utsira 构造的砂岩储层中^[20]。储层本身地质构造简单,地 层相对较厚。井口注入温度稳定在 25 °C,压力控制在 6.2~6.5 MPa,注入后储层压力增幅小于 0.5 MPa^[6]。自 1996 年开始注入 CO₂起,Sleipner-A 地台记录了数次 M-2~M-3 级地震。

阿尔及利亚中部 In Salah 油田 CGS 项目是第一个陆地 CGS 示范工程,主要将来自多个气田的 CO₂ 处理后注入 Krechba 枯竭气田。该气田为石炭系砂岩,以大型背斜构造为主,储层裂缝和断层发

育^[21]。井口注入温度范围为 25~55 ℃,井底压力较储层初始压力增幅为 10~11 MPa。该储层先前进 行了注水活动,CO₂ 注入会引起非混相的多相流动。自 2009 年起,微地震记录数据表明发生了超过 1 000起地震活动事件,最大震级为 M-0.5,其中大部分与 CO₂ 注入相关。

加拿大萨斯喀彻温省东南的 Weyburn 油田是世界上最大的 CO₂ 封存与提高采收率相结合的示范 项目。CO₂ 注入到1430 m 的 Mississippian 碳酸盐储层中,最初注入率为269 万 m³ · a⁻¹,随后逐渐增 加至300 万 m³ · a⁻¹。注入后井底压力增加8 MPa、温度下降7℃。2003 年 8 月至2004 年 12 月,微 震监测点监测到近100 次 M-1~M-3 级地震发生,这些地震事件主要集中在注入段储层内部中,其空间 分布表明地震还可能受储区化学性质变化的影响^[7]。

美国伊利诺伊州 Illinois 盆地中部的 Decatur 项目是美国第一个大规模专用 CGS 项目。从 2011 年到 2014年,约 100万t的 CO₂ 注入到 2 100 m 深的 Mount Simon 高渗透砂岩储层中,注入后井底压 力比储层初始状态高 2.4 MPa^[7]。该盆地南部靠近新马德里地震带和 Wabash Valley 断层系统。注入 开始 2 个月后监测到 10 123次 M-1~M-2 级微地震。这些地震事件表现出与 CO₂ 注入明显的相关性, 说明 CO₂ 注入后储层压力增量使先前存在的临界应力弱面发生再活化^[22]。

美国德克萨斯州北部 Cogdell 油田在 2011 年发生的 M-4.4 级地震是目前为止与 CO₂ 注入有关的 最大震级地震。自 2001 年起,CO₂ 被持续注入到约 2 100 m 深度的马蹄环礁石灰岩储层(初始温压分 别为 75 ℃和 20 MPa),用于提高石油采收率^[8]。2009 年到 2011 年,美国地球系统观测台临时阵列记 录了油田内或附近的 105 次 M≥1 地震事件,18 次 M-3~M-4.4 地震事件。地震发生期间 CO₂ 注入速 率达到峰值,平均 40 万 m³ • 月^{-1[23]}。西南侧 Kelly-Synder 油田与 Cogdell 油田的地质构造、注入活动 和产量趋势高度相似,但尚未检测到地震活动,这表明 Cogdell 油田的地震事件是在先前未识别的断层 上触发的滑动。

美国犹他州东南部的 Aneth 油田是美国能源部支持的 CO₂ 强化原油采收率项目试验区。从 2007 年 8 月到 2009 年 9 月,从科罗拉多州 McElmo Dome 的天然储层源通过管道输送 CO₂,并以每年 12.7 万 t CO₂ 的速率注入约 1 707~1 768 m 深度的 Desert Creek 碳酸盐储层。自 2008 年 4 月到 2009 年 3 月,垂直地震检波器阵列检测到约 3 800 件 M0.8~M1.2 微震事件,其空间分布分别沿着两条西北至西南走向的断层带形成了南部集群(95%以上地震事件)和北部集群(其余 5%地震事件)^[24]。

法国西南部 Lacq-Rousse 枯竭气田是法国首个 CGS 项目试点区域。截止到 2013 年 3 月,超过 5.1 万 tCO₂ 以平均 70 t • d⁻¹的注入速率注入到 4 200 m 深处的裂缝性 Mano 碳酸盐储层中。注入期间气 藏储层压力从 4.2 MPa 增加到 8.5 MPa,远低于 48.5 MPa 的初始气田压力,这表明储层压力增加并不 是地震发生诱因。地球化学分析表明,储层岩石所含绿泥石因 CO₂ 注入而溶解,进而引起碳酸盐沉 淀^[9]。自 2011 年 3 月至 2014 年 7 月,共监测到 2 500 个地震事件,其中超过 2/3 的地震活动由于不够 活跃而无法定位。因此只记录到 600 多个 M-0.5~M-2.3 之间的地震事件^[25]。

通过总结 CGS 项目诱发地震案例可以知道: CO₂ 注入储层为砂岩或碳酸盐岩;诱发地震大多发 生在裂缝性岩层或含已有断层区域中;诱发地震会 在注入活动开始后即刻发生,但也可能发生在流体 停注一段时间后;与地下注水工程相比,碳封存储层 中超临界 CO₂ 压缩性更强、粘度更低,孔隙流体压力 增幅相对较小且容易消散,诱发地震频次较低且震 级通常较小。诱发地震机制复杂,涉及孔隙压力扩 散、温度变化,以及化学作用诸多耦合过程,如图 1 所示^[18]。





2 诱发断层失稳理论

流体注入深部地层时,孔隙压力增加导致断层面上有效正应力(总应力与孔隙压力的差值)减小。

这过程可能引发岩体裂隙面或断层破坏,进而诱发潜在地震活动。CO2 注入诱发断层活化的基本理论与注水诱发断层活化的理论一致,即通过摩尔-库伦准则来描述断层面的剪切滑移状态。其计算式^[7]为

$$\tau \leqslant \mu \sigma' = \tau_{\text{crit}},$$

$$\sigma' = \sigma_n - \Delta \sigma_T - p_{\circ}$$

$$(1)$$

式(1)中: τ , τ_{crit} 分别是作用在断层面上的剪切应力和临界剪切应力; σ' 为有效应力; σ_n 为作用在断层面上的正应力; $\Delta\sigma_T$ 为热应力;p为孔隙压力; μ =tan φ 是摩擦系数; φ 是内摩擦角。

当考虑岩石黏聚力作用后,摩尔-库仑剪切破坏准则为

$$\tau \leqslant \mu \sigma' + c_{\circ} \tag{2}$$

式(2)中:c是黏聚力。

CO2 注入导致反映断层应力状态的莫尔圆整体向左偏移,当作用于某一断层上的剪切应力超过临 界剪切应力,即莫尔圆与破坏包络线相切时,该断层就会发生剪切滑动。断层滑动以无震蠕滑和有震黏 滑的方式产生。发生无震滑移时,长期以来板块运动积累的应变能得以释放;而有震黏滑行为引起伴有 地震活动的断层快速滑动,地震活动释放能量的大小与断层剪切滑移面积密切相关。

3 CO2 封存诱发断层活化机理

通过对之前所探讨的多个实际案例进行深入研究,得出如下3个主要推断。

1) Sleipner 气田、In Salah 油田、Weyburn 油田和 Decatur 项目中均观测到了孔隙压力增加现象。 值得注意的是,In Salah 油田在经历注水阶段后实施了 CO₂ 注入操作,该过程导致了多相流效应;Decatur 项目中的地震活动则在注入开始一段时间后被检测到。这都表明孔隙压力扩散是 CO₂ 封存诱发地 震事件的主要机制。

2) 监测数据显示, In Salah 油田和 Weyburn 油田出现了温度下降现象。这提示了温度诱导的热应 力变化对这两个项目的地震活动起到触发作用。

3) 对于 Weyburn 油田和 Lacq-Rousse 枯竭气田,地球化学分析揭示了 CO₂ 注入导致储层岩石水 力特性和机械性能发生动态演变的过程。这表明,地球化学过程构成了诱发地震活动的重要内在机制 之一。

综合以上推断,可以确定孔隙压力增加、温度效应,以及地球化学反应等多种过程共同作用,构成了 诱发地震活动的关键机制。

3.1 孔隙压力主导的断层活化机制

CGS项目中 CO₂ 注入改变断层原有应力状态,当发震断层与储层之间存在直接水力联系时,孔隙 压力扰动是诱发断层活化的主要机制;而发震断层与储层之间没有直接水力联系时,岩石基质体积变形 引起的孔隙弹性效应主导诱发地震活动。

3.1.1 孔隙压力扩散 自然平衡状态下,孔隙流体压力随着地层深度近似线性增加。CO₂ 注入活动 会干扰天然孔隙流体压力场,增加储区孔隙压力,直接引起注入点周围断层有效应力减小,或者通过高 渗透渗流通道使远处断层面上有效应力减小,导致具有水力联系的断层活化。这是流体注入诱发地震 活动的主要机制。CO₂ 注入引起的孔隙压力从注入位置扩散,储层大面积区域增压,如果在数十年注 入过程中 CO₂ 前缘迁移几千米,那么压力扰动范围超过数百千米^[8,26]。此外,大规模的 CGS 项目需要 全面部署多个注入点,以适用各种工业规模排放源产生的 CO₂ 体积,同一储层中多个注入点的超压叠 加将产生更大的增压区域^[27]。当升高的孔隙压力扩散到断层上时,改变断层上的应力状态,引发断层 滑动甚至地震活动。

不同于注水诱发地震,注入储层深部的超临界态 CO₂密度和黏性低于地层盐水,且部分会溶于盐水,因此,CO₂-地层盐水可视为多相流系统。当以恒流速注水时,孔隙压力随着时间对数呈线性增加趋势。多项解析和数值模拟研究表明,多相流系统中相对渗透率和毛细作用在流体压力演化中起着关键作用。这导致 CO₂ 注入深部储层后流体压力在初期急剧增加,随后随着时间推移略微降低^[28-31],这与 注水活动引起的超压演化趋势明显不同^[16-33],如图 2 所示。图 2 中:*p*₀ 为超压,*t* 为注入时间。注入开 始时,超压急剧增加是由于注入点周围孔隙开始去饱和时 CO₂ 的相对渗透率低,毛细边缘完全包围注 入点。随着 CO₂ 继续注入,毛细边缘远离注入点,相对渗透率逐渐增加,最终填充注入点周围孔隙。由 于超临界 CO₂ 粘度比盐水低一个数量级,CO₂ 较容易在储层内流动,超压达到最大值后略微降低^[16,28]。 考虑多相流系统超压的长期演化趋势,一方面,CO₂ 溶解到盐水中,储区内流通流体总体积减小,压力 降低^[32];另一方面,盐水可以流过盖层或基岩,而 CO₂ 受毛细作用阻碍无法穿透低渗透地层,储层内部 压力积聚降低^[16]。由此可见,考虑成多相流系统时,相对渗透率和毛细作用显著影响孔隙压力扩散行 为^[13],从而产生不同于单相流系统的地震响应,但多相流系统如何影响已有断层应力场时空响应仍需 进一步探讨研究。



图 2 注入水和 CO₂ 时孔隙压力演化趋势对比^[16,33]

Fig. 2 Comparison of pore pressure evolution during water injection and CO2 injection [16.33]

3.1.2 乳隙弹性效应 当大规模地向碳封存储层中注入 CO₂ 时,其效应不仅限于直接的流体增压作 用,还将引起储区内的岩石力学响应,并通过这种孔隙弹性应力变化影响周边断层应力状态,破坏已有 断层稳定性。由于孔隙弹性应力主要通过岩石基质传递,因此应力扰动范围延伸到孔隙压力扩散以外 的区域,在没有直接水力联系的情况下引发地震活动^[34-36]。瞬间(短期)孔隙弹性响应通过 Biot 理论来 描述储层岩石的弹性变形行为,即高压 CO₂ 的注入直接促使岩石应力状态向更接近屈服和破坏的方向 演化^[37-39]。考虑 CO₂ 封存的时间尺度(数千年),岩石基质会展现出受孔隙流体影响的粘弹性行为,相 比纯弹性本构模型预测的瞬时变形,这种时间依赖性变形使得岩石达到破坏状态的可能性更高^[10,40]。 如果不考虑岩石的时变特性,储层变形的地质力学分析会严重偏差,而目前与 CO₂ 储存相关的地质力 学风险与时间依赖性变形的关联研究有限,具体机理尚不清晰。

孔隙压力扩散和孔隙弹性效应耦合是诱发地震活动的另一种机制。其本质是直接受孔隙压力扩散 影响的断层自身应力状态改变后,再通过孔隙弹性效应影响附近其他已知断层上库伦应力变化。其库 伦应力变化(ΔCFS)定义^[41-42]为

$$\Delta \text{CFS} = \Delta \tau_s + \mu (\Delta \sigma_s + \Delta P)_{\circ}$$
(3)

式(3)中: μ 是摩擦系数; $\Delta \tau_s$ 是剪切应力变化; $\Delta \sigma_s$ 是正应力变化; ΔP 是流体压力变化。 $\Delta \tau_s + \mu \Delta \sigma_s$ 由孔 隙弹性应力引起, m $\mu \Delta P$ 是由孔隙压力贡献的部分。

孔隙压力通过孔隙空间扩散,孔隙弹性应力通过岩体骨架的变形传递^[43],因此孔隙弹性应力不受 多孔介质固有渗透率约束,从而影响比孔隙压力扩散区域更大的范围。同时孔隙压力随与注入点距离 的增加而衰减,远离注入点的位置处孔隙弹性应力将直接超过孔隙压力,占据主导地位^[44-45]。如果库伦 应力增加,会促进后续地震的发生;而库伦应力减少,则可能延缓后续地震的发生^[46-47]。由此,孔隙弹性 耦合描述了岩石变形,以及通过可变形孔隙的流体流动过程,扰动了注入增压区外的应力场,是揭示非 增压区地震事件和注入后地震活动的重要机制。

3.2 热效应主导的断层活化机制

注入过程中,CO₂ 在注入井内的升温速度低于地温梯度,到达井底的温度低于储层温度,这将引起 焦耳-汤姆逊冷却效应、CO₂ 溶解放热,以及水蒸发吸热等现象在内的非等温效应^[11]。由于注入引起的 热流传播速度取决于 CO₂ 对围岩的冷却作用,非等温区前锋滞后于 CO₂ 迁移前缘,这导致热流传播通

常比孔隙压力传播速度慢。因此,在长达几十年的注入期间,CO2 注入引起储区围岩温度明显变化的 区域限于注入点周围几百米范围内^[48]。

低温注入的 CO₂ 与高温储层间的热相互作用会导致岩石体积收缩变形。一方面,引起断层面轻微 张开并减少静摩擦,触发已临近破坏的断层滑动;另一方面,热弹性效应产生的应变会生成热应力,进而 影响有效应力分布^[5,14]。热应力区域由 CO₂ 注入引起的温度变化区域控制,并通过应力传递对远场应 力场施加影响,使断层应力状态更加接近剪切滑动,从而诱发地震事件。如阿尔及利亚 In Salah 的 CCS 项目中 CO₂ 到达注入井底时温度比储层低 45 ℃,所产生的热应力是引发该气田微地震活动的原因之 一^[6,49]。Vilarasa 等^[18,50]基于多孔介质的线性热弹性理论,给出了热应力大小 Δσ_T 的计算方法,即 Δσ_T = Kα_T ΔT。其中,K 是体积模量,α_T 是线性热膨胀系数。由该公式可知,热应力的大小在很大程度 上依赖于温度影响的岩石类型及其温度变化。对于储层岩石来说,其刚度比富含粘土成分的盖层大,所 产生的热应力也更明显^[51]。当储层和盖层的热膨胀系数存在差异时,断层穿过盖层并与储层接触时交 界面产生剪切应力,加剧已有断层的活动从而导致剪切破坏^[16,52]。

3.3 化学反应主导的断层活化机制

相比于其他注水工程,CGS项目显著特征之一是注入的 CO₂ 易溶解在地层盐水中,引起岩石矿物 化学反应。根据注入点周围 CO₂ 饱和度的空间分布(即与注入点的距离),可依次划分为不同区 域^[53-54]。 I 区为井筒附近充满超临界 CO₂; II 区为超临界 CO₂ 和盐水的两相混合物的过渡区; II 区为 酸性 CO₂ 水溶液完全饱和区; IV 区为距离井筒最远的区域不受注入影响。

CO₂ 的溶解/沉淀反应主要发生在 Ⅱ 区和 Ⅲ 区。CO₂ 与水结合产生碳酸(H₂CO₃),当碳酸吸附在 岩石表面时,会立即解离成 H⁺和 HCO₃⁻,形成 pH 值接近中性或降至 4~5 的弱酸性环境^[54-56]。即

 $CO_{2(aq)} + H_2O_{(1)} \leftrightarrow H_2CO_{3(aq)} \leftrightarrow H^+ + HCO_3^- \leftrightarrow 2H^+ + CO_3^{2-}$

岩石矿物成分受酸化盐水作用,发生化学反应并改变孔隙结构,进而影响岩石的水力特性和机械性能,引发断层滑动使断层活化。因此,了解溶解 CO₂ 和储区岩石之间的化学反应对于分析诱发地震机 理至关重要。

3.3.1 水力特性 CGS项目的目标储层以碳酸盐岩和砂岩为主,与 CO₂ 的化学反应包括石英-长石的 溶解及碳酸盐的溶解和再沉淀;而储存场地顶部的盖层富含粘土矿物,与 CO₂ 的化学相互作用包括伊 利石的溶解及蒙脱石的沉淀。CO₂ 溶蚀反应引起岩石孔隙度和渗透率的增加,而矿物沉淀导致孔隙空 间堵塞,孔隙度和渗透率下降。这将增强或减弱储区与已有断层间的水力联系,进而引起断层上有效应 力的变化并可能增加诱发地震活动的风险。

高反应活性的岩石材料(如碳酸盐岩)在接触到酸化盐水时会快速溶解,增加孔隙的平均宽度,并形成更高的孔隙率^[57],如图3所示。这种碳酸盐矿物的溶解和流动路径之间的正反馈效应,会在碳酸盐 岩中形成优势流动通道。相比之下,富含粘土矿物的岩石在暴露在酸化盐水环境中时,其孔隙率的变化



(a) 未经 CO₂ 盐水侵蚀方解石晶体





(c) 注入 CO₂ 盐水的方解石晶体 表面粗糙度和颗粒内微孔隙

(b) 注入 CO₂ 盐水的
 方解石晶体不均匀溶解
 图 3 CO₂ 盐水侵蚀前后方解石晶体变化^[57]

Fig. 3 Changes in calcite crystals before and after CO₂ salt water erosion^[57]

趋势较为复杂。例如,恒定温压条件下注入超临界 CO₂ 时,高岭石和蒙脱石等粘土矿物的孔隙表面积 减少^[58],而页岩样品浸没在 CO₂ 饱和盐水后却显示出孔隙率上升的结果^[59]。这种相反的孔隙结构变

化主要归因于粘土水化、矿物溶解、孔喉中矿物再沉淀之间的相互竞争关系。孔隙结构的变化将会直接 影响其水力传输性能。CO₂ 注入碳酸盐岩中通常会导致渗透率增加^[60];相反,对于鲕状灰岩(主要由粘 土矿物和碎屑石英组成),渗透率的增加表现为两个阶段:初始阶段,由于孔隙连通性的改善,渗透率呈 现平稳增加;随后,随着虫洞突破现象的出现,渗透率大幅跃升^[61],这揭示了孔隙蚀变与流体传输之间 的高度复杂关系。由此可见,CO₂ 与储区岩石的化学作用会对岩层孔隙结构、孔隙率、渗透率,以及与 已有断层间的水力联系进行改造,增加断层活化的不确定性。

3.3.2 机械性能 在运用摩尔-库伦准则评估断层活化潜力时,关键在于通过抗剪强度参数(即黏聚力 c和内摩擦系数μ)来计算临界剪切应力值,进而判断断层是否达到失稳破坏条件。在实际的 CO₂ 封存 场地中,已有断层的剪切强度和摩擦稳定性受 CO₂ 流体引起的各种化学反应耦合作用影响,其整体机 械性能减弱。Bemer 等^[62]在高围压(*p* = 5.2~20.3 MPa)下对 Lavoux 灰岩进行三轴试验,结果表明 注入 CO₂ 盐水后岩石样品的弹性模量和抗剪强度均有所降低; Samuelson 等^[63]采用直接剪切摩擦试 验,表明纯干燥 CO₂ 略微降低了富含粘土断层泥的摩擦系数; Rathnaweera 等^[64]的研究结果显示,富含 CO₂ 的饱和水砂岩试样的损伤强度大幅减少约 46.44%,改变岩石剪切滑移特性。由此可见,CO₂-地下 盐水-岩石之间的化学相互作用显著影响断层活化和地震活动的可能性。然而,目前储层规模地质力学

建模分析方法中,考虑岩石机械性能对地球化学反应的 依赖性的研究尚显不足,因此需要建立严谨的数学模型 来刻画注入流体-岩石地球化学反应所影响的力学响应 特性,以准确评估这些过程诱发微震活动的可能。

综上所述,CO₂ 注入引起断层活化的机制很多,如 孔隙压力扰动、岩体基质变形引起的孔隙弹性应力变 化、低温 CO₂ 引起的热应力变化,以及 CO₂ 酸性流体引 起的水力传输性能和机械性能变化等。图 4 展示了相 关机制在摩尔应力图上的表现。实际上,断层活化的实 质在于多物理过程协同作用于已有断层应力场,进而导



致应力状态的重分布及积累的应变能释放,这一复杂过程由多种地质因素和工程因素共同决定。

4 CO2 封存诱发断层活化的关键影响因素

CO₂ 封存诱发断层活化所涉及的热-流-力-化耦合过程,受地质构造特征和工程操作参数的双重制约,其中地质因素包括储层温压条件、地层岩性、地应力状态、断层产状及其渗透性能等;工程因素包括流体注入速率、注入压力、注入温度、总注入量、注入点相对断层的位置等。针对 CGS 项目诱发地震的具体案例,不同影响因素对断层活动的调控作用及其相对重要性具有显著差异。因此在探究诱发地震的关键驱动机制时,必须综合考虑多种影响因素的叠加效应,从而确保对诱发地震的准确评估。

4.1 地质因素

4.1.1 断层构造应力状态 断层区域的构造应力状态是决定断层滑移及活化的核心因素。CO₂ 注入 诱发地震事件时,断层面发生剪切破坏的潜力大于张拉破坏。因此,在同等注入条件下,垂直于断层方 向的正应力增大,断层趋于保持闭锁状态;相反,平行于断层方向的剪切应力增强将更易于诱发断层剪 切滑移。Figueiredo 等^[65]探讨了断层横纵应力比对断层活化的影响,其他条件保持不变的情况下,断层 所在位置的水平应力增大,以及水平应力与垂直应力比值提高时,断层的剪切滑动位移会越小,这意味 着断层活化的可能性降低。Passelègue 等^[66]在三轴应力条件下对锯切花岗岩样品开展流体注入实验, 结果显示,随着围压或初始剪切应力的增加,断层活化所需的局部流体压力及断层面的流体压力不均匀 性增加,这增强了断层活化时的滑移速率。Cebry 等^[17]使用双轴加载设备对锯切花岗岩断层进行了注 入实验,并对比分析不同背景应力水平下诱发地震事件。研究发现,较高背景应力状态下,断层滑动由 抗震滑移引起的应力传递所驱动,在流体增压区外表现为失稳型破裂;较低背景应力水平下,破裂仅限 于在流体增压区内扩展,且断层滑移程度受增压范围控制。Goebel 等^[44]给出孔隙压力和孔隙弹性应力 对断层上应力张量的影响程度取决于断层构造应力场分类,即正断层(垂直应力是最大主应力)、逆断层 (垂直应力是最小主应力)或走滑断层(垂直应力是中间主应力)的结果。Altmann等^[33]进一步阐明 CO2 注入期间逆断层和走滑断层更能沿最大水平应力方向激活,而正断层更能沿垂直应力方向激活。

此外,热应力对断裂稳定性的影响也受到储层构造应力状态的制约。Vilarasa 等^[18,67]通过应力莫 尔圆分析了超压和非等温效应影响区域内不同应力状态下断层稳定性。仅考虑超压时,正断层和逆断 层分别是最稳定和最不稳定的应力状态;当考虑冷却效应时,走滑断层则是最不稳定的应力状态。例如 以走滑断层为地质特征的阿尔及利亚 In Salah 的非等温模拟结果表明,诱导热应力引起的应力场变化 导致天然裂缝发生剪切破坏,从而引发盖层下部冷却区域的微震现象^[68-70]。

因此,要准确评估孔隙压力扩散、孔隙弹性变化及温度效应对已有断层应力状态的具体影响,首先 必须探明断层构造应力状态。然而,目前构造应力状态的量化分析至今仍然是项亟待深入研究且极具 挑战性的难题。

4.1.2 断层倾角 断层活化风险受到断层倾角的显著影响,然而断层活化概率并非由倾角单因素决定,在不同的构造应力状态下,断层的稳定性表现出明显差异。Wang等^[71]定义断层活化因子(η)来表示注入导致的断层稳定性,储层正上方的断层活化因子(η)随着断层倾角的变化规律以90°为中心对称, 正断层状态下断层倾角为 60°时活化概率最高,逆断层状态下断层倾角为 30°时活化风险最高。Gheibi 等^[72]通过有限元-离散元数值模型表明,断层倾角的增加提高了正断层上盘和下盘附近的储层和盖层 的稳定性,并且降低了逆断层下盘附近储层和盖层的稳定性,而逆断层上盘附近盖层稳定性随着倾角的 增加而增加,在 30°时断层上盘附近储层最不稳定,在 45°时最稳定。Meguerdijian 等^[73]提出注入诱发 断层活化的震源位置和滑动起始时间是断层倾角的相关函数。

另外,断层倾角的差异将导致压力和温度在断层面不同水平位置上的分布差异,这可能导致低温 CO2 诱发热应力在断层不同水平位置产生不同的影响程度,或者影响 CO2 与岩体之间的化学反应及其 力学性能变化,这些均与断层活化的潜在风险密切相关。然而,目前针对这一影响因素下的温度效应和 地球化学反应对断层活化影响的研究尚有待开展。

4.1.3 断层渗透率 CO₂ 流体沿着储层内部裂隙通道自注入点向周边扩散时,断层渗透率的降低会 增加流体在断层区域的聚集,进而造成该区域孔隙压力升高,增加诱发断层活化的可能性。Taghipour 等^[74]进行了 Gachsaran 油田 Asmari 油藏的地质力学模拟研究,揭示了低渗透断层的存在引起注入井 和断层之间的储层压力增强,而远离注入井的断层另一侧的超压相对较小。Figueiredo 等^[65]通过 TOUGH-FLAC 水力耦合软件,探讨了渗透率对断层活化的影响,结果展示出在其他条件相同时,渗透 率低(小于 0.987 nm²)的断层,流体更易在断层处富集,诱发断层活化的风险更高。Vilarrasa 等^[75]通 过模拟 CO₂ 注入引起的地质力学响应指出,低渗透性断层会引起断层周围孔隙压力和应力的显著变化 并降低其稳定性;反之,高渗透性断层对断层稳定性的影响相对较小。

4.1.4 其他因素 温度、地层盐水成分和岩石矿物成分等诸多因素共同影响地球化学反应速率。不同 地质深度导致的储层温度差异直接影响相关化学反应的反应速率。如在较低的温度(小于 60 ℃)下,碳 酸盐岩与 CO₂ 反应时倾向于溶解;而当深层储层温度高于 60 ℃时,则更易于促使碳酸盐矿物沉淀,这 将会增加孔隙度和渗透率。咸水层中盐水含盐量也会影响渗透率的变化,如在注入 25%盐溶液的砂岩 岩芯驱替实验中,盐沉淀导致绝对渗透率降低了 60%^[76]。在 CO₂ 溶于盐水产生的酸性环境中,矿物质 表现出不同的溶解特性:如长石矿物易于溶解,钙和钠长石的溶解性较强,钾长石的溶解力较弱^[15]。因 此,针对岩石所发生的地球化学反应及其效应,必须紧密联系实地具体条件来进行评估和预测,以确保 准确理解其对流体传输性能及地质结构稳定性的影响。

CO₂-盐水-矿物间的地球化学反应引起的岩石力学性质演化受围压、矿物质和含水量等因素的共同 调控,岩石强度降低将诱使储层已有断层的剪切滑动。在高围压条件下岩石易发生塑性破坏;低围压环 境下,低蚀变程度表现为脆性破坏,而高蚀变程度呈现为塑性破坏^[77];干燥条件下 CO₂ 略微降低富含粘 土断层泥的摩擦系数^[63],而水和 CO₂ 共同作用于硬石膏断层泥时,其摩擦系数降低 15%,大幅增加诱 发地震的可能性^[78]。在恒定的机械应力下,由于机械和化学过程的相互作用,储层岩石会发生与时间 相关的压实变形。已有试验结果表明,蠕变变形受晶粒尺寸、矿物成分、温度、含水量、孔隙流体 pH 值 等多种因素的影响^[12]。如在高温高压(温度为 28~100 ℃,压力为 4~40 MPa)条件下,超临界 CO₂ 溶 液作用使得预压多孔方解石聚集体发生了显著的蠕变;对于小晶粒尺寸,主要的破坏机制是压溶蠕变, 而对于大晶粒尺寸,亚临界微裂纹普遍存在;由于水会降低粘土矿物的摩擦系数^[79-80],孔隙空间含水量 会影响岩石蠕变,粘土或有机物含量增多会加强蠕变变形;不同矿物的化学反应活性也是决定蠕变速率 的关键,如砂岩相对于石灰岩表现出低几个数量级的蠕变速率。

4.2 工程因素

4.2.1 CO₂ 注入策略 流体注入策略的关键参数,如流体总注入量、注入压力和注入速率等对孔隙压 力积累及断层活化特征具有显著调控作用,进而影响诱发地震的能量释放规模。一般来说,当其他条件 相同时,注入速率越高、注入压力越高、总注入量越大,断层活化的可能性越高。Nicol 等^[81]基于对多个 CGS 项目诱发地震活动的公开数据的统计分析发现,随着注入过程的推进,发生等于或超过某一特定 震级阈值地震的概率与累积注入量呈正比关系。Taghipour 等^[74]利用数值模拟研究了不同注入压力下 伊朗 Gachsaran 油田 Asmari 储层已有断层活化的可能性,研究发现,5 a 的持续注入期间注入压力保持 为 30 MPa 时不会引起新裂缝或断层滑动,而注入压力增加到 50 和 60 MPa 时,分别在 100 和 12 d内 产生塑性应变和断层滑动。Konstantinovskaya 等^[82]通过建立 St. Lawrence 盆地的储层-地质力学耦 合模型评估了注入速率对该地区正断层剪切破坏可能的影响,结果显示,注入井周围和断层带内的流体 压力积聚在很大程度上取决于注入速率;注入速率越高,井周围和断层带内流体压力积聚越强,断层越 早发生剪切破坏。

如果注入的 CO₂ 和地层之间存在一定温差,热应力效应显现出来,应力场将受到热应力和孔隙弹 性效应耦合的影响。高 CO₂ 注入速率下,注入引起的冷锋前缘远远滞后于孔隙压力前缘,孔隙弹性效 应主导裂缝扩展和断层滑移,非等温效应的影响相对较小;低 CO₂ 注入速率下,冷锋前缘和 CO₂ 迁移前 缘几乎一致,非等温效应成为控制裂缝扩展和断层滑移的主导因素^[3]。Goodarzi 等^[83]通过 Ohio 流域 Rose Run 储层的热-流-地质力学耦合模拟说明,随着 CO₂ 注入速率的增加,热效应对裂缝扩展的影响 减弱,且不论热效应大小如何,断层不稳定性都会增加。在足够小的注入速率下,低温 CO₂ 注入和等温 CO₂ 注入所引起的裂缝长度差异会增加,并且这种差异将随着注入温度的降低而加速扩大。

CO₂ 注入温度是调控多物理过程的关键因素,不同的注入温度会导致注入点附近地层温度的差异。高温条件下,流体粘度增加促进更高的迁移速率,从而可能减轻压力积聚效应;同时,注入温度差异还会造成不同的热应力分布,影响断层的地应力状态。此外,CO₂ 在盐水中的溶解度随着温度的升高而下降^[84],这引起不同的地层水 pH 值,进而触发不同的地球化学反应过程。然而,关于这些温度变化引起的多物理过程如何具体作用并影响断层活化风险的研究尚显不足,亟待开展进一步研究与探讨。 4.2.2 CO₂ 注入位置 含断层储层中的孔隙压力分布受注入井距断层距离的影响,当注入井远离断

层时孔隙压力的演化相对稳定和均匀,如挪威 Sleipner 的 Utsira 地层和 Illinois 盆地的西蒙山砂岩;而注入井附近存在低渗透性断层时,超压迅速增加并达到临界阈值,进而诱发断层活化,如挪威 Snhvit 项目^[3]。Rutqvist 等^[82]也证实相同注入速率下,距注入井较近断层(1.5 km)比较远断层(4.4 km)更早活化。相对而言,CO₂ 从断层上盘注入或从下盘注入对断层稳定性的影响基本相似,下盘注入时的最大动摩擦角仅略高于上盘注入,但引起的断层周围应力变化都将导致断层稳定性显著降低^[75]。

5 总结和讨论

CO₂ 封存项目存在诱发地震活动的风险,与其他工业注水项目相比,CO₂ 注入诱发地震机制具有 诸多典型特征。文中介绍了 CO₂ 注入诱发地震的典型工程案例,并结合摩尔-库伦准则,分析了热-流-力-化耦合作用下的断层活化机制,主要包括压力扩散、非等温效应和化学反应对断层活化的影响。通 过对多场耦合过程及其影响因素与断层失稳活动关联的阐述分析,得出以下几点主要认识。

1) CO₂ 注入诱发地震与热-流-力-化耦合过程密切相关,如孔隙压力扰动、低温 CO₂ 引起的热应力 变化,以及 CO₂ 酸性流体引起的地球化学反应等,实际诱发地震事件是多物理过程协同作用于已有断 层应力场进而导致断层破坏和失稳的结果。 2)超临界状态 CO₂注入地层盐水,形成多相流系统。相对渗透率和毛细作用对流体压力的演化非常关键,这将产生不同于单相流系统的地震响应。此外,考虑岩石时变力学特性的孔隙弹性效应是揭示诱发地震活动的重要机制,但目前与之相关的研究较为有限。

3) 低温 CO₂ 注入将引发焦耳-汤姆逊冷却效应、CO₂ 溶解放热,以及蒸发吸热等一系列非等温效应,这将导致岩石热收缩产生热应力。结合流体注入引起的孔隙压力增加,断层上有效应力将进一步降低,增加断层活化风险。

4) CO₂-地下盐水-岩体相互作用改变储层岩石水力传输性能和机械性能,增加断层活化的不确定 性。但由于短时间尺度内化学场作用不明显,当前考虑化学反应的热-流-力-化全耦合模拟研究相对有限,并且如何将建模研究外推到储层条件尚不清楚。

5)构造应力状态是影响断层活化的主控因素,决定了孔隙压力和热应力对已有断层稳定性的影响。断层的倾角、渗透性、矿物成分等属性是断层活化的内因。尽管已明确 CO₂ 注入导致储层应力变 化并诱发地震活动,但断层系统的复杂性及其与注入 CO₂ 相互作用机制的定量评估与解释仍限制了诱 发地震的精准预测。

6) CO₂ 注入策略是触发断层活化的诱发因素和可控因素。然而,在实际工程应用中,由于储层深 部复杂的地质构造环境及其高精度表征的局限性,很难准确量化注入行为与诱发地震级别之间的相关 关系。

因此,针对 CGS 项目的诱发地震灾害风险,当前存在一系列关键科学问题和工程技术挑战尚待攻 克。未来研究方向应聚焦于:多场耦合框架下深入剖析岩体变形与失稳机理;探究注入 CO₂ 与复杂断 层系统间的相互作用机制;提升深部储区地质力学状态及构造背景的表征技术;以及研发高效安全的 CO₂ 注入调控策略等,旨在有效防控 CO₂ 封存诱发的地震灾害风险。

参考文献:

- [1] 李琦,刘桂臻,李小春,等.多维度视角下 CO₂ 捕集利用与封存技术的代际演变与预设[J].工程科学与技术,2022, 54(1):157-166. DOI:10.15961/j.jsuese.202100765.
- [2] JAYASEKARA D W, RANJITH P G, WANNIARACHCHI W A M, et al. Understanding the chemico-mineralogical changes of caprock sealing in deep saline CO₂ sequestration environments: A review study[J]. The Journal of Supercritical Fluids, 2020, 161:104819. DOI:10.1016/j. supflu. 2020.104819.
- [3] FENG Yongcun, ZHANG Shuai, MA Chengyun, et al. The role of geomechanics for geological carbon storage[J]. Gondwana Research, 2023, 124:100-123. DOI: 10.1016/j. gr. 2023. 07.003.
- [4] PETER A, YANG Dongmin, ESHIET K I-I I, et al. A review of the studies on CO₂-brine-rock interaction in geological storage process[J]. Geosciences, 2022, 12(4):168. DOI:10.3390/geosciences12040168.
- [5] CHENG Y X, LIU W, XU T, et al. Seismicity induced by geological CO₂ storage: A review[J]. Earth-Science Reviews, 2023, 239:104369.
- [6] 魏晓琛,李琦,邢会林,等.地下流体注入诱发地震机理及其对 CO₂ 地下封存工程的启示[J].地球科学进展,2014, 29(11):1226-1241. DOI: 10.11867/j.issn.1001-8166.2014.11.1226.
- [7] 刘贺娟,童荣琛,侯正猛,等.地下流体注采诱发地震综述及对深部高温岩体地热开发的影响[J].工程科学与技术, 2022,54(1):83-96. DOI: 10.15961/j.jsuese.202100612.
- [8] WHITE J A, FOXALL W. Assessing induced seismicity risk at CO₂ storage projects: Recent progress and remaining challenges[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2016, 49:413-424. DOI:10.1016/j. ijggc. 2016. 03.021.
- [9] CHIQUET P, THIBEAU S, LESCANNE M, et al. Geochemical assessment of the injection of CO₂ into rousse depleted gas reservoir (Part II): Geochemical impact of the CO₂ injection[J]. Energy Procedia, 2013, 37:6383-6394. DOI:10.1016/j. egypro. 2013. 06. 568.
- [10] Ting Bao, Jeff Burghardt, Varun Gupta, et al. Impact of time-dependent deformation on geomechanical risk for geologic carbon storage[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2021, 148, 104940.
- [11] VILARRASA V, RINALDI A P, RUTQVIST J. Long-term thermal effects on injectivity evolution during CO₂ storage[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2017, 64:314-322.

- [12] AKONO A T, DRUHAN J L, DÁVILA G, et al. A review of geochemical-mechanical impacts in geological carbon storage reservoirs[J]. Greenhouse Gases: Science and Technology, 2019, 9(3):474-504. DOI:10.1002/ghg. 1870.
- [13] JHA B.JUANES R. Coupled multiphase flow and poromechanics: A computational model of pore pressure effects on fault slip and earthquake triggering[J]. Water Resources Research, 2014, 50(5): 3776-3808. DOI: 10. 1002/ 2013WR015175.
- [14] VILARRASA V, RUTQVIST J. Thermal effects on geologic carbon storage[J]. Earth-Science Reviews, 2017, 165: 245-256. DOI:10.1016/j. earscirev. 2016. 12. 011.
- KUANG Nianjie,ZHOU Junping,XIAN Xuefu, et al. Geomechanical risk and mechanism analysis of CO₂ sequestration in unconventional coal seams and shale gas reservoirs[J]. Rock Mechanics Bulletin, 2023, 2(4): 100079. DOI:10.1016/j.rockmb.2023.100079.
- [16] VILARRASA V, CARRERA J, OLIVELLA S, et al. Induced seismicity in geologic carbon storage[J]. Solid Earth, 2019,10(3):871-892. DOI:10.5194/se-2018-129.
- [17] CEBRY S B L,KE C Y,MC LASKEY G C. The role of background stress state in fluid-induced aseismic slip and dynamic rupture on a 3-m laboratory fault[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2022, 127 (8): e2022JB024371.
- [18] VILARRASA V. The role of the stress regime on microseismicity induced by overpressure and cooling in geologic carbon storage[J]. Geofluids, 2016, 16(5):941-953. DOI:10.1111/gfl. 12197.
- [19] 张建勇,崔振东,周健,等.流体注入工程诱发断层活化的风险评估方法[J]. 天然气工业,2018,38(8):33-40. DOI: 10.3787/j. issn. 1000-0976.2018.08.005.
- [20] 周银邦,王锐,何应付,等. 咸水层 CO₂ 地质封存典型案例分析及对比[J]. 油气地质与采收率, 2023, 30(2):162-167. DOI:10.13673/j. cnki. cn37-1359/te. 202201028.
- [21] 周银邦,王锐,程传捷,等. 阿尔及利亚 In Salah 油田 CO₂ 地质封存示范工程的启示[J]. 地球科学与环境学报, 2023,45(6):1368-1379. DOI:10. 19814/j. jese. 2023. 03051.
- [22] FINLEY R J. An overview of the Illinois Basin-Decatur Project[J]. Greenhouse Gases: Science and Technology, 2014,4(5):571-579. DOI:10.1002/ghg.1433.
- [23] 干微.中国东北深源地震与美国德州注入诱发地震的研究及启示[D].北京:中国地质大学(北京),2015.
- [24] SLAKER B, WESTMAN E, LUXBACHER K, et al. Application of double-difference seismic tomography to carbon sequestration monitoring at the Aneth Oil Field, Utah [J]. Minerals, 2013, 3 (4): 352-366. DOI: 10. 3390/ min3040352.
- [25] PAYRE X, MAISONS C, MARBLÉ A, et al. Analysis of the passive seismic monitoring performance at the Rousse CO₂ storage demonstration pilot[J]. Energy Procedia, 2014, 63:4339-4357. DOI:10.1016/j. egypro. 2014.11.469.
- [26] BIRKHOLZER J T, ZHOU Quanlin, TSANG Chinfu. Large-scale impact of CO₂ storage in deep saline aquifers: A sensitivity study on pressure response in stratified systems[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2009,3(2):181-194. DOI:10.1016/j.ijggc. 2008.08.002.
- [27] ZHOU Quanlin, BIRKHOLZER J T. On scale and magnitude of pressure build-up induced by large-scale geologic storage of CO₂[J]. Greenhouse Gases: Science and Technology, 2011, 1(1):11-20. DOI:10.1002/ghg3.1.
- [28] VILARRASA V,RAMÍREZ C J,OLIVELLA S. Two-phase flow effects on the CO₂ injection pressure evolution and implications for the caprock geomechanical stability[J]. E3S Web of Conferences, 2016, 9: 04007. DOI: 10. 1051/e3sconf/20160904007.
- [29] VILARRASA V, CARRERA J, BOLSTER D, et al. Semianalytical solution for CO₂ plume shape and pressure evolution during CO₂ injection in deep saline formations[J]. Transport in Porous Media, 2013, 97(1):43-65.
- [30] OKWEN R T, STEWART M T, CUNNINGHAM J A. Temporal variations in near-wellbore pressures during CO₂ injection in saline aquifers[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2011, 5(5): 1140-1148. DOI: 10. 1016/j. ijggc. 2011. 07. 011.
- [31] ONOJA M U, WILLIAMS J D O, VOSPER H, et al. Effect of sedimentary heterogeneities in the sealing formation on predictive analysis of geological CO₂ storage[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2019, 82:229-243. DOI:10.1016/j.ijggc. 2019.01.013.
- [32] LIU Bo, XU Jinpeng, LI Zhixiong, *et al*. Modeling of CO₂ transport and pressure buildup in reservoirs during CO₂ storage in saline aquifers: A case in Dongying depression in China[J]. Environmental Earth Sciences, 2018, 77(5):

158. DOI:10.1007/s12665-018-7341-6.

- [33] ALTMANN J B, MÜLLER B I R, MÜLLER T M, et al. Pore pressure stress coupling in 3D and consequences for reservoir stress states and fault reactivation [J]. Geothermics, 2014, 52: 195-205. DOI: 10. 1016/j. geothermics. 2014. 01. 004.
- [34] CHANG K W, SEGALL P. Injection-induced seismicity on basement faults including poroelastic stressing[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2016, 121(4):2708-2726. DOI:10.1002/2015JB012060.
- [35] SEGALL P, GRASSO J R, MOSSOP A. Poroelastic stressing and induced seismicity near the Lacq gas field, southwestern France[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 1994, 99(B8): 15423-15438.
- [36] ELLSWORTH W L. Injection-induced earthquakes[J]. Science, 2013, 341(6142):1225942. DOI:10.1126/science. 12259.
- BIOT M A. General theory of three-dimensional consolidation[J]. Journal of Applied Physics, 1941, 12(2): 155-164. DOI:10.1063/1.1712886.
- [38] BIOT M A, WILLIS D G. The elastic coefficients of the theory of consolidation[J]. Journal of Applied Mechanics, 1957,24(4):594-601. DOI:10.1115/1.4011606.
- [39] LOPATNIKOV S L, CHENG A H D. Macroscopic Lagrangian formulation of poroelasticity with porosity dynamics[J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2004, 52(12): 2801-2839. DOI: 10. 1016/j. jmps. 2004. 05. 005.
- [40] BAO Ting, BURGHARDT J, GUPTA V, et al. Experimental workflow to estimate model parameters for evaluating long term viscoelastic response of CO₂ storage caprocks[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2021, 146;104796. DOI: 10. 1016/j. ijrmms. 2021. 104796.
- [41] CHANG K W, YOON H. 3-D modeling of induced seismicity along multiple faults: Magnitude, rate, and location in a poroelasticity system[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2018, 123(11):9866-9883. DOI:10.1029/ 2018JB016446.
- [42] KING G C P, STEIN R S, LIN Jian. Static stress changes and the triggering of earthquakes[J]. Bulletin of the Seismological Society of America, 1994, 84(3):935-953. DOI:10.1016/0148-9062(95)94484-2.
- [43] ALTMANN J B, MÜLLER T M, MÜLLER B I R, *et al.* Poroelastic contribution to the reservoir stress path[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2010, 47(7):1104-1113.
- [44] GOEBEL T H W, WEINGARTEN M, CHEN X, et al. The 2016 M_w 5. 1 Fairview, Oklahoma earthquakes: Evidence for long-range poroelastic triggering at >40 km from fluid disposal wells[J]. Earth and Planetary Science Letters, 2017, 472:50-61. DOI:10.1016/j. epsl. 2017.05.011.
- [45] SEGALL P,LU S. Injection-induced seismicity: Poroelastic and earthquake nucleation effects[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2015, 120(7): 5082-5103. DOI: 10.1002/2015JB012060.
- [46] TODA S,LIN Jian, STEIN R S. Using the 2011 M_w 9.0 off the Pacific coast of Tohoku Earthquake to test the Coulomb stress triggering hypothesis and to calculate faults brought closer to failure[J]. Earth, Planets and Space, 2011,63(7):725-730. DOI:10.5047/eps. 2011.05.010.
- [47] STEIN R S. The role of stress transfer in earthquake occurrence[J]. Nature, 1999, 402(6762): 605-609. DOI:10. 1038/45144.
- [48] VILARRASA V, OLIVELLA S, CARRERA J, et al. Long term impacts of cold CO₂ injection on the caprock integrity[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2014, 24:1-13.
- [49] VILARRASA V,LALOUI L. Potential fracture propagation into the caprock induced by cold CO₂ injection in normal faulting stress regimes[J]. Geomechanics for Energy and the Environment, 2015, 2: 22-31. DOI: 10. 1016/j. gete. 2015, 05, 001.
- [50] DE SIMONE S, CARRERA J, VILARRASA V. Superposition approach to understand triggering mechanisms of post-injection induced seismicity[J]. Geothermics, 2017, 70:85-97.
- [51] HERGERT T, HEIDBACH O, REITER K, *et al.* Stress field sensitivity analysis in a sedimentary sequence of the Alpine foreland, northern Switzerland[J]. Solid Earth, 2015, 6(2):533-552.
- [52] VILARRASA V, LALOUI L. Impacts of thermally induced stresses on fracture stability during geological storage of CO₂[J]. Energy Procedia, 2016, 86:411-419. DOI:10.1016/j. egypro. 2016. 01. 042.
- [53] 薛卉,舒彪,陈君洁,等.高温高压下超临界二氧化碳作用对花岗岩力学性质影响的试验研究[J].岩土力学,2022,

43(2):377-384. DOI:10.16285/j.rsm. 2021.1165.

- [54] RIGBY S P, ALSAYAH A, SEELY R. Impact of exposure to supercritical carbon dioxide on reservoir caprocks and inter-layers during sequestration[J]. Energies, 2022, 15(20):7538.
- [55] AKBARI R, KHODAPANAH E, TABATABAEI-NEZHAD S A. Experimental investigation of CO₂-brine-rock interactions in relation with CO₂ sequestration in an Iranian oil reservoir[J]. Greenhouse Gases: Science and Technology, 2021, 11(1):69-80. DOI:10.1002/ghg. 2032.
- [56] ANDRÉ L, AUDIGANE P, AZAROUAL M, et al. Numerical modeling of fluid-rock chemical interactions at the supercritical CO₂-liquid interface during CO₂ injection into a carbonate reservoir, the Dogger aquifer (Paris Basin, France)[J]. Energy Conversion and Management, 2007, 48(6): 1782-1797. DOI: 10. 1016/j. enconman. 2007. 01. 006.
- [57] SEYYEDI M, MAHMUD H K B, VERRALL M, et al. Pore structure changes occur during CO₂ injection into carbonate reservoirs[J]. Scientific Reports, 2020, 10(1): 3624. DOI: 10.1038/s41598-020-60247-4.
- [58] ESPINOZA D N, SANTAMARINA J C. Clay interaction with liquid and supercritical CO₂: The relevance of electrical and capillary forces[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2012, 10:351-362. DOI: 10.1016/j. ijggc. 2012. 06. 020.
- [59] MOUZAKIS K M, NAVARRE-SITCHLER A K, ROTHER G, et al. Experimental study of porosity changes in shale caprocks exposed to CO₂-saturated brines I: Evolution of mineralogy, pore connectivity, pore size distribution, and surface area[J]. Environmental Engineering Science, 2016, 33 (10): 725-735. DOI: 10. 1089/ees. 2015. 0588.
- [60] LUHMANN A J, TUTOLO B M, BAGLEY B C, et al. Permeability, porosity, and mineral surface area changes in basalt cores induced by reactive transport of CO₂-rich brine[J]. Water Resources Research, 2017, 53(3): 1908-1927. DOI:10.1002/2016WR019216.
- [61] GARCIA-RIOS M,LUQUOT L,SOLER J M,et al. Influence of the flow rate on dissolution and precipitation features during percolation of CO₂-rich sulfate solutions through fractured limestone samples[J]. Chemical Geology, 2015,414:95-108. DOI:10.1016/j. chemgeo. 2015.09.005.
- [62] BEMER E, LOMBARD J M. From injectivity to integrity studies of CO₂ geological storage: Chemical alteration effects on carbonates petrophysical and geomechanical properties[J]. Oil and Gas Science and Technology, 2010, 65 (3):445-459. DOI:10.2516/ogst/2009028.
- [63] SAMUELSON J, SPIERS C J. Fault friction and slip stability not affected by CO₂ storage: Evidence from shortterm laboratory experiments on North Sea reservoir sandstones and caprocks[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2012, 11: S78-S90. DOI: 10. 1016/j. ijggc. 2012. 09. 018.
- [64] RATHNAWEERA T D, RANJITH P G, PERERA M S A, et al. CO₂-induced mechanical behaviour of Hawkesbury sandstone in the Gosford basin: An experimental study[J]. Materials Science and Engineering A, 2015, 641: 123-137. DOI:10.1016/j.msea.2015.05.029.
- [65] FIGUEIREDO B, TSANG C F, RUTQVIST J, et al. Coupled hydro-mechanical processes and fault reactivation induced by CO₂ injection in a three-layer storage formation[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2015,39:432-448.
- [66] PASSELÈGUE F X, BRANTUT N, MITCHELL T M. Fault reactivation by fluid injection: Controls from stress state and injection rate [J]. Geophysical Research Letters, 2018, 45 (23): 12837-12846. DOI: 10. 1029/ 2018GL080470.
- [67] DE SIMONE S, VILARRASA V, CARRERA J, et al. Thermal coupling may control mechanical stability of geothermal reservoirs during cold water injection[J]. Physics and Chemistry of the Earth, Parts A/B/C, 2013, 64:117-126. DOI: 10.1016/j. pce. 2013. 01. 001.
- [68] OYE V, AKER E, DALEY T M, et al. Microseismic monitoring and interpretation of injection data from the In Salah CO₂ storage site (Krechba), Algeria [J]. Energy Procedia, 2013, 37: 4191-4198. DOI: 10. 1016/j. egypro. 2013. 06. 321.
- [69] VERDON J P,STORK A L,BISSELL R C, et al. Simulation of seismic events induced by CO₂ injection at In Salah, Algeria[J]. Earth and Planetary Science Letters, 2015, 426:118-129. DOI:10.1016/j.epsl. 2015.06.029.
- [70] PREISIG M, PRÉVOST J H. Coupled multi-phase thermo-poromechanical effects. Case study: CO2 injection at In
Salah, Algeria[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2011, 5(4):1055-1064. DOI:10.1016/j. ijggc. 2010.12.006.

- [71] WANG Lei, BAI Bing, LI Xiaochun, et al. An analytical model for assessing stability of pre-existing faults in caprock caused by fluid injection and extraction in a reservoir[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2016, 49 (7):2845-2863. DOI:10.1007/s00603-016-0933-0.
- [72] GHEIBI S, HOLT R M, VILARRASA V. Effect of faults on stress path evolution during reservoir pressurization[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2017, 63:412-430.
- [73] MEGUERDIJIAN S, JHA B. Quantification of fault leakage dynamics based on leakage magnitude and dip angle
 [J]. International Journal for Numerical and Analytical Methods in Geomechanics, 2021, 45(16): 2303-2320. DOI: 10.1002/nag. 3267.
- [74] TAGHIPOUR M,GHAFOORI M,LASHKARIPOUR G R,et al. A geomechanical evaluation of fault reactivation using analytical methods and numerical simulation[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2021, 54(2):695-719. DOI:10.1007/s00603-020-02309-7.
- [75] VILARRASA V, MAKHNENKO R, GHEIBI S. Geomechanical analysis of the influence of CO₂ injection location on fault stability[J]. Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering, 2016, 8(6):805-818. DOI:10.1016/ j.jrmge. 2016.06.006.
- [76] ELLIS B R, FITTS J P, BROMHAL G S, et al. Dissolution-driven permeability reduction of a fractured carbonate caprock[J]. Environmental Engineering Science, 2013, 30(4):187-193. DOI:10.1089/ees. 2012.0337.
- [77] XIE S Y, SHAO J F, XU W Y. Influences of chemical degradation on mechanical behaviour of a limestone[J]. International Journalof Rock Mechanics and Mining Sciences, 2011, 48(5):741-747. DOI: 10.1016/j. ijrmms. 2011.04. 015.
- [78] PLUYMAKERS A M H, SAMUELSON J E, NIEMEIJER A R, et al. Effects of temperature and CO₂ on the frictional behavior of simulated anhydrite fault rock[J]. Journal of Geophysical Research: Solid Earth, 2014, 119(12): 8728-8747. DOI:10.1002/2014JB011575.
- [79] MOORE D E. Crystallographic controls on the frictional behavior of dry and water-saturated sheet structure minerals[J]. Journal of Geophysical Research, 2004, 109(B3): B03401. DOI: 10.1029/2003JB002582.
- [80] KIM K, MAKHNENKO R Y. Short- and long-term responses of reservoir rock induced by CO₂ injection[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 2022, 55(11):6605-6625. DOI:10.1007/s00603-022-03032-1.
- [81] NICOL A, CARNE R, GERSTENBERGER M, et al. Induced seismicity and its implications for CO₂ storage risk [J]. Energy Procedia, 2011, 4:3699-3706.
- [82] KONSTANTINOVSKAYA E, RUTQVIST J, MALO M. CO₂ storage and potential fault instability in the St. Lawrence Lowlands sedimentary basin (Quebec, Canada): Insights from coupled reservoir-geomechanical modeling[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2014, 22:88-110. DOI:10.1016/j. ijggc. 2013. 12.008.
- [83] GOODARZI S,SETTARI A,ZOBACK M D,et al. Optimization of a CO₂ storage project based on thermal,geomechanical and induced fracturing effects[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2015, 134: 49-59. DOI: 10.2118/139706-MS.
- [84] ZHANG Zhihua, HUISINGH D. Carbon dioxide storage schemes: Technology, assessment and deployment[J]. Journal of Cleaner Production, 2017, 142:1055-1064. DOI: 10.1016/j.jclepro. 2016.06.199.

(责任编辑:黄仲一 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312025



结构拓扑优化数值方法研究进展

石顺义,郭新泽,周克民

(华侨大学土木工程学院,福建厦门 361021)

摘要: 综述结构拓扑优化数值方法,分析其主要发展趋势。根据不同近似参数比较两类主要优化方法,基于 材料的方法借助离散形式的参数描述材料分布场,具有自由度高、描述能力强等优点,基于几何的方法通过描 述材料边界形成最优结构,边界清晰且无需后处理。结果表明:放松工程制造约束和提高求解效率是拓扑优 化值得深入探索的研究方向,具有广阔的应用前景。

关键词: 结构优化; 拓扑优化; 数值方法; 研究进展

中图分类号: TU 4 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0150-08

Research Progress in Numerical Methods of Structural Topology Optimization

SHI Shunyi, GUO Xinze, ZHOU Kemin

(College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: The numerical methods of structural topology optimization are reviewed, and the main trends of the methods are analyzed. By comparison of two main optimization methods based on different approximation parameters, the material-based method describing the material distribution field with the help of discrete form parameters, has the advantages of high degree of freedom and strong descriptive ability; the geometry-based method forming the optimal structure by describing the material boundary, has a clear boundary and does not require post-processing. The result show that relaxing the engineering manufacturing constraints and improving the efficiency of the solution are the research direction worthy of in-depth exploration in topology optimization, and have potential application prospects.

Keywords: structural optimization; topology optimization; numerical methods; research progress

结构优化是在给定的强度、刚度等约束条件下,借助数学方法和计算机辅助工程(CAE)等技术手段,自动生成满足工程需求的优化结构。相较于基于工程师经验的传统的试错法,结构优化设计能够高效率、低成本地生成更加精确可靠的优化结构。

结构优化主要分为尺寸优化、形状优化和拓扑优化3个层次^[1]。其中,尺寸优化以单个零件或组件 中的尺寸参数为优化设计变量,通常在细节设计阶段使用,可以提高产品的可制造性;形状优化通过改 变结构的内外边界形状优化其性能和功能,实现一些更复杂的设计优化,如桁架的外形或板的开孔尺寸 等;拓扑优化通过改变桁架中杆的数量、连接关系或孔的数量等实现最佳的结构形式。

在结构尺寸和形状优化中,首先,建立明确、具体的参数化初始结构。然后,将初始结构中的杆件横

收稿日期: 2023-12-12

通信作者: 周克民(1962-)男,教授,博士,博士生导师,主要从事计算力学、结构拓扑优化的研究。E-mail:zhoukm@hqu.edu.cn。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(11572131); 福建省科技计划引导性项目(2019H0012)

截面尺寸、板厚、孔或连续体外形尺寸等参数作为优化设计变量,采用数学优化方法求解。然而,结构拓 扑优化很难建立这样明确的参数化初始结构,甚至一般也很难参数化,这是结构拓扑优化的核心难点所 在。解析方法虽然提出得更早,但是发展缓慢,通用性很差。因此,目前拓扑优化主要研究工作集中于 数值优化方法。

结构拓扑优化适用于各类结构设计问题,已被成功应用于航空航天^[2]、建筑结构^[3]、增材制造^[4]等领域,展现出极高的应用潜力和实用价值。在过去几十年中,结构拓扑优化方法得到了广泛的研究和发展,本文主要介绍结构拓扑优化数值方法研究进展。

1 结构拓扑优化数值方法概述

结构拓扑优化数值方法通常包含 3 个主要部分。1) 建模。在设计域内构建近似描述结构拓扑的 参数化数学优化模型,这些参数选择方法很大程度上影响了优化效率和结果。拓扑优化数值方法分类 也是基于此进行区分的。2) 分析。采用有限元等结构分析数值方法进行结构分析,求得当前结构的响 应。3) 优化。通过数学寻优算法,对数学优化模型中的参数进行优化,使目标函数值收敛至最小值,从 而得到满足设计需求的优化结构拓扑。

根据结构拓扑近似参数化表达方式不同,结构拓扑优化数值方法主要可以分为基于材料和基于几 何两类。基于材料的方法往往遵循"由部分到整体"的思路,它主要选取与材料相关的属性作为优化变 量,如材料密度、弹性模量和弹性矩阵中的元素等,通过优化设计域内材料属性分布确定优化拓扑结构。 基于材料的方法通用性好、设计自由度高,能够适应各种复杂设计区域。与基于材料的方法不同,基于 几何的方法采用"由外到内"的思想,它从描述结构的边界入手,通过优化设计域中结构的几何边界,实 现从结构边界定义整个结构。基于几何的方法设计变量规模小、边界清晰、可制造性好。

2 拓扑优化数值方法对比分析

2.1 基于材料的拓扑优化数值方法

在连续体结构拓扑优化数值方法中,以材料属性为参数描述结构拓扑是较为经典和有效的研究思路。由于描述形式简单、设计自由度高、通用性好,基于材料的拓扑优化数值方法发展最早并得到普遍应用。基于材料的方法主要有均匀化方法、固体各向同性惩罚方法、渐进结构优化方法、独立连续映射 方法、自由材料方法和基于类桁架材料模型的优化方法等。

2.1.1 均匀化方法 1981年,程耿东^[5]研究变厚度板的最大刚度问题,发现最优解的非光滑性及网格 依赖问题,这是近代拓扑优化问题的奠基性工作。1988年,Bendsøe等^[6]提出具有里程碑意义的均匀化 拓扑优化方法,为连续体结构拓扑优化提供了计算框架。在极限情况下,结构拓扑优化可以理解为设计 域内每一点的材料有无问题。然而,由于这种离散化问题难以求解,均匀化方法将该问题转化为连续体 材料分布问题^[7]进行求解。该方法引入材料密度函数,考虑了一种复合材料,该复合材料由一个无限数 量的无限小孔洞的周期性复合材料组成,将结构拓扑优化问题转化为尺寸优化问题。引入上述多孔材 料的方式并不唯一,目前可以分为层压板复合方法和具有内部空隙的微细胞结构两类,利用均质化理论 可以确定这些材料的宏观力学性能。

Diaz 等^[8]提出一种基于权重因子的均匀化方法,解决弹性结构的多工况和最大频率优化问题。Olhoff 等^[9]发展了基于交互式计算机辅助设计(CAD)的工程设计优化系统基本概念,提出优化机械部件 的拓扑结构、形状和尺寸的方法。Sigmund^[10]借助均匀化方法,提出一种构造任意半正定本构张量材料 的有效方法。构造问题被表述为在给定本构参数下寻找最轻微观结构的反问题。均匀化方法中对复合 材料的优化结果进行后处理^[11]也非常重要。Groen 等^[12-13]提出一种从粗糙的均匀化拓扑优化结果中 获得高分辨率、可制造结构的投影方法,并被拓展到三维问题^[14]、多工况^[15]和流线场^[16]等方面。均匀 化方法采用一种参数化的具有各向异性材料特性的多孔周期性微观结构材料模型,能最大限度地逼近 理论最优解,成为连续体拓扑优化的开创性理论。复杂的材料均匀化理论增加了优化问题求解难度。 2.1.2 固体各向同性惩罚方法 在均匀化方法引入拓扑优化后不久,Bendsøe^[7]和其他学者^[17]提出了 带惩罚的固体各向同性微结构优化方法(SIMP)^[18]。该方法最初作为一种简单的方式用以降低均匀化 方法的复杂性,并提高 0-1 解的收敛性。后来 Bendsøe 等^[18]给出 SIMP 的物理证明。在 SIMP 方法中, 密度设计变量与材料性能之间的关系由幂函数形式给出,即

$$E(\rho_i) = g(\rho_i) E_0 = \rho_i^p E_0, \qquad g(\rho_i) = \rho_i^p \,. \tag{1}$$

式(1)中:p为惩罚参数; E_0 为固体材料的杨氏模量; ρ_i 为第i个单元密度。

对于 *p*=1,优化问题对应于"变厚度板"问题。实际上,最小柔度问题是一个具有唯一解的凸问 题^[1]。对于 *p*>1,不利于中等厚度或密度,但有利于 0-1 解。当 *p* 过低时,会导致灰色尺度过大;当 *p* 过高时,则会导致收敛到局部极小值的速度过快;当 *p*=3 时,能够确保良好收敛到几乎 0-1 解。

为了缓解原始 SIMP 插值方案的非凸性,Stolpe 等^[19]引入材料属性的合理近似模型(RAMP)方法,从而确保收敛到 0-1 解。罚函数的引入常常会导致网格依赖、棋盘格等数值不稳定问题。在最小柔度问题中,Guest 等^[20]讨论了一种简单的线性投影格式和一种使用正则化 Heaviside 阶跃函数,以实现近 0-1 解的非线性格式,通过对尺度的直接控制,提高数值计算的稳定性。Sigmund^[21]提出基于形态的密度滤波拓扑优化方案,给出一种网格无关、离散和可制造的解决方案。程耿东^[22]最早指出应力约束奇异最优解和其余可行区通过可行的线段相连通。在桁架拓扑优化问题中,Guo 等^[23]利用二阶光滑扩展技术使不相交的可行域连通,再利用松弛法消除最优解的奇异性。SIMP 方法的优势在于模型和计算机编程实现简单、通用性强,能够实现清晰的 0-1 结构,已在几何非线性^[24]、柔性结构^[25]和带隙材料^[26]等方面得到了应用。由于有限单元格的离散特性,优化结构边界呈现锯齿状,数值不稳定问题的处理手段比较繁琐。

2.1.3 新进结构优化方法 随着时间的推移,物种通常朝着更加适应环境的最优状态演化。这个想法 最早由 Xie 等^[27]在 1993年用于结构优化,并被称为新进结构优化(ESO)方法^[27]。ESO 方法最初应用 于自然结构(如骨骼),这种结构的最佳拓扑和形状随着时间的推移,遵循进化路径得以实现。早期的 ESO 方法仅限于从结构中去除材料,初始模型必须明显过度设计,如果过早地去除结构,则无法恢复。 为了克服这一问题,Querin 等^[28]开发了一种早期 ESO 方法的改进模型,称为双向 ESO(BESO),这种 技术允许单元重新添加到结构中。Young 等^[29]将该方法进一步扩展到三维结构。Zhou 等^[30]在 2001 年研究了 ESO/BESO 技术,认为这两种方法不能总是保证最优设计。Sigmund 等^[31]指出,ESO/BESO 的程序不容易扩展到其他约束条件(如位移约束)。在 Rozvany 和 Zhou 的早期批评之后,Zhu 等^[32]开 发了一种改进的 BESO 方法,用一种单元可替换方法来更好地表示单元状态。Huang 等^[33]也提出一种 新的 BESO 技术,该技术已被证明可以产生收敛解,这种改进包括利用单元的历史信息来提高单元灵 敏度的准确性。ESO 方法的许多发展都来自于对算法能够高效地找到最优解的批评,这促进了"Soft Killing"ESO/BESO 技术的发展^[34]。新进结构优化方法材料模型简单,在国内外得到了充分的关注和 发展,但该方法独有的一些特点使其对于复杂约束问题的适用性较为有限。

2.1.4 独立连续映射方法 为了统一描述拓扑变量,1998年,Sui 等^[35]将拓扑变量从依附于截面积、 厚度等尺寸优化低层次变量上分离出来,成为独立的层次,提出独立连续映射法(ICM)^[35]。ICM 通过 定义独立拓扑变量并运用函数逼近理论,对阶跃函数及其逆函数实现连续可导化的逼近。这使其能够 使用基于连续变量的优化模型来解决原本离散的大规模优化问题。经过多年的发展,构建了位移和屈 曲约束^[36]、频率约束^[37]等问题求解模型,拓展了三维连续体拓扑优化设计^[38]。

2.1.5 自由材料方法 在 20 世纪 90 年代早期,Bendsøe 等^[39]提出自由材料优化(FMO)方法。该方 法选取弹性张量中的所有分量作为设计变量,它们是位置的函数。这些分量除了满足材料在物理上可 行,其他方面不受限制。该方法能够给出物理上可能获得的最佳材料,被认为是结构优化问题的"终极" 一般化。基于自由材料优化方法,Kočvara 等^[40]及 Haslinger 等^[41]研究了局部应力约束和位移约束问 题。Stingl 等^[42]提出并解决了具有基本特征频率约束的问题。Weldeyesus 等^[43]通过扩展文献[44]中 的公式,提出新的层合板和壳结构的 FMO 模型。此外,该方法也被用于多尺度结构优化中^[45]。尽管 FMO 方法能够得到较为精确的最优结构,但该模型的设计变量个数会随着有限元精度的增加而变得规 模巨大,这将大幅增加优化问题的求解难度,且优化结构的材料可能并不对应真实工程材料。

2.1.6 基于类析架材料模型的优化方法 基于类桁架材料模型的优化方法[46]根据拓扑优化结构理论

解建立一种不均匀各向异性"类桁架"材料模型,保持了基于密度的优化方法的高效性。该方法首先优 化类桁架材料分布场,对密度不作等厚度限制,也不罚中间密度,能够形成非常接近解析解的变刚度类 桁架结构,同时避免许多拓扑优化数值方法普遍存在的"棋盘格"现象、网格依赖和局部极值等一系列数 值不稳定问题。在此基础上,对优化类桁架材料分布场进行处理,可以形成满足工程需求的离散优化结 构或带孔连续体。经过多年的发展,该方法可以解决柔度问题^[47]、频率问题^[48]、应力约束问题^[49]、质量 最小格栅结构^[46]和不确定荷载^[50]等拓扑优化问题及一些具体的工程应用^[51]。

2.2 基于几何特征的拓扑优化数值方法

2.2.1 水平集法 Osher 等^[52]最早引入水平集法(LSM)^[53],该方法利用函数的零水平集来定义结构 边界,通过进化隐式水平集方程形成优化拓扑结构,将水平集概念用于模拟移动边界。当时水平集法主 要用于模拟多相流体中界面的演化^[54]和图像分割^[55]。1998年,Haber等^[56]在拓扑优化中使用水平集 的概念描述几何。Ruiter等^[57]几乎同时开始研究基于水平集的结构拓扑优化方法。水平集法构建了 一个高维度的水平集函数,用该水平集函数与零平面的交线来描述材料的边界。通常情况下,水平集函 数通过 Hamilton-Jacobi 方程的解进行更新,即

$$\frac{\partial \varphi}{\partial t} + V \left| \nabla \varphi \right| = 0.$$
⁽²⁾

式(2)中:t为伪时间,表示优化过程中设计的演变;V为所谓的速度函数,或速度场; φ为水平集函数。

传统的水平集法只能从现有的边界演变而来,无法在固体材料包围的二维空间中生成新孔。虽然 基于启发式和拓扑灵敏度信息的孔洞生成技术可以缓解这些缺陷,但在优化过程引入新孔洞通常需要 附加步骤,这影响了优化过程的收敛性。收敛性进一步受到边界附近水平集函数空间梯度的强烈影响。 通常情况下,水平集法的结果强烈依赖于初始假设。为了解决以上问题,Wei等^[58]提出分段常数水平 集法,用不连续的分段常数水平集函数来描述边界。Otomori等^[59]基于目标函数的拓扑导数,通过求 解反应扩散方程来更新水平集函数。Wei等^[60]采用径向基函数的参数化水平集法,在优化过程中以近 似的重新初始化方案保持相对平滑的水平集函数,它能够在材料域内形成新孔,对初始设计的依赖性也 较小。上述方法一定程度地克服了传统水平集法的一些不足,但大量公式和重新初始化的需要表明存 在尚未解决的问题,如正则化、水平集函数的空间梯度控制等。

2.2.2 移动率件类方法 在水平集法边界清晰光滑的基础上,为进一步简化拓扑边界的描述形式, Guo 等^[61]提出移动变形组件/孔洞(MMC/MMV)法^[62],将结构拓扑看作是有限数量的移动变形组件 的组合,并通过控制移动部件或孔洞间接实现材料分布场的拓扑变化。该方法出发点是任何类型的拓 扑结构都可以分解为有限数量的组件,因此,它将"结构构件"作为拓扑优化的基本构件,通过最优性条 件确定构件的形状、长度、厚度、朝向等几何特征参数及布局(连通性),从而得到最优结构拓扑。Zhang 等^[63]引入一组可变形的三维构件描述三维拓扑结构,并通过显式优化构件的布局寻找最优结构。通过 几何设计变量设置下界^[64],移动组件法解决了最小长度尺度控制问题。Zhang 等^[65]采用 B 样条曲线描 述结构中移动变形构件的边界,这可以保持结构边界的平滑,通过显式的边界描述和演化可以同时获得 结构的形状和拓扑。从相反的角度,Zhang 等^[66]提出一种与 MMC 法互为对偶的 MMV 法,引入一组 几何参数显式地描述孔洞的边界,减少与优化问题相关的设计变量的总数,还提供了通过有效的单元移 除技术大幅减少有限元自由度数量的可能性。MMC/MMV 法借助部件形式的材料模型减小了设计变 量的数量,提高了优化效率,而且显式的边界描述也有助于进一步与 CAD 技术的结合。然而,模块化 的部件数量和初始位置的设置会对最终优化结果产生影响,面对复杂的拓扑构型,该方法容易出现部件 描述能力不足的问题。

与 MMC/MMV 方法类似,Wei 等^[67]提出的刚度扩散法是一种桁架的结构布局优化方法,该方法 将桁架结构杆单元的刚度矩阵用一组嵌入弱背景网格的等效刚度矩阵表示。桁架结构中的杆件在优化 过程中不需要相互连接,每个杆件都可以在设计域中独立运动,通过优化可以形成最优桁架设计。

Norato 等^[68]提出几何投影方法,优化固定宽度和半圆形末端的杆件组成的线性弹性平面结构。该 方法通过使用可微分几何投影,将设计投影到固定的分析网格上,避免设计更改时的网格重新划分,该 投影产生密度场指示设计空间中任意位置的固体材料的分数。类似的方法还有泡泡法^[69]等。

3 结论

以上两类优化方法特点不同,求解优化问题时各有优劣。面向工程需求,两类方法都能够生成基本 可用的优化结构。值得一提的是,Michell 桁架解析解^[70]一直以来就是数值优化方法比较的基准。从 解析解来看,Michell 桁架是一种基于梁单元(或称为类桁架杆单元)的精细网^[71],即所谓的连续体结 构。将 Michell 桁架解析解作为离散框架结构并不准确。拓扑优化结构限制为刚架或带孔连续体结构 是为了适应工程应用需要,这导致优化结果并非最优。在低体积分数约束下存在优化的桁架结构、基于 *n* 阶层合板均匀化的拓扑优化^[7]、带孔板等 3 种优化问题的结果,它们的广义形状都会变得像 Michell 桁架解析解^[72]。因此,真正的最优结构是变厚度,或者非均匀各向异性连续体。

为满足制造需求,上述优化方法大多以直接得到边界清晰的宏观等厚度带孔结构为目标,往往采用 各向同性材料限制。这种等厚度各向同性材料设定可以理解为对优化结果的一种约束,它会导致优化 结果与理论上的最优解相差较大。对比不同优化方法的结果^[71]可知,通过允许变厚度而不强制等厚度 带孔板,在实际情况下,结构性能改进超过 30%。显然,与解析解相比,非最优结构在性能上的损失很 难忽视。随着工业制造水平的快速发展,一些变刚度复合材料使一些人造材料的实现成为可能。因此, 以更高精度的拓扑优化结果为目标,发展更加高效的数值拓扑优化方法是当前一个重要的研究方向。

基于几何特征的几种数值优化方法中,主要通过描述宏观尺度下材料的边界构建拓扑最优结构。 这种方式的优点是结构边界清晰,无需后处理,设计变量相对较少,便于工程应用。然而,面对复杂的优 化问题,设计变量与目标函数之间较强的非线性关系增加了优化求解的难度,基于部件的材料场描述方 式比离散形式的材料类方法更难描述复杂拓扑结构。

参考文献:

- BENDSØE M P, SIGMUND O. Topology optimization: Theory, methods, and applications[M]. Berlin: Springer Science & Business Media, 2003.
- [2] ZHU Jihong, ZHANG Weihong, XIA Liang. Topology optimization in aircraft and aerospace structures design[J]. Archives of Computational Methods in Engineering, 2016, 23(4):595-622. DOI:10.1007/s11831-015-9151-2.
- [3] XIONG Yulin, ZHAO Zilong, LU Hongjia, et al. Parallel BESO framework for solving high-resolution topology optimization problems [J]. Advances in Engineering Software, 2023, 176: 103389. DOI: 10. 1016/j. advengsoft. 2022. 103389.
- [4] VANEK J, GALICIA J A G, BENES B. Clever support: Efficient support structure generation for digital fabrication
 [J]. Computer Graphics Forum, 2014, 33(5):117-125. DOI:10.1111/cgf. 12437.
- [5] 程耿东. 实心弹性薄板的最优设计[J]. 大连工学院学报, 1981, 20(2): 1-11.
- [6] BENDSØE M P,KIKUCHI N. Generating optimal topologies in structural design using a homogenization method [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1988, 71(2):197-224. DOI:10.1016/0045-7825(88) 90086-2.
- [7] BENDSØE M P. Optimal shape design as a material distribution problem[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 1989, 1(4):193-202. DOI:10.1007/BF01650949.
- [8] DÍAZ A R, BENDSØE M P. Shape optimization of structures for multiple loading conditions using a homogenization method[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 1992, 4(1):17-22. DOI:10.1007/BF01894077.
- [9] OLHOFF N, BENDSØE M P, RASMUSSEN J. On CAD-integrated structural topology and design optimization[J].
 Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1991, 89(1): 259-279. DOI: 10.1016/0045-7825(91) 90044-7.
- [10] SIGMUND O. Materials with prescribed constitutive parameters: An inverse homogenization problem[J]. International Journal of Solids and Structures, 1994, 31(17):2313-2329. DOI:10.1016/0020-7683(94)90154-6.
- [11] PANTZ O, TRABELSI K. A post-treatment of the homogenization method for shape optimization[J]. SIAM Journal on Control and Optimization, 2008, 47(3):1380-1398. DOI:10.1137/070688900.
- [12] GROEN J P, WU Jun, SIGMUND O. Homogenization-based stiffness optimization and projection of 2D coated structures with orthotropic infill[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2019, 349:722-

742. DOI:10.1016/j. cma. 2019.02.031.

- [13] GROEN J P, SIGMUND O. Homogenization-based topology optimization for high-resolution manufacturable microstructures[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2018, 113(8): 1148-1163. DOI: 10. 1002/nme. 5575.
- [14] GROEN J P, STUTZ F C, AAGE N, et al. De-homogenization of optimal multi-scale 3D topologies[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2020, 364:112979. DOI:10.1016/j. cma. 2020.112979.
- [15] JENSEN P D L, SIGMUND O, GROEN J P. De-homogenization of optimal 2D topologies for multiple loading cases
 [J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2022, 399:115426. DOI: 10.1016/j. cma. 2022. 115426.
- [16] WANG Junpeng, WESTERMANN R, WU Jun. A streamline-guided de-homogenization approach for structural design[J]. Journal of Mechanical Design, 2022, 145(2):21702. DOI:10.1115/1.4056148.
- [17] ZHOU Ming, ROZVANY G I N. The COC algorithm, Part II: Topological, geometrical and generalized shape optimization[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 1991, 89(1): 309-336. DOI:10.1016/0045-7825(91)90046-9.
- [18] BENDSØE M P, SIGMUND O. Material interpolation schemes in topology optimization[J]. Archive of Applied Mechanics, 1999, 69(9): 635-654. DOI: 10. 1007/s004190050248.
- [19] STOLPE M, SVANBERG K. On the trajectories of penalization methods for topology optimization[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2001, 21(2):128-139. DOI:10.1007/s001580050177.
- [20] GUEST J K, PRÉVOST J H, BELYTSCHKO T. Achieving minimum length scale in topology optimization using nodal design variables and projection functions[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2004,61(2):238-254. DOI:10.1002/nme.1064.
- [21] SIGMUND O. Morphology-based black and white filters for topology optimization[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2007, 33(4):401-424. DOI:10.1007/s00158-006-0087-x.
- [22] 程耿东.关于桁架结构拓扑优化中的奇异最优解[J].大连理工大学学报,2000,40(4):379-383. DOI:10.3321/j. issn:1000-8608.2000.04.001.
- [23] GUO Xu, CHENG Gengdong, YAMAZAKI K. A new approach for the solution of singular optima in truss topology optimization with stress and local buckling constraints[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2001, 22(5):364-373. DOI:10.1007/s00158-001-0156-0.
- [24] BUHL T, PEDERSEN C B W, SIGMUND O. Stiffness design of geometrically nonlinear structures using topology optimization[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2000, 19(2):93-104. DOI:10.1007/s001580050089.
- [25] SIGMUND O. On the design of compliant mechanisms using topology optimization[J]. Mechanics of Structures and Machines, 1997, 25(4):493-524. DOI:10.1080/08905459708945415.
- [26] BONNECAZE R T, RODIN G J, SIGMUND O, et al. Systematic design of phononic band-gap materials and structures by topology optimization[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London. Series A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, 2003, 361(1806):1001-1019. DOI:10.1098/rsta.2003.1177.
- [27] XIE Yimin, STEVEN G P. A simple evolutionary procedure for structural optimization[J]. Computers & Structures, 1993, 49(5): 885-896. DOI: 10.1016/0045-7949(93)90035-C.
- [28] QUERIN O M, STEVEN G P, XIE Yimin. Evolutionary structural optimization (ESO) using a bidirectional algorithm[J]. Engineering Computations, 1998, 15(8):1031-1048. DOI:10.1108/02644409810244129.
- [29] YOUNG V, QUERIN O M, STEVEN G P, et al. 3D and multiple load case bi-directional evolutionary structural optimization (BESO) [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 1999, 18 (2): 183-192. DOI: 10. 1007/ BF01195993.
- [30] ZHOU Ming, ROZVANY G I N. On the validity of ESO type methods in topology optimization[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2001, 21(1):80-83. DOI:10.1007/s001580050170.
- [31] SIGMUND O, PETERSSON J. Numerical instabilities in topology optimization: A survey on procedures dealing with checkerboards, mesh-dependencies and local minima[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 1998, 16(1):68-75. DOI:10.1007/BF01214002.
- [32] ZHU Jihong, ZHANG Weihong, QIU Kepeng. Bi-directional evolutionary topology optimization using element replaceable method[J]. Computational Mechanics, 2007, 40(1):97-109. DOI:10.1007/s00466-006-0087-0.

