哈尔滨工业大学学报

第 58 卷　第 10 期　　2026 年 10 月 30 日出版

目　　次

极地低温下纤维缠绕型玻璃纤维复合材料管–混凝土界面黏结性能

…… 谢　剑,张　楷,王梦琴,陈斌剑(1)

考虑骨料特征影响的轻骨料混凝土断裂性能与分析模型

…… 魏　慧,赵兴鑫,吴　涛,曾湖斌(13)

工程水泥基复合材料与钢筋黏结性能试验

…… 赵卫平,陈嘉龙,徐　旸,张龙泉,李雅琦(27)

集中阻尼弦复频率方程的代数化

…… 郑　罡,张永顺,张晓东,王梦丽,唐春霞(39)

支架特性对瓷柱型电气设备地震反应放大系数的影响

…… 孙　刚,柏　文,戴君武,赵霄扬(48)

基于单元材料积分损伤模型的钢筋混凝土框架结构损伤

…… 张昊宇,张亮泉,张云波,刘梦鸽(61)

一种基于新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈

…… 韩　坤,张东昱,李　惠,倪　莉(72)

不同截面型式土工格室挡墙抗震性能大型振动台试验

…… 靳飞飞,宋　飞,皇甫钊(82)

冷弯型钢腹板加劲双肢拼合短柱受力性能

…… 李艳春,周天华,汪志昊,乔梦慧,王乙兵,李伟华(95)

Q690D 高强钢的低周疲劳模型

…… 王万祯(108)

CO_2 与氮源电催化合成尿素的催化剂设计与优化研究进展

…… 刘　洋,汪永鑫,孔秋雨,闫学亚,翟学东,赵庆良,丁　晶(115)

中国钢铁工业废水脱盐及水资源回用技术应用现状

…… 刘文清,刘国宏,刘金哲,陈新懿,方岩彬,冯玉杰(132)

复合污染对活性污泥菌群和抗生素抗性基因的影响

…… 孙青亮,樊晓燕,张晓晗,赵君如(143)

脉冲流化床在氟化尾气高效回收中的工业应用

…… 侯彦龙,杨校铃,陈义武,李莉莉,赵子轩,魏亮亮(155)

新型氨法的燃煤烟气脱碳特性

…… 吕　刚,李鋆芝,夏金松,张　微,张　宇,陈艳艳,冯冬冬(162)

温度自适应辐射致冷涂层性能与节能分析

…… 杜佳欣,李　响,王富强,孙永铭,刘红雷,程子明(171)

造船用冷凝热回收型变频热泵除湿机热湿特性

…… 王　妍,沈　朝,张静姿,董　锋,张祖洋,高　科(181)

二阶间断有限元特征线耦合中子输运计算方法

…… 张广春,彭靖含(188)

结冰特性动态感知与定量探测技术研究现状与展望

…… 石　含,宋孟杰,桂　康,邵苛苛,葛俊锋,李　岩,王　飞,
徐志强,王　俊,张　旋,张　龙(195)

期刊基本参数: CN 23-1235/T * 1954 * m * A4 * 228 * zh * P * ￥20.00 * 600 * 19 * 2026 – 10

责任编辑: 刘　彤
终　　校: 丁晓清

Journal of Harbin Institute of Technology

Vol. 58 No. 10 2026 – 10 – 30

CONTENTS

Bonding behavior of fiber-wound glass fiber reinforced polymer (GFRP) tube and concrete at arctic low temperatures

..... *Xie Jian*, *Zhang Kai*, *Wang Mengqin*, *Chen Binjian*(1)

Fracture properties and analysis model of lightweight aggregate concrete considering effects of aggregate characteristics

..... *Wei Hui*, *Zhao Xingxin*, *Wu Tao*, *Zeng Hubin*(13)

Experiment on bond performance between engineered cementitious composite and steel bars

..... *Zhao Weiping*, *Chen Jialong*, *Xu Yang*, *Zhang Longquan*, *Li Yaqi*(27)

Algebraization of complex frequency equation of lumped damping string

..... *Zheng Gang*, *Zhang Yongshun*, *Zhang Xiaodong*, *Wang Mengli*, *Tang Chunxia*(39)

Influence of support characteristics on the amplification coefficient of seismic response in porcelain column electrical equipment

..... *Sun Gang*, *Bai Wen*, *Dai Junwu*, *Zhao Xiaoyang*(48)

Damage of reinforced concrete frame structures using integral damage model of element material

..... *Zhang Haoyu*, *Zhang Liangquan*, *Zhang Yunbo*, *Liu Mengge*(61)

A smart washer sensor based on a novel sensitivity-enhanced structure for monitoring tightening force of high-strength bolts

..... *Han Kun*, *Zhang Dongyu*, *Li Hui*, *Ni Li*(72)

Large-scale shaking table test study on seismic performance of geocellular retaining walls with different cross-sectional types

..... *Jin Feifei*, *Song Fei*, *Huangfu Zhao*(82)

Mechanical performance of cold-formed steel web-stiffened double-limb built-up short columns

…… *Li Yanchun*, *Zhou Tianhua*, *Wang Zhihao*, *Qiao Menghui*, *Wang Yibing*, *Li Weihua*(95)

A low-cycle fatigue model of Q690D high-strength steel

…… *Wang Wanzhen*(108)

Research progress on design and optimization of catalysts for electrocatalytic urea synthesis from CO_2 and nitrogen sources

…… *Liu Yang*, *Wang Yongxin*, *Kong Qiuyu*, *Yan Xueya*, *Zhai Xuedong*, *Zhao Qingliang*, *Ding Jing*(115)

Application status of wastewater desalination and water resource reuse technologies in China's steel industry

…… *Liu Wenqing*, *Liu Guohong*, *Liu Jinzhe*, *Chen Xinyi*, *Fang Yanbin*, *Feng Yujie*(132)

Impact of combined pollution on microbial communities and antibiotic resistance genes in activated sludge

…… *Sun Qingliang*, *Fan Xiaoyan*, *Zhang Xiaohan*, *Zhao Junru*(143)

Industrial application of pulsed fluidized bed for efficient recovery of fluorination tail gas

…… *Hou Yanlong*, *Yang Xiaoling*, *Chen Yiwu*, *Li Lili*, *Zhao Zixuan*, *Wei Liangliang*(155)

Decarbonization characteristics of coal combustion flue gas based on a novel ammonia method

…… *Lü Gang*, *Li Yunzhi*, *Xia Jinsong*, *Zhang Wei*, *Zhang Yu*, *Chen Yanyan*, *Feng Dongdong*(162)

Performance and energy-saving analysis of temperature-adaptive radiative cooling coatings

…… *Du Jiaxin*, *Li Xiang*, *Wang Fuqiang*, *Sun Yongming*, *Liu Honglei*, *Cheng Ziming*(171)

Thermo-hygrometric characteristics of variable-frequency heat pump dehumidification unit with condensater heat recovery for shipbuilding

…… *Wang Yan*, *Shen Chao*, *Zhang Jingzi*, *Dong Feng*, *Zhang Zuyang*, *Gao Ke*(181)

Second-order discontinuous finite element characteristic-line coupled method for neutron transport calculations

…… *Zhang Guangchun*, *Peng Jinghan*(188)

Status and prospects of dynamic sensing and quantitative detection technologies for icing characteristics

…… *Shi Han*, *Song Mengjie*, *Gui Kang*, *Shao Keke*, *Ge Junfeng*, *Li Yan*, *Wang Fei*, *Xu Zhiqiang*, *Wang Jun*, *Zhang Xuan*, *Zhang Long*(195)

DOI:10.11918/202502011

极地低温下纤维缠绕型玻璃纤维复合材料管–混凝土界面黏结性能

谢 剑[1,2,3],张 楷[1],王梦琴[4],陈斌剑[1]

(1.天津大学 建筑工程学院,天津 300354;2.滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室(天津大学),天津 300354;
3.北京市既有建筑改造工程技术研究中心(天津分中心),天津 300354;4.中国建筑设计研究院有限公司,北京 100044)

摘 要: 为揭示纤维缠绕型玻璃纤维复合材料(GFRP)管–混凝土在极地等严寒环境下的黏结性能,以试件所处低温水平(T)、径厚比(D/t)、纤维缠绕角度(θ)及界面处理方式为研究参数,设计并完成了18个圆形试件和14个方形试件的静力推出试验。通过试验观察试件的受力破坏形态,获取各试件黏结应力–滑移曲线,分析各参数变化对界面黏结性能的影响规律。结果表明:低温作用能显著改善界面黏结性能,且低温作用对圆管黏结性能的提升作用大于方管;随温度降低,界面黏结强度基本呈线性增加;当温度由20 ℃降低至–30 ℃时,界面抗滑移能力有显著提升,但在负温条件下界面黏结刚度变化不大;在低温下,圆形试件黏结强度与径厚比(D/t)呈负相关,方形试件黏结强度受径厚比(D/t)影响不大,但二者界面黏结刚度随D/t的减小均表现为增大后基本稳定的变化趋势;增大纤维缠绕角度有助于提升界面黏结性能;黏砂试件黏结性能显著高于未黏砂试件,并且二者黏结滑移曲线在摩擦滑移段呈现不同的特征。基于试验结果,提出了极地低温下纤维缠绕型GFRP管–混凝土界面黏结强度预测模型,可用于极地结构工程的分析与设计。

关键词: 极地低温;黏结性能;纤维缠绕型玻璃纤维复合材料(GFRP)管;推出试验
中图分类号: TU398.9 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367–6234(2026)10–0001–12

Bonding behavior of fiber-wound glass fiber reinforced polymer (GFRP) tube and concrete at arctic low temperatures

Xie Jian[1,2,3], Zhang Kai[1], Wang Mengqin[4], Chen Binjian[1]

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300354, China; 2. Key Laboratory of Coast Civil Structure Safety (Tianjin University), Ministry of Education, Tianjin 300354, China;
3. Beijing Engineering Research Center of Existing Building Renovation (Tianjin Branch), Tianjin 300354, China;
4. China Architecture Design and Research Group, Beijing 100044, China)

Abstract: To investigate the bonding performance of fiber-wound glass fiber reinforced polymer (GFRP) tubes and concrete in polar and severe cold environments, a series of static push-out tests were conducted on 18 circular specimens and 14 square specimens. The study parameters included the low-temperature level (T), diameter-to-thickness ratio (D/t), fiber winding angle (θ), and interface treatment methods. The failure modes were observed during the tests, and the bonding stress-slip curves for each specimen were obtained. The influence of varying parameters on the interfacial bonding performance was analyzed. The results indicate that exposure to low temperatures significantly enhances the interface bonding performance, with the improvement in bonding performance being more pronounced for circular tubes compared to square tubes. As the temperature decreases, the bonding strength at the interface generally increases linearly. Specifically, when the temperature drops from 20 ℃ to –30 ℃, there is a notable enhancement in the anti-slip capacity at the interface; however, the bonding stiffness remains relatively unchanged under negative temperature conditions. In low-temperature conditions, the bonding strength of circular specimens shows a negative correlation with the diameter-to-thickness ratio (D/t), while the bonding strength of square specimens is less affected by D/t. Nevertheless, the bonding stiffness at the interface demonstrates an increasing trend that stabilizes as D/t decreases. Additionally, increasing the fiber winding angle contributes to improved interface bonding performance. Specimens with sand-coating exhibit substantially higher bond performance than uncoated specimens, with distinct characteristics observed in the frictional slip segments of their bonding slip curves. Based on the experimental results, a predictive model for the bonding strength of fiber-

收稿日期: 2025–02–12;**录用日期:** 2025–03–21;**网络首发日期:** 2025–07–03
网络首发地址: https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250703.1120.006
基金项目: 国家自然科学基金(51978459,52278201)
作者简介: 谢 剑(1974—),男,教授,博士生导师
通信作者: 谢 剑,xiejian@tju.edu.cn

wound GFRP tube-concrete interfaces under polar low temperature is proposed, which can be utilized for the analysis and design of polar structural engineering.

Keywords: arctic low temperatures; bond behaviors; fiber-wound glass fiber reinforced polymer (GFRP) pipe; push-out test

大量工程实例表明,极地海洋地区恶劣环境的侵蚀以及寒区除冰盐的大量使用造成的钢材锈蚀与劣化问题已成为制约该类地区基础设施建设发展的关键因素之一。纤维增强复合材料(fiber reinforced polymer,FRP)以其轻质高强、耐腐蚀等优异性能,为解决恶劣环境钢材锈蚀问题提供了新思路,具有广阔的应用前景[1-2]。在现代土木工程中,FRP材料能为组合构件提供有效的外部约束[3]与内部增强作用[4],常与混凝土结合使用。其中,混凝土填充FRP管(concrete filled FRP tubes,CFFT)作为一种有效的混凝土外部约束形式,具有优异的耐腐蚀性,相较于传统钢管混凝土结构,其承载能力也极为出色[5]。因此,在对耐久性要求较高的工程应用中,如极地工程、海上平台及跨海桥梁等,该种结构形式成为更有竞争力的方案之一。

FRP管与混凝土界面间的可靠黏结是二者协同工作的基础,也是CFFT构件整体性能的重要组成部分。FRP-混凝土界面失效是CFFT构件的典型失效模式。例如,在桥梁墩柱、建筑结构中的FRP管-混凝土组合柱中,尤其是在其发生荷载传递的端部连接部位,存在黏结破坏与混凝土过早滑动的风险[6];在极地、寒区及海洋等恶劣环境下,环境侵蚀作用导致界面黏结力降低,易发生界面失效[7]。这种失效模式将影响混凝土与FRP管之间的荷载传递,进而影响组合构件的受力性能。针对FRP管-混凝土界面的黏结性能,学者们展开了一系列研究。刘凌峰[8]通过33根拉挤型CFFT推出试验,以黏结形式、长径比、径厚比等为变化参数,探究了FRP管与混凝土界面黏结力的组成情况、黏结破坏特点及其发展规律,结果表明,长径比的大小对界面黏结强度的影响并不明显,但径厚比越小,界面的黏结性能越好。Ali等[9]进行了12个不同高度、不同界面处理方式的拉挤型FRP管-混凝土推出试验,结果表明,与未黏砂试件相比,黏砂试件界面黏结强度提高了20~30倍。纤维缠绕型玻璃纤维复合材料(glass fiber reinforced polymer, GFRP)管在结构强度、韧性与抗疲劳性能上有显著优势,并且缠绕工艺使其在结构性能上更具灵活性与适应性,能够更有效地抵御极地低温环境带来的应力变化和材料变形[10-11]。Bazli等[7,12]进行了42根GFRP-混凝土组合试件的推出试验,结果表明,纤维缠绕型FRP管-混凝土界面黏结强度显著高于拉挤型FRP管-混凝土界面,原因在于纤维缠绕型FRP管对核心混凝土提供了更强的环向约束。

以上研究均基于常温环境下进行,而低温作用下GFRP管与混凝土材料力学性能差异[13-15]及核心混凝土所受环向约束力的变化[16],使得低温下界面黏结性能较常温下有较大差别。谢剑等[17]进行了28个拉挤型CFFT试件低温下推出试验,结果表明,低温对拉挤型CFFT界面黏结强度有显著的增强作用。但是,由于纤维缠绕型GFRP管与拉挤型GFRP管力学性能差别较大,两类GFRP管与管内混凝土在界面黏结力分布及约束效应等方面差异较大[18]。因此,基于低温下拉挤型GFRP管黏结性能的研究,无法用于评估纤维缠绕型GFRP管-混凝土界面的黏结性能。

为充分发挥低温环境下纤维缠绕型GFRP管-混凝土构件在极地(-80 ℃)及寒区(-30、-60 ℃)基础设施建设中的优势,设计了16组共32个试件的推出试验,研究不同低温水平下纤维缠绕型GFRP管-混凝土的黏结性能及其影响因素,在此基础上提出低温下纤维缠绕型GFRP管-混凝土黏结强度计算模型,为极地及寒区基础设施建设提供更可靠的材料选择与设计依据。

1 试 验

1.1 试件设计与制备

为研究低温下纤维缠绕型GFRP管与混凝土界面间的黏结性能,设计并制作了16组(每组两个平行试件)共32个推出试件。试件设计参数包括径厚比D/t(23.4、31.3、46.9)、界面处理方式(黏砂、未黏砂)及纤维缠绕角度(0°、45°、80°)。试验所用GFRP管由工厂预制,内径为150 mm,高度为80 mm,管上端预留30 mm未浇筑混凝土以施加推出荷载,具体设计参数如图1和表1所示。推出试验在20、-30、-60、-80 ℃ 4个温度点下进行,以模拟极地及寒区基础设施长期暴露的低温环境范围[17-19]。

1.2 材料性能

试件所用GFRP管均采用纤维缠绕工艺制作而成,邻苯树脂质量分数为30% ~40%。通过环向拉

伸、轴向拉伸与空管轴压试验，获取其材料力学性能，测试结果见表 2。可以看出，随温度降低，纤维缠绕型 GFRP 管的环向拉伸、轴向拉伸与轴向压缩强度均增大，但极限应变减小。这是因为低温使 GFRP 管中树脂变硬变脆，提高了其拉伸强度与压缩强度[20]；低温条件下 GFRP 材料脆性增加，导致其在承受外力时变形能力受限，因而极限应变有所减小[21]。GFRP 管内填充自密实混凝土（self-compacting concrete，SCC），设计强度等级为 C40，配合比如表 3 所示，28 d 后不同温度下测得其立方体抗压强度（f_{cuT}）见表 1。

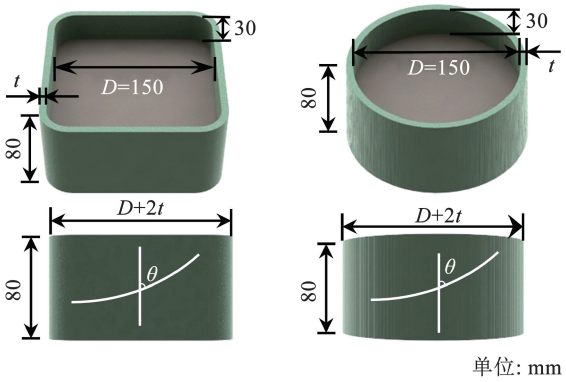


图 1　试件设计参数

Fig. 1　Specimen design parameters diagram

表 1　推出试验设计参数

Tab. 1　Push-out test design parameters

试件编号	T/℃	θ/(°)	t/mm	D/t	界面类型	f_{cuT}/MPa	试件编号	T/℃	θ/(°)	t/mm	D/t	界面类型	f_{cuT}/MPa
C1	20	80	4.8	31.3	SC	40.69	C9	−60	0	5.0	30	SC	71.62
C2	−30	80	4.8	31.3	SC	64.36	S1	20	80	4.8	31.3	SC	40.69
C3	−60	80	4.8	31.3	SC	71.62	S2	−30	80	4.8	31.3	SC	64.36
C4	−80	80	4.8	31.3	SC	81.84	S3	−60	80	4.8	31.3	SC	71.62
C5	−60	80	4.8	31.3	UC	71.62	S4	−80	80	4.8	31.3	SC	81.84
C6	−60	80	3.2	46.9	SC	71.62	S5	−60	80	4.8	31.3	UC	71.62
C7	−60	80	6.4	23.4	SC	71.62	S6	−60	80	3.2	46.9	SC	71.62
C8	−60	45	3.2	46.9	SC	71.62	S7	−60	80	6.4	23.4	SC	71.62

注：C 为圆形试件，S 为方形试件；T 为温度；θ 为 GFRP 管纤维缠绕角度；t 为 GFRP 管壁厚；D/t 为 GFRP 管径厚比；SC 为表面进行黏砂处理；UC 为表面未进行黏砂处理；f_{cuT} 为边长 150 mm 的混凝土立方体试块自然条件下养护 28 d 后，在不同温度下的实测抗压强度。

表 2　GFRP 管材料性能

Tab. 2　Material properties of GFRP tubes

截面形状	t/mm	D/t	θ/(°)	T/℃	环向拉伸			轴向					
								拉伸			压缩		
					σ_h/MPa	E_h/GPa	ε_{hu}/%	σ_a/MPa	E_a/GPa	ε_{au}/%	σ_{ac}/MPa	E_{ac}/GPa	ε_{acu}/%
圆形	4.8	31.3	80	20	374.03	22.26	1.85	15.96	9.74	0.20	59.87	11.15	0.67
	4.8	31.3	80	−30	371.40	26.40	1.52	15.75	11.81	0.14	60.56	12.70	0.59
	4.8	31.3	80	−60	399.75	24.03	1.65	16.05	11.33	0.14	66.19	16.00	0.52
	4.8	31.3	80	−80	479.40	33.90	1.51	15.99	12.45	0.13	60.44	19.45	0.54
	3.2	46.9	80	−60	424.71	22.45	1.73	15.83	10.98	0.16	56.96	15.45	0.52
	6.4	23.4	80	−60	430.87	24.00	1.76	14.79	12.39	0.13	54.29	15.45	0.45
	3.2	31.3	45	−60	78.39	8.70	1.96	35.46	4.87	0.74	62.83	11.30	0.67
	5.0	30.0	0	−60	81.72	10.40	0.67	90.79	6.63	1.38	37.54	10.45	0.37
方形	4.8	31.3	80	20	286.38	23.88	—	12.22	10.45	0.21	60.12	9.20	0.81
	4.8	31.3	80	−30	341.45	25.93	—	14.48	11.60	0.13	48.52	13.70	0.43
	4.8	31.3	80	−60	310.09	24.03	—	12.45	11.33	0.12	68.78	12.45	0.55
	4.8	31.3	80	−80	474.90	34.20	—	15.84	12.56	0.13	52.70	14.40	0.38
	3.2	46.9	80	−60	415.59	22.20	—	15.49	10.86	0.17	53.02	11.00	0.51
	6.4	23.4	80	−60	380.76	21.00	—	13.07	10.84	0.12	64.57	10.80	0.61

注：σ_h、σ_a 和 σ_{ac} 分别为环向拉伸强度、轴向拉伸强度和轴向压缩强度，E_h、E_a 和 E_{ac} 分别为环向弹性模量、轴向拉伸弹性模量及轴向压缩弹性模量，ε_{hu}、ε_{au} 和 ε_{acu} 分别为环向拉伸极限应变、轴向拉伸极限应变和轴向压缩极限应变。

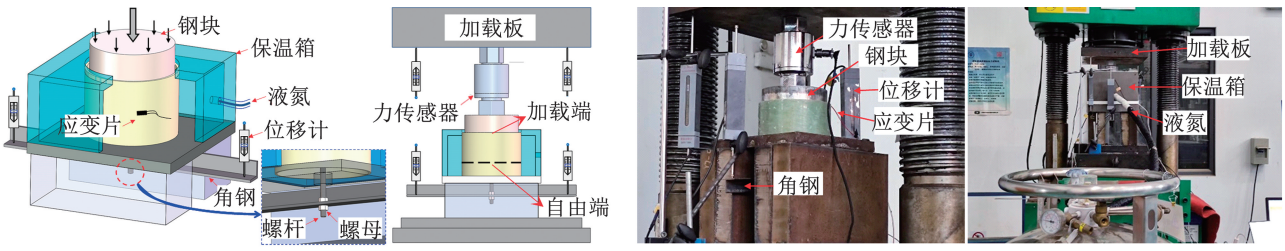
表 3　自密实混凝土配合比

Tab. 3　Mix proportion of self-compacting concrete　　kg·m^{-3}

设计等级	机制砂	水洗烘干砂	硅灰	PO42.5 水泥	矿渣粉	外加剂
C40	864.3	345.7	43.2	777.9	129.6	5.2

1.3　加载及测量装置

静力推出试验在天津大学结构实验室 3 MN 压力机上进行。参照文献[17],加载及测量试验装置如图 2 所示。试验过程中通过预埋在试件中的 PT100 监测试件温度,通过力传感器测定荷载大小,通过位移计测定 GFRP 管与混凝土在加载端和自由端的相对滑移。同时,在管外侧的中间高度,沿环向粘贴应变片,测量推出过程中 GFRP 管中间位置的环向应变,以评估 GFRP 管对混凝土的约束力。试验采用位移加载方式进行,加载速度为 0.5 mm/min。



(a) 示意图　　(b) 实景照片

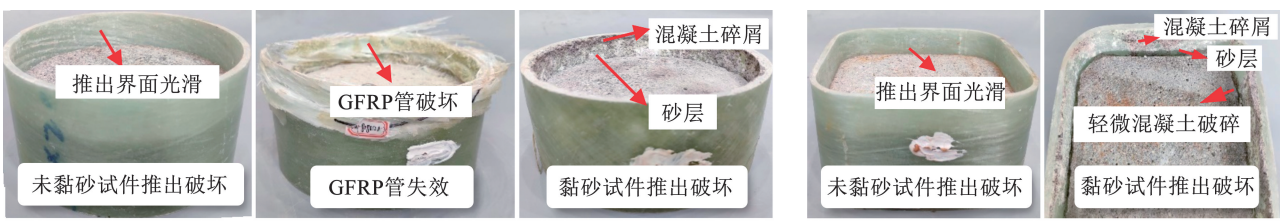
图 2　推出试验加载装置及测量装置

Fig. 2　Push-out test and measurement set-up

2　试验结果分析

2.1　试验现象与破坏模式

图 3 为纤维缠绕型推出试件的典型破坏模式,主要分为推出破坏与 GFRP 管失效两种。其中,未黏砂试件均表现为推出破坏。在试验加载过程中无声响,试件失效后,混凝土表面光滑,GFRP 管内表面无混凝土黏附且无摩擦痕迹。而黏砂试件中,壁厚3.2 mm和4.8 mm、试验温度 −80 ℃的部分试件为 GFRP 管失效破坏,具体表现为加载过程中伴有纤维断裂和树脂撕裂的声响,且在加载过程中管与混凝土未发生任何滑动。这种破坏模式的形成机制可归因于以下因素:对于壁厚为 3.2 mm 的推出试件,由于其壁厚较薄,在推出过程中 GFRP 管端部更易发生局部压曲。对于壁厚 4.8 mm、试验温度为 −80 ℃试件,由表 2 可知,GFRP 管轴向受压承载力受低温作用影响较小,而低温环境对界面黏结力有显著的提升作用,因此,GFRP 管轴向受压承载力难以抵抗界面黏结力作用而表现为 GFRP 管失效破坏。其余黏砂试件为推出破坏模式,表现为加载过程中伴有“咔咔”声响,低温下的声响相较于常温更剧烈,加载过程中有砂脱落,破坏后砂层仍黏附在 GFRP 管上,且有破损混凝土嵌在砂层中,管内壁有非常明显的摩擦痕迹。



(a) 圆形试件破坏模式　　(b) 方形试件破坏模式

图 3　推出试验典型破坏模式

Fig. 3　Push-out test typical failure modes

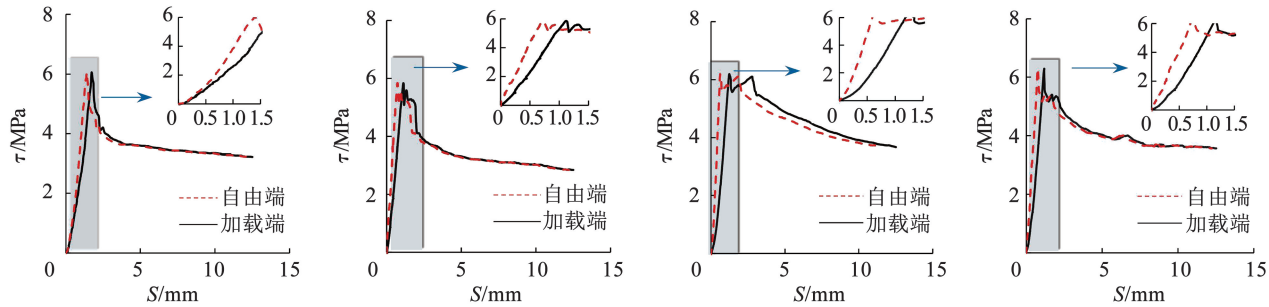
2.2　黏结应力–滑移曲线

参考文献[22],当黏结长度较短时,界面黏结应力可近似看作均匀分布,因此,采用式(1)计算得到界面黏结应力 τ(MPa),即

$$\tau=\begin{cases}\dfrac{P}{\pi DL}, & \text{圆形试件}\\ \dfrac{P}{4DL}, & \text{方形试件}\end{cases}\tag{1}$$

式中：P 为施加的轴向荷载值，N；D 为圆形（或方形）推出试件的内径（或内轮廓边长），mm；L 为推出试件的黏结界面长度，mm。

黏砂试件各温度下典型黏结应力–滑移曲线（τ-S）如图 4 所示。可以看出，各温度下试件黏结应力–滑移曲线形态基本一致，且试件加载端和自由端 τ-S 曲线形态相似。



(a) T=20 ℃　(b) T=-30 ℃　(c) T=-60 ℃　(d) T=-80 ℃

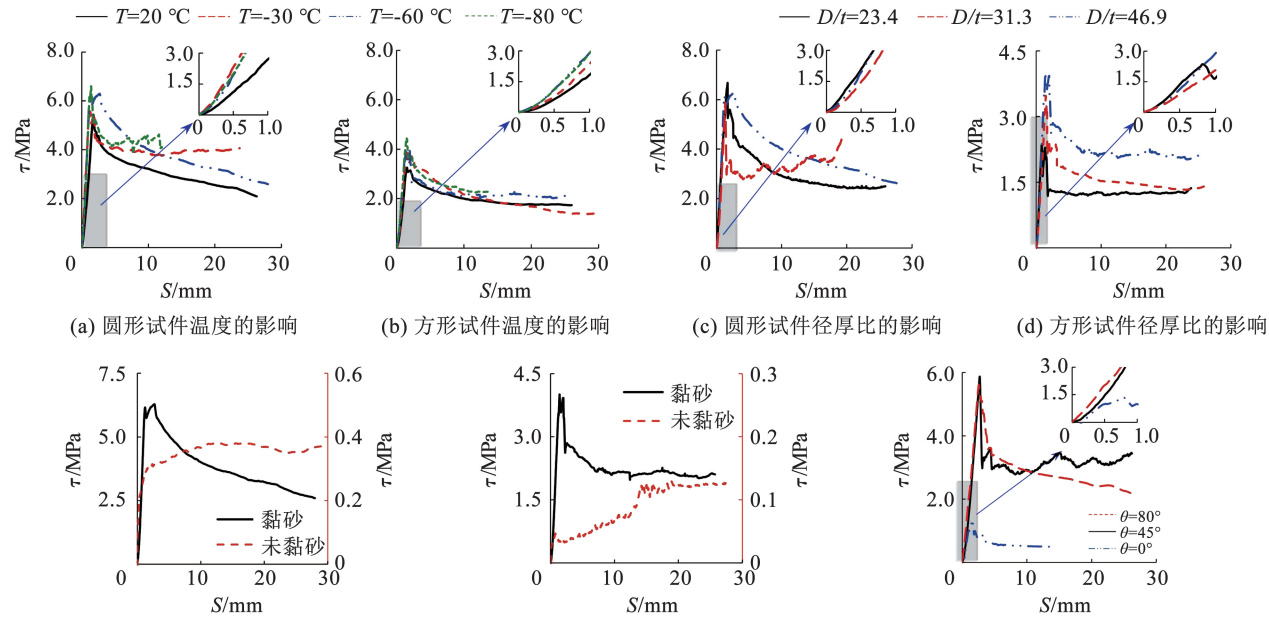
图 4　黏砂试件各温度下加载端和自由端黏结滑移曲线

Fig. 4　Bond stress-slip curves at loaded and free ends for sand-coated specimens at each temperature

根据文献[19]，低温下 GFRP 管与混凝土界面黏结力主要由化学胶结力、机械咬合力、摩擦力和冰冻黏附力 4 部分构成。图 5 为考虑低温水平、径厚比、界面处理方式及纤维缠绕角度的各试件加载端实测黏结应力–滑移曲线，可以看出，黏砂试件 τ-S 曲线可分为 3 个阶段。

1）加速上升段。此阶段对应加载初期，即 τ-S 曲线有一小段斜率增大（界面黏结刚度增大）的时期，该阶段的滑移可能是核心混凝土受压产生变形以及界面原始空隙被压实的结果[23]。但由于低温环境下自由水结冰填充了孔隙，并且界面水冻结成冰使得界面黏结更为紧密，该阶段在常温环境下更为明显，在低温环境下几乎可以忽略不计。

2）稳定上升段。随着荷载的进一步增大，τ-S 曲线呈稳定上升趋势，斜率基本保持不变。核心混凝土与 GFRP 管逐渐发生相对滑移，界面间化学胶结力失效。并且由于砂层的抵抗作用，试件内部开始发出“咔咔”的声响，嵌入砂层的混凝土齿逐渐被剪断。试件达到峰值荷载时，嵌入砂层的混凝土齿被完全剪断，界面由局部滑移发展成全界面滑移，界面发生脆性的黏结破坏。界面的峰值黏结强度等于界面所受机械咬合力、摩擦力与冰冻黏附力之和[19]。



(a) 圆形试件温度的影响　(b) 方形试件温度的影响　(c) 圆形试件径厚比的影响　(d) 方形试件径厚比的影响

(e) 圆形试件界面处理方式的影响　(f) 方形试件界面处理方式的影响　(g) 纤维缠绕角度的影响

图 5　黏结应力–滑移曲线

Fig. 5　Bond stress versus slip curves

3)摩擦滑移段。达到峰值黏结强度后,随着推出荷载的持续作用,界面间相对滑移量急剧增加。机械咬合力的突然失效,使得该阶段荷载值发生陡降。进入摩擦滑移段后,界面间黏结力主要由摩擦力承担,由于GFRP管的制造误差导致管沿其高度方向直径的不均匀分布,使得混凝土推出过程中,界面所受环向约束作用增强或减弱,致使界面摩擦力不断变化[12],故该阶段后期曲线呈现稳定降低或升高的变化趋势。

由图5(e)、(f)可以看出,在进入摩擦滑移段后,黏砂试件与未黏砂试件黏结-滑移曲线呈现不同的变化趋势,黏砂试件黏结-滑移曲线发生陡降,而未黏砂试件曲线仍有微微上升,出现这种差异的原因与两类试件黏结力作用机制有关。低温下界面间水被冻结形成冰层,并产生了一种类似于胶结作用的冰冻黏附力,而在界面发生黏结破坏时,界面间冰层被破坏伴随着冰冻黏附力的部分失效,但在低温下界面冰仍会继续重复形成的过程直至界面间微观结构达到稳定。在此过程中,冰层破坏形成的冰颗粒附着在GFRP管内壁与核心混凝土外表面,使得黏结界面更为粗糙。对于黏砂试件来说,界面间机械咬合作用较强,在达到峰值黏结强度后,由于冰颗粒所造成的摩擦阻力无法填补机械咬合力失效所带来的应力损失,故而表现为荷载值的陡降。而对于未黏砂试件,其界面间机械咬合作用几乎可以忽略不计,推出过程中黏结力主要由摩擦力与冰冻黏附力提供,在界面破坏后,黏结应力主要由摩擦力提供,冰颗粒的存在增大了摩擦因数从而提高了界面间的摩擦力,因此,该类试件黏结-滑移曲线在达到峰值黏结强度后仍会有略微上升。

2.3　黏结性能分析

推出试验的主要结果及各试件黏结性能指标(界面黏结强度 τ_u 和黏结刚度 K)见表4。可以看出,未黏砂试件(C5、S5)黏结强度与黏结刚度均较低,该类试件在实际工程中适用性不强,故仅对黏砂试件各黏结性能指标进行分析。

表4　推出试验结果

Tab.4　Push-out test results

编号	τ_u/MPa	P_u/kN	Δ_l/mm	Δ_f/mm	ε_h/%	K/(kN·mm^{-1})	破坏模式	编号	τ_u/MPa	P_u/kN	Δ_l/mm	Δ_f/mm	ε_h/%	K/(kN·mm^{-1})	破坏模式
C1-1	6.06	142.89	1.73	1.40	0.308	76.47	PO	C9-1	1.74	40.44	0.80	0.40	0.032	47.49	PO
C1-2	4.95	116.46	2.53	2.09	0.252	72.63	PO	C9-2	1.05	25.49	0.52	0.31	0.029	38.56	PO
C2-1	5.96	142.49	1.23	0.82	0.265	114.63	PO	S1-1	3.35	99.56	1.56	1.05	0.413	68.12	PO
C2-2	5.84	141.50	1.11	0.72	0.258	123.97	PO	S1-2	3.17	94.62	2.14	1.99	0.418	59.33	PO
C3-1	6.50	151.66	2.11	1.89	0.266	130.93	PO	S2-1	4.04	115.52	2.40	2.16	0.259	75.92	PO
C3-2	6.19	144.32	1.23	0.62	0.253	114.23	PO	S2-2	4.10	116.57	1.67	1.27	0.286	77.47	PO
C4-1	6.29	151.93	1.17	0.75	0.202	126.26	PO	S3-1	4.63	131.58	1.39	0.97	0.257	100.21	PO
C4-2	7.99	188.80	1.42	0.98	0.198	132.34	GF	S3-2	3.92	111.42	1.95	—	0.250	74.23	PO
C5-1	0.37	8.68	16.20	15.80	0.033	21.39	PO	S4-1	4.09	116.83	1.59	1.12	0.249	77.41	PO
C5-2	0.39	9.45	12.11	12.03	0.035	29.34	PO	S4-2	4.89	138.72	1.66	1.20	0.235	88.37	PO
C6-1	5.58	135.38	1.38	0.97	0.173	95.59	GF	S5-1	0.19	5.66	14.42	15.04	0.048	15.70	PO
C6-2	6.32	157.85	1.34	0.88	0.196	111.13	GF	S5-2	0.08	2.43	18.89	19.13	0.042	9.30	PO
C7-1	10.10	240.46	1.69	0.90	0.276	141.29	PO	S6-1	3.32	102.15	1.50	1.01	0.255	66.41	PO
C7-2	3.50	85.85	2.02	1.41	0.228	76.57	PO	S6-2	4.32	128.82	1.72	1.67	0.332	75.51	PO
C8-1	6.03	141.99	1.29	0.89	0.146	110.41	PO	S7-1	2.60	78.88	0.85	0.57	0.201	92.35	PO
C8-2	6.23	155.72	1.48	1.02	0.151	99.19	PO	S7-2	3.16	90.05	0.85	0.64	0.244	65.82	PO

注:每组试验参数对应两个平行试件(即编号中的"-1""-2"),后续分析时各黏结性能指标取两个试件的平均值;τ_u为界面黏结强度;P_u为峰值荷载;Δ_l为黏结破坏荷载对应的加载端位移;Δ_f为黏结破坏荷载对应的自由端位移;ε_h为开始滑移时管外侧中部的环向应变;K为界面黏结刚度;PO为推出破坏;GF为GFRP管失效。

2.3.1　界面黏结强度

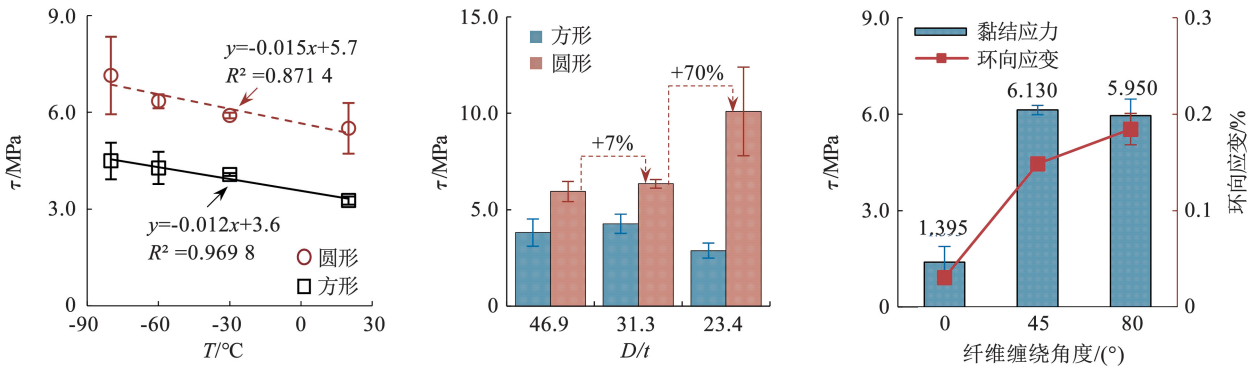
黏结强度 τ_u 即黏结应力的最大值,可利用式(1)由峰值荷载 P_u 计算得到。

图6(a)为不同低温水平对界面黏结强度的影响。可以看出,随温度降低,界面黏结强度呈线性增加的趋势,且低温作用对圆形试件黏结强度的影响更为显著。产生这种现象的原因是:首先,低温下孔隙和微裂纹中的水冻结成冰,提高了混凝土的强度和密实度,其冻结温度在0~-80 ℃变化[24],使得界面黏结强度呈现随温度降低而增加的变化趋势。其次,低温环境下黏结界面水被冻结,产生了类似于化学胶结力的冰冻黏附力[19,25]。此外,由于推出试

件中两种材料热膨胀系数的差异[16]以及混凝土逆膨胀现象[26-27]造成的变形差，改变了纤维缠绕 GFRP 管对核心混凝土的环向约束应力，从而导致界面间机械咬合作用和摩擦力发生变化。最终，在多种因素共同作用下，界面黏结强度呈现随温度降低而线性增加的变化趋势。圆形 GFRP 管在整个界面上提供了较为均匀的环向约束力，在受力时有效地抑制了混凝土的横向膨胀，减缓了混凝土泊松比增大的过程。而方形试件角部的应力集中现象导致黏结应力分布不均匀，局部黏结应力远大于界面平均水平，加速了界面破坏。应力集中现象的发生也在一定程度上削弱了 GFRP 管的约束作用，这进一步解释了温度对圆形试件黏结强度影响更大的原因。

图 6(b)为不同径厚比对界面黏结强度的影响。可以看出，圆形缠绕试件黏结强度与 D/t 呈负相关，但方形缠绕试件黏结强度受径厚比影响不大。这是因为对于圆形缠绕试件，如图 7(a)所示，圆形 GFRP 管为核心混凝土提供了较为均匀的环向约束，而壁厚的增加导致核心混凝土所受环向约束力有所提升，使得界面间的摩擦力增强从而提高了黏结强度。但对于方形试件，如图 7(b)所示，试件角部存在的应力集中现象，使得角部应力水平显著高于其他区域，在推出过程中，当试件角部率先发生破坏后，界面有效黏结区域减小，黏结应力显著降低进而发生界面黏结破坏。并且，方形试件核心混凝土中存在的弱约束区[28]导致增大 GFRP 管壁厚对混凝土环向约束应力的提升作用有所减弱。因此，角部的应力集中效应成为方形试件界面黏结强度的主导因素。随着 GFRP 管壁厚的增加，方形试件角部的应力集中现象并未得到明显的缓解，因而方形试件黏结强度受径厚比的影响不大。

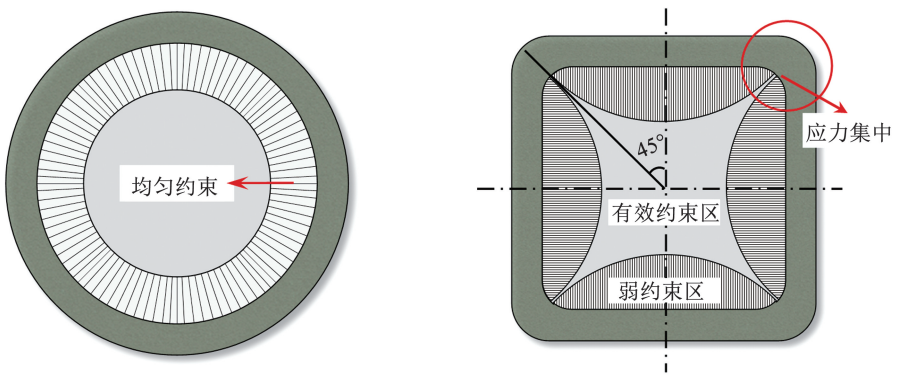
图 6(c)为不同纤维缠绕角度对圆形试件界面黏结强度的影响。可以看出，纤维缠绕试件(GFRP 管纤维缠绕角度为 45°、80°)的黏结强度远大于拉挤试件(GFRP 管纤维缠绕角度为 0°)，这是因为纤维缠绕角度的增大为核心混凝土提供了更强的环向约束。由图 6(c)可以看出，随缠绕角度的增加，破坏时 GFRP 管环向应变呈逐渐增加的趋势，也进一步证实了这一点。但观察发现，随着纤维取向由 45°增大至 80°，界面黏结强度有微微回落，这是因为当缠绕角度为 80°时，推出试件发生 GFRP 管端部失效破坏，而此时黏结界面仍未完全破坏，界面黏结应力未得到充分发挥。



(a) 温度的影响　　(b) 径厚比的影响　　(c) 纤维缠绕角度的影响

图 6　不同参数对低温下推出试件黏结强度的影响

Fig. 6　Effects of different parameters on bond strength of push-out specimen at low temperature



(a) 圆形试件　　(b) 方形试件

图 7　不同形状试件约束分布差异

Fig. 7　Difference of constraint distribution of specimens with different shapes

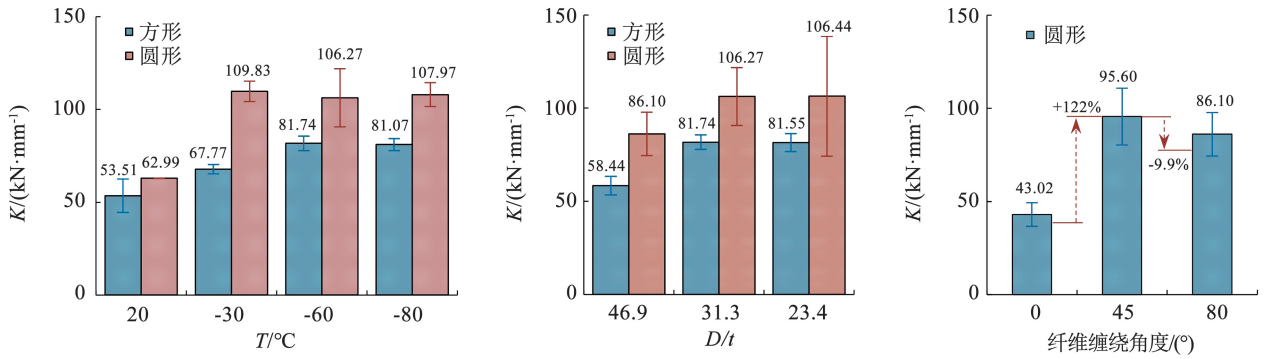
2.3.2　界面黏结刚度

界面黏结刚度反映了界面在荷载作用下抵抗剪切变形的能力,是衡量GFRP管-混凝土界面黏结性能的关键指标。参考文献[23]提出的钢管-混凝土黏结刚度的计算方法,选取加载端黏结应力-滑移曲线稳定上升段斜率为界面黏结刚度K。

图8(a)为界面黏结刚度与低温水平的关系。可以看出,低温环境显著提升了界面的黏结刚度,且对圆形试件K值的提升作用更明显。出现这种现象的原因是负温条件下黏结界面孔隙水结冰产生了一种类似化学胶结力的冰冻黏附力,该力的存在进一步阻止了界面滑移的发生。但在负温条件下,随着温度的进一步降低,圆形试件黏结界面微观结构趋于稳定,表现为冰对界面黏结刚度的增强作用不再变化。而对于方形试件,方形GFRP管对核心混凝土约束不足现象的存在[28],使得核心混凝土在负温条件下出现了应力及变形不均匀的现象,影响了黏结界面处冰的形成,使得界面微观结构的稳定温度更低,表现为-60 ℃时方形试件K值较-30 ℃继续提高了20.6%后逐渐稳定。

图8(b)为低温下界面黏结刚度与GFRP管径厚比的关系。可以看出,当D/t由46.9减小至31.3时,圆形推出试件界面黏结刚度K增加了23.4%,这与圆形试件界面黏结强度随径厚比减小而增大的原因相似。但值得注意的是,对于方形试件,虽然径厚比的变化对其界面黏结强度的影响不大,但随D/t由46.9减小至31.3,方形推出试件K值有显著提升。出现这种现象的原因是,如图7(b)所示,应力集中现象是方形试件界面黏结强度的主导因素,但加载方式为静态剪切,并且在弹性加载过程中界面未发生全面失效,除角部外其余平面部分仍能保持良好的黏结,故该现象对整体界面黏结刚度的影响较小。而随着方形GFRP管壁厚的增加,核心混凝土所受环向约束应力有所增强,因而表现为界面抗滑移能力的提升。但当GFRP管壁厚增大到一定程度时,过厚的管壁不易发生弯曲或变形,导致GFRP管与混凝土变形协调性不足,影响了界面间的应力传递,从而削弱了界面的黏结刚度,这进一步解释了当D/t由31.3减小到23.4时,方形试件与圆形试件K值均未出现明显提升的原因。

图8(c)为低温下界面黏结刚度随GFRP管纤维缠绕角度的变化情况。可以看出,纤维缠绕试件界面抗滑移能力显著大于拉挤试件,该现象与黏结强度随纤维缠绕角度变化的趋势相同,成因也基本一致。但80°缠绕试件界面黏结刚度较45°缠绕试件减小了9.9%,推测其原因可能是80°纤维缠绕管的轴向强度小于推出试件界面的黏结强度,使得80°纤维缠绕GFRP管在加载过程中产生了过度变形,从而降低了界面的抗剪性能。



(a) 温度的影响　(b) 径厚比的影响　(c) 纤维缠绕角度的影响

图8　不同参数对低温下推出试件黏结刚度的影响

Fig. 8　Effects of different parameters on bond stiffness of push-out specimens at low temperature

3　低温下纤维缠绕型GFRP管-混凝土界面黏结强度计算模型

3.1　基本假定

低温下界面黏结应力由化学胶结力、机械咬合力、摩擦力及冰冻黏附力4部分构成,结合2.2节对黏结-滑移曲线各阶段受力特点的描述,提出如下假定:由于化学胶结力会随着界面滑移的发生而失效,且对于长径比较小的试件,随着推出荷载的施加界面滑移即发生,认为界面间化学胶结力可忽略不计;对于黏砂试件来说,峰值点处界面黏结力由机械咬合力、摩擦力和冰冻黏附力3部分构成,而峰值后黏结力仅由摩擦力提供;对于未黏砂试件,忽略其界面间机械咬合力[29],推出过程中仅有冰冻黏附力与摩擦力起作用。

3.2　黏结强度模型

目前，已有学者对 FRP 管–混凝土界面黏结强度开展了大量研究[7-9,12,17]，并根据试验结果进行回归分析，建立了常温下[8]及低温下[17]拉挤型 GFRP 管–混凝土界面黏结强度计算模型，以及常温下纤维缠绕型 FRP 管–混凝土界面黏结强度计算模型[12]，但还没有针对低温下混凝土填充纤维缠绕 GFRP 管黏结强度的实用模型。将上述已有强度模型计算结果 $\tau_{u,c}$ 与本文试验结果 $\tau_{u,t}$ 进行对比，结果如图 9 所示，可见各式均低估了低温下纤维缠绕型 GFRP 管与混凝土界面间的黏结强度。进一步观察发现，文献[12]强度模型计算所得结果与试验结果的变化趋势基本一致，但其未考虑低温对界面黏结强度的提升作用，导致计算结果偏低。因此，参照文献[12]黏结强度的计算方法，通过引入冰冻黏附力考虑了低温环境对黏结强度的增强作用，提出针对混凝土填充缠绕型 GFRP 管在低温下的黏结强度计算模型。由于未黏砂试件黏结强度较低，不适宜工程使用，该节所建立强度模型仅适用于界面黏砂试件的黏结强度预测。

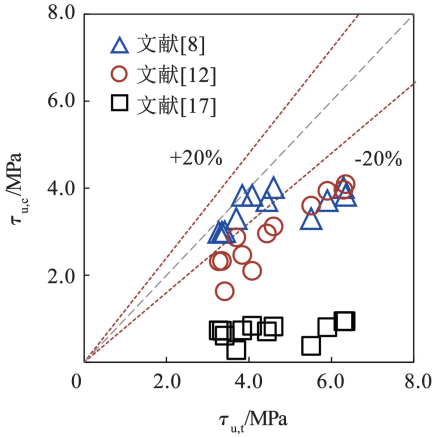


图 9　各黏结强度模型计算值与试验值对比

Fig. 9　Comparison of calculated bond strengths from various models with experimental values

根据 2.2 节分析及基本假定，由于化学胶结力忽略不计，低温下界面黏结力等于机械咬合力、摩擦力及冰冻黏附力之和，组成黏结力的各力分量获取方法如下。

1）摩擦力。取黏砂试件黏结滑移曲线快速下降之后的第 1 个点作为峰值后摩擦力的取值点，原因在于该点处机械咬合力完全失效，而此时滑移量仍较小，黏结界面可近似看作混凝土与砂层黏结的全界面。

由于摩擦力可用摩擦因数与环向约束应力的乘积表示，根据本文及已有试验结果[7-9,12,17]，考虑纤维缠绕型 GFRP 管的环向约束效应，最终认为摩擦力与径厚比 D/t 呈负相关，与 E_{ac}/E_h 呈正相关，其中，E_{ac}、E_h 为各温度下 GFRP 管轴向压缩试验所测得的轴向弹性模量以及环向拉伸试验所测得的环向弹性模量。采用回归分析方法[30]得到了摩擦力的计算公式，摩擦因数 μ 可由文献[17]方法计算得到：

$$\tau=\left(-0.093\frac{D}{t}-0.193\,6\frac{E_{ac}}{E_h}+6.939\,9\right)\mu \tag{2}$$

2）机械咬合力。根据基本假定，机械咬合力仅存在于黏砂试件中，故采用同工况下黏砂试件峰值黏结应力减去未黏砂试件峰值黏结应力来确定低温下界面间机械咬合力。而对于常温试件，机械咬合力可通过峰值黏结应力减去摩擦力计算得出。

由于机械咬合力是由混凝土与 GFRP 管内壁的嵌合作用产生，并且主要由 GFRP 管内表面粗糙度决定[31]，认为机械咬合力与摩擦因数呈正相关。同时，根据试验结果可知，低温环境显著提升了界面间的机械咬合作用，认为机械咬合力与温度呈负相关。基于此，得到机械咬合力的计算公式：

$$\tau=0.79\mu+0.12\lg(1-T) \tag{3}$$

3）冰冻黏附力。冰冻黏附力是由于低温环境下界面孔隙水被冻结而产生的，故仅对各低温试件进行分析。采用各低温试件峰值黏结应力减去摩擦力与机械咬合力，来确定其所受冰冻黏附力的大小。分析可知，冰冻黏附力随温度降低呈增强趋势，基于此拟合得到了冰冻黏附力的计算公式：

$$\tau=0.15\lg(1-T) \tag{4}$$

综上，建立低温下混凝土填充纤维缠绕型 GFRP 管界面黏结强度计算模型，即

$$\tau=\left(-0.093\frac{D}{t}-0.193\,6\frac{E_{ac}}{E_h}+7.729\,9\right)\mu+0.27\lg(1-T) \tag{5}$$

3.3　模型验证

采用式(2)～(5)对文献[12]、[32－33]及本文缠绕型推出试件界面间摩擦力、机械咬合力、冰冻黏附力及黏结强度进行计算，并与试验结果进行对比，如图 10 及表 5 所示。计算值 $\tau_{u,c}$ 与试验值 $\tau_{u,t}$ 之比的平均值为 0.992，标准差为 0.087，变异系数为 0.088，表明所建立黏结强度计算模型对缠绕型 FRP 管－混凝土界面黏结强度具有较好的预测效果。

表 5 为黏结应力各组成部分占总黏结应力百分比的情况，可以看出，缠绕试件摩擦力占总黏结应力的 76.04%，在界面黏结力组成中起主导作用。将表 5 中工况采用文献[17]给出的低温下拉挤管黏结强度模型计算各力占比情况，并与本文式(2)～

(5)所得计算结果进行对比,如图 11 所示。可以看出,相较于拉挤试件,纤维缠绕试件界面间摩擦力占比更大,而机械咬合力占比较小。这进一步说明了低温环境下纤维缠绕型 GFRP 管对核心混凝土环向约束力增强而导致的界面黏结性能提升作用是不可忽视的。

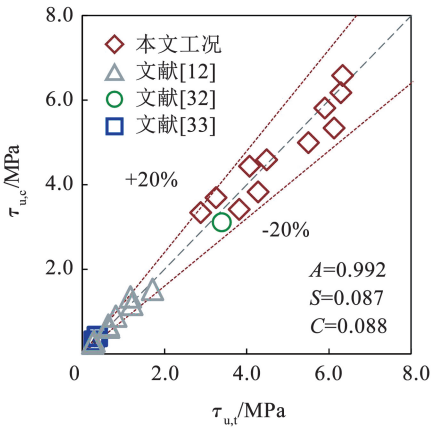


图 10 黏结强度试验值与预测值的对比

Fig. 10 Comparison of measured and predicted bond strengths

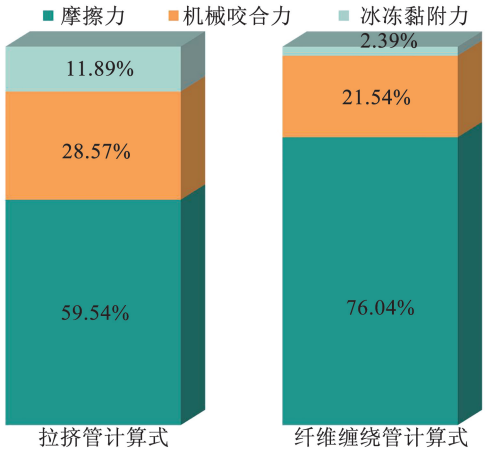


图 11 黏结力各分量占比

Fig. 11 Proportional contributions of bond force components

表 5 试验与预测结果对比

Tab. 5 Comparison of experimental and predicted results

工况	试件编号	μ	摩擦力		机械咬合力		冰冻黏附力		$\tau_{u,c}$/MPa	$\tau_{u,t}$/MPa	$\tau_{u,c}/\tau_{u,t}$
			F/MPa	占比/%	M/MPa	占比/%	I/MPa	占比/%			
本文	C1	1.24	4.00	80.16	0.98	19.64	0	0	4.99	5.50	0.91
	C2	1.35	4.34	74.70	1.24	21.34	0.22	3.79	5.81	5.90	0.99
	C3	1.53	4.88	74.16	1.42	21.58	0.27	4.10	6.58	6.34	1.04
	C4	1.41	4.53	73.42	1.35	21.88	0.29	4.70	6.17	6.29	0.98
	C7	1.80	7.27	79.28	1.64	17.88	0.27	2.94	9.17	10.10	0.91
	C8	1.74	3.48	65.17	1.59	29.78	0.27	5.06	5.34	6.13	0.87
本文	S1	0.82	3.04	82.38	0.65	17.62	0	0	3.69	3.26	1.13
	S2	0.90	3.32	74.94	0.89	20.09	0.22	4.97	4.43	4.07	1.09
	S3	0.75	2.75	71.80	0.80	20.89	0.27	7.05	3.83	4.28	0.90
	S4	0.91	3.36	73.20	0.94	20.48	0.29	6.32	4.59	4.49	1.02
	S6	0.83	2.27	66.57	0.87	25.51	0.27	7.92	3.41	3.82	0.89
	S7	0.53	2.44	73.05	0.63	18.86	0.27	8.08	3.34	2.88	1.16
文献[12]	B-M-49-1	0.08	0.18	73.98	0.06	26.02	0	0	0.24	0.26	0.93
	B-M-25.5-1	0.17	0.75	84.90	0.13	15.10	0	0	0.89	0.82	1.08
	G-M-49-1	0.1	0.22	73.44	0.08	26.56	0	0	0.30	0.29	1.03
	G-89-49-1	0.2	0.47	74.68	0.16	25.32	0	0	0.62	0.65	0.96
	G-M-25.5-1	0.24	1.05	84.72	0.19	14.11	0	0	1.24	1.18	1.05
	G-89-25.5-1	0.22	0.99	85.13	0.17	14.87	0	0	1.17	1.21	0.97
	C-M-49-1	0.22	0.51	74.44	0.17	25.56	0	0	0.68	0.64	1.06
	C-M-25.5-1	0.28	1.25	84.96	0.22	14.52	0	0	1.47	1.71	0.86
文献[32]	25	1.15	2.49	73.27	0.91	26.73	0	0	3.40	3.11	1.43
文献[33]	G-101-S	0.08	0.30	82.23	0.07	17.77	0	0	0.37	0.41	1.70
	C-165-S	0.12	0.20	68.37	0.09	31.63	0	0	0.29	0.30	0.98
	均值			76.04		21.54		2.39			1.04

4　结　论

1）低温作用能显著改善界面的黏结性能。在试验温度范围内，随着温度降低至零下，黏结强度呈线性增加的趋势，界面黏结刚度也有显著提升，且圆形缠绕试件的黏结性能对温度变化更敏感。

2）低温下径厚比 D/t 是影响界面黏结性能的重要因素。圆形缠绕试件黏结强度与径厚比呈负相关，但方形缠绕试件黏结强度受径厚比影响不大。对于界面黏结刚度，减小 D/t 能在一定程度上提高界面的黏结刚度，但随着 D/t 的进一步降低，圆形缠绕试件与方形缠绕试件界面黏结刚度均趋于稳定。在实际工程设计时，应根据需求合理选择 FRP 管厚度以获得最佳的界面黏结性能。

3）增大 GFRP 管纤维缠绕角度有助于提升界面黏结性能。随纤维缠绕角度的提升 GFRP 管环向应变增大，界面黏结强度与黏结刚度有显著的增强趋势。但当缠绕角度为 80°时，缠绕试件破坏模式由推出破坏转变为 GFRP 管失效，这说明在进行 FRP 管选型时，应控制纤维缠绕角度与 FRP 管轴向强度相配合以保证界面黏结性能的充分发挥。

4）低温下黏砂试件黏结性能显著高于未黏砂试件，并且二者黏结–滑移曲线形态不同。黏砂试件黏结–滑移曲线存在荷载值陡降的情况，这是达到峰值荷载后机械咬合力突然失效的结果。未黏砂试件黏结–滑移曲线在达到峰值黏结应力后，曲线斜率迅速衰减，继续有略微上升后趋于平稳。

5）基于试验结果，提出了低温下纤维缠绕型 FRP 管–混凝土界面黏结强度计算模型，计算结果与试验值拟合良好。

参考文献

[1] Abouzied A, Masmoudi R. Structural performance of new fully and partially concrete-filled rectangular FRP-tube beams [J]. Construction and Building Materials, 2015, 101: 652. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.10.060

[2] Lai Mianheng, Liang Yingwen, Wang Qing, et al. A stress-path dependent stress-strain model for FRP-confined concrete [J]. Engineering Structures, 2020, 203: 109824. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109824

[3] Chen Jiaxin, Chouw N. Effect of the interface condition on the bond between flax FRP tube and coconut fibre reinforced concrete composites[J]. Construction and Building Materials, 2018, 167: 597. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.01.152

[4] Bazli M, Ashrafi H, Oskouei A V. Experiments and probabilistic models of bond strength between GFRP bar and different types of concrete under aggressive environments [J]. Construction and Building Materials, 2017, 148: 429. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.05.046

[5] Li Yinglei, Zhao Xiaoling, Raman R K S. Load-strain model for concrete-filled double-skin circular FRP tubes under axial compression[J]. Engineering Structures, 2019, 181: 629. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.12.029

[6] Wium J, Lebet J P. Force transfer in composite columns [C]// Composite Construction in Steel and Concrete II. New York: ASCE, 1992: 840

[7] Bazli M, Zhao Xiaoling, Raman R K S, et al. Bond performance between FRP tubes and seawater sea sand concrete after exposure to seawater condition[J]. Construction and Building Materials, 2020, 265: 120342. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.120342

[8] 刘凌峰. FRP 管与混凝土的粘结性能试验研究[D]. 南京：东南大学，2016
Liu Lingfeng. Experimental research on the bond behavior of FRP pipe and concrete at interface[D]. Nanjing: Southeast University, 2016. DOI:10.7666/d.Y3186081

[9] Ali A M, Dieng L, Masmoudi R. Experimental, analytical and numerical assessment of the bond-slip behaviour in concrete-filled-FRP tubes[J]. Engineering Structures, 2020, 225: 111254. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111254

[10] Bazli M, Zhao Xiaoling, Bai Yu, et al. Durability of pultruded GFRP tubes subjected to seawater sea sand concrete and seawater environments [J]. Construction and Building Materials, 2020, 245: 118399. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.118399

[11] Bazli M, Li Yinglei, Zhao Xiaoling, et al. Durability of seawater and sea sand concrete filled filament wound FRP tubes under seawater environments[J]. Composites Part B: Engineering, 2020, 202: 108409. DOI: 10.1016/j.compositesb.2020.108409

[12] Bazli M, Zhao Xiaoling, Bai Yu, et al. Bond-slip behaviour between FRP tubes and seawater sea sand concrete[J]. Engineering Structures, 2019, 197: 109421. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109421

[13] Xie Jian, Yan Jiabao. Experimental studies and analysis on compressive strength of normal-weight concrete at low temperatures [J]. Structural Concrete, 2018, 19(4): 1235. DOI: 10.1002/suco.201700009

[14] Robert M, Benmokrane B. Behavior of GFRP reinforcing bars subjected to extreme temperatures[J]. Journal of Composites for Construction, 2010, 14(4): 353. DOI: 10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000092

[15] Krstulovic-opara N. Liquefied natural gas storage: material behavior of concrete at cryogenic temperatures[J]. ACI Materials Journal, 2007, 104(3): 297

[16] Aydin F. Experimental investigation of thermal expansion and concrete strength effects on FRP bars behavior embedded in concrete [J]. Construction and Building Materials, 2018, 163: 1. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2017.12.101

[17] 谢剑，王梦琴，李建军，等. 极地低温下混凝土填充 GFRP 拉挤管黏结性能试验研究[J]. 天津大学学报(自然科学与工程技术版)，2024，57(10)：1100
Xie Jian, Wang Mengqin, Li Jianjun, et al. Bond behaviour of

concrete-filled GFRP pultruded tubes at arctic low temperatures [J]. Journal of Tianjin University (Science and Technology), 2024, 57(10): 1100. DOI:10.11784/tdxbz202302038

[18] 叶晗晖, 徐声亮, 茅鸣, 等. 纤维缠绕 GFRP 管约束混凝土的轴压性能与设计模型[J]. 复合材料学报, 2024, 41(8): 4246
Ye Hanhui, Xu Shengliang, Mao ming, et al. Axial compressive performance and design model of fiber wound GFRP tube confined concrete[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2024, 41(8): 4246. DOI:10.13801/j. cnki. fhclxb.20240008.005

[19] Yan Jiabao, Xie Wenjun, Zhang Lingxin, et al. Bond behaviour of concrete-filled steel tubes at the Arctic low temperatures [J]. Construction and Building Materials, 2019, 210: 118. DOI: 10.1016/j. conbuildmat.2019.03.168

[20] 王天堂, 陆士平. 乙烯基酯树脂耐低温性能研究[J]. 纤维复合材料, 2002(2): 19
Wang Tiantang, Lu Shiping. Study on the properties of vinyl ester resin at low temperature[J]. Fiber Composites, 2002(2): 19. DOI: 10.3969/j. issn.1003 - 6423.2002.02.006

[21] Ma H, Jia Zhemin, Lau K, et al. Impact properties of glass fiber/epoxy composites at cryogenic environment[J]. Composites Part B: Engineering, 2016, 92: 210. DOI: 10.1016/j. compositesb.2016.02.013

[22] Guo Zhan, Zhu Qingxia, Wu Wenda, et al. Research on bond-slip performance between pultruded glass fiber-reinforced polymer tube and nano-$CaCO_3$ concrete [J]. Nanotechnology Reviews, 2020, 9(1): 637. DOI: 10.1515/ntrev - 2020 - 0036

[23] 贾恒瑞, 陈宗平, 陈俊睿. 高温后圆钢管再生混凝土界面黏结滑移性能及本构方程研究[J]. 工程力学, 2021, 38(10): 119
Jia Hengrui, Chen Zongping, Chen Junrui. Research on interfacial bond behavior and constitutive equation of recycled aggregate concrete filled circle steel tube after exposure to high temperature [J]. Engineering Mechanics, 38(10): 119. DOI: 10.6052/j. issn.1000 - 4750.2020.09.0691

[24] Liu Xuemei, Zhang Minhong, Chia K S, et al. Mechanical properties of ultra-lightweight cement composite at low temperatures of 0 to −60 ℃[J]. Cement and Concrete Composites, 2016, 73: 289. DOI: 10.1016/j. cemconcomp.2016.05.014

[25] Xie Jian, Liu Yang, Qiao Yu, et al. Bond behaviors of ribbed CFRP bars in concrete exposed to low temperatures [J]. Construction and Building Materials, 2022, 341: 127910. DOI: 10.1016/j. conbuildmat.2022.127910

[26] Miura T. The properties of concrete at very low temperatures[J]. Materials and Structures, 1989, 22(4): 243. DOI: 10.1007/BF02472556

[27] 刘麟玮. 混凝土低温特性引起的预应力损失试验研究[D]. 天津: 天津大学, 2016
Liu Linwei. Experimental study on loss of prestress caused by characteristics of concrete under low temperature [J]. Tianjin: Tianjin University, 2016. DOI: 10.7666/d. Y3174016

[28] 王秋维, 王福星, 梁林. 方钢管 UHPC 短柱轴压力学性能及承载力计算研究[J]. 西安建筑科技大学学报(自然科学版), 2022, 54(2): 298
Wang Qiuwei, Wang Fuxing, Liang Lin. Mechanical properties of square steel UHPC short column in axial compression and bearing capacity calculation study [J]. Journal of Xi′an University of Architecture & Technology (Nature Science Edition), 2022, 54(2): 298. DOI: 10.15986/j.1006 - 7930.2022.02.018

[29] Yuan Jiansong, Hadi M N S. Friction coefficient between FRP pultruded profiles and concrete [J]. Materials and Structures, 2018, 51(5): 120. DOI: 10.1617/s11527 - 018 - 1250 - 8

[30] Aghababaei M, Mahsuli M. Component damage models for detailed seismic risk analysis using structural reliability methods [J]. Structural Safety, 2019, 76: 108. DOI: 10.1016/j. strusafe.2018.08.004

[31] Virdi K S, Dowling P J. Bond strength in concrete filled circular steel tubes[R]. CESLIC Report CC11, 1975

[32] Subedi J, Wu Yifan, Bazli M, et al. Bond performance between sand coated hybrid glass-carbon FRP tubes and seawater sea sand concrete after exposure to elevated temperatures[J]. Construction and Building Materials, 2024, 446: 137984. DOI: 10.1016/j. conbuildmat.2024.137984

[33] Bazli M, Luck J D, Rajabipour A, et al. Bond-slip performance of seawater sea sand concrete filled filament wound FRP tubes under cyclic and static loads[J]. Structures, 2023, 52: 889. DOI: 10.1016/j. istruc.2023.04.037

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202502032

考虑骨料特征影响的轻骨料混凝土断裂性能与分析模型

魏 慧,赵兴鑫,吴 涛,曾湖斌

(长安大学 建筑工程学院,西安 710061)

摘 要:轻骨料混凝土的断裂行为受骨料特征影响显著,为提升轻骨料混凝土的断裂性能并验证现有模型的适用性,通过70个三点弯曲缺口梁试验,采用两种方法计算轻骨料混凝土的断裂能,对比双K断裂模型(DKFM)和离散颗粒断裂模型(DPFM)的适用性,并系统分析轻骨料平均粒径(d_{ave})、体积分数(V_a)、骨料强度和砂浆水胶比对材料断裂能(G_F)和断裂韧度(K_{Ic})的影响规律。结果表明:各组轻骨料混凝土的断裂路径均呈现“骨料贯穿破坏”特征,轻骨料与普通骨料的增韧阻裂机制存在显著差异;当轻骨料$d_{ave}\leqslant 10$ mm时,G_F随d_{ave}增大而提升,但当$d_{ave}>10$ mm且$V_a>40\%$时,混凝土内部缺陷增加导致断裂性能明显降低;提高骨料强度可改善断裂性能,但效果有限;基于不同曲线计算的G_F差异较大,G_{F-CMOD}约为G_{F-WFM}的0.71倍;通过提出骨料特征相关函数,并修正虚拟裂纹系数β_{fic}和特征裂纹长度系数β_{ch}后,$K_{Ic-DPFM}$与$K_{Ic-DKFM}$的预测结果吻合较好。

关键词:轻骨料混凝土;断裂能;断裂韧度;双K断裂模型;离散颗粒断裂模型

中图分类号:TU528.2 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0013-14

Fracture properties and analysis model of lightweight aggregate concrete considering effects of aggregate characteristics

Wei Hui, Zhao Xingxin, Wu Tao, Zeng Hubin

(School of Civil Engineering, Chang′an University, Xi′an 710061, China)

Abstract: The fracture behavior of lightweight aggregate concrete (LWAC) is significantly influenced by aggregate characteristics. To improve the fracture properties of LWAC and verify the applicability of established models, this paper conducted seventy three-point bending notched beam tests and adopted two methods to calculate the fracture energy (G_F) of LWAC. The paper compared the applicability of the double-K fracture model (DKFM) and discrete particle fracture model (DPFM) and systematically analyzed the effect of lightweight aggregate′s average particle size (d_{ave}), volume fraction (V_a), aggregate strength, and mortar water-binder ratio on the material′s G_F and fracture toughness (K_{Ic}). Results indicate that the fracture paths of all groups of LWAC exhibit the characteristic of "aggregate penetration failure", and there exist significant differences in the toughening and crack-inhibiting mechanisms between lightweight and conventional aggregates. When $d_{ave}\leqslant 10$ mm, G_F increases with the increase in d_{ave}. However, when $d_{ave}>10$ mm and $V_a>40\%$, the increase in internal defects of concrete results in a significant reduction in fracture properties. Enhancing aggregate strength can improve fracture properties, but the effect is limited. Significant discrepancies are observed between G_F values calculated via different methods. Crack mouth opening displacement (G_{F-CMOD}) is approximately 0.71 times that of the work of fracture method (G_{F-WFM}). An aggregate characteristic-related function is proposed to modify the virtual crack coefficient β_{fic} and characteristic crack length coefficient β_{ch}, and the predicted results of $K_{Ic-DPFM}$ and $K_{Ic-DKFM}$ are in good agreement.

Keywords: lightweight aggregate concrete; fracture energy; fracture toughness; double-K fracture model; discrete particle fracture model

轻骨料混凝土(lightweight aggregate concrete, LWAC)因其轻质高强、耐久耐火、隔热保温等优异特性,在提升结构效率、延长使用寿命、降低建筑运维能耗等方面展现出显著优势,得到了广泛应用。此外,随着天然矿石骨料开发受限,新型固废骨料[1]、免烧骨料[2]等绿色人造轻骨料不断涌现,轻骨料及LWAC正逐步成为未来工程结构中不可或缺的绿色建筑材料。

收稿日期:2025-02-20;**录用日期**:2025-04-25;**网络首发日期**:2025-09-17
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250917.1034.006
基金项目:国家自然科学基金面上项目(52378122);陕西省秦创原“科学家+工程师”队伍建设项目(2025QCY-KXJ-091);西安市“科学家+工程师”队伍建设项目(2025JH-KGYB-0032)
作者简介:魏 慧(1990—),女,博士,副教授
通信作者:吴 涛,wutao760922@163.com

粗骨料在混凝土中体积占比达 30% ~50%，其特性(如粒径、强度及体积分数等)对混凝土的断裂性能具有显著影响。普通混凝土(normal weight concrete，NWC)中断裂能(fracture energy，G_F)随着骨料粒径增大而增大[3]，但 Sim 等[4]认为 LWAC 骨料粒径超过 8 mm 时，粒径对断裂参数影响较小。骨料形状和强度是影响裂纹扩展模式和最终断裂行为的重要因素[5-6]，Wang 等[7]的研究表明，随轻骨料强度从 40% 增大至 120% 时，LWAC 峰值荷载增加 14.94%，当粗骨料体积分数由 30% 提高至 60% 时，断裂韧度(fracture toughness，K_{Ic})呈现先增大后减小趋势，而 NWC 的研究[8]中，当粗骨料体积分数从 19% 增加至 37%，K_{Ic}始终提高。Huang 等[9]模拟分析了轻骨料不同形状和体积分数下内部裂缝发展过程，Gao 等[10]提出基于随机数的轻骨料随机分布模型，观察到 LCA 力学性能与砂浆基体强度和骨料强度呈正相关，同时与骨料体积分数呈负相关。有关 LWAC 的研究不断涌现纤维增韧[11]、细观有限元[12-13]、机器学习[14]等新方法，但试验研究仍然较少，LWAC 的抗压强度偏低，多数研究[15]在 15 ~35 MPa，不能满足 LWAC 高强度结构化应用的需求，对于低水胶比或强度高于 40 MPa 的结构 LWAC，骨料特征对 LWAC 断裂性能的影响仍需进一步研究。

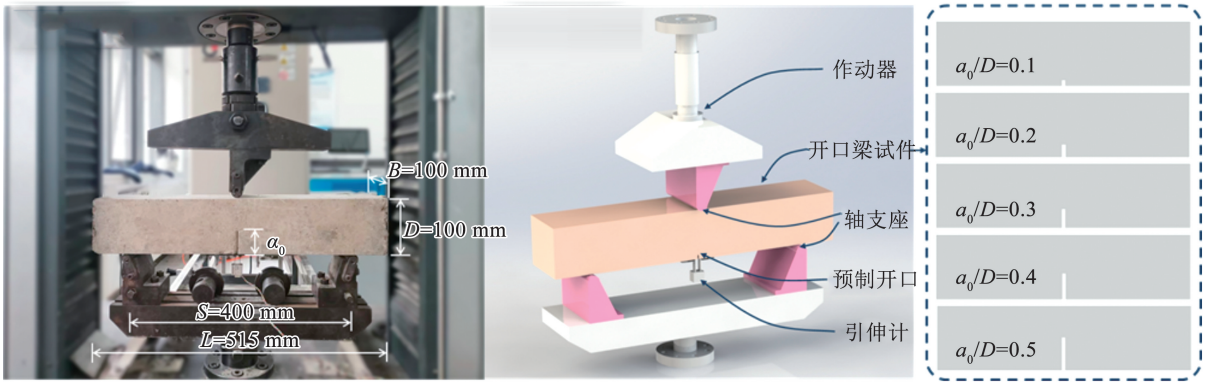
为描述断裂行为，常采用断裂功法(work of fracture method，WFM)计算[16]单位裂缝面生成所需的能量，即总功断裂能，但混凝土裂缝尖端存在软化区域，WFM 难以描述该非线性断裂行为，导致 G_F尺寸效应显著。Hillerborg 引入软化曲线建立了虚拟裂缝模型，自此无尺寸效应的断裂指标尤为重要。获得无尺寸效应的断裂参数常采用非线性弹性断裂模型和两极限准则两类方式。前者包括等效裂缝模型、双参数模型和徐世烺等[17]提出的双 K 断裂模型(double K fracture model，DKFM)，后者主要以尺寸效应模型、边界效应模型和由此发展的离散颗粒断裂模型(discrete particle fracture model，DPFM)[18-19]为主。目前，多数 LWAC 研究仅采用单一断裂模型进行分析，缺乏不同模型间的对比研究，同时测试简单，广泛使用的 DPFM 是否适用于易发生骨料断裂的 LWAC 也有待验证。

综上，完成了 70 个 LWAC 三点弯曲缺口梁试验，采用 WFM 和 JCI-S-001 计算 G_F，利用 DKFM 和 DPFM 分析 K_{Ic}，明确了轻骨料粒径、体积分数、筒压强度和砂浆水胶比对 LWAC 断裂性能的影响规律，对比了各模型计算 LWAC 断裂参数的适用性，提出了反映 LWAC 骨料特征的 DPFM 分散系数取值方法。

1 试 验

1.1 试件设计

根据骨料特征参数和水胶比的不同，设计了 14 组混凝土配合比，每组设置 5 种初始缝高比($a_0/D=0.1\sim0.5$)，每种缝高比试件测试一次，共完成 70 根三点弯曲缺口梁试验[20]。试件长度 L 为 515 mm、截面宽度 B 和高度 D 均为 100 mm、净跨 S 为 400 mm，跨中初始缺口宽度 b_0为 2 mm，试件参数及试验简图见图 1。



(a) 试验过程 (b) 试验装置与缺口梁示意

图 1 试件参数设计及加载装置

Fig. 1 Specimen parameter design and loading device

表 1 给出试验所需混凝土配合比设计方案，将各组胶砂比均设为 0.78，以减少砂浆性能变化对断裂行为的影响。LC 为基准组，采用 900 级页岩陶粒，骨料粒径均值 d_{ave}为 9.56 mm，骨料体积分数 V_a为 40%，水胶比为 0.27，其中，骨料粒径均值 d_{ave}可由式(1)确定[21]：

$$d_{ave} = (1 + V_{tot}) \sum_{i=1}^{n} (V_i d_{i-max}) \quad (1)$$

式中：d_{i-max}为筛分曲线中第 i 类筛分粒径下的骨料最大粒径，V_i为第 i 类筛分粒径下骨料占混凝土的

体积分数，V_{tot}为所有粗细骨料占混凝土的体积分数。

设置4 个对照组分别研究骨料粒径(均值为7.23、8.26、9.56、11.92 mm)、骨料类型和强度(500 级、700 级、900 级轻骨料和普通骨料)、骨料体积分数(30%、40% 和 50%)、水胶比(0.27、0.32 和0.40)对材料断裂性能的影响。同时，设置1 个砂浆组以分析加入粗骨料对材料断裂参数变化的贡献程度。强度等级对于轻骨料混凝土断裂性能同样重要，但本文重点关注轻骨料特性带来的影响，因此，未将强度等级作为变量分组。

同时，各组配合比制作3 个100 mm×100 mm×300 mm 和3 个 100 mm×100 mm×400 mm 棱柱体试块分别用于轴心抗压强度和抗折强度测试。所有试块与梁试件在拆模后应立即放入温度为 20 ℃ ± 2 ℃、相对湿度为 95% 以上的标准养护室中养护28 d，28 d 后取出置于常温环境等待测试。

表 1　材料配合比设计方案

Tab. 1　Mixture proportion design schemes of materials

研究变量	组别	材料用量/kg					粗骨料粒径/mm		水胶比	粗骨料体积分数 V_a/%	粗骨料类型
		水泥	粉煤灰	硅灰	粗骨料	中砂	范围	均值 d_{ave}			
基准组	LC	434.2	65.1	43.4	594.1	689.3	5～16	9.56	0.27	40	900 级
A(骨料粒径)	LC-7.23	434.2	65.1	43.4	594.1	689.3	5～10	7.23	0.27	40	900 级
	LC-8.26						5～13	8.26			
	LC-11.92						10～16	11.92			
B(骨料强度/类型)	LC-500	434.2	65.1	43.4	274.3	689.3	5～16	9.56	0.27	40	500 级
	LC-700				390.6						700 级
	NWA				1 000						普通骨料
C(骨料体积分数)	LC-30	502.7	75.4	50.3	457.0	798.1	5～16	7.74	0.27	30	900 级
	LC-50	352.7	52.9	35.3	757.4	559.8		11.37		50	
D(水胶比)	LC-0.32	417.6	62.6	41.8	594.1	669.3	5～16	9.56	0.32	40	900 级
	LC-0.40	391.0	58.6	39.1	594.1	626.5			0.40		
E(砂浆组)	M-0.27	723.7	108.5	72.3	—	1 148.8	—	—	0.27	—	—
	M-0.32	696.0	104.4	69.6	—	1 115.5	—	—	0.32	—	—
	M-0.40	651.7	97.7	65.1	—	1 044.2	—	—	0.40	—	—

1.2　材料性能

选取 500 级、700 级和 900 级碎石型页岩陶粒制备试验所需 LWAC，根据 JGJ/T 12—2019《轻骨料混凝土应用技术标准》[22] 测得骨料基本性能，见表2。细骨料采用渭河中砂，细度模数为 2.6。胶凝材料选用 P.O 42.5 普通硅酸盐水泥、Ⅱ级 F 类粉煤灰和 EM925U 微硅粉。拌和水为实验室自来水，外加剂选用减水率为 20% 的 BKS-199 聚羧酸高效减水剂，掺量为胶凝材料用量的 1%，以确保新拌混凝土和易性良好。为量化分析骨料粒径影响，按筛分粒径为 7.5、10、13、16 mm 对粗骨料进行筛分重组，各组通过率见图 2。

1.3　加载方案及测点布置

试验选用 SANS 微机控制电液伺服万能试验机进行加载，荷载 P 和加载点竖向位移 δ 均由万能试验机内置传感器采集，裂缝张口位移(crack mouth opening displacement，CMOD，d_{CMO})通过夹式引伸计量测，见图 1。试验全程采用位移控制加载模式，加载速率为 0.05 mm/min，当荷载降至峰值荷载的 5% 且曲线趋于平缓时停止加载。为确保获取加载数据的稳定性，加载前以 0.1 kN 荷载对试件进行预压。

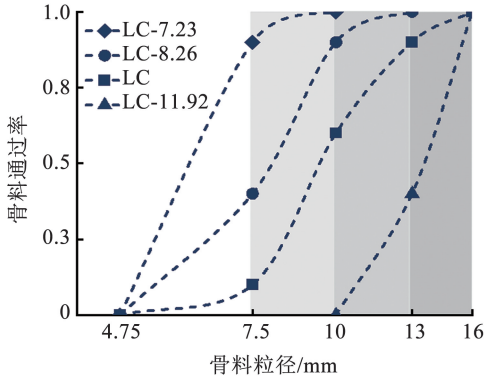


图 2　粗骨料筛分通过率

Fig. 2　Screening passing rate of coarse aggregates

表 2 骨料的物理和力学性能

Tab. 2 Physical and mechanical properties of aggregates

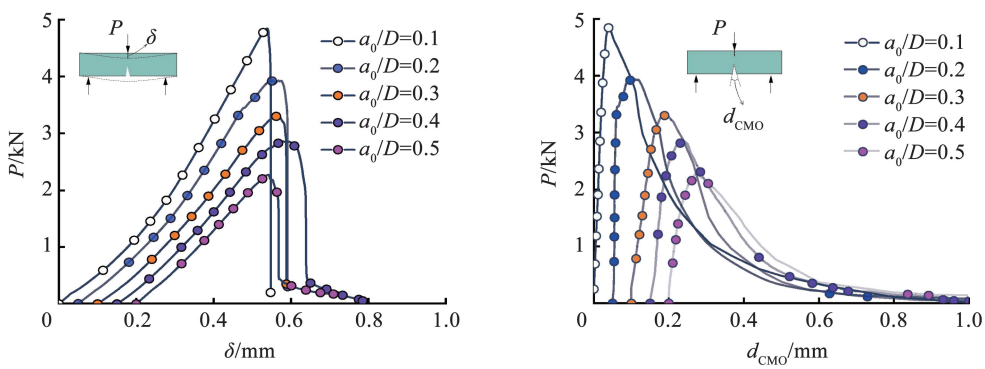
粗骨料种类	骨料形貌	堆积密度/($kg \cdot m^{-3}$)	表观密度/($kg \cdot m^{-3}$)	1 h 吸水率/%	24 h 吸水率/%	筒压强度/MPa
500 级页岩轻骨料		490	701	8.0	9.1	3.9
700 级页岩轻骨料		696	1 003	5.1	5.9	5.1
900 级页岩轻骨料		860	1 521	2.2	2.6	6.9
天然碎石骨料		1 550	2 592	0.41	0.41	20.6

2 试验现象与断裂机制

2.1 破坏过程

以基准组(LC 组)试件为例,LWAC 三点弯曲梁的典型 P-δ 曲线和 P-CMOD 曲线见图 3。

P-δ 曲线可划分为弹性上升段、失稳下降段和残余承载段 3 个典型阶段。当荷载达到峰值强度后呈现急剧退化现象,主要由骨料断裂及材料脆性特征显著所致。随着初始裂缝高度与试件高度比(a_0/D)由 0.1 增至 0.5,试件柔度呈渐增趋势,相应 P-δ 曲线出现残余阶段。这表明较大缝高比的试件更易呈现稳定软化行为,建议 LWAC 三点弯曲梁试验应避免选取过小的缝高比与跨高比。



(a) 基准组试件P-δ曲线 (b) 基准组试件 P-d_{CMO}曲线

图 3 典型试验曲线

Fig. 3 Typical test curves

P-CMOD 曲线经历线性上升段、失稳段和下降段 3 部分。*P*-CMOD 曲线均能捕获完整的断裂过程。随着初始缝高比(a_0/D)增大，曲线上升段斜率呈减小趋势，且曲线下降段初始切线斜率更平缓。

2.2　断裂机制差异

图 4 为 LWAC 与 NWC 的断裂路径和断面形貌对比，采用 image 软件计算裂纹路径长度 l_c 和骨料断裂面积占比 A_a/A，可知 LWAC 中裂纹路径相对平滑，裂缝偏折的角度小且数量少，各组断裂面均呈现“骨料贯穿破坏”特征，而 NWC 裂纹路径更曲折，存在界面过渡区(interfacial transition zone，ITZ)、砂浆和骨料断裂等复合破坏模式，随着强度提高 NWC 断裂面亦会以粗骨料断裂为主。骨料特征对于材料断裂能量耗散过程产生增韧效应[23]，但中低强度等级下轻骨料与普通骨料细观作用机制存在明显差异(见图 5)，轻骨料特征造成的断裂增韧效应减弱，是导致 LWAC 的 G_F 和 K_{Ic} 差异的主要内因。结合文献分析如下：

1)裂纹路径偏转。当骨料强度远高于砂浆和 ITZ 时，裂纹无法贯穿骨料而发生路径偏转，沿 ITZ 穿越砂浆扩展。由于轻骨料多孔、强度较低，基于最小能量释放原理(即系统总是倾向于向最低能量状态或最稳定状态转化)可以解释断裂过程中裂纹更倾向于穿透轻骨料颗粒，而不是发生沿 ITZ 破坏的裂纹路径偏转。

2)裂纹尖端屏蔽。裂尖过程区(fracture process zone，FPZ)因荷载作用产生微裂纹，导致材料局部弹性模量退化、应力强度因子降低，在裂纹尖端形成屏蔽增韧效应，其区域宽度通常与粗骨料的体积分数和比表面积有关[24]。Chen 等[25]通过 CT 扫描、细观-离散元联合建模发现细观裂纹首先在骨料的孔隙处萌生，导致裂缝更易穿过骨料，缩小了 FPZ 宽度，减弱了裂缝扩展过程中的能量耗散效果。

3)圈闭-桥联互锁。因裂缝前端砂浆与骨料相互作用，阻碍或延缓裂纹扩展，产生圈闭-桥联互锁的增韧效应，其效果与骨料强度和刚度直接相关，因此，轻骨料互锁效果不如普通骨料。但加入纤维可显著提升 LWAC 的桥联互锁效应，能量耗散能力可提升约 8.5 倍[26]。

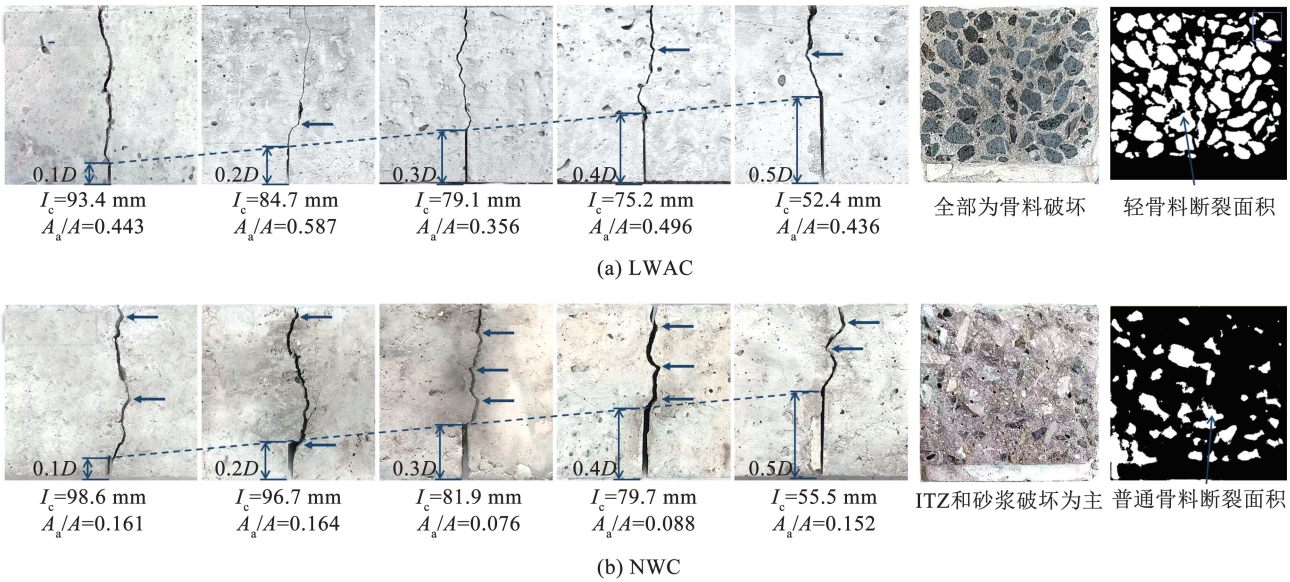


图 4　LWAC 和 NWC 断裂路径和断面形貌

Fig. 4　Fracture paths and fracture surface morphologies of LWAC and NWC

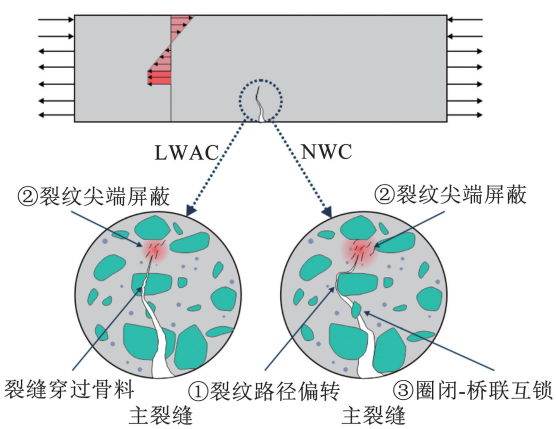


图 5　混凝土断裂增韧机制

Fig. 5　Fracture toughening mechanisms of concrete

3　试验结果与分析

3.1　断裂能计算

3.1.1　基于 *P*-δ 曲线的断裂功法(WFM)

根据 RILEM 标准[27]，假定外荷载所做功全部用于断裂过程区内裂纹的扩展，通过试验测得荷载-挠度曲线的包络面积，即单位面积的能量释放率，可由式(2)计算：

$$G_F = \frac{W_0 + mg\delta_0}{B(D - a_0)} \tag{2}$$

式中：B 和 D 分别为试件截面宽度和高度；a_0 为初始

裂缝高度；W_0为外荷载做的功，$W_0 = \int_0^{\delta_0} P(\delta)\,\mathrm{d}\delta$；$\delta_0$为试件最终断裂破坏时的跨中挠度；$m$ 为支承点间梁的质量，可由密度进行估算；g 为重力加速度。三点弯曲梁试件参数及计算结果如表 3 所示。

表 3　三点弯曲梁试件断裂参数的试验及计算结果

Tab. 3　Experimental and calculated results of fracture parameters of three-point bending beam specimens

组别	f_c/Pa	ρ_d/(kg·m^{-3})	E/GPa	f/MPa	a_0/D	P_{max}/kN	d_{CMO_c}/mm	G_F/(N·m^{-1}) WFM	G_F/(N·m^{-1}) JCI-S-001	a_c/mm	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DKFM	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DPFM	f_t/MPa
LC	43.8	1 932	24.44	4.6	0.1	4.847	0.037	137.8	94.5	35.83	1.085		
					0.2	3.955	0.043	144.4	88.9	42.81	1.073		
					0.3	3.306	0.047	127.4	95.5	47.79	1.039	1.055	3.11
					0.4	2.862	0.056	148.1	97.0	53.61	1.085		
					0.5	2.272	0.061	111.2	101.2	58.92	1.041		
LC-7.23	48.1	1 951	25.62	3.3	0.1	4.680	0.036	136.1	96.3	37.15	1.085		
					0.2	3.809	0.044	131.7	86.1	44.90	1.098	1.172	3.46
					0.3	3.540	0.045	122.9	95.5	46.44	1.068		
					0.4	3.223	0.046	112.7	90.8	48.55	1.037		
					0.5	2.554	0.053	116.6	94.6	55.21	1.023		
LC-8.26	45.8	1 949	25.10	4.4	0.1	4.789	0.036	147.5	96.5	36.40	1.089		
					0.3	3.496	0.047	134.9	100.3	47.10	1.076	1.124	3.32
					0.4	2.787	0.052	117.2	99.4	52.91	1.032		
					0.5	2.268	0.058	113.9	96.5	58.36	1.017		
LC-11.92	38.8	1 940	23.49	4.1	0.1	3.728	0.037	130.6	98.2	40.05	0.936		
					0.2	3.511	0.043	119.1	79.2	44.29	0.994		
					0.3	3.445	0.047	126.6	80.2	46.31	1.035	0.824	2.43
					0.4	2.146	0.057	111.3	80.7	57.87	0.945		
					0.5	1.852	0.061	99.7	66.3	61.59	0.940		
LC-500	31.2	1 679	18.70	2.5	0.1	3.691	0.037	147.6	87.4	36.19	0.834		
					0.2	3.137	0.045	112.8	86.2	43.05	0.857		
					0.3	2.076	0.048	71.2	77.7	51.76	0.740	0.750	2.21
					0.4	1.572	0.056	68.6	63.6	59.22	0.728		
					0.5	1.347	0.066	74.1	71.1	64.02	0.756		
LC-700	38.9	1 912	23.07	3.8	0.1	4.316	0.040	148.4	100.8	38.70	1.044		
					0.2	3.539	0.042	127.7	93.5	43.36	0.975		
					0.3	3.071	0.048	117.5	96.0	48.23	0.978	0.919	2.71
					0.4	2.165	0.053	103.3	66.5	56.17	0.897		
NWA	52.9	2 358	35.71	5.9	0.1	6.391	0.030	253.8	138.5	35.88	1.367		
					0.2	4.841	0.038	187.9	134.5	45.30	1.355		
					0.3	3.670	0.043	137.5	103.8	52.38	1.284	1.276	3.77
					0.4	3.068	0.048	124.6	110.2	57.31	1.276		
					0.5	2.280	0.054	81.5	89.6	63.64	1.216		
LC-30	47.5	1 978	25.82	4.3	0.1	4.673	0.038	157.8	98.3	37.83	1.104		
					0.2	4.018	0.044	132.7	100.6	44.45	1.143		
					0.3	3.653	0.048	130.5	99.0	48.11	1.160	1.120	3.31
					0.4	2.516	0.056	149.1	86.0	56.41	1.051		
					0.5	2.073	0.061	125.9	101.7	61.37	1.043		
LC-50	38.4	1 892	22.73	3.9	0.1	3.936	0.040	119.1	81.2	40.33	0.996		
					0.2	3.242	0.046	129.4	86.7	45.99	0.965		
					0.3	2.586	0.052	141.2	73.4	52.16	0.934	0.775	2.29
					0.4	1.922	0.060	103.8	79.1	60.26	0.926		

表 3(续)

组别	f_c/Pa	ρ_d/(kg·m^{-3})	E/GPa	f/MPa	a_0/D	P_{max}/kN	d_{CMO_c}/mm	G_F/(N·m^{-1}) WFM	G_F/(N·m^{-1}) JCI-S-001	a_c/mm	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DKFM	K_{Ic}/(MPa·m$^{0.5}$) DPFM	f_t/MPa
LC-0.32	37.0	1 844	21.85	2.5	0.1	4.129	0.036	150.4	95.1	35.97	0.928	0.849	2.51
					0.2	3.188	0.043	135.2	82.0	43.47	0.882		
					0.3	2.526	0.050	100.7	79.8	49.88	0.848		
					0.4	2.232	0.055	101.8	86.9	54.97	0.886		
LC-0.40	31.3	1 795	19.93	2.2	0.1	3.684	0.036	149.8	109.8	35.86	0.826	0.775	2.29
					0.3	2.476	0.049	96.5	69.7	48.73	0.801		
					0.4	1.866	0.056	97.3	67.9	55.54	0.756		
					0.5	1.356	0.062	89.3	68.5	62.42	0.712		
M-0.27	57.3	2 155	27.37	4.2	0.1	4.711	0.039	162.5	101.8	38.51	1.134	0.822	4.33
					0.2	4.112	0.044	176.8	119.3	44.20	1.161		
					0.4	3.476	0.049	187.5	149.7	48.94	1.133		
M-0.32	48.6	2 107	26.12	2.5	0.1	4.039	0.042	173.6	103.7	41.79	0.996	0.672	3.61
					0.2	3.364	0.049	152.3	124.7	48.64	0.995		
					0.3	2.649	0.055	138.7	128.4	54.73	0.944		
M-0.40	38.1	2 068	24.24	2.2	0.1	3.752	0.041	155.1	115.9	40.52	0.954	0.620	3.48
					0.2	3.206	0.047	142.8	101.8	46.56	0.971		
					0.3	2.641	0.052	134.2	90.58	51.71	0.940		
					0.4	1.612	0.063	92.4	78.3	62.99	0.866		
					0.5	1.333	0.067	100.6	102.6	67.04	0.855		

3.1.2　基于 P-CMOD 曲线的 JCI-S-001 方法

试验机刚度不足等因素导致部分试件难以获取稳定的荷载-位移曲线，依据 JCI-S-001—2003[28]，可采用 P-CMOD 曲线计算 G_F，即

$$G_F = \frac{0.75W_0 + W_1}{B(D - a_0)} \tag{3}$$

$$W_1 = 0.75\left(\frac{S}{L}m_1 + 2m_2\right)gd_{CMO_c} \tag{4}$$

式中：W_0为 P-CMOD 曲线的包络面积，W_1为试件自重和试验机附属夹具自重所做的功，S 和 L 分别为试件跨度和长度，m_1和 m_2分别为试件和引伸计的质量，d_{CMO_c}为临界裂缝张口位移。

3.2　断裂韧度计算

3.2.1　双 K 断裂韧度

基于线性渐进叠加假定，徐世烺首次提出双 K 断裂模型，定义了起裂断裂韧度 K_{Ic}^{ini}和失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un}作为混凝土断裂过程的判断准则[29]。根据 DL/T 5332—2005《水工混凝土断裂试验规程》(简称《规程》)[30]，混凝土失稳断裂韧度计算如下。

失稳断裂韧度 K_{Ic}^{un}表征临界状态下构件抵抗外力的能力，可由峰值荷载 P_{max}和临界有效裂缝长度 a_c计算得到，即

$$K_{Ic}^{un} = \frac{1.5(P_{max} + mg/2)S\sqrt{a_c}}{BD^2}f(\alpha) \tag{5}$$

式中：α 为试件缝高比($\alpha = a_0/D$)；$f(\alpha)$为几何形状参数，对 $S/D = 4$ 的三点弯曲试件按式(6)计算：

$$f(\alpha) = \frac{1.99 - \alpha(1-\alpha)(2.15 - 3.93\alpha + 2.7\alpha^2)}{(1+2\alpha)(1-\alpha)^{3/2}} \tag{6}$$

临界有效裂缝长度 a_c如下计算：

$$a_c = \frac{2}{\pi}(D+H)\arctan\sqrt{\frac{BEd_{CMO_c}}{32.6P_{max}} - 0.1135} - H \tag{7}$$

式中：H 为钢片刀口厚度，E 为计算弹性模量[31]。失稳断裂韧度可视为材料常数[32]，为便于模型对比，仅计算失稳断裂韧度并将其均值记为 $K_{Ic-DKFM}$。

3.2.2　离散颗粒断裂模型

Chen 等[18]、管俊峰等[33-35]基于边界效应理论，推导了适用于小尺寸混凝土试件的 DPFM，可用于建立不同尺寸混凝土试件的不同峰值荷载 P_{max}与材料参数(无尺寸效应的混凝土材料参数 K_{Ic}与拉伸强度 f_t)之间的联系，模型概括如下：

$$\sigma_n = \frac{1.5(S/B)P_{max}}{(D-a_0)(D-a_0+2\Delta a_{fic})} \tag{8}$$

$$\sigma_n = \frac{f_t}{\sqrt{1+\dfrac{a_e}{a_{ch}^*}}} \tag{9}$$

式中：a_{ch}^*为特征裂缝长度，可由破坏准则（即断裂韧度准则 K_{Ic} 与强度准则 f_t 的交点）得到，即 $a_{ch}^* = 0.25(K_{Ic}/f_t)^2$；$a_e$为等效裂缝长度，可反映试件几何结构边界影响，按下式计算：

$$a_e(\alpha, a_0) = \left[\frac{(1-\alpha)^2 f(\alpha)}{1.12}\right]^2 \times a_0 \tag{10}$$

为进一步简化确定混凝土试件峰值荷载时对应的虚拟裂缝扩展量 Δa_{fic} 和特征裂缝长度 a_{ch}^*，引入虚拟裂缝分散系数 β_{fic} 和特征裂缝长度分散系数 β_{ch}，反映准脆性断裂扩展和应变软化关系的不连续性，简化如下[36]：

$$\Delta a_{fic} \approx \beta_{fic} d_{ave} \approx 1.5 d_{ave} \tag{11}$$

$$a_{ch}^* = 0.25\left(\frac{K_{Ic}}{f_t}\right)^2 \approx \beta_{ch} d_{ave} \approx 3 d_{ave} \tag{12}$$

$$K_{Ic} = 2 f_t \sqrt{3 d_{ave}} \tag{13}$$

可推导[37]得峰值荷载 P_{max} 如下：

$$P_{max} = f_t \times A_e(D, a_0, d_{ave}) = f_t \times \frac{(D-a_0)(D-a_0+3d_{ave})}{1.5 \times \left(\dfrac{S}{B}\right)\sqrt{1+\dfrac{a_e}{3d_{ave}}}} \tag{14}$$

式(14)的物理含义为：断裂荷载 = 抗拉强度 f_t × 等效面积 A_e，则 $P_{max} - A_e$ 关系可表示为一条过原点(0,0)且斜率为 f_t 的直线。通过多个相似试件的 P_{max} 和 A_e 可拟合求得 f_t，进而使用式(13)计算 K_{Ic}。

3.3 影响因素分析

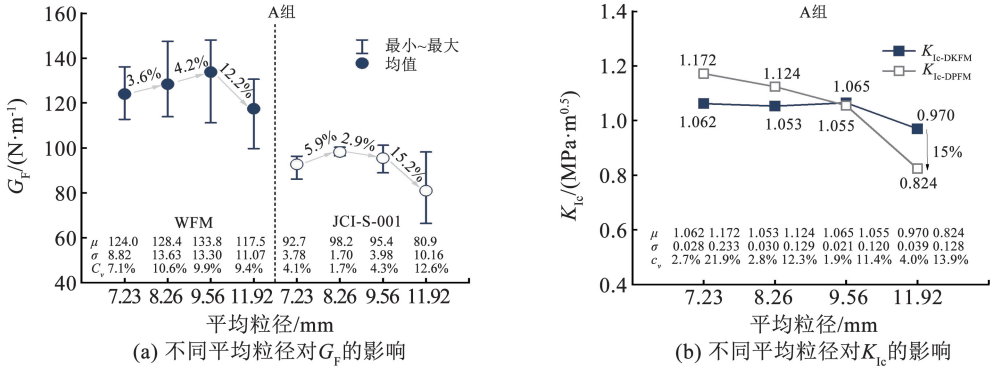
3.3.1 骨料粒径

图 6(a)是骨料平均粒径与 G_F 的关系，可以看出，随着平均粒径的增大，LWAC 的 G_F 呈现先增大后减小的趋势，这与 NWC 中 G_F 随着粒径增大而单调增大的规律有所区别。由图 6(b)可知，骨料平均粒径的变化对 $K_{Ic-DKFM}$ 的影响不明显，平均粒径为 7.23 mm 的 $K_{Ic-DKFM}$ 仅比 11.92 mm 大 9.5%，而 $K_{Ic-DPFM}$ 随着轻骨料平均粒径的增大持续降低，最大粒径比最小粒径的 $K_{Ic-DPFM}$ 低 29.7%。断裂性能随骨料粒径的变化已有众多报道，结合现有文献分析该现象源于 3 个方面。

1)骨料粒径增大带来曲折性增大，G_F 提升。粗骨料迫使裂缝绕行或分叉，显著增加扩展路径的曲折度，裂缝分形维数增大，所需能量增大。NWC 中骨料粒径越大，混凝土的 G_F 和 K_{Ic} 越大，但 LWAC 因大粒径骨料阻碍能力较弱，随骨料粒径持续增大后 G_F 和 K_{Ic} 出现下降趋势。

2)骨料粒径增大导致 ITZ 的孔隙率与应力分布变化。小粒径轻骨料具有更大的比表面积和吸返水能力，减少了 ITZ 自由水的富集，抑制了局部高水胶比的形成，降低了 ITZ 孔隙率，使其应力分布更均匀[38]。同时，离散的小粒径骨料断裂可分散材料内部应力，裂纹扩展行为被离散化，进而提高 LWAC 抗压强度[39]。

3)骨料粒径增大导致骨料内部缺陷增多，G_F 下降。小粒径轻骨料烧结后外壳由氧化硅、氧化铝结晶组成，整体孔隙较少、质地较硬，大粒径骨料成分相似，但孔径是从内到外逐渐变小的核壳结构[40]，相同体积下大粒径骨料引入更多缺陷，导致了大粒径骨料增多后，内部薄弱区域增加，G_F 出现下降趋势。



(a) 不同平均粒径对G_F的影响　　(b) 不同平均粒径对K_{Ic}的影响

图 6 骨料平均粒径的影响

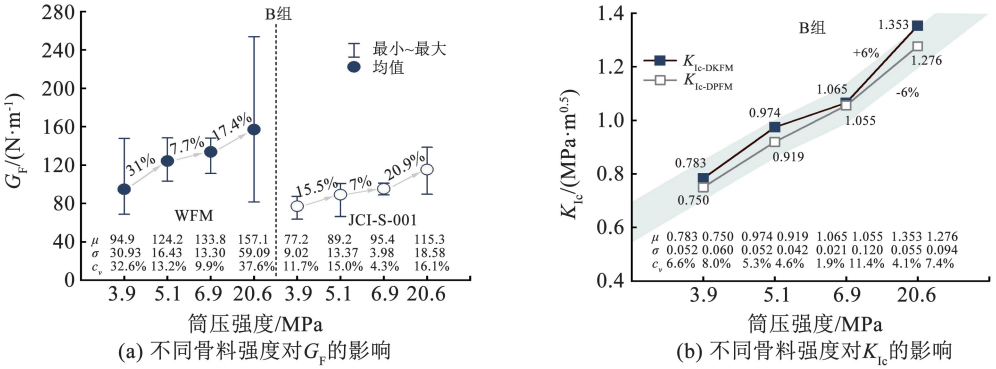
Fig. 6 Effect of average particle size of aggregates

3.3.2 骨料强度

图 7 显示了采用筒压强度高的骨料配制的混凝土具有更大的断裂能。采用筒压强度为 3.9 MPa 的轻骨料与筒压强度为 6.9 MPa 的轻骨料配制 LWAC，筒压强度增加 77%，G_{F-WFM} 和 G_{F-CMOD} 增加 41% 和 23.6%，$K_{Ic-DKFM}$ 和 $K_{Ic-DPFM}$ 分别增加 36% 和

40.7%。这是由于骨料本身的强度提高，通常伴随孔隙率降低和密度增加、孔隙缺陷减少、阻裂能力增强[41]，进一步提高了混凝土的断裂性能。

然而，骨料强度对断裂性能的提升效果有限。由图 7(b)可知：普通骨料比 900 级轻骨料强度增加 198.6%，但 K_{Ic} 仅提高 27% 和 20.9%，表明增加骨料强度并非提升混凝土断裂性能的高效手段，因为 NWC 中断裂性能受限于 ITZ 质量，而 LWAC 中砂浆结构对整体断裂性能的贡献更大。



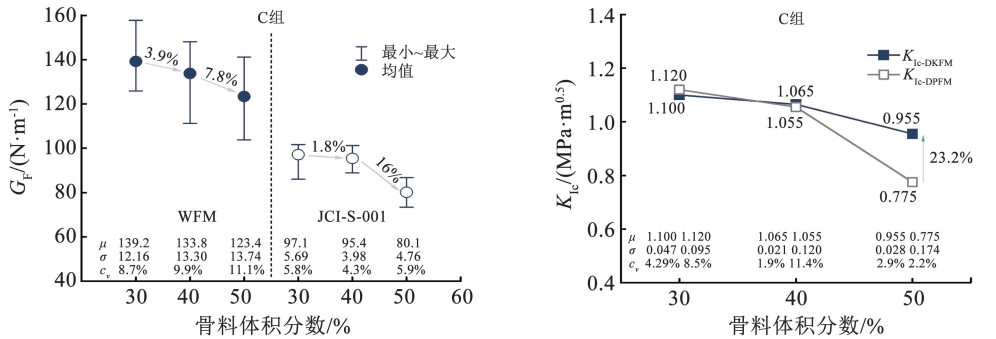
(a) 不同骨料强度对G_F的影响　　(b) 不同骨料强度对K_{Ic}的影响

图 7　骨料强度的影响

Fig. 7　Effect of aggregate strength

3.3.3　骨料体积分数

增大 NWC 的骨料体积分数可加强混凝土断裂增韧机制，但应避免 ITZ 质量劣化带来的负面影响，最优范围为 30% ~40%。然而随着 LWAC 骨料体积分数的增大，材料的 G_F、K_{Ic} 均呈现降低趋势，见图 8。



(a) 不同骨料体积分数对G_F的影响　　(b) 不同骨料体积分数对K_{Ic}的影响

图 8　骨料体积分数的影响

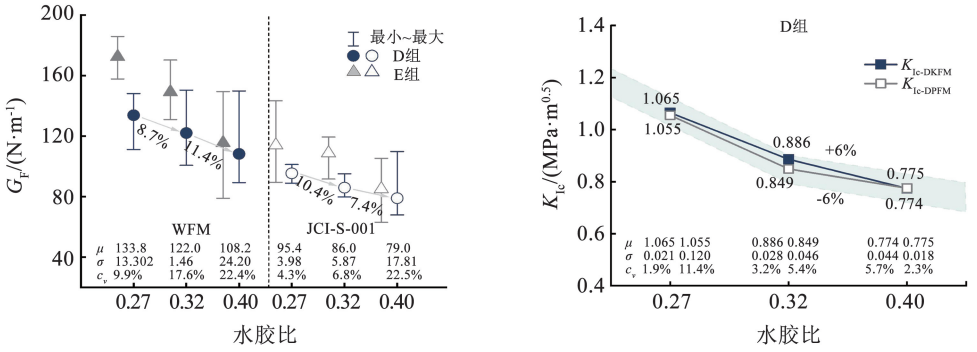
Fig. 8　Effect of aggregate′s volume fraction

归因于 LWAC 中砂浆是主要受力结构，骨料增多削弱了砂浆的完整性，并引入更多孔隙和微裂纹。相比之下，表 3 中砂浆组的 G_F 始终高于 LWAC，表明即使轻骨料吸返水内养护效应改善了 LWAC 的 ITZ 结构，轻骨料仍是削弱 LWAC 断裂性能的关键因素[42]。值得注意的是：当粗骨料体积分数为 30% 和 40% 时，$K_{Ic-DKFM}$ 与 $K_{Ic-DPFM}$ 较为接近，但当其增至 50%，二者差距增大至 23.2%，且随着骨料体积分数增加 $K_{Ic-DPFM}$ 呈现出急剧下降的趋势，这说明 DPFM 对骨料的体积分数变化十分敏感。

3.3.4　水胶比

由图 9 可知，水胶比对 LWAC 断裂性能有显著影响，当水胶比从 0.27 增至 0.4 时，LWAC 断裂能降低了 17.8% ~20.1%，与砂浆断裂能降低幅度接近，$K_{Ic-DKFM}$ 和 $K_{Ic-DPFM}$ 分别降低了 27.3% 和 26.5%，两模型计算值差距在 6% 以内。断裂性能的降低源于水胶比升高加剧了基体孔隙生成，形成更多初始缺陷，导致裂纹更易沿薄弱界面扩展。此时，轻骨料因自身强度较低(相较于普通骨料)，无法有效阻碍裂纹扩展，断裂行为由基体破坏主导。

另外发现，仅降低水胶比对 LWAC 断裂性能的提升效果依旧有限。一方面，低水胶比使得砂浆强度提升但韧性下降；另一方面，轻骨料具有较高的孔隙率，基体增强后，骨料内的应力集中现象更明显，加速了以骨料失效为主导的断裂贯通。因此，水胶比降低造成砂浆体系和骨料体系的双重脆性加剧，导致低水胶比下 LWAC 的断裂性能提升困难。



(a) 不同水胶比对G_F的影响　(b) 不同水胶比对K_{IC}的影响

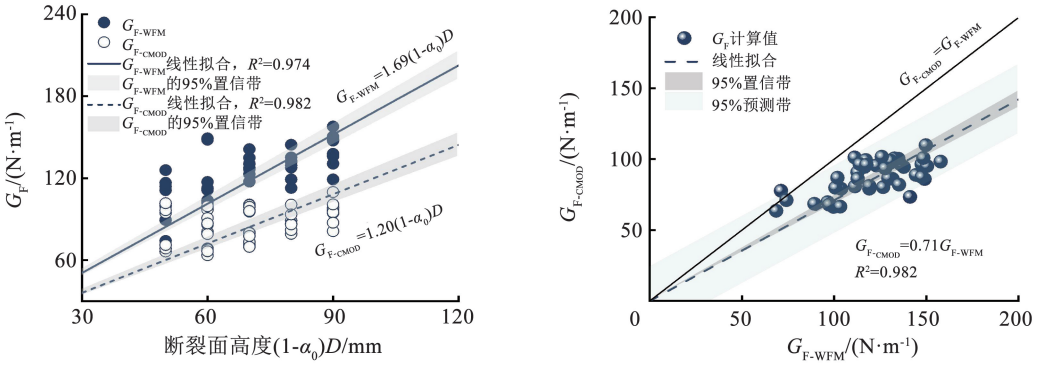
图 9　水胶比的影响

Fig. 9　Effect of water-binder ratio

3.4　模型对比研究

3.4.1　断裂能计算模型分析

图 10(a)对比了 WFM 和 JCI-S-001 的计算值，可以看出，G_{F-WFM}均值高于 G_{F-CMOD}，且随着断裂面高度增加两种模型的计算值差距增大。WFM 和 JCI-S-001 计算值均存在尺寸效应，拟合得到 G_{F-WFM} 和 G_{F-CMOD}的斜率分别为 1.69 和 1.20，R^2 为 0.974 和 0.982，说明 G_{F-WFM} 斜率更大，尺寸影响更显著，离散性更高。



(a) 尺寸效应分析　(b) WFM法和JCI-S-001计算值

图 10　WFM 和 JCI-S-001 计算结果对比

Fig. 10　Comparison of calculation results between WFM and JCI-S-001

由图 10(b)可知，LWAC 中 G_{F-CMOD}约为 G_{F-WFM} 的 0.71 倍，这归因于 WFM 计算的 G_F包括了试件完整断裂过程中的所有能量耗散，采用完整的 P-δ 曲线计算 G_F时受试件缺陷、加载方式和实验环境影响较大，而 JCI-S-001 仅测定裂纹尖端附近的 P-CMOD 关系，更关注稳定裂纹扩展阶段，避免了部分裂纹非稳定增长的影响，受试件本身缺陷及加载装置影响更小。同时，G_{F-WFM}与 G_{F-CMOD}可视为同一组样本在两种方法下得到的值，可采用配对样本 t 检验验证两组数据差异的显著性，利用 Shapiro-Wilk 检验验证差值的正态性，最后配对样本 t 检验得到双尾p 值约为 0，说明两种方法在计算轻骨料混凝土断裂能时差异显著，不是偶然的试验误差，具有统计学上的意义，也证明了两种方法机制存在差异。

3.4.2　断裂韧度计算模型分析

对比 DKFM 和 DPFM 计算结果，当轻骨料粒径较小(d_{ave}≤10 mm)且体积分数较低(V_a≤40%)时，轻骨料对 K_{Ic}影响较小，两模型预测结果接近；但当粒径增大(d_{ave} > 10 mm)或体积分数较高(V_a > 40%)时，骨料体系削弱对 $K_{Ic-DPFM}$的影响显著增强，导致两模型计算值差异加大。在不同骨料强度和水胶比条件下，两模型计算值差距未超过 6%，表明 DKFM 和 DPFM 在这些变量组中具有较好一致性。

从裂纹扩展的细观层面看，混凝土的开裂通常是分散和不连续的，由于骨料的存在，随着外荷载的增加，裂缝扩展为跨越(或穿过)骨料层级扩展，本质是跳跃性和不连续性的(见图 11)。DKFM 基于线性渐进叠加假设，以 P-CMOD 曲线和临界有效裂缝长度 a_c进行计算，骨料特征变化隐含在全局统计效应中，已被证明[32]适用于 LWAC 的 K_{Ic}计算。DPFM 将峰值荷载 P_{max}、虚拟裂缝扩展量 Δa_{fic}、骨料颗粒 d_i建立联系，通过分散系数 β_{fic}和 β_{ch}反映骨料

对裂缝扩展行为的离散化影响，因此，DPFM 对骨料特征更敏感。同时，从轻骨料混凝土的断裂差异来看，LWAC 轻骨料强度和弹性模量较低，裂缝扩展时增韧效应主要表现为裂缝偏折，而非裂尖屏蔽与圈闭–桥联，在轻骨料体积分数和粒径增大时，材料内部缺陷增多，破坏砂浆结构的连续性，即 Δa_{fic} 受轻骨料体积分数和骨料粒径的显著影响，导致 $K_{\mathrm{Ic-DPFM}}$ 出现剧烈变化。采用 $\beta_{\mathrm{fic}}=1.5$ 和 $\beta_{\mathrm{ch}}=3$ 难以准确描述轻骨料的作用，故需对 DPFM 模型进行修正。

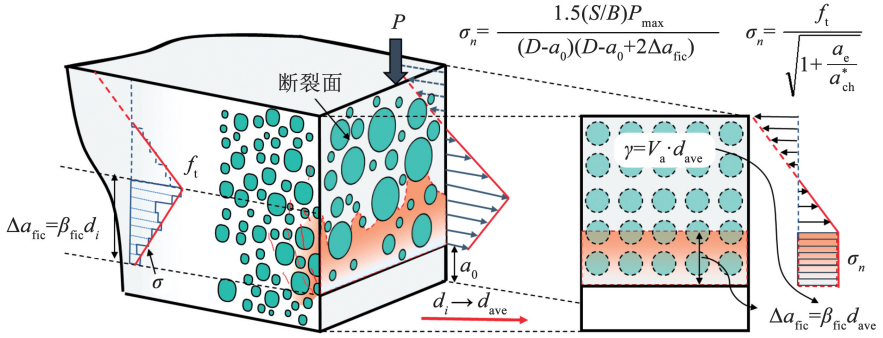


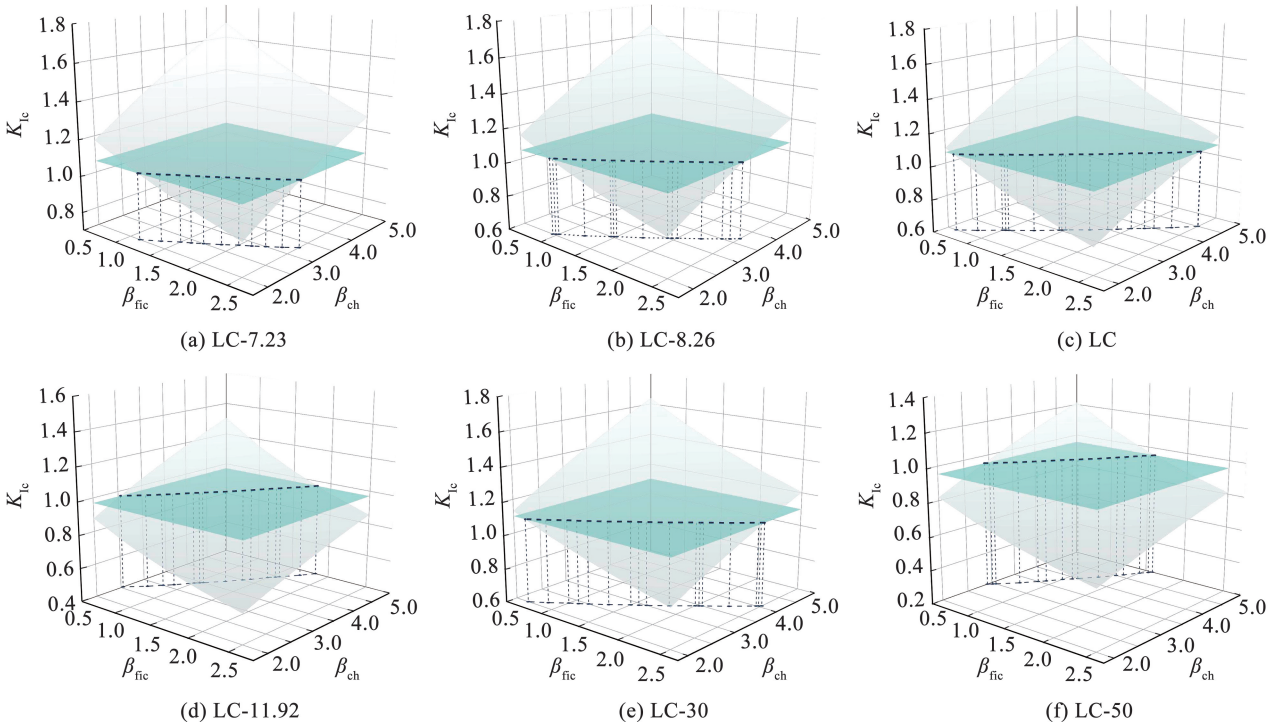
图 11　离散颗粒断裂模型中骨料相关参数

Fig. 11　Aggregate-related parameters of DPFM

3.4.3　修正 DPFM 计算模型

DPFM 中 β_{fic} 和 β_{ch} 反映了骨料对裂缝扩展的影响，为明确何种取值能符合轻骨料混凝土断裂行为，假设 β_{fic} 为 0.5、1、1.5、2、2.5，β_{ch} 为 2、2.5、3、3.5、4、4.5、5，共组成 35 种取值组合，并令 DPFM 与 DKFM 计算值相等，结果见图 12。可以看出，β_{fic} 和 β_{ch} 的多种取值组合均可使 DPFM（斜面）与 DKFM（平面）具有等效性，即 β_{fic} 和 β_{ch} 并不服从某一固定比例。为建立 β_{ch} 和 β_{fic} 与轻骨料特征之间的联系，引入轻骨料特征参数 γ 综合衡量骨料粒径和体积分数，见式（15），γ 表示了将不同粒径骨料等效为相同粒径后的总体效应，也反映了轻骨料对砂浆结构的削弱程度。

$$\gamma = V_{\mathrm{a}} d_{\mathrm{ave}} \tag{15}$$



(a) LC-7.23　(b) LC-8.26　(c) LC

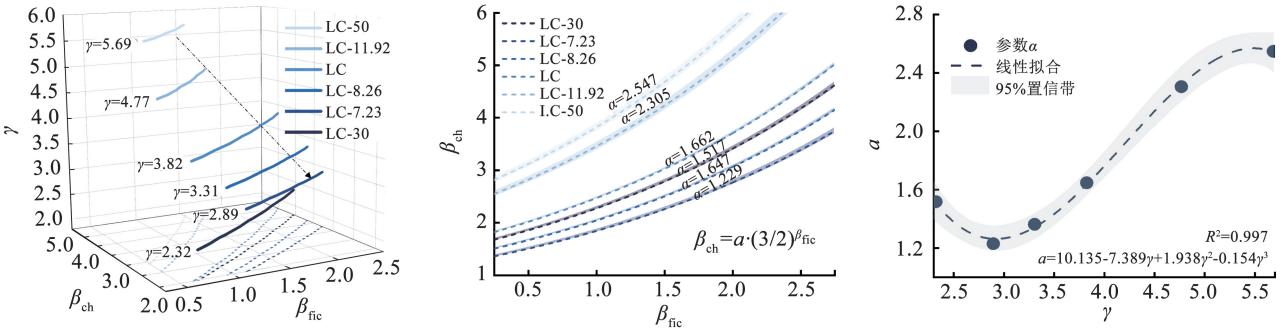
(d) LC-11.92　(e) LC-30　(f) LC-50

图 12　不同 β_{fic} 和 β_{ch} 取值组合下的 $K_{\mathrm{Ic-DPFM}}$ 计算值

Fig. 12　Calculated values of $K_{\mathrm{Ic-DPFM}}$ under different combinations of β_{fic} and β_{ch} values

轻骨料特征参数 γ 与 β_{fic} 和 β_{ch} 的联系见图 13(a),可知 $\gamma \geqslant 2.89$ 时,β_{fic} 和 β_{ch} 的比值缓慢上升,但 $\gamma < 2.89$ 时,β_{ch} 与 β_{fic} 比值明显增大。但 β_{ch}、β_{fic} 和 γ 之间的关系难以用简单函数表示,故对数据结构进行降维处理,将各组曲面交线在 β_{fic} 和 β_{ch} 平面内投影(见图 13(b)),可见 β_{fic} 和 β_{ch} 的组合结果与指数函数相符,提取该函数的系数 a,建立 a 与骨料特征参数 γ 之间的关系,采用三次函数进行拟合(见图 13(c)),最终形成 β_{fic}、β_{ch} 和 γ 的简化函数关系式,即

$$\beta_{ch} = (10.135 - 7.389\gamma + 1.938\gamma^2 - 0.154\gamma^3)\left(\frac{3}{2}\right)^{\beta_{fic}} \tag{16}$$



(a) 交线曲线 (b) 交线投影 (c) a与骨料特征参数γ关系

图 13 轻骨料特征参数 γ 与分散系数 β_{fic}、β_{ch} 的关系

Fig. 13 Relationship between lightweight aggregate characteristic parameter γ and dispersion coefficients β_{fic} and β_{ch}

已有研究[35]证明 Δa_{fic} 随试件高度变化独立取值时,DPFM 的回归分析相关系数 R^2 达到最大值,当试件相对尺寸在 $W/d_{max} = 6 \sim 16$ 变化时,由 DKFM 计算的 $\Delta a_{fic}/d_{max}$ 平均值在 1 ~ 2.5[34],则根据 d_{ave} 和 d_{max} 的关系可推算出 LC-S、LC-M、LC、LC-L 的 β_{fic} 分别取 2、1.9、1.8、1.5,此时,LWAC 断裂过程中虚拟裂纹的长度随骨料粒径增大而增加,与 Sim 等[4]的研究结果一致。再使用式(16)计算出 β_{ch},修正后 DPFM 的计算结果见图 14。同时,基于已有细观模型研究基础,在本文变量基础上增加 V_a 为 35%、45%,d_{ave} 为 6、15 mm 的细观随机骨料模型,以此补充数据验证模型。

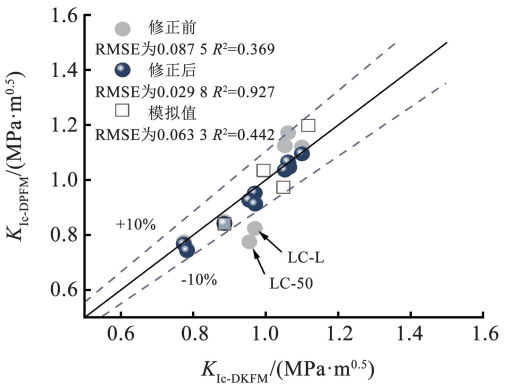


图 14 修正前后 DPFM 计算结果对比

Fig. 14 Comparison of DPFM calculation results before and after modification

结果表明:修正 β_{fic} 和 β_{ch} 的取值后,模型均方根误差(RMSE)从 0.087 5 降低到 0.029 8,决定系数(R^2)从 0.369 提升到 0.927,大幅度减少了残差误差,提高了 DPFM 模型的预测精度,说明修正模型能较好地表征轻骨料特征对 LWAC 断裂行为的影响,计算值与 DKFM 具有较好的等效性。值得注意的是,本研究仅在 30% ~ 50% 骨料体积分数、500 ~ 900 级密度等级、5 ~ 16 mm 粒径范围内,测试了准静态加载条件下Ⅰ型(张开型)断裂韧性参数,模型适用场景限于以拉伸主导破坏为特征的工况,无法描述动态加载等复杂应力状态和极端配合比下的断裂行为。

4 结 论

1)LWAC 的断裂路径呈现显著的“骨料贯穿破坏”特征,轻骨料自身孔隙率高、阻裂能力不足等问题,导致裂纹尖端屏蔽与桥联互锁效应的能量耗散能力下降,相同基体材料下,LWAC 的 G_F 和 K_{Ic} 均低于 NWC。

2)G_F 受 LWAC 的砂浆结构控制,不同于 NWC 中的骨料增韧机制。当 $d_{ave} \leqslant 10$ mm,G_F 随粒径增大而增加;当 $d_{ave} > 10$ mm 或 $V_a > 40\%$ 后,由轻骨料引入的缺陷增多,砂浆结构弱化加剧,G_F 不增反降(降幅超 12.2%)。增加骨料强度可提高 LWAC 的断裂性能,但效果有限。增强砂浆结构的韧性和完整性是提高 LWAC 断裂性能的关键,纤维增韧被证实是有效的方法。

3)K_{Ic} 受骨料特征影响呈现出与 G_F 相似的变化趋势,但 $K_{Ic-DKFM}$ 表现相对稳定,$K_{Ic-DPFM}$ 对骨料粒径

和体积分数表现出高度敏感性。此现象可归因于两类模型机制差异：前者基于 CMOD 曲线和线性渐进叠加假定求解，从整体响应角度考虑了 K_{Ic} 的变化；后者离散化裂缝扩展行为时，采用的虚拟裂纹分散系数 β_{fic} 和特征裂纹长度分散系数 β_{ch} 源于 NWC 数据，未充分考虑轻骨料的断裂特征。

4）计算 G_F 时可根据需求选用 WFM 或 JCI-S-001，前者包含了整个断裂过程中所有能量耗散，后者仅关注裂纹尖端 *P*-CMOD 曲线测得的 G_F，$G_{F\text{-}CMOD}$ 约为 $G_{F\text{-}WFM}$ 的 0.71 倍。提出了适用于 LWAC 的 β_{fic} 和 β_{ch} 取值公式，采用轻骨料特征参数 γ 表示轻骨料的体积分数和平均粒径特征，修正后的 DPFM 计算结果与 DKFM 吻合度较好。

5）采用符合国家规范的 700 ~ 900 级轻骨料制作 C30 及以上等级混凝土时，建议轻骨料平均粒径 $d_{ave} \leqslant 10$ mm，减小轻骨料最大粒径，避免大尺寸骨料导致砂浆结构弱化加剧，轻骨料体积分数（V_a）不宜超过 40%，减少骨料缺陷累积对断裂韧性的负面效应。

参考文献

[1] 刘军，李振林，张伟卓，等. 工业固体废弃物材料制作冷粘结人造轻骨料的研究进展[J]. 材料导报，2023，37(18)：131
Liu Jun，Li Zhenlin，Zhang Weizhuo，et al. Research advances in cold-bonded artificial lightweight aggregates made from industrial solid waste materials[J]. Materials Reports，2023，37(18)：131. DOI：10.11896/cldb.21090269

[2] 文渊，刘喜，张家源，等. 基于分形理论的地聚物免烧轻骨料混凝土力学性能与孔隙结构研究[J]. 复合材料学报，2025，42(9)：5122
Wen Yuan，Liu Xi，Zhang Jiayuan，et al. Mechanical properties and pore structure research of geopolymer cold-bonded lightweight aggregate concrete using fractal theory[J]. Acta Materiae Compositae Sinica，2025，42(9)：5122. DOI：10.13801/j.cnki.fhclxb.20241115.002

[3] Moseley M D，Ojdrovic R P，Petroskih J. Influence of aggregate size on fracture toughness of concrete[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，1987，7(3)：207. DOI：10.1016/0167-8442(87)90038-3

[4] Sim J，Yang K H，Li Entai，et al. Effects of aggregate and specimen sizes on lightweight concrete fracture energy[J]. Journal of Materials in Civil Engineering，2014，26(5)：845. DOI：10.1061/(ASCE)MT.1943-5533.0000884

[5] Man H K，Van Mier J G M. Size effect on strength and fracture energy for numerical concrete with realistic aggregate shapes[J]. International Journal of Fracture，2008，154：61. DOI：10.1007/s10704-008-9270-y

[6] Liu Qiong，Cheng Annan，Sun Chang，et al. Effects of aggregate's type and orientation on stress concentration and crack propagation of modeled concrete applied a shear force[J]. Journal of Building Engineering，2024，95：110340. DOI：10.1016/j.jobe.2024.110340

[7] Wang Bin，Zhu Eryu，Zhu Chunqi，et al. Effect of microstructural characteristics of lightweight aggregate concrete on fracture parameters of three-point bending notched beams[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2022，121：103545. DOI：10.1016/j.tafmec.2022.103545

[8] Chen Yanwei，Feng Jili. Experimental study on effect of coarse aggregate volume fraction on mode Ⅰ and mode Ⅱ fracture behavior of concrete[J]. Journal of Advanced Concrete Technology，2022，20(2)：57. DOI：10.3151/jact.20.57

[9] Huang Jiening，Hu Mingyu. Meso-scale analysis of failure characteristics and mechanical properties of lightweight aggregate concrete（LWAC）with different aggregate volume fractions and shapes under axial tension[J]. Construction and Building Materials，2022，321：125503. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2021.125503

[10] GAO Yuan，LIU Gao，HAN Xiao，et al. Research on the design method of mix proportion of ceramsite lightweight aggregate concrete[J]. Construction and Building Materials，2024，433：136665. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2024.136665

[11] Liao Qiao，Shen Yilu，Jian Xinlu，et al. Improving mechanical and fracture properties of high-performance lightweight concrete by using steel fiber and sustainable high-strength core-shell lightweight aggregate[J]. Construction and Building Materials，2025，459：139697. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2024.139697

[12] Liu Yang，Wu Tao，Wei Hui，et al. Size effect on tensile strength of lightweight aggregate concrete：a numerical investigation[J]. Construction and Building Materials，2022，323：126541. DOI：10.1016/j.conbuildmat.2022.126541

[13] Su Yutai，Iyela P M，Zhu Jiaqi，et al. A Voronoi-based Gaussian smoothing algorithm for efficiently generating RVEs of multi-phase composites with graded aggregates and random pores[J]. Materials and Design，2024，244：113159. DOI：10.1016/j.matdes.2024.113159

[14] Shemirani A B. Prediction of fracture toughness of concrete using the machine learning approach[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2024，134：104749. DOI：10.1016/j.tafmec.2024.104749

[15] Zhao Xingxin，Wei Hui，Wu Tao，et al. Analysis of fracture mechanism and fracture energy prediction of lightweight aggregate concrete[J]. Engineering Fracture Mechanics，2024，303：110142. DOI：10.1016/j.engfracmech.2024.110142

[16] Bažant Z P，Qiang Yu，Zi G. Choice of standard fracture test for concrete and its statistical evaluation[J]. International Journal of Fracture，2002，118：303. DOI：10.1023/A:1023399125413

[17] 徐世烺，赵国藩. 混凝土结构裂缝扩展的双 K 断裂准则[J]. 土木工程学报，1992(2)：32
Xu Shilang，Zhao Guofan. Double K fracture criterion for crack propagation of concrete structures[J]. China Civil Engineering Journal，1992(2)：32

[18] Chen Yi，Hu Xiaozhi. On interchangeability and selection of size effect and boundary effect experiments for characterization and prediction of quasi-brittle fracture of concrete[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2022，122：103629. DOI：10.1016/j.tafmec.2022.103629

[19] Chen Yi，Hu Yunsen，Hu Xiaozhi. Quasi-brittle fracture analysis of large and small wedge splitting concrete specimens with size from 150 mm to 2 m and aggregates from 10 to 100 mm[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics，2022，121：103474. DOI：10.