- [33] HUANG Xiaodong, XIE Yimin. Convergent and mesh-independent solutions for the bi-directional evolutionary structural optimization method[J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2007, 43 (14): 1039-1049. DOI: 10. 1016/j. finel. 2007. 06. 006.
- [34] DEATON J D, GRANDHI R V. A survey of structural and multidisciplinary continuum topology optimization: Post 2000[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2014, 49(1):1-38. DOI:10.1007/s00158-013-0956-z.
- [35] SUI Yunkang, YANG Deqing. A new method for structural topological optimization based on the concept of independent continuous variables and smooth model[J]. Acta Mechanica Sinica, 1998, 14(2): 179-185. DOI: 10. 1007/ BF02487752.
- [36] 隋允康,张学胜,龙连春,等. 位移约束集成化处理的连续体结构拓扑优化[J]. 固体力学学报,2006,27(1):102-107. DOI:10.3969/j. issn. 0254-7805. 2006.01.018.
- [37] 彭细荣,隋允康.有频率禁区的连续体结构拓扑优化[J].固体力学学报,2007,28(2):145-150.DOI:10.3969/j. issn.0254-7805.2007.02.006.
- [38] 叶红玲,隋允康. 基于 ICM 方法三维连续体结构拓扑优化[J]. 固体力学学报,2006,27(4):387-393. DOI:10. 3969/j.issn.0254-7805.2006.04.011.
- [39] BENDSØE M P,GUEDES J M, HABER R B, et al. An analytical model to predict optimal material properties in the context of optimal structural design[J]. Journal of Applied Mechanics, 1994, 61(4):930-937. DOI:10.1115/1. 2901581.
- [40] KOCVARA M,STINGL M,ZOWE J. Free material optimization: Recent progress[J]. Optimization, 2008, 57(1): 79-100. DOI:10.1080/02331930701778908.
- [41] HASLINGER J, KOCVARA M, LEUGERING G, et al. Multidisciplinary free material optimization [J]. SIAM Journal on Applied Mathematics, 2010, 70(7); 2709-2728. DOI:10.1137/090774446.
- [42] STINGL M, KOČVARA M, LEUGERING G. Free material optimization with fundamental eigenfrequency constraints[J]. SIAM Journal on Optimization, 2009, 20(1):524-547. DOI:10.1137/080717122.
- [43] WELDEYESUS A G, STOLPE M. Free material optimization for laminated plates and shells[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2016, 53(6):1335-1347. DOI:10.1007/s00158-016-1416-3.
- [44] GAILE S,GÜNTER L,STINGL M. Free material optimization for plates and shells[C] // IFIP Conference on System Modeling and Optimization. Cracow:[s. n.],2007:239-250. DOI:10.1007/978-3-642-04802-9_12.
- [45] HU Jingqiao, LI Ming, YANG Xingtong, et al. Cellular structure design based on free material optimization under connectivity control[J]. Computer-Aided Design, 2020, 127:102854. DOI:10.1016/j. cad. 2020.102854.
- [46] ZHOU Kemin. Optimization of least-weight grillages by finite element method[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2008, 38(5): 525-532. DOI:10.1007/s00158-008-0305-9.
- [47] ZHOU Kemin, LI Xia. Topology optimization for minimum compliance under multiple loads based on continuous distribution of members [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2008, 37 (1): 49-56. DOI: 10. 1007/ s00158-007-0214-3.
- [48] ZHOU Kemin. Topology optimization of truss-like continuum structures for natural frequencies[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2012, 47(4):613-619. DOI:10.1007/s00158-012-0870-9.
- [49] CUI Hao, ZHOU Kemin. Topology optimization of truss-like structure with stress constraints under multiple-load cases[J]. Acta Mechanica Solida Sinica, 2019, 33(2): 226-238. DOI:10.1007/s10338-019-00125-3.
- [50] 乔升访,周克民.基于类桁架材料模型的不确定荷载下结构拓扑优化[J].工程力学,2016,33(1):252-256.
- [51] CUI Hao, ZHOU Kemin, YANG Zhiyi. Reinforcement layout design of RC structures under multiple load cases using truss-like material model[J]. Latin American Journal of Solids and Structures, 2020, 17(4): 1-17. DOI: 10. 1590/1679-78255930.
- [52] OSHER S, SETHIAN J A. Fronts propagating with curvature-dependent speed: Algorithms based on Hamilton-Jacobi formulations[J]. Journal of Computational Physics, 1988, 79(1):12-49. DOI:10.1016/0021-9991(88)90002-2.
- [53] SETHIAN J A. Evolution, implementation, and application of level set and fast marching methods for advancing fronts[J]. Journal of Computational Physics, 2001, 169(2):503-555. DOI:10.1006/jcph.2000.6657.
- [54] SUSSMAN M, SMEREKA P, OSHER S. A level set approach for computing solutions to incompressible two-phase

flow[J]. Journal of Computational Physics, 1994, 114(1):146-159. DOI:10.1006/jcph.1994.1155.

- [55] MALLADI R, SETHIAN J A, VEMURI B C. Shape modeling with front propagation: A level set approach[J]. IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence, 1995, 17(2):158-175. DOI:10.1109/34.368173.
- [56] HABER R,BENDSOE M. Problem formulation, solution procedures and geometric modeling-key issues in variabletopology optimization[C]//7th AIAA/USAF/NASA/ISSMO Symposium on Multidisciplinary Analysis and Optimization. Reston: AIAA, 1998:4948.
- [57] RUITER M J D,KEULEN F V. Topology of optimization: Approaching the material distribution problem using a topological function description[C] // Computational Techniques for Materials, Composites and Composite Structures. Edinburgh:Civil-Comp Press, 2000:111-119.
- [58] WEI Peng, WANG M Y. Piecewise constant level set method for structural topology optimization[J]. International Journal for Numerical Methods in Engineering, 2009, 78(4): 379-402. DOI:10.1002/nme.2478.
- [59] OTOMORI M, YAMADA T, IZUI K, et al. Matlab code for a level set-based topology optimization method using a reaction diffusion equation [J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2015, 51(5): 1159-1172. DOI: 10. 1007/s00158-014-1190-z.
- [60] WEI Peng,LI Zuyu,LI Xueping, et al. An 88-line MATLAB code for the parameterized level set method-based to-pology optimization using radial basis functions[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2018, 58(2):831-849. DOI:10.1007/s00158-018-1904-8.
- [61] GUO Xu, ZHANG Weisheng, ZHANG Jian, et al. Explicit structural topology optimization based on moving morphable components (MMC) with curved skeletons[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2016, 310;711-748. DOI:10.1016/j. cma. 2016. 07. 018.
- [62] ZHANG Weisheng, LI Dong, ZHOU Jianhua, et al. A Moving Morphable Void (MMV)-based explicit approach for topology optimization considering stress constraints[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2018, 334: 381-413. DOI: 10.1016/j. cma. 2018. 01. 050.
- [63] ZHANG Weisheng, LI Dong, YUAN Jie, et al. A new three-dimensional topology optimization method based on moving morphable components (MMCs)[J]. Computational Mechanics, 2016, 59 (4): 647-665. DOI: 10. 1007/ s00466-016-1365-0.
- [64] ZHANG Weisheng, LI Dong, ZHANG Jie, et al. Minimum length scale control in structural topology optimization based on the moving morphable components (MMC) approach[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2016, 311:327-355. DOI:10.1016/j. cma. 2016. 08. 022.
- [65] ZHANG Weisheng, YANG Wanying, ZHOU Jianhua, et al. Structural topology optimization through explicit boundary evolution[J]. Journal of Applied Mechanics, 2016, 84(1):1-10. DOI:10.1115/1.4034972.
- [66] ZHANG Weisheng, CHEN Jishun, ZHU Xuefeng, et al. Explicit three dimensional topology optimization via moving morphable void (MMV) approach[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2017, 322: 590-614. DOI:10.1016/j.cma. 2017.05.002.
- [67] WEI Peng, MA Haitao, WANG M. The stiffness spreading method for layout optimization of truss structures[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2013, 49(4):667-682. DOI:10.1007/s00158-013-1005-7.
- [68] NORATO J A, BELL B K, TORTORELLI D A. A geometry projection method for continuum-based topology optimization with discrete elements[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering, 2015, 293: 306-327. DOI:10.1016/j. cma. 2015. 05. 005.
- [69] ESCHENAUER H A, KOBELEV V V, SCHUMACHER A. Bubble method for topology and shape optimization of structures[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 1994, 8(1): 42-51. DOI: 10.1007/bf01742933.
- [70] PRAGER W, ROZVANY G I N. Optimal layout of grillages[J]. Journal of Structural Mechanics, 1977, 5(1):1-18. DOI:10.1080/03601217708907301.
- [71] SIGMUND O, AAGE N, ANDREASSEN E. On the (non-)optimality of Michell structures[J]. Structural and Multidisciplinary Optimization, 2016, 54(2): 361-373. DOI: 10.1007/s00158-016-1420-7.
- [72] ROZVANY G I N, ONG T G, SZETO W T, et al. Least-weight design of perforated elastic plates: I [J]. International Journal of Solids and Structures, 1987, 23(4):521-536. DOI:10.1016/0020-7683(87)90015-1.

(责任编辑: 钱筠 英文审校: 方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202403007



框架填充墙平面外抗震性能数值模拟

孟杰1,郭子雄1,2,谢鑫尧1

(1.华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;2.华侨大学 福建省结构工程与防灾重点实验室, 福建 厦门 361021)

摘要: 为研究不同程度平面内(IP)损伤,以及加载制度对框架填充墙平面外(OOP)抗震性能的影响,采用 ABAQUS软件对分离式框架填充墙模型进行分析。模拟结果表明:框架填充墙平面内损伤程度是影响平面 外承载力与刚度的重要因素,平面外承载力与刚度随着平面内损伤程度增大而降低;以1/200位移角为幅值 进行低周往复加载后维持平面内位移,框架填充墙平面外承载力有一定提高,但维持平面内位移对于延缓平 面外刚度退化影响不显著;框架填充墙平面内受损程度增加后,达到平面外峰值荷载时墙体面外变形程度增 大,以1/100位移角为幅值进行低周往复加载后,维持平面内位移对墙体平面外横向变形有一定增大作用。 关键词: 框架填充墙;平面外;ABAQUS软件;抗震性能

中图分类号: TU 375.4 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0158-08

Numerical Simulationon of Out-of-Plane Seismic Performance of Frame Infilled Wall

MENG Jie¹, GUO Zixiong^{1,2}, XIE Xinyao¹

 College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;
 Key Laboratory for Structural Engineering and Disaster Prevention of Fujian Province, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: To investigate the effect of different degrees of in-plane (IP) damage and the loading system on the seismic performance of the frame infilled wall out-of-plane (OOP), the separation frame infilled wall model using ABAQUS software is analyzed. The simulation results show that the IP damage degree of the frame infilled wall is an important factor affecting the OOP bearing capacity and stiffness, the OOP bearing capacity and stiffness decrease as the IP damage degree increases. After low-frequency cyclic loading with a displacement angle of 1/200 as the amplitude, the IP displacement is maintained, and the OOP bearing capacity of the frame filled wall improves to a certain extent. Maintaining IP displacement has no significant effect on delaying the degradation of out of plane stiffness. As the IP damage of the frame filled wall increases, the OOP deformation of infill increases. The degree of IP damage of the frame filled wall increases, the degree of OOP deformation of the wall body increases when reaching the OOP peak load. After low-frequency cyclic loading with a displacement angle of 1/100, maintaining IP displacement has a certain increasing effect on the lateral deformation of OOP wall.

Keywords: frame infilled wall; out-of-plane; ABAQUS software; seismic performance

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52178485); 福建省科技计划高校产学合作项目(2020Y4011)

收稿日期: 2024-03-07

通信作者: 郭子雄(1967-),教授,博士,博士生导师,主要从事工程结构抗震防灾的研究。E-mail:guozxcy@hqu. edu.cn。

钢筋混凝土(RC)框架结构因具有建筑平面布置灵活简单、经济效益好等优点,在国内外建筑行业 广泛应用。在过去 40 多年中,作为"结构"构件的梁与柱及框架结构整体抗震性得到充分研究,能够较 好实现"小震不坏,大震不倒"的设防目标,而作为"非结构"构件填充墙,在我国现行抗震体系设计中还 未得到充分重视。在历次强震中,填充墙的不规则布置和不合理砌筑对 RC 框架结构地震反应存在较 大影响,特别是填充墙约束作用经常导致框架柱发生剪切脆性破坏^[1],当填充墙损伤严重时又容易出现 平面外倒塌震害^[2]。为准确评估框架填充墙抗倒塌能力,需要考虑不同程度平面内损伤对框架填充墙 平面外抗震性能的影响。

Ricci 等^[3]提出达到初裂与峰值时刻框架填充墙平面外强度与割线刚度折减系数计算公式。Ricci 等^[4]认为当墙体高厚比小于 20 时,高厚比变化对框架填充墙平面内外耦合效应影响明显。De Risi 等^[5]基于以往数据集与试验结果,研究高宽比对框架填充墙平面内外耦合效应的影响,认为 Ricci 等^[3]提出的框架填充墙平面外强度折减系数计算公式拟合效果最为理想。Di Domenico 等^[6]在 De Risi 等工作上进一步拓展,提出考虑高厚比、高宽比、不同程度平面内损伤等多参数的平面外强度折减系数计算公式。Xie 等^[7]提出框架填充墙平面外承载力与墙体半高处挠度的计算公式。Di Trapani 等^[8]采用 ABAQUS 软件,分析轴向压力施加位置与平面外加载方式对框架填充墙平面外性能的影响。

综上,对框架填充墙平面内外耦合作用的研究取得一定进展。为丰富框架填充墙平面外抗震性能 研究成果,本文采用 ABAQUS 软件对分离式框架填充墙模型进行分析,研究不同程度平面内损伤及加 载制度对框架填充墙平面外抗震性能的影响。

1 有限元模型建立

1.1 填充墙建模方式

填充墙有限元建模方式主要有整体式建模、分离式建模、精细化建模。整体式建模是将填充墙作为整体,由一种连续均质的各项同性材料构成,适用于分析结构整体响应。整体式建模忽略了砌块与砂浆的相互作用,将墙体视为整个"墙板",无法模拟裂缝开展与滑移。精细化建模是指将砌块和砂浆分别建立,通过粘性单元模拟砂浆性能,计算精度最高,但该种建模方法计算体量大,且计算不容易收敛。分离式建模是将砌块与砌块周围 1/2 厚度的砂浆组合在一起形成组合砌块,通过定义组合砌块交界面的接触属性,模拟砂浆裂缝开裂与滑移。分离式建模,如图 1 所示。图 1 中:hm 是砂浆厚度;hb 是砌块厚度。

1.2 材料本构关系选取

1.2.1 混凝土与钢筋本构关系 采用 GB 50010-2010《混凝土结构设 计规范》^[9] 中规定的混凝土单轴受拉与单轴受压本构关系;采用 ABAQUS 软件的混凝土塑性损伤(CDP)模型定义混凝土材料属性;采 用的塑性损伤的膨胀角为 35°,偏心率为 0.1,双轴极限抗压强度与单轴 极限抗压强度的比值为 1.16,拉伸子午面与压缩子午面上第 2 应力的 比值为 0.667,粘性参数为 0.000 5。

钢筋本构关系采用 PQ-Fiber 子程序中的 USteel03 钢筋本构,本构 关系适用于模拟钢筋混凝土构件中的普通钢筋。

1.2.2 砌体本构关系 采用文献[10]中的砌体受压本构关系,即

$$\frac{\sigma_{\rm c}}{\sigma_{\rm m}} = \frac{\eta}{1 + (\eta - 1)(\varepsilon_{\rm c}/\varepsilon_{\rm m})^{\eta/(\eta - 1)}} \frac{\varepsilon_{\rm c}}{\varepsilon_{\rm m}}^{\circ}$$
(1)

式(1)中: σ_{e} , ε_{e} 分别为压应力与压应变; η 为砌体弹性模量与峰值点割线模量的比值, $\eta = E \varepsilon_{em} / f_{em}$, f_{em} 为 砌体抗压强度平均值, ε_{em} 为 f_{em} 对应的应变,E为砌体弹性模量。

采用文献[10]中的砌体受拉本构关系,即

$$y=x, \quad x \leq 1, \\ y=\frac{x}{2(x-1)1.7+x}, \quad x \geq 1_{\circ}$$

$$(2)$$

式(2)中: $y = \sigma_t / f_{tm}$, f_{tm} 为砌体抗拉强度平均值; $x = \varepsilon_t / \varepsilon_{tm}$, ε_{tm} 为 f_{tm} 对应的应变; σ_t , ε_t 分别为拉应力与



图1 分离式建模

Fig. 1 Separation modeling

拉应变。

1.3 损伤因子的计算

为描述混凝土与砌体的损伤,采用文献[11]提出的损伤因子计算公式,即

$$d_{c} = \frac{(1-\eta_{c})\varepsilon_{c}^{\text{in}}E_{0}}{\sigma_{c}+(1-\eta_{c})\widetilde{\varepsilon}_{c}^{\text{in}}E_{0}},$$

$$d_{t} = \frac{(1-\eta_{t})\widetilde{\varepsilon}_{t}^{\text{ck}}E_{0}}{\sigma_{t}+(1-\eta_{t})\widetilde{\varepsilon}_{t}^{\text{ck}}E_{0}}$$

$$(3)$$

式(3)中: d_{e} , d_{t} 分别为受压、受拉损伤因子; E_{0} 为无损伤的弹性模量; \tilde{e}_{t}^{in} , \tilde{e}_{t}^{ik} 分别为非弹性应变、开裂应 变, $\tilde{e}_{e}^{in} = (\epsilon_{e} - \sigma_{e})/E_{0}$, $\tilde{e}_{t}^{ie} = (\epsilon_{t} - \sigma_{t})/E_{0}$; η_{e} , η_{t} 分别为受压状态与受拉状态下,材料塑性应变占非弹性应 变的比例, $\eta_{e} = 0.6$, $\eta_{i} = 0.9$ 。

1.4 组合砌块界面接触的设置

组合砌块接触界面行为可用粘性接触与摩擦属性进行描述,其中,粘性接触定义为硬接触,描述界 面受压情况,使用 ABAQUS 软件提供的牵引力-分离模型描述界面受拉开裂直至失效过程;摩擦属性 使用库伦模型描述界面相互摩擦行为。将接触界面损伤演化阶段分为线弹性阶段、粘性接触退化阶段、 滑动摩擦阶段。

1.4.1 线弹性阶段 在线弹性阶段,接触面上的粘性接触没有发生损伤,摩擦属性的应力可表示为

$$\boldsymbol{t} = \begin{cases} \sigma_{n} \\ \tau_{s} \\ \tau_{t} \end{cases} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{cases} \delta_{n} \\ \delta_{s} \\ \delta_{t} \end{cases} = \boldsymbol{K}\boldsymbol{\delta} \,. \tag{4}$$

式(4)中: t,δ 为接触面上应力向量与分离向量; σ_n, τ_s, τ_t 为接触界面上法向拉应力与两个切向方向的应力; $\delta_n, \delta_s, \delta_t$ 为接触界面上法向分离分量与两个切向方向的分离分量;K为接触界面上的刚度矩阵;Abdulla 等^[12]建议

$$K_{nn} = \frac{E_b E_m}{h_m (E_b - E_m)},$$

$$K_{ss} = K_{tt} = \frac{G_b G_m}{h_m (G_b - G_m)},$$

E_b, E_m分别为砌块与砂浆的弹性模量, G_b, G_m分别为砌块与砂浆的剪切模量。

1.4.2 粘性接触退化阶段 当接触界面上的应力组合满足某一准则时,即可认为接触面上的粘性接触 发生损伤,接触界面上的摩擦属性开始工作。采用二次应力准则定义损伤触发条件,当接触界面上应力 满足下式时认为损伤产生,即

$$\left(\frac{\langle \sigma_{\rm n} \rangle}{\sigma_{\rm n}^{\rm max}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{\rm s}}{\tau_{\rm s}^{\rm max}}\right)^2 + \left(\frac{\tau_{\rm t}}{\tau_{\rm t}^{\rm max}}\right)^2 = 1_{\circ}$$
⁽⁵⁾

式(5)中: σ_n^{max} , τ_s^{max} , τ_t^{max} 为牵引力-分离模型在线弹性阶段的法向方向与两个切向方向的最大应力,在取 砌体轴心抗拉强度平均值与抗剪强度平均值的基础上^[13],进一步修正 σ_n^{max} , τ_s^{max} , τ_t^{max} ,即 σ_n^{max} =0.141 $\sqrt{f_m}$, $\tau_s^{max} = \tau_t^{max} = a \times 0.125 \sqrt{f_m}$,a为抗剪强度修正系数,推荐值取 2, f_m 为砂浆抗压强度平均值。

用库伦模型描述摩擦属性,临界切应力τ_{cri}为

$$\tau_{\rm cri} = c + u\sigma_{\rm n} \, \circ \tag{6}$$

式(6)中:c为粘聚力; μ为摩擦系数, μ=0.7。

在损伤演化的过程中,选用基于能量的混合模式描述损伤演化过程,将牵引力-分离模型下降段指 定为线性软化,接触界面上的应力与相对位移关系由式(4)转变为

$$\boldsymbol{t} = (1 - D)\boldsymbol{K}\boldsymbol{\delta} \tag{7}$$

式(7)中:D为损伤演化系数,D取值0~1。

1.4.3 滑动摩擦阶段 当损伤演化系数 D 为1时,表示粘性接触失去作用,界面上只有摩擦力抵抗界 面上的剪力,滑动时界面上的切应力 τ_{sli}为

$$\tau_{\rm sli} = \mu \sigma_{\rm n} \, . \tag{8}$$

http://hdxb. hqu. edu. cn/

161

2 有限元建模方法验证

2.1 平面内建模方法验证

2.1.1 试件信息 选用文献[14]中 BF 与试件 AFKJ1 进行平面内建模方法验证。框架为 1:2 比例缩尺框 架,填充墙为实心粘土砖砌筑,墙体厚度为 120 mm。

试件 AFKJ1 尺寸,如图 2 所示。材料的实测力学 性能见文献[14],柱的设计轴压比为 0.35,试验中对柱 施加的竖向轴力为 328 kN,试验中轴力保持不变。 2.1.2 模型建立 混凝土实体采用绑定约束方式进行 连接,钢筋采用 embedded 方式嵌入混凝土中。对于平 面内荷载,在梁端设置参考点,将参考点与梁端耦合约 束,按照试验加载制度在参考点上进行位移控制,每级 荷载进行一次循环。



Fig. 2 Dimension of specimen AFKJ1 (unit: mm)

根据试验边界条件,对地梁采用完全固定约束模拟

地梁锚固情况,同时,施加侧向约束防止框架出现面外移动而影响模拟精度。混凝土与砌体单元类型指派为8节点6面体线性减缩积分(C3D8R),钢筋单元类型指派为三维二节点桁架单元(T3D2),混凝土与钢筋网格大小为50 mm,砌体网格大小控制在50 mm,地梁网格大小为200 mm。

2.1.3 试验结果与模拟结果对比分析 框架填充墙平面内模型,如图 3 所示。图 3 中: f 为平面内荷 载; Δ 为加载位移。





由图 3 可知:钢筋采用 embedded 方式嵌入至混 凝土中不会产生混凝土与钢筋的滑移,滞回曲线捏 拢情况难以出现,但从滞回曲线整体看,模拟值与试 验值匹配程度较为良好。

2.2 平面外建模方法验证

2.2.1 试件信息 选用文献[3]中试件 OOP_4E 进 行平面外建模方法验证。框架为 2:3 比例缩尺框 架,填充墙为空心砌块砌筑,墙体厚度为 80 mm。试 件 OOP_4E 尺寸,如图 4 所示。材料实测力学性能 与加载制度见文献[3]。

2.2.2 模型的建立 采用材料本构关系、网格划分 与平面内模型保持一致。在墙体平面外布置参考 点,设置连续分布耦合方式,将参考点与墙体进行连 接,按照试验加载制度在参考点上进行位移控制。

2.2.3 试验结果与模拟结果对比分析 框架填充



图 4 试件 OOP_4E 尺寸(单位:mm) Fig. 4 Dimension of specimen OOP_4E (unit: mm)

http://hdxb.hqu.edu.cn/

墙平面外模型,如图5所示。图5中:fout为平面外荷载。



图 5 框架填充墙平面外模型

Fig. 5 OOP model of frame infilled wall

由图 5(b)可知:试件平面外峰值荷载的试验值为 22.02 kN,模拟值为 20.00 kN,相差 9.17%,模拟 结果与试验结果匹配程度良好;试件峰值位移的试验值为 4.89 mm,模拟值为 13.42 mm,模拟结果与 试验结果存在一定偏差;平面外荷载-位移曲线模拟结果与试验结果趋势接近。

3 参数分析

为研究不同程度平面内损伤及加载 制度对框架填充墙平面外抗震性能的影 响,以文献[14]中 AFKJ1 为原型,建立 模型 BM0~BM4,模型加载工况,如表1 所示。表1中:IP 为平面内;OOP 为平 表 1 模型加载工况 Tab 1 Loading program of models

	Tab. T Boulding	program or mode	
模型	IP 最大位移角	IP 加载情况	荷载施加情况
BM0	—	—	OOP 单调加载
BM1	1/200	卸载	先 IP,后 OOP
BM2	1/100	卸载	先 IP,后 OOP
BM3	1/200	维持	先 IP,后 OOP
BM4	1/100	维持	先 IP,后 OOP

面外. 定义达到 40%峰值荷载的割线刚度为初始刚度^[15],荷载-位移曲线下降至 85%峰值荷载点的割线 刚度为极限刚度。

3.1 损伤情况

选用 DAMAGEC 模拟框架填充墙的受损程度(ξ),如图 6 所示。



图 6 框架填充墙受损程度



由图 6 可知:在只有平面外荷载作用下,模型 BM0 呈现出双向拱破坏的特点,在框架的梁柱节点处 有轻微损伤;在平面内、外荷载作用下,模型 BM1~BM4 随着平面内层间位移角的增大,达到平面外峰 值荷载时墙体损伤越严重,框架的梁柱节点处损伤也逐渐增大;对比模型 BM1,BM3 和模型 BM2, BM4,维持1/200位移角进行平面外加载,可在一定程度上减轻平面外损伤,但在1/100位移角为幅值加载后,维持平面内荷载对减轻墙体平面外损伤基本无影响。

3.2 平面外荷载-位移曲线

平面外荷载-位移曲线,如图7所示。图7中:fout,p为平面外峰值荷载。

由图 7 可知:在达到 40%峰值荷载之前,平面外荷载-位移曲线基本呈线性关系,模型处于弹性工作

阶段;在40%峰值荷载至峰值荷载阶段,模型平面外荷 载随着加载位移的增大而增加,模型平面外荷载-位移 曲线呈非线性增加关系,荷载增长速率不断降低,组合 砌块之间粘性接触基本退出工作,依靠组合砌块相互挤 压与框架之间的顶紧形成拱机制承受外部荷载;随着模 型平面外荷载不断增大,模型的拱效应不断削弱;在达 到峰值荷载后,模型平面外荷载逐渐下降,认为模型进 入失效阶段;荷载退化至85%峰值荷载后,认为框架填 充墙退出工作。



3.3 平面外荷载

平面外荷载-位移曲线特征点模拟结果,如表2所

图 7 平面外荷载-位移曲线

Fig. 7 Loading-displacement curves of OOP

示。表 2 中: k_i 为初始刚度; k_{out}, 为平面外峰值荷载对应的割线刚度; f₁ 为平面外极限荷载; k₁ 为平面 外极限荷载对应的割线刚度。

由表 2 可知:模型 BM1,BM2 平面外峰值荷载与模型 BM0 的相比分别下降 27.47%,50.70%,这 表明框架与填充墙的相互作用使填充墙发生严重损伤,随着层间位移角的增大,墙体平面外峰值荷载下 降程度增大;模型 BM3,BM4 平面外峰值荷载与模型 BM0 相比分别下降 22.63%,50.03%,这表明在 框架填充墙损伤较轻时,维持平面内位移能够加强框架对填充墙的边界约束,提高一定的平面外承载 力,但在框架填充墙受损严重时,维持平面内位移对框架填充墙承载力影响不明显。

模型	$k_{ m i}/{ m kN}$ • mm ⁻¹	$f_{ m out,p}/{ m kN}$	$k_{\rm out,p}/{ m kN}$ • mm ⁻¹	f_1/kN	k_1/kN • mm ⁻¹
BM0	51.46	113.47	5.31	96.51	2.31
BM1	14.14	82.30	3.03	69.92	1.35
BM2	5.97	55.94	1.53	47.56	0.62
BM3	15.15	87.78	3.14	74.61	1.47
BM4	7.71	56.70	1.61	48.15	0.64

表 2 平面外荷载-位移曲线特征点模拟结果

Simulation results of characteristic points of OOP loading-displacement curves

3.4 平面外刚度退化

将平面外刚度用荷载-位移曲线的割线刚度表示,初始刚 度为

$$k_{\rm i}=f_i/X_i$$

式中:f_i为第i级荷载,X_i为第i级位移。

Tab 2

初始刚度退化曲线,如图8所示。

根据表 2 与图 8 可知:模型 BM0 的平面外初始刚度要显 著高于模型 BM1~BM4。模型 BM1~BM4 平面外初始刚度 与模型 BM0 相比分别下降 72.52%,88.39%,70.56%, 85.02%。这表明框架填充墙平面内损伤对平面外刚度影响 明显,随着层间位移角的增大,墙体平面外初始刚度愈低。

从模型 BM1,BM3,模型 BM2,BM4 的刚度退化曲线对比可以看到,框架填充墙平面内维持荷载对 平面外刚度影响不显著。平面外刚度退化速率随加载位移的增大而减缓,当加载位移超过墙高的 3% 时,模型平面外刚度基本相同。

http://hdxb.hqu.edu.cn/



3.5 平面外变形曲线

平面外荷载-变形曲线,如图 9 所示。图 9 中: Δ_V 为竖向位移; Δ_T 为横向位移;H 为模型高度;W 为模型宽度。



Fig. 9 Loading-deformation curves of OOP

由图 9 可知以下 2 点结论。

1) 在平面外荷载下,各模型平面外位移沿着模型的高度分布规律大致相同,即顶层与底层砌体平面外位移小,中部砌体平面外位移大;模型平面外竖向位移曲线呈现抛物线形状,模型 BM0 平面外竖向最大位移为 22.07 mm,而模型 BM1~BM4 平面外竖向最大位移为 BM0 的 1.28,1.55,1.29,1.57 倍;随着平面内层间位移角的增大,达到峰值荷载时框架填充墙平面外竖向变形愈大,维持面内荷载对减小墙体平面外竖向变形无明显影响。

2)模型平面外横向位移曲线呈现三折线形状,随着平面内层间位移角的增大,达到平面外承载力 峰值时平面外横向变形愈大,但平面外横向变形的不均匀性也在增加;模型 BM0 平面外横向最大位移 为 21.53 mm,而模型 BM1~BM4 墙体平面外横向最大位移为 BM0 的 1.28,1.59,1.29,1.66 倍;随着 平面内层间位移角的增大,达到峰值荷载时框架填充墙面外横向变形愈大,以 1/200 位移角为幅值进行 加载后,维持平面内位移对墙体平面外横向变形无明显影响,而 1/100 位移角为幅值进行加载后,维持 平面内荷载对墙体平面外横向变形有一定增大作用。

4 结论

1) 框架填充墙平面外峰值承载力随着平面内损伤程度增大而降低;当模型 BM1,BM2 加载至 1/200 与 1/100 位移角时,其平面外峰值承载力分别降低 27.47%与 50.70%。

2) 框架填充墙平面内加载位移对其平面外承载力有一定影响;模型 BM3, BM4 平面外峰值荷载与 模型 BM0 相比分别下降 22.63%, 50.03%,

3)框架填充墙平面外刚度随平面内损伤增大而降低,维持平面内位移对延缓平面外刚度退化影响 不显著。加载位移超过墙高的3%时,框架填充墙模型刚度退化速率基本相同。

4)以1/100位移角为幅值进行加载后,维持平面内位移对墙体平面外横向变形有一定增大作用, 而1/200位移角为幅值加载后的墙体维持平面内位移对横向变形无明显影响。

参考文献:

- [1] 郭子雄,黄群贤,魏荣丰,等.填充墙不规则布置对 RC 框架抗震性能影响试验研究[J]. 土木工程学报,2010,43 (11):46-54. DOI:10.15951/j. tmgcxb. 2010.11.011.
- [2] 清华大学土木工程结构专家组,西南交通大学土木工程结构专家组,北京交通大学土木工程结构专家组,等.汶川 地震建筑震害分析[J].建筑结构学报,2008(4):1-9. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2008.04.001.
- [3] RICCI P, DI DOMENICO M, VERDERAME G M. Experimental assessment of the in-plane/out-of-plane interaction in unreinforced masonry infill walls[J]. Engineering Structures, 2018, 173: 960-978. DOI: 10. 1016/j. engstruct.

2018.07.033.

- [4] RICCI P,DI DOMENICO M, VERDERAME G M. Experimental investigation of the influence of slenderness ratio and of the in-plane/out-of-plane interaction on the out-of-plane strength of URM infill walls[J]. Construction & Building Materials, 2018, 191:507-522. DOI:10.1016/j. conbuildmat. 2018. 10.011.
- [5] DE RISI M T, DI DOMENICO M, RICCI P, et al. Experimental investigation on the influence of the aspect ratio on the in-plane/out-of-plane interaction for masonry infills in RC frames[J]. Engineering Structures, 2019, 189: 523-540. DOI:10.1016/j. engstruct. 2019. 03. 111.
- [6] DI DOMENICO M, DE RISI M T, RICCI P, et al. Empirical prediction of the in-plane/out-of-plane interaction effects in clay brick unreinforced masonry infill walls[J]. Engineering Structures, 2021, 227:111438. DOI: 10.16/j. engstruct. 2020. 111438.
- [7] XIE Xinyao, GUO Zixiong, BASHA S H. Out-of-plane behavior of clay brick masonry infills contained within RC frames using 3D-digital image correlation technique[J]. Construction and Building Materials, 2023, 376: 131061. DOI:10.1016/j. conbuildmat. 2023. 131061.
- [8] DI TRAPANI F, VIZZINO A, TOMASELLI G, et al. A new empirical formulation for the out-of-plane resistance of masonry infills in reinforced concrete frames[J]. Engineering Structures, 2022, 266: 114422. DOI: 10. 1016/j. engstruct. 2022. 114422.
- [9] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范: GB 50010-2010[S]. 北京:中国建筑工业出版社, 2010.
- [10] 郑妮娜,李英民,潘毅.芯柱式构造柱约束的低层砌体结构抗震性能[J].西南交通大学学报,2011,46(1):24-29, 55. DOI:10.3969/j.issn.0258-2724.2011.01.004.
- [11] 刘巍,徐明,陈忠范. ABAQUS 混凝土损伤塑性模型参数标定及验证[J]. 工业建筑,2014(增刊1):167-171,213. DOI:10.13204/j.gyjz2014.sl.227.
- [12] ABDULLA K F, CUNNINGHAM L S, GILLIE M. Simulating masonry wall behaviour using a simplified micromodel approach[J]. Engineering Structures, 2017, 151:349-365. DOI:10.1016/j. engstruct. 2017. 08. 021.
- [13] 蒋济同,周新智.基于分离式建模的砌体墙力学性能有限元分析参数探讨[J].建筑结构,2019(增刊1):640-644. DOI:10.19701/j.jzjg.2019.S1.133.
- [14] 黄群贤.新型砌体填充墙框架结构抗震性能与弹塑性地震反应分析方法研究[D]. 厦门:华侨大学,2011.
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部.建筑抗震试验规程: JGJ/T 101-2015[S].北京:中国建筑工业出版社, 2015.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202403006

节段料石拼接构造对 SCFST 柱 抗震性能影响有限元分析



杜耀峰1, 刘杰2, 苏龙辉3, 陈业伟4, 刘阳2,5, 黄玉佳2

(1. 健研检测集团有限公司, 福建 厦门 361004;

2. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;

3. 中建协和建设有限公司, 福建 泉州 362700;

4. 中建四局建设发展有限公司, 福建 厦门 361006;

5. 华侨大学 福建省结构工程与防灾重点实验室, 福建 厦门 361021)

摘要: 为研究节段料石拼接构造对内填料石钢管混凝土(SCFST)柱抗震性能的影响,通过 ABAQUS 软件 建立 SCFST 柱的数值模型。以轴压比、钢管厚度、料石尺寸、节段料石构造为变化参数,对 12 个试件进行低 周反复荷载作用下的数值模拟。结果表明:内填料石可显著提高试件的初始刚度、承载力及耗能能力,但会导 致试件延性系数降低;混凝土强度、轴压比对试件的初始刚度、峰值承载力及耗能能力影响不明显,但对延性 系数影响较大;随着料石尺寸的增大,初始刚度基本不变,峰值承载力最多降低 17.8%,试件延性系数略微降 低,耗能能力显著提高;料石节段布置与料石整体布置试件的初始刚度、峰值承载力基本相当,但延性系数最 多降低 32.7%,且料石节段间填充混凝土拼接时可显著提高试件承载力。

关键词: 内填料石钢管混凝土柱;节段料石拼接构造;低周反复荷载作用;延性;承载力;耗能能力
 中图分类号: TU 392.3
 文献标志码: A
 文章编号: 1000-5013(2024)02-0166-09

Finite Element Analysis of Influence of Segment-Stone Splicing Structure on Seismic Performance of SCFST Columns

DU Yaofeng¹, LIU Jie², SU Longhui³, CHEN Yewei⁴, LIU Yang^{2,5}, HUANG Yujia²

(1. Jianyan Testing Group Limited Company, Xiamen 361004, China;

2. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

3. Zhongjianxiehe Construction Limited Company, Quanzhou 362700, China;

4. Construction and Development Limited Company of

China Construction Fourth Bureau Investment Branch, Xiamen 361006, China;

5. Key Laboratory for Structural Engineering and Disaster Prevention of Fujian Province,

Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: To study the effect of segment stone splicing structure on the seismic performance of stone prism encased concrete filled steel tube (SCFST) columns, a numerical model of SCFST columns is established by

收稿日期: 2024-03-02

通信作者: 刘阳(1982-),男,教授,博士,博士生导师,主要从事钢-混凝土组合结构的研究。E-mail:lyliuyang@hqu. edu. cn。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52378157);福建省自然科学基金杰出青年基金资助项目(2020J06020);福 建省科技研究开发计划项目(2022-K-157, 2022-K-261) ABAQUS software. Numerical simulation is conducted on 12 specimens under low cyclic loading under different parameters, such as axial compression ratio, steel tube thickness, stone size and segment stone structure. The results show that the internal packing stone can significantly improve the specimen's initial stiffness, bearing capacity and energy dissipation capacity, but reduce the specimen's ductility coefficient. The effects of concrete strength and axial compression ratio on initial stiffness, peak bearing capacity and energy dissipation capacity are not apparent, but significantly affect the ductility coefficient. With the increase of stone size, the initial stiffness is basically unchanged, the peak bearing capacity decreases by 17.8% at most, the ductility coefficient of the specimen decreases slightly, the energy dissipation capacity increases significantly. The initial stiffness and peak bearing capacity of the specimens arranged in stone segments are the same as that arranged in stone as a whole, but the ductility coefficient can be decreased 32.7% at most, the bearing capacity of the specimens increases significantlyd when the concrete is filled between the stone segments.

Keywords: stone prism encased concrete-filled steel tube column; segment-stone splicing structure; low cyclic loading; ductility; bearing capacity; energy dissipation capacity

"双碳政策"已成为重要的国家战略,但据《2022 中国建筑能耗与碳排放研究报告》^[1]统计,2020 年 全国建筑全过程碳排放总量占全国碳排放的比例高达 50.9%。即使仅考虑建材生产阶段的碳排放,其 碳排放比例也高达 28.2%,其中,水泥和钢材各占一半。由此可知,建筑行业的"降碳减排"是实现"双 碳"目标的重要一环,而最有效的方法就是减少水泥用量,即降低混凝土的用量。石材具有抗压强度高、 耐久性好、储量丰富、便于就地取材等优点,被广泛应用于建筑领域。然而,由于石材为脆性材料,抗弯 强度低,抗震性能较差,应用于结构中存在安全隐患^[2-3]。为了消除安全隐患,国内外学者开展了石结构 加固改造研究工作^[4-8],但随着我国城镇化建设的加快,极大部分石结构建筑面临拆除改建,拆除后会产 生大量废弃石材。因此,有必要对这部分石材进行回收利用,减少资源浪费。

钢管混凝土(CFST)具有承载力高、抗震防灾性能优良等特点,被广泛应用于建筑领域^[9]。刘阳等^[10]考虑废弃石材的资源化利用、结构的性能提升及降碳减排的需求,提出内填料石钢管混凝土(SCFST)柱,内填料石后 SCFST 柱的轴压承载力显著提升,相较于 CFST 柱,最高可提高 87%^[11-13]。

由于料石节段布置对结构轴压性能的影响不大,因此,前期轴压性能研究中均采用整体料石内填于 钢管混凝土中,但承受低周反复荷载作用时,受力机制发生变化,料石节段布置对结构抗震性能的影响 尚不明确,且实际工程中由于料石长度受限,节段布置更适用于施工中。为揭示料石节段布置对 SCFST 柱抗震性能的影响,本文采用 ABAQUS 软件,建立 SCFST 柱的精细化模型,研究不同变化参 数对 SCFST 柱抗震性能的影响。

1 SCFST 柱的构造

SCFST 柱是一种承载力高且抗震防灾能力优越的组合结构。 SCFST 柱由钢管、夹层混凝土和料石组成。料石置于钢管内, 夹层混凝土填充于料石与外钢管内壁之间。料石为节段料 石,节段数量由柱的高度确定,各节段料石间具有相同的截面 形状,实际工程中各段内填料石沿钢管轴线置于钢管中,接触 面重合进行拼接。

根据福建省的建筑特点,就地取材,利用石结构建筑拆除的废弃石材或采石场开采的形状规整的大块料石,经微加工 后替代钢管内的大部分混凝土,填充于钢管混凝土组合结构 中。钢管混凝土结构技术与石材的重复利用相结合,可有效 减少混凝土的用量。同时,大块石材的直接使用又可减少粗 。SCFST 柱构造示意图,如图1所示。



骨料生产过程中的能耗,达到双重降碳的效益。此外,在钢管、混凝土复合约束作用下,料石处于三向受 压状态,抗压强度能充分发挥,显著提升钢管混凝土柱的力学性能。

2 有限元模型的设计

设计 12 个试件,包括 1 个圆形 CFST 柱和 11 个圆形 SCFST 柱试件。钢管外径(D)为 219.0 mm, 总高度均为 2 423 mm,试验段高度为 1 800 mm。试件的几何尺寸和构造,如图 2 所示。



图 2 试件的几何尺寸和构造(单位:mm)

Fig. 2 Dimension and structure of specimens (unit: mm)

试件设计参数,如表1所示。表1中:试件编号的末位数字代表料石接缝数,后缀为c的编号代表 接缝间填充20mm厚的混凝土;t为钢管(Q235钢)厚度;n为轴压比;s为料石边长;i为石材接缝数。

表1 试件设计参数

试件编号	D/mm	t/mm	n	s/mm	混凝土强度等级	i/\uparrow
t6-s0-n3-0	219	6	0.3	—	C60	_
t6-s75-n3-0	219	6	0.3	75	C60	_
t6-s75-n3-1	219	6	0.3	75	C60	1
t6-s75-n3-1c	219	6	0.3	75	C60	1
C40-t6-s75-n3-1c	219	6	0.3	75	C40	1
t6-s100-n3-0	219	6	0.3	100	C60	0
t6-s100-n3-1	219	6	0.3	100	C60	1
t6-s125-n3-0	219	6	0.3	125	C60	0
t6-s125-n3-1	219	6	0.3	125	C60	1
t6-s100-n3-1c	219	6	0.3	100	C60	1
t6-s100-n1-1	219	6	0.1	100	C60	1
t8-s100-n3-1	219	8	0.3	100	C60	1

试件轴压比的计算公式为

$$n = N_{\rm k}/N_{\rm uo} \tag{1}$$

式(1)中:N_k为试验轴力;N_u为试件轴心受压承载力的设计值^[12]。

3 有限元模型的建立

3.1 混凝土本构

韩林海^[14]经过大量试验验证后,提出钢管约束作用下核心混凝土的应力-应变(σε)关系,圆钢管约 束混凝土的本构关系为

$$y = \begin{cases} 2x - x^{2}, & x \leq 1, \\ \frac{x}{\beta_{0} (x - 1)^{\eta} + x}, & x > 1. \end{cases}$$
(2)

式(2)中: $x = \epsilon/\epsilon_0$, ϵ_0 为峰值应力下的混凝土应变, $\epsilon_0 = \epsilon_c + [1\ 400 + 800(f'_c/24 - 1)]\xi^{0.2}$, ξ 为约束效应 系数^[11], $\epsilon_c = 1\ 300 + 12.5f'_c$, f'_c 为混凝土圆柱体轴心抗压强度; $y = \sigma/\sigma_0$, $\sigma_0 = [1 + (-0.054\xi^2 + 0.4\xi)$ (24/ f'_c)^{0.45}] f'_c ; $\eta = 2$; $\beta_0 = (2.36 \times 10^{-5})^{[0.25 + (\xi = 0.5)^7]} f'^2_c \times 3.51 \times 10^{-4}$ 。

3.2 钢材本构

钢材采用 Tao 等^[15]提出的应力-应变模型,如图 3 所示。图 3 中: *f*_p 为钢材比例极限强度; *f*_y 为钢 材屈服强度; *f*_u 为钢材极限抗拉强度; ε_e 为钢材比例极限应变; ε_e, 1为钢材屈服应变; ε_e, 2为钢材塑性极限 应变; ε_e, 3为钢材塑性强化极限应变; 泊松比取 0.3。

3.3 石材本构

石材为脆性材料,受力性能与混凝土相似,抗压强度高,抗拉强度低。文献[16]中花岗岩的受压应 力-应变关系曲线,如图4所示。图4中:f[']_{sp}为石材圆柱体抗压强度。



of stone under compression

取花岗岩弹性模量为48 GPa, 泊松比为0.29, 其受压应力-应变的计算公式为

$$\sigma_{c} = \begin{cases} f'_{sp} \frac{n\zeta - \zeta^{2}}{1 + (n-2)\zeta} \varepsilon \leqslant \varepsilon_{s0}, \\ f'_{sp} \frac{\zeta}{20(\zeta - 1)^{2} + \zeta} \varepsilon > \varepsilon_{s0}. \end{cases}$$
(3)

式(3)中: σ_c 为石材受压过程中任意点的应力; f'_{sp} 取 120.8 MPa; $n = E_{sc}/E_{ss}$, E_{sc} 为初始受压弹性模量, E_{ss} 为峰值点的割线模量; $\zeta = \varepsilon_{sc}/\varepsilon_{s0}$, ε_{sc} 为石材的受压应变, ε_{s0} 为石材的峰值应变,取 0.003。用输入断裂 能的方法设置石材受拉行为。

3.4 接触关系

核心混凝土与钢管、料石之间的接触界面采用面-面接触,法向界面为硬接触,切向界面摩擦公式设置为罚函数(库伦摩擦),允许接触面间有弹性滑移,将核心混凝土与钢管之间的摩擦系数设置为 0.6,核心混凝土与料石之间的摩擦系数设置为 0.7。接缝处石材与石材采用面-面接触,法向为硬接触,切向为罚函数,摩擦系数为 0.7。钢管与刚体加载端绑定,钢管与刚体地梁绑定,混凝土-地梁底部绑定, 料石-地梁底部绑定。

3.5 边界条件及加载方式

有限元模型示意图,如图 5 所示。图 5 中:U1~U3 分别为 x,y,z 方向上的位移;UR1~UR3 分别 为 x,y,z 方向上转角。模型底端采用完全固定的约束 方式,顶端为自由端,对顶端耦合点 RP-1,RP-2 上施加 恒定的竖向荷载和逐级增加的水平荷载。

3.6 单元选取及网格划分

混凝土、料石、刚性加载头、地梁采用八结点线性六面体减缩积分单元(C3D8R);钢管采用壳单元(S4)。

3.7 有限元模型的验证

为了验证有限元模型的合理性,采用 ABAQUS 软件对文献[17]中的 CFST 柱(试件编号 s0-t6-0.25)及试验得到的 SCFST 柱(试件编号 s100-t6-0.2,s75-t8-0.2)

的试验结果进行模拟。试验中 SCFST 柱的截面尺寸及内填料石尺寸与文中有限元模拟试件一致,试件高度为 1 570 mm。



模拟破坏形态与试验破坏形态的对比,如图 6 所示。由图 6 可知:模拟破坏形态中的 SCFST 柱在 距柱底 250 mm 范围内的钢管严重鼓曲,与试验破坏形态一致。

模拟值与试验值的对比,如图 7 所示。图 7 中:P 为荷载;Δ 为位移。由图 7 可知:有限元模拟值与 试验值总体吻合良好,表明有限元建模技术可较好地模拟 SCFST 柱的拟静力抗震性能。



Fig. 7 Comparison between simulation values and experimental values

4 模拟结果及分析

4.1 破坏形态

部分典型试件的应力云图,如图 8 所示。由图 8 可知:SCFST 柱在距柱底 250 mm 范围内的钢管 出现严重损伤,受拉及受压侧钢管屈曲,与文献[17]中 CFST 试验破坏形态类似。





4.2 滞回曲线

试件的荷载-位移滞回曲线,如图9所示。图9中:P⁺max为正向最大峰值应力;P⁻max</sub>为反向最大峰值 应力。由图9可知:所有试件的荷载-位移滞回曲线均呈对称的梭形,形状饱满,这是因为钢管有效约束 了夹层混凝土及石材,限制了其内部裂缝发展,使其力学性能充分发挥,相反的,夹层混凝土和料石的存 在可抑制钢管向内部屈曲,从而使试件具备较强的耗能能力;在加载初期,水平荷载-位移曲线基本呈线 性变化,试件处于弹性阶段,没有明显的残余变形;随着荷载的增大,试件到达屈服阶段,滞回环越来越 饱满,面积越来越大。

由图 9 还可知:随着料石尺寸的增大,滞回环面积显著增大,形状愈发饱满,说明料石尺寸对 SCFST 柱滞回性能的影响较大,料石尺寸越大,抗震性能越优;随着轴压比的增大,滞回曲线形状无明 显变化,说明轴压比对 SCFST 柱的滞回性能影响不大;随着钢管厚度及混凝土强度的增大,滞回环面 积略微增大,说明钢管厚度、混凝土强度对 SCFST 柱的滞回性能有一定影响;节段料石构造对滞回性 能的影响较大,相较于整体料石 SCFST 柱,节段料石试件的滞回性能略差,但比 CFST 柱更为饱满。





4.3 骨架曲线

试件的荷载-位移骨架曲线,如图 10 所示。

由图 10(a),(b)可知:相较于 CFST 柱,SCFST 柱的初始刚度显著增大,且随着料石尺寸的增大, 试件初始刚度基本不变,荷载不存在明显下降段,保持平缓;相较于 CFST 柱,SCFST 柱的峰值承载力 最多可提高约 40.0%,但随着料石尺寸的增大,峰值承载力降低,最多降低 17.8%。

由图 10(c)可知:随着混凝土强度的提高,试件初始刚度明显提高,承载力略微提高 5.5%。由图 10(d)可知:随着轴压比的提高,试件的初始刚度、承载力变化不明显,但钢管厚度越大,试件初始刚度、 承载力明显提高。

由图 10(e),(f)可知:料石节段布置对试件初始刚度影响不大,且节段料石布置的峰值承载力与料石整体布置的承载力基本相当,但当节段料石节段间填充混凝土,试件承载力明显提高,原因可能是节段料石间填充混凝土后改变了节段料石-料石间的传力机制。此外,填充混凝土与节段料石之间的粘结性能也有利于抵抗外部荷载。

4.4 延性系数

采用延性系数 μ_p(试件正反向延性系数平均值)表示试件在低周反复受力状态下的变形性能,延性 系数的计算公式为





$$\mu_{\rm p} = \frac{\Delta_{\rm y}}{\Delta_{\rm u}} \, . \tag{4}$$

式(4)中: Δ_v 为试件的屈服位移: Δ_v 为试件的极限位移,对于 SCFST 柱,统一取最大位移作为试件的极 限位移。







(b) 料石尺寸和混凝土强度

图 11 不同变化参数下 SCFST 柱的延性系数

Fig. 11 Ductility coefficients of SCFST columns under different parameters

由图 11(a)可知:内填料石后, SCFST 柱的延性系数较 CSFT 柱均有不同程度的降低, 最多降低 32.7%,原因在于料石脆性极强,内填于钢管混凝土中,可降低试件的变形性能,这与 SCFST 柱的轴压 性能研究结论一致,内填料石后试件的变形性能显著降低[11];当轴压比由 0.1 增至 0.3 后,SCFST 柱的 延性系数变化不大;当钢管厚度由6 mm 增至8 mm 时,延性系数略微提高;节段料石布置后,试件的延 性系数较整体料石布置试件延性系数显著降低,最多降低约20.0%,且节段料石间填充混凝土试件较 节段料石-料石接触试件延性差,但差异较小,原因可能在于低周反复作用下,拼接段附近的混凝土更容 易发生挤压开裂,从而降低试件的变形性能。

由图 11(b)可知:料石尺寸越大,试件延性系数越小,原因在于料石尺寸越大,脆性特征越明显,变 形性能越差;随着混凝土强度的提高,试件延性系数略微增大。

经分析可知,在研究参数范围内,轴压比、混凝土强度、节段料石布置对试件延性影响最为显著,料

试件的累积耗能,如图 12 所示。

4.5 耗能能力

为反映试件在低周反复受力状态下的耗能能力,采用循环加载过程中试件的总做功,将滞回环面积 作为试件的累积耗能(E_s)。

_ t6-s0-n3-0 ⊲– t6-s0-n3-0 4050 50 t6-s75-n3-0 t6-s75-n3-1 - C60-t6-s100-n3-1c t6-s100-n3-0 t6-s100-n3-1 40 40 6-s125-n3-0 t6-s125-n3-1 30 30 30 $E_{\rm s}/{\rm kJ}$ 5_/kJ $E_{\rm kJ}$ 20 20 20 10 10 10 0 0 0 10 20 40 60 80 10 20 40 80 10 20 40 60 80 60 ∕/mm ⊿/mm ⊿/mm (a) 料石尺寸影响(i=0) (b) 料石尺寸影响(i=1) (c) 混凝土强度影响 ➡ t6-s75-n3-0 - t6-s100-n1-1 - t6-s100-n3-0 50 40 40 t6-s100-n3-1 - t6-s75-n3-1 t6-s100-n3-1 t6-s75-n3-1c t8-s100-n3-1 t6-s100-n3-1c 40 30 30 **3**0 $E_{\rm s}/{\rm kJ}$ [7] 20 \vec{E} 20 20 10 10 10 0 0 0 10 20 10 20 10 20 40 60 80 40 60 80 40 60 80 ⊿/mm ⊿/mm ⊿/mm (d) 轴压比、钢管厚度影响 (e)节段料石布置影响(s=75 mm) (f)节段料石布置影响(s=100 mm) 图 12 试件的累积耗能

Fig. 12 Cumulative energy dissipation of specimens

由图 12(a),(b)可知:料石尺寸由 0 mm 增至 125 mm 后,试件的累计耗能显著增大,原因是料石尺 寸越大,钢管对料石的约束越能有效传递,增强了试件的性能,提高了耗能能力。

由图 12(c)可知:C40,C60 试件的耗能能力相差不大,说明混凝土强度对于 SCFST 柱耗能能力影 响不大。

由图 12(d)可知:轴压比由 0.1 增至 0.3 后,试件耗能能力略微降低,且试件的累积耗能差值随加 载行程增大而逐渐增大;钢管厚度由 6 mm 增至 8 mm 后,试件耗能能力显著提高,原因是随着钢管厚 度的增大,对核心混凝土及料石的约束效应增强,核心混凝土能够经历更大的塑性变形,从而具备较大 的耗能能力。

由图 12(e),(f)可知:节段料石布置后试件的耗能能力较整体布置试件略微降低,原因在于节段料 石布置后试件的整体性较差,在拼接部位附近的混凝土极易开裂,导致耗能能力降低。

5 结论

通过对 1 个圆形 CFST 柱和 11 个圆形 SCFST 柱进行有限元模拟,可得以下 5 个结论。

1) SCFST 柱的破坏形态与 CFST 柱类似,均表现为距地梁顶端 250 mm 处出现严重损伤,受拉及 受压侧钢管严重屈曲。

2)试件的滞回曲线均呈对称的梭形,形状饱满。相较于 CFST 柱,内填料石后初始刚度显著增加, 峰值承载力较 CFST 柱最多可提高约 40.0%,但随着料石尺寸的增大,峰值承载力最多降低 17.8%。 料石节段布置试件的初始刚度较料石整体布置试件影响不大,峰值承载力基本相当,但当料石接缝间填 充混凝土时,可明显提高试件承载力。



3) SCFST 柱延性系数较 CSFT 柱均有所降低,最多可降低 32.7%。节段料石布置后试件的延性 系数较整体料石布置试件明显降低,最多降低约 20.0%。轴压比、混凝土强度、节段料石布置对试件延 性影响最为显著。料石尺寸、钢管厚度对试件延性系数影响相对较弱。

4) 料石尺寸越大,试件的累计耗能越大。混凝土强度、轴压比对累积耗能的影响不大。节段料石 布置后试件的耗能能力较料石整体布置试件略微降低。

5)节段料石布置形式对试件的抗震性能并无不利影响,较整体料石试件滞回性能略差,但初始刚度、峰值承载力基本相当,仍比 CFST 柱优越。

参考文献:

- [1] 中国建筑节能协会建筑能耗与碳排放数据专委会. 2022 中国建筑能耗与碳排放研究报告[R]. 重庆:[s. n.], 2022.
- [2] 刘阳,郭子雄,杨勇,等. 闽南地区农村住宅安全性现状及防灾建议[J]. 华侨大学学报(自然科学版),2007,28(1): 63-67. DOI:10.3969/j. issn. 1000-5013. 2007. 01. 017.
- [3] 郭子雄,柴振岭,胡奕东,等. 条石砌筑石墙抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2011,32(3):57-63. DOI:10. 14006/j.jzjgxb. 2011.03.008.
- [4] 刘阳,郭子雄,刘宝成,等. 嵌埋 CFRP 筋组合石梁受弯性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2011,32(3):75-81. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2011.03.011.
- [5] 张丰宇,何佰昭,吴志刚,等.粘钢加固既有石楼板抗弯性能试验研究[J].应用基础与工程科学学报,2023,31(5): 1262-1277. DOI:10.16058/j.issn.1005-0930.2023.05.016.
- [6] 郑奕鹏,郭子雄,柴振岭,等.花岗岩石材植筋锚固性能试验[J].华侨大学学报(自然科学版),2014,35(2):202-206. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.2014.02.0202.
- [7] SEBASTIAN W, WEBB S. Tests on prototype pretensioned natural stone beams[J]. Construction and Building Materials, 2021, 271:121555. DOI: 10.1016/j. conbuildmat. 2020. 121555.
- [8] MIAO Wei, GUO Zixiong, YE Yong. Performance of composite stone beams with prestressed NSM longitudinal CFRP reinforcement subjected to bending[J]. Engineering Structures, 2023, 277:115423. DOI:10.1016/j.engstruct. 2022.115423.
- [9] 钟善桐.钢管混凝土结构[M].3版.北京:清华大学出版社,2004.
- [10] 刘阳,林茂彬,陈海,等.一种内填节段料石的钢管混凝土组合柱:201721417089.7[P].2018-07-31.
- [11] YE Yong, LIU Yang, GUO Zixiong, et al. Stone prism encased concrete-filled steel tube columns subjected to axial compression[J]. Structures, 2021, 33:1853-1867. DOI: 10.1016/j. istruc. 2021. 05.058.
- [12] 谢菁,刘阳,叶勇,等.内填料石钢管混凝土短柱轴压性能研究及承载力计算[J].建筑结构学报,2022,43(6):43-52. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2020.0440.
- [13] 谢菁,叶勇,刘阳,等.内填料石钢管混凝土中长柱轴压性能试验研究[J].建筑结构学报,2023,44(2):27-36.DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0584.
- [14] 韩林海.钢管混凝土结构原理[M].北京:中国建筑工业出版社,2023.
- [15] TAO Zhong, WANG Zhibin, YU Qing. Finite element modelling of concrete-filled steel tube columns under axial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2013, 89:121-131. DOI:10.1016/j.jcsr. 2013.07.001.
- [16] 叶勇. 表层嵌埋预应力 CFRP 筋组合石梁/板受弯性能研究[D]. 厦门:华侨大学,2014.
- [17] JIANG Hang, YE Yong, MIAO Wang, et al. Hysteretic behavior of concrete-filled bimetallic tube (CFBT) columns under combined loads[J]. Structures, 2023, 47:1396-1407. DOI:10.1016/j. istruc. 2022. 11. 139.

(责任编辑: 钱筠 英文审校: 方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202401013



预应力张弦梁钢支撑系统力学性能分析

郑金伙¹,严丰佐²,方四宝³,张朝慧⁴, 杨钦聪²,李欣¹,李海锋²

(1. 福建省建筑设计研究院有限公司,福建 福州 350001;
 2. 华侨大学 土木工程学院,福建 厦门 361021;
 3. 上海宝冶集团有限公司,上海 201941;
 4. 厦门安捷建筑工程有限公司,福建 厦门 361100)

摘要: 为明晰预应力张弦梁钢支撑系统的力学性能,应用 MIDAS/GTS 有限元分析软件对预应力张弦梁钢 支撑系统及周围土体进行三维模型仿真模拟;获得围护结构位移、基坑变形、预应力张弦梁钢支撑系统变形特 性和内力变化规律,并与施工现场的监测数据进行对比分析。研究表明,基坑位移的数值仿真结果与现场监 测数据基本吻合。在不同工况下,围护结构的垂直位移沿着垂直范围变化较小,靠近基坑角隅部分受到两个 方向的约束作用,围护结构位移较大的区域集中在基坑长边中部区域。随着开挖深度增加,基坑附近沉降分 布表现为抛物线形,沉降最大值发生在基坑长边,且距离基坑长边越远沉降值越小。预应力张弦梁钢支撑系 统受力均匀,布置合理,钢对撑与钢角撑能够较好的承受水平土压力,张弦梁结构可以提升围护结构,保证基 坑工程的安全。

关键词: 围护结构;基坑;预应力张弦梁;钢支撑;有限元分析
 中图分类号: TU391
 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0175-11

Analysis of Mechanical Properties of Steel Support System for Prestressed String Beams

ZHENG Jinhuo¹, YAN Fengzuo², FANG Sibao³, ZHANG Chaohui⁴, YANG Qincong², LI Xin¹, LI Haifeng²

(1. Fujian Provincial Institute of Architectural Design and Research Co. ,Ltd, Fuzhou 350001, China;

2. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

3. Shanghai Baoye Group Co., Ltd., Shanghai 201941, China;

4. Anjie (Xiamen) Construction Engineering Co., Ltd., Xiamen 361100, China)

Abstract: In order to clarify the mechanical properties of the prestressed steel support system, MIDAS/GTS finite element analysis software was used to simulate the three dimensional model of the prestressed steel support system and the surrounding soil. The displacement of the retaining structure, the deformation of the foundation pit, the deformation characteristics of the prestressed steel support system and the internal force changes were obtained and compared with the monitoring data of construction site. The results show that the numerical simulation results of foundation pit displacement are basically consistent with the field monitoring data. Under different working conditions, the vertical displacement of the retaining structure changes little along the

收稿日期: 2024-01-15

通信作者: 李海锋(1983-),男,教授,博士,博士生导师,主要从事钢结构研究。E-mail:lihai_feng@126.com。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51778248);福建省厦门市建设局建设科技项目(XJK2022-1-19)

vertical range, the part near the corner of the foundation pit is constrained by two directions, and the area with large displacement of the retaining structure is concentrated in the middle area of the long side of the foundation pit. With the increase of excavation depth, the settlement distribution near the foundation pit shows a parabolic shape, and the maximum settlement occurs at the long side of the foundation pit, and the farther away from the long side of the foundation pit, the smaller the settlement value. The steel support system of prestressed string beam has uniform force and reasonable layout. The opposite steel brace and angle brace can properly withstand the horizontal earth pressure. The string beam structure can enhance the retaining structure and ensure the safety of foundation pit engineering.

Keywords: enclosure structure; foundation pit; prestressed string beam; steel support; finite element analysis

预应力张弦梁钢支撑系统响应国家绿色发展策略,极大程度地提高了建筑的可装配化,为工地文明施工,减少碳排放等做出了积极贡献,且由于有工厂预制、现场装配的特点,能够节省工期,降低施工成本。此外,预应力张弦梁钢支撑占据空间较小,能够有效增大工作面积,具有良好的经济效益和竞争力, 在未来的发展中必然会取代以往传统的支撑方式,有非常可观的发展前景^[1-3]。

国内外学者对支撑结构开展了一系列的理论、试验和有限元建模等研究。Tan 等^[4]对深基坑中岛 开发方式研究分析,探讨了基坑开挖尺寸的差异对土体的变形特征及土压力的影响。Dongyeob 等^[5]对 基坑工程进行了有限元建模分析,表明支护结构能够很好地控制基坑变形,其刚度较小时,土体变形较 大。Robosk^[6]对比分析不同类型的基坑工程,研究支护结构布置、基坑规模及地理位置等不同参数下 围护结构的空间效应。徐飞等^[7]研究了深基坑开挖中围护结构的变形、地表沉降及轴力的变化规律,得 出基坑具有坑角效应。金亚兵等^[8]推导并验证了内支撑结构支点水平的刚度系数的解析解及计算公 式,研究成果可为基坑工程设计提供参考。林雨浓等^[9]通过张弦梁撑杆预应力、撑杆截面尺寸、冠梁截 面尺寸和桩基侧向刚度等影响因素分析张弦梁钢支撑的受力性能。俞缙等^[10]基于平面应变假设,建立 数值计算模型,考察软土基坑开挖变形性状。方舒新等^[11]建立三维数值模型,研究基坑距离对基坑土 体位移场和周围土体应力分布的影响。赵基达等^[12]对张弦梁结构进行系统研究,验证了连续化理论计 算方法的可靠性,并基于该理论公式探讨了张弦梁结构的静力性能。Kim 等^[13]提出了一种新型的预应 力张弦梁内支撑体系,并验证了该新型结构在实际使用过程中的安全可靠度。Addenbrooke^[14]提出了 多道支撑的情况下位移的柔度系数,将理论与实践相结合,得到了柔度系数与基坑墙体位移的规律及沉 降的关系。Mana等^[15]通过有限元模拟,分析了支撑预应力对基坑变形所带来影响的规律,将支撑预应 力控制在合理范围内,能够有效减小基坑的变形。

钢支撑和钢角撑通过集束化模式,与其他构件构成了一个完整的支撑体系,能够有效控制支撑体系 的变形,保证使用过程中的稳定性和安全性。韩磊等^[16]以实际项目为背景,对基坑围护桩和 H 型钢支 撑进行监测,获得了基坑围护桩的位移及 H 型钢支撑轴力的变化规律。李永华等^[17]采用能量法分析 型钢支撑的平面内稳定性能,发现托架的不同布置形式会对支撑构件计算长度产生不同影响。赵媛^[18] 通过有限元数值模拟,认为可以通过增加刚度、减小间距等方式,从而更好地控制位移和沉降,为钢对撑 和钢角撑的研究方向提供了参考。李瑛^[19]通过监测数据发现坑周位移是类似悬臂开挖的抛物线,与数 值模拟得出的"大肚子"曲线不同,表明实际支撑刚度小于理论计算。

随着大型结构的不断发展,基坑施工的安全事故频率也越来越高,内支撑系统能够有效减少基坑侧移,保障施工安全。本文以厦门市某项目工程为背景,通过有限元分析软件 MIDAS/GTS 对基坑工程的土方开挖及内支撑系统的布置进行建模;通过对各施工阶段仿真模拟,并与施工现场的监测数据进行对比,验证了数值仿真模拟的可靠性,进而获得不同工况下围护结构位移及内支撑内力的变化规律。

1 工程概况

该项目场地位于厦门市翔安区, 拟建物为西登录大厅及中央廊道。基坑平面形状呈长矩形, 长约为 811.4 m, 宽约为 86.1 m, 基坑面积约为 69 861.5 m², 周长约为 1 795 m, 实际挖深约为 9.65 m。基坑 在其开挖深度的范围内以吹填淤泥、砂混淤泥和淤泥质土为主。工程施工现场如图1所示。



(a) 照片



(b) 照片二

图 1 工程现场 Fig. 1 Project site

基坑支护方案为 SMW(soil-mixing wall 的) 工法桩+原状土放坡预应力+张弦梁钢支撑系统。 SMW 工法桩采用在 Ø850 mm@600 mm 规格的三 轴深搅桩内插入规格为 HN 700 mm×300 mm× 13 mm×24 mm 的型钢(Q235 钢);放坡坡面采用 80 mm 厚 C20 喷射混凝土面板;预应力张弦梁钢 支撑系统包括 4 道钢角撑、19 道钢对撑和 38 道张 弦梁。图 2 为预应力张弦梁钢支撑系统平面布置, 图 3 为对撑、角撑平面布置;表 1 为钢支撑部件的 具体信息。



图 2 预应力张弦梁钢支撑系统平面布置图 Fig. 2 Plane layout of steel support system of prestressed string beam



图 3 对撑与角撑平面布置图

Fig. 3 Plane layout of opposite brace and angle brace

表1 钢支撑部件信息

m 1 4	. .	· 1		
Tah I	Information	of steel	support	components
1 a.b. 1	mormation	or oreer	Support	componento

编号	规格/mm	材质	备注	编号	规格/mm	材质	备注
ST4a2	$BH400\!\times\!400\!\times\!22\!\times\!22$	Q 355B	钢撑杆	ST4	$BH450\!\times\!450\!\times\!20\!\times\!20$	Q 355B	钢撑杆
ST42	$BH450\!\times\!450\!\times\!22\!\times\!22$	Q 355B	钢撑杆	SB8a	$\mathrm{BH800}\!\times\!250\!\times\!12\!\times\!14$	Q 355B	钢梁
BR2a	$\varphi 273 \times 8$	Q 235B	钢管斜腹杆	BR2	φ 402×14	Q 235B	钢管斜腹杆
2PSR12	$2\varphi 120$	Q 550	高强拉杆	1PSR15	$\varphi 150$	Q550	高强拉杆
2PSR15	$2\varphi 150$	Q 550	高强拉杆	2SB8b	$2\mathrm{HN800}\!\times\!300\!\times\!14\!\times\!26$	$\mathbf{Q}355\mathbf{B}$	钢梁
3SB8b	$3HN800\!\times\!300\!\times\!14\!\times\!26$	Q 355B	钢梁	GL	1400×800	C30	混凝土冠梁
L	600×600	C30	混凝土梁				

2 有限元数值模拟

2.1 基本假定

为了保证基坑施工开挖的稳定性,建立相对应分析步,对模型进行以下5项假定: 1)在材料方面,与模型涉及关联的材料均为各向同性均匀体; 2) 在边界方面,模型四周单元对水平位移进行约束,于模型底部单元对水平及垂直位移进行约束;

3) 在平衡初始应力时, 假定整个土体模型为稳定状态, 未有位移, 仅考虑土体自重影响;

4) 在施工步进行中未考虑地下水及土体固结对计算的影响,也未考虑支撑结构施加预应力后的预 应力损失;

5) 以摩尔库伦准则对土体各项参数性质进行模拟,各材料单元之间按接触面单元进行计算。

2.2 几何模型

根据项目环境状态及地质环境等因素建模,基坑周围土体取土方开挖深度的 3~4 倍为有效影响范 围。因此,模型水平方向,在基坑开挖范围水平对外延展 36 m;而竖直方位则是依据具体状况设定土 层,在基坑底部对下方延展 30.65 m。模型东侧为在建基坑工程,并且已完成地下室底板浇筑,故不考 虑东侧土体的影响,本工程建模以单侧开放式基坑工程进行计算。模型的总尺寸为 851 m×166 m× 40 m,如图 4 所示。



(a) 基坑整体网格划分

(b) 预应力张弦梁钢支撑系统

图 4 网格划分示意图 Fig. 4 Grid division diagram

2.3 荷载条件

考虑土体、垂直支护结构,以及水平内支撑体系的自重对整个模型施加自重荷载,预应力的施加按 变形考虑。此外,支护结构两侧的土体区域由于施工等原因会施加另外的活荷载,即地面超载,取 20 kPa。基坑附近施工区域依据建筑层数及荷载影响位置的具体情况计算,本模型附加荷载,实际取 15 kPa,用均布荷载作为取代。

2.4 线弹性模型

对支护结构,通常是运用线弹性模型,即材料力学中的虎克定律。模型承载处于弹性阶段,应力应 变呈线性关系,即

$$\boldsymbol{\sigma} = \boldsymbol{D} \boldsymbol{\varepsilon}_{\circ} \tag{1}$$

式中:σ为应力矩阵;D为弹性矩阵;ε为应变矩阵。

2.5 弹塑性模型

在基坑工程中,常用的弹塑性模型为 Mohr-Coulomb 模型。Mohr-Coulomb 模型作为一种理想弹 塑性模型,经常用于模拟基坑工程中土体的变形及破坏,即将土体运用线弹性模型,并应用 Mohr-Coulomb破坏准则。基坑土体模型的单元在迭代分析中的屈服函数为

$$F(\sigma) = q - \frac{3\sin\varphi}{\sqrt{3}\cos\theta + \sin\theta\sin\varphi} \cdot p - \frac{3\cos\varphi}{\sqrt{3}\cos\theta + \sin\theta\sin\varphi} = 0,$$
(2)

$$\cos(3\theta) = (r/q)^3 \,. \tag{3}$$

式中: $q = \sigma_1 - \sigma_3$; $p = (\sigma_1 + \sigma_3)/3$; φ 为土体内摩擦角; θ 为剪应力方位角; r 为偏应力张量的第三不变量。 2.6 接触面模型

基坑土方的开挖会引起土应力的释放,支护结构单元及土体单元之间将会产生剪应力,剪应力一旦 超过单元间抗剪强度,单元间将发生相对滑移。因此,为确保有限元模型中的土层的变形受力符合工程 环境中的状态,应在预应力张弦梁钢支撑系统与土体单元间设置接触面单元,一般模拟中采用 Goodman无厚度接触面单元。

https://hdxb. hqu. edu. cn

179

Goodman 接触面单元接触面剪切强度公式为

$$|\tau| = \sigma \cdot \tan \varphi_i + c_i \, , \tag{4}$$

式中:c_i, q_i分别为接触面单元土体的黏聚力和摩擦角。

2.7 土层参数

土层物理力学参数,如表 2 所示。表 2 中:重度为 γ ;黏聚力为 c;内摩擦角为 φ ;锚杆极限强度标准 值为 q_{k} ;渗透系数为 K。

表 2 基坑开挖深度范围内土层参数

Tab. 2 Parameters of soil layer within depth range of foundation pit excavation

土层	$\alpha/l_{\rm r}N_{\rm r}$ m ⁻³	固快指标		a /lrDo	$K/ \times 10^{-4}$ am $\star a^{-1}$	
	// KIN • III	C/kPa	$arphi/(\circ)$	q_{ik} / KI a	$\mathbf{R}/\mathbb{R}^{10}$ cm \cdot s	
填砂	18.0	15.0	12.0	25.0	1.00	
淤泥质土	17.0	12.0	2.5	20.0	0.01	
粉质黏土	18.5	27.0	18.0	45.0	0.05	
中粗砂	19.5	5.0	27.0	70.0	100.00	
圆砾	20.0	3.0	32.0	100.0	300.00	
全风化花岗岩	19.5	27.0	25.0	80.0	0.80	

2.8 土体模型参数

土层物理力学计算参数,如表 3 所示。表 2 中:重度为 γ ;弹性模量为 E;泊松比为 ν ;黏聚力为c;内 摩擦角为 φ 。

表 3 土层计算参数

Tab. 3 Calculation parameters of soil layer

土层	γ/kN • m^{-3}	E/MPa	ν	c/kPa	$arphi/(\circ)$	单元类型
①c填砂	18.0	2.5	0.3	15.0	12.0	实体
②a 淤泥质土	17.0	2.0	0.3	12.0	2.5	实体
③a 粉质黏土	18.5	2.0	0.3	27.0	18.0	实体
③b 中粗砂	19.5	40.0	0.3	5.0	27.0	实体
③c 圆砾	20.0	40.0	0.3	3.0	32.0	实体
⑥全风化花岗岩	19.5	40.0	0.3	27.0	25.0	实体

2.9 预应力张弦梁钢支撑体系模型参数

垂直支护结构与水平内支撑体系的构件运用弹性本构模型,结构计算参数如表 4 所示。实际运用等刚度代换原理,将 SMW 工法中的 HN 700 mm×300 mm×13 mm×24 mm 型钢简化成相应厚度 2D 板单元,厚度计算为 0.65 m。支撑体系桩顶冠梁等都运用 1D 梁单元模拟,梁单元各个节点都有平移 (U_x, U_y) 与转动自由度(转角 q_n)。

名称	γ/kN • m^{-3}	E/TPa	ν	材料	单元类型
冠梁	25.0	0.030	0.2	混凝土	梁
立柱	78.5	0.206	0.3	型钢	梁
桩基础	25.0	0.030	0.2	混凝土	梁
钢支撑系统	78.5	0.206	0.3	型钢	梁
围护桩	25.0	0.030	0.2	混凝土	板
喷射混凝土	25.0	0.30	0.2	混凝土	板

表 4 结构计算参数 Tab. 4 Structural calculation parameters

2.10 实际施工过程

整个基坑工程的施工有5步主要过程:1)放坡开挖,在放坡面浇筑喷射混凝土;2)对垂直支护结构进行施工,包括立柱桩基础、SMW工法桩,以及格构式型钢立柱的施工;3)待 SMW工法桩达到设计强度的75%后,将基坑开挖至桩顶冠梁面以下,进行冠梁的浇筑及预应力张弦梁钢支撑系统的架设;4)待桩顶冠梁达到设计强度的75%后,在预应力张弦梁钢支撑系统上预加应力;5)土方以2m深度为开挖

单位开挖至设计标高。

2.11 施工模拟

在有限元建模中,将部分施工步骤进行简化,以便更直观准确地对模型进行施工工况布置,主要分为如下5步:1)计算初始应力场;2)放坡开挖;3)施工支护结构及立柱桩基础;4)施工至桩顶冠梁底部,架设预应力张弦梁钢支撑系统,施加预应力;5)土方分段开挖至设计标高。

3 模拟结果与分析

3.1 围护结构

图 5 为围护结构水平位移云图。图 5 中:水平位移为Δ_Y。SMW 工法桩围护结构架设完成时,由于 尚未架设张弦梁及对撑角撑,围护结构相当于是悬臂结构。此时由于只进行 2 m 深度的放坡开挖,围 护结构的水平位移较小,最大位移为 1.13 mm。当架设预应力钢支撑系统时,由于施加预应力对 SMW 工法桩产生向基坑外的荷载作用,所以 SMW 工法桩会产生水平位移,最大位移为 1.77 mm,发生在围 护结构顶部,即冠梁位置。当土方开挖至坑底设计标高时,由于水平支撑体系的作用,位置下移至基坑 开挖面周边,其中的最高水平位移数据是 23.25 mm,小于建筑标准 JGJ 120-2012《建筑基坑支护技术 规程》要求的 30 mm,满足要求。



图 5 围护结构水平位移云图

Fig. 5 Horizontal displacement cloud image of retaining structure

支护结构水平位移曲线,如图 6 所示。图 6 中:水平位移为 Δ_Y;土体深度为 h_s。当基坑挖深较浅

https://hdxb. hqu. edu. cn

181

时,土体应力较为均衡,且作用在冠梁的水平土压力较小, ⁰ 并且随着张弦梁钢支撑架设完成及预应力施加,土体的变 形较小。因此,在土方开挖前期,支护结构水平位移较为均 衡。基坑开挖完成后,支护结构水平位移曲线呈现"大肚 子"形状。随着开挖加深,支护结构方面实际承载的水平土 压力持续增长,对于基坑内侧的位移持续增长,最大位移的 ⁻¹⁵ 位置保持在从坑底向接近冠梁移动。

图 7 为支护结构垂直位移云图。图 7 中:垂直位移为 Δz 从图 7 可知:随着计算工况的进行,基坑开挖临界面上 土体单元消失,临界面以下土体初始应力释放,平衡状态 被打破,土体对基坑周围 SMW 围护结构产生垂直力,进 而使围护结构产生竖直向上的位移,土方开挖越多,围护结



Fig. 6 Horizontal displacement curve of supporting structure







护桩位移也达到最大值 26.95 mm。SMW 围护结构在基坑长边附近是大垂直位移集中的区域,长边越 靠近边角位置垂直位移越小。这是由于基坑侧壁内外土压力差随着土方开挖的进行越来越大,基坑长 边平面外计算长度较长,稳定性较差,由压力差产生的变形也较大;而靠近基坑角隅部受到两个方向的 约束作用,限制其变形,位移较小,基坑短边的位移也由于其计算长度较小而产生了较小的位移。

https://hdxb. hqu. edu. cn

支护结构垂直位移曲线,如图 8 所示。图 8 中:垂直位 移为 Δ_z ;基坑深度为 h_P 。从图 8 可知:垂直位移量随着基 坑开挖深度的加深不断增加,但总体变化量不大。不同开 挖阶段下支护结构在竖直方向上的的位移变化量较小,在 接近冠梁位置位移变化相较其他位置较大,整体位移曲线 与支护结构深度近似为线性关系。支护结构的垂直位移是 由于土方的开挖引起基坑内部土应力的释放,基坑外土体 向坑内补偿挤压,导致支护结构在挤压中产生向上位移。

3.2 预应力张弦梁钢支撑轴力

图 9 为开挖至基底设计标高支撑轴力云图. 从图 9 可 知:基坑开挖至基地设计标高时,预应力张弦梁钢支撑系统 的各个结构受力均衡,没有发生内力突变。张弦梁结构轴



图 8 支护结构垂直位移曲线 Fig. 8 Vertical displacement curve of supporting structure

力最大值为 735 kN,在其许用轴力范围内,分布在张弦梁边跨撑杆上。钢对撑与钢角撑部分轴力最大 值为 2 224 kN,在钢对撑结构许用轴力范围内,主要分布在钢对撑靠近基坑边缘端部上。从工程应用 效果方面,预应力张弦梁钢支撑系统能够应用与实际软土基坑支护中,并且整体布置方案在对撑、角撑 与张弦梁结构的搭配运用相对合理。



图 9 开挖至基底设计标高支撑轴力云图

Fig. 9 Axial force cloud image of support from excavation to foundation design elevation

3.3 基坑周边地表沉降模拟结果

周边沉降为基坑开挖时上部土体所产生的卸荷现象,使得土体有相应的垂直弹性隆起。伴随基坑 开挖深度的增加,附近的地表沉降持续增加,实际影响也持续增长。开挖至标高基坑地表和基坑周边地 表沉降情况,分别如图 10,11 所示。图 11 中:沉降量为 S;距离基坑边距离为 d。从图 10、11 可知:附近 地表的最大沉降位于基坑长边,最大沉降值为 27 mm,距离基坑长边越远,实际的沉降会相对较小。



3.4 数据分析

3.4.1 现场监测数据 基坑测点位置,如图 12 所示。由实际监测数据可知,所取 3 个监测点的垂直位 移随着施工阶段的变化趋势基本一致,说明预应力张弦梁系统在基坑中受力较为均匀,整体刚度好,变 形稳定。在放坡开挖(开挖-1)到预应力张弦梁钢支撑架设完成(开挖-3)阶段,监测点垂直位移为 0~ 2 mm,该开挖阶段土方开挖以放坡开挖为主,土体开挖深度为 2~3 m,开挖较浅,故垂直位移较小。预 应力张弦梁钢支撑架设完成,施加的预应力抵消了部分土压力,进而导致土体垂直位移减少。随着土方 开挖深度逐渐增加,基坑上部土体自重减少,坑底土体向上隆起增大,基坑周围土体向坑内补偿,周边地 表沉降逐渐增大,监测点垂直位移随之增大,最大沉降达到 24.96 mm。



Fig. 12 Location of pit measuring point

监测点 DC6,DC12 和 ZXL15 的位移,如图 13 所示。图 13 中:水平位移为 Δ_Y;垂直位移为 Δ_Z。通 过实际监测数据可知,所取 3 个监测点的水平位移随着施工阶段的变化趋势基本一致,说明预应力张弦 梁系统在基坑中水平受力较为均匀,能够约束土体侧向位移。在放坡开挖(开挖-1)到预应力张弦梁钢 支撑架设完成(开挖-3)阶段,监测点水平位移为 0~1 mm。该开挖阶段土方开挖以放坡开挖为主,土体 开挖深度为 2~3 m,开挖较浅,喷射混凝土也对土体位移有一定限制作用,故水平位移较小。预应力张 弦梁钢支撑架设完成,由于预应力的施加抵消了部分土压力,进而导致土体垂直位移减少。随着土方开 挖深度逐渐增加,基坑上部土体自重减少,坑底土体向上隆起增大,基坑侧壁土压力增大,基坑周围土体 向坑内补偿,周边地表沉降逐渐增大,监测点水平位移随之增大,最大侧移达到 25.57 mm。



图 13 基坑监测点位移云图

Fig. 13 Displacement schematic diagram of pit monitoring point

3.4.2 监测数据与数值模拟结果对比 监测点 DC6, DC12 和 ZXL15 的监测数据与数值模拟位移对 比,如图 14 所示。图 14 中:水平位移为 Δ_Y;垂直位移为 Δ_Z。在土方开挖初期,监测点 DC6, DC12 和 ZXL15 垂直方向均有少量的沉降,垂直位移较为平缓,伴随施工步骤的进行,土体挖深增大,沉降逐渐 增大。从开挖-4 到开挖-6,土方以 2 m 深度均匀开挖,垂直位移与之成正比。这是由于土方的开挖使支 护结构周围土体极限平衡状态遭到破坏,土体变形随着开挖深度的加深而增大。监测点 DC6 最大垂直 位移相差 11.8%,监测点 DC12 最大垂直位移相差 25%,监测点 ZXL15 最大垂直位移相差 8%,在可靠 范围内。就监测点垂直位移变化趋势而言,数值模拟结果与监测数据较为吻合。

在土方开挖初期,监测点 DC6、DC12 和 ZXL15 均有少量侧移,但水平位移变化趋势较为平缓,随着基坑开挖深度的增加,侧移逐渐增大。土方的开挖使支护结构周围土体极限平衡状态遭到破坏,土体变形随着开挖深度的加深而增大。监测点 DC6 最大水平位移相差 10.3%,监测点 DC12 最大水平位移相差 10.0%,监测点 ZXL15 最大水平位移相差 12.9%,在可靠范围内。就监测点水平位移变化趋势而言,数值模拟结果与监测数据较为吻合。

综合监测点 DC6, DC12 和 ZXL15 在数值模拟和监测数据上的结果对比, 施工开挖不同阶段的工 况下二者数据变化趋势大体一致, 虽在位移数值上仍有些许出入, 但在可控范围内。数值模拟与实际工 程无法做到完全符合, 有许多因素, 如基坑建模的土层是经过简化的, 与实际工程复杂土层地貌有所区



(e) DC12 数值模拟与监测数据水平位移对比

(f) ZXL15 数值模拟与监测数据水平位移对比

图 14 数值模拟与监测数据位移对比

Fig. 14 Displacement comparison between numerical simulation and monitoring data

别;预应力张弦梁钢支撑系统的构件经过 1D 单元简化,而实际构件在加工施工过程中会存在初始缺陷 而导致钢支撑的受力性能有差异。施工过程中,由于环境因素导致的预应力损失及温度效应等也会造 成数值模拟的偏差。

4 结论

1)通过 MIDAS/GTS 的数值模拟与现场监测数据的比较分析,监测点 DC6 最大垂直位移相差 11.8%,最大水平位移相差 10.3%;监测点 DC12 最大垂直位移相差 25%,最大水平位移相差 10.0%; 监测点 ZXL15 最大垂直位移相差 8%,最大水平位移相差 12.9%.这表明数值仿真得出的位移值与与 现场监测数据基本吻合。

2) 围护结构的垂直位移随着基坑开挖深度的加深不断增加,且不同工况下垂直位移沿着围护结构 垂直范围变化较小。

3) 靠近基坑角隅部受到两个方向的约束作用,约束效应较好,使得围护结构位移较大的区域主要 集中在基坑长边中部附近,越邻近边角位移越小。

4)随着开挖深度增加,基坑附近的地表沉降持续增长,实际影响范围也持续增加,附近沉降分布表
现为抛物线形,沉降最大值发生在基坑长边,最大沉降值为27mm,距离基坑长边越远,沉降值越小。

5) 预应力张弦梁钢支撑系统受力均匀,布置合理,钢对撑与钢角撑能够较好的承受水平土压力,张 弦梁结构可以提升围护结构的刚度,控制基坑及其周围土体位移,保证基坑工程的安全。

参考文献:

- [1] 杨光华. 广东深基坑支护工程的发展及新挑战[J]. 岩石力学与工程学报,2012,31(11):2276-2284.
- [2] 李钟. 深基坑支护技术现状及发展趋势(一)[J]. 岩土工程界,2001,4(1):42-45.
- [3] 黄茂松,王卫东,郑刚.软土地下工程与深基坑研究进展[J].土木工程学报,2012,45(6):146-161.DOI:10.15951/j. tmgcxb.2012.06.019.
- [4] TAN Yong, WANG Dalong. Characteristics of a large-scale deep foundation pit excavated by the central-island technique in shanghai soft clay([]): Top-down construction of the peripheral rectangular pit[J]. American Society of Civil Engineers, 2013(11):1894-1910. DOI:10.1061/(asce)gt. 1943-5606.0000929.
- [5] YOO C, LEE D. Deep excavation-induced ground surface movement characteristics: A numerical investigationComputers and Geotechnics, 2008, 35(2):231-252. DOI:10.1016/j. compgeo. 2007.05.002.
- [6] ROBOSKI J F. Three-dimensional performance and analyses of deep excavations[D]. Illinois: Northwestern University, 2004.
- [7] 徐飞,王渭明,张乾青,等.黄河冲积平原地区超大型深基坑开挖现场监测分析[J].岩土工程学报,2014,36(增刊 2):471-478. DOI:10.11779/CJGE2014S2082.
- [8] 金亚兵,刘动.深基坑内支撑支点水平刚度系数的解析解计算方法研究[J].岩土工程学报,2019,41(6):1031-1039. DOI:10.11779/CJGE201906006.
- [9] 林雨浓,孙德畅,张朝慧,等.装配式张弦梁钢支撑结构力学性能分析[J].华侨大学学报(自然科学版),2023,44 (3):309-318.DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202212002.
- [10] 俞缙,王艳芳,宋博学.复合土钉支护的软土基坑开挖有限元模拟分析[J].华侨大学学报(自然科学版),2011,32 (2):212-217. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.2011.02.0212.
- [11] 方舒新,蔡奇鹏,马阳阳,等.斜抛撑支护基坑开挖对邻近综合管廊的影响分析[J].华侨大学学报(自然科学版), 2022,43(5):596-602. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202201029.
- [12] 赵基达,梁存之.张弦梁结构的分析与力学性能研究[J].建筑科学,2015,31(1):1-6. DOI:10.13614/j. cnki. 11-1962/tu. 2015.01.001.
- [13] KIM N K, PARK J S, HAN M Y, et al. Development of innovative prestressed support earth retention system[J]. Journal of the Korean Geotechnical Society, 2004, 20(2):107-113.
- [14] ADDENBROOKE T I. A flexibility number for the displacement controlled design of multi propped retaining walls
 [J]. Ground Engineering, 1994, 27(7):41-45. DOI:10.1016/0148-9062(95)94789-2.
- [15] MANA A I,CLOUGH G W. Prediction of movements for braced cuts in clay[J]. Geotechnical Special Publication, 2002,107(118):1840-1858. DOI:10.1061/AJGEB6.0001150.
- [16] 韩磊,孙旻,黄沛林,等. 新型 H 型钢支撑体系设计分析及工程应用研究[J]. 建筑结构,2021,51(23):95-102. DOI:10.19701/j.jzjg.2021.23.016.
- [17] 李永华,肖云豪,章伟豪,等. 深基坑组合型钢内支撑构件平面内稳定分析[J]. 铁道科学与工程学报,2021,18 (12):3201-3209. DOI:10.19713/j. cnki. 43-1423/u. T20201236.
- [18] 赵媛. 预应力组合型钢支撑在基坑工程中的应用研究[J]. 煤炭科技,2021,42(6):98-103. DOI:10.19896/j. cnki. mtkj. 2021.06.022.
- [19] 李瑛. 预应力型钢组合支撑应用于软土基坑支护[J]. 岩土工程学报,2014,36(增刊1):51-55. DOI:10.11779/ CJGE2014S1008.

(责任编辑:黄仲一 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312045

不均匀锈蚀钢筋截面分布特征 与拉伸数值模拟



何宝睿1,刘小娟1,2,苏龙辉3,洪秀君4,陈业伟5

(1. 华侨大学 土木工程学院,福建 厦门 361021;
2. 华侨大学 福建省结构工程与防灾重点实验室,福建 厦门 361021;
3. 中建协和建设有限公司,福建 泉州 362700;
4. 福建磊鑫(集团)有限公司,福建 厦门 361000;
5. 中建四局建设发展有限公司,福建 厦门 361006)

摘要: 为研究锈蚀钢筋剩余截面积的分布规律,以及非均匀锈蚀对钢筋力学性能的影响,采用通电加速锈蚀试验获取锈蚀钢筋。通过 3D 扫描获取锈蚀钢筋的剩余截面积数据和 3D 实体模型,对剩余截面积进行统计分析,并基于 3D 扫描模型进行数值模拟。结果表明:剩余截面积沿纵向分布的不均匀性随锈蚀程度增加而显著增强;对平均截面锈蚀率在 20.00%以下的钢筋,可采用正态分布模型对其剩余截面积概率分布进行拟合,对平均截面锈蚀率在 20.00%以上的钢筋,其剩余截面积概率分布可选用 Weibull 分布模型;钢筋名义屈服强度、名义极限强度和名义极限应变均随平均截面锈蚀率的增大而降低;在钢筋截面锈损严重处出现应力集中现象,导致锈蚀钢筋力学性能退化。

关键词: 非均匀锈蚀; 3D 扫描; 截面分布特征; 数值模拟; 力学性能
 中图分类号: TU 511.3
 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0186-07

Cross-Section Distribution Feature and Tensile Numerical Simulation of Non-Uniform Corroded Steel Bars

HE Baorui¹, LIU Xiaojuan^{1,2}, SU Longhui³, HONG Xiujun⁴, CHEN Yewei⁵

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. Key Laboratory of Structural Engineering and Disaster Prevention of Fujian Province,

Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

3. China Architectural Xiehe Construction Limited Company, Quanzhou 362700, China;

4. Fujian Leixin (Group) Limited Company, Xiamen 361000, China;

5. China Architectural Fourth Bureau Construction Development Limited Company, Xiamen 361006, China)

Abstract: To study the distribution of residual cross-sectional area of corroded steel bars and the effect of non-uniform corrosion on the mechanical properties of steel bars, the corroded steel bars are obtained by electric accelerated corrosion test. The residual cross-sectional area data and 3D solid model of the corroded steel

收稿日期: 2023-12-29

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51808236,51978526);福建省自然科学基金资助项目(2021J01282);福建 省住房和城乡建设行业科技研究开发项目(2022-K-157,2022-K-261);华侨大学科研启动费项目 (17BS204)

通信作者: 刘小娟(1985-),女,博士,副教授,主要从事混凝土结构耐久性及工程结构抗震的研究。E-mail:liuxjty@hqu.edu.cn。

bars are obtained by 3D scanning, the residual cross-sectional area is analyzed statistically, and numerical simulation is carried out base on 3D scanning model. The results show that the non-uniformity of residual cross-sectional area along the longitudinal direction increases significantly with the increase of corrosion degree. For steel bars with average cross-sectional corrosion rate <20.00%, the normal distribution model can be used to fit the probability distribution of the residual cross-sectional area, and for steel bars with average cross-section-al corrosion rate >20.00%, Weibull distribution model can be used to fit the probability distribution of the residual cross-sectional area. Nominal yield strength, nominal ultimate strength and nominal ultimate strain of steel bars decrease with the increase of average cross-sectional corrosion rate. The stress concentration occurs at areas with severe rust damage, which leads to the degradation of mechanical properties of the corroded steel bars.

Keywords: non-uniform corrosion; 3D scanning; cross-sectional distribution feature; numerical simulation; mechanical property

钢筋混凝土结构在服役期间,常常因为混凝土碳化或氯离子侵蚀使内部钢筋脱钝而发生锈蚀,严重 劣化了结构性能,危及钢筋混凝土结构的安全性。在实际工程中,由于钢筋锈蚀分布的非均匀性,导致 钢筋力学性能退化具有明显的随机性。

目前,国内外学者对锈蚀钢筋表观形貌分布特征的研究已相继展开。Kashani等^[1]发现包括点蚀效应在内的锈蚀钢筋几何特性的非均匀分布均可用对数正态分布模型表示。Caprili等^[2]发现锈蚀钢筋最大锈蚀深度服从伽玛(Gamma)分布。王晓刚等^[3]用钢筋区段最大截面锈蚀率与平均截面锈蚀率的比值来反映钢筋锈蚀沿纵向分布的不均匀性,发现该比值服从广义极值分布。Lim等^[4]采用X射线和数字图像处理技术研究混凝土中钢筋沿纵向锈蚀分布的空间变异性。Li等^[5]研究锈蚀钢筋截面半径的概率分布,建立了描述锈蚀钢筋截面半径的正态分布模型。余波等^[6]定量分析钢筋的质量锈蚀率与最大锈蚀深度、最小剩余截面积、最大截面锈蚀率和点蚀因子等空间锈蚀特征参数之间的相关性。文献[7-8]采用平均截面积与最小截面积之比表征钢筋锈蚀的不均匀性。此外,一些学者对锈蚀钢筋进行数值模拟,研究锈蚀对钢筋力学性能的影响机理。文献[9-10]建立锈蚀钢筋简化模型,研究坑蚀对钢筋力学性能的影响。Hou等^[11]建立 3D 半椭球形锈坑模型,研究带有锈坑的钢筋应力分布情况。欧阳祥森等^[12]建立不同锈蚀率的锈蚀钢筋模型,研究锈蚀钢筋力学性能劣化机理。Sun等^[13]将 3D 扫描模型导入 ANSYS 软件,模拟锈蚀钢筋的拉伸试验,研究锈蚀形貌对钢筋力学性能的影响。以上研究大多采用简化模型,无法真实地反映钢筋的锈蚀形貌特征和力学性能退化规律,而采用 3D 扫描技术将锈蚀钢筋的形貌特征导入有限元分析软件,可以更好地揭示不均匀锈蚀钢筋力学性能的退化机理。因此,本文建立锈蚀钢筋有限元模型进行数值模拟,研究非均匀锈蚀形貌特征对锈蚀钢筋力学性能的影响机理。

1 试验概况

1.1 试件设计

共设计 4 个尺寸为 500 mm×230 mm×100 mm 的钢筋混凝土板,每个试件布置 3 根钢筋,中间 300 mm 为锈蚀段,两端 150 mm 涂抹环氧树脂,防止端部锈蚀严重。试件尺寸及构造,如图 1 所示。



图 1 试件尺寸及构造(单位:mm) Fig. 1 Size and structure of specimens (unit: mm)

(1)

混凝土设计强度等级为 C30,采用直径为 20 mm 的 HRB400 级钢筋,设计 5 个锈蚀率水平。5 组试件 U1~U3,C1~C3,C4~C6,C7~C9,C10~C12 的设计锈蚀率分别为 0%,5%,10%,20%,30%。

1.2 通电锈蚀试验

采用全浸泡通电加速锈蚀法,获取不同锈蚀程度的 钢筋。混凝土板养护完成后放入装有 NaCl 溶液(质量 分数约为 5%)的锈蚀池中,浸泡 3 d 后进行通电锈蚀。 锈蚀装置示意图,如图 2 所示。

电流密度取 400 μA • cm⁻²,根据法拉第定律计算 得到通电时间。通电锈蚀完成后,将板件破型,取出钢筋,进行表面除锈,用电子秤称取锈蚀钢筋质量,计算其 质量锈蚀率(η_m),有



$$\eta_{\mathrm{m}} = \frac{m_{\mathrm{o}} - m}{m_{\mathrm{o}}}$$

式(1)中:m₀为钢筋锈蚀前的质量;m为钢筋锈蚀后的质量。

1.3 锈蚀钢筋 3D 扫描

用 3D 激光扫描仪对锈蚀钢筋进行扫描,获取钢筋表面的点云数据,用后处理软件优化点云数据, 去噪补缺,将数据点进行曲面重构,可得锈蚀钢筋的 3D 模型。实际锈蚀形貌与 3D 模型,如图 3 所示。



(a) 实际锈蚀形貌

(b) 3D 模型

图 3 实际锈蚀形貌与 3D 模型

Fig. 3 Actual corrosion and 3D model

扫描得到的标准曲面细分语言(STL)文件包含钢筋表面点的三维坐标信息,通过 MATLAB 软件 自行编制程序,获取锈蚀钢筋的锈坑深度和截面积等几何特征数据,并计算平均截面锈蚀率(η_{ave})和最 大截面锈蚀率(η_{max}),有

$$\eta_{\rm ave} = \frac{A_0 - A_{\rm ave}}{A_0},\tag{2}$$

$$\eta_{\max} = \frac{A_0 - A_{\min}}{A_0} \,. \tag{3}$$

式(2),(3)中:A₀为未锈蚀钢筋截面积;A_{ave}为锈蚀钢筋平均截面积;A_{min}为锈蚀钢筋最小截面积。

2 钢筋锈蚀分布特征

2.1 剩余截面积的纵向分布

已有的研究主要通过平均截面积或最小截面积描述钢筋的锈蚀情况,但这只能说明钢筋锈蚀的平均程度或最严重程度,无法表征锈蚀沿钢筋长度方向(纵向)的不均匀分布。对钢筋锈蚀段沿纵向每隔 1 mm 提取截面积,可得钢筋剩余截面积(A)的纵向(x)分布,如图 4 所示。图 4 中:试件 U1,C2,C5,C8 和 C10 的平均截面锈蚀率分别为 0%,5.55%,8.56%,19.89%和 28.38%。由图 4 可知:由于钢筋存在 横肋,未锈蚀钢筋的剩余截面积沿纵向呈均匀的小幅度波动,锈蚀钢筋的剩余截面积沿纵向呈非均匀的 变化,局部变化幅度较大;随着钢筋平均截面锈蚀率的增大,剩余截面积沿纵向分布的不均匀性显著增强,局部剩余截面积显著减小,平均截面锈蚀率较大的试件可见较深的波谷。

为衡量钢筋锈蚀的不均匀性,对最大截面锈蚀率与平均截面锈蚀率进行线性回归,结果如图 5 所示。由图 5 可知:最大截面锈蚀率与平均截面锈蚀率有很强的相关性;随着平均截面锈蚀率的增大,最 大截面锈蚀率显著增加,局部锈损越严重,钢筋锈蚀的不均匀性显著增加。







189

图 5 最大截面锈蚀率与平均截面锈蚀率的关系 Fig. 5 Relationship between maximum cross-sectional corrosion rate and average cross-sectional corrosion rate

2.2 剩余截面积的分布特征

钢筋锈蚀沿纵向不均匀性体现在剩余截面积沿纵向分布的不均匀性。对 3D 扫描得到的锈蚀钢筋 剩余截面积进行统计分析,可得钢筋剩余截面积的概率分布,如图 6 所示。由图 6 可知:随着平均截面 锈蚀率的增加,剩余截面积总体减小且更加离散,钢筋锈蚀越不均匀;平均截面锈蚀率较低的钢筋的剩 余截面积近似为单峰对称分布,随着平均截面锈蚀率的增大,剩余截面积逐渐转变为单峰左偏分布,且 左尾越长,可能是由于钢筋局部锈蚀严重造成,如试件 C10。

为进一步量化钢筋锈蚀的空间变异性,许多学者对锈蚀参数的概率分布模型进行研究。正态分布 可用于描述钢筋剩余截面积的分布特征^[14],故对剩余截面积数据进行分布拟合(图 6)。由此可知,对于 平均截面锈蚀率低于 20.00%的钢筋,正态分布拟合效果较好;当平均截面锈蚀率大于 20.00%时,剩余 截面积分布近似呈偏态分布,采用韦布尔(Weibull)分布拟合效果更为准确。



Fig. 6 Probability distribution of residual cross-sectional area of steel bars

2.3 剩余截面积概率分布模型

为了进一步量化锈蚀钢筋剩余截面积分布的随机性,根据节 2.2 得到的概率分布特征,建立剩余截 面积概率分布模型。由于锈蚀率为 20.00%以上的钢筋试件较少,会影响分布模型建立的准确性,因 此,只对锈蚀率为 20.00%以下的试件建立概率分布模型。

正态分布模型的概率密度函数为

$$f(X) = \frac{1}{\sqrt{2\pi\beta}} \cdot \exp\left[-\frac{(X-\mu)^2}{2\beta^2}\right].$$
(4)

式(4)中:X为随机变量;μ,β为分布参数。

分布参数决定了概率密度函数曲线的位置和形状,因此,有必要分析分布参数与平均截面锈蚀率的 相关性。对分布参数与平均截面锈蚀率做散点图并拟合,结果如图7所示。由图7可知:分布参数与平 均截面锈蚀率的拟合度较高,参数 μ(均值的大小)随着平均截面锈蚀率的增大而降低,说明钢筋剩余截 面积随着锈蚀程度的增大而不断减小;参数 β(数据的离散程度)随着平均截面锈蚀率的增大而增加,即 平均截面锈蚀率越大,剩余截面积越离散,钢筋锈蚀越不均匀。



图 7 分布参数与平均截面锈蚀率的关系

Fig. 7 Relationship between distribution parameters and average cross-sectional corrosion rate 通过线性拟合,可得分布参数与平均截面锈蚀率的关系,即

$$\mu = -3.007 \ 6\eta_{\rm ave} + 302.66, \tag{5}$$

$$\beta = 1.075 \ 2\eta_{\text{ave}} \, \text{o} \tag{6}$$

将式(5),(6)代入式(4),可得锈蚀钢筋剩余截面积的概率分布模型。

3 锈蚀钢筋有限元分析

3.1 锈蚀钢筋拉伸模拟

为探究锈蚀对钢筋力学性能退化的影响机理,基于 3D 扫描数据,构建锈蚀钢筋 3D 实体模型,并通 过 Hypermesh 软件进行网格划分,划分网格后的锈蚀钢筋有限元模型,如图 8 所示。选择网格单元大 小为 1,自由划分的网格单元类型为 C3D4,并在局部锈蚀严重处进行网格加密处理,将划分好的网格模 型导入 ABAQUS 软件,模拟锈蚀钢筋拉伸试验。



图 8 锈蚀钢筋有限元模型

Fig. 8 Finite element model of corroded steel bars

已有研究表明,锈蚀钢筋的实际力学性能未发生变化¹¹⁵。以未锈蚀钢筋拉伸试验数据计算得到的 真实应力-真实应变曲线作为材料属性输入,按照试验加载情况设置加载方式和边界条件,在加载端设

600

500

400

300

200

100

0

0

 $\sigma_{\rm nom}/\rm MPa$

置参考点,模拟完成后提取参考点的轴向位移和固定端的 反作用力,可得锈蚀钢筋名义应力-名义应变(σ_{nom} - ε_{nom})曲 线,如图 9 所示。有限元分析结果,如表 1 所示。表 1 中: $f_{y,nom}$ 为名义屈服强度; $f_{u,nom}$ 为名义极限强度; δ_1 为名义屈 服强度计算值与试验值的相对误差; δ_2 为名义极限强度计 算值与试验值的相对误差。

由图 9 及表 1 可知:锈蚀钢筋的模拟曲线与试验曲线 吻合效果良好,名义屈服强度和名义极限强度计算值与试 验值的相对误差均在 3.00%以内,说明建立的有限元模型 能够较好地模拟锈蚀钢筋的力学性能。

由图 9 及相关计算可知:锈蚀钢筋的名义屈服强度和

名义极限强度均随平均截面锈蚀率的增大而逐渐降低;名义极限应变随着锈蚀程度的增加而减小,与强 度相比,名义极限应变的下降幅度更大,说明钢筋应变受锈蚀影响更大;随着平均截面锈蚀率的增加,屈 服平台长度逐渐变短直至消失,钢筋的延性变差。

试件	/ 0/	/0/	$f_{ m y,nom}$	$f_{ m y,nom}/ m MPa$		$f_{ m u,nom}/{ m MPa}$		\$ /0/	
	$\eta_{\rm ave}$ / $>$ 0	$\eta_{ m max}$ / / 0	试验值	计算值	01//0	试验值	计算值	02//0	
C2	5.55	9.18	364.92	364.48	0.12	532.58	531.38	0.23	
C5	8.56	16.70	333.14	342.71	2.87	491.87	495.73	0.78	
C8	19.89	35.52	264.74	271.84	2.68	372.90	381.87	2.41	
C10	28.38	56.41	201.55	202.57	0.51	269.51	265.89	1.34	



3.2 锈蚀钢筋真实应力分布

为了获得沿钢筋纵向的真实应力分布,在 ABAQUS软件后处理过程中,提取锈蚀钢筋模 型的节点应力,并与各节点坐标相对应,获得钢 筋各截面处的真实应力。试件 C10 在屈服阶段 时,锈蚀钢筋真实应力分布与剩余截面积的相关 性,如图 10 所示。图 10 中:σ_{true}为真实应力。由 图 10 可知:在钢筋锈损严重处出现应力集中现 象,应力峰值的大小取决于截面锈损程度,截面 锈蚀越严重,应力集中效应越强;应力集中效应 的影响只在钢筋的局部范围,离开截面突变处一 段距离后,应力集中现象逐渐消失。



图 10 锈蚀钢筋真实应力分布与剩余截面积的相关性 Fig. 10 Correlation between true stress distribution and residual cross-sectional area of corroded steel bars

由于应力集中效应的影响,锈蚀严重处截面提前屈服,并率先达到极限强度。因此,锈蚀钢筋的屈 服荷载和极限荷载均大幅度下降,钢筋的名义屈服强度和名义极限强度也随之降低。应力集中效应对 锈蚀钢筋力学性能影响显著。

4 结论

1)锈蚀钢筋截面积沿纵向分布特征可用于表征钢筋锈蚀的非均匀性。对于平均截面锈蚀率低于
 20.00%的钢筋,采用正态分布模型能够较好地量化剩余截面积分布特征;对于平均截面锈蚀率高于
 20.00%的钢筋,可以采用 Weibull 分布模型进行拟合。

2)分布参数 μ,β 与平均截面锈蚀率线性相关,根据拟合公式建立平均截面锈蚀率为 20.00%以下的锈蚀钢筋剩余截面积的概率分布模型。

3) 钢筋名义屈服强度、名义极限强度及名义极限应变均随平均截面锈蚀率的增加而下降,与强度

试验曲线 试件C2模拟曲线

12

8

 $\varepsilon_{\rm nom}/\%$

图 9 锈蚀钢筋名义应力-名义应变曲线

Fig. 9 Nominal stress-nominal strain

curves of corroded steel bars

试件C5模拟曲线 试件C8模拟曲线

试件C10模拟曲线

16

相比,名义极限应变的下降幅度更大。截面锈损严重处出现应力集中效应,导致锈损严重处截面提前达 到屈服强度,造成锈蚀钢筋力学性能退化。

参考文献:

- [1] KASHANI M M,CREWE A J,ALEXANDER N A. Use of a 3D optical measurement technique for stochastic corrosion pattern analysis of reinforcing bars subjected to accelerated corrosion[J]. Corrosion Science, 2013, 73: 208-221. DOI:10.1016/j.corsci. 2013.03.037.
- [2] CAPRILI S, MOERSCH J, SALVATORE W. Mechanical performance versus corrosion damage indicators for corroded steel reinforcing bars[J]. Advances in Materials Science and Engineering, 2015(6):1-19. DOI: 10. 1155/2015/ 739625.
- [3] 王晓刚,杜相波,闫军印,等. 混凝土构件中钢筋锈蚀的电加速技术对比试验研究[J]. 建筑结构学报,2015,36(1): 104-110. DOI:10.14006/j. jzjgxb. 2015. 01. 014.
- [4] LIM S, AKIYAMA M, FRANGOPOL D M. Assessment of the structural performance of corrosion-affected RC members based on experimental study and probabilistic modeling [J]. Engineering Structures, 2016, 127 (15): 189-205. DOI:10.1016/j. engstruct. 2016.08.040.
- [5] LI Chongkai, ZHANG Weiping, GU Xianglin, et al. Probability distribution of cross-sectional radius of corroded steel bars in concrete and its application[J]. MATEC Web of Conferences, 2018, 199(8):4008. DOI: 10.1051/matecconf/ 201819904008.
- [6] 余波,刘阳,万伟伟,等. 混凝土中钢筋空间锈蚀特征参数的测试及分析[J]. 建筑材料学报,2019,22(1):15-23. DOI:10.3969/j. issn. 1007-9629. 2019. 01. 003.
- [7] 付传清,何家豪,金贤玉,等.带横向荷载裂缝钢筋混凝土梁的钢筋锈蚀形态研究[J].建筑结构学报,2019,40(1): 123-131. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2019.01.014.
- [8] ZHANG Weiping, CHEN Jinping, YU Qianqian, et al. Corrosion evolution of steel bars in RC structures based on Markov chain modeling[J]. Structural Safety, 2021, 88:102037. DOI: 10.1016/j. strusafe. 2020. 102037.
- [9] 范颖芳,周晶.考虑蚀坑影响的锈蚀钢筋力学性能研究[J].建筑材料学报,2003,6(3):248-252. DOI:10.3969/j. issn. 1007-9629.2003.03.006.
- [10] 安琳,欧阳平,郑亚明. 锈坑应力集中对钢筋力学性能的影响[J]. 东南大学学报(自然科学版),2005,35(6):940-944. DOI:10.3321/j. issn:1001-0505.2005.06.024.
- [11] HOU Jian, SONG Li. Numerical investigation on stress concentration of tension steel bars with one or two corrosion pits[J]. Advances in Materials Science and Engineering, 2015(4):1-7. DOI:10.1155/2015/413737.
- [12] 欧阳祥森,张艳芳,邹洪波.基于数值模拟的锈蚀钢筋力学性能退化分析[J].湖南工程学院学报(自然科学版), 2018,28(2):65-69.
- [13] SUN Xiaoyan, KONG Hangting, WANG Hailong, et al. Evaluation of corrosion characteristics and corrosion effects on the mechanical properties of reinforcing steel bars based on three-dimensional scanning[J]. Corrosion Science, 2018,142:284-294. DOI:10.1016/j. corsci. 2018. 07. 030.
- [14] 罗小勇,刘晋宏,聂经纶.锈蚀钢筋截面分布特征及轴向拉伸力学性能[J].建筑材料学报,2019,22(5):730-736. DOI:10.3969/j.issn.1007-9629.2019.05.009.
- [15] 李亚辉,郑山锁,董立国,等.非均匀锈蚀钢筋拉伸性能试验与模拟[J].建筑材料学报,2022,25(9):991-998. DOI: 10.3969/j.issn.1007-9629.2022.09.015.

(责任编辑: 钱筠 英文审校: 方德平)

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202312041

地铁车站叠合墙内衬早龄期 温度与应变演化规律



陈春超1,陈士海1,陈建福2,张瀚武3,曾凡福4

(1. 华侨大学 土木工程学院,福建 厦门 361021;
2. 中铁十四局集团大盾构工程有限公司,江苏 南京 210000;
3. 福建永东南建设集团有限公司,福建 福州 350700;
4. 中铁一局集团有限公司,陕西 西安 710000)

摘要: 为探究叠合墙早龄期内衬温度与应变演化规律,依托地铁车站叠合墙工程开展早龄期内衬墙温度与 应变现场监测,分析内衬墙的裂缝分布特征、温度与应变演化规律。结果表明:在早龄期,裂缝多从内衬墙的 底部施工缝向上延伸,大部分裂缝为竖向裂缝,少量斜裂缝位于墙角;内衬墙的中部温度高于四周温度,而墙 体中心的温度峰值与降温速率最大,表面温度峰值最小,并且墙体存在明显的里表温差;在早龄期,内衬墙存 在明显的膨胀与收缩现象,并且不同方向上的应变演化规律存在明显的区别。

关键词: 大体积混凝土;叠合墙;早龄期;内衬墙;温度;应变
 中图分类号: TU 375
 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0193-08

Early-Age Temperature and Strain Evolution of Composite Wall Lining in Subway Station

CHEN Chunchao¹, CHEN Shihai¹, CHEN Jianfu², ZHANG Hanwu³, ZENG Fanfu⁴

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. China Railway 14th Construction Bureau Great Shield Engineering Group Limited Company, Nanjing 210000, China;

3. Fujian Yongdongnan Construction Group Limited Company, Fuzhou 350700, China;

4. China Railway First Group Limited Company, Xi'an 710000, China)

Abstract: In order to explore the early-age temperature and strain evolution of the composite wall lining, onsite monitoring of the temperature and strain of the early-age lining wall is carried out based on the subway station composite wall project, and the crack distribution characteristics, temperature and strain evolution of the lining wall are analyzed. The results show that in the early-age, most of the cracks extend upward from the bottom of the lining wall construction joint, most of the cracks are vertical, and a few oblique cracks locate at the corner of the wall. The temperature in the middle of the lining wall is higher than the surroundings, the temperature peak and the temperature drop rate in the center of the wall are the maximum, and the surface temperature peak is the minimum, the obvious temperature difference exists bettween the in-inner and the

收稿日期: 2023-12-26

通信作者: 陈士海(1964-),男,教授,博士,博士生导师,主要从事岩土工程防灾减灾的研究。E-mail:cshblast@163. com。

基金项目: 福建省住房与城乡建设厅科学技术计划(2022K202)

surface. In the early-age, there are obvious expansion and contraction phenomena in the lining wall, and obvious differences in the strain evolution in different directions.

Keywords: mass concrete; composite wall; early-age; lining wall; temperature; strain

近年来,为缓解城市交通压力,各大城市开始兴建城市轨道交通,地铁车站也成为了城市交通的重要纽带。目前,为应对复杂的城市环境,减少结构的占地面积,地铁车站开始采用围护结构与主体结构 相结合的"两墙合一"结构。根据围护结构与主体结构的连接方式,可将"两墙合一"结构分为复合墙结构与叠合墙结构,前者在地下连续墙与车站外墙间设置复合材料,而后者采用钢筋连接地下连续墙与车站外墙。与复合墙相比,叠合墙可以传递弯矩与剪力,而复合墙仅能传递水平力^[1]。由于地下水环境的 影响,地下空间结构对自身的防水性能有较高的要求。但是,作为典型的大体积混凝土结构,先浇筑的 地下连续墙对内衬墙混凝土收缩变形的约束作用加剧了叠合墙内衬的开裂,严重影响了结构的抗渗性 能、耐久性能与整体性能^[2]。

在混凝土工程中,混凝土裂缝根据形成原因可分为荷载裂缝和非荷载裂缝,荷载裂缝占裂缝总数的 20%,非荷载裂缝占裂缝总数的80%,由混凝土的不均匀沉陷、温度变化、收缩变形等引起,主要出现在 混凝土结构的施工阶段^[3]。为减少混凝土结构的非荷载裂缝,规范要求混凝土结构的降温速率不大于 2.0°C・d⁻¹或每4h降温速率不大于1.0°C,同时要求混凝土表面温度与环境温度最大温差小于20 °C^[4-5]。对此,学者们就抗渗防裂混凝土的配合比设计方法进行研究,引入功能轻骨料、矿物掺合料、纤 维、膨胀剂与减缩剂等新型掺和料和外加剂,以提升混凝土的强度,控制早龄期混凝土的收缩变形与温 度场^[6-10]。此外,合理的施工方法仍是控制大体积混凝土结构早龄期裂缝的有效手段^[11-13]。随着智能 算法的发展,基于智能建造技术的混凝土温控技术得到快速的发展,并取得了不错的施工效果^[14-16]。

现阶段,虽然大体积混凝土结构的抗裂性能已经得到了很大的提升,但是实际工程中仍存在大量的 混凝土裂缝与渗漏问题。对于板式大体积混凝土结构,由于结构的厚度较小,在厚度方向上存在较大的 温度梯度,承受均匀温度收缩的层厚较小,易出现混凝土裂缝^[3]。学者们就混凝土的强度、绝热温升、自 身体积变形、浇筑季节、入模温度、模板类型、拆模时间及结构尺寸等因素对侧墙温度场与开裂风险的影 响进行了研究^[17-18]。为减少大体积混凝土侧墙的早龄期裂缝,李志鹏等^[19]利用有限元仿真软件分析了 隧道侧墙结构的早龄期温度与应力分布,并根据计算结果提出针对性的裂缝控制措施;郭子奇等^[20]依 托地铁车站工程开展早龄期混凝土温度监测,指出侧墙的温度分布与结构的厚度和边界条件有关,当结 构尺寸较大时易出现较大的温差;Wang等^[21]对地铁车站的大体积混凝土侧墙开展早龄期温度与应变 现场监测,得到了7d龄期内的侧墙中心温度演化曲线与侧墙长度方向和厚度方向上的混凝土应变。

目前,相关研究主要利用数值仿真技术与现场监测对大体积混凝土侧墙的中心温度进行分析,对侧 墙中心、表面与底面等位置上不同方向的混凝土应变演化规律的研究较少,监测周期也较短,且未明确 大体积混凝土侧墙的边界条件。对于叠合墙内衬结构,其裂缝的形成原因不仅与早期混凝土的温度效 应有关,还与外部约束有关,由于内衬墙混凝土的收缩变形不仅受到老混凝土的约束作用,还受到地下 连续墙的约束作用,不同方向上的混凝土应变存在明显的区别。因此,早龄期侧墙的温度分布与演化规 律,以及不同位置上不同方向的早龄期侧墙应变演化规律仍有待进一步研究。本文依托地铁车站叠合 墙工程,对内衬墙中心、底面与表面的早龄期温度与相应位置上不同方向的应变进行监测,同时对内衬 墙的早期裂缝分布特征进行分析。

1 工程概况

以某地铁车站工程为背景,车站采用围护结构与主体结构相结合的"两墙合一"结构,地下连续墙厚度为0.8m,内衬墙厚度为0.4m,地下连续墙与内衬墙采用"凿毛+植筋"方式连接。叠合墙内衬现场施工图,如图1所示。地铁车站1的内衬墙采用抗渗等级为 P10 的 C40 混凝土浇筑,地铁车站2 的内衬墙采用抗渗等



图 1 叠合墙内衬现场施工图 Fig. 1 On-site construction drawing of composite wall lining

级为 P10 的 C35 混凝土浇筑。内衬墙的浇筑长度为 12 m,浇筑高度为 4.8 m,在混凝土浇筑完成后 48 h 拆除模板,并进行养护。

2 早龄期内衬墙温度与应变监测试验

2.1 测点布置

为探究叠合墙内衬早龄期温度与应变的演化规律,采用温度传感器与应变传感器测量内衬墙的温度与应变。由于内衬墙的厚度较薄,为减小传感器预埋线路对混凝土浇筑质量的影响,同时避免混凝土振捣损坏传感器,试验分2次进行。试验1在地铁车站1开展,在内衬墙中心设置10个温度测点,分别测量内衬墙不同位置的温度,记录早龄期内衬墙的温度分布。试验1的测点布置,如图2(a)所示。为获得内衬墙表面、中心与底面的温度与不同方向上的应变,试验2在地铁车站2开展,在内衬墙中设置6个测点,分别沿墙体的表面、中心与底面设置温度传感器与应变传感器,墙体表面与底面的应变传感器沿内衬墙的纵向和竖向(即长度方向与高度方向)设置,墙体中心的应变传感器沿内衬墙的纵向、竖向和横向(即长度方向和厚度方向)设置。试验2的测点布置,如图2(b)所示。





Fig. 2 Measuring point layout (unit: m)

图 2(b)中: #1 表面、中心与底面温度传感器的编号分别为 T_{1B} , T_{1Z} , T_{1D} ; #1 表面纵向与竖向应变 传感器的编号分别为 S_{1BZ} , S_{1BS} ; #1 中心纵向、竖向与横向应变传感器的编号分别为 S_{1ZZ} , S_{1ZS} , S_{1ZH} ; #1 底面纵向与竖向应变传感器的编号分别为 S_{1DZ} , S_{1DS} ; #2 表面、中心与底面温度传感器的编号分别为 T_{2B} , T_{2Z} , T_{2D} ; #2 表面纵向与竖向应变传感器的编号分别为 S_{2BZ} , S_{2BS} ; #2 中心纵向、竖向与横向应变 传感器的编号分别为 S_{2ZZ} , S_{2ZS} , S_{2ZH} ; #2 底面纵向与竖向应变传感器的编号分别为 S_{2DZ} , S_{2DS} 。

2.2 试验设备

采用温度传感器与振弦式应变传感器分别测量早龄期内衬墙的温度与应变,温度传感器的量程为 -30~70℃,精度为0.1℃;应变传感器的量程为0~4000×10⁻⁶,精度为0.1×10⁻⁶。采用振弦式频 率读数仪和JMZX-3001L型综合测试仪分别记录早龄期内衬墙的温度与应变;采用温湿度计记录环境 温度与湿度。

2.3 监测方案

在混凝土浇筑完成后,混凝土中的水泥与水发生水化反应,释放大量的热量,内衬墙的温度会急剧 上升。为完整记录早龄期内衬墙的温度与应变,试验的监测周期为28d,其中,0~7d内每隔2h监测1 次数据;7~14d内每隔4h监测1次数据;14~21d内每隔6h监测1次数据;21~28d内每隔8h监 测1次数据。需要注意的是,在混凝土入模后,记录内衬墙的初始应变,以消除混凝土浇筑过程产生的 应变误差。在记录早龄期内衬墙温度与应变时,观察并记录侧墙表面的裂缝分布,同时采用温湿度计测 量环境的温度与湿度。

3 试验结果与分析

3.1 内衬墙开裂特征

早龄期内衬墙的裂缝分布,如图 3 所示。由图 3(a),(b)可知:当龄期为 2 d 时,浇筑模板已经被拆除,墙面未出现裂缝;当龄期为 4 d 时,内衬墙出现 9 条裂缝,其中,8 条竖向裂缝从墙底施工缝向上延

伸,1条斜裂缝位于墙角附近。这是因为早龄期内衬墙的收缩变形受先浇矮墙、先浇内衬墙和地下连墙 等老混凝土的约束,收缩主应力沿水平方向,而侧墙端部的约束作用较小,其主应力方向不一定与墙体 的长度方向一致,因此,位于侧墙端部的裂缝多为斜裂缝。由图 3(c)可知:当龄期为 7 d 时,裂缝 1~9 的长度均在增长,并新增裂缝 10。此时,内衬墙未出现渗水现象。





由图 3(d)可知:当龄期为 10 d时,裂缝 5~9 已延伸至内衬墙顶部施工缝,并新增裂缝 11~13,此 时裂缝 1,5,6,9 均出现渗水现象,并且裂缝内含有少量的碳酸钙结晶。此外,由于内衬墙顶部存在较大 的里表温差,导致内衬墙顶部出现较大的拉应力,使裂缝 12 从内衬墙顶部起裂。由图 3(e),(f)可知:当 龄期为 16 d时,新增裂缝 14,而裂缝 11 与裂缝 12 均出现渗水现象。当龄期为 19 d时,新增裂缝 15,裂 缝 10 贯穿整幅墙面,并且后者出现了渗水现象;当龄期大于 19 d时,内衬墙的裂缝均停止增长,并且无 新增裂缝,此时,大部分的裂缝仍存在渗水现象,但是少量的裂缝在碳酸钙结晶的作用下停止渗水。

综上分析可知,在内衬墙浇筑完成后两周,墙面出现了大量的竖向裂缝与少量的斜裂缝。内衬墙的 裂缝起裂位置与常规大体积混凝土墙的裂缝起裂位置相同,均从墙体的底部施工缝向上延伸,但是裂缝 并不集中在墙体中部^[22]。

3.2 温度演化规律

早龄期内衬墙不同测点的温度演化曲线与温度峰值,如图 4 所示。图 4 中: θ 为温度; θ_{max} 为温度峰值;t 为龄期。

由图 4 可以看出,内衬墙不同测点的温度变化趋势基本一致,但是不同测点的温度峰值存在明显的 差异。混凝土浇筑完成后,在水化热的作用下,内衬墙的温度急剧上升,并在龄期为 0.65~0.76 d 时达 到温度峰值。此时,测点 T₅ 和测点 T₆ 的温度峰值分别为 47.5,48.0 ℃,明显高于其他测点,而测点 T₃ 的温度峰值最小,比测点 T₅ 和测点 T₆ 的温度峰值分别小 14.53%和 15.42%。这是因为混凝土的表 面放热系数大于模板的表面放热系数,当龄期小于 2 d 时,混凝土模板还未拆除,测点 T₅ 与测点 T₆ 仅 能通过模板与周围环境进行热交换,而测点 T₃ 位于墙角,能够通过内衬墙顶部与右端的墙面将热量扩 散至大气中。当龄期大于温度峰值龄期且小于 8 d 时,内衬墙温度急剧下降,此时内衬墙的降温速率最 大。值得注意的是,当龄期大于8d时,在环境温度的影响下,内衬墙的温度演化曲线出现明显的波动。



图 4 内衬墙不同测点的温度演化曲线与温度峰值

Fig. 4 Temperature evolution curves and temperature peak value at different measuring points of lining wall 根据早龄期内衬墙温度演化曲线的变化规律,可将内衬墙的温度变化分为3个阶段:1)在混凝土 浇筑完成后1d左右,内衬墙温度急剧上升;2)在混凝土浇筑完成后1~8d内,内衬墙温度急剧下降;3)当龄期大于8d时,在环境温度的影响下,内衬墙出现明显的温度波动。

早龄期内衬墙底面、中心与表面的温度演化曲线,如图 5 所示。由图 5 可知:测点 T_{12} 的温度峰值 为 50.6 °C,测点 T_{1D} 和测点 T_{1B} 的温度峰值分别为 48.9,47.7 °C,分别比测点 T_{1Z} 的温度峰值小 3.36% 和5.73%,而测点 T_{1D} 的温度峰值比 T_{1B} 的温度峰值大 2.52%;测点 T_{2Z} 的温度峰值为 53.4 °C,测点 T_{2D} 和测点 T_{2B} 的温度峰值分别为 51.5,48.4 °C,分别比测点 T_{2Z} 的温度峰值小 3.56%和 9.36%,而测点 T_{2D} 的温度峰值比 T_{2B} 的温度峰值大 6.41%。这是由于内衬墙表面与底面的热量能够分别与周围环境 和地下连续墙进行热交换,而内衬墙中心无法与外界进行热交换。



图 5 内衬墙底面、中心与表面的温度演化曲线

Fig. 5 Temperature evolution curves of bottom, center and surface of lining wall

在温降阶段,当龄期大于温度峰值龄期且小于 8 d 时,测点 T_{1D} , T_{1Z} 和 T_{1B} 的降温速率分别为 2.7, 3.0,2.6 °C • d⁻¹,测点 T_{2D} , T_{2Z} 和 T_{2B} 的降温速率分别为 3.0,3.4,2.9 °C • d⁻¹,内衬墙中心的降温速 率明显大于底面与表面的降温速率。这是因为内衬墙的厚度较薄,在环境温度作用下,内衬墙的整体温 度急剧下降,并逐渐趋于环境温度,而内衬墙中心的温度峰值高于底面与表面,在相同时间内内衬墙中 心的降温速率最大。在混凝土模板被拆除时,测点 T_{1B} 和 T_{2B} 的温度曲线出现了明显的波动。当龄期大 于 8 d 时,在环境温度的影响下,内衬墙的温度出现了明显的波动,同时有逐渐升温的趋势,并且墙面的 温度波动明显大于中心与底面,表明环境温度对内衬墙的温度有较大的影响。

内衬墙中心与表面、底面的温差曲线,如图 6 所示。图 6 中: Δθ 为温差。由图 6 可知:温差曲线随 龄期的增大呈先增大、后减小、再趋于 0 的变化趋势, Δθ_{1Z-1B}, Δθ_{1Z-1D}, Δθ_{2Z-2B}和 Δθ_{2Z-2D}的最大值分别为 2.9,2.5,7.1,2.7 ℃, Δθ_{1Z-1B}比 Δθ_{1Z-1D}大 16%, Δθ_{2Z-2B}比 Δθ_{2Z-2D}大 163%。由于混凝土模板的厚度较薄, 表面放热系数较大,导致内衬墙中心与表面的温差大于中心与底面的温差,表明内衬墙易出现较大的里 表温差,引起温差裂缝。因此,当施工环境的温度较低时,需要采用保温性能好的模板,避免内衬墙出现 温差裂缝。





Fig. 6 Temperature difference curves among center, bottom and surface of lining wall

3.3 应变演化规律

早龄期内衬墙中心混凝土应变演化曲线,如图 7 所示。图 7 中: 6 为应变。测点 S_{2Z5}的数据因传感器损坏而缺失。由图 7 可知:早龄期内衬墙不同方向上的应变演化规律存在明显的区别。由测点 S_{1Z2}, S_{2Z2}, S_{1Z5}的应变曲线可知,内衬墙的纵向和竖向应变随龄期的增加呈先受压、后受拉的变化趋势,并在温升阶段出现了明显的压应变峰值,测点 S_{1Z5}的应变峰值为-40.8×10⁻⁶,测点 S_{1Z2}, S_{2Z2}的应变峰值分别为-127.6×10⁻⁶,-129.7×10⁻⁶,测点 S_{1Z2}的应变峰值比 S_{1Z5}的应变峰值大 86.8×10⁻⁶。这是因为在温升阶段,受水化热的作用,内衬墙混凝土受热膨胀,在外部约束下出现了明显的压应变;在温降阶段,受约束的内衬墙出现收缩变形,此时压应变补偿混凝土的拉应变。此外,受重力作用,内衬墙的竖向混凝土压应变峰值小于纵向混凝土压应变峰值。对于内衬墙的横向混凝土应变,由于混凝土模板的约束作用,内衬墙的横向变形较小,在模板拆除后出现了明显的应变回弹。当龄期大于 10 d 时,在环境温度的作用下,内衬墙的温度逐渐升高,并伴随膨胀变形。因此,测点 S_{1ZH}, S_{2ZH}的应变演化曲线无明显的受拉趋势。



图 7 内衬墙中心混凝土应变演化曲线



早龄期内衬墙纵向与竖向混凝土应变演化曲线,如图 8 所示。测点 S1DS 与 S2ZS 的数据因传感器损



图 8 内衬墙纵向与竖向混凝土应变演化曲线

Fig. 8 Longitudinal and vertical concrete strain evolution curves of lining wall

199

坏而缺失。由图 8(a)可知:在温升阶段,测点 S_{1ZZ}的压应变峰值为一127.6×10⁻⁶,测点 S_{1DZ}与测点 S_{1BZ} 的压应变峰值分别为一119.7×10⁻⁶和一57.1×10⁻⁶,分别比测点 S_{1ZZ}的应变峰值小 6.19%和55.25%。 这是由于内衬墙底面与表面的温度峰值均小于内衬墙中心的温度峰值,并且内衬墙底面的变形受地下 连续墙的约束作用,内衬墙表面因里表温差存在自身约束作用。内衬墙的竖向混凝土应变具有相同的 演化规律。由图 8(b)可知:当龄期为 5 d 时,测点 S_{2BZ}出现了明显的应变跳点,应变值为 497.0×10⁻⁶, 表明此时内衬墙表面已经开裂。

4 早龄期内衬墙裂缝控制措施

综上分析可知,老混凝土对新浇混凝土收缩变形的约束作用及混凝土里表温差引起的自身约束是 引起早龄期内衬墙裂缝的主要原因。在实际工程中,可通过合理的施工方法减小外部约束,同时避免形 成自身约束,以降低早龄期内衬墙的开裂风险。对于叠合墙内衬结构,外部约束作用主要来自地下连续 墙、先浇筑的矮墙和内衬墙等老混凝土,实际工程中,降低内衬墙的单次浇筑长度能够有效减小外部约 束作用,降低内衬墙的开裂风险。同时,由早龄期内衬墙的温度与应变演化规律可知,早龄期内衬墙存 在较大的温度峰值,且出现了急剧的温升与温降,同时伴有明显的膨胀与收缩现象。

结合早龄期内衬墙的温度与应变演化规律可知,施工过程中采用分层浇筑、冷却管技术与降低混凝 土的浇筑温度等方法能够有效降低早龄期内衬墙的温度峰值,避免出现较大的里表温差。需要注意的 是,在采用冷却管技术时,需要严格控制水温,避免冷却管周围出现较大的温度梯度。此外,在高温环境 下施工时,应选用表面放热系数较大的混凝土模板,能够有效降低内衬墙温度峰值;在低温环境下施工 时,应选用表面放热系数较小的混凝土模板,能够避免内衬墙出现较大的里表面温差,同时减小内衬墙 的降温速率。值得一提的是,减缩剂与微膨胀剂等外加剂均能够有效减小混凝土的收缩变形,前者能够 有效减小混凝土的收缩变形,而后者能够补偿混凝土的收缩变形,在实际工程中可考虑使用。

5 结论

依托地铁车站叠合墙工程,开展早龄期内衬墙的温度与应变监测试验,对内衬墙早期的裂缝分布特征、温度场与不同方向上的应变演化规律进行分析,并结合温度与应变演化规律给出了早龄期内衬墙的 裂缝控制措施,得到了以下3点结论。

1) 在外部约束与自身约束的共同作用下,早龄期内衬墙的裂缝主要出现在混凝土浇筑完成后的前 两周,大部分的裂缝为竖向裂缝,少量的斜裂缝位于墙角附近,并且裂缝主要从墙底施工缝向上延伸。

2)在早龄期,内衬墙出现了急剧的温升与温降,在1d龄期左右达到温度峰值,此时内衬墙的里表 温差最大,并且墙体中部温度明显大于四周温度;在1~8d龄期,内衬墙出现了急剧的降温,此时墙体 中心的降温速率明显大于底面与表面。在实际工程中,建议采用分层浇筑、预埋冷却管、降低混凝土浇 筑温度及合理的混凝土模板等措施严格控制内衬墙的温度峰值、里表温差与降温速率。

3) 早龄期内衬墙纵向与竖向的混凝土应变随龄期的增加呈先受压、后受拉的变化趋势,并且内衬 墙的纵向峰值压应变大于竖向,中心的压应变峰值最大,而内衬墙的横向混凝土拉应变并不明显。此 外,混凝土的膨胀变形能够补偿混凝土的收缩变形。因此,在实际工程中,除了使用减缩剂减少混凝土 的收缩变形外,还可采用微膨胀剂补偿混凝土的收缩变形。

参考文献:

- [1] 王卫东,王建华.深基坑支护结构与主体结构相结合的设计、分析与实例[M].北京:中国建筑工业出版社,2007.
- [2] GOTTSÄTER E, JOHANSSON M, PLOS M, et al. Crack widths in base restrained walls subjected to restraint loading[J]. Engineering Structures, 2019, 189:272-285. DOI:10.1016/j. engstruct. 2019. 03. 089.
- [3] 王铁梦.工程结构裂缝控制[M].2版.北京:中国建筑工业出版社,2017.
- [4] 中华人民共和国住房和城乡建设部.大体积混凝土温度控制技术规范: GB/T 51028-2015[S].北京:中国建筑工业出版社,2016.
- [5] 中华人民共和国住房和城乡建设部.大体积混凝土施工标准:GB 5049-2018[S].北京:中国建筑工业出版社,

2018.

- [6] 郭雅峰,陈士海,杨宗桦,等.地铁车站叠合墙抗渗防裂混凝土配合比优化与应用[J].华侨大学学报(自然科学版), 2022,43(5):587-595. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202203056.
- [7] 庞超明,刘钊,冒云瑞,等.大体积混凝土中功能轻集料的应用与控温技术[J].建筑材料学报,2023,26(8):853-861. DOI:10.3969/j.issn.1007-9629.2023.08.005.
- [8] 庞建勇,陈旭鹏. 高活性矿物掺合料混凝土力学性能试验[J]. 硅酸盐通报,2020,39(10):3143-3151. DOI:10. 16552/j. cnki. issn1001-1625.2020.10.011.
- [9] 郭耀东,刘元珍,王文婧,等.玄武岩纤维特征参数对混凝土单轴受拉性能的影响[J].复合材料学报,2023,40(5): 2897-2912. DOI:10.13801/j. cnki. fhclxb. 20220706.003.
- [10] 邓宗才,赵连志,连怡红.膨胀剂、减缩剂对超高性能混凝土圆环约束收缩性能的影响[J].材料导报,2021,35 (12):12070-12074. DOI:10.11896/cldb.20030051.
- [11] 闫腾飞,包汉营,吕国鹏,等.混凝土内外温差置换养护系统及其数值应用[J].建筑结构,2023,53(增刊1):1616-1620. DOI:10.19701/j.jzjg.23S1548.
- [12] 霍喆赟,杨超越,王汉伟.大底盘地下室底板跳仓法应用案例分析[J].建筑结构,2022,52(增刊 2):2912-2916. DOI:10.19701/j.jzjg.22S2714.
- [13] 汪建群,魏桂亮,刘杰,等.跨海大桥大体积混凝土承台水化热实测与分析[J].桥梁建设,2020,50(3):25-31.DOI: 10.3969/j.issn.1003-4722.2020.03.004.
- [14] 宁泽宇,林鹏,彭浩洋,等. 混凝土实时温度数据移动平均分析方法及应用[J]. 清华大学学报(自然科学版),2021, 61(7):681-687. DOI:10.16511/j. cnki. qhdxxb. 2020. 26. 040.
- [15] 刘毅,辛建达,张国新,等.大体积混凝土温控防裂智能监控技术[J]. 硅酸盐学报,2023,51(5):1228-1233. DOI: 10.14062/j.issn.0454-5648.20220851.
- [16] 杨宁,刘毅,乔雨,等.大体积混凝土仓面智能喷雾控制模型[J].清华大学学报(自然科学版),2021,61(7):724-729. DOI:10.16511/j.cnki.qhdxxb.2021.26.008.
- [17] LI Hua, LIU Jiaping, WANG Yujiang, et al. Deformation and cracking modeling for early-age sidewall concrete based on the multi-field coupling mechanism[J]. Construction and Building Materials, 2015, 88: 84-93. DOI: 10. 1016/j. conbuildmat. 2015. 03. 005.
- [18] 李路,李志全,耿敏,等. 侧墙结构混凝土早龄期开裂风险影响因素定量研究[J]. 混凝土与水泥制品,2018(9):70-76. DOI:10.19761/j.1000-4637.2018.09.017.
- [19] 李志鹏,罗奇星,韩庆华,等.大体积混凝土墙水化放热温度场分析[J].天津大学学报(自然科学与工程技术版), 2023,56(8):878-885.DOI:10.11784/tdxbz202204036.
- [20] 郭子奇,杨双锁,李彦斌,等. 地铁车站大体积混凝土侧墙浇筑时期温度与应力分布规律研究[J]. 混凝土, 2020 (12):94-97. DOI:10. 3969/j. issn. 1002-3550. 2020. 12. 021.
- [21] WANG Chenfei, CHEN Yuehui, ZHOU Meili, et al. Control of early-age cracking in super-long mass concrete structures[J]. Sustainability, 2022, 14(7): 3809. DOI: 10. 3390/su14073809.
- [22] KLEMCZAK B,KNOPPIK-WRÓBEL A. Reinforced concrete tank walls and bridge abutments: Early-age behaviour, analytic approaches and numerical models[J]. Engineering Structures, 2015, 84: 233-251. DOI: 10. 1016/j. engstruct. 2014. 11. 031.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202312021

轴向力对剪切钢板阻尼器抗震 性能影响的数值模拟



方庆田¹,王照然²,宁西占^{1,3}

(1. 华侨大学 土木工程学院,福建 厦门 361021;
2. 中国建设基础设施有限公司,北京 100029;
3. 华侨大学 福建省智慧基础设施与监测重点实验室,福建 厦门 361021)

摘要: 采用数值模拟的方式,对轴向力作用的剪切钢板阻尼器的抗震性能进行研究,设定5组不同的剪切钢 板阻尼器,以探究高宽比和高厚比对阻尼器的影响,同时提出两种轴向自由的新型剪切钢板阻尼器。结果表 明:轴向力对阻尼器抗震性能产生不利影响,使腹板更容易发生局部屈曲且屈曲程度更大,有必要做防屈曲措 施;当高宽比、高厚比增大时,屈服荷载、极限荷载、初始刚度及屈服后刚度显著降低;当腹板高度保持不变时, 增大腹板宽度或厚度,可有效改善阻尼器的抗震性能。

关键词: 剪切钢板阻尼器;有限元分析;抗震性能;轴向力 中图分类号: TU 392.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0201-09

Numerical Simulation on Seismic Performance of Shear Steel Panel Damper Under Axial Force

FANG Qingtian¹, WANG Zhaoran², NING Xizhan^{1,3}

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. China Construction Infrastructure Limited Company, Beijing 100029, China;

3. Key Laboratory of Intelligent Infrastructure and Monitoring of Fujian Province, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: Using the numerical simulation method, the seismic performence of shear steel panel damper under the axial force is studied, through 5 different groups of shear steel panel damper, the effects of the depth width ratio and the depth thickness ratio on the damper are discussed, and 2 types of axially free new shear steel plate dampers are proposed. The results show that the axial force has adverse effect on the damper seismic performence, the local buckling on web occurs more easily, and the degree of buckling is greater. It is necessary to take the anti-buckling measures. The yield load, the ultimate load, the initial stiffness and the post yield stiffness decrease significantly with the increase of the depth width ratio and the depth thickness ratio. When the depth of the web remains unchanged, increasing the width or thickness of the web can effectively improve the seismic performence of the damper.