1016/j. tafmec. 2022. 103474

[20] Khalilpour S, Baniasad E, Dehestanim. A review on concrete fracture energy and effective parameters[J]. Cement and Concrete Research, 2019, 120: 294. DOI: 10.1016/j.cemconres.2019.03.013

[21] 徐平, 胡晓智, 张敏霞, 等. 考虑骨料体积含量影响的混凝土准脆性断裂预测模型及应用[J]. 工程力学, 2018, 35(10): 75
Xu Ping, Hu Xiaozhi, Zhang Minxia, et al. Quasi-brittle fracture model and application on concrete considering aggregate volume content effect[J]. Engineering Mechanics, 2018, 35(10): 75. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.08.0599

[22] JGJ/T 12—2019 轻骨料混凝土应用技术标准[S]
JGJ/T 12—2019 Technical standard for application of lightweight aggregate concrete[S]

[23] 陈燕伟, 冯吉利, 朱天宇, 等. 不同骨料体积分数下混凝土增韧机制及细观断裂模拟[J]. 复合材料学报, 2022, 39(10): 4972
Chen Yanwei, Feng Jili, Zhu Tianyu, et al. Toughening mechanism and meso-scale fracture simulation of concrete with different aggregate volume fractions[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2022, 39(10): 4972. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20211022.003

[24] Li Guodong, Ren Zhengyi, Yu Jiangjiang. Mixed-mode Ⅰ-Ⅱ fracture process zone characteristic of the four-point shearing concrete beam[J]. Materials, 2020, 13(14): 3203. DOI: 10.3390/ma13143203

[25] Chen Boyu, Yu Hongfa, Zhang Jinhua, et al. Evolution law of crack propagation and crack mode in coral aggregate concrete under compression: experimental study and 3D mesoscopic analysis[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2022, 122: 103663. DOI: 10.1016/j.tafmec.2022.103663

[26] Shi Jing, Lu Yujie, Zhu Ran, et al. Experimental evaluation of fracture toughness of basalt macro fiber reinforced high performance lightweight aggregate concrete[J]. Construction and Building Materials, 2024, 411: 134638. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.134638

[27] Rilem Technical Committee 50. Determination of the fracture energy of mortar and concrete by means of three-point bend tests on notched beams[J]. Materials and Structures, 1985, 18(4): 287. DOI: 10.1007/BF02472918

[28] JCI-S-001—2003 Method of test for fracture energy of concrete by use of notched beam[S]

[29] 徐世烺, 赵艳华. 混凝土裂缝扩展的断裂过程准则与解析[J]. 工程力学, 2008, 25(增刊2): 20
Xu Shilang, Zhao Yanhua. Analysis and criterion of fracture process for crack propagation in concrete[J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(S2): 20

[30] DL/T 5332—2005 水工混凝土断裂试验规程[S]
DL/T 5332—2005 Norm for fracture test of hydraulic concrete[S]

[31] Liu Xi, Wu Tao, Liu Yang. Stress-strain relationship for plain and fibre-reinforced lightweight aggregate concrete[J]. Construction and Building Materials, 2019, 225: 256. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.07.135

[32] 吴熙, 付腾飞, 吴智敏. 自密实轻骨料混凝土的双K断裂参数和断裂能试验研究[J]. 工程力学, 2010, 27(增刊2): 249
Wu Xi, Fu Tengfei, Wu Zhimin. Experimental study on double-K fracture parameters and fracture energy of self-consolidating lightweight concrete[J]. Engineering Mechanics, 2010, 27(S2): 249

[33] Guan Junfeng, Li Changming, Wang Juan, et al. Determination of fracture parameter and prediction of structural fracture using various concrete specimen types[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2019, 100: 114. DOI: 10.1016/j.tafmec.2019.01.008

[34] 管俊峰, 姚贤华, 白卫峰, 等. 由小尺寸试件确定混凝土的断裂韧度与拉伸强度[J]. 工程力学, 2019, 36(1): 70
Guan Junfeng, Yao Xianhua, Bai Weifeng, et al. Determination of fracture toughness and tensile strength of concrete using small specimens[J]. Engineering Mechanics, 2019, 36(1): 70. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.09.0705

[35] 管俊峰, 鲁猛, 王昊, 等. 几何与非几何相似试件确定混凝土韧度及强度[J]. 工程力学, 2021, 38(9): 45
Guan Junfeng, Lu Meng, Wang Hao, et al. Determination of the fracture toughness and tensie strength of concrete using geometrically and non-geometrically similar specimens[J]. Engineering Mechanics, 2021, 38(9): 45. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2020.08.0573

[36] Zhang Zongxian. An empirical relation between mode I fracture toughness and the tensile strength of rock[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2002, 39(3): 401. DOI: 10.1016/S1365-1609(02)00032-1

[37] Chen Yi, Han Xiangyu, Hu Xiaozhi, et al. Statistics-assisted fracture modelling of small un-notched and large notched sandstone specimens with specimen-size/grain-size ratio from 30 to 900[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2020, 235: 107134. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2020.107134

[38] Zhao Haiyang, Zhang Liangchi, Wu Zhonghuai, et al. Aggregate effect on the mechanical and fracture behaviours of concrete[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2023, 243: 108067. DOI: 10.1016/j.ijmecsci.2022.108067

[39] Han Zhen, Zhang Xiaohan, Liu Yanchun, et al. Uncovering the compensatory effect of aggregate size on the mechanical performance of lightweight aggregate concrete (LWAC): an experiment and simulation study[J]. Case Studies in Construction Materials, 2025, 22: e04220. DOI: 10.1016/j.cscm.2025.e04220

[40] Hao D L C, Razak R A, Kheimi M, et al. Artificial lightweight aggregates made from pozzolanic material: a review on the method, physical and mechanical properties, thermal and microstructure[J]. Materials, 2022, 15(11): 3929. DOI: 10.3390/ma15113929

[41] 李振军, 刘喜, 赵辰宇, 等. 钢纤维地聚物再生混凝土孔隙结构与力学性能试验研究[J]. 复合材料学报, 2024, 41(10): 5516
Li Zhenjun, Liu Xi, Zhao Chenyu, et al. Pore structure and mechanical properties of steel fiber reinforced geopolymer recycled aggregate concrete[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2024, 41(10): 5516. DOI: 10.13801/j.cnki.fhclxb.20240023.002

[42] 王怀亮, 谢宝. 高性能轻骨料混凝土三轴压强度和变形特性研究[J]. 应用基础与工程科学学报, 2021, 29(2): 308
Wang Hualiang, Xie Bao. Strength and deformation properties of high performance lightweight concrete under true triaxial compression[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2021, 29(2): 308. DOI: 10.16058/j.issn.1005-0930.2021.02.006

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202506056

工程水泥基复合材料与钢筋黏结性能试验

赵卫平[1,2],陈嘉龙[1],徐 旸[3],张龙泉[1],李雅琦[1]

(1.中国矿业大学(北京) 力学与土木工程学院,北京 100083;2.市政基础设施大模型与韧性提升技术北京市重点实验室,北京 100083;3.中国铁道科学研究院集团有限公司铁道建筑研究所,北京 100081)

摘 要:工程水泥基复合材料(engineered cementitious composite,ECC)是一种在拉伸荷载下具有应变硬化和多缝开裂特性的高性能材料,为提供ECC应用于受力构件的界面黏结理论依据,对21个钢筋ECC试件进行两端对拉试验,考察ECC强度等级、黏结长度及聚乙烯醇(polyvinyl alcohol,PVA)纤维体积掺量对黏结性能的影响。试验过程中,采用数字图像相关(digital image correlation,DIC)技术对ECC表面的应变分布进行非接触式全场监测。同时,通过钢筋铣槽贴应变片和分布式光纤的方法,获取钢筋应变和黏结应力沿锚固长度的分布曲线。结果表明:纤维的桥联作用有效抑制了钢筋ECC试件中微裂缝的扩展,试件最终破坏时仅出现1~2条平整的横向裂缝;两端对拉试件的受力过程可分为弹性阶段、裂缝形成阶段和稳态开裂阶段;在其他参数相同的情况下,钢筋ECC试件中基体材料的抗拉贡献显著高于钢筋混凝土试件;在相同的应变水平下,ECC承担的荷载随其强度等级的提高而增大,随黏结长度的增大而减小,提高PVA纤维体积掺量对ECC抗拉贡献的提升有限,掺量达2.5%时才有明显改善。相较于传统的钢筋混凝土构件,钢筋ECC构件表现出更优异的裂缝控制能力和界面黏结性能,具有良好的应用前景。

关键词:工程水泥基复合材料;两端对拉试验;分布式光纤传感器;数字图像相关技术;黏结性能

中图分类号:TU391 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0027-12

Experiment on bond performance between engineered cementitious composite and steel bars

Zhao Weiping[1,2], Chen Jialong[1], Xu Yang[3], Zhang Longquan[1], Li Yaqi[1]

(1. School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology (Beijing), Beijing 100083, China;
2. Beijing Key Laboratory of Municipal Infrastructure Modelling and Resilience Enhancement, Beijing 100083, China;
3. Railway Engineering Research Institute, China Academy of Railway Sciences Corporation Limited, Beijing 100081, China)

Abstract: Engineered cementitious composite (ECC) is a high-performance material with strain-hardening and multiple-cracking properties under tensile loading. To provide a theoretical basis for the interfacial bond of ECC applied to force-bearing members, 21 reinforced ECC specimens were subjected to double pull-out tests, and the effects of ECC strength grade, bond length, and polyvinyl alcohol (PVA) fiber volume fraction on bond performance were investigated. During the test, the digital image correlation (DIC) technique was employed for non-contact full-field monitoring of the strain distribution on the ECC surface. Simultaneously, through the method of attaching strain gauges in rebar grooving and distributed optical fibers, the distribution curves of rebar strain and bond stress along the anchorage length were obtained. The results indicate that the fiber bridging effect effectively inhibits the propagation of microcracks in reinforced ECC specimens, and only one or two flat transverse cracks appear at the final failure of the specimens; the mechanical process of double pull-out specimens can be divided into elastic stage, crack formation stage, and stabilized cracking stage; under the same other parameters, the tensile contribution of the matrix material in reinforced ECC specimens is significantly higher than that in reinforced concrete specimens; at the same strain level, the load sustained by ECC increases with the increase in its strength grade and decreases with the increase in bond length; increasing the PVA fiber volume fraction provides a limited enhancement to the tensile contribution of ECC, and significant improvement is achieved only when the fraction reaches 2.5%. Compared with traditional reinforced concrete members, reinforced ECC members exhibit superior crack control ability and interfacial bond performance, showing good application prospects.

Keywords: engineered cementitious composite; double pull-out test; distributed optical fiber sensor; digital image correlation technique; bond performance

收稿日期:2025-06-23;**录用日期**:2025-09-16;**网络首发日期**:2025-10-17
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251016.1702.006
基金项目:国家自然科学基金联合基金重点项目(U22A20244);国家自然科学基金(52278467)
作者简介:赵卫平(1981—),男,副教授,博士生导师
通信作者:徐 旸,xuyangcars@qq.com

钢筋和混凝土的界面黏结性能是保证二者协同工作的关键，影响着钢筋混凝土（reinforced concrete，RC）构件的变形、承载力及破坏模式等[1-5]。为合理地设计钢筋混凝土结构，有必要对钢筋和混凝土的黏结性能进行全面的研究。钢筋与周围混凝土之间的黏结力主要由胶结力、机械咬合力和摩阻力组成[1,6]。目前，常用的黏结性能测试方法包括中心拔出试验[7]、两端对拉试验[8]和梁式试验[9]，分别用于评估梁端纵筋、纯弯段处裂缝间及剪弯段的黏结锚固性能（图 1）。

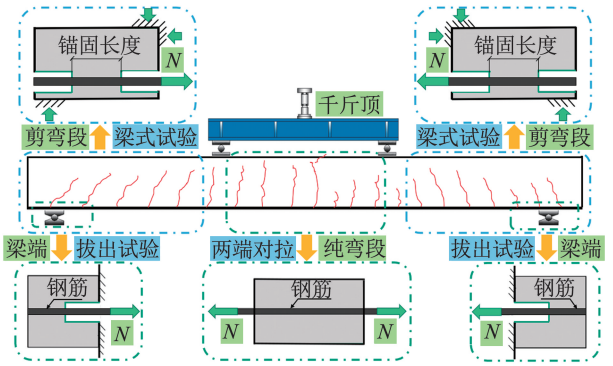


图 1　钢筋混凝土构件黏结性能测试方法

Fig. 1　Test method for bond performance of reinforced concrete member

工程水泥基复合材料（engineered cementitious composite，ECC）是一种由纤维、细骨料、水泥和外加剂组成的新型土木工程材料，具有优异的耐久性和延展性，其极限拉伸应变可达 3%[10-12]。相较于传统钢筋混凝土构件，钢筋 ECC 构件的延性、抗弯性能、抗剪性能及耗能能力显著提升，且具备优异的裂缝控制能力[13-18]。Bandelt 和 Billington[19] 研究了纵筋配筋率和加载方式对钢筋 ECC 梁变形能力的影响。结果表明：随着纵筋配筋率的增加，传统 RC 梁的延性降低，而钢筋 ECC 梁的延性增强；当配筋率超过 0.70% 时，钢筋 ECC 构件可满足大多数工程对变形能力的需求。Zhang 等[20] 采用 ECC 材料替换 RC 梁和梁柱节点中的混凝土，并分别进行了四点弯曲试验和低周往复荷载试验。结果表明，ECC 的掺入显著提高了 RC 构件的抗剪承载力，降低配箍率的 ECC 节点比配置密集箍筋的混凝土节点表现出更优异的耗能能力。张富文等[21] 提出采用 ECC 加固修复震损 RC 框架的方法。结果表明，ECC 加固震损框架具有优异的抗震性能和刚度退化性能，可以使构件的耗能能力恢复至原有水平。

关于钢筋在 ECC 中的黏结性能，现有研究通过中心拔出试验系统探讨了试件尺寸、锚固长度、保护层厚度、钢筋直径、钢筋形状、ECC 强度和纤维体积掺量对黏结性能的影响机制[22-25]。在此基础上，提出了许多黏结 - 滑移本构模型[22,26-27]。然而，中心拔出试验主要模拟梁柱节点或梁端纵筋的受力状态，其分析通常基于黏结应力沿锚固长度均匀分布的假设。现有研究[28-29]表明，随着试件锚固长度的减小，黏结应力分布更均匀，但较短的锚固长度会导致测得的黏结强度显著高于实际结构。另一方面，在中心拔出试验中使用较长的锚固长度会使最大和最小黏结应力之间产生较大的变化，取这些试件的平均黏结应力难以反映真实分布规律。因此，对 21 个长锚固（500 mm 和 700 mm）钢筋 ECC 试件进行了两端对拉试验，以模拟研究梁跨中裂缝间或轴心受拉构件中 ECC 和钢筋的黏结机制。由于两端对拉试验中黏结应力难以直接测定，通过钢筋铣槽后内贴应变片和分布式光纤的方法，研究了钢筋应变和黏结应力沿锚固长度的分布规律。同时，结合数字图像相关（digital image correlation，DIC）技术监测 ECC 表面的应变分布，以揭示钢筋和 ECC 间的界面黏结机制。

1　试　验

1.1　试验材料

1.1.1　钢筋

本研究所用钢筋为 HRB400E 热轧带肋钢筋。从与两端对拉试件相同的钢筋上切取拉伸试样，并根据 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分：室温试验方法》[30] 规定的方法和要求进行拉伸试验，测得的拉伸应力 - 应变曲线如图 2 所示。

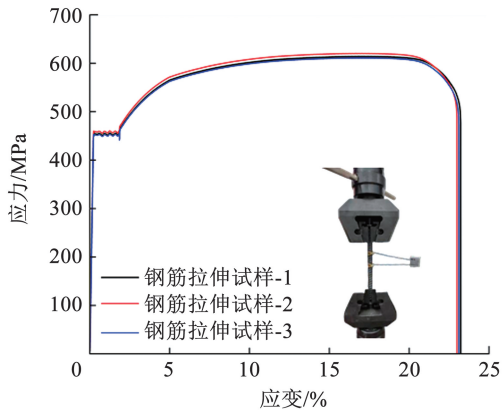


图 2　钢筋拉伸应力 - 应变曲线

Fig. 2　Tensile stress-strain curves of steel bar

1.1.2　混凝土

制备了混凝土和 ECC 两种胶凝材料。混凝土的配合比见表 1，使用的原材料包括强度等级为 42.5R的普通硅酸盐水泥、细度模数为 2.60 的天然河砂、粒径为 5 ~ 20 mm 的天然碎石以及减水率为

30% 的聚羧酸高性能减水剂。根据 GB/T 50081—2019《混凝土物理力学性能试验方法标准》[31] 规定的方法对边长为 150 mm 的混凝土立方体试件进行抗压试验，测得 28 d 标准抗压强度为 46.14 MPa。

表 1　混凝土配合比

Tab. 1　Mix proportion of concrete

材料强度等级	水胶比	水泥/(kg·m^{-3})	砂/(kg·m^{-3})	碎石/(kg·m^{-3})	减水剂/(kg·m^{-3})	抗压强度/MPa
C40	0.47	383	753	1 084	5.75	46.14

1.1.3　ECC 材料

ECC 的原材料包括强度等级为 42.5R 的普通硅酸盐水泥、粒径为 94 ~ 136 μm 的石英砂、抗拉强度为 1 620 MPa 的聚乙烯醇(polyvinyl alcohol，PVA)纤维(纤维长度 12 mm、直径 40 μm、密度 1.3 g/cm^3)、Ⅰ级粉煤灰及减水率为 30% 的聚羧酸高性能减水剂。基于以往的研究[32]，设计了 5 种 ECC 配合比(表 2)。依据 JGJ/T 70—2009《建筑砂浆基本性能试验方法标准》[33]，采用边长为 70.7 mm 的立方体试件测试 ECC 的 28 d 标准抗压强度，结果列于表 2。

表 2　ECC 配合比

Tab. 2　Mix proportion of ECC

材料强度等级	水胶比	水泥/(kg·m^{-3})	粉煤灰/(kg·m^{-3})	石英砂/(kg·m^{-3})	减水剂/(kg·m^{-3})	PVA 纤维体积掺量/%	抗压强度/MPa
E30	0.49	680.0	167.3	680.0	8.02	2.0	37.51
E40	0.39	727.0	189.6	727.0	9.67	1.5	47.66
					10.48	2.0	46.88
					11.22	2.5	44.75
E50	0.33	785.0	204.5	785.0	14.54	2.0	54.32

根据 JSCE[34] 的建议，采用狗骨状试件测试 ECC 的单轴拉伸性能，测得的拉伸应力 – 应变曲线如图 3 所示。可以看出，所有 ECC 试件均表现出显著的应变硬化行为，极限拉伸应变高达 3%。在 PVA 纤维体积掺量相同的情况下，随着 ECC 强度等级的提高，其单轴抗拉强度显著增大，而极限拉伸应变无明显变化。在水胶比相同的情况下，随着 PVA 纤维体积掺量的增加，ECC 的抗拉强度和极限拉伸应变增大，而抗压强度降低。

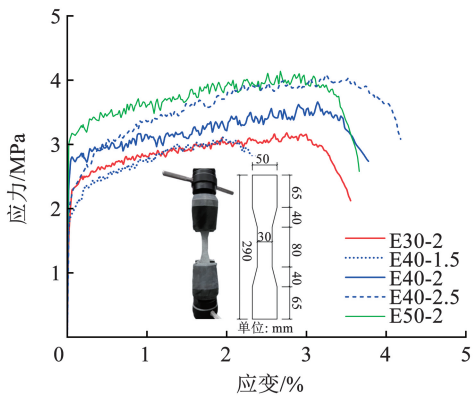


图 3　ECC 拉伸应力 – 应变曲线

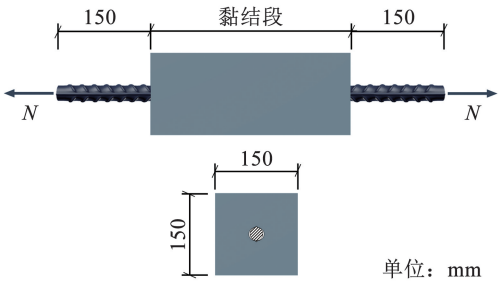
Fig. 3　Tensile stress-strain curves of ECC

1.2　试件设计与制作

如图 4(a)所示，共制备了 21 个两端对拉试件，根据 ECC 强度等级(E30、E40 和 E50)、黏结长度(500 mm 和 700 mm)和 PVA 纤维体积掺量(0、1.5% 和 2.0%)将其分为 8 组，每组 3 个名义上相同的试件。所有试件的截面尺寸均为 150 mm × 150 mm，两端钢筋外伸 150 mm 用于试验机夹持(图 4(b))。



(a) 试件编号



(b) 试件尺寸

图 4　两端对拉试件

Fig. 4　Double pull-out specimens

所有对拉试件的详细信息如表 3 所示。采用以下命名方式：编号中的“E”和“C”代表基体材料分别为 ECC 和普通混凝土；“30”、“40”和“50”代表 ECC/混凝土的强度等级；“500”和“700”代表试件的黏结长度；“0”、“1.5”和“2”代表 PVA 纤维体积掺量。如 E40-500-2 代表 ECC 强度等级为 E40、黏结长度为 500 mm、PVA 纤维体积掺量为 2.0% 的两端对拉试件。

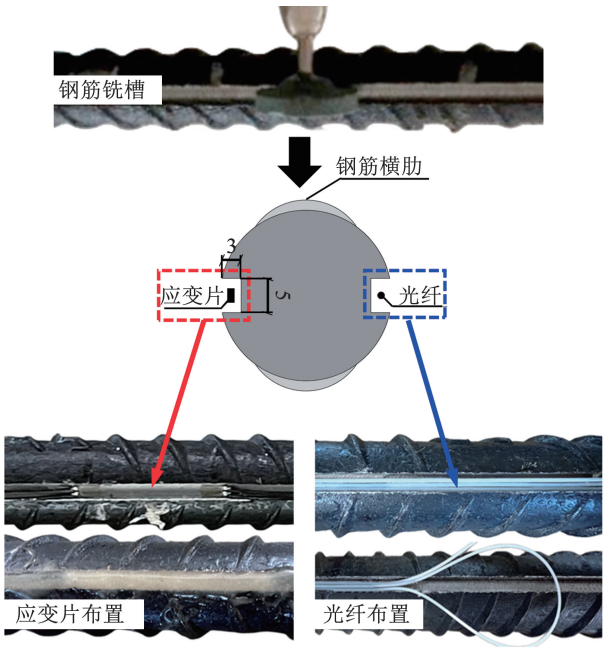
表 3 试件基本参数

Tab. 3 Basic parameters of specimens

试件编号	基体材料	钢筋直径/mm	黏结长度/mm	PVA 纤维体积掺量/%	材料强度等级
C40-500-0	混凝土	25	500	0	C40
E30-500-2	ECC	25	500	2.0	E30
E40-500-2	ECC	25	500	2.0	E40
E50-500-2	ECC	25	500	2.0	E50
E40-700-1.5	ECC	25	700	1.5	E40
E40-700-2	ECC	25	700	2.0	E40
E40-700-2.5	ECC	25	700	2.5	E40

1.3 应变片和光纤布置

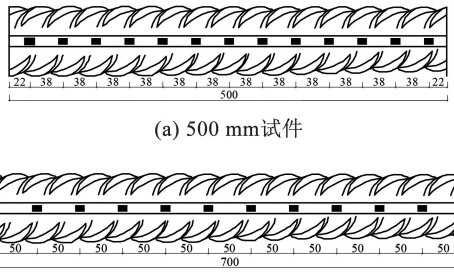
为研究钢筋应变沿锚固长度的分布规律，用铣床在钢筋两侧纵肋处加工出 3 mm × 5 mm 的凹槽，分别布置应变片和分布式光纤（图 5）。每个试件在凹槽中布置 3 根分布式光纤，取其测试结果的均值作为试验结果。图 6 为钢筋应变片的布置方案，对于锚固长度为 500 mm 的试件，相邻应变片之间的距离为 38 mm，两端应变片距端面的距离为 22 mm；对于锚固长度为 700 mm 的试件，相邻应变片之间的距离为 50 mm，两端应变片距端面的距离为 25 mm。



单位：mm

图 5 应变片与光纤布置

Fig. 5 Arrangement of strain gauges and optical fibers



(a) 500 mm试件

(b) 700 mm试件

单位：mm

图 6 应变片沿锚固长度的分布

Fig. 6 Distribution of strain gauges along anchorage length

1.4 测试装置和加载制度

如图 7 所示，两端对拉试验在 2 000 kN 液压伺服试验机上进行，加载速度为 6 kN/min。试验过程中，通过静态数据采集仪（图 8(a)）和光纤应变测试仪（图 8(b)）记录钢筋的应变。同时，采用 DIC 技术监测试件破坏过程中的裂缝损伤，具体步骤如下：1）试验前先用白色哑光漆在试件表面进行喷涂，等到白漆晾干后使用黑色哑光漆在试件表面喷涂均匀的散斑；2）利用最大分辨率为 4 096 × 3 000 的 CCD 相机（图 8(c)）采集变形前后的散斑图像；3）基于千眼狼牌 RDIC（1.31.6R 版本）软件（图 8(d)），

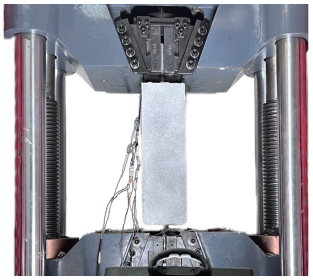


图 7 试验加载装置

Fig. 7 Test loading device



(a) 静态数据采集仪 (b) 光纤应变测试仪

(c) CCD相机 (d) 图像相关软件

图 8 数据采集装置

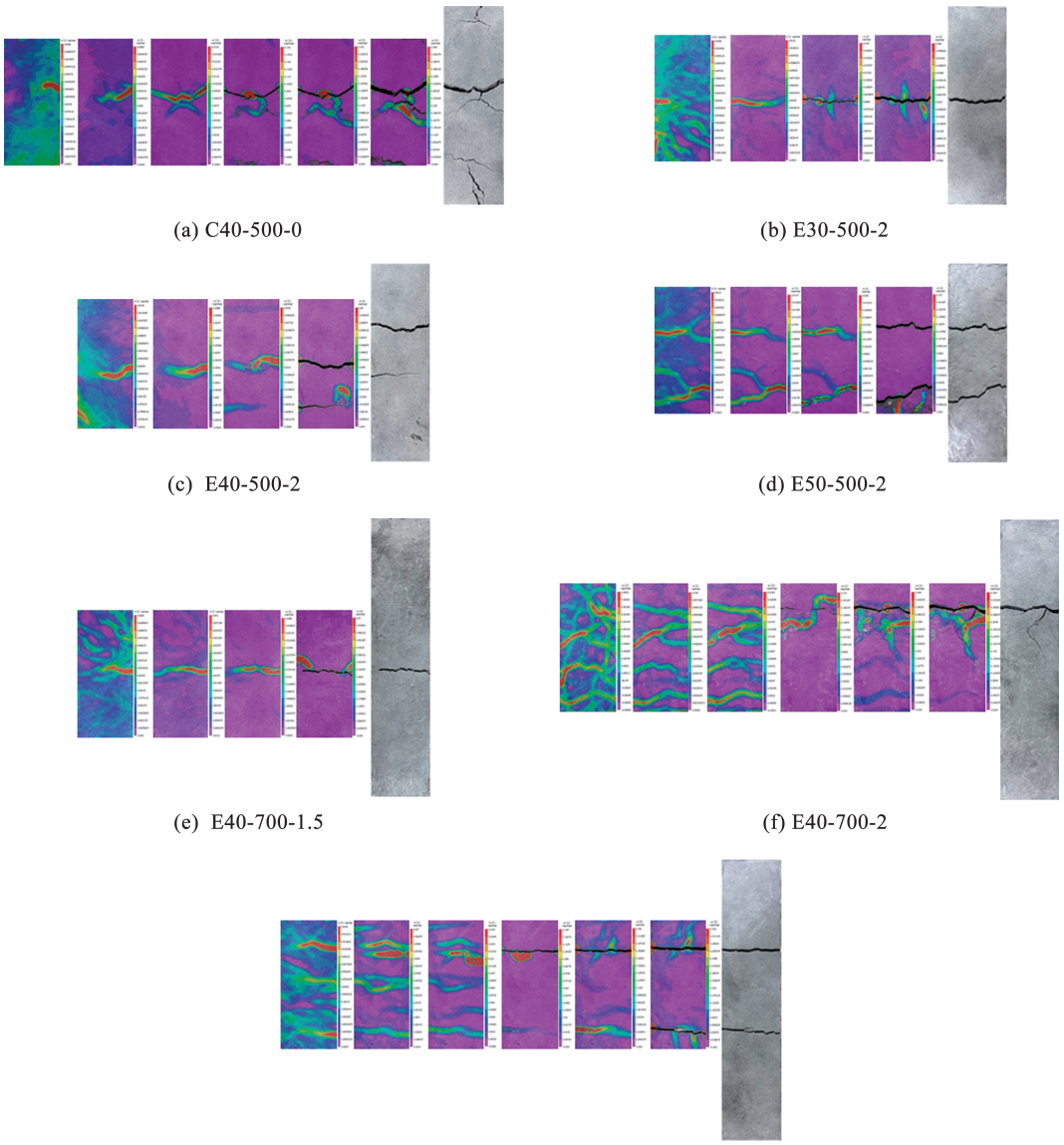
Fig. 8 Data acquisition device

将散斑图像解析为灰度图像，得到试件表面的应变场。在 DIC 分析中，针对 500 mm × 150 mm 和 700 mm × 150 mm 两种尺寸的试件，采用的有效分辨率分别为 2 750 × 825 和 3 850 × 825；子区大小设置为 9 像素 × 9 像素；子区间距设置为 3 像素；相关系数阈值设置为 0.98。

2　结果及讨论

2.1　应变云图及破坏模式

图 9 显示了所有两端对拉试件在加载过程中的应变云图及最终破坏模式。对于钢筋混凝土试件，在加载初期，混凝土仅在主裂缝形成位置出现应变集中现象，其他区域的应变水平较低。在最终破坏时，混凝土中部形成了一条较宽的横向主裂缝，顶部和底部出现许多弯曲的斜裂缝（图 9（a））。裂缝形状的不规则性归因于较硬的粗骨料阻碍了混凝土中裂缝的扩展[35-36]。对于钢筋 ECC 试件，在加载初期，ECC 表面出现多处应变集中区域（图 9（d）、（f）和（g）），意味着出现了多条微裂缝。然而，得益于 PVA 纤维的桥联作用，这些微裂缝没有进一步扩展为宏观裂缝。随着横向主裂缝的形成，原受拉张紧的 ECC 突然断裂回缩，应变能瞬时释放，试件表面的微裂缝实现了“自愈”。在最终破坏时，ECC 表面仅出现 1 ~ 2 条平整的横向裂缝，整体性较好（图 9（b）~（g））。



(a) C40-500-0　(b) E30-500-2

(c) E40-500-2　(d) E50-500-2

(e) E40-700-1.5　(f) E40-700-2

(g) E40-700-2.5

图 9　两端对拉试件的应变云图及破坏模式

Fig. 9　Strain contours and failure modes of double pull-out specimens

2.2 钢筋应变的分布规律

如图 10 所示，钢筋混凝土两端对拉试件的受力过程通常分为 3 个阶段，即弹性阶段、裂缝形成阶段和稳态开裂阶段。在弹性阶段，黏结滑移行为主要发生在试件两端的局部区段（定义为黏结应力传递长度 l_t）内，其余区段则保持钢筋与混凝土的变形协调状态，不产生黏结应力。如图 10(a)所示，钢筋应变（ε_s）在加载端达到最大值 ε_{s1}（式(1)）。受混凝土拉伸刚化（tension stiffening）效应的影响，钢筋的应变随其埋置深度的增加而减小，并在距加载端 l_t 处降至最小值 ε_{s2}（式(2)）。

$$\varepsilon_{s1}=\frac{\sigma_s}{E_s}=\frac{N}{A_sE_s} \tag{1}$$

$$\varepsilon_{s2}=\varepsilon_c=\frac{N}{A_cE_c+A_sE_s} \tag{2}$$

式中：N 为两端施加的拉拔力；σ_s 为钢筋应力；E_s 为钢材弹性模量；A_s 为钢筋横截面积；A_c 为混凝土/ECC 的横截面积；E_c 为混凝土/ECC 的弹性模量；ε_c 为混凝土/ECC 的平均应变，可以通过试件的平衡方程计算：

$$N=A_c\sigma_c+A_s\sigma_s \tag{3}$$

假定钢筋和 ECC 在拉伸方向的应力 - 应变关系是线性的[28]，即

$$\sigma_s=E_s\varepsilon_s \tag{4}$$

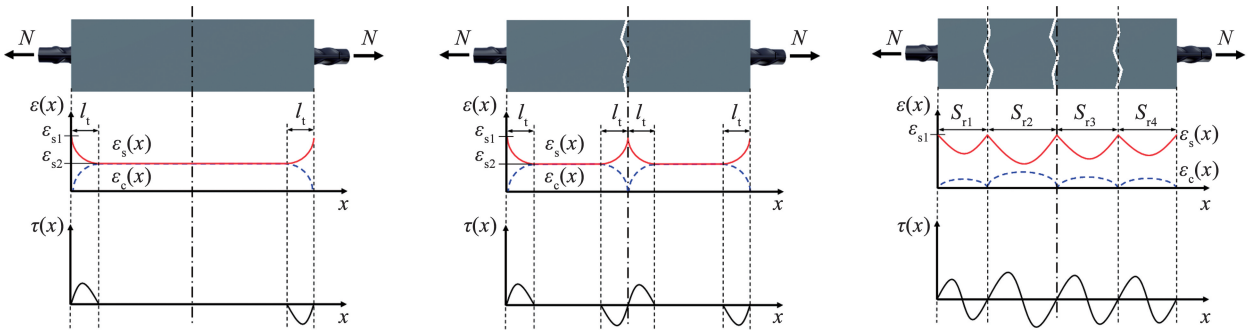
$$\sigma_c=E_c\varepsilon_c \tag{5}$$

将式(4)、(5)代入式(3)得

$$\varepsilon_c=\frac{N-E_sA_s\varepsilon_s}{E_cA_c} \tag{6}$$

随着拉拔荷载的增大，传递到混凝土上的应力最终超过其抗拉强度，导致混凝土在其最薄弱截面上形成第一条裂缝，两端对拉试件进入裂缝形成阶段。如图 10(b)所示，在裂缝截面处，钢筋无法通过黏结应力将荷载传递给混凝土，必须单独承担其全部，导致钢筋应变由 ε_{s2} 激增至 ε_{s1}。远离裂缝处，钢筋周围又出现混凝土，钢筋可以再次通过黏结应力将部分荷载传递给混凝土，这种情况一直持续到一个点（距开裂截面 l_t 处）。超过这个点，钢筋和混凝土重新达到变形协调状态。

随着荷载进一步增大，在第一条裂缝两侧的应变协调区中出现第二条裂缝；同理，第三、四条裂缝依次出现，各裂缝之间的距离为 S_r。如图 10(c)所示，当裂缝间距满足 $l_t<S_r<2l_t$ 时，试件进入稳态开裂阶段[37-38]。在此阶段，尽管拉拔荷载持续增加，试件裂缝数量没有进一步增加，这是由于裂缝间距不足以使混凝土中的应力超过其抗拉强度。



(a) 弹性阶段　(b) 裂缝形成阶段　(c) 稳态开裂阶段

图 10　两端对拉试件的应变及黏结应力分布

Fig. 10　Distribution of strain and bond stress of double pull-out specimens

图 11 为本研究两端对拉试件在加载过程中钢筋应变沿锚固长度的分布规律，其中，实线和虚线分别为应变片和分布式光纤的测试结果。可以看出，应变片和分布式光纤测得的钢筋应变整体分布趋势一致，但应变片结果仅能反应钢筋部分位置的应变，相邻测点间存在大量盲区，无法准确测量开裂截面处的钢筋应变。分布式光纤的结果表明，在加载初期，钢筋应变曲线在加载端附近较为陡峭，而在其余区域相对平缓。随着两端拉拔荷载的增大，ECC 在其最薄弱截面处出现第一批横向裂缝，开裂位置原本由这部分基体承担的荷载逐渐向钢筋转移，导致钢筋应变激增。图 12 对比了两端对拉试件在裂缝截面处的钢筋应变（ε_1）与裸钢筋在相同荷载水平下的应变（ε_2）。结果表明，3 种荷载水平下的 ε_1 均低于 ε_2，说明即使在开裂截面处，也有一定的应力从钢筋向周围仍然完整的 ECC 部分传递。

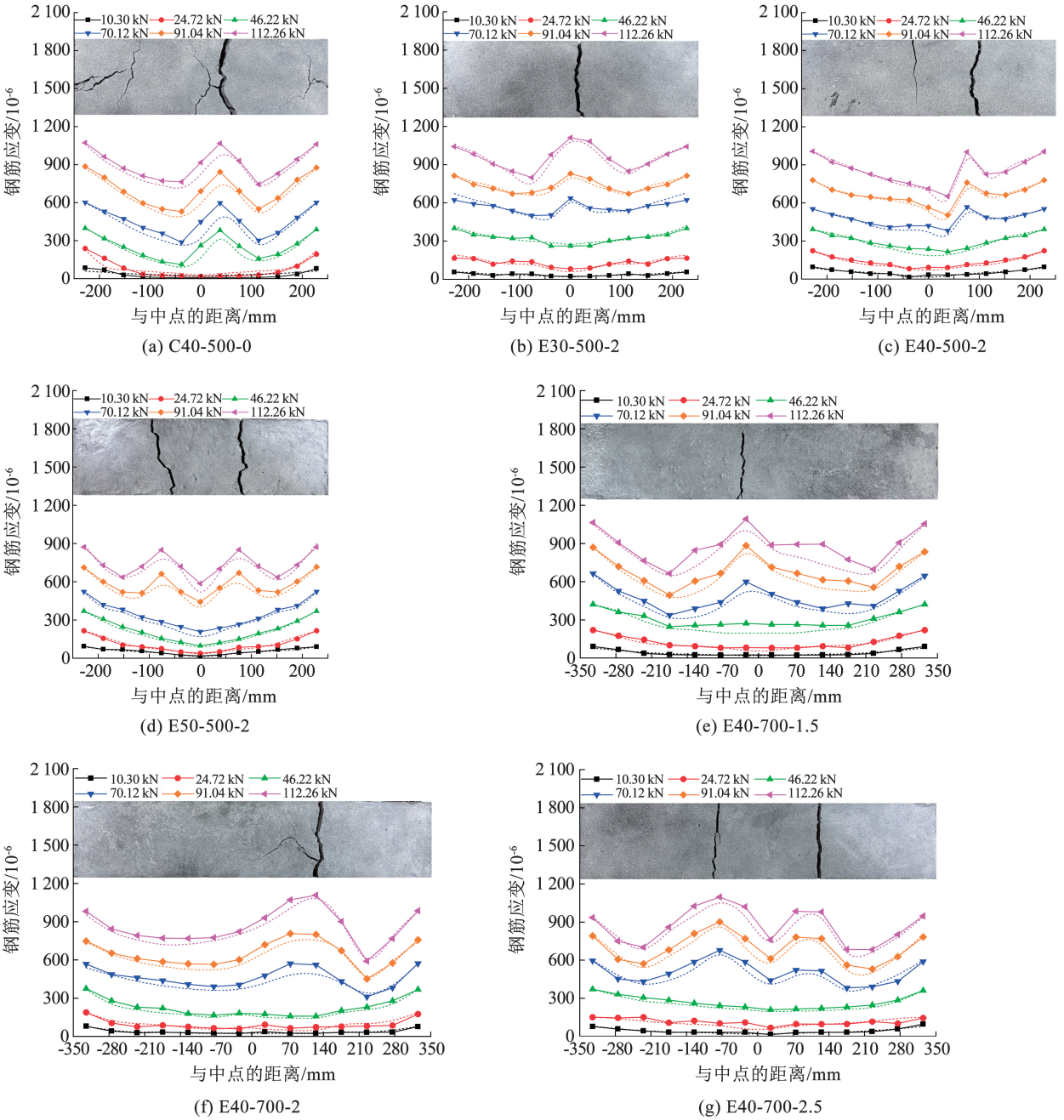


图 11　钢筋应变沿锚固长度的分布

Fig. 11　Distribution of rebar strain along anchorage length

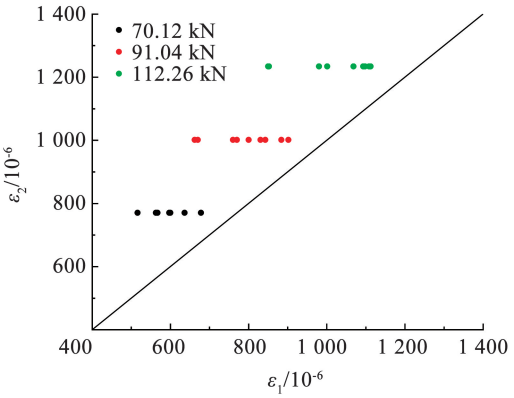


图 12　不同荷载水平下 ε_1 和 ε_2 的对比

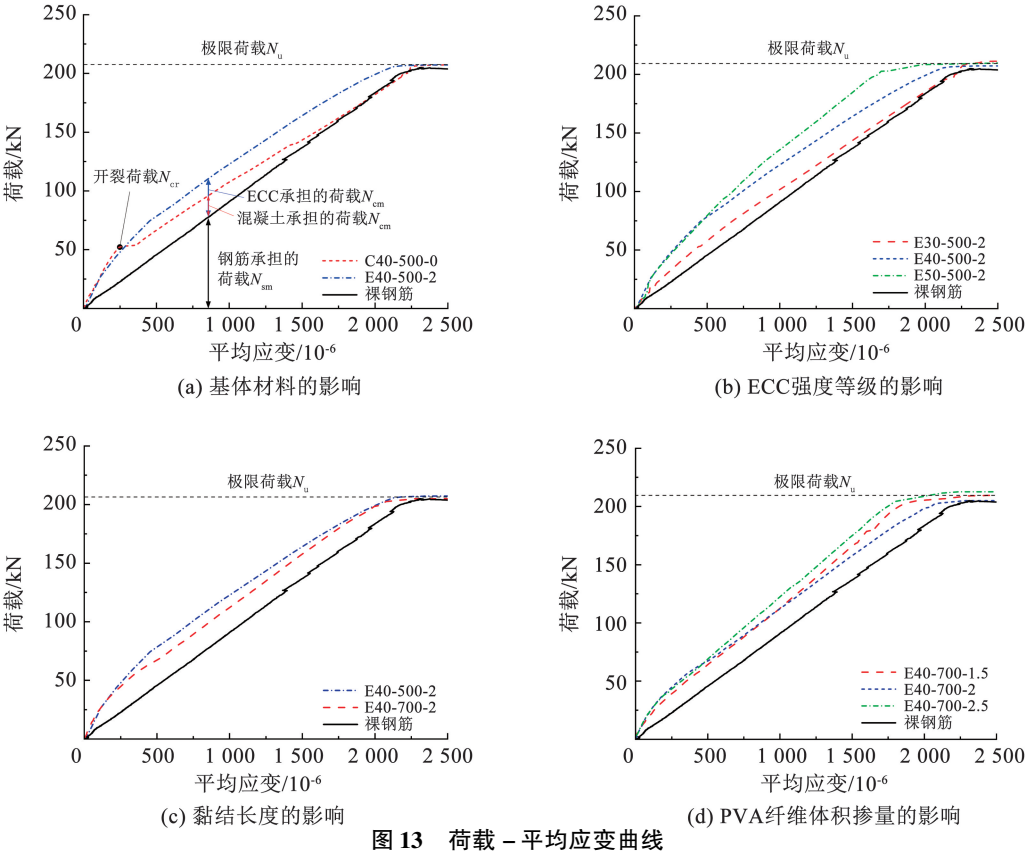
Fig. 12　Comparison of ε_1 and ε_2 under different load levels

2.3　荷载 – 平均应变关系

图 13 为本研究两端对拉试件的荷载（N）– 平均应变（σ_{sm}）曲线。可以看出，在初始加载阶段，钢筋混凝土试件的 $N-\sigma_{sm}$ 曲线几乎为线弹性。当荷载增至开裂荷载（N_{cr}）时，曲线呈现近似水平段，标志着试件进入裂缝形成阶段。此后，钢筋混凝土试件裂成许多不同长度的混凝土块，并进入稳态开裂阶段，此时，$N-\sigma_{sm}$ 曲线恢复线性增长直至钢筋屈服，达到极限荷载（N_u）。与普通混凝土不同，ECC 的多缝开裂和应变硬化特性导致其与钢筋的协同受力机制存在显著差异。具体表现为钢筋 ECC 试件的 $N-\sigma_{sm}$ 曲线在达到极限荷载之前未出现明显的

水平段,且曲线的斜率随荷载的增大而逐渐降低,直至达到极限荷载。

为了衡量两端对拉试件中基体材料的抗拉贡献,通过从试件总荷载中扣除相同应变下裸钢筋的承载力,得到混凝土/ECC 承担的荷载(N_{cm})与平均应变间的关系(图 14)。

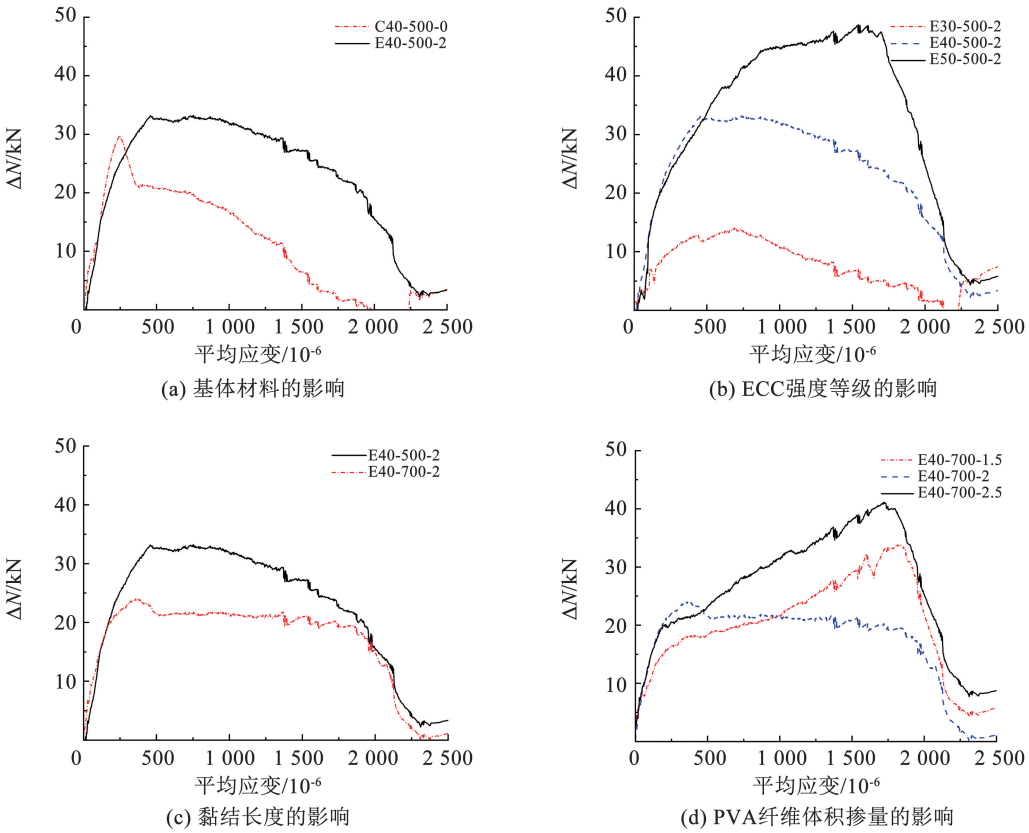


(a) 基体材料的影响 (b) ECC强度等级的影响

(c) 黏结长度的影响 (d) PVA纤维体积掺量的影响

图 13 荷载 – 平均应变曲线

Fig. 13 Load-average strain curves



(a) 基体材料的影响 (b) ECC强度等级的影响

(c) 黏结长度的影响 (d) PVA纤维体积掺量的影响

图 14 基体材料承担的荷载 – 平均应变曲线

Fig. 14 Load-average strain curves of matrix material

从图 14(a)可以看出，对于抗压强度和黏结长度相同的 ECC 试件和普通混凝土试件，在弹性阶段，二者的 N_{cm} 差异不大；在裂缝形成阶段和稳态开裂阶段，ECC 试件在给定应变下的 N_{cm} 显著高于普通混凝土试件，说明 ECC 参与工作的程度更高，与钢筋有更优异的黏结性能。如图 14(b)和 14(c)所示，两端对拉试件在给定应变下的 N_{cm} 随 ECC 抗压强度的增大而增大，随试件黏结长度的增大而减小，说明可以通过提高 ECC 的强度等级或降低试件的黏结长度改善钢筋 – ECC 的界面黏结性能。如图 14(d)所示，当 PVA 纤维体积掺量由 1.5% 增至 2.0% 时，ECC 的抗拉贡献增幅有限，并在加载后期趋于弱化；而当 PVA 掺量提升至 2.5% 时，试件在给定应变下的 N_{cm} 出现了较大的提升。

2.4　黏结应力分布规律

为研究钢筋与 ECC 之间的黏结应力沿锚固长度的分布规律，选取长度为 dx 的钢筋微段进行受力分析，如图 15 所示。假设黏结应力在微段内均匀分布[39-40]，可建立以下平衡方程：

$$\tau \mathrm{d}x \times \pi d_s + A_s\sigma_s = A_s(\sigma_s + \mathrm{d}\sigma_s) \tag{7}$$

式中：τ 为黏结应力，dσ_s 为钢筋微段两端的应力差。

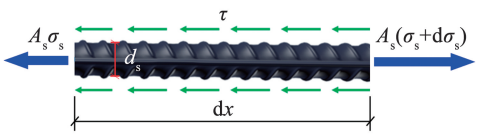


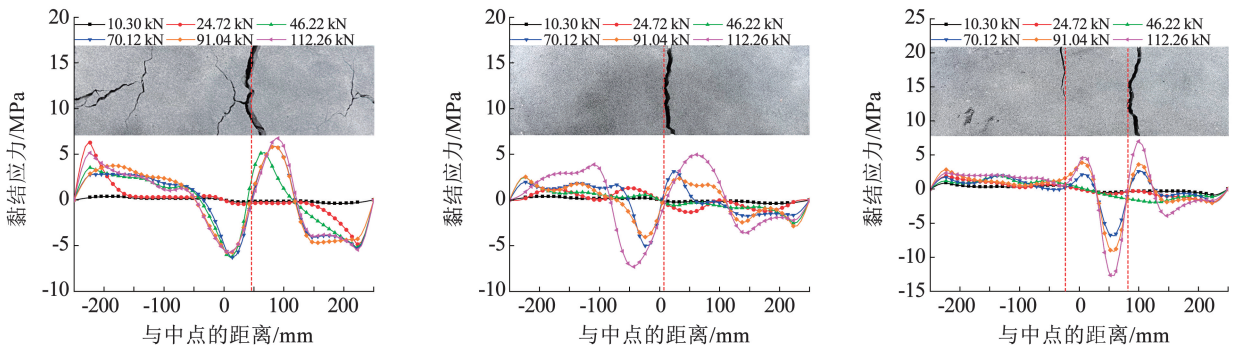
图 15　钢筋微段平衡条件

Fig. 15　Equilibrium conditions of rebar micro-segment

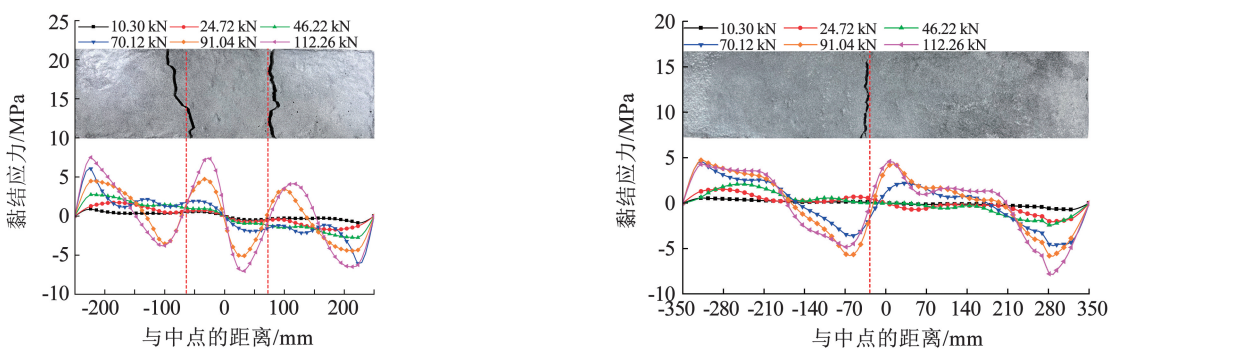
在微段中，钢筋可以假设为线弹性材料[28]。dσ_s 可由钢筋微段两端的应变差 dε 与钢材弹性模量 E_s 的乘积求得。由此，可得微段平均黏结应力计算公式：

$$\tau = \frac{A_s}{\pi d_s}\frac{\mathrm{d}\sigma_s}{\mathrm{d}x} = \frac{d_s}{4}\frac{\mathrm{d}\sigma_s}{\mathrm{d}x} = \frac{d_s E_s \mathrm{d}\varepsilon}{4\mathrm{d}x} \tag{8}$$

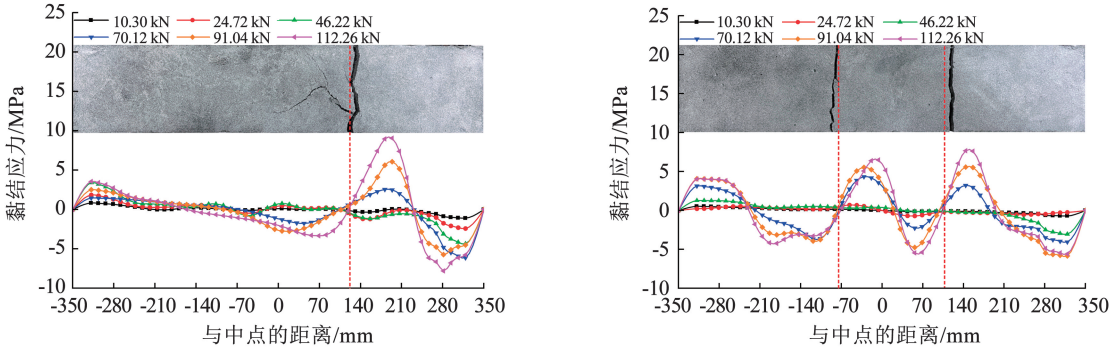
分布式光纤可以实现钢筋应变的连续采集，更适用于黏结应力的计算。基于测点两端的应变差，可以使用式(8)计算该区段的平均黏结应力；使用平滑的曲线连接各位置的黏结应力，可以得到两端对拉试件的黏结应力沿锚固长度的分布曲线，如图 16所示。可以看出，在荷载水平较低时(0 ~ 24.72 kN)，钢筋混凝土试件的黏结应力仅分布于加载端附近区域，其余部分的黏结应力值为 0，呈现出典型的弹性阶段分布特征(图 16(a))；相比之下，钢筋 ECC 试件在黏结较深的位置也出现了黏结应力分布，这一现象主要归因于 ECC 在加载初期即形成了较多的微裂缝(图 9(d)、(f)和(g))。随着荷载的增大，所有试件表面均出现宽度较大的横向主裂缝，且裂缝截面处的黏结应力为 0。在相邻裂缝截面之间(或加载端至裂缝截面之间)，黏结应力从 0 开始，先攀升至一个局部峰值，随后逐渐减小至 0，继而反向发展，增至另一个局部峰值，最后再逐渐减小至 0。



(a) C40-500-0　(b) E30-500-2　(c) E40-500-2



(d) E50-500-2　(e) E40-700-1.5



(f) E40-700-2　　(g) E40-700-2.5

图 16　黏结应力沿锚固长度的分布

Fig. 16　Distribution of bond stress along anchorage length

对比图 16(a)和 16(c)可知,在抗压强度相近的条件下,ECC 试件的黏结应力变化范围(-12.63 ~ 7.02 MPa)高于普通混凝土试件(-6.30 ~ 6.74 MPa),表明 ECC 与带肋钢筋间的黏结性能优于普通混凝土。如图 16(b) ~ (d)所示,在相同的荷载等级下,随着 ECC 抗压强度由 37.51 MPa 提高到 46.88 MPa,试件表面裂缝数量由一条增至两条;当抗压强度进一步提升至 54.32 MPa 时,第二条裂缝的宽度更大,且加载端至该裂缝截面间的黏结应力分布曲线更陡峭。这主要是因为较高的基体强度通常伴随更显著的拉伸刚化效应[41],从而增强了钢筋 - ECC 界面的应力传递能力,使 ECC 中的拉应力更容易超过其开裂强度。如图 16(c)和 16(f)所示,在相同的荷载等级下,随着锚固长度从 500 mm 增至 700 mm,试件中部的黏结应力显著下降,而加载端附近的黏结应力增大。说明锚固长度越大,黏结应力在试件中的传递效果越差,应力越难传递到黏结较深的部位,这与 Bai 等[39]的研究结果一致。

3　结　论

1)ECC 在拉伸荷载下呈现应变硬化与多缝开裂特性,其与钢筋的黏结性能明显区别于普通混凝土。DIC 结果表明:加载初期,ECC 试件表面出现较多的微裂缝,而混凝土试件仅在主裂缝形成位置出现应变集中;随着横向主裂缝的形成,原受拉张紧的 ECC 突然断裂回缩,应变能瞬时释放,最终 ECC 表面仅形成 1 ~ 2 条宏观裂缝,表现出优异的裂缝控制能力。

2)加载初期,钢筋混凝土试件的黏结应力集中分布于加载端附近的传递长度内;相比之下,ECC 的多缝开裂机制使其在黏结较深的位置也产生黏结应力;随着荷载的增大,混凝土试件和 ECC 试件均形成宽度较大的横向主裂缝,裂缝截面处的钢筋应变显著高于周围区域,且黏结应力为 0。

3)钢筋混凝土试件的拉伸荷载 - 平均应变曲线呈现典型的 3 阶段特征:首先呈线弹性增长;达到开裂荷载后,曲线出现短暂的水平段;随后恢复线性增长直至钢筋屈服。相比之下,钢筋 ECC 试件的荷载 - 平均应变曲线在达到极限荷载前未出现明显的水平段,曲线的斜率没有明显的突降,而是随着荷载的增大而逐渐减小。

4)在强度等级和黏结长度相同的情况下,钢筋 ECC 试件中基体材料参与工作的程度显著高于钢筋混凝土试件。在相同的应变水平下,试件中 ECC 承担的荷载随 ECC 强度等级的提高而增大,随黏结长度的增大而减小,表明可通过提高 ECC 强度等级或降低试件黏结长度来改善钢筋 - ECC 界面黏结性能。提高 PVA 纤维体积掺量对 ECC 抗拉贡献的提升有限,掺量达 2.5% 时才有明显改善。

5)本研究可为实际工程中变形钢筋在 ECC 中的黏结锚固设计提供一定的参考价值和理论依据,但受限于试件尺寸,未涉及裂缝间距的影响分析。后续将针对尺寸更大的钢筋 ECC 构件开展受弯试验,系统研究 ECC 的多缝开裂及应变硬化特性对构件平均裂缝间距的影响;同时结合有限元方法,深入揭示 ECC 和钢筋间的黏结破坏机制和开裂机制。

参考文献

[1] Fahmy M F M, Ahmed S E A S, Wu Z. Bar surface treatment effect on the bond-slip behavior and mechanism of basalt FRP bars embedded in concrete[J]. Construction and Building Materials, 2021, 289: 122844. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.122844

[2] Liu Hongtao, Chen Wenxiao, Guo Ruojiao, et al. Theoretical and numerical study on the bond behavior between reinforcing steel and concrete[J]. Journal of Building Engineering, 2024, 90: 109398. DOI: 10.1016/j.jobe.2024.109398

[3] 赵卫平, 李雪菡, 龙彬, 等. 钢筋混凝土梁柱边节点滞回性能数值模拟[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2024, 56(2): 37
Zhao Weiping, Li Xuehan, Long Bin, et al. Numerical simulation of the hysteretic performance of exterior reinforced concrete beam-

column joints[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2024, 56(2): 37. DOI: 10.11918/202211015

[4]赵卫平，钟琳，张珂，等. 钢筋煤矸石混凝土黏结性能试验研究与数值模拟[J]. 哈尔滨工业大学学报，2026，58(5)：192
Zhao Weiping, Zhong Lin, Zhang Ke, et al. Experimental study and numerical simulation on bond performance of reinforced coal gangue concrete[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2026, 58(5): 192. DOI: 10.11918/202503024

[5]Desnerck P, Lees J M, Morley C T. Bond behaviour of reinforcing bars in cracked concrete[J]. Construction and Building Materials, 2015, 94: 126. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.06.043

[6]赵卫平. 横向压力对钢筋与混凝土黏结性能的影响[J]. 工程力学，2012，29(4)：168
Zhao Weiping. Impacts of transverse pressure on bond capability of bars in concrete[J]. Engineering Mechanics, 2012, 29(4): 168

[7]Bai Yinghua, Zhang Deyue, Shen Kang, et al. Experimental study and numerical simulation on the bonding properties of rubber concrete and deformed steel bar[J]. Construction and Building Materials, 2023, 383: 131416. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.131416

[8]高向玲，李杰. 钢筋与钢－碳纤维混杂纤维增韧混凝土黏结性能试验[J]. 建筑结构，2008(6)：102
Gao Xiangling, Li Jie. Experimental study of bond performance between deformed bar and steel carbon hybrid fiber reinforced concrete[J]. Building Structure, 2008(6): 102. DOI: 10.19701/j.jzjg.2008.06.030

[9]Yu Xiaotong, Robuschi S, Fernandez I, et al. Numerical assessment of bond-slip relationships for naturally corroded plain reinforcement bars in concrete beams[J]. Engineering Structures, 2021, 239: 112309. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.112309

[10]Li V C, Wu H C, ChanYinwen. Effect of plasma treatment of polyethylene fibers on interface and cementitious composite properties[J]. Journal of the American Ceramic Society, 1996, 79(3): 700. DOI: 10.1111/j.1151－2916.1996.tb07932.x

[11]Li V C, Wang Shuxin, Wu C. Tensile strain-hardening behavior of polyvinyl alcohol engineered cementitious composite (PVA-ECC)[J]. Materials Journal, 2001, 98(6): 483. DOI: 10.14359/10851

[12]Li V C. 高延性纤维增强水泥基复合材料的研究进展及应用[J]. 硅酸盐学报，2007，35(4)：531
Li V C. Research progress and application of high ductility fiber reinforced cement-based composites[J]. Journal of Silicate, 2007, 35(4): 531. DOI: 10.14062/j.issn.0454－5648.2007.04.026

[13]Meng Dan, Lee C, Zhang Y. Flexural and shear behaviours of plain and reinforced polyvinyl alcohol-engineered cementitious composite beams[J]. Engineering Structures, 2017, 151: 261. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.08.036

[14]陈全胜，侯圣均，蒋晨晨，等. 钢－混凝土－ECC 组合梁受弯性能试验研究与有限元分析[J]. 建筑结构学报，2022，43(增刊 1)：136
Chen Quansheng, Hou Shengjun, Jiang Chenchen, et al. Experimental research and FEA on bearing capacity under negative moment of steel-concrete-ECC composite beams[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(S1): 136. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2022.S1.0015

[15]Zhu Jixiang, Weng Kefan, Huang Botao, et al. Ultra-high-strength engineered cementitious composites (UHS-ECC) panel reinforced with FRP bar/grid: development and flexural performance[J]. Engineering Structures, 2024, 302: 117193. DOI: 10.1016/j.engstruct.2023.117193

[16]Xu Lingyu, Huang Botao, Lao Jiancong, et al. Tensile over-saturated cracking of ultra-high-strength engineered cementitious composites (UHS-ECC) with artificial geopolymer aggregates[J]. Cement and Concrete Composites, 2023, 136: 104896. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2022.104896

[17]Huang Botao, Wu Jiaqi, Yu Jing, et al. Seawater sea-sand engineered/strain-hardening cementitious composites (ECC/SHCC): assessment and modeling of crack characteristics[J]. Cement and Concrete Research, 2021, 140: 106292. DOI: 10.1016/j.cemconres.2020.106292

[18]钱辉，王玉敬，康莉萍. 复合配筋增强工程水泥基复合材料梁受弯性能试验研究[J]. 建筑结构学报，2021，42(增刊 1)：277
Qian Hui, Wang Yujing, Kang Liping. Experimental study on flexural behaviors of engineered cementitious composites beams reinforced with hybrid bars[J]. Journal of Building Structures, 2021, 42(S1): 277. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.S1.0031

[19]Bandelt M, Billington S. Impact of reinforcement ratio and loading type on the deformation capacity of high-performance fiber-reinforced cementitious composites reinforced with mild steel[J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142(10): 04016084. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943－541X.0001562

[20]Zhang R, Matsumoto K, Hirata T, et al. Application of PP-ECC in beam-column joint connections of rigid-framed railway bridges to reduce transverse reinforcements[J]. Engineering Structures, 2015, 86: 146. DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.01.005

[21]张富文，李向民，王卓琳，等. 纤维增强水泥基复合材料加固震损 RC 框架抗震性能试验研究[J]. 建筑结构学报，2017，38(6)：61
Zhang Fuwen, Li Xiangmin, Wang Zhuolin, et al. Experimental study on seismic behavior of earthquake-damaged RC frame strengthened by ECC[J]. Journal of Building Structures, 2017, 38(6): 61. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2017.06.007

[22]Lee W S, Kang S, Tan H K, et al. Experimental and analytical investigation on bond-slip behaviour of deformed bars embedded in engineered cementitious composites[J]. Construction and Building Materials, 2016, 127: 494. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2016.10.036

[23]Deng Mingke, Pan Jiaojiao, Sun Hongzhe. Bond behavior of steel bar embedded in engineered cementitious composites under pullout load[J]. Construction and Building Materials, 2018, 168: 705. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.02.165

[24]Cai Jingming, Pan Jinlong, Tan Jiawei, et al. Bond behaviours of deformed steel rebars in engineered cementitious composites (ECC) and concrete[J]. Construction and Building Materials, 2020, 252: 119082. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.119082

[25]Wang Hailong, Sun Xiaoyan, Peng Guangyu, et al. Experimental study on bond behaviour between BFRP bar and engineered cementitious composite[J]. Construction and Building Materials, 2015, 95: 448. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2015.07.135

[26]崔双双，孟瑶，陈伟宏，等. 高应变率荷载作用下钢筋与 ECC 的黏结滑移关系研究[J]. 振动与冲击，2024，43(1)：71

Cui Shuangshuang, Meng Yao, Chen Weihong, et al. Bond-slip relation between rebars and ECC under high strain rate load[J]. Journal of Vibration and Shock, 2024, 43(1): 71. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2024.01.009

[27] Zheng Yue, Kang Xi, Zhang Zongyu, et al. Study on bond-slip behavior of ribbed steel bars in engineered cementitious composites concrete: experimental analysis, constitutive model and refined finite element model[J]. Construction and Building Materials, 2025, 463: 140100. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2025.140100

[28] Abrishami H H, Mitchell D. Analysis of bond stress distributions in pullout specimens[J]. Journal of Structural Engineering, 1996, 122(3): 255. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1996)122:3(255)

[29] 高向玲. 高性能混凝土与钢筋黏结性能的试验研究及数值模拟[D]. 上海: 同济大学, 2003
Gao Xiangling. Experimental study and numerical simulation on bond behavior between high performance concrete and steel bar[D]. Shanghai: Tongji University, 2003

[30] GB/T 228.1—2021 金属材料 拉伸试验 第1部分: 室温试验方法[S]
GB/T 228.1—2021 Metallic materials-tensile testing-Part 1: method of test at room temperature[S]

[31] GB/T 50081—2019 混凝土物理力学性能试验方法标准[S]
GB/T 50081—2019 Standard for test methods of concrete physical and mechanical properties[S]

[32] 赵卫平, 王磊, 项荣军, 等. ECC-混凝土叠合梁弯曲试验及裂缝发展的分形表征[J]. 桥梁建设, 2024, 54(4): 37
Zhao Weiping, Wang Lei, Xiang Rongjun, et al. Fractal characterization of flexural performance and crack propagation of ECC-concrete composite girder[J]. Bridge Construction, 2024, 54(4): 37. DOI: 10.20051/j.issn.1003-4722.2024.04.006

[33] JGJ/T 70—2009 建筑砂浆基本性能试验方法标准[S]
JGJ/T 70—2009 Standard for test method of basic properties of construction mortar[S]

[34] Recommendations for design and construction of ultra high strength fiber reinforced concrete structures (draft) Japan Society of Civil Engineers (2004)[S]

[35] Wang Jinli, Chen Jialong, Liu Min. Theoretical model for spontaneous combustion gangue coarse aggregate concrete filled steel tube stub columns[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2024, 213: 108353. DOI: 10.1016/j.jcsr.2023.108353

[36] Wang Jinli, Chen Jialong, Liu Min. Theoretical model for CFRP-confined spontaneous combustion gangue coarse aggregate concrete-filled steel tube stub columns under axial compression[J]. Construction and Building Materials, 2024, 415: 135113. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2024.135113

[37] Bado M F, Casas J R, Kaklauskas G. Distributed sensing (DOFS) in reinforced concrete members for reinforcement strain monitoring, crack detection and bond-slip calculation[J]. Engineering Structures, 2021, 226: 111385. DOI: 10.1016/j.engstruct.2020.111385

[38] Kaklauskas G, Ramanauskas R, Jakubovskis R. Mean crack spacing modelling for RC tension elements[J]. Engineering Structures, 2017, 150: 843. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.07.090

[39] Bai Yinghua, Zhang Deyue, Shen Kang, et al. Experimental study and numerical simulation on the bonding properties of rubber concrete and deformed steel bar[J]. Construction and Building Materials, 2023, 383: 131416. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.131416

[40] 王博, 白国良, 李坚, 等. 钢筋与再生混凝土黏结应力分布的试验研究及理论分析[J]. 工业建筑, 2012, 42(4): 10
Wang Bo, Bai Guoliang, Li Jian, et al. Experimental and theoretical analysis of bond stress distribution between the rebar and the recycled concrete[J]. Industrial Construction, 2012, 42(4): 10. DOI: 10.13204/j.gyjz2012.04.012

[41] 陈国雄, 安茹, 符师桦. FRP 筋混凝土梁拉伸刚化效应模型研究[J]. 复合材料科学与工程, 2022(2): 11
Chen Guoxiong, An Ru, Fu Shihua. Modeling investigation of tension stiffening effect in FRP reinforced concrete beams[J]. Composites Science and Engineering, 2022(2): 11. DOI: 10.19936/j.cnki.2096-8000.20220228.002

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202502051

集中阻尼弦复频率方程的代数化

郑 罡,张永顺,张晓东,王梦丽,唐春霞

(山区桥梁及隧道工程国家重点实验室(重庆交通大学),重庆 400074)

摘 要:集中阻尼弦通常作为拉索-黏性阻尼器系统的最简模型,但其本征问题长期依赖于数值解法或特定情形下的近似解析解。针对该问题的解析求解,利用指数换元法导出含有任意项集中阻尼且均布置在有理数位置的复频率方程的等价代数形式。结果表明:阻尼的分数位决定所得代数方程的次数,进而决定原方程的解支数;每一解支下均具有无穷多解,其频率的差值由代数方程的最高次数确定,振动幅值随时间保持恒定的指数衰减;在代数方程可解析求解的情况下,即可给出原方程所有闭合形式的解析解。将有理数位集中阻尼弦的本征值求解等价于相应次数的代数方程求解,即二者求解复杂度相同,分析方法不受拉索简化模型的弦长、线密度、集中阻尼个数及其阻尼系数影响,适用范围为弦上所有有理数位置。通过与文献求解方法对比,验证了本文所得结果的正确性。

关键词:张紧弦;集中黏性阻尼;复频率方程;有理数位;代数表示

中图分类号:O321 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0039-09

Algebraization of complex frequency equation of lumped damping string

Zheng Gang, Zhang Yongshun, Zhang Xiaodong, Wang Mengli, Tang Chunxia

(State Key Laboratory of Mountain Bridge and Tunnel Engineering (Chongqing Jiaotong University), Chongqing 400074, China)

Abstract: A lumped damping string is commonly adopted as the simplest model for cable-viscous damper systems. However, its eigenproblem has long relied on numerical solutions or approximate analytical solutions in certain specific cases. For the analytical solution to this problem, this paper employed the exponential substitution method to derive an equivalent algebraic form of the complex frequency equation containing lumped damping at arbitrary terms and rational number locations. The results demonstrate that the fractional locations of the damping govern the degree of the derived algebraic equation, which in turn determines the number of solution branches for the original equation. Within each solution branch, there exist infinitely many solutions; the differences of their frequencies are determined by the highest degree of the algebraic equation; the vibration amplitude decays exponentially with a constant rate over time. When the algebraic equation is analytically solvable, it yields all closed-form analytical solutions for the original equation. This paper demonstrates that solving the eigenproblem for a lumped damping string at rational number locations is equivalent to solving an algebraic equation of the corresponding degree, meaning that both share the same computational complexity. The analytical method is independent of the string length, linear density, number of lumped dampers, and their damping coefficients in the simplified cable model. It applies to all rational number locations on the string. The correctness of the derived results is validated through comparison with solution methods in the literature.

Keywords: tensioned string; lumped viscous damping; complex frequency equation; rational number location; algebraic representation

斜拉索因柔度大、自阻尼低等特点[1-2],在环境激励下振动问题较为突出[3-4],工程中常采用安装辅助索[5]、气动措施[6]以及安装阻尼器等措施来抑制其振动。其中,安装阻尼器措施目前研究了考虑拉索刚度[7-8]、垂度[9]等因素和不同阻尼类型[10]的系统特性,为拉索振动控制设计提供了参考依据[11]。在将这些工程对象简化为力学模型后,带有线性黏性阻尼的张紧弦(集中阻尼弦)是较为基础的研究对象[12],可作为其减振特性的对比基准[13]。而集中阻尼弦的本征问题作为理解拉索-阻尼器系统动力特性的基础问题,近年来受到持续关注[12-15]。

集中阻尼弦本征问题的研究主要集中在求解复

收稿日期:2025-02-26;**录用日期**:2025-06-06;**网络首发日期**:2025-11-12
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20251112.1133.006
基金项目:国家自然科学基金(51978112,52178272);桥梁工程安全与韧性全国重点实验室开放基金(2024SKLBSR-DW014);重庆交通大学研究生科研创新项目(CYB25263)
作者简介:郑 罡(1972—),男,研究员,博士生导师
通信作者:张晓东,zhangxiaodong@cqjtu.edu.cn

本征值上。自 Carne[12] 给出小曲率假设下的近似解以来,研究人员采用类似方法得到若干理论成果。其中,Kovacs[13] 近似解出了一阶最优阻尼系数,Pacheco 等[14] 采用数值方法给出阻尼设计通用曲线,上述成果填补了早期工程应用的理论空白[15]。而随着研究深入,学者们意识到仅采用近似方法给出的一阶阻尼比来分析系统减振特性是不充分的或不完备的[16-18],开始寻找新的求解思路和方法。Krenk[16] 给出了模态阻尼比的迭代解,通过前若干阶阻尼比来评价解的精度。Main 等[17] 将复频率方程按照实部、虚部分离为两个实方程,并利用后者给出的数值结果讨论解的类型。Hoang 等[18] 和 Caracoglia 等[19] 分别将 Krenk 和 Main 的研究成果拓展到双集中阻尼弦系统,求解方法与单阻尼弦系统一致。上述成果具有重要理论价值和工程意义,如最早由 Pacheco 给出的模态阻尼曲线已写入规范[20]。

将工程对象抽象为力学模型后,首先面临运动方程的求解问题[4-5,9],其求解方法可归结为以下两种:导出超越函数形式的复频率方程,并利用该方程给出近似解或迭代解[16-19];利用数值方法直接求解运动方程,如有限元法、有限差分法等[21]。上述方法均以数值结果来分析系统振动特性,下面以前者为例展开阐述。近似解通常假设阻尼到弦端距离与弦长的比值为无穷小量,并利用该假设对方程化简后再求解[16,18],但工程中该比值通常为0.02~0.05[8-9],并非严格无穷小量,故计算精度受阻尼位置限制。迭代解通常将无阻尼弦本征值作为初始值[16,22],当迭代次数较多时可得到精度较高的数值结果,但解的完备性受原方程非线性程度和求解方法等因素影响。目前只能采用这些数值方法计算的原因之一是复频率方程中含有若干非线性项,如双曲函数项[23-24]。在形式上若实现超越方程的代数化转换,尽管可能面临求解高次方程,但仍可为解决原方程中因超越性项导致的数值多解性等问题提供新的理论路径。

近年来,有研究人员利用代数方程给出了若干闭合解[25-26],但受限于阻尼布置参数,目前仅能解析到弦上等间距设有3项阻尼的特定退化系统[27]。对于一般的集中阻尼弦系统,其代数化问题仍未得到较好解决。本研究将集中阻尼弦超越函数形式的复频率方程进行换元处理,导出其代数方程形式,并退化给出含有一项和两项阻尼时的显式表达式。将求解有理数阻尼位置的复超越方程,归结为求解相应次数的代数方程,其方程次数为有理数阻尼位置分母的最小公倍数。

关于"代数化"的术语界定:针对集中阻尼弦超越函数形式的复频率方程(含双曲函数等非多项式项),通过变量替换,将其严格转化为仅含多项式关系的代数方程形式。此过程在保持解集等价性的前提下,实现原方程超越性项消除,本文称该过程为"代数化"。

1 问题描述

1.1 运动方程

如图1所示,设有 n 项集中线性黏性阻尼的张紧弦,阻尼的线性黏滞系数 $\tilde{c}_i \geqslant 0, i = 1,2,3,\cdots,n$,线质量密度 $\tilde{m}$、张力 $\tilde{T}$、弦长 $\tilde{l}$ 均为常数,边界条件为两端固定。阻尼位置 $\tilde{x}_i$ 满足 $0 < \tilde{x}_i < \tilde{x}_{i+1} < \tilde{l}$。

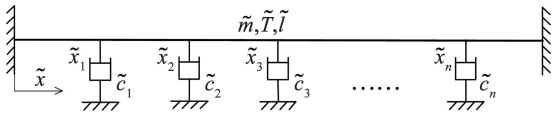


图1 设有集中黏性阻尼的张紧弦

Fig. 1 Tensioned string with lumped viscous damping

设弦的响应函数为 $\tilde{w} = \tilde{w}(\tilde{x},\tilde{t})$,则运动方程

$$-\tilde{T}\frac{\partial^2 \tilde{w}(\tilde{x},\tilde{t})}{\partial \tilde{x}^2} + \tilde{m}\frac{\partial^2 \tilde{w}(\tilde{x},\tilde{t})}{\partial \tilde{t}^2} = -\frac{\partial \tilde{w}(\tilde{x},\tilde{t})}{\partial \tilde{t}}\sum_{i=1}^{n}\tilde{c}_i\tilde{\delta}(\tilde{x}-\tilde{x}_i) \tag{1}$$

式中 $\tilde{\delta}(\tilde{x}-\tilde{x}_i)$ 为狄拉克函数。以上参数均为有量纲基本物理量。式(1)两端同乘 $\tilde{l}^2/\tilde{T}$,并换元得

$$\tilde{t} = t\sqrt{\frac{\tilde{m}\tilde{l}^2}{\tilde{T}}} = \frac{t}{\tilde{\omega}},\ \tilde{x} = x\tilde{l},\ \tilde{c}_i = c_i\sqrt{\tilde{m}\tilde{T}},\ \tilde{w} = w\tilde{l} \tag{2}$$

式中不加上标的物理量为无量纲参数。将式(2)代入式(1)得

$$-\frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w(x,t)}{\partial t^2} = -\frac{\partial w(x,t)}{\partial t}\sum_{i=1}^{n}c_i\delta(x-x_i) \tag{3}$$

该式即为集中阻尼弦的无量纲运动方程。式(3)的解通过式(2)进行线性变换可转化为式(1)的解。

1.2 复频率方程

设式(3)位移函数

$$w(x,t) = \phi(x)\cdot e^{pt} \tag{4}$$

式中:$\phi(x)$ 为复本征函数,p 为复本征值。将式(4)代入式(3)得到关于 $\phi(x)$ 的常微分方程,即

$$-\phi''(x) + p^2\phi(x) = -p\phi(x)\sum_{i=1}^{n}c_i\delta(x-x_i) \tag{5}$$

式(5)解可由格林函数的和函数表示[28]。设权

重为 $-p\phi(x_i)$，式(5)中 $\phi(x)$ 可以表示为

$$\phi(x) = -p\sum_{i=1}^{n}\phi(x_i)G_i(x) \tag{6}$$

式中 $G_i(x)$ 为零边界条件下的阻尼系数 c_i 非 0 时对应的格林函数。$G_i(x)$ 作为式(6)的和项应满足

$$-G_i''(x)+p^2G_i(x)=c_i\delta(x-x_i) \tag{7}$$

对式(7)行拉氏正、逆变换，并利用零位移边界条件，得到格林函数的显式表达式

$$G_i(x)=[c_i/(p\sinh p)]\sinh p(1-x_i)\sinh px - [\mu(x-x_i)c_i/p]\sinh p(x-x_i) \tag{8}$$

式中 $\mu(x-x_i)$ 为单位阶跃函数。令式(6)在阻尼位置 $x=x_r$ 处取值，移项整理可得

$$\sum_{i=1}^{n}[\delta_{ir}+pG_i(x_r)]\cdot\phi(x_i)=0 \tag{9}$$

式中 δ_{ir} 为克罗内克尔记号。式(9)为位移协调条件可表示为关于 $\phi(x_i)$ 的 n 元一次齐次线性方程组，系数矩阵为

$$\boldsymbol{H}+\boldsymbol{I}=\begin{bmatrix}a_{11}&a_{12}&\cdots&a_{1n}\\a_{21}&a_{22}&\cdots&a_{2n}\\\vdots&\vdots&&\vdots\\a_{n1}&a_{n2}&\cdots&a_{nn}\end{bmatrix},a_{ir}=h_{ir}+\delta_{ir} \tag{10}$$

式中：$\boldsymbol{I}$ 为单位矩阵；矩阵 $\boldsymbol{H}$ 内元素 $h_{ir}=pG_i(x_r)$，其物理意义为第 i 项阻尼所引起的规范化的位移函数在弦上第 r 项阻尼处的取值。式(9)存在非平凡解的充要条件是式(10)的行列式为 0，即

$$\det(\boldsymbol{H}+\boldsymbol{I})=0 \tag{11}$$

式(11)即为集中阻尼弦超越函数形式的复频率方程，求解该式可以得到第 I 类本征解[23]。

1.3　代数化问题

注意到式(11)中参数可分为 3 类，即阻尼系数、阻尼位置以及复本征值，故可将式(11)记为

$$g_n(c_1,\cdots,c_n;x_1,\cdots,x_n;p)=0 \tag{12}$$

下标 n 表示阻尼数量。当阻尼系数、位置确定后，方程中只含未知量 p。若找到函数关系 $y=y(p)$，代入式(12)使其变成如下形式：

$$f_n(y)=b_0+b_1y+b_2y^2+\cdots+b_sy^s=0 \tag{13}$$

则复频率方程可由超越函数形式转化为代数函数形式，式中 s 为代数方程的最高次数。

代数化问题的提法为：对式(12)中超越函数进行形式变换，再对未知量 p 换元，并给出换元后的新方程，且该方程应满足式(13)形式。

2　复频率方程的代数化表示

设由关于复本征值 p 的双曲函数所组成的 n 阶对角矩阵

$$\boldsymbol{S}=\begin{bmatrix}\sinh p&&\\&\ddots&\\&&\sinh p\end{bmatrix} \tag{14}$$

式(10)系数矩阵的等号两端左乘式(14)，以化简元素 a_{ir} 中的分母部分。将系数矩阵表示为

$$\boldsymbol{D}=\boldsymbol{S}\cdot(\boldsymbol{H}+\boldsymbol{I}) \tag{15}$$

式(15)中，系数矩阵的通项为超越函数。若将通项由超越项换元表示为代数项，则复频率方程可由超越方程化为代数方程形式。

2.1　系数矩阵中通项的代数化表示

设式(15)中系数矩阵 $\boldsymbol{D}$ 的通项为 d'_{ir}，则

$$d'_{ir}=c_i\sinh p(1-x_i)\sinh px_r - \mu_{ir}c_i\sinh p\sinh p(x_r-x_i)+\delta_{ir}\sinh p \tag{16}$$

式中 μ_{ir} 为 $\mu(x_r-x_i)$ 的简写，下标 i、r 分别表示通项所在行、列。当所有的阻尼位置 $x_i(0<x_i<1)$ 均为有理数时，x_i 可表示为

$$x_i=\frac{m'_i}{s'_i},i=1,2,\cdots,n \tag{17}$$

式中：m'_i，s'_i 均为正整数，且有 $m'_i<s'_i$，坐标 x_i 为最简分式，无法约分。特别地，约定 $x_0=0$，$x_{n+1}=1$。

设 s 为所有 s'_i 的最小公倍数，记系数 q_i 满足

$$s=q_is'_i,i=1,2,\cdots,n \tag{18}$$

令 $m_i=q_im'_i$，则 x_i 亦可表示为

$$x_i=\frac{m'_i}{s'_i}=\frac{q_im'_i}{q_is'_i}=\frac{m_i}{s},i=1,2,\cdots,n \tag{19}$$

规定当 $i<r$ 时，阻尼位置满足 $0<x_i<x_r<1$。易知 $m_i<m_r$ 恒成立。

将式(19)代入式(16)并记 $z=p/s$，则有

$$d'_{ir}=c_i\sinh(s-m_i)z\sinh m_rz - \mu_{ir}c_i\sinh sz\sinh(m_r-m_i)z+\delta_{ir}\sinh sz \tag{20}$$

将式(20)中双曲函数展开为指数函数形式，并令 $u=s-m_i+m_r$，则有

$$d'_{ir}=c_i\frac{\mathrm{e}^{-uz}}{4}[\mathrm{e}^{2uz}-\mathrm{e}^{2(s-m_i)z}-\mathrm{e}^{2m_rz}+1]- \mu_{ir}c_i\frac{\mathrm{e}^{-uz}}{4}[\mathrm{e}^{2uz}-\mathrm{e}^{2sz}-\mathrm{e}^{2(m_r-m_i)z}+1]+ \delta_{ir}\frac{\mathrm{e}^{-sz}}{2}(\mathrm{e}^{2sz}-1) \tag{21}$$

式中除 e^{-uz} 和 e^{-sz} 的指数部分为负值外，其他指数项形式上均为正值。将 d'_{ir} 所在列同乘 $2\mathrm{e}^{(s+m_r)z}$、所在行同乘 $2\mathrm{e}^{-m_iz}$，记 $d_{ir}=4\mathrm{e}^{uz}d'_{ir}$，则式(21)化为

$$d_{ir}=c_i[\mathrm{e}^{2uz}-\mathrm{e}^{2(s-m_i)z}-\mathrm{e}^{2m_rz}+1]- \mu_{ir}c_i[\mathrm{e}^{2uz}-\mathrm{e}^{2sz}-\mathrm{e}^{2(m_r-m_i)z}+1]+ 2\delta_{ir}\mathrm{e}^{(m_r-m_i)z}(\mathrm{e}^{2sz}-1) \tag{22}$$

应注意式(11)要求式(15)的行列式必须为 0，而即使在复域内 $4\mathrm{e}^{uz}$ 为 0 都没有解。因此，由 d_{ir} 所

构成矩阵的行列式和式(15)的行列式结果相同。式(22)各项因式均为指数函数的正整数次方。设

$$y = \mathrm{e}^{2z} = \mathrm{e}^{2p/s} \tag{23}$$

则通项变为关于 y 的函数,即

$$\begin{aligned} d_{ir}(y) = {} & c_i(y^u - y^{s-m_i} - y^{m_r} + 1) - \\ & \mu_{ir}c_i(y^u - y^s - y^{m_r-m_i} + 1) + \\ & 2\delta_{ir}y^{(m_r-m_i)/2}(y^s - 1) \end{aligned} \tag{24}$$

根据所在行、列不同,式(24)又可具体表示为

$$d_{ir}(y) = \begin{cases} c_i(y^s - y^{s-m_i} - y^{m_r} + y^{m_r-m_i}), & i < r \\ (c_i + 2)y^s - c_i y^{s-m_i} - c_i y^{m_i} + c_i - 2, & i = r \\ c_i(y^u - y^{s-m_i} - y^{m_r} + 1), & i > r \end{cases} \tag{25}$$

至此,通项已由式(16)超越函数形式转化为式(25)关于 y 的代数函数形式。应注意通过上述换元过程将超越函数转化为关于新变量的代数函数,只是函数形式在发生改变,频率方程本身仍为复超越方程,其超越函数的本质并未改变。

2.2 复频率方程的代数函数形式

式(25)表示,$d_{ir}(y)$ 为代数项且不恒为 0,则由其组成的行列式必为代数方程。将式(25)代入式(15)并计算行列式,有

$$f_n(y) = \sum_{r_1,r_2,\cdots,r_n} (-1)^{\tau} d_{1r_1}(y)d_{2r_2}(y)\cdots d_{nr_n}(y) = 0 \tag{26}$$

式中:$r_1, r_2, \cdots, r_n$ 为自然数 $1, 2, \cdots, n$ 的一个排列,τ 为该排列的逆序数。至此,复频率方程已由式(10)的超越方程形式换元为式(26)关于新未知量 y 的代数方程形式。

前文提到,系数矩阵($\boldsymbol{H} + \boldsymbol{I}$)左乘了对角阵 $\boldsymbol{S}$,则式(26)中存在满足 $\sinh p$ 为 0 的解,是由代数化过程产生,这部分解不产生衰减振动。

当含有少数项阻尼时,可先推导式(11)的显式方程再进行代数化。以系统中含有一项、两项阻尼为例进行说明,当系统中含有两项阻尼时,无量纲化后系统形式如图 2 所示。

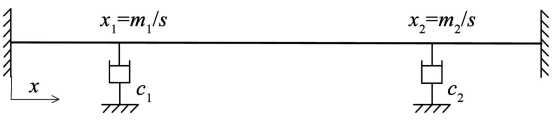


图 2 无量纲化后的双集中阻尼弦

Fig.2 String with double-lumped damping after non-dimensionalization

根据式(12)记号规则,图 2 系统超越形式的复频率方程简记为 $g_2(p)$。根据式(11)有

$$\begin{aligned} g_2(p) = {} & c_1c_2\sinh px_1\sinh px_2^*\sinh p(x_2 - x_1) + \\ & \sum_{i=1}^{2} c_i\sinh px_i\sinh px_i^* + \sinh p = 0 \end{aligned} \tag{27}$$

式中 $x_i^* = 1 - x_i$。将式(19)有理数阻尼位置坐标代入式(27),并根据式(23)换元过程,式(26)可退化为

$$f_2(y) = \boldsymbol{c}\cdot\boldsymbol{y} = 0 \tag{28}$$

式中系数向量 $\boldsymbol{c}$ 和未知量组成的向量 $\boldsymbol{y}$ 分别为

$$\boldsymbol{c} = [C_1C_2, -c_1C_2, c_2C_1', -C, C, -c_2C_1, c_1C_2', -C_1'C_2'] \tag{29}$$

$$\boldsymbol{y} = [y^s, y^{s-m_1}, y^{s-m_2}, y^{s-m_2+m_1}, y^{m_2-m_1}, y^{m_2}, y^{m_1}, 1]^{\mathrm{T}} \tag{30}$$

式(29)中,C, C_i, C_i' 作为简写分别表示

$$C = c_1c_2, C_i = c_i + 2, C_i' = c_i - 2, i = 1, 2 \tag{31}$$

式(28)为关于 y 的单变量实系数一元 s 次代数方程,即双集中阻尼弦复频率方程的代数形式。对于单集中阻尼弦,由式(25)中 $i = r$ 子式得

$$f_1(y) = (c_1 + 2)y^s - c_1y^{s-m_1} - c_1y^{m_1} + c_1 - 2 = 0 \tag{32}$$

该方程最早由文献[25]给出。易证,式(32)也可由式(28)中其中一项阻尼系数为 0 而退化得到。

通过式(28)、(32)可知,有理数阻尼位置(最简分式)分母的最小公倍数,即为代数方程的最高次数。因此,求解有理数位置的复频率方程可归结为求解相应次数的代数方程,其方程次数由不可约分数的分母决定。

根据式(23),可得复本征值 p 的表达式,其实部、虚部分别可记为

$$\begin{aligned} \mathrm{Re}(p_j) &= \frac{s}{2}\ln|y_j| \\ \mathrm{Im}(p_j) &= \frac{s}{2}\arg(y_j) + sk\pi \end{aligned} \tag{33}$$

式中:$\arg(\cdot)$ 为主幅角函数,常数 $k = 0, \pm 1, \cdots$,下标 j 表示式(26)中方程根的次序。

注意到当 $y = 1$ 时,式(28)、(32)均恒为 0,则分解因式($y - 1$)后方程次数降 1 次,即一元 $s - 1$ 次方程。则 $s \leqslant 5$ 时,利用求根公式可给出所有闭合解;当 $s > 5$ 时,除少数情况外仍需采用数值方法求解。

3 极限情况下的代数化表示

讨论如下极限情况:所有阻尼系数均趋于 0、均趋于无穷大。首先说明,二者在工程应用中一般均不会出现,而该力学模型本身并不排斥这类极限情形。为讨论完整起见,进行该类情况的代数化过程分析是有必要的。

3.1 阻尼为 0 时的代数方程

当所有阻尼的阻尼系数 $c_i, i = 1, \cdots, n$ 均趋于 0 时,集中阻尼弦退化为无阻尼弦,其相应的运动方程、复频率方程及其本征函数也依次分别退化。

此时,式(7)可退化为齐次线性微分方程:

$$-G_i''(x)+p_\alpha^2 G_i(x)=0 \tag{34}$$

式中使用 α 标识无阻尼弦。式(34)的通解可表示为

$$G_i(x)=u_1 e^{p_\alpha x}+u_2 e^{-p_\alpha x} \tag{35}$$

式中 u_1,u_2 为任意常数。利用零位移边界条件，排除 $G_i(x)\equiv 0$ 的平凡解，得

$$e^{2p_\alpha}-1=0 \tag{36}$$

式(36)为无阻尼弦的频率方程，该式亦可直接由波动方程导出，不再赘述。注意到若对式(36)中指数项进行换元，该式同样可表达为代数方程形式，这表明无阻尼弦的本征解同样可由代数方程给出。在复域内，式(36)的解可表示为

$$p_\alpha=\mathrm{j}\cdot\kappa_\alpha\pi,\ \kappa_\alpha=\pm1,\pm2,\cdots \tag{37}$$

在任意运动阶次下，式(37)的实部均为 0，表明只存在无衰减的自由振动。下面讨论无阻尼弦的本征函数。任意阻尼 c_i 均趋于 0 时，式(5)右端项为 0，可解得本征函数

$$\phi_\alpha(x)=\sinh(p_\alpha x)=\mathrm{j}\cdot\sin\kappa_\alpha\pi x \tag{38}$$

由以上推导可知，式(37)存在这样一部分解，其满足式(38)在所有阻尼位置处均为 0，即

$$\phi_{\alpha\nu}(x_i)=0,\ i=1,2,\cdots,n \tag{39}$$

式中使用 ν 标识，这部分解必可表示为

$$q_{\alpha\nu}=\mathrm{j}\cdot\kappa_{\alpha\nu}\pi,\ \kappa_{\alpha\nu}=\pm s,\pm 2s,\cdots \tag{40}$$

即在无阻尼弦本征解中满足在所有阻尼处本征函数均为驻点(如图 3)的那部分解。这些运动阶次对应的阻尼处位移、速度和阻尼力恒为 0，即为集中阻尼弦的第Ⅱ类本征解[23]。易知，这类解作为式(37)的部分解也必然可由式(36)给出。

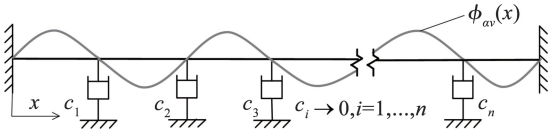


图 3　第Ⅱ类本征解对应的本征函数

Fig. 3　Eigenfunctions corresponding to type Ⅱ eigensolutions

应当注意，第Ⅱ类解与阻尼位置有关，即有理数阻尼位置分母的最小公倍数 s。当任一阻尼位置为无理数时，在标准代数框架下 s 并不存在，因此，采用式(23)换元方法不能给出式(40)。这表明当存在无理数阻尼位置时，第Ⅱ类解将全部消失。

3.2　阻尼无穷大时的代数方程

当阻尼系数趋近无限大时，通过数学归纳法可得该极限条件下式(12)的退化方程，即

$$\lim_{c_1,\cdots,c_n\to+\infty} g_n(p)=\prod_{r=i+1,0\leqslant i\leqslant n}\sinh p(x_r-x_i)=0 \tag{41}$$

式(41)为 $n+1$ 项双曲函数相乘形式，依次分别对应弦上自左向右 $n+1$ 个弦段。当仅含一项阻尼时，易证式(41)可退化为文献[17]所给形式。对式(41)代数化，具体如下。

将式(19)代入式(41)，并根据式(23)对其进行指数换元，则式(41)亦可表示为 $n+1$ 项因式相乘的代数形式，即

$$\lim_{c_1,\cdots,c_n\to\infty} f_n(y)=\prod_{r=i+1,0\leqslant i\leqslant n}(y^{m_r-m_i}-1)=0 \tag{42}$$

式中约定 $m_0=0, m_{n+1}=s$。式(42)可求出 $n+1$ 组方程根，依次分别对应弦上自左向右各弦段的本征解。

易知各弦段内均只存在无衰减自由振动，且振幅、相位等动力特性相互独立。阻尼所在位置作为各弦段端点，此处本征函数及其对应的挠曲函数均恒为 0，即为本征函数对应挠曲函数的驻点且不随运动阶次改变。若认为阻尼位置处形成固定边界条件，则原系统的振动响应大致如图 4 所示，但其合理性有待充分研究。

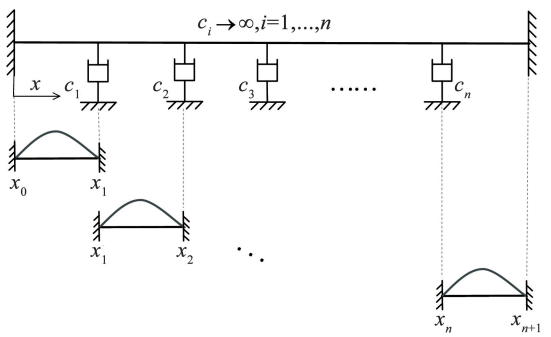


图 4　阻尼系数趋于无穷大时的振动响应

Fig. 4　Vibration response at condition of damping coefficient tending to infinity

为避免概念混淆，此处需明确，该极限情况下阻尼处虽为挠曲函数的驻点，但并不属于第Ⅱ类解，应认为是第Ⅰ类解的特殊情形，二者振动现象存在明显区别。第Ⅱ类解的本征函数在驻点处是连续且光滑的，被驻点分开的各段弦振动并不独立；而当阻尼为无穷大时，各弦段的振动相互独立。下文通过具体解析算例展开讨论。

4　五分点对称双集中阻尼弦

前面提到，当 $s\leqslant 5$ 时，可给出所有闭合解。因此，以五分点对称双集中阻尼弦系统(简称 S5)为例，讨论其代数化过程及其解的结构与性质。

系统 S5 两项阻尼的位置依次为 1/5、4/5，令阻尼系数相等并记为 c，以简化计算。设该系统复频率方程的超越形式和代数形式分别为 $g_{2,5}(p)$ 和 $f_{2,5}(y)$。根据式(27)可得

$$g_{2,5}(p)=c^2\sinh^2\frac{p}{5}\sinh\frac{3p}{5}+$$

$$2c\sinh\frac{p}{5}\sinh\frac{4p}{5}+\sinh p=0 \qquad (43)$$

对式(43)进行式(23)换元过程,则可将其化为关于新变量的代数方程,即

$$f_{2,5}(y)=b_0+b_1y+b_2y^2+b_3y^3+b_4y^4=0 \quad (44)$$

其中,系数 $b_i, i=0,\cdots,4$ 分别为

$$b_0=(c-2)^2, b_1=4-c^2, b_2=4,$$
$$b_3=4-c^2, b_4=(c+2)^2 \qquad (45)$$

式(44)中排除了 $y=1$ 的解,该式亦可由式(28)退化给出。特别地,当 c 趋于无穷大时,式(44)可退化为

$$\lim_{c\to\infty} f_{2,5}(y)=(y^2+y+1)(y-1)^2=0 \quad (46)$$

该式亦可由式(42)直接退化导出,不再赘述。

利用一元四次方程的求根公式,可得式(44)中未知量 y 关于 c 的根式解。利用式(33)的回代过程可给出系统 S5 的所有闭合解,即

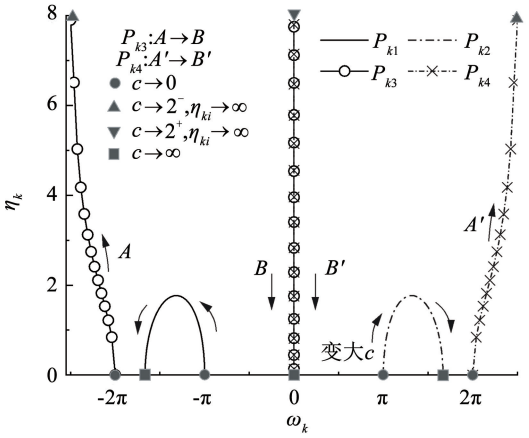
$$\sigma_{kj}=\mathrm{Re}(p_{kj})=\frac{5}{2}\ln|y_j|$$

$$\omega_{kj}=\mathrm{Im}(p_{kj})=\frac{5}{2}\arg(y_j)+5k\pi \qquad (47)$$

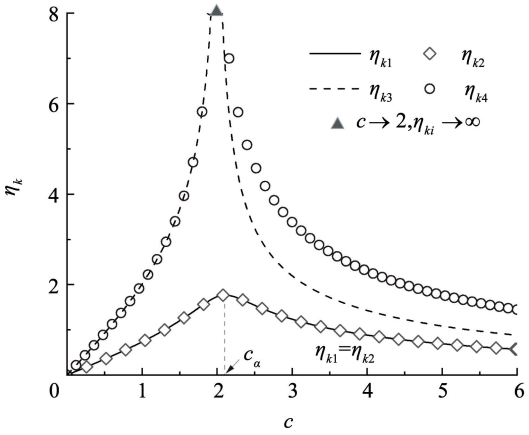
式中 $j=1,\cdots,4$。定义 $\eta_{kj}=-\sigma_{kj}$,表示系统 S5 的衰减特性。由式(47)可知,该解析算例的独立解支数符合前文一般性推导结果。

通过 Matlab R2014b 的 root 函数求解式(44),或直接采用 Maple 软件中的 solve 命令解出式(44)的符号解,再根据式(47)绘制了复本征值随阻尼系数的变化曲线。图 5(a)为 $\omega_{kj}-\eta_{kj}$ 平面上复本征值的演化轨迹,图 5(b)和 5(c)分别考察 η_{kj}、ω_{kj} 随阻尼系数的变化趋势。应注意图 5 为系统 S5 的其中一组解,即式(47)中常数 k 为 0 的那部分解。

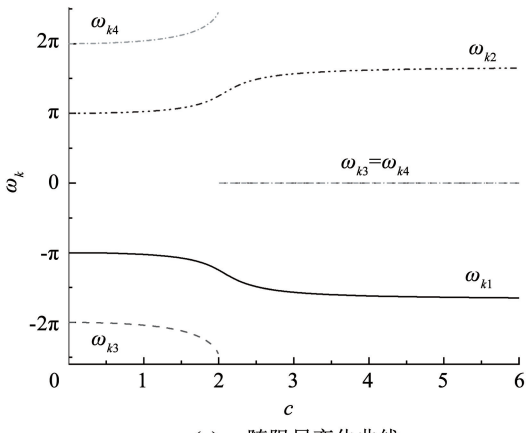
由图 5(a)和 5(c)可知,频率 ω_{k1} 和 ω_{k2} 随阻尼 c 连续变化,且不发生跳跃现象;由图 5(b)可知,η_{k1} 和 η_{k2} 曲线完全重合且不随阻尼系数改变。当阻尼 c 小于 c_α 时,η_{k1} 和 η_{k2} 单调递增并在 c_α 处取得最大值,表明在该运动阶次下,此处阻尼特性大于相邻区间;过该点后,η_{k1} 和 η_{k2} 单调递减,并在 c 趋于无穷大时趋于 0。其对应的频率 ω_{k1} 和 ω_{k2} 沿横坐标轴对称(图 5(c)),即这两支频率均互为相反数,同样不随阻尼系数改变。表明 p_{k1} 和 p_{k2} 互为共轭解支对,其对应的方程根 y_1 和 y_2 必为共轭复根对,不随阻尼区间改变。与 η_{k1} 和 η_{k2} 重合且不随阻尼改变不同,η_{k3} 和 η_{k4} 关系依赖阻尼区间;频率 ω_{k3} 和 ω_{k4} 同样表现出区间依赖特征。



(a) ω_k-η_k平面上解的变化轨迹



(b) η_k随阻尼变化曲线



(c) ω_k随阻尼变化曲线

图 5 系统 S5 复本征值演化轨迹

Fig. 5 Evolution trajectory of complex eigenvalues of system S5

由图 5(b)可知,当 $c<2$ 时,η_{k3} 和 η_{k4} 完全重合并单调递增;在 c 趋于 2 时,二者均趋于无穷大;当 $c>2$ 时,二者均单调递减但不再重合($\eta_{k3}<\eta_{k4}$),并在 c 趋于无穷大时趋于 0。由图 5(a)和 5(c)可知,频率 ω_{k3} 和 ω_{k4} 表现出不同于 ω_{k1} 和 ω_{k2} 的“阶跃”现象。在 c 取 2 的左右两端,ω_{k3} 和 ω_{k4} 分别由 $\pm 2.5\pi$ 同时突变为 0,除该点外,二者在 c 为 2 的相邻区间均保持连续。特别地,在 c 大于 2 时,ω_{k3} 和 ω_{k4} 恒为 0,表明在该运动阶次下表现出非振荡特性,且与 η_{kj}

无关。上述分析表明，在 c 为 2 的左右区间，p_{k3} 和 p_{k4} 由共轭解支对过渡为互不相等且频率为 0 的实本征值，方程根 y_3 和 y_4 则必由共轭复根对过渡为互不相等的正实根。

本文方法在技术路线上应认为与传统解法并行，下文展开对比讨论。

5　与传统解法的对比和讨论

本节讨论代数化方法与传统近似解法、迭代法的对比与联系，即引言中提到的第 1 种求解方法，并综合评述。

5.1　与近似解析法对比

集中阻尼弦复频率方程的代数化求解与传统近似解析法相比，关键区别在于摒弃了后者对原方程中物理参数的假定，将超越方程转化为代数问题。换元后代数方程完全携带原方程信息，原方程的求解精度受代数方程的解精度控制。

图 6 给出了本文方法与传统近似解法、迭代法的对比，后二者分别采用文献[18]方法和 Newton-Raphson 法（N-R 法，求解原超越方程）。其中，图 6(a)固定模态阶次为第 1 阶，比较不同阻尼位置解的演化轨迹。横、纵坐标分别包含频率、阻尼比信息，与文献[18]配图变量一致；ε 表示阻尼位置至弦端距离与弦长的比值，即传统近似解在对方程简化时认为是小量的参数。

通过图 6(a)对比可知，各方法所得结果随阻尼系数的演化轨迹基本一致。但应注意近似解与本文方法存在一定差值，且随 ε 增大呈逐渐变大趋势。以本文方法计算结果为参考，当 ε 分别取为 0.02、0.03、0.04 和 0.05 且 c 均取 1 时，φ 的相对差值（百分比，下同）为 9.007、14.240、19.942 和 26.116，ξ 的相对差值为 0.069、0.087、0.039 和 0.109；c 均取 10 时，φ 的相对差值为 1.838、2.077、6.196 和 9.666，ξ 的相对差值为 3.244、6.160、7.955 和 8.623。这是由近似解法在建立方程时所导致，应认为是方程简化过程中产生的近似误差。模态阶次越高则近似误差越大，文献[16]中式(19)也会导致该现象出现。但与此同时，由于近似解法只涉及阻尼参数的代数运算，其求解效率相对较高。

5.2　与传统迭代法对比

图 6(a)中本文方法和迭代法对比可知，在任意阻尼位置下二者所得结果均吻合较好，而理论上迭代解的无穷阶逼近可得到精度较高的计算结果。因此，相较而言，在同等算力下本文方法同样可获得与之精度相当的解。

图 6(b)固定阻尼参数的具体取值，比较本文方法与迭代法随不同模态阶次（式(33)主幅角内）的解的精度。其中，前者采用 Matlab R2014b 的 root 函数求解；迭代法以无阻尼弦本征值为初始值，最大迭代次数为 100，收敛标准为 1E-6。与图 6(b)中迭代法可给出的解相比，在计算机数值计算精度范围内本文方法所得结果均较为契合。同时注意到，由于迭代法受限于初始值选择，而这本身又存在一定的经验性，若选择不当可能会导致收敛速度较慢，甚至导致解的发散；其次，解的完备性问题受原方程非线性程度和求解方法等因素影响（实际上，传统数值解法难以证明解的完备性）。在图 6(b)中，本文方法所得的 $p_{k,A}$、$p_{k,B}$ 二解支，本次迭代无法给出。因此，在未明确解的结构的前提下，迭代求解很难将初始值选定在这类解支附近。需强调，$p_{k,A}$ 作为实数解，对应系统的非振荡衰减运动，进行复模态叠加时该解支较为关键。

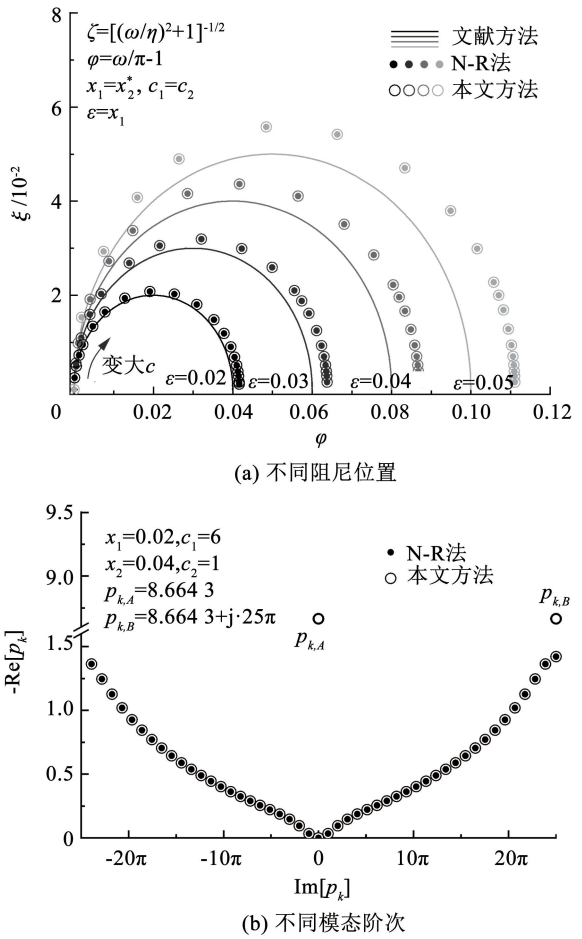


图 6　本文方法与传统解法的结果对比

Fig. 6　Comparison of results between proposed method in this paper and conventional solution methods

在进行数值计算时，代数方程更容易锁定解的搜索范围，每找到一个根方程的最高次数会下降 1 次，若存在复根则一次性降低 2 次，因此，求解难度在逐级下降。同时，复数多值特性决定代数方程

的根与原方程的解之间为“一对多”映射特性,即每找到一个根则对应着原方程的一组解支。因此,只需一次求解出所有根,通过换元即可完整地给出原方程的所有解,从而避免重复计算所产生的算力消耗。与之相比,直接求解超越方程需对每个解单独求解,每个解的求解难度是相当的。

5.3 评 述

本文方法的核心价值在于将研究对象复本征值的求解等效为代数问题,研究围绕代数方程展开。事实上,代数方程与超越方程各有其独特优势范围,超越方程是描述杂交系统物理特性不可或缺的方程形式,且无法全部代数化。

值得注意的是,本次超越方程的超越性仅由双曲函数引入,经其他数学处理后可能兼具代数特性或更优结构。当代数方程次数较高时,可能会面临数值求解复杂度及稳定性等问题,此时可考虑两种方程形式结合使用,如先以数值方法求解超越方程,再利用其解对代数方程降阶以简化计算。

6 结 论

对含有若干项线性黏性阻尼的张紧弦系统的复频率方程进行代数化表示,将原方程的超越函数形式换元表示为代数函数形式。得到如下结论:

1)复频率方程为含有若干项双曲函数的超越方程,利用指数换元法可将其表示为代数方程形式,代数方程的根通过回代过程即可给出原方程的第Ⅰ、Ⅱ类本征解。

2)当阻尼位置确定后,代数方程的最高次数即可确定(为所有有理数阻尼位置分母的最小公倍数),进而决定了原方程本征解的支数。每一解支下均具有无穷多解,其频率随代数方程最高次数的整数倍升高,阻尼特性保持不变。

3)当所有阻尼系数均趋于无穷大时,原系统代数方程可退化为若干因式乘积形式,可分别解出各段弦上的本征解。

4)以五分点对称双集中阻尼弦为解析算例,给出具体代数化过程及其所有闭合解析解。该系统的第Ⅰ类本征解存在4个解支,与推导结果一致。

本文是在所有阻尼位于有理数分数位的前提下展开讨论,对于其中一项或多项阻尼位于无理数位的情形,值得进一步研讨。

参考文献

[1]陈政清, 李寿英, 邓羊晨, 等. 桥梁长索结构风致振动研究新进展[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2022, 49(5): 1
Chen Zhengqing, Li Shouying, Deng Yangchen, et al. Recent challenges and advances on study of wind-induced vibrations of bridge cables[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2022, 49(5): 1. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2022043

[2]Sun Limin, Chen Lin, Huang Hongwei. Stay cable vibration mitigation: a review[J]. Advances in Structural Engineering, 2022, 25(16): 3368. DOI: 10.1177/13694332221132316

[3]亢战, 钟万勰. 斜拉桥参数共振问题的数值研究[J]. 土木工程学报, 1998, 31(4): 14
Kang Zhan, Zhong Wanxie. Numerical study on parametric resonance of cable in cable stayed bridge [J]. China Civil Engineering Journal, 1998, 31(4): 14. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.1998.04.002

[4]康厚军, 郭铁丁, 赵跃宇. 大跨度斜拉桥非线性振动模型与理论研究进展[J]. 力学学报, 2016, 48(3): 519
Kang Houjun, Guo Tieding, Zhao Yueyu. Review on nonlinear vibration and modeling of large span cable-stayed bridge [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics, 2016, 48(3): 519. DOI: 10.6052/0459-1879-15-436

[5]孙测世, 焦德望, 赵碧航, 等. 垂索-辅助索系统的建模与固有特性[J]. 工程力学, 2023, 40(11): 168
Sun Ceshi, Jiao Dewang, Zhao Bihang, et al. Modeling and inherent characteristics of sagged-cable-crosstie system [J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(11): 168. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2022.02.0136

[6]刘庆宽, 常幸, 韩鹏, 等. 用于抑制涡激振动的低气动阻力斜拉索纵向肋条参数的试验研究[J]. 工程力学, 2025, 42(7): 66
Liu Qingkuan, Chang Xing, Han Peng, et al. Study on aerodynamic force and vortex-induced vibration characteristics of stay cables with longitudinal ribs[J]. Engineering Mechanics, 2025, 42(7): 66. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2023.01.0069

[7]段元锋, 黄嘉思, 邓南, 等. 采用向量式有限元的拉索参数振动模拟[J]. 振动工程学报, 2023, 36(1): 188
Duan Yuanfeng, Huang Jiasi, Deng Nan, et al. Vector form intrinsic finite element based simulation on parametric vibration of cables[J]. Journal of Vibration Engineering, 2023, 36(1): 188. DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2023.01.020

[8]郜辉, 王浩, 汪志昊, 等. 黏滞阻尼器联合负刚度对斜拉索减振控制的增效研究[J]. 振动工程学报, 2022, 35(2): 255
Gao Hui, Wang Hao, Wang Zhihao, et al. Performance enhancement of the viscous damper combined with the negative stiffness device for cable vibration control[J]. Journal of Vibration Engineering, 2022, 35(2): 255. DOI: 10.16385/j.cnki.issn.1004-4523.2022.02.001

[9]孙利民, 狄方殿, 陈林, 等. 考虑垂度影响的拉索-双粘滞阻尼器系统振动分析[J]. 工程力学, 2022, 39(8): 49
Sun Limin, Di Fangdian, Chen Lin, et al. Free vibrations of a shallow cable with two viscous dampers[J]. Engineering Mechanics, 2022, 39(8): 49. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2021.04.0262

[10]周海俊, 何纪元, 杨夏, 等. 摩擦阻尼器-拉索系统振动特性试验研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2022, 49(5): 26
Zhou Haijun, He Jiyuan, Yang Xia, et al. Experimental study on vibration characteristics of friction-damper-cable system[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2022, 49(5): 26. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2022046

[11]杨超, 陈政清, 华旭刚, 等. 超长拉索多模态控制的黏滞阻尼

器参数优化研究[J]. 振动工程学报，2021，34(6)：1124
Yang Chao，Chen Zhengqing，Hua Xugang，et al. Parameters optimization of viscous dampers for multi-modal control of ultra-long stay cables[J]. Journal of Vibration Engineering，2021，34(6)：1124. DOI：10.16385/j.cnki.issn.1004－4523.2021.06.003

[12] Carne T G. Guy cable design and damping for vertical axis wind turbines[J]. NASA Lewis Research Center Wind Turbine Dyn，1981

[13] Kovacs I. Zur frage der seilschwingungen und der seildämpfung [J]. Bautechnik，1982，59(10)：325

[14] Pacheco B M，Fujino Y，Sulekh A. Estimation curve for modal damping in stay cables with viscous damper [J]. Journal of Structural Engineering，1993，119(6)：1961. DOI：10.1061/(ASCE)0733－9445(1993)119:6(1961)

[15] Liu Zhiwen，Shen Jingsi，Li Shuqiong，et al. Experimental study on high-mode vortex-induced vibration of stay cable and its aerodynamic countermeasures[J]. Journal of Fluids and Structures，2021(100)：103195. DOI：10.1016/j.jfluidstructs.2020.103195

[16] Krenk S. Vibrations of a taut cable with an external damper[J]. Journal of Applied Mechanics，2000，67(4)：772. DOI：10.1115/1.1322037

[17] Main J A，Jones N P. Free vibrations of taut cable with attached damper. I：linear viscous damper [J]. Journal of Engineering Mechanics，2002，128(10)：1062. DOI：10.1061/(ASCE)0733－9399(2002)128:10(1062)

[18] Hoang N，Fujino Y. Combined damping effect of two dampers on a stay cable[J]. Journal of Bridge Engineering，2008，13(3)：299. DOI：10.1061/(ASCE)1084－0702(2008)13:3(299)

[19] Caracoglia L，Jones N P. Damping of taut-cable systems：two dampers on a single stay[J]. Journal of Engineering Mechanics，2007，133(10)：1050. DOI：10.1061/(ASCE)0733－9399(2007)133:10(1050)

[20] JTG/T 3360-01—2018 公路桥梁抗风设计规范[S]
JTG/T 3360-01—2018 Wind-resistant design specification for highway bridges[S]

[21] 李寿英，李振宇，陈政清. 黏滞惯性质量阻尼器对斜拉索减振效果的数值分析[J]. 中国公路学报，2019，32(10)：230
Li Shouying，Li Zhenyu，Chen Zhengqing. Numerical analysis on the effectiveness of viscous inertial mass dampers on stay cables of cable-stayed bridges[J]. China Journal of Highway and Transport，2019，32(10)：230. DOI：10.19721/j.cnki.1001－7372.2019.10.022

[22] Yang Chao，Chen Zhengqing，Wang Wenxi，et al. Optimal design of two viscous dampers for multi-mode control of a cable covering broad frequency range [J]. Engineering Structures，2021，245：112830. DOI：10.1016/j.engstruct.2021.112830

[23] 郑罡，白钰，张晓东，等. 集中黏性阻尼弦的本征问题[J]. 振动与冲击，2020，39(12)：177
Zheng Gang，Bai Yu，Zhang Xiaodong，et al. Eigen problem of a taut string with concentrated viscous damping [J]. Journal of Vibration and Shock，2020，39(12)：177. DOI：10.13465/j.cnki.jvs.2020.12.024

[24] 郑罡，李章瑜，郭增伟，等. 集中阻尼弦本征解的性质[J]. 应用数学和力学，2019，40(9)：980
Zheng Gang，Li Zhangyu，Guo Zengwei，et al. Properties of the eigen solution of taut strings with concentrated damping [J]. Applied Mathematics and Mechanics，2019，40(9)：980. DOI：10.21656/1000－0887.400023

[25] Zhang Xiaodong，Tang Chunxia，Zheng Gang，et al. The algebraic frequency equation of a taut string damped at a fraction location：solution structures and properties[C]//Analytical and Experimental Methods in Mechanical and Civil Engineering. OES，2023

[26] 郑罡，王梦丽，廖伟，等. 单位分数跨集中阻尼弦本征解的结构及其性质[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2023，50(5)：95
Zheng Gang，Wang Mengli，Liao Wei，et al. Structure and properties of eigensolutions of a taut string with a lumped damping at a unit-fraction-span [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences)，2023，50(5)：95. DOI：10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2023059

[27] 张永顺，郑罡，张晓东，等. 四分点集中阻尼弦系统阻尼特性的可叠加性问题[J]. 力学学报，2024，56(7)：2127
Zhang Yongshun，Zheng Gang，Zhang Xiaodong，et al. The superposition of damping characteristics of a taut string with concentrated viscous damping systems of a quartile [J]. Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics，2024，56(7)：2127. DOI：10.6052/0459－1879－23－594

[28] 方同，薛璞. 振动理论及应用[M]. 西安：西北工业大学出版社，1998
Fang Tong，Xue Pu. Vibration theory and application[M]. Xi′an：Northwestern Polytechnical University Press，1998

(编辑　刘　彤)

DOI:10.11918/202502014

支架特性对瓷柱型电气设备地震反应放大系数的影响

孙 刚[1,2],柏 文[1,2],戴君武[1,2],赵霄扬[1,2]

(1.中国地震局地震工程与工程振动重点实验室(中国地震局工程力学研究所),哈尔滨 150080;
2.地震灾害防治应急管理部重点实验室,哈尔滨 150080)

摘 要:瓷柱型电气设备的损坏是电力供应中断的主要原因之一,支架对电气设备动力放大系数的取值直接影响瓷柱型电气设备抗震性能的评估。为了确定支架对典型瓷柱型电气设备的动力放大系数,提出一种考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型,给出支架-设备体系的频率方程,以及在广义支座激励作用下的运动平衡方程。通过与3种典型瓷柱型电气设备的振动试验结果对比,验证简化分析模型的准确性。利用简化分析模型分析支架高度比、质量比、刚度比以及法兰抗弯刚度比等参数对支架-设备体系的自振频率和动力放大系数的影响。结果表明,支架的高度与截面尺寸对设备的动力放大系数影响最大,支架对设备的动力放大系数随着支架高度的增加和截面尺寸的降低而增大,现行规范对于支架动力放大系数建议取值偏低。根据规范对于支架的高度和刚度的要求,双瓷柱和油箱位于底部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为2.5,对于油箱位于顶部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为1.5。

关键词:瓷柱型电气设备;分布参数体系模型;支架;地震反应;动力放大系数
中图分类号:TM64;TU311.3 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0048-13

Influence of support characteristics on the amplification coefficient of seismic response in porcelain column electrical equipment

Sun Gang[1,2], Bai Wen[1,2], Dai Junwu[1,2], Zhao Xiaoyang[1,2]

(1. Key Laboratory of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, China Earthquake Administration (Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration), Harbin 150080, China;
2. Key Laboratory of Earthquake Disaster Mitigation, Ministry of Emergency Management, Harbin 150080, China)

Abstract: The damage to porcelain column-type electrical equipment is a primary cause of power supply interruptions. The value of the dynamic amplification factor (DAF) for the support directly affects the seismic performance assessment of porcelain column-type electrical equipment. To determine the DAF for typical porcelain column-type electrical equipment, this paper proposes a distributed parameter model that considers the bending stiffness of flanges. This model provides the frequency equation and the equation of motion balance under generalized support excitation for the support-equipment system. The accuracy of the simplified analytical model is validated by comparing its results with vibration test data from three typical porcelain column-type electrical devices and computational results from multi-degree-of-freedom models. Using the simplified analytical model, the influences of parameters such as the height ratio, mass ratio, stiffness ratio, and flange bending stiffness ratio on the natural frequency of the support-equipment system and the DAF for the equipment are analyzed. The results indicate that the height and cross-sectional dimensions of the support have the most significant impact on the DAF for the equipment. Specifically, the DAF increases as the height of the support increases and the cross-sectional dimensions decrease. Current code recommendations for support dynamic amplification factors tend to be conservative (i.e., understated). Based on the requirements for support height and stiffness specified in the standards, it is recommended that the DAF for brackets supporting double porcelain columns and porcelain column-type electrical equipment with oil tanks located at the bottom be set to 2.5. For porcelain column-type electrical equipment with oil tanks located at the top, the suggested DAF is 1.5.