Keywords: shear steel panel damper; finite element analysis; seismic performence; axial force

收稿日期: 2023-12-12

基金项目: 中国地震局工程力学研究所基本科研业务费专项资助项目(2020D14);国家自然科学基金资助项目 (51908231);福建省自然科学基金资助项目(2020J01058);中央高校基本科研业务费专项资金资助项目 (ZQN-912)

通信作者: 宁西占(1987-),男,副教授,博士,主要从事结构振动控制与混合试验的研究。E-mail:xzning@hqu.edu. cn。

抗震设计不仅考虑结构在地震中的性能,还兼顾震后的疏散和恢复能力^[1]。剪切钢板阻尼器^[2](下 文简称阻尼器)构造简单、受力传力清晰、耗能能力强,在较多工程抗震的设计中得到了应用^[3]。文献 [4-5]研究发现,剪切腹板宽厚比和加劲肋会影响阻尼器的面外屈曲变形和承载力。文献[6-8]通过有 限元模拟和试验的方法,研究国产低屈服钢剪切钢板阻尼的滞回耗能性能,并推导相关的理论公式。文 献[9]针对常规阻尼器提出了3种防止平面外屈曲的方案,并推导相关理论公式。文献[10]提出纯剪型 和弯剪型防屈曲阻尼器,并通过试验和有限元分析方法验证其抗震性能。针对剪切型金属阻尼器应力 集中和焊接区的热应力影响问题,文献[11]提出一种形状优化的装配式剪切型金属阻尼器,通过有限元 分析和试验的方法验证其力学性能,并指出轴力会对剪切型金属阻尼器带来不利影响。文献[12]提出 一种新型竖向波纹剪切阻尼器,并通过试验验证其抗震性能。文献[13]通过试验研究阻尼器腹板的屈 曲和滞回性能,并指出需进一步研究高轴压力对阻尼器的影响。文献[14]通过有限元模拟和试验的方 法研究应用于消能阻尼器的抗震性能,发现阻尼器在加载的过程中存在轴向效应,且轴向变形和轴向力 对阻尼器性能可能产生影响。

在实际工程中,随着结构变形的发展,阻尼器势必会承受轴向力,但已有研究主要关注阻尼器在剪 切荷载作用下的性能,较少对轴向力开展研究。基于此,本文就轴向力对阻尼器抗震性能影响数值模拟 进行研究。

1 减震框架中阻尼器性能

1.1 结构概况

为得到阻尼器在实际工程中轴向力的变化规律,根据现行 GB 55006-2021《钢结构通用规范》^[15], 设计一栋钢框架结构,首层的层高为 4.8 m,其余层的层高为 3.6 m,跨度为 6.6 m,柱、梁采用 Q345 钢,首层框架柱的箱型截面尺寸为 500 mm×500 mm×18 mm,首层梁的工字型截面尺寸为 300 mm× 588 mm×10 mm×16 mm。根据蔡振等^[16]的设计,阻尼器构造,如图 1 所示。图 1 中:腹板采用 Q235 钢,尺寸为 300 mm×300 mm×8 mm;翼缘和端板采用 Q345 钢,尺寸分别为 300 mm×150 mm×16 mm 和 980 mm×300 mm×30 mm;h 为腹板厚度; b_w 为腹板宽; t_w 为腹板厚。为便于分析,仅选取结构 首层安装阻尼器的一跨为研究对象,结构的楼面恒活荷载均为 6 kN·m⁻²。



Fig. 1 Structure of damper

1.2 分析模型与加载制度

框架有限元模型,如图2所示。框架有限元模型采用大型商业 ABAQUS 有限元软件模拟。为提高计算效率,框架中柱采用可变形的三维线单元进行模拟;梁则根据阻尼器的位置划分成3部分,其中,与阻尼器接触部分采用可变形的三维实体单元进行模拟,其余部分采用可变形的三维线单元进行模拟,并以线单元梁的端点为控制点、实体单元梁截面为控制面,采用连续分布耦合的约束方式定义其接触行为。阻尼器各部件采用可变形的三维实体单元进行模拟,各实体单元间均采用绑定连接定义其接触行为;线单元选用两结点空间线性梁单元进行模拟,实体单元选用8节点6面体线性减缩积分单元。

方便起见,忽略连接阻尼器的支撑,将阻尼器下连接端板底面和框架柱底部端点设为固定端,即约 束所有方向上的平动自由度和转动自由度;在实体梁单元顶面中心设置参考点与顶面耦合,并对参考点 施加加载方向外所有方向的平动自由度和转动自由度 进行约束。

钢材的本构模型选用多线性各向同性强化模型,弹 性模量 *E*=0.206 TPa,泊松比 μ=0.3,钢材塑性本构模 型参数^[8-17],如表1所示。表1中:ε为塑性应变;σ为应 力。模型采用位移控制的加载模式,并以阻尼器的剪切 角作为控制值。

剪切加载制度,如图3所示。图3中:φ为剪切角;δ 为剪切位移;L为步长。



Fig. 2 Finite element model of frame

0.212 16

620.000 0

	Tab. 1	Parameters of st	eel plastic constitutive	model	
钢材种类	ε	σ/MPa	钢材种类	ε	σ/MPa
	0	240.279 6		0	345.566 8
	0.010 40	242.796 1		0.018 13	351.900 0
Q 235	0.038 45	312.233 0	Q 345	0.136 59	667.000 0
	—	—		0.179 01	696.000 0

表1 钢材塑性本构模型参数

1.3 剪切钢阻尼器

提取阻尼器下连接端板上所有结点的竖向反力,并对其求和,可获得阻尼器在加载过程中所受的轴向荷载。阻尼器轴向力(P),如图 4 所示。图 4 中:纵坐标的正值为轴向拉力;负值为轴向压力。当步长小于 25(剪切角小于 0.02 rad)时,阻尼器处于受压状态,且轴向力基本恒定,最大轴向压力为 282.6 kN;随着剪切角增大,阻尼器轴向力开始呈现一定的波动,轴向压力逐渐减小,并在步长大于 46(剪切角为 0.08 rad 第 2 个循环)开始出现轴向拉力;阻尼器的轴向力随着分析步的增长在轴向拉力和轴向压力间切换,且随步长的增加,轴向力的浮动范围也在增加;在步长为 71(剪切角为 0.14 rad)时,阻尼器的轴向拉力(324.1 kN)达到最大。阻尼器滞回曲线,如图 5 所示。



由图 5 可知:在加载初期,轴向力相对恒定,剪切位移较小,滞回曲线比较饱满;当剪切位移增加到 24 mm(步长大于 43)时,阻尼器腹板开始发生局部屈曲,滞回曲线在回归零点的过程中出现"捏缩"现 象,轴向力变化浮动开始变大,轴向力由压力逐渐转变为压力与拉力交替出现,且随剪切位移的增大,轴 向拉力逐渐增大;阻尼器的最大承载能力先降低,后逐渐增加,这主要是由于在受压时阻尼器腹板屈曲, 在承受拉力时,阻尼器的屈曲得以改善,进而使承载力增大。因此,实际工作中的阻尼器的轴向力处于 拉、压变动状态,大多时候处于受压状态,且拉力有助于改善剪切腹板的屈曲形态。

2 轴向压力对阻尼器的影响

2.1 模型概况

阻尼器有限元模型采用与框架中阻尼器相同的本构参数和接触行为。为模拟实际试验中加载的边

界条件,将阻尼器的下连接端板底面设为固定端,即约 束所有方向上的平动自由度和转动自由度;在上连接端 板顶面中心设置参考点与顶面耦合,并对参考点施加加 载方向外所有方向的平动自由度和转动自由度进行约 束。阻尼器有限元模型,如图6所示。

基于剪切腹板高宽比(h/b_w)和高厚比(h/t_w)的变 化,共设计5组试件。参考文献[18-20]对阻尼器的相 关设计及文献[21]设置的加劲肋保障耗能性能(当剪切 腹板高宽比大于1时),阻尼器采用不设置加劲肋的形 式。表2为试件的尺寸。翼缘尺寸为300 mm×150 mm×16 mm,端板尺寸为980 mm×300 mm×30 mm。



Fig. 6 Finite element model of damper

阻尼器轴向受压作用以力控制方式实现,施加的轴向荷载以框架中阻尼器最大轴向压力(F_y=282.6 kN)为基准,并考虑了0,0.5和1.0倍的轴向压力。剪切荷载的加载制度与框架的剪切加载制度一致。

表 2 试件尺寸

	Tab. 2	Specimen dimension	
试件编号	$h \times b_{\rm w} \times t_{\rm w}/{ m mm} \times { m mm} \times { m mm}$	$h/b_{ m w}$	$h/t_{ m w}$
D1	$300 \times 300 \times 8$	1.0	37.5
D2	$300 \times 600 \times 8$	0.5	37.5
D3	$300 \times 200 \times 8$	1.5	37.5
D4	$300 \times 300 \times 6$	1.0	50.0
D5	$300\!\times\!300\!\times\!10$	1.0	30.0

2.2 变形形态

不同轴向压力的应力云图及腹板局部屈曲示意图,如图 7,8 所示。图 8 中: ов 为屈曲位移。



图 8 不同轴向压力的腹板局部屈曲示意图 Fig. 8 Local buckling of web under different axial pressures

http://hdxb. hqu. edu. cn/

由图 7,8 可知:0F,最终状态的阻尼器腹板的局部屈曲集中在对角线上,而有轴向压力的阻尼器腹板的局部屈曲主要出现在中心处;0.5F,和1.0F,最终状态应力的最大值为 656.2,667.2 MPa,与 0F,相比(647.4 MPa)分别增加了 1.4%和 3.1%;0.5F,和1.0F,最终状态屈曲位移的最大值为 67.44,74.07 mm,与无轴向压力相比(41.25 mm)分别增加了 63.5%和 79.6%。上述分析表明,轴向压力对阻尼器的受力形态产生了较大影响,会加大腹板局部屈曲程度,可使阻尼器提前发生破坏。

2.3 滞回曲线

试件 D1 滞回曲线,如图 9 所示。图 9 中:F 为承载力。由图 9 可知:0F,和 0.5F,的承载力在剪切 位移为 30 mm(剪切角为 0.10 rad)循环下开始下降,而 1.0F,的阻尼器承载力在剪切位移为 24 mm (剪切角为 0.08 rad)循环下开始下降;3 种轴向压力的滞回曲线均出现了不同程度的捏缩现象。上述 分析表明,阻尼器的滞回性能受轴向压力影响显著,且轴向压力越大,阻尼器的承载能力下降越明显,也 越容易提前进入极限荷载状态而发生破坏。

2.4 骨架曲线

采用 Park 法^[22]计算了试件 D1 在不同轴向压力下的屈服荷载。试件 D1 骨架曲线,如图 10 所示。 由图 10 可知:试件 D1 骨架的 3 种轴向压力曲线总体呈先上升后下降的趋势;0.5 F_y 和 1.0 F_y 的屈服荷 载分别为 330.4,329.2 kN,与 0 F_y 相比(330.8 kN)相差不大;0.5 F_y 和 1.0 F_y 的极限荷载分别为 519.3,496.9 kN,与 0 F_y 相比(524.5 kN)分别降低了 1.0%和 5.3%(1.0 F_y 达到极限荷载的剪切角为 0.06 rad,而 0 F_y 和 0.5 F_y 的剪切角为 0.08 rad 时才达到极限荷载)。上述分析表明,与屈服荷载相比, 轴向压力对极限荷载的影响程度更明显,且会导致阻尼器提前达到极限荷载状态。

2.5 刚度退化

试件 D1 刚度退化,如图 11 所示。图 11 中:k 为刚度。由图 11 可知:刚度退化随剪切位移的增大 逐步降低,且刚度退化在加载初期较为明显,但随剪切位移的增大,刚度下降趋于缓和;随着轴向压力的 增大,在相同剪切位移时阻尼器的刚度逐渐减小。



为便于分析,定义屈服后刚度为滞回曲线上最后一级加载峰值点对应的刚度。经计算,试件 D1 在 0.5 F_y 和 1.0 F_y 的初始刚度分别为 611.9,609.6 kN · mm⁻¹,与 0 F_y 相比(612.6 kN · mm⁻¹)分别降低 了 0.1%和 0.5%; 0.5 F_y 和 1.0 F_y 的屈服后刚度分别为 9.4,8.3 kN · mm⁻¹,与 0 F_y (10.3 kN · mm⁻¹)相比分别降低了 8.7%和 19.4%。上述分析表明,与初始刚度相比,轴向压力对屈服后刚度的影响程度更明显。

2.6 耗能能力

耗能能力反映了阻尼器在循环荷载作用下消耗能量的能力,主要从累积耗能(E)和等效粘滞阻尼 系数(ξ)两方面进行评估。试件 D1 累积耗能,如图 12 所示。由图 12 可知:随剪切位移的增大,试件耗 能逐步增加;与 0F,相比,0.5F,和 1.0F,的累积耗能分别增长了 2.9%和降低了 1.7%,表明轴向压力 对阻尼器累积耗能能力影响不大。

试件 D1 等效粘滞阻尼系数,如图 13 所示。由图 13 可知:随着剪切位移的增大,试件 D1 等效粘滞

阻尼系数逐渐增大;在相同的剪切位移下,随着轴向压力的增大,试件 D1 等效粘滞阻尼系数越大。







图 13 试件 D1 等效粘滞阻尼系数 Fig. 13 Equivalent viscous damping coefficient of specimen D1

3 阻尼器参数

3.1 高宽比

不同高宽比阻尼器在 0.5F, 时的性能曲线, 如图 14 所示。



(c) 刚度退化曲线

(d) 等效粘滞阻尼系数

图 14 不同高宽比阻尼器在 0.5F, 时的性能曲线

Fig. 14 Performance curves at 0. $5F_y$ with different depth-width ratios

由图 14(a)可知:随着高宽比的增加,滞回环所围面积减小,表明高宽比对阻尼器的滞回曲线产生 了影响。由图 14(b)~(d)可知:阻尼器的承载力、刚度随着高宽比的增大而减小,而等效粘滞阻尼系数 受高宽比的影响较小。

不同高宽比阻尼器轴向压力的性能对比,如表 3 所示。表 3 中: F_{Y} 为屈服荷载; F_{u} 为极限荷载; k_{0} 为初始刚度; k_{y} 为屈服后刚度。

由表 3 可知:阻尼器的屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度随高宽比的增大而减小;在0.5 F,时,与高宽比为 0.5 相比,高宽比为 1.5 的屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了 74.4%,66.1%,74.4%,64.2%,在1.0F,时,屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了 74.4%,65.6%,74.4%,36.1%。由上述分析可知,在不同轴向压力下,高宽比对阻尼器的抗震性能影 响显著;当高度不变时,增大腹板宽度,使高宽比小于0.5,滞回曲线相对饱满,耗能效果较好,刚度和承 载力增加明显。

表 3 不同高宽比阻尼器在轴向压力作用下的的性能对比

			-	-	-	
工况	$h/b_{ m w}$	$F_{ m Y}/{ m kN}$	$F_{ m u}/{ m kN}$	k_0/kN • mm^{-1}	k_y/kN • mm ⁻¹	
	0.5	655.1	964.9	1 213.1	21.8	
0.5 F_{y}	1.0	330.4	519.3	611.9	9.4	
	1.5	167.9	327.5	310.9	7.8	
	0.5	654.7	933.3	1 212.4	11.9	
$1.0F_{y}$	1.0	329.2	496.9	609.6	8.3	
	1.5	167.7	321.0	310.6	7.6	

Tab. 3 Performance contrast under axial pressure of damper with different depth-width ratios

3.2 高厚比

不同高厚比阻尼器在 0.5F, 时的性能曲线,如图 15 所示。由图 15(a)可知:随高厚比的增加,滞回 曲线的捏缩现象越来越明显,滞回环所围面积减小,表明高厚比对阻尼器的滞回曲线产生了影响。由图 15(b)~(d)可知:阻尼器的屈服强度、承载力和刚度随着高厚比的增大而减小;等效粘滞阻尼系数随高 厚比的增大,先是变化不大.随后迅速减小,且高厚比越大,等效粘滞阻尼系数下降得越快。



(c) 刚度退化曲线

(d) 等效粘滞阻尼系数

图 15 不同高厚比阻尼器在 0.5F, 时的性能曲线

Fig. 15 Performance curves of $0.5F_y$ with different depth-thickness ratios

不同高厚比阻尼器在轴向压力作用下的性能对比,如表4所示。

由表4可知:随高厚比的增大,阻尼器的屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度均减小;与高 厚比为30.0相比,高厚比为50.0在0.5F,时,屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了 38.9%,40.8%,35.7%,47.5%,在1.0F,下,屈服荷载、极限荷载、初始刚度和屈服后刚度分别降低了 38.9%,41.3%,35.7%,64.2%。

由上述分析可知,在相同轴向压力下,高厚比对阻尼器的抗震性能影响显著,当高厚比小于 30.0

时,耗能效果较好,刚度和承载能力增加明显。

Tab. 4 Performance contrast under axial pressure of damper with different depth-thickness ratios

工况	$h/t_{ m w}$	$F_{ m Y}/{ m kN}$	$F_{ m u}/{ m kN}$	k_0/kN • mm^{-1}	$k_{\rm y}/{ m kN}$ • mm ⁻¹
	30.0	400.9	647.8	742.4	12.2
0.5 F_{y}	37.5	330.4	519.3	611.9	9.4
	50.0	244.9	383.4	477.4	6.4
	30.0	400.6	642.6	741.9	12.0
$1.0F_{y}$	37.5	329.2	496.9	609.6	8.3
	50.0	244.7	377.1	477.0	4.3

4 消除轴向压力影响的建议措施

轴向压力使阻尼器腹板更容易发生局部屈曲且屈曲程度更大,传统的阻尼器设计方法不足以保证 其良好的性能。结合实际工程中,阻尼器的轴向压力伴随结构的变形而变化,结合三角钢板阻尼器^[23], 轴向自由构造装置分解图,如图 16 所示。第一种构造措施由上下限位板、中连接端板构成,其中,上、下 限位板间可产生竖向相对位移但无水平相对位移;第二种构造措施由限位板、T型连接件和中连接端板 组成,其中,T型连接件与上连接板固结,但可与限位板有竖向相对位移。通过将该装置与阻尼器相连, 当结构产生竖向变形时,阻尼器通过上限位板(T型连接件)在下限位板(限位板)内自由移动,可以避免 阻尼器产生轴向压力,从而使耗能腹板处于无轴向压力的剪切状态,改善阻尼器的抗震性能。



图 16 轴向自由构造装置分解图 Fig. 16 Axially free construction device

5 结束语

对轴向力下的阻尼器的抗震性能进行研究,并讨论高宽比和高厚比的影响。研究表明,考虑轴向压力时,剪切腹板更容易发生局部屈曲且屈曲程度更大,因此,传统的设计阻尼器设计方法不足以保证其良好的性能。阻尼器的初始刚度和整体耗能能力受轴向压力影响较小,但极限荷载和屈服后承载力随轴向压力的增加而降低。当阻尼器高度给定时,腹板宽度和厚度对阻尼器抗震性能影响较大,增大腹板宽度或厚度,可有效改善阻尼器的各项力学性能指标。因此,有必要在阻尼器设计时考虑轴向压力的影响,或采用可释放轴向约束的新型剪切金属阻尼器。

参考文献:

- [1] 许立言. 低屈服点钢剪切型阻尼器的力学性能及理论模型研究[D]. 北京:清华大学,2017.
- [2] SEKI M, KATSUMATA H, UCHIDA H, *et al*. Study on earthquake response of two-storied steel frame with Y-shaped braces[J]. Journal of Structural Engineering B, 1987, 33:259-271.
- [3] 閤东东,李兴旺,韩龙勇.北京地区中小学校舍抗震加固工程[J].城市与减灾,2019(5):59-64.
- [4] TANAKA K, SASAKI Y. Study on energy absorbing performance of seismic control panel-dampers using low-yieldpoint steel under static loading[J]. Journal of Structural and Construction Engineering, 1998, 63 (509): 159-166.

http://hdxb. hqu. edu. cn/

DOI:10.3130/aijs.63.159_1.

- [5] TANAKA K, SASAKI Y, YONEYAMA S. An experimental study on hysteretic performance of shear panel dampers using different strength type of steel under static loading[J]. Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), 1999, 64(520): 117-124. DOI: 10. 3130/aijs. 64. 117_1.
- [6] 宋中霜.低屈服点钢剪切板阻尼器耗能性能研究[D].哈尔滨:哈尔滨工业大学,2013.
- [7] 宋中霜,李冀龙,韩露,等. 低屈服点钢剪切板阻尼器滞回性能试验研究[J]. 防灾减灾工程学报,2014,34(3):289-295. DOI:10.13409/j. cnki.jdpme. 2014.03.009.
- [8] 唐亚男.低屈服点钢剪切板阻尼器耗能性能与疲劳性能研究[D].哈尔滨:哈尔滨工业大学,2015.
- [9] 黄镇,李芮秋,刘峰,等.改进型防屈曲剪切钢板阻尼器受力性能研究[J].建筑结构学报,2016,37(6):85-92. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2016.06.011.
- [10] 苏利刚.防屈曲剪切板阻尼器抗震性能研究[D].大连:大连理工大学,2017.
- [11] 朱柏洁,张令心,王啸霆,等.形状优化的装配式剪切型金属阻尼器力学性能研究[J].建筑结构学报,2018,39(5): 106-115. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2018.05.014.
- [12] 石文龙,张浩波,周东洋.竖向波纹剪切型阻尼器力学性能试验研究[J].世界地震工程,2020,36(4):112-120.
- [13] CHEN Zhiy, BIAN Guoqiang, HUANG Yu. Review on web buckling and hysteretic behavior of shear panel dampers[J]. Advanced Steel Construction, 2013, 9(3):205-217.
- [14] 纪晓东,马琦峰,王彦栋,等. 钢连梁可更换消能梁段抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报,2014,35(6):1-11. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2014.06.002.
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部.钢结构通用规范: GB 55006—2021[S].北京:中国建筑工业出版社,2021.
- [16] 蔡振,张永利,于悦,等. 剪切型钢板阻尼器在某框架结构抗震加固中的应用[J]. 建筑结构,2013,43(增刊 2):697-700. DOI:10.19701/j. jzjg. 2013. s2.163.
- [17] 范慧敏,郑双杰,李海锋,等.整体式桥台与组合梁结合部受力机理分析[J].建筑钢结构进展,2023,25(7):85-94. DOI:10.13969/j. cnki. cn31-1893. 2023. 07. 009.
- [18] AMERICAN INSTITUTE of STEEL CONSTRUCTION. ANSI/AISC360-22: Specification for structural steel buildings[S]. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2022.
- [19] AMERICAN INSTITUTE of STEEL CONSTRUCTION. ANSI/AISC341-22: Seismic provisions for structural steel buildings[S]. Chicago: American Institute of Steel Construction, 2022.
- [20] 陈之毅,葛汉彬,宇佐美勉,等.剪切板阻尼器的滞回性能参数研究[J]. 土木工程学报,2008(11):13-17. DOI:10. 3321/j.issn:1000-131X.2008.11.003.
- [21] 陈周熠,麦成林,许志旭,等.低屈服点钢剪切耗能板抗震性能试验[J].厦门大学学报(自然科学版),2019,58(6): 916-921.
- [22] PARK R, PAULAY T. 钢筋混凝土结构[M]. 秦文钺, 等译. 重庆: 重庆大学出版社, 1985.
- [23] 许国山,童兴,宁西占,等. 新型连梁剪力墙结构拟静力试验研究[J]. 工程力学,2019,36(12):188-197. DOI:10. 6052/j. issn. 1000-4750. 2019. 01. 0013.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312016



双金属复合管海水海砂混凝土短柱 的轴压性能与承载力分析

叶勇1,汤钜荣1,陈业伟2,苏龙辉3,洪秀君4

(1. 华侨大学 土木工程学院,福建 厦门 361021;
 2. 中建四局建设发展有限公司,福建 厦门 361006;
 3. 中建协和建设有限公司,福建 泉州 362700;
 4. 福建磊鑫(集团)有限公司,福建 厦门 361000)

摘要: 基于有限元程序 ABAQUS,建立双金属复合管海水海砂混凝土(SSCFBT)短柱构件的精细化有限元 模型,对轴压状态下模型的破坏形态、荷载-变形关系、内力分配和钢-混凝土界面接触作用进行研究,并开展 参数分析。结果表明:双金属复合管与内填混凝土之间的共同工作性能良好,其荷载-变形曲线可分为 3 种类 型,由双金属复合管对混凝土的约束效应系数决定。通过参数分析,得到了不同参数对 SSCFBT 短柱轴压承 载力的影响规律,并验证了已有相关计算公式用于预测 SSCFBT 短柱轴压承载力的可行性。 关键词: 双金属复合管;海水海砂混凝土;组合作用;轴压性能;有限元分析 中图分类号: TU 392.3 **文献标志码: A 文章编号:** 1000-5013(2024)02-0210-09

Analysis on Axial Compression Performance and Bearing Capacity of Seawater Sea Sand Concrete-Filled Bimetallic Tube Short Columns

YE Yong¹, TANG Jurong¹, CHEN Yewei², SU Longhui³, HONG Xiujun⁴

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. Construction and Development Limited Company of China Construction

Fourth Bureau Investment Branch, Xiamen 361006, China;

3. Zhongjianxiehe Construction Limited Company, Quanzhou 362700, China;

4. Fujian Leixin Construction (Group) Limited Company, Xiamen 361000, China)

Abstract: Based on the finite element program ABAQUS, a refined finite element model is established on seawater and sea sand concrete-filled bimetallic tube (SSCFBT) short columns. The failure mode, load-deformation relationship, internal force distribution, and steel-concrete interface contact of the model under axial compression are studied and parametric analysis is conducted. The results show that the co-working performance between the bimetallic tube and the concrete infill is favorable. The load-deformation relationship curves can be divided into three types, which are determined by the confinement factor of the bimetallic tube on the concrete.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52278182);福建省自然科学基金资助项目(2021J01286);福建省科技研究 开发计划项目(2022-K-157, 2022-K-261)

收稿日期: 2023-12-10

通信作者: 叶勇(1985-),男,博士,教授,主要从事钢-混凝土组合结构研究。E-mail:qzyeyong@hqu.edu.cn。

Through parameter analysis, the influence of different parameters on the axial compressive bearing capacity of SSCFBT short columns is obtained, and the feasibility of related calculation formulas for predicting the axial compressive bearing capacity of SSCFBT short columns is verified.

Keywords: bimetallic tube; seawater sea sand concrete; composite action; axial compression performance; finite element analysis

2010年,住房和城乡建设部发布JGJ 206-2010《海砂混凝土应用技术规范》,规定用于配置混凝土的海砂应作净化处理,降低或消除海砂中氯离子等有害物质的含量。常用的原状海砂净化方法主要包括自然堆放法、淡水冲洗法、机械法、加入适量阻锈剂法及分解氯菌法等^[1]。按照规范要求对海砂进行除氯净化处理,不可避免地将提高海砂的使用成本。此外,也可选用耐腐蚀材料以隔绝海水海砂混凝土 中氯离子、硫酸根离子等对钢材造成腐蚀^[2],如纤维增强塑料(FRP)和不锈钢等。

Ahmed 等^[3]总结了采用不同类型 FRP 的 FRP 海水海砂混凝土(SSC)结构的工作性能和耐久性; Sun 等^[4]、Wang 等^[5]研究了内填海水海砂珊瑚骨料混凝土的玻璃纤维增强塑料(GFRP)-钢复合管和 碳纤维增强塑料(CFRP)-钢复合管的轴压性能;Wei 等^[6]研究了内填海水海砂混凝土的 FRP-钢丝网复 合管和内置 FRP 管海水海砂混凝土的组合柱轴压性能;Zhang 等^[7]和 Guo 等^[8]研究了 FRP 筋海水海 砂混凝土构件的力学性能和耐久性。已有研究结果表明,采用 FRP 或不锈钢与海水海砂混凝土组合而 成的构件具有良好的力学性能,但现阶段大部分 FRP 和不锈钢材料的价格仍远高于普通碳素钢,且 FRP 混凝土结构的连接节点构造较为复杂,限制了这些材料与海水海砂混凝土所组成的结构在实际工 程中的推广应用。文献[9-16]提出了外不锈钢-内碳素钢双金属复合管混凝土(CFBT)构件,并开展 CFBT 构件在轴压、偏压、轴拉和滞回荷载作用下的力学性能研究。研究结果表明,在各种荷载工况下, 双金属复合管与内填混凝土之间的共同工作性能良好,CFBT 构件的破坏形态和承载力与相近参数下 的传统碳素钢管混凝土接近且延性更佳。

为合理利用海水海砂资源,提出双金属复合管海水海砂混凝土(SSCFBT)短柱构件。该双金属复 合管以普通碳素钢管为基体,内衬一层厚度较小的不锈钢,其综合了碳素钢价格相对较低、承载力高与 不锈钢延性好、耐腐蚀性和耐高温性好等优点。目前,已有此类双金属复合管产品,可实现复合管两层 金属之间紧密贴合。SSCFBT短柱构件具有如下优势:1)使用由原状海砂和海水配制的海水海砂混凝 土,可用于沿海地区或缺乏淡水的岛礁工程建设,有效利用海洋资源,降低成本;2)采用钢管混凝土结 构形式,内填的海水海砂混凝土与外层双金属复合钢管能共同受力,充分发挥材料性能;3)双金属复合 钢管起约束和承载作用,厚度较小的内衬不锈钢可有效隔绝海水海砂混凝土中的氯离子等腐蚀性介质 对外层碳素钢管的侵蚀,形成良好的经济和社会效益。为研究 SSCFBT短柱构件的受压性能,本文基 于有限元程序建立精细化有限元模型,利用验证后的模型分析 SSCFBT短柱构件的破坏形态、荷载-变 形关系和内力分配机制,并校核该新型组合结构构件的承载力计算方法。

1 有限元模型的建立

1.1 建模方法概述

采用有限元程序 ABAQUS 建立 SSCFBT 短柱构件(图 1)的精细化有限元模型。双金属复合管的

两层金属分开模拟,由于双金属复合管的壁厚尺寸远小于内填混凝土,碳 素钢管和不锈钢管均采用四节点缩减积分壳单元(S4R)进行模拟,并在 壳单元厚度方向采用9个积分点的 Simpson 积分;核心混凝土和端板采 用八节点线性六面体减缩积分实体单元(C3D8R)进行模拟。

建立的 SSCFBT 短柱模型具有 5 个接触界面:核心混凝土与不锈钢 管、不锈钢管与碳素钢管、核心混凝土与端板、不锈钢管与端板、碳素钢管 与端板。其中,核心混凝土与不锈钢管、不锈钢管与碳素钢管之间的接触 界面采用面-面接触模型进行模拟,定义了法向与切向的行为。法向行为 设置为"硬接触",即在法向方向接触面之间的压应力自由传递;切向方向





图 1 SSCFBT 短柱构件示意图 Fig. 1 Schematic diagram of SSCFBT short column

摩擦公式设置为"罚"函数(库伦摩擦),允许接触面间有弹性滑移,并将核心混凝土与不锈钢管之间的摩 擦系数设置为 0.3,不锈钢管与碳素钢管之间的摩擦系数设置为 0.8。核心混凝土与端板之间的接触界

面也采用面-面接触模型模拟,仅定义法向行为,设置 为"硬接触"。其余2个接触界面均定义为绑定。在 设置各部件的相互作用时,选择刚度大的部件为主 表面,刚度小的部件为从表面。选择结构化网格划 分技术对模型进行网格划分,网格划分后的 SSCF-BT 短柱模型,如图2所示。采用位移控制形式对模 型进行轴压加载。图2中:N 为轴向荷载。



图 2 网格划分后的 SSCFBT 短柱模型

1.2 材料本构模型

海水海砂混凝土的受压力学行为采用韩林海^[17] Fig. 2 SSCFBT short column model after grid division 提出的环向约束下混凝土的应力-应变本构模型进行模拟,该模型考虑了钢管的被动约束作用对混凝土 承载变形能力的提升作用。对于混凝土的受拉行为,采用混凝土的开裂应力(σ₁₀)-断裂能(*G*_F)关系来反 映混凝土在断裂时所需吸收的能量,即采用破坏能量准则得到混凝土的受拉软化性能。本构关系定义 中,CFBT 构件的约束效应系数(*ξ*_{CFBT})^[9]表示为

$$\boldsymbol{\xi}_{\text{CFBT}} = (f_{\text{yc}} A_{\text{sc}} + \boldsymbol{\sigma}_{0.2\text{s}} A_{\text{ss}}) / f_{\text{ck}} A_{\text{co}}$$
(1)

式(1)中:f_{yc}为碳素钢屈服强度;A_{sc}为碳素钢管横截面面积;σ_{0.2s}为不锈钢名义屈服强度;A_{ss}为不锈钢管 横截面面积;f_{ck}为混凝土轴心受压强度标准值;A_c为核心混凝土横截面面积。

碳素钢的本构关系采用韩林海^[17]提出的二次塑流应力-应变模型。不锈钢的力学性能与碳素钢差 异明显,不锈钢具有明显的应变硬化特征,但其应力-应变关系曲线无明显屈服平台,故通常将残余应变 为 0.2%时所对应的应力作为不锈钢名义屈服强度。采用 Rasmussen^[18]提出的不锈钢材料本构关系模 型对不锈钢进行模拟。

1.3 有限元模型的验证

采用同为双层钢管结构的外不锈钢-内碳素钢双金属复合管混凝土的轴压试验结果^[9]对有限元模型进行可靠性验证。试件 CFST 为碳素钢管混凝土短柱,其余(试件 tlc2,t2c2,t3c2,t2c1,t2c3)为双金属复合管混凝土短柱,试件参数详见文献[9]。计算模拟得到的试件破坏与试验结果总体吻合,均表现为钢管局部发生屈曲,对应位置的核心混凝土被压溃。有限元模拟值与试验值的对比,如图 3 所示。图



图 3 有限元模拟值与试验值的对比

Fig. 3 Comparison between finite element simulation values and experimental values

 $3 中: \Delta$ 为变形;试件 1 和试件 2 为文献[9]中同一参数下的 2 个相同试件。

由图 3 可知:有限元模拟结果与试验结果总体吻合良好,表明有限元建模技术可较好地模拟双金属 复合管混凝土构件的轴压力学性能。

2 有限元模型的参数与结果

2.1 有限元模型参数

以内填海水海砂混凝土的强度为主要研究参数,共建立 3 个 SSCFBT 短柱(试件编号分别为 C-35, C-50, C-65)有限元模型。具体计算参数如下:钢管外径 D=159 mm,长度 L=477 mm,外碳素钢管壁 厚 $t_{sc}=5.0$ mm,内不锈钢管壁厚 $t_{ss}=0.5$ mm;碳素钢屈服强度 $f_{yc}=325$ MPa,弹性模量 $E_{sc}=0.206$ TPa,泊松比为 0.3;不锈钢名义屈服强度 $\sigma_{0.2s}=400$ MPa,弹性模量 $E_{ss}=0.200$ TPa,泊松比为 0.3;试 件 C-35,C-50,C-65 的混凝土立方体抗压强度 f_{cu} 分别为 35,50,65 MPa。

2.2 典型破坏形态

有限元计算结果表明,轴压荷载作用下 SSCFBT 短 柱具有良好的承载变形性能,从开始受力直至加载结 束,模型未出现显著破坏现象,且所有模型的变形形态 相近。加载结束(Δ=40 mm)时,试件 C-50 的破坏形 态,如图 4 所示。

由图 4 可知:整体试件发生明显的压缩变形,试件 中部膨胀、两端出现局部环向鼓曲;碳素钢管与不锈钢 管的局部屈曲位置基本重合,混凝土在钢管局部屈曲处



图 4 试件 C-50 的破坏形态 Fig. 4 Failure mode of specimen C-50

压溃。此外,两层钢管可较好地共同工作,受力过程中未出现两者分离的现象。

2.3 荷载-变形关系

不同试件的荷载-变形曲线,如图 5 所示。SSCFBT 短柱的荷载-变形曲线可分为以下 3 个阶段。

1) 弹性阶段:荷载与变形近似呈线性关系,曲线斜率较大,试件基本处于弹性阶段。

2) 弹塑性阶段:荷载增速变缓,钢管开始屈服,曲线表现为平滑的非线性上升段。

3)强化阶段:试件的塑性变形增速变大,钢管屈曲现象发展迅速,钢材的塑性应变强化作用明显, 试件所承受的荷载轻微提高。核心混凝土的强度越低,约束效应系数越高,则试件的后期承载力提升幅 度越大。





2.4 不同部件的内力分配

计算得到 SSCFBT 短柱不同部件的内力分配,如图 6 所示。图 6 中: ϵ 为轴压平均应变, $\epsilon = \Delta/L, L$ 为试件长度;A, B, C 为构件受力过程中的关键点。

由图 6 可知:在轴压荷载作用下,碳素钢管与不锈钢管所承受的轴向荷载在点 A 达到第 1 个峰值, 此时试件整体未达到轴压极限承载力,在 AB 段,碳素钢承受的轴向荷载有下降趋势,而混凝土在钢管 约束下处于三向受压状态,轴向荷载继续增大,故整体试件的承载力继续提高;整体试件在点 B 达到轴

ABC

 $f_{\rm cu}$ =65 MPa

 $f_{cu}=50$ MPa

0.04

Е

不同部件的内力分配

0.02

 $f_{\rm cu}$ =35 MPa

0.06

2 000

1 600

1 200 N/kN

800

400

0

0

图 6

核心混凝土

碳素钢管

不锈钢管

0.08

压极限承载力,在 BC 段,试件 C-35 和试件C-50的核心混 凝土所承受的轴向荷载继续增大,而试件 C-65 的核心混凝 土所承受的轴向荷载开始缓慢下降,导致试件 C-65 的曲线 在达到轴压极限承载力后出现轻微下降趋势;点C为碳素 钢承受的轴向荷载下降段的终点;过点C后,碳素钢和不 锈钢处于应变硬化阶段,其承受的轴向荷载缓慢提高,使各 试件后期承载力也随之提高。

2.5 接触作用

钢管对核心混凝土的约束作用与不同部件界面接触应 力的大小直接相关。试件不同部件间的接触应力随 Δ/L 的变化,如图7所示。图7中:P为接触应力; P_1 为内不锈

钢管与核心混凝土之间的接触应力: P。为内不锈钢管与外碳素钢管之间的接触应力。

值接近14 MPa, P2 最大值接近12 MPa,表明核心混凝土、不锈钢 管均能与碳素钢管较好地协同工作;混凝土强度对接触应力 P₁ $n P_2$ 的影响均不显著,主要原因是不同强度的混凝土具有相近 的泊松比,使得相同轴压变形下混凝土产生的横向膨胀相近。

轴压承载力分析 3

基于有限元分析模型对 SSCFBT 短柱构件的轴压力学性能 进行参数分析,探索不同混凝土立方体抗压强度、碳素钢屈服强 度、不锈钢名义屈服强度和含钢率(α)对试件荷载-变形曲线和轴 压极限承载力(N_n)的影响规律。典型尺寸的有限元模型具体参 数如下:钢管外径 D=400 mm,钢管长度 L=1 200 mm,L/D=3; 双金属复合钢管总壁厚 t=15 mm,其中,碳素钢厚度 $t_c=13.5$

mm,不锈钢厚度 $t_{ss}=1.5$ mm, $t_{ss}/t=0.1$;截面含钢率 $\alpha = (A_{sc}+A_{ss})/A_c = 0.169$;碳素钢屈服强度 $f_{vc}=0.169$; 345 MPa,弹性模量 E_{sc}=0.206 TPa;不锈钢名义屈服强度 σ_{0.2s}=300 MPa,弹性模量 E_{ss}=0.200 TPa, 应变硬化指数 n=5;混凝土立方体抗压强度 $f_{cu}=50$ MPa,弹性模量 $E_c=34.5$ GPa。参数分析取值,如 表1所示。

	取值范围	基本值
$f_{ m cu}/{ m MPa}$	30,40,50,60,70,80	50
$f_{ m yc}/{ m MPa}$	235,345,390,420,460	345
$\sigma_{0.2 m s}/ m MPa$	200,300,400,500,600	300
$\alpha/\frac{0}{2}$	8.5,9.6,10.8,12.0,13.2,14.4,15.6,16.9,18.1,20.8	16.9

表1 参数分析取值 Tab. 1 Parameter analysis values

通过一系列的参数分析,总结出 SSCFBT 短柱构件的典型 $N-\Delta/L$ 曲线,如图 8 所示。图 8 中:SS-CFBT 短柱构件的 $N-\Delta/L$ 关系曲线近似可分为 A 型(Type-A)、B 型(Type-B)和 C 型(Type-C); 点 $A \sim E$ 为不同类型曲线的特征点。 $N - \Delta / L$ 曲线可分为以下 5 段。

1) OA 段:点 A 为弹性极限;试件的轴向荷载随轴向变形的增加而线性增大,试件刚度较大。

2) AB 段:点 B 为试件的轴压极限承载力;试件轴向荷载的增长速度降低,A 型、B 型曲线的点 B 处于平台段,C型曲线的点 B 处于峰值点。

3) BC 段: 点 C 为试件轴压平均应变达到 0.02 时对应的点: A 型曲线 BC 段轴向荷载随轴向变形 的增加而增大,曲线表现为上升段;B型曲线 BC 段轴向荷载随轴向变形的增加而略微降低或维持稳 定,曲线表现为平台段;C型曲线 BC 段轴向荷载随轴向变形的增加而降低,曲线表现为下降段。



随 Δ/L 的变化

Fig. 7 Changes of contact stress

between different components with Δ/L

215

4) CD 段:点 D 为 C 型曲线下降段与 B 型曲线平台段的 终点。

5) BE 段或 DE 段: A 型曲线的 BE 段和 B 型、C 型曲线的 DE 段, 轴向荷载均随轴向变形的增加而增大, 轴向荷载的 增大为碳素钢与不锈钢的应变硬化行为所致。

可将典型的 $N-\Delta/L$ 关系分为 3 个阶段: OA 段为弹性阶段; AB 段为弹塑性阶段; BE 段为塑性阶段。随着约束效应系数(ξ_{CFBT})的增大, $N-\Delta/L$ 曲线逐渐由 C 型曲线过渡为 B 型曲线, 再过渡为 A 型曲线。由参数计算结果可知: 当 ξ_{CFBT} <1. 26 时, SSCFBT 短柱构件的 $N-\Delta/L$ 曲线可归为 C 型曲线; 当



1.26≪ξ_{CFBT}≪1.65 时, N-Δ/L 曲线可归为 B 型曲线; 当ξ_{CFBT}>1.65 时, N-Δ/L 曲线可归为 A 型曲线。
 3.1 混凝土立方体抗压强度

海水海砂混凝土立方体抗压强度变化对 SSCFBT 短柱构件 N-Δ 曲线的影响,如图 9(a)所示。由 图 9(a)可知:在其他参数不变的情况下,构件的初始刚度随 f_{cu}的增大而增大;钢管对核心混凝土的约 束作用随核心混凝土强度的增大而减弱,导致 f_{cu}较高的试件在达到峰值荷载后承载力下降明显。f_{cu} 变化对 SSCFBT 短柱构件轴压极限承载力(N_u)的影响,如图 9(b)所示。由图 9(b)可知:当混凝土强度 等级从 C30 增大至 C80 时,SSCFBT 短柱构件的轴压极限承载力随混凝土抗压强度的增大近似呈线性 增大,表明提高混凝土立方体抗压强度可有效提高 SSCFBT 短柱构件的轴压承载力。





3.2 碳素钢屈服强度

碳素钢屈服强度变化对 SSCFBT 短柱构件 *N*-Δ 曲线的影响,如图 10(a)所示。由图 10(a)可知:在 其他参数不变的情况下,SSCFBT 短柱构件的 *N*-Δ 曲线随钢材屈服强度的增大而显著上升。*f*_{yc}变化对 *N*_u的影响,如图 10(b)所示。由图 10(b)可知:当钢材强度等级从 Q235 增大至 Q460 时,SSCFBT 短柱 构件的轴压极限承载力随钢材屈服强度的增大近似呈线性增大。这主要是由于增大钢材屈服强度可有





Fig. 10 Influence of changes in carbon steel yield strength

效增强钢管对核心混凝土的约束作用,从而提高整体构件的承载力。

3.3 不锈钢名义屈服强度

不锈钢名义屈服强度变化对 SSCFBT 短柱构件 N-Δ 曲线的影响,如图 11(a)所示。由图 11(a)可 知:在其他参数不变的情况下,SSCFBT 短柱构件的 N-Δ 曲线随不锈钢名义屈服强度的提高而略微提 高。σ_{0.2s}变化对 N_u 的影响,如图 11(b)所示。由图 11(b)可知:当不锈钢名义屈服强度从 200 MPa 增大 至 600 MPa 时,构件的轴压极限承载力分别较前一不锈钢强度等级提高了 2.31%,2.42%,1.59%, 1.67%,可见,不锈钢名义屈服强度对构件承载力的影响较小。主要原因是双金属复合管中不锈钢管的 壁厚较小,其主要作用是隔绝海水海砂混凝土中的腐蚀性离子,而对整体构件承载力的贡献相对较小。





3.4 含钢率

含钢率变化的影响,如图 12 所示。由图 12 可知:在其他参数不变的情况下,SSCFBT 短柱构件的 N-Δ 曲线随含钢率的增大而显著提高,构件的后期承载力也随之提高;当双金属复合管的截面含钢率 从8.5%提高到 20.8%时,SSCFBT 短柱构件的 N_u 随含钢率的增大近似呈线性增大。主要原因是随着 钢管壁厚的增大,钢管承担的轴向荷载随之增大,同时,钢管对核心混凝土的约束作用增大使得混凝土 的承载力和延性得到显著提升。



лащах



Fig. 12 Influence of changes in steel ratio

3.5 极限承载力计算模型

Ye 等^[10]对外不锈钢-内碳素钢双金属复合管混凝土轴压构件进行有限元分析,并提出了相应的轴 压极限承载力(N_u)计算公式。即

$$N_{\rm u} = A_{\rm t} \cdot f_{\rm scy}, \qquad (2)$$

$$f_{scy} = (1.04 + 1.02\xi_{nominal}) \cdot f_{ck},$$
 (3)

$$\boldsymbol{\xi}_{\text{nominal}} = a \boldsymbol{\xi}_{\text{CFBT}}^2 + b \boldsymbol{\xi}_{\text{CFBT}} \,, \tag{4}$$

$$a = (-140 - 620 f_{ck} + 5 f_{ck}^2) \times 10^{-5},$$
(5)

$$b=1.786\ 5-0.006\ 8f_{\rm ck}$$
 (6)

式(2)~(6)中: A_t 为组合柱的全截面面积; f_{scy} 为组合柱的综合抗压强度; $\xi_{nominal}$ 为组合柱的名义约束效

应系数; a 和 b 为计算系数。

利用上述公式对不同参数的 SSCFBT 短柱构件进行计算,将计算结果与有限元模拟结果进行对比,不同参数对构件轴压极限承载力的影响,如表 2 所示。表 2 中: Nu.e 为采用公式计算得到的极限承载力; Nu.FEA为采用有限元模拟得到的极限承载力。计算结果与有限元模拟结果的平均值为 1.019,标准差为0.020,表明计算结果与有限元模拟结果的吻合程度良好。虽然不锈钢内层的厚度较小,甚至不到碳素钢外层的 1/10,但不锈钢具有良好的力学性能,建议考虑不锈钢对 SSCFBT 短柱构件承载力的贡献以充分利用材料性能。

表 2 不同参数对构件轴压极限承载力的影响

	Tab. 2	Influence of different	parameters on axial	compressive	ultimate	bearing	capacity c	of meml	bers
--	--------	------------------------	---------------------	-------------	----------	---------	------------	---------	------

参数	$N_{ m u,FEA}/ m kN$	$\pmb{\xi}_{ ext{CFBT}}$	$N_{ m u,c}/ m kN$	$rac{N_{ m u,c}}{N_{ m u,FEA}}$	参数	$N_{ m u,FEA}/ m kN$	$\xi_{ m CFBT}$	$N_{ m u,c}/ m kN$	$rac{N_{ m u,c}}{N_{ m u,FEA}}$
$f_{\rm cu} = 30$ MPa	11 896	2.860	12 553	1.055	$\sigma_{0.2s} = 400 \text{ MPa}$	13 771	1.824	14 030	1.019
$f_{\rm cu} = 40$ MPa	12 667	2.145	$13 \ 242$	1.045	$\sigma_{0.2s} = 500 \text{ MPa}$	13 990	1.875	$14 \ 241$	1.018
$f_{\rm cu} = 50$ MPa	$13 \ 445$	1.774	13 816	1.028	$\sigma_{0.2s} = 600 \text{ MPa}$	14 223	1.925	$14 \ 449$	1.016
$f_{\rm cu} = 60$ MPa	$14 \ 457$	1.493	14 439	0.999	$\alpha = 8.5\%$	9 293	0.898	9 539	1.026
$f_{\rm cu} = 70$ MPa	15 433	1.292	15 052	0.975	$\alpha = 9.6 \%$	9 920	1.018	10 176	1.026
$f_{\rm cu} = 80$ MPa	16 063	1.145	15 634	0.973	$\alpha = 10.8\%$	10 531	1.140	10 805	1.026
$f_{\rm yc} = 235$ MPa	10 778	1.257	$11 \ 425$	1.060	$\alpha = 12.0\%$	11 294	1.264	$11 \ 425$	1.012
$f_{\rm yc} = 345$ MPa	$13 \ 445$	1.774	13 816	1.028	$\alpha = 13.2\%$	11 826	1.391	12 035	1.018
$f_{\rm yc} = 390$ MPa	14 513	1.986	14 698	1.013	$\alpha = 14.4\%$	12 375	1.519	12 636	1.021
$f_{\rm yc}\!=\!420~{ m MPa}$	15 214	2.127	15 255	1.003	$\alpha = 15.6\%$	12 912	1.649	13 225	1.024
$f_{\rm yc}\!=\!460~{ m MPa}$	16 147	2.315	15 959	0.988	$\alpha = 16.9\%$	$13 \ 445$	1.781	13 802	1.027
$\sigma_{0.2s} = 200 \text{ MPa}$	13 141	1.724	13 598	1.035	$\alpha = 18.1\%$	13 948	1.916	14 367	1.030
$\sigma_{0.2s} = 300 \text{ MPa}$	13 445	1.774	13 816	1.028	$\alpha = 20.8\%$	14 952	2.192	15 454	1.034

4 结论

构建双金属复合管海水海砂混凝土短柱的精细化有限元模型,通过模型对构件的破坏形态、荷载-变形关系、内力分配等性能进行研究,并开展参数分析,验证了已有相关计算公式用于预测 SSCFBT 轴 压极限承载力的可行性。在研究的参数范围内(*f*_{sc}为 235~460 MPa,*σ*_{0.2s}为 200~600 MPa,*f*_{cu}为 30~ 80 MPa,*α*为 8.5%~20.8%),可得到以下 4 个主要结论。

1) SSCFBT 短柱构件的外碳素钢管与内不锈钢管可较好共同工作,受力过程中两者未分离,且在整体构件变形达到长度的 8%时,两层钢管仅在局部发生屈曲;构件具有良好的承载变形性能。

2) 与传统钢管混凝土短柱的荷载-变形曲线相似,衬塑钢管海水海砂混凝土短柱的 N- Δ 曲线也可 分为 3 种类型,由约束效应系数(ξ_{CFBT})决定。当 $\xi_{CFBT} < 1.26$ 时,SSCFBT 短柱构件的 N- Δ/L 曲线可归 为 C 型曲线;当 1.26 $\leq \xi_{CFBT} \leq 1.65$ 时, N- Δ/L 曲线可归为 B 型曲线;当 $\xi_{CFBT} > 1.65$ 时, N- Δ/L 曲线可 归为 A 型曲线。

3)受力过程中,构件的内不锈钢管与核心混凝土之间的接触应力(*P*₁)最大值接近14 MPa,内不锈 钢管与外碳素钢管之间的接触应力(*P*₂)最大值接近12 MPa,不同材料之间可组成良好的组合作用。

4)采用已有不锈钢(外)-碳素钢(内)双金属复合管混凝土的计算公式可较好地预测双金属复合管 海水海砂混凝土构件的轴压承载力。

参考文献:

- [1] XIAO Jianzhuang, QIANG Chengbing, NANNI A, et al. Use of sea-sand and seawater in concrete construction: Current status and future opportunities[J]. Construction and Building Materials, 2017, 155:1101-1111. DOI: 10.1016/j. conbuildmat. 2017. 08. 130.
- [2] LI Yinglei, ZHAO Xiaoling. Hybrid double tube sections utilising seawater and sea sand concrete, FRP and stainless steel[J]. Thin-Walled Structures, 2020, 149:106643. DOI:10.1016/j. tws. 2020.106643.

- [3] AHMED A,GUO Shuaicheng,ZHANG Zuhua, et al. A review on durability of fiber reinforced polymer (FRP) bars reinforced seawater sea sand concrete[J]. Construction and Building Materials, 2020, 256:119484. DOI: 10.1016/j. conbuildmat. 2020. 119484.
- [4] SUN Junzu, WEI Yimiao, WANG Zhiyuan, et al. A new composite column of FRP-steel-FRP clad tube filled with seawater sea-sand coral aggregate concrete: Concept and compressive behavior[J]. Construction and Building Materials, 2021, 301:124096. DOI:10.1016/j. conbuildmat. 2021.124096.
- [5] WANG Gaofei, WEI Yang, MIAO Kunting, et al. Axial compressive behavior of seawater sea-sand coral aggregate concrete-filled circular FRP-steel composite tube columns [J]. Construction and Building Materials, 2022, 315: 125737. DOI:10.1016/j. conbuildmat. 2021.125737.
- [6] WEI Yang, XU Pengfei, ZHANG Yirui, et al. Compressive behaviour of FRP-steel wire mesh composite tubes filled with seawater and sea sand concrete[J]. Construction and Building Materials, 2022, 314:125608. DOI: 10.1016/j. conbuildmat. 2021. 125608.
- ZHANG Kaijian, ZHANG Qingtian, XIAO Jianzhuang. Durability of FRP bars and FRP bar reinforced seawater sea sand concrete structures in marine environments [J]. Construction and Building Materials, 2022, 350;128898. DOI: 10.1016/j. conbuildmat. 2022. 128898.
- [8] GUO Xiangke, XIONG Chuansheng, JIN Zuquan, et al. A review on mechanical properties of FRP bars subjected to seawater sea sand concrete environmental effects [J]. Journal of Building Engineering, 2022, 58: 105038. DOI: 10. 1016/j. jobe. 2022. 105038.
- [9] YE Yong, HAN Linhai, SHEEHAN T, *et al*. Concrete-filled bimetallic tubes under axial compression: Experimental investigation[J]. Thin-Walled Structures, 2016, 108:321-332. DOI:10.1016/j. tws. 2016.09.004.
- [10] YE Yong, HAN Linhai, GUO Zixiong. Concrete-filled bimetallic tubes (CFBT) under axial compression: Analytical behavior[J]. Thin-Walled Structures, 2017, 119:839-850. DOI:10.1016/j.tws. 2017.08.007.
- [11] YE Yong, ZHANG Shijiang, HAN Linhai, et al. Square concrete-filled stainless steel/carbon steel bimetallic tubular stub columns under axial compression[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 146: 49-62. DOI: 10. 1016/j. jcsr. 2018.03.015.
- [12] ZHANG Shijiang, GUO Zixiong, MA Danyang, et al. Performance of concrete-filled bimetallic tube short columns under eccentric compression: Experimental investigation[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2021, 181: 106626. DOI:10.1016/j.jcsr. 2021.106626.
- [13] YE Yong, ZHANG Shijiang, ZHOU Kan, et al. Numerical study on behavior of eccentrically loaded concrete-filled bimetallic tubes[J]. Structures, 2022, 36:935-950. DOI:10.1016/j. istruc. 2021.12.053.
- [14] JIANG Hang, YE Yong, MIAO Wei, et al. Hysteretic behavior of concrete-filled bimetallic tube (CFBT) columns under combined loads[J]. Structures, 2023, 47:1396-1407. DOI:10.1016/j. istruc. 2022. 11. 139.
- [15] XIE Wenchao, YE Yong, JIANG Hang, et al. Numerical investigation and calculation method of concrete-filled bimetallic tubes subjected to concentric tension [J]. Structures, 2023, 56: 104910. DOI: 10. 1016/j. istruc. 2023. 104910.
- [16] 叶勇,苗伟,张世江,等.双金属复合管混凝土构件受弯滞回性能研究[J].建筑结构学报,2023,44(8):110-119. DOI:10.14006/j.jzjgxb.2022.0231.
- [17] 韩林海.钢管混凝土结构:理论与实践[M].4版.北京:科学出版社,2022.
- [18] RASMUSSEN K J R. Full-range stress-strain curves for stainless steel alloys[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2003, 59(1):47-61. DOI:10.1016/S0143-974X(02)00018-4.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202310022

水位升降和潮汐水位作用下 围堰的安全稳定性



韩贇1,朱浩杰2,刘小刚1,黄山景2

(1. 中铁第一勘察设计院集团有限公司,福建 厦门 361001;
 2. 华土木(厦门)科技有限公司,福建 厦门 361021)

摘要: 为了分析水位升降和潮汐水位作用下滨海区域围堰的安全稳定性,基于厦门市集美岛车站工程实例, 应用 Plaxis 有限元程序的非饱和土渗流理论,采用有限元强度折减法,进行不同水位升降速度及潮汐水位循 环作用下围堰的稳定性分析,通过围堰的安全系数变化曲线分析水位变化对围堰稳定性影响的机理。结果表 明:围堰安全系数在水位升高时减小,水位上升速度越快,围堰安全系数减小速率越大;水位下降时存在临界 水位降速,临界水位降速为1.0 m·d⁻¹,当水位下降速度超过临界水位降速时,围堰安全系数先减小后增大, 当水位下降速度小于临界水位降速时,围堰安全系数逐渐增大;围堰安全系数在落潮时增大,在涨潮时减小, 潮汐振幅越大,围堰安全系数增值越大,随着循环次数的增加,相邻两次循环间围堰安全系数增量逐渐减小并 趋于稳定。

关键词: 围堰;安全稳定性;水位升降;潮汐水位;安全系数;数值模拟
 中图分类号: TU 473
 文献标志码: A
 文章编号: 1000-5013(2024)02-0219-07

Safety and Stability of Cofferdam Under Effects of Rising and Falling of Water Level and Tide Level

HAN Yun¹, ZHU Haojie², LIU Xiaogang¹, HUANG Shanjing²

China Railway First Survey and Design Institute Group Limited Company, Xiamen 361001, China;
 China Civil Engineering (Xiamen) Technology Limited Company, Xiamen 361021, China)

Abstract: In order to analyze the safety and stability of coastal area cofferdam under the effects of the rising and falling of water level and tide level, basing on the engineering example of Jimei Island Station of Xiamen City, applying the seepage theory of unsaturated soil of Plaxis finite element program, and using the finite element strength reduction method, the safety and stability of cofferdam under the effects of different rising and falling speed of water level and tidal level circulation is carried out, the mechanism of the influence of water level change on the stability of cofferdam is analyzed through the change curve of safety factor of cofferdam. The results show that the safety factor of cofferdam decreases when the water level rises, and the faster the water level rises, the greater the reduction rate of the safety factor of cofferdam. There is a critical water level drop rate when the water level drops, the critical water level drop rate is 1.0 m \cdot d⁻¹, when the water level drop rate is less than the critical water level drop rate, the safety factor of cofferdam first decreases and then increases, when the water level drop rate is less than the critical water level drop rate, the safety factor of cofferdam first decreases and then increases.

收稿日期: 2023-10-29

通信作者: 朱浩杰(1994-),男,工程师,主要从事基坑工程、隧道工程、地基处理及土木领域自动化监测技术的研究。 E-mail:506657219@qq.com。 erdam increases gradually. The safety factor of cofferdam increases at low tide and decreases at high tide, the greater the tidal amplitude, the greater the increment of safety coefficient of cofferdam increases, the increment of safety factor of cofferdam between two adjacent cycles gradually decreases and tends to be stable with the increase of cycle times.

Keywords: cofferdam; safety and stability; rising and falling of water level; tide level; safety factor; numerical simulation

在滨海水域或临近滨海水域范围内进行基坑开挖时,需要设置围堰,防止海水侵入场地以满足干地施工的条件,并起到围护施工场地的作用。因此,围堰的安全稳定性是保证基坑开挖安全的重要前提^[1]。特别是由于滨海水域海水涨落的影响,对围堰自身的安全问题进行研究具有重要的意义^[2]。

针对围堰渗流问题,已有相关理论解析及数值模拟方面的研究^[3-6]。袁帅等^[7]采用非稳定渗流理论 研究托巴土石围堰临水坡体的非稳定渗流场规律,得出过快的水位下降速度不利于堰坡稳定性的结论。 董存军^[8]采用 FLAC3D 软件模拟分析水位变化工况下土石围堰的稳定性,发现水位变化越快,堰坡的 稳定性越低。周俊^[9]发现水位下降使围堰下游边坡安全系数先减小后增大,随着水位下降速度的增加, 堰体抗滑稳定安全系数呈减小的趋势。罗立哲等^[10]建立土石围堰稳定分析模型,发现当水位下降速率 一定时,堰坡稳定安全系数呈先减小后增大的趋势,最小值及其出现时间与水位下降速率有关。上述文 献对深入了解围堰在渗流作用下的稳定性具有重要意义,但研究对象均未涉及滨海水域地区,缺少对潮 汐水位长期作用下围堰的安全稳定性研究。基于此,本文对水位升降和潮汐水位作用下厦门市集美岛 车站的围堰安全稳定性进行研究。

1 渗流稳定分析的基本理论

1.1 达西定律与渗流计算理论

1856年,达西提出渗流线性定理,对后期渗流理论的发展与研究有着不可或缺的作用^[11]。达西定 律基本公式为

$$\nu = \frac{Q}{A} = -\kappa \frac{\mathrm{d}h}{\mathrm{d}S} = \kappa J \,. \tag{1}$$

式(1)中:v为通过断面(面积为 A)上的平均流速;Q为边界流量; k为渗透系数;h为水头;S为水流过的 距离;J为渗透坡降。

稳态分析认为流入、流出土体的水量和边界补给水量在任何时刻都是平衡的,对应的达西定律控制 微分方程^[12]为

$$\frac{\partial}{\partial_{X}} \left(\kappa_{X} \frac{\partial H}{\partial_{X}} \right) + \frac{\partial}{\partial_{Y}} \left(\kappa_{Y} \frac{\partial H}{\partial_{Y}} \right) + Q = 0.$$
(2)

式(2)中:H为总水头; κ_X 为水平方向(X方向)的渗透系数; κ_Y 为垂直方向(Y方向)的渗透系数;t为时间参数。

对于瞬态分析而言,土体内含水量的变化取决于土体的应力状态和土体的性状。以水头 h 为控制 方程的因变量,可得渗流控制方程^[13]为

$$\frac{\partial}{\partial_{X}} \left(\kappa_{X} \frac{\partial H}{\partial_{X}} \right) + \frac{\partial}{\partial_{Y}} \left(\kappa_{Y} \frac{\partial H}{\partial_{Y}} \right) + Q = m_{w} \rho_{w} \frac{\partial H}{\partial_{t}}.$$
(3)

式(3)中:mw为比水容重;pw为水的密度。

Plaxis 有限元程序认为地下水在孔隙中的流动服从达西定律,因此,其控制微分方程的表达式与达 西定律渗流控制方程相同。特别的,Plaxis 有限元程序区分了孔隙水在饱和土体(浸润面以下)和非饱 和土体(浸润面以上)中的流动,对渗透系数引入一个折减系数 K^r。当土体位于浸润面以下时,K^r=1; 当土体位于浸润面以上时,K^r<1=α;在浸润面附近的过渡区域,K^r由α线性增加到 1^[14]。Plaxis 有限 元程序将 K^r 引入达西定律控制微分方程中,稳态、瞬态分析对应的达西定律控制微分方程^[12]分别为

$$\frac{\partial}{\partial_{X}}\left(K^{r}\kappa_{X}\frac{\partial H}{\partial_{X}}\right)+\frac{\partial}{\partial_{Y}}\left(K^{r}\kappa_{Y}\frac{\partial H}{\partial_{Y}}\right)+Q=0,$$

https://hdxb. hqu. edu. cn
$$\frac{\partial}{\partial_{X}}\left(K^{\mathrm{r}}\kappa_{X} \frac{\partial H}{\partial_{X}}\right) + \frac{\partial}{\partial_{Y}}\left(K^{\mathrm{r}}\kappa_{Y} \frac{\partial H}{\partial_{Y}}\right) + Q = m_{\mathrm{w}}\rho_{\mathrm{w}} \frac{\partial H}{\partial_{t}}.$$

1.2 安全系数的求解

Plaxis 有限元程序通过提供的有限元强度折减法进行安全系数的求解^[15-16]。通过不断减小强度参数 tan φ , c 直到计算模型发生破坏,此时的折减系数即安全系数。在程序中,将 \sum Msf 定义为强度的 折减系数,其表达式为

$$\sum Msf = \frac{\tan \varphi_{inp}}{\tan \varphi_{red}} = \frac{c_{inp}}{c_{red}} \,. \tag{4}$$

式(4)中: $\tan \varphi_{inp}$, c_{inp} 均为程序定义材料属性时输入的强度参数; $\tan \varphi_{red}$, c_{red} 均为分析过程中用到的经过 折减后的强度参数。

程序在开始计算时默认 $\sum Msf = 1.0,$ 然后, $\sum Msf$ 按设置的数值递增至计算模型发生破坏,此时 的 $\sum Msf$ 即计算模型的安全系数^[12]。

2 渗流模型的建立

2.1 工程概况

集美岛车站位于厦门市集美区马銮湾片区凤鸣路中间绿化带内,其间塘、堤纵横交错,现状地面标高-2~4 m,规划标高 6.53~7.06 m。车站位于原水塘下方,原场地经抽水、清淤及围堰施工后,开挖车站基坑。围堰采用素土分层碾压密实,高 7.0 m,顶宽 2.5 m,基础底标高-2.5 m,两侧按 1.0:1.5 放坡,迎水面设置"土工布+防水板+土工布"防渗并采用干砌片石护脚,背水面一侧坡面喷射 100 mm的 C20 混凝土,设置 Φ8 mm@200 mm×200 mm 钢筋网片。集美岛车站基坑标准段宽度 19.7 m,深度 9.5~11.2 m,采用 Φ1 000 mm@1 200 mm 钻孔灌注桩+—道 900 mm×900 mm 钢筋砼支撑体系。围堰与基坑间距约 50 m,场区清淤后地下水位标高为-1.0 m,最高水位标高为 6.0 m。地质自上而下依次为素填土、中粗砂、全风化凝灰熔岩和强风化凝灰熔岩。标准段横断面图,如图 1 所示。



图 1 标准段横断面图(单位:m)

Fig. 1 Cross-section diagram of standard section (unit: m)

2.2 计算模型

采用 Plaxis 有限元程序建立标准段横断面二维计算模型,模拟分析围堰在水位升降及潮汐水位变 化条件下的安全稳定性特征。有限元计算模型(图 2)的尺寸与工程案例一致。有限元网格(图 3)共划 分为 9 581 个节点和 1 149 个单元。

模型应力场边界条件:底边界和侧面边界垂直方向和水平方向均自由;表面为自由边界。模型水位 边界条件:迎水面为水位变动边界;围堰内地表为下游水头边界;模型侧面及底面为不透水边界。





图 3 有限儿网怕划分 Fig. 3 Finite element mesh division

2.3 计算参数

在进行敏感环境下的基坑降水开挖问题的数值模拟时,针对渗流问题,应用考虑土体小应变特性的本构模型具有良好的适应性^[17]。因此,数值模拟本构模型选择小应变土体硬化(HSS)模型。HSS 模型 包含 4 个强度参数、7 个刚度参数和 2 个小应变参数:土体的强度参数(c)、内摩擦角(φ)、剪胀角(ψ)、破 坏比(0.9)、割线刚度(E_{50}^{ref})、切线刚度(E_{oed}^{ref})、卸载/重新加载刚度(E_{ur}^{ref})、小应变剪切模量(G_{0}^{ref})、卸载/再 加载泊松比(v_{0}^{ur})、刚度参考围压(P^{ref})、正常固结下的侧压力系数值(K_{0} , K_{0} =1-sin φ)、割线模量(G_{0}^{s})、减小到 G_{0} 的 70%时的剪切应变($\gamma_{0.7}$)、桩土接触面参数 Rinter。

根据地勘报告及相关计算^[18],可得土体物理力学参数,如表1所示。表1中:ρ为密度;υ为泊松比。 表1 土体物理力学参数

土层名称	${ m kN} \cdot { m m}^{-3}$	c/kPa	$arphi/(^\circ)$	υ	$E_{ m 50}^{ m ref}/{ m MPa}$	$E_{ m oed}^{ m ref}/{ m MPa}$	$E_{ m ur}^{ m ref}$ / MPa	$G_0^{ m ref}/{ m MPa}$	$\gamma_{0.7}/ imes 10^{-4}$	$\mathbf{\kappa}/\mathbf{m} \cdot \mathbf{d}^{-1}$
素填土	18.0	8	15	0.30	3	3	12	42	3	0.5
中粗砂	17.5	0	33	0.26	5	5	15	60	3	10.0
全风化凝灰熔岩	19.5	28	25	0.25	18	18	54	162	3	0.5
强风化凝灰熔岩	20.5	31	30	0.23	40	40	120	480	3	0.8

Tah 1	Physical	and	mechanical	parameters	of	soil
1 ab. 1	Fnysical	ana	mechanical	parameters	01	SOIL

2.4 水位变化模拟

模型初始水位为清淤后场平标高(-1.0 m),最高水位为 6.0 m,分别如图 4,5 所示。水位升降过 程采用瞬态渗流计算,程序中通过定义渗流时程曲线实现,设置水位升降过程中所需时间的长短可反映 水位变化的速度。



图 4 模型初始水位设置图

Fig.4 Setting diagram of model initial water level 根据潮汐表,厦门地区每天涨潮两次,相 隔12h,高潮潮高与低潮潮高之间的差值约为 3~6m。对潮汐涨落进行简化处理,假定潮汐 涨潮速度与落潮速度相同,0:00开始第1次 退潮,6:00开始第1次涨潮,12:00开始第2 次退潮,18:00开始第2次涨潮,1d中有2次 潮汐循环。

潮汐水位变化示意图(1 d),如图 6 所示。 图 6 中: ΔH_w 为潮汐变化过程中的水位差值。







2.5 计算工况

根据工程实例的现场施工情况,数值模拟计算工况主要步骤如下:1)进行初始地应力平衡;2)施 工围堰;3)施作基坑围护结构;4)基坑开挖;5)吹填;6)模拟地下水位升降;7)模拟潮汐水位变化。

3 计算结果及分析

桩身曲线模拟结果与实测结果的对比,如图 7 所示。图 7 中:s为位移;D为深度。由图 7 可知:基坑围护桩身最大变形 位置在坑底以上,整体呈"内凸状"发展,桩身曲线模拟形态与 实测一致;施工期 ZQT-5 桩身实测最大位移为 12.66 mm, ZQT-15 桩身实测最大位移为 15.15 mm,与模拟结果分别相 差 1.00,1.49 mm,模拟结果较为准确。

3.1 水位升降对围堰稳定性的影响

1)水位上升。为研究水位升速对围堰稳定性的影响,根据工程实例水位分布情况,设计水位从-1.0m开始上升至





6.0 m,升速(v_r)分别为 3.0,1.5,0.5 m·d⁻¹。水位上升与围堰安全系数的关系图,如图 8 所示。图 8 中: H_w 为水位标高; Σ Msf 为围堰安全系数(折减系数)。

由图 8 可知:水位从一1.0 m 上升到 6.0 m 过程中,围堰安全系数不断减小;水位升速为 3.0 m · d⁻¹时的围堰安全系数减小速率最大,水位升速为 0.5 m · d⁻¹时的围堰安全系数减小速率最小,这说明 水位上升速度越快,围堰安全系数减小速率越大,相同水位上升高度下围堰安全系数越小。

水位上升速度越快,由于围堰内地下水位线不能同步升高,故孔隙水压力和基质吸力的变化较小, 围堰迎水侧水压力一直增加,从而使围堰安全系数减小;水位上升速度较小时,围堰内的浸润线随水位 上升而上升,故围堰的稳定性就由孔隙水压力、基质吸力和迎水侧水压力共同决定,从而表现出安全系 数减小速率较小的规律。总体而言,低水位时围堰安全系数最大,水位上升过程中围堰安全系数不断减 小,到最高水位时围堰安全系数最小,3种水位升速下的围堰安全系数及减小速率差异不大。

2) 水位下降。采用相同的方式,设计水位从 6.0 m 开始下降至一1.0 m,降速(v_d)分别为 3.0,1.5, 0.5 m · d⁻¹。水位下降与围堰安全系数的关系图,如图 9 所示。









由图 9 可知:水位降速为 3.0,1.5 m · d⁻¹时,随着水位的下降,围堰安全系数先减小后增大;水位 降速为 0.5 m · d⁻¹时,围堰安全系数随着水位的下降而逐渐增大;这 3 条曲线在水位初降时存在一定 的差异,说明在水位初降过程中存在临界水位降速,当水位降速超过临界水位降速时,围堰安全系数先 减小后增大;当水位降速等于临界水位降速时,围堰安全系数先不变后增大;当水位降速小于临界水位 降速时,围堰安全系数逐渐增大。文中工程案例的临界水位降速为 0.5~1.5 m · d⁻¹,增设水位降速为 1.0 m · d⁻¹进行模拟,发现在水位初降时围堰安全系数不变,随着水位的进一步下降,围堰安全系数逐 渐增大,说明工程临界水位降速为 1.0 m · d⁻¹。

初始高水位状态下,围堰在孔隙水压力、基质吸力和迎水侧水压力共同作用下保持相对稳定状态;

当水位降速为临界水位降速时,迎水侧水压力减小,使围堰稳定性有所提高,而围堰内孔隙水压力来不 及完全消散,将会降低围堰稳定性,二者对围堰稳定性的影响相互平衡,围堰安全系数保持不变;当水位 降速超过临界水位降速时,水位降速越快,围堰孔隙水压力相对消散速度越慢,围堰安全系数有一定程 度的减小,水位降速越快,围堰安全系数减小值越大;当水位降速小于临界水位降速时,水位降速越慢, 围堰孔隙水压力相对消散速度越快,水位降速为0.5 m · d⁻¹时,这与工程案例围堰土体渗透系数相同, 迎水侧水位下降的同时,围堰孔隙水压力同步下降,故围堰安全系数在水位初降时就有所增大。随着围 堰内水位的进一步下降,围堰整体受到的迎水侧压力进一步减小,围堰内的孔隙水压力逐渐减小,基质 吸力增大,从而使围堰的稳定性逐步提高,围堰安全系数逐渐增大。

3.2 潮汐水位变化对围堰稳定性的影响

为了充分研究不同潮汐水位差的情况下,潮汐水位变化对围堰安全稳定性的影响,以潮汐水位变化 幅值3m为基础,等比例增加水位变化幅值,不改变潮汐涨落时间区间,设置潮汐振幅分别为3,4,5,6 m的计算工况,初始水位设置为6m。不同潮汐振幅下的围堰安全系数,如图10所示。潮汐循环下的 围堰安全系数增量,如图11所示。图11中: $\Delta \Sigma$ Msf为围堰安全系数增量;*n*为循环次数。







Fig. 11 Increments of safety factors of cofferdam under tidal cycle

由图 10 可知:由于落潮时围堰迎水侧水压力减小,涨潮时围堰迎水侧水压力增大,对应的围堰安 全系数在落潮时增大,在涨潮时减小,潮汐振幅越大,相同时间下落潮时水位下降得越多,围堰安全系数 增值越大;在落潮初期,围堰安全系数增加速度较小,这是由于围堰内水位来不及下降导致的,随着潮汐 水位的进一步下降,围堰迎水侧水压力进一步减小,围堰内水位开始下降且基质吸力开始增大,围堰安 全系数迅速提高;在涨潮初期,由于潮水位上涨高度较小,且围堰受落潮的影响,基质吸力还在持续增 大,围堰安全系数仍有一定程度的增加,随着潮水进一步上涨,围堰迎水侧水压力不断增大,围堰内孔隙 水压力增大,基质吸力减小,围堰安全系数开始减小。

由图 11 可知:围堰在一次潮汐循环中,安全系数会增大, 第 1 次潮汐循环时安全系数增量最大,潮汐水位振幅越大,围 堰安全系数增量越大,潮汐振幅为 3,4,5,6 m 时的增量分别 为 0.053,0.070,0.089,0.120;随着潮汐水位不断循环变化, 围堰安全系数增量逐渐减小并趋于稳定,第 4 次循环结束时 的安全系数与第 3 次潮汐循环结束时相比,潮汐振幅 3,4,5,6 m 下安全系数增量差值分别为 0.003,0.005,-0.001,0.004。

潮汐循环下孔隙水压力曲线图,如图 12 所示。图 12 中: *p*_w为孔隙水压力。由图 12 可知:围堰内孔隙水压力变化与潮 汐水位升降并不呈现完全的正相关关系,如第 1 次涨潮前期, 围堰内孔隙水压力持续下降,随着潮水位的不断升高,围堰内



孔隙水压力开始慢慢变大,当水位恢复至初始状态时,该点孔隙水压力并未恢复到初值,而是较初值有 一定程度的减小,而围堰内基质吸力有所增加,说明围堰在潮汐循环作用下,内部孔隙水压力减小,基质 吸力增加。因此,整体安全稳定性得到了提高。

225

4 结论

1) 围堰安全系数在水位升高时减小,水位上升速度越快,围堰安全系数减小速率越大,相同水位上 升高度下围堰安全系数越小;围堰安全系数在水位下降时增大,当水位下降速度越接近围堰土体的渗透 系数时,围堰安全系数增大速率越大,相同水位下降高度下围堰安全系数增量越大。

2)水位初降过程中存在临界水位降速,当水位下降速度超过临界水位降速时,围堰安全系数先减小后增大;当水位下降速度等于临界水位降速时,围堰安全系数先不变后增大;当水位下降速度小于临界水位降速时,围堰安全系数逐渐增大。

3) 围堰安全系数在落潮时增大,在涨潮时减小,潮汐振幅越大,围堰安全系数增量越大。安全系数 增量在第1次潮汐循环时最大,随着潮汐水位的不断循环变化,相邻两次循环间围堰安全系数增量逐渐 减小,并趋于稳定。

4) 围堰在潮汐循环作用下,内部孔隙水压力减小,基质吸力增加,整体安全稳定性得到提高。

参考文献:

- [1] 张家发,林水生,吴德绪,等.论土石围堰和基坑渗流场调控[J].长江科学院院报,2013,30(2):20-26.DOI:10. 3969/j.issn.1001-5485.2013.02.005.
- [2] DAI Huichao, WANG Linglin. Seepage problems of deepwater high earth-rock coferdam in Three Gorges Projic[J]. Advances in Water Science, 2005, 16(6): 849-852. DOI: 10.1177/002096430505900423.
- [3] 黄娟,和振,余俊,等.考虑封底效应的圆形围堰渗流场解析解及应用[J].岩土工程学报,2023,45(12):2510-2518. DOI:10.11779/CJGE20221101.
- [4] 许俊伟,汪华坡.深中通道东人工岛围堰抽水过程渗流特性及稳定性分析[J].隧道建设(中英文),2022,42(增刊 2):168-174.
- [5] 周璐,胡云卿,罗伟,等.不同降雨条件下的某航电枢纽工程砂砾体围堰稳定性分析[J].水电能源科学,2022,40 (2):136-140.
- [6] 宋成年,邓洋,刘德兵,等.基坑不同水位降速下土石围堰松散粘质边坡渗流特性与开挖稳定性研究[J].水电能源 科学,2021,39(2):69-73.
- [7] 袁帅,何蕴龙,曹学兴.非稳定渗流对托巴土石围堰上游坡稳定性影响[J]. 武汉大学学报(工学版),2012,45(2): 193-199.
- [8] 董存军.考虑渗流效应的大型土石围堰稳定性研究[D].重庆:重庆大学,2013.
- [9] 周俊.降雨条件下土石围堰稳定分析研究[D].长沙:长沙理工大学,2012.
- [10] 罗立哲,胡志根,刘全,等.高土石围堰施工-运行过程边坡稳定性分析[J].武汉大学学报(工学版),2013,46(1): 84-88.
- [11] 毛昶熙. 渗流计算分析与控制[M]. 北京:中国水利水电出版社,2003.
- [12] 唐晓松,郑颖人,林成功. 浸润面位置的确定方法对涉水边坡稳定性分析的影响[J]. 岩石力学与工程学报,2008, 27(增刊1):2814-2819.
- [13] FREDLUND D G, RAHARDJO H. 非饱和土土力学[M]. 陈仲颐, 张在明, 陈愈迥, 译. 北京: 中国建筑工业出版 社, 1997.
- [14] 唐晓松,郑颖人,邬爱清,等.应用 PLAXIS 有限元程序进行渗流作用下的边坡稳定性分析[J]. 长江科学院院报, 2006,23(4):13-16. DOI:10. 3969/j. issn. 1001-5485. 2006. 04. 003.
- [15] 赵尚毅,郑颖人,时卫民,等.用有限元强度折减法求边坡稳定安全系数[J].岩土工程学报,2002,24(3):343-346.
- [16] 郑颖人,赵尚毅.有限元强度折减法在土坡与岩坡中的应用[J].岩石力学与工程学报,2004,23(19):3381-3388.
- [17] 邵羽,江杰,陈俊羽,等. 基于 HSS 模型与 MCC 模型的深基坑降水开挖变形分析[J]. 水利学报,2015,46(增刊 1): 231-235. DOI:10.13243/j. cnki. slxb. 2015. S1. 043.
- [18] 周恩平.考虑小应变的硬化土本构模型在基坑变形分析中的应用[D].哈尔滨:哈尔滨工业大学,2011.