Keywords: porcelain cylindrical electrical equipment; distributed parameter system model; support; seismic response; dynamic amplification factor

收稿日期:2025-02-13;**录用日期**:2025-03-14;**网络首发日期**:2025-07-09
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20250709.1026.002
基金项目:国家自然科学基金(52008382);中国地震局工程力学研究所基本科研业务费(2024C22,2023C04);国家自然科学基金(52378542)
作者简介:孙 刚(1997—),男,博士研究生;戴君武(1967—),男,研究员,博士生导师
通信作者:柏 文,baiwen@iem.ac.cn

电力系统是维持生命线工程运作的核心要素，瓷柱型电气设备的可靠运行对于确保生命线工程顺畅运作极为关键。近年来，强震活动造成了大量瓷柱型电气设备严重损毁，凸显了瓷柱型电气设备在地震冲击下的脆弱性[1-9]。瓷柱型电气设备具有细长且重心偏上的结构特征，套管与绝缘子由陶瓷构成，瓷柱绝缘子之间通过法兰连接，绝缘子与其他材质接合部位可能出现变形不协调的现象。此外，由于支架-瓷柱型电气设备体系的自振频率与地震动的卓越频率相近，容易发生共振现象，成为瓷柱型电气设备在地震中大量受损的主要原因[10-13]。为此，学者们开展了大量的振动台试验研究，评估了支架-瓷柱型电气设备体系在不同地震激励下的动态响应。研究表明，设备的关键连接部位如支柱绝缘子与套管连接处、瓷套与金属法兰之间的水泥胶合区域往往是抗震性能的薄弱环节，需要在设计时加强这些部件的强度，并考虑材料及结构的非线性响应特征[14-18]。

支架对上部电气设备的动力放大作用是不可忽视的，不同国家和地区关于支架对电气设备的动力放大系数有着规定取值。GB 50260—2013《电力设施抗震设计规范》中规定支架对电力设施的动力放大系数的取值不低于 1.2[19]。日本 JEAG 5003—2019《变电所等电气设备抗震设计指南》规定支架对重要性较高设备的放大系数取值为 1.5[20]。美国 IEEE 693—2018 中规定支架规格未知时，支架对电气设备的动力放大系数取值为 2.5[21]。欧盟 IEC TS 61463:2016 中给出支架对上部设备的放大系数取值一般在 1.5 ~ 3.0[22-23]。与欧美及日本的相关规范相比，《电力设施抗震设计规范》[19]中支架对电气设备的动力放大系数规定值偏低，规范中支架对瓷柱型电气设备动力放大系数的取值无法保证设备的安全性，需要对动力放大系数取值进行修订。

学者们针对支架-设备体系分析模型展开了大量的研究。Dastous 等[24]基于设备-支架互联位移几乎完全由第一振型构成，提出使用广义单自由度方法计算设备-支架体系在地震作用下的位移。Mohammadi 等[25]对比多种支架对设备的动力放大系数和 IEEE 693 标准中规定值，确定了支架满足 IEEE 693 标准中支架动力放大系数规定的最小刚度比。Whittaker 等[26]建立了隔离开关-支架体系的单自由度模型，给出了支架刚度对隔离开关的地震放大作用。Li 等[27]针对支架-设备体系使用模态和时程分析方法分析了设备位移和弯矩，提出了一种计算支架抗弯刚度的新方法。李黎等[28]提出了一种 2E-4D 简化模型分析支架-设备体系的动力响应，研究结果表明，支架对上部设备的动力放大系数大于规范取值。姜斌等[29]提出了一种考虑分布质量和柔性节点的分析模型，用于研究瓷柱型电气设备-支架体系的动力特性和地震反应，结果表明，存在一个最优的支架刚度比能在满足设备抗震性能基础上兼顾经济性。杜永峰等[30]提出了集中分布参数柔性节点的支架-电气设备串联体系理论模型，并通过与有限元求解结果对比验证了模型的正确性。He 等[31]对套管-支架体系进行了抗震分析，结果表明，支架动态特性对套管的抗震性能有一定的影响，增大支架节点刚度可以降低套管的地震响应。

尽管当前研究在评估支架对瓷柱型电气设备的动力响应影响方面取得一定进展，但仍存在不足：大多数研究未能同时考虑支架刚度、法兰抗弯刚度对支架-设备体系动力特性的影响；基于理想化假设的单自由度或多自由度模型可能无法反映支架-瓷柱型电气设备耦合体系的复杂动态响应。本文提出了考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型，并给出频率方程和运动平衡方程。选取了 3 种典型电气设备作为研究对象，分别代表双立柱的隔离开关、油箱位于底部的电压互感器、油箱位于顶部的电流互感器，通过考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型计算结果与地震模拟振动台试验结果对比，确保考虑法兰抗弯刚度的分布参数模型的准确性，研究支架与瓷柱型设备的高度比、刚度比、法兰抗弯刚度比及质量比对瓷柱型设备-支架整体频率和支架对设备放大系数的影响。根据 160 条地震动激励计算结果，根据 95% 置信区间上分位值，给出了瓷柱型电气设备抗震性能分析时支架对设备的动力放大系数。

1　支架-设备体系简化分析方法

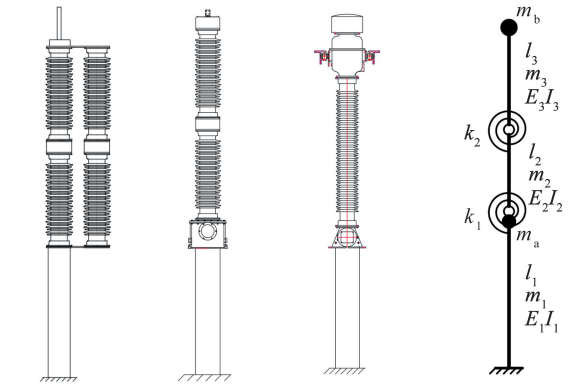
1.1　考虑法兰抗弯刚度的分布参数体系简化分析

瓷柱型电气设备种类复杂多样，但主要形式为结构瘦高，“头重脚轻”，设备的套管和绝缘子为陶瓷材料构成，瓷柱套管两端有胶装的金属法兰，多段瓷柱套管通过金属法兰连接。套管的质量分布均匀，刚度一致，但在法兰与瓷套管连接处存在抗弯刚度的突变，以及顶部与底部油箱等集中质量的存在。集中质量的多自由度模型对支架-设备体系适用性不高，而基于分布参数体系的简化分析方法对支架设备体系具有良好的适用性，可以同时考虑法兰与瓷套管连接处的抗弯刚度以及油箱等集中质量的存在，提高分析方法的泛化能力。

选择隔离开关、电压互感器、电流互感器等户外敞开式变电站中 3 种常见的瓷柱型电气设备，根据其结构特点提出简化分析模型。3 种设备类型如

图 1(a)、(b)、(c)所示。

图 1(d)为简化分析模型,质量均匀的支架与绝缘子简化为分布质量模型,其中,E_iI_i,l_i,m_i为不同段瓷柱绝缘子或支架的抗弯刚度、长度及单位长度质量;法兰与瓷套管连接处简化为弯曲梁模型,其抗弯刚度为k_i;分布在设备下部或上部的油箱则简化为集中质量,其质量大小为m_a,m_b。



(a) 隔离开关 (b) 电压互感器 (c) 电流互感器 (d) 简化分析模型

图 1 支架–设备模型

Fig. 1 Support-equipment model

简化分析模型的无阻尼自由振动平衡方程为

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}\left[EI(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2}\right]+m(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2}=0 \quad (1)$$

假定解的形式为

$$v(x,t)=\phi(x)Y(t) \quad (2)$$

$$\phi(x)=\sum_{i=1}^{n}\phi_i(x) \quad (3)$$

式(2)表明自由振动是幅值按 $Y(t)$ 随时间变化,按照指定形状 $\phi(x)$ 进行运动的。

将式(2)和式(3)代入式(1)得

$$\begin{aligned}\phi_i(x)=&A_{i1}\cos(a_ix)+A_{i2}\sin(a_ix)+\\&A_{i3}\cosh(a_ix)+A_{i4}\sinh(a_ix)\end{aligned}$$

$$a_i^4=\frac{\omega^2 m_i}{E_iI_i} \quad (4)$$

式中:$A_{i1}\sim A_{i4}$为实常数,通过梁端已知边界条件计算。

简化分析模型的边界条件为

$$\begin{cases}\phi_1(0)=0\\ \phi_1'(0)=0\\ \phi_i(l_i)=\phi_{i+1}(0)\\ \phi_{i+1}'(0)-\phi_i'(l_i)=\dfrac{E_{i+1}I_{i+1}\phi_{i+1}''(0)}{k_i}\\ E_iI_i\phi_i''(l_i)=E_{i+1}I_{i+1}\phi_{i+1}''(0)\\ E_iI_i\phi_i'''(l_i)=E_{i+1}I_{i+1}\phi_{i+1}'''(0)-m_{ai}\omega^2\phi_{i+1}(0)\\ \phi_n''(l_n)=0\\ E_nI_n\phi_n'''(l_n)=-m_b\omega^2\phi_n(l_n)\end{cases} \quad (5)$$

将边界条件式(5)代入式(4),得到简化分析模型的频率方程为

$$\|\boldsymbol{W}\|=0 \quad (6)$$

式中

$$\boldsymbol{W}=\begin{bmatrix}\boldsymbol{W}_{11}&\boldsymbol{W}_{12}&\boldsymbol{W}_{13}\\ \boldsymbol{W}_{21}&\boldsymbol{W}_{22}&\boldsymbol{W}_{23}\\ \boldsymbol{W}_{31}&\boldsymbol{W}_{32}&\boldsymbol{W}_{33}\end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\boldsymbol{W}_{11}=\begin{bmatrix}1&0&1&0\\ 0&1&0&1\\ \cos a_1l_1&\sin a_1l_1&\cosh a_1l_1&\sinh a_1l_1\\ -a_1^2E_1I_1\cos a_1l_1&-a_1^2E_1I_1\sin a_1l_1&a_1^2E_1I_1\cosh a_1l_1&a_1^2E_1I_1\sinh a_1l_1\end{bmatrix} \quad (8)$$

$$\boldsymbol{W}_{21}=\begin{bmatrix}a_1^3E_1I_1\sin a_1l_1&-a_1^3E_1I_1\cos a_1l_1&a_1^3E_1I_1\sinh a_1l_1&a_1^3E_1I_1\cosh a_1l_1\\ k_1a_1\sin a_1l_1&-k_1a_1\cos a_1l_1&-k_1a_1\sinh a_1l_1&-k_1a_1\cosh a_1l_1\\ 0&0&0&0\\ 0&0&0&0\end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\boldsymbol{W}_{22}=\begin{bmatrix}m_a\omega^2&a_2^3E_2I_2&m_a\omega^2&-a_2^3E_2I_2\\ a_2^2E_2I_2&k_1a_2&-a_2^2E_2I_2&k_1a_2\\ \cos a_2l_2&\sin a_2l_2&\cosh a_2l_2&\sinh a_2l_2\\ -a_2^2E_2I_2\cos a_2l_2&-a_2^2E_2I_2\sin a_2l_2&a_2^2E_2I_2\cosh a_2l_2&a_2^2E_2I_2\sinh a_2l_2\end{bmatrix} \quad (10)$$

$$\boldsymbol{W}_{32}=\begin{bmatrix}a_2^3E_2I_2\sin a_2l_2&-a_2^3E_2I_2\cos a_2l_2&a_2^3E_2I_2\sinh a_2l_2&a_2^3E_2I_2\cosh a_2l_2\\ -a_2\sin a_2l_2&a_2\cos a_2l_2&a_2\sinh a_2l_2&a_2\cosh a_2l_2\\ 0&0&0&0\\ 0&0&0&0\end{bmatrix} \quad (11)$$

$$\boldsymbol{W}_{33}=\begin{bmatrix} 0 & a_3^3E_3I_3 & 0 & -a_3^3E_3I_3 \\ \dfrac{-a_3^2E_3I_3}{k_2} & -a_3 & \dfrac{a_3^2E_3I_3}{k_2} & -a_3 \\ -\cos\ a_3l_3 & -\sin\ a_3l_3 & \cosh\ a_3l_3 & \sinh\ a_3l_3 \\ d_1 & d_2 & d_3 & d_4 \end{bmatrix} \tag{12}$$

$$d_1=a_3^3E_3I_3\sin\ a_3l_3-m_b\omega^2\cos\ a_3l_3$$
$$d_2=-a_3^3E_3I_3\cos\ a_3l_3-m_b\omega^2\sin\ a_3l_3$$
$$d_3=a_3^3E_3I_3\sinh\ a_3l_3-m_b\omega^2\cosh\ a_3l_3$$
$$d_4=a_3^3E_3I_3\cosh\ a_3l_3-m_b\omega^2\sinh\ a_3l_3$$

$$\boldsymbol{W}_{12}=\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & -1 & 0 \\ a_2^2E_2I_2 & 0 & -a_2^2E_2I_2 & 0 \end{bmatrix} \tag{13}$$

$$\boldsymbol{W}_{13},\boldsymbol{W}_{31}=\boldsymbol{0} \tag{14}$$

$$\boldsymbol{W}_{23}=\begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & -1 & 0 \\ a_3^2E_3I_3 & 0 & a_3^2E_3I_3 & 0 \end{bmatrix} \tag{15}$$

通过求解简化分析模型的频率方程式(6)，可以得到支架–设备体系的自振频率，并得到体系的振型系数$A_{i1}\sim A_{i4}$。本文给出的频率特征矩阵 $\boldsymbol{W}$ 仅针对如图 1 所示的两段绝缘子的瓷柱型电气设备，如果有多段绝缘子，仅需在频率特征矩阵中增加 $\boldsymbol{W}_{22}$、$\boldsymbol{W}_{23}$、$\boldsymbol{W}_{32}$即可，所以，本文提出的简化分析模型有良好的泛化能力。

1.2　非耦合运动方程

具有分布参数的简化分析模型受支座激励的运动偏微分方程为

$$\frac{\partial^2}{\partial x^2}\left[EI(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial x^2}+b_1\frac{\partial^3 v(x,t)}{\partial x^2\partial t}\right]+$$
$$m(x)\frac{\partial^2 v(x,t)}{\partial t^2}+C(x)\frac{\partial v(x,t)}{\partial t}=p(x,t) \tag{16}$$

$p(x,t)$为广义支座位移激励作用，即

$$p(x,t)=\sum_{i=1}^{m}m(x)\ \psi_i(x)\ \ddot{x}_g(t) \tag{17}$$

式中$\psi_i(x)$为静力作用下形函数。

一旦振型和频率确定之后，分布参数体系的振型叠加分析与离散多自由度体系的振型叠加分析完全相当。

式(16)解的正规坐标形式为

$$v(x,t)=\sum_{j=1}^{n}\sum_{i=1}^{m}\phi_{ij}(x)\ Y_j(t) \tag{18}$$

将式(18)代表的正规表达式代入式(16)，利用振型正交性解耦得简化分析模型的运动方程为

$$M_n\ddot{Y}_n(t)+2\xi_n\omega_nM_n\dot{Y}_n(t)+\omega_n^2M_nY_n=P_n \tag{19}$$

$$M_n=\sum_{i=1}^{m}\int_0^{l_i}\phi_{ni}(x)^2m_i(x)\,\mathrm{d}x+\sum_{i=1}^{m}\phi_{ni}(l_i)^2m_a \tag{20}$$

$$P_n=\left[\sum_{i=1}^{m}\int_0^{l_i}\phi_{ni}(x)^2m_i(x)\ \psi_i(x)\,\mathrm{d}x+\sum_{i=1}^{m}\phi_{ni}(l_i)^2\ \psi_i(l_i)m_a\right]\ddot{x}_g(t) \tag{21}$$

$$\xi_n=\frac{C_n}{2M_n\omega_n}=\frac{a_0}{2\omega_n}+\frac{a_1\omega_n}{2} \tag{22}$$

式中a_0，a_1为质量阻尼系数和刚度阻尼系数。

使用四阶 R-K 法对式(19)进行求解，得到每个振型下的简化分析模型的运动幅值$Y_j(t)$，代入式(18)得到简化模型在受广义支座激励时的动力反应。

由式(6)可知，支架–设备体系的每一阶频率间隔较大，对于计算结果使用绝对值求和的方法偏保守，采用 SRSS 组合方法更符合计算结果。支架对设备的动力放大系数 F_{DA}表示为

$$F_{DA}=\frac{\sqrt{\sum_{j=1}^{n}\sum_{i=1}^{m}(\phi_{ij}(l_1)\ \ddot{Y}_j)^2}}{a_{PG}} \tag{23}$$

式中：a_{PG}为输入地震峰值加速度，$\ddot{Y}_j$为在 j 振型作用下支架顶部峰值加速度。

为验证考虑法兰抗弯刚度的分布参数体系简化分析理论的正确性，开展支架 – 设备地震模拟振动台试验，对简化分析结果进行验证。

2　3 种瓷柱型电气设备–支架地震模拟振动台试验

2.1　设备介绍

地震模拟振动台试验使用 3 种典型瓷柱型电气设备，即隔离开关、电压互感器和电流互感器。地震模拟振动台试验中采用的隔离开关规格为 220 kV，由两段瓷柱构成，每段瓷柱由两节瓷套管通过金属法兰连接构成，坐落在直径为 325 mm 的钢管支架上；采用的电压互感器规格为 220 kV，由油箱和两节瓷套管通过金属法兰连接构成，油箱位于瓷套管底部，坐落在直径为 426 mm 的钢管支架上；电流互感器规格为 220 kV，由一节瓷套管和油箱通过金属法兰连接，油箱位于瓷套管最上方，坐落在直径为 426 mm 的钢管支架上。地震模拟振动台试验设备安装如图 2 所示。表 1 给出设备和支架的详细尺寸

信息以及力学参数。

本次地震模拟振动台试验在 5 m ×5 m 的地震模拟振动台上进行,地震模拟振动台参数如表 2 所示。

2.2 传感器布置

瓷柱型支架–电气设备振动台试验主要测量位移、加速度及应变。在设备顶端沿水平正交双向各布置一个拉线式位移传感器,用于测量设备顶端位移时程;采用三向加速度传感器测量支架顶端和设备顶端的加速度;在设备瓷瓶根部对称布置 4 片应变片用于应变测量。图 3 为试验传感器布置。



图 2 地震模拟振动台试验设备安装

Fig. 2 Installation of earthquake simulation shake table testing equipment

表 1 设备参数信息

Tab. 1 Equipment parameter information

设备	高度/mm	质量/kg	瓷柱弹性模量/(10^4 N·mm^{-2})	瓷柱密度/(kg·mm^{-3})	大伞直径/mm	小伞直径/mm	瓷柱直径/mm	支架直径/mm	支架高度/mm
隔离开关	3 040	1 010	7.65	0.765	274	174	140	325	2 000
电压互感器	3 400	750	7.65	0.765	354	254	220	426	2 000
电流互感器	3 800	790	7.65	0.765	396	296	260	426	2 000

表 2 地震模拟振动台技术指标

Tab. 2 Technical indexes of seismic simulation shaking table

振动模式	频率范围/Hz	极限荷载/kN	最大倾覆力矩/(kN·m)	最大加速度幅值	最大速度幅值	最大位移幅值
正弦、随机(地震动)	0.5 ~ 50	300	3 000	满载:X、Y 方向 1g,Z 方向 0.7g	X、Y 方向 50 cm/s,Z 方向 40 cm/s	X、Y 方向 ±80 cm,Z 方向 ±50 cm

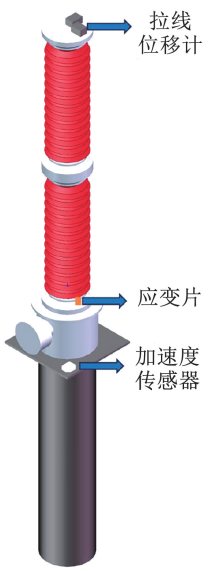


图 3 试验传感器布置

Fig. 3 Test sensor layout

由于振动台产生的高频噪声,加速度传感器的采集频率为 0.1 ~ 1 000 Hz,数据采集系统不可避免地会采集到高频干扰和噪声,这些高频成分可能掩盖真实的瓷柱型电气设备动力响应数据,影响后续分析的准确性。本文采用低通滤波方法,设置截止频率 25 Hz,允许低于该频率的信号通过,过滤高频噪声,确保试验数据为瓷柱型电气设备实际动力响应数据。

2.3 试验地震动选择与输入

参考文献[32 – 33],选择了两条实际强震记录 El Centro 地震动和 Wolong 地震动,一条根据设计需求谱生成的 R1 地震动。图 4 展示了所选 3 条地震动的反应谱。

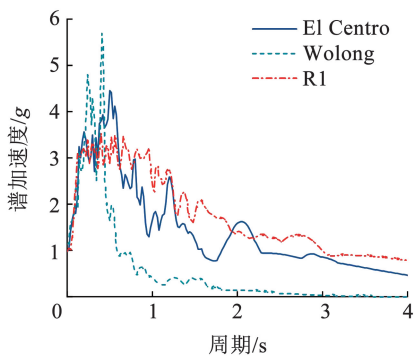


图 4 所选地震动反应谱

Fig. 4 Selected ground motion response spectra

由于《电力设施抗震设计规范》[19]未明确地震动输入加速度峰值的比例，参考 IEEE 693—2018 中规定的水平和竖向相互正交的三向输入，输入加速度峰值的比例为 1∶1∶0.8。试验时 3 条地震动主振方向输入加速度峰值从 0.1g 增加至 0.3g，振动台试验加载工况如表 3 所示。

表 3　振动台试验工况信息

Tab. 3　Shaking table test condition information

工况	PGA/g	主振方向	地震动
1	0.1, 0.2, 0.3	X	Wolong
2	0.1, 0.2, 0.3	X	El Centro
3	0.1, 0.2, 0.3	X	R1

3　理论分析与试验结果对比

为了验证所提出的考虑法兰抗弯刚度的分布参数简化分析模型在支架-瓷柱型电气设备耦合体系动力特性分析中的准确性，将该模型分析结果与试验结果进行对比。此外，为了突出本模型的优越性，同时将多自由度模型的计算结果也纳入了比较范围。

3.1　多自由度简化分析模型

本文所使用的多自由度分析模型（multi degree of freedom model，MDOF）如图 5 所示。

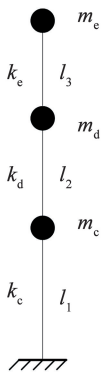
多自由度模型受支座激励运动微分方程为

$$\boldsymbol{M}\ddot{\boldsymbol{x}} + \boldsymbol{C}\dot{\boldsymbol{x}} + \boldsymbol{K}\boldsymbol{x} = -\boldsymbol{M}\ddot{\boldsymbol{u}}_{\mathrm{g}} \tag{24}$$

式中：$\boldsymbol{M}=\begin{bmatrix} m_{\mathrm{c}} & 0 & 0 \\ 0 & m_{\mathrm{d}} & 0 \\ 0 & 0 & m_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}$，$\boldsymbol{C}=\begin{bmatrix} c_{\mathrm{c}}+c_{\mathrm{d}} & -c_{\mathrm{d}} & 0 \\ -c_{\mathrm{d}} & c_{\mathrm{d}}+c_{\mathrm{e}} & -c_{\mathrm{e}} \\ 0 & -c_{\mathrm{e}} & c_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}$，

$\boldsymbol{K}=\begin{bmatrix} k_{\mathrm{c}}+k_{\mathrm{d}} & -k_{\mathrm{d}} & 0 \\ -k_{\mathrm{d}} & k_{\mathrm{d}}+k_{\mathrm{e}} & -k_{\mathrm{e}} \\ 0 & -k_{\mathrm{e}} & k_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}$，$\boldsymbol{x}=\begin{bmatrix} x_{\mathrm{c}} & x_{\mathrm{d}} & x_{\mathrm{e}} \end{bmatrix}^{\mathrm{T}}$。

使用四阶 R-K 法对式(24)进行求解，得到多自由度模型在广义支座激励下的动力反应。



注：m_{c}为支架与瓷柱型设备底部油箱的集中质量，m_{d}为第 1 段瓷套管的集中质量，m_{e}为第 2 段瓷套管与上部油箱的集中质量，k_{c}为支架的刚度，k_{d}为第 1 段瓷套管刚度，k_{e}为第 2 段瓷套管刚度，l_1、l_2、l_3与分布参数体系模型中相同。

图 5　多自由度简化模型

Fig. 5　Simplified model with multiple degrees of freedom

3.2　理论分析结果与试验对比

将分布参数体系模型计算设备的频率、质量等参数与地震模拟振动台试验结果进行对比。表 4 为简化模型理论分析与试验设备参数对比。可以看出，针对 3 种设备的质量和频率，使用分布参数体系模型的分析结果与试验结果相差不大，误差均小于 5%，但是使用多自由度模型分析结果与试验结果有较为明显的差异，表明分布参数体系模型与试验模型相一致，分布参数体系模型相比多自由度模型更适用于支架-瓷柱型电气设备动力特性分析。瓷柱型电气设备通常具有复杂的几何形状，细长、变截面，质量分布复杂，在油箱和法兰连接处存在质量和刚度的突变，在白噪声激励作用下，导致使用多自由度模型预测结果与实际情况有较大偏差。

由分布参数体系模型计算得到的支架对电气设备的加速度放大系数及试验结果如表 5 ~ 7 所示。

表 4　理论分析与试验设备参数对比

Tab. 4　Theoretical analysis and comparison of experimental equipment parameters

设备	参数	DSPM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
隔离开关	频率/Hz	3.36	5.03	3.31	1.51	52.97
	质量/kg	1 010	1 010	1 010	0	0
电压互感器	频率/Hz	4.62	5.99	4.41	4.76	35.82
	质量/kg	750	750	750	0	0
电流互感器	频率/Hz	3.16	4.55	3.01	4.98	51.98
	质量/kg	790	790	790	0	0

表 5 分布参数体系隔离开关模型与试验支架放大系数

Tab. 5 Distributed-parameter model of isolating-switch system and experimentally measured support DAF

输入地震动	DPSM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
El C 0.1g	1.98	1.25	2.47	19.84	49.39
El C 0.2g	1.98	1.25	2.06	3.88	39.32
El C 0.3g	1.98	1.25	2.04	2.94	38.73
Wol 0.1g	2.10	2.18	2.01	4.48	8.46
Wol 0.2g	2.10	2.18	2.01	4.48	8.46
Wol 0.3g	2.10	2.18	2.07	1.45	5.31
R1 0.1g	2.27	1.71	2.46	7.72	30.49
R1 0.2g	2.27	1.71	2.25	0.89	24.00
R1 0.3g	2.27	1.71	2.29	0.87	25.33

表 6 分布参数体系电压互感器模型与试验支架放大系数

Tab. 6 Distributed-parameter model of the voltage-transformer system and experimentally measured support DAF

输入地震动	DPSM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
El C 0.1g	1.84	1.10	2.24	17.86	50.89
El C 0.2g	1.84	1.10	1.91	3.66	42.41
El C 0.3g	1.84	1.10	1.96	6.12	43.88
Wol 0.1g	2.50	1.20	2.41	3.73	50.21
Wol 0.2g	2.50	1.20	2.52	0.79	52.38
Wol 0.3g	2.50	1.20	2.61	4.21	54.02
R1 0.1g	1.74	1.37	1.81	3.87	24.31
R1 0.2g	1.74	1.37	1.88	7.44	27.13
R1 0.3g	1.74	1.37	1.78	2.25	23.03

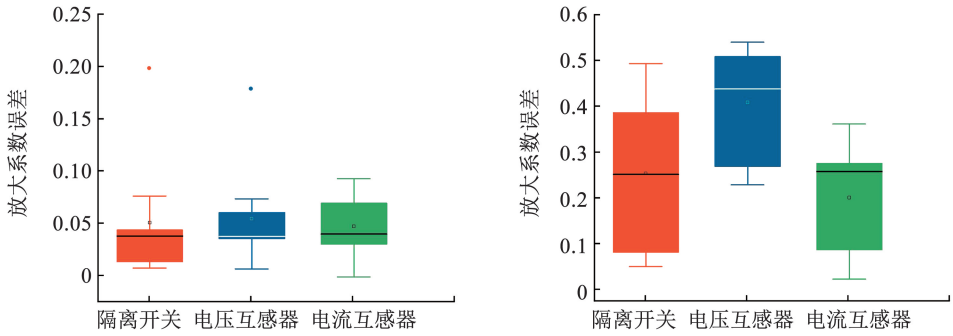
表 7 分布参数体系电流互感器模型与试验支架放大系数

Tab. 7 Distributed-parameter model of the current-transformer system and experimentally measured support DAF

输入地震动	DPSM	MDOF	试验	DPSM 误差/%	MDOF 误差/%
El C 0.1g	1.46	1.00	1.44	1.39	30.56
El C 0.2g	1.46	1.00	1.35	8.15	25.93
El C 0.3g	1.46	1.00	1.57	7.01	36.31
Wol 0.1g	1.87	1.41	1.71	9.36	17.54
Wol 0.2g	1.87	1.41	1.95	4.10	27.69
Wol 0.3g	1.87	1.41	1.93	3.11	26.94
R1 0.1g	1.56	1.52	1.56	0	2.56
R1 0.2g	1.56	1.52	1.67	6.59	8.98
R1 0.3g	1.56	1.52	1.62	3.70	6.17

由表 5 ~7 可以看出，不同的地震动由于频谱特性的差异，地震动激励作用下的支架对设备的放大系数结果不同。由于设备构造的差异，在相同地震动激励下支架对设备的放大系数也不同，质量越大，支架上部有集中质量的设备，支架对设备的放大系数越大。本次试验使用的振动台存在硬件老化问题，其自身噪声水平较高，对测量结果造成一定程度的影响，导致支架放大系数有一定的波动。

图 6 展示了简化分析模型计算得到的支架对设备地震反应的放大系数与试验结果之间的误差箱线图。



(a) 分布参数体系 (b) 多自由度模型

图 6 简化分析模型与试验放大系数误差

Fig. 6 Simplified analytical model and test amplification factor error

采用分布参数体系模型分析支架对隔离开关、电压互感器和电流互感器的放大系数结果与试验结果的平均误差分别为 5.17%、5.54% 和 4.82%；使用多自由度模型进行分析时，相应的平均误差则为 25.48%、40.91% 和 20.29%。对比结果显示：分布参数体系模型的误差范围更为狭窄，中位数较低，表明其误差分布较为集中且稳定；多自由度模型的误差范围更宽泛，中位数较高，显示出较大的变异性。这表明在分析支架对电气设备的放大系数方面，分布参数体系模型提供了更为准确和稳定的结果，多自由度模型则表现出更大的误差和不确定性。

传统的多自由度模型将结构离散化为有限数量的集中质量和刚性连接，适用于描述较为简单的结构系统。但是瓷柱型电气设备具有细长且重心偏上的结构特征，特别是电压互感器和电流互感器的油箱增加了质量分布的复杂性，集中质量模型将连续分布的质量离散到有限节点上，忽略了质量沿瓷柱型电气设备的空间变化。瓷柱体系在地震动荷载下

激发高频局部振动模态，集中质量模型因自由度有限，通常只能捕捉低阶振型，导致对高频响应严重失真。考虑法兰抗弯刚度的分布参数简化分析模型能够更准确地模拟这些特性，分布参数体系模型不仅考虑了结构沿长度方向的连续变化，还能够体现局部刚度和质量分布的变化，分布参数模型不仅能够有效模拟低阶振动，还可以较好地描述高阶振动对瓷柱型电气设备动力响应的影响，从而提供了更为精确和可靠的分析结果。

分布参数体系模型与试验模型的质量、频率以及支架对设备的放大系数的结果表明，分布参数体系模型与实际支架-设备结构吻合度较好，可以用于实际工程中计算支架对瓷柱型电气设备的动力放大效应。

4　支架-设备动力特性参数分析

基于考虑法兰抗弯刚度的分布参数体系模型，针对隔离开关、电压互感器及电流互感器 3 种典型支架-设备体系进行参数分析。为更好地量化支架高度、刚度、质量和法兰抗弯刚度对支架-设备体系自振频率的影响，分析高度比（支架高度与设备高度比值）、刚度比（支架刚度与设备刚度比值）、质量比（支架质量与设备质量的比值）、法兰抗弯刚度比（法兰抗弯刚度与设备刚度比值）等参数对支架-设备体系自振频率的影响。由于设备一般为规范化设计，本文通过保持设备的高度不变、刚度不变、质量不变，改变支架的长度、刚度以及质量，实现高度比、刚度比、质量比的变化，法兰抗弯刚度比的改变通过保持设备的刚度不变、改变法兰的抗弯刚度实现的。

GB 50060—2008《110 kV 高压配电装置设计规范》[34] 中屋外配电装置的安全净距规定，电气设备外绝缘体最低部位距地不应小于 2 500 mm，无遮拦裸导体至地面之间最小安全净距为 2 700 mm。本文模拟振动台试验采用互感器高度为 3.4 m，高度比取值为 0.1 ~ 1.0，满足规范中电气设备安全净距规定。GB 50545—2010《100 kV ~ 750 kV 架空输电线路设计规范》[35] 和 GB 50059—2011《35 kV ~ 110 kV变电站设计规范》[36] 规定钢柱支架壁厚最小为 3 mm，悬垂直无拉线单根钢筋混凝土杆及钢管杆计算挠度限值为 $5h/1\,000$，h 为杆塔最长腿基础顶面至计算点高度，刚度比取值为 1 ~ 100，满足规范中关于钢管支架的抗震性能要求。互感器质量远大于钢管支架质量，质量比取值为 0.1 ~ 2.0，包含了常用钢管支架质量规格。文献[37]对特高压电气设备法兰连接处的抗弯刚度进行了试验研究，测试设备外径由 130 mm 增大至 500 mm 时，测得法兰抗弯刚度由 2.84×10^6 N·m/rad 增加至 1.33×10^8 N·m/rad，法兰抗弯刚度比取值范围为 1 ~ 100，包含了常用法兰连接的抗弯刚度。对式(6)求解，控制单一变量，得到不同参数对支架-设备体系自振频率的影响，结果如图 7 ~ 10 所示。

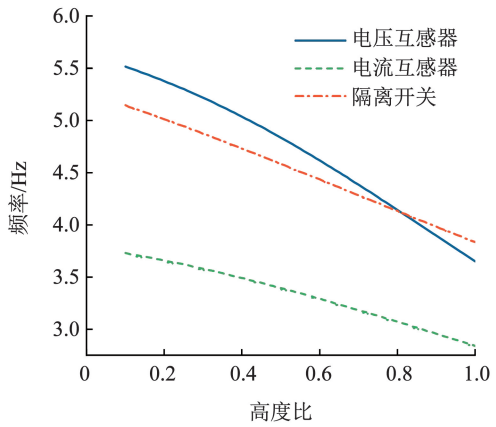


图 7　高度比对体系自振频率的影响

Fig. 7　Influence of height on the natural frequency of the system

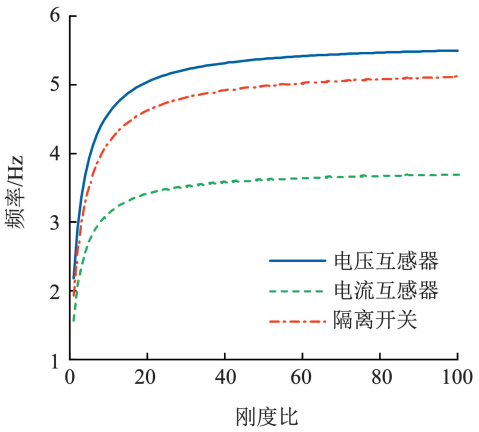


图 8　刚度比对体系自振频率的影响

Fig. 8　Influence of stiffness ratio on the natural frequency of the system

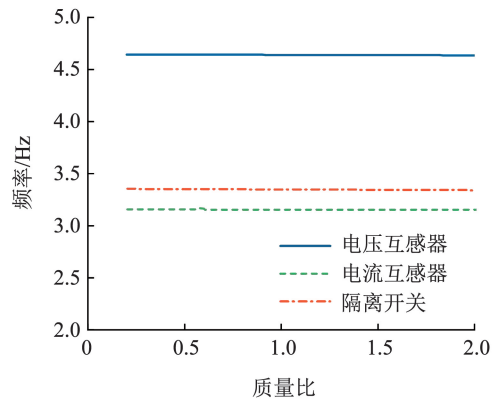


图 9　质量比对体系自振频率的影响

Fig. 9　Influence of mass ratio on natural frequency of the system

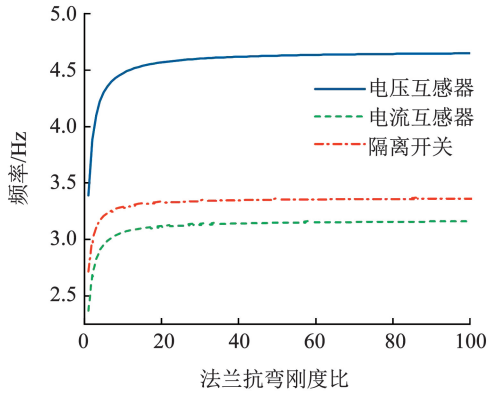


图 10 法兰抗弯刚度比对体系自振频率的影响

Fig. 10 Influence of flange bending stiffness ratio on natural frequency of the system

由图 7 ~ 10 可知,高度比、刚度比以及法兰抗弯刚度比对于支架–设备体系的自振频率具有显著的影响。随着高度比的增加,体系的自振频率呈现下降的趋势,由于随着高度比的增加体系的质心位置变高,支架的相对刚度降低,支架–设备整体频率降低。刚度比和法兰抗弯刚度比对自振频率的影响更为复杂,在一定范围内,随着刚度比的增加,体系自振频率逐渐增加,当刚度比增加到一定程度时,自振频率开始趋于稳定,这种现象是由于支架和法兰在过大的刚度下开始呈现刚体特性,支架–设备的自振频率主要取决于设备自身。质量比对自振频率的影响并不明显,在参数变化范围内,体系的自振频率并没有呈现明显的变化趋势。

通过对式(23)求解,控制单一变量,分析高度比、刚度比及法兰抗弯刚度比等参数对支架动力放大系数 F_{DA} 的影响。结果如图 11 ~ 13 所示。

由图 11 ~ 13 可知,随着高度比、刚度比及法兰抗弯刚度比等参数的改变,支架对设备的动力放大系数也随之改变,刚度比的改变对动力放大系数影响最大。随着高度比的增加,支架对设备的动力放大系数也随之增大。支架对设备的动力放大系数随着刚度比的增加而降低,且当刚度比增大到一定值时,支架对设备的动力放大系数趋于稳定,这表明随着支架刚度增加,支架对设备的支撑作用增强,但这种增强效果在达到一定值后逐渐稳定。支架对设备的动力放大系数随着法兰抗弯刚度比的增加呈现先增大后减小的趋势,由图 10 可以看出:法兰抗弯刚度比较低时,整体频率较低,体系的频率离地震动的卓越频率较远;随着法兰抗弯刚度的增加,支架–设备体系的频率也随之增加,并靠近地震动卓越频率,所以,支架对设备的动力放大系数逐渐变大;当支架–设备体系的频率大于卓越频率时,支架对设备的动力放大系数逐渐降低。由图 12 可知,支架对设备的动力放大系数变化范围较大,仅当支架刚度比足够大时才会临近 1.2,但此时支架刚度过大造成了极大的材料浪费,与经济性相悖,不符合工程实际,而且支架对不同的特征的设备动力放大系数也不同,应根据设备特征适当提高支架对设备的动力放大系数的取值。

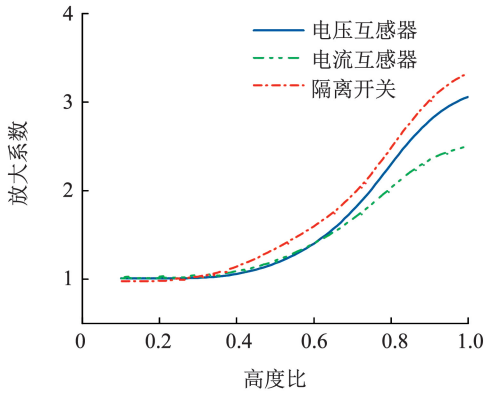


图 11 高度比对支架动力放大系数的影响

Fig. 11 Influence of height on support DAF

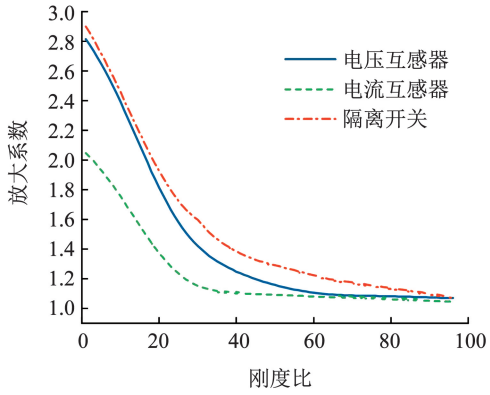


图 12 刚度比对支架动力放大系数的影响

Fig. 12 Influence of stiffness ratio on support DAF

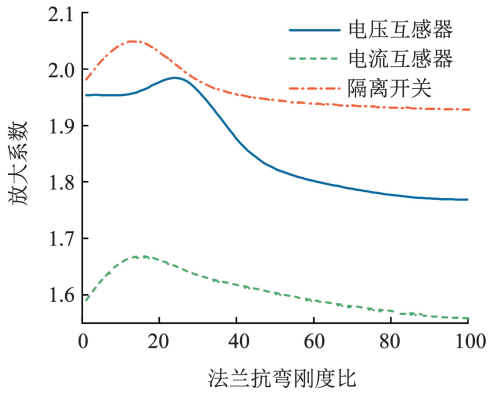


图 13 法兰抗弯刚度比对支架动力放大系数的影响

Fig. 13 Influence of flange bending stiffness ratio on support DAF

本文所选户外敞开式变电站 3 种典型瓷柱型设备隔离开关、电压互感器以及电流互感器分别代表

了双瓷柱设备、油箱位于底部设备和油箱位于顶部设备，针对 3 种典型设备选取文献[38]中给出的用于生命线工程地震动集合作为激励，计算支架对 3 种设备的动力放大系数。支架采用高为 2 500 mm、直径为 400 mm、壁厚为 8 mm 的圆钢管，满足规范[34-36]中安全净距和支架刚度的要求。所选地震动分为 4 类：第 1 类为矩震级为 7、震中距为 10 km 的近场软土宽频地震动；第 2 类为矩震级为 6、震中距为 25 km 的远场软土场地震动；第 3 类为矩震级为 7、震中距为 10 km 的近场基岩场地震动；第 4 类为脉冲型地震动。每类地震动 40 条，共计 160 条，每类地震动的反应谱和规范设计谱如图 14 所示。可以看出，每类地震动的加速度反应谱均包络了规范设计谱。

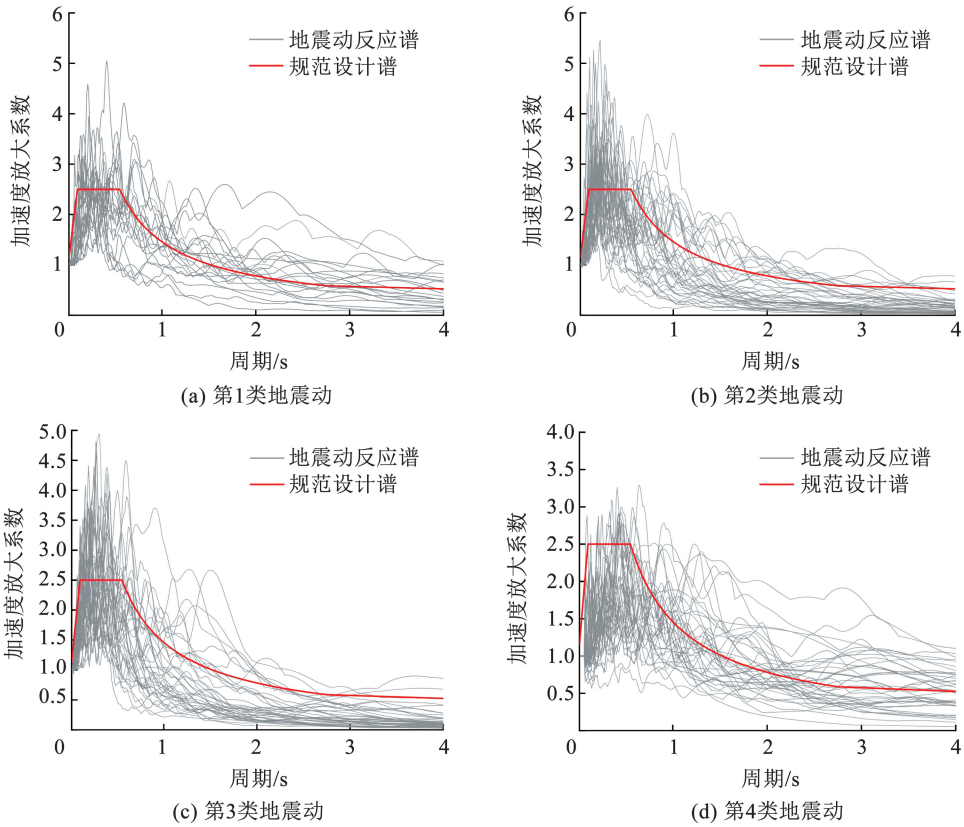


图 14　4 类地震动反应谱

Fig. 14　Response spectra of four seismic motion classes

使用本文提出的考虑法兰抗弯刚度的分布参数简化分析模型计算支架对 3 种典型瓷柱型设备的动力放大系数，4 类地震动激励计算结果如表 8 所示。

表 8　4 类地震动激励支架动力放大系数

Tab. 8　DAF of support under four types of seismic motion excitations

地震动类型	隔离开关		电压互感器		电流互感器	
	均值	标准差	均值	标准差	均值	标准差
第 1 类地震动	2.08	0.68	1.98	0.50	1.29	0.23
第 2 类地震动	2.36	0.82	2.15	0.65	1.33	0.40
第 3 类地震动	2.39	0.70	2.22	0.59	1.40	0.37
第 4 类地震动	2.63	0.57	2.10	0.49	1.53	0.29

由表 8 可以看出，在 4 类地震动激励下，支架对电气设备的动力放大系数均值都大于《电力设施抗震设计规范》[19]中规定的支架对电气设备的动力放大系数 1.2。第 1 类地震动代表了震中附近的软土场地，第 2 类地震动代表了离震中较远的软土场地，第 3 类地震动代表了震中附近的基岩场地，不同场地类型的地震动激励计算结果表明，规范中支架对电气设备的动力放大系数规定取值偏小，无法满足工程中对设备安全性的要求，需要提高动力放大系数的基准值。

为了更详细地说明支架对 3 种典型设备的动力放大系数分布情况，基于 4 类地震动激励下的计算结果绘制的箱线图如图 15 所示。可以看出，支架对隔离开关的动力放大系数基本为 1.88 ~ 2.78，均值为 2.37；支架对电压互感器的动力放大系数基本为 1.68 ~ 2.54，均值为 2.11；支架对电流互感器的动力放大系数基本为 1.16 ~ 1.55，均值为 1.39。支架动力放大系数结果表明支架顶部质量越大，支架动力放大系数越大。

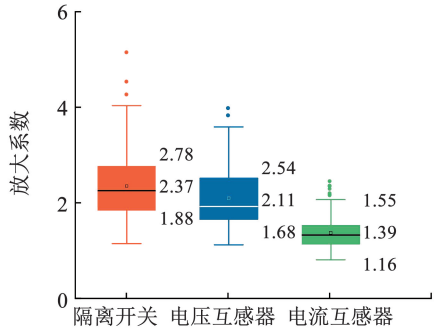


图 15 支架放大系数分布

Fig. 15 Distribution of DAF for support

使用置信水平 95%，显著性水平为 0.05，置信区间的上分位值作为支架对 3 种典型设备的动力放大系数建议值，以确保足够的安全性。支架对 3 种典型设备的放大系数分布特性如图 16 所示。可以看出，支架对 3 种设备动力放大系数的概率分布基本服从正态分布。置信区间计算公式为

$$\mathrm{CI}=\left[\overline{X}-Z_{\frac{\alpha}{2}}\frac{\sigma}{\sqrt{N}},\overline{X}+Z_{\frac{\alpha}{2}}\frac{\sigma}{\sqrt{N}}\right] \tag{25}$$

式中：CI 为置信区间，$\overline{X}$为支架动力放大系数均值，$Z_{\frac{\alpha}{2}}$为标准正态分布显著性水平为 α 下的临界值，σ 为支架动力放大系数的标准差，N 为支架动力放大系数样本数量。

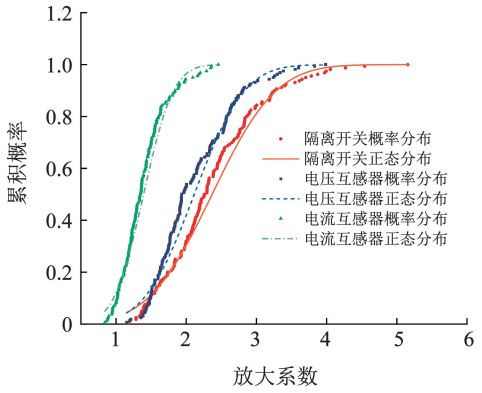


图 16 支架对 3 种设备动力放大系数概率分布

Fig. 16 Probability distribution of DAF for support of three types of equipment

基于 160 条地震动激励计算结果，支架对隔离开关的动力放大系数均值为 2.37，标准差为 0.72；支架对电压互感器的动力放大系数均值为 2.11，标准差为 0.56；支架对电流互感器的动力放大系数均值为 1.39，标准差为 0.33。使用式(25)计算 3 种典型设备隔离开关、电压互感器和电流互感器的支架动力放大系数在 95% 置信水平，显著性水平为 0.05 置信区间的上分位值为 2.48、2.20 和 1.45。支架动力放大系数 95% 置信水平的置信区间提供了一个合理的估计范围，为进一步优化支架设计提升设备抗震性能提供了重要的参考依据。本文对于双瓷柱和油箱位于底部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 2.5，对于油箱位于顶部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 1.5。

5 结 论

1)简化分析模型能较好地分析支架-设备体系的动力特性及地震反应，适用于各种型式的瓷柱型电气设备，计算结果能够满足工程实际。

2)支架-设备体系的自振频率随支架高度比的增加而降低；随支架刚度比和法兰抗弯刚度比的增加而增加，当刚度比和法兰抗弯刚度比增加到一定范围时，体系的自振频率趋于一个定值。

3)支架的动力放大系数随支架高度比增加而增加；随支架刚度比增加而逐渐降低，当支架刚度比增加到一定范围时，支架动力放大系数趋于一个定值；随法兰抗弯刚度比的增加，支架动力放大系数呈现先增大后降低的趋势。

4)双瓷柱和油箱位于底部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 2.5，油箱位于顶部的瓷柱型电气设备的支架动力放大系数建议取值为 1.5。

5)本文关于支架动力放大系数的计算是基于线性材料的单独设备-支架模型计算，未能充分考虑材料的非线性和设备之间的互联作用，后续研究应构建更为精确的非线性模型，考虑设备之间母线互联对支架动力放大系数的影响，为支架设计提供技术支撑，提高瓷柱型电气设备在复杂工况下的可靠性和安全性。

参考文献

[1]曹永兴，邓鹤鸣，蔡炜，等. 电力设施应对地震及其次生灾害的研究进展[J]. 高电压技术，2019，45(6)：1962
Cao Yongxing，Deng Heming，Cai Wei，et al. Research progress in prevention of earthquake and secondary disasters on power facilities [J]. High Voltage Engineering，2019，45(6)：1962. DOI：10.13336/j.1003 - 6520. hve. 20190604036

[2]于永清，李光范，李鹏，等. 四川电网汶川地震电力设施受灾调研分析[J]. 电网技术，2008，32(11)：5
Yu Yongqing，Li Guangfan，Li Peng，et al. Investigation and analysis of electric equipment damage in sichuan power grid caused by Wenchuan earthquake [J]. Power System Technology，2008，32(11)：5

[3]刘如山，张美晶，邬玉斌，等. 汶川地震四川电网震害及功能失效研究[J]. 应用基础与工程科学学报，2010，18(增刊1)：200
Liu Rushan，Zhang Meijing，Wu Yubin，et al. Damage and failure

study of Sichuan electric power grid in Wenchuan earthquake[J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2010, 18(S1): 200

[4] Araneda J C, Rudnick H, Mocarquer S, et al. Lessons from the 2010 Chilean earthquake and its impact on electricity supply[C]// Power System Technology (POWERCON), 2010 International Conference on IEEE. Piscataway: IEEE, 2010: 17. DOI: 10.1109/POWERCON.2010.5666023

[5] Cowan H, Beattie G, Hill K, et al. The Mw 8.8 Chile earthquake, 27 February 2010[J]. Bulletin of the New Zealand Society for Earthquake Engineering, 2011, 44(3): 123. DOI: 10.5459/bnzsee.44.3.123-166

[6] 尤红兵,赵凤新. 芦山7.0级地震及电力设施破坏原因分析[J]. 电力建设, 2013, 34(8): 100
You Hongbing, Zhao Fengxin. M7.0 earthquake in Lushan and damage cause analysis of power facilities[J]. Electric Power Construction, 2013, 34(8): 100. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7229.2013.08.019

[7] 刘如山, 刘金龙, 颜冬启, 等. 芦山7.0级地震电力设施震害调查分析[J]. 自然灾害学报, 2013, 22(5): 83
Liu Rushan, Liu Jinlong, Yan Dongqi, et al. Seismic damage investigation and analysis of electric power system in Lushan M_S 7.0 earthquake[J]. Journal of Natural Disasters, 2013, 22(5): 83. DOI: 10.13577/j.jnd.2013.0512

[8] 文学, 刘湘钒, 熊德兵. 四川电网因地震受损的输电线路全部恢复正常运行[N]. 国家电网报,2022-09-22(2)
Wen Xue, Liu Xiangfan, Xiong Debing. All transmission lines damaged by the earthquake in Sichuan power grid returned to normal operation[N]. State Grid News, 2022-09-22(2)

[9] 石高扬, 薛志航, 谢强, 等. 甘肃积石山6.2级地震750 kV避雷器震害统计及损伤机理分析[J]. 高电压技术, 2024, 50(11): 5005
Shi Gaoyang, Xue Zhihang, Xie Qiang, et al. Disaster investigation and seismic damage mechanism analysis of 750 kV arresters in the Jishishan 6.2-magnitude earthquake in Gansu province[J]. High Voltage Engineering, 2024, 50(11): 5005. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20240636

[10] 程永锋, 朱祝兵, 卢智成, 等. 变电站电气设备抗震研究现状及进展[J]. 建筑结构, 2019, 49(增刊2): 356
Cheng Yongfeng, Zhu Zhubing, Lu Zhicheng, et al. Research state and development of seismic performance of substation electrical equipment[J]. Building Structure, 2019, 49(S2): 356. DOI: 10.19701/j.jzjg.2019.S2.065

[11] 何畅, 何紫薇, 江力强, 等. 多重不确定性对特高压变压器瓷套管地震失效风险的影响[J]. 中国电机工程学报, 2022, 42(15): 5763
He Chang, He Ziwei, Jiang Liqiang, et al. Effects of different sorts of uncertainties on seismic failure risk of ultra-high-voltage porcelain transformer bushing[J]. Proceedings of the CSEE, 2022, 42(15): 5763. DOI: 10.13577/j.jnd.2013.0512

[12] 何畅, 谢强, 杨振宇. 1 100 kV特高压气体绝缘开关套管-支架体系抗震性能加固试验研究[J]. 电网技术, 2018, 42(6): 2016
He Chang, Xie Qiang, Yang Zhenyu. Tests on seismic retrofitting of 1 100 kV UHV GIS bushing-supporting frame system[J]. Power System Technology, 2018, 42(6): 2016. DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2017.2227

[13] 曹枚根, 高政国, 张健, 等. 高压瓷绝缘子振动疲劳试验及损伤识别[J]. 高压电器, 2017, 53(10): 7
Cao Meigen, Gao Zhengguo, Zhang Jian, et al. Vibration fatigue test and damage identification of high-voltage porcelain insulator[J]. High Voltage Apparatus, 2017, 53(10): 7. DOI: 10.13296/j.1001-1609.hva.2017.10.002

[14] 孙宇晗, 卢智成, 刘振林, 等. 1 100 kV特高压套管地震模拟振动台试验[J]. 高电压技术, 2017, 43(12): 4139
Sun Yuhan, Lu Zhicheng, Liu Zhenlin, et al. Study on earthquake simulation shaking table test of 1 100 kV composite external insulation bushing[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(12): 4139. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20171127043

[15] 孙宇晗, 卢智成, 刘振林, 等. 特高压变电站内110 kV电容器组模型地震模拟振动台试验[J]. 高电压技术, 2017, 43(3): 879
Sun Yuhan, Lu Zhicheng, Liu Zhenlin, et al. Shaking table test on model of 110 kV capacitor bank in UHV substation[J]. High Voltage Engineering, 2017, 43(3): 879. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.20170303026

[16] 卢智成, 邱宁, 程永锋, 等. 特高压TYD1000型电容式电压互感器抗震试验研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(11): 3694
Lu Zhicheng, Qiu Ning, Cheng Yongfeng, et al. Study on seismic experiment of ultra high voltage TDY1000 capacitive voltage transformer[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(11): 3694. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.2015.11.024

[17] 石高扬, 谢强. 支柱类电气设备中间层三维隔震振动台试验研究[J]. 土木工程学报,2025, 58(2): 1
Shi Gaoyang, Xie Qiang. Shaking table test study of post-electrical equipment with three-dimensional isolation in the intermediate layer[J]. China Civil Engineering Journal, 2025, 58(2): 1. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.23080712

[18] 魏淼淼, 何畅, 谢强. 近远场地震下软导线耦联电气设备体系地震响应分析[J]. 高压电器, 2022, 58(8): 23
Wei Miaomiao, He Chang, Xie Qiang. Seismic responses of flexible conductor interconnected electrical equipment in near and far field earthquakes[J]. High Voltage Apparatus, 2022, 58(8): 23. DOI: 10.13296/j.1001-1609.hva.2022.08.003

[19] GB 50260—2013 电力设施抗震设计规范[S]

[20] JEAG 5003—2019 変電所等における電気設備の耐震設計指針[S]

[21] IEEE 693—2018 IEEE recommended practice for seismic design of substations[S]

[22] IEC TS 61463—2016 IEC technical specification on bushings-seismic qualification[S]

[23] 官贞珍, 朱全军, 樊习英, 等. 中美欧电气设备抗震设计规范研究[J]. 地震工程与工程振动, 2018, 38(3): 184
Guan Zhenzhen, Zhu Quanjun, Fan Xiying, et al. Study on Chinese, American and European codes for seismic design of electrical installations[J]. Earthquake Engineering and Engineering Dynamics, 2018, 38(3): 184. DOI: 10.13197/j.eeev.2018.03.184.guanzz.022

[24] Dastous J B, Filiatrault A, Pierre J R. Estimation of displacement at interconnection points of substation equipment subjected to

earthquakes[J]. IEEE Transactions on Power Delivery, 2004, 19(2): 618. DOI: 10.1109/TPWRD.2003.823203

[25] Mohammadi R K, Akrami V, Nikfar F. An improvement to seismic design of substation support structures[J]. Structural Engineering & Mechanics, 2013, 45(6): 821. DOI: 10.12989/sem.2013.45.6.821

[26] Whittaker A S, Fenves G L, Gilani A S. Seismic evaluation and analysis of high-voltage substation disconnect switches [J]. Engineering Structures, 2007, 29: 3538. DOI: 10.1016/j.engstruct.2007.07.028

[27] Li Sheng, Tsang Hingho, Cheng Yongfeng, et al. Considering seismic interaction effects in designing steel supporting structure for surge arrester[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 132: 151. DOI: 10.1016/j.jcsr.2017.01.012

[28] 李黎, 汪国良, 胡亮, 等. 特高压支架-设备体系动力响应简化分析及参数研究[J]. 工程力学, 2015, 32(3): 82
Li Li, Wang Guoliang, Hu Liang, et al. Simplified analysis and parametic study of dynamic response for UHV electrical support-equipment system[J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(3): 82

[29] 姜斌, 郝群岩, 谢强, 等. 变电站设备-支架耦合体系的地震响应建模与参数分析[J]. 中国电机工程学报, 2019, 39(8): 2506
Jiang Bin, Hao Qunyan, Xie Qiang, et al. Theoretical modelling and parameter analysis on seismic responses of electrical equipment-support structural system[J]. Proceedings of the CSEE, 2019, 39(8): 2506. DOI: 10.13334/j.0258-8013.pcsee.180670

[30] 杜永峰, 刘彦辉, 李慧. 高压电气设备支架串联体系地震响应半解析法[J]. 计算力学学报, 2010, 27(2): 225
Du Yongfeng, Liu Yanhui, Li Hui. Response of serial system of equipment and supporter under earthquake based on semi-analytical method[J]. Chinese Journal of Computational Mechanics, 2010, 27(2): 225

[31] He Chang, Xie Qiang, Yang Zhenyu, et al. Influence of supporting frame on seismic performance of 1 100-kV UHV-GIS bushing[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2019, 161: 114. DOI: 10.1016/j.jcsr.2019.06.019

[32] 尤红兵, 张郁山, 赵凤新. 电气设备振动台试验输入的合理确定[J]. 电网技术, 2012, 36(5): 118
You Hongbing, Zhang Yushan, Zhao Fengxin. Reasonable determination of input waves for shake-table test of electrical equipments[J]. Power System Technology, 2012, 36(5): 118. DOI: 10.13335/j.1000-3673.pst.2012.05.010

[33] 程永锋, 朱祝兵, 邱宁, 等. 特高压电气设备抗震试验共振拍波适用性及合理地震动输入研究[J]. 高电压技术, 2015, 41(5): 1753
Cheng Yongfeng, Zhu Zhubing, Qiu Ning, et al. Research of resonance beat wave applicability and reasonable seismic input used in seismic test of UHV electrical equipments[J]. High Voltage Engineering, 2015, 41(5): 1753. DOI: 10.13336/j.1003-6520.hve.2015.05.046

[34] GB 50060—2008 110 kV 高压配电装置设计规范[S]

[35] GB 50545—2010 110 kV ~ 750 kV 架空输电线路设计规范[S]

[36] GB 50059—2011 35 kV ~ 110 kV 变电站设计规范[S]

[37] 朱祝兵, 代泽兵, 卢智成, 等. 特高压电气设备法兰连接处的弯曲刚度试验研究[J]. 中国电力, 2014, 47(6): 6
Zhu Zhubing, Dai Zebing, Lu Zhicheng, et al. Experimental study of the bending rigidity at flange connection of UHV electrical equipment[J]. Electric Power, 2014, 47(6): 6. DOI: 10.3969/j.issn.1004-9649.2014.06.002

[38] Baker J W, Lin T, Shah S K, et al. New ground motion selection procedures and selected motions for the PEER transportation research program[R]. Berkeley: Pacific Earthquake Engineering Research Center, 2011

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202502013

基于单元材料积分损伤模型的钢筋混凝土框架结构损伤

张昊宇[1],张亮泉[2],张云波[2],刘梦鸽[2]

(1.中国地震局地震工程与工程振动重点实验室(中国地震局工程力学研究所),哈尔滨 150080;
2.东北林业大学 土木与交通学院,哈尔滨 150040)

摘 要:针对传统损伤指标在评估三维地震动加载下钢筋混凝土(RC)框架结构损伤程度时精度不高的问题,介绍一种基于单元材料积分的RC框架结构楼层地震损伤评估模型——Diem(damage indices of integration of element material)。该模型基于已有的混凝土及钢筋的材料损伤指标,采用考虑距形心轴距离的加权平均法,构造具有方向属性的塑性铰截面损伤指标。在此基础上,进一步构建基于损伤加权的单根RC框架柱损伤模型,以及结合损伤和轴力混合加权的楼层损伤模型。以一栋实际震损的RC框架结构为分析对象,采用OpenSEES软件进行了非线性IDA分析,并基于OpenSEES输出的柱曲率及轴力数据,使用自编程序对单柱及薄弱层进行基于Diem模型的损伤分析。结果表明:Diem模型计算的框架单柱及楼层损伤程度与实际震损相符;利用Diem方向性计算得到的"损伤环"与实际震害的残余侧移方向一致,能有效表征结构不同方向上的损伤演化特征。Diem损伤模型适用于实际三维地震动下的RC结构精细损伤评估。

关键词:钢筋混凝土框架;损伤指标;塑性铰;三维地震动;轴力波动
中图分类号:TU375.4 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0061-11

Damage of reinforced concrete frame structures using integral damage model of element material

Zhang Haoyu[1], Zhang Liangquan[2], Zhang Yunbo[2], Liu Mengge[2]

(1. Key Laboratory of Earthquake Engineering and Engineering Vibration, China Earthquake Administration (Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration), Harbin 150080, China;
2. School of Civil Engineering and Transportation, Northeast Forestry University, Harbin 150040, China)

Abstract: Aiming at the problem of low accuracy of traditional damage indices when evaluating the damage degree of reinforced concrete (RC) frame structures under three-dimensional (3D) ground motion loading, this paper presented a storey seismic damage assessment model for RC frame structures based on the integral of element material, namely damage indices of integration of element material (Diem). Based on the existing material damage indices of concrete and steel bar, this model adopted the weighted average method considering the distance from the centroidal axis to construct the plastic hinge section damage index with directional properties. On this basis, it further constructed a damage model for a single RC frame column based on damage weighting and a storey damage model combining mixed weighting of damage and axial force. Taking an actually seismically damaged RC frame structure as the analysis object, this paper performed nonlinear incremental dynamic analysis (IDA) using OpenSEES software and utilized the self-compiled program to conduct Diem-based damage analysis for single columns and weak storeys based on the column curvature and axial force data output by OpenSEES. The results show that the damage degrees of single frame columns and storeys calculated by the Diem model are consistent with actual seismic damage. The "damage ring" obtained through calculation using the directional property of Diem is consistent with the residual drift direction of actual seismic damage and can effectively characterize the structural damage evolution characteristics in different directions. The Diem damage model is suitable for refined damage assessment of RC structures under actual 3D ground motion.

Keywords: reinforced concrete frame; damage index; plastic hinge; 3D ground motion; axial force fluctuation

RC框架结构在实际地震动作用下的损伤评价至关重要,而损伤指标是评估所需的标尺。结构实际地震反应常表现出显著的三维特性[1-3],水平位移轨迹具有双向性和随机性,框架柱轴力可能出现

收稿日期:2025-02-13;**录用日期**:2025-06-11;**网络首发日期**:2025-11-17
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251117.1428.007
基金项目:中国地震局工程力学研究所基本科研业务费(2019B12);国家自然科学基金(51108433,202402AC080003);黑龙江省自然科学基金(LH2024E015);云南省科技厅重大科技专项计划(202402AC080003)
作者简介:张昊宇(1978—),男,副研究员
通信作者:张亮泉,zhangliangquan2006@163.com

波动,这些因素都会影响结构构件的损伤程度[4-5]。然而传统损伤指标,包括层间位移和塑性铰转角[6-7]及以 Park-Ang 指标[8]为代表的双参数损伤指标,主要基于恒定轴力和水平单向滞回加载的试验和模拟结果得出。针对双向受力 RC 柱的损伤指标则多为基于恒定轴力、规则双向加载下的滞回曲线构造而成[9-10],仍无法定量衡量轴力波动和水平地震动对损伤的影响。

基于材料的损伤模型认为整体结构损伤是微观材料损伤的宏观体现。对于钢筋混凝土框架结构,柱塑性铰处的钢筋屈曲和混凝土压碎联合作用导致了柱的损伤。因此,基于材料的损伤指标能够从机制层面而非反应结果(滞回曲线)评估结构震损,适用于三维地震动作用下的结构损伤分析。典型成果包括根据纤维单元中钢筋和混凝土材料的损伤指标计算构件的刚度退化指标等[11-13]。

目前,已有的基于材料的损伤模型多数仍集中于塑性铰截面和单个构件层面的评估,对整体楼层和结构的损伤评估模型仍有待研究。作者在前期研究中构建了基于材料的塑性铰截面损伤模型和单个悬臂 RC 框架柱的 Diem(damage indices of integration of element material)损伤模型[14],而结构层面的损伤模型有待研究。多位学者使用传统损伤指标,采用基于构件损伤指数加权平均得到整体结构的损伤模型[15-16]为本研究提供了宝贵借鉴。在此基础上,首先,对已完成的 RC 框架柱塑性铰截面 Diem 损伤模型进行简介,再通过加权组合方式建立 Diem 两端固结的单根 RC 框架柱的损伤模型,之后,对单层所有框架柱损伤指标进行加权组合建立楼层 Diem 损伤模型。以一个实际震损框架结构为例验证了损伤模型的合理性。最后,分析了方向差异对损伤的影响,展示 Diem 的特性。

1 Diem 塑性铰截面损伤模型介绍

塑性铰截面损伤模型可分为以下两部分。

1.1 材料损伤指数

材料损伤指数定义了塑性铰截面中材料纤维单元的损伤。目前,常见的集中塑性的杆系有限元模型塑性铰截面如图 1 所示,纤维单元按种类分为钢筋单元、约束混凝土单元及保护层非约束混凝土单元。因此,分别定义约束(含非约束)混凝土损伤指数和钢筋损伤指数。基于 Mander 约束混凝土滞回本构模型[17]和考虑受压屈曲的钢筋滞回本构模型[17-18],定义如下 Diem 混凝土材料损伤和钢筋材料损伤模型。

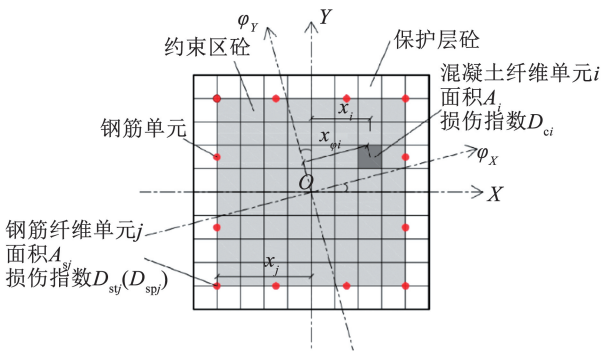


图 1 纤维单元截面损伤计算示意

Fig. 1 Damage calculation for fiber element section

混凝土以受压为主,故定义受压损伤作为混凝土损伤的主要指标。定义混凝土受压损伤指数为式(1),其指数与应变关系曲线如图 2 所示。图 2 同时给出了对应的混凝土受压应力-应变关系曲线。式(1)求得的损伤指数可理解为混凝土应力下降幅度同极限应力与峰值应力差值的比值。

$$D_{cc}=\begin{cases}0,\varepsilon_c\leqslant\varepsilon_{c0}\\ \dfrac{E_{c0}\varepsilon_c-\sigma_c}{E_{c0}\varepsilon_{cu}-\sigma_{cu}},\varepsilon_{c0}<\varepsilon_c\leqslant\varepsilon_{cu}\\ \dfrac{f_{cc}-\sigma_c}{f_{cc}-\sigma_{cu}},\varepsilon_c>\varepsilon_{cu}\end{cases}\tag{1}$$

式中:ε_c 为单元混凝土达到的最大压应变;ε_{c0} 为混凝土压损伤起点应变;E_{c0} 为 ε_{c0} 对应的割线模量;f_{cc} 为约束混凝土峰值应力;ε_{cu} 为混凝土极限应变,参考 Mander 模型[17]计算;σ_{cu} 为 ε_{cu} 对应的受压曲线应力值。

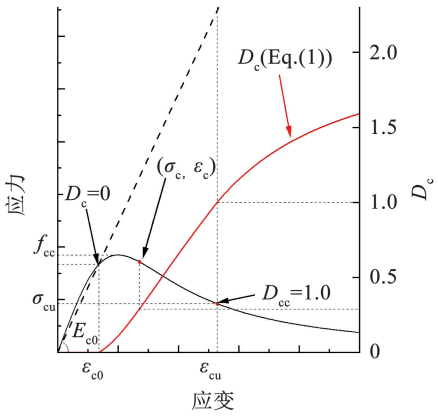


图 2 混凝土损伤曲线

Fig. 2 Concrete damage curves

钢筋损伤指数可分为压损伤及拉损伤。钢筋受拉损伤指数 D_{st} 定义为式(2),曲线如图 3(a)所示。图 3 同时给出了对应的钢筋应力-应变关系曲线,采用了受压屈曲钢筋滞回本构模型[18]。

$$D_{st}=\begin{cases}\dfrac{\varepsilon_{smax}-\varepsilon_{sy}}{\varepsilon_{nsu}-\varepsilon_{sy}}, \varepsilon_{smax}\leqslant\varepsilon_{su}\\ \dfrac{\varepsilon_{su}-\varepsilon_{sy}}{\varepsilon_{nsu}-\varepsilon_{sy}}+\dfrac{f_{su}-\sigma_s}{f_{su}}, \varepsilon_{smax}>\varepsilon_{su}\end{cases} \tag{2}$$

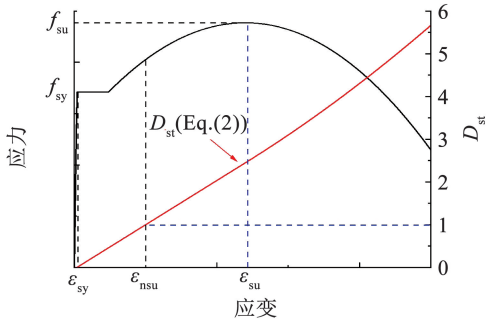
式中：ε_{smax}为计算时刻钢筋达到的最大拉应变，ε_{sy}为钢筋屈服应变，ε_{su}为钢筋极限应变，ε_{nsu}为钢筋名义极限应变[19]，f_{su}为钢筋极限强度，σ_s为钢筋应力。

钢筋压损伤由钢筋受压屈曲导致的应力下降幅度来定义，为钢筋受压应力应变骨架曲线的应力与相同应变对应的受拉应力应变骨架曲线的应力差，与混凝土极限应变时应力下降幅度在钢筋强度上的等比例映射之比来定义，即

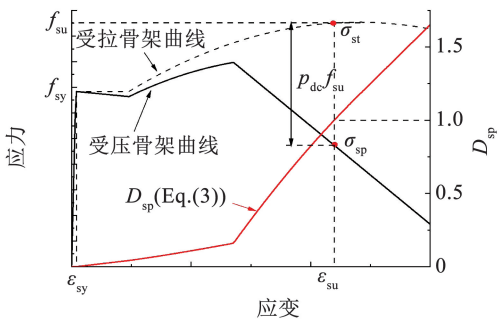
$$D_{sp}=\begin{cases}0, \varepsilon_{sp}\leqslant\varepsilon_{sy}\\ \dfrac{\sigma_{st}-\sigma_{sp}}{p_{dc}f_{su}}, \varepsilon_{sp}>\varepsilon_{sy}\end{cases} \tag{3}$$

式中：D_{sp}为钢筋受压损伤指数；ε_{sp}为钢筋压应变最大值；σ_{st}为对应于 ε_{sp}的应力值；p_{dc}为应力减小系数，按式(4)计算，代表 $D_{sp}=D_c$时，屈曲钢筋的应力下降比例与混凝土的应力下降比例相对应。

$$p_{dc}=\frac{\sigma_{cu}}{f_{cc}} \tag{4}$$



(a) 钢筋受拉损伤模型



(b) 钢筋受压损伤模型

图 3　钢筋损伤曲线

Fig. 3　Steel bar damage curves

1.2　塑性铰截面损伤

塑性铰截面损伤指数定义为各个纤维单元材料损伤指数按照单元到形心轴的距离进行加权积分，见式(5)。如图 1，形心轴方向可根据分析需要任意指定，由此不同方向对应的损伤指数可分别计算。

$$D_{sct\varphi}=\frac{\sum\limits_{x>0}A_{ci}x_{\varphi i}f_{ci}D_{ci}+\sum\limits_{j=1}^{ns}A_{sj}x_{\varphi j}f_{sj}D_{si}}{\sum\limits_{x>0}A_{ci}x_{\varphi i}f_{ci}+\sum\limits_{j=1}^{ns}A_{sj}x_{\varphi j}f_{sj}} \tag{5}$$

式中：A_{ci}为第 i 个混凝土单元的面积；$x_{\varphi i}$为第 i 个混凝土单元形心至截面形心轴 φ_Y的距离；f_{ci}为第 i 个混凝土单元抗压强度，核心区混凝土取 f_{cc}，保护层混凝土取f_c[17]；D_{ci}为第 i 个混凝土单元的混凝土损伤指数，考虑到受拉开裂混凝土对截面压弯承载影响很小，$D_{sct\varphi}$的加权平均仅考虑 $x_{\varphi i}>0$ 的混凝土单元；A_{sj}为第 j 根纵筋的面积；$x_{\varphi j}$为第 j 根钢筋至截面形心轴 φ_Y的距离；D_{si}为第 i 个钢筋的损伤指数，受拉侧($x<0$)取 D_{st}，受压侧($x>0$)取 D_{sp}。

式(5)可理解为在指定方向上受损后的受弯承载力与无损状态下受弯承载力的比值。当 $D_{sct\varphi}=1$时，塑性铰截面处于如下状态：在形心轴方向 φ 上，受压混凝土的加权平均压应变达到极限应变 ε_{su}，受拉钢筋的加权平均应变达到名义极限应变 ε_{nsu}，受压钢筋发生明显屈曲。处于该状态的钢筋混凝土压弯曲截面，认为其达到破坏状态应是合理的。$D_{sct\varphi}>1$表明构件截面超过了安全承载力限值，这与钢筋混凝土构件常规破坏准则一致。

2　Diem 框架柱及楼层损伤模型

在实际地震灾害中，RC 框架最常见的破坏模式为柱端塑性铰破坏[20-21]，因此，基于柱铰破坏模式构建 RC 框架柱及楼层的损伤模型。

2.1　Diem 框架单柱损伤模型

RC 框架柱倒塌破坏的主要影响因素为上下柱端塑性铰截面的承载力退化以及重力二阶效应的联合作用，如图 4 所示。基于该思路，提出如式(6)所示的 RC 框架柱损伤指标。

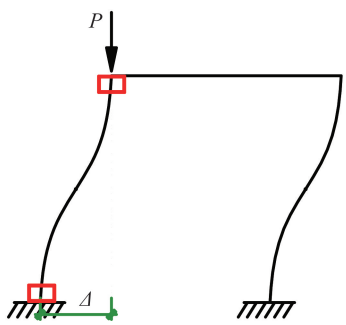


图 4　框架柱损伤模型示意

Fig. 4　Damage model of frame column

$$D_{\mathrm{clp}\varphi}=D_{\mathrm{sct}\varphi}+\alpha_{\mathrm{g}}D_{\mathrm{g}\varphi} \tag{6}$$

式中：$D_{\mathrm{sct}\varphi}$为方向角 φ 上的框架柱塑性铰截面损伤指标，由上下端塑性铰截面损伤指标加权计算得到，采用式(7)计算；$D_{\mathrm{g}\varphi}$为方向角 φ 上的 P-Δ 效应损伤指标，按式(8)计算；α_{g}为 P-Δ 效应调整系数，前期研究基于骨架曲线下降 80% 的 RC 柱的破坏准则，通过参数分析给出了 $\alpha_{\mathrm{g}}=3.0$ 的建议取值[13]。式(6)的物理意义为：单根框架柱由 P-Δ 效应引起的弯矩荷载增量同塑性铰截面材料损伤造成的弯矩承载力下降之和与完好状态下抗侧弯矩承载能力的比值。

$$D_{\mathrm{sct}\varphi}=\lambda_{\mathrm{b}}D_{\mathrm{sctb}\varphi}+\lambda_{\mathrm{t}}D_{\mathrm{sctt}\varphi} \tag{7}$$

式中：λ_{b}为柱底部塑性铰损伤加权系数，λ_{t}为柱顶部塑性铰损伤加权系数，$D_{\mathrm{sctb}\varphi}$为方向 φ 上的下柱端损伤系数，$D_{\mathrm{sctt}\varphi}$为方向 φ 上的上柱端损伤系数。

$$D_{\mathrm{g}\varphi}=\frac{P\Delta_{\varphi}}{M_{\mathrm{Eu}\varphi}-M_{\mathrm{u}\varphi}} \tag{8}$$

式中：P 为轴力(受压为正)；Δ_{φ}为计算时刻柱端位移在计算方向 φ 上的位移分量；$M_{\mathrm{u}\varphi}$为极限位移点对应的塑性铰截面弯矩，近似按照单推时水平力下降至峰值荷载的 80% 作为判断依据计算；$M_{\mathrm{Eu}\varphi}$为塑性铰截面在计算方向 φ 上的“无损材料假想弯矩”[13]，按照钢筋为理想弹性材料、混凝土为理想弹塑性材料求得截面在到达 $M_{\mathrm{u}\varphi}$时的曲率所对应的弯矩。由此算得的 $D_{\mathrm{g}\varphi}$表示重力二阶效应产生的塑性铰截面弯矩下降值占材料损伤造成的弯矩下降总值的比值。

已有损伤模型中的加权方式主要可归为以下 4 类[17-18]：1)取上下柱端塑性铰截面的损伤最大值；2)取上下柱端塑性铰截面损伤平均值；3)按柱端弯矩承载力大小确定权重系数；4)将损伤比作为加权系数。

上述方法中，方法 1)仅考虑了破坏较重一侧，忽略了损伤较小柱端；方法 2)可能会在柱两端塑性铰破坏差异较大时给出偏小的整体损伤指数；方法 3)考虑到常规框架柱在同一楼层柱顶柱底的配筋和轴力往往大致相同，得到的加权系数通常在 0.5 左右，与方法 2)接近；方法 4)在兼顾上下塑性铰破坏贡献的同时适当增加了破坏较重一端的权重，较为合理。因此，采用方法 4)构建单柱损伤，即式(9)。符号物理意义同前。

$$D_{\mathrm{clp}\varphi}=\frac{D_{\mathrm{sctb}\varphi}^{2}+D_{\mathrm{sctt}\varphi}^{2}}{D_{\mathrm{sctb}\varphi}+D_{\mathrm{sctt}\varphi}}+\alpha_{\mathrm{g}}D_{\mathrm{g}\varphi} \tag{9}$$

2.2 Diem 楼层损伤模型

楼层抗侧承载能力由该层所有框架柱组成，楼层的损伤可视为是由该层所有框架柱的损伤共同导致。因此，构建 Diem 结构楼层损伤模型如式(10)所示。

$$D_{\mathrm{story}\varphi}=\sum_{i=1}^{m}\lambda_{i}D_{\mathrm{clp}i\varphi} \tag{10}$$

式中：D_{storey}为楼层损伤指标；$D_{\mathrm{clp}i}$为该楼层中第 i 根框架柱的损伤指标，由式(9)计算；λ_{i}为第 i 根框架柱所取的加权系数；m 为楼层框架柱的根数。

已有相关研究报道中由构件到楼层的损伤加权系数 λ_{i}可分为 3 类[17-18]，即基于构件耗能的加权、损伤加权和重力荷载加权。考虑到 Diem 独立于滞回曲线，可排除基于构件滞回耗能的加权方式；考虑到柱承担的重力荷载越大，其对整体结构稳定承载的影响越大，故未考虑柱承重影响的加权方式并非最佳；此外，考虑到内力重分布作用会导致破坏较重柱的竖向和水平荷载由其他柱分担，进而加重楼层损伤，未考虑损伤权重的加权方式也并不完善。因此，合理的加权方式应同时考虑重力荷载和损伤程度。试算表明，式(11)能较好地反映楼层损伤情况，故采用该加权系数。式中 W_{j}为第 j 根框架柱承受的竖向力，$D_{\mathrm{clp}j}$选取最大损伤方向的结果。

$$\lambda_{j}=\frac{\sqrt{D_{\mathrm{clp}j}}W_{j}}{\sum_{j=1}^{m}\sqrt{D_{\mathrm{clp}j}}W_{j}} \tag{11}$$

按上述方法用 Fortran 编制了基于平截面假定的纤维单元塑性铰截面双向滞回及 Diem 分析程序，如图 5 所示。

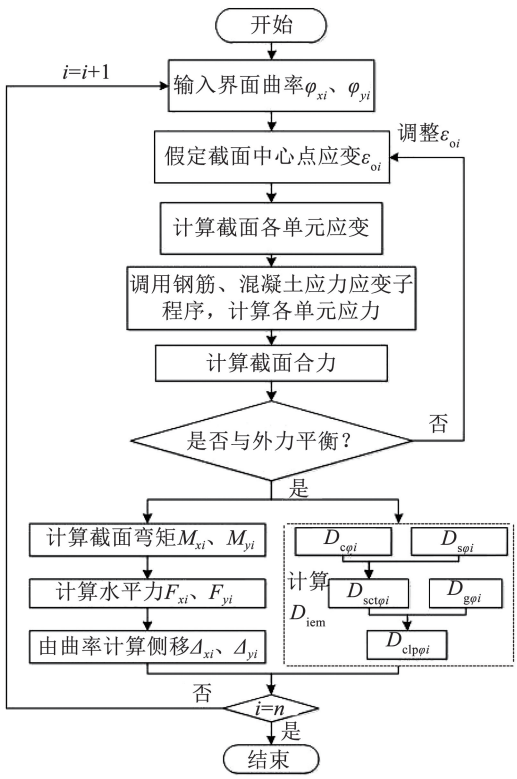


图 5 Diem 分析计算流程

Fig. 5 Diem analysis and calculation program

图 5 程序通过内力、外力平衡的迭代过程，可自动考虑柱轴力变化对截面各个单元应变、应力及损伤指数的影响，进而使得 Diem 具备了自动考虑轴力波动影响的功能。

3　结构建模及时程分析

3.1　鲁甸地震作用下典型结构建模分析

2014 年，云南鲁甸 6.5 级地震中龙头山镇一 RC 框架结构遭受严重破坏[19]，图 6 为该结构震后的总体外观（红色序号为有限元模型中的柱号），该结构大部分底层柱出现显著压弯破坏、剪切破坏或弯剪混合破坏，形成明显的薄弱层。图 7 为该结构底层平面布置和主要梁柱配筋。该结构混凝土设计强度等级为 C30，结构计算总高度为 11.3 m，其中，首层计算高度为 4.1 m，标准层高度为 3.6 m。距该建筑直线距离约 150 m 的龙头山强震台（53LLT）记录了该次地震的加速度时程，本研究即使用该记录作为最主要的地震动输入，其加速度时程及反应谱如图 8 所示。以下使用该结构作为对象对 Diem 楼层损伤模型进行分析。

先使用 Etabs 进行结构建模，再通过 ETO[20] 转化为 OpenSEES 代码，之后，在 OpenSEES 中调整材料本构等参数并输入地震动加速度记录进行有限元分析，最后，使用图 5 所示程序进行 Diem 损伤分析。

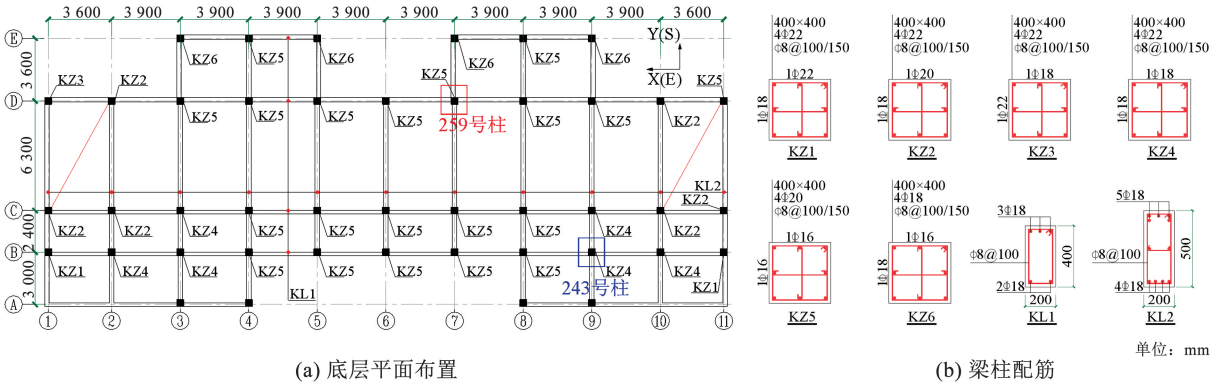


(a) 分析结构与强震台站位置关系　　(b) 震损外观

(c) 243号柱　　(d) 259号柱

图 6　鲁甸地震中某结构震害

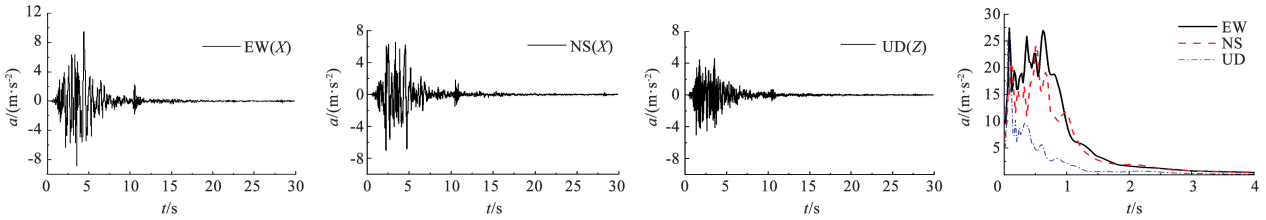
Fig. 6　Seismic damage of structure in Ludian earthquake



(a) 底层平面布置　　(b) 梁柱配筋

图 7　结构基本信息

Fig. 7　Basic information of structure



(a) 东西向加速度时程 (b) 南北向加速度时程 (c) 竖向加速度时程 (d) 加速度反应谱

图 8 龙头山台站加速度时程记录及 5% 阻尼比反应谱

Fig. 8 Acceleration time history records and 5% damping ratio response spectrum of Longtoushan Station

在 OpenSEES 分析[20]中梁柱单元的混凝土本构选用 Concrete02,钢筋本构模型采用 Steel02,梁柱单元选用基于柔度法的集中塑性铰单元 Beam With Hinges,其中,塑性铰区长度按式(12)[21]计算。砌体填充墙简化为等效对角斜撑模型,选用 truss 单元模拟,材料本构基于刘桂秋提出的应力应变关系模型[24],采用 Concrete01 进行模拟;无开洞填充墙的等效斜撑有效宽度采用 FEMA356 方法[5]计算;开洞填充墙的斜撑有效宽度按 Al-Chaar G 方法[25]进行折减。

$$L_p = 0.08L_0 + 0.022 f_y d_b \tag{12}$$

式中:L_0为柱端到跨中反弯点的距离,f_y和 d_b分别为柱纵向钢筋的屈服强度及直径。

考虑到梁和板在实际震害中没有损坏,因此,框架梁按弹性材料计算。详细分析条件见表 1 及表 2。

表 1 混凝土及砌体材料性能(平均值)

Tab. 1 Material properties of concrete and masonry (mean value)

单元类型	选取模型	f_0/(N·mm^{-2})	ε_0	f_u/(N·mm^{-2})	ε_u	f_t/(N·mm^{-2})
梁柱保护层	Concrete02	26.100	0.001 84	5.220 0	0.004 00	2.61
柱约束区	Concrete02	30.322	0.002 32	6.066 0	0.016 67	2.61
填充墙	Concrete01	3.330	0.002 74	1.098 9	0.006 85	

注:f_0为混凝土抗压强度,ε_0为峰值应变,f_u为混凝土残余强度,ε_u为残余强度对应的应变,f_t为混凝土抗拉强度。

表 2 钢筋材料性能(平均值)

Tab. 2 Material properties of steel bar (mean value)

单元类型	本构模型	d/mm	E_0/(N·mm^{-2})	f_y/(N·mm^{-2})	b
纵筋	Steel02	16 ~ 22	200 000	400	0.01
箍筋	Steel02	8	200 000	400	0.01

注:d 为钢筋直径,E_0为钢筋初始弹性模量,f_y为钢筋屈服强度,b为应变强化率。

由此形成结构有限元模型见图 9,对该结构进行非线性时程分析。图 10 展示了结构残余侧移与实际震害的对比。图 11 为鲁甸地震作用下结构底层位移。可以看出,底层 X、Y 向均出现明显残余变形,模拟得到的侧移方向与实际残余侧移趋势一致,初步验证了有限元模型的合理性,可作为后续框架柱损伤模型分析载体。

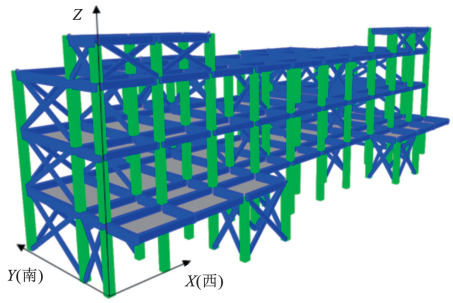
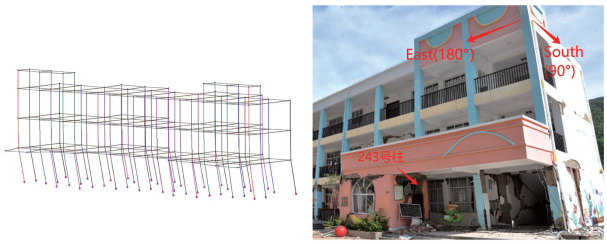


图 9 结构有限元模型

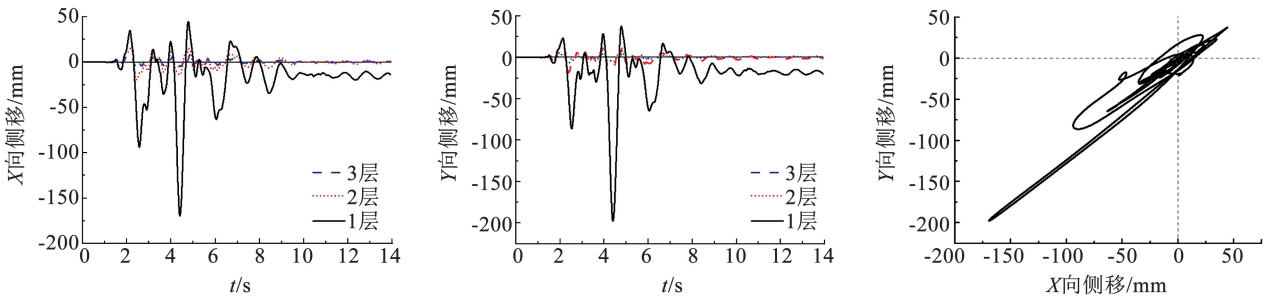
Fig. 9 Finite element model of structure



(a) 模拟结果 (b) 实际震害

图 10 框架变形与实际震害对比

Fig. 10 Comparison between frame deformation and actual seismic damage



(a) *X*向层间位移　(b) *Y*向层间位移　(c) *X*-*Y*底层层间位移

图 11　鲁甸地震作用下结构底层位移

Fig. 11　Bottom floor displacement of structure under action of Ludian earthquake

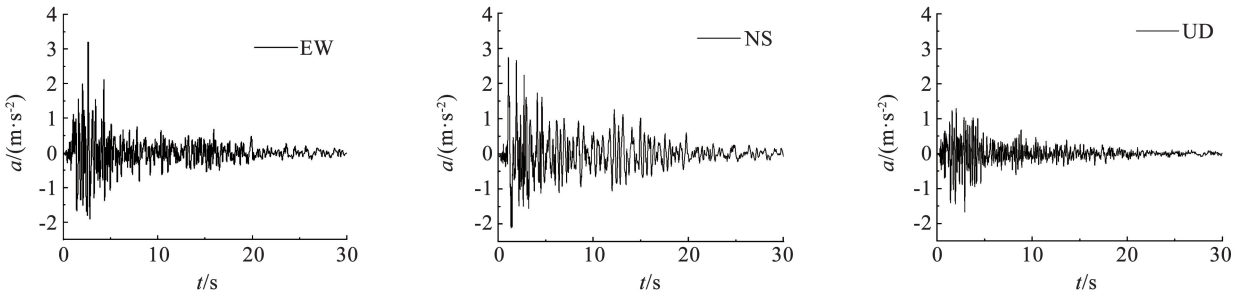
3.2　IDA 分析

之后对前述结构模型进行了非线性增量动力分析(IDA)。从 PEER 强震数据库中另选取了 6 条与Ⅱ类场地相似的强震记录，与前述龙头山地震动记录合并作为该结构三向地震动输入，如表 3 所示。图 12 给出了 E3 地震动的三向加速度时程曲线。图 13展示了所选 7 条地震动水平主方向(*X* 向)的加速度反应谱。

表 3　分析地震记录及参数

Tab. 3　Analysis of seismic records and parameters

编号	年份	地震名称	记录台站	震级	a_{PG}/(m·s^{-2},*X* 向)	R_{rup}/km
E1	2014	BTMZhaotong	53 Long TouShan Station	6.50	9.5	8.30
E2	1966	Parkfield	Cholame-Shandon Array #5	6.19	4.4	9.58
E3	1971	San Fernando	Castaic-Old Ridge Route	6.61	3.2	22.63
E4	1972	Managua_ Nicaragua-01	Managua_ESSO	6.24	3.7	4.06
E5	1992	Cape Mendocino	Petrolia	7.01	6.6	8.18
E6	1940	Imperial Valley-02	El Centro Array #9	6.95	2.8	6.09
E7	1995	Kobe_ Japan	Kobe University	6.90	3.1	0.92



(a) *X*向　(b) *Y*向　(c) *Z*向

图 12　E3 地震动加速度时程曲线

Fig. 12　Acceleration time history curves of E3 ground motion

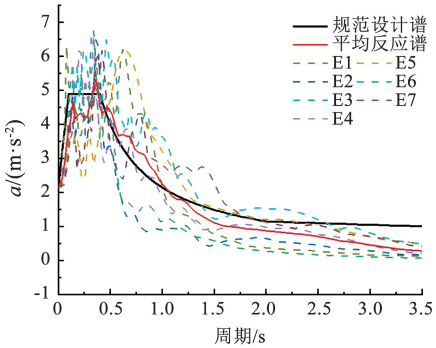


图 13　水平 *X* 向加速度反应谱

Fig. 13　Acceleration response spectrum in horizontal *X*-direction

对结构依次输入 7 个地震动，逐步调整峰值加速度(PGA，a_{PG})大小，从 0.05*g* 直至破坏(破坏判别采用层间位移角 1/25[5])，可得结构底层的 *X*，*Y* 方向位移和平面位移轨迹时程曲线。图 14 展示了各 PGA 作用下的层间位移角峰值曲线。图 15 展示了图 8 红色框选柱子(259 号柱)的底部塑性铰曲率和轴力时程曲线。可以看出，柱轴力经历了剧烈波动。上述分析结果构成了 Diem 损伤分析的基础数据。

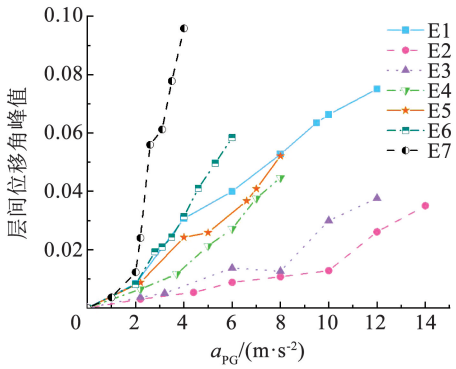


图 14 层间位移角峰值曲线

Fig. 14 Peak storey drift angle curves

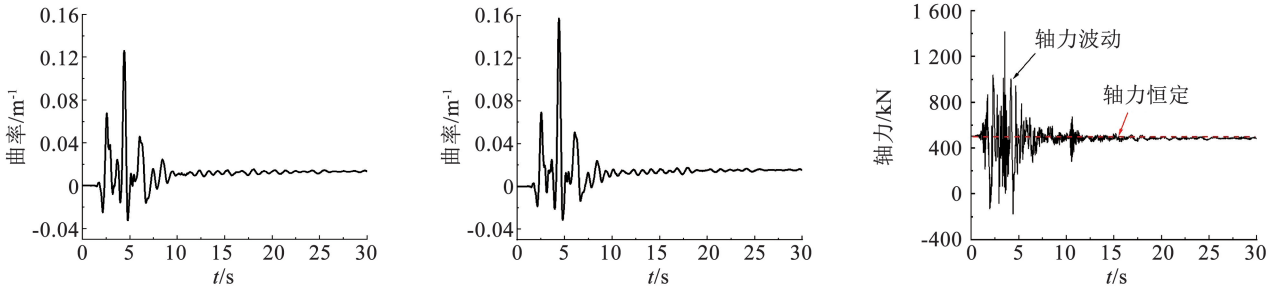
4 Diem 损伤分析

基于第 3 节 IDA 分析结果,提取每个工况底层所有柱的位移、轴力以及上下端塑性铰转角的时程数据,使用图 5 程序对所有底层柱以及整个底部楼层的 Diem 损伤指数进行计算。典型的损伤分析结果如下。

4.1 框架单柱损伤模型

以图 7(a)中圈出的 259 号柱和 243 号柱为例对单柱损伤指数结果进行分析。首先,利用图 5 程序按式(5)计算柱底和柱顶的塑性铰截面损伤指标 D_{sctb} 和 D_{sctt},随后,采用式(8)、(9)计算得到对应框架柱损伤指标 D_{clp}。图 16 为 3 个典型工况下该柱侧移方向上的损伤指标时程曲线。

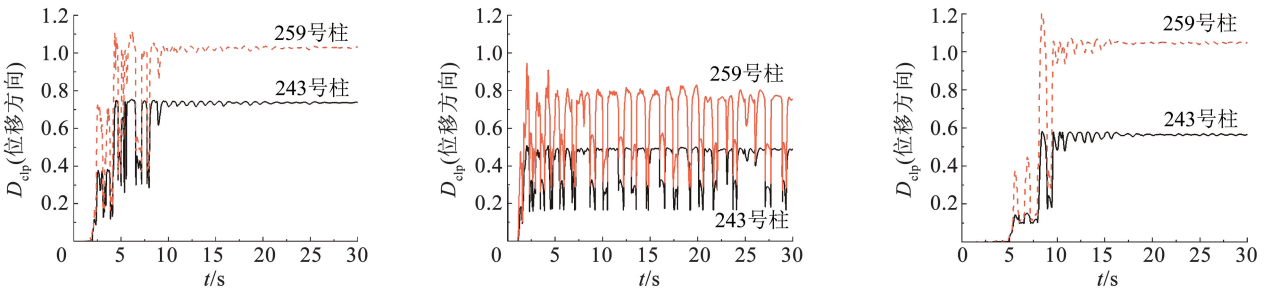
图 16(a)为鲁甸地震动记录分析结果。可以看出,震后 259 号柱倒塌损伤指数 $D_{clp}=1.14$,243 号柱 D_{clp} 则明显小于 1。对比图 6(c)和 6(d)可以看出,尽管二者均出现显著破坏,但 243 号柱的破坏以受拉开裂为主,未见显著混凝土压碎迹象,259 号柱则出现明显受压破坏。按照第 1 节对 $D_{clp}=1$ 的状态描述可知,由于受拉开裂后的混凝土在反向加载时仍能可靠承压,Diem 架构中着重考虑了混凝土受压损伤的影响,受拉开裂对塑性铰整体损伤的影响则相对较弱。据此可知,损伤分析结果与图 6 所示的实际震害程度基本相符。



(a) X向曲率 (b) Y向曲率 (c) 轴力

图 15 E1 原始地震动作用下 259 号柱柱底曲率及轴力时程

Fig. 15 Time history of curvatures and axial force at bottom of column No. 259 under action of E1 original ground motion



(a) E1地震动(a_{PG}=9.47 m/s^2) (b) E3地震动(a_{PG}=12 m/s^2) (c) E7地震动(a_{PG}=2.6 m/s^2)

图 16 柱 243 及柱 259 D_{clp} 时程

Fig. 16 D_{clp} time history of columns No. 243 and No. 259

4.2 框架楼层损伤模型

基于 IDA 分析得到所有底层柱的上下端塑性铰曲率、轴力时程以及楼层的位移时程,采用图 5 程序,基于式(10)、(11)可得到楼层损伤指标。图 17 展示了鲁甸地震动(E1,a_{PG} 为 9.47 m/s^2)作用下主侧移方向(45° ~ 225°)上 1 ~ 3 层的楼层损伤指标 D_{storey} 时程曲线。结合 $D_{storey}=1$ 的状态描述及图 6、10 可知,分析结果与实际震损程度基本相符。

使用该方法对所有地震动作用下的底层损伤指数 D_{storey} 进行分析,结果如图 18、19 所示。图 18 展示了楼层损伤指标(最大损伤方向)与地震动 a_{PG} 的关系,图 19 给出相应最大层间位移角的曲线对比。可以看出,楼层损伤指标 D_{storey} 和层间位移角在同一地震动下随 a_{PG} 增大的总体变化趋势一致(图 14),

局部有不同。如 E7、E6 地震动的曲线最“陡”，E2、E3 地震动的曲线最“平缓”，这验证了 D_{storey} 的合理性。

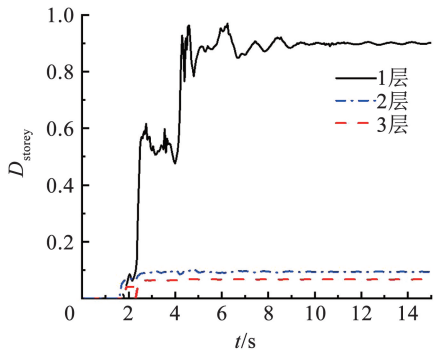


图 17　E1（a_{PG} = 9.47 m/s²）楼层损伤

Fig. 17　Storey damage under E1（a_{PG} = 9.47 m/s²）

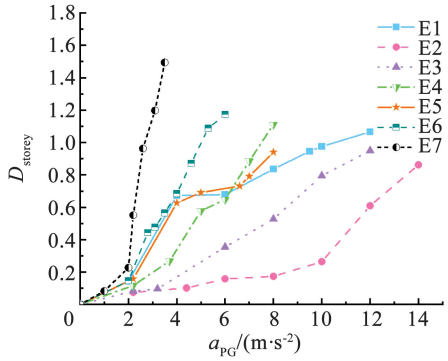


图 18　不同 a_{PG} 作用下楼层损伤 D_{storey}

Fig. 18　Storey damage D_{storey} under action of different a_{PG}

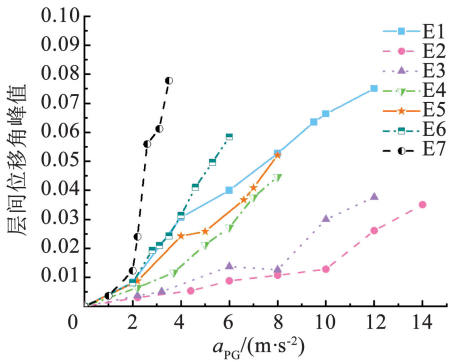


图 19　不同 a_{PG} 下层间位移角峰值

Fig. 19　Peak storey drift angle under different a_{PG}

上述损伤分析结果也表明，该结构发生了较为常见的薄弱层（底层）破坏，同时，结合单柱损伤指数结果可知，在截面尺寸和配筋相近条件下，底层柱的楼盖辖荷区越大，轴压比越高，其破坏程度越重。这也表明适当调整柱的截面尺寸和配筋，使薄弱层框架柱的轴压比相差不大，并适当减小整个楼层柱的平均轴压比，有助于减小结构震损程度，降低倒塌风险。

5　Diem 应用–损伤方向性分析

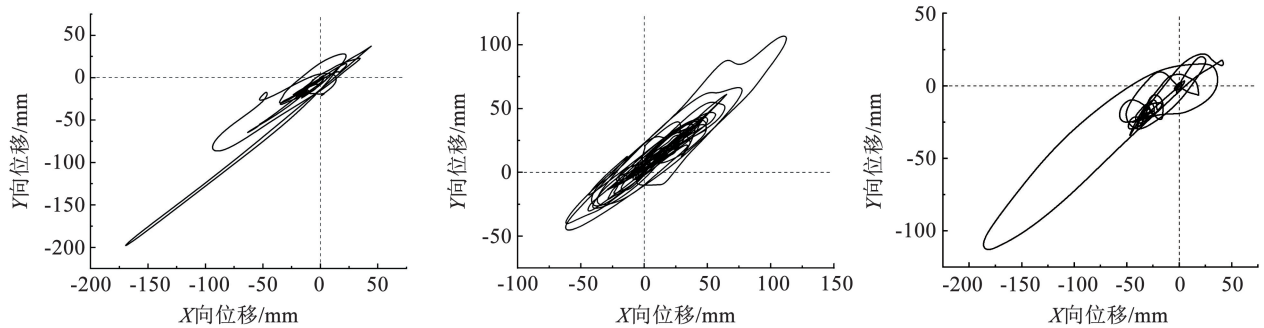
如前所述，区别损伤方向性是 Diem 模型的特性之一。以下采用前述 Diem 单柱和楼层损伤分析结果，用 Diem 模型定量分析结构在 7 个地震动作用下不同方向上的损伤差异。

柱损伤指数 D_{clp} 和楼层损伤指数 D_{storey}（式(5)～(10)）均包含了计算方向角（φ）这个变量。因此，同一时刻计算单柱及楼层在所有方向角上的 $D_{\text{clp}\varphi}$ 和 $D_{\text{storey}\varphi}$，即可考察结构和构件损伤在不同方向上的差异。

图 20 展示了 E1、E3 及 E7 地震动作用下框架底层的平面侧移轨迹。可以看出，侧移轨迹呈现一定随机性，不同地震动作用下轨迹存在显著差异。

分别选取上述地震动加载过程中的 4 个典型时刻，将式(8)～(10)的计算方向角（φ）由 0°变换至 360°，逐一计算对应方向的单柱及楼层损伤指数 D_{clp_φ} 和 $D_{\text{storey}\varphi}$，并将同一时刻的损伤指数计算结果在极坐标系中连成曲线，形成“损伤环”。图 21 展示了楼层损伤指数结果。单柱损伤环与楼层结果相近，限于篇幅未做展示。

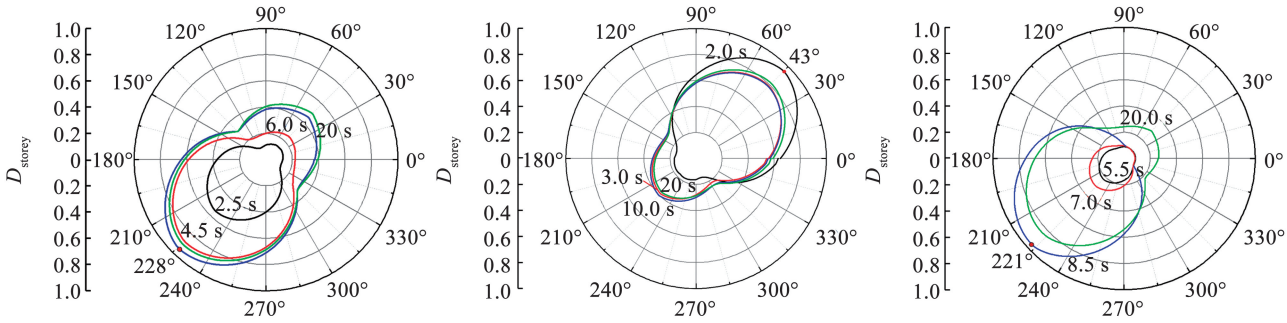
图 21 中楼层在 E1、E3、E7 地震作用下 4 个时刻的“损伤环”，其主方向均大致为 45°～225°，这与水平位移轨迹（图 20）和震害现象（图 6、10）一致。此外，对比图 20、21 可知，损伤主方向与最大位移方向存在较强的对应关系，但损伤环能更显著地展示主要损伤方向以及不同方向上损伤程度的发展过程。可见，Diem 能够更全面地描述结构在多维地震动作用下的损伤特性。



(a) E1地震动(a_{PG}=9.47 m/s²)　(b) E3地震动(a_{PG}=12 m/s²)　(c) E7地震动(a_{PG}=2.6 m/s²)

图 20　E1、E3、E7 地震动作用下底层水平位移轨迹

Fig. 20　Horizontal displacement trajectory of bottom floor under action of ground motions E1, E3, and E7



(a) E1地震动(a_{PG}=9.47 m/s²)　(b) E3地震动(a_{PG}=12 m/s²)　(c) E7地震动(a_{PG}=2.6 m/s²)

图 21　E1、E3、E7 地震动作用下底层“损伤环”

Fig. 21　"Damage ring" of bottom floor under action of ground motions of E1, E3, and E7

6　结　论

对基于材料的损伤评估模型 Diem 在 RC 框架结构的楼层损伤评估进行了研究,并以典型结构为例完成了模型验证,主要结论如下:

1)在已有 Diem 塑性铰截面损伤模型的基础上,分别采用损伤加权平均法和轴压 - 损伤混合加权法,构建了单柱损伤指标 D_{clp},以及考虑轴力影响的楼层损伤指标 D_{storey}。

2)以鲁甸地震中一栋震损的 RC 框架结构为对象,基于 OpenSEES 在 7 组三维地震动记录下开展 IDA 分析,并利用自编程序计算了 Diem 损伤指标。结果表明,Diem 能够清晰描绘结构地震损伤分布。与现场震害现象基本一致,验证了其合理性。

3)利用 Diem 损伤模型的方向差异性,计算单柱与楼层在 0° ~360°各向加载下的损伤指标,并在极坐标中以曲线相连,形成反映各方向损伤分布的“损伤环”。楼层位移轨迹及实测震害对比证明“损伤环”能够准确描述柱和楼层在各向发展过程中的损伤差异。

4)Diem 分析表明,该 RC 框架底层出现典型薄弱层破坏,且柱震损程度随轴压比增大而加剧。为降低倒塌风险,建议设计时应缩小各层柱轴压比差异,避免某一层柱受压过大;适当降低薄弱层柱的平均轴压比,从而减轻地震作用下的损伤集中。

综上,Diem 损伤模型无需依赖滞回曲线,能够在任意加载路径下对 RC 框架结构在水平双向或三维地震作用下的损伤进行精细化评估,并定量反映不同方向上的损伤差异,适用于三维地震动下 RC 框架结构的精细化损伤评估。

参考文献

[1] Lemnitzer A, Massone L M, Skolnik D A, et al. Aftershock response of RC buildings in Santiago, Chile, succeeding the magnitude 8. 8 Maule earthquake [J]. Engineering Structures, 2014, 76: 324. DOI:10. 1016/j. engstruct. 2014. 07. 003

[2] 董俊, 曾永平, 单德山. 高墩大跨铁路桥梁构件三维地震易损性分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2019, 51(3): 141
Dong Jun, Zeng Yongping, Shan Deshan. Three-dimensional seismic vulnerability analysis of long-span railway bridge components with high pier [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2019, 51(3): 141. DOI:10. 11918/j. issn. 0367 - 6234. 201712079

[3] 潘毅, 任靖哲, 任宇, 等. 考虑台地效应的泸定 6. 8 级地震某框架结构震害调查与分析[J]. 土木工程学报, 2024, 57(6): 136
Pan Yi, Ren Jingzhe, Ren yu, et al. Seismic damage investigation and analysis of frame structures in Luding M_s6. 8 earthquake considering platform effect[J]. Journal of Civil Engineering, 2024, 57(6): 136. DOI: 10. 15951/j. tmgcxb. 23050358

[4] 张昊宇, 曲博闻, 毛晨曦. 水平双向加载下钢筋混凝土柱抗震性能试验研究[J]. 土木工程学报, 2019, 52(8): 49
Zhang Haoyu, Qu Bowen, Mao Chenxi. Experimental investigation on seismic performance of reinforced concrete columns under biaxial cyclic loading[J]. Journal of Civil Engineering, 2019, 52(8): 49. DOI: 10. 15951/j. tmgcxb. 2019. 08. 004

[5] 康洪震, 江见鲸. 不同加载路径下钢筋混凝土框架柱抗震性能的试验研究[J]. 土木工程学报, 2003, 36(5): 71
Kang Hongzhen, Jiang Jianjing. Experimental study on seismic behavior of RC frame columns under varied loading paths[J]. China Civil Engineering Journal, 2003, 36(5): 71. DOI: 10. 3321/j. issn:1000 - 131X. 2003. 05. 012

[6] Technical report FEMA 356. Prestandard and commentary for the seismic rehabilitation of buildings[R]. Washington, DC: Federal Emergency Management Agency, 2000

[7] GB 50011—2010 建筑抗震设计规范[S]
GB 50011—2010 Code for seismic design of buildings[S]

[8] Park Y J, Ang A H S. Mechanistic seismic damage model for reinforced concrete[J]. Journal of Structural Engineering, 1985, 111(4): 722. DOI: 10. 1061/(ASCE)0733 - 9445(1985)111: 4(722)

[9] Qiu Fawei, Li Wenfeng, Pan Peng, et al. Experimental tests on RC columns under biaxial quasi-static loading [J]. Engineering Structure, 2002, 24: 419. DOI: 10. 1016/S0141 - 0296(01)00108 - 0

[10] Mergos P E, Kappos A J. A combined local damage index for seismic assessment of existing RC structures [J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2013, 42(6): 833. DOI:10.

1002/eqe.2247

[11]李忠献，陈宇，李宁. 基于材料损伤的钢筋混凝土构件损伤模型[J]. 工程力学，2014，31(6)：53
Li Zhongxian，Chen Yu，Li Ning. A damage model for reinforced concrete members based on material damage[J]. Engineering Mechanics，2014，31(6)：53. DOI：10.6052/j.issn.1000－4750.2013.05.0450

[12]Su Junsheng，Dhakal R P，Wang Junjie. Fiber-based damage analysis of reinforced concrete bridge piers[J]. Soil Dynamics & Earthquake Engineering，2017，96：13. DOI：10.1016/j.soildyn.2017.01.029

[13]陈杰，张耀庭. 基于材料的钢筋混凝土构件的损伤模型研究[J]. 混凝土，2022，396(10)：23
Chen Jie，Zhang Yaoting. Research on damage model of RC member based on material[J]. Concrete，2022，396(10)：23. DOI:10.3969/j.issn.1002－3550.2022.10.005

[14]Zhang Haoyu，Mao Chenxi. Damage indices for RC columns under three-dimensional seismic action[C]// The 17th World Conference on Earthquake Engineering. Sendai：International Association for Earthquake Engineering，2021

[15]杜修力，欧进萍. 建筑结构地震破坏评估模型[J]. 世界地震工程，1991，(3)：52
Du Xiuli，Ou Jinping. Seismic damage assessment model for building structures[J]. World Earthquake Engineering，1991，(3)：52

[16]欧进萍，何政，吴斌，等. 钢筋混凝土结构基于地震损伤性能的设计[J]. 地震工程与工程振动，1999，19(1)：21
Ou Jinping，He Zheng，Wu Bin，et al. Seismic damage performance-based design of reinforced concrete structures[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration，1999，19(1)：21

[17]Chang G A，Mander J B. Seismic energy based fatigue damage analysis of bridge columns：Part 1-Evaluation of seismic capacity[R]. Technical Report NCEER-94-0006，1994

[18]Rajesh P D，Koichi M. Path-dependent cyclic stress-strain relationship of reinforcing bar including buckling[J]. Engineering Structures，2002，24：383. DOI：10.1016/S0141－0296(02)00080－9

[19]Grammatikou S，Biskinis D，Fardis M N. Ultimate strain criteria for RC members in monotonic or cyclic flexure[J]. Journal of Structural Engineering，2016，142(9)：04016046. DOI：10.1061/(ASCE)ST.1943－541X.000150

[20]潘毅，陈侠辉，王涵平，等. 无黏结预应力装配式框架结构地震易损性分析[J]. 哈尔滨工业大学学报，2018，50(6)：71
Pan Yi，Chen Xiahui，Wang Hanping，et al. Seismic fragility analysis of unbonded post-tensioned fabricated RC frame structures[J]. Journal of Harbin Institute of Technology，2018，50(6)：71. DOI：10.11918/j.issn.0367－6234.201709017

[21]王初翀，魏智辉，陈侠辉，等. 机械铰的量化准则及其在倒塌分析中的应用[J]. 土木建筑与环境工程，2016，38(增刊2)：1
Wang Chuchong，Wei Zhihui，Chen Xiahui，et al. A quantitative criterion for mechanical hinge and its application on collapse analysis of reinforced concrete structures[J]. Journal of Civil and Environmental Engineering，2016，38(S2)：1

[22]张昊宇，陈洪富，林旭川，等. 钢筋混凝土框架柱端剪切破坏震害分析及对策[J]. 哈尔滨工业大学学报，2016，48(12)：43
Zhang Haoyu，Chen Hongfu，Lin Xuchuan，et al. Mechanism analysis and prevention of seismic shear failure of RC frame columns[J]. Journal of Harbin Institute of Technology，2016，48(12)：43. DOI：10.11918/j.issn.0367－6234.2016.12.005

[23]陈学伟. 结构弹塑性分析程序 OpenSEES 原理与实例[M]. 北京：中国建筑工业出版社，2014：1
Chen Xuewei. Structural nonlinear analysis program OpenSEES theory and tutorial[M]. Beijing：Chian Architecture and Building Press，2014：1

[24]Paulay T，Priestley M J N. Seismic design of reinforced concrete and masonry buildings[M]. New York：Wiley，1992

[25]刘桂秋，颜友清，施楚贤. 砌体受压本构关系统一模型的研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2009，36(11)：4
Liu Guiqiu，Yan Youqing，Shi Chuxian. Research on the unified model of the compressive constitutive relations of masonry[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences)，2009，36(11)：4

[26]Al-Chaar G，Lamb G E，Abrams D P. Effect of openings on structural performance of unreinforced masonry infilled frames[J]. Publication of Crc Press Llc，2003，211：247

(编辑　刘　彤)

DOI:10.11918/202506042

一种基于新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈

韩 坤[1,2],张东昱[1,2],李 惠[1,2],倪 莉[1,2]

(1.哈尔滨工业大学 土木工程学院,哈尔滨 150090;
2.交通基础设施智能监测与预警工业和信息化部重点实验室(哈尔滨工业大学),哈尔滨 150090)

摘 要:高强螺栓连接广泛应用于各类工程结构,螺栓紧固力衰减导致连接松动可能会对结构安全服役构成严重威胁。压力垫圈是监测螺栓紧固力常用传感器,然而对于大荷载高强螺栓,传统压力垫圈存在传感器尺寸大、测量精度易受荷载偏心及传感器与结构表面摩擦等因素影响的缺点,难以满足工程应用需求。为此,提出一种具有新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈传感器。与传统压力垫圈采用单一圆环形结构不同,本研究提出的智能垫圈由3层环形结构叠合构成,中间测量单元与上/下部传力单元之间接触面为向内倾斜环形。这种独创的增敏结构将智能垫圈所受的螺栓竖向压力转化为中间测量单元水平环向膨胀变形,不仅大幅增加智能垫圈测量灵敏度,还消除了智能垫圈与结构接触表面摩擦力对测量精度的不利影响。通过理论分析和数值模拟,研究了智能垫圈设计参数对其灵敏度、量程等关键测量指标的影响规律,并提出一种智能垫圈加卸载全过程分段测量模型,解决了倾斜接触表面间摩擦力导致智能垫圈加卸载过程测量结果不一致问题,进一步提升了测量精度。最后,研制了一个量程700 kN智能垫圈传感器并开展检测实验,结果表明,传感器平均测量误差仅为3 kN。提出的智能垫圈传感器具有体积小、量程大和精度高等优点,具有广阔工程应用前景。

关键词:垫圈传感器;新型增敏结构;螺栓紧固力监测;结构健康监测
中图分类号:TP212 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0072-10

A smart washer sensor based on a novel sensitivity-enhanced structure for monitoring tightening force of high-strength bolts

Han Kun[1,2], Zhang Dongyu[1,2], Li Hui[1,2], Ni Li[1,2]

(1. School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China; 2. Key Laboratory of Intelligent Monitoring and Early Warning of Transportation Infrastructure (Harbin Institute of Technology), Ministry of Industry and Information Technology, Harbin 150090, China)

Abstract: High-strength bolted connections are widely used in various engineering structures, and connection loosening caused by the attenuation of bolt tightening force may pose a serious threat to structural safety. Pressure washers are commonly used sensors for monitoring bolt tightening force. However, for high-strength bolts subjected to large loads, traditional pressure washers have drawbacks such as large sensor size and measurement accuracy that is easily affected by factors including load eccentricity and friction between the sensor and the structural surface, making it difficult to meet the requirements of engineering applications. To address this issue, this paper proposed a smart washer sensor with a novel sensitivity-enhanced structure for monitoring the tightening force of high-strength bolts. Different from traditional pressure washers using a single ring-shaped structure, the proposed smart washer consists of three layers of stacked ring-shaped structures, and the contact surfaces between the middle measuring unit and the upper/lower force transmission units are inwardly tilted annular surfaces. This original sensitivity-enhanced structure converts the vertical bolt pressure on the smart washer into horizontal circumferential expansion deformation of the middle measuring unit, which not only significantly increases the measurement sensitivity of the smart washer but also eliminates the adverse effects of friction between the smart washer and the structural contact surface on measurement accuracy. Through theoretical analysis and numerical simulation, the influence rules of the design parameters of the smart washer on its key measurement indicators such as sensitivity and measurement range were investigated, and a segmented measurement model for the entire loading and unloading processes of the smart washer was proposed. This model solved the problem of inconsistent measurement results during the loading and unloading processes of the smart washer caused by friction between the tilted contact surfaces and further improved

收稿日期:2025-06-18;**录用日期**:2025-08-03;**网络首发日期**:2025-09-17
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250917.1507.009
基金项目:国家重点研发计划(2022YFB3706704);国家自然科学基金(U2239253)
作者简介:韩 坤(2000—),男,博士研究生;张东昱(1974—),男,教授,博士生导师
通信作者:张东昱,dongyu.zhang@hit.edu.cn

the measurement accuracy. Finally, a smart washer sensor with a measurement range of 700 kN was fabricated and tested. The experimental results indicate that the average measurement error of the sensor is only 3 kN. The proposed smart washer sensor has the advantages of small volume, large measurement range, and high accuracy, which has broad engineering application prospects.