(责任编辑: 钱筠 英文审校: 方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202311008



列车轴质量和土工格室加固道砟 对路基沉降的影响

姚学昌1,林福宽2

(1. 广东省公路建设有限公司,广东广州 515000;2. 中交公路长大桥建设国家工程研究中心有限公司,北京 100088)

摘要: 建立有砟轨道-路基三维有限元模型和土工格室模型,利用相位荷载模拟列车动荷载,研究列车轴质 量和土工格室加固道砟对路基沉降的影响。模拟结果表明:在正弦相位荷载作用下,各轨枕之间位移变化基 本一致;随着列车轴质量的增加,有砟轨道沉降显著增加;铺设土工格室加固后,有砟轨道的侧向位移和竖向 沉降分别降低了约 60%和 11%;在重载情况下,土工格室加固效率有所降低,但改变土工格室刚度可以改变 其加固效率;当土工格室刚度在 400~800 MPa 时,对重载路基的加固效果较好。

关键词: 道床沉降;土工格室;轴质量;数值模拟;动荷载

中图分类号: U 213.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0226-07

Influence of Train Axle Mass and Geocell Reinforcement Ballast on Roadbed Settlement

YAO Xuechang¹, LIN Fukuan²

(1. Guangdong Provincial Highway Construction Limited Company, Guangzhou 515000, China;

2. CCCC Highway Bridges National Engineering Research Centre Limited Company, Beijing 100088, China)

Abstract: A 3-dimensional finite element model and a geocell model of ballast subgrade are established. The phase loads are used to simulate the train dynamic load. The influence of train axle mass and geocell reinforcement ballast on roadbed settlement is studied. The simulation results show that the displacement changes between each sleeper are basically consistent under the action of sinusoidal phase load. With the increasing of the train axis mass, the ballast settlement increases obviously. After laying geocell reinforces, the lateral displacement and vertical settlement of ballast reduce by 60% and 11%, respectively. Under the heavy load conditions, the reinforcement efficiency of geogrid reduces, but the stiffness of geocell can change its reinforcement efficiency. When the stiffness of geocell is between 400-800 MPa, the reinforcement effect on heavy-load roadbeds is favorable.

Keywords: track bed settlement; numerical simulation; dynamic load; geocell; axle mass

近年来,我国铁路建设进入了全面发展阶段,全国铁路营业里程飞速增长,高速铁路里程居世界第 一位^[1]。有砟轨道作为一种传统的轨道结构形式,自身的减震性好且造价低,在车速小于 300 km • h⁻¹ 的高速铁路线路中依然是首选^[2]。铁路运输的重载化和列车的高速化加剧了列车及线路系统的动力相

收稿日期: 2023-11-08

通信作者: 姚学昌(1971-),男,高级工程师,主要从事高速公路建设的研究。E-mail:372643491@qq.com。

基金项目: 广澳高速公路改扩建科研资助项目(GAGSKY-2022-02)

互作用,路基的变形和破坏出现了一些新的特征,路基动力特性成为研究的关键[3]。

国内外学者针对列车的行车速度和荷载对铁路路基的影响进行大量研究。文献[4-6]基于 ABAQUS 三维有限元软件,分析高速和重载列车荷载对铁路路基的作用。蒋红光等^[7]利用室内模型试 验,得到有砟轨道结构荷载的分布形式。徐鹏等^[8]建立列车-有砟轨道-路基空间耦合动力学模型,比较 仿真计算与秦沈线综合试验实测结果,得出基床表面变形、应力的动态响应结果。Alshaer^[9]通过建立 室内物理模型,研究有砟轨道的动力学行为和沉降,得到有砟轨道的加速度、压力及沉降等结果。

在铁路路基的加固研究方面,周顺华等^[10]通过研究列车振动产生的应力波,得到动应力在土工格 室和路基中的衰减规律。邓鹏等^[11]在试验的基础上,借助 ABAQUS 三维有限元软件对填料-格室相互 作用进行了模拟,得到填料强度、土工格室刚度及路基压缩性对路堤力学响应的影响。Hegde 等^[12]对 现场实测数据与软件计算结果进行对比,分析不同土工格室参数对加筋基床性能的影响规律。Indraratna 等^[13]通过大型三轴试验,研究循环荷载作用下路基加筋与未加筋的性能,分析循环次数、压力 及列车引起的振动频率对加固效果的影响。文献[14-15]通过一系列模型试验,得到土工格室能有效增 加有砟轨道的刚度和强度,同时减少有砟轨道的竖向沉降和横向扩散。Satval 等^[16]分析土工格室加固 对有砟轨道位移及路基应力分布的影响规律。

已有研究的数值模拟多采用集中荷载或正弦同步荷载,未考虑铁轨与轨枕之间的作用关系及相邻 轨枕的荷载分担,不能真实地反映列车车轮的作用效果。同时,利用列车速度、荷载及路基加固做整体 性分析的情况较少。基于此,本文对土工格室加固道床的影响因素进行研究。

1 有砟轨道-路基有限元模型

1.1 有砟轨道-路基三维模型

有砟轨道-路基三维模型从上到下依次为铁轨、轨枕、有砟轨道、土工格室和路基^[17],采用长为2.6 m的Ⅲ型有挡肩混凝土轨枕,每千米铁轨铺设1667根轨枕。有砟轨道表面宽为3.5m、底面宽为5.5 m、坡度为1:1.75、路基面宽度为7.7m、厚度为2.5m、纵向长度为2.72m。土工格室采用150mm× 150mm的方孔形式样,厚度为1mm,高度为150mm。土工格室布置于有砟轨道中,由于有砟轨道与 土工格室之间存在咬合相互作用,所以模型中假设二者没有滑移,采用内置区域约束^[18]。循环荷载通 过点荷载施加在每根轨枕上,因此,不对铁轨进行建模。有砟轨道-路基三维模型,如图1所示。



(a) 加筋道床模型



(b) 土工格室模型

图 1 有砟轨道-路基三维模型

Fig. 1 3-dimensional model of ballast-subgrade

为了分析列车循环荷载对路基沉降的影响,轨 枕、道床和路基均采用8结点线性6面体单元 (C3D8R),土工格室采用4结点4边形膜单元 (M3D4R),其中,轨枕和土工格室选用线弹性本构 模型,道床和路基采用Drucker-Prager 弹塑性本构 模型,各部件结构的材料参数参考Leshchinsky^[14] 等的模型试验。材料参数,如表1所示。表1中: ρ 为密度;E为弹性模量;v为泊松比; φ 为内摩擦角; ϕ 为剪胀角;c为粘聚力。

表	1 材料	参数
1 N	Astorial	parameter

-	ub. 1 114	teriar param	letero	
参数	轨枕	土工格室	有砟轨道	路基
$ ho/{ m kg}$ • ${ m m}^{-3}$	2 000	950	1 500	1 700
E/MPa	1.1×10^{4}	380	70	20
υ	0.25	0.35	0.35	0.35
$arphi/(\degree)$	_	_	45	15
$\psi/(\degree)$	_	_	15	1
c/kPa	_	_	1	30

为了便于对模型的位移沉降和动力响应进行分析,选取部分位置进行布设参考点,主要位置为轨枕 底部(RP1~RP3)、土工格室底部(RP4~RP6)和有砟轨道底角(RP7~RP9)。模型参考点布置,如图 2 所示。对各个参考点设置历程数据输出,包括加速度、位移和应力等物理量,每间隔 10 个增量步输出一 次数据。



图 2 模型参考点布置 Fig. 2 Reference point layout of model

1.2 列车循环荷载模型

列车荷载对路基的作用包括两方面^[19]:一方面是上部结构的质量在路基上的应力,称为静荷载;另一方面是列车行驶时,上部结构的质量在路基上的动应力,称为动荷载。列车在轨枕上运动时,不同轨枕上分担的压力不同。根据陈成等^[20]的假设,车轮的正下方轨枕承担 50%荷载,左、右相邻轨枕各承担 25%荷载。中国铁路高速列车(CRH)列车组的相邻轮组轴距约为 2.4 m,轨枕间距约为 600 mm^[21],每 4 根轨枕的间距为循环加载的波长,其不受频率的影响。假设作用在轨道上的荷载是连续的,即有很多 个车轮组连续通过,则轨枕受到的荷载呈周期变化。

模型的循环荷载直接施加在轨枕上,荷载采用形式为 90°正弦移相荷载(异步荷载)。根据文献

2)

3)

[15-16]给出的周期荷载计算方法及文献[20]的相位荷载计算方法,90°正弦移相荷载,如图3所示。4个轨枕上的荷载(*p*_{sle1},*p*_{sle2},*p*_{sle3},*p*_{sle4})数学表达式分别为

$$p_{\rm sle1} = q_{\rm min} + A \times [1 + \cos(\omega t)], \qquad (1)$$

$$p_{\text{sle2}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \frac{\pi}{2}\right) \right], \qquad (p_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\min} + A \times \left[1 + \cos\left(\omega t - \pi\right) \right], \qquad (q_{\text{sle3}} = q_{\max} + a_$$

$$p_{\text{sle4}} = q_{\min} + A \times \left\lfloor 1 + \cos\left(\omega t - \frac{3}{2}\pi\right) \right\rfloor_{\circ}$$
(4)



式(1)~(4)中:q_{min}为最小荷载(钢轨及轨枕的自质量);

A 为所施加荷载的幅值;ω为周期荷载的圆频率;t 表示荷载作用的时间。

考虑到三维有限元模型的结构特性,对模型施加相应的人工边界条件,其中,约束模型两个横断面向 Z 方向位移;约束模型对称面向 X 方向位移;路基底面采用固定约束;其余均为自由面。

2 列车轴质量对路基的影响

2.1 加筋与未加筋有砟轨道沉降影响

90%以上的有砟轨道沉降归咎于道床的沉降^[21],利用土工格室等材料,可以对路基变形进行一定的改善。为了对加筋和未加筋有砟轨道的竖向沉降和侧向位移进行对比,选用相同轴质量(15 t)的列车荷载,列车运行速度为 100 km • h⁻¹,经过万次循环加载,记录有砟轨道的位移变化。加筋与未加筋情况下有砟轨道的竖向沉降及侧向位移,如图 4 所示。图 4 中:*s*_v 为有砟轨道的竖向沉降;*s*₁ 为有砟轨道的侧向沉降。

由图 4 可知:加筋与未加筋的沉降趋势较一致,大部分沉降发生在初期阶段,且在前 100 个循环,侧 向位移和竖向沉降增长很快,在约 1 000 次循环荷载之后,呈现出周期振荡变化,这与道床在循环荷载



图 4 加筋与未加筋情况下有砟轨道的竖向沉降及侧向位移

Fig. 4 Vertical settlement and lateral displacement of ballast with and without reinforcement

作用下的力学特性相符合;加筋后有砟轨道的竖向沉降和侧向位移都有了明显的减小,有砟轨道的竖向 沉降从 0.010 4 m 减小到 0.009 3 m,减小了 11%,侧向位移从 0.017 2 m 减小到 0.006 9 m,减小了 60%。因此,土工格室对有砟轨道侧向位移的限制更为突出,起到了应力分散作用和膜作用,增大了有 砟轨道的弹性模量,使得有砟轨道竖向位移在循环荷载下有所减小。

循环荷载作用下有砟轨道竖向沉降^[14],如图 5 所示。土工格室加固会引起有砟轨道整体结构中应 力的变化,有砟轨道与路基交界面上的应力变化尤为明显。路基上表面应力分布,如图 6 所示,图 6 中: σ 为应力;L 为土工格室单元尺寸。





Fig. 6 Stress distribution on subgrade surface

由图 6 可知:随着 L(实际轨枕的中点)的增加,应力先增大后减小,且应力主要集中于轨枕加载位 置正下方;加筋后应力峰值减小约 15%,加固后的有砟轨道通过膜效应与颗粒材料的组合形成刚性垫 层,使应力分布更加均匀。

土工格室变形云图,如图7所示。由图7可知:土工格室在竖向荷载作用及有砟轨道的挤压下产生 了累积变形,且在轨枕接触点的正下方位置的格室的竖向沉降变化最大,靠近肩部有砟轨道处格室单元 相较于轨枕下的格室单元的侧向变形更为明显。



图 7 土工格室变形云图 Fig.7 Deformation diagram of geocell

http://hdxb.hqu.edu.cn/

2.2 列车轴质量对有砟轨道的沉降影响

通过对轨枕施加不同的轴质量荷载,进行万次循环运算,不同轴质量(m)下有砟轨道的竖向沉降及 侧向位移,如图 8 所示。货运列车轴质量为 30 t。由图 8 可知:有砟轨道位移随着轴质量的增加明显提 高;30 t 轴质量条件下有砟轨道的竖向沉降和侧向位移分别为 0.025 4 m 和 0.029 6 m,比 15 t 轴质量 下分别增加了约 59%和 42%。因此,列车轴质量是有砟轨道竖向沉降及侧向位移的关键性影响因素, 对于重载铁路,在选用土工格室加固时有更高的要求。



图 8 不同轴质量下有砟轨道竖向沉降及侧向位移



2.3 土工格室的参数影响

当土工格室刚度(弹性模量)从 200 MPa 逐渐增加到 50 GPa 时,土工格室刚度对轨枕沉降(s,)的影响,如图 9 所示。由图 9 可知:在一定范围内,土工格室刚度越大,路基加固的效果就越好;当土工格室 刚度大于 10 GPa 后,进一步提升弹性模量对减小轨枕沉降的意义已经不大。由于采用土工格室刚度 极大的填充材料(混凝土格室或钢槽)加固效益较低,应采用恰当的土工格室刚度。结合计算结果,在选 用土工格室加固重载铁路时,土工格室刚度在 400~800 MPa 时已达到较好效果。

保持格室其他参数不变,选用厚度分别为1,2,3,4,5 mm的土工格室,取2号轨枕下表面参考点 RP2为沉降记录点,则10000次循环荷载后,土工格室壁厚(h)对轨枕沉降的影响,如图10所示。



由图 10 可知:增大土工格室的壁厚可以有效减小轨枕沉降,壁厚从 1.00 mm 增大到 2.00 mm 时, 轨枕沉降减小最快;1.00 mm 壁厚的土工格室最终轨枕沉降为 0.014 6 m,5.00 mm 壁厚的土工格室最 终沉降为0.122 0 m,相比于未加固的最终轨枕沉降 1.95 cm,分别降低了 25%和 37%。但是超出一定 范围后增加土工格室壁厚加固效率明显降低,且成本相应增加,在实际工程中综合经济因素和加固效果 综合选择合适壁厚的土工格室。

土工格室边长变化对轨枕沉降的影响,如图 11 所示。保持格室其他参数不变,选用边长分别为 100,150,200,250 mm 的土工格室,将其布置在交界面以上 0.05 m 的轨枕下方区域。取 2 号轨枕下表 面参考点 RP2 为沉降记录点,则 10 000 次循环后,由图 11 可知:随着土工格室单元边长的增加加固效

http://hdxb.hqu.edu.cn/

果呈衰减的趋势,100,150,200,250 mm 边长的最终轨枕沉降分别为0.013 5,0.014 6,0.015 3,0.016 1

m,边长100 mm的土工格室相比于边长250 mm的格室减小了16%的最终沉降。另外,由于有砟轨道的模拟采用有限元法而非离散元法,有砟轨道颗粒为非连续体,格室孔径的最佳加固比在文中无法体现,需要进一步采用有限元-离散元耦合的方法进行研究。

2.4 土工格室铺设方案的探优

竖向位置寻优示意图,如图 12 所示。由图 12 可知:土 工格室平面布置范围为轨枕下方,采用单层布置时,竖向位 置分别为交界面以下 0.05 m、交界面以上 0.05,0.10,0.15 m;而采用双层布置时,竖向位置为交界面以上 0.05 和 0.20 m。



Fig. 11 Influence of geocell side

length on sleeper settlement

取 2 号轨枕下表面参考点 RP2 为沉降记录点,取 RP2

点最后 10 000 次循环的平均沉降为最终稳定沉降,则 10 000 次循环荷载后,土工格室埋置深度(d)对 轨枕沉降的影响,如图 13 所示。



vertical position optimization

Fig. 13 Effect of geocell depth on sleeper settlement

由图 13 可知:布置在路基的土工格室对沉降的加固效果显著低于布置在有砟轨道中,而布置在有 砟轨道中的土工格室的加固效果对其竖向位置不敏感,距离交界面 0.05,0.10,0.15 m 的 3 种格室的稳 定沉降基本一致,布置在上方的格室加固效果略好,即距离轨枕近的土工格室加固效果略好;双层格室 可以有效提升加固效果,单层格室最终沉降为 0.014 6 m,双层格室最终沉降为 0.012 3 m,同等条件下 不加固的最终沉降为 0.019 5 m;单层格室减小了 25.1%沉降,双层格室减小了 36.9%沉降,但是同样 的成本也会双倍增加。

3 结论

1) 有砟轨道沉降在初期1000次循环荷载之后,经过振荡变化阶段后进入稳定状态。有砟轨道嵌 入土工格室模型后,竖向沉降和侧向位移均明显减小,格室对侧向位移限制更明显。

2) 轨枕底部应力分布随着距对称面距离增加呈先增大后减小趋势,主要集中于轨枕加载位置正下方。土工格室在循环荷载下产生累积变形,正下方格室竖向沉降最大,靠近肩部有砟轨道处格室侧向变形更为显著。

3) 30 t 轴质量条件下有砟轨道的竖向沉降和侧向位移远大于 15 t 轴质量的有砟轨道。土工格室 刚度越大,加固效果越好,但土工格室刚度超过 10 GPa 后,进一步提升对减小沉降的帮助不大;土工格 室边长增加会减小加固效果,边长 100 mm 的壁厚相比 250 mm 减小了 16%的最终轨枕沉降。布置在 有砟轨道的格室效果优于路基,且竖向位置不敏感,距轨枕近的效果稍好。双层格室加固效果更显著。

参考文献:

- [1] 谢毅,寇峻瑜,姜梅,等.中国铁路发展概况与技术展望[J].高速铁路技术,2020,11(1):11-16.
- [2] 刘钢,罗强,张良,等.高速铁路有砟轨道路基设计荷载分析[J].铁道科学与工程学报,2015(3):475-481.
- [3] 巩琛. 高速铁路轨道:路基系统动力响应及影响参数的三维有限元分析[D]. 长春:吉林大学,2009.
- [4] 董亮,蔡德钩,叶阳升,等.列车循环荷载作用下高速铁路路基累积变形预测方法[J].土木工程学报,2010(6):100-108.
- [5] 董亮,张千里,蔡德钩,等. 高速重载有砟轨道路基动变形特性的数值分析[J]. 中国铁道科学,2010,31(2):6-11.
- [6] 董亮,赵成刚,蔡德钩,等.高速铁路无砟轨道路基动力特性数值模拟和试验研究[J].土木工程学报,2008(10):81-86.
- [7] 蒋红光,边学成,陈云敏,等.高速铁路轨道-路基列车移动荷载模拟的全比尺加速加载试验[J].土木工程学报, 2015(9):85-95.
- [8] 徐鹏,蔡成标.列车-有砟轨道-路基空间耦合动力学模型[J].工程力学,2011,28(3):191-197.
- [9] ALSHAER A, DUHAMEL D, SAB K, et al. Experimental settlement and dynamic behavior of a portion of ballasted railway track under high speed trains[J]. Journal of Sound and Vibration, 2008, 316(1/2/3/4/5):211-233. DOI:10. 1016/j. jsv. 2008. 02. 055.
- [10] 周顺华,王炳龙,宫全美.土工格室加固基床的动应力传播原理[J].铁道学报,2003,25(1):96-98.
- [11] 邓鹏,郭林,蔡袁强,等.考虑填料-土工格室相互作用的加筋路堤力学响应研究[J].岩石力学与工程学报,2015, 34(3):621-630.
- [12] HEGDE A, SITHARAM T G. 3-dimensional numerical modelling of geocell reinforced sand beds[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2015, 43(2):171-181. DOI:10.1016/j.geotexmem. 2014.11.009.
- [13] INDRARATNA B,BIABANI M M,NIMBALKAR S. Behavior of geocell-reinforced subballast subjected to cyclic loading in plane-strain condition[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2014, 141(1):642. DOI:10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0001199.
- LESHCHINSKY B,LING H. Effects of Geocell confinement on strength and deformation behavior of gravel[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2012, 139 (2): 340-352. DOI: 10. 1061/(ASCE)GT. 1943-5606.0000757.
- [15] LESHCHINSKY B,LING H I. Numerical modeling of behavior of railway ballasted structure with geocell confinement[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2013, 36(36): 33-43. DOI:10.1016/j. geotexmem. 2012. 10.006.
- [16] SATVAL S R,LESHCHINSKY B, HAN J, et al. Use of cellular confinement for improved railway performance on soft subgrades[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2018, 46(2): 190-205. DOI: 10. 1016/j. geotexmem. 2017. 11. 006.
- [17] 铁道第一勘察设计院.铁路路基设计规范[M].北京:中国计划出版社,2010.
- [18] SAAD B, MITRI H, POOROOSHASB H. 3D FE analysis of flexible pavement with geosynthetic reinforcement [J]. Journal of Transportation Engineering, 2006, 132(5): 402-415. DOI: 10.1061/(asce)0733-947x(2006)132:5 (402).
- [19] 陈震.高速铁路路基动力响应研究[D]. 武汉:中国科学院研究生院,2006.
- [20] 陈成,罗启天,杨超,等.基于 DEM-MBD 耦合方法的路桥过渡段不均匀沉降研究[J].中国铁道科学,2022,43(3): 69-77.
- [21] 陈成,孙建,芮瑞,等.基于有限元的土工格室加固有砟轨道沉降研究[J].铁道科学与工程学报,2019,16(10): 2427-2433.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202312028

非高斯波浪作用下深水高墩的 非线性随机振动



张镕哲,陈林聪

(华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021)

摘要: 首先,建立非高斯波浪作用下深水高墩的随机动力学模型,采用泊松白噪声激励模拟非高斯随机波浪 过程,利用达朗贝尔原理和伽辽金方法推导深水高墩的运动方程。然后,通过径向基神经网络法求解广义 FPK 方程,获得系统的瞬态响应概率密度函数。最后,考察不同结构参数对系统响应的影响,并采用蒙特卡 罗模拟(MCS)验证理论解。结果表明:理论解与模拟结果吻合良好;浸入比和质量比增加均会放大高墩的响 应;采用高斯模型会使结构设计偏于保守。

关键词: 深水高墩; 非高斯随机波浪; 泊松白噪声; 径向基神经网络; 瞬态响应

中图分类号: U 442.55 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0233-08

Nonlinear Random Vibration of Deep-Water-High-Pier Under Non-Gaussian Wave Action

ZHANG Rongzhe, CHEN Lincong

(College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: A random dynamic model is established for deep-water-high-pier under non-Gaussian wave action, the non-Gaussian random wave process is simulated using Poisson white noise excitation, and the motion equation of the deep-water-high-pier is derived by D'Alembert principle and the Galerkin method. The radial basis function neural network method is used to solve the generalized FPK equation, obtaining the transient response probability density function of the system. The effects of different structural parameters on the response of the system are examined, and the theoretical solutions are verified by Monte Carlo simulation (MCS). The results show that the theoretical solutions agree well with the simulation results. The increase of immersion ratio and mass ratio will amplify the response of the high pier. Gaussian model tends to conservative structural designs. **Keywords:** deep-water-high-pier; non-Gaussian random wave; Poisson white noise; radial basis function neural network; transient response

跨海大桥在促进旅游和经济社会发展方面发挥着至关重要的作用,是一个国家建筑技术的证明。 与内陆环境不同,跨海大桥面临的环境更为复杂,波浪荷载是最关键的环境荷载之一^[1-3]。跨海桥梁的 高墩为典型的柔性结构,波浪力会导致其强烈的非线性随机振动^[4],从而使桥梁发生局部或整体损 坏^[5-6]。因此,研究波浪力下深水高墩的动力响应具有重要的现实意义。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(12072118, 12372029); 福建省杰出青年科学基金资助项目(2021J06024)

收稿日期: 2023-12-25

通信作者: 陈林聪(1981-),男,教授,博士,主要从事工程结构随机振动的研究。E-mail:lincongchen@hqu.edu.cn。

目前,已有许多学者对波浪力下高墩的动力学问题进行研究。李忠献等^[7]采用绕射波浪理论,分析 波浪作用下深水桥梁桥墩的动力响应。Ti 等^[8]提出一种波浪作用下柔性高墩结构的响应分析方法。 此外,一些水下振动台实验^[9-10]和波浪水槽实验^[11-12]也已被用于该方面的研究,但上述研究都将波浪视 为确定性荷载,未考虑波浪的随机性特征。最近,Zhao 等^[13]视随机波浪为简单的高斯过程,研究高斯 波浪力下结构的动力响应^[14-15]。然而,Zeng 等^[16]发现这种高斯激励模型不能很好地捕捉波浪的实际 特征。同时,在浅水或复杂地形中的波浪常表现出明显的非高斯性,不仅会改变海面的几何形状,影响 水粒子在海面上的运动路径,还会加速结构的疲劳损伤。目前,关于非高斯波浪力作用下结构随机振动 的研究仍尚少^[17-18],特别是深水高墩结构还未得到较好的发展。基于此,本文对非高斯波浪作用下深水 高墩的非线性随机振动进行研究。

1 模型概述

考察一个墩底固定在岩石地基上的实心圆形深水高墩, 墩高为 H₀,直径为 d,淹没在深度为 h 的水中,同时受到波 浪作用。深水高墩示意图,如图 1 所示。图 1 中:x,y,z 为 笛卡尔坐标系。

根据桥墩受载变形的力学特征,深水高墩的动力学模型 可简化为均质弹性悬臂梁(图 2(a)),其中,高墩的上部结构 可以近似视为一个质量为 mg 的质量块;高墩中面轴向位移 Fig.1 分量为 v(y,t);中面横向位移分量为 u(y,t);中线位移分量为 s(y,t)。

对高墩任一中面截面(图 2(b))进行受力分析,利用达朗贝尔原理建立平衡方程,有

$$\begin{array}{c}
\rho A \ddot{v} - F = H', \\
\rho A \ddot{v} = V', \\
M' + H(1 + v') - Vu' = 0_{\circ}
\end{array}$$
(1)

式(1)中:符号¹和·分别表示对 y和t的偏导数; p为高墩的密度; A为高墩的横截面积; F为波浪荷载; H为横向力与轴向力的水平分量之和; V为横向力与轴向力的垂直分量之和; M为弯矩, M=EI_κ, E为 弹性模量, I为横截面惯性矩, κ为曲率。

将力矩平衡方程两边除以1+v',并对y求导,可得

$$\left(\frac{M'}{1+\upsilon'}\right)' + H' - \left(V\frac{u'}{1+\upsilon'}\right)' = 0.$$
⁽²⁾

为求得曲率的表达式,根据图 2(c),引入几何关系,有

$$\left\{\sin \theta = \frac{u'}{s'}; \cos \theta = \frac{1+v'}{s'}\right\} \Rightarrow (s'-1) \approx v' + \frac{1}{2}(u'^2 + v'^2).$$
(3)

式(3)中: θ为横截面旋转角。



忽略高墩的微小轴向变形($|s'-1| \ll 1$),并略去高阶项(v'^2),可得

http://hdxb.hqu.edu.cn/





(b) 截面图

(a) 立面图

$$\kappa = \frac{\partial \theta}{\partial y} = \frac{\partial \theta}{\partial \sin \theta} \cdot \frac{\partial \sin \theta}{\partial y} = \frac{u''}{1 + v'}, \qquad (4)$$
$$v' = -\frac{1}{2}u'^{2}.$$

综合式(1),(3),(4)(具体推导过程不赘述),式(2)可写为

$$\rho A \ddot{u} + EI \left\{ u'''' + \left[u'(u'u'')' \right]' \right\} + \left[\rho A u' \int_{H_0}^y \int_0^\tau (\dot{u}'^2 + u'\ddot{u}') \, \mathrm{d}y \mathrm{d}\tau \right]' + m_g u'' \int_0^{H_0} (\dot{u}'^2 + u'\ddot{u}') \, \mathrm{d}y = F \ .$$

$$(5)$$

式(5)中: 7为积分的内部变量。

此外,波浪荷载 F 通常采用 Morison 方程表示,即

$$F = \frac{1}{2} C_{\rm d} \rho_{\rm w} d(v_{\rm w} - \dot{u}) |v_{\rm w} - \dot{u}| + C_{\rm M} \rho_{\rm w} \frac{\pi d^2}{4} \dot{v}_{\rm w} - C_{\rm m} \rho_{\rm w} \frac{\pi d^2}{4} \ddot{u} = f - C_{\rm m} \rho_{\rm w} \frac{\pi d^2}{4} \ddot{u}_{\circ}$$
(6)

式(6)中: C_d 为拖曳系数; C_M 为惯性系数; C_m 为附加质量系数; ρ_w 为水的密度; v_w 为瞬时水流速度;f为时变波浪力。

将式(6)代入式(5),可得系统的运动方程为

$$\left(\rho A + C_{m}\rho_{w} \frac{\pi d^{2}}{4}\right)\ddot{u} + EI\left\{u'''' + \left[u'(u'u'')'\right]'\right\} + \left[\rho Au'\int_{H_{0}}^{y}\int_{0}^{\tau} (\dot{u}'^{2} + u'\ddot{u}')dyd\tau\right]' + m_{g}u''\int_{0}^{H_{0}} (\dot{u}'^{2} + u'\ddot{u}')dy = f$$
(7)

方便起见,引入无量纲参数,有

$$u^{*} = \frac{u}{H_{0}}, \quad y^{*} = \frac{y}{H_{0}}, \quad \tau^{*} = \frac{\tau}{H_{0}}, \quad t^{*} = \sqrt{\frac{EI}{\rho A H_{0}^{4}}}t, \quad m = \frac{m_{g}}{\rho A H_{0}}, \quad \xi(t) = \frac{H_{0}^{3}}{EI}f.$$
(8)

将无量纲参数代入式(7)后,可得相应的无量纲运动方程为

$$\left(\frac{EI}{H_{0}^{3}}+C_{m}\rho_{w}\frac{EI}{\rho H_{0}^{3}}\right)\ddot{u}^{*}+\frac{EI}{H_{0}^{3}}\{u^{*}'''+\left[u^{*}'(u^{*}u^{*}'')'\right]'\}+$$

$$\frac{EI}{H_{0}^{3}}\left[u^{*}'\int_{-1}^{y^{*}}\int_{0}^{\tau^{*}}(\dot{u}^{*}'^{2}+u^{*}'\ddot{u}^{*}')dy^{*}d\tau^{*}\right]'+\frac{mEI}{H_{0}^{3}}u^{*}''\int_{0}^{1}(\dot{u}^{*}'^{2}+u^{*}'\ddot{u}^{*}')dy^{*}=\frac{EI}{H_{0}^{3}}\boldsymbol{\xi}(t) \quad . \tag{9}$$

深水高墩的振动以基本模态为主导,现基于假设模态法,可将位移变量 u(y*,t*)近似表示为

$$u = \varphi(y^*) X(t^*)_{\circ} \tag{10}$$

式(10)中: $X(t^*)$ 为广义位移; $\varphi(y^*)$ 为模态振型函数^[19],表达式为

$$\varphi(y^*) = \left(\frac{\sin\beta H_0 + \sinh\beta H_0}{\cos\beta H_0 + \cosh\beta H_0}\right) (\cosh\beta H_0 y^* - \cos\beta H_0 y^*) + (\sin\beta H_0 y^* - \sinh\beta H_0 y^*) \,. \tag{11}$$

式(11)中:β为待定系数,求解公式为

$$m\beta H_0(\cos\beta H_0\sinh\beta H_0-\sin\beta H_0\cosh\beta H_0)+\cos\beta H_0\cosh\beta H_0+1=0.$$
 (12)
将式(10)代入式(9),利用伽辽金方法离散化处理并考虑阻尼,可得

$$(1+\alpha_2 X^2) X + \mu X + \omega^2 X + \alpha_1 X^3 + \alpha_2 X X^2 = \eta \xi(t) .$$
(13)

式(13)中: μ , ω , η 分别为系统的线性阻尼系数、基频和激励系数; α_1 , α_2 分别为曲率非线性系数和惯性非 线性系数。

注意到波浪激励 *ξ*(*t*) 是不连续的,具有典型的非高斯特征,可用随机时刻下的具有随机振幅的离散随机脉冲序列^[20]表示。该过程通常用泊松白噪声^[21]模拟,其形式导数由复合泊松过程 *C*(*t*)表示,有

$$C(t) = \sum_{i=1}^{N_{\rm T}} Y_i U(t - t_i) \,\,. \tag{14}$$

式(14)中: N_{T} 为泊松计数过程; $U(\cdot)$ 为阶跃函数; Y_{i} 为第i次脉冲到达时刻 t_{i} 的随机振幅,且每个随机振幅与到达时刻相互独立。

复合泊松过程增量存在的关系为

$$E[dC(t)^{i}] = \lambda E[Y(t)^{i}]dt_{\circ}$$
(15)

http://hdxb.hqu.edu.cn/

设 $X_1 = X, X_2 = \dot{X}, 式(13)$ 可写为状态方程,即

$$\dot{X}_{1} = X_{2},
\dot{X}_{2} = -\frac{\mu X_{2} + \omega^{2} X_{1} + \alpha_{1} X_{1}^{3} + \alpha_{2} X_{1} X_{2}^{2}}{1 + \alpha_{2} X_{1}^{2}} + \frac{\eta}{1 + \alpha_{2} X_{1}^{2}} \xi(t), \qquad (16)$$

支配该系统响应概率密度 $p = p(x_1, x_2, t)$ 的广义 FPK 方程为

$$\frac{\partial p(\mathbf{x},t \mid x_0, t_0)}{\partial t} = -m_1 \frac{\partial p}{\partial x_1} + \frac{\partial}{\partial x_2} (m_2 p) + \frac{1}{2!} \frac{\partial^2}{\partial x_2^2} (b_{22} p) - \frac{1}{3!} \frac{\partial^3}{\partial x_2^3} (b_{33} p) + \dots + \frac{1}{n!} \frac{\partial^n}{\partial x_2^n} (b_m p) = K(p) \,. \tag{17}$$

式(17)中: $K(\cdot)$ 为广义 FPK 方程的微分算子,x 为状态向量, $x = (x_1, x_2)$;相应系数 m_1, m_2, b_{22}, b_{33} , …, b_m 分别为

$$m_{1} = x_{2}, \quad m_{2} = \frac{\mu}{1 + \alpha_{2} x_{1}^{2}} x_{2} + \frac{\omega^{2}}{1 + \alpha_{2} x_{1}^{2}} x_{1} + \frac{\alpha_{1}}{1 + \alpha_{2} x_{1}^{2}} x_{1}^{3} + \frac{\alpha_{2}}{1 + \alpha_{2} x_{1}^{2}} x_{1} x_{2}^{2},$$

$$b_{22} = \lambda E [Y^{2}] (\frac{\eta}{1 + \alpha_{2} x_{1}^{2}})^{2}, \quad b_{33} = \lambda E [Y^{3}] (\frac{\eta}{1 + \alpha_{2} x_{1}^{2}})^{3}, \quad \cdots$$

$$b_{nn} = \lambda E [Y^{n}] (\frac{\eta}{1 + \alpha_{2} x_{1}^{2}})^{n} \circ$$

上式中:E[·]为数学期望符号。

此外,广义 FPK 方程的初始条件与边界条件分别为

$$\begin{array}{c}
p(\mathbf{x},t|x_{0},t_{0}) = p(\mathbf{x},t_{0}) = \delta(\mathbf{x}-x_{0}), \\
\lim_{\epsilon \to \pm \infty} \frac{\partial}{\partial \mathbf{x}} p(\mathbf{x},t|x_{0},t_{0}) = 0, \\
\end{array}$$
(18)

由于广义 FPK 方程中存在无穷阶偏导数项,通常需经过适当截断对其进行数值求解。

2 径向基神经网络法

一种求解广义 FPK 方程的径向基神经网络法^[22]如下。假设式(17)的瞬时解为

$$p^*(\boldsymbol{x},\boldsymbol{q}(k)) = \sum_{j=1}^N q_j(k) Q_j(\boldsymbol{x},\mu_j,\sigma_j) \quad (19)$$

式(19)中:N为激活函数的个数; $\sigma_j = (\sigma_{j,1}, \sigma_{j,2}), \mu_j = (\mu_{j,1}, \mu_{j,2})$ 分别为第 j个激活函数的标准差与中 心; $q(k) = (q_1(k), q_2(k), \dots, q_N(k))$ 为一组时变的未定权值系数,k为时间步数,时刻 $t = k \Delta t, \Delta t$ 为时间 步长, $k = 1, 2, \dots, n; Q_j(x, \mu_j, \sigma_j)$ 为激活函数,其多元高斯函数形式为

$$Q_j(\boldsymbol{x},\mu_j,\sigma_j) = \prod_{i=1}^2 \frac{1}{\sqrt{2\pi\sigma_j^2}} \cdot \exp\left[-\frac{(x_i-\mu_j)^2}{2\sigma_j^2}\right].$$
 (20)

瞬时解(式(19))和多元高斯函数(式(20))满足归一化条件,即

$$\begin{cases} \int_{\mathbf{R}^{2}} p^{*}(\mathbf{x}, \mathbf{q}(k)) d\mathbf{x} = 1, \\ \\ \int_{\mathbf{R}^{2}} Q_{j}(\mathbf{x}, \mu_{j}, \sigma_{j}) d\mathbf{x} = 1. \end{cases} \end{cases}$$
(21)

据此,可进一步推导出 q(k)的约束条件为

$$\sum_{j=1}^{N} q_j(k) = 1$$
 (22)

利用有限差分法,式(17)左边时间导数项可近似为

$$\frac{\partial p^*}{\partial t} = \frac{1}{\Delta t} \left[p^* \left(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{q}(k+1) \right) - p^* \left(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{q}(k) \right) \right] + \tau_t \,. \tag{23}$$

式(23)中:τ_i为与一阶有限差分近似相关的截断误差。

将瞬时解(式(19))和式(23)代入式(17),可得到局部误差为

$$e(\mathbf{x}, \mathbf{q}(k)) = -p^*(\mathbf{x}, \mathbf{q}(k)) + p^*(\mathbf{x}, \mathbf{q}(k-1)) + K[p^*(\mathbf{x}, \mathbf{q}(k))]\Delta t =$$

http://hdxb.hqu.edu.cn/

$$p^*(\boldsymbol{x}, \boldsymbol{q}(k-1)) + \sum_{j=1}^N q_j(k) w_j(\boldsymbol{x})_{\circ}$$
(24)

式(24)中:

$$v_j(\mathbf{x}) = -Q_j(\mathbf{x}, \mu_j, \sigma_j) + K[Q_j(\mathbf{x}, \mu_j, \sigma_j)] \Delta t_{\circ}$$
⁽²⁵⁾

利用采样技术,建立损失函数,有

$$L(\boldsymbol{q}(k)) = \frac{1}{N_{\rm S}} \sum_{i=1}^{N_{\rm S}} e^2(x_i, \boldsymbol{q}(k))_{\circ}$$
(26)

式(26)中:Ns为样本点数。

结合约束条件(式(22)),构造一个扩展损失函数为

$$L_{s}(\boldsymbol{q}(k)) = L(\boldsymbol{q}(k)) + r(k) \left(\sum_{j=1}^{N} q_{j}(k) - 1\right) = \boldsymbol{z}^{\mathrm{T}}(k) \boldsymbol{B} \boldsymbol{z}(k) - \boldsymbol{z}^{\mathrm{T}}(k) \left(\boldsymbol{c}_{1}(k) - \boldsymbol{c}_{2}\right) + g(k-1)_{\circ}$$
(27)

式(27)中:r(k)为拉格朗日乘子;权值向量 $z(k) = [q_1(k), q_2(k), \cdots, q_N(k), r(k)]^T$;向量 $c_2 = [0, 0, \cdots, 1]^T$;参数 $g(k-1) = \frac{1}{N_s} \sum_{i=1}^{N_s} p^{*2}(x_i, q(k-1));$ 矩阵 **B**,向量 $c_1(k)$ 分别为

$$\boldsymbol{B} = \begin{bmatrix} \frac{1}{N_{\rm s}} \sum_{i=1}^{N_{\rm s}} [w_{j}(x_{i})][w_{j}(x_{i})]^{\rm T} & \vdots \\ 1 \\ 0 & \cdots & 0 & 0 \end{bmatrix}, \quad \boldsymbol{c}_{1}(k) = \begin{bmatrix} \frac{2}{N_{\rm s}} \sum_{i=1}^{N_{\rm s}} [w_{j}(x_{i})][Q_{j}(x_{i})]^{\rm T} & \vdots \\ 0 \\ 0 & \cdots & 0 & 0 \end{bmatrix}.$$

式(27)最小化的必要条件为

$$\frac{\partial L_s}{\partial \boldsymbol{z}(k)} = (\boldsymbol{B} + \boldsymbol{B}^{\mathrm{T}})\boldsymbol{z}(k) + \boldsymbol{c}_1(k) - \boldsymbol{c}_2 = 0_{\circ}$$
(28)

求解式(28),可得最优权值系数为

$$\boldsymbol{z}^{*}(\boldsymbol{k}) = (\boldsymbol{B} + \boldsymbol{B}^{\mathrm{T}})^{-1} [\boldsymbol{c}_{2} - \boldsymbol{c}_{1}(\boldsymbol{k})]_{\circ}$$
(29)

将最优权值系数 q*(k)代入瞬时解中,可得系统的瞬态概率密度函数为

$$p(x_{1},k) = \int_{-\infty}^{\infty} p^{*}(x_{1},x_{2},\boldsymbol{q}^{*}(k)) dx_{2},$$

$$p(x_{2},k) = \int_{-\infty}^{\infty} p^{*}(x_{1},x_{2},\boldsymbol{q}^{*}(k)) dx_{1}.$$
(30)

3 数值结果分析

为保证文中方法的精度和有效性,采用蒙特卡罗模拟(MCS)结果进行对比验证。高墩部分参数为 $H_0 = 172 \text{ m}, d = 13.04 \text{ m}, \rho = 2500 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}, E = 30 \text{ GPa}, I = 1419.32 \text{ m}^4, C_m = 1.0, \rho_w = 1000 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}, \mu = 0.001$ 。此外,采用的蒙特卡罗模拟样本数为 1.0×10^9 。

首先,设置初始概率密度满足正态分布,将中心域 $\Omega_{G} = [-2,2] \times [-8,8]$ 统一划分为 50×50 的网格,取网格节点作为激活函数的中心,则激活函数的个数 $N = 50 \times 50$ 。类似地,样本域 $\Omega_{S} = [-4,4] \times [-16,16]$ 可划分为 100×100 的网格,样本点的个数 $N_{S} = 100 \times 100$,时间步长 $\Delta t = 0.1$ s。需注意,在以下参数分析中,可根据具体情形对样本域进行细致调整,以保证计算结果的精度。同时,考虑到高阶偏导数项对广义 FPK 方程的贡献很小,现仅保留前 8 阶项。

在泊松与高斯白噪声激励下(等强度 $I_P = \lambda E[Y^2] = D = 0.1$),高斯和泊松情形瞬态响应的结果如 图 3 所示。图 3 中: λ 为平均到达率; $E[Y^2]$ 为均方值;D 为高斯激励强度;符号表示模拟结果;直线表示 理论解,下文类似。由图 3 可知:在泊松白噪声激励下,系统的响应略小于相应的高斯白噪声激励情形, 但随着平均到达率 λ 的增加(如当 $\lambda = 25$ 时),两种结果几乎重合,这说明以往研究采用的高斯白噪声波 浪模型的响应结果偏大,导致高墩结构的设计偏保守,同时也说明在激励强度不变的情况下,泊松白噪

07





图 3 泊松和高斯情形瞬态响应对比图(t=440 s)

Fig. 3 Comparison of transient response between Poisson and Gaussian scenarios (*t*=440 s)
不同浸入比(*h*/*H*₀)的参数,如表1所示。在泊松白噪声激励下,不同浸入比的位移边缘概率密度
函数,如图4所示。由图4(a)可知:随着*h*/*H*₀增大,位移边缘概率密度函数曲线向两边扩散,呈扁平化
趋势,放大了系统的响应,结构的振动位移分布偏向于更大值,可能会引起高墩结构的失效,在实际工程
设计中需引起重视。由图4(b)可知:随着时间变化,出现概率峰值向另一个更小的概率峰值过渡的现象,随着*h*/*H*₀增大,位移边缘概率密度函数形态发生拓扑结构改变,图像由单峰变为双峰,这意味着较

大的浸入比参数会诱导系统发生随机 p-分岔,使系统从原先的单稳定状态转变为双稳定状态,激发了 结构振动的不稳定性,增加了极端振动事件发生的概率,不利于高墩的设计及振动控制。对比模拟结 果,理论解均具有较高的精度,验证了径向基神经网络法在预测高墩系统瞬态响应方面的有效性。

> 表 1 不同浸入比的参数 Tab. 1 Parameters of different immersion ratios

$h/H_{\scriptscriptstyle 0}$	m	λ	$E \llbracket Y^2 rbracket$	ω^2	α_1	α_2	η
0.5	0	5	0.02	12.116 4	73.550 2	8.360 2	0.087 4
0.8	0	5	0.02	10.657 8	64.696 3	7.353 8	0.277 2
1.0	0	5	0.02	8.830 3	53.602 5	6.092 8	0.410 6
$(x^{\prime})d$	$\begin{array}{c} 35 \\ 28 \\ -21 \\ -14 \\ -7 \\ -0 \\ -0.4 \\ -0.2 \end{array}$	h n n n n	$h/H_0=0.5$ $h/H_0=0.8$ $h/H_0=1.0$ 0.2 0.4	$ \begin{array}{c} 5 \\ 4 \\ - \\ 3 \\ 2 \\ - \\ 1 \\ 0 \\ -1.2 \end{array} $	-0.6 0 x ₁	h/H ₀ =0.5	-1.0 1.2
		(a) $t = 5 s$			(b) $t = 440$	s(稳态)	
		图 4	不同浸入比的位	移边缘概率密度	更函数		

Fig. 4 Probability density functions of displacement edges for different immersion ratios

不同质量比(*m*)的参数,如表2所示。保持 *h*/*H*₀=1不变,不同质量比下系统的位移边缘概率密度函数,如图5所示。

表 2 不同质量比的参数 Tab. 2 Parameters of different mass ratios

m	h/H_0	λ	$E[Y^2]$	ω^2	α_1	α_2	η
0	1	5	0.02	8.830 3	53.602 5	6.092 8	0.410 6
0.05	1	5	0.02	7.352 2	29.599 1	5.584 3	0.440 6
0.10	1	5	0.02	6.291 5	14.580 2	5.161 5	0.471 1

http://hdxb. hqu. edu. cn/



图 5 不同质量比下的位移边缘概率密度函数

Fig. 5 Probability density functions of displacement edges for different mass ratios

由图 5 可知:质量比对系统位移边缘概率密度函数的影响规律与浸入比类似,随着 m 的提高,位移 边缘概率密度函数峰值均呈现出不断下降的趋势,系统的响应被放大;位移边缘概率密度函数随时间的 演化规律与浸入比情形基本一致,但质量比情形下概率图像出现的双峰状更为陡峭,且陡峭程度随 m 的增大而增大,这说明质量比的增加会使系统处于更加不稳定的状态,增加了结构可靠性降低的可能 性,从而引发高墩结构失稳甚至破坏等安全问题。

综上所述,浸入比和质量比是深水桥墩优化设计的两个重要参数,在深水高墩结构的实际优化设计 中,可通过适当减小这两个参数,以实现结构更好的动力响应控制和抗振性能。

4 结论

利用达朗贝尔原理和伽辽金法建立非高斯波浪力作用下高墩结构的非线性随机动力学方程。在此基础上,采用径向基神经网络法求解广义 FPK 方程,得到系统响应概率密度函数的理论解,探究浸入比和质量比对系统响应的影响规律。结果表明,深水高墩结构响应随着 h/H。和 m 的增大而增加,在实际工程设计中要权衡这两个重要参数的影响;波浪激励模型的选取对高墩结构设计有着重要影响,采用高斯白噪声波浪模型会导致设计偏于保守。文中结果可为深水高墩的优化设计提供一定的参考,所得的半解析理论解在结构设计和振动控制方面也有着很大的潜力,可被进一步开发和应用。

参考文献:

- [1] ISTRATI D, BUCKLE I, LOMONACO P, et al. Deciphering the tsunami wave impact and associated connection forces in open-girder coastal bridges[J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2018, 6(4):148. DOI:10.3390/ jmse60-40148.
- [2] TI Zilong, ZHANG Mingjin, LI Yongle, et al. Numerical study on the stochastic response of a long-span sea-crossing bridge subjected to extreme nonlinear wave loads [J]. Engineering Structures, 2019, 196: 109287. DOI: 10. 1016/j. engstr-uct. 2019. 109287.
- [3] HUANG Bo,LUO Wenlong, REN Qingyang, et al. Random wave forces on the submerged box-girder superstructure of coastal bridges based on potential flow theory[J]. Ocean Engineering, 2022, 248:110739. DOI:10.1016/j. oceaneng. 2022. 110739.
- [4] WEI Kai, HONG Jie, JIANG Mochen, et al. A review of breaking wave force on the bridge pier: Experiment, simulation, calculation, and structural response[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering (English Edition), 2022,9(3):407-421. DOI:10.1016/j.jtte.2021.03.006.
- [5] FANG Chen, TANG Haojun, LI Yongle, et al. Stochastic response of a cable-stayed bridge under non-stationary winds and waves using different surrogate models[J]. Ocean Engineering, 2020, 199:106967. DOI:10.1016/j. oceaneng. 2020. 106967.
- [6] LI Chao, WU Guoyi, LI Luxi, et al. A comprehensive performance evaluation methodology for sea-crossing cablestayed bridges under wind and wave loads[J]. Ocean Engineering, 2023, 280:114816. DOI: 10. 1016/j. oceaneng. 2023. 114816.

- [7] 李忠献,黄信.地震和波浪联合作用下深水桥梁的动力响应[J].土木工程学报,2012,45(11):134-140. DOI:10. 15951/j.tmgcxb.2012.11.002.
- [8] TI Zilong, YOU Hengrui. Time domain boundary element modeling of coupled interaction between ocean wave and elastic bridge pier[J]. Ocean Engineering, 2023, 269:113527. DOI: 10.1016/j. oceaneng. 2022. 113527.
- [9] DING Yang, MA Rui, SHI Yundong, et al. Underwater shaking table tests on bridge pier under combined earthquake and wave-current action[J]. Marine Structures, 2018, 58: 301-320. DOI: 10.1016/j. marstruc. 2017. 12.004.
- [10] YUN Gaojie, LIU Chunguang. Shaking table tests on a deep-water high-pier whole bridge under joint earthquake, wave and current action[J]. Applied Ocean Research, 2020, 103:102329. DOI:10.1016/j. apor. 2020.102329.
- [11] XU Bo, WEI Kai, QIN Shunquan, et al. Experimental study of wave loads on elevated pile cap of pile group foundation for sea-crossing bridges[J]. Ocean Engineering, 2020, 197:106896. DOI:10.1016/j. oceaneng. 2019.106896.
- [12] FANG Qinghe, LIU Jiabin, HONG Rongcan, et al. Experimental investigation of focused wave action on coastal bridges with box girder[J]. Coastal Engineering, 2021, 165:103857. DOI:10.1016/j. coastaleng. 2021.103857.
- [13] ZHAO Z,LOW Y M. Extreme value analysis of high-dimensional Gaussian vector processes[J]. Journal of Sound and Vibration, 2023, 567:118067. DOI:10.1016/j.jsv. 2023.118067.
- [14] ZHU Haitao, GENG Guoqian, YU Yang, et al. Probabilistic analysis on parametric random vibration of a marine riser excited by correlated Gaussian white noises[J]. International Journal of Non-Linear Mechanics, 2020, 126: 103578. DOI:10.1016/j. ijnonlinmec. 2020.103578.
- [15] CHEN Jia, YANG Jianming, SHEN Kunfan, et al. Probability density analysis of nonlinear random ship rolling[J]. Journal of Ocean University of China, 2023, 22(5):1227-1242. DOI:10.1007/s11802-023-5323-0.
- [16] ZENG Yan, ZHU Weiqiu. Stochastic averaging of quasi-nonintegrable-Hamiltonian systems under Poisson white noise excitation[J]. Journal of Applied Mechanics, 2011, 78(2):021002. DOI:10.1115/1.4002528.
- [17] ER Guokang, ZHU Haitao, IU V P, et al. Probability density function solution to nonlinear ship roll motion excited by external Poisson white noise [J]. Science China Technological Sciences, 2011, 54: 1121-1125. DOI: 10. 1007/ s11431-011-4342-z.
- [18] SONG Xiancang, JIA Yonggang, WANG Shuqing, et al. A modified straightforward spectral representation method for accurate and efficient simulation of the stationary non-Gaussian stochastic wave[J]. Ocean Engineering, 2020, 205:107308. DOI:10.1016/j. oceaneng. 2020.107308.
- [19] PRATIHER B, DWIVEDY S K. Nonlinear response of a soft magneto elastic cantilever beam with end mass under static and dynamics magnetic field[J]. Journal of Vibration and Control, 2011, 17(9): 1394-1406. DOI: 10. 1177/ 1077546309-358972.
- [20] KUMAR P,NARAYANAN S,GUPTA S. Stochastic bifurcation analysis of a duffing oscillator with coulomb friction excited by poisson white noise[J]. Procedia Engineering, 2016, 144: 998-1006. DOI: 10. 1016/j. proeng. 2016. 05. 032.
- [21] LIU Weiyan, YIN Xunru, GUO Zhongjin, et al. Feedback stabilization of quasi nonintegrable Hamiltonian systems under combined Gaussian and Poisson white noise excitations[J]. Probabilistic Engineering Mechanics, 2023, 71: 103407. DOI:10.1016/j. probengmech. 2022. 103407.
- [22] 叶文伟,陈林聪,孙建桥. 泊松白噪声激励下强非线性系统的半解析瞬态解[J]. 力学学报,2022,54(12):3468-3476. DOI:10.6052/0459-1879-22-381.

(责任编辑: 钱筠 英文审校: 方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202401014



长期堆载预压处理软土地基效果评价

汪智慧¹,辛全明^{1,2},孔志军²,蔡奇鹏², 佘小康¹,曹洋¹,涂兵雄²

(1. 中国建筑东北设计研究院有限公司, 辽宁 沈阳 110006;
 2. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021)

摘要: 为评估某园区 10 a 长期堆载预压后,场地后续沉降对拟建管线的影响,通过室内试验和现场试验对 堆载预压处理后的场地进行系统评价,分别采用双曲线法与有限元法对后续沉降进行预测。结果表明:场地 堆载预压 10 a 后各地层物理力学参数明显改善,但其中淤泥层性质相对较差,是场地后续沉降发生的主要地 层;经过 10 a 堆载,场地主固结沉降基本完成,固结度达到 95.5%,说明长期堆载预压效果较好;对于堆载多 年后的场地,在进行后续沉降数值计算时,采用弹性模型并选用现场试验获得的参数进行计算,计算结果与实 测数据较好吻合,场地剩余平均沉降量在 15.4 cm 左右;园区道路管线可采取常规预防措施。 关键词: 长期堆载预压;固结沉降;软土地基;有限元法;双曲线法

中图分类号: TU 472 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0241-07

Evaluation of Long-Term Preloading Effects on Soft Soil Foundation

WANG Zhihui¹, XIN Quanming^{1,2}, KONG Zhijun², CAI Qipeng², SHE Xiaokang¹, CAO Yang¹, TU Bingxiong²

China Northeast Architectural Design and Research Institute Limited Company, Shenyang 110006, China;
 Collage of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: In order to evaluate the effects of ground subsequent settlement on newly constructed pipeline after 10 years of long-term preloading, systematic evaluation of the site is conducted by indoor and on-site tests, and hyperbolic method and finite element method are used to predict subsequent settlement, respectively. The results show that the physical and mechanical parameters of each layer improve significantly after 10 years of preloading on the site, but the properties of the silt layer are relatively poor, which is the main stratum for subsequent settlement of the site. The main consolidation has basically completed after 10 years of preloading, with a consolidation degree of 95.5%, which indicates that the effect of long-term preloading is preferable. For the site loaded for many years, an elastic model is used for subsequent settlement numerical calculations, and parameters obtained from on-site experiments are selected for calculation, the calculation results are in

收稿日期: 2024-01-18

通信作者: 蔡奇鹏(1982-),男,教授,博士,博士生导师,主要从事岩土与地下工程的研究。E-mail:cqp@hqu.edu. cn。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(52378342,52308400);福建省科技计划资助项目(2022Y4015);福厦泉国家自主创新示范区协同创新平台项目(3502ZCQXT2022002);中建股份科技研发计划资助项目(CSCEC-2020-Z-57)

good agreement with the measured data, and the remaining average settlement of the site is about 15.4 cm. Conventional preventive measures can be taken for road pipelines in the park.

Keywords: long-term preloading; consolidation settlement; soft soil foundation; finite element method; hyperbolic method

东南沿海地区软土分布广泛,具有含水量高、土质疏松、压缩性高、抗剪强度低等缺点^[1-3]。软土作 为不良地基容易出现不均匀沉降,危害上部建筑物^[4-6]。根据建设工程的特点,可采用堆载预压法、真空 预压法、真空联合堆载法、强夯法、高真空击密法等方法对地基进行处理,其中,堆载预压法因施工便捷、 操作简单、对各类软基都具有一定的加固效果^[7-9],受到广泛的应用。

针对软土堆载预压固结沉降,学者们进行了一系列研究。目前常采用数值模拟方法,或者 e-lg p 曲 线法(e 为孔隙比;p 为压力)、三点法、Asaoka 法及双曲线法等拟合方法进行沉降预测。余景良等^[10]采 用 FLAC3D 软件分析了堆载预压处理软土地基的沉降规律,结合动态模糊神经网络对软土地基未来沉 降进行研究。张国联等^[11]基于 ABAQUS 有限元软件建立三维塑料排水板处理软土地基分析模型。李 少和等^[12]对比分析了 e-lg p 曲线法、三点法、Asaoka 法及双曲线法的预测结果,结果表明以上 4 种方法 均能较准确地预测地基沉降。郎向伟^[13]分析了软土地基达到堆载临界填土高度后,沉降速率控制指 标、水平位移控制指标、孔隙水压力控制指标及 Δh/Δs_i 控制指标的变化规律,确定了各指标控制范围。

众多研究表明,堆载预压处理地基能较好地提高承载力和稳定性,是一种效果显著的地基处理方法。因此,本文结合东南沿海某软土地基处理工程,通过现场静力触探、平板载荷、十字板剪切及室内固结压缩等试验,结合数值模拟、双曲线法及实测沉降结果,探讨10a长期堆载预压对滨海软土地基的加固效果,为后续工程的设计、施工提供参考依据。

1 工程概况

选择某滨海软土地基堆载预压工程项目,场地为典型的滨海软土层。该项目主体建筑物采用桩基础且嵌固到稳定地层中,建筑物基本不受软土固结沉降的影响。配套的附属设施(如景观、挡墙)、市政管网等多位于地表或浅部地层中,受场地沉降和不均匀沉降的影响较大,并关系到后期的运营维护,需要对场地开展固结沉降评估。为获取10a长期堆载预压后各土层的工程特性,现场进行了勘探钻孔,9个勘探钻孔(1♯~9♯)位置,如图1所示。根据现场勘探揭露情况及室内土工试验结果,场地地层从上至下依次为素填土、填砂、淤泥、细砂、粉质粘土、淤泥质粘土、中砂、粉质粘土、粗砂及砾质粘性土。





2 地基加固效果评价

2.1 静力触探结果

9个勘探钻孔位置上,现场静力触探试验测得的变形模量(E_o),如表1所示。由表1可知:经10 a 堆载预压处理后,各钻孔位置主要软土层变形模量较堆载前均有提升,其中,粉质粘土的平均变形模量 最大(4.4 MPa),淤泥质粘土的平均变形模量次之(3.7 MPa),淤泥的平均变形模量最小(3.3 MPa)。 在5 # 和 8 # 钻探孔位置上,粉质粘土和淤泥质粘土的变形模量相同且均大于淤泥的变形模量。在后期 建设过程中,须重点关注淤泥层的沉降。

	表 1 静力触探试验测得的变形模量
Tab. 1	Deformation modulus measured by static contact tests

上日					Η	E _o /MPa				
工运	1#	2 #	3 #	4 #	5 #	6 #	7#	8 #	9 #	堆载前
淤泥	3.1	3.1	3.4	3.4	2.4	3.1	2.8	3.1	2.8	1.9
粉质粘土	4.9	4.6	4.1	4.6	3.7	4.6	4.1	4.1	4.9	3.7
淤泥质粘土	3.7	3.7	3.7	3.7	3.7	4.1	3.1	4.1	3.1	2.4

2.2 平板载荷试验

为了检验经过 10 a 堆载预压后的地基承载力情况,现场开展了一系列的平板载荷试验,由于 1 #, 5 # 和 6 #;2 # 和 4 #;7 # 和 8 # 钻孔地层基本一致,根据地层情况、堆载影响深度等,只对部分钻孔进 行分析,平板载荷试验结果,如表 2 所示。表 2 中: *f*_{ak}为地基承载力特征值;S 为最大荷载对应沉降。

由表 2 可知:堆载预压区域各钻孔位置的地基承载 力均超过 100 kPa,根据附属设施承载力要求,加固后的 地基承载力需达到 100 kPa,故场地满足设计要求。同时 可以看到,各钻孔地层变形模量存在差异,并且相对各钻 孔软土层增大,主要是砂土等分布差异影响。

表 2	平板载荷试验结果	

1 ab. 2	rest re	Test results of plate load					
参数	1 #	2 #	3 #	8#			
$f_{ m ak}/{ m kPa}$	176	176	176	132			
S/mm	2.95	3.26	4.44	4.71			
$E_{\rm o}/{ m MPa}$	32.6	29.5	21.6	15.3			

2.3 十字板剪切试验

上日					$C_{\rm u}/{ m kPa}$			
工伝 -	1#	2 #	3#	4 #	5#	6 #	7#	堆载前
淤泥	30.1	41.0	39.1	42.0	40.6	40.7	41.2	15.0
粉质粘土	53.8	81.4	72.0	57.5	72.0	60.2	63.5	40.9
淤泥质粘土	32.1	44.8	35.9	55.7	49.8	41.0	43.0	29.3

表 3 十字板剪切试验结果 Tab. 3 Test results of vane shear

2.4 室内试验

孔隙比是土的重要物理性质指标,通常用来评价天然土层的密实程度,通过室内试验获得不同土层的孔隙比,如表4所示。 表4 不同土层的孔隙比

由表4可知:经过10 a 堆载预压,该 区域固结排水进程较久,固结后各层土体 的孔隙比相对较小,其中,粉质粘土2的 孔隙比相较堆载前变化较小,说明粉质粘 土2土层中的孔隙水含量小,堆载期间固 结沉降较小。而淤泥及淤泥质粘土经过 10 a 堆载预压,孔隙比有较大的变化,但

Tab. 4 Pore ratios of different soil layers

上日			е		
工伝	1#	2 #	3 #	8#	堆载前
淤泥	1.840	1.686	1.556	1.139	2.296
粉质粘土1	0.874	1.426	—	0.979	1.518
淤泥质粘土	1.330	1.358	1.358	1.650	1.965
粉质粘土2	1.088	_	1.088	1.088	1.132

堆载预压后两个土层的孔隙比仍较大,含水量较高,表明其抗剪强度较低,压缩性较高,这与现场静力触 探试验结果趋势一致。

同时,还对场地主要软土的含水率、密度及压缩模量进行测定。测得淤泥含水率、密度及压缩模量的平均值分别为58.3%,1.64g·cm⁻³,2.3MPa;淤泥质粘土含水率、密度及压缩模量的平均值分别为

51.9%,1.66 g·cm⁻³,2.4 MPa;粉质粘土含水率、密度及压缩模量的平均值分别为 28.1%,1.88 g·cm⁻³,6.5 MPa。软土这三项参数均较堆载前有所改善。

3 地基固结沉降研究

3.1 双曲线法地基堆载预压固结沉降计算

根据现场沉降的监测数据,采用双曲线法^[9]对最终沉降量进行预测。双曲线法是目前应用较为广 泛的一种方法,最早由尼奇波罗维奇提出,其理论公式为

$$S_t = \frac{t}{a+t} \cdot S_{\infty} \,. \tag{1}$$

式(1)中: S_t 为t时刻的实测沉降量; S_{∞} 为地基最终沉降量;a为经验参数。

对式(1)进行时间的求导,可得到任意时刻 t 的沉降速率为

$$\dot{S}_t = \frac{a}{(a+t)^2} S_{\infty} \,. \tag{2}$$

式(2)中: S_t 为t时刻的沉降速率。

2019 年 12 月至 2021 年 7 月,3 # 钻孔邻近测点的沉降监测数据,如表 5 所示。表 5 中:X,Y 表示 监测点在平面上的坐标;H₁ 为原高程;H₂ 为现高程;S_j 为沉降量;v_a 为平均沉降速率;v_{qa}为区域平均沉 降速率。

表 5 3 # 钻孔邻近测点的沉降监测数据

Tab. 5 Settlement monitoring data of adjacent measuring points of borehole	3‡
----------------------------------------------------------------------------	----

监测点	Y	X	H_1	H_2	$S_{ m j}/ m mm$	$v_{\rm a}/{ m mm}$ • ${ m a}^{-1}$	$v_{\rm qa}/{ m mm}$ • ${ m a}^{-1}$
1	38 404 020.39	2 450 295.443	5.110	5.105	5	3.2	13.1
2	38 404 039.10	2 450 301.632	5.020	5.006	14	8.8	13.1
3	38 404 047.99	2 450 308.858	5.040	4.996	44	27.8	13.1
4	38 404 058.53	2 450 319.151	4.990	5.001	11	6.9	13.1
5	38 404 066.10	2 450 323.222	5.050	5.043	7	4.4	13.1
6	38 404 084.00	2 450 330.416	5.210	5.238	28	17.7	13.1
7	38 404 098.25	2 450 335.390	5.270	5.248	22	13.9	13.1
8	38 404 133.19	2 450 350.859	5.090	5.055	35	22.1	13.1
9	38 404 142.07	2 450 353.557	5.130	5.092	38	24.0	13.1
10	38 404 154.88	2 450 363.043	5.160	5.157	3	1.9	13.1

根据表 5 的沉降监测数据,推算得到 3 ♯ 钻孔位置地基的最终沉降量为 286.6 cm,经验参数 *a* 为 0.477 2,沉降量计算公式及沉降速率计算公式分别为

$$S_t = \frac{t}{0.477\ 2+t} \times 286.6, \tag{3}$$

$$\dot{S}_{t} = \frac{0.477\ 2}{(0.477\ 2+t)^{2}} \times 286.6\,.$$
(4)

基于双曲线法,推测该场地地基堆载预压从 2011 年 4 月(t=0)至 2021 年 7 月的 10.2 a 期间沉降 速率约为 12.0 mm • a⁻¹,位于表 5 中各点的平均沉降速率 1.9~27.8 mm • a⁻¹之间,且与区域平均沉 降速率 13.1 mm • a⁻¹接近。双曲线法测得 2019 年 12 月至 2021 年 7 月的沉降量为 21.7 mm,与表 5 所有监测点位平均监测沉降量 20.7 mm 接近,因此,可采用双曲线法计算沉降量。已完成固结沉降为 273.8 cm,固结度达到 95.5%,剩余沉降量为 12.8 cm,满足设计要求。

根据双曲线法的推算结果可知,2021 年 7 月往后 20 a 的沉降量约为 8.3 cm,平均沉降速率约为 0.4 cm \cdot a⁻¹。

3.2 拟建项目场地后续固结沉降的数值模拟研究

为进一步评估拟建项目场地的后续固结沉降,2021年7月对该场地进行详细的勘察取样、土工试验和原位测试,这些测试数据为场地后续固结沉降的数值模拟计算提供了重要的计算参数。

3.2.1 本构模型的选择 描述土体应力-应变关系的本构模型主要包括线弹性模型和弹塑性模型。

http://www.hdxb.hqu.edu.cn

弹性模型是基于广义胡克定律的模型,当应力水平较低时,弹性模型可较好地模拟岩土介质材料的 性态。Roscoe 等^[14]基于应力、应变、孔隙比3个重要变量,建立了修正剑桥(MCC)土体本构模型,适用 于正常固结和轻微超固结粘土。该模型中,方程形式简单,便于进行数值计算,且符合热力学基本原理, 对应的耗散势函数形式简单且意义明确^[15]。而摩尔-库伦(Mohr-Coulomb,M-C)塑性模型主要适用于 在单调载荷下颗粒状材料,在岩土工程中应用非常广泛。为了确定分析时现场土体属于弹性或弹塑性 状态,采用 ABAQUS 有限元软件,分别进行弹性和弹塑性数值模拟研究,弹性分析时,模型仅采用线弹 性本构模型;弹塑性分析时,根据土体不同性质分别选择弹塑性本构模型。

3.2.2 数值计算模型设置 数值计算中,取宽度为1m、总深度为H的土体进行简化计算。土体底面 不排水,仅有顶面排水。数值分析过程中,选取1#(与5#和6#钻孔基本一致),2#(与4#钻孔基本 一致),3#,8#(与7#钻孔基本一致)钻孔为代表,分别建立计算模型。

采用弹性本构模型进行分析时,进一步对比了基于一维固结试验和基于原位静力触探试验获得的 模量。采用一维固结试验获得压缩模量(E_s);采用原位静力触探试验获得变形模量,其他参数均保持 一致。土层模型计算参数,如表6所示。表6中:H为总深度;E_s为压缩模量;E_o为变形模量;v为泊松 比;k 为渗透系数;e 为孔隙比;上标"*"表示根据前期勘察结果得到的经验值。

土层	H/m	$E_{ m s}/{ m MPa}$	$E_{ m o}/{ m MPa}$	ν	k/m • s^{-1}	е
素填土	6.3	4.3*	14.1	0.30	1.74×10^{-5}	0.830
淤泥	10.1	2.3	3.4	0.45	1.61×10^{-9}	1.556
淤泥质粘土	6.0	2.4	3.7	0.40	3.90 $\times 10^{-9}$	1.358
中砂	2.4	5.0*	21.8	0.30	2.43 $\times 10^{-4}$	1.000
粉质粘土	1.3	6.5	6.2	0.32	3.60 $\times 10^{-9}$	1.088
粗砂	3.1	8.0*	23.7	0.30	2.90×10 ⁻⁴	0.900*
砾质粘性土	4.0	8.0*	24.0	0.25	1.74×10^{-6}	0.734*

表 6 土层模型计算参数

Tab. 6 Calculation parameters of soil layer model

采用弹塑性本构模型进行分析时,粘性土采用 MCC 本构模型,其余土体采用 M-C 本构模型。M-C 模型和 MCC 模型的计算参数,如表 7 所示。表 7 中:φ 为摩擦角;ψ 为剪胀角;c 为黏聚力;λ 为对数硬化 模量;κ 为对数体积模量;M 为破坏常数;e 为孔隙比;上标"*"表示根据前期勘察结果得到的经验值。

数值模拟计算的起始时间为 2021 年 7 月,选用这一时间测得的计算参数进行计算,考察其后 20 a 的地基沉降量。模型地表设为排水边界。数值模拟过程中,根据三轴剪切试验确定摩尔-库伦模型的主要参数,根据 e-ln p 曲线获得修正剑桥模型的主要参数,同时横向对比不同钻孔在相同土层、相同深度条件下的室内试验参数,从而避免由于单一指标的随机性而影响计算结果的稳定。

表 7	M-C模型和	MCC 模型	的计算参数	

上日	M-C 模型			上日	MCC 模型				
上居	$arphi/(\degree)$	$\psi/(\degree)$	c/kPa	上居	λ	κ	M	е	
素填土	15.2	7.6	23.6	淤泥	0.181	0.034	0.83	1.660	
中砂	25.0*	12.5*	5.0*	淤泥质粘土	0.158	0.029	0.55	1.450	
粗砂	25.0*	12.5*	5.0*	粉质粘土	0.141	0.026	0.68	1.168	
砾质粘性土	21.4	10.0	24.0						

Tab. 7 Calculation parameters of M-C model and MCC model

3.2.3 固结沉降结果分析 以3♯钻孔为例,分别采用弹性分析和弹塑性分析进行地基沉降预测研 究。3♯钻孔位置堆载预压(2021年7月)后20a地基的沉降预测模拟曲线,如图2所示。图2中:S_a为 沉降量;t为时间。

由图 2 可知:采用弹塑性分析预测 20 a 后地基的剩余沉降量高达 86.4 cm,远大于双曲线法计算的 最终沉降量,且根据理论计算结果(表 5),随着固结度的增大,未来 20 a 区域平均沉降量不超过 26.2 cm。根据弹性分析法并采用室内试验所获得的参数,计算得到 20 a 后的地基沉降量比双曲线法的预测 结果高出约 2.06 倍。当基于现场试验获得的计算参数开展弹性数值分析时,自 2021 年 7 月起未来 20 a地基沉降量为 13.6 cm,并且趋于稳定,这与双曲线法的预测剩余沉降量 12.8 cm 基本一致。

采用弹塑性模型进行场地沉降预测结果偏大,原因主要是场地经过10 a 的堆载预压,固结度较高。 当以此时作为自重固结数值模拟的起始时刻,并选取重新勘探的土体参数,在无新增堆载的情况下,土 体主要发生弹性变形,因此,与弹塑性模型的计算结果有较大差异。采用现场试验获得的参数进行弹性 分析更吻合,能更好地消除取样过程和土样运输过程由于扰动所带来的影响。因此,当场地固结度高 时,在自重固结沉降预测模拟过程中,若无较大附加荷载或较大施工荷载干扰的情况下,选用弹性本构 模型并采用现场试验获得参数的分析结果能较准确地模拟拟建项目场地的后续沉降。此外,由图2还 可以发现,该地基堆载预压结束后的7 a 里沉降较大,到10 a 左右该场地地基进入稳定状态。

模拟 3 ♯ 钻孔位置堆载预压后 20 a 地基沉降随深度分布曲线,如图 3 所示。由图 3 可知:随着地基 深度的增大,沉降量逐渐减小,该钻孔位置分析固结沉降的影响深度在 25 m 左右,且在深度为 6~16 m 地层的沉降量(主要是淤泥层的固结沉降)较大。因此,在后续建设过程中应重点关注淤泥层的沉降。







Fig. 2 Simulation curves for settlement prediction of foundations in 20 years after preloading at drilling 3 #

Fig. 3 Distribution curves of foundation settlement with depth in 20 years after preloading at drilling 3 #

根据数值模拟计算结果可知,3 # 钻孔的剩余总沉降量为 13.6 cm,未来 5 a 的沉降量约为 10.9 cm,与双曲线法的计算结果基本一致。采用相同的计算方法可得其他 4 个钻孔位置地基未来 20 a (2021 年 7 月起)的沉降模拟预测结果,如表 8 所示。由于监测数据时间、空间上的不连续,部分测线之间的数据有较大波动,以及测线范围与钻孔位置的偏差等问题,因此,监测和评估工作应成为持续细化的工作。

表 8 各钻孔位置地基未来 20 a 的沉降模拟预测结果

Tab. 8	Prediction	results of	settlement	simulation	for	foundation a	ıt eacl	n drilling	location	in 20	years
--------	------------	------------	------------	------------	-----	--------------	---------	------------	----------	-------	-------

位果		$S_{ m a}/$	cm	
卫直	2 a	5 a	10 a	20 a
1#钻孔	8.5	11.9	14.8	16.2
2#钻孔	12.3	14.9	15.9	16.2
3#钻孔	8.1	10.9	12.6	13.6
8#钻孔	10.9	13.0	14.6	15.7

4 结论

根据现场试验、室内试验、数值模拟,结合理论计算对某软土地基堆载预压工程项目的固结沉降效 果进行评价,得到以下3点结论。

 1)现场和室内试验均表明,先期堆载大部分区域经过长达10a的固结,软土力学参数提升较明显, 但淤泥性质仍较差,固结性较大,是后续主要关注土层。部分钻孔试验区域物理力学参数及承载力较 差,场地承载力分布不均匀,应引起重视。

2) 双曲线法计算地基在评估前 10.2 a 的沉降量为 273.8 cm,固结度达到 95.5%,场地固结度高, 后期仍可能发生 12.8 cm 的沉降,但对该项目附属设施的影响较小。

http://www.hdxb.hqu.edu.cn

3) 在对后续地基固结沉降的数值模拟计算中,对比分析了弹性模型和弹塑性模型的差异,计算结 果表明,弹性分析结果与项目实际情况较为一致,但须采用现场试验获得的计算参数。若场地在堆载预 压 10 a 后不进行任何处理,则再经过 20 a 后 3 # 钻孔位置仍将 13.6 cm 的沉降量,略大于通过双曲线法 计算的沉降量(8.3 cm)。整个场地地基剩余平均沉降量约为 15.4 cm。

参考文献:

- [1] 邹育麟,李建兴. 排水板堆载预压处理软土路基原位观测试验[J]. 铁道科学与工程学报,2017,14(8):1658-1663. DOI:10.19713/j. cnki. 43-1423/u. 2017. 08. 012.
- [2] 蒋建清,曹国辉,刘热强. 排水板和砂井联合堆载预压加固海相软土地基的工作性状的现场试验[J]. 岩土力学, 2015,36(增刊 2):551-558. DOI:10.16285/j. rsm. 2015. S2. 077.
- [3] 邓礼久,金亮星,罗嘉金.塑料排水板堆载预压法处理软基的固结效果[J].铁道科学与工程学报,2013,10(3):68-72. DOI:10.19713/j. cnki. 43-1423/u. 2013.03.014.
- [4] 刘超.软土地区大面积回填地基地基加固方案分析研究[J].建筑结构,2023,53(增刊1):2984-2987.DOI:10. 19701/j.jzjg.23S1238.
- [5] 杨奕. 堆载预压法处理软土地基的应用研究[J]. 建筑结构, 2022, 52(增刊 2): 2155-2157. DOI: 10. 19701/j. jzjg. 22S2110.
- [6] 何志超,徐永福.长江漫滩沉积软土地基处理施工灾变机制[J].工程地质学报,2023,31(6):2082-2092. DOI:10. 13544/j. cnki. jeg. 2021-0582.
- [7] 刘光庆,葛红斌,刘海旺,等.软土地基填海机场堆载预压沉降预测分析方法[J].工业建筑,2022,52(1):159-164. DOI:10.13204/j.gyjzg20081106.
- [8] 张世民,何瑜琳. 堆载预压和真空堆载联合预压的比较[J]. 土木建筑与环境工程,2016,38(增刊 2):74-78. DOI:10. 11835/j. issn. 1674-4764. 2016. S2. 015.
- [9] 李波,程文亮,项存平,等.大面积堆载预压处理深厚软基工后沉降预测研究[J].岩土工程学报,2021,43(增刊2): 162-165.DOI:10.11779/CJGE2021S2039.
- [10] 余景良,吕言新,李海波.软土地基堆载预压沉降特性及智能化预测研究[J].施工技术,2014,43(11):112-114. DOI:10.7672/sgjs2014110112.
- [11] 张国联,邹海文,王玉奇,等. 堆载预压处理滨海软基三维数值分析[J]. 东北大学学报(自然科学版),2017,38 (12):1780-1784. DOI:10.12068/j.issn.1005-3026.2017.12.023.
- [12] 李少和,黄曼,林群仙. 堆载预压法处理软基沉降实测与理论计算分析[J]. 科技通报,2015,31(9):93-96,111. DOI:10.13774/j. cnki. kjtb. 2015.09.021.
- [13] 郎向伟. 堆载预压法处理软土地基控制指标的分析[J]. 铁道建筑, 2012(8):93-95. DOI:10. 3969/j. issn. 1003-1995. 2012. 08-27.
- [14] ROSCOE K H, THURAIRAJAH A, SCHOFIELD A N. Yielding of clays in states wetter than critical [J]. Géotechnique, 1963, 13(3): 211-240. DOI: 10.1680/geot. 1963. 13. 3. 211.
- [15] 李杭州,张志龙,廖红建,等.结构性土的三维修正剑桥模型研究[J].岩土工程学报,2022,44(增刊1):12-16.DOI: 10.11779/CJGE2022S1003.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202310023

碱激发富镁镍渣淤泥固化土 USC 及机理分析



许利惟^{1,2},陈韩^{1,2},蒋远^{1,2},吴毅轩^{1,2},刘雨菲³,毛文宫⁴

(1. 福建理工大学 地下工程福建省高校重点实验室,福建 福州 350118;
 2. 福建理工大学 土木工程学院,福建 福州 350118;
 3. 福建理工大学 建筑与城乡规划学院,福建 福州 350118;

4. 福建省凯景投资集团有限公司,福建福州 350002)

摘要: 研究固化剂质量分数(固化剂掺量)、淤泥水的质量分数及碱激发剂种类等因素对淤泥固化土无侧限 抗压强度(UCS)的影响,采用扫描电镜(SEM)、X射线能谱(EDS)分析、X射线衍射(XRD)和压汞仪(MIP)分 析淤泥固化土的微观结构,并揭示其作用机理。试验结果表明:碱激发富镁镍渣固化剂能有效固化淤泥土,最 高强度可达702 kPa;由淤泥固化土水化反应生成了钠镁硅铝酸盐聚合物凝胶产物(N-M-A-S),凝胶产物通过 黏结土体颗粒并填充土体孔隙,使淤泥固化土的结构更加致密紧实。

关键词: 富镁镍渣;碱激发;淤泥;无侧限抗压强度;微观机理

中图分类号: TU 43 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0248-07

USC and Mechanism Analysis of Alkali-Activated Magnesium-Rich Nickel Silt-Cured Soil

XU Liwei^{1,2}, CHEN Han^{1,2}, JIANG Yuan^{1,2}, WU Yixuan^{1,2}, LIU Yufei³, MAO Wengong⁴

 Key Laboratory of Underground Engineering of Fujian Province University, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, China;

2. School of Civil Engineering, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, China;

3. College of Architecture and Urban and Rural Planning, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, China;

4. Fujian Kaijing Investment Group Limited Company, Fuzhou 350002, China)

Abstract: The effect of factors such as mass fraction of curing agent (dosage of curing agent), mass fraction of sludge water and alkali-activator type on the unconfined compressive strength (UCS) of silt-cured soil was investigated, and the microstructure of silt-cured soil was analyzed using scanning electron microscope (SEM), X-ray energy dispersive spectroscope (EDS) analysis, X-ray diffraction (XRD) and mercury pressure instrument (MIP), and the mechanism of the action was revealed. The experimental results show that the silt soil is solidified effectively by the alkali-activated magnesium-rich nickel residue curing agent, and the highest strength reaches 702 kPa. Sodium magnesium silicate aluminate polymer gel product (N-M-A-S) is generated from the hydration reaction of silt-cured soil, which makes the structure of the silt-cured soil more compact by bonding

基金项目: 福建省自然科学基金资助项目(2023J01937); 福建省住房和城乡建设厅科学技术计划项目(2022-K-21 4); 大学生创新创业训练计划项目(202310388028)

收稿日期: 2023-10-03

通信作者: 毛文宫(1972-),男,高级工程师,主要从事土木工程材料的研究。E-mail:463493634@qq.com。

soil particles and filling the pores of the soil body.