Keywords: washer sensor; novel sensitivity-enhanced structure; bolt tightening force monitoring; structural health monitoring

高强螺栓广泛应用于各类大型结构关键部件连接[1]，然而在长期服役过程中，由于振动、温度变化和材料应力松弛等复杂因素耦合作用，高强螺栓紧固力往往会逐渐降低，导致螺栓连接松动[2-4]。如果这种松动未被及时发现，可能对结构安全服役埋下重大安全隐患。

为了解决这一问题，学者们研究了各种螺栓紧固力测量方法，主要包括扭矩法、电阻应变片法、超声波法和压力垫圈等。扭矩法[5-6]通过检测螺母扭矩值来间接推算螺栓紧固力，尽管该方法操作方便，但扭矩大小受螺母与结构接触面摩擦影响较大，现实应用中难以准确标定摩擦力影响，因此，扭矩法很难测得准确的螺栓紧固力；应变测量法[7-8]是通过测量螺栓应变来计算螺栓紧固力，该方法需要对螺栓进行打孔或改造，增加了施工和维护的复杂性；超声波法[9-12]是利用超声波在螺栓中传播速度与应力相关的声弹性原理，通过测量超声波在螺栓中传播时间来反推螺栓应力变化，但超声波法需要进行复杂的提前标定，且测量精度易受环境温度等因素干扰，实际测量精度有限。

相比以上几种方法，压力垫圈直接安装在螺母与结构之间（如图 1 所示），无需对螺栓或周边结构进行改造，安装简便且适应于狭小空间；此外，基于光纤光栅（FBG）制成的压力垫圈具有灵敏度高、耐腐蚀、抗电磁干扰能力强等优势[13-14]。按照测量单元在载荷作用下变形方式，压力垫圈可分为测量平行荷载方向传感器轴向压缩变形或者测量垂直荷载方向传感器水平环向变形的两大类。对于第一类压力垫圈，郭永兴等[15]在圆柱环状弹性体上设置 3 组回字梁，提高了传感器的测量灵敏度；Li 等[16]采用一种上下表面凸台式结构，将荷载传递分布集中于粘贴应变片的部位，从而提高了测量精度；朱觉文等[17]设计了一种组合式压力环，为了减小偏心荷载的影响，传感器四周设置多个应变测量单元，进一步增大了传感器结构自身尺寸和复杂程度。通过上述分析可见，为了减小偏心荷载导致的传感器内应力（应变）不均匀的影响，第一类压力垫圈往往需要在测量单元周边沿轴向布设多个应变计，这大大增加了传感器的厚度和结构复杂性。对于第二类压力垫圈，Chen 等[18]利用材料泊松效应，将 FBG 应变计横向粘结于传感器外侧，通过传感器在荷载作用下的环向膨胀来测量螺栓紧固力；Yeager 等[19]设计一种复合材料测力垫圈，利用外荷载导致的光栅布拉格反射峰一半处的带宽改变来实现螺栓预紧力变化的监测。由于第二类压力垫圈沿水平方向布设应变计，传感器厚度可大幅缩减。然而由弹性力学分析可知，压力垫圈与结构及螺母接触表面摩擦因数对传感器环向膨胀变形测量结果影响巨大；而实际应用中难以准确标定上述摩擦因数，导致此类压力垫圈在实际工程中测量精度不高。综上，现有压力垫圈传感器存在体积偏大、测量精度易受荷载偏心以及传感器与结构之间摩擦影响等问题，难以满足高强螺栓紧固力实时监测的工程需求。

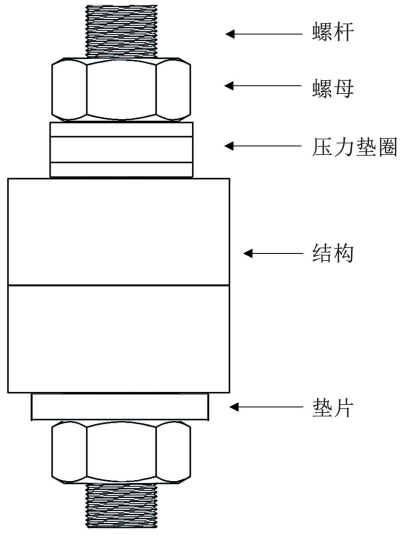


图 1　压力垫圈传感器安装方式

Fig. 1　Installation of pressure washer sensor

为此，提出了一种基于新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈传感器。传感器由 3 层结构构成，中间测量单元与上下单元之间设置向内倾斜环形接触面，将传感器所受竖向压力转换成测量单元水平环向膨胀变形，再利用 FBG 应变计进行测量。这种全新增敏结构可以在保持传感器较小厚度的条件下，大幅增加传感器测量灵敏度，且测量结果不受传感器与外部结构接触表面摩擦力影响，显著提升了传感器在实际应用中测量精度。此外，为了解决传感器内部中间测量单元与上下单元接触面摩擦力导致的传感器加卸载测量结果不一致的问题，

提出了传感器加卸载分段测量模型,进一步大幅提升了传感器测量精度。

1 传感器结构与工作原理

本研究提出的基于新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈传感器主要由竖向紧密堆叠的 3 层同心圆环结构构成,上下两层为传力单元,中间一层为测量单元。图 2 展示了传感器通过中心的竖向剖面图。传感器上部和下部传力单元分别与螺母和结构相接触,测量单元上下表面为内凹的圆环面,与上部传力单元下表面和下部传力单元上表面外凸的圆环面紧密贴合接触。当传感器承受螺栓传递的压力时,上下传力单元会通过接触面将荷载传递给中间测量单元;由于接触面是向内倾斜的,测量单元所受荷载具有水平径向分力F_h,该分力可以显著增加中间测量单元环向膨胀变形。在测量单元外侧沿环向粘贴光纤光栅应变计(FBG),通过 FBG 应变数据可以反推得到传感器所受竖向压力荷载。

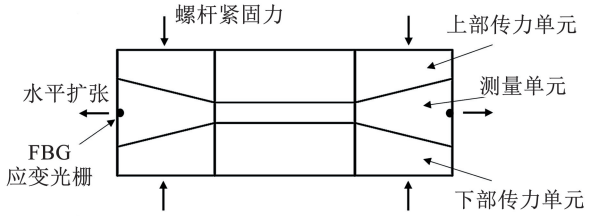


图 2 智能垫圈传感器竖向剖面

Fig. 2 Vertical cross-section of smart washer sensor

2 测量灵敏度分析

测量灵敏度是影响传感器测量精度的关键因素。针对提出的基于新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈,开展了传感器灵敏度分析。

由于压力垫圈传感器是一个中心轴对称结构,沿传感器环向截取一个薄片单元作为分析模型(如图 3 所示)。为了方便分析,传感器上部/下部传力单元采用对称结构。图 4(a)给出了分析模型竖向受力分析图,k_1和k_2分别代表了传力单元与测量单元在水平方向变形的刚度。上部传力单元竖向力学平衡方程如下:

$$F = p\cos\theta + f\sin\theta \tag{1}$$

式中:F 为螺母传递给压力垫圈的压力,p 和 f 分别为传力单元与测量单元接触面上的正压力和摩擦力,θ 为接触面倾角。由于传力单元与测量单元接触面是向内倾斜的,传力单元对测量单元施加合力的水平分量F_h可表示为

$$F_h = 2p\sin\theta - 2f\cos\theta \tag{2}$$

在加载过程中,传力单元与测量单元在接触面上产生相对滑动,此时摩擦力 f 可以表示为

$$f = \mu_1 p \tag{3}$$

式中:μ_1为接触面的滑动摩擦因数。将式(3)代入式(1)和(2),可得

$$F_h = \frac{2(\sin\theta - \mu_1\cos\theta)}{(\cos\theta + \mu_1\sin\theta)}F \tag{4}$$

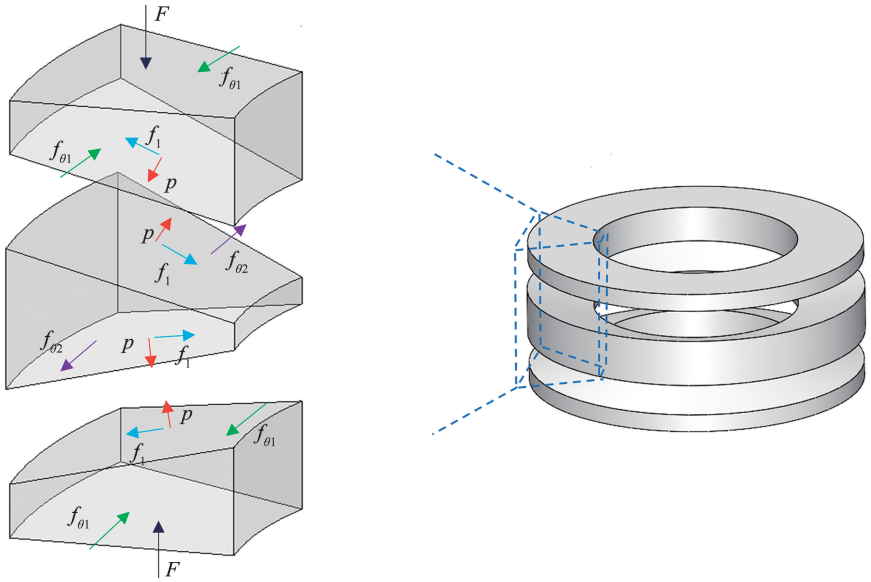


图 3 传感器测量灵敏度分析模型单元

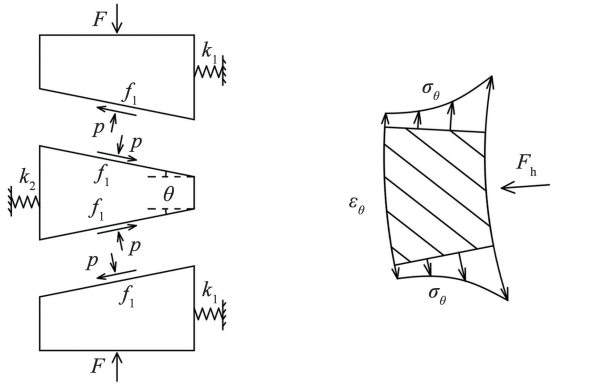
Fig. 3 Analysis model unit for measurement sensitivity of sensor

图 4(b)给出了测量单元在水平方向上的力学平衡状态。传力单元与测量单元之间作用合力的水平分量F_h,引起测量单元环向应变增加,ε_θ为由 FBG 测量的测量单元外侧环向应变。由弹性力学

分析可知，ε_θ 与 F_h 成正比关系，与测量单元水平变形刚度 k_2 成反比关系。因此，可以得到 FBG 测量应变 ε_θ 与传感器所受压力荷载 F 的关系为

$$\varepsilon_\theta \propto \frac{F_h}{k_2} = \frac{2}{k_2}\frac{(\sin\theta - \mu_1\cos\theta)}{(\cos\theta + \mu_1\sin\theta)}F \tag{5}$$

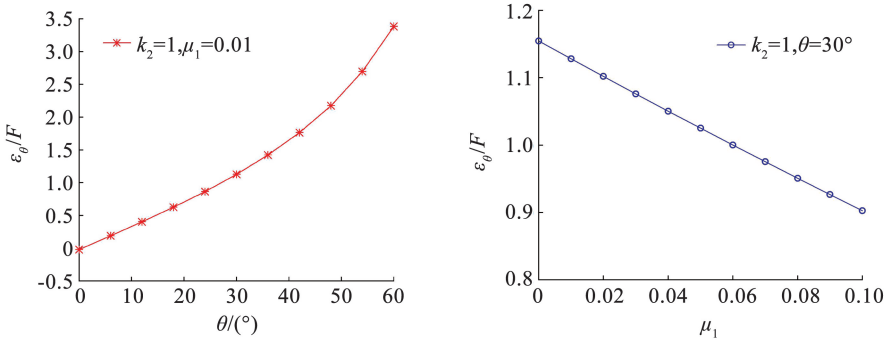
根据式(5)结果可以得到，传感器测量灵敏度(ε_θ/F)不仅与测量单元水平变形刚度 k_2 有关，还和传力单元与测量单元之间接触面的倾角 θ 和摩擦因数 μ_1 紧密相关。显然，测量单元刚度 k_2 越小，传感器测量灵敏度越大。此外，图 5 给出了传感器测量灵敏度随倾角 θ 和摩擦因数 μ_1 变化的关系，可以看出，通过调整传感器的设计参数(增大倾角 θ 和减小摩擦因数 μ_1)，同样可以实现提升传感器测量灵敏度的目的。



(a) 竖向受力分析　　(b) 中间测量单元横向受力分析

图 4　传感器灵敏度分析模型受力状态分析

Fig. 4　Force state analysis of sensitivity analysis model for sensor



(a) 灵敏度随倾角θ变化　　(b) 灵敏度随摩擦因数μ_1变化

图 5　传感器灵敏度与倾角 θ 和摩擦因数 μ_1 关系

Fig. 5　Relationship of sensor sensitivity with tilt angle θ and friction coefficient μ_1

3　智能垫圈加卸载全过程分段测量模型

当高强螺栓由加载过程转换到卸载过程时，传力单元与测量单元之间在接触面上不再产生相对滑动，两者之间摩擦由滑动摩擦转化为静摩擦，静摩擦力 f 和正压力 p 之间关系也不再满足式(3)，因而传感器所受荷载 F 与 FBG 光栅测量应变 ε_θ 关系也将随之改变。图 6 给出了传感器在加卸载全过程中，荷载 F 与应变 ε_θ 关系的变化。在卸载过程中，传力单元与测量单元之间的摩擦状态将经历两阶段。第一阶段为转换阶段，在此阶段中传力单元与测量单元之间不再相互滑动，两者间的静摩擦力逐渐由 $\mu_1 p$ 转变为 $-\mu_1 p$。第二阶段为卸载滑动阶段，在此阶段中传力单元与测量单元之间开始反向相对滑动，此时两者间摩擦力为 $-\mu_1 p$。从图 6 可以看出，由于传力单元与测量单元之间摩擦力在传感器卸载过程中数值与方向的改变，传感器荷载 F 与 FBG 光栅测量应变 ε_θ 不再保持一个简单的线性关系。为了提升传感器在加卸载全过程中的荷载测量精度，提出了一个分段线性模型，如式(6)所示。这里假设模型参数 m 对于不同幅值的加卸载过程都保持不变，该参数可以通过模拟或实验数据拟合得到。

$$\begin{aligned} &\text{加载：} F = a_0\varepsilon_\theta + b_0,\ \varepsilon_\theta \in [0, \varepsilon_{\theta,\max}] \\ &\text{卸载：} F = \begin{cases} a_1\varepsilon_\theta + b_1,\ \varepsilon_\theta \in [0, m\varepsilon_{\theta,\max}] \\ a_2\varepsilon_\theta + b_2,\ \varepsilon_\theta \in (m\varepsilon_{\theta,\max}, \varepsilon_{\theta,\max}] \end{cases} \end{aligned} \tag{6}$$

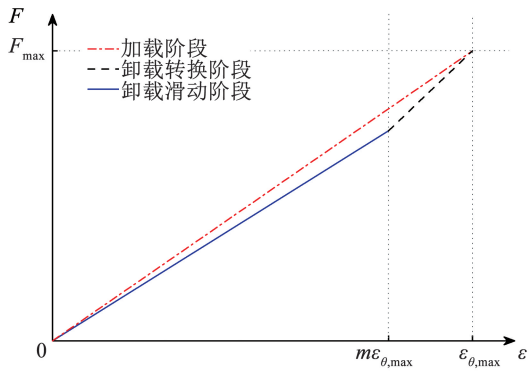


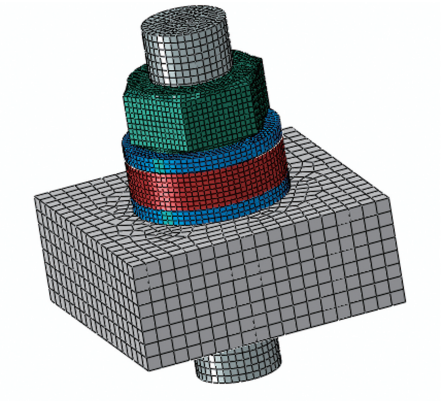
图 6　加卸载全过程传感器荷载 F 与 FBG 光栅应变 ε_θ 关系

Fig. 6　Relationship between sensor load F and FBG grating strain ε_θ during entire loading and unloading processes

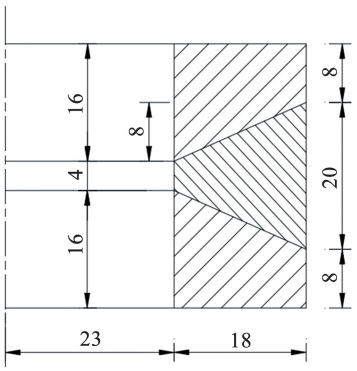
4　智能垫圈工作状态数值模拟

为进一步研究传感器在螺栓紧固作用下的受力状态以及其测量原理的可行性，在有限元分析软件中建立传感器分析简化模型，如图 7 所示。模型由螺杆、螺母、垫圈传感器、结构组成，所有部件均采用 C3D8R 单元类型，在不同部位划分不同的网格大小

以保证分析效率和精度。传感器材料属性为:弹性模量 E = 209 GPa, 泊松比 ν = 0.27, 密度 ρ = 7 830 kg/m^3。螺杆与螺母接触面间采用绑定约束,其余各构件间的接触界面采用面 – 面接触单元进行建模,切向摩擦行为通过罚函数算法模拟,法向相互作用则定义为禁止穿透的硬接触,测量单元与传力单元间接触面的摩擦因数μ_1选取为 0.01。在分析过程中,结构底面被完全约束,施加不同大小的力在螺杆底部模拟不同的螺栓紧固力。



(a) 有限元模型



单位: mm

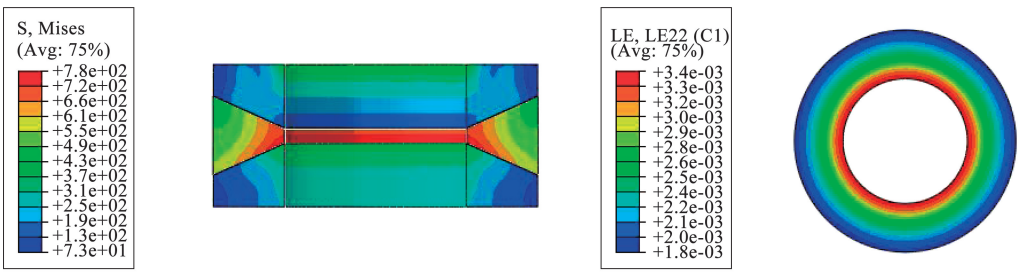
(b) 传感器结构尺寸

图 7 有限元分析模型及传感器结构尺寸

Fig. 7 Finite element analysis model and structural dimensions of sensor

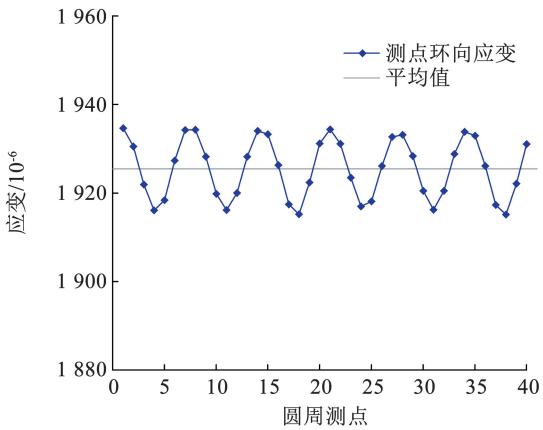
4.1 智能垫圈应力与变形

不考虑偏心荷载的影响,施加 700 kN 螺栓紧固力,图 8(a)和 8(b)分别给出了传感器竖向剖面 Mises 应力与中间测量单元水平环向应变的分布云图。可以看出,测量单元 Mises 应力由内侧向外侧递减,最大应力出现在测量单元内表面,因此,测量单元内表面最大 Mises 应力大小决定了传感器不出现破坏条件下的最大量程。此外,正如前述理论分析,在传力单元与测量单元向内倾斜接触面压力作用下,传感器测量单元产生了较大水平环向膨胀应变。图 8(c)给出了测量单元外表面中点环形应变沿周长的变化,可以看出,应变分布十分均匀(最大偏差仅为 0.6%),因此,在不考虑偏心荷载情况下,仅需布设一个 FBG 应变光栅对测量单元环向应变进行测量。这里需要指出,由于给传感器施加荷载的螺母为六角形,并非理想的轴对称结构,这是测量单元外侧环向应变沿周长方向出现微小波动的主要原因。



(a) 传感器竖向剖面Mises应力

(b) 测量单元水平环向应变



(c) 测量单元外表面中点环向应变沿周长变化

图 8 传感器应力与变形特点

Fig. 8 Stress and deformation characteristics of sensor

4.2　智能垫圈与结构/螺母之间摩擦对测量结果影响

传统基于横向变形的压力垫圈传感器存在一个重要技术短板，即传感器测量结果受到其与螺母/结构之间的摩擦因数影响。为了检验提出的新型压力垫圈传感器是否依然受到上述摩擦因素影响，在数值模拟中传感器与螺母/结构之间摩擦因数μ_2分别选取了 3 种工况（μ_2 =0.05，0.1，0.15）。图 9 给出了在上述 3 种工况下，测量单元外侧环向应变与荷载变化关系。可以看出，在不同摩擦因数μ_2条件下，环向应变与荷载关系曲线完全重合，说明传感器测量结果与螺母或结构接触面摩擦无关。这一特性使得传感器在实际应用中无需进行复杂的现场标定，大幅提高了传感器实用性。

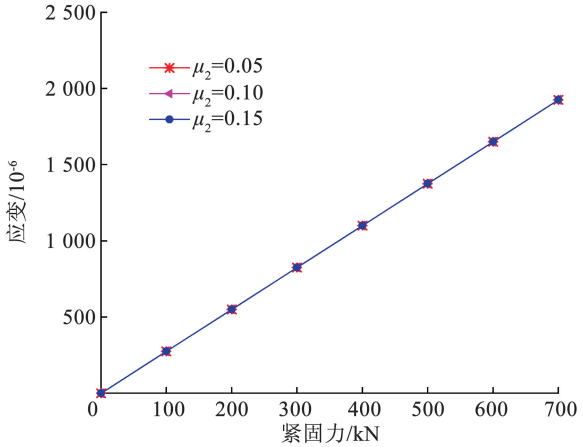


图 9　不同摩擦因数μ_2下测量单元环向应变 – 紧固力关系

Fig. 9　Relationship between circumferential strain of measuring unit and tightening force under different friction coefficients μ_2

4.3　智能垫圈偏心受荷分析

在实际应用中，传感器与螺母/结构间接触面不平整，导致压力垫圈传感器往往承受偏心荷载。为了评估偏心受荷对传感器测量精度影响，研究了不同偏心程度加载条件下的应变分布变化。首先，在测量单元外侧圆周上等间距设置 40 个应变测点，测点编号为 1 ~ 40。其次，使 700 kN 载荷中心沿 11 号测点径向方向分别产生 0.4、0.7、1.0 mm 的偏心位移，如图 10 所示。图 11 给出了在无荷载偏心和有不同程度荷载偏心的情况下，测量单元外侧 40 个测点应变分布情况。可以看出，随着偏心位移增加，测量单元环向应变沿周长波动明显增大。当偏心 1 mm时，测量应变偏离均值最大可达 3.15%。因此，偏心荷载情况下，无法仅使用 1 个 FBG 应变计来反映测量单元环向应变整体情况。为了解决这一问题，提出在测量单元对称位置布设两个 FBG 应变计，采用两个应变平均值代表测量单元实际环向应变的大小。图 12 给出了对称平均后应变沿圆周分布结果，可见对称平均后应变波动大幅下降，最大的偏离平均值仅为 0.88%，且与荷载无偏心时幅度大致相同。上述结果表明，在传感器测量单元外侧任意选择两个对称位置设置应变测点，无论荷载偏心方向与两个应变测点连线方向成何种角度，两个应变取平均值后都可以有效降低荷载偏心引起的应变波动，大幅提升传感器在偏心荷载下的螺栓紧固力测量精度。

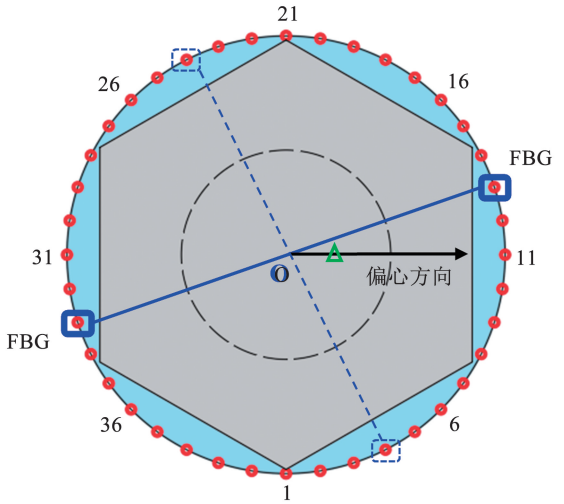


图 10　FBG 安装测点位置编号与偏心方向

Fig. 10　Location numbers of FBG installation measuring points and eccentricity direction

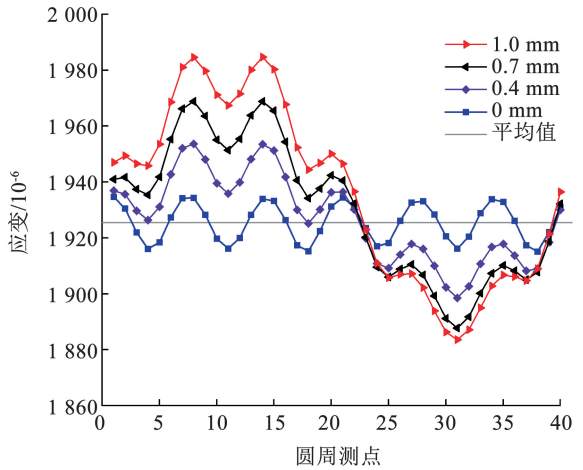


图 11　偏心受力下环向应变分布

Fig. 11　Circumferential strain distribution under eccentric loading

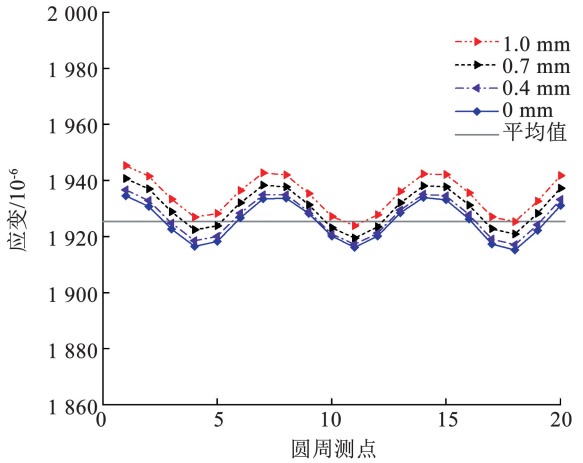


图 12　对称位置平均后环向应变分布

Fig. 12　Circumferential strain distribution after averaging at symmetrical positions

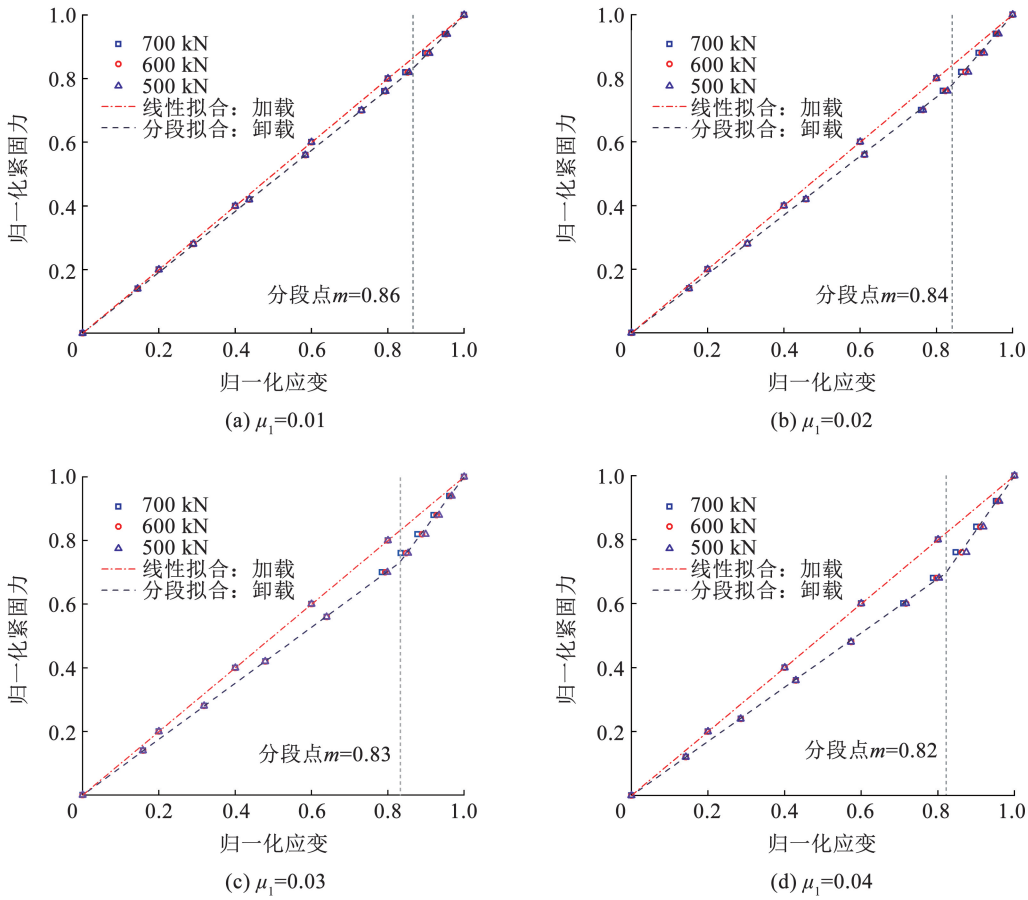
4.4 分段加卸载测量模型验证

为了验证第 3 节中提出的传感器分段加卸载全过程测量模型的有效性，通过有限元模拟了 3 组峰值荷载分别为 500、600、700 kN 的传感器加卸载全过程。再将 3 组荷载与传感器应变数据按照各自的峰值数据进行归一化处理，绘制在同一坐标系内（图 13(a)），利用最小二乘回归分析方法得到传感器分段加卸载测量模型参数 m。

采用决定系数 R^2 评估回归模型拟合优度，其表达式为

$$R^2 = 1 - \frac{S_{\text{res}}}{S_{\text{tot}}} = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n}(y_i - \hat{y}_i)^2}{\sum_{i=1}^{n}(y_i - \bar{y})^2} \tag{7}$$

式中：S_{res} 为残差平方和，S_{tot} 为总平方和，n 为样本容量（$n=48$），y_i 为第 i 个归一化应变真实值，$\hat{y}_i$ 为第 i 个归一化应变拟合值，$\bar{y}$ 为归一化应变真实值的平均值。



(a) μ_1=0.01　(b) μ_1=0.02　(c) μ_1=0.03　(d) μ_1=0.04

图 13　不同摩擦因数μ_1下应变－紧固力归一化曲线

Fig. 13　Normalization curves of strain and tightening force under different friction coefficients μ_1

表 1 给出了上述分段加卸载测量模型的决定系数、最大绝对误差和平均绝对误差值。可以看出，分段加卸载测量模型可以很准确地预测传感器所受荷载：模型拟合优度决定系数 R^2 为 0.999，模型最大绝对误差和平均绝对误差分别为 4.32、1.16 kN，分别占峰值紧固力（700 kN）的 0.62% 和 0.16%。

此外，为了验证在不同接触摩擦因数μ_1条件下，分段加卸载测量模型的适用性，将有限元模型中测量单元与传力单元之间接触摩擦因数μ_1分别增加到 0.02、0.03 和 0.04。重复前述分析步骤，获得在不同摩擦因数μ_1条件下的分段加卸载测量模型。图 13(b)～(d)给出了在这 3 种摩擦因数条件下，归一化后的传感器荷载与测量应变之间的关系。可以看出，随着摩擦因数μ_1的增加，传感器在加载和卸载过程的差异大幅增加。

表 1　不同摩擦因数μ_1下分段模型拟合优度

Tab. 1　Goodness-of-fit of segmented model under different friction coefficients μ_1

摩擦因数μ_1	决定系数 R^2	最大绝对误差/kN	平均绝对误差/kN
0.01	0.999	4.32	1.16
0.02	0.999	7.85	2.12
0.03	0.998	12.72	3.25
0.04	0.997	16.64	3.79

表 1 给出了 3 种摩擦因数工况下，分段加卸载测量模型的决定系数、最大绝对误差和平均绝对误差值。可以看出，即使测量单元与传力单元间接触面摩擦因数大幅增加，分段加卸载测量模型仍然可准确地对传感器所受荷载进行预测，验证了模型的广泛适用性。

5　智能垫圈实验验证

5.1　实验装置

为了验证提出的基于新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈传感器的有效性，研发了一个量程 700 kN 的传感器样品，如图 14。为了检验传感器样品测量精度，搭建了一套如图 15 所示的实验装置。该装置包括一根螺杆、两个 M45 螺母、两个挡板、智能垫圈传感器、环形压力传感器和液压螺栓拉伸器。实验过程中，智能垫圈安装在一侧的螺母和挡板之间，在另一侧利用液压螺栓拉伸器拉伸螺杆，产生紧固力传递到智能垫圈传感器，并通过中间的环形压力传感器实时记录施加的螺栓紧固力。在智能垫圈的中间测量单元外侧关于传感器中心对称的位置粘贴了两个应变光栅。为了消除环境温度变化对应变光栅测量结果的影响，在传感器内部增设了一个温度补偿光栅。传感器测量单元中应变测量光栅通过跳线接入光纤解调仪，实时读取传感器内应变测量光栅的波长偏移，并利用传感器内部的温度补偿光栅对环境温度进行补偿，进而根据测量模型计算得到传感器所受荷载。

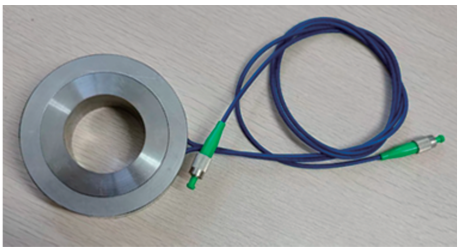


图 14　700 kN 智能垫圈传感器样品

Fig. 14　Sample of 700 kN smart washer sensor

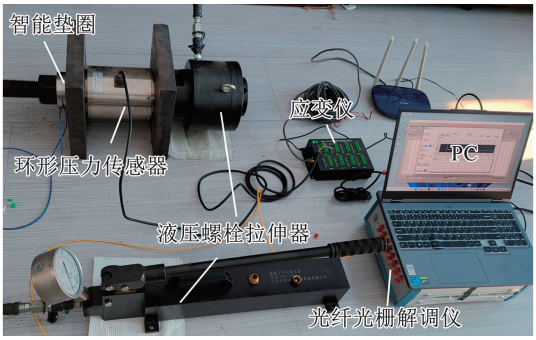


图 15　实验设备与装置

Fig. 15　Experimental equipment and setup

5.2　实验过程

手动控制螺栓拉伸器进行加载，每级 100 kN，逐级加载至 700 kN。为了避免荷载滞后和螺杆的回弹变形导致的螺栓紧固力不稳定，每级加载后持荷 40 s 左右，然后逐级卸载至 0 kN。在相同的环境温度和实验条件下重复 3 次加卸载过程，保证实验数据的可靠性和准确性。图 16 展示了传感器 3 次循环加卸载条件下两组应变测量光栅的实时波长响应平均值。可以看出，在 3 次加卸载情况下，传感器响应具有良好的重复性，且在持荷阶段，应变光栅波长信号保持稳定。另外，从图 16 可以观察到，受传感器测量单元和传力单元接触面间摩擦力的影响，传感器加卸载过程的响应并非完全对称，卸载时光栅波长偏移略大于加载的值，因此，仅考虑单一过程建立的模型会存在误差。

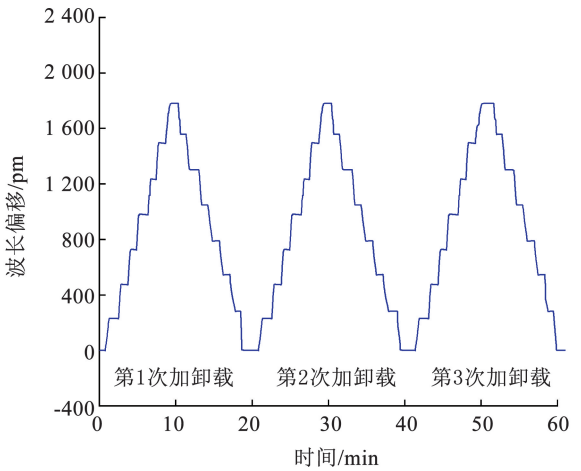


图 16　波长实时响应

Fig. 16　Real-time response of wavelength

为进一步提高传感器的测量精度，将采用第 3 节中式(6)给出的分段加卸载测量模型进行螺栓紧固力估计。图 17 展示了螺栓紧固力与光栅波长偏移平均值之间的关系及线性拟合结果。

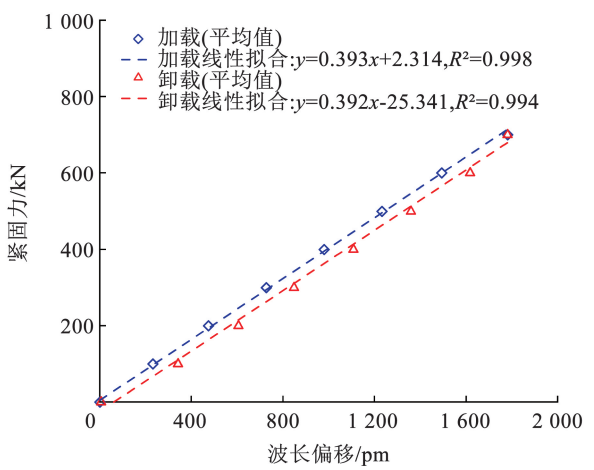


图 17　波长偏移 – 紧固力关系

Fig. 17　Relationship between wavelength shift and tightening force

由图 17 可以看出,应变测量光栅的波长偏移随着螺栓紧固力的变化而改变,二者呈现良好的线性关系,传感器在加载和卸载阶段的灵敏度分别为 2.54、2.55 pm/kN;同时,加载和卸载阶段的线性拟合结果之间存在一定的差异,在相同的螺栓紧固力作用下,卸载阶段的波长偏移略大于加载阶段的偏移量,这一结果与理论分析和数值模拟的结论一致。

5.3 分段加卸载模型验证

为验证建立的传感器测量模型的准确性,设置环形压力传感器的应变仪和光纤解调仪相同的采样频率(1 Hz),通过液压螺栓拉伸器分别加载至 500、600、700 kN 后再完全卸载,获取加卸载过程中光栅波长偏移和螺栓紧固力。不同螺栓紧固力下光栅波长偏移与紧固力归一化结果如图 18 所示。可以明显看出,3 次加卸载实验归一化结果分布基本一致。在加载过程中,紧固力与波长偏移之间几乎完全线性,而卸载阶段二者具有分段特征。该现象与有限元模拟的结果相符,应是加载到卸载过程中传力单元与测量单元接触面摩擦力变向以及摩擦状态的改变造成的。通过对实验数据进行拟合,最终得到分段加卸载测量模型。该模型的拟合优度 $R^2>0.99$,最大绝对误差为 8.27 kN,平均绝对误差约为 3 kN,仅占满量程的 0.43%,具有良好的测量精度,可以有效地对高强螺栓紧固力进行实时监测。

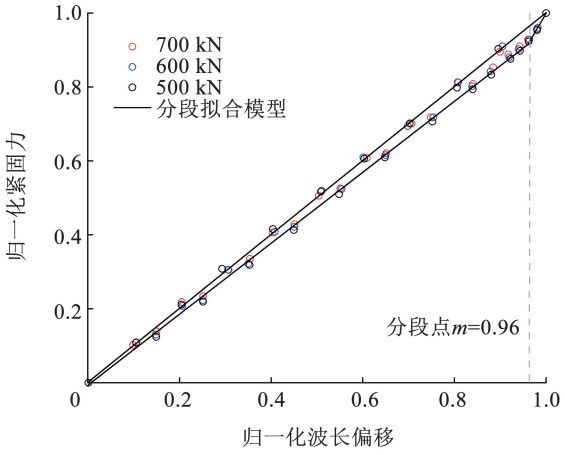


图 18 波长偏移与紧固力归一化结果

Fig. 18 Normalization results of wavelength shift and tightening force

上述实验结果说明本研究设计的高强螺栓紧固力监测智能垫圈传感器具有高灵敏度、高精度和大量程的优势,可以实现对螺栓紧固力很好的监测效果。

6 结 论

1)智能垫圈采用了一种独创的新型增敏结构,由 3 层环形结构叠合构成,通过上/下传力单元与中间测量单元间的环形倾斜接触面,将螺栓轴向荷载转换为测量单元环向变形,大幅提升了智能垫圈的测量灵敏度和精度;通过智能垫圈力学分析,揭示了智能垫圈灵敏度增敏机理和规律,即减小测量单元环向刚度、增加接触面倾角或降低内部摩擦因数,可显著提升测量灵敏度。

2)针对传力单元与测量单元之间摩擦力引起的智能垫圈加卸载过程测量结果不一致的问题,提出了智能垫圈加卸载全过程分段测量模型,进一步显著提升了智能垫圈加卸载全过程的螺栓紧固力测量精度。

3)有限元模拟研究验证了智能垫圈测量精度不受其与外部接触面摩擦状态以及螺栓荷载偏心影响的特性。

4)设计并制作一个量程为 700 kN 智能垫圈传感器样品,实验结果表明,智能垫圈加卸载全过程平均测量误差仅为 3 kN(<0.5% F. S.),可以准确监测高强螺栓紧固力变化。

参考文献

[1]姚志东, 陈志华, 刘红波, 等. 钢结构工程高强度螺栓微小松动视觉检测方法研究[J]. 中国公路学报, 2024, 37(2): 126
Yao Zhidong, Chen Zhihua, Liu Hongbo, et al. Visual detection method of small loosening of high-strength bolts in steel structure engineering[J]. China Journal of Highway and Transport, 2024, 37(2): 126. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2024.02.011

[2]Gao Daiyang, Yao Weixing, Wu Tao. Failure analysis on the axial-connected bolts of the thin-walled cylinder under random vibration loading[J]. Engineering Failure Analysis, 2019, 105: 756. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2019.06.043

[3]Kodur V, Kand S, Khaliq W. Effect of temperature on thermal and mechanical properties of steel bolts[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2012, 24(6): 765. DOI: 10.1061/(asce)mt.1943-5533.0000445

[4]周勇军, 贾利强, 杨帆, 等. 考虑主缆镀锌层蠕变的索夹螺栓紧固力损失预测[J]. 中国公路学报, 2024, 37(7): 158
Zhou Yongjun, Jia Liqiang, Yang Fan, et al. Research on preload loss prediction of clamp bolt considering cable creep of galvanized layer[J]. China Journal of Highway and Transport, 2024, 37(7): 158. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2024.07.013

[5]王建国, 赵亚军, 康琳琦. 影响扭矩扳手准确性的因素分析[J]. 科技创新与应用, 2020(24): 66
Wang Jianguo, Zhao Yajun, Kang Linqi. Analysis of factors affecting the accuracy of torque wrenches[J]. Technology Innovation and Application, 2020(24): 66

[6]Wang Zifu, Zhang Zhijing, Cui Can. Measurement and control method for miniature fastener tension in precision instrument[J]. Procedia CIRP, 2018, 76: 111. DOI: 10.1016/j.procir.2018.01.018

[7]师琪，任亮，尤润州，等. 基于光纤光栅传感器的智能螺栓开发及应用[J]. 仪表技术与传感器，2020(12)：11
Shi Qi，Ren Liang，You Runzhou，et al. Development and application of smart bolt based on FBG sensors[J]. Instrument Technique and Sensor，2020(12)：11. DOI：10.3969/j.issn.1002－1841.2020.12.003

[8]赵强，曹佳丽，陈柳，等. 水泵水轮机顶盖螺栓应力实测分析[J]. 水力发电学报，2023，42(9)：81
Zhao Qiang，Cao Jiali，Chen Liu，et al. Measured stress analysis of water pump turbine head cover bolts[J]. Journal of Hydroelectric Engineering，2023，42(9)：81. DOI：10.11660/slfdxb.20230908

[9]Chaki S，Bourse G. Guided ultrasonic waves for non-destructive monitoring of the stress levels in prestressed steel strands[J]. Ultrasonics，2009，49(2)：163. DOI:10.1016/j.ultras.2008.07.009

[10]伊建军，彭旭民，王波，等. 悬索桥索夹螺杆轴力超声检测技术[J]. 桥梁建设，2019，49(增刊1)：69
Yi Jianjun，Peng Xumin，Wang Bo，et al. Ultrasonic inspection technique for axial forces of bolts in cable clamps of suspension bridge[J]. Bridge Construction，2019，49(S1)：69

[11]蔡依花，陶思雨，郑晓东，等. 超声纵波法测量索夹螺杆轴力的误差分析[J]. 公路，2023，68(1)：142
Cai Yihua，Tao Siyu，Zheng Xiaodong，et al. Error analysis of ultrasonic longitudinal wave method for measuring the axial force of cable clamp bolt[J]. Highway，2023，68(1)：142

[12]Chen Dongdong，Huo Linsheng，Fu Ruili，et al. Multi-resolution bolt preload monitoring based on the acoustoelastic effect of ultrasonic guided waves[J]. Smart Structures and Systems，An International Journal，2022，30(5)：514. DOI：10.12989/sss.2022.30.5.513

[13]Lu Ping，Lalam N，Badar M，et al. Distributed optical fiber sensing：review and perspective[J]. Applied Physics Reviews，2019，6(4)：041302. DOI：10.1063/1.5113955

[14]廖光萌，何建新，朱玉琴，等. 光纤光栅传感器及其应用[J]. 装备环境工程，2022，19(11)：142
Liao Guangyin，He Jianxin，Zhu Yuqin，et al. Fiber grating sensor and application[J]. Equipment Environmental Engineering，2022，19(11)：142. DOI：10.7643/issn.1672－9242.2022.11.019

[15]郭永兴，李志雄. 增敏型光纤布拉格光栅锚索测力传感器[J]. 激光与光电子学进展，2023，60(5)：79
Guo Yongxing，Li Zhixiong. Sensitized fiber Bragg grating anchor cable force sensor[J]. Laser & Optoelectronics Progress，2023，60(5)：79. DOI：10.3788/LOP213245

[16]Li Xingxin，Ren Weixin，Bi Kaiming. FBG force-testing ring for bridge cable force monitoring and temperature compensation[J]. Sensors and Actuators A：Physical，2015，223：107. DOI：10.1016/j.sna.2015.01.003

[17]朱觉文，王长海，梁才，等. 基于光纤光栅的抗偏载压力环传感研究及其工程应用[J]. 传感技术学报，2024，37(10)：1702
Zhu Juewen，Wang Changhai，Liang Cai，et al. Research and engineering application of anti-bias load pressure ring sensing based on fiber bragg grating[J]. Chinese Journal of Sensors and Actuators，2024，37(10)：1702. DOI：10.3969/j.issn.1004－1699.2024.10.006

[18]Chen Dongdong，Huo Linsheng，Li Hongnan，et al. A fiber bragg grating (FBG)-enabled smart washer for bolt pre-load measurement：design，analysis，calibration，and experimental validation[J]. Sensors，2018，18(8)：2586. DOI：10.3390/s18082586

[19]Yeager M，Whitaker A，Todd M. A method for monitoring bolt torque in a composite connection using an embedded fiber Bragg grating sensor[J]. Journal of Intelligent Material Systems and Structures，2018，29(3)：338. DOI：10.1177/1045389X17705217

（**编辑**　刘　彤）

封面图片说明

封面图片来自本期论文“一种基于新型增敏结构的高强螺栓紧固力监测智能垫圈”，是增敏型智能垫圈安装于高强螺栓连接中的结构形式及紧固力感知原理示意图。从结构上看，智能垫圈由竖向叠合的三层同心环形结构单元构成，三层单元之间通过向内倾斜的环形接触面实现荷载传递；从增敏机理看，高强螺栓产生的轴向紧固力经倾斜接触面传递后形成水平径向分力，将传统的轴向压缩变形转化为中间单元的水平环向膨胀变形，从而实现对螺栓紧固力的结构增敏；在信号感知方面，布置于中间单元外侧的光纤光栅(FBG)通过测量环向应变引起的波长偏移，实现高强螺栓紧固力的监测。在保持小型化的同时，智能垫圈的结构形式可显著提高测量灵敏度，并降低外部接触面摩擦及偏心荷载对测量结果的影响；结合加卸载全过程分段测量模型，实现高强螺栓紧固力的高精度监测。

（图文提供：韩坤，张东昱，李惠，倪莉。哈尔滨工业大学土木工程学院）

DOI:10.11918/202411024

不同截面型式土工格室挡墙抗震性能大型振动台试验

靳飞飞[1,2,3],宋 飞[1,2,3],皇甫钊[1,2,3]

(1.长安大学 公路学院,西安 710064;2.民航机场智慧建造与维养重点实验室(长安大学),西安 710064;
3.西安市绿色智慧交通岩土工程重点实验室(长安大学),西安 710064)

摘 要:为研究不同截面型式土工格室挡墙的抗震性能,开展了层层叠砌式与间距式两种结构的振动台模型对比试验,通过输入不同的地震动,分析两种截面型式挡墙在地震作用下的格室约束围压、加速度放大系数和墙面水平位移的变化规律。结果表明:地震作用下两种模型抗震性能存在差异,间距式挡墙节省约20%材料,虽抗震性能较层层叠砌式挡墙弱,但幅值1.2g时仍具有足够的强度和刚度维持边坡稳定;两种模型的格室约束围压和水平位移峰值均随幅值增加而逐渐增大,层层叠砌式挡墙的加速度放大系数沿高程具有放大效应,间距式挡墙则相反;频率为1~4 Hz时两模型的3种抗震指标随频率上升而下降,大于4 Hz时则呈上升趋势;在X向和XZ向振动输入下,两种挡墙的动力响应程度较为接近,但X向振动时较为显著一些;两种模型的破坏过程可划分为3个阶段,即振动压密阶段、外凸转动阶段、耦合破坏阶段;幅值1.0g时间距式挡墙的残余位移较层层叠砌式大,达到墙高的2.38%,未达到破坏标准;挡墙上部布设短格室层有利于提高上部结构稳定,短格室层优先布设位置为14H/16、10H/16、7H/16和5H/16。该研究成果对于土工格室挡墙的抗震设计以及截面优化具有一定的指导作用。

关键词:截面型式;地震动参数;格室约束围压;加速度放大系数;墙面水平位移;破坏模式
中图分类号:TU476.4 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0082-13

Large-scale shaking table test study on seismic performance of geocellular retaining walls with different cross-sectional types

Jin Feifei[1,2,3], Song Fei[1,2,3], Huangfu Zhao[1,2,3]

(1. School of Highway Engineering, Chang′an University, Xi′an 710064, China; 2. Key Laboratory of Intelligent Construction and Maintenance of CAAC(Chang′an University), Xi′an 710064, China; 3. Xi′an Key Laboratory of Geotechnical Engineering for Green and Intelligent Transport(Chang′an University), Xi′an 710064, China)

Abstract: A comparative shaking table test was conducted to investigate the seismic performance of geocell retaining walls with different cross-sectional configurations, specifically the layered stacking type and the spaced type. By applying various ground motion inputs, the response characteristics of the two wall types under seismic loading were analyzed in terms of geocell confining pressure, acceleration amplification coefficient, and horizontal displacement of the wall surface. The results show that there are differences in seismic performance between the two models under earthquake loading. The spaced retaining wall saves about 20% in material; although its seismic performance is weaker than that of the layered retaining wall, the 1.2g time-interval retaining wall still has enough strength and stiffness to maintain the stability of the slope. Both models exhibit increasing peak values of cellular confining pressure and horizontal displacement with the increase of the amplitude. The acceleration amplification coefficient of the layered retaining wall shows an amplification effect with elevation, while the opposite trend is observed for the spaced retaining wall. At frequencies ranging from 1 Hz to 4 Hz, the three seismic indexes of the two models decrease with the increase of frequency, while gradually increase beyond 4 Hz. The dynamic response degree of both retaining walls under X-direction and XZ-direction vibrations are generally similar, although the responses are more significant when the vibration is in X-direction. The failure process of both models can be divided into three stages: vibration compaction, convex rotation and coupling failure. The residual displacement of the 1.0g time interval retaining wall is larger than that of the laminated building, reaching 2.38% of the wall height, which does not meet the failure criterion. The installation of short geocell layers at the upper section enhances the stability of the superstructure, with preferred positions at 14H/16, 10H/16, 7H/16 and 5H/16. The research results provide valuable guidance for seismic design and cross-sectional optimization of geotechnical retaining walls.

Keywords: cross-sectional types; ground-motion parameters; cellular confining pressure; acceleration amplification factor; horizontal displacement of walls; failure mode

收稿日期:2024-11-13;**录用日期**:2024-12-12;**网络首发日期**:2025-03-14
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250314.1058.006
基金项目:国家自然科学基金(52278328)
作者简介:靳飞飞(1991—),男,博士研究生;宋 飞(1980—),男,教授,博士生导师
通信作者:宋 飞,songf1980@163.com

近年来，随着中国经济持续健康发展，公路、铁路等交通基础设施的建设也以空前速度推进。在此背景下，土工格室挡墙作为一种兼具结构稳定、承载性能优越的新型支护形式，在各类防护项目中已逐步推广[1]。目前，该结构在静力条件下的性能研究相对成熟[2-3]，然而对其在地震作用下的稳定性分析仍较为有限，相关研究亟待进一步开展。靳飞飞等[4-5]基于数值软件深入分析了不同因素对土工格柔性挡墙抗震性的影响；Wang 等[6-7]通过模型试验探讨了 5 个截面型式挡墙的动力稳定性；Latha 等[8]通过模型试验探讨了加筋结构对边坡在动荷载作用下动力响应特性的影响；Shiwan 等[9]利用有限元软件建立土工格室加固挡土墙，研究了格室参数和附加压力、土工格室刚度和高度以及填料的黏聚力和内摩擦角对土工格室加固挡土墙的影响；Alireza 等[10]利用数值软件揭示了不同参数对格室加筋机制的影响；梁程等[11]采用极限平衡分析法研究了格室高度、应力扩散角及格室复合体与地基接触面摩擦因数对路堤临界高度的影响；屈畅姿等[12]以长加筋面板式挡墙为研究对象，分析了静载作用下挡墙的变形模式以及破坏机理。

迄今为止，虽然一些学者对于土工格室挡墙的动力特性进行了研究，但多针对层层叠砌式挡墙，对于间距式挡墙的动力特性研究鲜有报道。为此，基于大型振动台模型试验，对比研究了间距式与层层叠砌式两种截面形式的土工格室挡墙在地震作用下的动力响应特性，并深入揭示了两者的破坏机制。该研究对于挡墙的支护设计具有指导作用。

1　格室约束围压理论解

在轴向荷载σ_1的作用下，土工格室内填料发生轴向压缩与侧向膨胀变形，从而引起格室壁产生拉伸应变并形成拉应力。格室壁提供的拉应力对填料产生侧向约束作用[13]，该约束力即为格室约束围压，其作用机制如图 1 所示。格室约束围压可按式(1)进行计算[14]：

$$\begin{cases}\sigma_g=\dfrac{2M_t}{D_\varepsilon}\dfrac{\varepsilon_c}{(1-\varepsilon_1)}\\ D_\varepsilon=\dfrac{D_0}{\sqrt{1-\varepsilon_1}}\\ \varepsilon_c=\dfrac{1-\sqrt{1-\varepsilon_1}}{\sqrt{1-\varepsilon_1}}\end{cases}\tag{1}$$

式中：σ_g为格室约束围压，M_t为格室条带刚度，ε_c为格室周向应变，D_ε为格室在周向应变 ε_c的等效直径，D_0为格室初始等效直径，ε_1为格室加筋土轴向应变[13]。需要指出的是，本研究采用的式(1)在推导时忽略了填料体应变的影响，Song 等[15-18]将非圆形格室近似等效为圆形格室处理，并通过三轴试验和模型试验验证了该简化公式的可行性，该公式未考虑格室在受压时发生的竖向翘曲变形[13]。

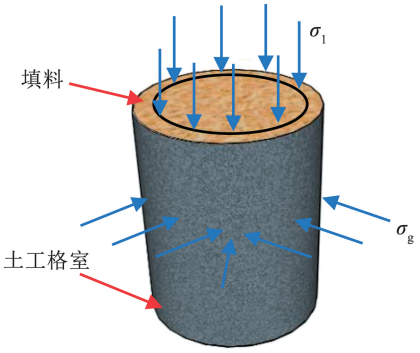


图 1　格室受力机制

Fig. 1　Schematic diagram of geocell mechanism

2　振动台设计

2.1　振动台参数

模型试验在兰州市地震局的振动台上进行，台面尺寸为 4 m×6 m，极限载重为 25 t，正常工作频率为 0.1 ~ 70.0 Hz，可施加的最大加速度为 1.7g，最大速度为 1.5 m/s，采用净空尺寸长 × 宽 × 高为 2.8 m×1.46 m×1.8 m 的刚性模型箱，如图 2 所示。



图 2　振动台台面和箱体布置

Fig. 2　Layout diagram of the vibrating table surface and box body

2.2　试验材料及其物理力学特性

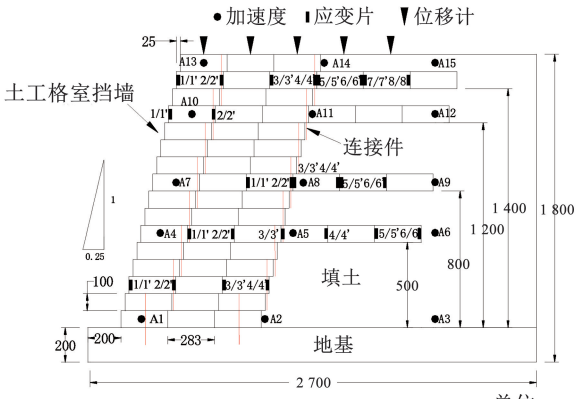
模型材料为黄土、石英砂、土工格室和钢筋连接件。黄土按照 6% 的含水率进行洒水养护。试验所用石英砂的粒径范围为 0.42 ~ 0.85 mm 和 0.85 ~ 2.00 mm，以 1∶1 的质量比配制混合砂样，并进行直剪试验，测得黏聚力 c = 1.96 kPa，内摩擦角 φ = 38.03°。通过筛分试验得到混合砂样的特征粒径分别为 d_{10}、d_{30}和 d_{60}分别为 0.527、0.722、1.115 mm；不均匀系数 C_u和曲率系数 C_c分别为 2.12 和 0.89[13]。

试验所用土工格室由高密度聚乙烯(HDPE)片

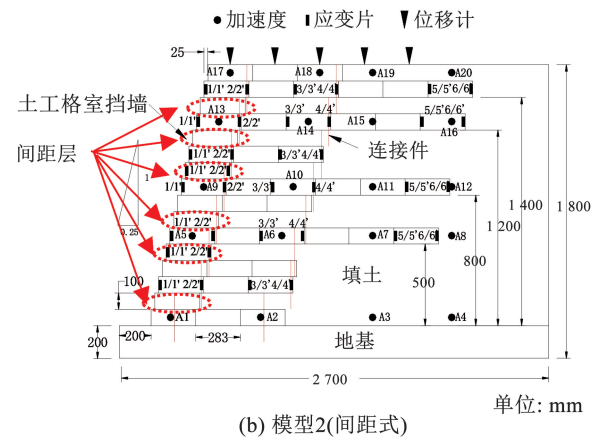
材构成,采用超声波工艺进行格室间焊接,该格室的单元片材壁厚约为 1.34 mm,焊接后形成的整体结构高度为 100 mm,格室用填料撑开至最大时,其直径约为 283 mm[13]。通过拉伸试验得到单个条带极限强度为 33.2 kN/m,节点处对拉极限强度为 35.1 kN/m。连接件选用直径 8 mm 的光圆钢筋。

2.3 试验模型制备与测点布置

如图 3 所示,该物理模型由基底与上部边坡两部分构成。基底尺寸为 2.7 m(长) ×1.46 m(宽) × 0.2 m(高),采用压实黄土填筑,控制压实密度为 1 600 kg/m^3。边坡包括挡墙及其后方的回填体,挡墙由 16 层格室逐层堆叠并填充石英砂填料形成,整体采用分层填筑工艺施工,每层填筑厚度控制在 10 cm,最终成型边坡高度为 1.6 m,宽度为 1.46 m,坡比为 1∶0.25,连接件按照图 3 中设计的方案进行布设[13]。两种模型自墙脚至墙顶均在第 6 层、9 层、13 层、15 层设置拉筋带,长度为 6 个格室。其中,层层叠砌式挡墙在非加筋区域挡墙厚度均为 3 个格室,而间距式挡墙在第 2 层、5 层、7 层、10 层、12 层和 14 层挡墙厚度均为 1 个格室,间距式挡墙相较于层层叠砌式挡墙共计节省约 20% 材料。



(a) 模型1(层层叠砌式)

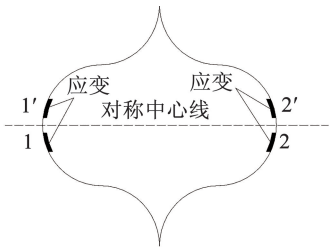


(b) 模型2(间距式)

图 3 试验模型及监测点布设

Fig. 3 Test model and monitoring point layout

在层层叠砌式模型内布置 3 列加速度监测点,合计 15 个测点,第 3 列距坡体后部 600 mm 处;间距式模型布设 4 列共计 20 个加速度监测点,第 4 列监测点距坡体后部同样为 600 mm,监测点布设如图 3 所示。按照试验设计方案布置应变监测点[13],数据处理时取 4 点应变峰值的平均值作为该格室的最终应变值,依据式(1)将其换算为格室约束围压;墙面水平位移采用非接触式光学三维测量系统进行采集,二者监测点位置相同[13],如图 4 所示。



(a) 格室应变粘贴位置



(b) 位移监测点布设

图 4 格室应变和墙面测点布设

Fig. 4 Layout of measurement points for geocell strain and wall displacement

2.4 加载工况设计

试验设计了 3 种不同的荷载波型,即 EL-Centro 波、Wolong 波和 Sin 波,加载方案如表 1 所示。加载方案中幅值为 0.2g 时, Sin 波频率为 1、2、3、4、6、8 Hz,以探讨地震波频率的影响[13]。根据 GB 50011—2010《建筑抗震设计规范》要求[19],施加 XZ 双向地震动时,Z 向加速度幅值取 X 向的 65%。在每级地震动加载结束后,均施加幅值为 0.05g、持时 235 s 的正弦扫频荷载(幅值为 1.0g 与 1.2g 的强震工况除外,以避免正弦扫频对试验结果造成干扰,更清晰地观测挡墙在强震作用下的破坏模式与大变形特征)。

表 1　加载方案设计

Tab. 1　Loading scheme design

工况	波型	方向	幅值
1 ~ 4	EL-Centro 波/Wolong 波	*X*/*XZ*	单向:0.1*g*
5	Sin 波	*X*	0.1*g*,2 Hz,10 s
6 ~ 9	EL-Centro 波/Wolong 波	*X*/*XZ*	单向:0.2*g*
10	Sin 波	*X*	0.2*g*, 1 Hz/2 Hz/3 Hz/4 Hz/6 Hz/8 Hz,10 s
11 ~ 14	EL-Centro 波/Wolong 波	*X*/*XZ*	单向:0.3*g*
15	Sin 波	*X*	0.3*g*,2 Hz,10 s
16 ~ 20	EL-Centro 波/Wolong 波	*X*/*XZ*	单向:0.4*g*
21	Sin 波	*X*	0.4*g*,2 Hz,10 s
22	EL-Centro 波	*X*	0.5*g*
23	EL-Centro 波	*X*	0.6*g*
24	EL-Centro 波	*X*	0.7*g*
25	EL-Centro 波	*X*	0.8*g*
26	EL-Centro 波	*X*	0.9*g*
27,28	EL-Centro 波	*X*	1.0*g*/1.2*g*

注:“方向”若列出多个(如“*X*/*XZ*”),表示每种地震波形均施加两个方向的地震波。

3　试验结果分析

参考文献[13],定义加速度放大系数(PGA,a_{PG})用于表征边坡各监测点加速度相对于参考点的放大程度[13],即

$$a_{PG_i}=\frac{a_{max,i}}{a_{max,A1}} \tag{2}$$

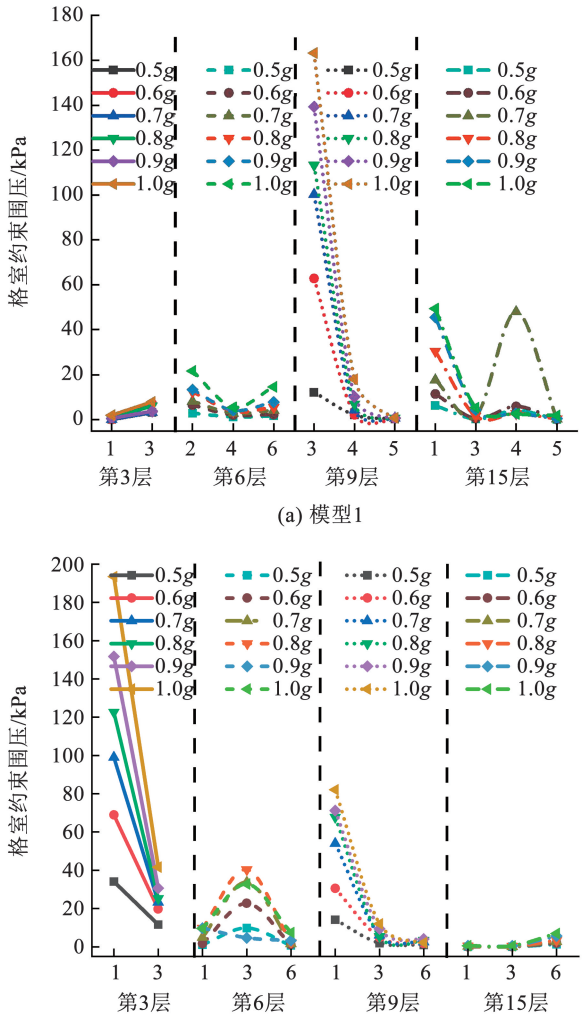
式中:a_{PGi}为第 i 个监测点的加速度放大系数,$a_{max,i}$为第 i 个监测点测得的峰值加速度,$a_{max,A1}$为参考点 *A*1 的峰值加速度。

在分析加速度放大系数变化规律时,模型 1 取第 1 列和第 3 列监测点;模型 2 取第 1 列和第 4 列监测点,以确保两模型加速度监测点的空间位置具有可比性。

3.1　地震幅值变化分析

以 *X* 向输入的 EL-Centro 波为例,取峰值加速度为 0.5*g* ~ 1.0*g* 的工况进行动力响应分析[13]。

图 5 展示了不同幅值下格室约束围压的变化,可以看出,两种截面型式中,格室约束围压呈非线性变化,且随幅值的增加而整体增大。模型 1 中,格室约束围压最大值出现在第 9 层格室的位置 3 处,幅值 1.0*g* 时格室约束围压最大值为 161 kPa;模型 2 中,格室约束围压最大值出现在第 3 层格室的位置 1 处,幅值 1.0*g* 时格室约束围压最大值为 193 kPa。综合来看,模型 1 的格室约束围压最大值出现在挡墙中部附近,模型 2 则出现在挡墙下部,且模型 2 的格室约束围压普遍大于模型 1,其最大值为模型 1 的 1.19 倍。由于层层叠砌式挡墙整体稳定性较高,且墙后土压力主要作用在挡墙的中部附近,导致中部格室约束围压最大;而间距式挡墙稳定性相对较弱,地震时格室需要发挥更大的约束作用以维持墙体的稳定,同时,上部挡墙在墙后坡体的推动作用下将以墙脚格室为支点转动,因此,下部挡墙受到上部挡墙的挤压作用,从而间距式挡墙下部附近格室约束围压最大。



(a) 模型1

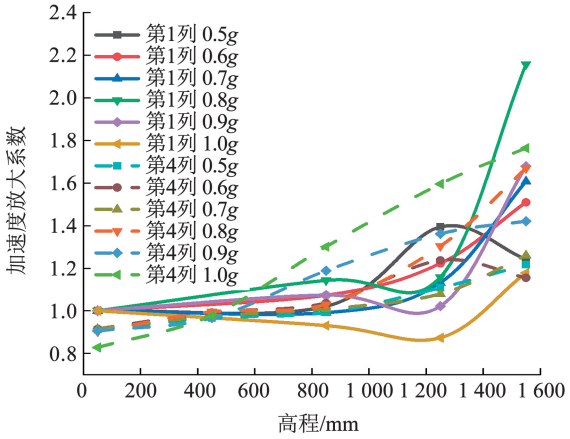
(b) 模型2

图 5　格室约束围压随高程及幅值变化

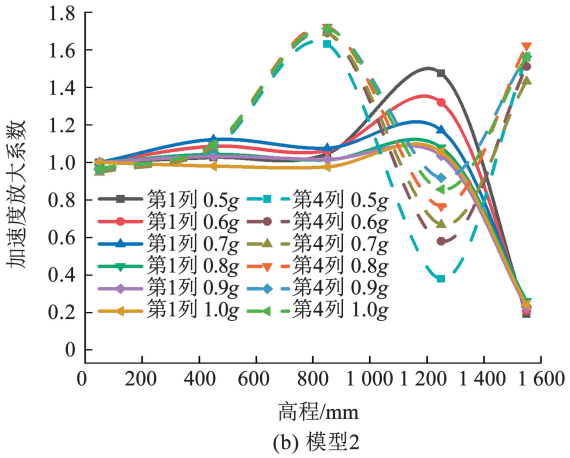
Fig. 5　Variation in geocell confining pressure with elevation and amplitude

图 6 展示了不同幅值下 PGA 放大系数沿高程的变化。可以看出,模型 1 中,第 1 列和第 3 列监测点均呈现高程放大效应,幅值由 0.5*g* 增加至 0.8*g* 时,PGA 放大系数逐渐增大;而幅值超过 0.8*g* 后,随着幅值的增加,第 1 列监测点 PGA 放大系数逐渐减小,第 3 列监测点仍表现为增大趋势。这是由于

地震作用下填料产生剪切滑移而逐渐密实，当幅值达到一定程度后，填料以颗粒间摩擦作用为主，导致坡体阻尼和剪切模量增大，从而 PGA 放大系数逐渐减小。模型 2 中，第 1 列监测点 PGA 放大系数沿高程呈“增加—减小”的变化趋势，最大值在高程 1 250 mm处；第 4 列监测点则表现为“增加—减小—增加”的变化趋势，最大值在高程 750 mm 处。总体来看，坡体的 PGA 放大系数大于墙面，这是由于地震波沿水平向穿过格室挡墙时，需经过格室及其内部多种介质，导致地震能量衰减；而间距式挡墙墙面监测点随高程逐渐减小，这是由于地震波在传播过程中遇到间距层发生衰减或散射，尤其在顶层格室地震能量衰减作用更为显著，从而 PGA 放大系数逐渐减小。



(a) 模型1



(b) 模型2

图 6 加速度放大系数随高程及幅值变化

Fig. 6 Variation of acceleration amplification coefficient with elevation and amplitude

图 7 展示了不同幅值下墙面水平位移峰值沿高程的变化。可以看出，两种模型的水平位移峰值均随高程增加而逐渐增大。当幅值由 0.5g 增加至 0.6g时，墙顶与墙底位移值接近，且两模型位移值相近；当幅值超过 0.6g 时，墙顶与墙底水平位移差值随幅值增加而增大，在 1.0g 时达到最大，同时两模型位移差值也逐渐增大。总体来看，幅值较小时，两种模型水平位移峰值接近；随着幅值的增加，二者差值增大，且模型 2 的水平位移峰值普遍大于模型 1，说明模型 2 的稳定性相较模型 1 低。

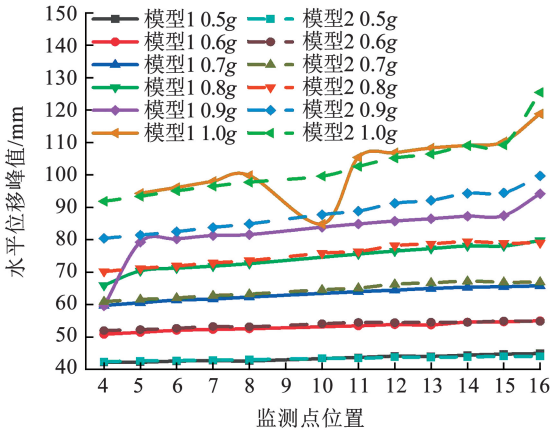


图 7 水平位移峰值随高程及幅值变化

Fig. 7 Variation of peak horizontal displacement with elevation and amplitude

综合而言，层层叠砌式挡墙在其中上部动力响应较为显著，可增加第 9 层拉筋带的长度以提高上部结构稳定性；而间距式挡墙在 14H/16（H 为挡墙高度）布设短格室层时，上部挡墙的动力响应相对较小，其上部结构稳定性高于层层叠砌式挡墙，而在 12H/16 和 2H/16 布设短格室层时，该位置动力响应较高，可不设置短格室层；在 10H/16、7H/16 和 5H/16 布设短格室层时，该区域动力响应程度与层层叠砌式挡墙接近，可优先选择在 14H/16、10H/16、7H/16 和 5H/16 处布设短格室层，如图 8 所示，以满足抗震需求和节约工程造价。

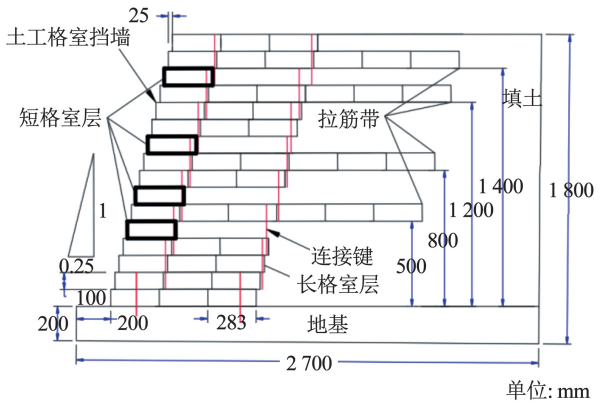


图 8 间距式挡墙优化方案

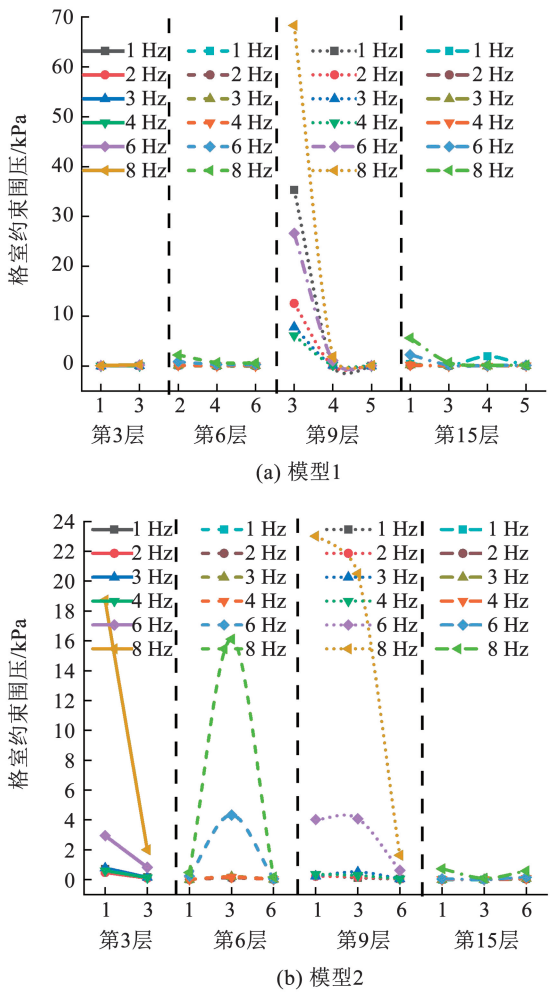
Fig. 8 Optimization scheme of spaced retaining walls

3.2 地震频率变化分析

以 X 向输入、地震动幅值为 0.2g 的 Sin 波为例，分别采用 1、2、3、4、6、8 Hz 的激励频率进行

分析[13]。

图 9 展示了不同频率下格室约束围压沿高程的变化。可以看出，模型 1 中，第 3 层和第 6 层的格室约束围压在不同频率下基本稳定，无显著波动；而第 9 层格室约束围压在频率由 1 Hz 增加至 4 Hz 时呈递减趋势，当频率超过 4 Hz 后则逐渐增加，这一变化规律在第 15 层同样有所体现。模型 2 中，第 3 层、第 6 层和第 9 层格室约束围压在 1 ~ 4 Hz 随频率增加而减小，超过 4 Hz 后则逐渐增加，而第 15 层格室约束围压变化幅度较小且基本不变。总体来看，不同频率下墙面格室约束围压均大于墙体，且在高频下格室约束作用最为显著。由于石英砂填料具有显著的非线性特征，在低频率地震作用下，填料颗粒间的摩阻力较大，导致填料处于相对稳定状态；而在高频率地震作用下，颗粒间的剪切滑移加剧，超过了颗粒间的摩阻力，使得填料振密压实，从而对格室的拉伸作用增强。因此，在高频率地震作用下，格室约束围压的增幅更为显著。



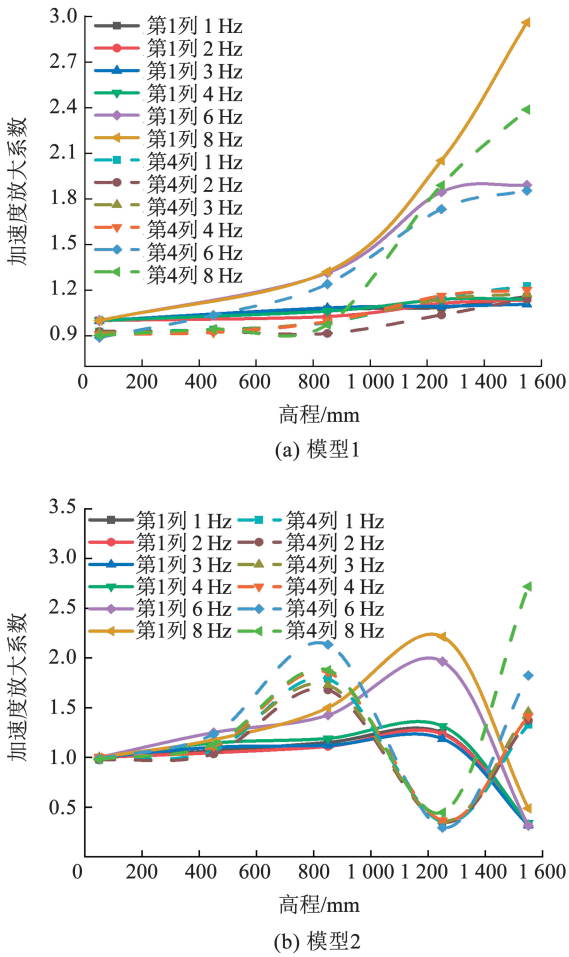
(a) 模型1

(b) 模型2

图 9　格室约束围压随高程及频率变化

Fig. 9　Variation of the geocell confining pressure with elevation and frequency

图 10 展示了不同频率下 PGA 放大系数沿高程的变化。可以看出，模型 1 中，第 1 列监测点频率由 1 Hz 增加至 2 Hz 时，PGA 放大系数逐渐减小，超过 2 Hz 时，随频率增加而逐渐增大；第 3 列监测点变化规律与第 1 列基本一致。模型 2 中，第 1 列监测点的 PGA 放大系数随频率的变化规律与模型 1 相近；第 4 列监测点在高程 1 250 mm 以下 PGA 放大系数呈节律性变化，而在高程 1 250 mm 以上，随频率增加 PGA 放大系数逐渐增大。总体来看，不同截面型式下频率对 PGA 放大系数的影响存在差异，这与边坡的固有频率有关，在地震作用下填料振密压实，导致其密度发生变化，因此，对 PGA 放大系数影响不同。



(a) 模型1

(b) 模型2

图 10　加速度放大系数随高程及频率变化

Fig. 10　Variation of acceleration amplification coefficients with elevation and frequency

图 11 展示了水平位移随高程及频率的变化。可以看出，频率在 1 ~ 6 Hz 时，两模型挡墙的水平位移峰值均逐渐减小。超过 6 Hz 时，水平位移峰值逐渐增大，由于墙面水平位移峰值与墙体的整体刚度相关，随着频率的增加格室约束围压增大，挡墙刚度增大，整体稳定性增强，导致水平位移峰值减小。当

频率增大到一定程度,地震力致使墙体移动,水平位移峰值再次增加。总体来看,模型 2 的水平位移峰值大于模型 1,说明频率的变化对于间距式挡墙影响较为显著。

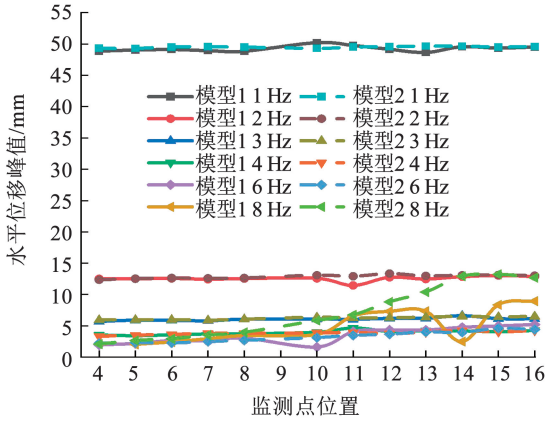


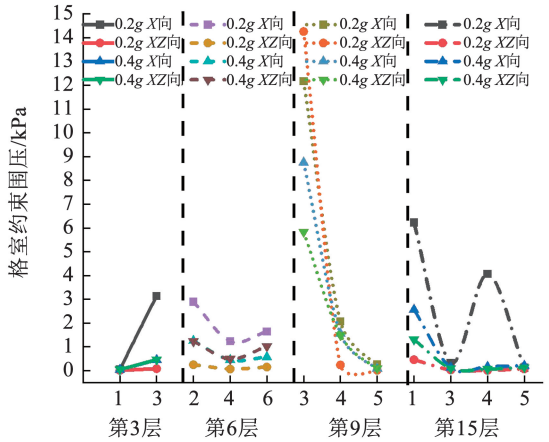
图 11 水平位移峰值随高程及频率变化

Fig. 11 Variation of peak horizontal displacement with elevation and frequency

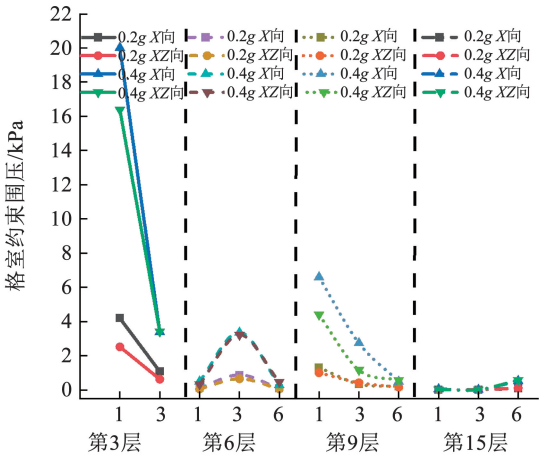
3.3 地震方向变化分析

以幅值 0.2*g* 和 0.4*g* 的 EL-Centro 波为例,对比分析 *X* 向与 *XZ* 双向输入条件下的动力响应差异[13]。

图 12 ~ 14 分别展示了不同方向下 3 种抗震指标沿高程的变化。可以看出:在不同幅值下,两种模型的格室约束围压均是 *X* 向输入时大于 *XZ* 向;对于 PGA 放大系数,模型 1 中,在幅值 0.2*g* 时 *X* 向振动大于 *XZ* 向,0.4*g* 时则相反;而模型 2 在不同幅值下均是 *X* 向大于 *XZ* 向;墙面水平位移峰值的变化规律与 PGA 放大系数相似。总体来看,不同截面布设型式的土工格室挡墙对地震波方向的敏感性不同,而间距式挡墙受到 *X* 向振动的地震波影响较为显著。



(a) 模型1



(b) 模型2

图 12 格室约束围压随高程及方向变化

Fig. 12 Variation of geocell confining pressure with elevation and direction

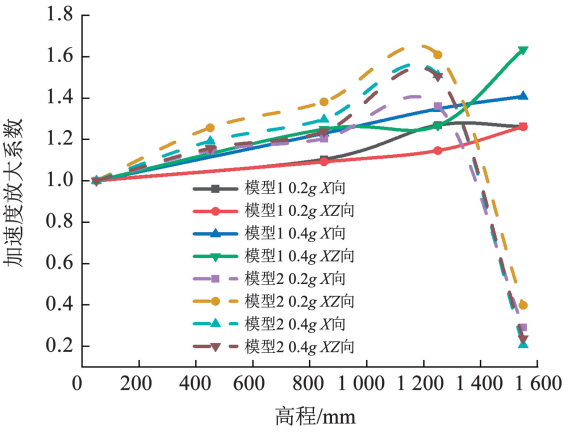


图 13 加速度放大系数随高程及方向变化

Fig. 13 Variation of acceleration amplification coefficients with elevation and direction

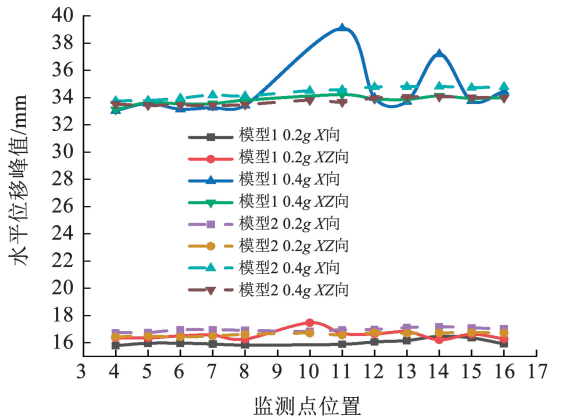


图 14 水平位移峰值随高程及方向变化

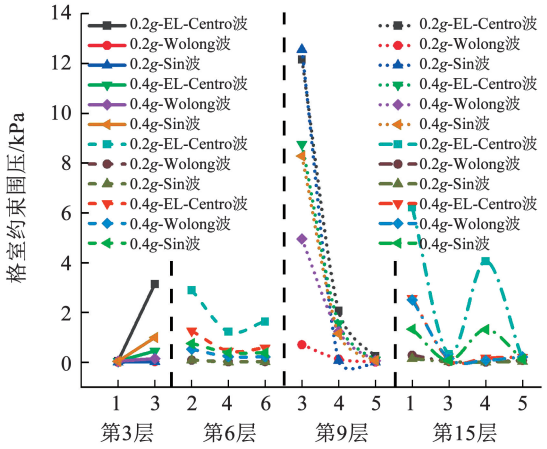
Fig. 14 Variation of peak horizontal displacement with elevation and direction

3.4 地震波形变化分析

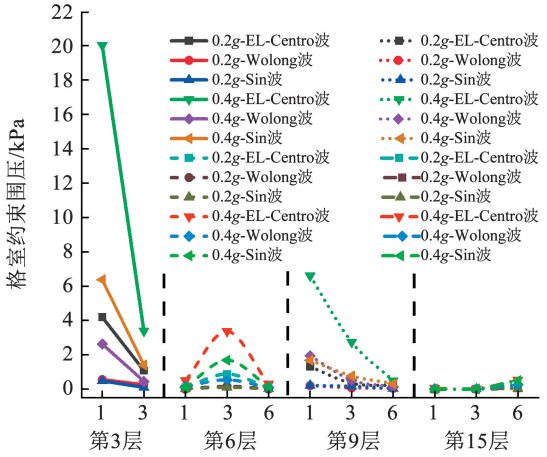
以 *X* 向输入、峰值加速度分别为 0.2*g* 和 0.4*g* 的 EL-Centro 波、Wolong 波及 Sin 波为例开展对比分析[13]。

图 15 ~ 17 分别展示了不同地震动波形下 3 种抗震指标沿高程的变化。可以看出,虽然不同波形

的结果在数值上存在差异，但各参数沿高程的变化规律基本一致。整体来看，天然地震波影响较大[13]，其具有宽频带特性，频率成分从低频到高频均有分布，导致地震波能量分布不均，这种能量分布的不均匀性对结构动力响应具有重大影响，文献[20－21]也指出地震能量的不均匀分布对结构动力响应有重大影响。



(a) 模型1



(b) 模型2

图 15　格室约束围压随高程及波形变化

Fig. 15　Variation of geocell confining pressure with elevation and waveform

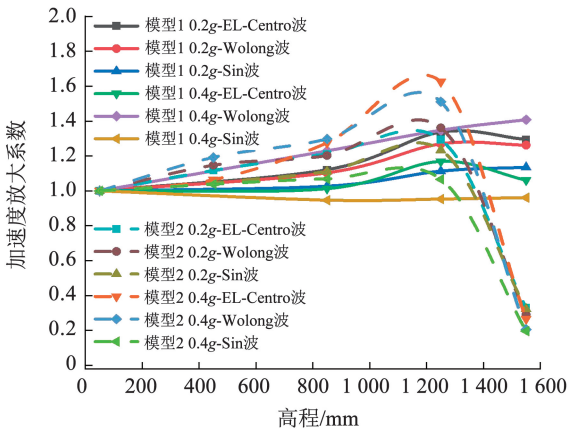


图 16　加速度放大系数随高程及波形变化

Fig. 16　Variation of acceleration amplification coefficients with elevation and waveform

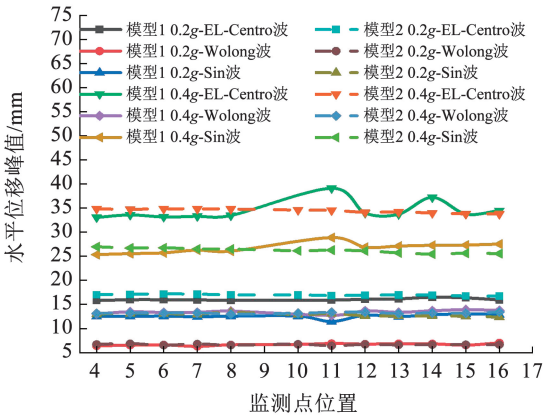


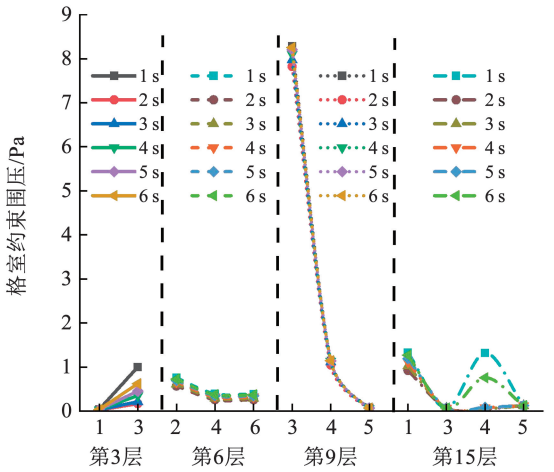
图 17　水平位移峰值随高程及波形变化

Fig. 17　Variation of peak horizontal displacement with elevation and waveform

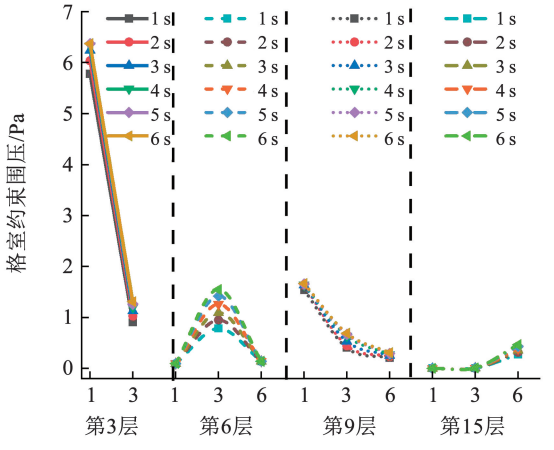
3.5　地震持时变化分析

以 X 向输入、峰值加速度为 0.2g 的 Sin 波为例，分别设置 1、2、3、4、5、6 s 的持时进行对比分析[13]。

图 18～20 分别展示了不同地震动持时下 3 种抗震指标沿高程的变化。



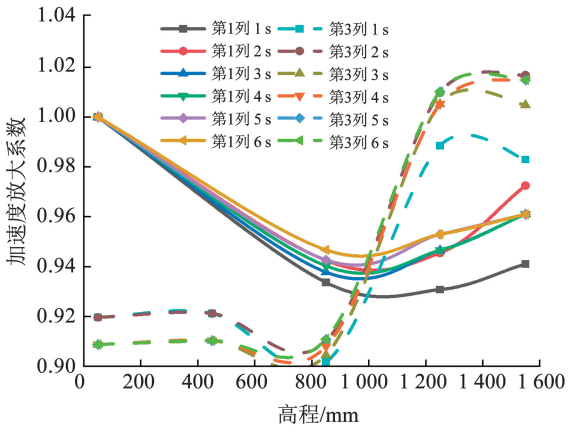
(a) 模型1



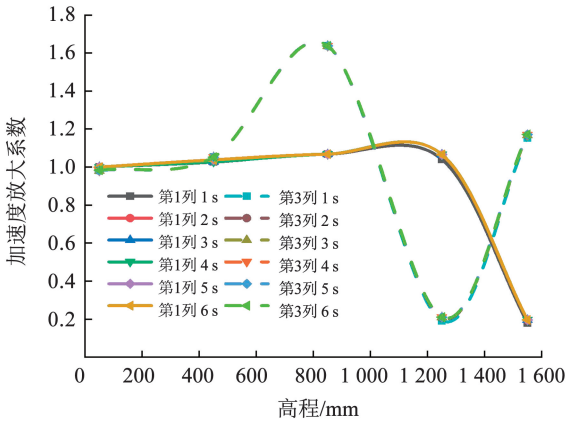
(b) 模型2

图 18　格室约束围压随高程及持时变化

Fig. 18　Variation of geocell confining pressure with elevation and duration



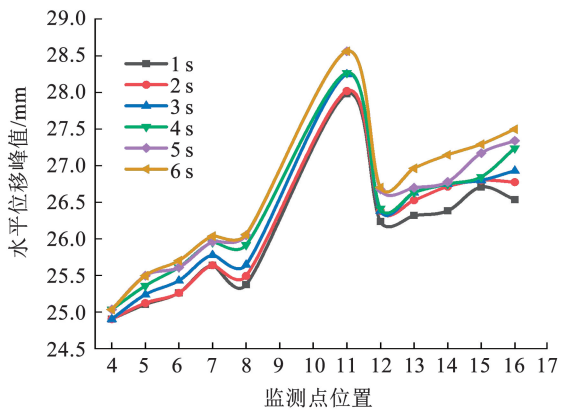
(a) 模型1



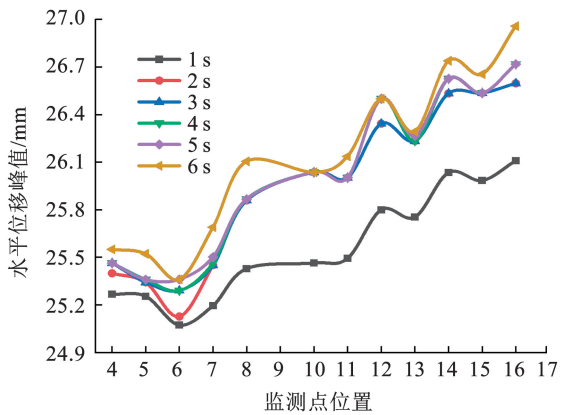
(b) 模型2

图 19　加速度放大系数随高程及持时变化

Fig. 19　Variation of acceleration amplification coefficient with elevation and duration



(a) 模型1



(b) 模型2

图 20　水平位移峰值随高程及持时变化

Fig. 20　Variation of peak horizontal displacement with elevation and duration

由图 18 ~ 20 可以看出:随着持时的增加,格室约束围压基本保持不变,仅在局部区域出现略微增加现象;模型 1 中 PGA 放大系数随持时的增加逐渐增大,但增加幅度并不明显,模型 2 则基本不变;两模型水平位移峰值均随持时增加逐渐增大,且模型 2 的增幅更为显著。综合来看,持时对于土工格室挡墙动力响应的影响较小。

4　挡墙破坏模式分析

4.1　残余位移分析

图 21 为第 16 层水平位移时程曲线变化。可以看出,墙面水平位移具有一定的残余位移,这与文献[22 -23]的试验结果相吻合。图 22 为残余位移和转角分布规律。可以看出,随着地震波幅值的增加,残余位移和转角均增大,说明地震作用下两种模型为平动和转动的综合作用,且沿墙高转角增大,模型 2 的转角大于模型 1。综合来看,地震波幅值较小时,挡墙动力响应微弱,未触及边坡的受剪承载力,此时土工格室挡墙主要呈现弹性变形,地震结束后能迅速恢复至初始状态;地震波幅值增大时,挡墙动力响应显著,地震波在传播中累积的能量使边坡土体发生显著变形,超越其受剪承载力,边坡由弹性变形转入塑性变形,地震停止后挡墙无法完全复原,从而形成残余位移。两种模型残余位移存在差异源于挡墙的结构布置型式,不同布置型式的土工格室挡墙在结构刚度、稳定性及受力特性上存在差异,这些因素决定了挡墙在地震波作用下的响应和变形程度,从而产生不同的残余位移。此外,不同布置型式的挡墙对土压力的承受和传递方式有所不同,这进一步导致在相同地震波作用下产生不同的残余位移。

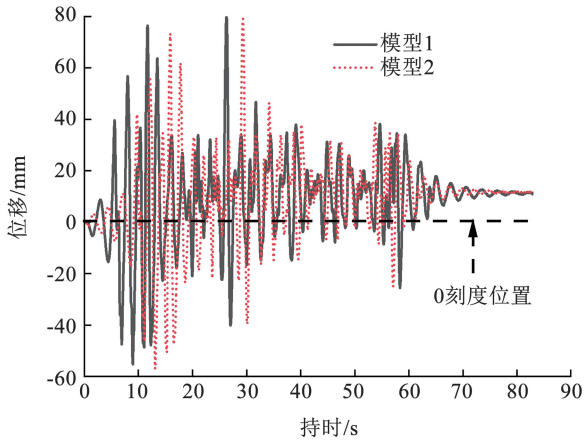
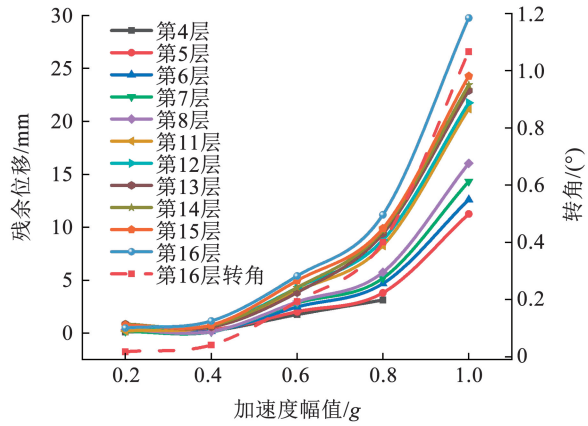
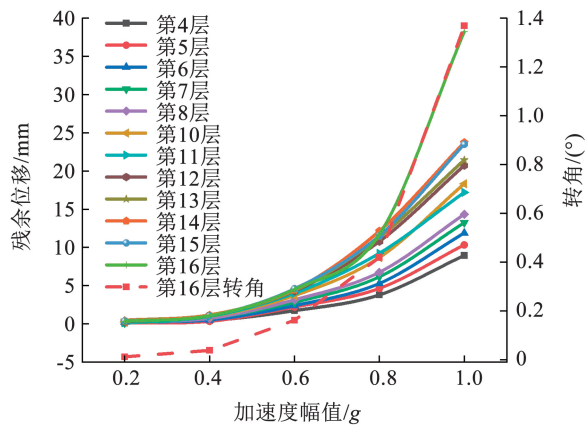


图 21　幅值 1.0*g* 时第 16 层位移时程曲线

Fig. 21　Displacement time history curve for the 16th layer at amplitude of 1.0*g*



(a) 模型1

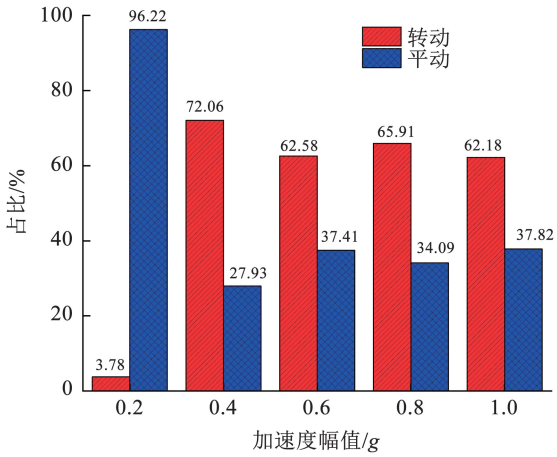


(b) 模型2

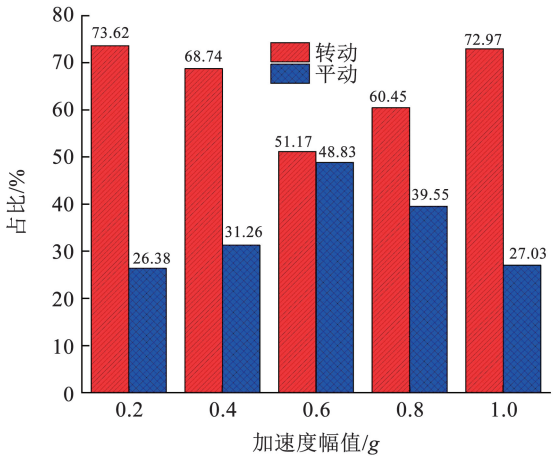
图 22　残余位移和转角变化

Fig. 22　Variation of residual displacement and rotation angle

图 23 为墙体变形中平动与转动的占比[24]。可以看出，随输入地震动峰值加速度增大，挡墙变形模式逐渐由转动主导转变为平动与转动共同作用的耦合形态。参考李思汉等[25]对各类挡墙位移指标规范的统计结果，本次试验完成后，模型 1 与模型 2 的残余位移分别为 30.32、38.11 mm，分别相当于墙高的 1.89% 与 2.38%，低于文献[25]的规定阈值，表明试验后两种挡墙仍具有稳定工作状态。



(a) 模型1



(b) 模型2

图 23　转动和平动占比

Fig. 23　Rotation and dynamic ratio

4.2　变形模式分析

基于振动中观测的土工格室挡墙破坏过程，将模型的变形模式划分为 3 个阶段。

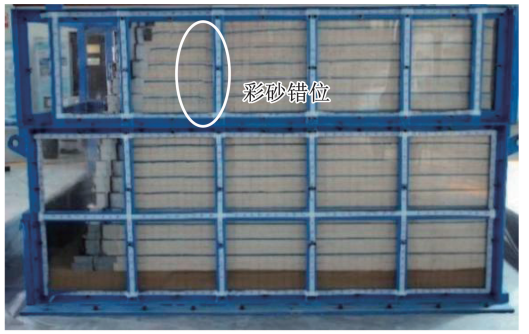
阶段 1：振密压实阶段。幅值由 0.1*g* 增加至 0.5*g*时，坡体和格室内部填料主要以振密压实为主，挡墙整体未发生显著变形破坏，仅挡墙上部彩砂出现轻微错层，且间距式上部挡墙彩砂错动更显著，如图 24(a)和图 25(a)所示。

阶段 2：外凸转动阶段。幅值由 0.6*g* 增加至 1.0*g*时，墙体中部开始外凸并带动上部挡墙转动，导致挡墙后部翘起、彩砂错位，同时坡顶出现显著沉降，间距式挡墙彩砂错位波动更明显，出现潜在滑裂面，但挡墙整体仍平稳，未显著破坏，见图 24(b)和图 25(b)。

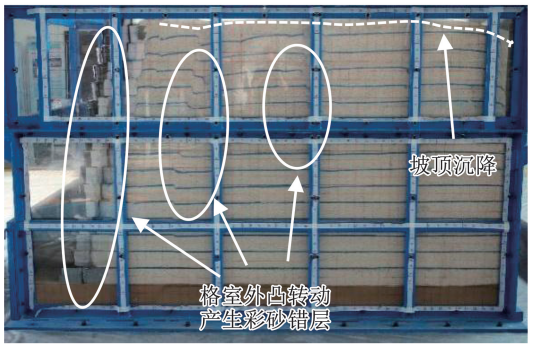
阶段 3：耦合破坏阶段。幅值增加至 1.2*g* 时，墙体外凸转动的同时，坡体填料在地震作用下推动墙体向临空面平移，挡墙呈现平动与转动的耦合，坡

体下部出现约 45°滑裂面,墙顶和坡顶均沉降加剧,间距式挡墙滑裂面向两端延伸,黄土地基前部出现较多落砂,此时挡墙发生破坏现象,见图 24(c)和图 25(c)。

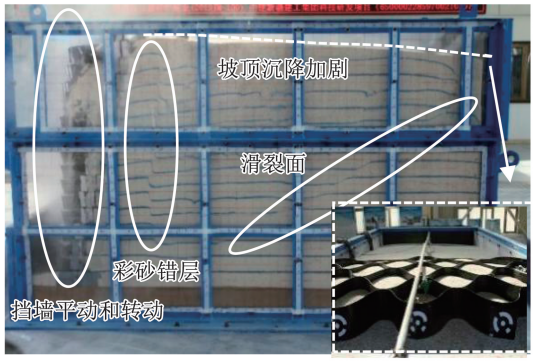
综合比较可知,间距式挡墙相比层层叠砌式结构可节约 20% 左右的材料用量。尽管其在地震过程中表现出更为明显的局部变形与损伤,但振动结束后模型整体未发生大规模坍塌或失稳,说明该型式仍具备维持边坡整体稳定的承载能力。此外,依据现行抗震规范[19],峰值加速度 1.0g 与 1.2g 分别对应抗震设防烈度 IX 度与 X 度。因此,在抗震设防等级低于 IX 度的地区可优先考虑间距式挡墙以兼顾经济性,而在烈度更高的 X 度及以上区域,建议采用层层叠砌式挡墙。



(a) 阶段1



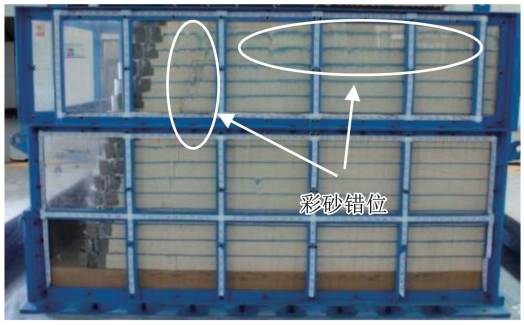
(b) 阶段2



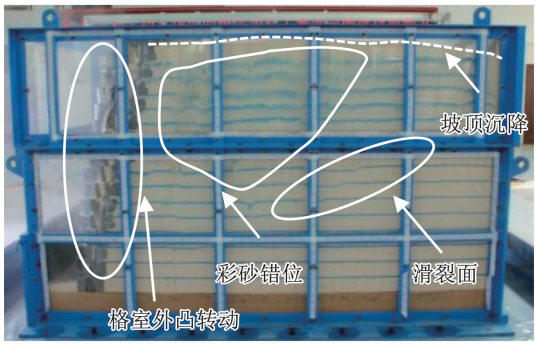
(c) 阶段3

图 24 模型 1 破坏变化

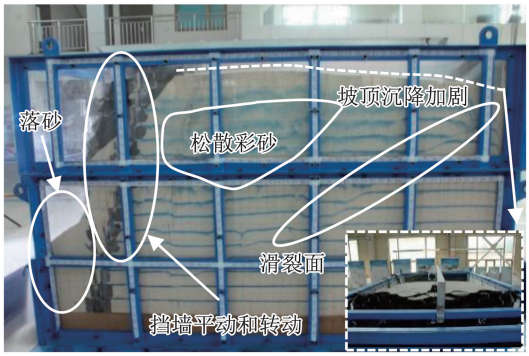
Fig. 24 Variation of damage in model 1



(a) 阶段1



(b) 阶段2



(c) 阶段3

图 25 模型 2 破坏变化

Fig. 25 Variation of damage in model 2

4.3 两种截面型式挡墙抗震指标差异及机制分析

相同地震波作用下,两种截面的土工格室挡墙抗震性能存在差异,主要体现在以下两个方面:

1)地震波传播特性变化。地震波在传播过程中遇到不同结构型式的挡墙时,其传播路径、反射和折射角均会发生相应变化,这种变化导致波的传播方向和能量分布发生改变,进而影响挡墙及坡体的动力响应。具体来说,地震波在遇到挡墙后会发生反射、折射等现象,使得波的传播路径变得复杂,能量分布也随之变化,从而对挡墙的抗震性能产生影响。

2)挡墙结构特性差异。挡墙的布设型式不同,其刚度、稳定性和受力状态也存在明显差异。间距式挡墙结构稳定性较弱,截面布设不规则,导致地震

作用下的受力状态复杂，抗震性能降低。而层层叠砌式挡墙结构稳固，抗震性能更强，能有效抵御地震波的冲击。

5　结　论

1）随地震波幅值的增加，两模型的格室约束围压和水平位移峰值均逐渐增大，层层叠砌式挡墙的墙面和坡体加速度放大系数沿高程均表现为高程放大效应，而间距式挡墙的墙面加速度放大系数有一定缩小。频率小于 4 Hz 时，两模型格室约束围压、加速度放大系数和墙面水平位移峰值均随频率的增加而逐渐减小；频率大于 4 Hz 时，三者则逐渐增大；在仅 X 向输入条件下，两模型挡墙的动力响应较大；天然地震波的影响明显大于 Sin 波；地震动持时影响较小。

2）模型 1 与模型 2 的最终残余位移分别为30.32、38.11 mm，各占挡墙高度的 1.89% 与 2.38%，间距式挡墙位移相对较大，但未达到位移破坏标准。两模型的破坏过程均可划分为 3 个阶段，即振动压密阶段、外凸转动阶段、耦合破坏阶段。

3）在幅值 1.0g 时，间距式挡墙出现潜在滑移面，而层层叠砌式挡墙未有此现象。抗震设防等级低于 IX 度的地区可选用间距式挡墙，以兼顾经济性与稳定性；而对于 X 度以上的区域，优先采用层层叠砌式挡墙。

4）层层叠砌式挡墙中上部动力响应显著，可增加第 9 层拉筋带的长度提高结构稳定性；间距式挡墙在 12H/16 和 2H/16 布设短格室层时，该位置动力响应较高，可不设置短格室层，优先选择在 14H/16、10H/16、7H/16 和 5H/16 处布设短格室层，以满足抗震需求和节约工程造价。

需要强调的是，在后续的研究中，将结合数值模拟对间距式挡墙的短格室层布设位置以及拉筋带的合理长度进行深入探讨。同时，将开展与重力式挡墙抗震性能的对比分析，旨在进一步确定最优设计方案，为工程实践提供指导。

参考文献

[1]杨晓华，钱德成，谢永利. 土工格室工程性状及应用[M]. 北京：科学出版社，2020
Yang Xiaohua，Qian Decheng，Xie Yongli. Engineering behavior and application of geocells[M]. Beijing：Science Press，2020

[2]Chen Rongher，Wu Changping，Huang Fengchi. et al. Numerical analysis of geocell-reinforced retaining structures[J]. Geotextiles and Geomembranes，2013，39：51. DOI:10.1016/j.geotexmem.2013.07.003

[3]杨晓华，李浩，曾浩，等. 粉细砂填料土工格室柔性挡墙工程性状研究[J]. 中国公路学报，2023，36(6)：24
Yang Xiaohua，Li Hao，Zeng Hao，et al. Engineering behaviors of geocell flexible retaining wall with a fine sand backfill[J]. China Journal of Highway and Transport，2023，36(6)：24. DOI:10.19721/j.cnki.1001－7372.2023.06.003

[4]靳飞飞，宋飞，石磊，等. 地震荷载作用下土工格室挡墙力学性能的影响因素[J]. 华南理工大学学报(自然科学版)，2024，52(7)：145
Jin Feifei，Song Fei，Shi Lei，et al. Influence factors of mechanical properties of geocell retaining wall under seismic load[J]. Journal of South China University of Technology(Natural Science Edition)，2024，52(7)：145. DOI:10.12141/j.issn.1000－565X.230412

[5]靳飞飞，宋飞，石磊，等. 拉筋带对地震作用下土工格室挡墙力学性能的影响[J]. 哈尔滨工业大学学报，2023，55(11)：60
Jin Feifei，Song Fei，Shi Lei，et al. Influence of tensile strip on mechanical properties of geocell retaining wall under earthquake[J]. Journal of Harbin Institute of Technology，2023，55(11)：60. DOI:10.11918/202304013

[6]Wang Juipin. Large-scale shaking table tests of reinforced soilretaining walls with geocell facing[D]. New York：Columbia University，2007

[7]Ling H I，Leshchinsky D，Wang Juipin，et al. Seismic response of geocell retaining walls：experimental studies[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering，2009，135(4)：515. DOI:10.1061/(ASCE)1090－0241(2009)135:4(515)

[8]Latha G M，Manju G S. Seismic response of geocell retaining walls through shaking table tests[J]. International Journal of Geosynthetics and Ground Engineering，2016，2(1)：1. DOI:10.1007/s40891－016－0048－4

[9]Shiwan I，Choudhary A K，Ganesh W R. Three dimensional numerical analysis on the behaviour of geocell reinforced retaining structures[J]. Transportation Infrastructure Geotechnology，2023，11(26)：1. DOI：10.1007/S40515－023－00360－9

[10]Alireza A，Ali A. Numerical investigation of geocell reinforced slopes behavior by considering geocell geometry effect[J]. Geomechanics and Engineering，2021，6(24)：589. DOI:10.12989/GAE.2021.24.6.589

[11]梁程，徐超. 土工格室加筋土垫层路堤临界高度研究[J]. 岩土力学，2018，39(8)：2984
Liang Cheng，Xu Chao. Study on critical height of reinforced embankments with geocell layer[J]. Rock and Soil Mechanics，2018，39(8)：2984. DOI：10.16285/j.rsm.2016.2875

[12]屈畅姿，李梦竹，刘泽，等. 土工格室加筋土挡墙静载模型试验研究[J]. 岩土力学，2023，44(12)：3424
Qu Changzi，Li Mengzhu，Liu Ze，et al. Model experimental study on geocell-reinforced soil retaining wall under static loading[J]. Rock and Soil Mechanics，2023，44(12)：3424. DOI:10.16285/j.rsm.2022.1960

[13]靳飞飞，宋飞，皇甫钊，等. 含拉筋带土工格室挡墙抗震性能大型振动台试验研究[J]. 岩石力学与工程学报，2025，44

(6): 1636
Jin Feifei, Song Fei, Huangfu Zhao, et al. Large-scale shaking table test study on seismic performance of geocell retainingwall with tensioned tape [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2025, 44(6): 1636. DOI:10.3724/1000 - 6915.jrme.2024.0864

[14] Song F, Xie Y L, Yang Y F, et al. Analysis of failure of flexible geocell-reinforced retaining walls in the centrifuge[J]. Geosynth Int, 2014, 21(6): 342. DOI:10.1680/gein.14.00022

[15] Song Fei, Jin Yangtao, Liu Huabei, et al. Analyzing the deformation and failure of geosynthetic-encased granular soil in the triaxial stress condition[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2020, 6(48): 886. DOI:10.1016/j.geotexmem.2020.06.007

[16] Chen Rongher, Huang Yuwen, Huang Fengchi. Confinement effect of geocells on sand samples under triaxial compression [J]. Geotextiles and Geomembranes, 2013, 37: 35. DOI: 10.1016/j.geotexmem.2013.01.004

[17] Garcia R S, Neto J. Stress-dependent method for calculating the modulus improvement factor in geocell-reinforced soil layers[J]. Geotextiles and Geomembranes, 2020, 1(49): 146. DOI:10.1016/j.geotexmem.2020.09.009

[18] Latha G M, Kumar D S, Rajagopal K. Numerical simulation of the behavior of geocell reinforced sand in foundations[J]. International Journal of Geomechanics, 2009, 9: 143. DOI:10.1061/(ASCE)1532 - 3641(2009)9:4(143)

[19] GB 50011—2010 建筑抗震设计规范[S]
GB 50011—2010 Code for seismic design of buildings[S]

[20] Fan Gang, Zhang Jianjing, Wu Jinbiao, et al. Dynamic response and dynamic failure mode of a weak intercalated rock slope using a shaking table [J]. Rock Mechanics Rock Engineering, 2016, 49(8): 1. DOI:10.1007/s00603 - 016 - 0971 - 7

[21] 冯细霞, 姜清辉, 张慧超, 等. 岩质边坡地震响应振动台试验研究[J]. 振动、测试与诊断, 2018, 38(3): 575
Feng Xixia, Jiang Qinghui, Zhang Huichao, et al. Shaking table test study on seismic response of rock slope [J]. Journal of Vibration, Measurement & Diagnosis, 2018, 38(3): 575. DOI: 10.16450/j.cnki.issn.1004 - 6801.2018.03.022

[22] 蔡晓光, 李思汉, 黄鑫. 双级加筋土挡墙动力特性振动台试验[J]. 中国公路学报, 2018, 31(2): 200
Cai Xiaoguang, Li Sihan, Huang Xin. Shaking table tests on dynamic characteristics of two stage reinforced soil-retaining wall [J]. China Journal of Highway and Transport, 2018, 31(2): 200. DOI:10.19721/j.cnki.1001 - 7372.2018.02.021

[23] Ling H I, Asce M, Mohri Y, et al. Large-scale shaking table tests on modular-block reinforced soil retaining walls [J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2005, 131(4): 465. DOI: 10.1061/(ASCE)1090 - 0241(2005)131:4(465)

[24] Li Sihan, Cai Xiaoguang, Jing Lipeng, et al. Lateral displacement control of modular-block reinforced soil retaining walls under horizontal seismic loading [J]. Soil Dynamics and Earthquake Engineering, 2021, 141: 106485. DOI:10.1016/j.soildyn.2020.106485

[25] 李思汉, 蔡晓光, 景立平, 等. 加筋土挡墙变形特性研究进展[J]. 世界地震工程, 2019, 35(4): 114
Li Sihan, Cai Xiaoguang, Jing Liping, et al. Research progress on deformation characteristics of reinforced soil retaining wall [J]. World Earthquake Engineering, 2019, 35(4): 114. DOI: 10.3969/j.issn.1007 - 6069.2019.04.013

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202507056

冷弯型钢腹板加劲双肢拼合短柱受力性能

李艳春[1],周天华[2],汪志昊[1],乔梦慧[1],王乙兵[1],李伟华[1]

(1.华北水利水电大学 土木与交通学院,郑州 450045;2.长安大学 土木工程与智能建造学院,西安 710018)

摘 要:为研究冷弯型钢腹板加劲双肢拼合短柱的受力性能,通过试验研究、数值模拟和理论分析相结合,系统考察腹板高厚比、加劲角、翼缘宽厚比和螺钉间距等参数对构件力学性能的影响,并对比中国规范 GB/T 50018—2025 和北美规范 AISI S100—2016 中有效宽度法和直接强度法的承载力预测结果。结果表明:试件主要发生畸变屈曲和畸变-局部相关屈曲;极限承载力随加劲角与翼缘宽厚比增大而提高,加劲角为10°和20°时,最大提升幅度分别达22.09%和19.46%;腹板高厚比增大会导致承载力显著下降,降幅为9.45%~22.42%;螺钉间距对中长柱(如2 000 mm和2 500 mm试件)的极限承载力影响更为显著;北美规范 AISI S100—2016 有效宽度法承载力计算结果更接近试验结果,而中国规范 GB/T 50018—2025 有效宽度法和北美规范 AISI S100—2016 直接强度法均偏于保守。在此基础上,结合试验和有限元数据对规范方法进行修正,提出更精确的承载力计算方法,并对其可靠性进行验证。所提出的计算方法兼顾加劲效应与拼合作用,具备较好的预测精度与适用性,为相关规范的修订和设计实践提供理论依据。

关键词:冷弯薄壁型钢;腹板加劲双肢拼合柱;加劲角;计算方法

中图分类号:TU398 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0095-13

Mechanical performance of cold-formed steel web-stiffened double-limb built-up short columns

Li Yanchun[1], Zhou Tianhua[2], Wang Zhihao[1], Qiao Menghui[1], Wang Yibing[1], Li Weihua[1]

(1. School of Civil Engineering and Transportation, North China University of Water Resources and Electric Power, Zhengzhou 450045, China; 2. School of Civil Engineering and Smart Construction, Chang'an University, Xi'an 710018, China)

Abstract: To study the mechanical performance of cold-formed steel web-stiffened double-limb built-up short columns, the effects of parameters, such as the web height-to-thickness ratio, stiffening angle, flange width-to-thickness ratio, and screw spacing, on the mechanical properties of members were systematically investigated by combining experimental research, numerical simulation, and theoretical analysis. In addition, the prediction results of bearing capacity from the effective width method and the direct strength method in the Chinese code GB/T 50018—2025 and the North American code AISI S100—2016 were compared. The results show that the specimens mainly undergo distortional buckling and distortional-local interactive buckling; the ultimate bearing capacity increases with the increase of stiffening angle and flange width-to-thickness ratio, and the maximum improvements reach 22.09% and 19.46% at stiffening angles of 10° and 20°, respectively; the increase in web height-to-thickness ratio leads to a significant decrease in bearing capacity, with a decrease ranging from 9.45% to 22.42%; the screw spacing has a more significant impact on the ultimate bearing capacity of medium-to-long columns (such as 2 000 mm and 2 500 mm specimens); the calculation results of bearing capacity using the effective width method in the North American code AISI S100—2016 are closer to the experimental results, while the effective width method in the Chinese code GB/T 50018—2025 and the direct strength method in the North American code AISI S100—2016 are both conservative. On this basis, the code methods were modified by combining the experimental and finite element data, a more accurate calculation method for bearing capacity was proposed, and its reliability was verified. The proposed calculation method takes into account both the stiffening effect and the built-up effect and has good prediction accuracy and applicability, providing a theoretical basis for the revision of relevant codes and design practice.

Keywords: cold-formed thin-walled steel; web-stiffened double-limb built-up column; stiffening angle; calculation method

收稿日期:2025-07-23;**录用日期**:2025-09-01;**网络首发日期**:2025-10-10

网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251010.1509.004

基金项目:河南省科技攻关项目(242102321151);河南省高等学校重点科研项目(23A560011);河南省基础设施腐蚀防控重点实验室开放基金(HNICP202408);河南省杰出青年科学基金(242300421014);河南省科技攻关项目(242102321152);内蒙古自治区自然科学基金青年基金(2025SHZR1887);河南省自然科学基金青年基金(252300423421)

作者简介:李艳春(1992—),女,副教授,硕士生导师;周天华(1963—),男,教授,博士生导师;李伟华(1971—),女,教授,博士生导师

通信作者:李伟华,liweihua@ncwu.edu.cn

冷弯薄壁型钢(cold-formed thin-walled steel, CFS)因其质轻、高强、截面形式多样、性能优越等特点,普遍作为承重柱、抗侧力体系中的墙架柱等,广泛应用于低多层轻钢结构建筑、模块化建筑、装配式住宅以及既有建筑加固等领域[1]。但其壁厚较薄,极易发生屈曲失稳,导致构件发生破坏。为提高各类构件的极限承载力,学者们[2-6]对冷弯薄壁型钢开展了深入的研究,在原有截面的基础上,提出了不同的截面优化方法,主要包括对腹板和翼缘进行加劲等形式,有效地减小板件的宽厚比,从而提高其承载力和钢材的利用率。

学者们针对加劲单肢构件和无加劲拼合构件展开大量研究,于欣永等[7]通过有限条软件对单肢普通卷边槽钢在翼缘不同位置设计加劲肋进行弹性屈曲应力计算,发现在翼缘中间设置加劲肋稳定性能效果最好。王春刚等[8]分别对不加劲、腹板Σ形和V形加劲的复杂卷边槽钢进行试验和有限元分析,结果表明,对腹板加劲可以大幅度提高试件极限承载力,尤其Σ形腹板加劲承载力提升效果最好。黄丽华等[9]对CFS卷边槽钢不同位置进行加劲,并进行轴压试验和有限元参数分析,给出加劲的弯折深度选择翼缘宽度12%左右的建议,不仅能将构件承载力提升30%,还保留一定的延性。王晓建等[10]对3种不同截面形式的短柱进行轴压试验和理论计算,结果表明,对腹板进行加劲的截面形式可以有效提高试件的极限承载力,试验结果与北美直接强度法计算结果相比,后者偏于保守,说明直接强度法不能很好预测腹板加劲截面形式的承载力。姚永红等[11]对腹板加劲CFS卷边槽钢构件进行轴压试验并提出关于畸变屈曲承载力的计算方法。Landesmann等[12]、Manikandan等[13]和Yap等[14]对加劲CFS卷边槽钢柱构件进行试验和理论研究,并提出该截面的设计方法。姚行友等[15-16]对双肢拼合柱屈曲模式和极限承载力的影响因素展开了研究,并提出拼合截面柱的计算公式。周天华等[17-24]对CFS拼合构件开展了大量的试验和理论研究,在CFS拼合柱子的失稳机制和承载力计算理论等方面有了新的突破。而关于CFS加劲拼合构件研究较少,何子奇等[25]对腹板加劲双肢拼合构件进行压弯试验,研究Σ形加劲、腹板孔位、偏心荷载作用位置对试件屈曲行为和极限承载力的影响,并评估现行各国规范计算方法适用性,结果表明,对腹板进行加劲可以有效抑制腹板局部屈曲,腹板开孔对屈曲模式没有改变,偏心荷载作用位置对试件畸变屈曲行为有显著影响,中美规范计算结果偏于安全。Zhang等[26]对CFS腹板加劲开口截面进行试验与理论研究,共设计4种有限条模型计算其弹性屈曲应力,分别是腹板拼合处板厚的1倍、1.2倍、1.5倍和2倍,将得到弹性屈曲应力代入到北美和澳洲规范中的直接强度法公式进行比较,发现腹板拼合处1.2倍板厚有限条模型计算结果与试验结果,吻合良好且偏于安全。AbuHamd等[27]和Deepak等[28]对加劲拼合构件在试验基础上进行有限元研究,并对北美规范直接强度法进行评估。

综上,对加劲单肢构件和无加劲拼合构件展开了大量研究,但对加劲拼合构件研究却不多。目前,中国规范GB/T 50018—2025《冷弯型钢结构技术标准》[29]有效宽度法和北美规范AISI S100—2016[30]有效宽度法以及直接强度法都是针对单肢C形截面构件提出,对于拼合构件和加劲构件并未有相关规定。大部分学者对CFS拼合构件和CFS加劲构件展开了试验研究与理论分析,并在直接强度法或者有效宽度法的基础上,提出了适用于拼合构件和加劲构件的修正计算公式。然而,加劲构件计算公式主要集中在长细比修正、宽厚比和加载方式影响等方面,对加劲角考虑不足,导致相关计算公式的适用性和精度仍有待进一步验证和完善。因此,本研究对18根CFS腹板加劲单肢柱和36根CFS腹板加劲双肢拼合柱进行轴压试验和数值分析,验证有限元正确性,进而深入研究腹板高厚比、加劲角、螺钉间距等因素对CFS腹板加劲双肢拼合柱屈曲特征和承载力的影响规律。基于分析结果,对几种预测该类构件承载力的现行冷弯薄壁型钢规范进行验证,提出更准确的承载力计算方法,为装配式轻钢结构体系的安全设计与工程应用提供理论依据与实践指导。

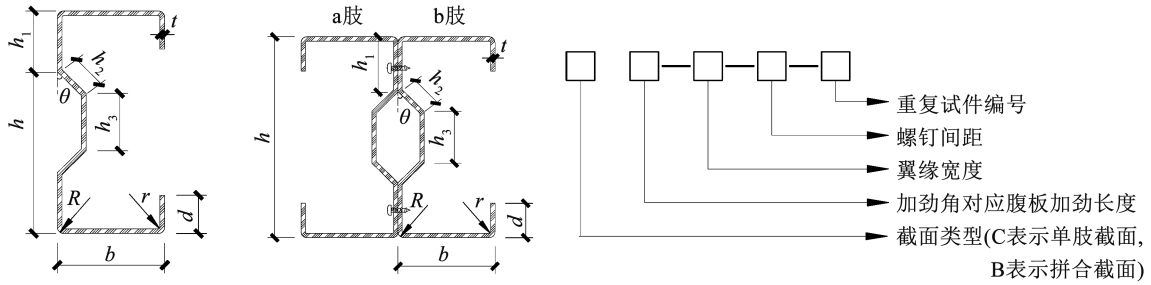
1　试　验

1.1　试件设计与制作

本文共设计2种截面形式,分别是腹板加劲单肢截面和腹板加劲双肢拼合截面,如图1(a)和1(b)所示。

试验主要对CFS腹板加劲双肢拼合短柱屈曲性能和承载力特征进行研究,利用CUFSM有限条软件[31]对试件的弹性屈曲临界荷载进行分析,确定腹板高度为150 mm,翼缘宽度分别为35 mm和50 mm。加劲角分别为30°、45°、60°,腹板加劲长度分别为23.10、28.28、40.00 mm。试件长度为450 mm,厚度为1.5 mm,共6种截面尺寸。试件命名规则如图1(c)所示,如C23.10-35-A1,C代表单肢构件,23.10 mm代表加劲角30°对应的腹板加劲长度,翼缘宽度为35 mm,A1为试件编号。同时对CFS单肢

和双肢柱分别设置 3 个平行试件，以保证试验准确性。两个腹板加劲单肢截面通过自攻螺钉 ST4.8（直径4.8 mm，长度 25 mm）在其腹板处进行拼合形成拼合截面，如图 1（b）所示，设计 100 mm 和 150 mm 两种螺钉间距，螺钉间距布置如图 2 所示。

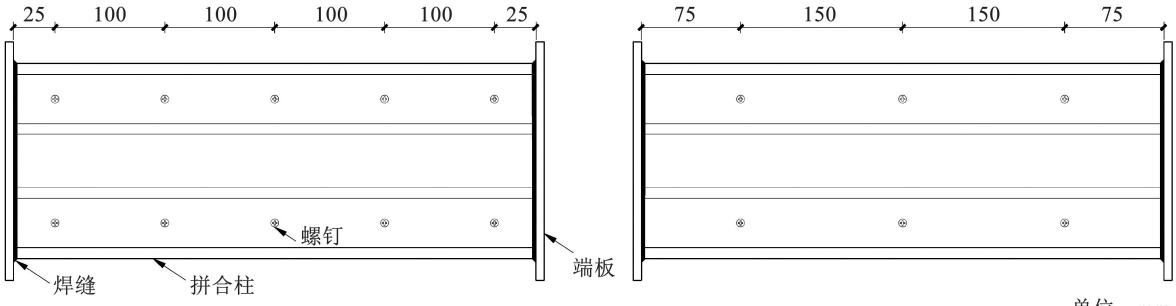


(a) 单肢截面　　(b) 拼合截面　　(c) 试件命名规则

注：b、d 和 h 分别为该截面翼缘宽度、卷边长度和腹板高度，h_2 为腹板加劲长度且把腹板分成3 个直板件，h_1 为连接翼缘部分长度，h_3 为加劲中间部分长度，t 为板厚，θ 为加劲角，R 为弯角外径，r 为弯角内径。

图 1　构件截面形式

Fig. 1　Cross-sectional forms of specimens



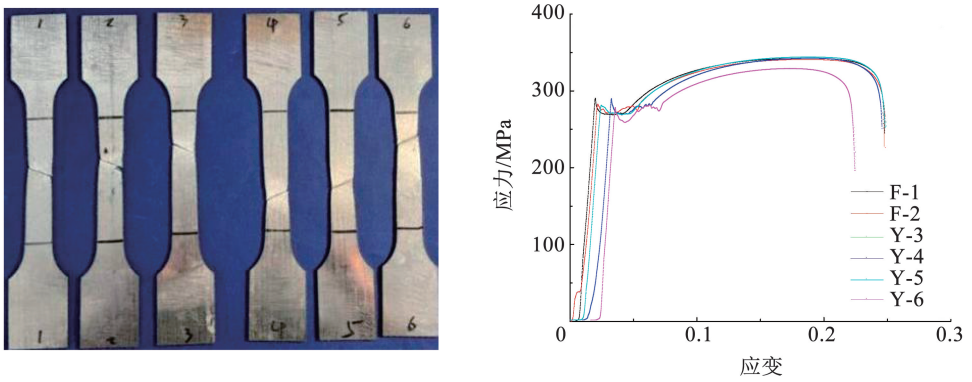
(a) 螺钉间距100 mm　　(b) 螺钉间距150 mm

图 2　螺钉间距布置

Fig. 2　Arrangement of screw spacing

1.2　材性试验

构件材料为 Q235 钢材，板件厚度为 1.5 mm，试验试样分别取自立柱的腹板与翼缘板（沿立柱长度方向截取）。本次材性试验共截取 6 个标准构件，其中，2 个由腹板截取，2 个由左翼缘板截取，2 个由右翼缘板截取，采用 100 kN 微机控制电子万能试验机拉伸构件，试验方法及过程、标准试样尺寸及加工要求均按照 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分：室温试验方法》[32] 中的规定进行。试件断后图及应力-应变曲线如图 3 所示，实测力学性能指标见表 1。



(a) 构件断后图　　(b) 应力-应变曲线

图 3　材性试验

Fig. 3　Material property test

表 1 材性试验结果

Tab. 1 Results of material property test

试样编号	极限应力 f_u/MPa		屈服应力 f_y/MPa		弹性模量 E/GPa	
	试验值	平均值	试验值	平均值	试验值	平均值
F-1	343		269		208	
F-2	341		270		207	
Y-3	345	340.70	271	267.50	206	207
Y-4	342		268		207	
Y-5	344		269		208	
Y-6	329		258		208	

1.3 测点布置

为能准确得到试件变形情况和屈曲模式,对试件进行位移计和应变片布置,如图 4 所示,其中,“D”代表位移计,“S”代表应变片。在柱高 1/2 处分别布置位移计和应变片。对于单肢截面,分别在左右翼缘中间和靠近两侧翼缘与卷边交线处以及前后腹板加劲中间部分布置应变片,位移计则布置在左右翼缘中间和前后腹板加劲中间部分。对于双肢拼合柱截面,应变片布置在 a 肢柱和 b 肢柱左右翼缘中间、a 肢柱和 b 肢柱靠近两侧翼缘与卷边交线处以及 a 肢柱和 b 肢柱腹板加劲中间部分,位移计则布置在双肢拼合柱截面 a 肢柱右翼缘中间和腹板加劲中间部分以及 b 肢柱左翼缘中间和腹板加劲中间部分。

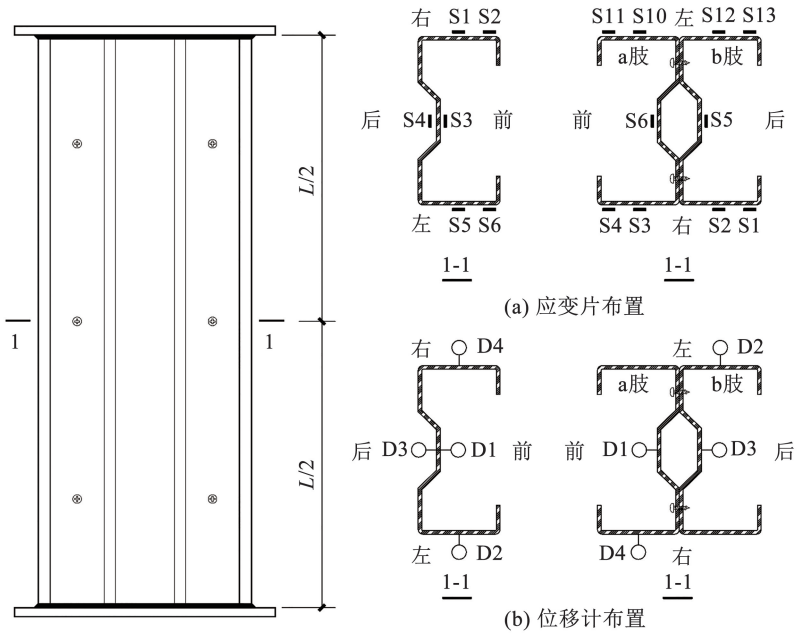


图 4 测点布置

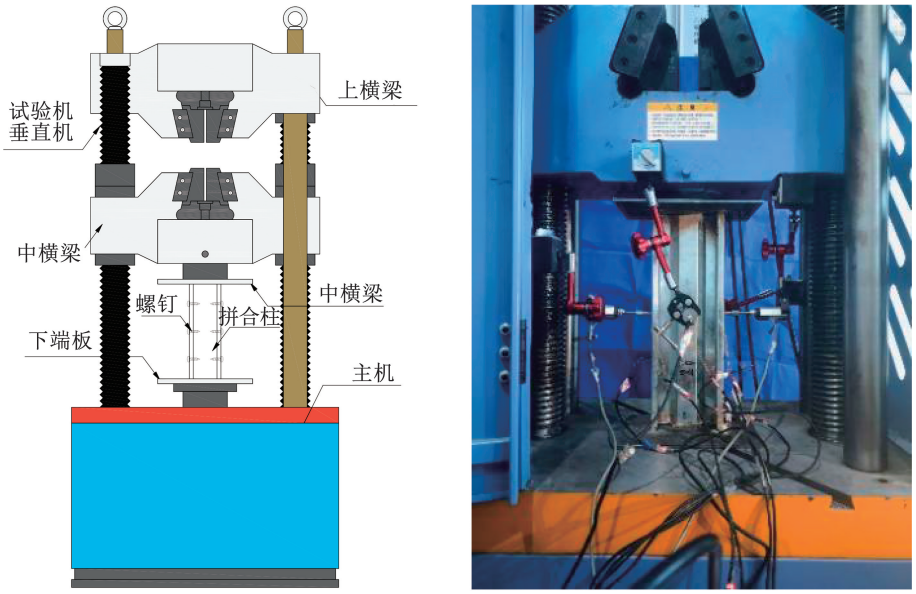
Fig. 4 Arrangement of measurement points

1.4 试验装置及加载机制

本试验采用 WA-1000CI 型电液伺服万能试验机加载系统,装置如图 5 所示。通过 DH3816 静态测试仪器采集试验试件位移测量值和应变值。为使试件加载端均匀受力,对柱两端焊接 280 mm × 200 mm × 16 mm 的端板。在加载前将构件进行几何对中,试件安装后首先施加 1 kN 的预应力,并使其固定,然后暂停加载,观察采集器上应变片和位移计数是否正常。随后开始进行位移加载,加载速率为 0.5 mm/min,启动加载装置施加荷载的同时,开始采集应变片及位移计的数据,荷载降至极限荷载的 75% 时停止加载,结束试验。

1.5 试验现象及其结果分析

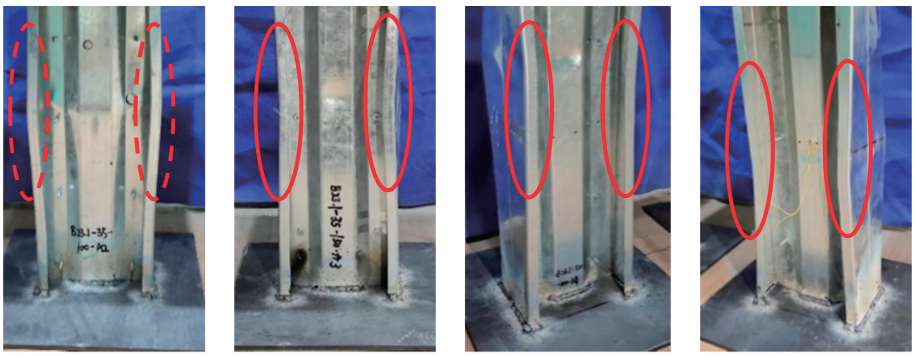
B23.10 系列试件主要发生畸变屈曲和畸变–局部相关屈曲。试件在加载前期没有发生任何变化,随着荷载不断增大,试件开始发生变形,除 B23.10-50-100-A1 试件变形靠近上端部,其他试件变形均发生在中部。试件 B23.10-35-100-A2 和 B23.10-35-150-A3 在两侧翼缘与卷边交线处分别发生外张或者内收,带动其对应的腹板发生内凹变形和外凸变形,试件发生畸变屈曲。试件 B23.10-50-100-A1 和 B23.10-50-150-A3 两侧翼缘–卷边交线处都发生外张或内收后,翼缘发生鼓曲和凹陷,试件发生畸变–局部相关屈曲,试件破坏形态如图 6 所示。图中红色实线框和红色虚线框分别表示翼缘与卷边交线处出现内收和外张,蓝色线框表示板件发生鼓曲或凹陷局部屈曲现象,以下试件破坏图中的线框同理。



(a) 示意图　　(b) 实物图

图 5　加载装置

Fig. 5　Loading device

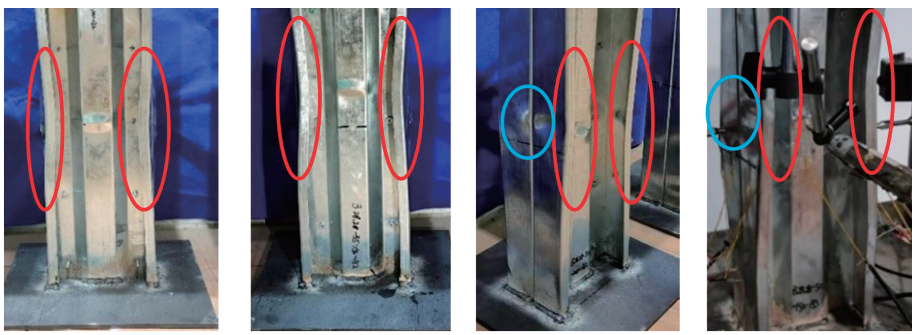


(a) B23.10-35-100-A2　(b) B23.10-35-150-A3　(c) B23.10-50-100-A1　(d) B23.10-50-150-A3

图 6　B23.10 系列试件试验现象

Fig. 6　Test phenomena of B23.10 series specimens

B28.28 系列试件主要发生畸变屈曲和畸变–局部相关屈曲。试件在加载前期没有发生任何变化，随着荷载不断增大，所有试件变形均发生在沿柱长 1/2 处。试件 B28.28-35-100-A2 和 B28.28-35-150-A3 在两侧翼缘与卷边交线处发生外张或者内收，带动其对应的腹板发生内凹变形和外凸变形，试件发生畸变屈曲。试件 B28.28-50-100-A2 和 B28.28-50-150-A3 两侧翼缘与卷边交线处都发生外张或内收后，翼缘发生鼓曲或内陷，试件发生畸变–局部相关屈曲，如图 7 所示。

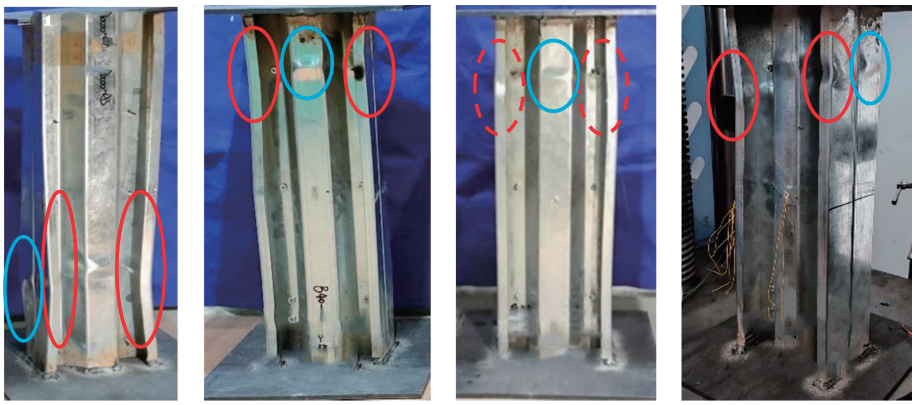


(a) B28.28-35-100-A2　(b) B28.28-35-150-A3　(c) B28.28-50-100-A2　(d) B28.28-50-150-A1

图 7　B28.28 系列试件试验现象

Fig. 7　Test phenomena of B28.28 series specimens

B40.00 系列试件全部发生畸变–局部相关屈曲。试件在加载前期没有发生任何变化,随着荷载不断增大,除了试件 B40.00-35-100-A3 变形发生在下部端部,其他所有试件变形均发生在上部端部。试件在两侧翼缘与卷边交线处发生外张或者内收且带动其对应的腹板发生内凹变形和外凸变形后,翼缘发生鼓曲或内陷,试件均发生畸变–局部相关屈曲,试件的破坏形态如图 8 所示。



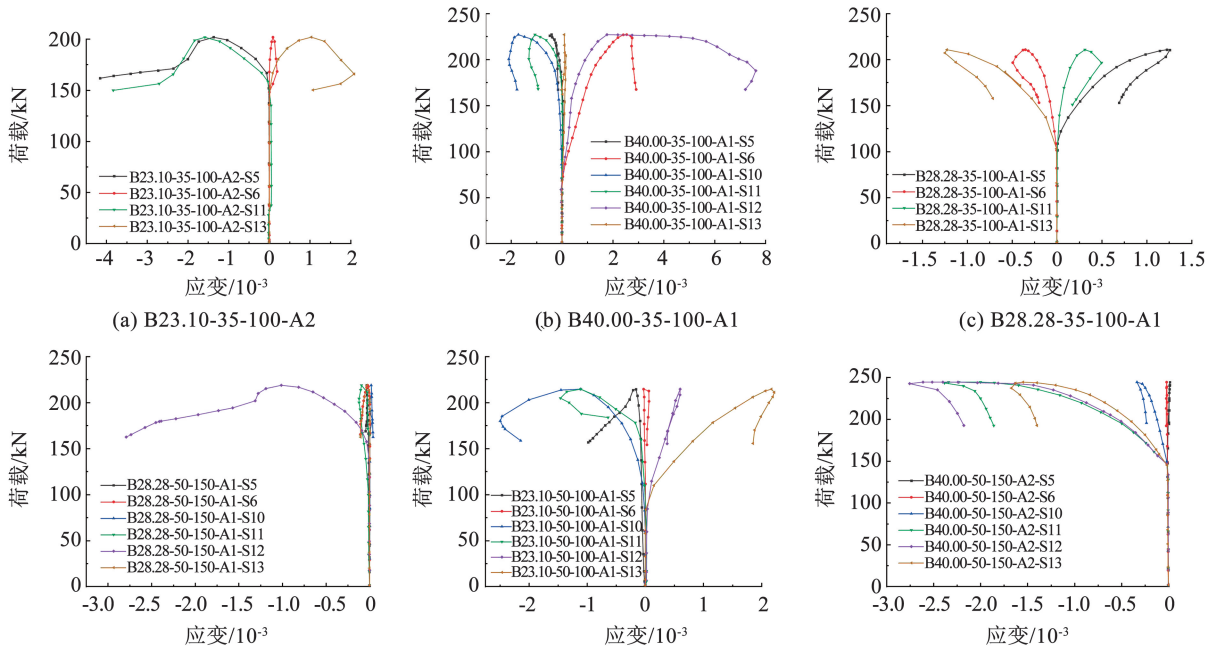
(a) B40.00-35-100-A3 (b) B40.00-35-150-A1 (c) B40.00-50-100-A2 (d) B40.00-50-150-A1

图 8 B40.00 系列试件试验现象

Fig. 8 Test phenomena of B40.00 series specimens

1.5.1 荷载–应变曲线

观察荷载–应变曲线可以判断试件的屈曲模式。在凸起位置的应变片会被拉伸,采集到的数据为正值,同理在凹陷处的应变数据为负。其中,S5 和 S6 分别表示 a 肢柱和 b 肢柱腹板处应变片,S11 和 S13 分别是 a 肢柱和 b 肢柱翼缘与卷边交线处应变片,S10 和 S12 分别是 a 肢柱和 b 肢柱翼缘板处应变片,荷载–应变曲线如图 9 所示。分别以试件 B23.10-35-100-A2 和 B23.10-50-100-A1 为例,试件 B23.10-35-100-A2 在加载的开始阶段,大部分试件应变与荷载呈线性,应变片的实测值向负方向变大的趋势,即都是处于受压状态,说明此时还没有出现屈曲,当达到某个荷载值时,S5 和 S6 分别为负值和正值,S11 和 S13 分别为负值和正值,表明腹板内凹变形和外凸变形,翼缘与卷边交线处发生内收和外张,试件发生畸变屈曲。试件 B23.10-50-100-A1 在 a 肢柱翼缘板上的应变片 S10 为负值,说明翼缘发生向内凹变形,b 肢柱翼缘板上的 S12 为正值,说明翼缘发生向外鼓曲破坏,S11 和 S13 分别为负值和正值,表明翼缘–卷边交线处发生内收和外张,试件发生畸变–局部相关屈曲破坏。



(a) B23.10-35-100-A2 (b) B40.00-35-100-A1 (c) B28.28-35-100-A1

(d) B28.28-50-150-A1 (e) B23.10-50-100-A1 (f) B40.00-50-150-A2

图 9 荷载–应变曲线

Fig. 9 Load–strain curves

1.5.2　承载力试验结果

54 根试验试件的极限承载力及破坏模式见表 2。对于长度 450 mm 的拼合柱试件，螺钉间距从 100 mm 增加到 150 mm，试件的极限承载力变化较小，另外，改变螺钉间距对于长度 450 mm 拼合柱的屈曲模式也没有影响。

试件极限承载力随加劲角增加而增大。当试件翼缘宽度为 35 mm，螺钉间距为 100 mm，加劲角从 30°增加到 45°，各个拼合试件增幅为 3% ~6%，当加劲角从 45°增加到 60°，各个拼合试件增幅为 5% ~8%。同理，保持翼缘宽度不变，螺钉间距为 150 mm，各个拼合试件增幅随加劲角增加分别为 4% ~7% 和 5% ~6%。在试件翼缘宽度为 50 mm，螺钉间距为 100 mm 条件下，各个拼合试件增幅随加劲角增加分别为 4% ~5% 和 8% ~10%，当螺钉间距为 150 mm，各个拼合试件增幅随加劲角增加分别为 2% ~3% 和 10% ~11%。总体来说，各个拼合试件随加劲角增大极限承载力增幅为 2% ~11%，说明加劲角在 30° ~60°对拼合柱极限承载力具有一定影响。

试件极限承载力随翼缘宽厚比增大而增大。当螺钉间距为 100 mm，各个 B23.10 系列、B28.28 系列和 B40.00 系列拼合试件分别随翼缘宽厚比增大极限承载力增幅为 5% ~7%、6% ~7% 和 6% ~11%，当试件螺钉间距 150 mm 时，各个 B23.10 系列、B28.28 系列和 B40.00 系列拼合试件极限承载力增幅分别为 5% ~9%、4% ~5% 和 8% ~10%。总体来说，各个拼合试件随翼缘宽厚比增大极限承载力增幅为 4% ~11%，说明翼缘宽厚比对 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的极限承载力影响显著。

表 2　构件极限承载力结果

Tab.2　Results of ultimate bearing capacity of members

试件编号	P_t/ kN	P_A/ kN	屈曲模式	P_A/P_t	试件编号	P_t/ kN	P_A/ kN	屈曲模式	P_A/P_t
C23.10-35-A1	97.57	98.45	D	1.01	B28.28-35-150-A1	209.58	216.14	D	1.03
C23.10-35-A2	98.47	99.54	D	1.01	B28.28-35-150-A2	210.52	216.85	D	1.03
C23.10-35-A3	98.96	100.41	D	1.01	B28.28-35-150-A3	211.72	219.74	D	1.04
C23.10-50-A1	106.10	108.66	D-L	1.02	B40.00-35-100-A1	227.04	226.39	D-L	1.00
C23.10-50-A2	104.90	107.57	D-L	1.03	B40.00-35-100-A2	223.85	224.54	D-L	1.00
C23.10-50-A3	104.50	108.42	D-L	1.04	B40.00-35-100-A3	223.72	225.41	D-L	1.01
C28.28-35-A1	104.03	107.79	D	1.04	B40.00-35-150-A1	220.94	225.91	D-L	1.02
C28.28-35-A2	103.03	105.77	D	1.03	B40.00-35-150-A2	223.34	224.64	D-L	1.01
C28.28-35-A3	105.10	110.14	D	1.05	B40.00-35-150-A3	224.74	224.78	D-L	1.00
C28.28-50-A1	108.73	110.96	D-L	1.02	B23.10-50-100-A1	214.56	218.75	D-L	1.02
C28.28-50-A2	111.71	112.50	D-L	1.01	B23.10-50-100-A2	215.84	216.25	D-L	1.00
C28.28-50-A3	110.88	110.31	D-L	0.99	B23.10-50-100-A3	214.12	217.52	D-L	1.02
C40.00-35-A1	112.65	115.67	D-L	1.03	B23.10-50-150-A1	212.08	218.79	D-L	1.03
C40.00-35-A2	110.96	111.69	D-L	1.01	B23.10-50-150-A2	216.09	219.54	D-L	1.02
C40.00-35-A3	109.91	110.70	D-L	1.01	B23.10-50-150-A3	216.64	217.58	D-L	1.00
C40.00-50-A1	119.99	121.72	D-L	1.01	B28.28-50-100-A1	223.11	227.00	D-L	1.02
C40.00-50-A2	120.41	120.30	D-L	1.00	B28.28-50-100-A2	224.95	226.57	D-L	1.01
C40.00-50-A3	121.42	122.07	D-L	1.01	B28.28-50-100-A3	224.66	227.58	D-L	1.01
B23.10-35-100-A1	203.64	205.50	D	1.01	B28.28-50-150-A1	218.82	230.89	D-L	1.06
B23.10-35-100-A2	201.56	202.45	D	1.00	B28.28-50-150-A2	220.26	224.51	D-L	1.02
B23.10-35-100-A3	200.93	202.74	D	1.01	B28.28-50-150-A3	221.92	223.47	D-L	1.01
B23.10-35-150-A1	201.76	203.61	D	1.01	B40.00-50-100-A1	240.89	245.99	D-L	1.02
B23.10-35-150-A2	200.89	202.14	D	1.01	B40.00-50-100-A2	244.16	245.78	D-L	1.01
B23.10-35-150-A3	198.64	200.98	D	1.01	B40.00-50-100-A3	247.22	250.91	D-L	1.01
B28.28-35-100-A1	210.71	211.76	D	1.00	B40.00-50-150-A1	242.30	252.14	D-L	1.04
B28.28-35-100-A2	209.35	211.88	D	1.01	B40.00-50-150-A2	244.46	245.52	D-L	1.00
B28.28-35-100-A3	212.32	215.73	D	1.02	B40.00-50-150-A3	243.31	245.67	D-L	1.01

注：P_t 为试验极限承载力，P_A 为有限元极限承载力，D 表示畸变屈曲，D-L 表示畸变-局部相关屈曲。P_A/P_t 平均值为 1.01，标准差为 0.01。

2 有限元分析

2.1 有限元模型的建立

根据 1.2 节材性试验结果，屈服强度 f_y = 267.5 MPa，弹性模量 E = 174 GPa，泊松比 υ = 0.3。有限元模型均采用试件的实际尺寸，构件的上、下端板均采用解析刚体，有限元模型拼合柱采用 S4R 壳体单元，自攻螺钉采用 C3D8R 实体单元。本研究将有限元模型的各部件网格尺寸设置为5 mm × 5 mm，螺钉采用自由划分，网格大小为 1 mm × 1 mm。端板与柱端采用 Tie 连接，腹板与腹板采用 Surf-Surf 接触，螺钉与螺钉孔采用 Tie 连接。为确保加载方式为轴向荷载，分别在上、下端板中心位置建立参考点 RP-1 与 RP-2，RP-1 点约束所有自由度，RP-2 点仅释放轴向平动自由度并施加轴向荷载，如图 10 所示。

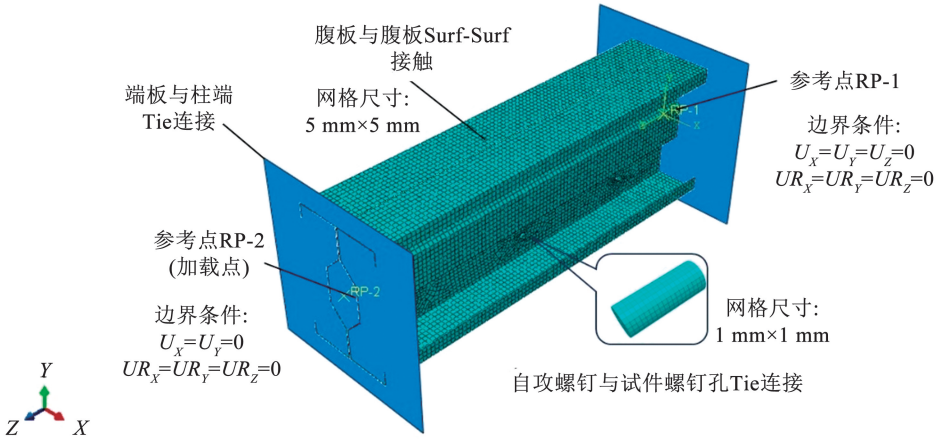


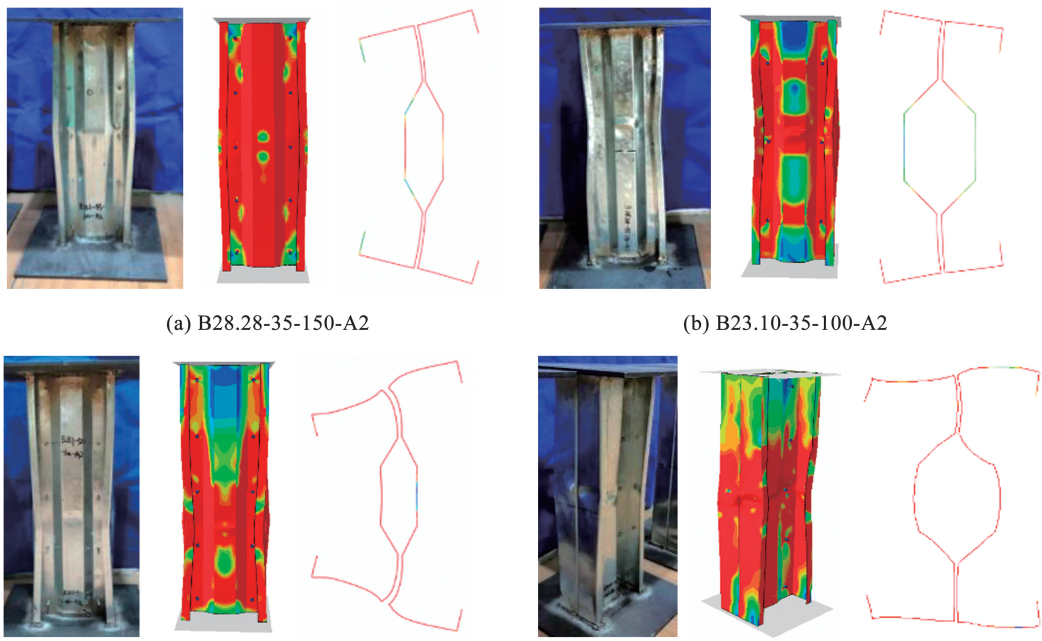
图 10 有限元模型

Fig. 10 Finite element model

2.2 有限元模型验证

2.2.1 破坏模式与承载力对比

为验证有限元模型的正确性，采用试验试件的实际测量尺寸建立模型，并且考虑试件在加工及焊接中产生误差，通过特征值分析在屈曲变形较大的模态下引入初始缺陷。如图 11 所示，以 B23.10 和 B28.28 系列试件为例，试件破坏形态的有限元结果与试验结果对比可以看出，各个试件破坏位置与有限元分析的破坏位置一致，与试验吻合良好，符合要求。由表 2 分析可以得到，有限元构件计算的极限承载力与试验极限承载力之比平均值为 1.01，标准差为 0.01，且两者极限承载力非常接近，说明建立的有限元模型是可靠的，可为有限元变参数分析奠定基础。



(a) B28.28-35-150-A2 (b) B23.10-35-100-A2

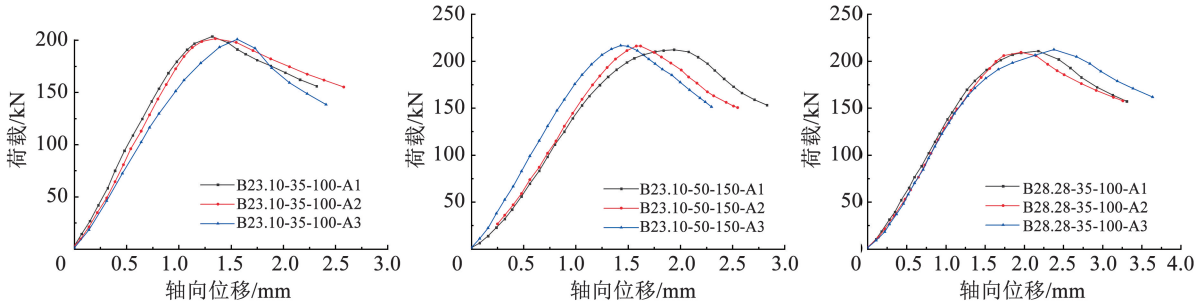
(c) B23.10-50-100-A2 (d) B28.28-50-100-A2

图 11 试件有限元结果与试验结果对比

Fig. 11 Comparison between finite element results and experimental results of specimens

2.2.2　荷载–轴向位移曲线对比

图 12 给出了试验与有限元的荷载–轴向位移曲线对比，当试件达到极限荷载之前，有限元分析结果与试验曲线的刚度有所差异，但是二者曲线的变化趋势基本一致，且极限荷载相近。具体而言，有限元模拟曲线表现更为陡峭是因为有限元模型为理想化试件，未考虑实际工程中的各种不利因素，其整体刚度较试验试件更大。相比之下，试验曲线呈现相对平缓的上升趋势，这主要是实际试件存在初始几何缺陷、焊接残余应力、试件拼装误差等因素的影响，导致其刚度有所降低。在荷载下降阶段，有限元模拟曲线与试验曲线表现出不同的下降速率，有限元结果的下降趋势相对平缓，而试验曲线下降更为急剧。这种差异主要源于在试件达到极限承载力后进入下降阶段，其承载能力显著降低，同时屈曲变形迅速增大。此外，初始几何缺陷的分布差异会影响鼓曲变形的发展速率，从而导致有限元模拟结果与试验得到的荷载–轴向位移曲线在下降段的斜率存在一定偏差，但两者的整体变化趋势仍保持较好的一致性。



(a) B23.10-35-100　(b) B23.10-50-150　(c) B28.28-35-100

图 12　试验与有限元荷载–轴向位移曲线对比

Fig. 12　Comparison of axial load–displacement curves between experiment and finite element models

3　有限元参数分析

3.1　腹板高厚比的影响

其他截面尺寸不变的条件下，仅改变试件厚度来研究对腹板加劲双肢拼合柱屈曲模式和极限承载力的影响。选取腹板高厚比为 75 ~ 150，共计 30 个构件。构件在不同腹板高厚比下的极限荷载见表 3。可以看出，在轴压条件下，随着截面高厚比（h/t）逐渐增大，试件的极限承载力明显降低。对于翼缘宽度为 35 mm 的试件来说，3 个不同截面试件的高厚比（h/t）从 75 增至 150 时，对应的极限承载力降幅分别为 51.87%、52.55% 和 54.34%。对于翼缘宽度为 50 mm 的试件，3 个不同截面试件的极限承载力降低约为 56%。而且可以看出，厚度可以改变试件屈曲模式，除了 B40.00-35-100 试件和 B40.00-50-100 试件发生畸变–局部相关屈曲，其他 4 个试件均发生屈曲变化。以 B23.10-35-100 试件为例，截面高厚比为 75 ~ 100，试件发生畸变屈曲，截面高厚比为 125 ~ 150，试件发生畸变–局部相关屈曲。不同截面试件高厚比变化的下降段趋势相近。

3.2　加劲角的影响

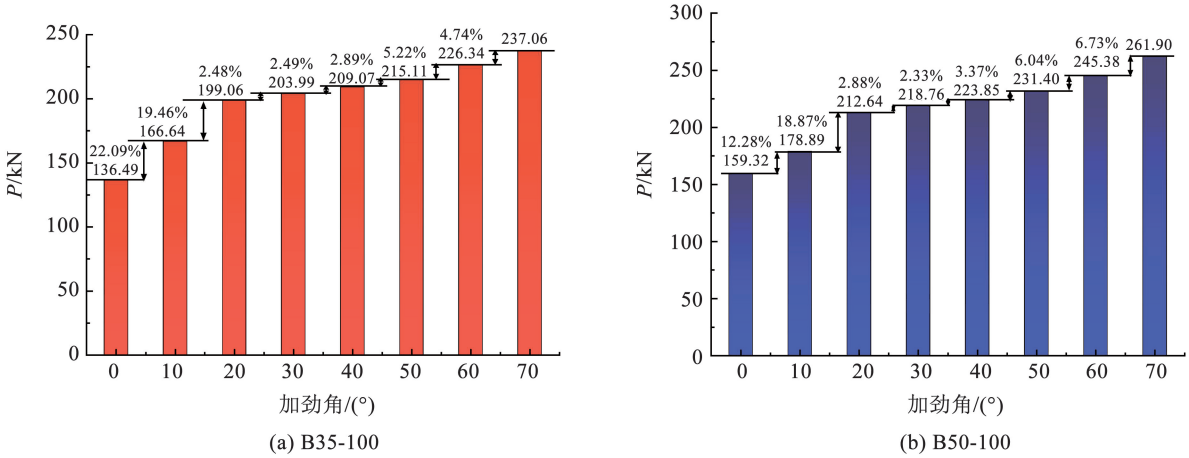
本文试验和 Zhang 等[33]在有限元变参分析中都对加劲角 30°、45°、60°进行屈曲模式和极限承载力研究，且对其他加劲角研究比较少。为进一步探究加劲角对拼合柱极限承载力的影响，分别以翼缘宽度 35 mm 和 50 mm 的试件，螺钉间距为 100 mm，在保持其他截面尺寸不变下，仅改变加劲角且分别选取 0°、10°、20°、30°、40°、50°、60° 和 70°，共计 16 个试件，荷载–加劲角结果如图 13 所示。可以看出，改变加劲角对腹板加劲双肢拼合柱的极限承载力有一定的影响，随着加劲角不断增大，试件的极限承载力逐渐增加。对于 B35-100 组试件，当加劲角在 0° ~ 20°变化时，加劲角每增加 10°其极限承载力分别提升了 22.09% 和 19.46%，承载力提升显著，当加劲角在 20° ~ 70°变化时，试件极限承载力随加劲角增大，其增幅为 2.48% ~ 5.22%，可以看出与前面相比，试件极限承载力增加幅度相对较小。同理，对于 B50-100 试件，当加劲角分别为 10°和 20°，试件极限承载力增幅分别为 12.28% 和 18.87%，当加劲角在 20° ~ 70°，试件极限承载力随加劲角增大，其增幅为 2.33% ~ 6.73%。综合分析可知，两组试件都是加劲角为 10°和 20°，其承载力提升显著，当加劲角大于 20°，承载力增加幅度较小，因此，建议加劲角为 20°，提升试件承载力效果最优，并为实际工程中构件截面的设计提供参考。

表 3 构件极限承载力结果

Tab. 3 Results of ultimate bearing capacity of members

试件编号	截面高厚比 h/t	P_A/ kN	降幅/%	屈曲模式
B23. 10-35-100-75	75(t = 2. 0 mm)	272. 82	10. 04	D
B23. 10-35-100-83	83(t = 1. 8 mm)	245. 42	16. 89	D
B23. 10-35-100-100	100(t = 1. 5 mm)	203. 98	21. 64	D
B23. 10-35-100-125	125(t = 1. 2 mm)	159. 83	17. 84	D-L
B23. 10-35-100-150	150(t = 1. 0 mm)	131. 32	51. 87	D-L
B28. 28-35-100-75	75(t = 2. 0 mm)	288. 93	11. 42	D
B28. 28-35-100-83	83(t = 1. 8 mm)	255. 93	17. 26	D
B28. 28-35-100-100	100(t = 1. 5 mm)	211. 76	21. 53	D
B28. 28-35-100-125	125(t = 1. 2 mm)	166. 16	17. 49	D-L
B28. 28-35-100-150	150(t = 1. 0 mm)	137. 1	52. 55	D-L
B40. 00-35-100-75	75(t = 2. 0 mm)	311. 75	9. 45	D-L
B40. 00-35-100-83	83(t = 1. 8 mm)	282. 3	19. 81	D-L
B40. 00-35-100-100	100(t = 1. 5 mm)	226. 38	21. 21	D-L
B40. 00-35-100-125	125(t = 1. 2 mm)	178. 36	20. 20	D-L
B40. 00-35-100-150	150(t = 1. 0 mm)	142. 33	54. 34	D-L
B23. 10-50-100-75	75(t = 2. 0 mm)	310. 15	10. 37	D
B23. 10-50-100-83	83(t = 1. 8 mm)	277. 98	21. 30	D
B23. 10-50-100-100	100(t = 1. 5 mm)	218. 76	22. 37	D-L
B23. 10-50-100-125	125(t = 1. 2 mm)	169. 83	20. 64	D-L
B23. 10-50-100-150	150(t = 1. 0 mm)	134. 77	56. 55	D-L
B28. 28-50-100-75	75(t = 2. 0 mm)	319. 71	13. 09	D
B28. 28-50-100-83	83(t = 1. 8 mm)	277. 85	18. 30	D
B28. 28-50-100-100	100(t = 1. 5 mm)	227. 00	22. 42	D-L
B28. 28-50-100-125	125(t = 1. 2 mm)	176. 10	20. 71	D-L
B28. 28-50-100-150	150(t = 1. 0 mm)	139. 63	56. 33	D-L
B40. 00-50-100-75	75(t = 2. 0 mm)	345. 99	13. 19	D-L
B40. 00-50-100-83	83(t = 1. 8 mm)	300. 34	18. 30	D-L
B40. 00-50-100-100	100(t = 1. 5 mm)	245. 38	21. 26	D-L
B40. 00-50-100-125	125(t = 1. 2 mm)	193. 2	21. 66	D-L
B40. 00-50-100-150	150(t = 1. 0 mm)	151. 35	56. 26	D-L

注:以 B23. 10-35-100 构件为例,截面高厚比由 75 增加至 83 时承载力降幅为 10. 04% ,由 83 增加至 100 降幅为 16. 89% ,由 100 增加至 125 降幅为 21. 64% ,由 125 增加至 150 降幅为 17. 84% ,由 75 增加至 150 降幅为 51. 87% 。



(a) B35-100 (b) B50-100

图 13 加劲角对试件承载力的影响

Fig. 13 Influence of stiffening angle on bearing capacity of specimens

3.3 螺钉间距的影响

本试验发现螺钉间距对试件的极限承载力影响很小,为进一步探索螺钉间距对试件极限承载力的影响,分别设置试件长度为 450、1 000、1 500、2 000、

2 500 mm，截面尺寸以加劲角 30°、翼缘宽为 35 mm 的试件进行有限元模拟分析，结果见表 4。

表 4　螺钉间距对试件承载力和屈曲模式的影响

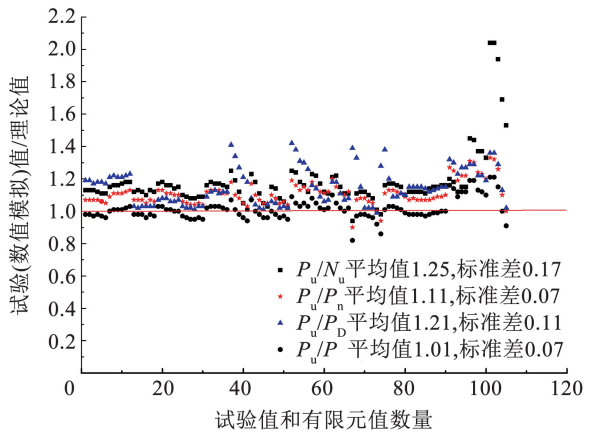
Tab. 4　Influence of screw spacing on bearing capacity and buckling modes of specimens

试件编号	螺钉间距/mm	P_A/kN	P_A 变化比	屈曲模式
B23. 10-35-450-50	50	203. 72	—	D
B23. 10-35-450-100	100	203. 99	1. 00	D
B23. 10-35-450-150	150	203. 61	1. 00	D
B23. 10-35-450-200	200	203. 82	1. 00	D
B23. 10-35-450-300	300	202. 54	0. 99	D
B23. 10-35-1000-100	100	199. 07	—	D
B23. 10-35-1000-150	150	200. 99	1. 01	D
B23. 10-35-1000-200	200	201. 93	1. 01	D
B23. 10-35-1000-300	300	202. 87	1. 01	D
B23. 10-35-1000-400	400	203. 42	1. 00	D
B23. 10-35-1500-100	100	189. 39	—	D-G
B23. 10-35-1500-150	150	186. 50	0. 99	D-G
B23. 10-35-1500-200	200	177. 68	0. 95	D-G
B23. 10-35-1500-300	300	182. 55	1. 03	D-G
B23. 10-35-1500-400	400	182. 66	1. 00	D-G
B23. 10-35-2000-100	100	179. 31	—	D-G
B23. 10-35-2000-150	150	179. 04	1. 00	D-G
B23. 10-35-2000-200	200	169. 92	0. 95	D-G
B23. 10-35-2000-300	300	169. 39	1. 00	D-G
B23. 10-35-2000-400	400	165. 42	0. 97	D-G
B23. 10-35-2500-100	100	167. 82	—	D-G
B23. 10-35-2500-150	150	167. 42	1. 00	D-G
B23. 10-35-2500-200	200	159. 25	0. 90	D-G
B23. 10-35-2500-300	300	138. 72	0. 87	D-G
B23. 10-35-2500-400	400	126. 16	0. 91	D-G

从表 4 可以看出，当试件长度为 450 mm 时，螺钉间距从 50 mm 变化到 300 mm，其他试件长度时，设置螺钉间距从100 mm变化到 400 mm。螺钉间距对不同长度的 CFS 腹板加劲双肢拼合截面柱的极限承载力影响具有显著差异。对于短柱试件(450 mm 和 1 000 mm)，极限承载力随螺钉间距的变化幅度较小，表明螺钉间距对短柱的承载性能影响有限。两组试件的破坏模式均表现为畸变屈曲。对于长度为 1 500 mm 的试件，当螺钉间距在 100 ~ 200 mm 变化时，试件的极限承载力随螺钉间距的增大而减小，但当螺钉间距从 200 mm 增加至 400 mm 时，试件极限承载力随螺钉间距增加而增大，因为螺钉能约束试件屈曲半波数，使得极限承载力有所提高。对于长柱试件(2 000 mm 和 2 500 mm)，螺钉间距的增大导致极限承载力降低。具体而言，2 000 mm试件在螺钉间距从 150 mm 增至 200 mm 时，承载力下降 5%，当螺钉间距进一步增至 300 ~ 400 mm 时，降幅为 2. 3%。相比之下，螺钉间距变化对 2 500 mm 试件的承载力影响较大，在 150 ~ 400 mm 范围内，承载力依次下降 5%、13% 和 9%。这一趋势表明，随着柱长的增加，螺钉间距对整体稳定性的影响愈发显著。对于长柱(2 500 mm)，过大的螺钉间距可能导致连接刚度不足，无法有效抑制整体屈曲的发展，从而显著降低承载力。因此，在工程设计中，建议长柱宜采用较密的螺钉布置，以确保其稳定性。

4　计算方法

观察图 14 可以得出，使用中国规范 GB/T 50018—2025[29] 有效宽度法和北美规范 AISI S100—2016[30] 有效宽度法以及直接强度法计算 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的轴压承载力，其计算结果都小于试验和有限元结果，P_u/N_u、P_u/P_n、P_u/P_D 对应均值分别为 1. 25、1. 11 和 1. 21，标准差分别为 0. 17、0. 07 和 0. 11，计算方法都偏于保守。相比中国规范的有效宽度法和北美规范直接强度法，北美规范的有效宽度法与试验和有限元结果更为接近，因此，在北美规范的有效宽度法公式的基础上对系数进行修正。



注：P_u 为试验和有限元结果，N_u 为中国规范 GB/T 50018—2025 有效宽度法计算结果，P_n 为北美规范 AISI S100—2016 有效宽度法计算结果，P_D 为北美规范 AISI S100—2016 直接强度法计算结果，P 为本文提出方法计算结果。

图 14　试验值和模拟值与理论计算值对比

Fig. 14　Comparison of experimental values, simulated values, and theoretical calculated values

在北美规范有效宽度法计算极限承载力基础上，提出 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的计算公式，即

$$P = aA_eF_n \tag{1}$$

式中：a 为修正系数，A_e 为有效截面面积，F_n 为额定屈曲应力。

将 105 个试验和有限元值作为纵坐标 y，理论计算值为横坐标 x，并进行线性拟合。由图 15 可知，以 P_n 为横坐标，P_u 为纵坐标，拟合结果 a =

1.096,基于北美规范有效宽度法公式修正的 CFS 腹板加劲双肢拼合柱计算式为

$$P = 1.096 A_e F_n \tag{2}$$

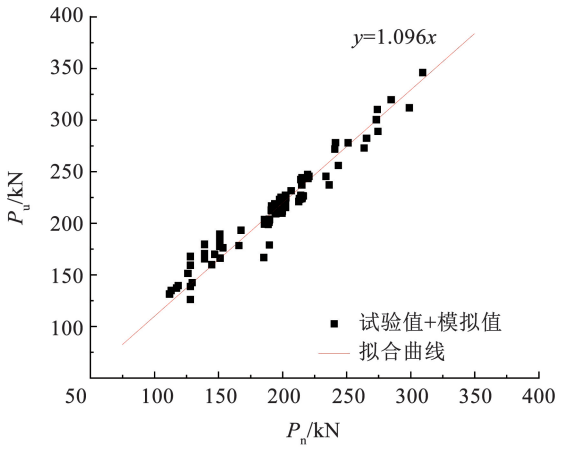


图 15 试验值和模拟值与理论计算值拟合曲线

Fig. 15 Fitting curve of experimental and simulated values to theoretical calculated values

将北美规范有效宽度法理论计算值代入上述拟合得到的计算公式(2),运用试验和数值模拟数据(P_u)对本文提出公式的计算结果(P)进行了验证,如图 14 所示。可以看出,除了极个别试件计算值有一定偏差外,大部分试件试验及有限元值与理论计算值整体吻合良好,均值为 1.01,标准差为 0.07,说明本文提出的 CFS 腹板加劲双肢拼合柱承载力计算公式具有较高的可靠性。

5 结 论

本文对 CFS 腹板加劲双肢拼合柱的轴压性能开展了系统的试验研究、数值模拟与理论分析,旨在揭示其屈曲机制与承载力特性,建立适用于该类构件的承载力计算方法。研究不仅获得了多项量化指标,更在理论模型构建与构件行为认知方面取得了进展,主要结论如下:

1)试件主要发生畸变屈曲及畸变–局部相关屈曲,表明该类拼合柱具有明显的多模态耦合失稳特征。参数分析表明,极限承载力随加劲角与翼缘宽厚比增大而提高,增幅分别为 2% ~11% 和 4% ~11%,说明适度增强截面约束可有效提升整体稳定性能。

2)腹板高厚比是影响承载力和屈曲模式的关键因素,其增大导致极限承载力显著降低,并诱发屈曲模式由畸变屈曲向畸变–局部相关屈曲转变,体现出腹板局部稳定性对整体力学行为的控制作用。

3)试件极限承载力随着加劲角逐渐增加而增大,两组试件从 0°加劲到 10°,以及 10°加劲到 20°,最大增幅分别为 22.09% 和 19.46%。超过 20°后承载力增强效果趋缓,故推荐 20°为兼顾经济性与承载力的最优加劲角度,为实际工程中构件的截面设计提供了理论依据。

4)螺钉间距对中长柱的承载力影响显著。短柱(如 450、1 000 mm)对其不敏感;中长柱(2 000、2 500 mm)承载力随间距增大而下降,尤其对 2 500 mm 试件的极限承载力影响较大,说明连接刚度对整体稳定性能的作用随柱长增加而凸显。

5)所提出的设计建议与计算方法可直接用于指导冷弯薄壁钢结构中的拼合柱设计,提升工程的安全性和经济性。可进一步研究其在复杂边界条件、动力荷载及火灾工况下的力学行为,以推动该类高性能构件在更广泛场景中的应用,并促进相关设计规范的修订与完善。

参考文献

[1]唐金华. 一种高效、经济型钢材:冷弯薄壁型钢[J]. 化工设计,1995(3):37
Tang Jinhua. An efficient and economical steel-cold-formed thin-walled steel[J]. Chemical Engineer Design, 1995(3): 37. DOI: 10.15910/j.cnki.1007-6247.1995.03.010

[2]姚永红, 武振宇. 腹板 V 形加劲冷弯薄壁卷边槽钢柱试验研究[J]. 实验力学, 2013, 28(6): 741
Yao Yonghong, Wu Zhenyu. Experimental study of thin-walled cold-formed steel edge-curled channel columns with V-shaped stiffener web[J]. Journal of Experimental Mechanics, 2013, 28(6): 741. DOI: 10.7520/1001-4888-12-173

[3]何子奇, 杨光, 周绪红, 等. 腹板加劲冷弯薄壁拼合 H 形钢压弯构件畸变性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2022, 43(10): 237
He Ziqi, Yang Guang, Zhou Xuhong, et al. Experimental investigation on distortional performance of cold-formed steel built-up channel columns with web-stiffeners under eccentric compression[J]. Journal of Building Structures, 2022, 43(10): 237. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2021.0207

[4]李清扬, 王建超, 刘远鹏, 等. 冷弯薄壁加劲 C 型钢构件畸变性能有限元分析[J]. 建筑科学, 2013, 29(9): 17
Li Qingyang, Wang Jianchao, Liu Yuanpeng, et al. Finite element analysis on distortion performance of axial compression members made of thin-wall cold-formed stiffening C-section steel[J]. Building Science, 2013, 29(9): 17. DOI: 10.13614/j.cnki.11-1962/tu.2013.09.007

[5]杨钰, 刘占科. 翼缘加劲与未加劲 C 形轴压构件畸变屈曲临界应力计算简式[J]. 建筑钢结构进展, 2021, 23(6): 71
Yang Yu, Liu Zhanke. Simplified formulae for the critical distortional buckling stress of C-section columns with or without V-stiffeners at the flange[J]. Progress in Steel Building Structures, 2021, 23(6): 71. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.06.009

[6]赵金友, 李晶, 李莹. 翼缘 V 形加劲 G550 高强冷弯薄壁槽钢受弯构件屈曲性能试验及数值模拟[J]. 建筑结构, 2018, 48(23): 101
Zhao Jinyou, Li Jing, Li Ying. Buckling behavior experiment and numerical simulation on G550 high-strength cold-formed thin-walled channel steel flexural members with V-shaped stiffeners in flange[J]. Building Structure, 2018, 48(23): 101. DOI: 10.19701/j.jzjg.2018.23.018

[7]于欣永, 王春刚, 贾连光, 等. 翼缘加劲的冷弯薄壁型钢受弯构件弹性屈曲应力研究[J]. 工程力学, 2013, 30(增刊 1): 68
Yu Xinyong, Wang Chungang, Jia Lianguang, et al. Study on the

elastic buckling stress of cold-formed steel flexural members with stiffeners in the flange[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(S1): 68. DOI: 10.6052/i.issn.1000-4750.2012.06.S062

[8]王春刚，徐子风，张壮南，等. 腹板加劲冷弯薄壁复杂卷边槽钢受压构件承载力试验研究[J]. 建筑结构学报，2014，35(7)：96
Wang Chungang, Xu Zifeng, Zhang Zhuangnan, et al. Experimental investigation on channel columns with complex edge stiffeners and stiffeners in web under compression loading[J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(7): 96. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2014.07.012

[9]黄丽华，康磊. 加劲对冷弯薄壁卷边槽钢局部和畸变耦合屈曲作用[J]. 大连理工大学学报，2021，61(5)：514
Huang Lihua, Kang Lei. Effect of stiffener on local and distortional coupled buckling of cold-formed thin-walled lipped steel with channel section[J]. Journal of Dalian University of Technology, 2021, 61(5): 514. DOI: 10.7511/dllgxb202105010

[10]王晓建，程光明，陈哲，等. 带腹板加劲肋高强薄壁钢柱局部稳定研究[J]. 工业建筑，2018，48(4)：126
Wang Xiaojian, Cheng Guangming, Chen Zhe, et al. Local buckling of thin-walled high strength steel columns with web stiffeners[J]. Industrial Construction, 2018, 48(4): 126. DOI: 10.13204/j.gyjz201804025

[11]姚永红，武振宇，何伟. 腹板 V 形加劲冷弯薄壁卷边槽钢中长柱畸变屈曲承载力分析[J]. 建筑结构，2014，44(16)：41
Yao Yonghong, Wu Zhengyu, He Wei. Distortional buckling load-carrying capacity analysis for cold-formed thin-walled steel lipped channel intermediate length columns with V-stiffener in the web[J]. Building Structure, 2014, 44(16): 41. DOI: 10.19701/j.jzjg.2014.16.009

[12]Landesmann A, Camotim D, Garcia R A. On the strength and dsm design of cold-formed steel web/flange-stiffened lipped channel columns buckling in distortional modes[J]. Thin-Walled Structures, 2016, 105: 248. DOI: 10.1016/j.tws.2016.03.023

[13]Manikandan P, Balaji S, Sukumar S, et al. Experimental and numerical analysis of web stiffened cold-formed steel channel column with various types of edge stiffener[J]. International Journal of Advanced Structural Engineering, 2017, 9(2): 129. DOI: 10.1007/s40091-017-0153-1

[14]Yap C D, Hancock J G. Experimental study of high-strength cold-formed stiffened-web C-sections in compression[J]. Journal of Structural Engineering, 2011, 137(2): 162. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000271

[15]姚行友，李潇. 冷弯薄壁型钢拼合工字形截面柱畸变屈曲及相关屈曲轴压性能试验与直接强度法研究[J]. 建筑钢结构进展，2021，23(12)：33
Yao Xingyou, Li Xiao. Tests and direct strength method on the distortional buckling and interactive buckling of cold-formed thin-walled steel built-up I-section columns under axial compression[J]. Progress in Steel Building Structures, 2021, 23(12): 33. DOI: 10.13969/j.cnki.cn31-1893.2021.12.004

[16]宋剑桥. 冷弯薄壁型钢双肢拼合截面构件轴心受压性能研究[D]. 沈阳：沈阳建筑大学，2018：20
Song Jianqiao. The study on axial compression performance of cold-formed steel built-up section columns[D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University, 2018: 20

[17]周天华，李艳春，吴函恒，等. 冷弯薄壁型钢拼合箱形截面短柱承载力叠加法[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2020，47(11)：46
Zhou Tianhua, Li Yanchun, Wu Hanheng, et al. Superposition method for bearing capacity of cold-formed thin-walled steel built-up box section short columns[J]. Journal of Hunan University(Natural Sciences), 2020, 47(11): 46. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2020.11.006

[18]李艳春，周天华，丁嘉豪，等. 冷弯薄壁型钢拼合箱形柱的畸变屈曲性能研究[J]. 湖南大学学报(自然科学版)，2021，48(11)：91
Li Yanchun, Zhou Tianhua, Ding Jiahao, et al. Investigation on distortion buckling behavior of cold-formed thin-walled steel built-up box-section columns[J]. Journal of Hunan University(Natural Sciences), 2021, 48(11): 91. DOI: 10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2021.07.005

[19]Li Yanchun, Zhou Tianhua, Zhang Lei, et al. Distortional buckling behavior of cold-formed steel built-up closed section columns[J]. Thin-Walled Structures, 2021, 166: 108069. DOI: 10.1016/j.tws.2021.108069

[20]Sang Liurui, Zhou Tianhua, Zhang Lei, et al. Experimental investigation on the axial compression behavior of cold-formed steel triple-limbs built-up columns with half open section[J]. Thin-Walled Structures, 2022, 172: 108913. DOI: 10.1016/j.tws.2022.108913

[21]Zhang Lei, Zhou Tianhua, Sang Liurui, et al. Experiments on local-distortional interaction buckling of cold-formed steel three-limbed built-up open-section columns[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 182: 110239. DOI: 10.1016/j.tws.2022.110239

[22]Li Yanchun, Li Ruibo, Zhou Tianhua, et al. Novel design method of screwed connections of cold-formed steel built-up plates[J]. Structures, 2023, 55: 2433. DOI: 10.1016/j.istruc.2023.07.056

[23]Li Yanchun, Zhou Tianhua, Lu Yan, et al. Experimental investigation on cold-formed steel built-up columns based on modular component method[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2025, 227: 109336. DOI: 10.1016/j.jcsr.2025.109336

[24]Li Yanchun, Li Ruibo, Zhou Tianhua, et al. Mechanics of cold-formed steel built-up box section columns in local buckling modes[J]. Structures, 2025, 71: 107957. DOI: 10.1016/j.istruc.2024.107957

[25]何子奇，杨光，周绪红，等. 腹板并合双肢冷弯薄壁 Σ 型钢压弯构件畸变性能试验研究[J]. 工程力学，2023，40(2)：25
He Ziqi, Yang Guang, Zhou Xuhong, et al. Experimental research on distortional behavior of cold-formed thin-walled Σ-shaped steel built-up sections under eccentric compression[J]. Engineering Mechanics, 2023, 40(2): 25. DOI: 10.6052/iissn.1000-4750.2021.08.0626

[26]Zhang Jiahui, Young Ben. Compression tests of cold-formed steel I-shaped open sections with edge and web stiffeners[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 52: 1. DOI: 10.1016/j.tws.2011.11.006

[27]Abu-Hamd M, Abdel-Ghaffar M M, EI-Samman B. Buckling strength of axially loaded cold formed built-up I-sections with and without stiffened web[J]. Ain Shams Engineering Journal, 2017, 9(4): 3151. DOI: 10.1016/j.asej.2017.11.004

[28]Deepak M, Ananthi G B G, Mahendran K. Behaviour of thin-walled intermediate stiffened back-to-back columns under axial compression[J]. Materials Today: Proceedings, 2020, 37(2): 2145. DOI: 10.1016/j.matpr2020.07.575

[29]GB/T 50018—2025 冷弯型钢结构技术标准[S]
GB/T 50018—2025 Technical standard for cold-formed thin-walled steel structures[S]

[30]AISI S100—2016 North American specification for the design of cold-formed steel structural members[S]

[31]Schafer B W. CUFSM4.05—finite strip buckling analysis of thin-walled members[M]. Baltimore, USA: Department of Civil Engineering, Johns Hopkins University, 2012: 69

[32]GB/T 228.1—2021 金属材料 拉伸试验 第 1 部分：室温试验方法[S]
GB/T 228.1—2021 Metallic materials-tensile testing-part 1: method of test at room temperature[S]

[33]Zhang Jiahui, Young Ben. Numerical investigation and design of cold-formed steel built-up open section columns with longitudinal stiffeners[J]. Thin-Walled Structures, 2015, 89: 178. DOI: 10.1016/j.tws.2014.12.011

(编辑　刘　彤)

DOI:10.11918/202504074

Q690D 高强钢的低周疲劳模型

王万祯

(宁波大学 土木工程与未来城市学院,浙江 宁波 315211)

摘 要:为计算高强钢在高应变幅作用下(如强震)的低周疲劳寿命,将高强钢低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积的增速描述为循环加载次数的递增幂函数。通过积分低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积增速方程,推导出统一计算疲劳裂纹萌生与稳定扩展寿命的高强钢的低周疲劳模型。将椭球面断裂模型作为高强钢低周疲劳裂纹失稳扩展判据和裂尖开裂判据,对Q690D高强钢圆杆在不同高应变幅下(±0.5%,±1.5%,±2.0%,±2.5%,±3.0%)的低周疲劳裂纹扩展进行了理论计算和数值模拟,得到Q690D高强钢圆杆在不同高应变幅下的低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积。建立满足应力边界条件的高强钢低周寿命模型参数和疲劳断裂面上最大疲劳载荷作用下的名义最大正应力及疲劳载荷幅作用下的正应力幅的函数。根据Q690D高强钢圆杆的低周疲劳试验寿命和数值计算的低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积,标定Q690D高强钢圆杆在不同高应变幅下的低周疲劳寿命计算式。计算结果表明,标定的Q690D高强钢圆杆的低周疲劳寿命计算式的计算误差为-26.1%~-2.7%。

关键词:低周疲劳模型;Q690D高强钢;应变幅;疲劳寿命;椭球面断裂模型

中图分类号:TU391 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0108-07

A low-cycle fatigue model of Q690D high-strength steel

Wang Wanzhen

(School of Civil Engineering and Future Cities, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China)

Abstract: In order to calculate the low-cycle fatigue life of high-strength steel under high strain amplitudes (such as strong earthquakes), this paper described the rate of the initiation and stable propagation area of a low-cycle fatigue crack in high-strength steel as an increasing power function of the number of cyclic loading cycles. By integrating the accelerated growth equations of the crack initiation area and the stable propagation area under low-cycle fatigue, a low-cycle fatigue model for high-strength steel was derived to uniformly calculate the fatigue crack initiation and stable propagation life. By using an ellipsoidal fracture model as a criterion for unstable propagation of the low-cycle fatigue crack and crack tip cracking in high-strength steel, the propagation of the low-cycle fatigue crack in a round rod made of Q690D high-strength steel under different high strain amplitudes (±0.5%, ±1.5%, ±2.0%, ±2.5%, and ±3.0%) was calculated theoretically and simulated numerically. As a consequence, the initiation and stable propagation areas of the low-cycle fatigue crack in the round rod made of Q690D high-strength steel under different high strain amplitudes were calculated. The paper established a function that satisfies the stress boundary conditions, linking the low-cycle life model parameters of high-strength steel to the nominal maximum normal stress under the maximum fatigue load and the normal stress amplitude under the fatigue load amplitude on the fatigue fracture surface. Based on the low-cycle fatigue test life of the round rod made of Q690D high-strength steel and the numerically calculated crack initiation and stable propagation area under low-cycle fatigue, the low-cycle fatigue life calculation formula for the round rod made of Q690D high-strength steel under different high strain amplitudes was calibrated. The calculation results show that the calculation error of the calibrated low-cycle fatigue life calculation formula for the round rod made of Q690D high-strength steel ranges from -26.1% to -2.7%.

Keywords: low-cycle fatigue model; Q690D high-strength steel; strain amplitude; fatigue life; ellipsoidal fracture model

收稿日期:2025-04-27;**录用日期**:2025-06-09;**网络首发日期**:2025-09-30
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250930.1635.002
基金项目:宁波市公益性科技计划(2023S101);浙江省自然科学基金(LY24E080001)
作者简介:王万祯(1974—),男,博士,教授
通信作者:王万祯,wangwanzhen1975@sina.com

结构采用高强钢时，构件截面可设计得更小、更薄，节省钢材，减轻自重，有利于抗震。在美国 Northridge 强震和日本神户大地震中，钢结构发生严重的低周疲劳破坏，导致巨大的经济损失和人员伤亡。虽然现行标准和规范[1-6]给出了基于性能化的钢结构抗震设计方法，但建议的允许应力幅疲劳验算条款不适用高强钢在强震下的低周疲劳验算。

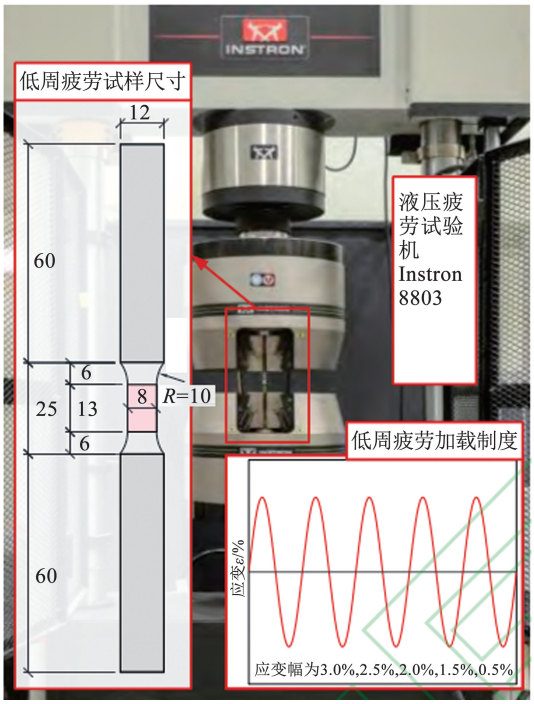
高强钢低周疲劳已引起学者们的广泛关注。Hua 等[7-8]通过试验研究了不同冷却方法下 Q690 高强钢火灾后的抗震能力，提出了预测 Q690 高强钢在不同高温和冷却方法下的超低周疲劳寿命预测方法。Huang 等[9-10]对 Q235 钢和 Q690 高强钢及 T 型焊接接头进行了超低周疲劳试验，提出的一种新的连续损伤力学模型 CLCDM，能较精确地预测 Q235 钢和 Q690 高强钢及 T 型焊接接头的超低周疲劳失效。Liu 等[11]开展了 Q690D 高强度钢在不同腐蚀程度下的高周和低周疲劳试验，建立了不同腐蚀程度下的 Coffin-Manson 关系和 *S-N* 曲线，结果表明，随着腐蚀程度的增加，高周疲劳范围和低周疲劳范围内的疲劳性能都明显恶化。薛暄译等[12]对高温后 Q690 高强钢进行了超低周疲劳试验，发现高温后 Q690 高强钢仍具有良好的耗能能力，其循环应力－应变曲线呈现出饱满的梭形，经历 600 ℃后自然冷却的 Q690 高强钢的疲劳寿命较常温提高了 23.4%。宗亮等[13]开展了 Q690D 高强钢低周疲劳试验，采用标定的 Manson-Coffin 模型预测了低周疲劳寿命。Bartošák 等[14]进行的不同应变幅下 AM316L 不锈钢的轴向和扭转低周疲劳试验显示，循环软化和穿晶开裂是该不锈钢的破坏模式，提出将基于物理信息的神经网络与基于拉伸破坏模式的临界平面方法相结合，较好地预测了 AM316L 不锈钢的低周疲劳寿命。Bhardwaj 和 Shukla[15]利用机器学习和人工神经网络（ANN）使用编译的数据集预测奥氏体不锈钢（AusSS）的低周疲劳寿命，结果表明，ANN 的预测性能优于经典的 Basquin-Coffin-Manson 模型。Baruah 和 Singh[16]基于梯度增强损伤和循环屈服提出的应力－应变滞回循环软化模型较好地描述了低周疲劳裂纹的扩展行为。Mehani 和 Roy[17]采用非线性各向同性和运动硬化组合模型模拟了 304L 不锈钢的低周疲劳行为，捕捉了 304L 不锈钢在整个疲劳寿命期间的循环峰值应力变化，预测了其低周疲劳寿命。Yoo 等[18]采用美日规范和循环孔隙增长收缩模型评估了低合金和不锈钢缺口试样的低周疲劳性能，发现规范给出的弹塑性分析方法是保守的。Park[19]提出了一种预测 SS275 结构钢四点弯曲低周疲劳断裂起始的方法，采用 Hosford-Coulomb（HC）模型的损伤指标框架来表征损伤累积和断裂行为，结果表明，提出的 HC 模型可精确地预测复杂载荷情况下极低疲劳寿命。Shoda 等[20]通过域积分重新定义 *J* 积分幅 ΔJ，用于不锈钢 SUS316 制成的紧凑拉伸试样的超低周疲劳问题分析，研究表明，重新定义的 *J* 积分幅 ΔJ 可以表征超低周疲劳问题中的延性裂纹扩展。González-Zapatero 等[21]采用半衰期循环弹性模量测定和塑性应变幅度评估了双相（DP500/800）钢板（1.6 mm 厚）的低周疲劳性能，发现塑性应变幅度更适合评估双相钢板的低周疲劳行为。Chinara 等[22]进行的铁素体－贝氏体 780 钢的低周疲劳试验发现，该钢材在应变幅度 <0.25% 时表现出循环软化行为，应变幅度 ≥0.35% 工况下发生循环硬化。Collini 和 Pirondi[23]考察了应力三轴性对球墨铸铁低周疲劳性能的影响，结果表明，应力三轴性缩短了疲劳寿命，缺口效应对铸铁疲劳寿命的影响可用微观结构和应力三轴性的综合效应来解释。Tsutsumi 等[24]通过低周疲劳试验和数值模拟考察了焊缝几何形状和不均匀力学性能对低周疲劳性能的影响，发现材料不均匀对焊接接头的低周疲劳有明显影响。

目前，对高强钢的低周疲劳寿命预测还没有形成共识。本研究将低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积的增速描述为循环加载次数的递增幂函数，积分推导出低周疲劳模型。对文献[13]开展的 Q690D 高强钢低周疲劳试验进行了基于椭球面断裂模型[25]的疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积理论计算，构建了满足应力边界条件的低周疲劳模型参数和疲劳断裂面上名义最大正应力及正应力幅的函数，标定了其低周疲劳寿命计算式。通过与 Q690D 高强钢的低周疲劳试验寿命对比，评价了标定的低周疲劳寿命计算式的精度。

1　Q690D 高强钢的低周疲劳寿命

文献[13]对图 1 所示的 Q690D 高强钢圆杆进行了低周疲劳试验，循环应力波形为正弦波，应力比 $\rho = -1$。疲劳试验结果显示，低周疲劳裂纹萌生于 Q690D 高强钢圆杆中间平行段表面，沿横截面扩展，最终疲劳断裂于中间平行段横截面。

表 1 为文献[13]进行的 Q690D 高强钢圆杆低周疲劳试验结果，其中，$N_{f,t}$ 和 $N_{f,s}$ 分别为试验疲劳寿命和按文献[1]建议的允许应力幅高周疲劳验算式（1）计算得到的疲劳寿命（Z1：$C_z = 1\ 920 \times 10^{12}$，$\beta_z = 4$）；$e_{s-t}$ 为式（1）的计算误差。



单位:mm

图 1 Q690D 高强钢圆杆低周疲劳试验[13]

Fig. 1 Low-cycle fatigue tests on round rod made of Q690D high-strength steel [13]

$$\Delta\sigma \leqslant [\Delta\sigma] = (C_z/N_f)^{1/\beta_z} \tag{1}$$

式中:$\Delta\sigma = \sigma_{max} - \sigma_{min}$,$\sigma_{max}$ 和 σ_{min} 分别为名义最大应力和名义最小应力,MPa;N_f 为疲劳寿命;C_z 和 β_z 为试件形状参数,均为无量纲数。

表 1 显示,Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命随 σ_{max} 和 $\Delta\sigma$ 的减小快速增加。文献[1]建议的疲劳寿命验算式(1)对 Q690D 高强钢圆杆低周疲劳寿命的计算误差为 -71.75% ~305.6%,计算结果对大部分工况非常不安全。

2 低周疲劳模型

疲劳裂纹随循环加载次数的增加加速扩展是众多疲劳试验得出的共识,随着循环加载次数增加,疲劳裂纹持续扩展,承载面积减小,真实应力增加,疲劳裂纹扩展面积加速累积,直至剩余面积不足以承载最大疲劳载荷而瞬断。文献[25]根据疲劳裂纹随循环加载次数加速扩展的试验事实,假设疲劳裂纹扩展长度是循环加载次数的递增幂函数,推导出以疲劳稳定裂纹扩展长度为参数的疲劳寿命计算模型。需要说明的是,疲劳破坏的物理机制是疲劳损伤累积,剩余刚度或剩余强度常用作疲劳损伤累积的度量指标,剩余面积(疲劳断裂总面积减去疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积)是计算剩余刚度或剩余强度的基本参数。

表 1 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳试验结果[13]

Tab. 1 Low-cycle fatigue test results of round rods made of Q690D high-strength steel[13]

试件编号	循环应变 $\varepsilon/2$/%	σ_{max}/MPa	σ_{min}/MPa	$\Delta\sigma$/MPa	$N_{f,t}$	$N_{f,s}$	e_{s-t}/%
S1	3.0	737.51	-737.51	1 475.02	100	406	305.6
S2	2.5	728.95	-728.95	1 457.90	150	425	183.3
S3	2.0	701.98	-701.98	1 403.96	238	494	107.6
S4	1.5	681.78	-681.78	1 363.56	448	555	24.0
S5	0.5	557.44	-557.44	1 114.88	4 387	1 243	-71.7

为此,参考文献[25]假设疲劳裂纹扩展长度是循环加载次数的递增幂函数,假设疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积的增速为循环加载次数的递增幂函数,即

$$v_A = b \times N^c \tag{2}$$

式中:加载次数 N 和试件形状参数 c 均为无量纲数;v_A 为疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积增加速率,mm^2/次。$N=1$ 时,由式(2)得 $v_A = b$,则参数 b 为循环加载次数 $N=1$ 时的疲劳裂纹萌生面积,mm^2。

对式(2)积分得

$$A_{ip} = N_f^{c+1} \times b/(c+1) \tag{3}$$

式中 N_f 为疲劳寿命。

定义低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展特征面积 $\zeta = b/(c+1)$ 及试件形状参数 $\eta = c+1$,得统一计算疲劳裂纹萌生与稳定扩展寿命的低周疲劳模型:

$$N_f = (A_{ip}/\zeta)^{1/\eta} \tag{4}$$

式(4)等式两端均为无量纲数。

3 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命计算

3.1 理论计算低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积

Q690D 高强钢圆杆低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积的计算需要高强钢断裂判据,文献[26]假设金属材料在三向等拉应力下的断裂强度和屈服强度近似相等,提出的椭球面断裂模型为

$$(\sigma_{seq}/r)^2 + (\sigma_m/q)^2 = 3\tau_y^2 \tag{5}$$

式中:$q = \dfrac{\sqrt{2}(1+\mu)}{3(1-2\mu)}$,$\sqrt{3}\,\tau_y = \dfrac{\sqrt{1+9q^2}}{3q} f_y$,$r = \tau_f/\tau_y$;$\sigma_{seq}$ 和 σ_m 分别为等效应力和静水应力,τ_y、τ_f 和 μ 分别为剪切屈服强度、剪切断裂强度和泊松比。

众所周知，任何复杂应力状态都可由等效应力 σ_{seq} 和静水应力 σ_m 等效描述，因此，式(5)建议的椭球面断裂模型完整地考虑了各应力分量对结构钢断裂的影响，并用于 Q345 圆钢杆、460C 钢缺口板、460C 钢不等宽对接焊缝连接、Q460C 对接焊十字接头、Q460D 钢角焊十字接头和 Q355B 钢缺口板的疲劳裂纹失稳扩展判据和裂尖开裂判据[25,27－31]。

Q690D 高强钢圆杆疲劳裂纹失稳扩展面上沿杆长方向的应力 $\sigma_1 = P_{max}/A_n = \sigma_{max} \times A/A_n$，其中，$P_{max}$、$A$ 和 A_n 分别为最大疲劳载荷、低周疲劳断裂面积和低周疲劳裂纹失稳扩展面积。

假设疲劳裂纹失稳扩展面上径向和环向均处于固结约束，则低周疲劳裂纹失稳扩展面上沿径向和环向的应力为 $\sigma_2 \approx \sigma_3 \approx \mu\sigma_1$。

疲劳裂纹失稳扩展面上的静水应力和 Mises 等效应力分别为

$$\sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 = (1 + 2\mu)\sigma_{max} \times A/(3A_n) \tag{6}$$

$$\sigma_{seq} = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = (1 - \mu)\sigma_{max} \times A/A_n \tag{7}$$

将式(6)、(7)代入式(5)，得低周疲劳裂纹失稳扩展面积和萌生与稳定扩展面积分别为

$$A_n = \frac{\sqrt{9q^2(1-\mu)^2 + (1+2\mu)^2 r^2}\,\sigma_{max} A}{3\sqrt{3}\,q r \tau_y} \tag{8}$$

$$A_{ip,t} = A - A_n \tag{9}$$

需要说明的是，式(8)、(9)计算的 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳裂纹失稳扩展面积和萌生与稳定扩展面积只是理论估算值，是作为数值模拟疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积初值，精确的低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积需要采用扩展有限元计算，详见 3.2 节。文献[25,27－31]按和式(8)、(9)类似的方法分别计算了 Q345 圆钢杆、460C 钢缺口板、460C 钢不等宽对接焊缝连接、Q460C 对接焊十字接头、Q460D 钢角焊十字接头和 Q355B 钢缺口板的疲劳裂纹失稳扩展面积和萌生与稳定扩展面积。

采用式(6)～(9)计算 Q690D 高强钢圆杆的疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积时，材性参数取自图 2 所示文献[13]进行的 Q690D 高强钢材性试验结果，其中，泊松比 $\mu \approx 0.29$。则 Q690D 高强钢的椭球面断裂模型参数计算为 $q \approx 1.45$，$\tau_y \approx 466.28$ MPa，$r \approx 1.07$。

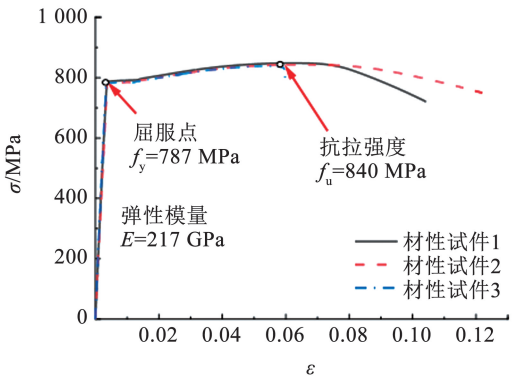
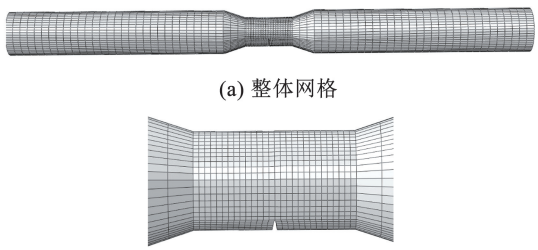


图 2　Q690D 钢材性试验结果[13]

Fig. 2　Material test results of Q690D steel [13]

3.2　数值计算低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积

图 3 为采用 Abaqus 软件中的八节点线性缩减积分三维实体单元 C3D8R 建立的试件 S1 的有限元模型，共划分 13 094 个单元和 25 287 个节点，经网格敏感性分析，确定裂纹区加密单元尺寸为0.1～0.2 mm。将理论计算的疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积作为初值植入数值模型中，即在 Q690D 钢圆杆中间平行段一侧周线上植入横截面积为 $A_{ip,t}$ 的圆弧形裂纹。采用 Abaqus 软件中的随动强化本构模型模拟 Q690D 高强钢圆杆在循环疲劳载荷下的反应，材性参数取自文献[13]的 Q690D 高强钢材性试验数据。以式(5)建议的椭球面断裂模型作为疲劳裂纹裂尖开裂判据，采用扩展有限元模拟疲劳裂纹开裂。加载和边界约束同文献[13]进行的 Q690D 高强钢圆杆低周疲劳试验，即一端固定、另一端施加疲劳载荷。



(a) 整体网格

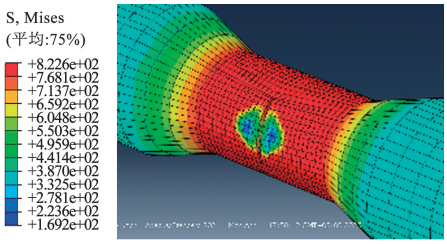
(b) 疲劳裂纹区网格

图 3　试件 S1 的有限元模型

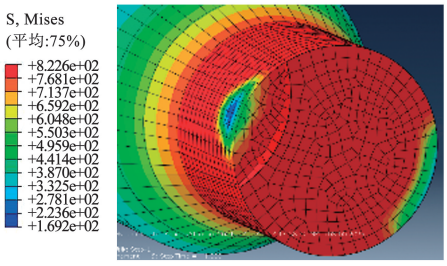
Fig. 3　Finite element model of specimen S1

文献[13]进行的 Q690D 钢低周疲劳试验结果中没有展示疲劳载荷－位移滞回曲线，无法进行数值模拟结果和疲劳试验结果的对比验证分析。本研究的数值模拟方法参考文献[27－31]对 460C 钢缺口板、460C 钢不等宽对接焊缝连接、Q460C 对接焊十字接头、Q460D 钢角焊十字接头和 Q355B 钢缺口板的疲劳裂纹扩展数值模拟，该数值模拟方法的精度得到了疲劳试验的验证。

数值计算的试件 S1 疲劳裂纹失稳扩展面上的等效应力云图(图 4)显示,裂尖形成高度应力集中,裂尖的等效应力远大于对侧外周线。



(a) 整体等效应力场

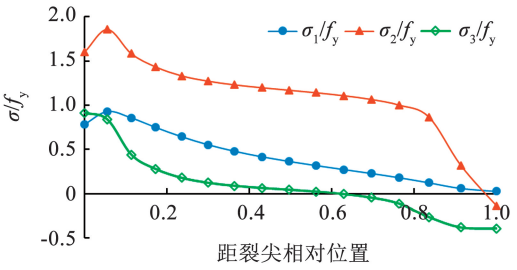


(b) 疲劳裂纹失稳扩展面上的等效应力场

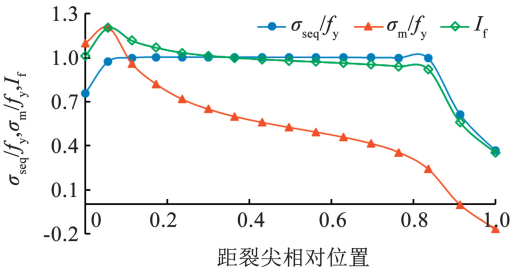
图 4 数值计算的试件 S1 的等效应力场

Fig. 4 Numerically calculated equivalent stress field of specimen S1

图 5 为数值计算的试件 S1 疲劳裂纹失稳扩展面上中间裂尖到对侧圆周线路径上的应力场,横坐标 0、1 分别表示裂尖和对侧圆周线,由式(5)计算断裂指数 $I_f = \sqrt{(\sigma_{seq}/r)^2 + (\sigma_m/q)^2}/(\sqrt{3}\tau_y)$。可以看出,从对侧圆周线到裂尖,三向主应力 σ_1、σ_2、σ_3 和静水应力 σ_m 与断裂指数 I_f 均急剧增加,裂尖区在径向和环向的约束应力均较高,裂尖形成高度应力集中。断裂指数 I_f 分布显示,靠近裂尖 80% 的区域已接近开裂,考虑到裂尖开裂的应力释放效应,裂纹失稳扩展面即将瞬断。



(a) σ_1/f_y, σ_2/f_y, σ_3/f_y的分布



(b) σ_{seq}/f_y,σ_m/f_y,I_f的分布

图 5 数值计算的试件 S1 疲劳裂纹失稳扩展面上的应力场

Fig. 5 Numerically calculated stress fields on unstable propagation area of fatigue cracks in specimen S1

最终数值计算的 Q690D 高强钢圆杆各试件的低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积 A_{ip} 列于表 2。

表 2 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳模型参数标定

Tab. 2 Calibrated parameters of low-cycle fatigue model for round rods made of Q690D high-strength steel

试件编号	$N_{f,t}$	A_{ip}/mm^2	k/mm^2	η	s	$k_{0.977}$/mm^2	$N_{f,c}$	e_{s-t}/%
S1	100	6.13	0.020	0.69	0.038	0.022	85	−15.0
S2	150	6.65	0.020	0.69	0.038	0.022	111	−26.1
S3	238	8.26	0.020	0.69	0.038	0.022	232	−2.7
S4	448	9.47	0.020	0.69	0.038	0.022	374	−16.5
S5	4 387	16.91	0.020	0.69	0.038	0.022	3 577	−18.5

3.3 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命计算

Q690D 高强钢圆杆低周疲劳破坏的本质是循环加载下的断裂问题,为更直观地表示疲劳应力 σ_{max} 和 $\Delta\sigma$ 相对断裂强度的百分比,将 σ_{max} 和 $\Delta\sigma$ 修改为 σ_{max}/f_f 和 $\Delta\sigma/f_f$,其中,f_f 为断裂强度。Q690D 高强钢单向拉伸达到极限强度 f_u 后发生颈缩,断裂强度 f_f 不易测得。考虑到 Q690D 高强钢达到极限强度之后的力学性能工程意义不大,略偏保守地取 $f_f \approx f_u$。

如前所述,Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命随循环应变幅(名义最大应力 σ_{max} 和应力幅 $\Delta\sigma$)的增大而降低。参照文献[1],名义最大应力 σ_{max} 和应力幅 $\Delta\sigma$ 对非焊接母材的高周疲劳寿命均有影响,推测名义最大应力 σ_{max} 和应力幅 $\Delta\sigma$ 对 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命均有影响。式(4)建议的低周疲劳模型中,η 为试件形状参数,则 ζ 应是 σ_{max}、$\Delta\sigma$ 的函数,即 $\zeta = f(\sigma_{max}, \Delta\sigma)$,该函数应满足下述应力边界:

1)当 $\sigma_{max} = 0$ 时,$N_f = \infty$。由式(4),$N_f = \infty$ 时,$\zeta = 0$。

2）当 $\sigma_{max}=f_u$ 时，$N_f=0$。由式（4），$N_f=0$ 时，$\zeta=\infty$。

3）当 $\Delta\sigma=0$ 时，$N_f=\infty$。由式（4），$N_f=\infty$ 时，$\zeta=0$。

构建满足上述应力边界条件的 ζ 和 σ_{max}/f_u、$\Delta\sigma/f_u$ 的函数：

$$\zeta=k\times\frac{\sigma_{max}}{f_u}\times\frac{\Delta\sigma}{f_u-\sigma_{max}} \tag{10}$$

式中系数 k 由疲劳试验数据标定。

将式（10）代入式（4），得 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命计算式：

$$N_f=\left[\frac{A_{ip}f_u(f_u-\sigma_{max})}{k\sigma_{max}\Delta\sigma}\right]^{\frac{1}{\eta}} \tag{11}$$

或

$$\eta\lg N_f=\lg\frac{A_{ip}f_u(f_u-\sigma_{max})}{\sigma_{max}\Delta\sigma}-\lg k \tag{12}$$

对表 2 中各试件的试验疲劳寿命 $N_{f,t}$、疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积 A_{ip}、σ_{max}/f_u 和 $\Delta\sigma/f_u$ 按式（13）拟合，结果见图 6 中红线。

Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命计算式为

$$\lg N_f=1.445\lg\frac{A_{ip}f_u(f_u-\sigma_{max})}{\sigma_{max}\Delta\sigma}+2.459\ 1 \tag{13}$$

由式（13）标定 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳参数 k、η，连同标准差 s 列于表 2。

式（13）减去计算低周疲劳寿命的 2 倍标准差 s，得安全概率为 97.7% 的 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命计算式（图 6 中绿虚线）：

$$\lg N_f=1.445\lg\frac{A_{ip}f_u(f_u-\sigma_{max})}{\sigma_{max}\Delta\sigma}+2.383 \tag{14}$$

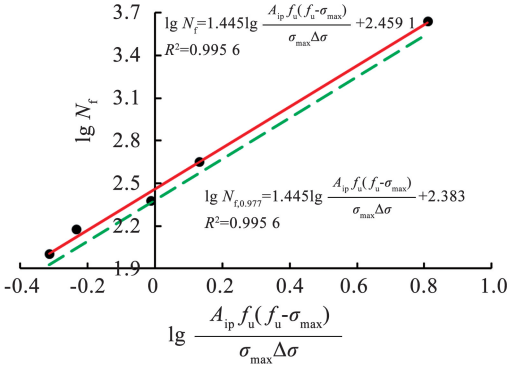


图 6　Q690D 高强钢圆杆的 $N_{f,t}$ 和 A_{ip}、σ_{max}、$\Delta\sigma$ 的拟合函数

Fig. 6　Fitting functions of $N_{f,t}$ and A_{ip}, σ_{max}, and $\Delta\sigma$ for round rod made of Q690D high-strength steel

由式（14）标定的低周疲劳参数 $k_{0.977}$、计算的 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命 $N_{f,c}$ 及计算误差 e_{c-t} 列于表 2。式（14）对 Q690D 高强钢圆杆低周疲劳寿命的计算误差为 -26.1% ~ -2.7%，计算结果安全，计算精度高于现行文献[1]建议的允许应力幅高周疲劳验算式（1）。

4　结　论

将低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积的增速描述为循环加载次数的递增幂函数，积分推导了统一计算疲劳裂纹萌生与稳定扩展寿命的低周疲劳模型。对 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳裂纹萌生与稳定扩展进行了基于椭球面断裂模型的理论计算和数值模拟，建立了满足应力边界条件的低周疲劳模型参数和疲劳断裂面上名义最大正应力及正应力幅的函数，标定了 Q690D 高强钢圆杆的低周疲劳寿命计算式。对比评价了标定的低周疲劳寿命计算式的精度。得到以下结论：

1）推导的低周疲劳模型以疲劳裂纹萌生与稳定扩展面积作为低周疲劳寿命计算参数，考虑了名义最大应力和应力幅的影响，摒弃了裂尖小范围屈服、大范围屈服和全截面屈服的限定性假设，具有较好的普适性，有望推广应用于裂尖小范围屈服的低周疲劳、裂尖大范围屈服的低周疲劳和全截面屈服的超低周疲劳的疲劳寿命计算。

2）推导的低周疲劳寿命计算式对 Q690D 高强钢圆杆低周疲劳寿命的计算误差为 -26.1% ~ -2.7%，计算结果偏于安全。

3）推导的低周疲劳模型应用于高强钢构件抗震设计思路：由低周疲劳模型计算高强钢构件在某地震等级下的低周疲劳寿命（循环次数）；根据高强钢构件在该地震等级下的载荷 - 位移滞回曲线和循环次数计算耗散的地震能，按能量法进行高强钢构件抗震设计。

参考文献

[1] GB 50017—2017 钢结构设计标准[S]
GB 50017—2017 Standard for design of steel structures[S]
[2] TB 10091—2017 铁路桥梁钢结构设计规范[S]
TB 10091—2017 Code for design on steel structure of railway bridge [S]
[3] JTG D64—2015 公路钢结构桥梁设计规范[S]
JTG D64—2015 Specification for design of highway steel bridge structures[S]
[4] ANSI/AISC360-22 Specification for structural steel buildings[S]
[5] EN 1993-1-9：2025 Eurocode 3：design of steel structures-Part 1-9：fatigue[S]
[6] IIW-1823-07 Recommendations for fatigue design of welded joints and components[S]
[7] Hua Jianmin, Wang Fei, Xue Xuanyi, et al. Post-fire ultra-low cycle fatigue properties of high-strength steel via different cooling methods[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 183: 110406
[8] Hua Jianmin, Wang Fei, Xue Xuanyi, et al. Ultra-low cycle fatigue performance of Q690 high-strength steel after exposure to elevated

temperatures[J]. Journal of Building Engineering, 2022, 57: 104832

[9] Huang Xuewei, Yuan Yilin, Zhao Jun, et al. Comparative study on ultra-low-cycle-fatigue behavior of Q235 normal-steel and Q690 high-strength steel[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2022, 194: 107308

[10] Huang Xuewei, Li, Ruiqun, Zhang Xiangcheng, et al. Ultra low cycle fatigue behavior of Q690 high-strength steel welded T-stub joints: experiments and fracture prediction analysis[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 191: 111054

[11] Liu Heng, Zong Liang, Xu Kelong, et al. Experimental investigation on fatigue performance of corroded Q690D high-strength steel[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2025, 227: 109405

[12] 薛暄译, 王斐, 石宇, 等. 火灾后 Q690 高强钢超低周疲劳性能研究[J]. 建筑结构学报, 2023, 44(6): 119
Xue Xuanyi, Wang Fei, Shi Yu, et al. Study on post-fire ultra-low cycle fatigue properties of Q690 high strength steel post fire[J]. Journal of Building Structures, 2023, 44(6): 119. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2022.0631

[13] 宗亮, 刘衡, 崔瑶. Q690D 高强钢低周疲劳性能及损伤演化规律研究[J]. 工程力学, 2025
Zong Liang, Liu Heng, Cui Yao. Investigation on low cycle fatigue behavior and damage evolution of Q690D high strength steel[J]. Engineering Mechanics, 2025

[14] Bartošák M, Halamka J, Beránek L, et al. Using physics-informed neural networks to predict the lifetime of laser powder bed fusion processed 316L stainless steel under multiaxial low-cycle fatigue loading[J]. International Journal of Fatigue, 2025, 190: 108608

[15] Bhardwaj H K, Shukla M. Low-cycle fatigue life prediction of austenitic stainless steel alloys: a data-driven approach with identification of key features[J]. International Journal of Fatigue, 2024, 187: 108454

[16] Baruah S, Singh I V. Low-cycle fatigue simulation of ductile materials using elasto-plastic gradient damage approach[J]. International Journal of Mechanical Sciences, 2024, 276: 109370

[17] Mehani N, Roy S C. Modified isotropic and kinematic hardening equations for 304L SS under low cycle fatigue[J]. Computational Materials Science, 2024, 240: 112999

[18] Yoo K C, Song H S, Lee J M, et al. Application of various low cycle fatigue evaluation rules to notched compact tension specimen test data[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 2024, 209: 105151

[19] Park S J. Application of ductile fracture model for the prediction of low cycle fatigue in structural steel[J]. Engineering Fracture Mechanics, 2023, 289: 109469

[20] Shoda K, Arai K, Nakamura S, et al. Application of redefined J-integral range ΔJ for ultra-low cycle fatigue problems with large magnitude of elastic-plastic deformation[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2023, 126: 103938

[21] Gonzalez-Zapatero W F, Rosado-Carrasco J G, Amariz R R. Low cycle fatigue properties assessment and damage influence on DP 500/800 steel sheet[J]. Journal of Materials Research and Technology, 2023, 23: 2231

[22] Chinara M, Jayabalan B, Bhattacharya B. Low cycle fatigue behaviour study of a nano precipitate strengthened ferrite-bainite 780 steel[J]. International Journal of Fatigue, 2023, 167: 107294

[23] Collini L, Pirondi A. Microstructural, multilevel simulation of notch effect in ferritic ductile cast iron under low cycle fatigue[J]. International Journal of Fatigue, 2022, 162: 106993

[24] Tsutsumi S, Fincato R, Luo P J. Effects of weld geometry and HAZ property on low-cycle fatigue behavior of welded joint[J]. International Journal of Fatigue, 2022, 156: 106683

[25] 王万祯. Q345 圆钢杆的疲劳破坏模型[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2019, 51(12): 58
Wang Wanzhen. Fatigue failure model of Q345 steel round bars[J]. Journal of Harbin Institute Technology, 2019, 51(12): 58. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201903036

[26] 王万祯. 结构钢开裂准则及断裂试验分析[J]. 工程力学, 2008, 25(5): 27
Wang Wanzhen. Cracking criteria and fracture test analysis of structural steel[J]. Engineering Mechanics, 2008, 25(5): 27

[27] 王万祯. 460C 钢缺口板的疲劳裂纹萌生寿命计算模型和疲劳寿命计算[J]. 材料导报, 2024, 38(4): 23010056
Wang Wanzhen. Calculation model of fatigue crack initiation life and total fatigue life calculation of Q460C steel notched plates[J]. Materials Reports, 2024, 38(4): 23010056. DOI: 10.11896/cldb.23010056

[28] Wang Wanzhen, Shi Weizhuo, Guo Hongchao, et al. Unified fatigue life calculation of Q460C steel butt welded joints with unequal widths considering fatigue crack initiation and stable propagation[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2025, 37(2): 04024521. DOI: 10.1061/JMCEE7.MTENG-18315

[29] Wang Wang, Jie Zhiyu, Yu Guoji, et al. Unified fatigue life calculation of Q460C steel fillet weld cruciform joints considering fatigue crack initiation and propagation[J]. Advanced Steel Construction, 2024, 20(3): 222. DOI: 10.18057/IJASC.2024.20.3.2

[30] Wang Wanzhen, Shi Weizhuo, Li Bo, et al. High-cycle fatigue life assessment of welded cruciform joints of Q460D steel[J]. Structures, 2023, 57(9): 105163. DOI: 10.1016/j.istruc.2023.105163

[31] Wang Feng, Yue Junwen, Wang Wanzhen, et al. Unified fatigue life calculation of Q355B-16mm steel notched plates considering crack initiation[J]. Construction and Building Materials, 2024, 437: 136972. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2024.136972

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202504056

CO_2 与氮源电催化合成尿素的催化剂设计与优化研究进展

刘 洋[1],汪永鑫[1],孔秋雨[1],闫学亚[2],翟学东[2],赵庆良[1],丁 晶[1]

(1.哈尔滨工业大学 污泥安全处置与资源化技术国家工程研究中心,哈尔滨 150090;
2.鄂尔多斯市安信泰环保科技有限公司,内蒙古 鄂尔多斯 017000)

摘 要:尿素是农业生产中使用最广泛的肥料之一,然而,传统的工业尿素合成工艺需大量能源投入,造成环境污染和碳排放。随着"双碳"目标的持续推进和生态环境的制约,绿色可持续的电催化C—N偶联的尿素合成路线已成为近年来的研究热点。尽管已有大量针对C—N偶联催化剂设计合成、优化策略和反应机制的报道,但本领域仍缺乏基于核心优化策略对电催化合成尿素催化剂进行系统性归纳的框架。本文通过系统梳理电催化CO_2与不同氮源共还原的反应机制和典型反应装置,提出以"组分协同、缺陷调控、结构优化"等为核心的催化剂优化策略分类体系,深入讨论各类催化剂的设计思路及其改性方向。指出具有协同效应的多金属位点、多功能性的载体以及能够优化活性位点的特殊结构是提升催化性能的关键。总结并展望了该领域面临的核心挑战及未来发展方向,强调了推动工业废弃物资源化利用的重要性。该研究不仅为推动电催化合成尿素的应用提供新的理论视角和分析框架,并有望指导新一代高效催化剂的开发,加速电催化尿素合成技术的工业化进程。

关键词:电化学;催化剂;优化策略;二氧化碳;C—N偶联;尿素合成
中图分类号:X703 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0115-17

Research progress on design and optimization of catalysts for electrocatalytic urea synthesis from CO_2 and nitrogen sources

Liu Yang[1], Wang Yongxin[1], Kong Qiuyu[1], Yan Xueya[2], Zhai Xuedong[2], Zhao Qingliang[1], Ding Jing[1]

(1. National Engineering Research Center for Safe Disposal and Resource Recovery of Sludge, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China; 2. Ordos Anxintai Environmental Science and Technology Co., Ltd., Ordos 017000, Inner Mongolia, China)

Abstract: Urea is one of the most widely used fertilizers in agricultural production. However, traditional industrial urea synthesis processes require massive energy inputs, causing environmental pollution and carbon emissions. With the continuous advancement of the goals of "carbon peaking and carbon neutrality" and constraints of the ecological environment, green and sustainable electrocatalytic C—N coupling routes for urea synthesis have become a research hotspot in recent years. Although there have been extensive reports on the design and synthesis, optimization strategies, and reaction mechanisms of C—N coupling catalysts, this field still lacks a systematic framework that systematically summarizes electrocatalytic urea synthesis catalysts based on core optimization strategies. By systematically reviewing the reaction mechanisms and typical reaction devices for the electrocatalytic co-reduction of CO_2 and different nitrogen sources, this paper proposed a classification system for catalyst optimization strategies centering on "component synergism, defect modulation, and structural optimization" and deeply discussed the design concepts and modification directions of various catalysts. It pointed out that multi-metal sites with synergistic effects, multifunctional carriers, and special structures capable of optimizing active sites are the keys to enhancing catalytic performance. This paper summarized and prospected the core challenges and future development directions in this field and emphasized the importance of promoting the resource utilization of industrial wastes. This research not only provides new theoretical perspectives and analytical frameworks for promoting the application of electrocatalytic urea synthesis but also is expected to guide the development of new-generation high-efficiency catalysts and accelerate the industrialization process of electrocatalytic urea synthesis technology.

Keywords: electrochemistry; catalyst; optimization strategy; carbon dioxide; C—N coupling; urea synthesis

收稿日期:2025-04-21;**录用日期**:2025-06-04;**网络首发日期**:2025-10-23
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251022.1707.006
基金项目:国家自然科学基金面上项目(52270068);污泥安全处置与资源化技术国家工程研究中心基金(Z2024A003);呼包鄂国家自主创新示范区建设科技支撑项目(2024XM07);鄂尔多斯市重点研发计划(YF20240038)
作者简介:刘 洋(2001—),男,硕士研究生;丁 晶(1987—),女,教授,博士生导师
通信作者:丁 晶,dingjinghit@163.com

全球监测数据显示,近年来,化石燃料的过度消耗导致大气中 CO_2 体积分数正以超过 2×10^{-6} 的速度逐年上升,引发严重的生态环境问题[1-3]。在“双碳”目标的背景下,实现 CO_2 捕集与利用以进行碳减排和资源化利用尤为重要[4-6]。此外,氮循环失衡问题也促使寻求更可持续的氮资源利用方式[7]。尿素作为重要化工产品,需求量正在持续扩张[8],但其传统工业生产依赖高能耗的 Bosch-Meiser 工艺(150 ~ 200 ℃,15 ~ 25 MPa)[9-10],约占全球能源消耗的 1%,年排放的 CO_2 超 200 t[11-12]。高能源投入和温室气体排放问题促使开发绿色清洁和可持续的合成技术。

在温和条件下,电催化共还原 CO_2 和氮源(NO_3^-、NO_2^-、N_2、NO)进行 C—N 偶联成为兼具碳减排与氮资源化的潜在绿色方案[13-15]。自 1995 年,Furuya 团队利用 Cu 负载的气体扩散电极(gas diffusion electrode, GDE)首次成功实现 CO_2 和 NO_3^-/NO_2^- 共还原合成尿素以来[16],学者们探索了 NO_3^-[17-22]、NO_2^-[23-25]、N_2[26-28]、NO[29-30]等不同氮源(图 1)。然而,该技术仍面临关键挑战:1)析氢反应(hydrogen evolution reaction, HER)、二氧化碳还原(CO_2 reduction reaction, CO_2RR)、氮还原(nitrogen reduction reaction, NRR)等竞争反应降低了 C—N 偶联目标产物的选择性;2)N ═ N 键的高键能(940.95 kJ/mol)导致 N_2 活化困难[31];3)涉及多步质子耦合电子转移(proton-coupled electron transfer, PCET)的复杂中间体演变过程因催化剂、电解池以及底物的不同而选择性表达,难以辨识关键中间体,导致完整的反应机制的阐述和分析尚不全面。

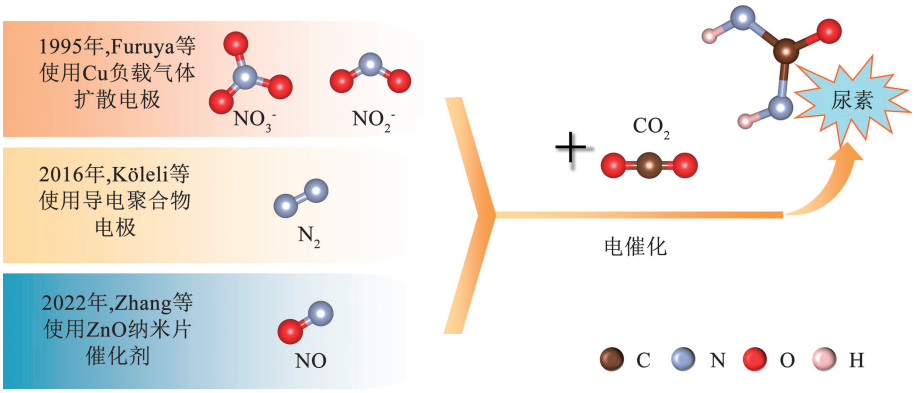


图 1 电催化 C—N 偶联合成尿素中氮源的发展历程

Fig. 1 Development history of nitrogen sources in electrocatalytic C—N coupling for urea synthesis

尽管电催化 C—N 偶联工艺的产率和法拉第效率(Faradaic efficiency, FE)远未达到规模化应用的程度,其仍是传统尿素合成工艺的重要替代方向[32-33]。现有综述虽已广泛覆盖了催化剂的设计和反应机制的某些方面[9,15,34-38],但缺乏一个从催化剂核心优化策略出发,对现有研究进行系统性归纳和理论提炼的统一视角,这在一定程度上限制了对催化剂设计规律的深入探讨。因此,本文提出以催化剂的关键优化策略(组分协同、缺陷调控、结构优化)为核心的分类体系,对电催化 C—N 偶联催化剂进行系统性的整理与剖析(核心内容如图 2 所示),为新一代高效、高选择性电催化剂的理性设计提供更具指导性的理论框架与实践思路,推进电催化尿素合成技术的工业化进程,特别是在实现大规模工业废弃物高值化、资源化利用这一关键应用领域,提供了关键的理论支撑与科学见解。

1 基于不同氮源的电催化 C—N 偶联机制

电催化 C—N 偶联的碳源一般使用 CO_2,而氮源十分广泛[44-46],如废水中大浓度范围的硝酸盐[47-48]、大气中丰富的 N_2[49]、工业生产过程产生的温室气体 NO[50]等。在电催化 C—N 偶联合成尿素过程中,尿素合成的关键起始步骤是碳源和氮源分子的活化,该过程涉及反应物的吸附和多步 PCET。由于碳源和氮源分子在催化剂表面的吸附形态、转移路线的差异性表达等因素,C—N 偶联的中间产物和反应路径也会随之变化(图 3)[38]。因此,深入了解 CO_2 和不同氮源 C—N 偶联的反应机制对定向合成高性能、高选择性的催化剂具有深远意义。

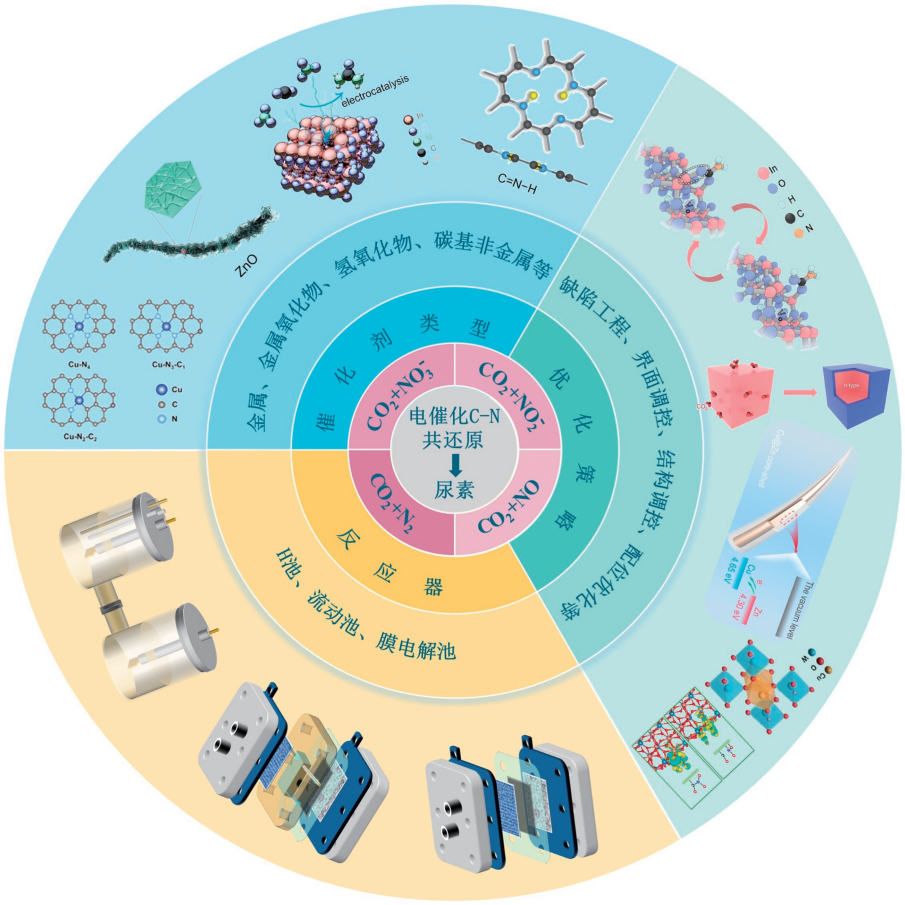


图 2　电催化 C—N 偶联合成尿素核心内容示意[24,29,39-43]

Fig. 2　Schematic diagram of core contents in electrocatalytic C—N coupling for urea synthesis[24,29,39-43]

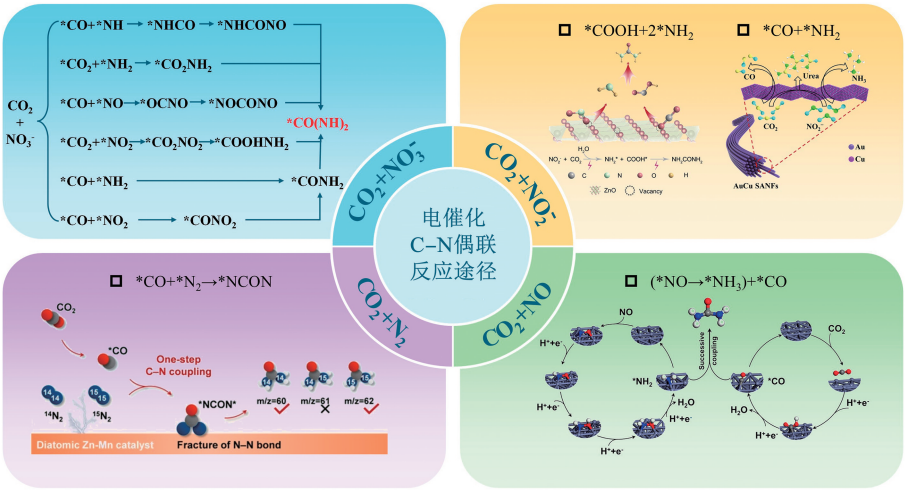


图 3　不同氮源下电催化 C—N 偶联的关键中间体及反应路径[24-25,30,51]

Fig. 3　Key intermediates and reaction pathways of electrocatalytic C—N coupling with different nitrogen sources[24-25,30,51]

1.1　NO_3^- 作为氮源

以 NO_3^- 为氮源时，受催化剂表面吸附形式的影响，C—N 偶联过程的中间体和反应路径有所不同。常见的反应途径包括：

1）*CO + *NH。在 Cu-MnO_2 催化剂上 CO_2 和 NO_3^- 的共还原反应中，原位实验证明 NO_3^- 首先在 Mn 位点上被还原为 *NH，随后，*NH 与吸附在相邻 Cu 位点上的 *CO 偶联，形成 *NHCO，再与 *NO 进行第二步偶联合成尿素[52]。

2）*CO + *NH_2。在 Cu@Zn 纳米线催化剂上，NO_3^- 被先后还原为 *NH 和 *NH_2，其中，*CO 与 *NH_2 进行两次偶联，分别转化为 *$CONH_2$ 和尿素[42]。在 Mo_2C/C 催化剂上，CO_2 还原形成的 *CO 直接作为桥梁连接两个独立吸附的 *NH_2，能垒仅为

0.78 eV,且吉布斯自由能变化 ΔG 为 -0.19 eV,表明 $^*CO$ 和 $^*NH_2$ 偶联在动力学和热力学上都具有能量优势[53]。

3) $^*CO + ^*NO$。在 $Fe^{II}-Fe^{III}OOH@BiVO_4$ 异质结构上,NO_3^- 和 CO_2 分子分别在 FeOOH 和 $BiVO_4$ 位点还原为 $^*NO$ 和 $^*CO$ 后,完成第一次 C—N 偶联形成 $^*OCNO$[54]。同样地,在 $Cu_1Au_8@CeO_2$ 催化剂上,NO_3^- 自发地还原为 $^*NO_2$ 完全覆盖催化剂表面以抑制 CO_2 单独还原的副反应。随后,$^*NO$ 和 $^*CO$ 通过 Eley-Rideal(E-R)机制降低合成 $^*OCNO$ 中间体的能垒(0.17 eV),热力学上自由能为 -0.57 eV,显著优于 $^*NO$ 氢化过程,后续经过自发放热的质子转移过程合成尿素[55]。

4) $^*CO + ^*NO_2$。在具有天然双金属活性位点的 $CuWO_4$ 催化剂上,NO_3^- 脱氧形成 $^*NO_2$,而 CO_2 在吸附的同时自发还原为 $^*CO$,并通过电子转移与 $^*NO_2$ 进行 C—N 偶联[43]。

5) $^*CO_2 + ^*NH_2$。在 V_o-In-TiO_2 催化剂表面氧空位(V_o)的引入强化对 $^*NO_3^-$ 的吸附性能(ΔG = -1.53 eV),In^{3+} 可以抑制 HER 行为,同时促进了 CO_2 的捕获、活化和还原过程,使 $^*CO_2$ 直接与 $^*NH_2$ 偶联的反应能垒最低(-0.31 eV),有利于质子化和第二次 C—N 偶联的自发进行[18]。

6) $^*CO_2 + ^*NO_2$。在 $In(OH)_3$ 催化剂的(100)晶面上,$^*NO_2$ 的强吸附(-2.48 eV)使 $^*NO_2$ 表面覆盖度更高。电荷密度分析显示两个不饱和 In 原子向 $^*NO_2$ 转移电子,同时,In-O-C-O-In 构型稳定 $^*CO_2$,促使两者直接偶联(能垒仅 0.35 eV),该路径比 $^*NO_2$ 质子化(0.62 eV)更易进行。在 PdCu/CBC、V_o-InOOH 催化剂上,CO_2 相比还原为 $^*CO$ 或 $^*COOH$,$^*NO_2$ 直接与 $^*CO_2$ 偶联生成 $^*CO_2NO_2$ 中间体及后续质子化过程更具能垒优势[17,40]。

1.2 NO_2^- 作为氮源

以 NO_2^- 为氮源时,主要包含两个反应途径:1) $^*CO + ^*NH_2$;2) $^*COOH + 2^*NH_2$。以第一类反应途径为例,CO_2 形成关键中间体 $^*CO$ 与 NO_2^- 氢化形成的 $^*NH_2$ 通过多个 PCET 过程形成 C—N 键。Liu 等[25]在利用超薄 AuCu 合金纳米线合成尿素的研究中,通过底物对比以及 $^{15}NO_2^-$ 同位素标记实验提出了一种可能的尿素合成路径,即 CO_2 和 NO_2^- 在催化剂表面被吸附、活化,高选择性地还原为 $^*CO$ 与 $^*NH_2$ 中间体,进而通过串联反应途径完成 C—N 偶联。在另外一种途径中,氧空位的存在促进了局域电荷重新分布从而促进了 NO_2^- 的吸附和转化,首先,NO_2^- 中的氧原子填充表面氧空位,经历多步 PCET 形成 $^*NH_2$,而 CO_2 在一步 PCET 过程后插入氧空位转化为 $^*COOH$ 中间体并直接与两个 $^*NH_2$ 偶联合成尿素分子[24]。

1.3 N_2 作为氮源

以 N_2 为氮源时,通常认为 CO_2、N_2 分子首先吸附在催化剂表面并活化生成 $^*CO$ 和 $^*N=N^*$ 中间体,随后发生 C—N 偶联,形成 $^*NCON^*$。在此过程中,催化剂的特性对 N_2 的吸附和转化至关重要,如在 PdCu 合金纳米颗粒负载于 TiO_2 纳米片的催化剂体系中,N_2 侧向吸附在催化剂表面,促进 PdCu 合金中 d 轨道电子向 N_2 的 π^* 轨道转移,局部的电子积累可以强化 N≡N 的活化,同时,CO_2 分子也在催化剂表面完成吸附和还原过程。此外,载体效应和双金属结构也进一步增强了对 N_2 的吸附作用[28]。活化的 N_2($^*N=N^*$)可以降低 $^*COOH$ 中间体的活化能,进而促进 CO_2 还原为 $^*CO$ 的反应,$^*CO$ 和 $^*N=N^*$ 的 C—N 偶联是一个热力学自发过程(-0.07 eV),与 $^*N_2$ 转化至 $^*NNH$(+1.07 eV)的高吸热过程相比,C—N 偶联反应优先发生。

1.4 NO 作为氮源

以 NO 作为氮源时,催化剂的活性位点与吸附在催化剂表面的 NO 分子成键以激活 NO 分子。在催化剂表面,NO 分子以不同的构型吸附(线性吸附或桥式吸附[56]),随后,NO 分子 π^* 轨道填充电子还原生成含氮中间体,该反应路径通常遵循 $^*NO \rightarrow ^*NHO \rightarrow ^*NHOH$(等同于 $^*HNOH$)$\rightarrow ^*NH_2OH \rightarrow ^*NH_2$,之后 $^*CO$ 和含氮中间体进行 C—N偶联[57]。此外,有研究表明在 Zn 纳米带(Zn NBs)催化剂表面,NO 分子的存在还可以进一步稳定 $^*COOH$ 和 $^*CO$ 中间体,从而影响催化剂的性能,并推测出最佳反应途径为 $^*CO$ 和 $^*NH_2$ 的逐步偶联,首先生成 $^*CONH_2$ 中间体(ΔG = -0.46 eV),第二个 C—N 键优先通过 $^*CONH_2$ 与 $^*NH_2$ 的再次偶联生成尿素[30]。

2 电催化 C—N 偶联催化剂的设计及优化

电催化 CO_2 与氮源(N_2、NO_3^-、NO_2^-、NO)偶联在高选择性、高产率和高效率下合成尿素存在重大挑战。同一电化学反应体系中驱动 CO_2 和含氮分子共还原反应的难点主要在于平衡 C—N 偶联反应和 CO_2RR、NRR 以及 HER 之间的关系。因此,深入了解电催化过程 C—N 偶联机制及优化策略对于进一步开发具有高尿素选择性和产率的活性催化剂意义

重大。

2.1　单金属位点催化剂

2011 年，首次出现单原子催化的概念[58]，单原子催化剂（single-atom catalysts，SACs）因高活性、高选择性和易调控性等优势广泛应用于能源转换和催化领域[59]。活性金属以单个原子的形式负载于载体表面，且相邻原子之间可能会产生协同催化效应[60]。此外，单金属位点催化剂还应包括某些团簇或配位结构中仅暴露单个金属活性位点的催化剂。

1995 年，Furuya 及其团队利用 Cu 负载的 GDE 开创 CO_2 和 NO_3^-/NO_2^- 共还原合成尿素的先河[16]，并探究了不同金属催化剂（Cr、Mo、Mn、Ru、Co、Rh、Ir、Ni、Pd、Pt、Cu、Ag、Au、Zn、Cd、In、Tl、Sn 和 Pb）在 CO_2 和 NO_3^- 电催化合成尿素中的应用，其中，Zn 在 −1.75 V vs. RHE 电压下的尿素法拉第效率（FE_{urea}）达 35%，研究认为催化剂的催化能力强弱在于能否促进类一氧化碳和类氨的前体物质形成[61]。在电还原 CO_2 和 NO 直接合成尿素方面初步筛选的 10 种不同金属电催化剂的研究中，确定 Zn 的催化性能最佳（图 4（a）），随后，以 ZnO 纳米片为原料通过电化学还原方法制成了 Zn 纳米带，用于 NO 和 CO_2 电合成尿素（NO 和 CO_2 最佳摩尔比为 3∶7）。Zn 不但能够将 CO_2 电还原为 CO，而且在 CO_2 和 NO 共还原过程中，可有效阻止 * N 中间体的二聚化反应生成 N_2（图 4（b））[30]。

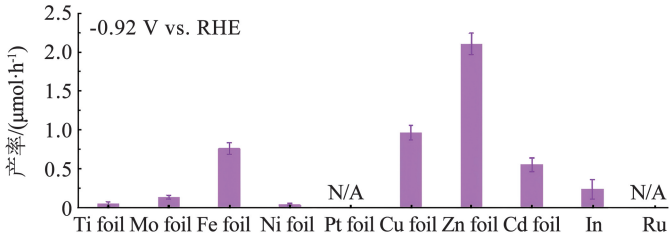
近年来，Cu 基催化剂由于其优异的电催化性能受到学者们广泛关注[39,62-67]。Liu 等[52]利用从头算分子动力学模拟对 CO_2 和 NO_3^-/NO_2^- 在 Cu（100）表面共还原合成尿素的关键步骤进行了计算研究，证明 * NH 和 * CO 之间的两步偶联在低过电位区形成了 C—N 键，在较高的过电位下，受竞争反应影响，降低了对形成尿素的选择性，研究进一步发现催化过程首个 C—N 键形成的碳源直接来自气相 CO_2 分子，无需还原中间体（如 * COOH、* CO）。另一项对 $CuWO_4$ 催化剂的研究发现，富电子 Cu NP 由于表面覆盖有活性阴离子氧，表现出特殊的 E-R 机制，而传统 $Cu^{\delta+}$ NP 主要通过 Langmuir-Hinshelwood（L-H）机制生成稳定的双齿碳酸盐物种。这种差异源于富电子 Cu NP 的库仑效应，表面的氧阴离子保护层使气态 CO 分子倾向于生成容易脱附的单齿碳酸根[68]。此外，等离子体处理的低配位 Cu 催化剂（L-Cu）在尿素合成方面也具有高选择性，表面的 Cu 位点与处理后形成的低配位 Cu 位点协同作用，能有效抑制竞争性副反应，其 FE_{urea} 高达 50.42%（−0.5 V vs. RHE）[66]。

对于 SACs，单个原子通过成键稳定地分散在衬底上，具有最大原子利用效率、丰富的化学结构等优势，特别是在 N 掺杂石墨烯负载的单过渡金属原子（M-N-C）结构中[69-71]。Leverett 等[39]开发了一种 M-N-C 配位结构的 Cu-GS SACs，密度泛函理论（density functional theory，DFT）表明，Cu-N-C 配位结构对 CO_2RR、NO_3RR 具有较高的催化活性，且 $Cu-N_4$ 位点可促进关键中间体 * COOH 的产生，是尿素合成速率的决定步骤，该研究为 Cu 配位结构催化剂在尿素合成领域的应用奠定了基础。类似地，具有丰富 Cu-O-Si 界面位点的 $CuSiO_x$ 催化剂，也可用于高效稳定的尿素电合成。Cu 均匀分散在 SiO_2 基体中，并通过脉冲电位策略促进 NO_3^- 的吸附与还原（图 4（c））。研究表明，尿素合成速率的决定步骤为 $CuSiO_x$ 表面 * NO_2 与 * CO 中间体的加氢偶联，Cu-O-Si 界面倾向于通过 C—N 偶联生成尿素，而非析氢或生成 NH_3，在最佳条件下实现了高尿素产率（1 606.1 $\mu g \cdot h^{-1} \cdot mg^{-1}$）、高选择性（79.01%）及长期稳定性（80 h 后 FE_{urea} 仍保持 80%）[67]。有学者研究了在 g-C_4N_3 基底上分别锚定 28 种过渡金属原子的多孔材料，寻求可有效规避 N ≡ N 键活化和 CO_2 选择性还原为 CO 困难问题的机制。DFT 计算结果表明，游离的 CO 分子插入到两个相邻的 N_2 中，并与两个 N 原子同时结合（图 4（d）），形成了具有热力学和动力学可行性的特定尿素前体 * NNCONN *。同时，研究提出使用有效 d 电子数作为简单描述符来定量描述尿素形成的结构 − 活性关系，综合了催化剂的 d 电子数量、金属原子电负性以及基底广义电负性等固有原子属性[72]，为尿素电化学合成中催化剂设计提供了通用指导范本。

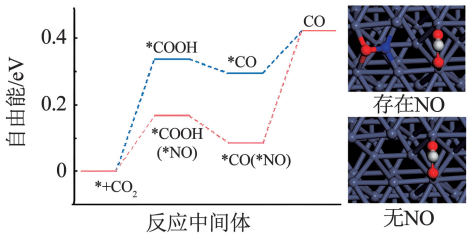
金属氧化物负载 SACs 为单原子提供分散的位点和稳定的支撑，载体与金属原子之间的强相互作用可促进表面电荷转移，优化电子结构，或通过改变金属单原子的几何构型调节配位环境。Wei 等[73]利用原位 X 射线吸收光谱证明了铜单原子（Cu_1）锚定的 CeO_2 催化剂（Cu_1-CeO_2）在电解过程中 Cu_1 重组为团簇（Cu_4），这些电化学重建的 Cu_4 团簇是电催化尿素合成的真正活性位点。当外加电势切换到开路电位时，团簇动态且可逆地转变为单原子构型，从而赋予催化剂优异的结构和电化学稳定性。同样地，Cu_1 也可以锚定在二硫化钼（Cu_1-MoS_2）上作为尿素电合成的高效催化剂，理论计算和原位光谱测量揭示了 Cu_1 位点和 MoS_2 边缘位点的协同串联效应（图 4（e）），Cu_1 位点触发 C—N 偶联的第一步，而 MoS_2 边缘位点促进 * CO_2NH_2 到 * $COOHNH_2$ 的氢化步骤，实现高效尿素合成，在流动池系统中，在 −0.6 V vs. RHE 下达到了 57.02% 的 FE_{urea} 和

23.3 mmol/(g·h)的尿素产率(图 4(f))[74]。

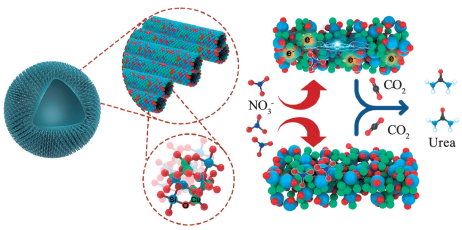
此外,近期研究表明,多孔氮化硼纳米片(M/p-BN)也是 SACs 锚定的一种理想基底,形成的新型电催化剂可以促进位点的活化。如锚定 Fe 或 Co 原子的催化剂表现出良好的尿素合成催化活性,具有低限制电位的 C—N 偶联反应动力学能垒,其中,Fe 或 Co 及其相邻的两个 B 原子构成的非对称三活性位点,有效地促进 N_2 分子的活化[75]。



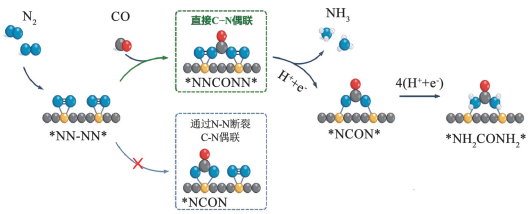
(a) 在-0.92 V vs. RHE电位下10种金属材料的尿素产率[30]



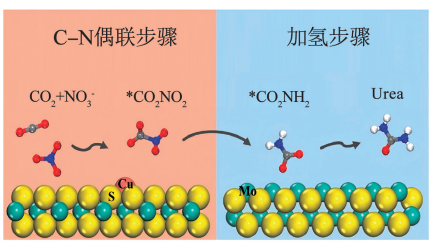
(b) Zn(101)表面CO_2还原的自由能变化[30]



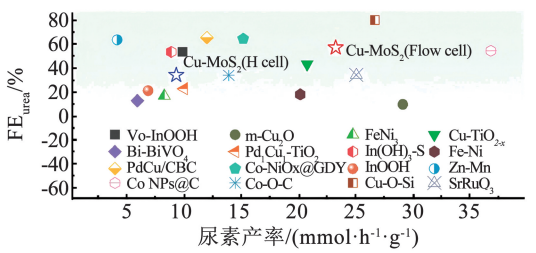
(c) $CuSiO_x$结构和脉冲增强电催化偶联合成尿素的示意[67]



(d) 通过*NNCONN*中间体直接C–N偶联的示意[72]



(e) Cu_1-MoS_2上串联催化机制示意[74]



(f) Cu_1-MoS_2与最近报道的催化剂之间的性能比较[74]

图 4 部分单金属位点催化剂尿素合成的机制示意

Fig. 4 Schematic diagram of mechanism for urea synthesis on some single-metal-site catalysts

2.2 多金属位点催化剂

尽管许多单金属催化剂性能优异,但金属负载量低以及单活性中心导致的标度关系使其难以满足多级反应或具有复杂中间体的过程的需求。在此基础上,多金属位点催化剂成为新的研究热点,这类催化剂涵盖具有多个金属活性位点的体系,根据活性位点的数量与结构特征可进一步分为双金属位点催化剂如双原子催化剂(dual atom catalysts,DACs)、双金属纳米颗粒和团簇、合金等,多金属位点催化剂,高熵合金等。双金属位点催化剂可以增加单位点负载,并调节原子中心的本征结构,从而进一步优化多中间体反应过程[76-77],为电催化 C—N 偶联的高效转化提供了一个极具前景的平台[38,78]。多金属位点催化剂与高熵合金催化剂则凭借更复杂的活性中心结构,为探索催化反应机制与性能提升提供了新的研究方向。

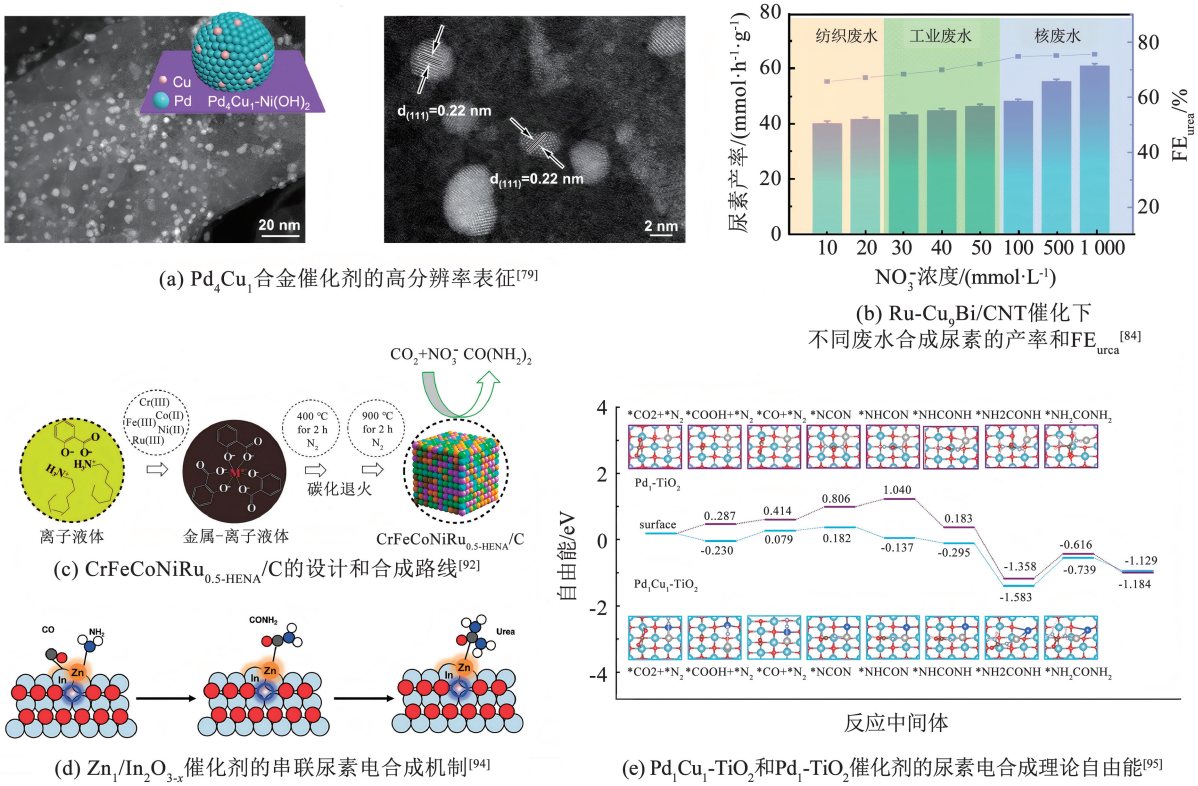
2.2.1 组分调控

组分调控对改善催化剂性质、调节反应选择性等具有重要作用。Cu 基金属催化剂可以有效地促进电合成尿素,如将单原子 Cu 掺杂进 Pd 中制成 Pd_4Cu_1 合金催化剂(图 5(a)),Cu 位点可促进 NO_3^- 深度还原至 $^*NH_2$,可实现高达 436.9 mmol/(g·h)的尿素产率以及 66.4% 的 FE_{urea},长期循环稳定性超过 1 000 h[79];Ni 掺杂的 Cu 催化剂用于共还原 NO_2^- 和 CO_2 合成尿素时,在 -0.7 V vs. RHE 时 FE_{urea} 可达 39.8%[80];Cu 和 Ni 以合金形式构成的 Cu-Ni 合金纳米晶体中异质 Cu 和 Ni 原子组合可以促进 $^*NO_x$ 的氢化,尿素产率和效率远高于单一 Cu 或 Ni 金属[81]。Pd-Cu 双位点、Ni 掺杂 Cu 及合金形式均可以加强关键中间体 $^*CO$ 和 $^*NH_2$ 之间的偶联。

此外,在同核双金属掺杂石墨相氮化碳电催化剂(M_2@ g-C_6N_6,M = Sc, Ti, V, Cr, Mn, Fe, Co,

Ni，Cu，Zn，Y，Zr，Nb，Mo，Hf，Ta，W）共还原 CO_2 和 N_2 中，CO_2 通过两个 PCET 过程后与 N_2 进行 C—N 偶联形成 *NCON。相关实验证明，Ta_2@g-C_6N_6 能够有效抑制表面氧化或羟基化，并弱化 NRR 和 HER 的竞争性副反应，是电催化 C—N 偶联反应最具潜力的催化剂之一[82]。有学者以 FeNi-N_6-C 作为模型体系，通过双参考方法结合隐式溶剂模型，成功揭示了在 FeNi-N_6-C 催化剂表面上电化学合成尿素的新机制，即电催化 CO_2/NO_3^- 共还原合成尿素的反应途径和电位窗口可以通过电位依赖的自由能变化调控，在低电位下，有利的质子化过程促进 NH_3 的选择性表达；而在 −2.43 ~ −1.34 V vs. RHE 的电位窗口内，*NHO 与 *CO_2 的 C—N 偶联优先于质子化作用，从而促进尿素的合成[83]。

除了双金属位点催化剂外，研究发现多位点催化剂同样具有优异的催化性能。如多壁碳纳米管（multi-walled carbon nanotubes，MWCNT）负载的 Ru 掺杂 Cu_xBi 三元合金，优化的 Ru-Cu_9Bi/CNT 在宽浓度范围 NO_3^- 中实现了优异的 FE_{urea}（75.6%）。DFT 计算表明，Cu 和 Bi 位点分别促进 CO_2 和 NO_3^- 的吸附和活化，Ru 位点通过调节对 *H 的吸附，促进水的解离，Bi 位点加速 NO_3^- 还原，提高了关键中间体 *NHO 在宽 NO_3^- 浓度范围下的覆盖率，适用于多类废水（图 5（b））[84]。



(a) Pd_4Cu_1合金催化剂的高分辨率表征[79]

(b) Ru-Cu_9Bi/CNT催化下不同废水合成尿素的产率和FE_{urea}[84]

(c) $CrFeCoNiRu_{0.5\text{-}HENA}$/C的设计和合成路线[92]

(d) Zn_1/In_2O_{3-x}催化剂的串联尿素电合成机制[94]

(e) Pd_1Cu_1-TiO_2和Pd_1-TiO_2催化剂的尿素电合成理论自由能[95]

图 5　部分多金属位点催化剂尿素合成的效率与机制

Fig. 5　Efficiency and mechanism of urea synthesis on some multi-metal-site catalysts

高熵合金（high-entropy alloys，HEAs）通常由 5 种以上元素构成，特殊的结构和组成使其具备多功能性，在电催化领域引起广泛关注[85−88]，目前在水电解[89]、CO_2 RR[90]、NRR[91] 领域均有研究实例。Zhang 等[92]使用基于螯合物的离子液体制备了温和且可扩展的 $CrFeCoNiRu_{0.5}$ 高熵纳米合金/碳电催化剂（$CrFeCoNiRu_{0.5\text{-}HENA}$/C）用于绿色尿素的合成（图 5（c）），表现出 35.57 mmol/（g·h）的尿素产率和 21.02% 的 FE_{urea}。$CrFeCoNiRu_{0.5\text{-}HENA}$/C 具有三维多孔结构，由碳框架和 $CrFeCoNiRu_{0.5\text{-}HENA}$ 纳米晶体组成，对比实验表明，各金属元素的引入（特别是 Ru）均能提高催化剂性能。该催化剂因其独特的结构表现出良好的电催化合成尿素性能，为高性能高熵纳米合金的应用提供了新途径。

2.2.2　空位缺陷

缺陷态金属具有金属空位，可提高对底物的吸附和活化。Cu-Bi 催化剂以具有金属空位的缺陷态存在时，N_2 和 CO_2 共还原的 C—N 偶联更容易发生[93]。具有稳定 $Cu^{\delta+}$-氧空位（O_{vs}）-Mn^{3+} 双位点的 Cu 掺杂 MnO_2 纳米管（Cu-MnO_2）催化剂中，$Cu^{\delta+}$ 掺杂使催化剂表现出优异的结构和电化学稳定性，在流动池中，FE_{urea} 最高可达 54.7%（−0.5 V vs.