Keywords: magnesium-rich nickel residue; alkali-activation; silt; unconfined compressive strength; micromechanisms

城市建设、水利工程治理等每年都会产生大量的废弃淤泥无处堆放,大量的淤泥被倾倒入海或填埋 山谷,造成严重的淤泥二次污染。然而,随着城市群建设的快速发展,各城市都不同程度存在土地资源 短缺的问题。因此,将废弃淤泥转变为再生填土材料,是一种经济且环保的方法,不仅能够解决淤泥占 用土地和污染环境的问题,还可为园林工程或路基工程建设提供大量工程材料^[1]。

传统淤泥固化剂中通常含有大量的水泥、石灰等胶凝材料,这些材料的生产过程往往属于高能耗、 高碳排放的活动^[2]。近年来,地质聚合物作为低碳环保类胶凝材料得到快速发展,其原材料来源于成本 低廉的工业固废(粉煤灰、矿渣及钢渣等)^[3],在碱激发材料作用下生成无机胶凝材料,且生产过程中 CO₂的排放量仅为普通硅酸盐水泥的 10%~20%。王东星等^[4]采用不同碱激发剂激发低钙粉煤灰固 化淤泥,结果表明,NaOH 和 Na₂SiO₃的激发效果优异,Na₂CO₃的激发效果有限。吴俊等^[5]采用"一步 法"制备矿渣-粉煤灰基地聚合物固化淤泥质黏土,结果表明,粉煤灰质量过高会降低其抗压强度。周恒 宇等^[6]采用碱激发偏高岭土固化淤泥,结果表明,淤泥固化土强度随碱固比、前驱物掺和 NaOH 质量浓 度提高而增强。孙秀丽等^[7]研究粉煤灰-矿粉基地聚物改性淤泥力学特性与微观结构,结果表明,碱激 发矿渣固化淤泥效果优于碱激发粉煤灰。

以上关于地聚物固化淤泥的研究中,地聚物原材料的来源多以矿渣、粉煤灰为主,而以富镁镍渣为前驱物的地聚物固化淤泥方面的研究内容鲜有报道。镍渣是在冶炼镍铁合金生成过程中排放的固体废弃物,经由水淬急冷形成,具有一定的潜在胶凝活性,可作为硅铝原材料制备地质聚合物^[8]。根据冶炼工艺的不同,镍渣分为高炉镍渣和电炉镍渣^[9],电炉镍渣具有富镁、低钙的特点,也称作富镁镍渣,由于活性低,其资源化利用率一直远低于 Ca 质量分数较高的高炉镍渣。基于此,本文对碱激发富镁镍渣淤泥固化土无侧限抗压强度(UCS)及机理进行分析。

1 试验材料与方案

1.1 试验材料

淤泥取自福建省福州市三江口水系,外观呈黑灰色流塑状,为典型淤泥质土。原状土高温(105 ℃) 烘干至恒重,破碎后过2 mm筛,并保存,其基本物理性质如下:水的质量分数为45.8%;液限为41%; 塑限为21%;液限指数为1.24%;塑限指数为20%;有机质质量分数为12%。淤泥和镍渣的化学组成, 如表1所示。表1中:w 为质量分数。

Tab. 1Chemical composition of silt and nickel residue(unit:)											
材料	$w(SiO_2)$	$w(Al_2O_3)$	w(CaO)	$w(Fe_2O_3)$	w(MgO)	$w(SO_3)$	$w(TiO_2)$	w(MnO)			
淤泥	59.78	24.63	0.71	5.95	1.11	1.90	1.30	0.07			
镍渣	50.98	4.66	1.19	10.37	30.70	_	0.12	0.57			

表 1 淤泥和镍渣的化学组成

(单位:%)

富镁镍渣来源于福建省福州市源鑫环保科技有限公司,外观呈灰黑色颗粒状(粒径为 3~4 mm), 采用扫描电镜(scanning electron microscope,SEM)、X 射线能谱(energy dispersive spectroscop,EDS) 分析、X 射线衍射(X-ray diffraction,XRD)和压汞仪(mercury pressure instrument,MIP)分析淤泥固化 土的微观结构。XRD 图谱显示 $2\theta \div 25^{\circ} \sim 35^{\circ}$ 范围内存在"驼峰",说明富镁镍渣中含有潜在活性的玻 璃态物质,富镁镍渣的结晶度较高,其晶体主要是镁橄榄石(Mg₂SiO₄)。镍渣 SEM 和 XRD 图,如图 1 所示。固体碱激发剂为粉状 Na₂SiO₃(模数为 1.4)和 Na₂CO₃,纯度为分析纯。

1.2 试验方案

文献[10-11]采用 WZM-15 * 2 型球磨机制备碱激发富镁镍渣淤泥固化剂,碱激发剂采用单掺 $Na_2 SiO_3$, $Na_2 SiO_3$ 和 $Na_2 CO_3$ 复掺形式($Na_2 SiO_3$ 物质的量与 $Na_2 CO_3$ 物质的量的比为 3 : 1), $Na_2 O$ 质 量摩尔浓度均为 0.001 07 mol • g⁻¹。原状富镁镍渣置入球磨机中高速(80 r • min⁻¹)球磨 90 min 后,



(a) SEM 图



Mg₂SiO₄

(b) XRD 图

图 1 镍渣 SEM 和 XRD 图

Fig. 1 SEM and XRD diagrams of nickel residue

加入碱激发剂,再低速(40 $r \cdot min^{-1}$)混合球磨 30 min,制得淤泥固化剂,球磨后镍渣粉体的比表面积为 293 $m^2 \cdot kg^{-1}$ 。

研究碱激发剂种类、固化剂掺量(固化剂质量分数,w(固化剂))、淤泥水的质量分数(w(水))及养 护龄期(t)这4个因素对淤泥固化土的UCS的影响,试验方案,如表2所示。表2中:NS表示Na₂SiO₃ 碱激发剂;NC表示Na₂CO₃碱激发剂。

组别	激发剂种类	w(固化剂)/%	w(水)/%	t/d
NS-15-41	$Na_2 SiO_3$	15	41	7,28
NS-20-41	$Na_2 SiO_3$	20	41	7,28
NS-25-41	$Na_2 SiO_3$	25	41	7,28
NS-15-35	$Na_2 SiO_3$	15	35	7,28
NS-20-35	$Na_2 SiO_3$	20	35	7,28
NS-25-35	$Na_2 SiO_3$	25	35	7,28
NS-NC-15-41	$Na_2SiO_3+Na_2CO_3$	15	41	7,28
NS-NC-20-41	$Na_2SiO_3+Na_2CO_3$	20	41	7,28
NS-NC-25-41	$\mathrm{Na_2SiO_3} + \mathrm{Na_2CO_3}$	25	41	7,28
NS-NC-15-35	$\mathrm{Na_2SiO_3} + \mathrm{Na_2CO_3}$	15	35	7,28
NS-NC-20-35	$Na_2{\rm SiO}_3+Na_2{\rm CO}_3$	20	35	7,28
NS-NC-25-35	$Na_2SiO_3+Na_2CO_3$	25	35	7,28

表 2 试验方案 Tab. 2 Testing programmes

2 UCS 结果与分析

2.1 固化剂掺量对淤泥固化土 UCS 的影响

淤泥固化土 UCS 与固化剂掺量的关系,如图 2 所示。图 2 中: p 为无侧限抗压强度.



图 2 淤泥固化土 UCS 与固化剂掺量的关系

Fig. 2 Relationship between UCS of silt-cured soil and dosage of curing agent

由图 2 可知: 淤泥固化土 UCS 随固化剂掺量的增加而增加, 当 NS-NC 组固化剂掺量为 15%时, 淤

http://www.hdxb.hqu.edu.cn

泥固化效果不佳,例如,淤泥固化土(w(x))=35%,t=28 d)的 UCS 仅为 259 kPa,固化剂掺量提高至 20%和 25%时,固化效果显著;当 NS-NC 组固化剂掺量为 20%时,淤泥固化土(w(x))=35%,t=28 d) UCS 为 409 kPa,较固化剂掺量为 15%时提升了 58.0%;当 NS-NC 组固化剂掺量为 25%时,淤泥固化 土(w(x))=35%,t=28 d)的 UCS 为 702 kPa,较固化剂掺量为 15%时提升了 171.0%;NS-NC-25-35 组淤泥固化土 UCS 可满足 JTG/T F20-2015《公路路面基层施工技术细则》中作为公路底基层稳定材料(强度 \geq 0.7 MPa)的强度要求。

随着固化剂掺量的增加,镍渣和淤泥中更多的硅铝活性原料与碱激发材料进行反应,生成更多的胶凝产物,从而使 UCS 有显著的提高;随着养护龄期的延长,碱激发作用进行得更为充分,反应生成更多的胶凝物质黏结土粒,从而使淤泥固化土的 UCS 不断提高^[12]。试验结果表明,对淤泥水的质量分数约为 40%的淤泥进行固化时,碱激发富镁镍渣固化剂掺量应大于 20%才能取得较好的固化效果。

2.2 淤泥水的质量分数对淤泥固化土 UCS 的影响

在相同固化剂掺量条件下,淤泥水质量分数为35%的淤泥的固化效果明显优于淤泥水的质量分数为41%的淤泥。如碱激发剂为Na₂SiO₃和Na₂CO₃复掺的工况在固化剂掺量为15%,20%,25%时,淤泥水质量分数为35%的28d淤泥固化土的UCS较淤泥水的质量分数为41%的分别提高388.7%,160.5%,132.5%。这是由于淤泥水的质量分数降低,土体孔隙率下降,同时,土体中碱质量浓度增加, 土体碱环境的增强有助于富镁镍渣中的Si⁴⁺,Al³⁺快速释放,加快聚合物反应速率,生成更多有效的水化胶凝产物,从而提高淤泥固化土的USC^[5]。

2.3 碱种类对淤泥固化土 UCS 的影响

淤泥固化土 UCS 与碱激发剂种类的关系,如图 3 所示。











(d) $w(\gamma k) = 41\%$, t = 28 d

图 3 淤泥固化土 UCS 与碱激发剂种类的关系

Fig. 3 Relationship between UCS of silt-cured soil and alkali-activator types

由图 3 可知:当 w(x) = 41%, t = 7 d 和 w(x) = 41%, t = 28 d 时, NS 组的 UCS 均大于 NS-NC 组; 当 w(x) = 35%, t = 7 d 和 w(x) = 35%, t = 28 d 时, NS 组的 UCS 全部小于 NS-NC 组。这是因为 Na₂O 质量摩尔浓度相同条件下, Na₂SiO₃ 碱性大于 Na₂CO₃, 当淤泥中 w(x) = 41%时, 土体中总体碱 质量浓度较低, NS-NC 组的土体中碱质量浓度较 NS 组更低, 低碱度延缓了原料解聚的速度, 溶液体系 中硅酸根质量浓度低于 NS 组, 地聚合反应速率缓慢, 不利于强度的发展, 表现为 NS-NC 组淤泥固化土

UCS 较小;当 w(水)=35%时,NS 组和 NS-NC 组土体中整体碱质量浓度均增强,NS-NC 组碳酸钠的 加入有利于加速胶凝材料早期水化反应,CO₃²⁻ 与 Ca²⁺优先发生反应,形成碳酸钙和铝硅酸盐,硅铝酸 盐组分与碱激发剂中的 Na⁺ 单独反应,而 Ca²⁺ 被消耗,加速胶凝材料的溶解^[13],因为碳酸钠的加入及 土体中碱度增高环境促进聚合物反应的双重作用,使 NS-NC 组的淤泥固化土 UCS 高于单掺 NS 组。

3 机理分析

3.1 SEM 与 EDS 分析

为进一步分析各因素对水化产物微观形貌的影响,对 28 d 淤泥固化土试样进行 SEM,碱激发富镁 镍渣淤泥固化土 SEM 和 EDS 图(10 000 倍),如图 4 所示。



(a) NS-NC-25-35 组 SEM 图







(c) NS-25-35 组 SEM 图

(d) NS-25-35 组 EDS 图

图 4 碱激发富镁镍渣淤泥固化土 SEM 和 EDS 图(10 000 倍)

Fig.4 SEM and EDS diagrams of alkali-activated magnesium-rich nickel residue silt-cured soil (10 000 times) 由图 4(a)可知:土颗粒、富镁镍渣颗粒和土体间富镁镍渣颗粒的表面出现了明显的刻蚀现象,并且 有絮状胶凝物质附着在土颗粒和富镁镍渣表面,说明了富镁镍渣和碱激发剂反应,生成了絮状的水化胶 凝产物。富镁镍渣水化生成的胶凝产物通过胶结作用将土颗粒胶结成团聚体,并与部分未水化完全的 富镁镍渣颗粒共同填充淤泥固化土中较多的孔隙,使淤泥固化土的微观结构更加密实。

由图 4(b)可知:富镁镍渣反应生成的凝胶物质较为疏松分散,生成的凝胶产物大多只是简单的附着在土颗粒的表面,未将土颗粒相互连接形成整体,并且土颗粒间存在较多的孔隙,部分孔隙较大。

对两组式样所生成的凝胶进行 X 射线能谱分析,发现无论是 NS 组还是 NS-NC 组,所生成的凝胶 中都含有镁元素,镁元素基本来源于富镁镍渣,而富镁镍渣中的镁橄榄石晶态的化学性质稳定,几乎不 参与反应的,可以推断出富镁镍渣的玻璃体组分中含有 Mg 元素,并且该活性成分参与了碱激发反应, 生成了含镁的水化凝胶产物。根据 EDS 分析,结合 Yang 等^[14]等关于富镁镍渣水化的研究成果,可以 推测该胶凝产物为 N-M-A-S。

NS激发的胶凝产物中 Mg 元素质量分数低于硅酸钠和碳酸钠复合激发的 Mg 元素,可以判断在 NS-NC 组对富镁镍渣激发下,更多的含镁玻璃体溶解参与反应,生成含镁的硅铝酸盐聚合物凝胶(N-M-A-S)通过粘结土体颗粒并填充孔隙,使土体整体结构更加密实。

3.2 X射线衍射

淤泥原土的矿物组成主要包括石英、云母、正长石、冰长石。碱激发富镁镍渣淤泥固化土的 XRD

图谱,如图 5 所示。图 5 中: *I*max 为峰值强度。由图 5 可 知:与淤泥原土相比,淤泥固化土试样的峰形没有发生 变化,说明在改变碱激发种类和固化剂掺量时,反应产 物中均没有新的晶态物质。由此可以推定,碱激发富镁 镍渣生成的产物均为非晶态物质。随着固化剂掺量的 增加,淤泥固化土试样的石英、云母的峰值强度降低,说 明在较强的碱性环境下,淤泥中的少量矿物也参与了火 山灰反应^[15]。对于不同淤泥水质量分数、碱种类和固 化剂掺量都对石英和云母的峰值强度都有影响,其中, 固化剂掺量的影响最为明显。



由图 5 还可知: 2θ 为 24°~26°和 34°~35°区域有相 应的弥散峰生成,这是硅铝原材料被碱激发剂有效的激

图 5 碱激发富镁镍渣淤泥固化土的 XRD 图谱

Fig. 5 XRD atlas of alkali-activated magnesium-rich nickel residue silt-cured soil

活,引起了硅铝原材料玻璃体结构中 Si-O 键和 Al-O 键发生断裂,再次脱水聚合生成了硅铝酸盐聚 合物凝胶,凝胶产物形成的宽峰掩盖了其他晶体峰;随着固化剂掺量的增加、淤泥水质量分数的降低,可 以看到更明显的弥散峰,表明淤泥固化土中的水化产物生产量更多,这与淤泥固化土的 UCS 和 SEM 扫描电镜的试验结果一致。

3.3 孔结构分析

碱激发富镁镍渣淤泥固化土 UCS 的发展与其微观孔隙结构特征紧密相关,微观孔隙结构越密实, 淤泥固化土 UCS 越高。选取养护 28 d 时 5 组不同配合比淤泥固化土试样进行压汞试验,分析淤泥固 化土微观孔隙特征,以揭示各因素对淤泥固化土微观孔隙结构作用机理。不同工况下,淤泥固化土总孔 隙率(η)与最可几孔径(D),如表 3 所示。

表 3 淤泥固化土总孔隙率与最可几孔径

Tab. 3 Total porosities and maximum pore sizes of silt-	t-cured a	soil
---------------------------------------------------------	-----------	------

参数	NS-NC-15-35 组	NS-NC-20-35 组	NS-NC-25-35 组	NS-25-35 组	NS-NC-25-41 组
$\eta/\%$	42.12	39.82	38.52	38.82	41.30
D/mm	678.05	553.79	432.28	554.04	554.27

由表4可知:在同种碱激发剂、淤泥中水质量分数 相同的工况下,随着固化剂掺量的增加,淤泥固化土的 总孔隙率和最可几孔径呈现出下降的趋势,这是由于固 化剂掺量的增加,碱质量浓度增大,水化反应速率增大, 生成的钠镁硅铝酸盐凝胶填充土颗粒间的孔隙,形成致 密的土体,降低了土的总孔隙率和最可几孔径。

淤泥固化土孔隙密度(p)分布曲线,如图 6 所示。 由图 6 可知:在同种碱激发剂、相同固化剂掺量的工况 下,随着淤泥水质量分数提高,淤泥固化土总孔隙率与 最可几孔径也相应地增大,这是因为淤泥固化土中的碱 质量浓度减低,水化反应速率变慢,淤泥固化土中多余 的水分蒸发后,淤泥固化土内部留下较多的孔隙;在淤



Fig. 6 Distribution curves of pore density of silt-cured soil

泥水的质量分数为 35%、相同固化剂掺量的工况下,NS 激发下的淤泥固化土的总孔隙率和最可几径大 于 NS-NC 组,说明了与 NS-25-35 组试样相比,NS-NC-25-35 组试样的水化产物填充土体孔隙后形成的 淤泥固化土更加致密;随着固化剂掺量的提高、碱激发剂种类的优化和淤泥水质量分数的降低,淤泥固 化土孔结构特征表现为总孔隙率和最可几孔径的减小,宏观表现为淤泥固化土抗压强度的升高,孔结构 特征与宏观力学性能表现一致。

4 结论

1) 碱激发富镁镍渣可提高淤泥固化土的 UCS,在淤泥水质量分数为 35%时,复掺碱激发剂的富镁 镍渣固化剂固化效果优于单掺硅酸钠的固化剂;对淤泥水质量分数约为 40%的淤泥进行固化时,碱激 发富镁镍渣固化剂掺量应大于 20%才能取得较好的固化效果。

2) 碱激发富镁镍渣淤泥固化土中,水化反应生成含钠镁硅铝酸盐聚合物凝胶(N-M-A-S)粘结淤泥 土颗粒并填充土间孔隙以提高淤泥固化土的 UCS。

3) 在固化剂掺量为 25%,碱激发剂为 Na₂SiO₃ 和 Na₂CO₃ 复掺、淤泥水质量分数为 35%的条件下,淤泥固化土 UCS 可满足公路基层的材料使用的要求,可实现淤泥的资源化再利用。

参考文献:

- [1] 朱伟,张春雷,高玉峰,等.海洋疏浚泥固化处理土基本力学性质研究[J].浙江大学学报(工学版),2005,39(10): 103-107. DOI:10.3785/j.issn.1008-973X.2005.10.023.
- [2] 王宏伟,王东星,贺扬. MgO改性淤泥固化土压缩特性试验[J]. 中南大学学报(自然科学版),2017,48(8):2133-2141.
- [3] DAVIDOVITS J. The ancient egyptian pyramids-concrete or rock[J]. Concrete International, 1987, 9(12):28-39.
- [4] 王东星,王宏伟,邹维列,等. 碱激发粉煤灰固化淤泥微观机制研究[J]. 岩石力学与工程学报,2019,38(增刊1): 3197-3205. DOI:10.13722/j. cnki. jrme. 2018.0568.
- [5] 吴俊,征西遥,杨爱武,等.矿渣-粉煤灰基地质聚合物固化淤泥质黏土的抗压强度试验研究[J].岩土力学,2021,42 (3):647-655. DOI:10.16285/j.rsm.2020.0918.
- [6] 周恒宇,王修山,胡星星,等. 地聚合物固化淤泥强度增长影响因素及机制分析[J]. 岩土力学,2021,42(8):2089-2098. DOI:10.16285/j. rsm. 2021.0018.
- [7] 孙秀丽,童琦,刘文化,等.碱激发粉煤灰和矿粉改性疏浚淤泥力学特性及显微结构研究[J].大连理工大学学报, 2017,57(6):622-628.
- [8] 刘洋,吴锦绣,封春甫,等. 富镁镍渣-粉煤灰基地质聚合物的制备与性能表征[J]. 硅酸盐通报,2021,40(3):921-928. DOI:10.16552/j. cnki.issn1001-1625.2021.03.023.
- [9] 王强,杨峻,王登权.碱激发电炉镍渣的反应产物性能[J].清华大学学报(自然科学版),2018,58(6):593-597,602. DOI:10.16511/j. cnki. qhdxxb. 2018. 22.028.
- [10] XU Liwei, WANG Xuefang, GUAN Can, et al. The effect of activators on the mechanical properties and microstructure of alkali-activated nickel slag[J]. Advances in Civil Engineering, 2020, 2020; 1-17. DOI: 10. 1155/2020/ 1764108.
- [11] WANG Xuefang, WU Wenda, ZHANG Lingling, et al. Preparation of one-part alkali-activated nickel slag binder using an optimal ball milling process[J]. Construction and Building Materials, 2022, 322:125902. DOI: 10. 1016/j. conbuildmat. 2021. 125902.
- [12] 杨振甲,何猛,吴杨,等.矿渣-粉煤灰地聚物固化淤泥力学性能和路用性能研究[J].硅酸盐通报,2022,41(2):693-703,724. DOI:10.16552/j.cnki.issn1001-1625.2022.02.008.
- [13] BERMAL S A, PROVIS J L, MYERS R J, et al. Role of carbonates in the chemical evolution of sodium carbonateactivated slag binders[J]. Materials and Structures, 2015, 48(3): 517-529. DOI:10.1617/s11527-014-0412-6.
- [14] YANG Tao, YAO Xiao, ZHANG Zuhua. Geopolymer prepared with high-magnesium nickel slag: Characterization of properties and microstructure[J]. Construction and Building Materials, 2014, 59:188-194. DOI: 10.1016/j. conbuildmat. 2014. 01. 038.
- PHUMMIPHAN I, HORPIBULSUK S, RACHAN R, et al. High calcium fly ash geopolymer stabilized lateritic soil and granulated blast furnace slag blends as a pavement base material[J]. Journal of Hazardous Materials, 2021, 412:125205. DOI:10.1016/j.jhazmat.2017.07.067.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202311040

玻璃粉水泥基涂层材料的 制备及防腐性能

王百公

(华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021)

摘要: 为了降低钢材防腐速率,提高废弃玻璃的利用率,将玻璃粉水泥基材料作为钢材无机防腐涂层。采用 电化学和核磁共振测试,表征和分析浸泡于质量分数为3.5%的 NaCl 溶液前、后该涂层对 Q235 钢片基体的 防腐效果。结果表明:掺加质量分数 15%玻璃粉可提高水泥基涂层材料的线性极化电阻,降低钢片基体在质 量分数 3.5% NaCl 溶液中的自腐蚀电流密度,且自腐蚀电位基本维持不变;玻璃粉对水泥基材料具有细化孔 径的作用,使孔结构更加密实,从而降低侵蚀介质的渗透。

关键词: 玻璃粉;防腐涂层;电化学;核磁共振

中图分类号: TU 528 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0255-07

Preparation and Anti-Corrosion Performance of Glass Powder Cement-Based Coating Material

WANG Baigong

(College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: In order to reduce the anti-corrosion rate of steel and improve the utilization rate of waste glass, the glass powder cement-based material is used as an inorganic anti-corrosion coating for steel. Electrochemical and nuclear magnetic resonance tests are used to characterize and analyze the anti-corrosion effect of the coating on Q235 steel substrate before and after immersion in NaCl solution with 3.5% mass fraction. The results show that adding glass powder with 15% mass fraction can increase the linear polarization resistance of cement-based coating materials, reduce the self-corrosion current density of the steel substrate in NaCl solution with 3.5% mass fraction, and basically unchange the self-corrosion potential. Glass powder has the effect of refining the pore size of cement-based materials, making the pore structure more compact, thereby reducing the penetration of corrosive media.

Keywords: glass powder; anti-corrosion coating; electrochemistry; nuclear magnetic resonance

钢材表面在无防护条件下易受腐蚀,使用寿命较短,在钢材表面涂覆防腐蚀涂层能有效降低其腐蚀 速率。涂层材料一般包括有机涂层和无机涂层¹¹。在"双碳"战略背景下,无机防腐涂层因符合绿色发 展理念,迎来了巨大的发展空间。常见的无机防腐涂层包括硅酸盐富锌涂层、磷酸盐防腐蚀涂层及玻璃 鳞片涂料等^[2],其防腐原理主要为涂层硬化后对腐蚀介质起到物理防护作用,以及涂层成分与铁元素反 应生成保护层的化学防护作用。

玻璃制品是人们生活中的日常用品,据联合国估计,全世界每年处理的固体废物量为2亿t,其中 7%是玻璃^[3]。若将这部分废弃玻璃应用于水泥基材料中,将会减少能源和原材料的消耗,并在一定程

收稿日期: 2023-11-30

通信作者: 王百公(1996-),男,助教,主要从事土木工程材料的研究。E-mail:wangbaigong@hqu.edu.cn。



度上改善环境。代超^[4]利用玻璃鳞片在环氧树脂中层叠排列的结构特性制备了环氧玻璃鳞片涂层,并 证明层叠结构可以有效屏蔽腐蚀介质的进入,提高涂层耐腐蚀性和抗渗透性。González-Guzmán等^[5] 探究了含有玻璃片的防腐蚀涂料在腐蚀介质中对金属的保护作用。值得注意的是,磨细玻璃粉作为一 种性能优良的矿物掺合料^[6-7],可替代部分水泥在水泥基材料中发挥火山灰作用,生成更多的 C-S-H 凝 胶,从而提高水泥基材料的致密性^[8-9]。因此,本文制备了石英粉、玻璃粉水泥基涂层材料用于 Q235 钢 片表面,并通过电化学方法和核磁共振测试研究其防腐性能及机理。

1 材料与方法

1.1 实验材料

收集市场上白色、棕色、绿色3种废弃啤酒瓶,去除玻璃瓶上纸标签和内部食物残渣,干燥、破碎、粉磨、过筛后制备成玻璃粉。白色、棕色、绿色3种玻璃粉按照质量比6:1:3混合。采用与玻璃粉粒径分布相似的石英粉作为对照组,以排除玻璃粉在水泥中的稀释作用。硅酸盐水泥的强度等级为42.5,由中国联合水泥集团有限公司生产。

原材料的化学及矿物组成,如表1所示。表1中:w 为质量分数。玻璃粉、石英粉的扫描电镜 (SEM)图,如图1所示。

						•					
原材料						w/%					
	SiO_2	Al_2O_3	Fe_2O_3	CaO	Na_2O	MgO	SO_3	$C_3 S$	$C_2 S$	$C_3 A$	$C_4 AF$
硅酸盐水泥	18.04	4.13	3.35	63.01	0.22	1.64	3.45	50.75	13.54	4.25	10.12
玻璃粉	67.02	2.12	1.14	10.15	16.19	1.26	0.25	_	—	_	_
石英粉	99.09	0.71	0.03	0.05	—	0.03	—	—	—	_	—





Tab. 1 Chemical and mineral composition of raw materials



(a) 玻璃粉

(b) 石英粉

图 1 玻璃粉和石英粉的 SEM 图

Fig. 1 SEM images of glass powder and quartz powder

1.2 制备方法

分别采用玻璃粉、石英粉等质量取代15%,30%的水泥,制备水固比(质量比)为0.4的净浆并均匀 涂覆于 Q235 钢片基体材料上。其中,钢片基体尺寸为15 mm×15 mm×2 mm,涂层尺寸为15 mm× 15 mm×0.8 mm。用于核磁共振测试的柱状水泥净浆试样直径为15 mm,长度为120 mm。

1.3 表征方式

1.3.1 电化学测试 使用 SL1287/1260 型电化学工作站对样品进行电化学测试,腐蚀介质为质量分数 3.5%的 NaCl 溶液。测试前需将试样置于腐蚀介质中浸泡 0.5 h,待自腐蚀电位稳定后再进行测试。 采用三电极体系测试涂层性能,参比电极为饱和甘汞电极,辅助电极为铂电极,待测试样为工作电极。 实验温度控制在 25 °C,交流扰动信号为±15 mV,频率范围为 0.1~10⁵ Hz。实验测试塔菲尔(Tafel) 曲线采用的参数如下:电位扫描速率为 2 mV·s⁻¹,测试范围为相对于开路电位(OPC)±250 mV。

1.3.2 核磁共振测试 使用 MicroMR12-025V 型核磁共振分析仪通过¹H 元素的低场核磁共振测试 水泥净浆试样的内部水分分布。核磁波谱共振频率为 11.794 MHz,磁体温度控制在 35.00±0.02 °C, 探头线圈直径为 25 mm。测试样品体积一般不小于 50 cm³,测试前按照 GBT 50082-2009 规范对试样 进行真空饱水处理。
实验结果与分析 2

2.1 电化学阻抗谱分析

涂覆有玻璃粉、石英粉的水泥基涂层材料试样的电化学阻抗谱图,如图2所示。图2中:Z'表示阻 抗实部;Z"表示阻抗虚部。对于涂层体系来说,前段高频部分出现容抗弧,与涂层材料的腐蚀速率相关, 即容抗弧半径越大,涂层的耐腐蚀性能越好。低频部分表征涂层与金属界面的信息,与金属表面离子的 吸附有关^[10]。



图 2 水泥基涂层材料试样的电化学阻抗谱图

Electrochemical impedance spectrum of cement-based coating material 对比高频区放大图可以看出:随着浸泡时间的延长,试样电化学阻抗谱高频区均出现较明显的容抗 弧,且浸泡90d掺入质量分数15%玻璃粉试样的容抗弧的半径达到最大,此时腐蚀介质对金属腐蚀最 小;低频区阻抗谱呈现线性关系,表明在此状态下电极过程是由扩散控制的。由图 2(a)可知:掺入质量 分数15%石英粉涂层试样在高频区的容抗弧直径一直处于较低水平,随着浸泡时间的增加,容抗弧的 半径并未明显变大,表明腐蚀介质更易对试样产生腐蚀,可能是由于浸泡时间变长,涂层孔隙率较高。 由图 2(d)可知:掺入质量分数 30%玻璃粉涂层试样的容抗弧的半径随浸泡时间的增长而减小,腐蚀介 质对金属腐蚀加剧,可能由于玻璃粉替代量过高,导致涂层的密实度不够,使腐蚀介质容易侵入涂层内 部,从而腐蚀金属。

为进一步分析试样的 Nyquist 谱图,通过 ZSimpWin 软件对其进行 拟合。拟合所需的等效电路图,如图3所示^[11]。图3中:R、为溶液电 阻;R_f为涂层电阻;R_{cf}为电荷转移电阻;C_f为涂层电容;Q为由于溶液 中离子吸附导致的常相位元件;W为半无限扩散阻抗。

Fig. 2

C, R,

在使用软件拟合时,应保证等效电路图中的电阻值误差小于10%。 等效电路图 图 3 拟合电路表达式为 $R_s(C_f(R_f(Q(R_tW)))))$ 。按此等效电路模型对实验 Fig. 3 Diagram of 数据进行拟合,拟合曲线和实验曲线基本重合。涂覆有玻璃粉、石英粉 equivalent circuit 的水泥基涂层材料试样的电化学阻抗谱等效电路拟合结果,如表2所示。表2中:t为浸泡时间。

水泥基涂层材料试样的电化学阻抗谱等效电路拟合结果

	0		1		1			0	
试样	t/d	$R_{ m f}/ \ \Omega ullet { m cm}^2$	$C_{\rm f}/{ m nF \cdot cm^{-2}}$	$rac{R_{ m ct}}{ m k\Omega} \cdot { m cm}^2$	试样	t/d	$R_{ m f}/ \ \Omega ullet { m cm}^2$	$C_{ m f}/{ m nF} \cdot { m cm}^{-2}$	$R_{ m ct}/{ m k\Omega \cdot cm^2}$
	0	1 303	0.240	2.06	掺入质量分数 30%石革粉	0	1 135	0.271	35.50
掺入质量分数 15%石英粉	28	1 344	0.212	28.70		28	993	0.319	34.50
	90	725	7.990	$C_{\rm f}/$ $R_{\rm ct}/$ 试样 $t/{\rm d}$ $R_{\rm f}/$ $C_{\rm f}/$ ${\rm DF} \cdot {\rm cm}^{-2}$ ${\rm k}\Omega \cdot {\rm cm}^2$ it $t/{\rm d}$ $R_{\rm f}/$ $C_{\rm f}/$ 0.240 2.06 0 1.135 0.271 3.0% 0.212 28.70 30% 石英粉 28 993 0.319 3.319 3.30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% 30% <	1.13				
	0	2 910	0.124	37.20	掺入质量分数 30% 玻璃粉	0	1 534	7.180	4.96
掺入质量分数 15%玻璃粉	28	2 194	0.135	31.10		28	1 437	0.155	3.85
10/07/19/10	90	3 708	0.179	4.87	0070-2014/1/1	90	2599	0.185	3.96

Fitting results of electrochemical impedance spectrum equivalent circuit of cement—based coating material

表 2

由表 2 可知:当加入质量分数为 15%和 30%的玻璃粉时,涂层电阻均波动上升,浸泡 28 d 后涂层 电阻达到最低,但仍高于掺加石英粉组,加入质量分数为 15%和 30%的玻璃粉涂层电阻分别达到 3 708,2 599 Ω・cm²。可以看出,掺入质量分数 15%玻璃粉的水泥基涂层材料最密实,能有效阻止腐蚀 介质侵入。

电荷转移电阻值的规律与涂层电阻类似,当浸泡 0~28 d时,Cl⁻由于浓度差与毛细作用渗透到试 样内部,试样的导电性增强,电荷转移电阻下降;当浸泡 28 d后,Cl⁻与水化产物生成 Friedel 盐填充孔 隙,从而使孔隙率降低。此时,侵蚀产物一定程度上阻碍了 Cl⁻进入试样内部,电荷转移电阻呈现上升 趋势。加入质量分数 15%玻璃粉试样浸泡 90 d的电荷转移电阻为 4.87 kΩ・cm²,高于其他组试样,说 明该情况下 Q235 钢片表面电荷与物质传输的阻力最大,涂层阻止腐蚀介质侵入的性能最好。

涂层电容的变化与电解液在涂层中的扩散行为相关^[12],随着浸泡时间的增加,加入质量分数 15% 石英粉涂层试样的电容明显变大。说明腐蚀介质中的 NaCl 逐渐渗入涂层中,削弱了涂层的防腐性能, 加入质量分数 15%石英粉涂层的耐水性能不佳。而其他组试样的电容值均表现出轻微波动,浸泡 90 d 后,加入质量分数 15%玻璃粉涂层试样的电容为 0.179 nF • cm⁻²,略低于加入质量分数 30%玻璃粉涂 层试样。从物理层面上看,掺入玻璃粉涂层对水蒸气、电解质和氧气的防渗透效果表现较好^[13];从化学 防护层面上看,掺入玻璃粉涂层可提高孔溶液碱度,降低 Cl⁻与 OH⁻浓度比值^[14-15],从而降低 Q235 钢 片锈蚀的风险。同时,氯离子会与 AFm 相发生反应生成 Friedel 盐,因此可以认为玻璃粉适合作为涂 层防腐的材料,且当玻璃粉掺入质量分数为 15%时,对涂层材料防腐性能的提高有积极作用。

2.2 塔菲尔曲线分析

涂覆有玻璃粉、石英粉的水泥基涂层材料试样在质量分数 3.5% NaCl 溶液中的塔菲尔曲线,如图 4 所示。图 4 中:*E*_{corr}为自腐蚀电位;*I*_{corr}为自腐蚀电流密度。涂覆有玻璃粉、石英粉的水泥基材料涂层 试样的塔菲尔曲线拟合结果,如表 3 所示。表 3 中:*R*_P 为极化电阻。

由图 4 和表 3 可知:当浸泡 28 d 时,掺入质量分数 15% 石英粉涂层试样自腐蚀电位由最初的 -435.4 mV降低至-794.8 mV,自腐蚀电流密度由 0.173 μ A • cm⁻²提高至 1.500 μ A • cm⁻²,随着浸 泡时间的延长,腐蚀不断加剧,当浸泡 90 d 时,掺入质量分数 15% 石英粉涂层试样自腐蚀电位和自腐蚀 电流密度分别为-774.7 mV,2.150 μ A • cm⁻²,腐蚀速率大幅提高,耐腐蚀性降低;对于掺入质量分数 15%玻璃粉涂层试样,自腐蚀电位仍表现为先降低再升高的趋势,且较浸泡前自腐蚀电位和自腐蚀电流



(a) 掺入质量分数 15% 石英粉

(b) 掺入质量分数 15% 玻璃粉

密度变化不大,腐蚀倾向性低于同掺量石英粉组。较高的腐蚀电位说明玻璃粉降低了钢片发生腐蚀的

http://hdxb.hqu.edu.cn/

Tab 2



(c) 掺入质量分数 30% 石英粉

(d) 掺入质量分数 30% 玻璃粉

图 4 水泥基涂层材料试样的塔菲尔曲线

Fig. 4 Tafel curves of cement-based coating material

趋势,而变化幅度较小的腐蚀电流密度说明玻璃粉的加入对腐蚀具有更好的抑制效果。

当掺入质量分数 30%石英粉时,在浸泡初期,自腐蚀电位显著降低,与未浸泡时相比,负移了 290 mV,自腐蚀电流密度提高至原来的 5 倍,浸泡 90 d时自腐蚀电位提高一个数量级,但与 28 d时的自腐 蚀电位差别不大。掺入质量分数 30%玻璃粉涂层试样未浸泡时的自腐蚀电位均低于其他组试样,说明 该试样在养护过程中发生了腐蚀;随着浸泡时间的增加,其自腐蚀电位逐渐正移,在浸泡 90 d时,其自腐蚀电位达-829.5 mV,自腐蚀电流密度提高至 3.770 μA・cm⁻²。对比不同掺量的石英粉、玻璃粉试样的自腐蚀电位和自腐蚀电流密度可以看出,含玻璃粉涂层对钢片的保护性能均优于含石英粉涂层,且 掺入质量分数 15%玻璃粉涂层试样中钢片的腐蚀倾向性更低,具有更强的耐腐蚀性能。

表 3 水泥基材料涂层试样的塔菲尔曲线拟合结果

试样	t/d	$I_{ m corr}/\mu{ m A} \cdot { m cm}^{-2}$	$E_{ m corr}/{ m V}$	$R_{ m p}/ \Omega \cdot { m cm}^2$	试样	t/d	$I_{ m corr}/\mu{ m A} \cdot { m cm}^{-2}$	$E_{ m corr}/{ m V}$	$R_{ m p}/ \Omega \cdot { m cm}^2$
	0	0.173	-0.4354	156 077		0	0.105	-0.498 4	248 080
掺入质量分数 15%石革粉	28	1.500	-0.7948	17 312	疹人质量分数 30%石革粉	28	0.545	-0.788 5	47 828
	试样 t/d $I_{corr}/\mu A \cdot cm^{-2}$ E_{corr}/V $R_p/\Omega \cdot cm^2$ 试样 0 0.173 -0.4354 156 077 <	90	1.420	-0.7740	18 367				
	0	0.646	-0.6967	40 326		0	0.803	-0.9276	32 455
掺入质量分数 15%玻璃粉	28	2.800	-0.8464	9 315	掺入质量分数 30%玻璃粉	28	6.060	-0.8062	4 300
	90	0.832	-0.6970	31 352	3070级构初	90	3.770	-0.829 5	6 905

Tab. 3 Fitting results of Tafel curves of cement-based coating material

掺入质量分数 15%和 30%石英粉试样在未浸泡 NaCl 溶液时,其线性极化电阻分别为 156 077, 248 080 Ω・cm²,远高于同掺量玻璃粉试样的极化电阻。随着浸泡时间的增加,掺入质量分数 15%和 30%石英粉试样极化电阻显著降低,浸泡 90 d 试样的极化电阻仅为原来的 10%。掺入质量分数 15% 玻璃粉试样在浸泡 90 d 后的极化电阻为 31 352 Ω・cm²,较对照组表示出良好的防护性能,此时腐蚀介 质更难进入到涂层内部。然而,掺入质量分数 30%玻璃粉试样的极化电阻仅为 6 905 Ω・cm²,远低于 掺入质量分数 15%玻璃粉试样,表明过量的玻璃粉不利于涂层防腐。

2.3 核磁共振测试

测试结果转换成试样内部的孔径分布数据,转换公式为

$$\frac{1}{T_2} \approx \frac{1}{T_{2,\text{surf}}} = \rho_2 \left(\frac{S}{V}\right)_{\text{pore}}$$

式中: T_2 为横向弛豫时间; $T_{2,surf}$ 为由表面弛豫导致的横向弛豫时间; $(S/V)_{pore}$ 为试样内部的孔比表面 积; ρ_2 为表面弛豫率,取 50 μ m • s^{-1[16]},近似表示水泥净浆的表面弛豫率。

掺入玻璃粉、石英粉对水泥净浆孔隙半径分布的影响,如图 5 所示。图 5 中:η 为孔体积比例;ηc 为累计孔体积比例;r 为孔隙半径。由图 5 可知:随浸泡时间的增加,掺入质量分数 15%玻璃粉试样的 净浆孔径分布区间整体向左偏移,此时,凝胶孔和细小的毛细孔隙占据了总孔隙的主要部分,表明净浆 孔隙随浸泡时间的增加逐渐细化;其他组试样的净浆孔隙均有一定程度的降低,但不明显。核磁共振方 法对大孔隙的识别能力十分有限,大孔隙内的水具有较长的横向弛豫时间,几乎接近自由液体的横向弛



图 5 掺入玻璃粉和石英粉对水泥净浆孔隙半径分布的影响

Fig. 5 Effect of glass powder and quartz powder on pore radius distribution of cement paste 参照文献[18]中关于水泥基材料孔隙的分类,可将孔径大小分为多害孔(>0.20 μm)、有害孔(0.05~0.20 μm)、少害孔(0.02~0.05 μm)和无害孔(0~0.02 μm)4 类,并由孔径分布得到水泥净浆总孔隙率和不同种类孔隙占总孔隙的比例。掺入玻璃粉、石英粉对水泥净浆孔隙率的影响,如图 6 所示。图 6 中:δ为孔隙率。





(d) 掺入质量分数 30% 玻璃粉

图 6 掺人玻璃粉和石英粉对水泥净浆孔隙率的影响

Fig. 6 Effect of glass powder and quartz powder on porosity of cement paste

由图 6 可知:各试样组的净浆总孔隙率随浸泡时间的增加而降低,其中,掺入质量分数 15%玻璃粉 试样的净浆总孔隙率降幅最明显,达到 20%,多害孔和无害孔所占比例分别降低约 1%,多害孔主要为 较粗的毛细孔,对基体性能会产生较大影响;掺入质量分数 30%玻璃粉试样的净浆初始孔隙率较大,且 当浸泡于 NaCl 溶液 90 d 后,试样孔隙率无明显变化,仅下降约 0.6%。与掺加石英粉的对照组相比, 同等取代量下玻璃粉试样总孔隙率、多害孔比例均更小,这是由于玻璃粉可以通过填充效应和火山灰反 应起到细化孔径的作用^[19],且在玻璃粉掺入质量分数为 15%时,磨细玻璃粉表现出较高的火山灰活 性^[20],可改善水泥硬化浆体的孔结构,降低总孔隙率,使结构更加密实。

http://hdxb.hqu.edu.cn/

3 结论

1) 掺入质量分数 15% 玻璃粉可提高水泥基涂层材料的线性极化电阻,降低钢片基体在质量分数 3.5% NaCl 溶液中的自腐蚀电流密度,且自腐蚀电位基本维持不变,具有较好的钢材防腐保护效果。

2)玻璃粉在水泥基材料中具有细化孔径的作用,在水泥基材料中掺入适量的玻璃粉,可以使孔结构更加密实,从而降低侵蚀介质的渗透。因此,玻璃粉水泥基涂层材料具有较好的钢材防腐保护效果, 作为钢材无机涂层具有良好的应用前景。

参考文献:

- [1] 银怀,黎红英,陈基东,等.磷酸盐涂层研究进展及其应用[J].表面技术,2021,50(1):232-241. DOI:10.16490/j. cnki.issn.1001-3660.2021.01.019.
- [2] 王晓东,侯锐,钢茆凌,等.玻璃鳞片涂料的应用状况[J].腐蚀科学与防护技术,2001,13(增刊1):487-489. DOI: 10.3969/j.issn.1002-6495.2001.z1.034.
- [3] 柯国军,柏纪平,谭大维. 废玻璃用于水泥混凝土的研究进展[J]. 南华大学学报(自然科学版),2010,24(3):96-102. DOI:10.19431/j. cnki. 1673-0062. 2010. 03. 022.
- [4] 代超.通用耐磨环氧玻璃鳞片试样制备及组织性能分析[D].郑州:华北水利水电大学,2017.
- [5] GONZÁLEZ-GUZMÁN J, SANTANA J J, GONZÁLEZ S, et al. Resistance of metallic substrates protected by an organic coating containing glass flakes[J]. Progress in Organic Coatings, 2010, 68(3): 240-243. DOI: 10. 1016/j. porgcoat. 2010. 07. 013.
- [6] SHI Caijun, ZHENG Keren. A review on the use of waste glasses in the production of cement and concrete[J]. Resources, Conservation and Recycling, 2007, 52(2):234-247. DOI:10.1016/j. resconrec. 2007.01.013.
- [7] CARSANA M, FRASSONI M, BERTOLINI L. Comparison of ground waste glass with other supplementary cementitious materials[J]. Cement and Concrete Composites, 2014, 45:39-45. DOI:10.1016/j. cemconcomp. 2013. 09. 005.
- [8] MEYER C. Concrete with waste glass as aggregate[C]//International Symposium on Recycling and Reuse of Glass Cullet. New York:Columbia University,2001.
- [9] KAMALI M, GHAHREMANINEZHAD A. An investigation into the hydration and microstructure of cement pastes modified with glass powders[J]. Construction and Building Materials, 2016, 112:915-924.
- [10] 杨海艳. Q235 钢表面磷酸镁水泥防腐涂层的制备及改性研究[D]. 成都:西南交通大学, 2018.
- [11] 李玉玉.磷酸盐无机金属防腐涂层的制备与研究[D].深圳:深圳大学,2019.
- [12] BURDUHOS-NERGIS D, VIZUREANU P, SANDU A V, et al. Evaluation of the corrosion resistance of phosphate coatings deposited on the surface of the carbon steel used for carabiners manufacturing[J]. Applied Sciences, 2020, 10(8):2753. DOI:10.3390/app10082753.
- [13] 庞启财.防腐蚀涂料涂装和质量控制[M].北京:化学工业出版社,2003.
- [14] HAUSMANN D. Steel corrosion in concrete: How does it occur? [J]. Materials Protection, 1967, 6(11): 19-23.
- [15] 郑克仁,陈楼,周瑾. 玻璃粉的火山灰反应及对水化硅酸钙组成的影响[J]. 硅酸盐学报,2016,44(2):202-210. DOI:10.14062/j.issn.0454-5648.2016.02.04.
- [16] VALORI A, MCDONALD P J, SCRIVENER K L. The morphology of C-S-H: Lessons from ¹H nuclear magnetic resonance relaxometry[J]. Cement and Concrete Research, 2013, 49:65-81.
- [17] 胡翔.水泥基材料中的氯离子浓聚及其与微观结构和双电层特性的关系[D].长沙:湖南大学,2019.
- [18] SHE Anming, YAO Wu, YUAN Wancheng. Evolution of distribution and content of water in cement paste by low field nuclear magnetic resonance[J]. Journal of Central South University, 2013, 20(4):1109-1114. DOI:10.1007/ s11771-013-1591-y.
- [19] SHI Caijun, WU Yanzhong, RIEFLER C, et al. Characteristics and pozzolanic reactivity of glass powders[J]. Cement and Concrete Research, 2005, 35(5):987-993.
- [20] FEDERICO L M, CHIDIAC S E. Waste glass as a supplementary cementitious material in concrete: Critical review of treatment methods[J]. Cement and Concrete Composites, 2009, 31(8):606-610.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)

http://hdxb.hqu.edu.cn/

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312036

厦门集美杏林湾水库底泥 重金属污染状况评价



唐雪平1,李静2,庄马展1,李飞2,周真明2

(1. 厦门市环境科学研究院,福建 厦门 361021;
 2. 华侨大学 土木工程学院,福建 厦门 361021)

摘要: 为了研究厦门市集美区杏林湾水库底泥重金属污染状况,利用相关性分析、地积累指数法、潜在生态风险指数法和污染负荷指数法,对杏林湾水库底泥中重金属污染特征和生态风险进行评价。结果表明:底泥中 Zn,Cu,Ni,Cr,Pb,Cd,Hg,As 质量比平均值分别为 270.00,76.94,38.88,88.38,48.13,0.41,0.07,3.85 mg·kg⁻¹,除了 As 和 Pb 质量比平均值低于背景值外,Cd,Cu,Zn,Ni,Cr,Hg 质量比平均值分别达到背景值的 13.67,6.52,4.61,2.99,3.03,2.33 倍;Zn,Cu 和 Cr 变异系数均大于 50%,尤其是 Cu 和 Cr,变异系数均超过 100%,其空间分布不均匀,受人为因素影响较大;Zn 和 Cu 的质量比空间分布呈现沿水流方向逐渐减小的特征,Ni 和 Cr 的质量比空间分布呈现从后溪汇入处至入海口处逐渐增加,从九天湖排洪渠和董任排洪渠交 汇处至入海口处逐渐减小的特征,Pb,Hg,As 的质量比空间分布较为均匀,Cd 的质量比空间分布随着水流方向起伏较大;底泥中重金属污染主要来自周边人类活动排放和上游支流汇入;除 Pb,As 为无污染状态外,Zn,Cu,Ni,Cr,Cd 和 Hg 均呈现不同程度的污染,且 Cd 的污染程度最高;杏林湾水库底泥重金属潜在生态风险整体处于强至很强之间。

关键词: 底泥;重金属;污染特征;生态风险;杏林湾水库 中图分类号: X 825 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0262-09

Evaluation of Heavy Metal Pollution Status of Sediment in Xinglin Bay Reservoir Jimei Xiamen

TANG Xueping¹, LI Jing², ZHUANG Mazhan¹, LI Fei², ZHOU Zhenming²

Xiamen Institute of Environmental Science, Xiamen 361021, China;
 College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: In order to study the pollution status of heavy metals in the sediment of Xinglin Bay Reservoir Jimei District, Xiamen City, the methods of the correlation analysis, geo-accumulation index, potential ecological risk index and pollution load index are used to evaluate the characteristics and ecological risk of heavy metals pollution in the sediment of Xinglin Bay Reservoir. The results show that the average values of the mass ratios of Zn, Cu, Ni, Cr, Pb, Cd, Hg and As in the sediment are 270.00, 76.94, 38.88, 88.38, 48.13, 0.41, 0.07, 3.85 mg \cdot kg⁻¹, respectively, except average mass ratios of As and Pb less than the background values, the average mass ratios of Cd, Cu, Zn, Ni, Cr and Hg are 13.67, 6.52, 4.61, 2.99, 3.03 and 2.33 times greater than the background values of respectively. The variation coefficients of Zn, Cu and Cr are all greater

收稿日期: 2023-12-29

通信作者: 周真明(1981-),男,教授,博士,主要从事水环境修复技术的研究。E-mail:zhenming@hqu.edu.cn。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51878300);福建省厦门市自然科学基金资助项目(3502Z202373041)

than 50%, especially the variation coefficients of Cu and Cr are all greater than 100%, their spatial distribution are not uniform and highly influenced by human factors. The spatial distribution of the mass ratios of Zn and Cu show a gradual decrease characteristics along the direction of water flow, the spatial distribution of the mass ratios of Ni and Cr show a gradual increase characteristics from the confluence of Hou River to the estuary, and a gradual decrease characteristics from the confluence of Jiutian Lake and DongRen Drainage Canals to the estuary, the spatial distribution of the mass ratios of Pb, Hg and As are relatively uniform, and the spatial distribution of the mass ratio of Cd has a great fluctuation with the direction of water flow. The heavy metals pollution in the sediment is mainly from discharges from neighboring human activities and inflows from upstream tributaries. Except non-pollution state of Pb and As, Zn, Cu, Ni, Cr, Cd and Hg are all polluted to different degrees, and Cd has the highest degree of pollution. The potential ecological risk of heavy metals in the sediment of Xinglin Bay Reservoir is generally between strong and very strong.

Keywords: sediment; heavy metal; pollution characteristics; ecological risk; Xinglin Bay Reservoir

杏林湾水库位于福建省厦门市集美区南部,兼具市政供水、景观用水、农业灌溉和防洪功能。杏林 湾水库汇入支流水环境质量的恶化已经影响到下游杏林湾水库的环境质量和集美新城的开发建设^[1]。 因此,为了改善杏林湾水库水质,实现杏林湾水库的生态修复,需要研究其污染状况。杏林湾水库底泥 作为重金属的主要蓄积库,其重金属污染特征和生态风险程度可以反映水体受重金属污染的状况^[2-3], 对杏林湾水库水环境安全、水体重金属污染防治及流域周边区域经济的可持续发展具有借鉴和指导意 义。基于此,本文通过相关性分析获得重金属指标间的内在联系,并应用地积累指数法、潜在生态风险 指数法和污染负荷指数法对杏林湾水库中重金属污染状况进行评价。

1 材料与方法

1.1 采样点的布设

综合考虑杏林湾水库水文特征、河道情况、周边布局及支流汇水等情况,确定8个可反映水库总体 情况的代表性断面布设采样点(XLWN01~XLWN08),其分布及经纬度如图1,表1所示。



Fig. 1 Distribution of sampling sites in Xinglin Bay Reservoir

表1 杏林湾水库采样点经纬度

Tab. 1	Latitude and longitude of sampling sites
	in Xinglin Bay Reservoir

采样点	经度/(°)	纬度/(°)
XLWN01	118.050 6	24.605 4
XLWN02	118.060 9	24.599 3
XLWN03	118.076 3	24.595 6
XLWN04	118.085 6	24.594 5
XLWN05	118.075 1	24.574 3
XLWN06	118.088 2	24.575 8
XLWN07	118.052 5	24.589 9
XLWN08	118.046 6	24.592 1

1.2 采集与测定

采用 HP-55 型杆持式柱状底泥采样器采集表层底泥样品(采样深度为 0~20 cm),各采样点采集 10 kg 样品,现场人工挑拣,去除碎石、螺蛳和枯叶等杂质,用注射器吸去上覆水,再装入 PE 自封袋密 封,带回实验室。

参照 GB 17378.5—2007《海洋监测规范第5部分:沉积物分析》,对底泥重金属进行测定,实验中每个样品设定3个平行样,以平均值为结果进行分析。底泥重金属的测定方法:Hg 采用硝酸-盐酸消解、原子荧光法,检出限为0.002 mg • kg⁻¹;As 采用王水消解、原子荧光法,检出限为0.060 mg • kg⁻¹;Pb 采用硝酸-高氯酸消解、火焰原子吸收分光光度法,检出限为3.000 mg • kg⁻¹;Cu 采用硝酸-高氯酸消解、火焰原子吸收分光光度法,检出限为2.000 mg • kg⁻¹;Ni 采用盐酸-硝酸-氢氟酸-高氯酸消解、火焰原子吸收分光光度法,检出限为3.000 mg • kg⁻¹;Zn 采用硝酸-高氟酸消解、火焰原子吸收法,检出限

为 6.000 mg • kg⁻¹; Cr 采用硝酸-高氯酸消解、无火焰原子吸收分光光度法,检出限为 2.000 mg • kg⁻¹;Cd采用硝酸-高氯酸消解、火焰原子吸收分光光度法,检出限为 0.050 mg·kg⁻¹。

1.3 评价方法

1.3.1 地积累指数法 地积累指数法是一种用于研究底泥重金属污染程度的定量指标[4-7],它兼顾了 自然成土过程中地质背景和人为活动对重金属污染的影响,常用于反映重金属的富集程度[56,89]。

地积累指数(I_{geo})的计算公式为

$$I_{\rm geo} = \log_2 \left[w_{\rm s}^i / (K w_{\rm n}^i) \right]. \tag{1}$$

式(1)中:w。为重金属 i 在底泥中的实测质量比;w。为底泥中重金属 i 的地球化学背景值,参照文献 [1],最终确定背景值为厦门市C层土壤元素背景值(算术平均值)^[10]:K为考虑各地岩石差异可能会导 致背景值的变动而取的系数(通常取 1.5^[5,11])。

根据计算得到的 Igeo,可将杏林湾水库中底泥污染程度划分为7个等级。 1.3.2 潜在生态风险指数法 潜在生态风险指数法是对底泥中重金属的潜在生态风险进行定量评估 的一种方法[12]。该方法将污染物和生物毒性联系在一起,既可以对污染物在不同区域的潜在生态风险 程度进行定量划分,又可以反映多种重金属污染物对水环境的综合影响。

潜在生态风险指数(RI)的计算公式为

$$\mathrm{RI} = \sum_{i=1}^{n} E_{\mathrm{r}}^{i} = \sum_{i=1}^{n} T_{\mathrm{r}}^{i} \times w_{\mathrm{f}}^{i} = \sum_{i=1}^{n} T_{\mathrm{r}}^{i} \times \frac{w_{\mathrm{s}}^{i}}{w_{\mathrm{n}}^{i}} \,. \tag{2}$$

式(2)中: E_i 为重金属 *i*的潜在生态风险系数;*n*为 重金属种类;T:为重金属 i 的毒性系数, Zn,Cu, Ni,Cr,Pb,Cd,Hg,As的毒性系数分别为1.00, 5. 00, 5. 00, 2. 00, 5. 00, 30. 00, 40. 00, 10. $00^{[6]}$; $w_{\rm f}^i$ 为单因子污染物污染参数。

潜在生态风险程度分级,如表2所示。 1.3.3 污染负荷指数法 污染负荷指数法^[13]是 一种被广泛应用于土壤和水体重金属污染评价的

方法[6,14],它可以反映重金属在整个区域的变化趋势,在计算上用累积代替累加,可在一定程度上避免 单一元素对综合评价带来的影响[14-15]。

某采样点污染负荷指数(PLI)的计算公式为

$$PLI = \sqrt[n]{CF_1 \times CF_2 \times CF_3 \times \cdots \times CF_n},$$

$$CF_i = w_s^i / w_n^i \, .$$
(3)

式(3)中:CF,为某金属的最高污染系数。

整个评价区域的污染负荷指数(PLIzone)的计算公式为

$$PLI_{zone} = \sqrt[m]{PLI_1 \times PLI_2 \times PLI_3 \times \dots \times PLI_m}$$
(4)

式(4)中:m 为采样点的数量。

根据污染负荷指数划分污染等级,可划分为0,Ⅰ,Ⅱ,Ⅲ^[16](表 3)。

表 3 污染等级与污染程度的划分

Tab. 3 Classification of pollution levels and pollution degrees

2	实验结果与分析	指标	PLI<1	$1 \leq PLI < 2$	$2 \leq PLI < 3$	PLI≥3
		污染等级	0	Ι	Ш	Ш
2.1	统计分析结果	污染程度	无污染	中等污染	强污染	极强污染

杏林湾水库底泥中重金属的相关参

数,如表4所示。表4中:wmax为质量比最大值;wmin为质量比最小值;wave为质量比平均值;σ为标准差; CV 为变异系数。

由表4可知:水库底泥中重金属质量比平均值从大到小排序为Zn,Cr,Cu,Pb,Ni,As,Cd,Hg;除了 As,Pb质量比平均值低于背景值外,其余重金属的质量比平均值均超出背景值较多,Cd,Cu,Zn,Ni,

Tab. 2	Grading of poter	ntial ecological	risk levels
$E^i_{ m r}$	风险分级	RI	风险分级
$<\!\!40$	低	<150	轻微
$40\!\sim\!80$	中等	$150\!\sim\!300$	中等
$80\!\sim\!160$	较强	$300 \sim 600$	强
$160\!\sim\!320$	强	$600\!\sim\!1\ 200$	很强
≥320	极强	≥1 200	极强

表 2 潜在生态风险程度分级

Cr, Hg 质量比平均值分别达到背景值的 13.67, 6.52, 4.61, 2.99, 3.03, 2.33 倍。

表 4 杏林湾水库底泥中重金属的相关参数

Tab. 4 Related parameters of heavy metals in sediment of Xinglin Bay Reservoir

参数	Zn	Cu	Ni	Cr	Pb	Cd	Hg	As
$w_{ m max}/ m mg$ • $ m kg^{-1}$	757.00	283.00	79.00	332.00	70.85	0.76	0.08	4.46
$w_{ m min}/ m mg$ • $ m kg^{-1}$	135.50	28.00	23.00	32.00	39.10	0.19	0.06	3.14
$w_{ m ave}/ m mg$ • $ m kg^{-1}$	270.00	76.94	38.88	88.38	48.13	0.41	0.07	3.85
σ	190.67	79.43	16.76	93.27	9.11	0.17	0.01	0.39
CV/ %	70.62	103.24	43.11	105.53	18.93	42.18	8.57	10.24
$w_{ m f}^i/ m mg$ • $ m kg^{-1}$	58.60	11.80	13.00	29.20	56.80	0.03	0.03	5.10

文献[8,11]的研究表明,变异系数能够反映重金属元素空间分布的均匀程度,以及受人为因素的影响程度,变异系数越大,表明受人为因素的影响导致元素空间分布越不均匀;当变异系数大于 50%时,表明可能存在外来污染源。由表 4 还可知:杏林湾水库底泥中重金属 Zn,Cu 和 Cr 的变异系数均较大(>50%),表明这些元素空间分布不均匀,受人为因素的影响较大,其中,Zn 的变异系数达到 70.62%,属于中等强度变异,Cu,Cr 的变异系数分别达到 103.24%,105.53%(均超过 100%),属于非常强变异性,表明受人为因素的影响十分严重;其余元素 Ni,Pb,Cd,Hg,As 的变异系数均较小(<50%),表明这些元素空间分布较均匀,受人为因素的影响较一致。

杏林湾水库底泥中重金属元素的空间分布图,如图2所示。图2中:w为质量比。由图2可知:Zn, Cu的质量比空间分布呈现沿水流方向逐渐减小的特征,且在支流汇入处的质量比较高,推测杏林湾水



http://www.hdxb.hqu.edu.cn



图 2 杏林湾水库底泥中重金属元素的空间分布图

Fig. 2 Spatial distribution of heavy metal elements in sediment of Xinglin Bay Reservoir

库底泥中 Zn,Cu 可能主要来自于外源输入;Ni,Cr 的质量比空间分布呈现从后溪汇入处至入海口处逐 渐增加,从九天湖排洪渠和董任排洪渠交汇处至入海口处逐渐减小的特征,推测从后溪汇入处至入海口 处沿岸可能分布着 Ni,Cr 的污染源,且大部分的 Ni,Cr 可能是由上游排洪渠汇入;Pb,Hg,As 的质量 比空间分布较为均匀,且 Hg,As 的质量比空间分布特征相似;Cd 的质量比空间分布随着水流方向起伏 较大,推测可能是受到周边农业活动的影响。

重金属元素的相关系数矩阵,如表5所示。表5中:上标"*""**""**"分别表示 P<0.05, P<0.01,P<0.001。

	Tab. 5 Matrix of correlation coefficients of heavy metal elements										
元素	Zn	Cu	Ni	Cr	Pb	Cd	Hg	As			
Zn	1.00	—	—	—	—	—	_	—			
Cu	0.99*	1.00	—	—	_	—	—	—			
Ni	0.84**	0.89	1.00	—	_	_	_	—			
Cr	0.95*	0.98	0.94	1.00	_	_	_	_			
Pb	0.96**	0.95	0.83	0.91	1.00	_	_	_			
Cd	0.23**	0.23*	0.29***	0.26*	0.42***	1.00	_	_			
Hg	0.50**	0.53*	0.54 ***	0.56*	0.62***	0.75***	1.00	_			
As	0.38**	0.43*	0.45 ***	0.48*	0.56***	0.70***	0.91***	1.00			

表 5 重金属元素相关系数矩阵

 Hg
 0.50*
 0.53*
 0.54***
 0.56*
 0.62***
 0.75***
 1.00

 As
 0.38***
 0.43*
 0.45***
 0.48*
 0.56***
 0.70***
 0.91***
 1.00

 重金属来源之间的关系常用相关性进行分析^[17-18]</sup>,重金属相关性较好时,表明重金属之间可能存在

 某种同源关系或者经历相同的迁移转化过程^[19]。Zn和Cu,Ni,Cr,Pb之间均有显著的相关性,因此,可

 将Zn作为其余4种元素的代表性元素进行监测。福建沿海地区和杏林湾水库流域上游分布着众多小

 型铅锌矿,铅锌矿矿山尾矿和冶炼厂排放的废渣、含尘废气含有较多的Cu,Pb,Zn和Ni^[1,20],矿石开采

 产生的废水、废渣和粉尘经过地表径流和雨水冲刷进入上游流域,最后汇入杏林湾水库,在底泥中富集,

 故底泥中的Cu,Pb,Zn和Ni可能来源于采矿活动。Cr 主要用于金属表面处理和皮革行业中^[1],杏林

 湾水库周边分布着一些电子电气产品生产企业,故推测底泥中Cr可能来源于工业生产活动。此外,Hg

 和As之间也存在着很强的相关性,Hg和As易受到化肥与农药的使用、牲畜粪便和生活垃圾影响^[21],

杏林湾水库上游分布着大量的农业用地,附近人口密集,故推测底泥中的 Hg,As 可能来源于周边生活 垃圾和农业活动。Cd 元素和其他元素之间几乎没有相关性,说明 Cd 有特殊来源,Cd 一般被看成使用 农药或化肥的标志性元素^[20],因此,可推测杏林湾水库中的 Cd 可能来源于农业活动。