RHE),产率最高为 116.7 mmol/(h·g)[52]。当 Zn 单原子锚定在富含氧空位的氧化铟(In_2O_{3-x})上时(Zn_1/In_2O_{3-x}),Zn_1-V_o 位点能够激活 NO_3^- 生成 $^*NH_2$,而 In-V_o 位点能够激活 CO_2 生成 $^*CO$,形成的 $^*CO$ 从 In-V_o 位点自发迁移到附近的 Zn_1-V_o 位点,随后与 $^*NH_2$ 偶联生成 $^*CONH_2$,最终转化为尿素(图 5(d))[94]。

采用空位 – 锚固策略在 TiO_2 表面精准构建的 Pd_1Cu_1 双位点(Pd_1Cu_1-TiO_2)催化剂可用于 CO_2 和 N_2 作为原料合成尿素,得益于 Pd_1Cu_1 双核位点与氧空位的高效协同,Pd_1Cu_1-TiO_2 表现出较高的催化活性。一方面,Pd_1Cu_1 双核位点可有效调控 Pd 位点的电子结构,强化 Pd 位点对反应前体的弱吸附;另一方面,Pd_1Cu_1 双核位点与氧空位高效协同,极大地降低 C—N 偶联核心中间体 $^*NCON$ 的形成能垒(图 5(e))[95]。

铋(Bi)的特殊电子结构使其具有抗 HER 和活化含氮分子的能力,电化学还原二维(2D)超薄 Bi_2Se_3 纳米片原位重建富含晶界(grain boundaries,GBs)的 Bi 纳米片具有大量反应物吸附的缺陷位点,促进了 $^*CO$ 和 $^*NH_2$ 中间体的产生,降低了 C—N 偶联形成尿素的能垒[32]。

2.2.3 结构优化

催化剂的结构优化旨在通过精准调控活性位点、电子结构与界面微环境,实现 CO_2 和氮物种的高效活化。Fe 基催化剂通过调节电子结构,优化对关键中间体吸附 – 解吸能力,其中,键合 Fe-Ni 对双原子催化剂(B-FeNi-DASC)实现了活性位点、活化位点和偶联位点的“三合一”,特定结构位点的桥型 Fe-Ni 双金属对作为多种反应物的协调吸附和活化位点,在热力学和动力学上增强了关键的 C—N 偶联反应[96],这一研究为在原子层面识别和定制 C—N 偶联位点提供了新的见解。

异质结构 Cu-Bi 双金属催化剂在偶联 NO_3^- 与 CO_2 合成尿素测试中,FE_{urea} 达 23.5%,产率为 2 180.3 μg/(h·mg),DFT 计算表明,适量 Bi 的引入诱导了丰富相界的 Bi-Cu/O-Bi/Cu_2O 异质结构的形成,构建了多个活性位点,促进了 NO_3^-、CO_2、H_2O 的活化和 $^*HONCON$ 中间体的形成[97];轴向氯配位中处于中心原子轴向位置的氯原子,可以改变催化剂表面的电子性质,提高对反应物的吸附能力。在稀盐酸中通过水热处理制备的轴向氯配位催化剂(ZnMn-N,Cl)实现了 63.5% 的 FE_{urea}。轴向 Cl 配位后对气态反应物的化学吸附能力进一步提高,促进了 N_2 和 CO_2 的共吸附[51];具有核壳结构的双金属催化剂中,壳层金属通过电子转移与核层金属相互作用,核壳表面电子结构的动态变化优化了反应物的吸附和活化能力。如通过原位电还原法制备的自支撑核 – 壳 Cu@Zn 纳米线,在合成尿素反应中产率和 FE_{urea} 分别为 7.29 μmol/(cm²·h) 和 9.28%,显著高于 Cu 或 Zn 单金属催化剂。电子从 Zn 壳层转移到 Cu 核,促进了 $^*CO$ 和 $^*NH_2$ 关键中间体的形成和偶联[42]。由此可知,对催化剂进行合理的结构优化可以有效地“定制”活性位点,从而促进关键中间体合成和关键偶联步骤的进行。

2.2.4 仿生形式

酶作为经过高度进化的生物催化剂,在生物代谢与工业合成领域发挥关键作用,但是酶分子结构的复杂性和脆弱性也限制了其广泛应用。随着合成化学的不断突破,一些超越天然酶功能的仿生催化剂应运而生[98],仿生催化是指模拟酶系统某些关键特征的化学催化[99]。在自然界中,高价态硝酸盐还原酶中的钼基(Mo)反应中心可有效促进硝酸盐同化过程,而钼(Mo)和钨(W)分别属于 4d 与 5d 过渡金属,化学性质具有高度相似性[100-101],高价钨氧化物衍生物有利于稳定 $^*NO_2$ 中间体。近期研究发现,具有天然双金属位点的 $CuWO_4$ 催化剂可用于 CO_2 和 NO_3^- 的共还原(图 6),高价钨氧化物衍生物有利于稳定 $^*NO$ 中间体,而分离的 Cu 位点可以抑制 C—C 偶联副产物的产生,$CuWO_4$ 优化了 $^*NO_2$ 和 $^*CO$ 这两个关键中间体在 W 位点和 Cu 位点交替位置上的偶联,在 –0.2 V vs. RHE 下实现了高 FE_{urea}(70.1 ± 2.4)% 和高尿素产率(98.5 ± 3.2) μg/(h·mg)[43]。另一项工作中发现裸露的 Cu NP 与含阳离子空位的 $CuWO_4$ 之间存在强金属 – 载体相互作用和电子反向转移,富电子 Cu NP 可抵消表面氧化,优先吸附 CO,主要促进单齿碳酸盐物种的解吸,而 $Cu^{\delta+}$ NP 稳定双齿碳酸盐物种[68]。

2.3 金属氧化物、氢氧化物

金属氧化物和氢氧化物催化剂因合成简便、稳定性高及优异的催化性能,已成为电催化尿素合成领域的重要研究方向。为进一步有效调控电子结构和吸附性能,提升催化活性和选择性,研究者们探索了在缺陷、结构、界面、载体以及配位环境等方面的优化策略。

2.3.1 缺陷工程调控

缺陷工程是调控催化剂电子结构、电荷分布和增加活性位点的有效策略[102-103]。氧空位是金属氧化物在特定外界环境下(如高温、还原处理等)造成的晶格中氧脱离而形成的缺陷,可以改变材料表面的电子和化学性质,从而增强活性与选择性并优化反应路径。

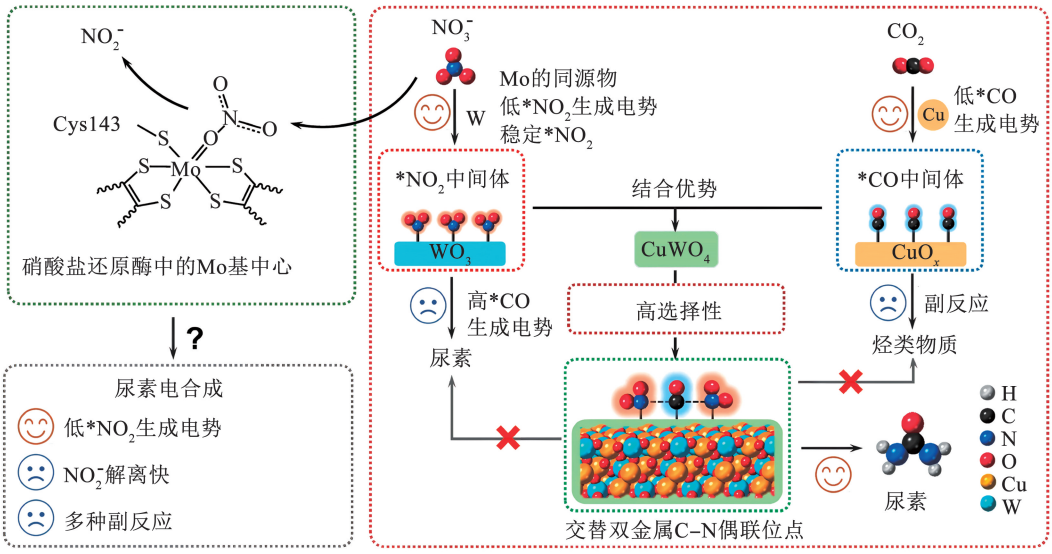


图 6　双金属位点 Cu-W 催化剂（$CuWO_4$）进行尿素电合成示意[43]

Fig. 6　Schematic diagram of urea electrosynthesis on bimetallic-site Cu-W catalyst ($CuWO_4$) [43]

富含氧空位缺陷的 ZnO 多孔纳米片（$ZnO\text{-}V_o$）（图 7（a））在 CO_2 和 NO_3^- 的尿素电合成中表现出 23.26% 的 FE_{urea}，研究表明，$ZnO\text{-}V_o$ 的无定形表面结构与氧空位的引入显著提升了其催化活性，且通过高分辨率透射电子显微镜（high resolution transmission electron microscopy，HRTEM）、电子顺磁共振（electron paramagnetic resonance，EPR）和光致发光（photoluminescence，PL）光谱确认了氧空位的存在[24]。类似地，富氧空位的 CeO_2 纳米棒在催化尿素合成中的表现也十分优异，尿素产率达 943.6 mg/（h·g），原位实验表明，在 CeO_2-750 纳米棒上出现了明显的介孔结构，X 射线衍射（X-ray diffraction，XRD）分析确认了 CeO_2 的合成，EPR 与 X 射线光电子能谱（X-ray photoelectron spectroscopy，XPS）表明该催化剂具有较高的氧空位浓度，且形貌和晶体结构未发生显著变化。氧空位通过稳定 $^*NO$ 中间体，进而促进 $^*OCNO$ 的生成[104]。此外，在 InOOH 催化剂中，氧空位不仅重构了 In 表面的电子结构，还有效降低了 $^*CO_2NH_2$ 转化为 $^*COOHNH_2$ 的能垒（图 7（b））[40]。催化剂缺陷的设计为提高 C—N 偶联反应选择性提供了新的思路，在合成各种高附加值化学品中具有巨大潜力。

2.3.2　多元结构协调

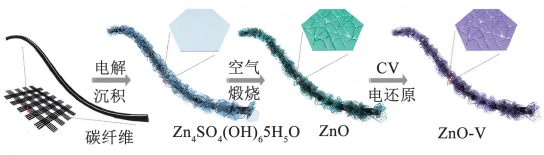
在结构调控方面，催化剂的形态、基底等因素对其吸附能力、反应稳定性等具有重要影响，对于提高催化性能至关重要。有研究者提出将金属氧化物纳米颗粒封装进金属有机框架（metal organic framework，MOF）中来增强催化剂性能，采用后合成修饰（post-synthetic modification，PSM）策略，将超小的 $\gamma\text{-}Fe_2O_3$ 纳米颗粒（< 2 nm）封装在导电的 MOF Ni-HITP 中，形成 $\gamma\text{-}Fe_2O_3$@Ni-HITP 复合材料，$\gamma\text{-}Fe_2O_3$ 纳米颗粒中相邻的 Fe（III）离子可作为活性位点，而导电的 MOF 框架保证限域空间内金属氧化物纳米颗粒的均匀尺寸和分散性，提升了催化剂的稳定性和效率（FE_{urea} 为 67.2%）[105]。此外，通过水热合成法构建的异质结构 $Fe^{II}\text{-}Fe^{III}OOH$@$BiVO_4$ 催化剂在 CO_2/NO_3^- 共还原过程中，$BiVO_4$ 和 FeOOH 分别作为 CO_2 和 NO_3^- 还原的活性位点，促进 C—N 偶联过程[54]。同样地，在碳纳米管（Fe（a）@C-Fe_3O_4/CNT）上制备的共生碳包封非晶铁（Fe（a）@C）和氧化铁纳米颗粒（Fe_3O_4 NP）催化剂中，两种 Fe 的活性组分通过协同催化促进偶联过程[106]。其中，Fe（a）@C 主要负责 NO_3^- 的还原，形成 $^*NH_2$ 中间体，而 Fe_3O_4 NP 更有利于 CO_2 的还原，形成 $^*CO$ 中间体，在 −0.65 V vs. RHE 下，尿素产率为（1 341.3 ± 112.6）μg/（h·mg），FE_{urea} 为（16.5 ± 6.1）%。

2.3.3　界面配位优化

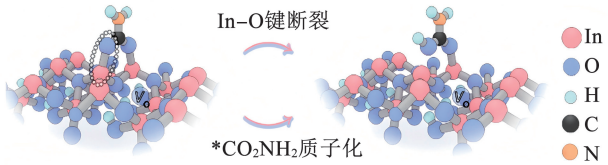
催化剂表面结构也是影响其催化性能的重要因素，如氢氧化铟（$In(OH)_3$-S）催化剂在电催化 CO_2/NO_3^- 共还原中，$In(OH)_3$（100）面有助于促进 $^*NO_2$ 和 $^*CO_2$ 中间体的关键偶联。与基于 $^*NH_2$ 与 $^*CO_2$ 或 $^*CO$ 反应的机制相比，通过直接 C—N 偶联可以减少 NH_3、N_2、CO 或 HCOOH 等副产物的生成，从而显著提高尿素的选择性。此外，表面吸附的 CO_2 能够通过捕获电子使 n 型 $In(OH)_3$ 具有 p 型半导体表面行为（图 7（c）），空穴积累层能通过质子排斥行为抑制 HER 过程[41]。

利用原位电还原法成功形成了 Cu/Cu_2O 纳米级整流异质界面（Cu/Cu_2O-NRH），在整流异质界面

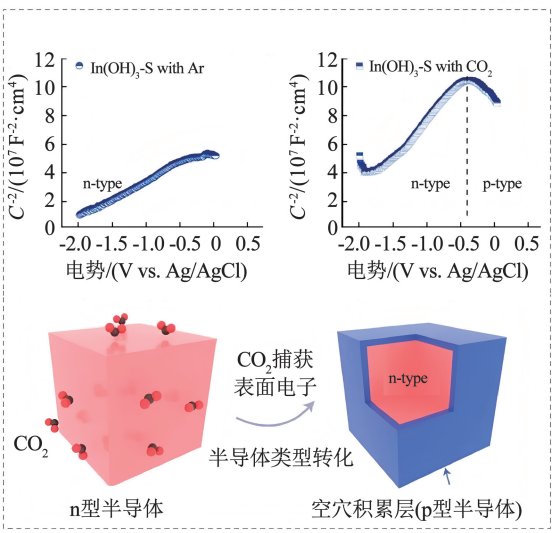
处,电子转移调节了尿素合成过程中 C—N 偶联中间体的吸附和解吸行为[107]。Cu/Cu_2O 界面处的电荷转移促使中间价态 $Cu^{\delta+}$($0<\delta<1$)生成,其 d 带中心能量介于 Cu 和 Cu_2O 之间,该界面通过改变活性位点 Cu 的价态,增强 $Cu^{\delta+}$ 对反应物的吸附能力,调控反应动力学,进而优化 C—N 偶联路径(图 7(d))。在 0 ~ −0.3 V vs. RHE 的电位范围内表现出优异的尿素电合成性能。



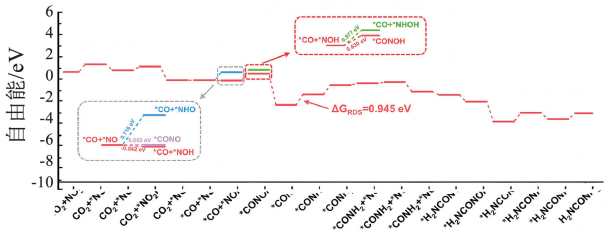
(a) ZnO-V多孔纳米片合成路线[24]



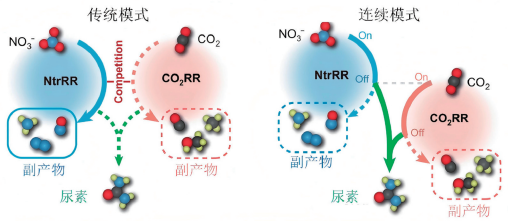
(b) InOOH催化剂中V_o缺陷工程驱动的尿素合成机制[40]



(c) In(OH)$_3$催化剂的半导体类型分析[41]



(d) Cu(100)-Cu_2O(100)上尿素合成的自由能[107]



(e) NtrRR与CO_2RR同时发生和连续发生路径[108]

图 7 部分金属氧化物及氢氧化物催化剂尿素合成示意

Fig. 7 Schematic diagram of urea synthesis on some metal oxide and hydroxide catalysts

2.4 非金属及其他催化剂

尿素电合成选择性不理想的主要原因之一是同时进行的 NRR 和 CO_2RR 副反应,因此,设计依次进行还原反应的连续性过程为催化剂表面构筑提供了一种新思路。以氮掺杂碳催化剂为例,氮官能团上的可逆加氢实现了 CO_2 和 NO_3^- 还原路径的自发切换。这种连续还原行为源于 N、C 催化剂的反应驱动演化,形成了一种“跷跷板”情景(图 7(e)),即催化剂表面存在 C ═ N—H 物种时,反应的“跷跷板”最初向 NRR 倾斜,当 N—H 键裂解,催化中心活化 CO_2RR过程,促使“跷跷板”翻转,使反应转向 * CO 的形成和进一步的 C—N 偶联,整个反应过程结束后,催化中心会自发恢复到初始状态[108]。这种动态可逆性可使尿素形成具有高倾向性,同时抑制副反应,为设计尿素电合成的高选择性催化剂提供了策略。

MXenes 的类材料 MBenes 是一类具有独特结构和性质的二维过渡金属硼化物,已在电催化、储能等领域展示出优异的性能,该类材料具有许多潜在的特性和应用,尚待深入研究与探索[109-110]。在 3 种硼化物(Mo_2B_2、Ti_2B_2 和 Cr_2B_2)对电催化 CO_2/N_2 合成尿素的研究中,发现 M_2B_2 型 MBenes 面内结构具有各向异性,且表面金属原子的高配位数赋予其独特的稳定性和反应活性,其中,Mo_2B_2 和 Cr_2B_2 适度的金属丰度使其具有优异的抑制表面氧化和自腐蚀的能力,成为相对有前途的尿素生产电催化剂[111]。该工作为尿素电合成提供了新方向。

MOF 衍生的催化剂因其高度可调的结构、优异的比表面积、丰富的孔隙结构和金属中心,成为电催化剂的另一重要研究方向[112-113]。近期报道了一种新型的导电 MOF,Co-PMDA-2-mbIM(PMDA = 吡咯梅利酸二酐;2-mbIM = 2-甲基苯并咪唑),得益于 MOF 内部亲电的 CoO_6 单元和亲核的 2-mbIM 客体分子独特的电子构型协同促进作用,N_2 和 CO_2 靶向吸附并活化以产生所需的 * N ═ N * 和 * CO 中间体,随后,Co^{4+} 接受来自 * N ═ N * 轨道 σ 电子,并有效地触发 C—N 偶联反应合成 * NCON * 尿素前驱体[114]。除了制备导电或具备电化学活性的 MOF,

导电基材上负载的 MOF 以及与活性材料杂交的 MOF 也是提高 MOF 电催化活性的有效策略[115]。此外，双官能团无金属硼纳米片材料 β_{12}-BM 具有局部亲电和亲核区域，对不同反应物有特定吸附能力，为新型高性能无金属催化剂的设计和计算提供了指导[29]。

尽管新型无金属碳基电催化剂具有易获取、成本低、导电性好、化学稳定性好等优点，然而其本征活性差强人意，尤其是未改性的材料，难以与大部分金属催化剂媲美[116]，在电催化合成尿素领域还有较大的开发空间。表 1 为部分已报道的以 NO_3^-、NO_2^-、N_2、NO 为氮源与 CO_2 电催化合成尿素的催化剂，图 8 展示了以 NO_3^- 作为氮源时催化剂的性能对比。

表 1　CO_2 与不同氮源电催化 C—N 偶联合成尿素的催化剂对比

Tab. 1　Comparison of catalysts for electrocatalytic C—N coupling of CO_2 with different nitrogen sources for urea synthesis

氮源	催化剂	电解液	电位/V (vs. RHE)	FE_{urea}/%	尿素产率/ ($mmol \cdot h^{-1} \cdot g^{-1}$)	参考文献
NO_3^-	Cu	0.2 mol/L $KHCO_3$ + 0.02 mol/L KNO_3	−0.75	37	—	[16]
	PdCu/CBC	0.05 mol/L KNO_3	−0.4/−0.5	69.1	12.72	[17]
	L-Cu	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.5	50.42	30.96	[66]
	Cu-N-C SACs	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.9	28	30.6	[39]
	$CuSiO_x$	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.6	79.01	26.74	[67]
	Pd_4Cu_1	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.5	66.4	436.9	[79]
	Cu-Ni 纳米晶体	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.5/−0.8	25.1	37.53	[81]
	Cu-MnO_2	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.05 mol/L KNO_3	−0.8	54.7	116.7	[52]
	Zn_1/In_2O_{3-x}	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.7	55.8	41.6	[94]
	Bi_2Se_3 纳米片	0.1 mol/L KNO_3	−0.4	32	4.6	[32]
	I-FeNi-DASC	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.05 mol/L KNO_3	−1.5	17.8	20.2	[96]
	Cu-Bi	0.2 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.6	23.5	36.3	[97]
	Cu@Zn	0.2 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−1.02	9.28	7.9	[42]
	$CuWO_4$	0.1 mol/L KNO_3	−0.2	70.1	1.64	[43]
	Ru-Cu_9Bi/CNT	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.4	75.6	>40	[84]
	$CrFeCoNiRu_{0.5}$	0.1 mol/L KNO_3	−0.6	21.02 ± 0.77	35.57 ± 0.81	[92]
	V_o-InOOH	0.1 mol/L KNO_3	−0.5	51	9.9	[40]
	V_o-CeO_2	KNO_3	−1.6	—	15.7	[104]
	γ-Fe_2O_3@Ni-HITP	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.8	67.2	339.7	[105]
	Fe^{II}-Fe^{III}OOH@$BiVO_4$	0.1 mol/L KNO_3	−0.8	11.5	13.8	[54]
	Fe(a)@C-Fe_3O_4/CNT	0.1 mol/L KNO_3	−0.65	16.5 ± 6.1	22.3	[106]
	$In(OH)_3$-S	0.1 mol/L KNO_3	−0.6	53.4	8.88	[41]
	Cu/Cu_2O-NRH	0.5 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	0.3	40.1	—	[107]
	Cu_1-CeO_2	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.05 mol/L KNO_3	−1.6	—	52.84	[73]
	Cu_1-MoS_2	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.6	57.02	23.3	[74]
	NC	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.1 mol/L KNO_3	−0.5	62	9.9	[108]
NO_2^-	Ni-Pc	0.2 mol/L $KHCO_3$ + 0.02 mol/L KNO_2	−1.5	35	—	[61]
	$Cu_{99}Ni_1$	0.2 mol/L $KHCO_3$ + 0.02 mol/L KNO_2	−0.7	39.8	—	[80]
	ZnO-V	$NaHCO_3$ + $NaNO_2$	−0.79	23.26	5.52	[24]
	AuCu 纳米纤维	0.01 mol/L KNO_2	—	24.7	64.76	[25]
	Te-Pd NCs	0.1 mol/L $KHCO_3$ + 0.05 mol/L KNO_2	−1.1	12.2	—	[23]
N_2	ZnMn-N,Cl	H_2O	−0.3	63.5	4.14	[51]
	Pd_1Cu_1-TiO_2	0.1 mol/L $KHCO_3$	−0.5	22.54	10	[95]
	Cu-Bi	H_2O	−0.4	8.7	—	[93]
	Co-PMDA-2-mbIM	0.1 mol/L $KHCO_3$	−0.5	48.97	14.47	[114]
	$Ni_3(BO_3)_2$-150	0.1 mol/L $KHCO_3$	−0.5	20.36	9.70	[117]
	Bi-$BiVO_4$	0.1 mol/L $KHCO_3$	−0.4	12.55	5.91	[118]
NO	Zn NBs	0.2 mol/L $KHCO_3$	−0.92	11.26	15.13	[30]

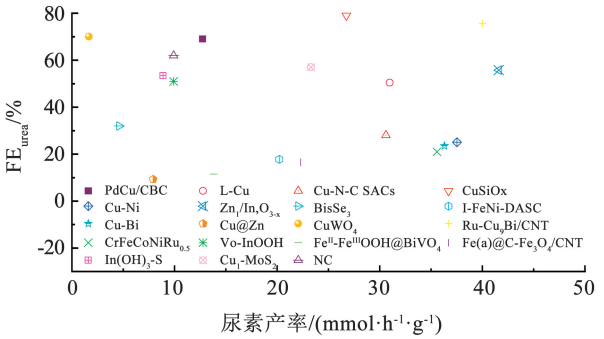


图 8 电催化 CO_2/NO_3^- 共还原合成尿素的催化剂性能对比

Fig. 8 Comparison of catalyst performances for urea synthesis by electrocatalytic CO_2/NO_3^- co-reduction

3 电催化 C—N 偶联反应装置

电化学反应装置是进行电催化反应的活动区，其构造、电极分布等因素对 C—N 偶联的电流密度和产物分布影响较大，对于提高产物选择性和合成效率意义重大。

3.1 H 型电解池

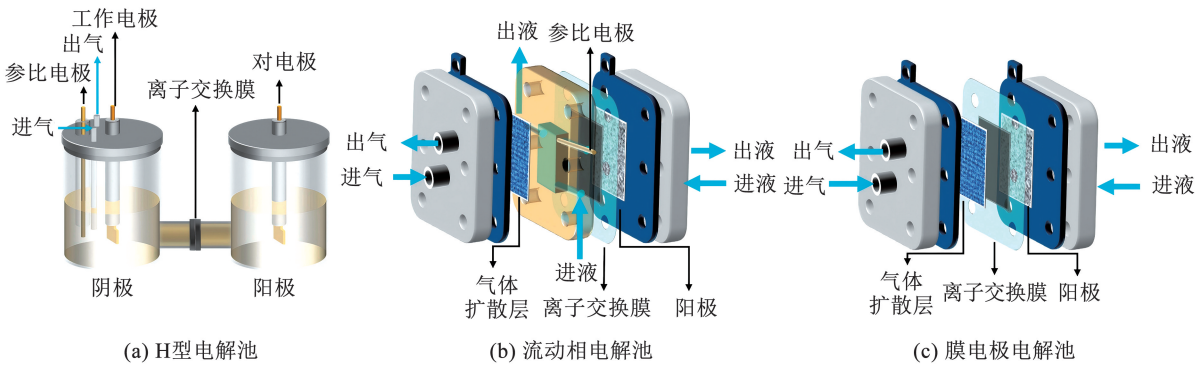
H 型电解池因组装简单、成本低而成为各种电化学反应最常用的反应装置。通常，H 型电解池由阴极室（包括工作电极和参比电极）、阳极室（包含对电极）和质子交换膜组成。中间的质子交换膜允许 H^+ 通过，以避免产物的交叉扩散，工作电极一般由金属片或碳基材料（如碳纸、碳毡、玻碳等）构成。以 CO_2 与 NO_3^- 反应为例，CO_2 预先通过含氮电解液排除其他气体，饱和后维持一定流速，在工作电极表面进行 C—N 偶联反应合成尿素。阳极则主要发生析氧反应（oxygen evolution reaction，OER）平衡电荷。但气态反应物如 CO_2、N_2、NO 由于溶解度较低，传质效率较差。此外，H 型电解池较高的欧姆降、气体分子缓慢的动力学过程以及低电流密度等特性，限制了其在工业中的规模化应用[119]。

3.2 流动电解池

流动电解池独特的构型显著改善了气态反应物的传质问题[120]。流动电解池主要由 3 个独立区域构成，即气体阴极区作为 CO_2 气体的主要传输通道；液态阴极区负责阴极液态介质的流通；阳极区则是 OER 的主要发生区域。气体阴极区与液态阴极区通过具有疏水特性的 GDE 进行分隔，该电极由气体扩散层和催化剂层构成，气体扩散层具有疏水性，既可作为气体通道，又可作为催化剂的载体。在流动电解池中，电解质在阴极室和阳极室之间流动，气态反应物通过气体扩散层与电催化剂接触，形成气体－电解质－催化剂三相反应界面，从而保证了反应的顺利进行[121]。在含氧空位的 Cu-MnO_2 催化剂下使用 GDE 进行尿素合成时，流动池中表现优异，峰值 FE_{urea} 出现在 －0.5 V vs. RHE（相比 H 池中的 －0.8 V vs. RHE）时，达 54.7%，是 H 池的 3 倍[52]。Cu_1-MoS_2 流动池系统在 －0.6 V 下实现了 57.02% 的 FE_{urea} 和 23.31 mmol/(h·g) 的尿素产率，分别比 H 池高 1.68 和 2.50 倍[74]。

3.3 膜电极电解池

膜电极电解池（membrane electrode assembly，MEA）是一种新兴的电化学反应装置，已在电催化领域有应用实例，可以实现较高的电流密度[122－123]。其结构与流动池相似，特色在于阴极侧的 GDE 和阳极侧的催化剂通过离子交换膜分离。在 MEA 的配置下，阴极侧不必使用液态电解质，水分能够以蒸汽的形式或者从阳极侧的液体中扩散过来获得。该方式有效避免了电解质溢流到 GDE 上的问题，同时降低了欧姆电阻[124]。此外，MEA 的产物为气相，便于后续冷凝收集，从而提高了电化学系统的稳定性和能源效率。3 种电解池结构如图 9 所示。



(a) H型电解池 (b) 流动相电解池 (c) 膜电极电解池

图 9 电催化反应的电解池类型

Fig. 9 Types of electrolytic cells for electrocatalytic reactions

4　结论与展望

尿素作为全球最重要的氮肥原料，其传统工业生产面临高能耗和环境污染的双重压力。电催化 C—N 偶联反应在常温、常压状态下，能利用 CO_2 和含氮物质生成高附加值产品尿素，兼具绿色可持续和节能减排优势，有望替代传统工业尿素合成过程。本文系统综述了电催化尿素合成的研究进展，基于催化剂的关键优化策略（组分协同、缺陷调控、结构优化等）对现有催化剂进行了系统性的分类和评述，并厘清 C—N 偶联的机制和反应装置，为电催化 C—N 偶联合成尿素提供研究基础。理论层面来讲，选择具有协同效应的金属组合是提高 C—N 偶联选择性和活性的有效途径；通过精准引入缺陷（如氧空位、金属空位）、掺杂或构建界面电子通道，可以有效调节催化剂表面的电子密度，增强对关键中间体的吸附能，优化反应路径；使用高比表面积的载体（如碳材料、纳米材料）并强化其与活性金属的相互作用，能分散活性位点并提供稳定的配位环境；通过构建特殊纳米结构（如异质结构、原子级分散催化剂、限域结构、特定晶面暴露等），可以有效优化活性位点的几何构型和电子特性，促进反应物吸附与转化。C—N 偶联路径受反应物种类、催化剂特性及电解环境影响而呈现显著差异性，一般来讲，反应物分子的吸附活化为起始步骤，随后进行复杂的定向偶联。电催化 C—N 偶联反应装置主要包括 H 型电解池、流动相电解池、MEA 3 类，在气/液反应物传质、产物选择性及能量效率等方面表现出不同的优势与局限。本综述通过对核心要素的系统分析，不仅深刻阐释了当前电催化合成尿素技术的现状与挑战，更为未来的技术突破指明了方向，对推动该技术从实验室走向工业化应用具有重要的理论指导价值。

尽管电催化合成尿素领域在过去数年已有较大突破，但仍存在一些挑战。对未来发展前景进行了展望，以期推动该领域的进一步发展：

1）深入探究催化反应途径与机制是设计高效催化剂的关键。初始 C—N 键形成以及关键中间体的生成尤为重要，深入剖析多步偶联反应，明确 C—N 中间体的相互作用及协同机制意义重大。但复杂的反应网络和原位表征技术的局限等限制了电催化剂的发展，超出了试错实践。未来的重要方向之一是将催化剂优化策略与先进原位表征和高通量理论计算（如基于机器学习的 DFT）相结合，通过数据驱动的机器学习平行分析，建立原子物理化学特征之间相关性的有效方法，并有望建立普适性描述符，为阐明表面行为和理性设计高效催化剂提供新标准。

2）高效、稳定的催化剂是实现工业化尿素合成的核心。未来的研究应聚焦于催化剂“结构（成分 – 载体 – 形貌 – 电子态） – 性能”关系的深层次理解，实现催化剂的定向设计与精准合成，特别是提高比催化活性（密集位点）。同时，催化剂的稳定性是工业应用的关键瓶颈，应深入探究实际工作环境下的失活机制（如活性位点中毒、结构坍塌、电化学腐蚀等），从而设计出耐受高电流密度和复杂体系的催化剂。

3）电化学反应装置的设计和电极配置对 C—N 偶联反应的电流密度与产物分布有重要影响。现阶段实验室研究多采用 H 池，未来在考虑综合条件下如何更新反应装置构型与设计是重要发展方向。此外，结合 3D 设计、微流控等新兴技术可以提升装置局部传质效率，优化反应条件的协同作用等推动电催化尿素合成装置向更加高效、可定制化、智能化的方向发展。

4）将实验室成果推向工业化应用的过程仍存在严峻挑战。诸多因素（如电极面积放大、欧姆降等）导致系统中的电流密度难以达到工业应用标准（200 mA/cm^2）。此外，工业废水中除含有硝酸盐（1 000 mg/L NO_3^--N）外，Cl^-、SO_4^{2-}、有机物、重金属等干扰离子会导致催化剂活性下降或选择性降低，甚至引起催化剂中毒失活。工业废气中的 CO_2 体积分数通常较低，如在烟道气中体积分数为 10% ~15%，这对 CO_2 的捕获、富集和活化提出了更高的要求。未来的研究必须从系统工程和应用的角度出发，定量评估不同杂质对催化剂性能的具体影响机制和程度，开发具有高抗干扰性、低成本的催化剂，提高低 CO_2 体积分数体系下利用率，研究有效的预处理策略来去除或降低关键杂质的浓度，并进行全面的技术经济性分析和生命周期评估。

参考文献

[1] World Meteorological Organization. WMO′s greenhouse gas bulletin [R]. Geneva: WMO, 2023

[2] Feldman D R, Collins W D, Gero P J, et al. Observational determination of surface radiative forcing by CO_2 from 2000 to 2010 [J]. Nature, 2015, 519(7543): 339. DOI: 10.1038/nature14240

[3] Shindell D, Smith C J. Climate and air-quality benefits of a realistic phase-out of fossil fuels[J]. Nature, 2019, 573(7774): 408. DOI: 10.1038/s41586 – 019 – 1554 – z

[4] Li Hanke, Dang Chengxiong, Yang Guangxing, et al. Process intensification techniques towards carbon dioxide capture: a review [J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2020, 39(12): 4919

[5] Jiang Kaiqi, Feron P, Cousins A, et al. Achieving zero/negative-emissions coal-fired power plants using amine-based postcombustion CO_2 capture technology and biomass cocombustion[J]. Environmental

Science & Technology, 2020, 54(4): 2429. DOI: 10.1021/acs.est.9b07388

[6] Wang Genxiang, Chen Junxiang, Ding Yichun, et al. Electrocatalysis for CO_2 conversion: from fundamentals to value-added products[J]. Chemical Society Reviews, 2021, 50(8): 4993. DOI: 10.1039/D0CS00071J

[7] Hao Derek, Liu Yang, Gao Shuyan, et al. Emerging artificial nitrogen cycle processes through novel electrochemical and photochemical synthesis[J]. Materials Today, 2021, 46: 212. DOI: 10.1016/j.mattod.2021.01.029

[8] Glibert P M, Harrison J, Heil C, et al. Escalating worldwide use of urea: a global change contributing to coastal eutrophication[J]. Biogeochemistry, 2006, 77(3): 441. DOI: 10.1007/s10533-005-3070-5

[9] Liu Junxian, Guo Xiangyu, Frauenheim T, et al. Urea electrosynthesis accelerated by theoretical simulations[J]. Advanced Functional Materials, 2024, 34(14): 2313420. DOI: 10.1002/adfm.202313420

[10] Li Chun, Zhu Qiuji, Song Chaojie, et al. Electrocatalysts for urea synthesis from CO_2 and nitrogenous species: from CO_2 and N_2/NO_x reduction to urea synthesis[J]. ChemSusChem, 2024: e202401333. DOI: 10.1002/cssc.202401333

[11] Qian Jin, An Qi, Fortunelli A, et al. Reaction mechanism and kinetics for ammonia synthesis on the Fe(111) surface[J]. Journal of the American Chemical Society, 2018, 140(20): 6288. DOI: 10.1021/jacs.7b13409

[12] Luo Yuting, Xie Ke, Ou Pengfei, et al. Selective electrochemical synthesis of urea from nitrate and CO_2 via relay catalysis on hybrid catalysts[J]. Nature Catalysis, 2023, 6(10): 939. DOI: 10.1038/s41929-023-01020-4

[13] Yu Jie, Ren Xinghui, Lu Jinwei, et al. Cobalt doping of porous graphitic carbon nitride with CoN bonds promotes electrocatalytic N_2 fixation under ambient conditions[J]. Journal of Alloys and Compounds, 2022, 902: 163862. DOI: 10.1016/j.jallcom.2022.163862

[14] Mei Zongwei, Zhou Yulong, Lü Weiqiang, et al. Recent progress in electrocatalytic urea synthesis under ambient conditions[J]. ACS Sustainable Chemistry & Engineering, 2022, 10(38): 12477. DOI: 10.1021/acssuschemeng.2c03681

[15] Zhang Chu, Chen Shijie, Guo Liwei, et al. Recent advances in urea electrocatalysis: applications, materials and mechanisms[J]. Chinese Journal of Chemistry, 2024, 42: 3441. DOI: 10.1002/cjoc.202400442

[16] Shibata M, Yoshida K, Furuya N. Electrochemical synthesis of urea on reduction of carbon dioxide with nitrate and nitrite ions using Cu-loaded gas-diffusion electrode[J]. Journal of Electroanalytical Chemistry, 1995, 387(1): 143. DOI: 10.1016/0022-0728(95)03992-P

[17] Zhang Shengbo, Geng Jing, Zhao Zhong, et al. High-efficiency electrosynthesis of urea over bacterial cellulose regulated Pd-Cu bimetallic catalyst[J]. EES Catalysis, 2023, 1(1): 45. DOI: 10.1039/D2EY00038E

[18] Mao Yini, Ren Fei, Gou Qiao, et al. Enhanced performance of oxygen vacancy-rich In-TiO_2 materials for electrocatalytic urea synthesis via a relay catalysis strategy[J]. Chemical Engineering Journal, 2024, 485: 150052. DOI: 10.1016/j.cej.2024.150052

[19] Wang Fuzhou, Shang Shiyao, Li Zhuohang, et al. Selective urea electrosynthesis from nitrate and CO_2 on isolated copper alloyed ruthenium[J]. ACS Energy Letters, 2024, 9(9): 4624. DOI: 10.1021/acsenergylett.4c01989

[20] Xiang Jiaqi, Qiang Chaofan, Shang Shiyao, et al. Relay catalysis of isolated rhodium-alloyed copper boosts urea electrosynthesis from nitrate and CO_2[J]. ACS Nano, 2024, 18(43): 29856. DOI: 10.1021/acsnano.4c09906

[21] Wan Yuying, Zhang Zhuoyan, Qian Jinmei, et al. Single-atom Rh_1 alloyed Co for urea electrosynthesis from CO_2 and NO_3^-[J]. Nano Letters, 2024, 24(35): 10928. DOI: 10.1021/acs.nanolett.4c02767

[22] Chen Kai, Ma Danyang, Zhang Ying, et al. Urea electrosynthesis from nitrate and CO_2 on diatomic alloys[J]. Advanced Materials, 2024, 36(30): 2402160. DOI: 10.1002/adma.202402160

[23] Feng Yonggang, Yang Hao, Zhang Ying, et al. Te-doped Pd nanocrystal for electrochemical urea production by efficiently coupling carbon dioxide reduction with nitrite reduction[J]. Nano Letters, 2020, 20(11): 8282. DOI: 10.1021/acs.nanolett.0c03400

[24] Meng Nannan, Huang Yanmei, Liu Yang, et al. Electrosynthesis of urea from nitrite and CO_2 over oxygen vacancy-rich ZnO porous nanosheets[J]. Cell Reports Physical Science, 2021, 2(3): 100378. DOI: 10.1016/j.xcrp.2021.100378

[25] Liu Songliang, Yin Shuli, Wang Ziqiang, et al. AuCu nanofibers for electrosynthesis of urea from carbon dioxide and nitrite[J]. Cell Reports Physical Science, 2022, 3(5): 100869. DOI: 10.1016/j.xcrp.2022.100869

[26] Kayan D B, Köleli F. Simultaneous electrocatalytic reduction of dinitrogen and carbon dioxide on conducting polymer electrodes[J]. Applied Catalysis B: Environmental, 2016, 181: 88. DOI: 10.1016/j.apcatb.2015.07.045

[27] Geng Zhigang, Liu Yan, Kong Xiangdong, et al. Achieving a record-high yield rate of 120.9 for N_2 electrochemical reduction over Ru single-atom catalysts[J]. Advanced Materials, 2018, 30(40): 1803498. DOI: 10.1002/adma.201803498

[28] Chen Chen, Zhu Xiao Rong, Wen Xiaojian, et al. Coupling N_2 and CO_2 in H_2O to synthesize urea under ambient conditions[J]. Nature Chemistry, 2020, 12(8): 717. DOI: 10.1038/s41557-020-0481-9

[29] Cao Yongyong, Meng Yuxiao, Wu Yuting, et al. Metal-free boron nanosheet as "buffer electron pool" for urea and ethanol synthesis via C—N and C—C coupling[J]. Journal of Materials Chemistry A, 2022, 10(44): 23843. DOI: 10.1039/D2TA06739K

[30] Huang Yanmei, Yang Rong, Wang Changhong, et al. Direct electrosynthesis of urea from carbon dioxide and nitric oxide[J]. ACS Energy Letters, 2022, 7(1): 284. DOI: 10.1021/acsenergylett.1c02471

[31] Tang Cheng, Qiao Shizhang. How to explore ambient electrocatalytic nitrogen reduction reliably and insightfully[J]. Chemical Society Reviews, 2019, 48(12): 3166. DOI: 10.1039/C9CS00280D

[32] Wang Yan, Xia Shuai, Cai Rui, et al. Dynamic reconstruction of two-dimensional defective Bi nanosheets for efficient electrocatalytic urea synthesis[J]. Angewandte Chemie International Edition, 2024, 63(16): e202318589. DOI: 10.1002/anie.202318589

[33] Chen Xiangyu, Lv Shuning, Gu Hongfei, et al. Amorphous bismuth-tin oxide nanosheets with optimized C—N coupling for efficient urea synthesis[J]. Journal of the American Chemical Society, 2024, 146(19): 13527. DOI: 10.1021/jacs.4c03156

[34] Zhang Zheng, Li Danyang, Tu Yunchuan, et al. Electrocatalytic synthesis of C—N coupling compounds from CO_2 and nitrogenous species[J]. SusMat, 2024, 4(2): e193. DOI: 10.1002/sus2.193

[35] Jiang Minghang, Zhu Mengfei, Wang Mengjun, et al. Review on electrocatalytic coreduction of carbon dioxide and nitrogenous species for urea synthesis[J]. ACS Nano, 2023, 17(4): 3209.

DOI：10.1021/acsnano.2c11046
[36]鄢维，李渊. 基于尿素电合成反应的电催化剂研究进展[J]. 分子催化，2023，37(2)：187
Yan Wei，Li Yuan. Recent progress on the electrocatalysts for urea electrosynthesis reactions[J]. J Mol Catal (China)，2023，37(2)：187. DOI：10.16084/j.issn1001-3555.2023.02.008
[37]Lv Chade，Liu Jiawei，Lee Carmen，et al. Emerging p-block-element-based electrocatalysts for sustainable nitrogen conversion[J]. ACS Nano，2022，16(10)：15512. DOI：10.1021/acsnano.2c07260
[38]Li Qiuyue，Liu Jingjing，Wu Ze，et al. Recent advances in electrocatalytic C—N coupling for urea synthesis[J]. ChemSusChem，2024：e202401865. DOI：10.1002/cssc.202401865
[39]Leverett J，Tran-Phu T，Yuwono J A，et al. Tuning the coordination structure of Cu-N-C single atom catalysts for simultaneous electrochemical reduction of CO_2 and NO_3^- to urea[J]. Advanced Energy Materials，2022，12(32)：2201500. DOI：10.1002/aenm.202201500
[40]Lv C，Lee C，Zhong Lixiang，et al. A defect engineered electrocatalyst that promotes high-efficiency urea synthesis under ambient conditions[J]. ACS Nano，2022，16(5)：8213. DOI：10.1021/acsnano.2c01956
[41]Lv Chade，Zhong Lixiang，Liu Hengjie，et al. Selective electrocatalytic synthesis of urea with nitrate and carbon dioxide[J]. Nature Sustainability，2021，4(10)：868. DOI：10.1038/s41893-021-00741-3
[42]Meng Nannan，Ma Xiaomin，Wang Changhong，et al. Oxide-derived core-shell Cu@Zn nanowires for urea electrosynthesis from carbon dioxide and nitrate in water[J]. ACS Nano，2022，16(6)：9095. DOI：10.1021/acsnano.2c01177
[43]Zhao Yilong，Ding Yunxuan，Li Wenlong，et al. Efficient urea electrosynthesis from carbon dioxide and nitrate via alternating Cu-W bimetallic C—N coupling sites[J]. Nature Communications，2023，14(1)：4491. DOI：10.1038/s41467-023-40273-2
[44]Wu Zhenyu，Karamad M，Yong Xue，et al. Electrochemical ammonia synthesis via nitrate reduction on Fe single atom catalyst[J]. Nature Communications，2021，12(1)：2870. DOI：10.1038/s41467-021-23115-x
[45]Xie Yawei，Ni Shiyi，Wang Shiming，et al. Enhanced nitrate removal by alcohol-involved nitrate photolysis-induced advanced reduction process[J]. Chemical Engineering Journal，2023，473：145244. DOI：10.1016/j.cej.2023.145244
[46]Tang Yu，Ran Pan，Zhong Linjun，et al. Synergistic effects of metallic IrCo for promoted nitrate reduction in industrial-relevant wastewater level[J]. Chemical Engineering Journal，2024，500：157518. DOI：10.1016/j.cej.2024.157518
[47]Li Jie，Zhan Guangming，Yang Jianhua，et al. Efficient ammonia electrosynthesis from nitrate on strained ruthenium nanoclusters[J]. Journal of the American Chemical Society，2020，142(15)：7036. DOI：10.1016/j.cej.2024.157518
[48]Stayner T，Schullehner J，Semark B D，et al. Exposure to nitrate from drinking water and the risk of childhood cancer in Denmark[J]. Environment International，2021，155：106613. DOI：10.1016/j.envint.2021.106613
[49]Huang Yanmei，Wang Yuting，Wu Yongmeng，et al. Electrocatalytic construction of the C—N bond from the derivates of CO_2 and N_2[J]. Science China Chemistry，2022，65(2)：204. DOI：10.1007/s11426-021-1173-8
[50]Wu Xuanhao，Du Jiaxin，Gao Yanxia，et al. Progress and challenges in nitrous oxide decomposition and valorization[J]. Chemical Society Reviews，2024，53(16)：8379. DOI：10.1039/D3CS00919J
[51]Zhang Xiaoran，Zhu Xiaorong，Bo Shuowen，et al. Electrocatalytic urea synthesis with 63.5% faradaic efficiency and 100% N-selectivity via one-step C—N coupling[J]. Angewandte Chemie International Edition，2023，62(33)：e202305447. DOI：10.1002/anie.202305447
[52]Yang Yidong，Wu Guanzheng，Jiang Jiadi，et al. Stabilization of $Cu^{\delta+}$ sites within MnO_2 for superior urea electro-synthesis[J]. Advanced Materials，2024，36(41)：2409697. DOI：10.1002/adma.202409697
[53]Zhang Yue，Fan Xiaoya，He Xun，et al. Ambient electrosynthesis of urea from carbon dioxide and nitrate over Mo_2C nanosheet[J]. Chinese Chemical Letters，2024，35(8)：109806. DOI：10.1016/j.cclet.2024.109806
[54]Yin Huaqing，Sun Zuoshu，Zhao Qiuping，et al. Electrochemical urea synthesis by co-reduction of CO_2 and nitrate with Fe^{II}-Fe^{III} OOH@$BiVO_4$ heterostructures[J]. Journal of Energy Chemistry，2023，84：385. DOI：10.1016/j.jechem.2023.05.032
[55]Zhan Peng，Zhuang Jinjie，Yang Shuai，et al. Efficient electrosynthesis of urea over single-atom alloy with electronic metal support interaction[J]. Angewandte Chemie International Edition，2024，63(33)：e202409019. DOI：10.1002/anie.202409019
[56]Zhou Jin，Han Shuhe，Yang Rong，et al. Linear adsorption enables NO selective electroreduction to hydroxylamine on single Co sites[J]. Angewandte Chemie International Edition，2023，62(27)：e202305184. DOI：10.1002/anie.202305184
[57]Miao Ruping，Chen Dawei，Guo Zhiyan，et al. Recent advances in electrocatalytic upgrading of nitric oxide and beyond[J]. Applied Catalysis B：Environment and Energy，2024，344：123662. DOI：10.1016/j.apcatb.2023.123662
[58]Qiao Botao，Wang Aiqin，Yang Xiaofeng，et al. Single-atom catalysis of CO oxidation using Pt_1/FeO_x[J]. Nature Chemistry，2011，3(8)：634. DOI：10.1038/nchem.1095
[59]Wang Yao，Zheng Xiaobo，Wang Dingsheng. Design concept for electrocatalysts[J]. Nano Research，2022，15(3)：1730. DOI：10.1007/s12274-021-3794-0
[60]Li Zesheng，Li Bolin，Hu Yifan，et al. Emerging ultrahigh-density single-atom catalysts for versatile heterogeneous catalysis applications：redefinition，recent progress，and challenges[J]. Small Structures，2022，3(6)：2200041. DOI：10.1002/sstr.202200041
[61]Masami S，Kohji Y，Nagakazu F. Electrochemical synthesis of urea at gas - diffusion electrodes：IV. simultaneous reduction of carbon dioxide and nitrate ions with various metal catalysts[J]. Journal of the Electrochemical Society，1998，145(7)：2348. DOI：10.1016/S0022-0728(01)00363-1
[62]Liu Xin，Jiao Yan，Zheng Yao，et al. Mechanism of C—N bonds formation in electrocatalytic urea production revealed by ab initio molecular dynamics simulation[J]. Nature Communications，2022，13(1)：5471. DOI：10.1038/s41467-022-33258-0
[63]Yang Guolin，Hsieh C T，Ho Y S，et al. Gaseous CO_2 coupling with N-containing intermediates for key C—N bond formation during urea production from coelectrolysis over Cu[J]. ACS Catalysis，2022，12(18)：11494. DOI：10.1021/acscatal.2c02346
[64]Krzywda P M，Paradelo R A，Benes N E，et al. Carbon-nitrogen bond formation on Cu electrodes during CO_2 reduction in NO_3^- solution[J]. Applied Catalysis B：Environmental，2022，316：121512. DOI：10.1016/j.apcatb.2022.121512
[65]Mondal B，Basu K，Jana R，et al. Copper nanoclusters for catalytic carbon-carbon and carbon-nitrogen bond formations[J]. ACS Applied Nano Materials，2022，5(6)：7932. DOI：10.1021/acsanm.2c01009

[66] Guo Peng, Wang Xindong, Wang Yufei, et al. Electroreduction of CO_2 and nitrate for urea synthesis on a low-coordinated copper catalyst[J]. Chemical Communications, 2024, 60(98): 14649. DOI: 10.1039/D4CC05002A

[67] Qiu Weibin, Qin Shimei, Li Yibao, et al. Overcoming electrostatic interaction via pulsed electroreduction for boosting the electrocatalytic urea synthesis[J]. Angewandte Chemie International Edition, 2024, 63(24): e202402684. DOI: 10.1002/anie.202402684

[68] Wang Xiyang, Li Zhen, Li Xinbo, et al. Embedding reverse electron transfer between stably bare Cu nanoparticles and cation-vacancy $CuWO_4$ [J]. Advanced Materials, 2024, 36(49): 2412570. DOI: 10.1002/adma.202412570

[69] Zhao Changxin, Li Boquan, Liu Jianing, et al. Intrinsic electrocatalytic activity regulation of M-N-C single-atom catalysts for the oxygen reduction reaction[J]. Angewandte Chemie International Edition, 2021, 60(9): 4448. DOI: 10.1002/anie.202003917

[70] Chen Guangbo, Liu Pan, Liao Zhongquan, et al. Zinc-mediated template synthesis of Fe-N-C electrocatalysts with densely accessible Fe-N active sites for efficient oxygen reduction [J]. Advanced Materials, 2020, 32(8): 1907399. DOI: 10.1002/adfm.202102420

[71] Tu Huanlu, Zhang Haixia, Song Yanhui, et al. Electronic asymmetry engineering of Fe-N-C electrocatalyst via adjacent carbon vacancy for boosting oxygen reduction reaction [J]. Advanced Science, 2023, 10(32): 2305194. DOI: 10.1002/advs.202305194

[72] Liu Junxian, Lü Xingshuai, Ma Yandong, et al. Electrocatalytic urea synthesis via N_2 dimerization and universal descriptor[J]. ACS Nano, 2023, 17(24): 25667. DOI: 10.1021/acsnano.3c10451

[73] Wei Xiaoxiao, Liu Yingying, Zhu Xiaorong, et al. Dynamic reconstitution between copper single atoms and clusters for electrocatalytic urea synthesis [J]. Advanced Materials, 2023, 35(18): 2300020. DOI: 10.1002/adma.202300020

[74] Du Wenyu, Sun Zeyi, Chen Kai, et al. Synergistic Cu single atoms and MoS_2-edges for tandem electrocatalytic reduction of NO_3^- and CO_2 to urea[J]. Advanced Energy Materials, 2024, 14(43): 2401765. DOI: 10.1002/aenm.202401765

[75] Kong Lingyi, Jiao Dongxu, Wang Zhongxu, et al. Single metal atom anchored on porous boron nitride nanosheet for efficient collaborative urea electrosynthesis: a computational study [J]. Chemical Engineering Journal, 2023, 451: 138885. DOI: 10.1016/j.cej.2022.138885

[76] Zhang Hongwei, Jin Xindie, Lee J, et al. Tailoring of active sites from single to dual atom sites for highly efficient electrocatalysis [J]. ACS Nano, 2022, 16(11): 17572. DOI: 10.1021/acsnano.2c06827

[77] Fang Cong, Zhou Jian, Zhang Lili, et al. Synergy of dual-atom catalysts deviated from the scaling relationship for oxygen evolution reaction[J]. Nature Communications, 2023, 14(1): 4449. DOI: 10.1038/s41467-023-40177-1

[78] Hu Jundie, Yang Fengyi, Qu Jiafu, et al. Synergetic bimetallic catalysts: a remarkable platform for efficient conversion of CO_2 to high value-added chemicals [J]. Journal of Energy Chemistry, 2023, 87: 162. DOI: 10.1016/j.jechem.2023.08.009

[79] Xu Mengqiu, Wu Fangfang, Zhang Ye, et al. Kinetically matched C—N coupling toward efficient urea electrosynthesis enabled on copper single-atom alloy [J]. Nature Communications, 2023, 14(1): 6994. DOI: 10.1038/s41467-023-42794-2

[80] Zhang Yangyang, Zhao Yajun, Sendeku M G, et al. Tuning intermediates adsorption and C—N coupling for efficient urea electrosynthesis via doping Ni into Cu[J]. Small Methods, 2024, 8(3): 2300811. DOI: 10.1002/smtd.202300811

[81] Zhou Yulong, Yang Baopeng, Huang Zhencong, et al. Cu-Ni alloy nanocrystals with heterogenous active sites for efficient urea synthesis[J]. Applied Catalysis B: Environmental, 2024, 343: 123577. DOI: 10.1016/j.apcatb.2023.123577

[82] Du Jirui, Wang Haohao, Yue Caiwei, et al. Bimetallic doped graphite carbon nitride electrocatalyst for efficient urea synthesis [J]. Applied Surface Science, 2024, 658: 159854. DOI: 10.1016/j.apsusc.2024.159854

[83] Ma Zengying, Xia Xueqian, Song Bowen, et al. Electrochemical urea production over diatomic Fe-Ni catalyst: a mechanism for C—N coupling[J]. ACS Applied Materials & Interfaces, 2024, 16(35): 46323. DOI: 10.1021/acsami.4c09346

[84] Yu Yaodong, Sun Yuyao, Han Jiani, et al. Achieving efficient urea electrosynthesis through improving the coverage of a crucial intermediate across a broad range of nitrate concentrations [J]. Energy & Environmental Science, 2024, 17(14): 5183. DOI: 10.1039/D4EE01878H

[85] Chida Y, Tomimori T, Ebata T, et al. Experimental study platform for electrocatalysis of atomic-level controlled high-entropy alloy surfaces[J]. Nature Communications, 2023, 14(1): 4492. DOI: 10.1038/s41467-023-40246-5

[86] Luo Heng, Li Lu, Lin Fangxu, et al. Sub-2 nm microstrained high-entropy-alloy nanoparticles boost hydrogen electrocatalysis [J]. Advanced Materials, 2024, 36(32): 2403674. DOI: 10.1002/adma.202403674

[87] Wang Yaoxing, Zhang Yang, Xing Pengyu, et al. Self-encapsulation of high-entropy alloy nanoparticles inside carbonized wood for highly durable electrocatalysis[J]. Advanced Materials, 2024, 36(28): 2402391. DOI: 10.1002/adma.202402391

[88] Gao Guoliang, Yu Yangyang, Zhu Guang, et al. High entropy alloy electrocatalysts[J]. Journal of Energy Chemistry, 2024, 99: 335. DOI: 10.1016/j.jechem.2024.07.049

[89] Hu Zhiwei, Chen Kuangyin, Zhu Yihua, et al. Synergistic effects of ptrhnifecu high entropy alloy nanocatalyst for hydrogen evolution and oxygen reduction reactions[J]. Small, 2024, 20(26): 2309819. DOI: 10.1002/smll.202309819

[90] Li Hanjun, Huang Honggang, Chen Yao, et al. High-entropy alloy aerogels: a new platform for carbon dioxide reduction [J]. Advanced Materials, 2023, 35(2): 2209242. DOI: 10.1002/adma.202209242

[91] Zhang Dan, Zhao Huan, Wu Xueke, et al. Multi-site electrocatalysts boost pH-universal nitrogen reduction by high-entropy alloys[J]. Advanced Functional Materials, 2021, 31(9): 2006939. DOI: 10.1002/adfm.202006939

[92] Zhang Qingqing, Li Ruiyi, Li Zaijun, et al. Mild and scalable synthesis of a high performance $CrFeCoNiRu_{0.05}$ high entropy nano-alloy/carbon electrocatalyst for efficient urea production with a chelate-based ionic liquid[J]. New Journal of Chemistry, 2024, 48(21): 9738. DOI: 10.1039/D4NJ00835A

[93] Wu Wenjie, Yang Yulu, Wang Yitong, et al. Boosting electrosynthesis of urea from N_2 and CO_2 by defective Cu-Bi[J]. Chem Catalysis, 2022, 2(11): 3225. DOI: 10.1016/j.checat.2022.09.012

[94] Zhang Ying, Li Zhuohang, Chen Kai, et al. Promoting electroreduction of CO_2 and NO_3^- to urea via tandem catalysis of Zn single atoms and In_2O_{3-x}[J]. Advanced Energy Materials, 2024: 2402309. DOI: 10.1002/aenm.202402309

[95] Pan Lu, Wang Jingnan, Lu Fei, et al. Single-atom or dual-atom in TiO_2 nanosheet: which is the better choice for electrocatalytic urea synthesis? [J]. Angewandte Chemie International Edition, 2023,

62(8)：e202216835. DOI：10.1002/anie.202216835
[96] Zhang Xiaoran, Zhu Xiaorong, Bo Shuowen, et al. Identifying and tailoring C—N coupling site for efficient urea synthesis over diatomic Fe-Ni catalyst[J]. Nature Communications, 2022, 13(1): 5337. DOI: 10.1038/s41467-022-33066-6
[97] Song Xinning, Ma Xiaodong, Chen Tianhui, et al. Urea synthesis via coelectrolysis of CO_2 and nitrate over heterostructured Cu-Bi catalysts[J]. Journal of the American Chemical Society, 2024, 146(37): 25813. DOI: 10.1021/jacs.4c08564
[98] Wang Kunyu, Zhang Jiaqi, Hsu Yuchuan, et al. Bioinspired framework catalysts: from enzyme immobilization to biomimetic catalysis[J]. Chemical Reviews, 2023, 123(9): 5347. DOI: 10.1021/acs.chemrev.2c00879
[99] Marchetti L, Levine M. Biomimetic catalysis[J]. ACS Catalysis, 2011, 1(9): 1090. DOI: 10.1021/cs200171u
[100] Campbell W H. Nitrate reductase structure, function and regulation: bridging the gap between biochemistry and physiology[J]. Annu Rev Plant Physiol Plant Mol Biol, 1999, 50: 277. DOI: 10.1146/annurev.arplant.50.1.277
[101] Habib U, Hoffman M. Effect of molybdenum and tungsten on the reduction of nitrate in nitrate reductase, a DFT study[J]. Chemistry Central Journal, 2017, 11(1): 35. DOI: 10.1186/s13065-017-0263-7
[102] Lu Yuxuan, Zhou Ling, Wang Shuangyin, et al. Defect engineering of electrocatalysts for organic synthesis[J]. Nano Research, 2023, 16(2): 1890. DOI: 10.1007/s12274-022-4858-5
[103] Liu Xiaoni, Liu Xiaobin, Li Caixia, et al. Defect engineering of electrocatalysts for metal-based battery[J]. Chinese Journal of Catalysis, 2023, 45: 27. DOI: 10.1016/S1872-2067(22)64168-8
[104] Wei Xiaoxiao, Wen Xiaojian, Liu Yingying, et al. Oxygen vacancy-mediated selective C—N coupling toward electrocatalytic urea synthesis[J]. Journal of the American Chemical Society, 2022, 144(26): 11530. DOI: 10.1021/jacs.2c03452
[105] Huang Dashuai, Qiu Xiaofeng, Huang Jiarun, et al. Electrosynthesis of urea by using Fe_2O_3 nanoparticles encapsulated in a conductive metal-organic framework[J]. Nature Synthesis, 2024, 3(11): 1404. DOI: 10.1038/s44160-024-00603-8
[106] Geng Jing, Ji Sihan, Jin Meng, et al. Ambient electrosynthesis of urea with nitrate and carbon dioxide over iron-based dual-sites[J]. Angewandte Chemie International Edition, 2023, 62(6): e202210958. DOI: 10.1002/anie.202210958
[107] Cheng Mingyu, Wang Shao, Dai Zechuan, et al. Rectifying heterointerface facilitated C—N coupling dynamics enables efficient urea electrosynthesis under ultralow potentials[J]. Angewandte Chemie International Edition, 2024: e202413534. DOI: 10.1002/anie.202413534
[108] Li Yang, Zheng Shisheng, Liu Hao, et al. Sequential co-reduction of nitrate and carbon dioxide enables selective urea electrosynthesis[J]. Nature Communications, 2024, 15(1): 176. DOI: 10.1038/s41467-023-44131-z
[109] Zhang Bikun, Zhou Jian, Sun Zhimei. MBenes: progress, challenges and future[J]. Journal of Materials Chemistry A, 2022, 10(30): 15865. DOI: 10.1039/D2TA03482D
[110] Seetharaman A, Kandasamy M, Khanolkar H, et al. MBenes: powering the future of energy storage and electrocatalysis[J]. Journal of Energy Storage, 2024, 100: 113310. DOI: 10.1016/j.est.2024.113310
[111] Zhu Xiaorong, Zhou Xiaocheng, Jing Yu, et al. Electrochemical synthesis of urea on MBenes[J]. Nature Communications, 2021, 12(1): 4080. DOI: 10.1038/s41467-021-24400-5
[112] Wang Tongzhou, Cao Xuejie, Jiao Lifang. MOFs-derived carbon-based metal catalysts for energy-related electrocatalysis[J]. Small, 2021, 17(22): 2004398. DOI: 10.1002/smll.202004398
[113] Zhu Xiaorong, Ge Ming, Yuan Xiaolei, et al. Rational linker design for enhanced performance of MOF-derived catalysts in electrochemical urea synthesis[J]. Small Methods, 2024: 2400604. DOI: 10.1002/smtd.202400604
[114] Yuan Menglei, Chen Junwu, Zhang Honghua, et al. Host-guest molecular interaction promoted urea electrosynthesis over a precisely designed conductive metal-organic framework[J]. Energy & Environmental Science, 2022, 15(5): 2084. DOI: 10.1039/D1EE03918K
[115] Zheng Fuqin, Zhang Ziwei, Zhang Chunmei, et al. Advanced electrocatalysts based on metal-organic frameworks[J]. ACS Omega, 2020, 5(6): 2495. DOI: 10.1021/acsomega.9b03295
[116] Feng Xueting, Chen Guanzhen, Cui Zhibo, et al. Engineering electronic structure of nitrogen-carbon sites by sp^3-hybridized carbon and incorporating chlorine to boost oxygen reduction activity[J]. Angewandte Chemie International Edition, 2024, 63(1): e202316314. DOI: 10.1002/ange.202316314
[117] Yuan Menglei, Chen Junwu, Xu Yong, et al. Highly selective electroreduction of N_2 and CO_2 to urea over artificial frustrated Lewis pairs[J]. Energy & Environmental Science, 2021, 14(12): 6605. DOI: 10.1039/D1EE02485J
[118] Yuan Menglei, Chen Junwu, Bai Yiling, et al. Unveiling electrochemical urea synthesis by Co-activation of CO_2 and N_2 with mott-schottky heterostructure catalysts[J]. Angewandte Chemie International Edition, 2021, 60(19): 10910. DOI: 10.1002/anie.202101275
[119] Chen Qin, Wang Xiqing, Zhou Yajiao, et al. Electrocatalytic CO_2 reduction to C_{2+} products in flow cells[J]. Advanced Materials, 2024, 36(5): 2303902. DOI: 10.1002/adma.202303902
[120] Liang Shuyu, Altaf N, Huang Liang, et al. Electrolytic cell design for electrochemical CO_2 reduction[J]. Journal of CO_2 Utilization, 2020, 35: 90. DOI: 10.1016/j.jcou.2019.09.007
[121] Hu Lin, Xing Zhuo, Feng Xiaofeng. Understanding the electrocatalytic interface for ambient ammonia synthesis[J]. ACS Energy Letters, 2020, 5(2): 430. DOI: 10.1021/acsenergylett.9b02679
[122] Liu Junyu, Peng Luwei, Zhou Yue, et al. Metal-organic-frameworks-derived Cu/Cu_2O catalyst with ultrahigh current density for continuous-flow CO_2 electroreduction[J]. ACS Sustainable Chemistry & Engineering, 2019, 7(18): 15739. DOI: 10.1021/acssuschemeng.9b03892
[123] Senthilkumar P, Mohapatra M, Basu S. The inchoate horizon of electrolyzer designs, membranes and catalysts towards highly efficient electrochemical reduction of CO_2 to formic acid[J]. RSC Advances, 2022, 12(3): 1287. DOI: 10.1039/d1ra05062a
[124] Zhong Yuan, Xiong Hailong, Low Jingxiang, et al. Recent progress in electrochemical C—N coupling reactions[J]. eScience, 2023, 3(1): 100086. DOI: 10.1016/j.esci.2022.11.002

（编辑　刘　彤）

DOI:10.11918/202503025

中国钢铁工业废水脱盐及水资源回用技术应用现状

刘文清[1],刘国宏[1],刘金哲[1,2],陈新懿[1],方岩彬[1],冯玉杰[1]

(1.城乡水资源与水环境国家重点实验室(哈尔滨工业大学),哈尔滨 150090;2.河钢集团战略研究院,石家庄 050023)

摘 要:钢铁行业是典型的高水耗、高废水排放量行业。钢铁生产过程中会产生大量综合废水,具有成分复杂、含盐量高、水质水量波动较大等特点。实现此类废水的有效脱盐与回用,对推动钢铁企业降低新水取水量、提升水资源循环利用率及实现绿色可持续发展具有重大意义。根据现有工程案例及相关研究,介绍了钢铁厂综合废水的来源及特点,系统阐述了当前主流的脱盐处理技术,包括反渗透、离子交换、纳滤、电吸附、电渗析、电去离子法及其组合工艺的原理、优缺点、适用范围和技术经济性,总结了近年来中国钢铁厂脱盐回用技术的应用情况,并结合典型钢铁厂实地考察数据,对比了常用综合废水脱盐回用工艺(双膜法及电吸附法)的实际应用效果与运行成本,有针对性地提出了钢铁工业废水脱盐及水资源回用技术的发展方向。本研究可为钢铁工业综合废水脱盐技术的选择和优化提供基础支撑。

关键词:钢铁工业;综合废水;脱盐回用;技术经济分析

中图分类号:X703 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0132-11

Application status of wastewater desalination and water resource reuse technologies in China's steel industry

Liu Wenqing[1], Liu Guohong[1], Liu Jinzhe[1,2], Chen Xinyi[1], Fang Yanbin[1], Feng Yujie[1]

(1. State Key Laboratory of Urban-rural Water Resource and Environment (Harbin Institute of Technology), Harbin 150090, China; 2. Strategic Research Institute, HBIS Group Co., Ltd., Shijiazhuang 050023, China)

Abstract: The steel industry is typically characterized by high water consumption and substantial wastewater discharge. Its production process generates a large volume of comprehensive wastewater, characterized by complex composition, high salinity, and significant fluctuations in water quality and quantity. Achieving effective desalination and reuse of such wastewater is essential for reducing fresh water intake, enhancing water resource recycling rates, and promoting green and sustainable development in the field. According to the existing engineering application cases and published related studies, this paper introduced the sources and characteristics of comprehensive wastewater in steel plants. Then, it systematically elaborated on the principles, advantages and disadvantages, applications, and techno-economic feasibility of mainstream desalination methods, including reverse osmosis, ion exchange, nanofiltration, electro-adsorption, electrodialysis, and electro-deionization, as well as their combination processes. Furthermore, this paper summarized the current application status of desalination and reuse technologies in China's steel plants. Finally, by incorporating field data from typical steel plants, a comparative analysis was conducted on the actual performance and operational costs of commonly used desalination and reuse processes (such as dual-membrane methods and electro-adsorption). Based on the findings, targeted recommendations were proposed for the future development of desalination and water reuse technologies in steel plants. This review aims to provide foundation support for the selection and optimization of desalination technologies for comprehensive wastewater in the steel industry.

Keywords: steel industry; comprehensive wastewater; desalination and reuse; techno-economic analysis

随着经济社会的发展,水资源短缺与工业发展之间的矛盾日益尖锐。钢铁行业是典型的高水耗行业,占中国工业总水耗的10%左右;同时也是典型的高废水排放行业,占中国工业废水排放总量的14%[1]。《工业水效提升行动计划》提出:到2025年,钢铁行业吨钢取水量需降低10%。为达到这一目标,实现钢铁行业可持续发展、强化钢铁行业的水处理及回用等水资源提质增效势在必行。

收稿日期:2025-03-06;**录用日期**:2025-05-13;**网络首发日期**:2025-10-28
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251027.1814.002
基金项目:基于水资源配置结构的水效评估体系构建与系统优化(HG2023225)
作者简介:刘文清(2001—),女,硕士研究生;刘国宏(1989—),女,副教授,博士生导师;冯玉杰(1966—),女,教授,博士生导师
通信作者:冯玉杰,yujief@hit.edu.cn;刘国宏,liuguohong7@hit.edu.cn

当前，针对钢铁工业废水处理及循环利用，国家已出台多项政策和条例。如《“十四五”工业绿色发展规划》中提到应推动钢铁工业废水再生回用；GB 50405—2017《钢铁工业资源综合利用设计规范》[2]中也指出了钢铁厂应建立全厂性生产废水回收处理站，并宜建设深度处理回用设施，以提高回用水水质及废水重复利用率。

钢铁行业循环水系统中水的不断循环导致含盐量增加而难以回用，最终不得不外排[3]，收集这部分废水至综合处理中心并进行处理回用，可大大降低新水用量，对钢铁企业的节水工作意义重大，同时，可减少废水排放量或不对外排放废水，对实现废水“零排放”具有重要意义[4]。然而，钢铁厂传统的处理工艺无法解决回用水中含盐量高的问题，为改善回用水水质，降低生产系统补水含盐量，需利用脱盐技术来去除水中的盐分，方能实现水资源回用。目前，废水脱盐回用的主要技术有反渗透（reverse osmosis，RO）、纳滤（nanofiltration，NF）、电吸附（electro-sorption，EST）、电渗析（electrodialysis，ED）、离子交换（ion exchange，IX）和电去离子法（electro-deionization，EDI）。废水脱盐技术常面临运行成本高、能耗高以及二次污染等挑战，如膜法脱盐膜材料成本高昂，且需要频繁更换或清洗，提高了运行成本；离子交换法脱盐需要加大量酸碱，易造成二次污染等。目前，对脱盐工艺的评价主要集中在煤化工领域[5-8]，而缺乏钢铁行业废水脱盐技术的经济评价。随着钢铁企业水系统降本增效目标的提出，脱盐工艺作为水资源处理与再利用的关键环节，选择经济适宜的钢铁厂综合废水脱盐技术成为了企业关注的一大问题。

本研究从钢铁厂综合废水的来源及特点出发，讨论了各种脱盐回用技术及其组合工艺的原理和适用条件，并就其处理效果、成本及实际工程应用情况进行了综合分析，为钢铁厂含盐废水回用工艺的选择提供技术指导及支撑。

1　钢铁厂综合废水来源及特点

1.1　钢铁厂综合废水来源

钢铁厂综合废水一般包括钢铁厂烧结球团、炼铁、炼钢、热轧、发电等生产工序直接和间接循环冷却水系统的排污水及冷轧、焦化等经单独处理后达标排放的废水、少部分生活污水以及在合流制排水系统中截留的雨水等[9]，其中，主要的废水来源是净环、浊环等循环水系统的排污水。

1.2　钢铁厂综合废水特点

钢铁厂综合废水主要包括生产工序废水及生活污水等，成分复杂、水质水量波动较大[10]，是最难处理的一类废水，主要污染物有 COD、悬浮物、硬度、油类和盐类等，典型水质如表 1 所示。其中，水中盐类的来源主要可分为补水过程携带和药剂投加引入两大部分[11]。新水中自带的盐分，如 Ca^{2+}、SO_4^{2-}、Cl^- 等会随着补水进入循环水系统，并不断蒸发浓缩，最终会随排水进入综合废水系统；新鲜补水、废水处理过程以及循环水系统中所投加的药剂（如酸、碱）也是水系统盐分的主要来源。理论上钢铁厂综合废水经深度处理后作为中水回用，是钢铁厂水资源高效利用的重要途径。但常规处理技术并不能除去废水中的盐分，若不经过脱盐处理，长期运行会导致中水系统电导率越来越高，进而增加循环水系统结垢腐蚀风险、提高加药和补水成本，并对工厂设备产生损耗等一系列负面影响，因此，对钢铁厂废水进行除盐处理是水回用的前提和保障。

表 1　钢铁厂综合废水典型水质[11-12]

Tab. 1　Typical water quality of comprehensive wastewater in steel plants[11-12]

pH	悬浮物/（mg·L^{-1}）	COD/（mg·L^{-1}）	油类/（mg·L^{-1}）	总硬度/（mg·L^{-1}）（以 $CaCO_3$ 计）	总碱度/（mg·L^{-1}）（以 $CaCO_3$ 计）	TDS/（mg·L^{-1}）	Cl^-/（mg·L^{-1}）
6.5～9.5	20～200	30～90	2～10	200～800	100～200	600～2 000	100～350

2　钢铁厂常用综合废水脱盐回用工艺及技术经济分析

2.1　常用脱盐回用工艺

钢铁厂综合废水通常含盐量较高，对部分废水进行回用前的脱盐处理，降低回用水的 Cl^- 浓度、电导率和硬度等，有利于提高钢铁厂循环水系统的浓缩倍数，降低新水耗量。在进入脱盐系统前，钢铁厂综合废水首先经深度处理，常用工艺流程为“高密度沉淀池—V 型滤池”，主要去除废水中的悬浮物、浊度和油类等，确保出水水质满足进入脱盐系统的要求。工业上常用的脱盐技术有反渗透、离子交换、纳滤、电吸附、电渗析和电去离子技术。

2.1.1　反渗透（RO）

反渗透是通过施加外部压力克服渗透压来实现废水的分离净化[13]。在高压泵的作用下，利用反渗透膜只允许水分子通过的特点，将其与有机物、无机离子、胶体颗粒、细菌等溶质进行分离从而制得脱盐

水,而未通过膜的水溶液浓度逐渐增大,成为浓水。为防止废水中的微生物等对反渗透膜造成污染,降低清洗维护成本[14],工业上常将超滤(ultrafiltration,UF)/微滤(microfiltration,MF)/纳滤(nanofiltration,NF)作为反渗透的预处理技术,组合在一起使用。反渗透技术较为成熟,对废水中的悬浮物以及重金属离子等污染物的去除率均高达95%以上[15],出水水质较好,是工业上回用与零排放的主流技术之一,与传统处理工艺相比,有很大的经济、技术和环保优势[16-17]。陈阳春等[18]根据某钢厂废水水质特点,选择了双膜法(UF + RO)作为脱盐工艺,其产水水质高于工业新水标准,每年可节约包括新水取水费和排污费在内共 1 336.89 万元。Valentina 等[19]评估了双膜法处理钢铁厂废水的效果,结果表明反渗透能去除大部分盐类,可有效减少新水消耗和废水排放量,提高生产设备的使用寿命。

然而,反渗透膜结垢限制了其水回用率的提高[20],回用率一般为 60% ~75%。为提高回用率,需做好有效的预处理工作,如使用双碱法去除硬度、混凝沉淀法去除悬浮物和浊度、超滤去除胶体和细菌等杂质[21],因此,反渗透法还存在预处理较复杂、需使用大量阻垢剂等化学药剂的问题。反渗透膜在处理钢铁厂废水的过程中,不可避免会出现膜污染现象,造成膜性能下降,还会影响膜使用寿命[22]。根据课题组对某钢铁厂反渗透膜及水样的分析,发现该厂由于回用水站无硬度去除能力,废水中钙镁离子含量高,导致膜表面易发生无机物污染。此外,总氮和氨氮等造成的有机物和生物污染也是膜污染的潜在原因,建议优化回用水站工艺,强化除硬及脱氮效果,并注意监测膜系统的运行状态,及时调整操作参数,定期进行物理和化学清洗,以维持系统的长期稳定运行。反渗透膜正常使用寿命为 2 ~5 a,控制进水水质并做好日常维护可有效延长膜寿命,张亚宇等[23]以格网为基本单元进行污染现象分析,采取运行控制和顽固污染清洗措施,有效保持了膜性能,膜元件寿命已达 7 a,产品水水质高于要求。

反渗透膜的研制一直是国内外膜领域的研究热点[24],未来应注重研发具备抗污染、高通量的新型膜材料。同时,随着人工智能的快速发展,未来可构建智慧化膜系统管理平台,利用大数据等技术预测进水污染性[25],实时监测膜系统状态,动态调整清洗周期和加药量等运行参数,实现反渗透系统的智能化运行。

2.1.2 电吸附(EST)

电吸附法(EST)又称为电容去离子法(capacitive deionization,CDI),利用外加电场使含盐水中正负离子分别向不同的电极移动后吸附在电极表面,从而达到脱盐的目的。电吸附法具有操作简单且灵活、使用寿命长(≥5 a)、运行成本较低[26]、预处理要求低、特殊离子(如氟、氯、钙、镁等)去除效果显著等优点。所产水可满足生产新水的水质要求,但达不到软水、除盐水水质要求[27],适用于对硬度和盐度要求不高的钢铁工业新水用户,据统计,目前仅在宝钢 2030、梅钢[28]及武钢中试[29]中有应用。邹正东[30]采用电吸附法处理梅钢出水,处理水量为 500 L/h,中试结果显示,电吸附法对离子态盐类的去除效果明显,对 Cl^-、SO_4^{2-}、硬度和总离子的去除率分别达 82%、80%、93% 和 81%,且直接运行药剂成本较低,可用于特定环境下的深度处理耦合工艺。

然而,电吸附法由于装置成本高、脱盐稳定性不足等问题限制了大规模应用[31],并且废水中的有机物及铁离子会导致系统出现有机污染和离子结垢污染的问题,影响脱盐性能和电荷效率[32]。此外,吸附材料的再生效果即材料的稳定性也会影响系统使用寿命[33]。未来电吸附法应向开发高性能且低成本的电极材料、提高电极抗污染性、优化预处理过程以降低电极的污染结垢风险[34]、优化电极结构(如设计三维多孔结构等[35])以提高电吸附稳定性和电流效率、加强与不同脱盐技术的集成耦合应用[36]等方向发展,以推动其更大规模的产业化应用。

反渗透和电吸附法是目前钢铁企业废水脱盐处理中最常用的两项技术,对反渗透及电吸附法的技术特点进行了对比,如表 2 所示。

表 2 反渗透与电吸附法技术特点比较

Tab. 2 Comparison of technical characteristics between reverse osmosis and electro-adsorption method

项目	反渗透	电吸附
脱盐原理	以压力为推动力,利用反渗透膜只允许水分子通过的特性,将其与其他离子进行分离	利用带电电极对水中离子进行静电吸附从而达到脱除污染物的目的
核心原理	半透膜选择透过性	双电层理论
作用力	压力	电场力
透过物	溶剂,水	溶质,盐
截留物	溶质,盐	溶剂,水
核心元件寿命	2 ~5 a	≥5 a[26]

2.1.3 纳滤(NF)

纳滤膜是介于超滤(UF)和反渗透(RO)之间的压力驱动膜分离技术,能截留分子质量在 200 ~ 1 000的物质,如二价盐、糖类等,而水、溶剂等分子质量小于 200 的物质可通过纳滤膜[37]。纳滤可实

现有机物与小分子无机物、一价盐与多价盐的分离[38]等，具有操作压力低、膜通量大等特点，且运行条件较反渗透宽松，运行成本较低。工业上主要用于适度除盐与分盐浓缩，常与超滤或反渗透等技术结合，以提高脱盐效果及回用率。方健等[39]采用两级双膜法对钢铁厂废水进行深度处理，用二级纳滤处理一级反渗透浓水，提高了总体产水回用率，纳滤出水与反渗透出水混合用作生产消防水，满足了用户的分级用水需求。但纳滤对可溶性单价离子（如 Cl^-）的去除率低，产水水质较反渗透膜差。

2.1.4　电渗析（ED）

电渗析法是在正负电极之间交替放置阴阳离子交换膜，在外加直流电场的驱动下，使阴阳离子定向移动，从而实现脱盐。电渗析法发展至今已有 130 余年的历史，中间衍生出了倒极电渗析（electrodialysis reversal，EDR）、双极膜电渗析（bipolar membrane electrodialysis，BPED）等一系列技术，其中，EDR 应用最为广泛，大多数情况下的电渗析一般就是指 EDR。EDR 通过每隔 15 ~ 20 min 倒换正负电极极性实现自清洗功能[40]，改善了系统的结垢现象，大大提高了水回用率，延长了运行周期。电渗析法技术已相对成熟，可与超滤联用，在高盐废水处理方面得到广泛应用。Yeh 等[41]采用 EDR 技术处理台湾中钢的冷轧废水，EDR 产水经混床深度脱盐后出水回用，其中，EDR 系统脱盐率达 85%，经混床处理后出水水质高，电导率降至（0.82 ±1）μS/cm，该系统可节约包括纯水取水费和废水处理费在内超 11 600 万新台币（折合人民币 2 576.36 万元）。但电渗析法难以处理高硬度废水，且存在能耗高、成本高、无法去除水中的有机物和细菌[42]等问题。随着反渗透在水处理中的发展，更多地选择高效低成本的反渗透用于废水的脱盐回用而非电渗析。

2.1.5　离子交换（IX）

离子交换法是利用阴阳离子交换剂与溶液中的离子发生交换反应，实现废水中离子的有效分离。离子交换法可分为阴阳床与混床，其中，阴阳床（即复床）是由阳离子交换器与阴离子交换器串联组成完成脱盐，含盐废水先经过阳离子交换器去除 Ca^{2+}、Mg^{2+} 等阳离子，经过脱碳器除碳后再进入阴离子交换器中去除 SO_4^{2-}、Cl^-、$HSiO_3^-$ 等阴离子。混床是把一定比例的阴、阳离子交换树脂混合装填于同一交换装置中，能去除水中的大部分离子，出水达到极高的纯度，可用作高压锅炉补水。离子交换法对水中离子的去除率高、产水水质好、适用范围广。岳丽芳等[43]采用混床对双膜法出水进行深度除盐，产生的纯水水质达到 GB/T 1576—2018《工业锅炉水质》[44]的要求，可用于锅炉补水。康勇等[28]采用反渗透 + 阴阳床 + 混床法处理新余钢铁厂中水，产水可分别回用于新水、除盐水、软水系统等，节约了新水用量。

然而，离子交换剂需要定期更换，当溶液中需去除的离子种类过多时，需使用多种交换剂，因此，该法更适用于含盐量低、杂质种类单一的溶液脱盐[45]。钢铁厂中水 TDS 较高，一般在 1 000 ~ 2 000 mg/L，若直接用离子交换法脱盐，将导致设备过大、再生频繁、运行费用过高等问题[46]，因此，在钢铁厂综合废水脱盐回用中，离子交换法一般用于后端脱盐产高纯水。需要注意的是，离子交换法再生时耗酸、碱量大，会给水系统引入大量的盐分，增大末端除盐的压力，因此，从盐平衡的角度看并不太适合于零排放企业。

2.1.6　电去离子（EDI）

电去离子法结合了电渗析与离子交换法，通过阳、阴离子膜对离子的选择透过性及离子交换树脂对水中离子的交换作用，并在电场的作用下实现水中离子的定向迁移，以达到深度除盐目的。EDI 通过离子交换树脂界面水分子发生极化产生的 H^+ 和 OH^- 对装填树脂进行电化学再生，无需使用酸和碱即可连续制取高品质的超纯水，避免了二次污染，且不易浓差极化[47]。EDI 凭借高效简便、环境影响小于离子交换法[48]等特点，目前已成为了超纯水制备方面的主流技术，在钢铁行业综合废水回用领域常用于一级或二级反渗透后产高品质超纯水。李东升[49]采用 EDI 对钢铁厂两级反渗透出水进行深度脱盐，产生的超纯水可外供以实现更高的经济价值。但 EDI 存在初期投资较大、预处理工艺复杂、使用寿命较短（一般为 3 ~ 5 a）等缺点，并且，EDI 膜堆的运行性能受进水水质的影响很大，膜和树脂易受到污染而性能衰减较快，在实际工程中应注意保障进水水质，并定期对模块进行清洗、维护和更换等。

2.2　技术经济分析

不同工艺的脱盐性能及经济成本等差异显著，有必要对各脱盐工艺进行技术经济对比，分析各工艺在钢铁行业应用的优劣势及适用场景，为钢铁厂脱盐工艺的选择提供理论支撑。

对比分析上述脱盐工艺的运行成本、能耗、进水 TDS 范围、TDS 去除率、回用率、总硬度与 Cl^- 去除率，如表 3 所示。

根据常用脱盐工艺的介绍及表 2 中的经济技术性分析，总结了各脱盐工艺的优缺点以及在钢铁行业中的适用场景，如表 4 所示。

表 3 常用脱盐工艺技术经济对比

Tab. 3 Techno-economic comparison of common desalination technologies

技术	运行成本/(元·m^{-3})	能耗/(kWh·m^{-3})	进水 TDS/(mg·L^{-1})	TDS 去除率/%	回用率/%	总硬度去除率/%	Cl^- 去除率/%	参考文献
反渗透	2 ~ 4	1.2 ~ 8.5	500 ~ 50 000	90 ~ 99	一级 50 ~ 75，二级 80 ~ 90	>98	>90	[50 - 51]
纳滤	0.5 ~ 2.5	2 ~ 6	300 ~ 30 000	80 ~ 95	50 ~ 85	>98	50 ~ 65	[50,52]
电渗析	3 ~ 5	1 ~ 12	1 000 ~ 200 000	60 ~ 90	60 ~ 90	90 ~ 95	>90	[50 - 51]
电吸附	0.50 ~ 1.75	1 ~ 2	<5 000	65 ~ 85	70 ~ 85	70 ~ 90	65 ~ 85	[51,53 - 54]
离子交换	0.5 ~ 1.0	1 ~ 5	<500	>99	90 ~ 95	>96	>95	[50,55]
电去离子	0.5 ~ 3.0	0.25 ~ 0.70	<10	97.0 ~ 99.9	60 ~ 95	>99	>99	[50]

表 4 常用脱盐工艺技术优缺点及适用场景

Tab. 4 Advantages, disadvantages, and application scenarios for common desalination technologies

技术	优点	缺点	适用场景
反渗透	对污染物去除效果好、适应性强	运行成本较高、膜易污染、对预处理要求较高	与超滤/微滤结合进行废水脱盐
纳滤	运行成本较低	对一价盐(如 Cl^-)去除效果较差	适度除盐及分盐浓缩
电渗析	技术成熟、操作简便	能耗及成本较高、脱盐率并不高	处理高盐废水
电吸附	运行成本低、回用率较高	脱盐效果及稳定性较差、使用周期短、易发生有机污染和结垢污染	对回用水水质要求不高的钢铁工业新水用户[55]
离子交换	脱盐率高且出水水质稳定	再生频繁、酸碱耗量大、运行费用高	深度脱盐产高纯水
电去离子	脱盐率高、无需酸碱再生	初期投资大、膜和树脂性能衰减较快	深度脱盐产高纯水

3 钢铁厂常用综合废水脱盐回用工艺组合及技术经济分析

3.1 常用脱盐回用工艺组合

由于多种因素的影响，单个工艺处理含盐废水很难达到最佳性能。为了提高处理效果，工业上常使用工艺组合，即将两种或多种脱盐处理技术结合起来处理废水的方法。总结了常见的脱盐工艺组合，如图 1 所示。钢铁厂生产用水主要可分为生产新水和除盐水两大类。其中，除盐水可分为一级除盐水和二级除盐水，钢铁厂一般将经一级反渗透处理的出水称为一级除盐水，将一级除盐水再进行深度脱盐所产水称为二级除盐水。不同厂区对用水水质的要求并非完全统一，通常来说，生产新水的电导率应小于 500 μS/cm，一级除盐水的电导率应小于 50 μS/cm，二级除盐水的电导率应小于 10 μS/cm[56]。

在常见的脱盐组合工艺中，如图 1(a)所示，原水经过滤及超滤预处理后进入一级反渗透，所产水为一级除盐水，可作为连铸、加热炉汽化等产线较高品质冷却水的补水；如图 1(b)所示，原水经过滤后进入电吸附系统进行脱盐，电吸附产水可满足生产新水水质要求，用作浊环等低品质用水循环系统的补水；如图 1(c)所示，原水经预处理后进入一级反渗透，产水作为一级除盐水回用，浓水进入纳滤系统进行脱盐处理以提高水的回用率，纳滤出水与反渗透出水混合后可作厂区消防用水；对于有更高用水需求的钢铁企业可选择如图 1(d)、(e)和(f)所示的工艺组合，原水经预处理后进入反渗透系统，反渗透所产淡水一部分作为一级除盐水直接回用，剩余淡水则进入混床、阴阳床及 EDI 等进行深度脱盐，所产二级除盐水是产线最高要求用水，可用作加热汽化锅炉补水，并且当来水水质较差时，可设置两级反渗透来满足深度脱盐系统的进水要求。钢铁厂可根据进水水质及自身用水需求选择相应脱盐工艺。

根据 2016—2023 年发表的文献[3,11,29,57 - 73]，统计了中国 32 家钢铁企业综合废水脱盐回用中所用工艺情况，如图 2 所示。

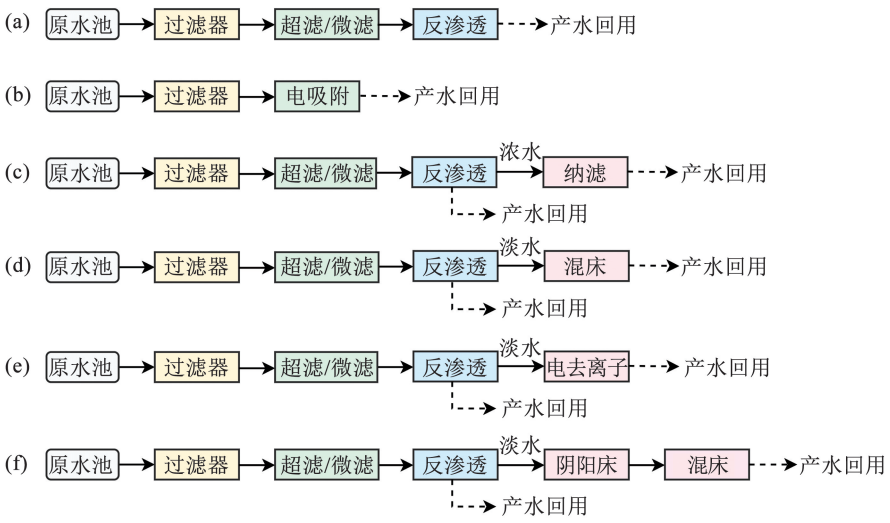


图 1　常见脱盐工艺组合

Fig. 1　Common combination processes for desalination

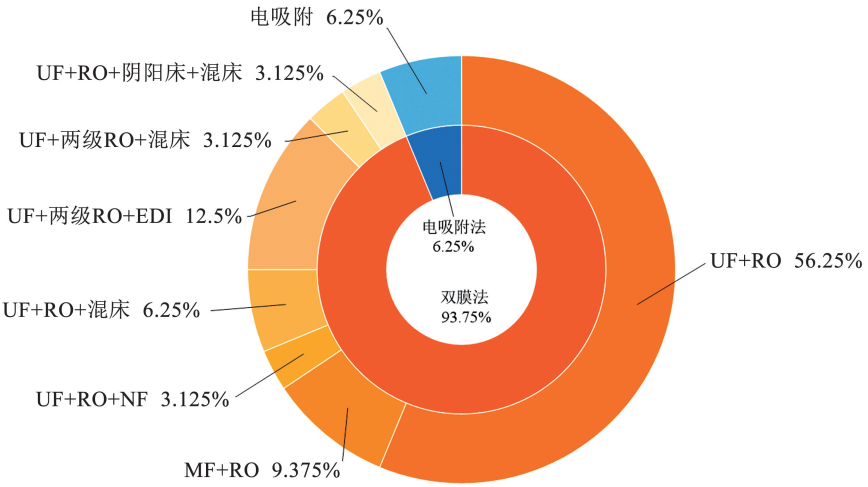


图 2　中国 32 家钢铁企业综合废水脱盐回用中所用工艺情况

Fig. 2　Conditions of technologies used in desalination and reuse of comprehensive wastewater in 32 steel enterprises in China

调研发现，32 家钢铁厂主体工艺为双膜法（占比最高，为 93.75%），其中，18 家为 UF + RO（56.25%），3 家为 MF + RO（9.375%），1 家为 UF + RO + NF（3.125%）。对产水有更高要求的厂家中，2 家使用 UF + RO + 混床（6.25%），4 家使用 UF + 两级 RO + EDI（12.5%），1 家使用 UF + 两级 RO + 混床（3.125%），1 家使用 UF + RO + 阴阳床 + 混床（3.125%）。宝钢 2030 与梅钢采用电吸附法（6.25%）。

3.2　双膜法和电吸附法技术经济分析

YB/T 4699—2019《钢铁企业综合废水深度处理技术规范》[55] 在脱盐部分推荐钢铁企业应用反渗透技术处理综合废水，在对水质要求较低时可使用电吸附技术。从图 2 中总结的中国各钢铁厂脱盐工艺使用情况也可以看出，双膜法应用占比最大，且远远大于其他脱盐工艺，电吸附法其次。因此，针对双膜法和电吸附法进行技术经济性分析。

根据文献[26]以及某钢铁厂实地考察收集了相关数据，如表 5 所示。

取电价为 0.65 元/kWh，盐酸（质量分数 31%）0.55 元/kg，液碱（质量分数 32%）3.5 元/kg，反渗透膜阻垢剂 48 元/kg，反渗透膜还原剂 9 元/kg，次氯酸钠 0.75 元/kg，pH 调节剂 15 元/kg，膜碱性清洗剂 34 元/kg，膜酸性清洗剂 9 元/kg，非氧化性杀菌剂 18 元/kg。计算了双膜法和电吸附法的回用率、污染物去除率及运行费用，对相同处理规模（1 200 t/h）的双膜法和电吸附法的回用率、运行成本、运行消耗及污染物的去除效果进行了对比分析，结果如表 6 所示。

表 5 1 200 t/h 双膜法和电吸附法原始数据

Tab. 5 Raw data of 1 200 t/h double membrane method and electro-adsorption method

技术	运行消耗									
	电耗/(kWh·t^{-1})	盐酸/(kg·t^{-1})	液碱/(kg·t^{-1})	反渗透膜阻垢剂/(kg·t^{-1})	反渗透膜还原剂/(kg·t^{-1})	次氯酸钠/(kg·t^{-1})	pH 调节剂/(kg·t^{-1})	膜碱性清洗剂/(kg·t^{-1})	膜酸性清洗剂/(kg·t^{-1})	非氧化性杀菌剂/(kg·t^{-1})
双膜法(UF+RO)	0.939 1	0.092 6	0.046 3	0.004 6	0.004 6	0.077 2	0.002 3	0.001 6	0.000 2	0.000 8
电吸附法[26]	1.310 0	0.144 0	0.007 5	—	—	—	—	—	—	—

技术	原水污染物			产水污染物		
	电导率/(μs·cm^{-1})	总硬度/(mg·L^{-1})	Cl$^-$/(mg·L^{-1})	电导率/(μs·cm^{-1})	总硬度/(mg·L^{-1})	Cl$^-$/(mg·L^{-1})
双膜法(UF+RO)	2 309	527	323	94	21	18
电吸附法[26]	777	74	253	230	45	45

表 6 双膜法和电吸附法技术经济对比

Tab. 6 Techno-economic comparison of double membrane method and electro-adsorption method

技术	运行消耗									
	电耗/(kWh·t^{-1})	盐酸/(kg·t^{-1})	氢氧化钠/(kg·t^{-1})	反渗透膜阻垢剂/(kg·t^{-1})	反渗透膜还原剂/(kg·t^{-1})	次氯酸钠/(kg·t^{-1})	pH 调节剂/(kg·t^{-1})	膜碱性清洗剂/(kg·t^{-1})	膜酸性清洗剂/(kg·t^{-1})	非氧化性杀菌剂/(kg·t^{-1})
双膜法(UF+RO)	0.939 1	0.092 6	0.046 3	0.004 6	0.004 6	0.077 2	0.002 3	0.001 6	0.000 2	0.000 8
电吸附法[26]	1.310 0	0.144 0	0.007 5	—	—	—	—	—	—	—

技术	水量			运行成本		污染物去除效果		
	进水量/(t·h^{-1})	出水量/(t·h^{-1})	回用率/%	电费/(元·t^{-1})	药剂费/(元·t^{-1})	电导率去除率/%	总硬度去除率/%	Cl$^-$去除率/%
双膜法(UF+RO)	1 200	780	65	0.610 4	0.653 0	95.93	96.02	94.43
电吸附法[26]	1 200	1 080	90	0.851 5	0.105 5	70.40	39.20	82.20

对双膜法以及电吸附法的药剂成本占比进行了分析,如图 3 所示。

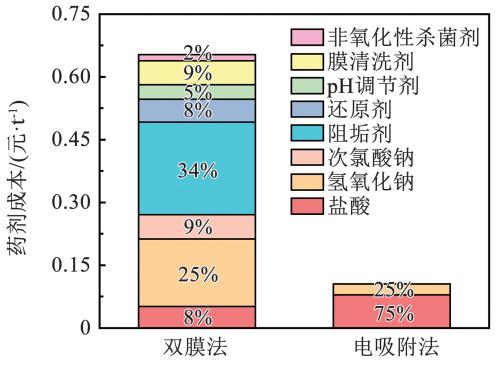


图 3 双膜法与电吸附法药剂成本占比

Fig. 3 Chemical cost proportion of double membrane method and electro-adsorption method

结合表 3 以及图 3 所述各脱盐工艺的对比可以看出:

1)双膜法对污染物的去除效果好,是目前钢铁厂含盐废水回用中最常用的工艺,出水可作一级除盐水回用,但存在所需药剂种类多、运行成本较高且回用率较低的问题。当用钢铁厂中水作为水源时,由于中水水质较差,反渗透回用率较低,一般为 60% ~65%[74],需通过设置合理的预处理系统、适当提高膜的段数等措施来提高回用率。在运行成本方面,根据对双膜法药剂成本占比的分析,阻垢剂、氢氧化钠和次氯酸钠是药剂成本的主要组成部分(分别占比 34%、25%、9%),这些药剂主要用于防止结垢和膜污染,建议在运行时根据实际进水水质精确控制药剂的投加量,避免过量使用。并可通过加强预处理来减少膜污堵现象,从而减少化学清洗的频率,以降低药剂成本。同时,可以采用能量回收技术,通过回收和再利用高压泵的排放压力以降低能耗[75],从而实现运行成本的下降。

2)电吸附法运行成本低、药耗低,运行过程中只消耗少量的盐酸和氢氧化钠(主要用途为电极清洗,其中,盐酸在总药剂成本中占比较高,达 75%),与反渗透相比,无需添加阻垢剂、还原剂等专用药剂,但电耗稍高,且污染物去除效果有限,出水只能达到生产新水要求,适合对硬度和盐度要求不高的钢铁工业新水用户。建议在实际工程中将电吸附再生时的电能进行回收,以降低运行电耗。电吸附法是除双膜法外应用较多的除盐技术,在钢铁厂废水

治理回用方面有很大应用前景，未来可以考虑与其他除盐技术相组合，以满足更高的水质需求，如使用电吸附作预脱盐，后接混床进行深度除盐等。

具体脱盐回用项目中选择哪一项技术，建议结合项目规模、回用要求、项目资金、运行成本、技术效率以及环境影响等因素进行综合评估[76]。

4　结论与展望

钢铁厂综合废水具有含盐量大、成分复杂、水质水量波动大等特点，针对钢铁废水的脱盐处理，是建设节水型钢铁企业的重要环节。每种脱盐技术均有其优、劣势，面对复杂的钢铁厂废水，可综合技术可行性、经济条件、废水水质和回用需求等选择合适的工艺及组合。

随着脱盐工艺的发展，钢铁厂含盐废水的回用处理更加高效及多样化，但仍存在一定的不足，未来的研究可从以下几方面开展：

1）在技术的选择方面，可以结合生命周期评价与层次分析法，构建“环境影响 - 碳排放 - 经济效益 - 技术性能”多维度下的脱盐工艺综合评估模型，为钢铁厂回用工艺的选择提供科学的参考依据。

2）脱盐工艺中能耗导致的环境影响是其总环境影响的重要组成部分，为提高工艺的可持续性，可充分利用太阳能、氢能等绿色能源，降低化石能源占比，实现脱盐过程碳排放及环境影响的下降。

3）钢铁企业现有脱盐技术仍存在结垢污染严重、脱盐效率不足等问题，为提高处理效果，需进一步优化废水脱盐技术性能。首先，应根据实际废水水质选择有效的预处理工艺（如双碱法或电化学法除硬等）来缓解脱盐系统的污染结垢问题，从而提高回用率，降低运行维护成本；其次，开发新的膜材料及电极材料，延长使用寿命、提高稳定性及除盐效率；再次，积极研发新兴脱盐技术，如流动电极电容去离子技术（flow electrode capacitive deionization，FCDI），弥补传统 CDI 技术吸附能力有限及无法长期连续运行的不足，探索其应用于钢铁企业综合废水的可能性；最后，可研究通过不同脱盐工艺间的耦合来提高系统适应性及脱盐率，如超滤 - CDI 耦合技术、纳滤 - CDI 耦合技术等。

4）加强脱盐技术的智慧化管理，将人工智能技术与脱盐系统相结合以提高处理效果。如实时监测进水水质水量、膜通量等关键参数，利用随机森林算法预测产水水质，动态调整加药量和回用率等操作条件，并将人工神经网络等机器学习算法应用于膜污染预测，匹配最优清洗方案等，推动钢铁企业废水脱盐技术向高效化、智能化发展。

5）“零排放”政策下，由于脱盐后所产浓盐水水量大，厂区往往缺乏合适的消纳途径，建议充分利用厂区的低温废热等资源，将其与浓盐水的处理过程相耦合，实现浓盐水的低成本浓缩减量。

参考文献

[1] Sun Wenqiang, Xu Xiandong, Lü Ziqiang, et al. Environmental impact assessment of wastewater discharge with multi-pollutants from iron and steel industry[J]. Journal of Environmental Management, 2019, 245(1): 210. DOI: 10.1016/j.jenvman.2019.05.081

[2] GB 50405—2017 钢铁工业资源综合利用设计规范[S]
GB 50405—2017 Code for design of comprehensive utilization of iron and steel industry resources[S]

[3] Liang Siyi, Du Ye, Liu Qi, et al. Wastewater reuse and recycling of the steel industry in China: history, current situation, and future perspectives[J]. Water Reuse, 2023, 13(2): 162. DOI: 10.2166/wrd.2023.072

[4] Shi Jingxin, Huang Wenping, Han Hongjun, et al. Review on treatment technology of salt wastewater in coal chemical industry of China[J]. Desalination: The International Journal on the Science and Technology of Desalting and Water Purification, 2020, 493(1): 114640. DOI: 10.1016/j.desal.2020.114640

[5] 苗红军. 脱盐水处理工艺技术的比较与选择[J]. 化肥工业, 2015, 42(6): 33
Miao Hongjun. Selection and comparison of treatment process technology of desalted water[J]. Chemical Fertilizer Industry, 2015, 42(6): 33. DOI: 10.3969/j.issn.1006 - 7779.2015.06.011

[6] 王燕, 赵新明. 脱盐水处理工艺技术的比较分析[J]. 信息记录材料, 2017, 18(8): 65
Wang Yan, Zhao Xinming. Analysis and comparison of treatment process technology of desalted water[J]. Information Recording Materials, 2017, 18(8): 65. DOI: 10.16009/j.cnki.cn13 - 1295/tq.2017.08.042

[7] Yuan Yuan, Lu Jiaqi, Gu Dungang, et al. Deduction of carbon footprint for membrane desalination processes towards carbon neutrality: a case study on electrodeionization for ultrapure water preparation[J]. Desalination: The International Journal on the Science and Technology of Desalting and Water Purification, 2023, 559(1): 116648. DOI: 10.1016/j.desal.2023.116648

[8] Wang Yihan, Wen Zongguo, Cao Xin, et al. Environmental efficiency evaluation of China's iron and steel industry: a process-level data envelopment analysis[J]. The Science of the Total Environment, 2020, 707(10): 135903. DOI: 10.1016/j.scitotenv.2019.135903

[9] 祝敏, 黄洪伟, 李凤萌, 等. 抗污染反渗透膜在钢铁厂废水资源化利用方面的应用研究[J]. 膜科学与技术, 2023: 1
Zhu Ming, Huang Hongwei, Li Fengmeng, et al. Application research of anti-pollution reverse osmosis membrane in iron and steel plant wastewater resource utilization[J]. Membrane Science and Technology, 2023: 1

[10] 田京雷, 刘金哲, 张社海. 基于水盐协同的钢铁行业废水零排放体系构建研究[C]//中国金属学会, 中国金属学会青年工作委员会. 第十二届中国金属学会青年学术年会暨首届“碳中和”冶金青年科学家沙龙论文集. 北京: 河钢集团有限公司, 河钢大河能源环境科技有限公司, 2024: 232
Tian Jinlei, Liu Jinzhe, Zhang Shehai. Research on the construction of zero wastewater discharge system in the iron and steel industry based on water-salt synergy[C]//The Chinese Society for

Metals, Youth Working Committee of the Chinese Society for Metals. Proceedings of the 12th Youth Academic Annual Conference of the Chinese Society for Metals and the First "Carbon Neutral" Metallurgical Young Scientist Salon. Beijing: Hebei Iron & Steel Group Co., Ltd., Hebei Iron & Steel Dahe Energy & Environment Technology Co., Ltd., 2024: 232. DOI: 10.26914/c.cnkihy.2024.023520

[11] 梁思懿. 钢铁行业综合废水资源化实践与展望[C]//中国金属学会. 2020 年全国冶金能源环保技术交流会会议文集. 北京: [出版者不详], 2020: 53
Liang Siyi. Practice and prospect of comprehensive wastewater resource utilization in iron and steel industry[C]//The Chinese Society for Metals. Proceedings of the 2020 National Metallurgical Energy and Environmental Protection Technology Exchange Conference. Beijing: [s. n.], 2020: 53. DOI: 10.26914/c.cnkihy.2020.061339

[12] HJ 2019—2012 钢铁工业废水治理及回用工程技术规范[S]
HJ 2019—2012 Technical specifications for wastewater treatment and reuse of iron and steel industry[S]

[13] Zhu Jianyang, Jin Qiang, Liu Dongming, et al. Investigation on two integrated membrane systems for the reuse of electroplating wastewater[J]. Water and Environment Journal: Journal of the Chartered Institution of Water and Environmental Management, 2018, 32(2): 267. DOI:10.1111/wej.12324

[14] Colla V, Branca T A, Rosito F, et al. Sustainable reverse osmosis application for wastewater treatment in the steel industry[J]. Journal of Cleaner Production, 2016, 130: 103. DOI: 10.1016/j.jclepro.2015.09.025

[15] 白颖. 基于反渗透技术的煤矿水处理[J]. 山西化工, 2025, 45(3): 224
Bai Ying. Coal mine water treatment based on reverse osmosis technology[J]. Shanxi Chemical Industry, 2025, 45(3): 224. DOI:10.16525/j.cnki.cn14-1109/tq.2025.03.078

[16] 王朋, 张新震, 刘宇曦, 等. 高回收率中水回用深度处理工艺在钢铁废水处理中的应用[J]. 科技创新与应用, 2025, 15(3): 185
Wang Peng, Zhang Xinzhen, Liu Yuxi, et al. Application of high recovery rate reclaimed water reuse advanced treatment process in iron and steel wastewater treatment[J]. Technology Innovation and Application, 2025, 15(3): 185. DOI: 10.19981/j.CN23-1581/G3.2025.03.044

[17] 许国仁, 张彦平, 孙丽欣. CFPS 强化处理钢铁废水效能研究[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2004, 36(10): 1318
Xu Guoren, Zhang Yanping, Sun Lixin. Efficiency of CFPS enhanced coagulation in iron and steel wastewater treatment[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2004,36(10): 1318

[18] 陈阳春, 周欢, 赵燕鹏, 等. 钢铁企业综合废水处理及回用工程[J]. 工业用水与废水, 2016, 47(3): 55
Chen Yangchun, Zhou Huan, Zhao Yanpeng, et al. Project of treatment and reuse of comprehensive wastewater from iron and steel enterprises[J]. Industrial Water & Wastewater, 2016, 47(3): 55

[19] Valentina C, Ismael M, Teresa B, et al. Efficient use of water resources in the steel industry[J]. Water, 2017, 9(11): 894. DOI: 10.3390/w9110874

[20] Gao Qiusheng, Duan Liang, Jia Yanyan, et al. A comprehensive analysis of the impact of inorganic matter on membrane organic fouling: a mini review[J]. Membranes, 2023, 13(10): 15. DOI: 10.3390/membranes13100837

[21] 梁鑫. 高效反渗透技术在煤化工废水零排放中的应用[J]. 山西化工, 2022, 42(2): 322
Liang Xin. Application of high efficiency reverse osmosis technology in zero discharge of coal chemical wastewater[J]. Shanxi Chemical Industry, 2022, 42(2): 322. DOI: 10.16525/j.cnki.cn14-1109/tq.2022.02.122

[22] Burlace L, Davies P A. Fouling and fouling mitigation in batch reverse osmosis: review and outlook[J]. Desalination and Water Treatment, 2022(249): 1. DOI: 10.5004/dwt.2022.28103

[23] 张亚宇, 隋明明, 戈永川, 等. 钢铁综合废水处理中反渗透膜污染治理[J]. 冶金设备, 2024(6): 78
Zhang Yayu, Sui Mingming, Ge Yongchuan, et al. Membrane pollution control of reverse osmosis in comprehensive sewage treatment of iron and steel enterprise[J]. Metallurgical Equipment, 2024(6): 78

[24] 郭冠军, 韩梦龙, 莫冰玉, 等. 反渗透水处理技术及其应用趋势研究[J]. 价值工程, 2020, 39(3): 201
Guo Guanjun, Han Menglong, Mo Yubin, et al. Research on reverse osmosis water treatment technology and its application trend[J]. Value Engineering, 2020, 39(3): 201. DOI: 10.14018/j.cnki.cn13-1085/n.2020.03.080

[25] 岳云波, 陈白阳, 段炫彤, 等. 反渗透技术在污废水深度处理中的应用及研究进展[J]. 水处理技术, 2018, 44(1): 1
Yue Yunbo, Chen Baiyang, Duan Xuantong, et al. Research progress and application of reverse osmosison wastewater advanced treatment[J]. Technology of Water Treatment, 2018, 44(1): 1. DOI: 10.16796/j.cnki.1000-3770.2018.01.001

[26] Sharan P, Yoon T J, Jaffe S M, et al. Can capacitive deionization outperform reverse osmosis for brackish water desalination? [J]. Cleaner Engineering and Technology, 2021, 3: 100102. DOI: 10.1016/j.clet.2021.100102

[27] 张骅. 某钢铁厂总排废水深度处理工艺探讨[J]. 水处理技术, 2021, 47(12): 128
Zhang Ye. Research on advanced treatment process research of total discharge wastewater from a steel plant[J]. Technology of Water Treatment, 2021, 47(12): 128. DOI: 10.16796/j.cnki.1000-3770.2021.12.027

[28] 康勇, 钱志丹, 吴霞. 双膜法深度处理中水回用的实践应用[J]. 江西化工, 2020, 36(5): 12
Kang Yong, Qian Zhidan, Wu Xia. Practical application of dual membrane process in advanced treatment and reuse for reclaimed water[J]. Jiangxi Chemical Industry, 2020, 36(5): 12. DOI: 10.14127/j.cnki.jiangxihuagong.2020.05.004

[29] Zhang Yunhua, Gan Fuxing, Li Meng, et al. Treatment of reused comprehensive wastewater in iron and steel industry with electrosorption technology[J]. Journal of Iron and Steel Research, 2011, 18(6): 37. DOI: 10.1016/S1006-706X(11)60075-7

[30] 邹正东. 电吸附除盐技术用于梅钢再生水中试研究[J]. 冶金动力, 2022(5): 73
Zou Zhengdong. Electro-sorption desalination technology for pilot scale of reclaimed water in Mei steel[J]. Metallurgical Power, 2022(5): 73

[31] 吴阳春, 应迪文, 王亚林, 等. 电容脱盐技术及其在废水处理中的应用[J]. 水处理技术, 2019, 45(8): 1
Wu Yangchun, Ying Diwen, Wang Yalin, et al. Capacitive desalination technology and its application in wastewater treatment[J]. Technology of Water Treatment, 2019, 45(8): 1. DOI: 10.16796/j.cnki.1000-3770.2019.08.001

[32] Mossad M, Zou Linda. Study of fouling and scaling in capacitive deionisation by using dissolved organic and inorganic salts[J]. Journal of Hazardous Materials, 2013, 244(15): 387. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2012.11.062

[33] Xu Yongyi, Yang Dingchang, Wang Feng, et al. Application of electro-adsorption technology in wastewater treatment of electric power industry[J]. Clean Coal Technology, 2021, 27(3): 138. DOI: 10.13226/j.issn.1006－6772.20021201

[34] Kim H, Choi Y, Lee S, et al. Pretreatment for capacitive deionization: feasibility tests using activated filter media and granule activated carbon filtration[J]. Journal of Industrial and Engineering Chemistry, 2021, 93: 253. DOI: 10.1016/j.jiec.2020.10.001

[35] 赵保华，刘晓娜，胡彦云，等. 传统电吸附与流动电极电容去离子技术对比和技术发展趋势[J]. 化工进展，2025，44(7)：4101
Zhao Baohua, LiuXiaona, Hu Yanyun, et al. Comparison and development trend of traditional electroadsorption and flow electrode capacitive deion technology[J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2025, 44(7): 4101. DOI: 10.16085/j.issn.1000－6613.2024－0801

[36] 贺舒敏，熊伟，高小龙，等. 电容去离子技术在水处理中的研究进展及展望[J]. 化工进展，2025，44(11)：6660
He Shumin, Xiong Wei, Gao Xiaolong, et al. Research progress and prospects of capacitive deionization technology in water treatment[J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2025, 44(11): 6660. DOI: 10.16085/j.issn.1000－6613.2024－1710

[37] Wu Qingbo, Chen Qiuling. Application of membrane separation technology in water treatment process[J]. IOP Conference Series Earth and Environmental Science, 2020, 508(1): 012048. DOI: 10.1088/1755－1315/508/1/012048

[38] Ahmad N, Ang W, Teow Y H, et al. Nanofiltration membrane processes for water recycling, reuse and product recovery within various industries: a review[J]. Journal of Water Process Engineering, 2022, 45: 102478. DOI: 10.1016/j.jwpe.2021.102478

[39] 方建，俞勇，赵珺，等. 两级双膜法处理钢铁工业综合生产废水[J]. 冶金动力，2017(11)：59
Fang Jian, Yu Yong, Zhao Jun, et al. Application of two stage double membrane method in treatment of wastewater in steel industry[J]. Metallurgical Power, 2017(11): 59. DOI: 10.13589/j.cnki.yjdl.2017.11.019

[40] Nayar K G, Lienhard J H. Brackish water desalination for greenhouse agriculture: comparing the costs of RO, CCRO, EDR, and monovalent-selective EDR[J]. Elsevier BV, 2020, 475(1): 114188. DOI: 10.1016/j.desal.2019.114188

[41] Yeh Maosung, Ou Hsinhung, Su Yuchun, et al. Design and parameter optimization of a full-scale wastewater reclamation plant including pretreatment, electrodialysis reversal, and ion exchange in steel manufacturing processes[J]. Journal of Environmental Engineering, 2016, 142(10): 05016003. DOI: 10.1061/(ASCE)EE.1943－7870.0001118

[42] Zhang Lei, Chen Shining, Wang Lina, et al. Application of membrane separation technology in wastewater treatment of iron and steel enterprise[J]. Characterization of Minerals, Metals, and Materials, 2017: 545. DOI: 10.1007/978－3－319－51382－9_59

[43] 岳丽芳，王春慧，周红星，等. 钢铁企业综合废水处理及回用工程实例[J]. 水处理技术，2019，45(3)：133
Yue Lifang, Wang Chunhui, Zhou Hongxing, et al. Engineering project of comprehensive wastewater treatment and reuse of iron and steel enterprise[J]. Technology of Water Treatment, 2019, 45(3): 133. DOI: 10.16796/j.cnki.1000－3770.2019.03.028

[44] GB/T 1576—2018 工业锅炉水质[S]
GB/T 1576—2018 Water quality for industrial boilers[S]

[45] 龙涛，王珍，杨玮，等. 高矿化度矿井水脱盐技术应用现状及研究进展[J]. 水处理技术，2023，49(5)：11
Long Tao, Wang Zhen, Yang Wei, et al. Research progress of high salinity mine water desalination technology[J]. Technology of Water Treatment, 2023, 49(5): 11. DOI: 10.16796/j.cnki.1000－3770.2023.05.003

[46] 吴铁，赵春丽，刘大钧，等. 钢铁行业废水零排放技术探索[J]. 环境工程，2015，33(4)：146
Wu Tie, Zhao Chunli, Liu Dajun, et al. Exploration of wastewater zero-emission technologies in iron and steel industry[J]. Environmental Engineering, 2015, 33(4): 146. DOI: 10.13205/j.hjgc.201504031

[47] Yan Haiyang, Wang Yaoming, Wu Liang, et al. Multistage-batch electrodialysis to concentrate high-salinity solutions: process optimization, water transport, and energy consumption[J]. Journal of Membrane Science, 2019, 570(15): 245. DOI: 10.1016/j.memsci.2018.10.008

[48] Huang Yude. Assessment of municipal effluent reclamation process based on the information of cost analysis and environmental impacts[J]. British Journal of Environment & Climate Change, 2014, 188(1/2): 1. DOI: 10.9734/BJECC/2014/8574

[49] 李东升. 钢铁企业综合废水处理回用工程实例思路构建[J]. 皮革制作与环保科技，2023，4(12)：127
Li Dongsheng. Construction of comprehensive wastewater treatment and reuse engineering in iron and steel enterprises[J]. Leather Manufacture and Environmental Technology, 2023, 4(12): 127. DOI: 10.20025/j.cnki.CN10－1679.2023－12－43

[50] 韩秀娟. 矿井水深度处理中使用电吸附除盐技术的研究与应用[J]. 地质研究与环境保护，2022，1(4)：179
Han Xiujuan. Study and application of electric adsorption desalting technology in advanced treatment of mine water[J]. Journal of Geological Hazards and Environment Preservation, 2022, 1(4): 179. DOI: 10.37155/2811－0595－0104－60

[51] Arash S, Christopher B. Nanofiltration technology in water treatment and reuse: applications and costs[J]. Water science and technology: A Journal of the International Association on Water Pollution Research, 2015, 71(3): 309. DOI: 10.2166/wst.2015.015

[52] 常静，张振海，张晋峰. 电吸附技术在钢铁污水深度处理中的中试研究[J]. 科技与企业，2012(8)：291
Chang Jing, Zhang Zhenhai, Zhang Jinfeng. Pilot research of electro-adsorption technology in advanced treatment of iron and steel wastewater[J]. Science-Technology Enterprise, 2012(8): 291. DOI: 10.13751/j.cnki.kjyqy.2012.08.049

[53] 刘妍博，亢涵. 高盐废水脱盐处理技术的研究现状[J]. 辽宁化工，2023，52(6)：907
Liu Yanbo, Kang Han. Research status of high salinity wastewater desalination treatment technology[J]. Liaoning Chemical Industry, 2023, 52(6): 907. DOI: 10.14029/j.cnki.issn1004－0935.2023.06.02

[54] 段志栋. 反渗透法和全离子交换法除盐技术初步比较[J]. 山西化工，2017，37(4)：64
Duan Zhidong. Preliminary comparison of desalination technology of reverse osmosis and total ion exchange[J]. Shanxi Chemical Industry, 2017, 37(4): 64. DOI: 10.16525/j.cnki.cn14－1109/tq.2017.04.21

[55] YB/T 4699—2019 钢铁企业综合废水深度处理技术规范[S]
YB/T 4699—2019 Technical specification for advanced treatment of comprehensive wastewater from iron and steel industry[S]

[56] GB 50721—2011 钢铁企业给水排水设计规范[S]
GB 50721—2011 Code for design of water supply & drainage of iron

and steel enterprises[S]
[57]邢秀敏, 金玉涛. 河北某钢铁企业冶金中水深度脱盐工程实践[J]. 净水技术, 2023, 42(4): 130
Xing Xiumin, Jin Yutao. Engineering practice of deep desalination for metallurgical reclaimed water in an iron and steel enterprise of Hebei[J]. Water Purification Technology, 2023, 42(4): 130. DOI: 10.15890/j.cnki.jsjs.2023.04.016
[58]邵亚军, 谭善涛, 黄金明, 等. 钢铁企业双膜法中水回用系统的成功改造及运营[J]. 工业水处理, 2022, 42(6): 198
Shao Yajun, Tan Shantao, Huang Jinming, et al. Successful modification and operation of double membrane water reuse system in steel enterprise[J]. Industrial Water Treatment, 2022, 42(6): 198. DOI: 10.19965/j.cnki.iwt.2021-0895
[59]杨晓明. 双膜法工艺处理钢铁废水及中水回用工程探讨[J]. 四川冶金, 2023, 45(2): 67
Yang Xiaoming. Double membrane process steel wastewater and water reuse engineering project discussed[J]. Sichuan Metallurgy, 2023, 45(2): 67
[60]王为民, 郭彩荣, 梁丹, 等. 钢铁工业综合废水处理回用工程实例[J]. 水处理技术, 2021, 47(10): 129
Wang Weiming, Guo Cairong, Liang Dan, et al. Engineering project of comprehensive wastewater treatment and reuse in the iron and steel industry[J]. Technology of Water Treatment, 2021, 47(10): 129. DOI: 10.16796/j.cnki.1000-3770.2021.10.028
[61]Khosousi T, Ahmadzadeh M, Sadeghi M. Two-stage membrane process (UF/NF) for treatment of water process in the steel industry at a pilot scale[J]. Chemical Papers, 2023(8): 77. DOI: 10.1007/s11696-023-02817-0
[62]王肖颖, 崔秀琴. 钢厂废水处理回用方法探讨: 以福建省三钢(集团)有限责任公司为例[J]. 安阳工学院学报, 2022, 21(4): 42
Wang Xiaoyin, Cui Xiuqin. Discussion on wastewater treatment and reuse methods of steel mills: a case study of Fujian Sangang Group[J]. Journal of Anyang Institute of Technology, 2022, 21(4): 42. DOI: 10.19329/j.cnki.1673-2928.2022.04.011
[63]王付建. 某钢铁企业废水深度处理技术改造[J]. 冶金动力, 2019(2): 67
Wang Fujian. Technical transformation for deep treatment of steel plant wastewater[J]. Metallurgical Power, 2019(2): 67. DOI: 10.13589/j.cnki.yjdl.2019.02.020
[64]陈娥. 双膜法在钢铁行业污水处理中的应用分析[J]. 低碳世界, 2019, 9(9): 19
Chen E. Analysis of the application of double membrane method in sewage treatment in the iron and steel industry[J]. Low Carbon World, 2019, 9(9): 19. DOI: 10.16844/j.cnki.cn10-1007/tk.2019.09.010
[65]刘桥云, 杜在会, 罗滔, 等. 某钢铁厂综合污水处理及回用系统优化[J]. 当代化工研究, 2024(1): 71
Liu Qiaoyun, Du Zaihui, Luo Tao, et al. Study on the optimization of comprehensive sewage treatment and reuse system in an iron and steel plant[J]. Modern Chemical Research, 2024(1): 71. DOI: 10.20087/j.cnki.1672-8114.2024.01.023
[66]王海波. 高效沉淀加双膜法处理技术在废水回收中的应用[J]. 冶金动力, 2018(4): 56
Wang Haibo. Application of high-efficiency precipitation with double membrane process in wastewater reclamation[J]. Metallurgical Power, 2018(4): 56. DOI: 10.13589/j.cnki.yjdl.2018.04.018
[67]陈治国, 罗渝敦, 于学锋, 等. 酒钢中水深度处理试验研究[J]. 冶金动力, 2017(9): 59
Chen Zhiguo, Luo Yudun, Yu Xuefeng, et al. An experimental study on deep treatment of reclaimed water in JISCO[J]. Metallurgical Powe, 2017(9): 59. DOI: 10.13589/j.cnki.yjdl.2017.09.018
[68]付思淇, 马红刚, 郜小晶, 等. 浸没式超滤和反渗透双膜法在钢铁企业污水处理的应用[J]. 冶金动力, 2023(6): 71
Fu Siqi, Ma Honggang, Gao Xiaojing, et al. Application of submerged ultrafiltration and reverse osmosis dual membrane method in wastewater treatment for iron and steel enterprises[J]. Metallurgical Power, 2023(6): 71. DOI: 10.13589/j.cnki.yjdl.2023.06.006
[69]武浩浩, 肖志毅. 中水回用技术的发展和应用[J]. 绿色科技, 2023, 25(2): 202
Wu Haohao, Xiao Zhiyi. Development and application of reclaimed water reuse technology[J]. Journal of Green Science and Technology, 2023, 25(2): 202. DOI: 10.16663/j.cnki.lskj.2023.02.041
[70]吕洋洋. 浅析中水回用在钢厂的应用[C]//第十三届中国钢铁年会论文集. 北京: 中国金属学会, 2022
Lü Yangyang. Analysis of the application of reclaimed water reuse in steel mills[C]//Proceedings of the 13th China Iron and Steel Annual Conference. Beijing: The Chinese Society for Metals, 2022. DOI: 10.26914/c.cnkihy.2022.016887
[71]李怀明. 工业水处理双膜法除盐工艺在锅炉给水中的应用与优化[J]. 冶金动力, 2017(12): 47
Li Huaiming. Application and optimization of the double-membrane desalination process for industrial water treatment in boiler feed water[J]. Metallurgical Power, 2017(12): 47. DOI: 10.13589/j.cnki.yjdl.2017.12.017
[72]白洁. 济南钢铁集团综合污水处理及回用系统优化研究[D]. 济南: 山东建筑大学, 2016
Bai Jie. Optimization of integrated wastewater treatment and reuse system of Jinan Iron and Steel Group[D]. Jinan: Shandong University of Architecture and Engineering, 2016
[73]翟秋月, 崔秀琴, 刘明远, 等. 双膜法系统在钢铁业中水回用中的应用[J]. 河南化工, 2023, 40(6): 50
Zhai Qiuyue, Cui Xiuqin, Liu Mingyuan, et al. Application of double membrane method system in reclaimed water reuse in the steel industry[J]. Henan Chemical Industry, 2023, 40(6): 50. DOI: 10.14173/j.cnki.hnhg.2023.06.012
[74]刘金哲, 田京雷, 王鑫国, 等. 钢铁行业高盐水零排放处理技术[J]. 河北冶金, 2020(7): 74
Liu Jinzhe, Tian Jinlei, Wang Xinguo, et al. Zero emission technology of high salt water in iron and steel industry[J]. Hebei Metallurgy, 2020(7): 74. DOI: 10.13630/j.cnki.13-1172.2020.0716
[75]张靖宇, 张建国. “超滤+反渗透膜”技术在钢铁企业废水中的应用[J]. 工业技术与职业教育, 2024, 22(2): 14
Zhang Jingyu, Zhang Jianguo. Application of ultrafiltration plus reverse osmosis membrane technology in wastewater of steel enterprises[J]. Industrial Technology and Vocational Education, 2024, 22(2): 14. DOI: 10.16825/j.cnki.cn13-1400/tb.2024.02.010
[76]刘彦伯, 张照韩, 刘国宏, 等. 基于 LCA-AHP 模型的污水处理技术综合评价方法构建[J]. 环境工程, 2024, 42(12): 52
Liu Yanbo, Zhang Zhaohan, Liu Guohong, et al. Construction of a comprehensive impact assessment method of sewage treatment technology based on LCA-AHP model[J]. Environmental Engineering, 2024, 42(12): 52. DOI: 10.13205/j.hjgc.202412007

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202506051

复合污染对活性污泥菌群和抗生素抗性基因的影响

孙青亮[1],樊晓燕[2,3],张晓晗[2],赵君如[2]

(1.北京仁创科技集团有限公司,北京 100080;2.北京工业大学 建筑工程学院,北京 100124;
3.北京工业大学 重庆研究院,重庆 401121)

摘 要:卤代咔唑和纳米材料作为水环境中检出频率高的新污染物,针对其复合污染对活性污泥系统菌群及抗生素抗性基因(antibiotic resistance genes,ARGs)影响未知问题,以低(0.05 mg/L)和高(5 mg/L)质量浓度3-溴咔唑(3-bromocarbazole,3-BCZ)和1 mg/L的纳米四氧化三铁颗粒(Fe_3O_4 NPs)作为胁迫条件,采用高通量测序、基因预测及网络分析探究了菌群及ARGs对复合污染的响应。结果表明:高质量浓度3-BCZ和Fe_3O_4 NPs复合胁迫降低了细菌群落多样性,明显改变了细菌群落结构;丰富菌属在不同Fe_3O_4 NPs和3-BCZ胁迫条件下发生了改变,稀有菌属则较为稳定;*TM7a*(12.82% ~23.89%)是所有胁迫样品的优势菌属;中丰度类群和稀有类群分别是单一和复合胁迫下微生物交互网络的优势类群,但核心菌属不同,其中,*Defluviicoccus* 和 *Nitrospira* 是复合污染胁迫下的核心菌属;高浓度复合污染促进了特定脱氮功能菌(如 *Nitrosomonas*、*Nitrospira*、*Acidovorax* 和 *Hydrogenophaga*)的富集,提高了部分氮代谢功能基因(如 *nirKS*、*nosZ*)的数量;共检出8类ARGs(68个亚型),其中,β内酰胺类(Beta-lactam)、外排泵类(Other/efflux)和氟喹诺酮-氟苯尼考-氯霉素类(Fluoroquinolone-Florfenicol-Chloramphenicol,FCA)是优势类型;在Fe_3O_4 NPs和3-BCZ复合污染胁迫下提高了Beta-lactam类(如 *cfxA* 和 *penA*)和FCA类(如 *adeA/cmeA* 和 *EmrB/QacA*)ARGs的数量;单一污染和复合污染胁迫下ARGs间均呈现复杂的共现模式,其中,核心ARGs均为Other/efflux类(如 *mdtE/yhiU* 和 *norB/norC*)。本研究揭示了丰富菌属-稀有菌属及ARGs在卤代咔唑和纳米材料复合污染下的响应差异,可为新污染物复合污染胁迫下污水处理系统的菌群调控及高抗冲击性新工艺开发提供理论支撑与技术指导。

关键词:3-溴咔唑;纳米四氧化三铁;全尺度分类;脱氮功能菌;抗生素抗性基因

中图分类号:X592 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0143-12

Impact of combined pollution on microbial communities and antibiotic resistance genes in activated sludge

Sun Qingliang[1], Fan Xiaoyan[2,3], Zhang Xiaohan[2], Zhao Junru[2]

(1. Rechsand Science & Technology Group, Beijing 100080, China; 2. College of Architecture and Civil Engineering, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China;
3. Chongqing Research Institute of Beijing University of Technology, Chongqing 401121, China)

Abstract: Polyhalogenated 9H-carbazoles and nanomaterials are frequently detected emerging contaminants in aquatic environments. Given the unknown impact of their combined pollution on microbial communities and antibiotic resistance genes (ARGs) in activated sludge systems, this study investigated the responses of microbial communities and ARGs to combined pollution using high-throughput sequencing, gene prediction, and network analysis under the stress conditions of 3-bromocarbazole (3-BCZ) at low (0.05 mg/L) and high (5 mg/L) mass concentrations and Fe_3O_4 nanoparticles (Fe_3O_4 NPs) at 1 mg/L. The results indicate that high-mass-concentration 3-BCZ and Fe_3O_4 NPs combined stress reduces bacterial community diversity and significantly alters bacterial community structure. Abundant genera alter under different Fe_3O_4 NPs and 3-BCZ stress conditions, while rare genera remain relatively stable. *TM7a* (12.82% - 23.89%) is the dominant genus in all stressed samples. Moderate and rare taxa are the dominant taxa in microbial interaction networks under single and combined stress, respectively, but their core genera are different, among which *Defluviicoccus* and *Nitrospira* are the core genera under combined pollution stress. High-concentration combined pollution promotes the enrichment of specific nitrogen removal functional bacteria (such as *Nitrosomonas*, *Nitrospira*, *Acidovorax*, and *Hydrogenophaga*) and increases the abundance of some nitrogen metabolism functional genes (such as *nirKS* and *nosZ*). A total of eight ARG types (68 subtypes) are detected, among which β-lactams (Beta-lactam), efflux pumps (Other/efflux), and

收稿日期:2025-06-20;**录用日期**:2025-07-26;**网络首发日期**:2025-10-31
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20251031.1103.004
基金项目:重庆市自然科学基金(CSTB2022NSCQ-MSX1181)
作者简介:孙青亮(1987—),男,硕士研究生
通信作者:赵君如,zjr681125@163.com

fluoroquinolone-florfenicol-chloramphenicol (FCA) are the dominant types. Fe_3O_4 NPs and 3-BCZ combined pollution stress increases the abundance of Beta-lactam (such as *cfxA* and *penA*) and FCA (such as *adeA/cmeA* and *EmrB/QacA*) ARGs. ARGs exhibit complex co-occurrence patterns under both single and combined pollution stress, and their core ARGs are all Other/efflux types (such as *mdtE/yhiU* and *norB/norC*). This study reveals the response differences of abundant and rare genera and ARGs under combined pollution of polyhalogenated 9H-carbazoles and nanomaterials and provides theoretical support and technical guidance for microbial community regulation and the development of highly resilient new processes in wastewater treatment systems under combined pollution stress of emerging contaminants.

Keywords: 3-bromocarbazole; Fe_3O_4 nanoparticle; full-scale classification; nitrogen removal functional bacterium; antibiotic resistance gene

卤代咔唑(polyhalogenated 9H-carbazoles, PHCs)是指咔唑环上的氢原子被卤素原子(Cl、Br或I)所取代的一类化合物,具有较高的环境持久性、生物累积性和类二噁英毒性[1-2],且很难被生物降解。20世纪80年代初,在美国纽约Buffalo River的沉积物中发现了1,3,6,8-四氯咔唑和五氯咔唑,首次揭示了PHCs在环境中的存在[3]。目前,国内已在东海、黄海和太湖和胶州湾等水域的水体和沉积物中发现PHCs的存在[4-6]。近期研究发现,地表径流输送的非特定来源(39%)和工业废水排放(35%)作为中国东海沉积物中PHCs的主要污染来源[7],将不可避免地使PHCs进入市政污水处理系统。其中,3-溴咔唑(3-bromocarbazole,3-BCZ)是比较常见的PHCs类型,且其质量浓度范围在所检测到的PHCs种类中较高[8]。相比其他持久性有机污染物,对3-BCZ的研究仍较少,且主要集中于模式生物,研究发现,3-BCZ会导致斑马鱼体内一些基因的表达发生变化并且激活芳香烃受体(AhR)致使心脏畸形[9]。而3-BCZ对由复杂微生物群体构成的活性污泥系统的影响尚不清楚。此外,随着纳米材料(nanoparticles,NPs)的广泛使用,其在污水系统中被频繁检出[10]。NPs对污水处理系统的影响已成为研究的热点,其中,铁基NPs由于其独特的性能被大量利用,四氧化三铁纳米材料(Fe_3O_4 NPs)是其中关注较多的材料且对活性污泥系统性能有较大影响[11-12]。综上,PHCs或NPs在生产和使用过程中将不可避免地进入市政污水处理系统,在实际污水处理系统中两者将同时存在,表现为复合污染,其复合胁迫对活性污泥系统的影响需要进行系统深入的探究。

活性污泥微生物群落,尤其是细菌群落驱动着有机碳、氮、磷等营养物质代谢和有机微污染物降解和转化过程[13]。细菌群落是由极少数丰富微生物和大量稀有微生物(相对丰度<0.1%或0.01%)组成[14],且稀有微生物可能是微生物交互作用网络中被忽略的关键物种[15]。近年来,基于稀有菌属和丰富菌属的界定阈值,研究人员提出了微生物群落的全尺度分类法(full-scale classification)[16],可以更加全面地探究不同类型属在微生物群落中的作用,从而更好地揭示丰富菌属和稀有菌属对污染物胁迫的响应差异。此外,脱氮是大部分污水处理系统中不可缺少的一环,脱氮功能菌及相关功能基因对于维持高效脱氮性能具有重要作用。但活性污泥系统丰富菌属、稀有菌属和功能菌属及其交互作用对3-BCZ和NPs复合胁迫的响应尚不清楚。同时,活性污泥系统也检出众多抗生素抗性基因(antibiotic resistance genes,ARGs)的赋存[17]。作为一种基因型新污染物,ARGs的环境赋存与传播扩散已成为全球环境与健康领域的重大挑战。值得注意的是,除抗生素选择压外,非抗生素类污染物也会通过共选择或交叉选择机制等显著促进ARGs的增殖与传播[18-19],从而加剧细菌耐药性的扩散风险。在活性污泥系统中,尚未开展3-BCZ和NPs复合胁迫对ARGs传播及其共现模式影响的研究。

基于上述论点,构建了不同质量浓度3-BCZ与Fe_3O_4 NPs的单一和复合胁迫系统,探究活性污泥系统微生物群落及ARGs的响应差异。本研究可为PHCs与NPs复合污染胁迫下污水处理系统菌群结构的精准调控及工艺参数的适应性优化提供理论支撑,对提升污水处理系统应对新污染物复合污染的抗冲击能力与处理效能具有指导意义。

1 实 验

1.1 3-BCZ和Fe_3O_4 NPs复合胁迫试验设计

考虑到3-BCZ在环境中具有累积性[20],且活性污泥对污染物具有一定的吸附性能,环境质量浓度(ng/L)可能不能体现其对系统的生态效应[21],将低质量浓度设定为μg/L水平,高质量浓度设定为mg/L水平。参考三氯咔唑(3-chlorocarbazole,3-CCZ)的质量浓度水平,将3-BCZ的质量浓度设定为低质量浓度(Low,L,0.05 mg/L)和高质量浓度(High,H,5 mg/L)与环境Fe_3O_4 NPs质量浓度

(1 mg/L)复合，探究复合胁迫对活性污泥系统的短期影响。对于复合胁迫试验组，不添加任何污染物、仅添加 Fe_3O_4 NPs 和仅添加低和高质量浓度 3-BCZ 的体系均为对照组，命名为 Control、NPs、BCZ_L 和 BCZ_H 组。3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合胁迫体系依据 3-BCZ 质量浓度依次命名 BCZ_L_NPs 和 BCZ_H_NPs。3-BCZ(纯度≥98%)和 Fe_3O_4 NPs(粒径 20 ~ 30 nm，纯度≥99%)，均购自上海麦克林生化有限公司。

试验在 500 mL 锥形瓶中进行，有效体积为 250 mL，排水比为 50%，污泥质量浓度控制在 4 500 mg/L。活性污泥取自北京市某城市污水处理厂曝气池，具有良好的沉降性能。人工配水组成模拟实际生活污水并依据已有研究[22]。对照组和胁迫试验组均进行 12 个周期，每周期以 NH_4^+ - N 大于98%或出水 NH_4^+ - N 质量浓度持续稳定为准(4 ~ 15 h/周期)。每个体系的温度维持在 23 ~ 25 ℃，DO 和 pH 分别控制在 2 ~ 4 mg/L 和 7.0 ~ 7.5。

1.2　DNA 提取和测序分析

第 12 周期结束时收集活性污泥样品，共 6 组(Control、NPs、BCZ_L、BCZ_H、BCZ_L_NPs 和 BCZ_H_NPs)，使用 E. Z. N. A.® Soil DNA 试剂盒提取 DNA，采用 Illumina MiSeq PE300 平台对细菌 16S rRNA V3 ~ V4 区进行高通量测序。数据经 Quantitative Insights Into Microbial Ecology (QIIME)软件处理，有效序列按 97% 相似度划分到相同的操作分类单元(operational taxonomic units，OTUs)，并利用 SILVA 数据库注释物种。采用 Shannon 和 Chao1 指数评估多样性，主成分分析 (principal component analysis，PCA)分析群落结构变化。基于全尺度分类法将细菌划分为 6 类：丰富类群(abundant taxa，AT)、相对丰富类群(conditionally abundant taxa，CAT)、中丰富类群(moderate taxa，MT)、条件稀有或丰富类群 (conditionally rare or abundant taxa，CRAT)、条件稀有类群(conditionally rare taxa，CRT)和稀有类群(rare taxa，RT)[16]。进一步根据已有研究[23-24]筛选脱氮功能菌属，包括氨氧化细菌(ammonia-oxidizing bacteria，AOB)、亚硝酸盐氧化细菌(nitrite-oxidizing bacteria，NOB)和反硝化细菌(denitrifying bacteria，DNB)，进行其对复合胁迫响应的差异分析。

1.3　脱氮功能菌基因及 ARGs 分析

PICRUSt2(phylogenetic investigation of communities by reconstruction of unobserved states2)的功能预测被广泛用作脱氮功能基因以及抗性基因的分析[25]。采用 PICRUSt2 进行 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 胁迫系统中相关基因的变化分析。为了筛选参与硝化和反硝化作用的功能基因，在 Kyoto Encyclopedia of Genes and Genomes(KEGG)代谢途径丰度表中选取了氮转化途径(ko00910)，其中共有 65 个 KOs，得到相关基因的丰度。ARGs 的分析主要是根据前期研究总结的 104 个 ARGs 亚型的 KOs[24]，涵盖 8 类 ARGs，即氨基糖苷类(Aminoglycoside)、β 内酰胺类(Beta-lactam)、氟喹诺酮 - 氟苯尼考 - 氯霉素(Fluoroquinolone-Florfenicol-Chloramphenicol，FCA)、大环内酯 - 林可酰胺 - 链霉菌素(Macrolide-Lincosamide-Streptogramin B，MLSB)、磺胺类(Sulfa)、四环素(Tetracycline)、万古霉素(Vancomycin)和外排泵类(Other/efflux)，分析出 ARGs 不同亚型的赋存。

1.4　统计分析

通过单因素方差分析判定 $P < 0.05$ 的数据存在显著相关关系。构建相关性网络探究单一 Fe_3O_4 NPs胁迫和3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合胁迫系统中微生物菌群的交互作用及不同 ARGs 亚型的共现模式。使用 R 软件(V4.3.1)计算 Spearman 等级相关系数(Spearmans′ rank correlation coefficients，SRCCs)，$P \leqslant 0.01$，$|SRCC| \geqslant 0.8$ 被认为具有显著相关性，进一步采用 Cytoscape(version3.8.2)软件进行可视化。

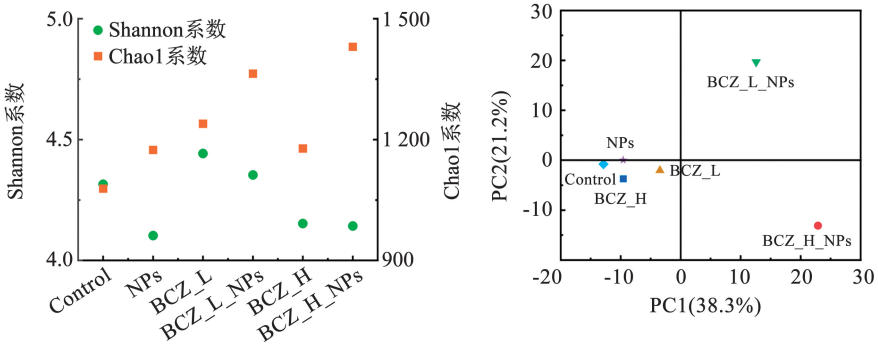
2　结果与讨论

2.1　活性污泥系统微生物多样性和群落结构

各样品细菌群落的多样性指数(Shannon 指数和 Chao1 指数)变化如图 1(a)所示。相较于 Control，BCZ_L 和 BCZ_L_NPs 两个系统的 Shannon 指数有所提升，这表明低质量浓度 3-BCZ 可能对微生物群落具有促进作用，这与已有研究一致[26]。与之相反的是，NPs、BCZ_H 和 BCZ_H_NPs 系统的群落多样性降低，这可能源于高质量浓度 3-BCZ 或 Fe_3O_4 NPs 单独及复合暴露对微生物群落生长的抑制作用及敏感物种的减少[26-27]。在细菌群落的丰富度方面，所有受污染物胁迫体系的 Chao1 指数均高于 Control。尤其是两个复合胁迫试验组系统(BCZ_L_NPs 和 BCZ_H_NPs，1 363.56 和 1 430.16)的 Chao1 指数均略高于对照组的 Chao1 指数(Control、NPs、BCZ_L 和 BCZ_H，1 078.21 ~ 1 239.16)，这说明 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 的复合污染在一定程度上提升了细菌群落丰富度。这可能是因为 Fe_3O_4 NPs 可通过吸附和重构高分子有机物的结构与溶解性，促进其转化为中小分子，提高其被微生物利用的可能性，同时改变微生物与底物的接触模式[27]，从而间接影响细菌群落的丰富度。此外，单一 Fe_3O_4 NPs

处理组中微生物群落丰富度的提升，可能源于 Fe_3O_4 NPs溶解产生的金属离子是微生物生长所需的微量元素[28]。综上，高质量浓度 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合污染降低群落多样性，且 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合胁迫不同程度地提高了活性污泥体系中菌群的丰富度。

采用 PCA 分析了不同胁迫条件下细菌群落结构的差异，结果如图 1(b) 所示。单一污染的 NPs、BCZ_L 和 BCZ_H 3 个样本与 Control 距离较近，表明 Fe_3O_4 NPs 或 3-BCZ 单独暴露对细菌群落结构的影响较小；然而，BCZ_L_NPs 和 BCZ_H_NPs 样本分布较为分散，且均与 Control 样本相距较远，表明 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合污染胁迫对细菌群落结构的影响较为明显，这与已有研究一致[24]。根据文献报道，纳米颗粒可通过增强膜渗透促进有机污染物在细胞内富集，从而放大复合污染毒性[29]，可能是造成活性污泥细菌群落结构变化的原因之一。总之，Fe_3O_4 NPs 和高质量浓度 3-BCZ 复合污染胁迫降低了细菌群落的多样性，提高了群落的丰富度，并明显地改变了细菌的群落结构。



(a) 细菌群落多样性指数　　(b) 微生物群落结构

图 1　细菌群落多样性指数以及微生物群落结构

Fig. 1　Bacterial community diversity indices and microbial community structure

2.2　活性污泥系统丰富 – 稀有菌属的组成

基于全尺度分类方法，本研究中细菌群落可分为 5 个不同的类群(AT、CAT、MT、CRT 和 RT)，没有检出已有研究中提到的关键类群 CRAT[30]。如图 2(a) 所示，AT 类群在所有样本中占比最高，其次是 MT 类群，二者的占比仅在 NPs 样品中出现轻微波动，在剩余样品中的占比均与 Control 较为接近，表明部分优势菌属对单一 Fe_3O_4 NPs 胁迫具有一定敏感性。而 CAT、CRT 和 RT 3 个类群在群落组成中占比均较低且无明显变化，表明稀有细菌在群落中的稳定性。为进一步研究丰富和稀有菌属的相对丰度变化，把菌群分为丰富菌属(AT、CAT 和 MT)和稀有菌属(CRT 和 RT)两大类。

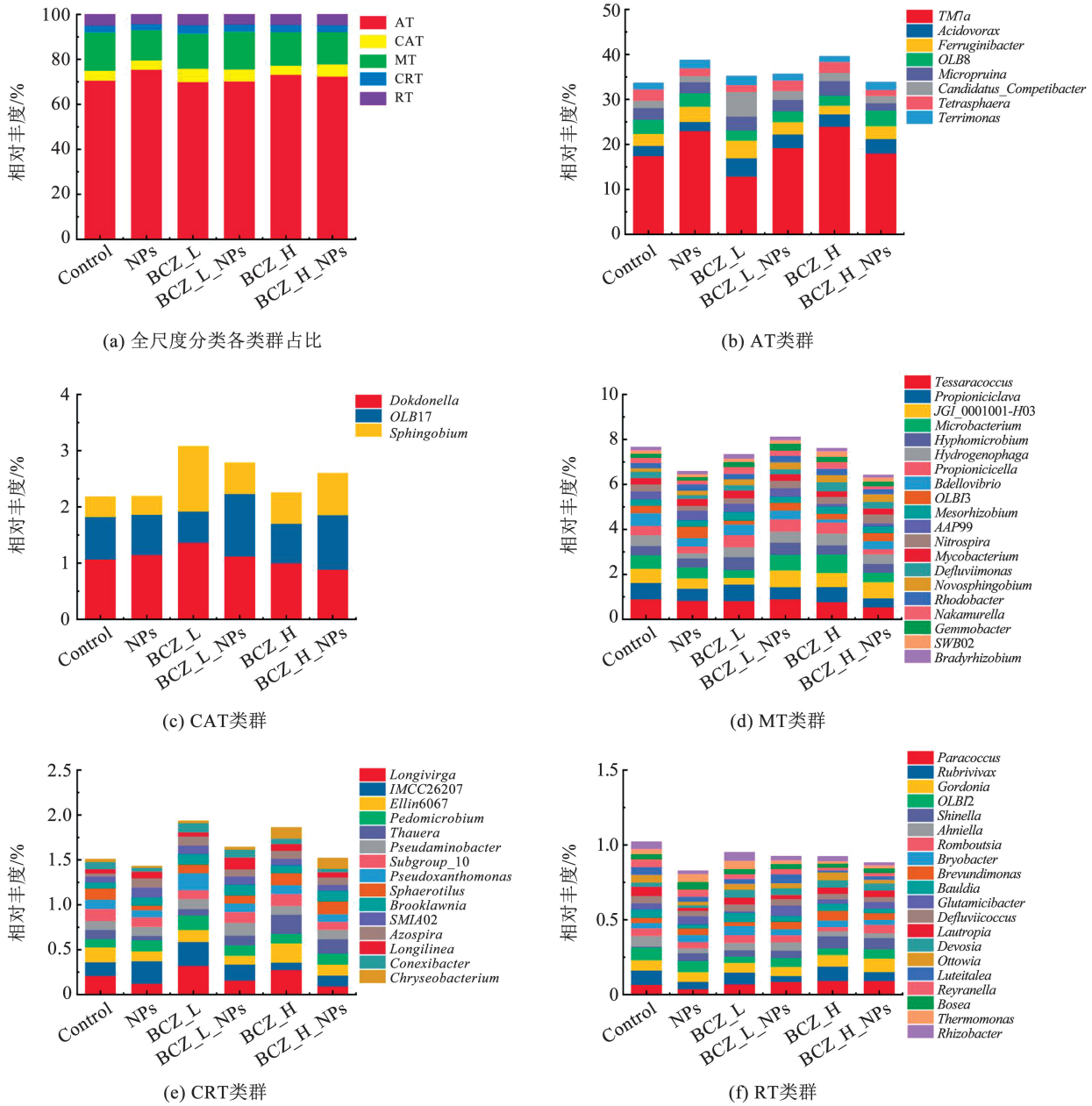
2.2.1　丰富菌属

如图 2(b) 所示，共有 8 种细菌被归类为 AT 类群，分别是 *TM7a*、*Acidovorax*、*Ferruginibacter*、*OLB8*、*Micropruina*、*Candidatus _ Competibacter*、*Tetrasphaera* 和 *Terrimonas*。与 Control 相比，AT 类群菌属的相对丰度普遍升高，其在 NPs 和 BCZ_H 处理组中的变化最为明显。其中，*TM7a*(12.82% ~23.89%) 是优势菌属，其在多数活性污泥中被发现，且具有一定的耐冲击性[31]。与 Control 相比，*TM7a* 菌属的相对丰度在除 BCZ_L 之外的所有样品均有升高，这证明了其环境耐受性[31]。*Acidovorax* 具有芳香族和多环烃降解功能[32]，其相对丰度在 3-BCZ 胁迫下有所增加。*Ferruginibacter* 兼具铁还原[33]和多环芳烃降解功能，在有 Fe_3O_4 NPs 参与的和单一低质量浓度 3-BCZ 胁迫环境下富集。*OLB8* 则在污染物胁迫下相对丰度降低，其中，单一 3-BCZ 胁迫的抑制效果最强。*Micropruina*、*Candidatus _ Competibacter* 和 *Terrimonas* 是 3 个典型的反硝化功能菌[34-35]，三者均在 BCZ_L 系统中富集，这表明低质量浓度 3-BCZ 具有定向筛选特定反硝化微生物的潜能。*Tetrasphaera* 则是典型的除磷菌[36]，在所有 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 胁迫中均被抑制，这说明其环境敏感性。

共检测到 3 个属于 CAT 类群的菌属，如图 2(c) 所示，分别是 *Dokdonella*、*OLB17* 和 *Sphingobium*。与 Control 相比，CAT 类群在低质量浓度 3-BCZ 及其与 Fe_3O_4 NPs 复合处理下相对丰度均有提高，而在单一高质量浓度 3-BCZ 或单独 Fe_3O_4 NPs 处理中保持稳定，表明 CAT 类群对复合胁迫具有一定的适应性，可能受益于低浓度污染物刺激效应和纳米材料的协同作用。NPs 样品中这 3 个菌属的相对丰度与 Control 较为接近，说明了 Fe_3O_4 NPs 胁迫对其无明显影响。BCZ_L 系统中 *Dokdonella* 和 *Sphingobium* 得到了富集，相对丰度分别增加了 1.27 和 3.22 倍，

但 *OLB*17 被抑制了，这同样证明低质量浓度 3-BCZ 的筛选能力。此外，受复合污染胁迫的样品富集了 *OLB*17 和 *Sphingobium* 的菌群。

MT 类群包含 20 个菌属（图 2（d）），其相对丰度在 NPs 和 BCZ_H_NPs 样品中均有所降低，而在 BCZ_L、BCZ_L_NPs 和 BCZ_H 中无明显变化。这说明该类群菌属对单一 Fe_3O_4 NPs 和高浓度复合胁迫较为敏感。具有脱氮和有机物降解功能的关键菌属的相对丰度在有 3-BCZ 胁迫的系统中均有上升。其中，作为典型的 NOB[24]，*Nitrospira* 在 BCZ_L_NPs 和 BCZ_H_NPs 两个系统中相对丰度有所升高，表明 BCZ 和纳米颗粒复合胁迫能够有效促进硝化过程的微生物驱动。*Defluviimonas* 的相对丰度在 BCZ_H和 BCZ_H_NPs 样品中升高，表明该菌属在高质量浓度 3-BCZ 干预下被选择性富集，这可能与其在有机物降解或氮代谢中的潜在作用有关。此外，*Hyphomicrobium* 在单一低质量浓度 3-BCZ 胁迫下相对丰度由 0.41% 提升到 0.57%。相比之下，某些在 Control 中拥有较高相对丰度的菌属却在 Fe_3O_4 NPs和 3-BCZ 单一或复合污染胁迫环境下被抑制了，如 BCZ_L 中的 *JGI*_0001001-*H*03、BCZ_L_NPs 中的 *Bdellovibrio*、BCZ_H 中的 *AAP*99 和 BCZ_H_NPs 中的 *Tessaracoccus* 和 *Microbacterium*。



(a) 全尺度分类各类群占比　(b) AT类群

(c) CAT类群　(d) MT类群

(e) CRT类群　(f) RT类群

图 2　不同胁迫条件下微生物群落相对丰度变化

Fig. 2　Changes in relative abundance of microbial communities under different stress conditions

2.2.2 稀有菌属

如图 2(e)所示,共有 16 个细菌菌属被判定为 CRT 类群。单一 3-BCZ 胁迫促进该类群菌属的富集,Fe_3O_4 NPs 的加入则产生抑制作用,表明 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 间可能存在拮抗效应。具体来看,*Longivirga* 的相对丰度在单一 3-BCZ 处理下升高,表明该属可能对 BCZ 或者其中某些代谢产物具有偏好[37]。但是在 BCZ_H_NPs 系统中其相对丰度显著降低,由 0.21% 降低至 0.09%,这揭示高浓度复合污染可能对其存在一定抑制作用,反映了该属对环境胁迫的敏感性。此外,*Thauera* 和 *Azospira* 是两个与反硝化密切相关的菌属,在单一高质量浓度 3-BCZ胁迫下相对丰度分别增加了 2.08 和 2.61 倍,表明高质量浓度 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合胁迫条件下可促进反硝化菌群的激活,有利于系统脱氮性能的提升。此外,*Thauera* 在 BCZ_H_NPs 系统中的占比由 0.10% 上升到 0.16%,这可能源于纳米颗粒通过微环境调节和营养物吸附促进等机制增强其代谢活性。同时,部分稀有丰度菌属如 *Pedomicrobium*、*Conexibacter* 和 *Chryseobacterium* 在复合污染条件下相对丰度呈现上升趋势,表明稀有菌属在应对 3-BCZ与 Fe_3O_4 NPs 复合胁迫中发挥的作用。

RT 类群共包含 249 个菌属,本研究选取其中总相对丰度前 20 位的菌属进行研究,发现其在不同样本中的占比存在差异,进一步说明了稀有菌属对污染物更为敏感。其中,*Paracoccus* 作为典型的兼性反硝化菌,在 3-BCZ 处理条件下逐渐富集,特别是在 BCZ_H 和 BCZ_H_NPs 样品中高于 Control 样品,表明其在高浓度污染胁迫下仍具较强的适应能力。同时,*Shinella* 的相对丰度变化亦值得关注,该菌属相对丰度从 Control 的 0.007% 上升至 BCZ_H 的 0.082% 和 BCZ_H_NPs 的 0.074%,表明其可能在高浓度处理下被激活。已有研究表明该菌属具有碳源代谢与氮循环相关功能[38],推测其在 3-BCZ 胁迫下可能承担辅助脱氮或有机污染物降解作用。部分有机降解菌(如 *Gordonia* 与 *Rubrivivax*)在不同胁迫环境下的响应相对温和,但在 BCZ_H_NPs 系统中均出现了相对丰度提升,这可能与其对复杂碳源利用能力较强有关。此外,*Glutamicibacter* 和 *Brevundimonas* 两种典型的反硝化菌也在复合污染胁迫条件下相对丰度略有升高。部分菌属(如 *Bauldia*、*Bryobacter* 和 *Ahniella*)在不同胁迫条件之间相对丰度存在差异,体现出特定菌属对 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 不同污染环境条件的敏感响应。整体来看,3-BCZ 和 Fe_3O_4 NPs 的单一及复合胁迫会改变活性污泥细菌菌群组成,其中,低质量浓度的 3-BCZ 单一胁迫表现出对优势菌属的筛选潜能。

2.3 丰富 – 稀有菌属的交互作用

为进一步探究 5 个微生物类群之间的相互作用,选择 AT、CAT、MT 和 CRT 的所有属以及 RT 总相对丰度前 20 的菌属,建立了 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 的单一和复合两种胁迫环境的丰富和稀有细菌共现网络(如图 3)。两者都有 61 个节点和 91 条共现关系,其中,正相关关系占比分别为 61.53% 和 67.82%,表明细菌群落之间以共现模式为主,并且复合污染胁迫下共现关系更强。如图 3(a)所示,单一污染条件下 MT 类群细菌与各类群有最多的共现关系(50 条),其中,MT 与 CRT 类群之间的交互关系最强(19 条),揭示了中丰度和稀有细菌群落在单一污染胁迫环境中的重要作用。然而,复合污染胁迫环境的核心类群变成了 RT(37 条)。已有文献证实,稀有菌属在维持活性污泥系统稳定性和抗冲击负荷方面发挥着重要的作用[25]。此外,单一污染胁迫条件下的 AT 有 23 条相关关系,且半数以上是共现关系,其中,与丰富和稀有菌属分别有 11 条和 7 条正相关关系,但是 CAT 类群与其他类群的正相关关系较少,仅为 3 条,表明丰富和稀有菌属之间存在着复杂的相关关系。在 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合污染胁迫下(图 3(b)),AT 与各类群的正相关关系分别减少至 18 条,表明复合污染干扰了丰富菌属与其他菌属的共现关系。稀有菌属的 CRT 类群在单一和复合污染环境中都与其他类群密切相关,尤其是复合污染条件下,表明稀有菌属同样发挥重要作用。本研究还确定了两种胁迫条件的核心菌属差异。单一污染胁迫条件排名前 10 的核心菌属分别是 2 个 AT、1 个 CAT、2 个 MT、3 个 CRT 和 2 个 RT,其中,属于 AT 的 *Tetrasphaera* 和属于 CRT 的 *Pseudaminobacter* 各与10 个菌属展现相关关系。而在复合污染胁迫下,排名前 10 的核心菌属变成了4 个MT、3 个 CRT 和 3 个 RT,其中,*Defluviicoccus*(15 条)是 RT 的中心菌属,*Nitrospira*(14 条)是 MT 的中心菌属,与各类菌属拥有最多的相关关系。结果表明,复合污染环境削弱了丰富菌属之间的关系,增强了稀有菌属的关联关系。此外,单一污染和复合污染两种污染条件的核心菌属存在差异,表明不同胁迫条件影响了菌属之间的互作关系。总之,MT 和 RT 分别在 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 的单一和复合污染环境中表现为关键类群。

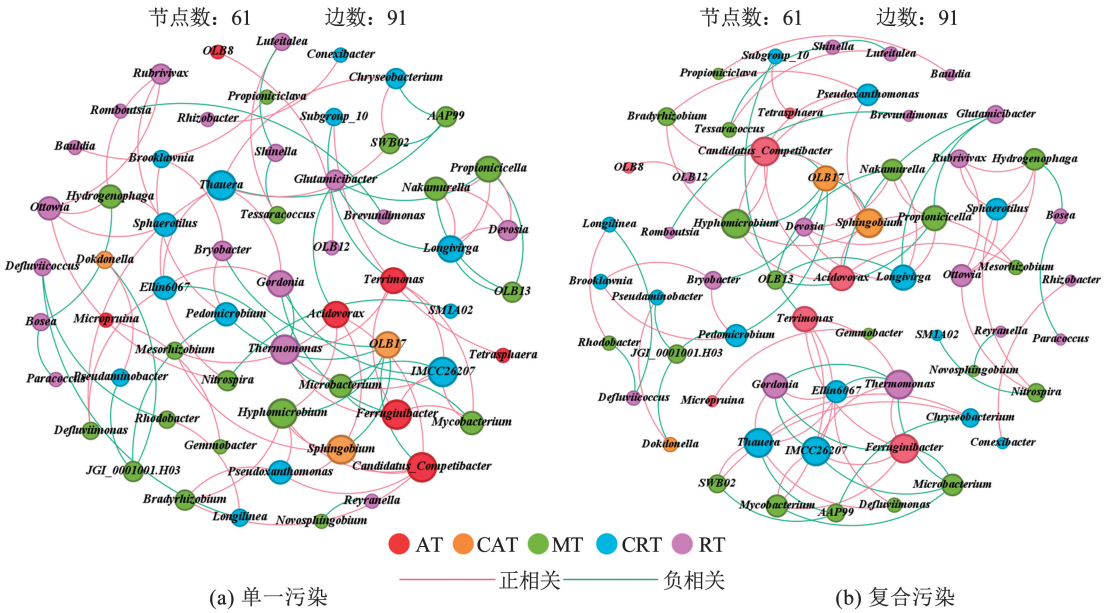


图 3　两种胁迫条件下 5 个细菌类群间的相互作用

Fig. 3　Interactions among five bacterial taxa under two stress conditions

2.4　脱氮功能菌及功能基因的变化

如图 4(a)所示，*Nitrosomonas* 是唯一检出的 AOB(0.007% ~0.041%)。相比 Control，其在 NPs 和 BCZ_H_NPs 中的相对丰度显著增加($P<0.05$)，表明纳米颗粒的添加，尤其是在高剂量 BCZ 共同存在时，可能因为电子供体增加或氧化还原状态的改变，为其富集提供更为有利的环境条件[39]。已有研究也证明了纳米颗粒的添加促进 *Nitrosomonas* 的富集[40]。然而，在 BCZ_L_NPs 和 BCZ_H 系统中相对丰度降低，表明当 Fe_3O_4 NPs 刺激不足或 3-BCZ 质量浓度过高时，毒性作用可能抑制该菌属生长。*Nitrospira*(0.21% ~0.39%)作为重要的 NOB(图 4(b))，在各样品中均有检出。与 Control 相比，其在 NPs 和 BCZ_L 样品中相对丰度降低，而在 BCZ_L_NPs、BCZ_H 以及 BCZ_H_NPs 样品中相对丰度提升，尤其是在 BCZ_H_NPs 中。这一结果表明，随着 3-BCZ 质量浓度的提高，其与 Fe_3O_4 NPs 复合胁迫能够有效促进 *Nitrospira* 的富集。相较之下，单独施加 NPs 或低剂量 3-BCZ 单一污染时，存在一定的抑制效应。而 *Nitrolancea* 这一 NOB，仅仅在 NPs 样品中被检出但相对丰度较低，表明 Fe_3O_4 NPs 对其有一定的促进作用。

本研究中共检测到 14 种 DNB(图 4(c))，是脱氮功能细菌中比例最高一类(2.81% ~5.14%)。DNB 在 3-BCZ 胁迫中相对丰度均有升高，尤其是 BCZ_L(由 3.34% 升高至 5.14%)，表明 3-BCZ 有定向富集 DNB 的潜力。具体来看，*Acidovorax*、*Hydrogenophaga*、*Thauera*、*Rhodobacter* 与 *Paracoccus* 在 3-BCZ 胁迫条件下相对丰度增加了 1.17 ~2.16 倍。其中，*Acidovorax* 占比最高(2.07% ~4.16%)，*Hydrogenophaga* 次之(0.23% ~0.52%)，分别在 BCZ_L 和 BCZ_H 样品中相对丰度达到最高，表明其对 BCZ 刺激具有较强的响应性与适应性。已有研究发现，难降解有机物(多环芳烃、抗生素等)的胁迫有促进反硝化微生物富集的作用[25,41]。然而，其在单一 NPs 负荷条件中相对丰度降低，说明 Fe_3O_4 NPs 胁迫可能抑制 DNB 的生长与功能发挥，而在复合胁迫条件下，3-BCZ 的加入可能在一定程度上缓解了 NPs 对 DNB 的不利影响，从而导致其相对丰度的升高。如 *Thauera* 的相对丰度在 Fe_3O_4 NPs 胁迫下有所下降，而在 BCZ_H_NPs 样品中相对丰度有所提升。此外，*Rhodobacter* 和 *Paracoccus* 也呈现出相似变化趋势。值得注意的是，部分菌属仅在特定胁迫条件下有较高的相对丰度(如 NPs 的 *Micromonospora*、BCZ_H 的 *Corynebacterium* 和 BCZ_L_NPs 的 *Ralstonia*)，而在其他胁迫条件下相对丰度降低或未检出。总之，3-BCZ 胁迫可在一定程度上促进 DNB 的富集，增强系统的反硝化潜力，而 Fe_3O_4 NPs 可能对其产生抑制作用，且复合胁迫在一定条件下具有缓解 Fe_3O_4 NPs 不利影响并维持关键脱氮菌群稳定的能力。

如图 4(d)所示，Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合胁迫显著提高了多种氮代谢功能基因的丰度($P<0.05$)，分别为氨同化、硝酸盐同化与异化还原、反硝化以及固氮等关键过程的功能基因，表明 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合胁迫在一定程度上可激发系统的氮循环潜力，

这与已有研究一致[25]。*glnA*、*nasAB* 和 *narB* 等参与氨氮同化及硝酸盐同化还原的基因在高浓度复合污染胁迫中基因数量增长了 2.62 ~ 3.31 倍，这可能与微生物通过增强氮源利用来适应 3-BCZ 的环境胁迫有关[41]。而反硝化过程相关的 *nirKS*、*norBC* 和 *nosZ* 等功能基因在低浓度单一污染和复合胁迫中富集，说明活性污泥系统的反硝化能力增强，甚至已有研究发现复合污染胁迫可能出现同步硝化反硝化过程[42]。此外，固氮基因（如 *nifDHK*、*anfG*）仅在高质量浓度 3-BCZ 胁迫条件下表达增强，表明微生物群落可能在高浓度污染条件胁迫下激活固氮功能，以维持氮素输入的稳定性。同时，*nrfAH* 和 *nirBD* 这类异化还原基因在 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合污染条件下也出现了富集现象。相较于 3-BCZ 胁迫环境，单一 Fe_3O_4 NPs 处理下多数氮代谢功能基因数量均无明显变化，甚至部分出现下降趋势，说明单一 Fe_3O_4 NPs 对微生物氮代谢具有一定的抑制作用。整体来看，3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合污染促进了氮代谢相关功能基因的富集。

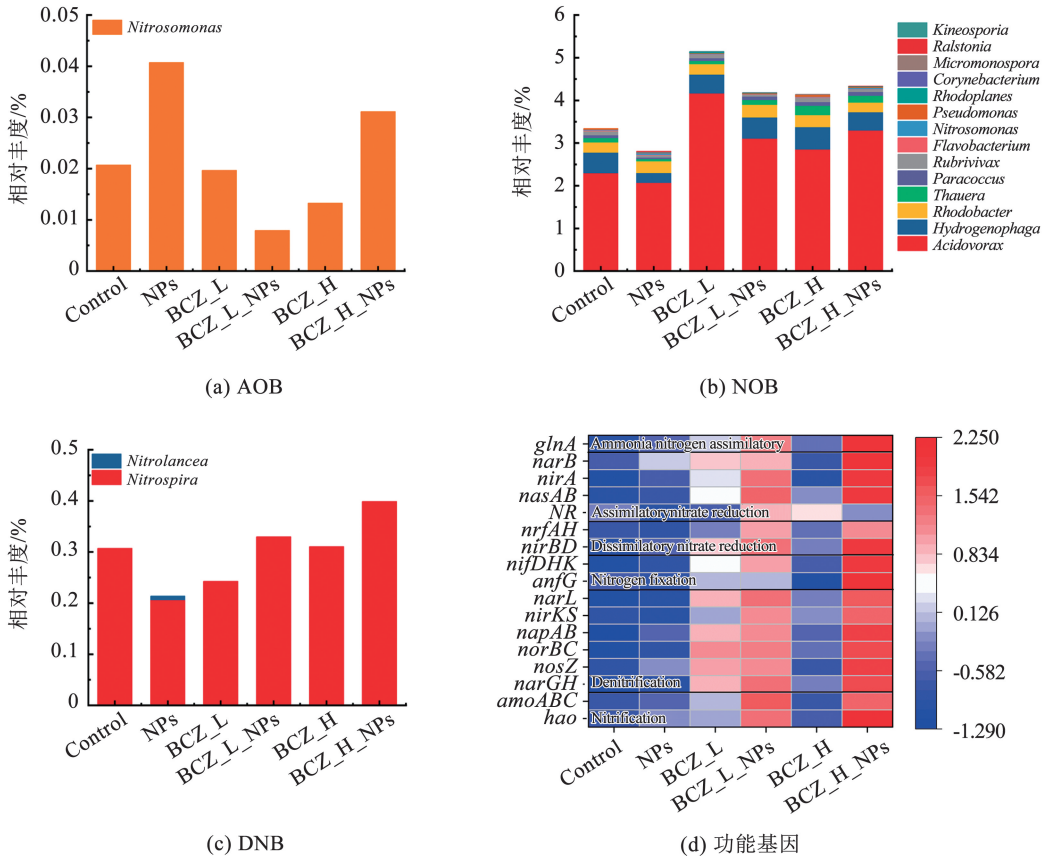


图 4 不同胁迫条件功能菌属和功能基因的相对丰度变化

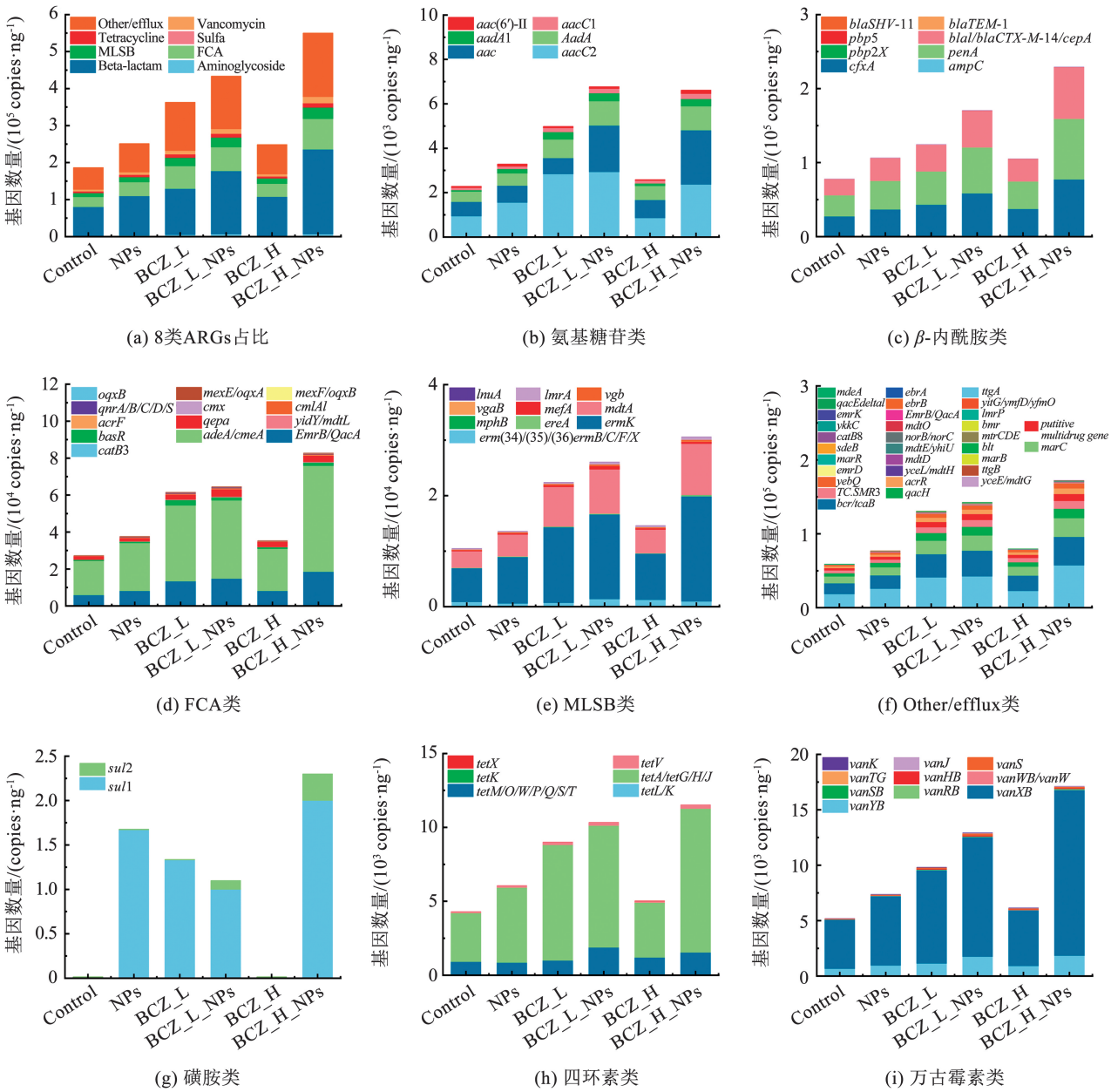
Fig. 4 Changes in relative abundance of functional genera and functional genes under different stress conditions

2.5 ARGs 的赋存特征与共现模式

2.5.1 ARGs 的赋存特征

分析了不同胁迫条件样品中 ARGs 的赋存特征差异。8 类 ARGs 均被检出（图 5（a）），共 68 个 ARG 亚型。Beta-lactam 类、Other/efflux 类和 FCA 类为优势类型，其基因数量在各污染物胁迫下均有 1.44 ~ 3.03 倍的升高，说明污染物胁迫可能通过促使抗性菌增殖或激活水平基因转移加剧 ARGs 的环境传播风险[43]。其中，单一 Fe_3O_4 NPs 和高质量浓度 3-BCZ 胁迫略微增加了 ARGs 的基因数量，并在 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合胁迫下显著提高了多类 ARGs 的基因数量（$P < 0.05$），尤其是 Beta-lactam 和 FCA 两类，表明复合污染条件下可能存在协同或累积效应，从而促进 ARGs 的富集与传播，增加抗性风险[43]。具体来看，Aminoglycoside 类中检出 8 种亚型（图 5（b）），以 *aac* 和 *AacA/AphD/aacC4* 等基因为主，其在 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合胁迫条件下基因数量是两者单一胁迫的 1.14 ~ 2.01 倍。Beta-lactam 类共检出了 8 种耐药基因的亚型（图 5（c）），*cfxA*、*penA* 和 *bla1/blaCTX-M-14/cepA* 是主要的 ARG 亚型，高出其他亚型 3 ~ 4 个数量级。FCA 类共检出 13 种 ARG 亚型（图 5（d）），其中，*adeA/cmeA* 和 *EmrB/QacA* 的基因数量最高，二者均与外排泵抗性机制相关[44]，表明这些复合胁迫环境强化了多药抗

性微生物的选择。MLSB 类中共检测出 10 种 ARG 亚型(图 5(e)),*ermK* 和 *mdtA* 的富集表明蛋白质合成抑制类抗性的增强[43]。同时,Other/efflux 类共检出 32 类 ARG 亚型(图 5(f)),*ttgA* 和 *bcr/tcaB* 两种 ARG 亚型在复合污染(特别是 BCZ_H_NPs)胁迫下有所富集。这表明了外排泵类 ARGs 在胁迫环境下抗性基因传播中发挥的关键作用。Sulfa 类共发现 *sul*1 与 *sul*2 两种 ARG 亚型(图 5(g)),其基因数量较少,NPs 和复合胁迫对 Sulfa 类 ARGs 富集最为显著($P<0.05$),其中,复合污染展现出明显的协同效应。*sul*1 是主导亚型,在除了高质量浓度 3-BCZ 胁迫之外的所有污染胁迫条件下均明显富集,而 *sul*2 表达量相对较低。Vancomycin 类和 Tetracycline 类 ARG 亚型的响应相似,两者的基因数量都在高浓度复合污染胁迫下增加,*vanXB* 和 *vanYB*,*tetA/tetG/H/J* 是主要富集的 ARG 亚型(图 5(h)和 5(i)),进一步印证复合胁迫对 ARGs 选择性的强化作用。综上,Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合污染胁迫显著促进了多类 ARGs 的富集,强化了多药抗性和外排泵机制,凸显了污染物协同作用在抗性传播过程中的关键作用。



(a) 8类ARGs占比　(b) 氨基糖苷类　(c) β-内酰胺类

(d) FCA类　(e) MLSB类　(f) Other/efflux类

(g) 磺胺类　(h) 四环素类　(i) 万古霉素类

图 5　不同样品中 ARGs 的赋存特征

Fig. 5　Occurrence characteristics of ARGs in different samples

2.5.2　ARGs 的共现模式

如图 6 所示,进一步分析了 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 单一和复合污染条件下 ARGs 亚型之间的相关关系。单一污染(图 6(a))和复合污染(图 6(b))网

络中分别有 705 和 938 条显著相关边($P<0.01$),其中,正相关关系占比 98.01% 与 100%。在不同胁迫条件下,ARGs 之间存在高度协同的变化趋势,尤其在复合胁迫环境中得到了明显的强化,这可能与 PHCs 诱导相似类型的 ARGs 富集和水平转移有关[45]。两个网络关系中 Other/efflux 类基因均呈现最高连接度(>55%),表明 ARGs 是关键基因,其内部在两种胁迫环境下均具有复杂的交互关系,且在 Fe_3O_4 NPs 或 3-BCZ 单一污染条件下与 FCA 的连边最多(92 条)。两者复合污染胁迫下的 Other/efflux 类还增加了与 Vancomycin(62 条)和 MLSB(80 条)的关联,且与 FCA(126 条)的连接更为紧密。在亚型层面,Fe_3O_4 NPs 或 3-BCZ 单一胁迫网络中,*mdtE/yhiU*、*sdeB*、*marB*、*marR*、*mdtD* 和 *emrD* 6 个亚型为关键节点,每个与其他 ARGs 亚型均建立了超过 35 条的显著相关边,均属于 Other/efflux 类。相比之下,在 Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合污染网络中新出现了 *norB/norC* 与 *blt* 两个核心 ARG 亚型,分别与 50 和 36 个亚型连接,显示出复合污染条件对 ARGs 网络拓展和协同作用的显著增强。此外,Fe_3O_4 NPs 或 3-BCZ 单一胁迫网络中仍有少量负相关关系,主要集中在 Aminoglycoside 类的 *spcN* 和 Vancomycin 类的 *vanTG* 等少数低丰度基因中,这可能反映了某些 ARGs 亚型之间存在竞争关系。总之,Fe_3O_4 NPs 和 3-BCZ 复合污染胁迫不仅加剧了 ARGs 之间的共现关系,而且增强了以 Other/efflux 类为核心的网络结构复杂性,表明其在抗性传播网络中的关键调控地位。

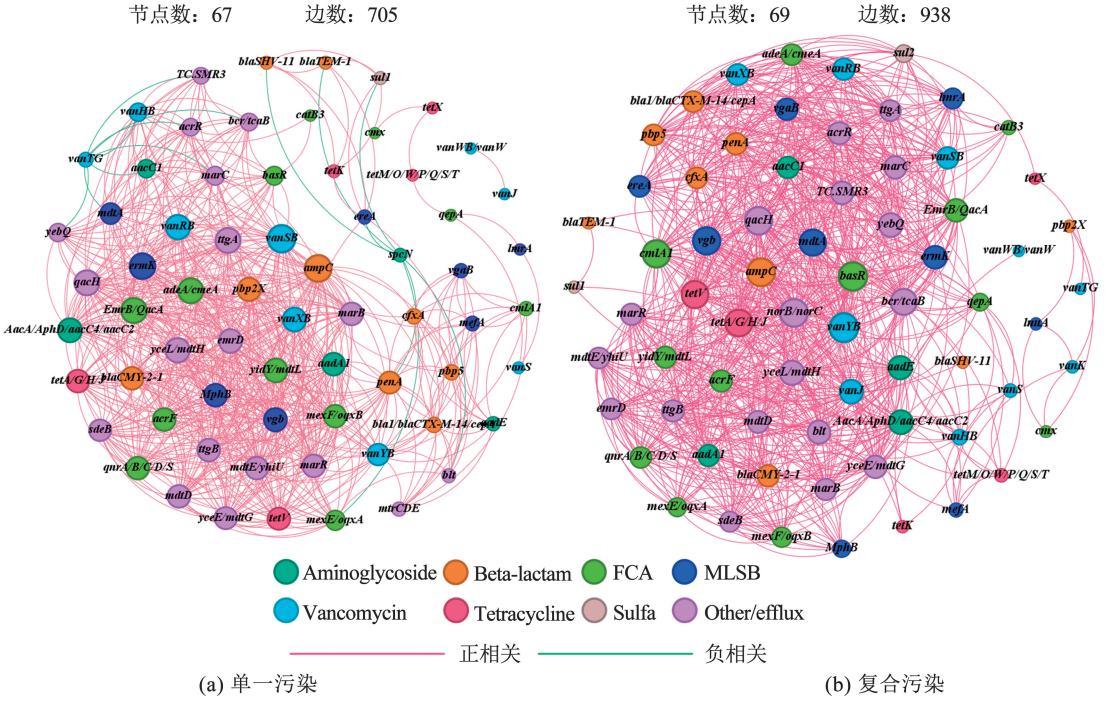


图 6 不同污染模式下 8 类 ARGs 亚型之间的交互关系

Fig. 6 Interactive relationships among subtypes of eight ARG types under different pollution patterns

3 结 论

1)低质量浓度 3-BCZ 胁迫促进多样性提升,而高质量浓度 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合胁迫抑制群落多样性,在不同程度上增加了活性污泥系统中细菌群落的丰富度,且高质量浓度 3-BCZ 与 Fe_3O_4 NPs 复合胁迫改变了细菌群落结构。不同污染胁迫条件下,丰富 – 稀有菌群响应存在显著差异。低质量浓度 3-BCZ 胁迫显著富集了 *Dokdonella* 和 *Candidatus_Competibacter* 等高相对丰度菌属,而复合胁迫下 *Pedomicrobium*、*Paracoccus* 和 *Glutamicibacter* 等稀有菌属显示出较强的环境适应性。

2)不同污染胁迫条件显著重塑细菌共现网络结构,MT 在单一污染条件下发挥核心作用,而复合污染胁迫显著增强了 RT 的网络中心性和关联强度,凸显其在复杂污染环境中的关键生态功能。

3)3-BCZ 胁迫促进了关键脱氮功能菌 *Nitrospira* 和 *Acidovorax* 的富集,增强了系统的脱氮潜力,Fe_3O_4 NPs单独胁迫则对反硝化菌产生抑制效应。同时,复合污染显著提升了氮代谢相关功能基因(如 *nirK*、*nirS* 和 *nosZ*)的基因数量。

4)复合污染显著促进了 Beta-lactam 与 FCA 类等多类抗性基因的富集,强化了 ARGs 之间的共现关系和网络复杂度,其中,Other/efflux 类成为核心

抗性基因类群。

综上，本研究阐明了微生物群落及 ARGs 对 3-BCZ和 Fe_3O_4 NPs 复合污染质量浓度依赖性的响应机制，可为优化新污染物复合污染下的污水处理系统菌群调控策略、构建抗冲击性强且运行稳定的污废水处理工艺提供理论依据与技术参考。

参考文献

[1] Jia Yuxi, Cheng Jin, Sun Hongfei, et al. Sediment-water distribution and potential sources of polyhalogenated carbazoles in a coastal river locating at a north metropolis, China [J]. Marine Pollution Bulletin, 2023, 189: 114790. DOI: 10.1016/j.marpolbul.2023.114790

[2] Yue Siqing, Zhang Ting, Shen Qiqi, et al. Assessment of endocrine-disrupting effects of emerging polyhalogenated carbazoles (PHCZs): in vitro, in silico, and in vivo evidence [J]. Environment International, 2020, 140: 105729. DOI: 10.1016/j.envint.2020.105729

[3] Kuehl D W, Durhan E, Butterworth B C, et al. Tetrachloro-9H-Carbazole, a previously unrecognized contaminant in sediments of the Buffalo River[J]. Journal of Great Lakes Research, 1984, 10(2): 210. DOI: 10.1016/s0380-1330(84)71827-2

[4] Li Zengmei, Fan Xiaoyu, Mu Yingdi, et al. Distribution characteristics and risk assessment of polyhalogenated carbazoles in sea water of the Yellow Sea[J]. Marine Pollution Bulletin, 2020, 161: 111656. DOI: 10.1016/j.marpolbul.2020.111656

[5] Jin Hangbiao, Zhao Nan, Hu Hongmei, et al. Occurrence and partitioning of polyhalogenated carbazoles in seawater and sediment from East China Sea[J]. Water Research, 2021, 190: 116717. DOI: 10.1016/j.watres.2020.116717

[6] Wu Yan, Qiu Yanling, Tan Hongli, et al. Polyhalogenated carbazoles in sediments from Lake Tai (China): distribution, congener composition, and toxic equivalent evaluation [J]. Environmental Pollution, 2017, 220: 142. DOI: 10.1016/j.envpol.2016.09.032

[7] Kou Lixin, Zhang Xiaoyu, Zuo Zicen, et al. Polyhalogenated carbazoles contamination in East China Sea sediments: spatial distribution, source apportionment, and ecological risk assessment [J]. Environmental Research, 2025, 273: 121219. DOI: 10.1016/j.envres.2025.121219

[8] Zhang Yu, Zheng Minggang, Zheng Li, et al. Polyhalogenated carbazoles in sediments from the intertidal zone of the New River Estuary, China: distribution, inventory, and ecological risks[J]. Marine Pollution Bulletin, 2019, 149: 110632. DOI: 10.1016/j.marpolbul.2019.110632

[9] Zhang Jingwen, Zhang Cheng, Du Zhongkun, et al. Emerging contaminant 1,3,6,8-tetrabromocarbazole induces oxidative damage and apoptosis during the embryonic development of zebrafish (*Danio rerio*)[J]. Science of the Total Environment, 2020, 743: 140753. DOI: 10.1016/j.scitotenv.2020.140753

[10] Erkan S H, Bakaraki T N, Onkal E G, et al. A review of advantages and challenges of using engineered nanoparticles for waste and wastewater treatments [J]. International Journal of Environmental Science and Technology, 2021, 18(10): 3295. DOI: 10.1007/s13762-020-03054-8

[11] Zeng Qianzhi, Xu Jin, Hou Yuan, et al. Effect of Fe_3O_4 nanoparticles exposure on the treatment efficiency of phenol wastewater and community shifts in SBR system[J]. Journal of Hazardous Materials, 2021, 407: 124828. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2020.124828

[12] Gao Fan, Zhang Hanmin, Yang Fenglin, et al. The effects of zero-valent iron (ZVI) and ferroferric oxide (Fe_3O_4) on anammox activity and granulation in anaerobic continuously stirred tank reactors (CSTR)[J]. Process Biochemistry, 2014, 49(11): 1970. DOI: 10.1016/j.procbio.2014.07.019

[13] Ju Feng, Beck K, Yin Xiaole, et al. Wastewater treatment plant resistomes are shaped by bacterial composition, genetic exchange, and upregulated expression in the effluent microbiomes[J]. The ISME Journal, 2019, 13(2): 346. DOI: 10.1038/s41396-018-0277-8

[14] Logares R, Audic S, Bass D, et al. Patterns of rare and abundant marine microbial eukaryotes[J]. Current Biology, 2014, 24(8): 813. DOI: 10.1016/j.cub.2014.02.050

[15] Jousset A, Bienhold C, Chatzinotas A, et al. Where less may be more: how the rare biosphere pulls ecosystems strings[J]. The ISME Journal, 2017, 11(4): 853. DOI: 10.1038/ismej.2016.174

[16] Dai Tianjiao, Zhang Yan, Tang Yushi, et al. Identifying the key taxonomic categories that characterize microbial community diversity using full-scale classification: a case study of microbial communities in the sediments of Hangzhou Bay [J]. FEMS Microbiology Ecology, 2016, 92(10): 150. DOI: 10.1093/femsec/fiw150

[17] Tian Li, Li Qihao, Cai Xunchao, et al. Dynamic distribution and potential transmission of antibiotic resistance genes in activated sludge [J]. Applied Microbiology and Biotechnology, 2022, 106(19): 6785. DOI: 10.1007/s00253-022-12162-z

[18] Zhu Shuyao, Yang Bingqing, Wang Zhiqiang, et al. Augmented dissemination of antibiotic resistance elicited by non-antibiotic factors[J]. Ecotoxicology and Environmental Safety, 2023, 262: 115124. DOI: 10.1016/j.ecoenv.2023.115124

[19] 韩雪，马晓琳，晁韶良，等. 纳米材料对环境抗生素抗性基因污染扩散影响的研究进展[J]. 生态毒理学报, 2019, 14(5): 46
Han Xue, Ma Xiaolin, Chao Shaoliang, et al. Influence of nanomaterials on the spread of environmental antibiotic resistance genes: a review [J]. Asian Journal of Ecotoxicology, 2019, 14(5): 46. DOI: 10.7524/AJE.1673-5897.20181214002

[20] Wu Yan, Tan Hongli, Zhou Chuanlong, et al. Bioaccumulation and spatiotemporal trends of polyhalogenated carbazoles in great lakes fish from 2004 to 2016 [J]. Environmental Science & Technology, 2018, 52(8): 4536. DOI: 10.1021/acs.est.8b00427

[21] 林坤德，陈艳秋，袁东星. 新型污染物卤代咔唑的环境行为及生态毒理效应[J]. 环境科学, 2016, 37(4): 1576
Lin Kunde, Chen Yanqiu, Yuan Dongxing, et al. Environmental behaviors and ecotoxicology of the emerging contaminants polyhalogenated carbazoles [J]. Environmental Science, 2016, 37(4): 1576. DOI: 10.13227/j.hjkx.2016.04.050

[22] 樊晓燕，张晓晗，刘元坤，等. 三氯咔唑与纳米材料复合污染胁迫对活性污泥微生物的影响[J]. 科技导报, 2025(3): 105
Fan Xiaoyan, Zhang Xiaohan, Liu Yuankun, et al. Impact of 3-chlorocarbazole and Fe_3O_4 nanoparticles combined pollution on microbial community in activated sludge[J]. Science & Technology Review, 2025(3): 105. DOI: 0.3981/j.issn.1000-7857.2024.03.01160

[23] Song Tao, Zhang Xiaolei, Li Ji, et al. A review of research progress of heterotrophic nitrification and aerobic denitrification microorganisms (HNADMs) [J]. Science of the Total Environment, 2021, 801: 149319. DOI: 10.1016/j.scitotenv.2021.149319

[24] Fan Xiaoyan, Gao Jingfeng, Pan Kailing, et al. Functional genera, potential pathogens and predicted antibiotic resistance genes in 16 full-scale wastewater treatment plants treating different types of wastewater[J]. Bioresource Technology, 2018, 268: 97. DOI: 10.1016/j.biortech.2018.07.118

[25] Gao Yuxi, Li Xing, Zhao Junru, et al. Response of microbial communities based on full-scale classification and antibiotic resistance genes to azithromycin and copper combined pollution in activated sludge nitrification laboratory mesocosms at low temperature[J]. Bioresource Technology, 2021, 341: 125859. DOI: 10.1016/j.biortech.2021.125859

[26] Shi Baihui, Hou Kaixuan, Cheng Chao, et al. Effects of the polyhalogenated carbazoles 3-bromocarbazole and 1, 3, 6, 8-tetrabromocarbazole on soil microbial communities [J]. Environmental Research, 2023, 239(2): 117379. DOI: 10.1016/j.envres.2023.117379

[27] Asadishad B, Chahal S, Akbari A, et al. Amendment of agricultural soil with metal nanoparticles: effects on soil enzyme activity and microbial community composition[J]. Environmental Science & Technology, 2018, 52(4): 1908. DOI: 10.1021/acs.est.7b05389

[28] Newsome L, Morris K, Cleary A, et al. The impact of iron nanoparticles on technetium-contaminated groundwater and sediment microbial communities[J]. Journal of Hazardous Materials, 2019, 364: 134. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2018.10.008

[29] Xiong Jiuqiang, Ru Shaoguo, Zhang Qing, et al. Insights into the effect of cerium oxide nanoparticle on microalgal degradation of sulfonamides[J]. Bioresource Technology, 2020, 309: 123452. DOI: 10.1016/j.biortech.2020.123452

[30] Zhao Junru, Fan Xiaoyan, Li Xing, et al. Impact of ciprofloxacin and copper combined pollution on activated sludge: abundant-rare taxa and antibiotic resistance genes[J]. Bioresource Technology, 2022, 349: 126882. DOI: 10.1016/j.biortech.2022.126882

[31] Zhu Yuanmo, Xue Yi, Jin Kai, et al. A novel micromagnetic carrier-modified integrated fixed-film activated sludge system for simultaneous efficient removal of tetracycline and mitigation of antibiotic resistance genes proliferation and dissemination [J]. Water Research, 2025, 274: 123166. DOI: 10.1016/j.watres.2025.123166

[32] Shokrollahzadeh S, Azizmohseni F, Golmohammad F, et al. Biodegradation potential and bacterial diversity of a petrochemical wastewater treatment plant in Iran[J]. Bioresource Technology, 2008, 99(14): 6127. DOI: 10.1016/j.biortech.2007.12.034

[33] Zhang Lihong, Li Wenxuan, Li Jie, et al. A novel iron-mediated nitrogen removal technology of ammonium oxidation coupled to nitrate/nitrite reduction: recent advances[J]. Journal of Environmental Management, 2022, 319: 115779. DOI: 10.1016/j.jenvman.2022.115779

[34] Xie C H, Yokota A. Reclassification of *Flavobacterium_ferrugineum* as *Terrimonas_ferruginea* gen. nov., comb. nov., and description of *Terrimonas lutea* sp. nov., isolated from soil[J]. International Journal of Systematic and Evolutionary Microbiology, 2006, 56(5): 1117. DOI: 10.1099/00207713-56-8-2023-a

[35] Gao Huan, Ye Jinyu, Zhao Runyu, et al. Pluripotency of endogenous AHL-mediated quorum sensing in adaptation and recovery of biological nitrogen removal system under ZnO nanoparticle long-term exposure [J]. Science of the Total Environment, 2022, 842: 156911. DOI: 10.1016/j.scitotenv.2022.156911

[36] Close K, Marques R, Carvalho V, et al. The storage compounds associated with *Tetrasphaera* PAO metabolism and the relationship between diversity and P removal[J]. Water Research, 2021, 204: 117621. DOI: 10.1016/j.watres.2021.117621

[37] Ren Wanying, Zhang Yanru, Liu Xiaoping, et al. Peracetic acid pretreatment improves biogas production from anaerobic digestion of sewage sludge by promoting organic matter release, conversion and affecting microbial community [J]. Journal of Environmental Management, 2024, 349: 119427. DOI: 10.1016/j.jenvman.2023.119427

[38] Wang Zan, Hu Haiyang, Zhang Zhan, et al. A multiple PAHs-degrading *Shinella* sp. strain and its potential bioremediation in wastewater[J]. Science of the Total Environment, 2023, 879: 162974.b DOI: 10.1016/j.scitotenv.2023.162974

[39] Li Yuqi, Zhao Baihang, Zhang Yuqing, et al. Insight into response mechanism of aerobic granular sludge to combined nanoparticle stress: nitrogen removal, microbial community and heavy metal resistance genes[J]. Chemical Engineering Journal, 2024, 496: 154327. DOI: 10.1016/j.cej.2024.154327

[40] Wu Junkang, Zhan Manjun, Chang Yan, et al. Adaption and recovery of *Nitrosomonas europaea* to chronic TiO_2 nanoparticle exposure[J]. Water Research, 2018, 147: 429. DOI: 10.1016/j.watres.2018.09.043

[41] Jin Baodan, Liu Ye, Zhao Jianguo, et al. Effects of polycyclic aromatic hydrocarbons on sludge performance for denitrification and phosphorus removal [J]. Chemical Engineering Journal, 2020, 397: 125552. DOI: 10.1016/j.cej.2020.125552

[42] Chen Jianxun, Yu Zhuodong, Cheng Peijin, et al. Microbial synergy achieving simultaneous nitrification-denitrification (SND) in salt-tolerant aerobic granular sludge [J]. Journal of Water Process Engineering, 2024, 60: 105138. DOI: 10.1016/j.jwpe.2024.105138

[43] Xu Jiaojiao, Huang Jielan, Chen Longhai, et al. Degradation characteristics of intracellular and extracellular ARGs during aerobic composting of swine manure under enrofloxacin stress[J]. Chemical Engineering Journal, 2023, 471: 144637. DOI: 10.1016/j.cej.2023.144637

[44] Xu Yi, You Guoxiang, Zhang Mairan, et al. Antibiotic resistance genes alternation in soils modified with neutral and alkaline salts: interplay of salinity stress and response strategies of microbes[J]. Science of the Total Environment, 2022, 809: 152246. DOI: 10.1016/j.scitotenv.2021.152246

[45] 颉亚玮, 於驰晟, 李菲菲, 等. 某市污水厂抗生素和抗生素抗性基因的分布特征[J]. 环境科学, 2021, 42(1): 315
Xie Yawei, Yu Chisheng, Li Feifei, et al. Distribution characteristics of antibiotics and antibiotic resistance genes in wastewater treatment plants[J]. Environmental Science, 2021, 42(1):315. DOI: 10.13227/j.hjkx.202005304

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202505058

脉冲流化床在氟化尾气高效回收中的工业应用

侯彦龙[1,2],杨校铃[2],陈义武[2],李莉莉[1],赵子轩[1],魏亮亮[1,3]

(1.哈尔滨工业大学 环境学院,哈尔滨 150090;2.中核四0四有限公司,兰州 732850;
3.城乡水资源与水环境全国重点实验室(哈尔滨工业大学),哈尔滨 150090)

摘 要:针对天然铀生产氟化过程尾气中氟气过剩导致的资源浪费与环境污染问题,设计并研制了一套基于脉冲流化床系统的氟气回收的工艺,以实现物料自循环与氟气资源化利用。该工艺以四氟化铀(UF_4)为吸收剂,通过分析氟气回收系统中不同反应温度、氟化尾气流量、物料停留时间等条件对氟气吸收率的影响,优化确定最佳工艺参数,并将最佳工艺参数应用于工业规模脉冲流化床。结果表明:系统内反应温度的提升有利于氟气吸收率的提高,但过高的温度会促进氟气与UF_4反应生成六氟化铀(UF_6),不利于氟气回收,故确定最佳反应温度为210~230 ℃;反应器中氟气的吸收率随氟化尾气流量增加而增大,氟气尾气流量建议控制在35 m^3/h以下,最佳停留时间为1.33 h。氟气回收系统连续运行1个月,尾气中氟气体积分数从优化前的12%~15%降至0.01%。氟气与UO_2发生反应转变为UO_2F_2是实现氟气回收的关键途径。本研究为核工业高浓度氟化尾气的高效回收与资源化处理提供了创新性解决方案。

关键词:脉冲流化床;氟气回收;氟化尾气;工业应用;稳定性验证

中图分类号:TL94 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0155-07

Industrial application of pulsed fluidized bed for efficient recovery of fluorination tail gas

Hou Yanlong[1,2], Yang Xiaoling[2], Chen Yiwu[2], Li Lili[1], Zhao Zixuan[1], Wei Liangliang[1,3]

(1. School of Environment, Harbin Institute of Technology, Harbin 150090, China; 2. The 404 Company Limited, China National Nuclear Corporation, Lanzhou 732850, China; 3. State Key Laboratory of Urban-rural Water Resource and Environment (Harbin Institute of Technology), Harbin 150090, China)

Abstract: To address the resource waste and environmental pollution problems caused by excessive fluorine gas in the fluorination tail gas of natural uranium production, this study designed and developed a fluorine gas recovery process based on a pulsed fluidized bed system to realize material self-circulation and fluorine gas resource utilization. This process used uranium tetrafluoride (UF_4) as the absorbent. By analyzing the effects of different reaction temperatures, fluorination tail gas flow rates, material residence times, and other conditions on the absorption rate of fluorine gas in the fluorine gas recovery system, this paper optimized and determined the optimal process parameters, which were then applied to the industrial-scale pulsed fluidized bed. The results indicate that the increase of reaction temperature in the system is beneficial to the improvement of fluorine gas absorption rate, but excessively high temperature promotes the reaction between fluorine gas and UF_4 to generate uranium hexafluoride (UF_6), which is detrimental to fluorine gas recovery. Therefore, the optimal reaction temperature is determined to be 210 – 230 ℃. The absorption rate of fluorine gas in the reactor rises with the increase of fluorination tail gas flow rate. It is recommended to control the fluorination tail gas flow rate below 35 m^3/h, and the optimal residence time is 1.33 h. When the fluorine gas recovery system was operated continuously for 1 month, the volume fraction of fluorine gas in the tail gas decreased from 12% – 15% before optimization to 0.01%. The reaction of fluorine gas with UO_2 to form UO_2F_2 is the key pathway to realize fluorine gas recovery. This paper provides an innovative solution for the efficient recovery and resource treatment of high-concentration fluorination tail gas in the nuclear industry.

Keywords: pulsed fluidized bed; fluorine gas recovery; fluorination tail gas; industrial application; stability verification

收稿日期:2025-05-26;**录用日期**:2025-08-10;**网络首发日期**:2025-12-03
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20251203.0814.002
基金项目:中核集团青年英才项目
作者简介:侯彦龙(1989—),男,博士研究生;魏亮亮(1985—),男,教授,博士生导师
通信作者:魏亮亮,weill333@163.com

核燃料循环中六氟化铀(UF_6)是铀唯一稳定的气态化合物,其的清洁安全制备是核燃料循环的核心关键工序。在 UF_6 制备过程中,为提高 UF_4 转化率并确保氟化反应完全,传统工艺需保证氟气有一定的过剩量,致使尾气中的氟气体积分数较高[1-2]。氟气的过量提供导致氟化工艺生产成本较高,且过量的氟元素易被人体吸收而引发疾病(世界卫生组织在污染元素排名中将其列为第 3)[3-4],不同国家在氟化物的排放上有着严格的要求,并开发了系列技术用于氟气处理;另一方面,氟元素价值高,尾气中氟的回收具有巨大的资源化效益。为降低氟气排放量并提高资源利用率,针对高浓度含氟废气可通过吸收或吸附制成原料回用或进行氟化物副产品生产。因此,亟需发展一种新型的氟气回收技术,实现氟化尾气中氟气高效回收利用。

目前,针对含氟废气,工业上常采用湿法吸收、化学分解和干法吸附对其进行处理[5]。湿法吸收对设备材质要求较高,易造成腐蚀[6];化学分解对反应条件要求较高,需要通过高温等条件实现化合物分解[7-8];干法吸附是利用固态碱性物质吸收含氟废气,其优点是无废液产生、工艺简单、费用低[9],但目前干法吸附主要适用于废气量小的工厂[10]。由于氟气价值较高,为避免资源浪费,针对高浓度含氟废气,主流趋势是通过吸收或吸附制成原料回用或氟化物副产品,如氢氟酸、氟盐类、白炭黑等产品。在核工业中,为解决氟化过程中过量的氟化尾气,传统工艺大多采取木炭燃烧的方式处理过剩的氟气,导致大量木炭和氟气的浪费;此外,有团队研发了卧式搅拌炉氟气回收利用系统,但系统与氟化生产系统匹配性较差,运行稳定性不高[11]。

综上,提出利用氟化工艺的原料 UF_4 作为吸收剂,吸收氟化过程尾气中过量的氟气,将反应后的中间物料回收并作为 UF_6 氟化的原料,从而实现氟化尾气中氟气的二次利用。氟化原料 UF_4 作为吸收剂不仅可实现物料系统内部的自循环,而且避免二次放射性废物的产生。UF_4 颗粒粒径分布较广,且反应为放热反应,为有效促进反应过程中固态氟化中间产物的生成(尽可能控制气态 UF_6 的产生),亟需研制一种高效的氟气吸收设备。近年来,脉冲流化床常用于处理黏性强、易结团、不易流化或其他有特殊要求的热敏性物料,相较于传统流化床[12-13],其具有较高的传热系数,能有效克服沟流、死区和局部过热等[14-15],适用于处理直径从 0.05 mm 到几毫米的粉状物料、大颗粒、晶体、薄片、纤维等物料[16]。此外,脉冲流化床内部无转动部件,密封性较好,适合作为 F_2 回收的设备。然而,将脉冲流化床作为 F_2 回收系统在核工业领域尚未见报道。

因此,提出以 UF_4 为吸收剂,基于其通过氟化反应实现吸附过量 F_2 的特性,设计了一套基于中试规模的脉冲流化床 F_2 回收系统。在此基础上,测试了其在稳态气流和脉冲气流下的流化效果,并探究了不同氟化尾气流量、温度、停留时间等条件对氟气吸收率的影响,提出了最优运行工艺参数,并应用于工业生产线,有效提高了氟化生产过程中氟气的利用率。研究结果可推动氟化工序的可持续发展,为核工业中 F_2 资源的回收利用开辟新路径。

1 试验原理及方法

1.1 试验原理

氟化工序以 UF_4 为原料,与氟气在高温条件下反应可制备 UF_6。因反应条件差异,反应过程伴随着 U_2F_9、U_4F_{17}、UF_5 等中间产物的生成,另未充分反应的 F_2 则随尾气排出(约占 60%)。研究发现氟气与 UF_4 反应分为两步进行,当氟气与 UF_4 反应温度较低时,则生成中间氟化物,即

$$4UF_4(s) + F_2(g) \rightarrow 2U_2F_9(s) \quad (1)$$

$$8UF_4(s) + F_2(g) \rightarrow 2U_4F_{17}(s) \quad (2)$$

$$2UF_4(s) + F_2(g) \rightarrow 2UF_5(s) \quad (3)$$

铀的中间氟化物(U_2F_9、U_4F_{17}、UF_5)在高温下可以进一步与氟气反应生成 UF_6,利用该原理,提出将氟化工艺的原料 UF_4 物料作为吸收剂在低温的条件下吸收氟化反应尾气中的过量氟气,反应生成的铀的中间氟化物在后续氟化工艺中可作为原料,进一步与氟气反应生成产品 UF_6,从而实现物料自循环,在不引入新物质的条件下实现氟气回收,节约生产成本。具体工艺原理如图 1 所示。

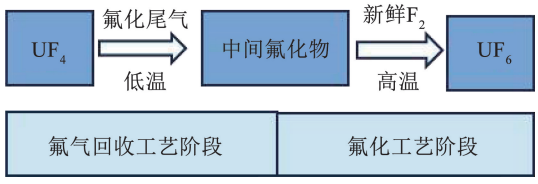


图 1 氟气回收工艺原理

Fig. 1 Principle of fluorine gas recovery process

1.2 试验系统

1.2.1 试验系统工艺流程

试验系统工艺流程如图 2 所示,氟化尾气经过膜压机进行增压后与氮气混合从底部以脉冲形式进入脉冲流化床内,与 UF_4 逆流接触反应;反应后剩余气体经过脉冲流化床顶部过滤器过滤后进入后端尾气系统。为有效测定尾气中氟气体积分数,分别在脉冲流化床的入口和出口利用紫外光谱法进行测定,氟气吸收率计算如下:

$$\alpha = \frac{V_i - V_o}{V_i} \tag{4}$$

式中：α 为氟化尾气氟气吸收率，%；V_i 为脉冲流化床入口氟化尾气中氟气体积，m^3；V_o 为脉冲流化床出口氟化尾气中氟气体积，m^3。

脉冲流化床导通率计算公式如下：

$$d = \frac{t_o}{T} \tag{5}$$

式中：t_o 为脉冲开启时间，s；T 为脉冲开启与关闭的整个周期时长，s。

脉冲流化床停留时间计算公式如下：

$$\tau = m/G \tag{6}$$

式中：τ 为停留时间，h；m 为脉冲流化床有效质量，kg；G 为进料质量流速，kg/h。

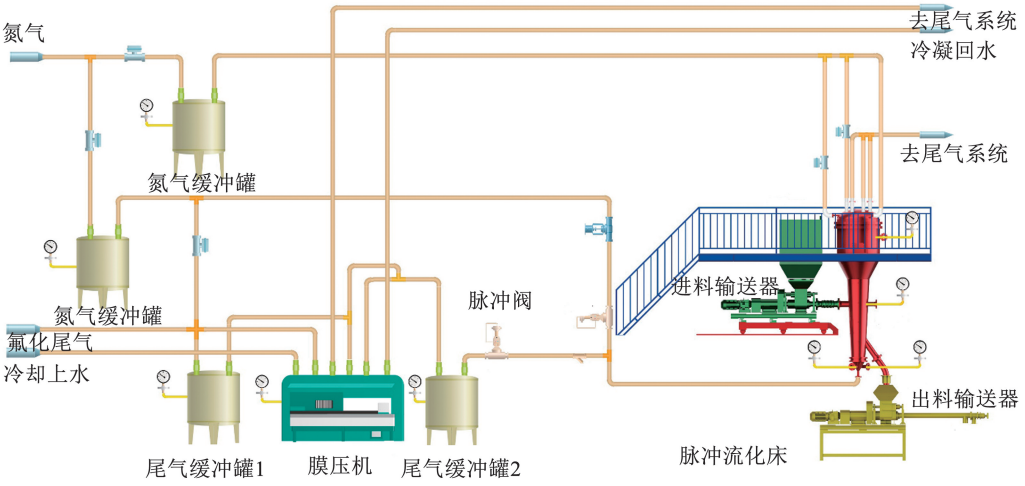


图 2　试验装置系统工艺流程

Fig. 2　Process flow of test device system

1.2.2　脉冲流化床装置设计

脉冲流化床装备分为气体分布板、床体和顶端过滤器，具体结构如图 3 所示。脉冲流化床气体分布板采用侧流式风帽结构，流化气体经气孔、风帽从底部缝隙中喷出，以避免“死料层”现象出现，分布板计算直径为 340 mm，相关计算如下：

$$\varepsilon_0 = 1 - \rho_h/\rho_s \tag{7}$$

$$\varepsilon_f = \varepsilon_0 (U/U_{mf})^{5.7 d_p} \tag{8}$$

$$\rho_b = (1 - \varepsilon_f)\rho_s \tag{9}$$

$$R = \sqrt[3]{\frac{Wt}{0.785 \rho_b C}} \tag{10}$$

式中：ε_0 为固定床孔隙率；ε_f 为流化床孔隙率；ρ_h 为物料的堆密度，kg/m^3；ρ_s 为物料的颗粒密度，kg/m^3；ρ_b 为流化床密度，kg/m^3；U 为操作气速，m/s；U_{mf} 为最小流化速度，m/s；R 为分布板直径，m；W 为流化床固体进料质量流量，kg/h；t 为物料停留时间，h；C 为流化床高径比。

床体采用圆锥床结构，全锥角为 6°，床体高度为 2 100 mm，计算如下：

$$H = DR \tag{11}$$

式中：H 为流化床锥体高度，m；D 为锥体与分布板半径比，依据《流态化手册》[17] 中经验值进行选择。

顶端过滤器内布置 48 根过滤管，实现了相同体积内更多过滤管的布局。过滤管数计算如下：

$$N = A \frac{Q}{v\pi DL} \tag{12}$$

式中：N 为过滤管数；A 为安全系数；Q 为流体流量，m^3/h；v 为过滤速度，m/h；D 为单根过滤管外径或有效过滤直径，m；L 为单根过滤管的有效过滤长度，m。

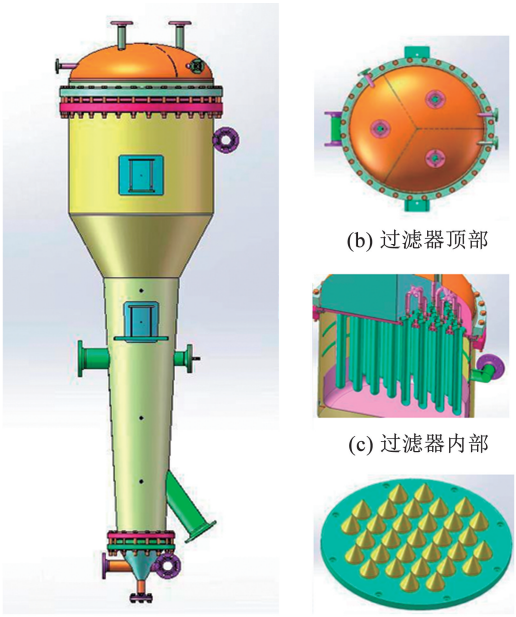


图 3　脉冲流化床结构示意

Fig. 3　Schematic diagram of pulsed fluidized bed structure

2 结果与讨论

2.1 脉冲流化床与稳态流化床对床层压差的影响

以 10 m^3/h 气体流量分别进行上行与下行流态化试验,验证流化床设计的可行性,结果如图 4 所示。由图 4(a)可以看出,在稳态气流情况下,流化床上行曲线在床层压差为 20.8 kPa 时为最低流化状态,此时临界流量为 20.7 m^3/h,临界气速为 0.06 m/s。随着气速增加,床层压差出现短暂下降后再次上升,并最终在 27.3 kPa 时达到稳定流化态。下行曲线与上行曲线几乎一致,证明流化床已成功流态化。在流化床处于流化状态下启动脉冲,如图 4(b)所示,导通率从 0.2 升高至 0.5 过程中,平均床层压差为 26.2 kPa,低于稳态流化时的压差 27.3 kPa。当导通率较低时,脉冲气流的间歇性输入能保证床层在关闭阶段部分回落,颗粒间空隙恢复的同时床层结构趋于松散,一定程度上降低了平均床层压差。此外,脉冲气流的周期性冲击增强了气固接触效率,同时避免了持续高气流导致的颗粒过度悬浮。当导通率持续提升至 0.7 时,床层压差陡然升高至 27.5 kPa,超过了无脉冲条件下的流化压差 27.3 kPa。归因于随着脉冲开启时间的增大,单位时间内气体输入强度更高,流化床内物料受到脉冲冲击更频繁,致其回落时间缩小,床层压差不断增加,可见在持续的脉冲气流冲击下存在床体内打破流化态的风险。与稳定气流流化床相比,引入脉冲可通过周期性扰动物流床层,降低床层压差,促进大小颗粒上下返混,使床内物料状态更加蓬松[14],增强气固接触面积,提升吸收气体效率。综合考虑压差稳定性及返混效率,建议导通率为 0.2 ~ 0.5。

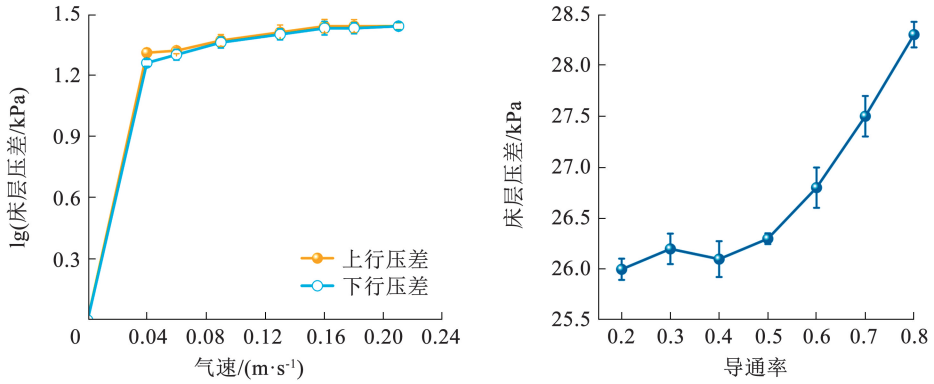


图 4 脉冲流化床与稳态流化床对床层压差的影响

Fig. 4 Effect of pulsed fluidized bed and steady-state fluidized bed on bed pressure drop

2.2 脉冲进气对流化床床内温度控制的影响

流化床内温度场分布一定程度上会影响 UF_4 物料与氟气反应进程。通过设置脉冲进气、稳定进气两种模式,研究了进气模式对流化床内温度场分布的影响,将进气总量控制在 30 m^3/h,脉冲周期为 10 s,导通率为 0.5,结果如图 5 所示。

以稳定进气进行氟气吸收,当温度达到反应温度时(图 5 中时刻 0 对应温度),床体温度出现迅速升高。由图 5 可知,系统的主反应区集中在床体中下段(尤其下段),当下段温度达到 270 ℃时,上升趋势依旧较快。为有效控制流化床内温度,当反应进行至 1 200 s 时将系统进气方式改为脉冲进气,此后温度上升趋势明显减缓,反应区下段达到 288 ℃时温度开始下降,并在下降至 255 ℃左右后趋于稳定,下降温度约 30 ℃,下降率约 10%,与 Li 等[12-13]在传热方面的研究一致。研究结果表明,脉冲进气的方式使得床体内物料状态更加蓬松、流化态效果更好,对于有效散热和维持温度稳定有显著效果,适合于热敏性物质[15]。脉冲进气可通过增强流化态扰动、优化热传递路径,显著提升床层温度控制能力。

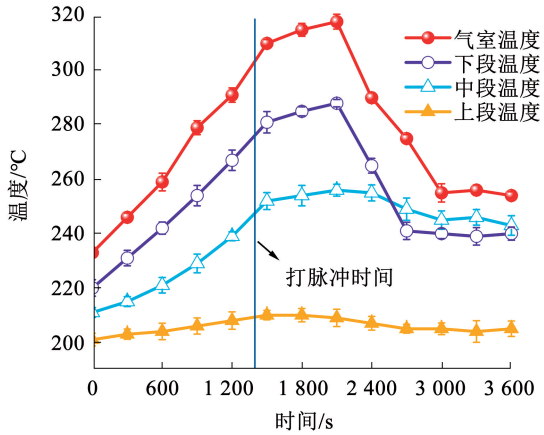
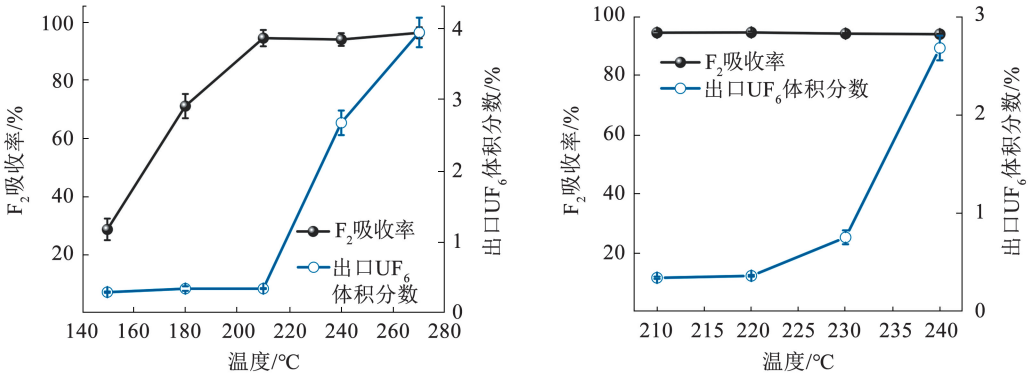


图 5 脉冲对床内温度控制的影响

Fig. 5 Effect of pulse on bed temperature control

2.3　反应温度对脉冲流化床氟气吸收的影响

在氟化尾气量为 30 m^3/h、脉冲周期为 10 s、导通率为 0.5 的条件下，控制床层温度分别为 150、180、210、240、270 ℃，F_2 吸收率如图 6 所示。由图 6(a)可以看出，随着温度升高，F_2 吸收率不断增加，当温度上升到 210 ℃，F_2 吸收率达到了 94% 以上；当温度达到 240 ℃时，流化床出口处 UF_6 体积分数显著升高，且该区域随着温度升高愈发明显。为尽可能减少 UF_6 生成，建议脉冲流化床床体温度控制在 210 ~ 240 ℃。为进一步验证温度的精确范围，结合反应原理，在温度为 220、230 ℃条件下进行补充试验，如图 6(b)所示。可以看出，当吸收温度控制在 210 ~ 240 ℃时，F_2 吸收率上升后趋于平衡，约为 94%。同时在 230 ℃时，UF_6 体积分数开始增长。因此，最佳反应温度建议控制在 210 ~ 230 ℃。



(a) 宽范围温度下F_2吸收率　　(b) 窄范围温度下F_2吸收率

图 6　温度与 F_2 吸收率关系

Fig. 6　Relationship between temperature and F_2 absorption rate

2.4　氟化尾气流量对尾气吸收效果的影响

控制床体温度为 210 ~ 230 ℃、脉冲周期为 10 s、导通率为 0.5 的条件下，设定氟化尾气流量分别为 10、20、30、35、40 m^3/h，F_2 吸收率如图 7 所示。

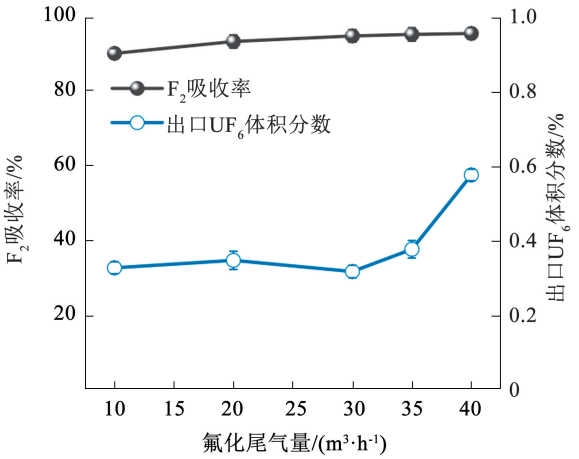


图 7　氟化尾气流量与 F_2 吸收率关系

Fig. 7　Relationship between fluorination tail gas flow rate and F_2 absorption rate

由图 7 可以看出，氟气的吸收率随氟化尾气量增长而增大，当流量达 30 m^3/h 时其吸收率达 95%；进一步提高流量后氟气吸收率增长并不明显。主要原因为低流量时脉冲流化床运行效果不佳，导致物料吸收不均匀，氟气吸收效果不佳，而当氟气与物料流化充分时脉冲流化床的吸收效率较好。试验系统处理氟化尾气的能力可以达到 30 m^3/h 以上，随着氟化尾气流量的增加，系统中氟气总量增加，吸收后尾气中的 UF_6 体积分数将继续增加，容易造成铀的损失，不利于后端淋洗工序的运行，因此，氟气尾气流量建议控制在 35 m^3/h 以下。

2.5　停留时间对尾气氟气吸收的影响

停留时间是衡量设备处理能力的重要因素，控制脉冲流化床进气的氟化尾气量为 30 m^3/h，床层温度在 210 ~ 230 ℃，通过控制进料量，研究物料停留时间分别为 2.65、1.77、1.33、1.06 h 的条件下脉冲流化床的 F_2 吸收率，结果如图 8 所示。

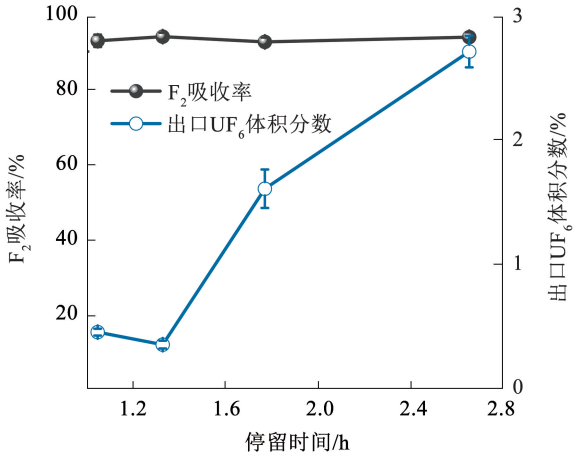


图 8　停留时间与 F_2 吸收率关系

Fig. 8　Relationship between residence time and F_2 absorption rate

由图 8 可以看出,在脉冲流化床内,物料停留时间从 1.06 h 增长到 2.65 h 过程中,氟气的吸收率变化较小,说明尾气中氟气体积分数在 15% 的条件下,停留时间的长短对氟气的吸收率影响较小,且不同停留时间条件下的系统 F_2 吸收率均能达到 93% 以上。随着进一步增加停留时间,氟气与生成的氟化中间物会进一步反应,生成的 UF_6 体积分数会相对较高,不利于脉冲流化床尾气的处理。总体而言,为避免过多 UF_6 的生成,停留时间建议控制在 1.33 h。

2.6 工业连续稳定运行验证

根据上述试验控制氟化尾气量为 30 m^3/h,床层温度为 210 ~ 230 ℃,停留时间为 1.06 h,脉冲周期为 10 s,对脉冲流化床氟气回收系统进行 1 个月试验,每天脉冲流化床出口气体中的氟气体积分数如表 1 所示。可以看出,脉冲流化床在连续运行 1 个月内对尾气中氟气吸收良好,出口氟气体积分数均在 0.6% 以下,且随着系统运行时间的增加,脉冲流化床入口中尾气的氟气体积分数从 29% 降至 12% ~ 15%,归因于 UF_4 物料与尾气中氟气的预反应保障了尾气中氟气体积分数的降低,且当尾气吸收一段时间后,原料中为 UF_4 和铀的中间氟化物的混合物,反应效率更高[1]。同时,持续 1 个月的稳定运行将保证脉冲流化床出口氟气体积分数进一步降低至 0.01%。

表 1 连续运行条件下尾气中氟气吸收前后对比

Tab. 1 Comparison before and after absorption of fluorine gas in tail gas under continuous operation conditions

时间/d	吸收前氟气体积分数/%	吸收后氟气体积分数/%	时间/d	吸收前氟气体积分数/%	吸收后氟气体积分数/%	时间/d	吸收前氟气体积分数/%	吸收后氟气体积分数/%
1	29.5	0.5	10	14.3	0.01	19	15.4	0.04
2	29.7	0.4	11	15.1	0.01	20	15.3	0.01
3	30.1	0.6	12	15.2	0.01	21	15.2	0.01
4	29.2	0.5	13	15.5	0.01	22	15.4	0.01
5	28.9	0.4	14	14.4	0.01	23	15.3	0.01
6	12.7	0.01	15	14.5	0.01	24	15.3	0.01
7	12.5	0.01	16	14.7	0.01	25	15.6	0.04
8	12.9	0.01	17	15.3	0.01	26	15.4	0.01

对 UF_4 吸收氟气前后物料特性进行分析,吸收氟气前后固体物料显示 UO_2F_2 质量分数在增大,而 UO_2 质量分数在降低,表明氟气首先和 UO_2 发生反应,然后转变为 UO_2F_2,再进一步发生氟化反应。物料堆密度从 2.81 g/cm^3 降低至 2.74 g/cm^3,粒径从大颗粒(>75 μm)向中间颗粒(25 ~ 75 μm)转化,表明氟气吸收过程使大颗粒发生破裂,形成更多中间颗粒以及少量细颗粒,该过程有利于后端氟化反应的进行,能够预处理 UF_4 物料,从而提高氟化反应率。

3 结 论

1)设计并建立一套工业级脉冲流化床氟气回收系统,成功实现了氟化尾气中氟气的回收,整体氟气吸收率为 93% ~95%。

2)条件试验表明,脉冲引入会周期性扰动物流床层,从而降低床层压差,促进颗粒返混,提升传质效率。氟气吸收率随着温度增加而增大,最佳吸收温度为 210 ~ 230 ℃。脉冲流化床温度相比传统稳定流化床下降约 10%,更有利于作为热敏性物质反应器,系统处理能力最大可达 35 m^3/h,最佳停留时间为 1.33 h。

3)连续验证试验表明脉冲流化床系统运行稳定,出口氟气体积分数长期稳定在 0.01%。吸收 F_2 后 UF_4 物料的堆密度降低、粒径细化,有利于物料在后续氟化反应中提高转化效率。该工艺显著改善床层温度控制与气固接触效率,克服传统流化床的沟流与局部过热问题。

参考文献

[1]栗万仁, 魏刚, 姚守忠. 铀转化工艺学[M]. 北京: 中国原子能出版社, 2012

Li Wanren, Wei Gang, Yao Shouzhong. Uranium conversion technology[M]. Beijing: China Atomic Energy Press, 2012

[2]Fis′ kov A A, Makaseev A Y. Utilization of spent sorbents based on lithium, calcium, and barium fluorides from the process of uranium hexafluoride purification[J]. Radiochemistry, 2011, 53: 284. DOI: 10.1134/S106636221103009X

[3]李培成. 浅析我国氟化工行业含氟废弃物资源化处置研究进展[J]. 有机氟工业, 2023(2): 57
Li Peicheng. A brief analysis of the research progress on resource disposal of fluorine-containing waste in China′s fluorine chemical industry[J]. Organic Fluorine Industry, 2023(2): 57

[4]Han Jianlin, Kiss L, Mei Haibo, et al. Chemical aspects of human and environmental overload with fluorine[J]. Chemical Reviews, 2021, 121(8): 4678

[5]Sheldon D J, Crimmin M R. Repurposing of F-gases: challenges and opportunities in fluorine chemistry[J]. Chemical Society Reviews, 2022, 51(12): 4977. DOI: 10.1039/D1CS01072G

[6]李占臣, 魏强, 姚玉婷, 等. 铝合金生产中含氟废气的二段式喷淋处理工程[J]. 环境工程, 2012, 30(增刊2): 207
Li Zhancheng, Wei Qiang, Yao Yuting, et al. Two-stage spray treatment of fluorine-containing waste gas in aluminum alloy production[J]. Environmental Engineering, 2012, 30(S2): 207. DOI: 10.13205/j.hjgc.2012.s2.093

[7]Alva R E, Pacheco P M, Gómez B F, et al. Non-thermal plasma for exhaust gases treatment[J]. Frontiers of Mechanical Engineering, 2015, 10: 301. DOI: 10.1007/s11465-015-0344-z

[8]Zhang Xiaoxing, Cui Zhaolun, Li Yalong, et al. Abatement of SF_6 in the presence of NH_3 by dielectric barrier discharge plasma[J]. Journal of Hazardous Materials, 2018, 360: 341. DOI: 10.1016/j.jhazmat.2018.07.115

[9]刘海刚. 改性氧化铝的制备及对铝电解 HF 气体吸附性能研究[J]. 轻金属, 2016(9): 18
Liu Haigang. Preparation of modified alumina and study on the adsorption performance of HF gas in aluminum electrolysis[J]. Light Metals, 2016, (9): 18. DOI: 10.13662/j.cnki.qjs.2016.09.005

[10]欧健, 李天祥, 隋岩峰, 等. 工业含氟废气处理及资源回收的概述[J]. 无机盐工业, 2021, 53(5): 39
Ou Jian, Li Tianxiang, Sui Yanfeng, et al. Overview of industrial fluorine-containing waste gas treatment and resource recovery[J]. Inorganic Salt Industry, 2021, 53(5): 39

[11]刘大伟, 魏刚, 潘锋. 氟化工艺尾气中 F_2、UF_6 回收工艺研究[J]. 科技视界, 2018(28): 28
Liu Dawei, Wei Gang, Pan Feng. Research on F_2 and UF_6 recovery process in fluorination process tail gas[J]. Science and Technology Vision, 2018(28): 28. DOI: 10.19694/j.cnki.issn2095-2457.2018.28.010

[12]Li Hongwei, Wang Lei, Wang Ting, et al. Experimental and CFD-DEM numerical evaluation of flow and heat transfer characteristics in mixed pulsed fluidized beds[J]. Advanced Powder Technology, 2020, 31(8): 3144

[13]Li Yanjiao, Zhu Fenglong, Zhang Yadong, et al. Characterization of bubble behaviors in a dense phase pulsed gas-solid fluidized bed for dry coal processing[J]. Particuology, 2020, 53: 83. DOI: 10.1016/j.partic.2020.01.002

[14]Nitz M, Taranto O P. Drying of beans in a pulsed fluid bed dryer: drying kinetics, fluid-dynamic study and comparisons with conventional fluidization[J]. Journal of Food Engineering, 2007, 80(1): 249. DOI: 10.1016/j.jfoodeng.2006.05.025

[15]Saidi M, Tabrizi H B, Grace J R. A review on pulsed flow in gas-solid fluidized beds and spouted beds: recent work and future outlook[J]. Advanced Powder Technology, 2019, 30(6): 1121. DOI: 10.1016/j.apt.2019.03.015

[16]Li Zhanyong, Su Weiguang, Wu Zhonghua, et al. Investigation of flow behaviors and bubble characteristics of a pulse fluidized bed via CFD modeling[J]. Drying Technology, 2009, 28(1): 78. DOI: 10.1080/07373930903430785

[17]郭慕孙, 李洪钟. 流态化手册[M]. 北京: 化学工业出版社, 2008
Guo Musun, Li Hongzhong. Handbook of fluidization[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2008

（编辑　刘　彤）

DOI:10.11918/202505005

新型氨法的燃煤烟气脱碳特性

吕 刚[1],李鋆芝[2],夏金松[1],张 微[2],张 宇[2],陈艳艳[1],冯冬冬[2]

(1.西安航天源动力工程有限公司,西安 710100;2.哈尔滨工业大学 能源科学与工程学院,哈尔滨 150001)

摘 要:氨法捕碳作为最具应用潜力的烟气碳捕集技术,高再生能耗是限制其工业化的瓶颈之一。为此,采用新型氨法捕碳技术,溶析剂乙醇代替吸收剂中的部分水以促进 NH_4HCO_3 溶析结晶,晶体再生能够降低 CO_2 再生能耗。烟气 CO_2 体积分数14%、氨浓度4.16 mol/L条件下,通过鼓泡反应研究不同温度和不同乙醇体积分数的 CO_2 吸收特性,探究停留时间对溶析结晶粒径分布的影响规律,并对结晶产物进行理化分析。结果表明:10~15 ℃是新型氨法捕碳技术的较佳反应温度,反应进行到稳定段的 CO_2 脱除率为64.8%,总体积传质系数达 3.44×10^{-4} mol/(m^3·s·Pa);随着乙醇体积分数从30%提高到50%,吸收剂的 CO_2 脱除率提升了10.44%,总体积传质系数提升8.86%;乙醇添加有利于烟气-氨水-乙醇体系中溶析结晶的发生,反应进行60 min出现爆发成核现象,此时吸收剂的 CO_2 担载度高达0.521 7,单位质量 NH_3 的 CO_2 吸收能力为1.35 kg/kg;延长结晶停留时间能够改善晶体的表面形貌和晶体生长,有利于晶体稳定及固液分离,扫描电镜结果表明,晶体生长30 min后仍存在部分缺陷。X射线衍射光谱分析表明,结晶产物的成分主要为碳酸氢铵。

关键词:二氧化碳捕集;燃煤;氨法;混合结晶;碳酸氢铵

中图分类号:TK534.9 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0162-09

Decarbonization characteristics of coal combustion flue gas based on a novel ammonia method

Lü Gang[1], Li Yunzhi[2], Xia Jinsong[1], Zhang Wei[2], Zhang Yu[2], Chen Yanyan[1], Feng Dongdong[2]

(1. Xi'an Aerospace Source Power Engineering Company Limited, Xi'an 710100, China;
2. School of Energy Science and Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: Ammonia-based carbon capture is among the most promising flue-gas CO_2 capture technologies, yet high energy consumption for solvent regeneration remains a key barrier to industrial deployment. To address this, a novel ammonia-based process was investigated in which ethanol is used to partially replace water in the solvent to promote the solvo-crystallization of NH_4HCO_3; crystalline regeneration is expected to reduce the energy required for CO_2 recovery. Under the concentration of 14% CO_2 and 4.16 mol/L of ammonia, the CO_2 absorption characteristics at different temperatures and ethanol concentrations were studied by bubble reactor. The physicochemical structure of crystallization was analyzed and the influence of residence time on the particle distribution was explored. The results show that 10 – 15 ℃ is the optimal temperature for the new ammonia-based method. The CO_2 removal rate is 64.8% and the volumetric mass transfer coefficient reaches 3.44×10^{-4} mol/(m^3·s·Pa) at the stable absorption section. Increasing the ethanol volume fraction from 30% to 50% enhanced the solvent CO_2 removal efficiency by 10.44% and increased the overall volumetric mass transfer coefficient by 8.86%. The addition of ethanol is beneficial for the occurrence of crystallization in the flue gas-ammonia-ethanol system. Spontaneous nucleation occurred after 60 minutes of reaction, and a CO_2 loading capacity of the absorbent reaches 0.521 7, equivalent to a CO_2 absorption capacity of 1.35 kg CO_2 per kg NH_3; extending the residence time of crystallization can improve the surface morphology and growth of crystals, which is beneficial for crystal stability and solid-liquid separation. Scanning electron microscopy (SEM) results show that defects exist after 30 minutes of crystal growth. The XRD analysis indicates that the main component of the crystallization product is ammonium bicarbonate.

Keywords: carbon capture; coal combustion; ammonia method; mixed crystallization; ammonium bicarbonate

化学吸收法是应用最广泛的碳捕集技术[1],其中,氨水具有反应能耗低、吸收效率高[2]等优点,工业中可实现酸性污染物的联合脱除,有效降低改造成本[3-4]。因此,氨法是最可能应用于燃煤烟气的

收稿日期:2025-05-06;**录用日期**:2025-06-18;**网络首发日期**:2025-08-26
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20250825.1833.002
基金项目:国家自然科学基金(52376102);国家重点研发计划(2022YFE0204100)
作者简介:吕 刚(1982—),男,博士,研究员;张 宇(1988—),女,副教授,博士生导师
通信作者:张 宇,zhang.y@hit.edu.cn

碳捕集技术之一。目前，国内外只有少数几套全流程示范装置，阻碍氨法脱碳技术工业化的问题之一在于再生能耗，中试实验中单位 CO_2 能耗高达 4 ~ 4.2 MJ/kg，导致落地速度远远滞后[4-6]。

富液再生的解吸能耗占系统能耗的 52%，主要用于加热溶剂水[7]，用比热容小的有机溶剂（如乙醇）替换吸收剂中的部分水可大幅降低再生能耗[8-9]。乙醇[10]、乙二醇[11]、丙三醇[12]等醇类添加剂对氨逃逸有明显抑制作用[13-14]。羟基能与 NH_3 分子形成氢键，并增强 NH_3 与 H_2O 的相互作用，从而降低氨的挥发[10]。但低比热容溶剂依旧无法避免热再生过程中升温显热和汽化潜热的能耗，并且再生后的吸收效率和吸收能力并不理想，较低的 CO_2 解吸率及吸收剂挥发会导致吸收剂损耗，不能达到“高效脱除”及“低损失循环”的要求。

余景文[15]提出在吸收过程产生固体结晶以增大其循环容量。Pellegrini 等[9]认为氨水-乙醇溶液（EAA）能够降低铵盐的溶解度，且低温条件更易得到固体产物。新型氨法捕碳技术采用氨水-乙醇混合吸收剂，因为产物碳酸氢铵、中间产物氨基甲酸铵和碳酸铵均不溶或微溶于乙醇。在乙醇的作用下，产物以晶体的形式从溶液中析出，只对晶体进行加热再生或利用，省去加热溶剂所消耗的能量[16]。张宇[17]采用 Aspen Plus 进行新型氨法捕碳全流程模拟，晶体完全分解的再生能耗极大降低，仅为 1.011 6 MJ/kg，有望突破氨法脱碳技术发展的瓶颈。

新型氨法的关键问题之一在于控制 NH_4HCO_3 结晶的产率及晶粒尺寸。不稳定晶核生长成稳定晶体的过程是成核与生长的竞争过程，二者之间相互消长[18-19]。结晶过于细小不利于液固相的分离，分离后的液体中含细小晶体过多，会导致吸收剂的 CO_2 吸收能力降低，还会导致晶体中溶剂含量高，分解时水分及乙醇的升温挥发需要消耗多余的能量，从而解吸能耗高[17]。工艺条件与溶液结晶过程密切相关，影响晶体生长的因素有温度、过饱和度、晶体粒度等，过饱和度作为结晶推动力，其变化对结晶过程影响显著[20-21]。溶液过饱和度大，虽有利于晶体生长，但会形成更多的晶核，结晶更分散，晶粒小。反之则会得到较粗的颗粒。

为探究混合结晶的新型氨法捕碳技术对燃煤烟气 CO_2 的吸收能力及产物的溶析结晶特性，采用氨水-乙醇吸收剂，通过鼓泡实验探究温度、乙醇体积分数对 CO_2 吸收过程的影响规律，并在典型的温度和吸收剂配比条件下，结合液相吸收剂的变化，研究停留时间对晶体的粒度、形貌及结晶规律的影响，明晰产物的结晶机制。运用新型氨法捕碳技术，以晶体再生代替富液再生可大幅降低再生能耗，实现 CO_2 的低能耗解吸。本文可为强化结晶工艺的优化及新型氨法捕碳技术的推广提供指导。

1　新型氨法捕碳原理

氨法捕碳的反应机制如图 1，反应过程归纳为式（1）。烟气 CO_2 由气相扩散至气液界面，与 NH_3 反应生成 NH_2COONH_4，这个过程属于快速且不可逆的二级反应（25 ℃的正反应速率 k 为 431 L/（mol·s）），同时可以与 OH^- 反应生成 HCO_3^-。

$$NH_3(aq) + H_2O(l) + CO_2(g) \leftrightarrow NH_4HCO_3(aq) \quad (1)$$

$$NH_3(aq) + H_2O(l) \rightarrow NH_4^+(aq) + OH^-(aq) \quad (2)$$

$$2NH_3(aq) + CO_2(g) \leftrightarrow NH_2COONH_4(aq) \quad (3)$$

$$CO_2(g) + OH^- \leftrightarrow HCO_3^-(aq) \quad (4)$$

若 CO_2 扩散至气液界面的量大于 NH_3 补充的量，多余的 CO_2 将扩散至液相主体，NH_2COO^- 和 HCO_3^- 不断通过气液界面向液相传输。CO_2 在水中的溶解度很低，且 NH_3 为弱电解质，生成 NH_2COONH_4 的程度远大于生成 HCO_3^-，因此，反应（4）几乎可以忽略。吸收过程伴随着 NH_2COO^- 的水解，其先在液体膜中以相对缓慢的速度产生，对 CO_2 的吸收率影响较大[22-23]。碳化度分为扩散和化学动力学等不同因素控制的两个阶段，碳化度小于 0.5，主要由氨基甲酸盐在膜内生成反应（式（3））控制；碳化度大于 0.5，主要由水解过程（式（5））控制。

$$NH_2COO^-(aq) + H_2O(aq) = HCO_3^-(aq) + NH_3(aq) \quad (5)$$

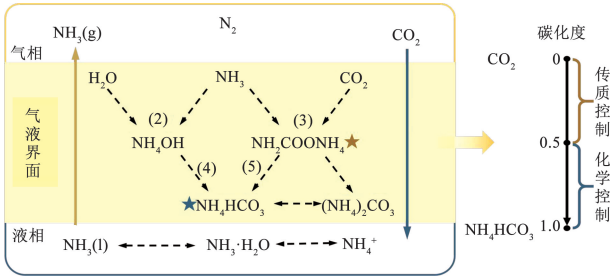


图 1　氨法脱碳反应原理

Fig. 1　Mechanism of ammonia-based decarbonization

溶析剂能够改变混合溶剂的宏观状态，降低溶质的溶解度。富液碳化度为 0.45 ~ 0.50 时，在溶解度差异的驱动下，液相中不断累积的捕碳产物以晶体形式连续沉淀，从而分离溶剂和溶质[21]。结晶析出促使 CO_2 吸收反应正向移动，进一步维持液相有效游离氨浓度以保持高效的 CO_2 吸收速率。

2 实验系统和方法

2.1 实验系统

某化工厂的燃煤锅炉脱硫烟气参数如表 1 所示。图 2 为新型氨法捕集烟气 CO_2 的工业技术路线。采用氨水–乙醇吸收剂对烟气 CO_2 进行捕集,实现低碳排放。吸收过程中,捕碳产物主要以 NH_4HCO_3 晶体析出,吸收剂浆液经固液分离装置得到结晶产物,送至再生塔直接加热实现 CO_2 解吸,NH_4HCO_3 晶体在 60 ℃即可完全分解为 CO_2、NH_3 和 H_2O。经分离装置分离出 H_2O 和 NH_3,与固液分离装置残余的液体一起送入吸收塔循环。新型氨法捕碳工艺的再生过程只需对晶体产物进行加热,能极大降低再生能耗,对氨法捕碳技术具有明显的改善效果。

表 1 脱硫烟气参数

Tab. 1 Parameters of desulfurization flue gas

压力/MPa	$\varphi(N_2)$/%	$\varphi(CO_2)$/%	$\varphi(O_2)$/%	$\varphi(H_2O)$/%
0.1	67.31	10.85	5.17	16.67

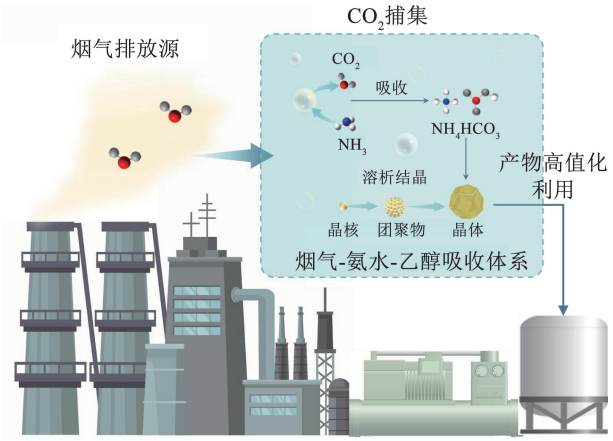


图 2 新型氨法的技术路线

Fig. 2 Process of the new ammonia-based method

鼓泡吸收实验系统如图 3 所示。CO_2 吸收在 250 mL 洗气瓶中进行,并维持吸收剂的总体积(100 mL)和总氨量一致。作为一种小型鼓泡反应器,其实验结果具有普遍代表性。实验参数如表 2 所示。

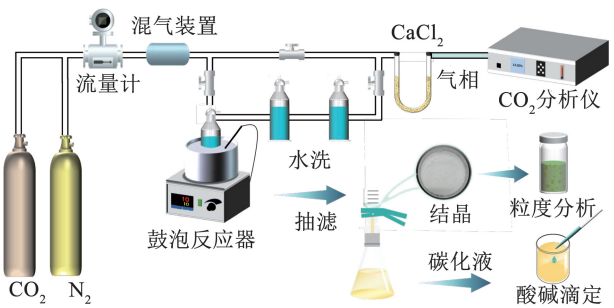


图 3 实验流程

Fig. 3 Experiment process

表 2 实验参数

Tab. 2 Experimental parameters

$\varphi(CO_2)$/%	c(氨)/(mol·L^{-1})	温度/℃	φ(乙醇)/%	停留时间/min
14	4.16	10、15	30 ~ 50	5 ~ 30

实验开始前在气体旁路通入 N_2 吹扫,通过质量流量计(北京七星华创)控制模拟烟气浓度(1 L/min),流经混气装置后通入主反应器,在磁力搅拌器内将碳化浆液搅拌至结晶充分析出,浆液进行固液分离,采用真空冷冻干燥机(FD-1-50)对固相结晶进行干燥。此外,通过外接恒温水循环控制反应温度,并采用二级水洗法脱除烟气中逃逸氨。

2.2 分析方法

CO_2 分析仪:测量尾部烟气中 CO_2 体积分数,量程为 0 ~ 20%,精度≤0.4%,重复性误差≤1%,进入分析仪(Gasboard-3100)前需对脱碳烟气进行干燥,使用在线监测软件进行控制并实时记录实验结果。

扫描电子显微镜(SEM):用于观察晶体的微观形貌,采用 220 V ~ 30 kV 加速电压,2.5 ~ 99 mm 焦距范围,束流 > 100 nA 的场发射扫描电镜(Quanta 400 FEG),最大放大倍数约为 200 万倍,并对典型微观区域进行重点表征。

X 射线衍射光谱(XRD):使用 X 射线衍射仪(Rigaku Smart Lab)对样品晶型进行分析表征,采用 Cu 靶 Kα 射线,波长 0.15 ~ 406 nm,测试条件为扫描角度 5° ~ 80°,扫描速率 2(°)/min。

酸碱滴定仪:采用自动滴定仪(雷磁 ZDJ-5)测定碳化液中的总氨量和总碳量,其测量范围为电势差 –1 999.0 ~ 1 999.0 mV,测量过程中保证仪器管路内无气泡存在。

粒度分析仪:采用激光粒度分析仪(BT-9300H)测量产物在 0.1 ~ 300 μm 的粒径分布,样品需使用无水乙醇作为分散剂并进行超声预处理。

2.3 相关参数

1) CO_2 吸收速率

$$r=\frac{\dfrac{\varphi_{CO_2,in}\times v_{N_2,in}}{\varphi_{N_2,in}}-\dfrac{\varphi_{CO_2,out}\times v_{N_2,out}}{\varphi_{N_2,out}}}{1\ 344V_A} \tag{6}$$

式中:$\varphi_{CO_2,in}$、$\varphi_{CO_2,out}$、$\varphi_{N_2,in}$、$\varphi_{N_2,out}$ 分别为系统进、出口 CO_2 和 N_2 的体积分数,$v_{N_2,in}$、$v_{N_2,out}$ 分别为系统进出口 N_2 的体积流率,V_A 为吸收剂体积。

2) CO_2 脱除效率

$$\eta=\frac{\varphi_{CO_2,in}-\varphi_{CO_2,out}}{\varphi_{CO_2,in}(100-\varphi_{CO_2,out})}\times 100\% \tag{7}$$

3）总体积传质系数[24]

$$K_{GA}=\frac{Q_{N_2}(Y_{CO_2,in}-Y_{CO_2,out})}{V_A(P_{CO_2,G}-P_{CO_2,L})} \tag{8}$$

式中：Q_{N_2}为 N_2 的摩尔流率，$Y_{CO_2,in}$和$Y_{CO_2,out}$分别为入口和出口气体中 CO_2与 N_2摩尔比，$P_{CO_2,L}$为液相主体的 CO_2 分压，$P_{CO_2,G}$为气相主体的 CO_2 分压，由式(9)进行计算。

$$P_{CO_2,G}=\frac{P(\varphi_{CO_2,in}-\varphi_{CO_2,out})}{\ln(\varphi_{CO_2,in}/\varphi_{CO_2,out})} \tag{9}$$

式中：P 为大气压，使用标准大气压 $1.013\ 25\times10^5$ Pa。

4）碳担载度

$$B=n_C/n_N \tag{10}$$

式中：n_C为吸收液中碳的摩尔浓度，n_N为吸收液中剩余的氨的摩尔浓度。

$$n_N=0.1(V_1+V_2)\times2/1\ 000 \tag{11}$$

$$n_C=0.1V_2\times2/1\ 000 \tag{12}$$

式中：V_1为向待测液中滴加 0.1 mol/L 的标准稀硫酸，电位达到第 1 个突跃值时的耗酸量，此时含碳离子全部转化为 HCO_3^-；V_2为第 2 个突跃值时的耗酸量，此时 HCO_3^- 全部转化为 CO_2，mL。

5）晶体累积质量分数

$$P=\sum_{\min}^{L}x_j\times100\% \tag{13}$$

式中：L 为粒径，x_j为某粒径段内晶体的质量分数。

3　结果与讨论

3.1　温度对 CO_2吸收的影响

温度是影响吸收过程的主要因素之一，图 4 研究了温度对 CO_2吸收能力的影响规律。在反应初期（图 4(a)中Ⅰ区），吸收剂的氨浓度较大，烟气与吸收剂接触后在极短时间内达到最佳 CO_2吸收速率。此时吸收液中游离氨的浓度远超过扩散至液相中的 CO_2量，CO_2在浓度差的推动下具有很高的传质效率，单位时间内消耗更多的 CO_2，化学反应速率较快。液相中含碳物质不断累积导致气液相传质速率与化学反应速率均变缓慢（图 4(a)中Ⅱ区），CO_2脱除率也随之下降（图 4(b)）。随着氨水被大量消耗，吸收剂不能及时吸收气相扩散至液相中的 CO_2，导致气液两相间的传质过程及液相化学反应过程均大幅减弱，总反应速率降低（图 4(a)中Ⅲ区）。在相当长一段时间内，氨水与 CO_2的反应在一个较为稳定的范围内缓慢减弱，直至氨水失效。

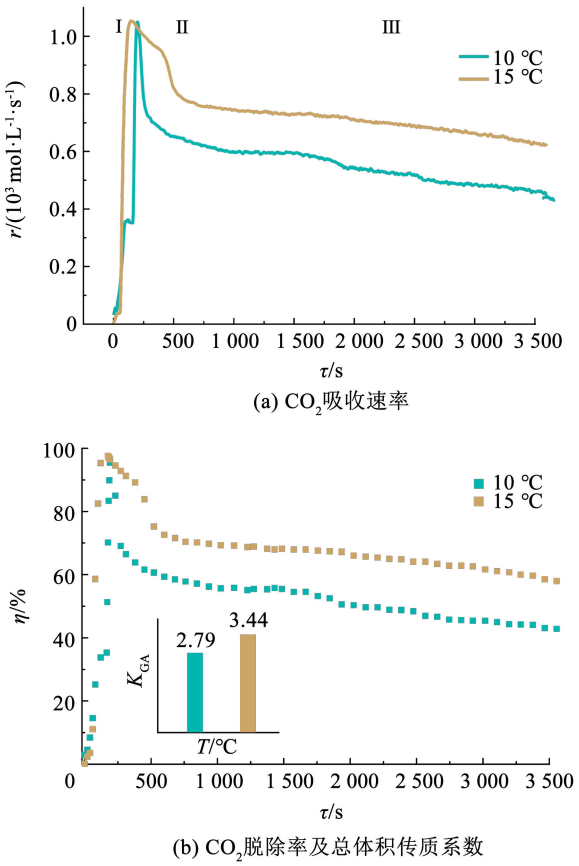


图 4　反应温度对 CO_2 吸收能力的影响

Fig. 4　Effect of reaction temperature on CO_2 absorption capacity

从 CO_2吸收效率的角度分析，化学反应速率因温度的升高而升高，反应进行 40 min 后，10、15 ℃条件下的 CO_2脱除率分别为 48.8% 和 64.87%，总体积传质系数分别为 2.79×10^{-4}、3.44×10^{-4} mol/(m³·s·Pa)。温度对 CO_2吸收的促进作用表现在两个方面：一是高温有助于化学反应速率的提高，二是温度升高降低了溶液的黏度，能够增强气液间的传质作用。“液相中的化学反应”与“气液间的传质特性”共同控制着吸收速率[25]，因此，适当的高温有助于氨水吸收 CO_2的过程[26-27]。但是温度对 CO_2吸收也具有抑制作用，高温会降低 CO_2的溶解度（10 ℃时 CO_2在水中的溶解度为 0.231 8 g，15 ℃时为 0.197 0 g[2]），削弱气液间的传质过程，温度升高会促进反应平衡向 NH_4HCO_3 分解为 CO_2的方向移动，降低 CO_2吸收能力。

目前，对氨法捕碳温度的研究集中在 0～40 ℃，CO_2的脱除率在 33 ℃时达到峰值，在此范围内升温有利于提高 CO_2吸收效率[22,28]，但也同样会带来逃逸氨的捕集和污染物处理问题。吸收剂中氨大部分以 NH_3分子的状态存在，只有少数与 H_2O 分子以氢键结合生成的 $NH_3\cdot H_2O$ 电离为 NH_4^+ 和 OH^-，故氨

分子很容易从液相逃逸[29]。氨-水-空气体系的亨利系数与温度近似指数关系,随着温度升高,亨利系数升高伴随着氨气剧烈逃逸,同为易挥发物质的乙醇也会发生逃逸现象[30]。因此,实际工况应采用较低温度抑制挥发性物质的逃逸,如冷冻氨工艺采用 0 ~ 10 ℃作为 CO_2 的吸收温度,但低于常温的温度在实际运行中较难获取。

Feng 等[31]发现在 10 ~ 25 ℃内,氨水-乙醇吸收剂的 CO_2 体积传质系数随温度升高而降低。同样,结晶产率也随温度升高而降低,10 ℃时碳化液具有较好的结晶效果,15 ℃条件下的结晶产量略微下降,而 20 ℃时的晶体量急剧降低,在 25 ℃时,相同反应时间内未观察到结晶析出[9,32]。低温有利于晶体的析出,因为温度降低会减小溶质的溶解度,以碳酸氢铵在水中的溶解度为例,10 ℃时为 16.1 g,25 ℃时为 24.8 g[33]。在工业场景中,综合考虑经济成本、系统能耗、余热利用等多种因素,新型氨法捕碳技术的最佳反应温度为 10 ~ 15 ℃,能够实现高效 CO_2 捕集并有利于产物溶析结晶。

3.2 乙醇体积分数对 CO_2 吸收的影响

乙醇体积分数对 CO_2 吸收能力的影响如图 5 所示。在吸收液中总氨量相同的条件下,较高的乙醇体积分数在 CO_2 吸收方面具备明显优势,CO_2 吸收效率随着吸收液中乙醇加入比例的提高而有所增大(图 5(a)),与于萌萌[32]的研究结果一致。相应地,高比例乙醇的吸收速率在后期下降较快,这是因为前期的高吸收率使得高比例乙醇吸收剂中的氨消耗较多。当反应进行到 40 min 较为稳定的阶段(图 5(b)),3 种吸收剂的脱除率分别为 58.74%、62.53%、64.87%,总体积传质系数分别为 3.16×10^{-4}、3.33×10^{-4}、3.44×10^{-4} mol/(m^3·s·Pa)。

乙醇能够通过调控并缓冲吸收剂的游离氨浓度提高传质系数,从降低氨逃逸和提高 CO_2 吸收速率两方面对纯氨水进行改良[14,31]。通过“氢键或络合”的方式,羟基可与游离氨的氮(—N)以氢键作用形成中间产物 OHN,液相传质推动力减小,有效降低氨逃逸[12,34]。而且乙醇能与 H_2O 形成氢键,并增强 NH_3 与 H_2O 的相互作用,吸收体系的范德华效应得到改善,更有利于 NH_2COOH 的形成[10]。但乙醇与 NH_3 均为易挥发物质,乙醇会降低 NH_3 的气相分压以增加氨逃逸量。因此,当乙醇对氨逃逸的抑制作用大于促进作用时,有利于中间产物逆向分解以补充游离氨 NH_3。一方面,化学增强因子促进液相传质,另一方面,体积分数增加推动 CO_2 吸收的正反应速率增加,加快吸收速率和反应进行程度。

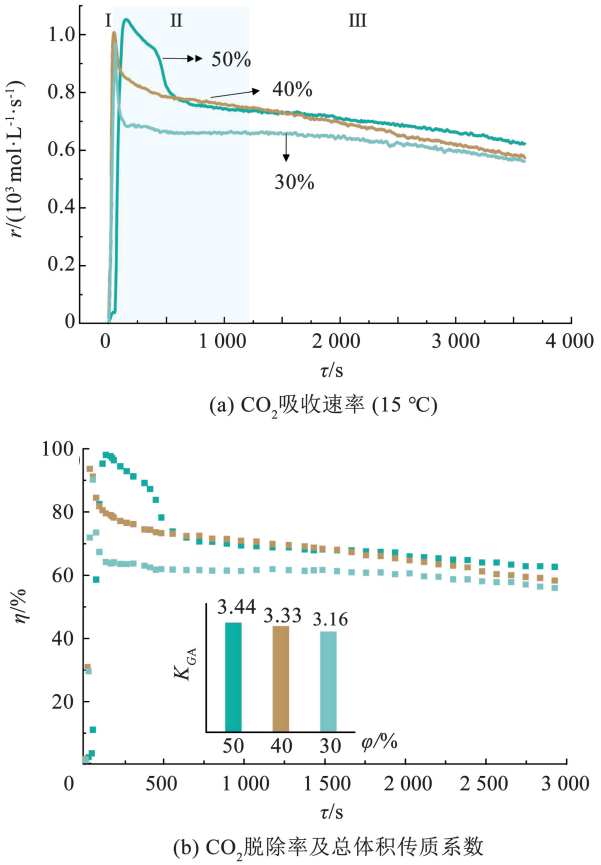


图 5 乙醇体积分数对 CO_2 吸收能力的影响

Fig. 5 Effect of ethanol concentration on CO_2 absorption capacity

难溶气体 CO_2 的相际传质过程由液膜阻力控制。乙醇有利于保留 CO_2 和 NH_3/H_2O 构建的氢键网络,从而降低 CO_2 的扩散阻力[35],有利于传质过程。液体黏度 μ_L 也会影响传质系数 k_L,根据 $k_L \propto D_L^{0.5}\mu_L^{-0.5}$[36],15 ℃时水和乙醇的黏度分别为 1.14、0.64 mPa·s,CO_2 在水和乙醇中的扩散系数 D_L 分别为 1.67×10^{-5}、2.92×10^{-5} cm^2/s[37]。乙醇能够提高液相传质系数,增强传质效果。Feng 等[31]的研究结果表明,与纯氨水相比,体积比为 1∶1 的氨水-乙醇吸收剂中 CO_2 的传质效率提高了 7.1%。

反应进行到一定程度时溶液处于介稳状态,液相中的离子浓度已经达到其平衡浓度并趋向于极限浓度。乙醇的溶析作用可使溶析结晶在较高 pH 的情况下提前发生,液相体系的稳定性被破坏而进入结晶期,在过饱和度的推动下结晶不断析出。同时,吸收剂保持着一定的 CO_2 吸收能力,并随着氨逃逸和结晶氨的损失缓慢降低。

3.3 液相吸收能力变化

以乙醇代替部分水制备氨水-乙醇混合吸收剂,维持吸收剂单位体积内的总氨量一致,分析添加乙醇后液相滴定方法的可靠性,结果如表 3 所示。

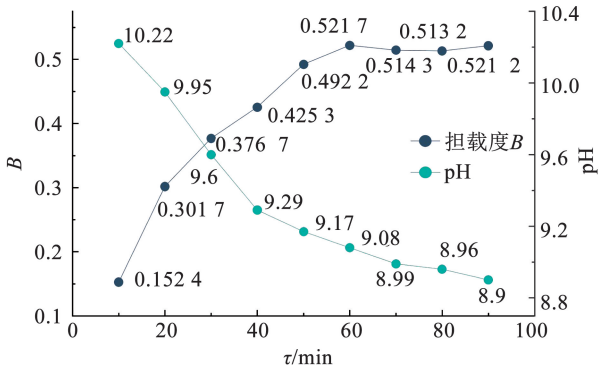
可以看出，平均误差为 4.03%，精确度为 2.31%，满足实验要求。

表 3　有无乙醇条件下氨物质的量滴定结果对比

Tab. 3　Comparison of ammonia concentration titration results with and without ethanol conditions

溶质	溶剂	氨物质的量 n_N/mol					
氨	水	0.863	1.517	1.674	1.967	2.177	2.221
氨	水+乙醇	0.810	1.466	1.701	1.920	2.013	2.153

图 6 为碳化液的 CO_2 担载度及 pH 随反应时间的变化。氨水吸收 CO_2 后，随着游离氨减少且酸性物质不断积累，吸收剂的碱性逐渐减弱，pH 降低。反应前期吸收速率较快，液体中游离氨的浓度足以消耗液相中的 CO_2，含碳物质的量快速增长。反应过程中氨逃逸导致含氮量降低，因此，pH 急剧下降而 CO_2 担载度迅速升高，吸收剂的 pH 不断靠近终产物 NH_4HCO_3 的 pH 范围 8.6 ~ 9.0。



注：15 ℃，φ = 50%。

图 6　液相碳担载度及 pH 随时间的变化

Fig. 6　Liquid carbon loading capacity and pH changes with reaction time

乙醇的溶析作用降低了产物的液相溶解度[38]，反应进行约 60 min，在过饱和度的推动下发生晶体爆发性成核（图 7），较短时间内出现大量晶核，明显优于纯氨水的结晶情况（2 h 内未结晶）。此时 CO_2 担载度最高达 0.521 7，对应的氨的 CO_2 吸收能力为 1.35 kg/kg，优于 Yeh 等[2]的结果 1.2 kg/kg。但在结晶过程中，溶质溶解度饱和后不会立刻产生可被检测到的晶体，而是存在一个诱导期，包括反应体系达到分子簇的准稳态所需的弛豫时间、构成稳定晶核所需时间以及晶核生长到可探测大小所需的生长时间[17]。因此，结晶产生的时间要早于被观察到的时间，一般认为碳担载度在 0.45 ~ 0.50 即可结晶。

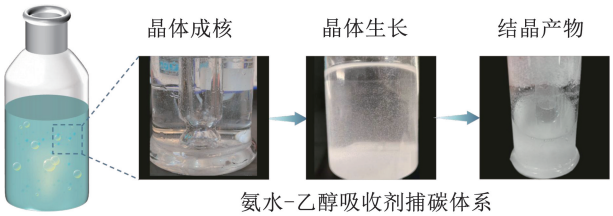


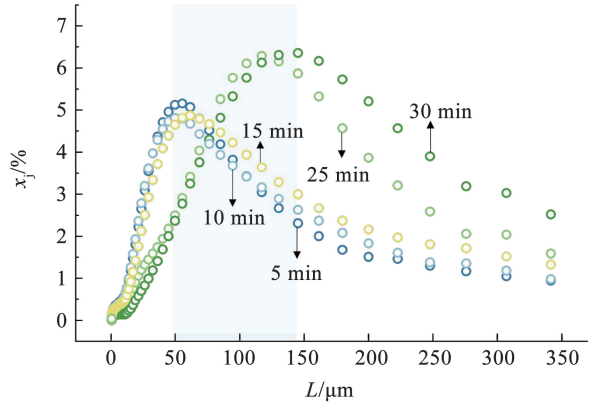
图 7　结晶生长现象

Fig. 7　Crystallization growth phenomena

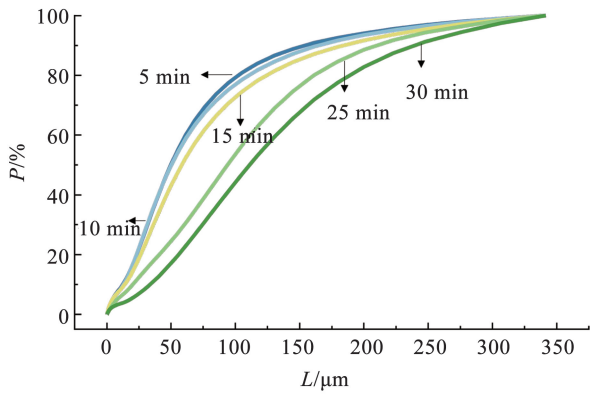
结晶期的吸收剂具有较高的碳担载度，受限于溶液的化学平衡和物理溶解度，CO_2 的吸收效率不高，但随着大量晶体持续析出，溶解平衡促进 NH_2COO^- 水解生成 HCO_3^-，反应体系的吸收和结晶过程达到一种动态的“碳收支平衡”状态，碳化液的担载度处在一个较为稳定的范围[39]。

3.4　溶析结晶的生长规律

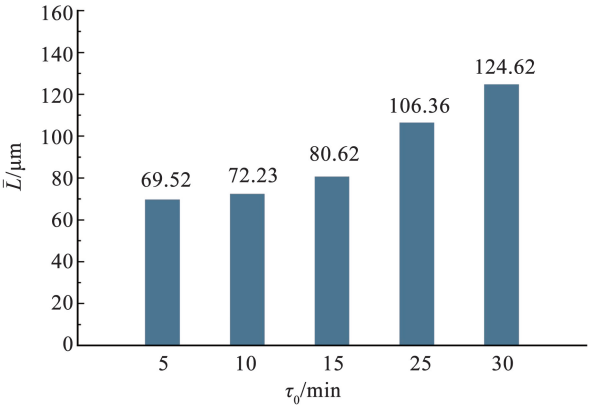
目前，占据主导地位的是扩散学说，将晶体生长分为两个过程：溶质分子从溶液主体扩散通过晶体表面的边界层，到达晶体表面；溶质到达晶体表面后嵌入晶面，晶体长大，释放结晶热[40]。无论是溶质分子的转移、嵌入还是结晶热的传导，都需要一定的时间。因此，停留时间对碳化液结晶生长具有非常重要的影响。结晶停留时间 τ_0 对晶体粒径分布的影响如图 8 所示。此时 30 min 对应图 5 的 τ = 90 min，根据图 8（a），结晶初期微小颗粒（粒径 < 50 μm）占比较大，处于爆发性成核时期。溶析结晶的过饱和度主要靠溶析剂，晶核分布到溶液主体中，为低过饱和度处溶液提供生长面。随着结晶持续发生，晶体质量分数曲线向右移，表明小粒径晶体逐渐减少，粒径分布得到改善。停留时间为 5 ~ 15 min 时，粒径分布曲线的波动较小，经过 10 min 的生长，在 25 ~ 30 min 时，晶体质量分数的最高点由 50 μm 移至 125 μm，大颗粒的占比迅速增加。图 8（b）为晶体累积质量分数，停留时间为 5 ~ 15 min 时分布较密，并且曲线随停留时间的延长而下移，50 μm 以下的晶体占比超 50%，而大于 150 μm 的占比小于 10%。当停留时间延长至 30 min 后，超过 30% 的晶体粒径达到 150 μm 以上。由图 8（c）可知，结晶停留时间为 5 ~ 30 min 时，晶体平均粒径明显增加，最高可达 124.62 μm。因为结晶本质是成核与生长的竞争过程，初期的晶体成核速率较快，在过饱和度作用下，溶液中会形成更多的结晶核心。随着时间延长，晶核为结晶生长提供了基础，液相中的溶质分子可以附着在晶核的晶面上进行生长，促使晶体平均粒径增大，有利于晶体粒径的改善[41]。



(a) 晶体质量分数



(b) 晶体累积质量分数



(c) 平均粒径

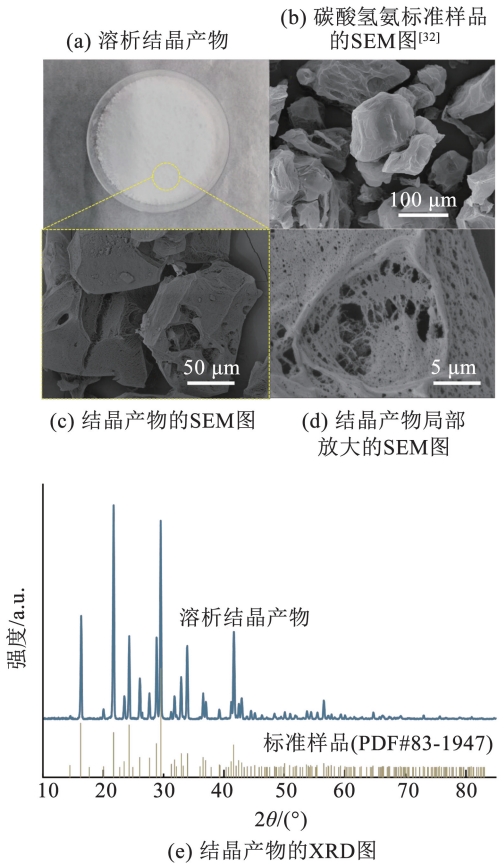
图 8　停留时间对粒径分布的影响

Fig. 8　Effect of residence time on particle size distribution

3.5　晶体产物成分分析

图 9 为结晶产物的结构分析，图 9(c)为结晶停留时间为 30 min 时晶体的形貌特征，晶体为比较完整的不规则块状结构，晶粒之间具有良好的分散性，晶体各表面呈现出相对成熟的形貌。与碳酸氢铵标准样品的 SEM 图(图 9(b))对比可知，标准的碳酸氢铵晶体呈现出具有光滑表面的不规则块状，与混合法产生的溶析结晶产物形貌一致。然而由于结晶生长过程尚不充分，部分表面还存在未完全长成的缺陷结构。图 9(d)将缺陷部位进行放大观察，呈现出密集的空洞，内部为疏松的骨架结构，还处在无定形态向稳定晶体结构转变的过程。基于晶体的稳定性考虑，需进一步延长停留时间，促进晶体的成长以及晶体形貌的完善。

图 9(e)对比了结晶产物的 XRD 图谱与碳酸氢铵的标准 XRD 图谱，结晶产物在 16.542°、24.520°、29.723°处的 3 个主峰与标准碳酸氢铵图谱完全一致，在 21.936°、27.831 9°、29.032°、41.866°处的峰也与碳酸氢铵标样图谱相吻合，并没有其他物质的杂峰值出现。结合晶体的 SEM 分析可以得出：采用混合结晶的新型氨法捕碳技术，其捕碳产物的主要成分为碳酸氢铵，与国家电站燃烧工程中心、清华大学等[42-43]相关结论一致。



(e) 结晶产物的XRD图

图 9　晶体结构分析

Fig. 9　Structure analysis of crystal

4　结　论

1)针对新型氨法捕碳技术，综合考虑 CO_2 吸收、氨逃逸及产物溶析结晶等因素，10 ~ 15 ℃为较佳反应温度。在“碳收支平衡”条件下，10、15 ℃吸收剂的 CO_2 脱除率分别为 48.8% 和 64.8%，总体积传质系数分别为 2.79×10^{-4}、3.44×10^{-4} mol/(m^3·s·Pa)。

2)乙醇添加剂能促进氨水－乙醇体系中 NH_4HCO_3 结晶的发生，较高的乙醇比例有利于增强吸收剂的 CO_2 吸收能力。乙醇体积分数 50% 的吸

收剂，其 CO_2 脱除率比 30% 的吸收剂提升 10.44%，总体积传质系数提升 8.86%。

3）晶体成核时期氨水–乙醇吸收剂的 CO_2 吸收能力最高，可达 1.35 kg/kg，优于纯氨水。延长结晶停留时间有利于改善晶体粒径分布，停留时间延长至 30 min，晶体的质量平均粒径增长至 124.62 μm。SEM 图像表明，结晶体的表面形貌趋于光滑完整，但存在部分缺陷。XRD 测定表明，溶析结晶产物主要为碳酸氢铵。

参考文献

[1] Lu Shijian, Yang Fei, Zhang Juanjuan, et al. Research and design experience of a 150 kt/a CO_2 capture and purification project in the Shaanxi Guohua Jinjie power plant[J]. Separation and Purification Technology, 2023, 320(18): 124089. DOI: 10.1016/j.seppur.2023.124089

[2] Yeh A C, Bai H. Comparison of ammonia and monoethanolamine solvents to reduce CO_2 greenhouse gas emissions[J]. Science of the Total Environment, 1999, 228(2/3): 121. DOI: 10.1016/S0048-9697(99)00025-X

[3] Ma Shuangchen, Yu Linzhu, Jiang Haoxuan, et al. Coal-fired power plants using ammonia for flexibility enhancement under carbon control strategies: status, development and perspectives[J]. Energy & Fuels, 2024, 38(6): 4946. DOI: 10.1021/acs.energyfuels.3c05091

[4] Yu Hai, Scott M, Andrew A, et al. Results from trialling aqueous NH_3 based post-combustion capture in a pilot plant at Munmorah power station: absorption[J]. Chemical Engineering Research and Design, 2011, 89(8): 1204. DOI: 10.1016/j.cherd.2011.02.036

[5] Yu Hai, Qi Guojie, Wang Shujuan, et al. Results from trialling aqueous ammonia-based post-combustion capture in a pilot plant at Munmorah Power Station: gas purity and solid precipitation in the stripper[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2012, 10(5): 15. DOI: 10.1016/j.ijggc.2012.04.014

[6] Wang Fu, Zhao Jun, Miao He, et al. Current status and challenges of the ammonia escape inhibition technologies in ammonia-based CO_2 capture process[J]. Applied Energy, 2018, 230(22): 734. DOI: 10.1016/j.apenergy.2018.08.116

[7] Alivand M S, Mazaheri O, Wu Yue, et al. Catalytic solvent regeneration for energy-efficient CO_2 capture[J]. ACS Sustainable Chemistry & Engineering, 2020, 8(51): 18755. DOI: 10.1021/acssuschemeng.0c07066

[8] Yeh J T, Pennline H W, Resnik K P. Study of CO_2 absorption and desorption in a packed column[J]. Energy & Fuels, 2001, 15(2): 274. DOI: 10.1021/ef0002389

[9] Pellegrini G, Strube R, Manfrida G. Comparative study of chemical absorbents in postcombustion CO_2 capture[J]. Energy, 2010, 35(2): 851. DOI: 10.1016/j.energy.2009.08.011

[10] Du Jiaxing, Yang Wu, Xu Linlin, et al. The promotion mechanism of ammonia-based CO_2 capture by hydroxyl and amine additives: a molecular dynamics and DFT study[J]. Fuel, 2025, 387(9): 134425. DOI: 10.1016/j.fuel.2025.134425

[11] Czaplicka N, Dobrzyniewski D, Dudziak S, et al. Improvement of CO_2 absorption and inhibition of NH_3 escape during $CaCO_3$ precipitation in the presence of selected alcohols and polyols[J]. Journal of CO_2 Utilization, 2022, 62(12): 102085. DOI: 10.1016/j.jcou.2022.102085

[12] Rashidi H, Rasouli P, Azimi H. A green vapor suppressing agent for aqueous ammonia carbon dioxide capture solvent: microcontactor mass transfer study[J]. Energy, 2022, 244(17): 122711. DOI: 10.1016/j.energy.2021.122711

[13] 乔琨，吕泽宁，杨立军，等. 氨法捕碳技术再生过程无机添加剂效应研究进展[J]. 无机盐工业，2022，54(10)：79
Qiao Kun, Lü Zening, Yang Lijun, et al. Research progress on effect of inorganic additives on regeneration process of carbon capture by ammonia[J]. Inorganic Chemicals Industry, 2022, 54(10): 79. DOI: 10.19964/j.issn.1006-4990.2021-0684

[14] Dong Linhan, Feng Dongdong, Zhang Yu, et al. Effects of solubilizer and magnetic field during crystallization induction of ammonium bicarbonate in new ammonia-based carbon capture process[J]. Energies, 2022, 15(17): 6231. DOI: 10.3390/en15176231

[15] 余景文. 氨水溶液脱除燃煤电站烟气中二氧化碳能耗研究[D]. 北京：清华大学，2016
Yu Jinwen. Study on energy requirement for CO_2 capture with aqueous ammonia solution[D]. Beijing: Tsinghua University, 2016

[16] Zhang Yu, Wang Shizhang, Feng Dongdong, et al. Functional biochar synergistic solid/liquid-phase CO_2 capture: a review[J]. Energy & Fuels, 2022, 36(6): 2945. DOI: 10.1021/acs.energyfuels.1c04372

[17] 张宇. 基于溶析法强化结晶的氨法捕碳过程研究[D]. 哈尔滨：哈尔滨工业大学，2019
Zhang Yu. Research of carbon capture process using ammonia as absorbent based on antisolvent crystallization[D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2019

[18] Myerson A S. Handbook of industrial crystallization[M]. [S.l.]: Butterworth-Heinemann, 2002: 33

[19] Li Junjie, Deepak F L. In situ kinetic observations on crystal nucleation and growth[J]. Chemical Reviews, 2022, 122(23): 16911. DOI: 10.1021/acs.chemrev.1c01067

[20] Wang Xiaowei, Li Kangli, Qin Xueyou, et al. Research on mesoscale nucleation and growth processes in solution crystallization: a review[J]. Crystals, 2022, 12(9): 1234. DOI: 10.3390/cryst12091234

[21] Zhang Yu, Feng Dongdong, Gao Jianmin, et al. Thermodynamic properties in ternary system of NH_4HCO_3 – H_2O-ethanol based on antisolvent method to strengthen crystallization of carbonized ammonia[J]. Adsorption Science & Technology, 2019, 37(1/2): 127. DOI: 10.1177/0263617418817602

[22] Chen Haisheng, Dou Binlin, Song Yongchen, et al. Studies on absorption and regeneration for CO_2 capture by aqueous ammonia[J]. International Journal of Greenhouse Gas Control, 2012, 6(1): 171. DOI: 10.1016/j.ijggc.2011.11.017

[23] 吕泽宁，乔琨，王韬，等. 低温条件下喷淋塔氨法脱碳实验研究[J]. 热力发电，2021，50(12)：115
Lü Zening, Qiao Kun, Wang Tao, et al. Experimental research on ammonia decarbonization in spray tower at low temperature[J]. Thermal Power Generation, 2021, 50(12): 115. DOI: 10.19666/j.rlfd.202104079

[24] Feng Dongdong, Li Yunzhi, Yan Peicheng, et al. Functionalized cross-linking mechanism of biochar "adsorption-reaction microunit" on the promotion of new ammonia-based CO_2 capture [J]. Separation and Purification Technology, 2023, 317(14): 123865. DOI: 10.1016/j.seppur.2023.123865

[25] 姜信真. 气液反应理论与应用基础[M]. 北京: 烃加工出版社, 1989
Jiang Xinzheng. Theory and application fundamentals of gas-liquid reactions[M]. Beijing: Hydrocarbon Processing Press, 1989

[26] 苏风民. 双组分纳米流体的物性测量和 NH_3/H_2O 泡状吸收强化的研究[D]. 大连: 大连理工大学, 2009
Su Fengmin. Physical properties measurement and NH_3/H_2O bubble absorption enhancement of binary nanofluids[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2009

[27] Ma Shuangchen, Zang Bin, Song Huihui, et al. Research on mass transfer of CO_2 absorption using ammonia solution in spray tower [J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2013, 67(12): 696. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2013.08.090

[28] 刁永发, 郑显玉, 陈昌和. 氨水洗涤脱除 CO_2 温室气体的机理研究[J]. 环境科学学报, 2003(6): 753
Diao Yongfa, Zheng Xianyu, Chen Changhe. Study on removal mechanism of CO_2 greenhouse gas by ammonia scrubbing[J]. Acta Scientiae Circumstantiae, 2003(6): 753. DOI: 10.3321/j.issn:0253-2468.2003.06.010

[29] Yeh J T, Resnik K P, Rygle K, et al. Semi-batch absorption and regeneration studies for CO_2 capture by aqueous ammonia[J]. Fuel Processing Technology, 2005, 86(14/15): 1533. DOI: 10.1016/j.fuproc.2005.01.015

[30] Darde V, Thomsen K, Van Well W J M, et al. Chilled ammonia process for CO_2 capture[J]. Energy Procedia, 2009, 1(1): 1035. DOI: 10.1016/j.ijggc.2009.10.005

[31] Feng Dongdong, Zhang Zhecheng, Zhu Xishan, et al. Mechanism of CO_2 capture by ethanol-biochar functionalized cross-linking enhanced ammonia[J]. Fuel Processing Technology, 2023, 247(9): 107796. DOI: 10.1016/j.fuproc.2023.107796

[32] 于萌萌. 强化结晶氨法脱碳实验研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学, 2013
Yu Mengmeng. Experimental research on carbon capture on by ammonia with reinforced crystallization [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2013

[33] Dean J A. 兰氏化学手册[M]. 北京: 科学出版社, 2003
Dean J A. Handbook of blue chemistry [M]. Beijing: Science Press, 2003

[34] Jiang Kaiqi, Li Kangkang, Yu Hai, et al. Piperazine-promoted aqueous-ammonia-based CO_2 capture: process optimisation and modification[J]. Chemical Engineering Journal, 2018, 347(17): 334. DOI: 10.1016/j.cej.2018.04.103

[35] Li Biwen, Wang Chenlu, Zhang Yaqin, et al. High CO_2 absorption capacity of metal-based ionic liquids: a molecular dynamics study [J]. Green Energy & Environment, 2021, 6(2): 253. DOI: 10.1016/j.gee.2020.04.009

[36] 袁一. 化学工程师手册[M]. 北京: 机械工业出版社, 2000
Yuan Yi. Chemical engineer handbook [M]. Beijing: China Machine Press, 2000

[37] Haynes W M. CRC handbook of chemistry and physics[M]. Boca Raton: CRC Press, 2016

[38] Strube R, Pellegrini G, Manfrida G. The environmental impact of post-combustion CO_2 capture with MEA, with aqueous ammonia, and with an aqueous ammonia-ethanol mixture for a coal-fired power plant[J]. Energy, 2011, 36(6): 3763. DOI: 10.1016/j.energy.2010.12.060

[39] Lee Z R, Quinn L J, Jones C W, et al. Predicting the mechanism and products of CO_2 capture by amines in the presence of H_2O[J]. The Journal of Physical Chemistry A, 2021, 125(45): 9802. DOI: 10.1021/acs.jpca.1c05950

[40] 徐良, 胡艳宏, 李梅, 等. 乙二胺四乙酸二钠模板调控碳酸铈粒子形貌的研究[J]. 稀土, 2019, 40(5): 84
Xu Liang, Hu Yanhong, Li Mei, et al. Study on control of morphology of cerium carbonate by ethylenediamine tetraacetic acid disodium[J]. Chinese Rare Earths, 2019, 40(5): 84

[41] 李钿. 碳酸铈反应结晶过程及晶体形貌调控研究[D]. 广州: 华南理工大学, 2020
Li Tian. Research on the reactive crystallization process and morphology control of cerium carbonate [D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2020

[42] 刘芳. 再生氨法脱除燃煤电厂烟气中二氧化碳的实验研究[D]. 北京: 清华大学, 2009
Liu Fang. Experimental study on CO_2 capturefrom flue gas of coal-fired power plant by regenerated aqua ammonia [D]. Beijing: Tsinghua University, 2009

[43] Zhang Yun, Li Zhenzhong, Li Xin, et al. Preliminary study to capture CO_2 in flue gas by spraying aqueous ammonia to produce NH_4HCO_3 [D]. [S. l.]: National Power Plant Combustion Engineering Technology Research Center, China and National Energy Technology Laboratory, 2003

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202504084

温度自适应辐射致冷涂层性能与节能分析

杜佳欣[1],李 响[2],王富强[1,3],孙永铭[2],刘红雷[2],程子明[1]

(1.哈尔滨工业大学(威海)新能源学院,山东 威海 264200;2.中建中环新能源有限公司,南京 210012;
3.哈尔滨工业大学 能源科学与工程学院,哈尔滨 150001)

摘 要:日间辐射致冷技术通过强烈反射太阳光波段(0.3~2.5 μm)能量、利用"大气窗口"(8~13 μm)与温度3 K的外太空进行能量交换,无需额外能量输入即可实现低于环境温度的降温。然而,现有辐射致冷技术在寒冷冬季下也会强烈反射太阳波段能量,急剧增加建筑采暖能耗。为此,制备了具有相变控温功能的温度自适应辐射致冷涂层,通过不同温度下结晶紫内酯的可逆开闭环反应,实现了在10~40 ℃内33%的太阳反射率调控范围,夏季太阳反射率达92%,冬季则下降到59%。实际建筑测试结果显示,涂覆该涂层后夏季室内平均温度降低3 ℃,冬季室内平均温度仅降低0.1 ℃。经过计算,重庆市应用该涂层后全年减碳率达15.7%,比传统辐射致冷涂层高5.0%,并且可以有效削减用电尖峰负荷,降低电网运营和扩建成本。涂层制备简单、成本低廉,突破了传统辐射致冷涂层仅适用于部分温暖和炎热地区的地理局限,具有优异的跨气候带适用性,可以在冷热负荷占比大于0.05的绝大多数城市大规模应用。

关键词:辐射致冷;温度自适应;热致变色;建筑节能;碳排放

中图分类号:TK9 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0171-10

Performance and energy-saving analysis of temperature-adaptive radiative cooling coatings

Du Jiaxin[1], Li Xiang[2], Wang Fuqiang[1,3], Sun Yongming[2], Liu Honglei[2], Cheng Ziming[1]

(1. College of New Energy, Harbin Institute of Technology, Weihai, Weihai 264200, Shandong, China;
2. China Construction Power and Environment Engineering Co., Ltd., Nanjing 210012, China;
3. School of Energy Science and Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: Daytime radiative cooling technology reflects the energy of the solar wavelength band (0.3-2.5 μm) strongly and exchanges energy with outer space at a temperature of 3 K through the "atmospheric window" (8-13 μm), achieving cooling below the ambient temperature without additional energy input. However, existing radiative cooling technology also strongly reflects solar wavelength energy in cold winters, dramatically increasing the energy consumption of building heating. This study prepared a temperature-adaptive radiative cooling coating with phase change and temperature control function. Through the reversible opening and closing reaction of crystalline violet lactone at different temperatures, a solar reflectance control range of 33% within 10-40 ℃ was achieved, with a solar reflectance of 92% in summer and 59% in winter. Actual building tests show that after applying this coating, the average indoor temperature in summer is reduced by 3 ℃, and that in winter is reduced by only 0.1 ℃. According to calculations, the annual carbon reduction rate in Chongqing after applying the coating is 15.7%, which is 5.0% higher than that of the traditional radiative cooling coating, and it can effectively reduce peak electricity loads and reduce power grid operation and expansion costs. The coating is simple to prepare and inexpensive, breaking through the geographical limitations of traditional radiative cooling coatings that are only suitable for some warm and hot regions. It has excellent cross-climate applicability and can be used on a large scale in most cities where the hot and cold load ratio is greater than 0.05.