2.2 污染风险评价

对杏林湾水库底泥中的重金属进行污染风险评价可以了解杏林湾水库的具体污染状况。目前,对 底泥中重金属的污染情况进行评价的方法众多,但各有不同侧重点和局限性^[22-23]。为了更加全面科学 地对杏林湾水库底泥中重金属污染状况进行评价,将地积累指数法、潜在生态风险指数法、污染负荷指 数法相结合进行综合评价。

2.2.1 地积累指数法 杏林湾水库底泥中重金属的 I_{geo}值及评价结果,分别如表 6,7 所示。表 7 中:η 为不同污染程度的采样点在所有采样点中所占比例。 杏林湾水库底泥中重金属的 Igeo 值

第2期

Tab. 6	$I_{\sigma e \alpha}$	values	of	heavy	metals	in	sediment	of	Xinglin	Bay	Reservoir

表 6

亚母占				I_{i}	geo									
不住息	Zn	Cu	Ni	Cr	Pb	Cd	Hg	As						
XLWN01	1.83	1.99	0.24	-0.45	-0.76	3.24	0.85	-1.07						
XLWN02	1.11	1.36	0.44	0.10	-0.94	2.35	0.83	-0.94						
XLWN03	1.01	1.06	0.44	0.12	-0.94	2.87	0.77	-1.01						
XLWN04	1.05	1.42	1.16	0.25	-0.83	3.18	0.79	-1.02						
XLWN05	0.96	0.81	0.76	0.22	-1.12	2.59	0.66	-1.29						
XLWN06	0.62	0.66	0.90	0.39	-0.92	3.98	1.05	-0.78						
XLWN07	1.43	2.04	1.14	1.01	-0.98	1.95	0.85	-1.07						
XLWN08	3.11	4.00	2.02	2.92	-0.27	3.52	1.03	-0.81						
平均值	1.39	1.67	0.89	0.57	-0.85	2.96	0.85	-1.00						

55

Tab. 7 Evaluation results of heavy metals geo-accumulation index method

粉坭菇团	沅 氿 把 亩	$\eta/\%$									
奴1泊7已回	6余性反 -	Zn	Cu	Ni	Cr	Pb	Cd	Hg	As		
$I_{ m geo} < 0$	无	0	0	0	12.5	100.0	0	0	100.0		
$0 < I_{\rm geo} < 1$	轻度	25.0	25.0	62.5	62.5	0	0	75.0	0		
$1 \leqslant I_{\rm geo} < 2$	偏中度	62.5	50.0	25.0	12.5	0	12.5	25.0	0		
$2 \leqslant I_{\rm geo} < 3$	中度	0	12.5	12.5	12.5	0	37.5	0	0		
$3 \leqslant I_{\rm geo} < 4$	偏重度	12.5	0	0	0	0	50.0	0	0		
$4 \leqslant I_{\text{geo}} < 5$	重度	0	12.5	0	0	0	0	0	0		
$I_{\text{geo}} \ge 5$	严重	0	0	0	0	0	0	0	0		

由表 6 可知: 杏林湾水库底泥中重金属元素地积累指数平均值从大到小为 Cd, Cu, Zn, Ni, Hg, Cr, Pb, As; 重金属的地积累指数范围为一1.29~4.00, 不同污染程度的采样点比例差别较大; Zn, Cu, Ni, Cr 和 Pb 的地积累指数在 XLWN08 处均较大, 因为此处位于九天湖排洪渠和董任排洪渠交汇处, 受上游铅锌矿开采活动和周边工业生产活动的影响, 大量的 Zn, Cu, Ni, Cr 和 Pb 进入水体并在底泥中富集, 故此处 Zn, Cu, Ni, Cr 和 Pb 的污染程度较高; Cd, Hg 在 XLWN01~XLWN04 的累积水平较高, 因为这些采样点位于后溪支流汇入口下游, 后溪流域上游和杏林湾水库周边分布着许多农业用地, 大量含有 Cd, Hg 的农业废水随着地表径流进入杏林湾水库, 在底泥中富集。

底泥中重金属地积累指数箱线图,如图 3 所示。图 3 中:IQR 为四分差。

由表 7 和图 3 可知:污染程度最高的 Cd 为偏中度-偏重度污染,偏中度污染、中度污染和重度污染的采样 点比例分别为 12.5%,37.5%,50.0%;Zn 为轻度-偏重 度污染,轻度污染、偏中度污染和偏重度污染采样点比 例分别为 25.0%,62.5%和 12.5%;Cu 为轻度-重度污 染,轻度污染、偏中度污染、中度污染和重度污染采样点 比例分别为 25.0%,50.0%,12.5%和 12.5%;Ni 为轻 度-中度污染,轻度污染、偏中度污染和中度污染采样点 比例分别为 62.5%,25.0%,12.5%;Cr 有 12.5%的采



样点为无污染状态,其余采样点为轻度-中度污染,轻度污染、偏中度污染和中度污染的采样点比例分别为 62.5%,12.5%,12.5%;Hg 为轻度-偏中度污染,轻度污染和偏中度污染采样点比例分别为 75.0%, 25.0%;Pb,As 在各采样点的地积累指数均小于 0,为无污染状态。

由此可知, 杏林湾水库底泥除 Pb, As 为无污染状态, Zn, Cu, Ni, Cr, Cd, Hg 均有不同程度的污染, 且 Cd 的污染程度最高。

2.2.2 潜在生态风险指数法 底泥中重金属的 E: 值和 RI 值,如表 8 所示。由表 8 可知:杏林湾水库 底泥中重金属潜在生态风险系数平均值从大到小为 Cd, Hg, Cu, Ni, As, Cr, Zn, Pb。

表8 底泥中重金属的 Er 值和 RI 值

Tab. 8	$E_{ m r}^{i}$	values	and	RI	values	of	heavy	metals	in	sediment
--------	----------------	--------	-----	----	--------	----	-------	--------	----	----------

可接出				- RI	进去团阶					
木仟点	Zn	Cu	Ni	Cr	Pb	Cd	Hg	As	- KI	俗住八应
XLWN01	5.32	29.87	8.85	2.19	4.41	426.56	108.15	7.13	592.48	强
XLWN02	3.24	19.28	10.19	3.22	3.91	229.69	106.67	7.80	384.00	强
XLWN03	3.01	15.68	10.19	3.25	3.91	328.13	102.22	7.47	473.86	强
XLWN04	3.10	20.13	16.73	3.56	4.22	407.81	103.70	7.41	566.67	强
XLWN05	2.92	13.14	12.69	3.49	3.44	271.88	94.81	6.15	408.52	强
XLWN06	2.31	11.86	14.04	3.94	3.97	707.81	124.44	8.75	877.12	很强
XLWN07	4.04	30.93	16.54	6.03	3.79	173.44	108.15	7.16	350.08	强
XLWN08	12.92	119.92	30.38	22.74	6.24	515.63	122.22	8.53	838.57	很强
平均值	4.61	32.60	14.95	6.05	4.24	382.62	108.80	7.55	561.41	强

底泥中重金属潜在生态风险指数法评价结果,如表9所示。表9中:∂为不同风险等级的采样点在 所有采样点中所占比例。

表 9 底泥中重金属潜在生态风险指数法评价结果

Tab. 9 Evaluation results of potential ecological risk index method of heavy metals in sediment

$E^i_{ m r}$	风险等级 -	$\delta/\sqrt[9]{0}$									
		Zn	Cu	Ni	Cr	Pb	Cd	Hg	As		
<40	低	100.0	87.5	100.0	100.0	100.0	0	0	100.0		
$40\!\sim\!80$	中等	0	12.5	0	0	0	0	0	0		
$80\!\sim\!160$	较强	0	0	0	0	0	0	100.0	0		
$160\!\sim\!320$	强	0	0	0	0	0	37.5	0	0		
≥320	极强	0	0	0	0	0	62.5	0	0		

底泥中重金属潜在生态风险系数箱线图,如图4所示。由表8,9和图4可知:Zn,Ni,Cr,Pb和As潜在生态风险系数最大值均小于40,潜在生态风险程度属于低风险;而Cu除了在XLWN08处潜在生态风险程度为中等风险,其他采样点潜在生态风险超方低风险;Cd有37.5%的采样点潜在生态风险程度为强风险,应引起重视,这也与地积累指数法评价结果相符;Hg的潜在生态风险系数均位于80~160,潜在生态风险程度属于较强风险。

从多种重金属的综合潜在生态风险指数来看,平均 值达到 561.41,最大值为 877.12,最小值为 384.00;底



图 4 底泥中重金属潜在生态风险系数箱线图 Fig. 4 Box plot of potential ecological risk factors of heavy metals in sediment

泥中重金属潜在生态风险整体处于强和很强之间;有2个采样点为很强风险,6个采样点为强风险。各 采样点重金属潜在生态风险指数从大到小的排序为 XLWN06,XLWN08,XLWN01,XLWN04,XL-WN03,XLWN05,XLWN02,XLWN07。XLWN06 和 XLWN08 的生态风险最大,要尤为重视,建议有 关部门加大对其周边和上游生活污水和工业废水乱排乱放的整治力度,并推广和鼓励可持续采矿实践, 采用环保技术和设备,尽量减少重金属污染物的排放。

2.2.3 污染负荷指数法 采用污染负荷指数法可以了解重金属在各个采样点及整个评价区域的污染 状况^[24]。污染负荷指数法计算结果及评价结果,如表 10,11 所示。由表 10,11 可知:整个杏林湾水库 底泥中重金属的 PLI 范围为 2.05~5.75;除了在 XLWN08 处污染程度为极强污染外,其他采样点污染 程度均为强污染;经计算得杏林湾整个评价区域的污染负荷指数为 2.63,故杏林湾水库整体上为强污 染;水库污染负荷指数的空间分布总体呈现后溪支流汇入处和九天湖排洪渠与董任排洪渠交汇处至水

	表 10	污染负荷	苛指	旨数法计算	草结果	Ę	
Tab. 10	Calculation	results	of	pollution	load	index	method

亚ظ占	CFi										
不什点	Zn	Cu	Ni	Cr	Pb	Cd	Hg	As	I LI		
XLWN01	5.32	5.97	1.77	1.10	0.88	14.22	2.70	0.71	2.49		
XLWN02	3.24	3.86	2.04	1.61	0.78	7.66	2.67	0.78	2.18		
XLWN03	3.01	3.14	2.04	1.63	0.78	10.94	2.56	0.75	2.18		
XLWN04	3.10	4.03	3.35	1.78	0.84	13.59	2.59	0.74	2.52		
XLWN05	2.92	2.63	2.54	1.75	0.69	9.06	2.37	0.61	2.05		
XLWN06	2.31	2.37	2.81	1.97	0.79	23.59	3.11	0.87	2.50		
XLWN07	4.04	6.19	3.31	3.01	0.76	5.78	2.70	0.72	2.60		
XLWN08	12.92	23.98	6.08	11.37	1.25	17.19	3.06	0.85	5.75		

库中心降低,水库中心至入海口处升高的特征,这与流 域内水流走向一致,推测杏林湾水库中重金属一方面来 自于上游支流的汇入。此外,XLWN04 处污染负荷指 数高于周边区域,鉴于此处周围工业用地较多,推测是 受到周边地区工业废水排放的影响。

综上,合理推测杏林湾水库底泥中重金属污染主要 来源于周边地区人类活动排放和上游支流的汇入。

3 结论

1) 杏林湾水库底泥中除 As, Pb 的质量比平均值 没有超过背景值外, Cd, Cu, Zn, Ni, Cr 和 Hg 质量比平

Tab. 11 Evaluation results of heavy metal pollution load index method in sediment 采样点 PLI 污染等级 污染程度 XLWN01 2.49 强污染 Π XLWN02 2.18 П 强污染 XLWN03 2.18 П 强污染 XLWN04 2.52 П 强污染 XLWN05 2.05 П 强污染 XLWN06 2.50 П 强污染 XLWN07 2.60 Ш 强污染 XLWN08 5.75 Ш 极强污染

表 11 底泥中重金属污染负荷指数法评价结果

均值分别达到背景值的 13.67,6.52,4.61,2.99,3.03,2.33 倍。Zn,Cu,Cr 变异系数较大(>50%),尤 其是 Cu 和 Cr,变异系数均大于 100%,受人为因素干扰显著。底泥中 Zn,Cu 的质量比空间分布呈现沿 水流方向逐渐减小的特征,Ni,Cr 的质量比空间分布呈现为从后溪汇入处至入海口处逐渐增加,从九天 湖排洪渠和董任排洪渠交汇处至入海口处逐渐减小,Pb,Hg 和 As 的质量比空间分布较为均匀,Cd 的 质量比空间分布随着水流方向起伏较大。

2)相关性分析表明,这8种重金属来源各有不同,其中,Cu,Pb,Zn和Ni可能来源于采矿活动, Hg,As可能来源于周边生活垃圾和农业活动,Cd可能来源于农业活动。

3) 地积累指数法评价结果表明,除 Pb,As 为无污染状态外,Zn,Cu,Ni,Cr,Cd 和 Hg 均呈现不同 程度的污染,且 Cd 的污染程度最高。潜在生态风险指数法评价结果表明,杏林湾水库底泥中重金属潜 在生态风险整体处于强和很强之间,Cu 的潜在生态风险程度为低-中等风险,Cd 的潜在生态风险程度 为强-极强风险,Hg 的潜在生态风险程度为较强风险,其余重金属均为低风险。污染负荷指数法评价结 果表明,杏林湾水库底泥中重金属污染主要来源于周边地区人类活动排放和上游支流的汇入。

参考文献:

- [1] 沈宸宇,闫钰,于瑞莲,等. APCS-MLR 结合 PMF 模型解析厦门杏林湾近郊流域沉积物金属来源[J]. 环境科学, 2022,43(5):2476-2488. DOI:10.13227/j. hjkx. 202108337.
- [2] ZHAI Bin, ZHANG Xilin, WANG Libo, et al. Concentration distribution and assessment of heavy metals in surface sediments in the Zhoushan Islands coastal sea, East China Sea[J]. Marine Pollution Bulletin, 2021, 164(10): 112096. DOI: 10. 1016/j. marpolbul. 2021. 112096.
- [3] LIAO Jianbo, CUI Xinyue, FENG Hai, et al. Environmental background values and ecological risk assessment of heavy metals in watershed sediments: A comparison of assessment methods[J]. Water, 2021, 14(1): 51. DOI: 10. 3390/w14010051.

[4] 张国涵,苏涛,杨耀雷,等.昆明市主城区主要入滇河道重金属污染评价[J].环境科学导刊,2022,41(3):74-79.

DOI:10.13623/j. cnki. hkdk. 2022.03.003.

- [5] 胡明,薛娇,严玉林,等.北京市特征河流沉积物重金属污染评价与来源解析[J].中国给水排水,2021,37(23):73-81.DOI:10.19853/j.zgjsps.1000-4602.2021.23.013.
- [6] 王昕,霍吉祥,马福恒,等. 宿鸭湖水库沉积物重金属含量分析与评价[J]. 人民黄河,2020,42(6):84-88. DOI:10. 3969/j. issn. 1000-1379. 2020. 06. 017.
- [7] KARAOUZAS I, KAPETANAKI N, MENTZAFOU A, et al. Heavy metal contamination status in Greek surface waters: A review with application and evaluation of pollution indices[J]. Chemosphere, 2021, 263:128192. DOI:10. 1016/j. chemosphere. 2020. 128192.
- [8] 汤金来,赵宽,胡睿鑫,等. 滁州市表层土壤重金属含量特征、源解析及污染评价[J]. 环境科学,2023,44(6):3562-3572. DOI:10.13227/j. hjkx. 202208031.
- [9] 马杰,刘萍,刘今朝,等.重庆市煤矸山周边农用地土壤重金属污染评价和定量溯源解析[J].环境科学,2022,43 (12):5698-5709. DOI:10.13227/j. hjkx. 202202123.
- [10] 中国环境监测总站.中国土壤元素背景值[M].北京:中国环境科学出版社,1990.
- [11] 尹芳,封凯,尹翠景,等.青海典型工业区耕地土壤重金属评价及源解析[J].中国环境科学,2021,41(11):5217-5226.DOI:10.19674/j.cnki.issn1000-6923.20210506.002.
- [12] HAKANSON L. An ecological risk index for aquatic pollution control: A sedimentological approach[J]. Water Research, 1980, 14(8): 975-1001. DOI: 10.1016/0043-1354(80)90143-8.
- [13] TOMLINSON D L, WILSON J G, HARRIS C R, et al. Problems in the assessment of heavy-metal levels in estuaries and the formation of a pollution index[J]. HelgoInder Meeresuntersuchungen, 1980, 33(1): 566-575. DOI: 10. 1007/BF02414780.
- [14] 祝培甜,赵中秋,陈勇,等.江苏省某镇土壤重金属污染评价[J].环境工程学报,2017,11(4):2535-2541.DOI:10. 12030/j.cjee.201601016.
- [15] 解兴春,白梅,李应飞,等.底泥重金属污染评价方法对比分析:以云南某地河流、湖泊为例[J].环境科学导刊, 2022,41(2):79-85. DOI:10.13623/j.cnki.hkdk.2022.02.006.
- [16] 李军,李旭,李开明,等.基于特定源-风险评估模型的兰州黄河风情线绿地土壤重金属污染优先控制源分析[J/OL].环境科学:1-16(2023-07-25)[2023-12-21]. https://doi.org/10.132227/j. hjkx. 202304165.
- [17] 谢龙涛,潘剑君,白浩然,等.基于 GIS 的农田土壤重金属空间分布及污染评价:以南京市江宁区某乡镇为例[J]. 土壤学报,2020,57(2):316-325.DOI:10.11766/trxb201809010441.
- [18] 王海洋,韩玲,谢丹妮,等.矿区周边农田土壤重金属分布特征及污染评价[J].环境科学,2022,43(4):2104-2114. DOI:10.13227/j. hjkx. 202106218.
- [19] LUO Fei, ZHANG Fawang, ZHANG Wenting, et al. Distribution, ecological risk, and source identification of heavy metal(loid)s in sediments of a headwater of Beijiang River affected by mining in Southern China[J]. Toxics, 2024,12(2):117. DOI:10.3390/TOXICS12020117.
- [20] WANG Yazhu, DUAN Xuanjun, WANG Lei. Spatial distribution and source analysis of heavy metals in soils influenced by industrial enterprise distribution: Case study in Jiangsu Province[J]. Science of the Total Environment, 2020,710:134957. DOI:10.1016/j. scitotenv. 2019. 134953.
- [21] 韩双宝,袁磊,张秋霞,等. 拒马河流域河流沉积物与土壤重金属含量及风险评价[J/OL]. 环境科学:1-12(2023-08-25)[2023-12-21]. https://doi.org/10.13227/j. hjkx. 202305101.
- [22] WANG Na. Ecological risk assessment of heavy metals in soils around mining area: Comparison of different assessment methods[J]. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 2020, 525(1):012074. DOI:10.1088/ 1755-1315/525/1/012074.
- [23] 王斐,黄益宗,王小玲,等. 江西钨矿周边土壤重金属生态风险评价:不同评价方法的比较[J]. 环境化学,2015,34 (2):225-233. DOI:10.7524/j. issn. 0254-6108. 2015. 02. 2014061802.
- [24] 孙晶,李伟,吕学斌,等.中国重要湿地土壤中汞、砷的分布与污染概况[J].环境科学与技术,2021,44(9):100-110. DOI:10.19672/j.cnki.1003-6504.0648.21.338.

(责任编辑: 钱筠 英文审校: 方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312048



质量法测定植物营养液中电导率可行性

张华宇,周帆,廖晓斌,刘新月,朱家铭,张嘉禾

(华侨大学土木工程学院,福建厦门 361021)

摘要: 通过与测定电导率的传统电极法对比,探讨运用质量法测定植物营养液电导率的可行性。结果表明: 采用质量法测定植物营养液中的电导率,测定值与采用高精度电导率/总溶解性固体水质测试笔测定结果极 为接近,分别为 19.85,19.30 mS·cm⁻¹;溶液中的颗粒物仅贡献 2.4%的电导率,悬浮物和胶体对电导率贡 献更低(0.5%),络合态的有机物对电导率贡献也有限;解络后,植物营养液的电导率由 19.30 mS·cm⁻¹急剧 增至 66.68 mS·cm⁻¹。

关键词: 电导率;质量法;电极法;总溶解性固体 中图分类号: X 824 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2022)02-0271-05

Feasibility of Mass Method to Measure Electrical Conductivity Rate of Plant Nutrient Solution

ZHANG Huayu, ZHOU Fan, LIAO Xiaobin, LIU Xinyue, ZHU Jiaming, ZHANG Jiahe

(College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: By comparison with the traditional electrode method for measuring the electrical conductivity rate, the feasibility of mass method for measuring the electrical conductivity rate of the plant nutrient solution is discussed. The results show that the electrical conductivity rate in the plant nutrient solution measured by mass method is very close to the results measured by high precision electrical conductivity rate/total dissolved solid water quality test pen, 19.85, 19.30 mS \cdot cm⁻¹ respectively. The particles in the solution contribute only 2.4% the electrical conductivity rate, and suspended solids and colloids contribute less to it (0.5%). The contribution of complexed organic matter to the electrical conductivity rate is also limited. After decomplexation, the electrical conductivity rate of plant nutrient solution increases sharply from 19.30 mS \cdot cm⁻¹ to 66.68 mS \cdot cm⁻¹.

Keywords: electrical conductivity rate; mass method; electrode method; total dissolved solid

液体电导率的测量在地球物理、水处理、食品加工及海洋工程等领域具有重要意义^[1-5]。电导率表示溶液传导电流的能力,它经常用来表示水的纯度。当水中含有无机酸、碱、盐或有机带电胶体时,电导率就增加^[6]。水溶液的电导率取决于带电荷物质的性质和质量浓度、溶液的温度和粘度等^[7]。

液体中电导率一般采用电极法来进行测量,而传统的电导率仪采用四电极电导率测量探头^[8],其与 液体接触的电极会因腐蚀和污染而变质,从而影响测量的准确性^[9]。因此,目前对电导率测量方法的研

收稿日期: 2023-12-30

通信作者: 廖晓斌(1984-),女,教授,博士,博士生导师,主要从事水环境和水安全的研究。E-mail:liaoxb@hqu.edu. cn。

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51878301);青年科技创新资助项目(23YYST06QCB29)

究主要集中在如何解决电极因多次接触液体而遭到腐蚀的问题,有研究提出一种采用非接触式电极取 代接触式电极,也称为电磁感应式电导率传感器^[10-11]。非接触式电极不存在电极腐蚀或污染的问题,也 不存在极化效应^[12]。然而,此类电极存在测量误差较大的问题^[13]。此外,电容耦合式非接触电导的测 量方法也经常被用于液体的电导率测量中^[14]。然而,此类方法无法应用于需要将电导探针浸没在液体 中的场合^[15]。因此,对于测量电导率方法的探索仍没有解决可以防止电极污染的同时,又能适用于各 种场合的电导率测量。基于此,本文对质量法测定植物营养液中电导率可行性进行研究。

1 研究方法

1.1 实验仪器与试剂

高精度电导率(EC)/总溶解性固体(TDS)水质测试笔(天津市诺华清源科技有限公司);DHG-9030A型电热恒温鼓风干燥箱(上海市圣欣科学仪器有限公司);SXL1008型程控箱式马弗炉(上海市 精宏实验设备有限公司);微孔滤膜(孔径为 0.45,0.22 μ m)及配套滤器;AR224C型电子分析天平(美 国奥豪斯仪器有限公司);200 mL 瓷坩埚;250 mL 量筒;1 L 烧杯;1 mL 移液枪;AdvantageA10型超纯 水机(美国密理博有限公司);植物营养液(1 mol·L⁻¹浓硫酸,超纯水(电阻率为 18.2 M Ω ·cm⁻¹))。

1.2 实验步骤

通过高精度 EC/TDS 水质测试笔测定样品的电导率和总溶解性固体,确定电极法测量样品的数据。将5个坩埚在(105±3)℃的烘箱中烘30 min,冷却30 min 后称质量,直至恒质量(两次称质量相差不超过0.5 mg),从而确定坩埚的质量。移取5次振荡均匀的水样200 mL,置于5个不同的坩埚内,称其质量,随后移入(105±3)℃的烘箱中,每次烘6h,冷却30 min 后称质量,直至恒质量,从而确定可溶性固体的质量分数。将烘干至恒质量的坩埚和样品继续移入马弗炉中,分别在500,900 ℃下进行煅烧,每次煅烧结束后称质量,再次进行下一个温度的煅烧,从而分别确定有机物和溶液中离子的质量分数。将900 ℃马弗炉煅烧过的坩埚分别用200 mL超纯水润洗后,用高精度 EC/TDS 水质测试笔测定其电导率和总溶解性固体,从而确定样品中电导率的起主要贡献的物质类别。移取振荡均匀的水样1L,置于1L烧杯内,测量其电导率和总溶解性固体,随后将1 mol・L⁻¹浓硫酸用1 mL移液枪逐滴加入到溶液中,直到溶液 pH<2,再次测量其电导率和总溶解性固体,从而确定样品中络合态离子的质量分数。总共进行了3次平行实验。

2 实验结果与分析

2.1 电极法测量植物营养液中的电导率

溶液中电导率的大小可以间接反应溶液中离子的质量浓度[16]。宋晨等[17]用两电极法测试 PVS2

聚合物凝胶电解质的电导率,从而证实了 PVS2 凝 胶有更多的带正负电荷的基团。因此,用高精度 EC/TDS 水质测试笔测得营养液的电导率,从而找 出营养液中各种物质对电导率(σ_E)贡献。营养液电 导率,如图1所示。

由图 1 可知:原液电导率为 19.30 mS • cm⁻¹, 稀释 1 倍后的营养液电导率为 10.40 mS • cm⁻¹,稀 释 5 倍后的营养液电导率为 5.03 mS • cm⁻¹,表明 稀释后营养液的电导率并非完全成倍数降低。这是 由于营养液中的部分络合物水解成可导电离子,从 而使营养液的电导率升高,该结论与先前的研究一





致。在以锂离子传输的局部高浓度电解质中,当溶液电解质进行稀释之后,离子的电导率反而会略有增加,可能是因为电解质粘度的降低,离子扩散率随着非配位氢氟醚(HFE)质量分数的增加而增加^[18]。

聚醚砜膜可根据孔径的大小过滤不同类型的固体物质^[19],0.45 μm 的膜能过滤掉细小颗粒物,但

不能去除营养液中的悬浮物、胶体等^[20];0.22 μ m 的膜能过滤掉营养液中的悬浮物、胶体等^[21]。由图 1 还可知:营养液通过 0.45 μ m 的膜进行过滤,电导率为 18.86 mS·cm⁻¹,仅降低 0.47 mS·cm⁻¹,颗粒 物对溶液电导率的贡献率为 2.4%,说明在营养液中决定电导率的物质并不是颗粒物,而在土壤中,颗 粒物对电导率贡献最大^[22];营养液继续通过 0.22 μ m 聚醚砜膜进行过滤,两次电导率差值(0.10 mS· cm⁻¹)就是悬浮物和胶体对电导率的贡献,因此,悬浮物和胶体对植物营养液的电导率贡献也不大,仅 为 0.5%。

2.2 质量法测离子质量浓度

电导率表示溶液传导电流的能力^[23],而传导电流 的能力又是由溶液中离子质量浓度决定^[23-24]。据此,从 准确测量溶液中离子质量浓度的角度,提出运用质量法 测定营养液的质量浓度(ρ),如图 2 所示。

由图 2 可知:1 L 营养液的固体质量为 1 018.9 g, 在 105 ℃下烘干后,质量为 50.3 g,说明固体质量浓度 为 50.3 g・L⁻¹;500~700 ℃煅烧后,剩余营养液的固 体质量浓度为 14.1 g・L⁻¹,由于此温度可去除大多数 有机物^[25-26],说明有机物质量浓度为 36.2 g・L⁻¹;继续 升高煅烧温度至 900 ℃,固体的质量浓度变化其微;经过

升高煅烧温度至 900 ℃,固体的质量浓度变化甚微;经过 900 ℃煅烧后,不可挥发的总溶解性固体的质量浓度为 13.3 g・L^{-1[27]};105 和 900 ℃煅烧后的营养液的质量之差为可挥发性有机物,因此,可挥发性有机物质量浓度为 37 g・L⁻¹,这表明该营养液含有丰富的有机物。

总溶解性固体代表水中不可挥发的总溶解性固体,可 在一定程度反映水质^[28]。通常总溶解性固体质量越低, 表明水中的重金属离子等可溶性盐类越少,离子质量浓度 越少,水质越纯^[29]。电导率和盐质量浓度之间存在一定 的比例关系,电导率和不同水的关系,如表1所示^[30]。表 1中:K为比例常数。

 $\rho_{\text{TDS}} = K \times \sigma_{\text{E}}$,当原液的电导率为 19.3 mS·cm⁻¹,则 根据表 1,系数 K = 0.67,根据有机物质量浓度计算出营

养液的电导率为 19.85 mS・cm⁻¹,该值与用高精度 EC/TDS 水质测试笔测得的 19.30 mS・cm⁻¹接近,表明两种方法殊途同归。用1L超纯水润洗 900 ℃马弗炉煅烧过的坩埚,测定电导率和总溶解性固体质量浓度。营养液煅烧前、后的参数的比较,如图3所示。



图 3 营养液煅烧前、后的参数比较

Fig. 3 Comparison of nutrient solution before and after calcination parameters

由图 3(a)可知:煅烧前、后的营养液电导率仅从 19.3 mS·cm⁻¹降低至 17.2 mS·cm⁻¹,这表明营养液的电导率主要由不可挥发的溶解性固体贡献,而可挥发的有机物对电导率得贡献有限,这与上述电极法测定的结果相同。由图 3(b)可知:营养液营养丰富,总溶解性固体质量浓度高达 22 000 mg·L⁻¹,





表1 电导率和不同水的关系

Tab. 1 Relation	nship between electrical							
conductivity rate and water								
水	$\sigma_{\rm E}/{ m mS} \cdot { m cm}^{-1}$]						

水	$\sigma_{\rm E}/{ m mS} \cdot { m cm}^{-1}$	Κ
日常用水	0~0.3	0.50
	0 3~4 0	0.55

 $4.0 \sim 20.0$

40.0~60.0

0.67

0.70

苦咸水

海水

而经过煅烧后,几乎没有残留。

2.3 营养液解络前后电导率

营养液含有大量的有机物(图 2),这些有机物大 多数以络合态的形式存在,可络合其中大部分的无 机离子,使游离的离子质量浓度大大减少。为证实 这一猜想,将营养液用浓硫酸酸化(pH<2),使络合 态的有机物全部解络合,释放出无机离子^[31],再测定 其电导率,营养液解络前、后的电导率,如图 4 所示。

由图 4 可知:解络前的营养液的电导率为 20.10 mS•cm⁻¹,酸解络后的营养液的电导率急剧增加, 高达 66.68 mS•cm⁻¹。这表明营养液中,被络合的 离子是游离态离子的 3 倍多,这与之前的研究结果





相似,植物营养液中含有充足的铁络合物^[32]。因此,营养液可为植物提供充足的营养,且具有巨大的缓冲能力,可适应不同的土壤环境。同时,也再次验证了质量法对营养液中电导率测量是可行的。

3 结束语

运用质量法测量植物营养液中的电导率是可行的,该法测得的电导率(19.85 mS·cm⁻¹)与电极法 (19.30 mS·cm⁻¹)相近;溶液中的电导率是由溶解性的游离无机离子贡献的,颗粒物、悬浮物、胶体、有 机物对电导率贡献有限。在实验室无仪器时,可采用质量法测试溶液中的电导率。质量法解决了电极 法测量下由于电极与液体接触而造成的腐蚀和污染问题,可测试腐蚀性的液体,应用更为广泛。此外, 与传统的电极法相比,采用质量法测定液体中电导率法具有误差更小的优点。

参考文献:

- [1] MANTHILAKE G, BOLFAN-CASANOVA N, NOVELLA D, et al. Dehydration of chlorite explains anomalously high electrical conductivity in the mantle wedges[J]. Science Advances, 2016, 2(5):e1501631. DOI:10.1126/sciadv. 1501631.
- [2] NAU-HIX C, HOLSEN T M, THAGARD S M. Influence of solution electrical conductivity and ionic composition on the performance of a gas-liquid pulsed spark discharge reactor for water treatment[J]. Journal of Applied Physics, 2021,130(12):1-13. DOI:10.1063/5.0054327.
- [3] SRIVASTAV S, ROY S. Changes in electrical conductivity of liquid foods during ohmic heating[J]. International Journal of Agricultural and Biological Engineering, 2014,7(5):133-138. DOI:10.3965/j.ijabe. 20140705.015.
- [4] MOONEYD E. Does the 'Marine Signature' of driftwood persist in the archaeological record? An experimental case study from Iceland[J]. Environmental Archaeology, 2018, 23(3): 217-227. DOI: 10.1080/14614103. 2017. 1377404.
- [5] DA SILVA A J C,DOS SANTOS E V,DE OLIVEIRA M C C,et al. Electrochemical treatment of fresh, brine and saline produced water generated by petrochemical industry using Ti/IrO₂-Ta₂O₅ and BDD in flow reactor[J]. Chemical Engineering Journal, 2013, 233;47-55. DOI:10.1016/j. cej. 2013. 08. 023.
- [6] 代天豪,王中美,陈尧,等.贵阳花溪养牛村暗河枯水期岩溶水动态特征分析[J].中国岩溶,2019,38(4):546-551.
- [7] 刘应学.人工湿地处理生活污水研究[J].环保科技,2015,21(6):52-57.
- [8] MA Hongsen, LANG J H, SLOCUM A H. Calibration-free measurement of liquid permittivity and conductivity using electrochemical impedance test cell with servomechanically adjustable cell constant[J]. IEEE Sensors Journal, 2009,9(5):515-524. DOI:10.1109/JSEN.2009.2015401.
- [9] 范丽,尹文庆,王川,等.作物营养液电导率传感器及其测量系统设计[J].传感器与微系统,2016,35(12):92-95. DOI:10.13873/J.1000-9787(2016)12-0092-04.
- [10] 武玉华. XCTD 温度和电导率传感器技术研究[D]. 天津:国家海洋技术中心,2007.
- [11] HUANG Xi, PASCAL R W, CHAMBERLAIN K, et al. A miniature, high precision conductivity and temperature sensor system for ocean monitoring[J]. IEEE Sensors Journal, 2011, 11(12): 3246-3252. DOI: 10. 1109/JSEN. 2011. 2149516.

http://hdxb.hqu.edu.cn/

- [12] STRIGGOW K, DANKERT R. The exact theory of inductive conductivity sensors for oceanographic application
 [J]. IEEE Journal of Oceanic Engineering, 1985, 10(2):175-179. DOI:10.1109/JOE.1985.1145085.
- [13] SCHIEFELBEIN S L, FRIED N A, RHOADS K G, et al. A high-accuracy, calibration-free technique for measuring the electrical conductivity of liquids[J]. Review of Scientific Instruments, 1998, 69(9): 3308-3313. DOI:10.1063/1. 1149095.
- JIA Jiabin, WANG Huarui, MILLINGTON D. Electrical resistance tomography sensor for highly conductive oil-water two-phase flow measurement [J]. IEEE Sensors Journal, 2017, 17 (24): 8224-8233. DOI: 10. 1109/JSEN. 2017. 2705063.
- [15] KANTAMANI T, GEORGE B. Assay of inductive-capacitive probe for the measurement of the conductivity of liquids[J]. IEEE Transactions on Industrial Electronics, 2020, 68(9):8911-8918. DOI:10.1109/TIE.2020.3013754.
- [16] 余新红,赵丽霞.学科核心素养引领下信息技术与实验教学的融合创新:以数字化实验测定饮用水的电导率为例 [J].中国现代教育装备,2023(16):29-30,46.DOI:10.13492/j.cnki.cmee.2023.16.015.
- [17] 宋晨,张思瑶,刘文娜,等.双网络凝胶的制备及在锌空气电池中的性能[J].印染,2023,49(12):67-71.
- [18] WATANABE Y, UGATA Y, UENO K, et al. Does liion transport occur rapidly in localized high-concentration electrolytes? [J]. Physical Chemistry Chemical Physics, 2023, 25(4):3092-3099. DOI:10.1039/d2cp05319e.
- [19] HUBE S,ESKAFI M,HRAFNKELSDÓTTIR K F,et al. Direct membrane filtration for wastewater treatment and resource recovery: A review[J]. Science of the Total Environment, 2020, 710:136375. DOI: 10. 1016/j. scitotenv. 2019.136375.
- [20] 常静,刘敏,李先华,等.城市路面径流重金属固液分配系数及其影响因素[J].水科学进展,2009,20(5):714-720.
- SHAND C A, SMITH S, EDWARDS A C, et al. Distribution of phosphorus in particulate, colloidal and molecular-sized fractions of soil solution[J]. Water Research, 2000, 34(4): 1278-1284. DOI: 10.1016/S0043-1354(99)00240-7.
- [22] CHOO H, SONG J, LEE W, et al. Effects of clay fraction and pore water conductivity on electrical conductivity of sand-kaolinite mixed soils[J]. Journal of Petroleum Science and Engineering, 2016, 147:735-745. DOI: 10. 1016/j. petrol. 2016. 10. 009.
- [23] 刘丽贞,黄琪,迟殿委,等.基于随机森林回归模型和高频数据的鄱阳湖子湖电导率预测[J].水电能源科学,2023, 41(10):50-53. DOI:10.20040/j. cnki. 1000-7709. 2023. 20222548.
- [24] 高金墙. 无卤电缆材料 pH 值与电导率相关性研究[J]. 广东建材, 2023, 39(3): 52-54.
- [25] 江梅,范秀清.水中溶解性总固体测定方法探讨[J].市政技术,2012,30(1):121-123.
- [26] XU Jiang, ZHANG Hong, DING Junjie, et al. Calcined oil shale semi-coke for significantly improved performance alginate-based film by crosslinking with Ca²⁺ [J]. Journal of Polymers and the Environment, 2022, 30: 2405-2418. DOI:10.1007/s10924-021-02353-6.
- [27] 宋远明,钱觉时,刘景相,等. SO₃ 对固硫灰渣胶凝系统水化及性能的影响[J]. 建筑材料学报,2013,16(4):688-693.
- [28] NOORI A, MOHAJERI S H, DELNAVAZ M, et al. A spatiotemporal monitoring model of TSM and TDS in arid region lakes utilizing Sentinel-2 imagery[J]. Journal of Arid Environments, 2023, 216:105024. DOI:10.1016/j.jaridenv. 2023. 105024.
- [29] ASHRAF S,RIZVI N B,RASOOL A, et al. Evaluation of heavy metal ions in the groundwater samples from selected automobile workshop areas in northern Pakistan[J]. Groundwater for Sustainable Development, 2020, 11: 100428. DOI:10.1016/j.gsd. 2020.100428.
- [30] 戴海洋.典型畜禽粪便堆肥过程中保氮和减排氨气研究[D].南京:南京信息工程大学,2022.DOI:10.27248/d. cnki.gnjqc.2021.000441.
- [31] WANG Qi,ZHANG Ying,LI Yutong, et al. Simultaneous Cu-EDTA oxidation decomplexation and Cr (VI) reduction in water by persulfate/formate system: Reaction process and mechanisms[J]. Chemical Engineering Journal, 2022,427:131584. DOI:10.1016/j.cej.2021.131584.
- [32] BIENFAIT H F, GARCIA-MINA J, ZAMAREÑOA M. Distribution and secondary effects of EDDHA in some vegetable species[J]. Soil Science and Plant Nutrition, 2004, 50(7): 1103-1110. DOI: 10.1080/00380768. 2004. 10408581.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312031



应用 LMDI 模型的江西省交通运输业龖 碳排放驱动力分析

刘安1,2, 习明星1, 邵志超2, 李雪洁3

(1. 江西省交通投资集团有限责任公司,江西南昌 330000;
 2. 江西省交通咨询有限公司,江西南昌 330000;
 3. 同济大学城市交通研究院,上海 200092)

摘要: 通过统计分析江西省 2011-2020 年公路运输、水路运输、铁路运输和民航运输总的能源消耗数据,确 定了江西省交通运输业二氧化碳排放的变化趋势。利用对数平均权重(LMDI)法,分析了模式分担、能源结 构、规模效应、能源强度、经济效应对江西省交通运输部门碳排放变化产生的不同影响。研究结果表明: 2011-2020 年,江西省能源使用最多的是汽油和柴油;公路运输部门是江西省交通运输部门碳排放最多的部 门;对碳排放的增长起推动作用的是模式分担与经济效应,起抑制作用的是能源结构与规模效应,而能源强度 波动较大。

关键词: 碳排放;交通运输业;驱动力因素;对数平均权重(LMDI)法;公路运输;江西省 中图分类号: U116.1 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0276-07

Driving Force Analysis of Transportation Industry Carbon Emissions in Jiangxi Province Using LMDI Model

LIU An^{1,2}, XI Mingxing¹, SHAO Zhichao², LI Xuejie³

(1. Jiangxi Province Transportation Investment Group Limited Company, Nanchang 330000, China;

2. Jiangxi Province Transportation Consulting Limited Company, Nanchang 330000, China;

3. Urban Mobility Institute, Tongji Univercity, Shanghai 200092, China)

Abstract: Through statistic analysis of the total energy consumption data of the road transportation, the waterway transportation, the railway transportation, and the civil aviation transportation in Jiangxi Province from 2011 to 2020, the change trend of carbon dioxide emissions from the transportation industry in Jiangxi Province is determined. Using the logarithmic mean weight division index (LMDI) method, the mode sharing, the energy structure, the scale effect, the energy intensity, and the economic effect on the carbon emission changes of the transportation sector in Jiangxi Province are analyzed. The research results show that from 2011 to 2020, the gasoline and diesel are the most used energy sources in Jiangxi Province; highway transportation is the sector with the highest carbon emission in the transportation sectors of Jiangxi Province; the mode sharing and the economic effect play a driving role in the growth of carbon emission, the energy structure effect and the scale effect play a restraining role, while the energy intensity fluctuates greatly.

基金项目: 国家自然科学面上基金资助项目(52372340); 江西省交通厅重点项目(2022C0003); 学科交叉联合攻关 项目(2022-5-YB-03); 上海市自然科学基金资助项目(21ZR1466600)

收稿日期: 2023-12-03

通信作者: 刘安(1988-),男,高级工程师,主要从事公路与桥梁工程方面的研究。E-mail:547001499@qq.com。

Keywords: carbon emissions; transportation industry; driving force factor; logarithmic mean weight division index (LMDI) method; highway transportation; Jiangxi Province

根据 2019 年国际能源署(IEA)年统计数据,交通运输业二氧化碳排放量占全球碳排放量的五分之一^[1]。我国交通运输业二氧化碳排放量为 9.1 亿 t,接近全国排放量的十分之一,并且预计将继续保持高速扩张趋势^[2]。《江西省"十四五"综合交通运输体系发展规划》中指出,"十三五"期间江西省运输大通道和综合交通枢纽体系建设取得新进展^[3]。截至 2022 年底,全省综合交通网络里程达到 26 万 km,汽车保有量 760.9 万辆,年增长率为 6.0%。与湖北、湖南、安徽这 3 个临近省份相比,江西省虽然汽车保有量较少,但增长率在同一水平,其增长潜力巨大^[4]。江西省在全国率先发布了《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实施意见》,该文件强调要加快构建绿色低碳交通运输模式^[5]。《江西省"十四五"能源发展规划》中提出江西省面临着较高的向低碳转型的压力^[6]。

当前,用于评估不同要素对能源消耗和二氧化碳排放变化的影响的方法有很多,如结构分解分析 (SDA)和指数分解分析(IDA)等,其中,IDA 中的对数平均权重法(LMDI)能够有效地处理残差及零值 问题,而且符合"完美分解方法"的所有要求,因此是实际研究中最常用的碳排放变化分解方法^[7-11]。国 内外学者利用 LMDI 方法对交通行业碳排放驱动因素进行了诸多研究,其影响因素通常分解成能源强 度、模式分担、经济效应、人口密度、碳排放系数等^[12-19]。

通过江西省交通运输业碳排放影响因素及其机理,可了其碳排放的关键驱动因素,对促进交通运输 业节能减排和能源结构调整具有重要意义,对实现"双碳"目标也起到关键作用。本文考虑铁路运输、公 路运输、水路运输和民航运输4种方式,应用LMDI模型分析江西省交通运输业碳排放驱动力。

1 研究数据及方法

1.1 研究数据

研究数据均来自 2012-2021 年的《江西统计年鉴》^[20]《中国统计年鉴》^[4]《中国铁道年鉴》^[21]和《中国能源统计年鉴》^[22],水运船舶的油耗系数定为 50 kg • (万 t • km)^{-1[23]}。

因为货物周转量和旅客周转量不能直接相加,根据交通运输部的客货运周转量转换系数,把4种运输方式(公路运输、铁路运输、水路运输及民航运输)的周转量均转换为货物周转量^[24],最后,统一使用 亿 t • km 作为单位。4 种运输方式的客、货运周转量转换系数分别为5.00,1.00,3.03,13.88。

1.2 江西省交通运输业能源消耗的测算

1.2.1 公路运输业能源消耗的测算 依据《2006 年 IPCC 国家温室气体排放清单指南》(IPCC 指政府 间气候变化专门委员会),交通运输行业有"自下而上"和"自上而下"两种碳排放计算方法。"自下而上" 计算方法即通过不同类型的机动车型、保有量、行驶里程及单位行驶里程燃料消耗等进行计算;"自上 而下"计算方法即通过对交通运输工具燃油消耗的统计数据进行计算。由于我国机动车型、行驶里程等 数据难以获取,因此,采用"自上而下"的计算方法,结合公路运输、水路运输、铁路运输和民航运输总的 能源消耗数据估算江西省交通运输部门产生的碳排放。

4 种运输方式用的能源包括石油制品、电力、燃气和煤炭等,电力视为清洁能源,不计算碳排放。 《中国能源统计年鉴》^[22]中只计算了交通运输部门营运车辆的燃油消耗,而私家车辆其他部门的燃油消 耗不包含在统计年鉴数据中。依据各油品平衡表、相关行业能耗统计数据及相关专家的咨询,交通运输 消耗的汽油由 95%的工业(含建筑业)和服务行业消费的汽油,以及全部居民生活和农业消费的汽油构 成;而柴油由 35%的工业(含建筑业)和服务行业消费的柴油,以及 95%的居民生活和农业消费的柴油 构成^[24]。

江西省交通行业所消耗的能量是由地区能源平衡表中终端消费量中交通运输、仓储和邮政业、建筑 业、居民生活、农业消费和工业中的能源消费组成。汽油使用场景只用于公路部门;而柴油使用场景较 为丰富,包括公路运输、铁路运输和水路运输。可先计算铁路运输、水路运输的柴油使用量,然后从总量 中减去这两部分柴油量,从而得出公路运输的柴油消耗。

1.2.2 铁路运输业能源消耗的测算 铁路运输业能碳排放来源主要为柴油(电力不计算间接排

放)[26],铁路内燃机车燃油消耗量计算公式为

$$N_{\rm h} = N_{\rm gas} + N_{\rm gas} \,. \tag{1}$$

式(1)中:N_内为内燃机车柴油消耗量;N_{客内},N_{货内}分别为客运、货运内燃机车柴油消耗量。

$$N_{\text{sp}} = Z_{\text{sp}} \times \frac{\text{RC}_{\text{fp}} \times \text{RC}_{\text{fp}}}{\text{RC}_{\text{fp}} \times \text{RC}_{\text{fp}}} \times \text{NX}_{\text{sp}} \,. \tag{2}$$

式(2)中:Z_{8合}为客运机车合计旅客周转量;RC_{g合}为货运机车合计日产量;RC_{g内}为货运内燃机车日产量;NX_{8内}为客运内燃机车油耗系数。

$$N_{\text{fb}} = Z_{\text{fb}} \times \frac{\text{RC}_{\text{fb}} \times \text{RC}_{\text{fb}}}{\text{RC}_{\text{fb}} \times \text{RC}_{\text{fb}}} \times \text{NX}_{\text{fb}} \,. \tag{3}$$

式(3)中:Z_{货合}为货运机车合计货物周转量;NX_{货内}为货运内燃机车油耗系数。

1.2.3 水路运输业能源消耗的测算 柴油和燃料油是水路运输业的主要能源消费来源^[26]。水路船舶 柴油消耗量计算公式^[23]为

$$N_{\star} = (0.065 \times Z_{\mathfrak{F}} + Z_{\mathfrak{F}}) \times \mathrm{NX}_{\star} \,. \tag{4}$$

式(4)中: N_{π} 为船舶柴油消耗量; Z_{8} 为水路运输客运周转量; Z_{\emptyset} 为水路运输货物周转量; NX_{π} 为船舶油耗系数。

全部燃料油在江西省地区能源平衡表(实物量)中被用于水路运输。

1.2.4 民航运输业能源消耗的测算 民航运输部门碳排放来源主要是煤油^[22],《中国能源统计年鉴》 中交通运输、仓储及邮电通信业的终端煤油消耗量全部为航空煤油消费量。

1.3 江西省交通运输业碳排放的测算

交通运输业碳排放测算公式[27]为

$$C' = \sum_{j=1}^{4} \sum_{i=1}^{n} N_{i,j} \times \text{EF}_{i,j} \,.$$
(5)

式(5)中:C'为t年交通运输部门的碳排放;i为能源消耗的类型;j为交通运输方式(公路运输、铁路运输、水路运输、民航运输);N_{i,j}为第j种运输方式消耗的第i种能源的消耗量;EF_{i,j}为第j种运输方式的 第i种能源的碳排放因子。

燃料碳排放因子查阅《中国能源统计年鉴》^[22],汽油,柴油,燃料油,煤油的碳排放因子分别为2.26, 2.73,2.98,2.56。

1.4 江西省交通运输业碳排放变化驱动因素的 LMDI 分解

1.4.1 江西省交通运输业碳排放影响因素表达方法 Kaya 恒等式可将交通部门的碳排分解成多个因素^[8],即

$$C^{t} = \sum_{i,j} C_{i,j}^{t} = \sum_{i,j} \frac{C_{i,j}^{t}}{N_{i,j}^{t}} \times \frac{N_{i,j}^{t}}{N_{j}^{t}} \times \frac{N_{j}^{t}}{T_{j}^{t}} \times \frac{T_{j}^{t}}{T^{t}} \times \frac{T^{t}}{\text{GDP}^{t}} \times \text{GDP}^{t} = \sum_{i,j} \text{CI}_{i,j}^{t} \times \text{SS}_{i,j}^{t} \times \text{TS}_{j}^{t} \times \text{TP}_{j}^{t} \times \text{TG}^{t} \times \text{GDP}^{t} \,_{\circ}$$
(6)

式(6)中: $C_{i,j}$ 为基于燃料类型*i*的第*j*种运输方式*t*年的碳排放; $N_{i,j}$ 为基于燃料类型*i*的第*j*种运输方 式*t*年能源消耗; N'_{j} 为基于*j*种运输方式的*t*年能源消耗; T'_{j} 为基于*j*种运输方式的*t*年货物周转量; T'为*t*年的货物周转量;GDP'为*t*年经济产出; $CI'_{i,j}$ 为第*t*年第*j*种运输方式的第*i*种燃料的碳排放系 数;SS_{i,j}为第*t*年第*j*种运输方式的第*i*种能源的能源结构;TS_j为第*t*年第*j*种交通运输方式的能源强 度;TP'_j为模式分担;TG'=T'/GDP'为规模效应。

1.4.2 江西省交通运输业碳排放变化驱动因素的 LMDI 分解方法 应用对数平均权重(LMDI)法,目标年 t 和基准年 0 之间的碳排放变化的影响可以拆分为以下 6 种影响,即

$$\Delta C_{\rm tot} = \Delta C_{\rm CI} + \Delta C_{\rm SS} + \Delta C_{\rm TS} + \Delta C_{\rm TP} + \Delta C_{\rm TG} + \Delta C_{\rm GDP}, \qquad (7)$$

$$\Delta C_{\mathrm{CI}} = \sum_{j} \Delta C_{\mathrm{CI},j} = \begin{cases} \Delta C_{\mathrm{CI},j} = 0, & C_{j}^{t} \times C_{j}^{0} = 0, \\ \Delta C_{\mathrm{CI},j} = \sum_{j} L(C_{j}^{t}, C_{j}^{0}) \ln\left(\frac{\mathrm{CI}_{j}^{t}}{\mathrm{CI}_{j}^{0}}\right), & C_{j}^{t} \times C_{j}^{0} \neq 0, \end{cases}$$

$$\tag{8}$$

http://www.hdxb.hqu.edu.cn

$$\Delta C_{\rm SS} = \sum_{j} \Delta C_{\rm SS,j} = \begin{cases} \Delta C_{\rm SS,j} = 0, & C_j^t \times C_j^0 = 0, \\ \Delta C_{\rm SS,j} = \sum_{j} L(C_j^t, C_j^0) \ln\left(\frac{\mathrm{SS}_j^t}{\mathrm{SS}_j^0}\right), & C_j^t \times C_j^0 \neq 0, \end{cases}$$
(9)

$$\Delta C_{\mathrm{TS}} = \sum_{j} \Delta C_{\mathrm{TS},j} = \begin{cases} \Delta C_{\mathrm{TS},j} = 0, & C_{j} \times C_{j} = 0, \\ \Delta C_{\mathrm{TS},j} = \sum_{j} L\left(C_{j}^{t}, C_{j}^{0}\right) \ln\left(\frac{\mathrm{TS}_{j}^{t}}{\mathrm{TS}_{j}^{0}}\right), & C_{j}^{t} \times C_{j}^{0} \neq 0, \end{cases}$$
(10)

$$\Delta C_{\rm TP} = \sum_{j} \Delta C_{\rm TP,j} = \begin{cases} \Delta C_{\rm TP,j} = c_j \times c_j \\ \Delta C_{\rm TP,j} = \sum_{j} L(C_j^t, C_j^0) \ln\left(\frac{\mathrm{TP}_j^t}{\mathrm{TP}_j^0}\right), & C_j^t \times C_j^0 \neq 0, \end{cases}$$
(11)

$$\Delta C_{\mathrm{TG}} = \sum_{j} \Delta C_{\mathrm{TG},j} = \begin{cases} \Delta C_{\mathrm{TG},j} = 0, & C_{j} \times C_{j} = 0, \\ \Delta C_{\mathrm{TG},j} = \sum_{j} L(C_{j}^{t}, C_{j}^{0}) \ln\left(\frac{\mathrm{TG}_{j}^{t}}{\mathrm{TG}_{j}^{0}}\right), & C_{j}^{t} \times C_{j}^{0} \neq 0, \end{cases}$$
(12)

$$\Delta C_{\text{GDP}} = \sum_{j} \Delta C_{\text{GDP},j} = \begin{cases} \Delta C_{\text{GDP},j} = 0, & C_j \times C_j = 0, \\ \Delta C_{\text{GDP},j} = \sum_{j} L\left(C_j^t, C_j^0\right) \ln\left(\frac{\text{GDP}_j^t}{\text{GDP}_j^0}\right), & C_j^t \times C_j^0 \neq 0, \end{cases}$$
(13)

$$L(a,b) = (a-b)/(\ln a - \ln b)_{\circ}$$
(14)

式(7)~(14)中: ΔC_{tot} 为交通部门碳排放变化的影响; ΔC_{CI} 为排放系数变化对碳排放的影响; ΔC_{SS} 为能 源结构变化对碳排放的影响; ΔC_{TS} 为能源强度变化对碳排放的影响; ΔC_{TP} 为模式分担变化对碳排放的 影响; ΔC_{TG} 为规模效应变化对碳排放的影响; ΔC_{GDP} 为经济效应变化对碳排放的影响。

2 研究结果与分析

2.1 碳排放变化分析

2011-2020年交通运输业碳排放比较,如图1所示。图1中:C为碳排放。



图 1 2011-2020 年交通运输业的碳排放比较

Fig. 1 Comparison of carbon emissions in transportation industry from 2011 to 2020

由图1可知以下2点结论。

1)除了 2013-2014 年和 2019-2020 年,江西省交通运输业碳排放一直处于增长状态,总量从 2011年1 328万t增加至 2020年2 076万t,年均增长率达到 5.7%;2013年碳排放比 2012年大幅增加 的主要原因是公路运输汽油消耗量的大量增长,而公路运输汽油消耗量增长的原因是 2013年民用汽车 保有量比 2012年增加了 21.1%,其余年份平均增长率仅为 14.8%;2020年,碳排放下降主要是因为当 年国内新型冠状病毒肺炎疫情肆虐,居民出行活动受到了很大程度的限制,导致交通运输业各模式周转 量下降,从而碳排放比 2019年低。

2)从运输模式看,2011-2020年,公路货运对碳排放总量始终具有极高的贡献度,2013年后占比稳定在90%以上,且公路货运碳排放量呈现平稳上升的走势,年均增长率达6.8%。其余各运输方式对碳排放总量贡献均较小;2020年,水路货运、民航客运、公路客运占碳排放总量占比分别为3.1%,1.6%,1.0%,分列2,3,4位,水路货运碳排放呈下降趋向,年均减少3.6%,可能与柴油船舶逐渐替代燃料油船舶有关,而民航客运则保持迅猛增长态势,10 a间碳排放实现了翻倍增长,表明随着经济发展

与航空事业建设,人们对高质量远距离出行的需求不断增长。总体而言,在4种运输方式中,铁路货运 产生碳排放最少,这很可能是由于电力机车逐步取代柴油机车。

在上述分析基础上,进一步对客运、货运碳排放中不同运输方式占比进行分析。在客运方面,碳排 放占比呈现着铁路运输、公路运输、民航运输"三分天下"的格局,2017年前,公路运输、铁路运输贡献 了绝大部分碳排放,分居第1,2位,而2018年后民航运输成为客运碳排放的主力,2020年占比达 50.9%,这同样与我国航空事业的蓬勃发展密不可分。在货运方面,与总体碳排放情况相似,公路运输 占比始终保持在90%以上,其次为水路运输,铁路运输、民航运输占比较少。

以上分析表明:2011-2020年,公路运输部门是江西省交通运输部门碳排放最多的部门,尤其以公路货运为主,最少的是铁路货运碳排放。这是因为 2011-2020年,江西省高速公路里程翻倍,客、货车 保有量持续增加,公路运输占比持续增加,成为江西省交通部门碳排放的主导要素。随着人们对灵活性 和便利性需求的不断扩大,高速公路的碳排放也在快速上升,这与产业结构的转变和人民对美好生活的 不断追求密切相关。

2.2 碳排放影响因素分析

2011-2020 年江西省交通运输业的碳排放影响,如图 2 所示。由图 2 可知:2011-2020 年,碳排放 虽有波动,但整体呈现稳定上升趋势,年均增长率高达 89%。在 5 个影响因素中,对碳排放变化的增长 起推动作用的是模式分担与经济效应,起抑制作用的是能源结构与规模效应;而能源强度情况波动较 大,在 2018 年前主要起到抑制作用,在 2019,2020 年则起促进作用。



图 2 2011-2020 年江西省交通运输业的碳排放影响

Fig. 2 Carbon emission influence of transportation industry in Jiangxi Province from 2011 to 2020

经济效应是 2011-2020 年碳排放持续增加的主要推手。运输需求与经济效应息息相关,江西省人均 GDP 由 2011 年 26 157 元增长到 2020 年的 56 846 元,年增长率达到 17.32%。目前,江西省仍处于 机动化和城市化的早期阶段。随着经济水平的增长,人们对生活品质的追求越来越高,交通的便利性也成为不可或缺的一环。现代物流系统的发展为客货运输带来了新的挑战,因此,高效的物流服务成为当 今社会发展的重要支柱。

相较而言,模式分担对增加运输部门碳排放的推动力更小,但依然具有不容忽视的作用。2011-2020年,铁路运输占运输服务总量的占比从 36.17%下降到 21.00%,公路运输占比从 57.78%上涨到 72.34%,民航运输从 0.46%上涨到 0.76%。燃油消耗更少、相对更为清洁的铁路运输所占比重不断被 能耗与碳排放更多的公路运输挤占,从而促进了碳排放的逐年增长。

能源强度对江西省交通运输的碳排放的影响处于波动状态,这可能与运输模式的转变有关,反映了 江西省交通运输业从铁路等能源消耗较少的模式向公路运输和民航运输等能源消耗较密集的运输方式 的转变。

规模效应在降低运输部门碳排放方面起到主导作用,货物周转量增加值小于 GDP 的增加值,规模 效应普遍下降。这是由于随着经济的发展,同样的运输服务为经济提供了更多的附加值,从而降低了规 模效应。同时,交通运输方式日益转向不太环保的公路运输和航空运输。

能源结构是运输部门碳排放减少的另一个因素。铁路部门二氧化碳减少主要归功于电力机车替代 柴油机车,水运部门二氧化碳减少归功于柴油船舶替代燃料油船舶。

3 结论与建议

3.1 结论

1) 从碳排放角度,从 2011 年至 2020 年,除 2013-2014 年和 2019-2020 年外,江西省交通运输业 碳排放情况整体呈现持续增长趋势,总量从 1 328 万 t 增加至 2 076 万 t,年均增长率达 5.7%。

2) 从交通结构角度,在江西省交通运输业中,道路交通部门占据了最重要的地位,对碳排放的影响 最为显著。2011-2020年,公路运输占运输服务总量的占比从 57.78%上涨到 72.34%,2013年后公路 货运对碳排放总量的贡献稳定在 90%以上,且呈现平稳增长的趋势。

3) 从能源结构角度,江西省交通运输业能源消耗从 2014 年 759 万 t 增长到 2020 年 1 208 万 t,年 均增长率高达 5.93%,能源使用最多的是汽油和柴油,使用较少的是燃料油和煤油。柴油和燃料油的 消耗量占比逐渐减小,汽油和煤油的消耗占比逐年增加。

4)从驱动力角度,江西省交通运输业碳排放增加的主要驱动力为经济效应,模式分担效应同样具 有不容忽视的促进作用;规模效应在降低运输部门碳排放方面起到主导作用,能源结构同样起到微弱抑 制作用;而能源强度对碳排放的影响处于波动状态,2018年后随着运输方式的转变对碳排放增加产生 促进作用。

3.2 政策建议

1) 优化交通运输结构。目前,江西省的交通运输结构中碳排放相对较高的公路运输占据了主导地 位。应当适当控制公路的发展速度,减少公路的投资比例,大力推进"公转铁""公转水",以促进多式联 运,尤其是进一步加快高速铁路的发展,充分利用高速铁路运量大、速度快、安全、舒适和能耗低的优势, 较大程度上转移公路的运输量;依托江西省丰富的水资源,发展水运运输大宗货物的优势,提升省内九 江港、南昌港等码头的运输能力,实现省内交通运输结构的优化。对于目前迅猛发展的民航运输方式, 可以通过提高飞机的能源效率,优化航线设计,以及推动短途旅行的铁路替代等方式,逐步降低碳排放。

2)优化能源结构。柴油、汽油和煤油等化石燃料是目前江西省交通运输业的主要能源,碳排放均相对较高。为优化能源结构,实现各类运输方式低碳化转型,应积极推广新能源技术,推动新能源汽车的普及。由于江西省内有丰富的稀土资源作为新能源汽车的原材料保障,所以省内电动汽车的发展前景相对更好。同时,应加强对生物燃料和氢能等清洁能源的研发和推广,逐步替代化石燃料。

参考文献:

- [1] 杨东,李艳红,田春林.交通运输行业碳排放自然达峰特征与峰值预测研究[J/OL].交通运输系统工程与信息, 2024(1):1-17. http://kns. cnki. net/kcms/detail/11.4520. U. 20240226.1543.004. html.
- [2] 喻洁,达亚彬,欧阳斌. 基于 LMDI 分解方法的中国交通运输行业碳排放变化分析[J]. 中国公路学报,2015,28 (10):112-119. DOI:10.19721/j. cnki. 1001-7372. 2015. 10.015.
- [3] 江西省综合交通运输事业发展中心. 江西省人民政府办公厅关于印发江西省"十四五"综合交通运输体系发展规划的通知[EB/OL]. (2023-02-17)[2023-11-14]. http://jxgl. jt. jiangxi. gov. cn/art/2023/2/17/art_82893_4699781. html.
- [4] 国家统计局.中国统计年鉴(2012-2021)[M].北京:中国统计出版社,2012-2021.
- [5] 江西省人民政府.最新发布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实施意见[EB/OL]. (2022-04-06)[2023-11-14].https://www.jiangxi.gov.cn/art/2022/4/8/art_4990_3913111.html.
- [6] 江西省人民政府办公厅.关于印发江西省"十四五"能源发展规划的通知[EB/OL].(2022-05-24)[2023-11-14]. https://www.tongdow.com/zixun/xitu/hangyepinglun/2022-05-24-571089.html.
- [7] CHANG C C. A multivariate causality test of carbon dioxide emissions, energy consumption and economic growth in China[J]. Applied Energy, 2010, 87(11): 3533-3537. DOI: 10.1016/j. apenergy. 2010. 05. 004.
- [8] ZHANG Ming, LI Huanan, ZHOU Min, et al. Decomposition analysis of energy consumption in Chinese transportation sector[J]. Applied Energy, 2011, 88(6): 2279-2285. DOI:10.1016/j. apenergy. 2010.12.077.
- [9] ANG B W, Zhang F Q. A survey of index decomposition analysis in energy and environmental studies[J]. Energy, 2000, 25(12):1149-1176. DOI:10.1016/S0360-5442(00)00039-6.
- [10] ANG B W, LIU F L. A new energy decomposition method. Perfect in decomposition and consistent in aggregation

http://www.hdxb.hqu.edu.cn

[J]. Energy, 2001, 26(6): 537-548. DOI: 10.1016/S0360-5442(01)00022-6.

- ZHANG Yuejun, DA Yabin. The decomposition of energy-related carbon emission and its decoupling with economic growth in China[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2015, 41:1255-1266. DOI:10.1016/j. rser. 2014. 09.021.
- SCHOLL L, SCHIPPER L, KIANG N. CO₂ emissions from passenger transport[J]. Energy Policy, 1996, 24(1):
 17-30. DOI:10.1016/0301-4215(95)00148-4.
- [13] MAZZARINO M. The economics of the greenhouse effect: Evaluating the climate change impact due to the transport sector in Italy[J]. Energy Policy, 2000, 28(10):957-966.
- [14] LAKSHMANAN T R, HAN Xiaoli. Factors underlying transportation CO₂ emissions in the USA: A decomposition analysis[J]. Transportation Research Part D: Transport and Environment, 1997, 2(1): 1-15. DOI: 10.1016/S1361-9209(96)00011-9.
- [15] LU I J,LIN S J,LEWIS C. Decomposition and decoupling effects of carbon dioxide emission from highway transportation in Taiwan, Germany, Japan and South Korea[J]. Energy Policy,2007,35(6):3226-3235. DOI:10.1016/ j. enpol. 2006. 11.003.
- [16] TIMILSINA G R, SHRESTHA A. Factors affecting transport sector CO₂ emissions growth in Latin American and Caribbean Countries: An LMDI decomposition analysis[J]. International Journal of Energy Research, 2009, 33(4): 396-414. DOI:10.1002/er.1486.
- [17] LUO Xiao, DONG Liang, DOU Yi, *et al.* Regional disparity analysis of Chinese freight transport CO₂ emissions from 1990 to 2007. Driving forces and policy challenges[J]. Journal of Transport Geography, 2016, 56:1-14. DOI: 10.1016/j.jtrangeo. 2016. 08. 010.
- [18] WEI Qingqi,ZHAO Songzheng,XIAO Wei. A quantitative analysis of carbon emissions reduction ability of transportation structure optimization in China[J]. Journal of Transportation Systems Engineering and Information Technology,2013,13(3):10-17. DOI:10.1016/S1570-6672(13)60109-9.
- [19] WANG Wenwen, ZHANG Min, ZHOU Min. Using LMDI method to analyze transport sector CO₂ emissions in China[J]. Energy, 2011, 36(10): 5909-5915. DOI: 10.1016/j. energy. 2011. 08.031.
- [20] 江西省统计局,国家统计局江西调查总队.江西统计年鉴(2012-2021)[M].北京:中国统计出版社,2012-2021.
- [21] 中国国家铁路集团有限公司.中国铁道年鉴(2012-2021)[M].北京:中国国家铁路集团有限公司,2012-2021.
- [22] 国家统计局能源统计司.中国能源统计年鉴(2012-2021)[M].北京:中国统计出版社,2012-2021.
- [23] 环境保护部.非道路移动源大气污染物排放清单编制技术指南(试行)[Z].北京:环境保护部,2014.
- [24] 《交通大辞典》编委会.交通大辞典[M].上海:上海交通大学出版社,2005.
- [25] 王庆一. 按国际准则计算的中国终端用能和能源效率[J]. 中国能源, 2006, 28(12): 5-9.
- [26] 王庆一. 2019 能源数据[R]. 北京:绿色创新发展中心, 2019.
- [27] The intergovernmental panel on climate change (IPCC). 2006 IPCC guidelines for national greenhouse gas inventories [EB/OL]. (2020-07-01)[2020-09-22]. https://www.ipcc-nggip.iges.or.jp/public/2006gl/index.html.

(责任编辑:陈志贤 英文审校:方德平)

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202312026

"双碳"目标下建筑节能减排 研究进展可视化分析



彭一达,秦旋,刘志城

(华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021)

摘要: 为全面梳理建筑节能减排的研究历程及热点前沿,基于文献计量软件 CiteSpace,以中国知网(CNKI) 和 Web of Science 核心数据库中选取的与建筑碳减排相关的 1 883 篇中文文献和 1 142 篇外文文献为主体,结合研究热点知识图谱、关键词突现图谱及时间线图谱,对建筑节能减排的研究现状和研究趋势进行定量可视化研究。结果表明:建筑节能减排领域研究热点聚焦于建筑节能、绿色低碳、零碳排放 3 个方面;国内学者通过采用可再生材料,构建节能模型和提高回收利用率等措施降低碳排放;国外学者从立法政策探寻建筑行业的碳减排潜力,随后致力于可再生能源以及碳负技术的研究。

关键词: 建筑节能;碳排放;碳中和;可视化;CiteSpace;知识图谱 中图分类号: TU 023 **文献标志码: A 文章编号:** 1000-5013(2024)02-0283-07

Visualiztaion Analysis of Research and Development of Building Energy Conservation and Emission Reduction Under "Dual Carbon" Goal

PENG Yida, QIN Xuan, LIU Zhicheng

(College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China)

Abstract: In order to comprehensively review the research process and hot frontier of building energy conservation and emission reduction, based on the bibliometric software CiteSpace, selecting the 1 883 Chinese literature and 1 142 foreign literature related to building carbon emission reduction from the core database of China National Knowledge Infrastructure (CNKI) and Web of Science as the main body, combining with the research hotspot knowledge graph, keyword burst graph and timeline graph, the research status and trend of building carbon emission reduction are quantitatively visualized. The results show that the research hotspots in the field of building energy conservation and emission reduction focus on three aspects: building energy conservation, green low carbon and zero carbon emission. Domestic scholars reduce carbon emissions by adopting renewable materials, constructing energy-saving models and improving recycling rates; foreign scholars explore the carbon emission reduction potential of the construction industry from legislative policies, and devote to the research of renewable energy and carbon negative technology.

Keywords: building energy conservation; carbon emissions; carbon neutralization; visualization; CiteSpace; knowledge graph

收稿日期: 2023-12-14

通信作者: 秦旋(1969-),女,教授,博士,博士生导师,主要从事装配式建筑、建筑业可持续发展的研究。E-mail:hd-wq@hqu.edu.cn。

基金项目: 福建省创新战略研究项目(2023R0039)

随着全球气候变化日益严重,碳中和作为减缓气候变化的一项重要战略,已经引起了广泛关注。根据国务院《2030年前碳达峰行动方案》指示,要把碳达峰、碳中和纳入经济社会发展全局,推动经济社会发展建立在资源高效利用和绿色低碳发展的基础之上。建筑领域是碳排放的主要领域之一,中国建筑节能协会发布的《中国建筑能耗研究报告(2021)》显示,我国建筑全过程碳排放总量占全国碳排放量的50.6%。因此,进行建筑碳排放领域热点和趋势的研究,对实现我国"双碳"目标具有重要意义。

建筑节能减排一直是学者们关注的话题。叶红等^[1]基于传统文献综述的方法,从社会经济、建筑体特征、区域气候等视角,对驱动建筑能耗碳排放的复合机理进行综述。然而,传统的文献综述不仅需要消耗大量时间,且在阅读分析过程中由于存在个人认知、主观偏差等影响,难免导致分析结果不具客观性,难以精确把握建筑碳排放领域的前沿问题。崔鹏等^[2]基于 Web of Science(WoS)和中国知网(CNKI)数据库进行检索分析,综述了国内外大学校园碳排放研究进展及趋势,为建设可持续低碳校园提供决策和建议。该方法在一定程度上减少了传统文献综述方法的主观偏差,提高了分析结果的客观性与精确性,但该研究仅展示了国内外研究热点词汇及频次统计的结果,无法表达该领域研究学科之间的交叉、知识流动和融合,无法呈现出清晰直观的可视化图像。

文献计量法是指用数学和统计学的方法定量地分析一切知识载体的交叉科学。它是集数学、统计 学、文献学为一体,注重量化的综合性知识体系,是关于文献及其引用的学科。2004年,陈超美等^[3]开 发了一款文献定量可视化软件,即引文空间(CiteSpace),其主要基于共引分析理论对特定领域文献进 行计量,从而探寻该学科领域内的关键路径及转折点,并通过可视化图谱的绘制形成对学科演化潜在动 力机制的分析和学科发展前沿的探测。CiteSpace软件可较为直观地呈现相关研究领域的发展全景,提 取热点主题,辨析研究趋势,具有强大的可视化功能^[4]。因此,本文拟用文献计量法,对建筑节能减排领 域展开综述研究。

1 数据来源

选取 CNKI 和 WoS 核心数据库为数据来源。CNKI 数据采用主题"建筑"并且主题"碳减排"进行 精确检索,时间跨度为 2007-2023,手动剔除部分无效文献,获得中文文献 1 883 篇。外文期刊数据用 Web of Science 核心数据库,采用主题"carbon dioxide emission"和主题"building"或者"Architecture" 进行精确检索,时间跨度为 2007-2023,剔除无效文件后,获得外文文献 1 142 篇。

2 研究热点分析

当2篇或多篇文献发表后,被后期相关研究的1篇或多篇文献所引用,就会构成共被引文献关系^[3],分析共被引文献就可以了解该领域的主要研究方向。在 CiteSpace 软件中勾选 Keyword,分析节 点选择 Reference,选用 Pathfinder(最短路径)算法,进行关键词共现分析,得出关键词共现知识图谱。

根据 CNKI 数据库的 1 883 篇文献绘制出国内建筑碳减排领域研究热点知识图谱,如图 1 所示。 图 1 中共有 587 个节点及 1 050 段连线。根据 WoS 数据库的 1 142 篇文献绘制出国外建筑碳减排领域 研究热点知识图谱,共得到 489 个节点和 2 867 条连线,如图 2 所示。

结合国内研究热点知识图谱和高频关键词可以看出:碳排放、低碳建筑、绿色建筑等这几个关键词 的节点更大,频次更高,说明目前国内建筑碳减排的研究热点主要集中在这几个领域。从图 2 可以看 出,国外高频词出现频次分布比较均匀,研究热点与国内大致相同,但国外研究大多与环境、生态相关 联,对政策和能源的研究较多。2007-2023 年建筑碳减排研究领域的热点主要集中在以下 3 个方面。

1)建筑节能减排的研究。建筑碳排放受到多个因素影响,包括建筑材料的选择、建筑设计和施工 过程、能源消耗和运营等。罗晓予等^[5]研究发现日本的建筑全生命周期碳排放明显低于中国建筑,主要 原因为日本建筑利用低碳建材,其生产环节碳排放低、使用寿命长,维护、废弃阶段碳排放低于中国建 筑。建筑材料是主要的碳排放来源,在商业办公建筑材料中,混凝土结构比钢结构在能源消耗、碳排放、 碳排放成本方面均占优势^[6]。目前,混凝土结构的减碳技术提出一种新的理念,通过采用新型低碳胶凝 材料、提升结构耐久性及退役后建筑固碳循环利用等方式可实现混凝土结构全寿命减碳^[7]。



图 1 国内建筑碳减排领域研究热点知识图谱 Fig. 1 Knowledge graph of research hotspots in field of carbon reduction in domestic building 图 2 国外建筑碳减排领域研究热点知识图谱 Fig. 2 Knowledge graph of research hotspots in field of carbon reduction in foreign buildings

2) 绿色低碳的研究。随着对低碳建筑研究的深入,绿色建筑的概念逐渐浮现。为了更好地评估建 筑碳排放,许多研究借鉴了生命周期评估方法,对比绿色建筑和普通建筑各阶段的碳排放差异,总结出 绿色建筑的优势^[8]。国外学者从生命周期评价、碳标签等方面对建筑业碳排放开展研究,使用模型和算 法对碳排放展开定量计算,对二氧化碳(CO₂)的排放量进行控制和监督。Lisitano 等^[9]研究了碳排放量 和再生能源之间的关系,指出未来研究可能会考虑建筑物中所隐含的 CO₂ 排放问题。

3)零碳排放研究。主要包括碳达峰的预测、零碳建筑和零碳社区的发展。联合国报告指出,2019 年,生活和生产中的碳排放创下新的历史记录,许多欠发达国家的建筑业碳排放量上升超过以往。针对 联合国报告,国内提出"30 · 60"的战略目标,零碳建筑的发展开始被重视。建筑行业正逐渐向可再生能 源整合转变,如光伏、风力发电等。研究者正在探索将可再生能源与建筑系统集成,以降低对传统能源 的依赖并减少碳排放。超低能耗建筑被动式及主动式技术通过选择适宜该项目的遮阳措施、高效新风 热回收系统、光伏技术等手段,实现降低建筑自身能耗、提升用能效率,从而达到零碳排放^[10]。除此之 外,建筑领域相关政策变化也影响着实际碳排放,不同减排工作的贡献率不同,其中,建筑节能强规提 升、建筑光伏一体化、清洁取暖等工作的有效开展,为零碳城市的发展提供了动力^[11]。国外学者将能源 模拟、空气分析软件、建筑垃圾的再利用和回收分析等建筑信息模型(BIM)技术应用于绿色建筑建设、 管理和设计中,管理建筑全生命周期的碳排放及能源消耗,实现更高水平的节约与低碳,实现近零碳污 染^[12]。Kou 等^[13]提出一种与重力热管集成的新型被动式太阳能房屋,实现了具有可变热性能的围护 结构,高效利用太阳能达到零碳供暖。在近零碳排放的背景下,可再生能源的开发利用日益受到重视。

3 演进趋势分析

3.1 国内建筑碳减排领域演进趋势

突现值能够反映某一时段该研究领域的研究热点前沿。利用 CiteSpace 软件分析获得 CNKI 高突 现值关键词 22 个,如图 3 所示。国内建筑碳减排领域关键词时序图,如图 4(a)所示。根据关键词时序 图,绘制不同阶段的热门关键词词云图,如图 4(b)所示。

结合高突现值关键词和时序图,国内对建筑碳排放领域的研究是阶梯型上升的,可以将其划分为萌 芽初期、探索时期、逐步成型、深入研究4个阶段,如图4(b)所示。

1) 2007-2008 年,主要关键词为二氧化碳、建筑物及零碳排放。《京都议定书》于 2005 年开始生效,设定了减少温室气体(GHG)排放的具体目标和时间表,并表明减少大气中的二氧化碳量已经成为 二十多年来的全球发展议程^[14]。尤其在建筑物方面,开始以零碳排放为目标进行建筑物碳排放研究。 研究早期主要是在建筑上采用可再生的生物质建筑材料,提高材料利用率、回收率,增加采用清洁能源 的使用等,最终实现碳排放加权总计的零值。

2) 2009-2010年,热门关键词增加了低碳城市及低碳产业。该阶段的研究主要从宏观角度出发, 提出减少碳排放的政策建议。低碳是这一阶段的主要代名词,学者们从低碳的角度出发,寻找发展低碳 城市和构建低碳建筑的技术途径,该阶段处于探寻我国减排潜力的踌躇前行阶段。研究建筑碳排放的 同时,也关注城市规划层面,从而优化城市建设和发展的整体碳排放。姜虹等^[15]得出发展低碳建筑应





图 3 CNKI 高突现值关键词





(a) 关键词时序图

(b) 不同阶段的热门关键词词云图

图 4 国内建筑碳减排领域关键词时序图和不同阶段的热门关键词词云图

Fig. 4 Keyword sequence diagram and popular keyword cloud graph in field of

carbon reduction in domestic construction at different stages

通过文化理念的回归与进步、依靠技术跨越式发展和制度约束才能实现的结论。同时,低碳试点城市研 究开始兴起,崔博等^{116]}从低碳产业布局、低碳公共交通系统、可再生能源利用、碳汇系统布局、低碳城市 空间结构、低碳空间管制等6个方面出发,对厦门市低碳城市总体规划进行了理论探索和实践尝试。

3) 2011-2016年,低碳建筑、节能减排、碳排放等词成为研究热点。这一阶段的建筑碳排放领域 的研究从宏观逐渐进入到微观,研究构建建筑全生命周期各阶段的碳排放计算模型,并有针对性地提出 减排策略。建筑业对其他行业的碳排放拉动作用明显,通过发挥建筑业在建材选择上的引导作用、减少 高碳排放建材的使用量,实现降低建筑业的间接碳排放^[17]。此时,研究方向开始转向微观领域,将 BIM 技术与建筑碳排放结合,计算建筑全生命周期碳排放量^[18-19]。

4) 2017-2023年,研究热点为碳达峰与碳中和。"30 · 60"战略目标提出后,碳排放的突现值达到 最高,研究内容比前 3 个阶段更深入,如从建筑到社区再到城市。超低能耗建筑应运而出,超低能耗建 筑在建筑建造施工和运行过程中能够减少建筑用能,是实现建筑碳中和目标的重要途径。刘志坚等^[20] 提出一种结合储电和储热的分布式能源系统,促进了能源系统低碳和清洁转型发展。城市发展逐渐形 成城市群体,区域层面的减碳目标也亟待解决,以长江三角洲城市群为例,各种影响因素在不同城市存 在较强的时空异质性,对城市群体的区域性的降碳需采用相应联防联治措施及差异化减排策略^[21]。

另外,城市建设中的矿物质材料开发利用活动不仅导致大量碳排放,也产生了碳吸收。建筑中的矿物质材料包括水泥、石灰、混凝土和砂浆等,这些矿物质材料对 CO₂的吸收量逐年累积,形成的碳汇总量十分可观。因此有学者从城市建设角度对建筑物中矿物质材料的碳汇能力进行研究,结合遥感数据提取技术对城市既有建筑的碳汇量进行核算,结果可直观准确地呈现城市碳汇量分布与城市建设发展的关系,并作为低碳城市发展的指导依据^[22]。当然,对碳中和的理解是一个不断发展的过程,实现净零排放将引发经济和社会各个方面自上而下的深刻变革,在这过程中碳中和研究将进一步多样化和深刻化。

3.2 国外建筑碳减排领域演进趋势

根据文献数据整理分析,利用 CiteSpace 软件分析获得 Web of Science 高突现值关键词 17个,如图

5 所示。绘制国外建筑碳减排领域关键词时序图,如图 6(a)所示。根据关键词时序图,绘制国外建筑碳 减排领域不同阶段的热门关键词词云图,如图 6(b)所示。

Top 17 K	eywords	with the S	Stronges	t Citatio	n Bursts — 关键词出现频次未显著变化的年份			
Keywords ammonia atmospheric CO ₂ nitrous oxide ammonia emission emission livestock building climate change city air methane life cycle assessment transport intensity challenge prediction mechanical property	Year 2008 2008 2008 2008 2008 2008 2008 200	Strength 3.92 3.12 5.21 3.58 4.87 4.21 3.47 4.21 3.47 2.83 3.05 5.89 3.05 5.89 3.00 3.41 2.86 3.00 3.23	Begin 2008 2009 2010 2011 2011 2011 2011 2012 2014 2015 2017 2017 2017 2019 2020	End 2016 2014 2016 2015 2016 2015 2016 2017 2016 2017 2016 2018 2018 2018 2018 2020 2022	- 天键同出现频次未显者变化的牛份 关键词突现时间段 2008-2023			
cilliate	2008	3.22	2020	2022				









(a) 关键词时序图

(b) 不同阶段的热门关键词词云图

图 6 国外建筑碳减排领域关键词时序图和不同阶段的热门关键词词云图

Fig. 6 Keyword sequence diagram and popular keyword cloud graph in field of

carbon reduction in foreign buildings at different stages

根据研究热点时序图,国外建筑碳排放领域演进趋势主要分为3个阶段,如图6(b)所示。

1) 2007-2011年,气候变化、碳排放为主要研究热点。随着 2008年《气候变化法案》的颁布,英国成为第1个立法减少 GHG 的国家,建筑行业相应的立法推动零碳建筑的实施^[23]。Ohene 等^[24]通过最优最劣方法(BWM)研究净零碳建筑行业的障碍,最终落脚于立法政策,指出达到零碳排放政府部门必须成为强有力的伙伴。此阶段主要研究相应立法政策以探寻建筑业碳减排潜力。

2) 2012-2017年,主要关键词包含碳排放、能源及能源效率等,此阶段能源问题成为焦点。为提高能源强度和能源效率,人们试图调整能源消耗方式,从而引发了低碳目标及可再生能源、可持续发展和循环经济等领域研究的蓬勃发展。为实现设计初期进行节能优化,Baek等^[25]构建了 CO₂分析系统,可在设计阶段测算能源消耗,从而对建筑的能源消耗进行改进,提高能源效率。在节能改造方面,从全生命周期出发确定建筑的最优节能措施,实现系统观点下的建筑节约^[26]。

3) 2018-2023年,世界各国提出了碳中和目标和路线图,分析减排的挑战和驱动因素,预测不同 情景下的减排效果。学者们将研究从低碳转向零碳,开始用实测探索零碳污染的最佳途径,并提出了可 再生能源、智能建筑和绿色建筑等一系列研究重点。生命周期中运维阶段的碳监测较为复杂,Zhao 等^[27]提供了一种新型的拟合方法,确保监测数据的准确性,借此方式提出针对性的减排方式。通过使 用可再生能源、碳捕获和储存技术、建筑能效的提高等方式,将建筑运营阶段产生的碳排放量降至零或 接近零。在全球碳交易市场中,碳排放配额交易价格是最为活跃的元素,实时反映市场的供给与需求。 碳交易和碳定价机制可为建筑行业提供激励机制,合理的碳价格将促进创新绿色技术的发展,促使建筑 业主和开发商采取更多的碳减排措施,并提高减排效率^[28]。碳捕集与封存被认为是未来大规模减少温 室气体排放、减缓全球变暖最经济、可行的方法。第13届温室气体控制技术国际会议上提出了一种太 阳能碳捕集技术,英国碳清洁公司研发了一种先进的 CDRMAX 碳捕获溶剂,其二氧化碳捕获率高达 92.5%^[29-30]。目前,碳中和的研究扩展到多学科领域,从政策、技术、经济等多角度推动碳中和的发展。 随着能源的丰富、负排放能力的提高及人类减排意识和意愿的增强,碳中和正逐渐走向可实现的目标。

4 结论

1) 在研究热点方面,国内外在建筑碳减排领域的高频关键词较为接近,包括建筑节能、绿色低碳、 零碳排放和碳中和等研究热点;不同的是国外某些发达国家早已达到碳排放峰值,下一步需完成 2050 年的净零碳排放,而我国作为发展中国家,承诺在 2030 年达到碳排放峰值,2060 年实现碳中和,故"碳 中和""碳达峰"是我国目前的研究热点。

2)在演进趋势方面,国内对建筑碳减排的研究起步晚于国外,随着我国经济的增长,对建筑碳排放相关的研究越来越重视。国外对碳减排的研究更多集中在政策和技术方面。研究早期的关键词偏向于宏观层面,如气候变化、碳排放、可持续性等,随着研究领域不断扩大,研究发展至微观方面,即促进碳中和的具体方法和技术。碳中和的研究领域包括可再生能源、碳税、低碳试点等。在最后的零碳阶段,政策的主导和技术创新是研究热点,社会、经济、能源、政策和技术等因素都是碳中和发展的重中之重。目前,国内外建筑碳排放发展进程已同步化。

3)碳中和是未来的研究热点。实现碳中和是一个复杂的多学科过程,建筑碳排放领域不能通过单一视角分析来实现,需要对技术、经济和社会进行全面系统的分析。生态文明建设是人类文明发展和社会进步的必然要求,有必要将碳中和纳入生态文明建设的总体框架,深入研究这一概念的理论内涵,并在生态文明框架内构建碳中和管理理论和方法体系,组织跨学科技术创新团队。未来的研究以开发可再生能源和碳负排放技术创新为主,在技术支撑下逐步提高可再生能源的利用率。

参考文献:

- [1] 叶红,严寒,张芮铭,等. 面向低碳城市建设的建筑运行能耗驱动机理研究进展[J]. 应用生态学报,2021,32(7): 2644-2652. DOI:10.13287/j.1001-9332.202107.019.
- [2] 崔鹏,周思妤.中国高校碳排放核算与碳中和路径研究:基于 2008-2021 年数据库的文献分析[J].中国高校科技, 2022(10):33-39. DOI:10.16209/j. cnki. cust. 2022. 10.014.
- [3] 陈超美,李杰. CiteSpace 科技文本挖掘及可视化[M]. 北京:首都经济贸易大学出版社, 2016.
- [4] 陈悦,陈超美,刘则渊,等. CiteSpace 知识图谱的方法论功能[J]. 科学学研究,2015,33(2):242-253. DOI:10.16192/ j. cnki. 1003-2053. 2015. 02. 009.
- [5] 罗晓予,曹星煜,宋志茜.中日建筑全生命周期碳排放比较[J/OL].气候变化研究进展(2024-01-15)[2024-01-20]. https://link.cnki.net/urlid/11.5368.P.20240112.1432.004.
- [6] KIM S, MOON J, SHIN Y, et al. Life comparative analysis of energy consumption and CO₂ emissions of different building structural frame types[J]. The Scientific World Journal, 2013, 2013:175702. DOI:10.1155/2013/175702.
- [7] 赵羽习,张大伟,夏晋,等. 混凝土结构全寿命减碳技术研究进展[J]. 建筑结构学报,2024,45(3):1-14. DOI:10. 14006 /j. jzjgxb. 2023.0065.
- [8] 赵秀秀.绿色建筑全生命周期碳排放计算与减碳效益评价[D].大连:大连理工大学,2017.
- [9] LISITANO I M, BIGLIA A, FABRIZIO E, et al. Building for a Zero Carbon future: Trade-off between carbon dioxide emissions and primary energy approaches[J]. Energy Procedia, 2018, 148:1074-1081. DOI: 10. 1016/j. egypro. 2018.08.052.
- [10] 彭翔,刘娣,徐毅敏.超低能耗建筑助力"双碳"目标实现的路径研究[J].建筑经济,2022,43(增刊1):550-556. DOI:10.14181/j.cnki.1002-851x.2022S10550.
- [11] 张时聪,王珂,杨芯岩,等.建筑部门碳达峰碳中和排放控制目标研究[J].建筑科学,2021,37(8):189-198. DOI: 10.13614/j. cnki. 11-1962/tu. 2021.08.25.
- [12] MIN Ji, YAN Gongxing, ABED A M, et al. The effect of carbon dioxide emissions on the building energy efficiency
 [J]. Fuel, 2022, 326:124842. DOI:10.13614/j. cnki. 11-1962/tu. 2021. 08. 25.
- KOU Fangcheng, GONG Qipeng, ZOU Yu, et al. Solar application potential and thermal property optimization of a novel zero-carbon heating building [J]. Energy and Buildings, 2022, 279: 112688. DOI: 10. 1016/j. enbuild. 2022. 112688.

- [14] WIMBADI R W, DJALANTE R. From decarbonization to low carbon development and transition: A systematic literature review of the conceptualization of moving toward net-zero carbon dioxide emission (1995-2019)[J]. Journal of Cleaner Production, 2020, 256:120307. DOI:10.1016/j. jclepro. 2020. 120307.
- [15] 姜虹,李俊明.中国发展低碳建筑的困境与对策[J].中国人口・资源与环境,2010,20(12):72-75. DOI:10.3969/j. issn. 1002-2104.2010.12.015.
- [16] 崔博,李金卫,郑仰阳,等.低碳城市理念在城市规划中的应用与实践:以厦门市为例[J].城市发展研究,2010,17 (11):113-117. DOI:10.3969/j.issn.1006-3862.2010.11.019.
- [17] 张智慧,刘睿劼.基于投入产出分析的建筑业碳排放核算[J].清华大学学报(自然科学版),2013,53(1):53-57.
- [18] 李雪梅,姚雨竹.BIM技术在建筑物全生命周期碳排放中的应用[J].建筑技术,2016,47(5):407-411.DOI:10. 3969/j.issn.1000-4726.2016.05.006.
- [19] 鞠颖,陈易.建筑运营阶段的碳排放计算:基于碳排放因子的排放系数法研究[J].四川建筑科学研究,2015,41 (3):175-179.DOI:10.3969/j.issn.1008-1933.2015.03.045.
- [20] 刘志坚,范光瑶,张时聪,等.结合多元储能的分布式能源系统多目标优化:以近零能耗社区为例[J].建筑科学, 2022,38(8):44-53. DOI:10.13614/j.cnki.11-1962/tu.2022.08.07.
- [21] 石振武,毕爱琦.长江三角洲城市群建筑部门碳排放时空格局及影响因素分析[J/OL].西安理工大学学报(2023-11-03)[2024-01-20].https://link.cnki.net/urlid/61.1294.n.20231102.1736.002.
- [22] 李绥,石铁矛,王梓通,等.基于建筑容量的城市建设用地碳汇量核算方法[J].应用生态学报,2019,30(3):986-994. DOI:10.13287/j.1001-9332.201903.016.
- [23] OSMANI M, O'REILLY A. Feasibility of zero carbon homes in England by 2016: A house builder's perspective
 [J]. Building and Environment, 2009, 44(9):1917-1924. DOI:10.1016/j. buildenv. 2009.01.005.
- [24] OHENE E, CHAN A P C, DARKO A. Prioritizing barriers and developing mitigation strategies toward net-zero carbon building sector[J]. Building and Environment, 2022, 223:109437. DOI:10.1016/j. buildenv. 2022.109437.
- [25] BAEK C, PARK S, SUZUKI M, et al. Life cycle carbon dioxide assessment tool for buildings in the schematic design phase[J]. Energy and Buildings, 2013, 61:275-287. DOI:10.1016/j. enbuild. 2013.01.025.
- [26] KMETKOVÁ J,KRAJCÍK M. Energy efficient retrofit and life cycle assessment of an apartment building[J]. Energy Procedia, 2015, 78: 3186-3191. DOI: 10.1016/j. egypro. 2015. 11. 778.
- [27] ZHAO Yuhong, LIU Ruirui, LIU Zhansheng, et al. Enhancing zero-carbon building operation and maintenance: A correlation-based data mining approach for database analysis [J]. Sustainability, 2023, 15(18): 13671. DOI: 10. 3390/SU151813671.
- [28] ZHOU Xinxing, GAO Yan, WANG Ping, et al. Examining the overconfidence and overreaction in China's carbon markets[J]. Economic Analysis and Policy, 2022, 75(1):472-489. DOI:10.1016/j. eap. 2022.06.001.
- [29] BENNETT R, CLIFFORD S, ANDERSON K, et al. Carbon capture powered by solar energy[J]. Energy Procedia, 2017, 114:1-6. DOI:10.1016/j. egypro. 2017. 03. 1139.
- [30] BUMB P,PATKAR P E A, MATHER R, et al. Field demonstration of advanced CDRMax solvent at the US-DOE' s national carbon capture centre and the CO₂ technology centre Mongstad DA, Norway[J]. Energy Procedia, 2017, 114:1087-1099. DOI:10.1016/j. egypro. 2017.03.1261.

(责任编辑:黄晓楠 英文审校:方德平)

DOI: 10. 11830/ISSN. 1000-5013. 202312027

绿色金融支持我国东部地区 BIPV 建筑发展评价及耦合分析

叶青1,李悦1,魏心融2

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;
 2. 南京林业大学 后勤管理处, 江苏 南京 210037)

摘要: 以我国东部地区的 10 个省(市)为例,建立 2017-2021 年绿色金融和光伏建筑一体化(BIPV)发展的 评价指标体系,并利用熵值法与耦合协调度模型开展实证分析。研究结果表明:从区域性发展差异上看,绿色 金融发展和 BIPV 建筑发展水平较高的是上海市和北京市,相对落后的是河北省和海南省;从发展态势上看, 绿色金融和 BIPV 建筑发展总体上呈上升趋势;从耦合特征上看,近年来我国东部地区绿色金融和 BIPV 建 筑发展两系统之间的耦合度及耦合协调度均较高,且总体呈逐步增长的趋势。

关键词: 光伏建筑一体化(BIPV);绿色金融;熵值法;耦合协调度模型;中国东部地区

中图分类号: TU 201.5; F 832 文献标志码: A 文章编号: 1000-5013(2024)02-0290-07

Evaluation and Coupling Analysis of Green Finance to Support Development of BIPV Buildings in Eastern China

YE Qing¹, LI Yue¹, WEI Xinrong²

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. Logistics Management Service, Nanjing Forestry University, Nanjing 210037, China)

Abstract: Taking 10 provinces (cities) in the eastern China as example, the evaluation index system of green finance and building integrated photovoltaic (BIPV) development from 2017 to 2021 are established, and empirical analysis is carried out by entropy value method and coupled coordination degree model. The results show that; in view of the regional development differences, the higher level of green finance development and BIPV building development appears in Shanghai City and Beijing City, and the relative backwardness appears in Hebei Province and Hainan Province; in view of the development trend, the green finance and BIPV building development in general present an upward trend; in view of the coupling characteristics, in recent years, the degree of coupling and coupling coordination between the two systems of green finance and BIPV building development in the eastern region is high, and the overall trend makes progress gradually.

Keywords: building integrated photovoltaic (BIPV); green finance; entropy method; coupling coordination model; eastern China

近年来,在我国"双碳目标"的背景下,政府出台的相关政策给光伏建筑一体化(BIPV)的发展带来

收稿日期: 2023-12-15

通信作者: 叶青(1968-),女,教授,博士,主要从事建筑经济与工程项目管理、节能建筑等的研究。E-mail:yeqing@hqu.edu.cn。

基金项目: 福建省创新战略研究项目(2023R0040)

了更大机遇。但由于光伏建筑一体化(BIPV)存在成本较高且投资回报率低、施工技术不普及等问题, 导致发展受到了制约。房建军^[1]提出了 BIPV 建筑的有机融合理念和光伏系统的设计要点。罗涛等^[2] 分析了 BIPV 建筑在工业厂房的应用,认为工业厂房屋顶面积大,获得的电价收益大。王志东等^[3]认为 光电建筑的成本特性由静态变为了动态,是绿色建筑、节能建筑的必然形式。

在当前形势下,要大力推动 BIPV 建筑的发展与应用,落实"双碳目标",离不开绿色金融的支持。 绿色金融是对环境改善、生态建设、可持续发展提供服务的所有投融资行为的总称^[4],旨在通过向绿色 清洁生产投入更多资源,促进更高质量的碳减排^[5]。通过分析社会现象及问题,进而提出以绿色金融方 式解决问题的政策建议^[6]。Ren 等^[7]认为绿色金融可以撬动更多社会资本介入绿色低碳领域,成为区 域能源转型的利器。雷中豪等^[8]认为绿色信贷政策更加促进大型企业的全要素生产率水平,并对低生 产率水平的企业产生抑制效果。Meo 等^[9]以绿色金融发展水平处于前 10 的主要经济体为研究对象, 分析了二氧化碳与金融政策的关系,表明绿色金融是减少二氧化碳排放的最佳金融策略。

本文以我国东部地区的 10 个省(市)为例,对 2017-2021 年绿色金融支持 BIPV 建筑发展评价及 其耦合协调特征进行分析。

1 研究方法

1.1 研究区概况

文中将我国东部地区界定为北京市、天津市、河北省、上海市、江苏省、浙江省、福建省、山东省、广东 省、海南省等10个省(市)。2022年,在我国国内生产总值排名前十五的省份中,东部地区占了8个,可 知东部地区的经济相对发达^[10]。

1.2 数据来源

以我国东部地区的 10 个省(市)为研究对象,研究时段为 2017-2021 年,研究数据均来源于《中国 科技统计年鉴》《中国能源统计年鉴》《中国金融年鉴》《中国工业统计年鉴》《中国第三产业统计年鉴》,以 及国家能源局等国内公开数据库。

1.3 评价指标体系的选取

结合我国绿色金融发展现状,从绿色金融这一概念能够涵盖的不同绿色金融工具的角度,构建绿色金融发展评价指标体系,如表1所示。

表1 绿色金融发展评价指标体系

Tab. 1	Evaluation	index	system	for	development	of	green	finance
--------	------------	-------	--------	-----	-------------	----	-------	---------

准则层	指标层	指标方向	指标含义
绿色信贷	环保项目信贷占比	正向指标	环保项目信贷额/信贷总额
绿色投资	环境污染治理投资占比	正向指标	环境污染治理投资/GDP
绿色保险	环境污染责任保险占比	正向指标	环境污染责任保险收入/保费总收入
绿色债券	绿色债券发展程度	正向指标	绿色债券发行额/债券发行总额
绿色支持	财政环境保护支出占比	正向指标	环境保护支出/一般公共预算总支出
绿色资金	绿色资金占比	正向指标	绿色基金市值/基金总市值
绿色权益	环境权益交易占比	正向指标	环境权益交易额/权益市场交易总额

BIPV 发展评价指标的建立与绿色金融发展评价指标的建立大致相同。由于目前我国 BIPV 发展 体系尚未成熟,因此其推广以提高安装面积和数量为主要目标,指标体系的构建包括装机量和发电量, 均为正向指标,如表2所示。

表 2 BIPV 发展评价指标体系

准则层	指标层	指标方向	指标含义
装机量	装机容量占比	正向指标	BIPV 装机容量/太阳能光伏发电装机容量
发电量	发电量占比	正向指标	BIPV 发电量/太阳能光伏发电总量

1.4 评价指标体系测度

对绿色金融发展和 BIPV 发展评价指标体系的测度采用熵权法,共有如下 5 个主要步骤。

1)数据归一化。假设有 k 个指标 x_1, x_2, \dots, x_k ,其中 $x_i = \{x_{1,i}, x_{2,i}, \dots, x_{m_i}\}$;各项指标数据标准化 后的值为 $y_1, y_2, \dots, y_k,$ 其中 $y_i = \{y_{1,i}, y_{2,i}, \dots, y_{n,i}\}$ 。由于文中所建立的指标体系暂无负向指标,因此 将正向指标进行标准化后得到结果 yij。其计算式为

$$y_{i,j} = \frac{x_{i,j} - \min\{x_{1,j}, x_{2,j}, \cdots, x_{n,j}\}}{\max\{x_{1,j}, x_{2,j}, \cdots, x_{n,j}\} - \min\{x_{1,j}, x_{2,j}, \cdots, x_{n,j}\}}$$
(1)

2) 计算变异性指标。第 j 项指标下,计算第 i 个样本值占该指标的比重(p_{i,i})。即

$$p_{i,j} = y_{i,j} / \sum_{i=1}^{n} y_{i,j}, \qquad j = 1, 2, \cdots, m_{\circ}$$
 (2)

3) 计算信息熵。确定各指标的信息熵(E_i)。即

$$E_{j} = \frac{1}{\ln n \cdot \sum_{i=1}^{n} p_{i,j} \ln p_{i,j}}$$
(3)

4) 计算各指标权重。计算各指标权重(W_i)。即

$$W_{j} = (1 - E_{j}) / \sum_{j=1}^{n} (1 - E_{j}) \,. \tag{4}$$

5) 计算综合得分。最后计算得出各样本的综合得分(S_i)。即

$$S_j = \sum_{j=1}^n (W_j \cdot P_{i,j})_{\circ}$$
(5)

经计算,我国东部地区各省(市)2017-2021 年绿色金融发展水平和 BIPV 发展水平测度结果,如 表3所示。

表 3 我国东部地区各省(市)2017-2021 年绿色金融发展和 BIPV 发展水平测度结果

Tab. 3 Measurement results of green finance development and BIPV development level

in various eastern provinces (cities) from 2017 to 2021

省(市) -	绿色金融发展				BIPV 发展					
	2017 年	2018 年	2019 年	2020 年	2021 年	2017 年	2018 年	2019 年	2020 年	2021 年
北京市	0.765	0.808	0.814	0.832	0.853	0.880	0.875	0.902	0.903	0.938
天津市	0.764	0.778	0.802	0.798	0.844	0.221	0.242	0.266	0.274	0.311
河北省	0.753	0.776	0.786	0.805	0.815	0.404	0.306	0.348	0.341	0.432
上海市	0.747	0.761	0.828	0.866	0.889	0.983	0.921	0.936	0.854	0.858
江苏省	0.744	0.764	0.821	0.835	0.845	0.361	0.405	0.447	0.468	0.509
浙江省	0.810	0.803	0.817	0.811	0.815	0.613	0.683	0.691	0.703	0.687
福建省	0.749	0.748	0.817	0.825	0.834	0.844	0.750	0.775	0.812	0.859
山东省	0.749	0.784	0.781	0.805	0.831	0.451	0.524	0.582	0.646	0.698
广东省	0.741	0.795	0.789	0.842	0.826	0.367	0.397	0.420	0.483	0.497
海南省	0.748	0.771	0.793	0.794	0.829	0.256	0.096	0.093	0.112	0.132

1.5 耦合协调度模型

耦合协调模型可测度两个或两个以上系统之间相互作用程度[11]。文中借助耦合协调度模型,将绿 色金融和 BIPV 发展作为两个系统,开展这两个系统之间耦合关系的定量评价工作。由此得到绿色金 融对发展 BIPV 的支持程度,为判定绿色金融发展是否达到与 BIPV 发展的耦合与协调的情况进行分 析和判断。

1) 计算系统间的耦合度(C)。由于系统数量为两个,因此耦合度(C)计算公式为

$$C = \frac{\sqrt{U_1(x) \times U_2(x)}}{U_1 + U_2} \,. \tag{6}$$

式(6)中: U_1 和 U_2 表示绿色金融发展水平和 BIPV 建筑综合评价值。 $U_{l,i}(x) = \sum_{i=1}^{n} W_i B_{i,i}$,其中 $u_{l,i}$ 表 示第 l 个子系统(即绿色金融和 BIPV)第 i 年的综合评价值, W_i 表示各子系统第 i 个指标的权重, $B_{i,i}$ 表示第 i 年第 j 个指标标准化后的值。

2) 计算复合系统间的耦合协调度(D)。耦合协调度(D)计算式为

$$D = C \times T_{\circ} \tag{7}$$

http://hdxb.hqu.edu.cn/

292
式(6)中: $T = aU_1 + bU_2$, a, b为待定系数。本研究认为绿色金融和 BIPV 发展这两个系统的贡献量是 相同的, 故选取 a = b = 0.5。

经整理计算得出的各项耦合度(C)、耦合协调度(D)的数值,从而可以得到东部地区各省绿色金融与 BIPV 系统间耦合协调发展状况测度结果,如表 4 所示。

表 4 东部地区各省(市)绿色金融与 BIPV 系统间耦合协调发展状况测度结果

Tab. 4 Measurement results of coupling coordination development of

green finance and BIPV systems in various eastern provinces (cities)

	会 业	年度						
省(巾)	亥奴 -	2017 年	2018 年	2019 年	年度 $2019 年$ $2020 年$ 0.999 0.999 0.926 0.931 0.865 0.872 0.680 0.684 0.922 0.914 0.723 0.724 0.998 1.000 0.938 0.927 0.956 0.960 0.778 0.791 0.997 0.997 0.867 0.869 1.000 1.000 0.892 0.994 0.821 0.849 0.952 0.963 0.759 0.799 0.613 0.658	2021 年		
小古主	С	0.998	0.999	0.999	0.999	0.999		
北京巾	D	0.906	0.917	0.926	0.931	9.946		
工冲于	С	0.834	0.851	0.865	0.872	0.900		
大伴巾	D	0.641	0.659	0.680	2020 年 0.999 0.931 0.872 0.684 0.914 0.724 1.000 0.927 0.960 0.791 0.997 0.869 1.000 0.997 0.869 1.000 0.995 0.994 0.849 0.963 0.799 0.658 0.546	0.727		
河北方	С	0.953	0.901	0.922	2020年 0.999 0.931 0.872 0.684 0.914 0.724 1.000 0.927 0.960 0.791 0.997 0.869 1.000 0.997 0.869 1.000 0.905 0.994 0.849 0.963 0.799 0.658 0.546	0.952		
們北旬	D	0.743	0.698	0.723	0.724	0.770		
し海古	С	0.991	0.995	$+ i \infty$ $2018 \ \ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $ $$	1.000			
上借巾	D	0.926	0.915	0.938	2020年 0.999 0.931 0.872 0.684 0.914 0.724 1.000 0.927 0.960 0.791 0.997 0.869 1.000 0.905 0.905 0.994 0.849 0.963 0.799 0.658 0.546	0.935		
テザル	С	0.938	0.952	0.956	0.960	0.969		
江刅泪	D	0.720	0.746	0.778	0.791	0.810		
米ケク	C	0.990	0.997	0.997	0.997	0.996		
彻廷官	D	0.839	0.861	0.867	2020 年 0.999 0.931 0.872 0.684 0.914 0.724 1.000 0.927 0.960 0.791 0.997 0.869 1.000 0.905 0.994 0.849 0.963 0.799 0.658 0.546	0.865		
市建少	C	0.998	1.000	1.000	1.000	1.000		
佃建自	D	0.892	0.865	0.892	2020年 0.999 0.931 0.872 0.684 0.914 0.724 1.000 0.927 0.960 0.791 0.997 0.869 1.000 0.905 0.994 0.849 0.963 0.799 0.658 0.546	0.920		
山左安	C	0.969	0.980	0.989	0.994	0.996		
山不自	D	0.762	0.801	0.821	2020年 0.999 0.931 0.872 0.684 0.914 0.724 1.000 0.927 0.960 0.791 0.997 0.869 1.000 0.905 0.994 0.849 0.963 0.799 0.658 0.546	0.873		
亡左次	C	0.941	0.943	0.952	0.963	0.969		
)不自	D	0.722	0.750	0.759	0.799	0.800		
海南公	C	0.872	0.628	0.613	0.658	0.688		
() 肖 ()	D	0.662	0.522	0.521	0.546	0.575		

参考王琦等^[12]对耦合度(C)及耦合协调度(D)的划分方法进行分段,如表 5、表 6 所示。

表 5 绿色金融和 BIPV 发展系统耦合阶段分类和特点

Tab. 5 Classification and characteristics of coupling stages of green finance and BIPV development systems

耦合度 C	耦合阶段	特点
0≪C≪0.3	耦合度极低	绿色金融与 BIPV 协同有序发展程度极低
0.3< <i>C</i> ≤0.5	拮抗阶段	绿色金融并未对支持 BIPV 发展作出较大贡献
0.5< <i>C</i> ≪0.8	磨合阶段	绿色金融能较好地支持 BIPV 发展,两者可协调一致发展
0.8< <i>C</i> ≤1.0	耦合度高	绿色金融能发挥较大作用,BIPV 发展能得到较好支持

表 6 绿色金融与 BIPV 发展系统耦合协调度评价标准

Tab. 6 Evaluation criteria for the coupling coordination degree of green finance and BIPV development system

耦合协调度 D	耦合协调程度	耦合协调度 D	耦合协调程度	耦合协调度 D	耦合协调程度
[0,0.1)	极度失调	[0.4,0.5)	濒临失调	[0.8,0.9)	良好协调
[0.1,0.2)	严重失调	[0.5,0.6)	勉强协调	[0.9,1]	优质协调
[0.2,0.3)	中度失调	[0.6,0.7)	初级协调		
[0.3,0.4)	轻度失调	[0.7,0.8)	中级协调		

2 研究结果与分析

2.1 绿色金融发展水平结果分析

将表 4 我国东部地区各省 2017-2021 年绿色金融发展水平测度结果的数值进行计算,得到各省份

在这五年间绿色金融发展水平平均值及排名,结果如表7所示。

从表 7 可知:我国东部地区各省绿色金融发展水平存在一定差异。绿色金融发展水平最高的是上海市,平均值达到 0.818;其次为北京市,平均值达到 0.815;而河北省和海南省的绿色金融发展水平相 对落后,平均值仅为 0.787。从表 7 还可知:我国东部地区各省 2017-2021 年绿色金融发展水平虽然 在某些年份中略有下降,但在整体上呈上升趋势,其中上海市的绿色金融水平上升幅度最大。表明,近 几年来我国东部地区各省份绿色金融发展水平稳步提升。

表 7 东部地区各省(市)2017-2021年绿色金融发展水平

Tab. 7 Development level of green finance in various eastern provinces (cities) from 2017 to 2021

((主)		亚拉店				
目(山)	2017 年	2018 年	2019 年	2020 年	2021 年	千均值
上海市	0.747	0.761	0.828	0.866	0.889	0.818
北京市	0.765	0.808	0.814	0.832	0.853	0.814
浙江省	0.810	0.803	0.817	0.811	0.815	0.811
江苏省	0.744	0.764	0.821	0.835	0.845	0.802
广东省	0.741	0.795	0.789	0.842	0.826	0.799
天津市	0.764	0.778	0.802	0.798	0.844	0.797
福建省	0.749	0.748	0.817	0.825	0.834	0.795
山东省	0.749	0.784	0.781	0.805	0.831	0.790
海南省	0.748	0.771	0.793	0.794	0.829	0.787
河北省	0.753	0.776	0.786	0.805	0.815	0.787

2.2 光伏建筑一体化发展水平结果分析

将表 5 我国东部地区各省 2017-2021 年 BIPV 发展水平测度结果的数值进行计算,得到东部地区 各省在这五年间 BIPV 发展水平平均值及排名,结果如表 8 所示。

从表 8 可知:我国东部地区各省 BIPV 发展水平存在一定差异。BIPV 发展水平最高的是上海市, 平均值达到 0.910;其次为北京市,平均值达到 0.900。而天津市和海南省的 BIPV 发展水平相对落后, 平均值分别为 0.267 和 0.138。从表 8 还可知:我国东部地区大部分省份 2017-2021 年 BIPV 发展水 平呈现出缓慢上升的趋势,但也有部分省份的 BIPV 发展水平稍有下降,例如上海市和海南省 2021 年 的 BIPV 水平测度结果数值小于 2017 年的测度结果数值。究其原因,可能是在太阳能光伏发电的结构 中,集中式光伏的装机数量和发电量提升速度更大、发展更快,从而导致 BIPV 的装机量和发电量绝对 值上升的情况下,其占比有所下降。

表 8 东部地区各省(市)2017-2021年 BIPV 发展水平

Tab. 8	Development l	level of	BIPV i	n various	eastern	provinces	(cities)	from 2017	to 2021
--------	---------------	----------	--------	-----------	---------	-----------	----------	-----------	---------

省(市) —		亚抬店				
	2017 年	2018 年	2019 年	2020 年	2021 年	千均值
上海市	0.983	0.921	0.936	0.854	0.858	0.910
北京市	0.880	0.875	0.902	0.903	0.938	0.900
福建省	0.844	0.75	0.775	0.812	0.859	0.808
浙江省	0.613	0.683	0.691	0.703	0.687	0.675
山东省	0.451	0.524	0.582	0.646	0.698	0.580
江苏省	0.361	0.405	0.447	0.468	0.509	0.438
广东省	0.367	0.397	0.42	0.483	0.497	0.433
河北省	0.404	0.306	0.348	0.341	0.432	0.366
天津市	0.221	0.242	0.266	0.274	0.311	0.263
海南省	0.256	0.096	0.093	0.112	0.132	0.138

2.3 耦合协调度结果分析

我国东部地区 10 个省(市)2017-2021 年绿色金融发展与 BIPV 发展不同耦合度的空间分布图,如 图 1 所示。图 1 中,分别用 A,B,C,D 和 E 表示优质协调、良好协调、中级协调、初级协调和勉强协调。 从图 1 可知:整体上看,我国东部地区各省(市)2017-2021 年绿色金融发展与 BIPV 发展耦合协调 度较好,均未出现濒临失调及以下的协调程度,且耦合协调程度总体呈上升趋势。在我国东部地区的 10个省(市)中,绿色金融发展和 BIPV 发展耦合协调程度比较高的有北京市、上海市、福建省、浙江省 等。北京市和上海市近五年均为优质协调,浙江省近五年均为良好协调,福建省在近五年中由良好协调 转变为优质协调;而绿色金融发展和 BIPV 发展耦合协调程度相对落后的是海南省,近五年基本上都处 于勉强协调的阶段。





2.4 绿色金融支持光伏建筑一体化发展的政策建议

第一,完善绿色金融相关法律法规和政策标准。做好绿色金融相关法律法规和政策标准的建设是 推动绿色金融发展的前提,明确各个市场参与者的职责和义务,才能更好地为绿色金融支持 BIPV 建筑 发展保驾护航。目前,我国绿色金融的发展虽然取得了一些成果,但现在仍然处于探索阶段,还有很大 的发展潜力和提升空间^[13]。为了实现绿色金融的快速和可持续发展,必须充分界定政府监管部门的监 管范围和标准、金融机构对企业信息的评估和审核,以及企业对环境信息的披露义务和职责,完善信息 披露体系,对于金融机构环境信息披露内容进一步细化^[14]。在对绿色金融相关法律法规修订的过程 中,不仅要加入对绿色金融的考量,还要细化考量标准,才能使金融工具得以充分利用。

第二,推进绿色金融产品与服务创新。目前我国绿色金融产品包括绿色信贷、绿色债券、绿色保险、 绿色基金、绿色信托、碳金融产品等,但其种类还是不够丰富,且投放量达不到预期的目标,后期兴起的 绿色金融产品在市场上的投放量更是不达标^[13]。因此,必须建立健全绿色金融重大项目库、创新系列 绿色金融产品,加大对绿色低碳领域发展的支持力度,推动各类绿色金融产品规模的快速增长^[15]。金 融机构可以进一步探索建立覆盖绿色信贷、绿色投融资、碳金融的多层次立体化业务体系,扩大绿色金 融供需规模,激励多元金融主体共同参与,继而提供投融资、线下线上零售产品、智库咨询等全方位绿色 金融服务。

第三,增强绿色金融支持企业创新和研发投入水平。由于光伏产业更新迭代较快,必须对光发电项 目提出更高的技术水平要求^[16],因此,要实现 BIPV 大规模、高质量的发展,离不开人才的培养和技术 的进步。要重视研发,可从以下三个方面入手:一是提高光伏发电组件的光电转换效率、运输效率、单位 发电量和电能质量等;二是提高 BIPV 的可靠性、安全性和设备质量;三是提升光伏发电系统与建筑物 的匹配性,使光伏组件具有与建筑物相适应的耐久性。

3 结论

本中基于 2017-2021 年我国东部地区的数据,分析了各省绿色金融发展、BIPV 建筑发展,以及绿色金融支持 BIPV 建筑发展的情况水平,得到如下 3 点主要结论。

 绿色金融发展水平较高的省(市)是上海市和北京市,较低的是河北省和海南省。从各省的发展 态势来看,虽然存在部分年份的发展水平下降的情况,但东部地区所有省份 2021 年的绿色金融发展水 平均高于 2017 年的发展水平,总体发展情况呈现上升趋势。

http://hdxb.hqu.edu.cn/

2) BIPV 发展水平较高的省(市)是上海市和北京市,较低的是河北省、天津市和海南省。从各省的 发展态势来看,大多数省份 BIPV 发展水平呈缓慢上升的趋势,各省之间的的差距基本稳定,但是也有 部分省份的 BIPV 水平存在下降趋势,如上海市和海南省,究其原因,可能是在太阳能光伏发电的结构 中,集中式光伏的装机数量和发电量提升速度更大、发展更快,从而导致 BIPV 的装机量和发电量绝对 值上升的情况下,其占比有所下降。

3) 2017-2021 年我国东部地区绿色金融和 BIPV 发展两系统间的耦合度高,仅有海南省处于"磨合阶段",而耦合协调度也较高,均达到了"勉强协调"及以上,且耦合协调度总体呈上升趋势。

参考文献:

- [1] 房建军.光伏建筑一体化融合理念和光伏系统设计要点[J]. 科技和产业,2021,21(5):251-254.
- [2] 罗涛,魏振力,杨玺.光伏建筑一体化(BIPV)在工业厂房的应用分析[J].智能建筑与智慧城市,2021(1):70-71. DOI:10.13655/j. cnki. ibci. 2021.01.022.
- [3] 王志东,王春丽.光电建筑是节能建筑的必然形式[J].太阳能,2021(5):20-25. DOI:10.19911/j.1003-0417. tyn20210328.01.
- [4] 高锦杰.绿色金融对中国经济增长的影响及其区域异质性研究[D].长春:吉林大学,2022.DOI:10.27162/d.cnki. gjlin.2021.000206.
- [5] ZHANG Jiaoning, MA Xiaoyu, LIU Jiamin, et al. All roads lead to Rome?: The impact of heterogeneous green finance on carbon reduction of Chinese manufacturing enterprises[J]. Environmental Science and Pollution Research, 2023,30:116147-116161. DOI:10.1007/s11356-023-30524-6.
- [6] 杜莉,郑立纯.我国绿色金融政策体系的效应评价:基于试点运行数据的分析[J].清华大学学报(哲学社会科学版),2019,34(1):173-182,199. DOI:10.13613/j. cnki. qhdz. 002821.
- [7] REN Xuedi,SHAO Qinglong,ZHONG Ruoyu. Nexus between green finance,non-fossil energy use, and carbon intensity: Empirical evidence from China based on a vector error correction model[J]. Journal of Cleaner Production, 2020,277,122844. DOI:10.1016/j.jclepro.2020.122844.
- [8] 雷中豪,郭爱君.绿色信贷政策能影响企业全要素生产率吗?:来自A股上市公司的经验证据[J].中国地质大学学报(社会科学版),2023,23(6):100-113. DOI:10.16493/j. cnki. 42-1627/c. 20231114.001.
- [9] MEO M S,KARIM M Z A. The role of green finance in reducing CO₂ emissions: An empirical analysis[J]. Borsa Istanbul Review, 2022, 22(1):169-178. DOI:10.1016/j. bir. 2021.03.002.
- [10] 黄志福. 我国东部地区省级地方金控研究[J]. 投资与合作,2023(11):70-72.
- [11] 陈燕,周镇宇,蒋有君,等.长三角城市群路网密度与碳排放时空特征及耦合分析[J].华侨大学学报(自然科学版),2023,44(4):485-494. DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202302005.
- [12] 王琦,汤放华.洞庭湖区生态一经济一社会系统耦合协调发展的时空分异[J]. 经济地理,2015,35(12):161-167, 202. DOI:10.15957/j. cnki. jjdl. 2015. 12. 023.
- [13] 吴朝霞,张思.绿色金融支持低碳经济发展路径研究[J]. 区域经济评论,2022(2):67-73. DOI:10.14017/j. cnki. 2095-5766.2022.0039.
- [14] 祝玉可.绿色信贷政策对绿色能源企业债务融资的影响研究[D].昆明:云南财经大学,2024.DOI:10.27455/d. cnki.gycmc.2023.000491.
- [15] 王宝会. 撬动更多资金投向绿色低碳领域[N]. 经济日报,2022-07-19(007). DOI:10. 28425/n. cnki. njjrb. 2022. 004261.
- [16] 徐萁. 光伏发电企业绿色债券融资的动因和效果研究[D]. 北京:北京外国语大学,2024. DOI:10. 26962/d. cnki. gbjwu. 2023. 000663.

(责任编辑:黄仲一 英文审校:方德平)

DOI:10.11830/ISSN.1000-5013.202312042

跨学科工程管理专业国际化 人才培养模式



侯祥朝1,2

(1. 华侨大学 土木工程学院, 福建 厦门 361021;2. 华侨大学 国际学院/泛华学院, 福建 泉州 362021)

摘要: 通过案例分析、理论指导实践、文献比较研究等方法,以华侨大学为例探讨了工程管理专业国际化人 才培养模式的必要性和可行性。研究工程管理专业的国际化课程体系和师资具有跨专业的特点,提出工程管 理专业国际化人才培养模式在人才培养理念、培养平台、培养内容、培养方式手段创新的构建原则。设计了中 美"1+2+1"双学位、国际项目管理协会(IPMA)国际职业资格认证、中英国际"3+1"本硕连读、赴境外大学 短期交流等四条国际化工程管理专业人才培养路径,并分析了面临的挑战,提出了相应的对策建议。 关键词: 工程管理专业;国际化人才;跨学科;培养模式;华侨大学

中图分类号: TU 72; G 649.21 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-5013(2024)02-0297-06

Training Mode of International Talents of Engineering Management Major Based on Interdisciplinary

HOU Xiangchao^{1,2}

(1. College of Civil Engineering, Huaqiao University, Xiamen 361021, China;

2. International School/College of Pan-Chinese, Huaqiao University, Quanzhou 362021, China)

Abstract: Through the methods of case analysis, theory guiding practice, comparative study of literature, taking Huaqiao University as an example, the necessity and feasibility of the international talent training mode of engineering management major are discussed. The interdisciplinary characteristics of professional international curriculum system and teachers of engineering management are investigated. The construction principles of the mode in the innovation of talent training concept, training platform, training content and training methods are put forward, and 4 international engineering management professional training paths are designed, such as Sino-American "1+2+1" double degree, IPMA(International Project Management Association), international professional qualification certification, Sino-British international "3+1" undergraduate master's degree, short-term exchange to overseas universities, etc., the challenges are analyzed, and countermeasures and suggestions are presented.

Keywords: engineering management major; international talents; interdisciplinary; training mode; Huaqiao University

工程管理专业人才培养目标是,培养适应21世纪国内外经济建设发展需求,掌握土木工程技术知

收稿日期: 2023-12-27

通信作者: 侯祥朝(1969-),男,副教授,博士,主要从事工程管理、国际交流教育管理的研究。E-mail:hxc8@hqu. edu.cn。

基金项目: 福建省新文科研究与改革实践项目(闽教高〔2021〕21-9)

识及相关的法律法规知识、经济理论、管理理论和方法,并具备从事国内国际建设工程的技术、专业、全 过程管理等的综合管理能力的人才。工程管理专业教学和课程体系建立在技术、法律、经济和管理4个 知识平台之上。支撑该专业的是跨越工程技术科学、管理学、经济学、法学、社会学等学科复合交叉的学 科,以及国内外工程管理领域理论与实践^[1]。工程管理专业人才不仅要懂技术、计算机、财务经济、管 理、人文等,还应具备健康的个性品质和良好的社会适应能力,是特殊的复合型专业人才^[2]。工程管理 专业国际化人才除了达到常规工程管理培养目标要求外,还要具有国际化视野,强烈的市场意识和风险 意识,通晓经营管理,并拥有较高的外语水平和人文素养,同时还要熟悉国际规则规范、技术标准、管理 模式和惯例,适应国际化环境,具备国际化竞争力^[3]。

本文通过案例分析、理论指导实践、文献比较研究等方法,以华侨大学为例探讨了工程管理专业国际化人才培养模式的必要性和可行性,提出工程管理专业国际化人才培养模式在人才培养理念、培养平 台、培养内容、培养方式手段创新的构建原则。

1 工程管理专业国际化模式的理论

1.1 工程管理专业及学科的特性

工程管理人才培养的载体是专业,有明确的培养目标和培养计划,以及比较完备的培养体系,是人 才培养的直接平台。学科是专业服务范围为研究对象的科学领域,通过研究发现其规律性,创造知识技 术和工具,用以专业教学和工程实践^[4]。

1)在我国的学科目录中,没有独立的工程管理学科。它属于交叉性学科范围,涉及工学、管理学、 经济学、法学、社会学等学科门类的大多数一级学科,是科学技术和艺术相结合的综合性学科^[5]。

2)工程管理学具有特殊性,不能用一般的管理理论代替特殊的工程管理理论,具有独特的思维方式。如在行业管理上注重国际性非官方组织的执业资质管理;在工程项目管理上采用现代信息技术手段,秉承最先进的管理理念理论,如人-自然-社会和谐,兼顾经济-社会-环境效益。

3)工程管理学科实践性强,具有与时俱进的必然要求。工程管理学科依赖于理论与实践的紧密结合,通过学习国外工程管理的成熟理论和先进技术,深入研究我国各类工程项目建设与运营中积累的经验和存在的问题,探寻适合我国国情的工程管理理论与技术方法^[6]。

1.2 工程管理专业的特质内涵国际化的要求

从专业学科起源、专业人才培养要求、专业人才的就业需求等几个方面分析,工程管理专业存在国际化的必然要求。

1)专业学科起源。国内工程管理领域很多概念是通过翻译引进的,有的至今还没有合适的中文术 语,如 PPP(public-private-partnership),暂译为公私伙伴合作模式。许多专业素材是引进英美的发达 国家,我国工程管理学科领军人物丁士昭教授是中国最早的英国皇家特许建造师协会(Charted Institute of Building,CIOB)资深建造师,他主编的《建设监理概论》提供了工程管理人员执业资格与国际接轨 要求具备的标准知识体系。因此,工程管理学科应紧跟当前经济全球化,加强研究并参与国际治理、话 语的前沿问题,如工程项目的采购制度、国际通用的合同体系、工程项目的风险管理与担保、工程项目的 建设管理模式、国际权威建设管理协会功能,以及专业人员执业资格、政府投资工程项目建设管理等。 建设具有中国特色的工程管理学科体系,必然要加强与国际同类学科建设的交流,即国际化^[7]。

2) 专业人才培养要求。西方国家工程管理咨询市场的准入制度,主要是对个人执业资格的进行控制。从事工程咨询业务的人员主要包括注册建筑师,注册工程师,注册测量师,项目管理师等;而对专业 技术人员从事相关技术工作的资格予以认定,其执业资格的注册条件一般包括学历教育经历、职业实践 和考试三个方面^[8]。我国一般将接受过一定程度的学历教育和从事过相关技术工作的职业实践规定为 取得注册资格的必要的条件。所以学历教育的国际互认是从业资格互认的基础,而且所含权重大,必然 要求工程管理专业人才培养的国际化。

3)专业人才的就业需求。在当今整个世界,国际合作工程越来越多,例如国际工程承包、国际咨询 和管理、国际投资和国际采购等。随着"一带一路"国家合作倡议的推进,在工程管理领域的国际交流也 越来越多,国外的工程大承包商,必定利用其资本、技术、管理、人才服务等优势,进入我国国内的工程建 设市场;同时也将有更多的中国公司通过承接设计、工程承包、规划咨询业务,带动中国技术和标准走向 国际。因此,无论从行业发展迎接"走进来",还是海外市场"走出去"的角度来看^[9],都要求工程管理国 际化,也就迫切需要培养合格的国际化工程管理专业人才。

2 工程管理专业国际化的历史机遇

20世纪80年代中期,国内企业开始对外承担工程承包和国际劳务输出,对国际工程管理专业人才 产生了较大需求。伴随着改革开放,经济全球化历史机遇,高校国际化意识不断增强,部分高校开始设 置国际工程管理和涉外建筑工程营造与管理等本科专业。如1989年原西安冶金建筑学院设置了国际 工程承包与管理专业;原重庆建筑工程学院在建筑工程管理专业的基础上,设置了国际工程承包专业方向,1995年该专业方向更名为国际企业管理专业^[10]。

原建设部于 1998 年成立了全国高等教育工程管理专业评估委员会,1999 年开始实施全国高等教 育工程管理专业(本科)评估,重庆大学工程管理专业是首批通过"工程管理专业本科教育评估"的本科 专业。随后,2004 年,2009 年,2014 年又分别通过了第 2~4 次评估。根据全国高等教育工程管理专业 评估委员会与英国皇家特许建造学会(CIOB)、美国建设工程教育委员会(ACCE)分别签署的工程管理 专业学位评估互认协议,该专业本科教育评估结论(课程体系、人才培养与教育教学质量)、毕业生学士 学位同时与 CIOB,ACCE 实行互认。清华大学、同济大学、天津大学、重庆大学、东南大学、华中科技大 学等高校工程管理专业的课程体系、人才培养与教育质量、毕业生学士学位也分别通过了英国皇家特许 测量师学会(RICS)的专业认证。我国工程管理专业毕业生的学历学位得到英国、美国等国外权威机构 的认可,标志着我国工程管理专业和学科建设在国际化方面取得突破性进展,工程管理专业国际化人才 培养模式值得推行^[11]。

华侨大学工程管理专业为福建省特色专业,2020年入选国家级一流本科专业建设点,其人才培养 目标是:培养适应海外、港澳台地区社会发展需要,以及与内地社会主义现代化建设需要的德、智、体、美 全面发展的工程管理专业高级专门人才。该专业主动对标"华盛顿协议"和中国工程教育认证标准,并 于 2005年首次通过住建部高等教育专业评估(全国第 13 所通过),在 2010年,2015年,2020年又分别 通过了第 2~4次评估。综上分析,该专业人才培养国际化是具备条件和可行性的^[12]。

3 工程管理专业国际化模式构建

3.1 基础平台

华侨大学自创办之初就秉承着国际化办学的特色,以侨立校、为侨服务,坚持"面向海外,面向港澳 台"的办学原则。学校秉承"会通中外、并育德才"的办学理念^[13],深挖"International 内涵"(国际化、卓 越、独立、爱心、桥梁),为了集中培养国际化精英人才,华侨大学于 2010 年成立了国际学院,定位为华 侨大学国际化精英人才培养的重要平台和示范窗口。国际学院依托华侨大学既有的侨校资源优势,培 养能够用英语讲中国故事、以中华文化海外传播为使命的国际化精英人才的创新与探索。经过 10 余年 的探索,导入构思-设计-实现-运作(conceive-design-implement-operate, CDIO)国际工程创新教育理 念^[14],设计新文科(商科)新工科跨学科教学体系,构建了思政与教学交融的全英商科(继续向工科拓 展)独具侨校特色的国际化人才培养模式。

3.2 模式构建原则

3.2.1 人才培养理念创新 加强课程体系的整体设计,探索专业与外语培养模式的结合,将新文科的 理念融入理工类的教学方法,如全英教学、信息技术、虚拟实验室等。鼓励进行人文与理工跨界、专业与 通识互益的课程选择,培养高素质的国际化人才,技能多样,学有专长,突出交流能力、创新能力、职业发 展能力三大维度^[15],使学生有英语听说读写能力、国际化礼仪和人文素养并通晓国际交流规则;具备与 国际接轨的前沿性问题意识、大国际开放视野、前瞻性、超常规的创新思维意识;注重培养引领型国际职 业发展技能,夯实具有国际竞争力的能力结构。围绕"立德树人"根本任务,在工程管理国际化人才培养 过程中,实现课程、专业、学科一体化建设,加强思政课程与课程思政建设,确保人才培养的社会主义方 向和服务国家全球治理战略的导向,懂得用英文讲中国工程故事、中国工程标准和规范,促进国际交流。 3.2.2 人才培养平台创新 充分利用国际学院既有的国际化人才培养平台,创新工程管理国际化人才 培养"机场+航空公司"模式:国际学院是国际化人才培养的"机场",工程管理专业所在土木工程学院是 "航空公司"之一,国际化专业培养方案是"航线"。目前可实施的方案包括中美"1+2+1"双学位项目、 IPMA(International Project Management Association,国际项目管理协会)国际职业资格认证、中英国 际"3+1"本硕连读,以及泛华订单式人才培养等四条各具特色的国际化人才培养路径。每个年级、班级 的教育教学过程相当于"航程",教师是"空乘人员",学生是"乘客",其模式内涵如图1所示。

3.2.3 培养内容创新 工程管理国际化人才的培养内容以工程管理市场准入和就业为导向,考虑知 识、能力和素养全方位的培养。

1) 在工程管理国际化人才的知识结构中,注意通识、基础课的集成,专业课注重跨学科的共享,除 了技术、经济、管理和法律四大课程集支撑,还需拓宽工程外语、商务外语和人文方面(国际风俗礼仪、 "一带一路"沿线国家历史文化及民俗宗教等)的课程知识。

2)在能力的培养上,以"国际化能力提升"为目标导向^[16],围绕学习能力、表达能力、研究能力、领导能力、批判性思维等核心能力,强化通识教育和专业教育的系统设计;引入行业精英共建共授课程,开展基于问题、项目的课程研讨,提升工程管理专业学生谈判、协调、论证、分析、管理和实践能力;建立了基于国际化能力提升人才培养课程体系,培养"基本知识 + 学科专业特色+外语+国际资格"的人才。

3)在素质培养上,增强学生国际化视野,增强与国外高校的交流,与国际学生建立友谊。了解不同 文化、风俗习惯和不同法律背景、经济制度对组织和人的行为影响,培育家国情怀,增强职业伦理道德观 念,提高国际化素质。

3.2.4 培养方式手段创新 国际化人才培养手段要与时俱进,跟踪工程管理新技术(如工程管理建筑 信息模型技术(BIM)技术)和教学方式新手段(如虚拟现实、人工智能等),不断创新。

1)建立国际工程案例库。学生能形象直观地理解国际工程全过程的操作要点,有效地融合各个专业知识板块,提升学生学习兴趣和提高专业能力。

2)展示"模拟实景和重现情景"。让学生利用学院虚拟仿真实验室通过虚拟技术体验实景,或用可 视化教学、BIM 技术模拟现实世界,使学生更好地理解项目的复杂性。

3)科教融合、赛课融合的第二课堂。鼓励学生积极参与创新创业比赛,邀请国际工程管理相关行业协会如 CIOB,RICS,ACCE,PMI,IPMA 等举办讲座、赛事活动和教学合作。加强产教融合,鼓励学生到合作企业实践,解决企业现实问题,使理论知识应用到实践,在实践中明确知识理论的不足。

3.3 工程管理专业国际化人才培养模式

人才培养模式的载体是专业建设,专业建设主要是课程体系和师资。华侨大学工程管理专业国际 化模式主要在国际学院国际化平台基础上建设,如图1所示。

1)国际学院是全校性国际化专业建设的平台,可比喻为"机场",已落地金融学、财务管理和国际商务3个全英文专业。全英专业是国际学院依托专业学院的专业进行共建的专业,所以专业学院好比航空公司,国际学院以专业学院培养方案基础上,制定国际化专业特色的课程群和从专业学院遴选有英文授课资格的师资或选聘英文外教,施行"英文+专业"模式;为了国际化的多元化设计了多种培养路径(好比航线),加入某条路径的学生班好比"航班次",整个培养过程好比"航程"。

2)工程管理专业国际化人才培养可依托土木工程学院的工程管理专业与国际学院共建全英文的工程管理专业,由国际学院制定国际化人才培养方案。其课程体系包括:通识课课程群(德体美劳、人文、职业规划)由马克思主义学院、体育学院、美术学院、文学院、外语学院、创新创业学院,以及团委/学生处承担;专业基础课课程群(数学、理化、计算机、制图、建筑学等)由数学科学学院、材料科学与工程学院、化工学院、计算机科学与技术学院、机电及自动化学院、建筑学院承担;专业课程群经济、管理、技术、法律四大平台由经济与金融学院、工商管理学院、土木工程学院、法学院支持,由土木工程学院整合;实践类课程由企事业、各类组织提供实践基地、讲座、培训等。国际学院整合各学院、单位的资源,设置国际化专业特色课程群(外语、人文、法律、实践),对落地全英文专业设置学院公共课。

3) 工程管理专业其专业课程体系和师资具有跨学科的特点,其专业的国际化课程体系和师资具有



图 1 工程管理专业国际化人才培养模式

Fig. 1 Training mode of international talents in engineering management major

跨专业的特点。国际化的培养有 4 条成熟的路径:① 由中教国际(CCIEE)搭桥中美合作"1+2+1"项目,第 1,4 年在国际学院全英文学习,第 2,3 年在美国合作大学同专业学习,中美学分互认,可获中美大学双学士学位;② 与国际组织 IPMA,CIOB 等合作,邀请老师上案例课、模拟实务、辅导资格考试、参加 面试等,在完成专业培养计划的同时,获得职业资格考试经验或初级会员身份;③ 由英国教育中心 (UKEC)搭桥中英合作"3+1"或"3+1+1"项目,3 a 在国际学院全英文学习达到毕业要求,1 a 到英国 合作大学读研,可获国内大学本科学士和英国大学硕士学位,或 1 a 到英国合作大学读本,获中英大学 双学士学位,再自由选择其他英国大学读研;④ 赴境外大学 1 个月至 1 学期不等的短期交流。还有一 条面向"一带一路"国际工程的中外资企业订单式国际化培养路径值得开辟,其特色是学习项目所在国 语言、文化、制度和惯例等,接受订单企业的实操培训。

4 面临的挑战及对策

4.1 充分评估面临的挑战

当前处于百年未有之大变局时代,强权国家宣扬"国际分权"冲击国家主体,污化中国人对全球的领导实力,对中国进行种种刁难,这是我国必须面对的挑战。同时,西方的国际关系理论也是套在中国人身上的桎梏,千百年来本土传统的消极思想也仍有深刻的影响。中美"1+2+1"项目是国际学院品牌项目,但受中美关系影响存在诸多不确定性,影响双方合作的开展,增加办学成本和学生毕业风险,交流项目面临很大挑战。其他如出国留学热退潮、学生出国意愿低等的因素也对国际化人才培养造成困难。

4.2 巩固品牌与开拓多管道开展对外合作

4.2.1 巩固国际"学位直通车"多元项目平台 通过与教育部中教国际、英国教育中心(UKEC),以及 加拿大、澳大利亚等国家的高校合作,对应不同学生国际培养诉求,灵活配置学生境外学习年限,建立了 "3+1""2+2"本科双学位项目、"4+0"英国本硕连读项目、"1+1+1/2+1"中美研究生双学位联培项目 (DMP)、"4+1"名校硕士奖学金项目(MPP)、"3+1+1"本硕(博)项目等多元中外联合培养项目。

4.2.2 探索服务"一带一路"沿线国家中侨资企业培养有学历订单式人才 面向"一带一路"沿线国家 及"金砖加"国家的中侨资企业,采用"订单式"培养"跨国人才"是国际学院国际化人才培养模式的补充, 也是国际学院培养全英人才的第五条路径。

4.2.3 启动《"一带一路"沿线国家人才培养计划》"1+2+1"双学位项目 华侨大学与"一带一路"沿线 国家(如印度尼西亚、菲律宾、泰国、马来西亚、新加坡、巴基斯坦等)签订共同合作与管理的高等教育双 向交流与合作项目。其基本模式是:华侨大学和"一带一路"沿线国家的大学(以下简称"外方合作高 校")签订合作协议,承担具体教学任务,采用课程对接、学分互认的方式,直接从参加该项目的外方合作 高校中选拔本科一年级学生,到华侨大学学习第二、三学年相同或相近专业的课程,然后返回外方合作 高校学习第四学年课程,修完规定学分的学生可在 4 a 内同时获得华侨大学和外方合作高校本科毕业 证书和学士学位。

5 结束语

培养面向全球化背景下具有跨文化交际能力的国际化工程管理人才是外向型高校的一项重要任务,是时代的发展需要。通过对华侨大学工程管理专业国际化精英人才的培养进行理论和实践的梳理, 旨在总结经验,为面临的挑战提供参考;同时也希望在全球市场和政治经济社会大变局复杂背景下,为 其他高校国际化人才培养方面提供成熟做法和新思路。

参考文献:

[1] 成虎, 宁延. 工程管理导论 [M]. 北京: 机械工业出版社, 2018.

- [2] 任宏,陈圆.工程管理概论[M].2版.北京:中国建筑工业出版社,2013.
- [3] 晏永刚,袁月,孟卫军.工程管理专业国际化人才培养的"三维体系"构建[J].高等建筑教育,2019,28(3):40-47. DOI:10.11835/j.issn.1005-2909.2019.03.006.
- [4] 李平,方新,申金升,等.推进新时代教育、科技、人才"三位一体"高质量协同发展:"现代化建设科技人才体系研究"座谈会主旨发言摘编[J].技术经济,2023,42(1):1-13.
- [5] 侯怀银,原左晔. 教育学交叉学科在中国发展的回顾与展望[J]. 大学教育科学,2021(5):4-13. DOI:10. 3969/j. issn. 1672-0717. 2021. 05. 01
- [6] 盛昭瀚,于景元.复杂系统管理:一个具有中国特色的管理学新领域[J].管理世界,2021,37(6):36-50. DOI:10. 19744/j. cnki. 11-1235/f. 2021.0076.
- [7] 谢玉宇.应用型本科院校工程管理专业人才培养模式研究[D].西安:西安建筑科技大学,2019.DOI:10.7666/d. D01574928.
- [8] 张中豪.我国建筑业专业技术人员职业资格制度创新研究[J].质量与市场,2022(9):148-150.
- [9] 孔超."一带一路"背景下工程专业人才国际化培养模式研究:以工程管理专业为例[J].才智,2019(29):21.
- [10] 佚名. 工程管理国内外发展态势研究[EB/OL]. (2017-09-20)[2023-12-20]. https://wenku. baidu. com/view/ 6cb32921b90d6c85ec3ac6b6. html.
- [11] 杨洪英,陈国宝,刘承军等."双一流"高校国际化人才培养的逻辑依归、问题表征与应然路向[J].现代教育管理, 2023(3):47-57.DOI:10.16697/j.1674-5485.2023.03.006.
- [12] 华侨大学土木工程学院.工程管理专业介绍[EB/OL].(2021-04-08)[2023-12-20].https://civil.hqu.edu.cn/info/ 1207/10051.htm
- [13] 华侨大学.会通中外并育德才:华侨大学深化教育教学改革[J].高等理科教育,2015(5):2.
- [14] 张伟,白勇.中美高校工程管理专业本科教学之比较:我国 HUST 与美国 NDSU 为例[J].工程管理学报,2013,27 (4):121-126. DOI:10.3969/j.issn.1674-8859.2013.04.025.
- [15] 李莹,彭盈,李茜.工程管理专业国际化人才能力维度评价体系及量表分析[J].高等建筑教育,2020,29(3):48-59. DOI:10.11835/j.issn.1005-2909.2020.03.007.
- [16] 张巍,王森,杨宇.工程管理专业创新型人才培养实践:以重庆大学为例[J].高等建筑教育,2023,32(2):71-76. DOI:10.11835/j.issn.1005-2909.2023.02.009.

(责任编辑:黄仲一 英文审校:方德平)

《华侨大学学报(自然科学版)》简介

BRIEF INTRODUCTION TO JOURNAL OF HUAQIAO UNIVERSITY (NATURAL SCIENCE)

《华侨大学学报(自然科学版)》(以下简称《学报》)创刊于1980年,是福建省教育厅主管,华侨大学 主办,面向国内外公开发行的自然科学综合性学术理论刊物。

《学报》的办刊宗旨是:坚持四项基本原则,贯彻"百花齐放,百家争鸣"和理论与实践相结合的方针, 广泛联系海外华侨和港、澳、台、特区的科技信息,及时反映国内尤其华侨大学等高等学府在理论研究、 应用研究和开发研究等方面的科技成果,为发展华侨高等教育和繁荣社会主义科技事业服务。

《学报》以创新性、前瞻性、学术性为办刊特色,主要刊登机械工程及自动化、测控技术与仪器、电气 工程、电子工程、计算机技术、应用化学、材料与环境工程、化工与生化工程、土木工程、建筑学、应用数学 等基础研究和应用研究方面的学术论文,科技成果的学术总结,新技术、新设计、新产品、新工艺、新材 料、新理论的论述,以及国内外科技动态的综合评论等内容。

《学报》既是中文综合性科学技术类核心期刊,又是国内外重要数据库和权威性文摘期刊固定收录的刊源。在历次全国及福建省的科技期刊评比中,《学报》都荣获过大奖。曾获得1995年"全国高等学校自然科学学报系统优秀学报一等奖",1997年"第二届全国优秀科技期刊奖",1999年,2008年"全国优秀自然科学学报及教育部优秀科技期刊",并于2001年入选"中国期刊方阵'双效期刊'"。

《学报》现为双月刊,A4开本。国内统一连续出版物号:CN 35-1079/N;国际标准连续出版物号: ISSN 1000-5013;国内邮发代号:34-41;国外发行代号:NTZ1050。

Journal of Huaqiao University (Natural Science) (abbreviated to the Journal), started publication in 1980, is a comprehensive and academic journal about natural science, open distribution at home and abroad, sponsored by Huaqiao University; The Education Department of Fujian Province is responsible for its work.

The Journal has its purpose; adhering to the four cardinal policies, carrying out the principles of the "Flowers Blossom; Schools of Thought Contend" and theory combined with practice, collecting information of science and technology from overseas and those in Hong Kong, Macao, Taiwan and special economic zones and all sides, and in time reflecting the scientific and technological achievements about domestic theoretical research, applied research and development research in our university and others, and serving for development of the overseas Chinese higher education and the socialist prosperity on science and technology.

The Journal, with characteristics of creative, perspective and academic study, publishes the articles of fundamental and applied research on mechanical engineering and automation, observing and controlling technology and instruments, electric and electronic engineering, computer, applied chemistry, materials and environmental engineering, chemical and biochemical engineering, civil engineering, architecture, applied mathematics, etc. and the academic reports on achievements of science and technology, theses on new technology, new design, new products, new crafts, new materials, new theories, and the comprehensive reviews on scientific and technological developments at home and abroad.

The Journal is not only a core Chinese periodical on comprehensive science and technology, but also an important data base at home and abroad and periodical source that the authoritative abstracts have been recorded regularly. The Journal won the prices among the national and provincial evaluation of scientific and technological periodicals such as "the first prize of good natural science of the national higher education periodicals" in 1995, "the good prize of the second national periodicals of science and technology" in 1997, "the good scientific and technological periodicals of the national natural science journals and the State Education Department" in 1999 and 2008, and selected into "'double-effect periodical' of the China periodicals matrix" in 2001. The Journal welcomes the contributors from our university and others.

The Journal is bimonthly publication, with format of A4. China standard serial number: CN 35-1079/N; International standard serial number: ISSN 1000-5013; Domestic mail number: 34-41; International issue number: NTZ1050.

《华侨大学学报(自然科学版)》编辑部

- •《中文核心期刊要目总览》
- ・RCCSE 中国核心学术期刊
- •中国期刊方阵"双效期刊"
- 中国科技论文在线优秀期刊
- · ISTIC 中国科技核心期刊
- 全国优秀科技期刊
- 华东地区优秀期刊

本刊被以下国内外检索期刊和数据库列为固定刊源

- •美国《化学文摘》(CAS) •波兰《哥白尼索引》(IC) • "STN 国际"数据库 • 中国科学引文数据库 • 中国科技论文统计期刊源 • 中国期刊网 •中国学术期刊(光盘版) • 万方数据库 • 中文科技期刊数据库 • 中国机械工程文摘 • 中国化学化工文摘 • 中国力学文摘 • 中国生物学文摘 中国无线电电子学文摘 • 中国数学文摘

华侨大学学报(自然科学版)

Huaqiao Daxue Xuebao (Ziran Kexue Ban) (双月刊,1980年创刊)

第45卷第2期(总第196期)2024年3月20日

主管单位:	福	建	省	教	育	厅	
主办单位:	华		侨	大		学	
	(中	国福	建	泉州 3	62021	l)	
	(中	国福	畜建 丿	夏门 3	61021	L)	
编辑出版:	华侨	大学	学报自	然科学	版编辑	肁部	
〔电	话	: 0595	5-2269	02545)	
电子	信箱	: jour	nal@]	hqu. ed	u.cn		
X	址	: http	s://h	idxb. ho	qu. edu	.cn)	
主 编:	黄	伸 -					
印刷:	泉	州彫	免 报	印	刷 厂		
国内发行:	福夏	書 省	泉州	市 邮	政 局		
订购处:	全日	国各:	地 邮	政 局	(所)		
国外发行:	中国	目出版	对外	贸易总	急公司		
	(北京 782 信箱,邮政编码 100011)						

ISSN 1000-5013 CN 35-1079/N 中国标准连续出版物号:

国内邮发代号: 34-41 国外发行代号: NTZ 1050 国内定价: <u>10.00 元/册</u> 60.00 元/套

- ·俄罗斯《文摘杂志》(AJ, VINITI)
- ·荷兰《文摘与引文数据库》(Scopus)
- ·德国《数学文摘》(Zbl MATH)
- 中国学术期刊综合评价数据库

• 中国物理文摘

JOURNAL OF HUAQIAO UNIVERSITY

(NATURAL SCIENCE)

(Bimonthly, Started in 1980)

Vol. 45 No. 2 (Sum 196) Mar. 20, 2024

Competent Authority: The Education Department of Fujian Province **Sponsor**: Huaqiao University (Quanzhou 362021, Fujian, China) (Xiamen 361021, Fujian, China) Editor in Chief : HUANG Zhongvi Edited and Published by Editorial Department of Journal of Huaqiao University (Natural Science) Tel: 0595-22692545 E-mail: journal@hqu.edu.cn https://hdxb. hqu. edu. cn **Distributed by** China Publication Foreign **Trading Corporation** (P. O. Box 782, Beijing, 100011, China)