Keywords: radiative cooling; temperature adaptation; thermochromism; building energy efficiency; carbon emission

随着经济和技术的快速发展,人们更加注重生活舒适度,暖通空调、热水生产系统等外部设备使建筑物成为最大的能源消耗端[1-3]。据统计,建筑物占全球能源使用总量的32%,建筑业排放的CO_2占

收稿日期:2025-04-30;**录用日期**:2025-06-06;**网络首发日期**:2025-12-08
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251208.1027.002
基金项目:国家自然科学基金(52306078);江苏省产学研合作项目(BY20230669)
作者简介:杜佳欣(2001—),男,硕士研究生;王富强(1983—),男,教授,博士生导师
通信作者:王富强,wangfuqiang@hitwh.edu.cn

全球总排放量的 40%[4-5]。发达国家建筑业能耗占比达 40%，发展中国家的建筑能耗增长速度更高，并伴随着更显著的污染物排放[6]。其中，建筑能耗中的 40% ~60% 被用于建筑温度控制。因此，降低用于建筑控温的耗能对于节能减排至关重要。

除了传统建筑节能技术[7-10]，辐射致冷作为一种新兴的制冷策略，近年来在建筑节能领域取得了众多突破[11-14]。该方法通过反射太阳波段(0.3 ~ 2.5 μm)的强烈辐射，并且在 8 ~13 μm 大气窗口波段向外太空发射红外能量，以实现零能耗的亚环境冷却效果[15-17]。但是常规辐射致冷涂层固定的辐射特性，在低温下势必带来额外的采暖能耗负担，抵消部分节能效益。为实现辐射致冷的灵活应用，目前的方法包括机械调控[18-19]和电、化学刺激等[20]。Butler 等[21]通过可拉伸式辐射致冷结构实现了 132 W/m^{2}的可调功率范围，并且仅需简单的机械应变作为工作模式的触发开关；Zhao 等[22]提出了一种动态玻璃板，可以通过 2.5 V 的低电压可逆银电沉积在太阳能加热模式(70% 的太阳光入射)和辐射冷却模式(89% 的太阳能)之间切换。类似的工作均有着复杂的制备工艺[23-25]，并且需要人工干预以及额外能量输入，大规模应用的潜力有限。因此，亟需开发一种制备工艺简单、无需干预与额外能量输入即可实现夏季制冷与冬季保温的温度自适应辐射致冷技术。

针对上述辐射致冷材料辐射特性调控的局限，基于可逆有机热致变色微胶囊，制备了具有相变控温功能的温度自适应辐射致冷涂层，可以在无额外能量输入和人为干预的情况下，满足不同温度下的控温需求。户外实验表明，温度自适应辐射致冷涂层炎热环境下制冷效果比传统辐射致冷涂层略微降低，寒冷情况下的保温能力则大幅提升。建筑能耗分析与经济效益评估结果显示，该涂层拥有优异的跨气候带适用性和经济性，可以在中国大部分地区推广应用，有望推动绿色建筑行业的可持续发展，为实现“双碳”目标作出贡献。

1 温度自适应性能

1.1 制备与表征

涂层的可逆相变控温性能主要取决于其中的热致变色微胶囊的酯环开闭反应，其制备过程如图 1 所示。首先，双酚 A 与结晶紫内酯被用作成色剂与显色剂，加热至熔融态并加入到丁醇中。将溶液 pH 调至 8 ~9，利用乳化剂对上述混合物进行乳化作用。利用树脂对颗粒进行外壳封装，并调节 pH 至 4，降温固化后以形成具有可逆相变功能的热致变色微胶囊。结晶紫内酯在低温下的闭环结构本身为无色，在与双酚 A 发生反应后，质子加成使得结晶紫内酯的内酯环打开，呈现深色。而在高温下，结晶紫内酯的氢被双酚 A 捕获，恢复闭环的无色状态。由于过程中的加成反应和配位反应均为可逆过程，二者协同构成了热致变色微胶囊的可逆相变特性。

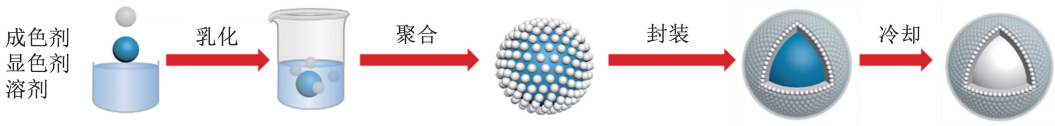


图 1 热致变色微胶囊制备

Fig. 1 Preparation of thermochromic microcapsules

温度自适应辐射致冷涂层通过简单的混合搅拌法制备，采用电子天平进行各组分的称量和小型搅拌机进行混合搅拌。搅拌均匀后采用喷涂或流涂法进行涂覆，并在 60 ℃下进行快速烘干成型。实验材料规格和质量分数如表 1 所示。

温度自适应辐射致冷涂层优异的节能效果来源于其不同温度下可自适应调节的辐射特性，利用紫外 - 可见光 - 近红外分光光度计和傅里叶红外光谱仪，对涂层进行了不同温度下辐射特性的测量。如图 2 所示，温度自适应辐射致冷涂层的太阳光反射率在 40 ℃下达 92%，低于 10 ℃时降低到 59%，材料的大气窗口发射率则保持在 91%。

表 1 主要实验材料

Tab. 1 Main experiment materials

名称	分子式	纯度/%	质量分数/%
双酚 A(BPA)	$C_{15}H_{16}O_2$	99	10
结晶紫内酯	$C_{26}H_{29}N_3O_2$	98	7.5
丁醇	$CH_3CH_2CH_2CH_2OH$	99	32.5
钛白粉	TiO_2	化学纯	6
硫酸钡	$BaSO_4$	分析纯	2.5
氧化铝	Al_2O_3	化学纯	2.5
碳酸钙	$CaCO_3$	化学纯	6
二氧化硅	SiO_2	化学纯	3
丙烯酸乳液	Acrylic	化学纯	30

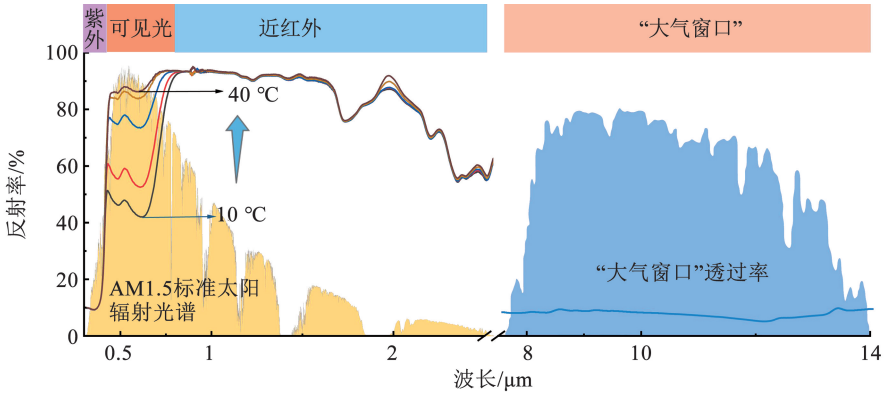


图 2　温度自适应辐射致冷涂层辐射特性

Fig. 2　Radiative properties of temperature-adaptive radiative cooling coatings

为初步验证温度自适应辐射致冷涂层的温度响应特性，对涂层进行了相变循环测试，图 3 展示了温度自适应辐射致冷涂层的相变过程。两片温度自适应辐射致冷涂层的金属基底涂片均采用同一批次制备的涂层涂覆，左侧涂片置于 10 ℃的环境温度下，右侧涂片置于与金属基底同样尺寸的温度控制模块上方，并缓慢加热。随着温度的升高，涂层的颜色逐渐变浅，这是由于高温和低温下结晶紫内酯环的开闭，微胶囊的可见光反射率发生了可逆的变化。在自身温度达到 40 ℃时，可视为相变过程彻底完成，此时涂层的太阳波段反射率达到最高，继续加热几乎无法观测到辐射特性参数的变化。对加热状态的涂层用冰袋进行急速降温处理后，10 s 内迅速恢复至与左侧相同的深色状态。并且相变过程可逆，多次循环加热后，并未观察到同一温度下辐射特性参数的变化。实验设备见表 2。

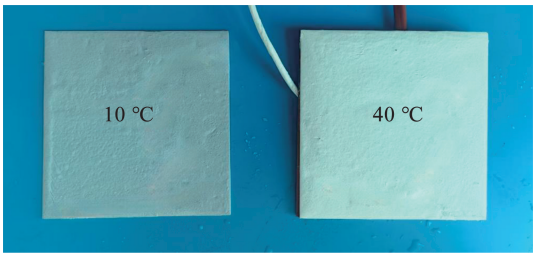


图 3　变色过程

Fig. 3　Process of color change

表 2　实验设备

Tab. 2　Experiment equipment

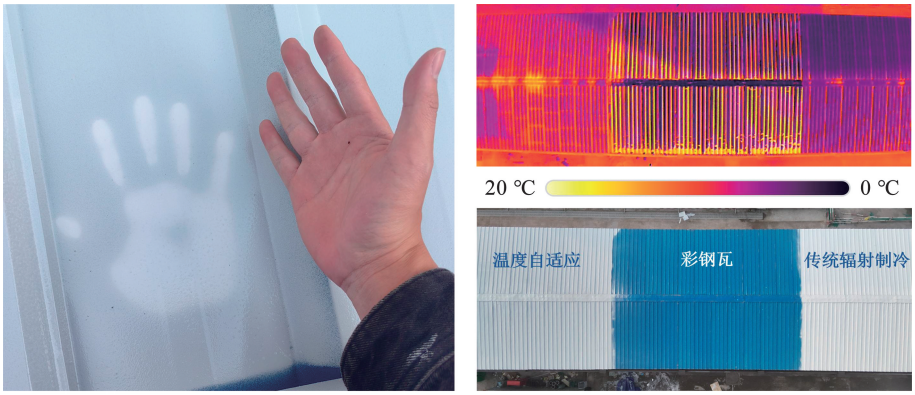
仪器	品牌
分光光度计(SolidSpec-3700)	岛津，日本
多通道温度巡检仪(SH-32X)	科联，中国
傅里叶红外光谱仪(Nicolet iS50)	赛默飞，美国
红外热像仪(Ti400)	福禄克，美国
温度控制模块(GJR-946M)	工匠仁，中国

1.2　户外控温测试

为探究温度自适应辐射致冷涂层在建筑中的实际控温效果，开展了温度自适应辐射致冷涂层的冬季和夏季户外测试。2024 年 12 月，在重庆某住宅建筑进行了冬季户外测试。在屋顶彩钢瓦不同区域分别进行温度自适应辐射致冷涂料、传统辐射致冷涂料的喷涂，并保留部分彩钢瓦裸露作为对照。不同区域彩钢瓦屋顶外表面与室内空气区域均布设温度传感器，用于实时监测室内外温度变化，并在正午典型时刻采用红外热像仪进行屋顶的俯视拍摄。

图 4(a)为温度自适应辐射致冷涂层的相变对比，可以看出，来自手掌的微小的温度扰动使涂层外观立即呈现明显改变。图 4(b)展示了 3 种工况下的正午屋顶红外图像，两种涂层均表现出明显的降温，其中，温度自适应辐射致冷涂层拥有更适合寒冷环境下的低功率制冷能力。

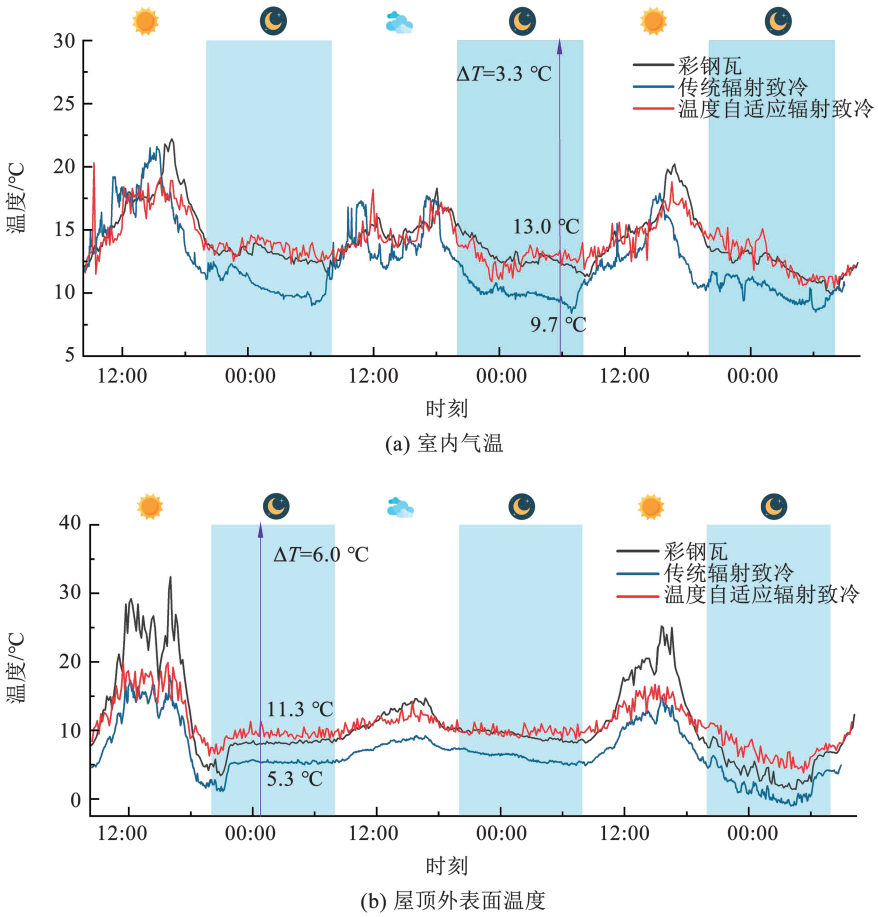
图 5 展示了 3 个昼夜的冬季室内外温度变化。温度自适应辐射致冷涂层和传统辐射致冷涂层在正午分别能够实现最高 12.9 ℃和 14.9 ℃的屋顶外表面降温。应用传统辐射致冷涂层的室内温度也明显低于温度自适应辐射致冷涂层房间和普通房间，表明传统辐射致冷在冬季带来的额外供暖现象十分突出。与传统辐射致冷涂层相比，应用温度自适应辐射致冷涂层后，室内温度最高上升了 3.3 ℃，3 d 内的室内平均气温上升了 1.8 ℃，与普通房间相比，平均气温仅下降了 0.1 ℃。显然，温度自适应辐射致冷涂层降温效果在高温下与传统辐射致冷涂层相近，低温下保暖能力则明显优于传统辐射致冷涂层，对于解决传统辐射致冷涂层固定辐射特性带来的额外采暖负担效果显著。



(a) 温度响应　　(b) 正午红外热成像

图 4　户外相变效果

Fig. 4　Outdoor phase change effect



(a) 室内气温

(b) 屋顶外表面温度

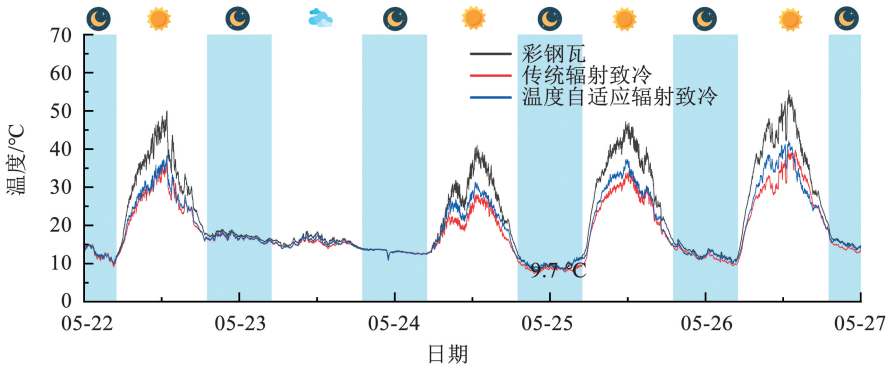
图 5　冬季测试室内外温度

Fig. 5　Tested indoor and outdoor temperatures in winter

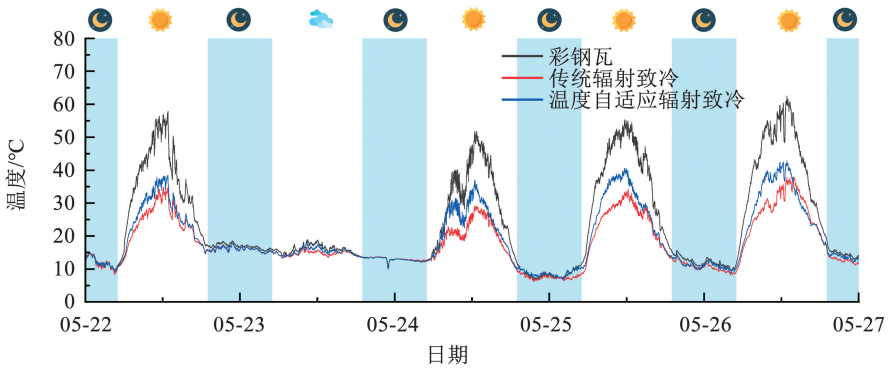
2025 年 5 月,进行了 5 d 的夏季户外对比测试。与冬季测试类似,分别设置了温度自适应辐射致冷涂层、传统辐射致冷涂层以及普通彩钢瓦 3 种工况。为使传热过程与真实建筑接近,测试对象采用金属箔包裹的泡沫微型建筑模型。在 3 种微型建筑模型内部空间和屋顶外表面粘接温度传感器,实时采集温度数据。

如前文所述,温度自适应辐射致冷涂层中的热致变色微胶囊相变程度取决于自身温度,温度离相变点越远相变过程越充分,实验中温度自适应辐射致冷涂层屋顶外表面温度绝大部分时间处于 40 ℃的极限温度以内,反射率略微低于传统辐射致冷涂层。如图 6 所示,涂覆温度自适应辐射致冷涂层后,微型建筑室内最高气温下降 12 ℃,屋顶外表面最高温度下降 19 ℃;涂覆传统辐射致冷涂层后,室内最高气温下降 14 ℃,外表面最高温度下降 24 ℃。涂

覆温度自适应辐射致冷涂层后，5 d 内平均室内气温下降 3 ℃，相比传统辐射致冷涂层仅减少 0.7 ℃。可以看出，夏季高温环境中，温度自适应辐射致冷涂层的降温能力略微低于传统辐射致冷涂层，但仍然表现出可观的制冷效果。



(a) 室内气温



(b) 屋顶外表面温度

图 6　夏季测试室内外温度

Fig. 6　Tested indoor and outdoor temperatures in summer

2　节能减碳分析

为进一步量化温度自适应辐射致冷涂层的节能潜力，对应用涂层后的典型城市住宅建筑进行了节能计算和详细分析。各城市住宅建筑面积存量数据根据国家统计年鉴和统计局公开数据进行估算[26-28]。需要注意的是，计算中使用的住宅建筑面积指的是建筑内的有效居住面积，而非建筑外表面积或建筑占地面积。在不同的温度下，根据温度自适应辐射致冷涂层的热致变色特性，对 Energy Plus 中建筑模型的外表面辐射参数进行调整，并计算供冷、供热、照明等耗电量[29]。汇总全年的数据后，结合城市的冷热负荷占比作为温度自适应辐射致冷涂层的跨气候区适用性判据指标，与传统辐射致冷涂层以及裸露表面的普通建筑进行直观的对比。

2.1　碳排放计算

制冷和采暖分别消耗电力和天然气，因此，二者碳排放计算规则不同，但是均以 CO_2 排放当量作为评估标准[30]。电力碳排放计算规则如下：

$$C_e = Q \times \lambda_{OM} \tag{1}$$

式中：C_e 为电力消耗引起的碳排放当量，Q 为用电量，λ_{OM} 为电量边际排放因子。电量排放因子可以理解为运行发电机组的含碳量，而 λ_{OM} 是区域电网中所有火电厂碳排放因子的加权平均，反映了该区域电力系统的所有化石燃料电厂总排放量。

天然气采暖排放计算如下：

$$C_{gas} = \frac{V_{CO_2} Q_{gas}}{q_{st} \eta_t} \tag{2}$$

式中：C_{gas} 为天然气消耗引起的碳排放当量，V_{CO_2} 为天然气碳排放因子，Q_{gas} 为天然气供热量，q_{st} 为标准煤的热值，η_t 为天然气燃烧效率。

2.2　节能预期

为直观展示不同气候下两类辐射致冷材料的节能效果，选取了中国不同地理分区下的代表性城市进行分析。Energy Plus 中设置 3 种工况，分别是不作任何处理的普通建筑、屋顶喷涂传统辐射致冷涂层的建筑和屋顶喷涂温度自适应辐射致冷涂层的建筑。其中，喷涂温度自适应辐射致冷涂层的建筑模型表面采用与前文一致的随温度变化的动态辐射参数，用于模拟该涂层实际情况下的热致变色特性。

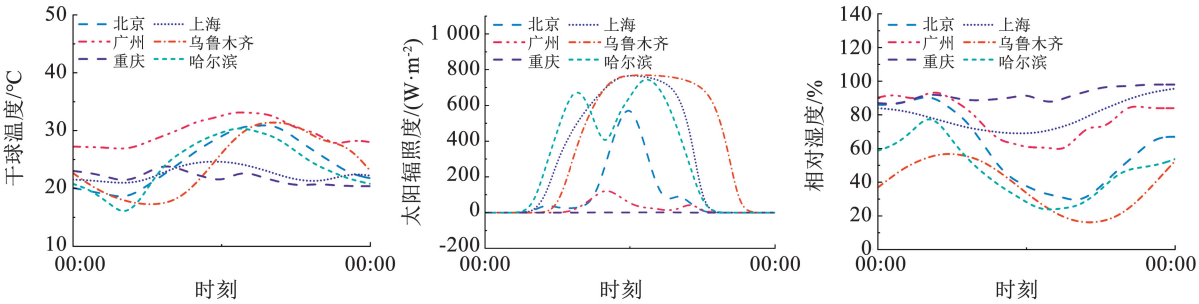
由于寒带、亚寒带等极端低温区几乎不具备辐射致冷的应用前景，仅讨论冷热负荷比为 0.05 以上的热带、亚热带以及温带气候下的应用情况。表 3 为选取城市的碳排放参数。

表 3 城市住宅 CO_2 排放计算

Tab. 3 Calculation of CO_2 emissions from urban dwellings

城市	冷热负荷比	住宅面积/ $10^8\ m^2$	碳排放因子(以 CO_2 计)/ ($kg \cdot kWh^{-1}$)	传统辐射致冷减碳(以 CO_2 计)/ 10^4 t	温度自适应辐射致冷减碳(以 CO_2 计)/ 10^4 t
北京	0.56	6.56	0.558 0	156.79	365.37
上海	2.90	8.40	0.584 9	371.00	541.80
广州	—	5.94	0.440 3	450.93	430.60
重庆	9.36	10.24	0.522 7	518.72	755.53
乌鲁木齐	0.14	1.20	0.623 1	−45.89	34.48
哈尔滨	0.05	2.52	0.536 8	−51.80	17.85

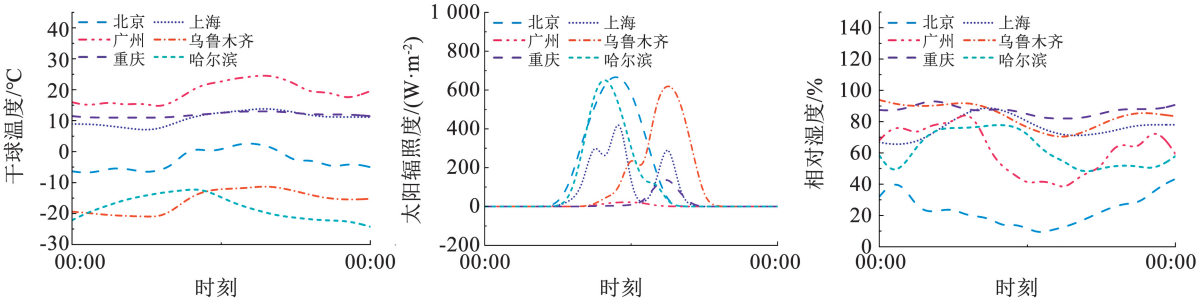
如图 7 ~9 所示，辐射致冷涂层在不同的气候区域节能效果差异较大。广州为炎热城市的代表，位于华南沿海，全年日间平均气温在 28 ℃以上，几乎没有采暖需求。传统辐射致冷低温下过冷的局限可忽略，因此，温度自适应辐射致冷涂层和传统辐射致冷涂层节能效果相近，年节能量分别为 62.1 MJ/m^2 和 59.2 MJ/m^2。



(a) 干球温度 (b) 太阳辐照度 (c) 相对湿度

图 7 夏季气候参数

Fig. 7 Climate parameters in summer



(a) 干球温度 (b) 太阳辐照度 (c) 相对湿度

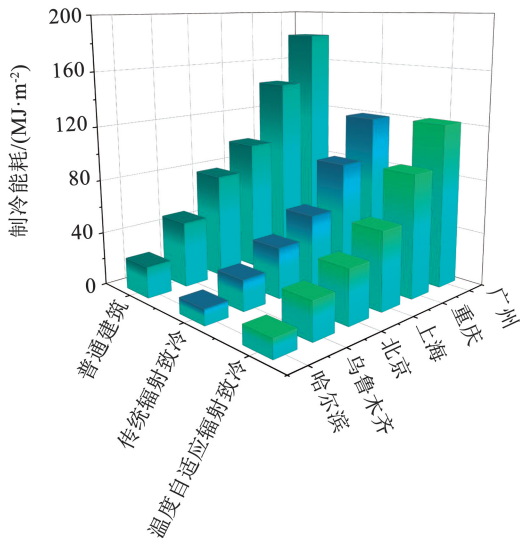
图 8 冬季气候参数

Fig. 8 Climate parameters in winter

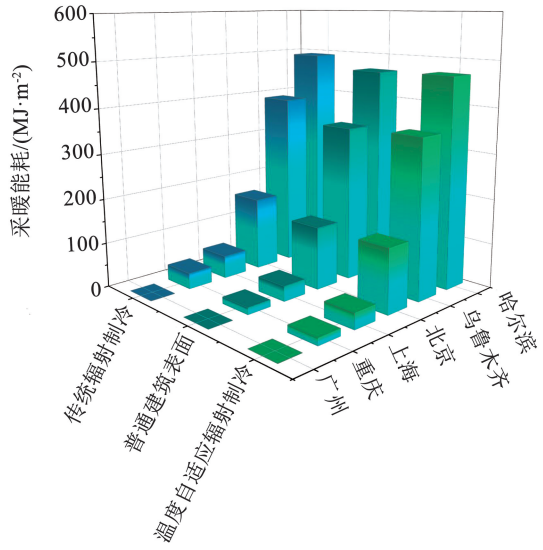
典型冬冷夏热城市中以北京、上海、重庆为代表。北京属于温带季风气候，冬季和夏季的日间平均气温在 2 ℃和 32 ℃，季节变化趋势明显。应用温度自适应辐射致冷涂层和传统辐射致冷涂层后，制冷能耗分别减少了 38.1 MJ/m^2 和 40.4 MJ/m^2，采暖能耗则分别增加了 1.7 MJ/m^2 和 25.1 MJ/m^2，总节能量分别为 36.4 MJ/m^2 和 15.3 MJ/m^2。与北京相比，上海纬度较低，制冷能耗更大，采暖需求更小，温度自适应涂层带来的节能效益则更高，年节能量为 38.7 MJ/m^2，比传统辐射致冷涂层高 12.2 MJ/m^2。重庆属于亚热带季风性湿润气候，存在较高的空气相对湿度和更高的平均气温，夏季较高的体感温度使重庆的制冷能耗相对更高，应用两种涂层后的节能效益也更显著，相变辐射致冷涂层和传统辐射致

冷涂层的年节能量分别达 51.8 MJ/m^2 和 35.1 MJ/m^2。

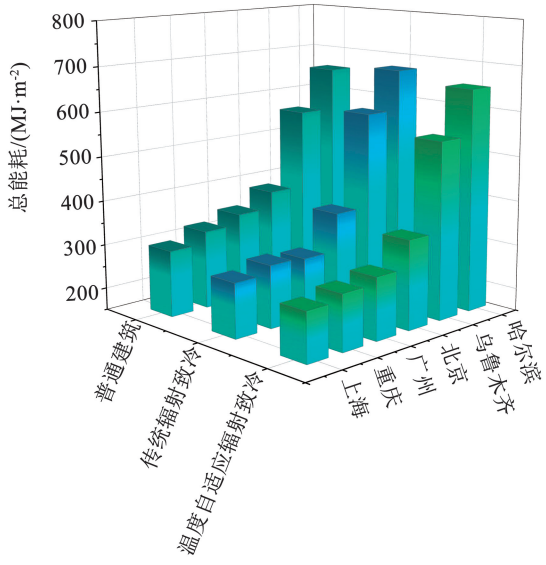
乌鲁木齐为中国西北部的典型温带大陆性干旱气候，冬季寒冷漫长，夏季炎热短暂，一年中最高气温可达 38 ℃，最低温可达 – 28 ℃。较强的太阳辐照强度使传统辐射致冷的高温节能效果强于温度自适应辐射致冷涂层，但是漫长的冬季使传统辐射致冷涂层带来的额外采暖负担被放大。经过计算，由于制冷节能量无法覆盖采暖能耗的额外增量，在乌鲁木齐应用传统辐射致冷涂层后，全年能耗反而上升了 19.7 MJ/m^2；而温度自适应辐射致冷涂层在冬季保持着最小的太阳波段反射率，保暖能力几乎与普通建筑一致，在夏季则相应地提供充足的制冷效果，年节能量达 14.7 MJ/m^2。同样，哈尔滨为中国东北部温带大陆性季风气候的代表，夏季白天平均气温在 25 ℃以下，应用传统辐射致冷涂层后全年总能耗增加了 16.4 MJ/m^2，应用相变辐射致冷涂层后减少了 5.7 MJ/m^2。



(a) 单位面积制冷能耗



(b) 单位面积采暖能耗



(c) 单位面积总能耗

图 9　全年能耗分析

Fig. 9　Annual energy consumption analysis

与碳排放总量相比，减碳率消除了建筑面积存量、能源结构等地区差异影响，反映了应用涂层后的相对节能效益，是对当地气候适配效果的直观体现。

图 10 展示了各城市应用两类辐射致冷涂层后的减碳率。广州代表了中国低纬度亚热带城市，温度自适应辐射致冷涂层节能效益略低于传统辐射致冷涂层，应用后减碳率分别为 17.0% 和 17.8%。重庆、上海、北京分别代表了华中、华东和华北地区，全年冷热负荷比分别为 9.36、8.40、6.56，传统辐射致冷涂层的局限被放大，应用后减碳率分别为10.7%、

8.9%、4.0%；应用温度自适应辐射致冷涂层后，减碳率分别提升到 15.7%、12.9%、9.4%。乌鲁木齐和哈尔滨分别代表了中国西北部和东北部的温带大陆性气候，冷热负荷比为 0.14 和 0.05，应用传统辐射致冷涂层后，额外采暖无法被制冷节能效益抵消，碳排放出现了增加；温度自适应辐射致冷涂层虽然也不可避免地带来额外的采暖能耗，但是低温下良好的保温性能，使年节能量仍然保持着正收益，减碳率分别为 2.6% 和 0.8%。可以看出，传统辐射致冷涂层仅在冷热负荷占比大于 0.56 的部分城市中表现出较好的节能效益，而温度自适应辐射致冷涂层除了在极少数全年炎热地区节能效益有所不如，在冷热负荷比为 0.05 ~ 9.36 的大区间范围均实现更高的节能收益，表现出更优异的跨气候带适应性。

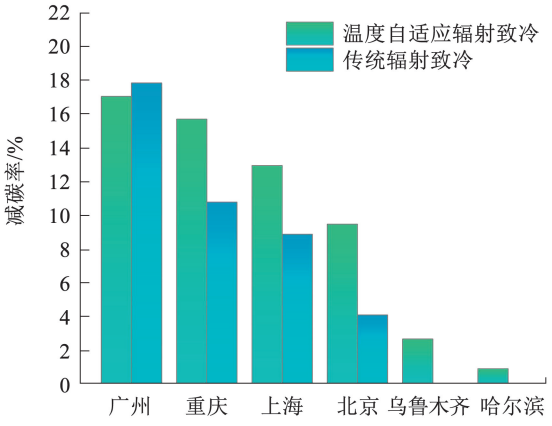


图 10 城市 CO_2 当量减碳率

Fig. 10 CO_2 equivalent carbon reduction rate for cities

3 经济效益评估

温度自适应辐射致冷涂层的经济效益主要体现在直接电费节约与电网峰值负荷减少两方面。本研究结合实验数据、区域电价政策及电网投资成本，量化分析其综合经济价值，并与传统涂层及普通建筑进行对比，验证该技术的推广潜力。节电量和夏季尖峰负荷计算参数来源于前文 Energy Plus 中的能耗分析结果。参考国家发展和改革委员会公布的 2023 年居民电价数据，选取典型城市平均电价（表 4），结合节电量计算年电费节省额，节电量计算如下：

$$S = E \times P \tag{3}$$

式中：S 为节电费用，E 为节电量，P 为区域电价。由于实际节电效果与可铺设面积、适用意愿、空调使用情况等因素密切相关，计算结果仅用于不同气候区节电趋势与涂层的回收周期参考。

温度自适应辐射致冷涂层和传统辐射致冷涂层的生产与施工成本分别为 30 元/m^2 和 10 元/m^2。以重庆为例，应用温度自适应辐射致冷涂层后，年节电量约为 145 亿 kWh，节省电费约 75.6 亿元，占全市年用电开支的 9.7%，成本回收周期为 4 a；传统辐射致冷涂层节电量约为 99.8 亿 kWh，节省电费约 51.9 亿元，回收周期为 2 a。在哈尔滨、乌鲁木齐等寒冷地区，温度自适应辐射致冷涂层虽然保持着正节电，但效益较低，回收周期过长，适用性明显低于炎热地区和常见冬冷夏热城市。

表 4 年节电收益

Tab. 4 Annual electricity savings

城市	平均电价/（元·kWh^{-1}）	温度自适应辐射致冷涂层			传统辐射致冷涂层		
		节电量/亿 kWh	年收益/亿元	回收周期/a	节电量/亿 kWh	年收益/亿元	回收周期/a
北京	0.55	66.5	36.6	5.4	28.5	15.7	4.2
上海	0.62	90.4	56.0	4.5	61.9	38.4	2.2
广州	0.60	97.9	58.8	3.0	103	61.5	1.0
重庆	0.52	145.0	75.6	4.1	99.8	51.9	2.0
乌鲁木齐	0.50	4.9	2.46	14.6	-6.6	-3.3	—
哈尔滨	0.54	3.97	2.14	35.3	-11.5	-6.2	—

温度自适应辐射致冷涂层不仅通过降低建筑能耗直接减少电费支出，还能减少夏季高峰期空调制冷需求，从而直接缓解电网峰值负荷压力，减少运营成本。电网峰值负荷减少量 ΔP 计算如下：

$$\Delta P = R_{AC} \times P_{total} \times E_{save} \tag{4}$$

式中：R_{AC} 为空调负荷占比，P_{total} 为总峰值负荷，E_{save} 为制冷节能率。同样以重庆市为例，夏季峰值负荷约 2 816 万 kW，空调占比 50%，温度自适应辐射致冷涂层的制冷节能率为 48%，应用后峰值负荷减少量可达 675.8 万 kW，占峰值总负荷的 24%。

综上，温度自适应辐射致冷涂层通过动态调节太阳反射率，在降低建筑能耗的同时为电网系统带来了可观的经济效益，展现了可大规模推广应用的价值。

4　结　论

1)通过热致变色微胶囊制备了具有相变控温功能的温度自适应辐射致冷涂层,在重庆某住宅建筑开展了冬季和夏季的控温测试,并进行了跨气候带能耗分析计算。研究表明,除冷热负荷比小于0.05的少数寒冷地区外,温度自适应辐射致冷涂层适用于大多数气候区,并且相比传统辐射致冷涂层,在冷热负荷比为 0.05 ~ 0.93 的绝大多数气候区域均表现出更优异的节能效益,具有更广泛推广价值,对于建筑节能事业发展具有重要意义。

2)经过光谱测试,温度自适应辐射致冷涂层温度响应灵敏,在 10 ~ 40 ℃实现了 33% 的太阳波段反射率调控范围,高温时可达 92%,低温时则降低到 59%,大气窗口波段的发射率保持在 91%。

3)在实际建筑测试中,应用温度自适应辐射致冷涂层后冬季室内平均温度相比传统辐射致冷涂层提高了 1.8 ℃,相比普通建筑仅下降 0.1 ℃;夏季室内平均温度相比传统辐射致冷涂层降低了 0.7 ℃,相比普通建筑下降了 3 ℃。

4)在以重庆为例的冬冷夏热的典型温带城市中应用温度自适应辐射致冷材料后,减碳率可达 15.7%,比传统辐射致冷材料高 5.0%;可以有效减少 24% 的夏季用电尖峰负荷,降低电网的运营和扩建成本。

参考文献

[1]杜晨秋, 李信仪, 喻伟, 等. 人员热适应对住宅全年供暖、供冷需求影响: 以重庆为例[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2022, 54(6): 138
Du Chenqiu, Li Xinyi, Yu Wei, et al. Effect of occupant dynamic thermal adaption on residential heating and cooling demands in Chongqing[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2022, 54(6): 138. DOI: 10.11918/202009020

[2]吴俊杰, 马秀琴, 黄超, 等. 天津中新生态城绿色建筑评价体系及节能效益研究[J]. 河北工业大学学报, 2011, 40(4):42
Wu Junjie, Ma Xiuqin, Huang Chao, et al. Evaluation system of green buildings and energy efficiency in Tianjin Sino-Singapore Eco-city[J]. Journal of Hebei University of Technology, 2011, 40(4): 42. DOI: 10.14081/j.cnki.hgdxb.2011.04.022

[3]李伟, 张广振, 李月娟. 吉林省大中型城市节能潜力实证研究[J]. 东北电力大学学报, 2012, 32(5): 95
Li Wei, Zhang Guangzhen, Li Yuejuan. The energy-saving potential and counter measures of the medium and large cities in Jilin province [J]. Journal of Northeast Dianli University, 2012, 32(5): 95. DOI: 10.19718/j.issn.1005 - 2992.2012.05.028

[4]Yuan Yanping, Yu Xiaoping, Yang Xiaojiao, et al. Bionic building energy efficiency and bionic green architecture: a review[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2017, 74: 771. DOI: 10.1016/j.rser.2017.03.004

[5]温静. 基于节余碳排放配额的建筑合同能源管理运营模式研究[J]. 能源环境保护, 2021, 35(2): 98
Wen Jing. Research on energy management operation mode of construction contract based on surplus carbon emission quota[J]. Energy Environmental Protection, 2021, 35(2): 98. DOI: 10.3969/j.issn.1006 - 8759.2021.02.018

[6]Garg N, Kumar A, Pipralia S, et al. Initiatives to achieve energy efficiency for residential buildings in India: a review[J]. Indoor and Built Environment, 2018, 28(6): 1420326X1879738. DOI: 10.1177/1420326x18797381

[7]孙秀竹. 居住建筑中围护结构节能构造分析[J]. 中国石油大学学报(自然科学版), 2004, 28(6): 83
Sun Xiuzhu. Analysis of energysaving of building enclosure in residential building[J]. Journal of the University of Petroleum, China, 2004, 28(6): 83. DOI: 10.3321/j.issn:1000 - 5870.2004.06.021

[8]阮方, 钱晓倩, 钱匡亮, 等. 人行为模式对外墙内外保温节能效果的影响[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2017, 49(2): 109
Ruan Fang, Qian Xiaoqian, Qian Kuangliang, et al. Influence on energy saving effects of internal and external wall insulations for different occupant behaviors[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2017, 49(2): 109. DOI: 10.11918/j.issn.0367 - 6234.2017.02.018

[9]孙世钧, 于奕欣, 陈庆丰. 建筑地面保温与节能[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2003(5): 573
Sun Shijun, Yu Yixin, Chen Qingfeng. Energy saving on ground floor of building[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2003(5): 573. DOI: 10.3321/j.issn:0367 - 6234.2003.05.015

[10]张一飞, 赵天宇, 李光皓. 哈尔滨居住建筑南向窗尺寸优化遮阳效果分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2015, 47(2): 37
Zhang Yifei, Zhao Tianyu, Li Guanghao. Energy conservation optimization for shape of southern window of residential buildings in Harbin[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2015, 47(2): 37. DOI: 10.11918/j.issn.0367 - 6234.2015.02.007

[11]Cheng Ziming, Han Han, Wang Fuqiang, et al. Efficient radiative cooling coating with biomimetic human skin wrinkle structure[J]. Nano Energy, 2021, 89:106377. DOI: 10.1016/j.nanoen.2021.106377

[12]Zhai Yao, Ma Yaoguang, David S N, et al. Scalable-manufactured randomized glass-polymer hybrid metamaterial for daytime radiative cooling[J]. Science, 2017, 355: 1062. DOI: 10.1126/science.aai7899

[13]Dong Yan, Meng Weifeng, Wang Fuqiang, et al. "Warm in winter and cool in summer": scalable biochameleon inspired temperature-adaptive coating with easy preparation and construction[J]. Nano Letters, 2023, 23(19): 9034. DOI: 10.1021/acs.nanolett.3c02733

[14]Liang Huaxu, Zhang Xingping, Wang Fuqiang, et al. Bio-inspired micropatterned thermochromic hydrogel for concurrent smart solar transmission and rapid visible-light stealth at all-working temperatures[J]. Light: Science & Applications, 2024, 13(1): 202. DOI: 10.1038/s41377 - 024 - 01525 - y

[15]Lee M, Kim G, Jung Y, et al. Photonic structures in radiative cooling[J]. Light: Science & Applications, 2023, 12(1): 134. DOI: 10.1038/s41377 - 023 - 01119 - 0

[16] Zhang Xingping, Cheng Ziming, Dong Yan, et al. Scalable bio-skin-inspired radiative cooling metafabric for breaking trade-off between optical properties and application requirements[J]. Acs Photonics, 2023, 5: 1624. DOI: 10.1021/acsphotonics.3c00241

[17] Zhang Xingping, Li Xiang, Wang Fuqiang, et al. Low-cost and large-scale producible biomimetic radiative cooling glass with multiband radiative regulation performance[J]. Advanced Optical Materials, 2022, 23: 2270093. DOI: 10.1002/adom.202202031

[18] Zhao Xuzhe, Li Jiachen, Dong Kaichen, et al. Switchable and tunable radiative cooling: mechanisms, applications, and perspectives[J]. ACS Nano, 2024, 18(28): 18118. DOI: 10.1021/acsnano.4c05929

[19] Guo Na, Shi Changmin, Sheldon B, et al. A mechanical-optical coupling design on solar and thermal radiation modulation for thermoregulation[J]. Journal of Materials Chemistry A, 2024, 12(28): 17520. DOI: 10.1039/D4TA03388D

[20] Ding Yilin, Mei Zheyue, Wu Xueke, et al. Integrated multispectral modulator with efficient radiative cooling for innovative thermal camouflage[J]. Advanced Functional Materials, 2025, 2500122. DOI: 10.1002/adfm.202500122

[21] Butler A, Argyropoulos C. Mechanically tunable radiative cooling for adaptive thermal control[J]. Applied Thermal Engineering, 2022, 211: 118527. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2022.118527

[22] Zhao Xinpeng, Aili A, Zhao Dongliang, et al. Dynamic glazing with switchable solar reflectance for radiative cooling and solar heating[J]. Cell Reports Physical Science, 2022, 3(4): 100853. DOI: 10.1016/j.xcrp.2022.100853

[23] Frattolillo A, Loddo G, Mastino C C, et al. Heating and cooling loads with electrochromic glazing in Mediterranean climate[J]. Energy and Buildings, 2019, 201: 174. DOI: 10.1016/j.enbuild.2019.06.042

[24] Pyun K R, Jeong S, Yoo M J, et al. Tunable radiative cooling by mechanochromic electrospun micro-nanofiber matrix[J]. Small, 2023, 20: 2308572. DOI: 10.1002/smll.202308572

[25] Sheng Sizhe, Wang Jinlong, Zhao Bin, et al. Nanowire-based smart windows combining electro-and thermochromics for dynamic regulation of solar radiation[J]. Nature Communications, 2023, 14: 3231. DOI: 10.1038/s41467-023-38353-4

[26] 国家统计局固定资产投资统计司. 中国建筑业统计年鉴: 2021[M]. 北京: 中国统计出版社, 2021
Department of Fixed Assets Investment Statistics National Bureau of Statistics. China statistical yearbook on construction: 2021[M]. Beijing: China Statistics Press, 2021

[27] 国家统计局能源统计司. 中国能源统计年鉴: 2021[M]. 北京: 中国统计出版社, 2022
Department of Energy Statistics, National Bureau of Statistics. China statistical yearbook: 2021[M]. Beijing: China Energy Statistics Press, 2022

[28] 国务院第七次全国人口普查领导小组办公室. 中国人口普查年鉴: 2020[M]. 北京: 中国统计出版社, 2022
Office of the Leading Group of the State Council for the Seventh National Population Census. China population census yearbook: 2020[M]. Beijing: China Statistics Press, 2022

[29] 张率, 刘衍, 侯立强, 等. 北方采暖地区居住建筑节能计算方法对比[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2019, 51(10): 178
Zhang Shuai, Liu Yan, Hou Liqiang, et al. Comparative study on energy efficiency calculation methods of residential buildings in central heating areas of Northern China[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2019, 51(10): 178. DOI: 10.11918/j.issn.0367-6234.201809015

[30] GB/T 2589—2020 综合能耗计算通则[S]
GB/T 2589—2020 General rules for calculation of the comprehensive energy consumption[S]

[31] 王涛, 张剑, 吴婧, 等. 迎峰度夏、迎峰度冬电力供需形势影响因素分析[J]. 电力勘测设计, 2024(8): 16
Wang Tao, Zhang Jian, Wu Jing, et al. Analysis of influencing factors on electric power demand and supply during summer and winter peak[J]. Electric Power Survey & Design, 2024(8): 16. DOI: 10.13500/j.dlkcsj.issn1671-9913.2024.08.003

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202503017

造船用冷凝热回收型变频热泵除湿机热湿特性

王 妍[1,2],沈 朝[1,2],张静姿[3],董 锋[3],张祖洋[3],高 科[3]

(1.哈尔滨工业大学 建筑与设计学院,哈尔滨 150006;2.寒地城乡人居环境科学与技术工业和信息化部重点实验室(哈尔滨工业大学),哈尔滨 150090;3.汉福启东环境科技股份有限公司,江苏 启东 226236)

摘 要:为解决造船业高温高湿环境下除湿效率低、能耗高及送风参数控制不精确等问题,研发一种冷凝热回收型变频热泵除湿机组,并对其性能开展系统性实验研究。该机组采用双冷凝器并联结构与全变频控制策略,具备多参数调控能力。基于焓差实验室搭建测试平台来模拟温度为35 ℃、相对湿度为70%的典型造船工况,系统分析压缩机转速、双冷凝器换热量的分配、冷凝风机频率及送风风速对机组除湿性能的影响,并采用机组能效比(COP)和单位能耗除湿量(SMER)共同作为评价指标。结果表明:在压缩机转速为3 500 r/min、冷凝风机频率为30 Hz、两器换热量配比为5.17∶1、送风风速为2.7 m/s时,COP可达4.36,SMER为4.01 kg/kWh。该机组在多种工况下均可实现对送风温湿度的精准调控,并具有良好的节能效果。本研究成果为船舶制造等对湿度控制要求严格的工业场景提供了高效节能的技术路径,并为工业除湿系统的设计与运行优化提供了理论和实验依据。

关键词:热泵除湿机组;造船工业;温湿度控制;能效比;参数优化

中图分类号:TU834.9 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0181-07

Thermo-hygrometric characteristics of variable-frequency heat pump dehumidification unit with condensater heat recovery for shipbuilding

Wang Yan[1,2], Shen Chao[1,2], Zhang Jingzi[3], Dong Feng[3], Zhang Zuyang[3], Gao Ke[3]

(1. School of Architecture and Design, Harbin Institute of Technology, Harbin 150006, China; 2. Key Laboratory of Cold Region Urban and Rural Human Settlement Environment Science and Technology (Harbin Institute of Technology), Ministry of Industry and Information Technology, Harbin 150090, China; 3. Hanfu Qidong Environmental Technology Co., Ltd., Qidong 226236, Jiangsu, China)

Abstract: The shipbuilding industry faces challenges with low dehumidification efficiency, high energy consumption, and imprecise air supply control under high-temperature and high-humidity conditions. To address these challenges, this study developed a condensater heat recovery variable-frequency heat pump dehumidification unit and systematically evaluated its performance. The unit applied a dual-condenser parallel structure and a full-variable frequency control strategy, enabling the regulation of multi-parameters. A testing platform based on enthalpy difference laboratory was established to simulate a typical shipbuilding environment, i.e., at 35 ℃ and 70% relative humidity. The effects of compressor speed, heat exchange distribution between the two condensers, condenser fan frequency, and air supply velocity on the dehumidification performance were comprehensively examined. The performance was quantitatively assessed by coefficient of performance (COP) and specific moisture extraction rate (SMER). The results showed that optimal performance with COP of 4.36 and SMER of 4.01 kg/kWh was achieved at a compressor speed of 3 500 r/min, a condenser fan frequency of 30 Hz, a condenser heat exchange ratio of 5.17∶1, and an air supply velocity of 2.7 m/s. The unit demonstrated precise control of temperature and humidity under various operational conditions and exhibited excellent energy efficiency. The findings will provide an effective and energy-saving technical solution for industrial applications requiring strict humidity control, such as shipbuilding, and offer both theoretical and experimental support for the design and optimization of industrial dehumidification systems.

Keywords: heat pump dehumidification unit; shipbuilding industry; temperature and humidity control; coefficient of performance; parameter optimization

在造船厂的高湿高温环境中,空气湿度的精确控制对生产过程能否顺利进行至关重要[1-2]。湿度过高不仅会影响到船体材料的质量和焊接工艺的精度,还可能导致生产设备的腐蚀,降低生产效率,甚

收稿日期:2025-03-04;**录用日期**:2025-05-22;**网络首发日期**:2025-10-28
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20251027.1826.004
作者简介:王 妍(1999—),女,硕士研究生;沈 朝(1984—),男,教授,博士生导师
通信作者:沈 朝,chaoshen@hit.edu.cn

至影响工人的健康[3-4]。因此,如何在船厂中实现高效地除湿和温湿度控制,成为造船行业急需解决的问题。

传统的除湿技术虽然能够在一定程度上解决湿度问题,但其能耗较高,且在复杂工况下的适应能力较弱。近年来,热泵除湿技术凭借其高效节能的特点,逐渐在工业除湿领域得到了广泛应用[5]。研究表明,热泵除湿技术在同等除湿条件下,节能效果可达 20% ~ 50%[6]。然而,现有机组系统复杂[7-8],在能效提升[9]以及精准控制方面仍存在不足。

与传统的单冷凝器系统相比,双冷凝器并联系统通过冷凝加热器替代电加热的方式来实现空气再加热过程中的能耗削减。本研究提出一种冷凝热回收型变频热泵除湿机组,采用双冷凝器并联系统加全变频控制技术,通过实验对其性能进行研究并提出优化运行策略,旨在为船舶工业环境控制提供技术支持。

1 冷凝热回收型变频热泵除湿机组系统设计

图 1 展示了冷凝热回收型变频热泵除湿机组的流程。其原理为:室外高温高湿气体,如温度为 35 ℃、相对湿度为 70%,经蒸发器冷却除湿后达到温度为 13 ℃,相对湿度为 95% 的近饱和状态,随后通过双级冷凝再热模块实现温湿度精准调控,最终输出温度在 23 ~ 25 ℃且相对湿度≤45% 的工艺送风。本系统创新性在于将双冷凝器并联系统和多变量变频调控策略(压缩机变频 0 ~ 6 000 r/min、蒸发风机变频 25 ~ 50 Hz、冷凝风机变频 25 ~ 50 Hz)相结合。

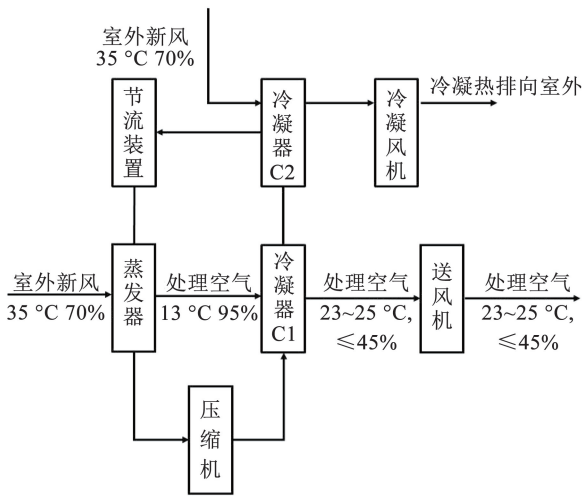
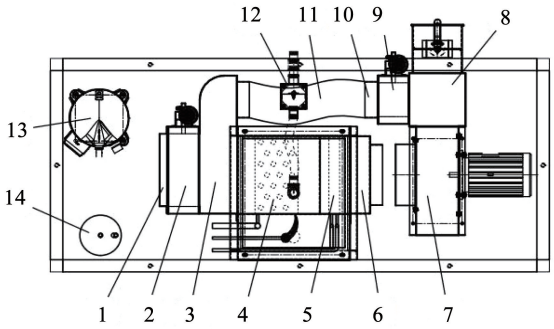


图 1 冷凝热回收型变频热泵除湿机组流程

Fig. 1 Process flow diagram of the variable-frequency heat pump dehumidifier with condenser heat recovery

机组制冷剂选用 R410A,机组采用 PLC 自动控制结合手动控制调试设备并配备远程物联网功能,以便在后台实时读取数据。机组示意见图 2。



注:1—新风过滤网;2—新风风阀;3—回风箱;4—蒸发器;5—冷凝器C1;6—变径;7—处理风机;8—处理出风口;9—回风风阀;10—处理出风口;11—橡胶钢丝软管;12—排水单向阀;13—压缩机;14—储液罐

(a) 俯视图



(b) 实物图

图 2 机组示意

Fig. 2 Schematic diagram of the unit

2 实验台搭建

2.1 实验原理及实验台介绍

实验台由焓差实验室、冷凝热回收型变频热泵除湿机组、传感器、焓差实验室远程控制端、机组远程控制端及数据采集系统组成。焓差实验室能够精确模拟高温高湿的造船厂环境,为实验提供稳定可控的测试条件。本研究的主要关注点是热泵除湿机组的温湿度调控性能,耐盐雾性能不在讨论范围内,盐雾主要影响换热器、电子元件的长期腐蚀,但短期运行中对除湿性能的影响较小,因此,未作为本研究的重点。

实验过程中,高温高湿的新风首先进入蒸发器,与冷媒进行热交换,空气温度降低至露点以下,水蒸

气冷凝析出形成冷凝水，从而实现初步除湿。此时，空气接近饱和，随后，通过冷凝加热器 C1 进行加热，温度升高、相对湿度显著下降，最终送入焓差风箱。通过手动调节球阀 B1 和 B2 的开度，可控制冷凝器 C1 与 C2 之间的换热比例，从而调整送风温湿度。最终，经过双冷凝加热的空气被送入焓差实验室风箱，完成系统循环，如图 3 所示。

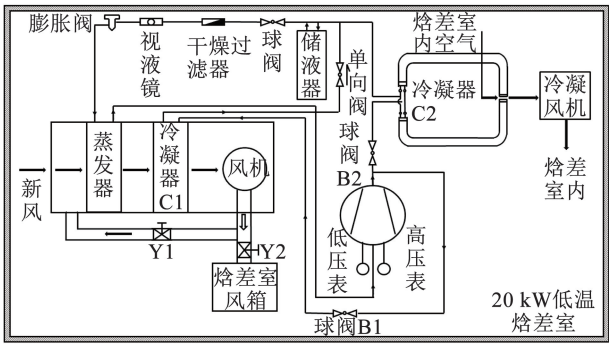


图 3　实验原理

Fig. 3　Experimental schematic diagram

焓差实验室智能控制柜可设置焓差实验室环境参数，从而为测试机组模拟室外工况，如图 4 所示。焓差实验室温湿度传感器的测点布置应尽可能靠近被试机组，如图 5 所示。其中，传感器测量温度范围为 -10 ~ 70 ℃，精度为 0.1 ℃；相对湿度测量范围为 0 ~ 100%，精度为 2%。



图 4　焓差室智能控制柜

Fig. 4　Intelligent control cabinet for enthalpy difference chamber

2.2　实验台数据采集与控制

实验数据采集分为两套系统，分别为焓差实验室端和设备端。通过焓差实验室电脑端软件可以实时采集新风温湿度以及被试机组总功率，待控制新风温湿度稳定到一定范围内开始进行实验记录。基于公司多年来沿海造船厂项目的实际运行数据，选取温度为 35 ℃、相对湿度为 70% 作为最不利工况进行实验测试。



图 5　测点布置

Fig. 5　Arrangement of measurement points

设备在入口及出口处设有温湿度传感器，在风机进风口前端设有管道式风速仪。设备端通过软件可实时采集设备出口的温度、相对湿度、压缩机转速、压缩机吸气与排气压力、冷凝风机频率、风速等，还可以实时调节风速、冷凝风机频率、压缩机转速。球阀 B1、B2 的开度为手动控制，通过球阀 B1、B2 的开度调节冷凝器 C1 和冷凝器 C2 的换热量。压缩机功率由压缩机变频器进行采集。两次记录的时间间隔为 6 s，调整任意一个参数时数据会有一定范围的波动。当数据稳定后，设定每个工况运行时间为 20 min，各个工况点数据来源为数据稳定后 20 min 之内的平均值。

采用风速仪为主、管道风速变送器为辅对风速进行检验，采用温湿度计对温度及相对湿度进行检验，并采用热电偶为辅对温度进行校核，其中，热电偶和管道风速仪均通过无纸记录仪读数，采用万用表校核功率。

2.3　测试方案

通过调整压缩机转速，球阀 B1、B2 的开度，风速及冷凝风机频率，分别测试各变量对系统除湿性能的影响，具体见表 1。

表 1　实验方案

Tab. 1　Experimental plan

定参数	变参数	目的
球阀 B1、B2 全开，t_w = 35 ℃，H_{rw} = 70%，风速不变，冷凝风机频率不变	压缩机转速	探讨不同压缩机转速对送风含湿量的影响，找到满足送风含湿量要求的压缩机转速
t_w = 35 ℃，H_{rw} = 70%，风速不变，冷凝风机频率不变，压缩机转速不变，球阀 B1 全部关闭，球阀 B2 全部开启	无	计算流经冷凝器 C2 的换热量
t_w = 35 ℃，H_{rw} = 70%，风速不变，冷凝风机频率不变，压缩机转速不变，球阀 B1 全部开启	球阀 B2 的开度	探索双冷凝器换热量的分配对送风温湿度的影响，找出两器最佳换热量配比

表 1(续)

定参数	变参数	目的
t_w = 35 ℃,H_{rw} = 70%,风速不变,压缩机转速不变,球阀 B1 全部开启,球阀 B2 开度不变	冷凝风机频率	探索冷凝风机频率对送风温度的影响
t_w = 35 ℃,H_{rw} = 70%,冷凝器风机频率不变,压缩机转速不变,球阀 B1 全部开启,球阀 B2 开度不变	风速	探讨不同风速对机组 COP 以及 SMER 的影响,找出满足机组最佳性能的风速
风速不变,含湿量在 8.5 ~ 8.8 g/kg,球阀 B1 全部开启	压缩机转速,冷凝风机频率,球阀 B2 的开度	探讨不同工况下机组的性能参数

注:t_w 为新风温度;H_{rw} 为新风相对湿度。

2.4 数据处理

对于一款应用于造船业的热泵除湿机组,机组出口处的湿空气状态参数要严格满足规定值,温度在 23 ~ 25 ℃,相对湿度小于 45%,在温度为 25 ℃、相对湿度为 45% 时,对应的含湿量为 8.88 g/kg,即设备出口含湿量最大不能超过 8.88 g/kg。

本次测试结果中湿空气参数部分如新风含湿量 d_1、新风比焓 h_1、新风水蒸气分压力 p_v、送风含湿量 d_2、送风比焓 h_3 均由《建环世界焓湿图在线计算器》计算得到。蒸发器出风焓值 h_2 根据送风含湿量和相对湿度 95% 来确定。

干空气质量采用如下公式计算:

$$\dot{m}_a = \frac{(B - p_v)V}{R_a T} \tag{1}$$

式中:$\dot{m}_a$ 为干空气质量流量,B 为标准大气压,p_v 为水蒸气分压力,R_a 为干空气的气体常数,T 为热力学温度,V 为通风量。

通过蒸发器的换热量采用式(2)计算,即

$$Q = \dot{m}_a(h_1 - h_2) \tag{2}$$

式中:Q 为通过蒸发器的换热量,h_1 为新风比焓,h_2 为蒸发器出风比焓。

流经冷凝器 C1 的换热量 Q_1 指冷凝器 C1 进出口的换热量,采用式(3)计算,即

$$Q_1 = \dot{m}_a(h_3 - h_2) \tag{3}$$

式中:Q_1 为流经冷凝器 C1 的换热量,h_3 为送风比焓。

根据能量守恒定律,流经冷凝器 C2 的换热量为总换热量与压缩机功率的和再减去冷凝器 C1 的换热量,即

$$Q_2 = Q + W_1 - Q_1 \tag{4}$$

式中:W_1 为压缩机功率,Q_2 为冷凝器 C2 换热量。

采用 COP、资用 COP(COP_{zy})和 SMER 评价机组性能,其中,COP 为热泵机组的制冷系数,资用 COP 考虑了冷却除湿后的再加热过程,见式(5)、(6)。SMER 为单位能耗除湿量,单位为 kg/kWh,即设备每消耗一度电的除湿量,见式(7)。SMER 这一指标主要应用于物料干燥领域,在纯空气除湿设备中的应用相对较少。传统除湿机通常采用 COP 作为评价指标,但在造船厂这种需要对湿度进行严格把控的场所,应优先考虑其除湿性能。本研究提出将评价指标 SMER 与 COP 相结合,以便更加客观、准确地评价造船用除湿机的综合性能。

$$\mathrm{COP} = \frac{Q}{W} \tag{5}$$

$$\mathrm{COP}_{zy} = \frac{\dot{m}_a(h_1 - h_3)}{W} \tag{6}$$

式中 W 为设备总功率。

$$\mathrm{SMER} = \frac{3\,600 \times \dot{m}_w}{W} \tag{7}$$

式中 $\dot{m}_w$ 为干燥水量。

干燥水量由式(8)计算,即

$$\dot{m}_w = \dot{m}_a(d_1 - d_2) \tag{8}$$

式中:d_1 为新风含湿量,d_2 为送风含湿量。

本次实验的结果皆为 3 次独立重复实验的平均值,采用误差传播法计算 COP 及 SMER 误差,其中,COP 误差为 7.89%,SMER 误差为 7.48%。

3 冷凝热回收型变频热泵除湿机组性能分析

3.1 不同压缩机转速对送风含湿量的影响

在冷凝器 C1 和冷凝器 C2 全开时,探讨不同压缩机转速对送风含湿量的影响,找到满足送风含湿量要求的压缩机转速。此时调整送风风速为 2.8 m/s,冷凝风机频率为 25 Hz,通过焓差室模拟室外气象条件为 35 ℃,相对湿度为 70%,待模拟的室外工况稳定后,在设备端软件上开启设备,并输入以上参数,得到压缩机转速对送风含湿量的影响如图 6所示。可以看出:随着压缩机转速的升高,送风含湿量不断降低,即压缩机转速越高,除湿效果越好;当压缩机转速小于 3 000 r/min 时,送风含湿量均大于 8.88 g/kg,不能满足除湿要求,当压缩机转速为 3 500 ~ 4 000 r/min 时,送风含湿量满足要求。

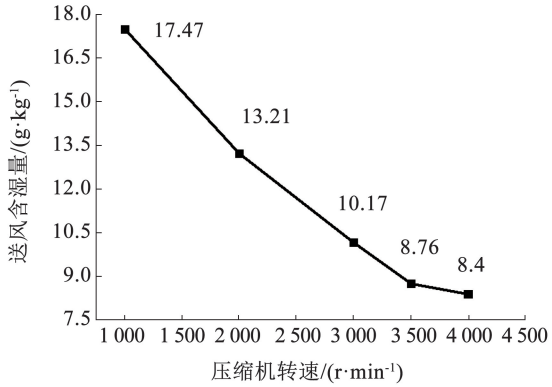


图 6　不同压缩机转速对送风含湿量的影响

Fig. 6　Effect of different compressor speeds on the air supply humidity ratio

图 7 为压缩机转速为 4 000 r/min 时机组运行 20 min 内的空气温湿度变化。可以看出，在室外新风温度为 35 ℃、相对湿度为 70% 时，尽管送风含湿量满足要求，机组的送风温度和相对湿度仍达不到理想状态。原因是流经冷凝器 C1 的换热量太少，从而导致加热效果不足，送风温度仍处在较低状态。故探索两器最佳换热量配比，使送风温湿度满足要求。

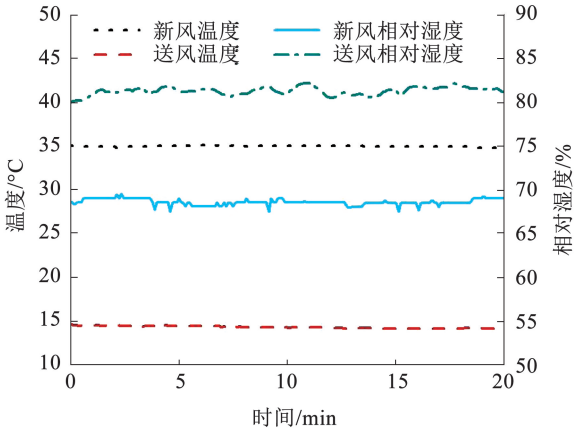


图 7　压缩机转速为 4 000 r/min 时机组运行状态

Fig. 7　Operational status of unit at a compressor speed of 4 000 r/min

3.2　双冷凝器换热量的分配对送风温湿度的影响

3.2.1　球阀 B1 全部关闭时流经冷凝器 C2 的换热量

保持室外新风为 35 ℃，相对湿度为 70%，送风风速为 2.8 m/s，压缩机转速为 4 000 r/min，冷凝风机频率为 25 Hz，调节一字螺母，将冷凝器 C1 的球阀 B1 全部关闭，观察流经冷凝器 C2 的换热量，结果如图 8 所示。可以看出，当冷凝器 C1 不开启时，送风温度稳定在 14.35 ℃左右，这一部分热量可用于单制冷工况。此时冷凝器 C2 最大换热量为 19.44 kW，如表 2。

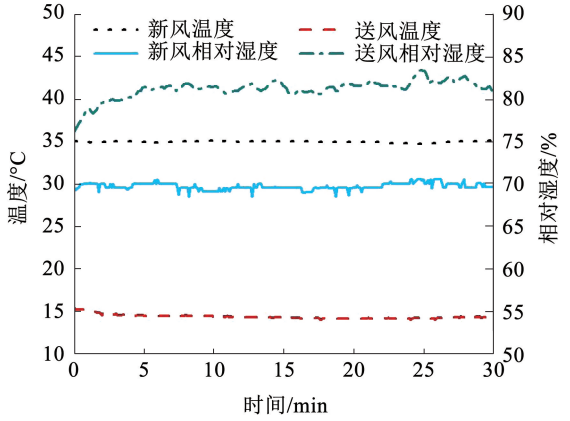


图 8　冷凝器 C1 全部关闭时机组的运行状态

Fig. 8　Operational status of unit with condenser C1 completely shut down

表 2　冷凝器 C1 全部关闭时机组的状态参数

Tab. 2　Operational parameters of unit with condenser C1 completely shut down

送风温度/℃	送风相对湿度/%	蒸发器换热量/kW	冷凝器 C1 换热量/kW	冷凝器 C2 换热量/kW
14.35	82.42	16.54	0.55	19.44

3.2.2　球阀 B2 开度对送风温湿度的影响

保持室外新风温度为 35 ℃，相对湿度为 70%，压缩机转速为 4 000 r/min，送风风速为 2.8 m/s，冷凝风机频率为 25 Hz，调节一字螺母，将球阀 B1 全开，探讨球阀 B2 开度对送风温湿度以及冷凝器 C1、C2 换热量的影响，结果如图 9、表 3 所示。

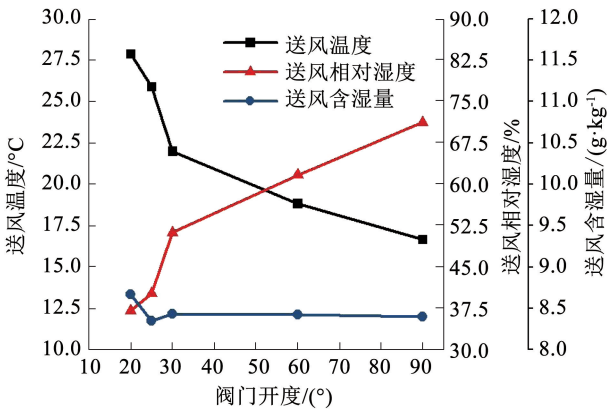


图 9　球阀 B2 的开度对送风温湿度的影响

Fig. 9　Effect of ball valve B2 opening on air supply temperature and humidity

表 3　球阀 B2 开度对冷凝器 C1、C2 换热量的影响

Tab. 3　Effect of ball valve B2 opening on heat exchange capacity of condensers C1 and C2

球阀开度/(°)	蒸发器换热量/kW	冷凝器 C1 换热量/kW	冷凝器 C2 换热量/kW
20	16.18	3.89	15.73
25	16.50	3.53	16.43
30	16.46	2.49	17.42
60	16.59	1.88	18.16
90	16.50	1.15	18.81

由图 9、表 3 可以看出:球阀 B2 开度越大,流经冷凝器 C1 的换热量越小,送风温度越低;球阀 B2 开度大于 30°时,送风温度及相对湿度均不能满足要求;球阀开度为 20°时,送风温度太高,故调节球阀开度为 25°,此时送风温度为 25.89 ℃,相对湿度为 40.19%,送风含湿量为 8.35 g/kg,近似满足要求;球阀 B2 开度为 25°最佳,此时冷凝器 C1 与 C2 换热量配比为 4.65∶1。

3.3 冷凝风机频率对送风温度的影响

熊焱元等[10]通过实验测试了变频压缩机对除湿机性能的影响,得出压缩机频率越低,即压缩机转速越低,节能效果越明显。风速的微调则有助于优化机组的运行状态。保持室外新风温度为 35 ℃,相对湿度为 70%,调整压缩机转速为 3 500 r/min,送风风速为 2.7 m/s,在此基础上,固定球阀 B2 的开度为 25°,从而探讨不同冷凝风机频率对送风温度的影响,测试结果如图 10 所示。

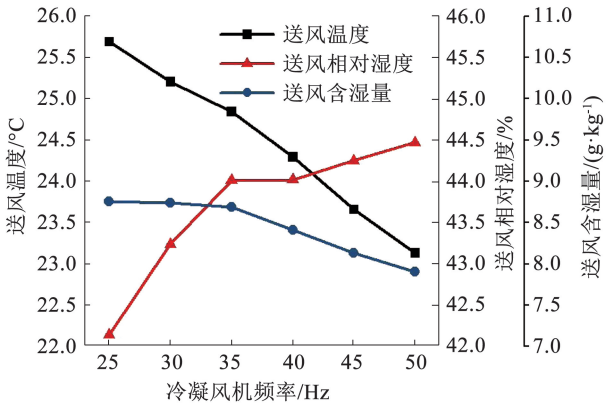


图 10 不同冷凝风机频率对出口温湿度的影响

Fig. 10 Effect of different condenser fan frequencies on outlet temperature and humidity

由图 10 可以看出,冷凝风机频率越大,送风温度越低。这是因为冷凝器风机频率增大导致冷凝器 C2 换热量增大,冷凝温度和冷凝压力降低,即压缩机排气温度降低,这种变化会影响到压缩机低压侧,从而导致蒸发压力降低。由于蒸发温度与蒸发压力直接相关,蒸发压力降低导致蒸发温度降低,从而除湿量增强,送风含湿量降低,总换热量增大。由于送风含湿量变化很小,总换热量的增量小于冷凝器 C2 换热量的增量,故冷凝器 C1 换热量减小,加热能力下降,出口温度降低。不同冷凝风机频率对换热量的影响见表 4。压缩机吸气、排气压力的变化如图 11。

表 4 不同冷凝风机频率对换热量的影响

Tab. 4 Effect of different condenser fan frequencies on heat exchange capacity

冷凝风机频率/Hz	蒸发器换热量/kW	冷凝器 C1 换热量/kW	冷凝器 C2 换热量/kW
25	15.90	3.17	15.71
30	15.92	3.07	15.84
35	15.85	2.99	15.85
40	16.15	2.98	16.16
45	16.54	2.95	16.58
50	16.76	2.92	16.84

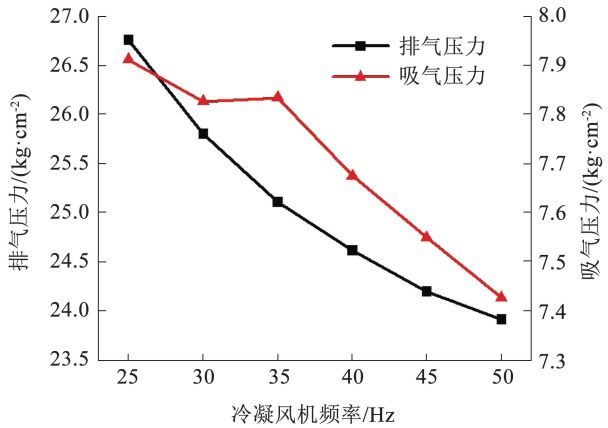


图 11 冷凝风机频率对压缩机吸气、排气压力的影响

Fig. 11 Effect of condenser fan frequencies on compressor suction and discharge pressure

3.4 不同风速对机组性能的影响

模拟室外新风为 35 ℃,相对湿度为 70%,通过设备端软件调整冷凝风机频率为 30 Hz,压缩机转速为 3 500 r/min,球阀 B2 开度保持 25°不变,通过改变前蒸发风机的频率来改变风速的大小,探讨不同风速对机组 COP 以及 SMER 的影响。结果如图 12所示。可以看出:风速越小,送风含湿量越小,除湿效果越好;风速为 2.7 m/s 时,机组的送风含湿量、COP 以及 SMER 均达到最佳状态,故当送风风速为 2.7 m/s 时,机组性能最佳,此时两器换热量配比为 5.17∶1。

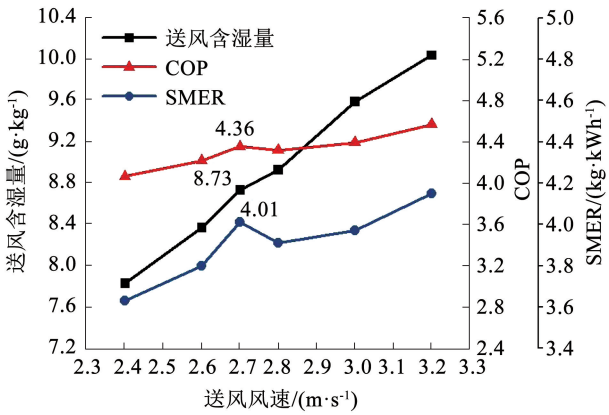


图 12 不同风速对除湿效果和 COP 的影响

Fig. 12 Effect of different air velocities on dehumidification performance and COP

3.5　不同工况下机组的性能参数

在送风风速为 2.7 m/s 时，通过调整压缩机转速将送风含湿量精准控制在 8.5 ~ 8.8 g/kg，该控制策略既满足了送风含湿量的要求，又避免了因过度除湿导致的能源浪费。在此基础上，给定任意状态的室外空气参数，均可通过调整球阀 B2 或冷凝风机频率来保证送风温湿度满足要求，由此得出不同工况下机组的性能，见表 5。

表 5　不同工况下机组的性能参数

Tab. 5　Performance of the unit under different operational conditions

t_w/℃	H_{rw}/%	COP_{zy}	COP	SMER/(kg·kWh^{-1})
35	70	3.52	4.36	4.01
35	60	3.42	4.40	3.67
35	50	3.48	4.72	3.39
32	70	3.97	5.21	4.55
32	60	3.68	4.97	3.95
32	50	3.02	4.55	2.99
28	70	3.22	4.79	3.88
28	60	3.21	5.54	3.61
28	50	2.14	4.31	2.14
25	90	2.68	4.06	3.75
25	80	2.91	4.80	4.04
25	70	2.81	5.27	3.86
25	60	2.76	6.15	3.70

由表 5 可以看出：冷凝热回收型变频热泵除湿机组在处理高温高湿环境下性能表现良好，在处理温度为 35 ℃、相对湿度为 70% 的高温高湿气体时，其 COP 可达 4.36、SMER 可达 4.01 kg/kWh。在处理温度为 35 ℃、相对湿度为 60% 的空气时，其 COP 可达 4.4，相比固体除湿转轮与空气源热泵结合的温湿度独立控制的空调系统[11]（COP 为 4.1）提升了 7.3%；SMER 相比四换热器构型的新风除湿系统[12]（SMER 为 3.27 kg/kWh）提升了 12.2%。

4　结　论

研发了一种冷凝热回收型变频热泵除湿机组，并通过实验测试了其性能，结果表明：

1）当冷凝器 C1 的球阀 B1 完全关闭时，机组送风温湿度不能满足除湿要求，但仍能满足单纯制冷的应用需求。在此工况下，冷凝器 C2 的换热能力达到了 19.44 kW 的最大值。

2）可通过调节冷凝风机频率来改变送风温度，冷凝风机频率越大，送风温度越低。

3）在室外温度为 35 ℃、相对湿度为 70%、压缩机转速为 3 500 r/min、两器换热量配比为 5.17∶1、冷凝风机频率为 30 Hz、风速为 2.7 m/s 时，机组除湿性能最佳，此时 COP 为 4.36，SMER 为 4.01 kg/kWh。

4）机组通过双冷凝器并联结构与全变频控制策略，实现了对送风温湿度的精准调控，提升了系统变工况的适应性和稳定性。该研究为船舶工业及其他对湿度控制要求严格的应用场景提供了高效节能的技术支持，为进一步优化工业除湿系统的设计和运行策略奠定了理论与实验基础。

参考文献

[1] Shahzad M W, Burhan M, Ang L, et al. Energy-water-environment nexus underpinning future desalination sustainability[J]. Desalination, 2017, 413: 52. DOI: 10.1016/j.desal.2017.03.009

[2] Wei Chao, Wang George, Cridland M, et al. Corrosion protection of ships[M]//Handbook of Environmental Degradation of Materials. William Andrew Publishing, 2018: 533. DOI: 10.1016/B978-0-323-52472-8.00026-5

[3] Luo Haiming, Turner R L, Hurst C, et al. Exposure to ambient heat and urolithiasis among outdoor workers in Guangzhou, China[J]. Science of the Total Environment, 2014, 472: 1130. DOI: 10.1016/j.scitotenv.2013.11.042

[4] Okumus D, Fariya S, Tamer S, et al. The impact of fatigue on shipyard welding workers' occupational health and safety and performance[J]. Ocean Engineering, 2023, 285: 115296. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2023.115296

[5] 赵伟杰，张立志，裴丽霞. 新型除湿技术的研究进展[J]. 化工进展，2008(11)：1710
Zhao Weijie, Zhang Lizhi, Pei Lixia. Research progress of novel dehumidification technologies[J]. Chemical Industry and Engineering Progress, 2008(11): 1710. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6613.2008.11.005

[6] Chou S, Chua K, Ho J, et al. On the study of an energy-efficient greenhouse for heating, cooling and dehumidification applications [J]. Applied Energy, 2004, 77(4): 355. DOI: 10.1016/S0306-2619(03)00157-0

[7] Liu Jun, Liu Xiaohua, Zhang Tao. Performance investigation of a heat pump driven, vacuum liquid desiccant regeneration system[J]. Energy Procedia, 2019, 158: 2435. DOI: 10.1016/j.egypro.2019.01.307

[8] Li Xian, Chen Jialing, Sun Xiangyu, et al. Multi-criteria decision making of biomass gasification-based cogeneration systems with heat storage and solid dehumidification of desiccant coated heat exchangers [J]. Energy, 2021, 233: 121122. DOI: 10.1016/J.ENERGY.2021.121122

[9] Tian Shaochen, Su Xing, Shao Xiaolu. Optimization and evaluation of a solar energy, heat pump and desiccant wheel hybrid system in a nearly zero energy building[J]. Building Simulation, 2020, 13(6): 1. DOI: 10.1007/s12273-020-0627-0

[10] 熊焱元，刘顺波，刘浩. 变频除湿机性能研究[J]. 制冷与空调(四川)，2009，23(6)：98
Xiong Yanyuan, Liu Shunbo, Liu Hao. Performance study of variable frequency dehumidifier [J]. Refrigeration and Air Conditioning (Sichuan), 2009, 23(6): 98

[11] 任奎. 转轮除湿空调系统性能及其能耗分析研究[D]. 镇江：江苏大学，2017
Ren Kui. Performance and energy consumption analysis of rotary desiccant air conditioning system[D]. Zhenjiang: Jiangsu University, 2017

[12] 阿曼古丽·开恩斯，成家豪，曹祥，等. 一种基于四换热器构型的整体式热泵热回收型新风除湿机[J]. 制冷学报，2022，43(4)：113
Amanguli K, Cheng Jiahao, Cao Xiang, et al. A novel integrated fresh air dehumidifier with four-heat-exchanger configuration based on heat pump recovery[J]. Journal of Refrigeration, 2022, 43(4): 113

（编辑　刘　彤）

DOI:10.11918/202504076

二阶间断有限元特征线耦合中子输运计算方法

张广春,彭靖含

(哈尔滨工业大学 能源科学与工程学院 核科学与技术研究所,哈尔滨 150001)

摘 要:轴向函数展开中子输运计算方法作为一种新的全堆高保真输运计算途径,具有稳定迭代收敛的优势,能避免传统2D/1D方法在强非均匀条件下可能出现的数值不稳定性。然而,现有研究大多仅采用一阶轴向试探函数,为达到足够精度需要细化轴向网格,轴向层数和内存占用显著增加。针对这一问题,将轴向试探函数扩展至二阶,推导了对应3×3系数矩阵的解析矩阵逆和矩阵指数求解方法,并在3D C5G7国际基准算例上实现和验证了二阶求解器的性能。结果表明:在较粗轴向网格条件下,二阶轴向展开方法能够显著提高燃料栅元功率分布计算精度(将功率计算相对误差降低至一阶方法的1/2~1/5),并使达到同等精度所需的轴向分层数减少为一阶方法的约1/3,从而将内存需求降低约50%。同时,二阶近似保持了稳定的数值迭代特性。然而,由于粗轴向网格条件下传统粗网扩散差分(coarse mesh finite difference,CMFD)迭代加速方法效率下降,二阶方法收敛所需迭代步数较一阶方法有所增加,总计算时间未出现明显缩减。总体而言,本文提出的二阶轴向函数展开方法在保持全堆输运计算高精度的同时,大幅降低了对轴向网格划分和内存资源的要求,对于开发高效高保真反应堆物理计算工具具有重要意义。

关键词:轴向函数展开方法;间断有限元方法;二阶试探函数;C5G7基准题

中图分类号:TL323 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0188-07

Second-order discontinuous finite element characteristic-line coupled method for neutron transport calculations

Zhang Guangchun, Peng Jinghan

(Institute of Nuclear Science and Technology, School of Energy Science and Engineering, Harbin Institute of Technology, Harbin 150001, China)

Abstract: The axial function expansion method for neutron transport offers a novel full-core, high-fidelity transport calculation approach with the advantage of stable iterative convergence, avoiding the numerical instabilities that traditional 2D/1D methods may encounter under strongly heterogeneous conditions. However, most existing axial expansion implementations use only first-order (linear) axial trial functions; achieving sufficient accuracy therefore requires very fine axial meshes, leading to a substantial increase in the number of axial layers and high memory usage. To address this issue, this paper extends the axial expansion to second-order (quadratic) trial functions. Analytical solutions for the inverse and matrix exponential of the resulting 3×3 coefficient matrix are derived, and the performance of the second-order solver is implemented and validated on the 3D C5G7 international benchmark. The results demonstrate that with relatively coarse axial meshes, the quadratic approximation significantly improves the pin-wise power calculation accuracy (reducing the relative power error to about 1/2-1/5 of that of the first-order method), and decreases the number of axial layers required to achieve equivalent accuracy to roughly one-third of that needed by the linear method, thereby reducing the memory requirement by roughly 50%. Concurrently, the quadratic method also retains stable iterative convergence behavior. However, due to the diminished effectiveness of the conventional coarse-mesh finite-difference (CMFD) acceleration scheme on large axial mesh cells, the quadratic approximation requires more iterations to converge than the first-order method, so no significant reduction in total computing time was observed. In summary, the proposed second-order axial expansion method maintains high-fidelity in whole-core transport calculation accuracy while substantially lowering the mesh density and memory demand, which is of great significance for the development of efficient high-fidelity reactor-physics simulation tools.

Keywords: axial functional expansion method; discontinuous finite element method; quadratic trial functions; C5G7 benchmark problem

收稿日期:2025-04-28;**录用日期**:2025-06-17;**网络首发日期**:2025-08-04
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20250804.1457.004
基金项目:国家自然科学基金(12375167)
作者简介:张广春(1986—),男,副教授,博士生导师
通信作者:张广春,gczhang@hit.edu.cn

三维(3D)全堆非均匀输运计算能够提供高保真、高分辨率的堆芯功率分布，受到越来越多的关注。2D/1D 方法最先由韩国学者提出，并成功地应用于压水堆(PWR)的全堆输运计算[1-3]。在 2D/1D 方法中，3D 问题在轴向上被分解为多个 2D 问题，这些 2D 问题采用二维特征线法(MOC)求解，并通过轴向的泄漏项耦合起来。轴向 1D 输运方程通常采用保真度较低的方法求解，如节块展开法(NEM)或简化球谐函数方法(SP3)[4]。然而，2D/1D 方法在应用于小轴向网格、强轴向非均匀性或低密度区域的问题时，会表现出数值不稳定的问题[4]。为了消除 2D/1D 的不稳定性问题，Kelly 和 Larsen 提出了一种改进的 2D/1D 近似方法，该方法保留了径向的输运特征和轴向的扩散近似，并提出了一种稳定的迭代方法[5]。值得注意的是，基于三维射线追踪技术的三维 MOC 程序[6-7]可以避免 2D/1D 方法的数值不稳定问题，但计算成本高，难以应用于实际的全堆高保真中子学计算。

为克服 2D/1D 方法的问题，阿贡国家实验室提出了轴向函数展开中子输运计算方法，并据此开发了高保真全堆输运程序 PROTEUS-MOC[8-9]。该程序在径向上采用 MOC 方法刻画堆芯因燃料、慢化剂及冷却剂复杂布置引起的强非均匀性；采用间断伽辽金有限元方法描述中子在轴向的分布。与传统 2D/1D 方法相比，轴向函数展开方法避免了横向积分过程，各层之间的耦合更紧密，更好地保留了轴向的中子输运特征，数值计算非常稳定。在轴向函数展开方法中，径向上每个单元的轴向角通量变化用一组正交多项式展开。目前，PROTEUS-MOC 程序仅实现了一阶轴向展开(一阶近似)，需要较细的轴向网格以实现较高的计算精度。为减少轴向函数展开方法的内存负担，本文将轴向一阶试探函数推广至二阶试探函数，提出二阶近似；利用 3D C5G7 基准题对二阶求解器进行了验证和性能测试。西安交通大学开发的 NECP-X 高保真反应堆物理程序则采用多级并行的 2D/1D 耦合方法(径向平面上使用 MOC，轴向使用较低阶的近似求解)，在轴向网格较细时可能出现迭代稳定性方面的挑战。相比之下，本文提出的二阶轴向函数展开方法在国内尚属首次实现。通过采用更高阶的轴向近似，本方法大幅减少了达到同等精度所需的轴向层数，降低了内存需求，并避免了过细网格可能引发的数值不稳定性，优于上述现有方法。

1　轴向函数展开计算方法的理论模型

从 3D 稳态中子输运方程的多群离散纵标形式出发：

$$\left(\mu_m\frac{\partial}{\partial x}+\eta_m\frac{\partial}{\partial y}+\xi_m\frac{\partial}{\partial z}\right)\psi_{gm}(\vec{r})+\Sigma_{tg}(\vec{r})\psi_{gm}(\vec{r})=Q_{sgm}(\vec{r})+\lambda Q_{fgm}(\vec{r}),m=1,2,\cdots,M,g=1,2,\cdots,G \tag{1}$$

式中：g 为能群索引，G 为最大能群数，m 为角度索引，M 为最大角度数，$\vec{r}$ 为空间变量，μ_m、η_m 和 ξ_m 为 m 方向的角度余弦，$\Sigma_{tg}(\vec{r})$ 为第 g 群总截面，$\psi_{gm}(\vec{r})$ 为第 g 群第 m 个角度的中子角通量，$Q_{sgm}(\vec{r})$ 和 $Q_{fgm}(\vec{r})$ 分别为第 g 群和第 m 个方向的散射源和裂变源，λ 为特征值。

轴向函数展开方法适用于轴向拉伸几何模型。首先，将 2D 问题拉伸为 3D 问题。其次，将径向上每个单元的角通量 $\psi_m(x,y,z)$ 及源 $Q_m(x,y,z)$ 在轴向上的变化用正交基函数表示，即

$$\psi_m(x,y,z)\approx\sum_{j=1}^{J}\tilde{\psi}_{m,j}(x,y)u_j(z) \tag{2}$$

$$Q_m(x,y,z)\approx\sum_{j=1}^{J}\tilde{Q}_{m,j}(x,y)u_j(z) \tag{3}$$

式中：J 为展开阶数，m 为角度方向索引，$u_j(z)$ 为第 j 阶基函数，$\tilde{\psi}_{m,j}(x,y)$ 和 $\tilde{Q}_{m,j}(x,y)$ 分别为角通量及源的展开系数。

将式(2)及式(3)代入中子输运方程式(1)，并应用间断伽辽金权重残差方法，将 3D 中子输运方程转化为一组相互耦合的 2D 方程系统。如第 k 层的耦合方程系统可以写作如下形式：

$$\left(\mu_m\frac{\partial\tilde{\psi}_{kmj}}{\partial x}+\eta_m\frac{\partial\tilde{\psi}_{kmj}}{\partial y}\right)\int_{z_k^-}^{z_k^+}\mathrm{d}z[u_j(z)]^2+\xi_m u_j(z_k^+)\sum_{j'=1}^{J}\tilde{\psi}_{kmj'}(x,y)u_{j'}(z_k^+)-\xi_m\sum_{j'=1}^{J}\tilde{\psi}_{kmj'}(x,y)\int_{z_k^-}^{z_k^+}\mathrm{d}zu_{j'}(z)\frac{\partial u_j}{\partial z}+\Sigma_{tk}\tilde{\psi}_{kmj}(x,y)\int_{z_k^-}^{z_k^+}\mathrm{d}z[u_j(z)]^2=\tilde{Q}_{kmj}(x,y)\int_{z_k^-}^{z_k^+}\mathrm{d}z[u_j(z)]^2+\xi_m\psi_{km}(x,y,z_k^-)u_j(z_k^-),j=1,2,\cdots,J \tag{4}$$

式中：z_k^- 和 z_k^+ 分别为第 z 层的下边界和上边界，$\psi_{km}(x,y,z_k^-)$ 为第 k 层的入射中子角通量。式(4)代表的方程系统可以写作如下矩阵形式：

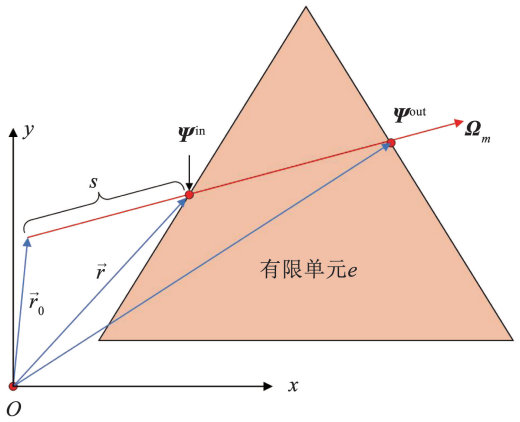
$$\boldsymbol{\Omega}\cdot\nabla\boldsymbol{\psi}_{k,m}(x,y)+\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}\boldsymbol{\psi}_{k,m}(x,y)=\boldsymbol{S}_{k,m} \tag{5}$$

式中：$\boldsymbol{\psi}_{k,m}(x,y)$ 为展开系数组成的向量，$\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}$ 为 $J\times J$ 阶系数矩阵，$\boldsymbol{S}_{k,m}$ 为源展开系数组成的向量。利用

特征线法对式(3)进行解析求解,即

$$\boldsymbol{\psi}_{k,m}(s)=\exp(-\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}s/\sin\theta_m)\boldsymbol{\psi}_{k,m}(0)+\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}^{-1}[\boldsymbol{I}-\exp(-\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}s/\sin\theta_m)]\boldsymbol{S}_{k,m} \tag{6}$$

式中:$\boldsymbol{I}$ 为 $J\times J$ 阶单位矩阵,s 为特征线段长度,θ_m 为第 m 个方向的极角。式(4)的求解依赖于相邻轴向层提供的出射角通量信息。因此,$\theta_m>0$ 时,输运扫描过程从底层向顶层进行;当 $\theta_m<0$ 时,输运扫描过程由顶层向底层进行。特征线方法的方程系统如图 1 所示。



注:$\boldsymbol{\psi}^{\text{in}}=(\tilde{\psi}_1^{\text{in}},\cdots,\tilde{\psi}_J^{\text{in}})^{\mathrm{T}}$ 为入射通量,$\boldsymbol{\psi}^{\text{out}}=(\tilde{\psi}_1^{\text{out}},\cdots,\tilde{\psi}_J^{\text{out}})^{\mathrm{T}}$ 为出射通量。

图 1 特征线方法计算的坐标系统

Fig. 1 Coordinates system of the MOC calculation

由式(6)可以看出,求解特征线上的中子通量需要对符号矩阵 $\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}$ 进行求逆和矩阵指数的操作,这在展开函数为一阶时较为简单,而在展开函数为高阶时比较困难。本文推导出了 $\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}$ 为 3×3 矩阵时的矩阵逆和矩阵指数的解析表达式,并在 1.1 节中给出。

1.1 一阶近似下的基函数及系数矩阵

对于轴向层$[z_{k-1},z_k]$,一阶基函数$\{v_{kj}(z),j=1,2\}$及试探函数$\{b_{kj}(z),j=1,2\}$定义如下:

$$v_{k1}(z)=b_{k1}(z)=\begin{cases}1, & \text{if } z\in[z_{k-1},z_k]\\ 0, & \text{otherwise}\end{cases} \tag{7}$$

$$v_{k2}(z)=b_{k2}(z)=\begin{cases}\dfrac{2}{Z_k}\left(z-\dfrac{z_{k-1}+z_k}{2}\right), & \text{if } z\in[z_{k-1},z_k]\\ 0, & \text{otherwise}\end{cases} \tag{8}$$

式中 $Z_k=z_k-z_{k-1}$ 为第 k 层的高度。系数矩阵 $\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}$ 和源向量 $\boldsymbol{S}_{k,m}$ 可以显式写作

$$\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}=\begin{cases}\begin{bmatrix}\Sigma_{k,t}+\xi_m/Z_k & \xi_m/Z_k\\ -3\xi_m/Z_k & \Sigma_{k,t}+3\xi_m/Z_k\end{bmatrix}, & \xi_m\geqslant 0\\ \begin{bmatrix}\Sigma_{k,t}-\xi_m/Z_k & \xi_m/Z_k\\ -3\xi_m/Z_k & \Sigma_{k,t}-3\xi_m/Z_k\end{bmatrix}, & \xi_m<0\end{cases} \tag{9}$$

$$\boldsymbol{S}_{k,m}=\begin{cases}\begin{bmatrix}Q_{k,m,1}+\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\\ Q_{k,m,2}-3\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\end{bmatrix}, & \xi_m\geqslant 0\\ \begin{bmatrix}Q_{k,m,1}-\xi_m\psi_{k,m}(z_k^+)/Z_k\\ Q_{k,m,2}-3\xi_m\psi_{k,m}(z_k^+)/Z_k\end{bmatrix}, & \xi_m<0\end{cases} \tag{10}$$

式中:$\xi_m=\cos\theta_m$,$\Sigma_{k,t}$ 为第 k 层网格单元上的总截面。

此时,矩阵 $\boldsymbol{\Sigma}_{k,t}$ 的逆为

$$\boldsymbol{\Sigma}_{kem}^{-1}=\frac{1}{\Sigma_{tke}^2\pm 4\Sigma_{tke}\omega_{km}+6\omega_{km}^2}\begin{bmatrix}\Sigma_{tke}\pm 3\omega_{km} & -\omega_{km}\\ 3\omega_{km} & \Sigma_{tke}\pm\omega_{km}\end{bmatrix} \tag{11}$$

其中 $\omega_{km}=\xi_m/Z_k$。

$\boldsymbol{\Sigma}_{k,t}$ 的矩阵指数 $\bar{\bar{\alpha}}=\exp(-\boldsymbol{\Sigma}_{k,e,m}s/\sin\theta_m)$ 可以写作

$$\bar{\bar{\alpha}}=\exp\left[-\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}}(\Sigma_{tke}\pm 2\omega_{km})\right]\begin{bmatrix}\alpha_{11} & \alpha_{12}\\ \alpha_{21} & \alpha_{22}\end{bmatrix} \tag{12}$$

其中

$$\begin{aligned}\alpha_{11}&=\cos\left(\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}}\sqrt{2}\omega_{km}\right)\pm\frac{1}{\sqrt{2}}\sin\left(\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}}\sqrt{2}\omega_{km}\right),\\ \alpha_{12}&=-\frac{1}{\sqrt{2}}\sin\left(\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}}\sqrt{2}\omega_{km}\right)\\ \alpha_{21}&=\frac{3}{\sqrt{2}}\sin\left(\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}}\sqrt{2}\omega_{km}\right),\\ \alpha_{22}&=\cos\left(\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}}\sqrt{2}\omega_{km}\right)\mp\frac{1}{\sqrt{2}}\sin\left(\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}}\sqrt{2}\omega_{km}\right)\end{aligned} \tag{13}$$

(14)

1.2 二阶近似下的基函数及系数矩阵

对于轴向层$[z_{k-1},z_k]$,二阶基函数$\{v_{kj}(z),j=1,3\}$及试探函数$\{b_{kj}(z),j=1,3\}$中的零阶和一阶函数与式(5)和式(6)具有相同的形式。二阶函数基函数和试探函数如下:

$$v_{k3}(z)=b_{k3}(z)=\begin{cases}\dfrac{6}{Z_k^2}\left(z-\dfrac{z_{k-1}+z_k}{2}\right)^2-\dfrac{1}{2}, & \text{if } z\in[z_{k-1},z_k]\\ 0, & \text{otherwise}\end{cases} \tag{15}$$

系数矩阵 $\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}$ 和源向量 $\boldsymbol{S}_{k,m}$ 可以显式写作

$$\boldsymbol{\Sigma}_{k,m}=\begin{cases}\begin{bmatrix}\Sigma_{k,t}+\omega_{km} & \omega_{km} & \omega_{km}\\ -3\omega_{km} & \Sigma_{k,t}+3\omega_{km} & 3\omega_{km}\\ 5\omega_{km} & -5\omega_{km} & \Sigma_{k,t}+5\omega_{km}\end{bmatrix}, & \xi_m\geqslant 0\\ \begin{bmatrix}\Sigma_{k,t}-\omega_{km} & \omega_{km} & -\omega_{km}\\ -3\omega_{km} & \Sigma_{k,t}-3\omega_{km} & 3\omega_{km}\\ -5\omega_{km} & -5\omega_{km} & \Sigma_{k,t}-5\omega_{km}\end{bmatrix}, & \xi_m<0\end{cases} \tag{16}$$

$$\boldsymbol{S}_{k,m}=\begin{cases}\begin{bmatrix}Q_{k,m,1}+\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\\ Q_{k,m,2}-3\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\\ Q_{k,m,3}+5\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\end{bmatrix}, & \xi_m\geqslant 0\\ \begin{bmatrix}Q_{k,m,1}-\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\\ Q_{k,m,2}-3\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\\ Q_{k,m,3}-5\xi_m\psi_{k,m}(z_k^-)/Z_k\end{bmatrix}, & \xi_m<0\end{cases} \tag{17}$$

$\boldsymbol{\Sigma}_{k,e,m}$的逆可以写作

$$\boldsymbol{\Sigma}_{kem}^{-1}=\frac{1}{\det(\boldsymbol{\Sigma}_{kem})}\begin{bmatrix}30\omega_{km}^2\pm 8\omega_{km}\Sigma_{tke}+\Sigma_{tke}^2 & \mp\omega_{km}(10\omega_{km}\pm\Sigma_{tke}) & \mp\omega_{k,m}\Sigma_{tke}\\ 3\omega_{km}(\pm 10\omega_{km}+\Sigma_{tke}) & \Sigma_{tke}(\pm 6\omega_{km}+\Sigma_{tke}) & \mp 3\omega_{km}(2\omega_{km}\pm\Sigma_{tke})\\ \mp 5\omega_{km}\Sigma_{tke} & 5\omega_{km}(\pm 2\omega_{km}+\Sigma_{tke}) & 6\omega_{km}^2\pm 4\omega_{km}+\Sigma_{tke}^2\end{bmatrix} \tag{18}$$

矩阵指数$\bar{\bar{\alpha}}=\exp(-\boldsymbol{\Sigma}_{k,e,m}s/\sin\theta_m)$可以写作

$$\bar{\bar{\alpha}}=\exp(\tilde{a}\tau)\{\boldsymbol{A}+\exp(\tilde{b}\tau)[\cos(\tilde{c}\tau)\boldsymbol{B}+\sin(\tilde{c}\tau)\boldsymbol{C}]\} \tag{19}$$

$$\tau=-\frac{s}{\sqrt{1-\xi_m^2}} \tag{20}$$

$$\begin{aligned}\tilde{a}&=[\Sigma_{tke}\pm\omega_{km}(3-3^{1/3}+3^{2/3})]\\ \tilde{b}&=\pm\frac{3}{2}\omega_{km}(3^{1/3}-3^{2/3})\\ \tilde{c}&=\frac{3}{2}\omega_{km}(3^{-1/6}+3^{1/6})\end{aligned} \tag{21}$$

$$\boldsymbol{A}=\frac{1}{3(3+3^{1/3}-3^{2/3})}\begin{bmatrix}5-3^{1/3}+3^{5/3} & \mp(1+7\cdot 3^{-1/3}-3^{1/3}) & -1+3^{1/3}+3^{2/3}\\ \pm(3+7\cdot 3^{2/3}-3^{4/3}) & 3+3^{1/3}-5\cdot 3^{2/3} & \mp(3-3^{2/3}-3^{4/3})\\ 5(-1+3^{1/3}+3^{2/3}) & \pm 5(1-3^{-1/3}-3^{1/3}) & 1-3^{2/3}+3^{4/3}\end{bmatrix} \tag{22}$$

$$\boldsymbol{B}=\frac{1}{3(3+3^{1/3}-3^{2/3})}\begin{bmatrix}2(2+2\cdot 3^{1/3}-3^{5/3}) & \pm(1+7\cdot 3^{-1/3}-3^{1/3}) & 1-3^{1/3}-3^{2/3}\\ \mp(3+7\cdot 3^{2/3}-3^{4/3}) & 2(3+3^{1/3}+3^{2/3}) & \pm(3-3^{2/3}-3^{4/3})\\ 5(1-3^{2/3}-3^{1/3}) & \mp 5(1-3^{-1/3}-3^{1/3}) & 2(4-3^{2/3})\end{bmatrix} \tag{23}$$

$$\boldsymbol{C}=\begin{bmatrix}\mp(7\cdot 3^{-5/6}-3^{-1/6})/2 & -3^{-7/6}+2\cdot 3^{-5/6} & \mp(3^{-5/6}-3^{-1/6})/2\\ 3^{-1/6}-2\cdot 3^{1/6} & \mp(3^{-1/6}-3^{1/6}) & 3^{-1/6}\\ \mp 5(3^{-5/6}-3^{-1/6})/2 & -5\cdot 3^{-7/6} & \pm(3^{-5/6}+3^{-1/6})/2\end{bmatrix} \tag{24}$$

1.3　粗网有限差分(CMFD)理论模型

在实际计算中，全堆输运问题的占优比常常接近于1，这导致输运程序的迭代收敛十分缓慢。为此，引入了粗网有限差分(CMFD)加速方法。其思想类似于多重网格技巧，主要是利用粗网的低阶方程来加速细网的高阶输运方程。粗网格和细网格对应关系如图2所示。

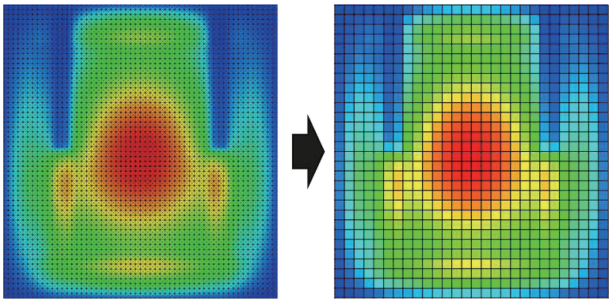


图2　CMFD 网格示意

Fig. 2　Schematic of CMFD's mesh

根据中子守恒推导得到粗网上的控制方程：

$$\sum_J J_g^c(I,J)S^c(I,J)+\bar{\Sigma}_{t,g}^c(I)\,\bar{\Phi}_g^c(I)V^c(I)=\bar{Q}_g^c(I)V^c(I) \tag{25}$$

$$\bar{Q}_g^c(I)=\sum_{g'=1}^{G}\bar{\Sigma}_{s,g'\to g}^c(I)\,\bar{\Phi}_{g'}^c(I)+\frac{1}{k_{\text{eff}}^c}\chi_g^c(I)\sum_{g'=1}^{G}\nu\,\bar{\Sigma}_{f,g'}^c(I)\,\bar{\Phi}_{g'}^c(I) \tag{26}$$

$$J_g^c(I,J)=-\tilde{D}_g^c(I,J)(\bar{\Phi}_g^c(J)-\bar{\Phi}_g^c(I))+\hat{D}_g^c(I,J)(\bar{\Phi}_g^c(J)+\bar{\Phi}_g^c(I)) \tag{27}$$

$$\bar{\Phi}_g^c(I)=\frac{\sum_{i\in\vec{r}}\Phi_g(i)V_i}{V^c(I)} \tag{28}$$

$$\bar{\Sigma}_{x,g}^c(I)=\frac{\sum_{i\in I}\Sigma_{x,g}(i)\Phi_g(i)V_i}{\bar{\Phi}_g^c(I)V^c(I)} \tag{29}$$

$$\bar{D}_g^c(I)=\frac{1}{3\,\bar{\Sigma}_{t,g}^c(I)} \tag{30}$$

$$\tilde{D}_g^c(I,J)=\frac{2\,\bar{D}_g^c(I)\bar{D}_g^c(J)}{\bar{D}_g^c(I)\Delta x(J)+\bar{D}_g^c(J)\Delta x(I)} \tag{31}$$

$$\hat{D}_g^c(I,J)=\frac{\bar{J}_g^c(I,J)+\tilde{D}_g^c(I,J)(\bar{\Phi}_g^c(J)-\bar{\Phi}_g^c(I))}{\bar{\Phi}_g^c(J)+\bar{\Phi}_g^c(I)} \tag{32}$$

式中：$V^c(I)$ 和 $S^c(I,J)$ 分别为粗网单元 I 的体积和其与粗网单元 J 的公共面面积，$\bar{\Phi}_g^c(I)$ 和 $\bar{\Phi}_g^c(J)$ 分别为两个粗网单元的标通量，$\tilde{D}_g^c(I,J)$ 和 $\hat{D}_g^c(I,J)$ 分别为粗网单元 I 关于粗网单元 J 的差分扩散系数和中子流修正系数，$J_g^c(I,J)$ 和 $\bar{J}_g^c(I,J)$ 分别为根据式(12)和输运计算结果统计得到的粗网单元 I 对粗网单元 J 的净中子流，细网单元 i 被粗网单元 I 所覆盖，其余带上标“c”和顶线“ – ”的符号是与输运方程中各符号对应的粗网参数。

将式(12)代入式(10)，整理得如下算子形式：

$$A_g^c\boldsymbol{\Phi}_g^c = \sum_{g'=1,g'\neq g}^{G} S_{g'\to g}^c\boldsymbol{\Phi}_{g'}^c + \frac{1}{\bar{k}_{\text{eff}}}\sum_{g'=1}^{G} F_{g'\to g}^c\boldsymbol{\Phi}_{g'}^c \tag{33}$$

$$S_{g'\to g}^c[I,J] = \begin{cases} \bar{\Sigma}_{s,g'\to g}^c(I)\times V^c(I), & I=J \\ 0, & I\neq J \end{cases} \tag{34}$$

$$F_{g'\to g}^c[I,J] = \begin{cases} \bar{\chi}_g^c(I)\times\nu\bar{\Sigma}_{f,g'}^c(I)\times V^c(I), & I=J \\ 0, & I\neq J \end{cases} \tag{35}$$

$$A_g^c[I,J] = \begin{cases} \sum_{f=1}(\hat{D}_g^{c,f}(I,J)+\tilde{D}_g^{c,f}(I,J))S^c(I,J)+(\bar{\Sigma}_{t,g}^c(I)-\bar{\Sigma}_{s,g'\to g}^c(I))V^c(I), & I=J \\ (\hat{D}_g^{c,f}(I,J)-\tilde{D}_g^{c,f}(I,J))S^c(I,J), & J=I+e \\ 0, & J\neq I \text{ and } J\neq I+e \end{cases} \tag{36}$$

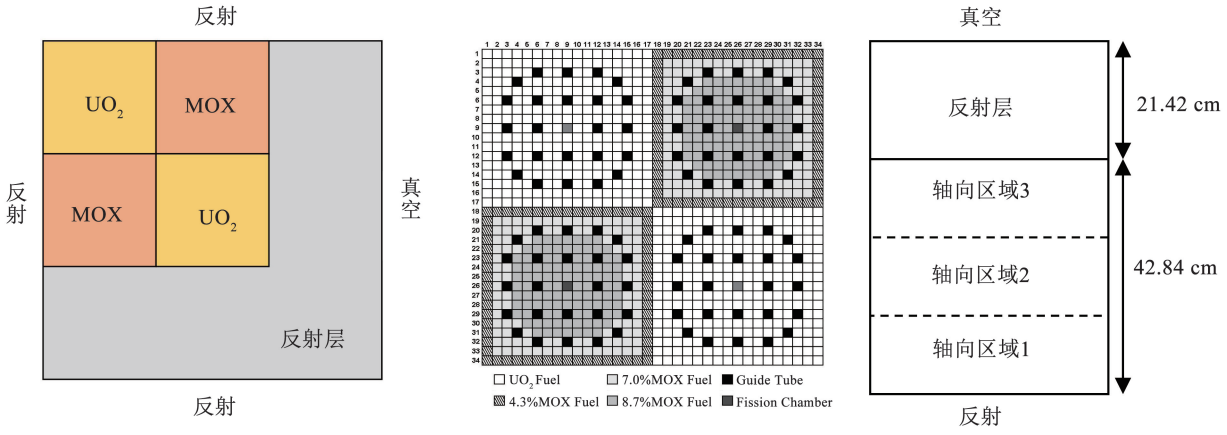
在完成对粗网扩散近似方程的计算后，程序将使用式(37)和式(38)对输运通量和特征值进行更新，以实现加速效果。式(37)和式(38)中的 n 表示第 n 次输运迭代，$n+1/2$ 表示更新后的输运结果，$\boldsymbol{\Phi}_g^{n+1/2}$ 和 $k_{\text{eff}}^{n+1/2}$ 将用于第 $n+1$ 次输运迭代更新源项。

$$\boldsymbol{\Phi}_g^{n+1/2}(i) = \frac{\bar{\Phi}_g^c(I)}{\bar{\Phi}_g^{c,t}(I)}\boldsymbol{\Phi}_g^n(i),\ i\in I \tag{37}$$

$$k_{\text{eff}}^{n+1/2} = k_{\text{eff}}^c \tag{38}$$

2 数值结果

利用 3D C5G7 基准题[10]（由 OECD/NEA 提出的三维非均匀堆芯中子输运基准问题）对二阶近似方法的性能进行测试。如图 3 所示，3D C5G7 基准题由两个 MOX 和两个 UO_2 燃料组件组成，燃料组件周围为水反射层。每个燃料组件包含 263 个燃料栅元，25 个导向管以及 1 个裂变室。C5G7 模型的堆芯活性区高度为 42.84 cm，轴向水反射层高度为 21.42 cm。轴向顶部的边界条件为真空边界，底部为反射边界条件。C5G7 的详细参数见文献[10]。



(a) 径向布置 (b) 4个燃料组件内的栅元布置 (c) 轴向布置

图 3 3D C5G7 问题

Fig. 3 3D C5G7 problem

利用二阶轴向函数展开方法对 3D C5G7 问题进行了计算。计算参数如下：每个栅元内的燃料棒和慢化剂在半径上分别被离散为 3 区和 2 区；整个燃料栅元径向上被离散为 160 个单元；控制棒和导向管在半径上离散为 5 区；整个角度相空间被离散为 384 个角度；特征值、裂变源的收敛准则为 1.0e-5；中子角通量的收敛准则为 1.0e-4；计算采用定点迭代格式[8]，每次外迭代进行两次输运扫描。为方便比较一阶近似和二阶近似方法的精度，准备了两套轴向网格并分别进行了计算。在轴向网格 1 中，堆芯活性区和轴向反射层分别离散为 18 和 12 层，此时采用一阶近似计算得到的燃料栅元功率分布的最大误差不超过 2%；轴向网格 2 由轴向网格 1 放粗 3 倍得到，此时二阶近似（采用轴向网格 2）具有与

一阶近似(采用轴向网格 1)相似的计算精度。

3D C5G7 问题的基准结果来自文献[10]，由 MCNP 程序计算得到。为方便确定论程序和蒙卡程序的比较，文献[10]给出了图 3(c)中 3 个不同轴向段上的每个栅元的积分功率。程序的精度由以下 4 个误差标定，即最大误差(E_{MAX})、平均误差(E_{AVG})、均方根误差(E_{RMS})以及平均相对误差(E_{MR})。这 4 个误差的具体定义如下：

$$E_{MAX} = \max_n |e_n|,\ E_{AVG} = \frac{1}{N}\sum_{n=1}^{N}|e_n|,$$

$$E_{RMS} = \sqrt{\frac{1}{N}\sum_{n=1}^{N}e_n^2},\ E_{MR} = \frac{1}{N\cdot P_{avg}}\sum_{n=1}^{N}|e_n|P_n \quad (39)$$

式中：N 为燃料栅元的数量，P_n 为第 n 个燃料栅元的功率，e_n 为第 n 个栅元功率的百分比误差，P_{avg} 为组件的平均功率。

表 1 展示了分别采用一阶近似和二阶近似方法计算得到的特征值结果，以及相对 MCNP 基准结果的功率误差，MCNP 计算得到的特征值为 1.143 08。可以看出：一阶近似使用轴向网格 1 时计算得到的特征值误差为 −4 pcm，最大轴向段功率误差仅为 1.7%，发生在靠近反射层的轴向段 3；当使用轴向网格 2 时，一阶近似的计算结果并不理想，特征值误差为 41 pcm，最大功率误差为 4%。而采用轴向网格 2 的二阶近似得到了与采用轴向网格 1 的一阶近似相近的计算结果：特征值误差仅为 2 pcm，同时在 3 个轴向段的最大功率误差为 0.98%，1.12% 和 1.72%，与一阶近似精度相当。同时还可以看出，二阶近似得到的 E_{AVG} 和 E_{RMS} 结果远小于最大误差值(E_{MAX})，表明在该问题中大多数燃料栅元功率相对误差在 1% 以下，只有个别栅元的功率误差大于 1%；轴向段 3 中的 E_{MR} 为 0.08%，与轴向段 1 和 2 的结果相近，表明轴向段 3 中功率误差较大的情况发生在功率相对较小的栅元内。表 1 的结果表明，二阶近似在保证计算精度相同的前提下，所需的轴向网格层数仅为一阶近似的 1/3，所需内存仅为一阶近似的 1/2(二阶近似需要额外的内存空间存储第 3 个展开系数)。

表 1　分别采用一阶和二阶近似计算得到的特征值及相对 MCNP 结果的功率误差

Tab. 1　Calculation results of eigenvalue and power errors with respect to the MCNP results obtained by linear and quadratic approximations respectively

	一阶近似						二阶近似		
轴向网格数	30			10			10		
活性区网格大小/cm	2.38			7.14			7.14		
反射层区网格大小/cm	1.785			5.355			5.355		
特征值	1.143 04			1.143 49			1.143 10		
特征值误差/pcm	−4			41			2		
轴向段功率误差/%	轴向段			轴向段			轴向段		
	1	2	3	1	2	3	1	2	3
E_{MAX}	1.043	1.175	1.707	1.265	0.847	3.992	0.982	1.125	1.719
E_{AVG}	0.211	0.222	0.418	0.678	0.380	2.494	0.216	0.220	0.483
E_{RMS}	0.269	0.298	0.517	0.722	0.428	2.561	0.267	0.291	0.577
E_{MR}	0.086	0.068	0.070	0.334	0.154	0.475	0.093	0.069	0.083

通过比较一阶近似和二阶近似的结果还可以看出，当这两种方法使用相同的较粗的轴向网格(即均使用轴向网格 2)时，二阶近似可以大幅提高计算精度，将特征值的误差从 41 pcm 降至 2 pcm，最大功率误差(E_{MAX})从 4% 降至 1.7%。在中子通量变化较为平缓的轴向段 1 和 2 中，二阶近似计算的精度(以 E_{AVG}、E_{RMS} 和 E_{MR} 标定)是一阶近似方法的 2 ~ 3 倍；在中子通量变化较为剧烈的轴向段 3 中，二阶近似的精度是一阶近似的 5 倍左右。

表 2 对比了二阶近似(采用轴向网格 2)和一阶近似(采用轴向网格 1)时的计算效率，此时这两种方法的计算精度相当。一阶计算和二阶计算采用了相同的处理器数量(480 个 CPU 核)，但是基于不同的轴向和径向区域分解。可以看出，尽管达到相同计算精度所需的网格层更少，但是二阶近似(29 次)比一阶近似(14 次)需要更多的外迭代次数才能收敛，从总计算时间上来看，二阶近似并不比一阶近似的效率更高。二阶近似的计算效率结果表明，传统的 CMFD 加速算法在采用大的轴向网格层时计算效率并不高。随着轴向单元高度增大，粗网格内的通量分布近似变得更为粗糙，CMFD 对跨层中子流误差的校正能力被削弱，进而增大了特征值谱半径，

使得外层迭代在达到既定收敛准则时需要更多步数,从而出现迭代退化现象。

从表 2 还可以看出,二阶近似单次输运扫描时间由线性近似的 1.15 s 缩减至 0.56 s,主要原因在于:一方面,二阶展开仅需 10 层轴向网格,相比线性展开的 30 层网格将射线追踪段数和相关矩阵运算量直接削减为 1/3;另一方面,虽然二阶近似在每条射线段上需对 3 × 3 系数矩阵执行解析逆和矩阵指数运算,而线性方法仅需处理 2 × 2 矩阵,但此项额外开销仍远小于层数减少带来的整体运算量下降;同时,本工作在并行区域划分上采用了 6 × 10(轴向 × 径向)的分区方式,相较于线性方法的 4 × 15 分区更有利于负载均衡,降低了 MPI 通信等待时间;此外,层数减少也使得出射角通量的跨层交换次数和源项的更新广播开销同步下降,进一步提升了单次扫描效率。

表 2 一阶近似和二阶近似在计算精度相当时的计算效率对比

Tab. 2 Comparison of computational performance of linear and quadratic approximations for comparable accuracy

方法	总轴向网格数	轴向区域分解	径向区域分解	总处理器数量	单次输运扫描时间/s	总外迭代次数	总扫描次数	总计算时间/s
一阶近似	30	4	15	480	1.15	14	196	566.1
二阶近似	10	6	10	480	0.56	29	406	627.2

3 结 论

1)相比一阶近似,二阶近似可以在保证计算精度的条件下使用较粗的轴向网格,从而大幅减少网格层数,降低内存占用。具体来说,对于 3D C5G7 基准题,二阶近似将所需的轴向网格数降低至一阶近似的 1/3,内存降低为 1/2。

2)由于粗网差分加速算法在大轴向网格层下的性能较差,需要较多的外迭代次数才能达到收敛,二阶近似的计算效率相比一阶近似并没有优势。

3)在未来的工作中将着重开展两方面研究:针对大轴向网格条件下迭代加速性能下降的问题,设计并实现子层 CMFD 加速方法,将传统粗网格扩散差分算法拓展为分层加速结构,通过在不同粗网层次间耦合粗—细网格信息,进一步提升迭代收敛速率;引入基于谱半径优化的迭代控制策略,在 Krylov 子空间框架下动态调整迭代步长与松弛参数,最大程度地压缩特征值谱宽度,以提高整体求解效率。

参考文献

[1] Cho N Z, Lee G S, Park C J. Refinement of the 2-D/1-D fusion method for 3-D whole-core transport calculation[J]. Trans Am Nucl Soc, 2002, 87: 412

[2] Joo H G, Cho J Y, Kim K S, et al. Methods and performance of a three-dimensional whole-core transport code DeCART [C]//Proc Physics of Fuel Cycles and Advanced Nuclear Systems: Global Developments (PHYSOR-2004). Chicago, Illinois: [s. n.], 2004

[3] Chen Jun, Liu Zhouyu, Zhao Chen, et al. A new high-fidelity neutronics code NECP-X[J]. Annals of Nuclear Energy, 2018, 116: 417. DOI: 10.1016/j.anucene.2018.02.049

[4] Hursin M. Full core, heterogeneous, time dependent neutron transport calculations with the 3D code DeCART[D]. Berkeley: University of California, 2010

[5] Kelley B W, Collins B, Larsen E W. 2D/1D approximations to the 3D neutron transport equation. II: numerical comparisons[C]//Proc Mathematics and Computation (M&C 2013). Sun Valley, Idaho: [s. n.], 2013

[6] Smith M A, Kaushik D, Wollaber A, et al. New neutronics analysis tool development atargonne national laboratory[C]//Proc of Int Conf on Fast Reactors and Related Fuel Cycles (FR09). Kyoto: [s. n.], 2009

[7] Gunow G, Shanner S, Forget B, et al. Reducing 3D MOC storage requirements with axial on-the-fly ray tracing[C]//Proc PHYSOR 2016. Sun Valley, Idaho: [s. n.], 2016

[8] Lafleche A M, Smith M A, Lee C. Proteus-MOC: a 3D deterministic solver incorporating 2D method of characteristics [C]//Proc Mathematics and Computation (M&C 2013). Sun Valley, Idaho: [s. n.], 2013

[9] Zhang Guangchun, Hsieh A, Yang W S, et al. Consistent pCMFD acceleration schemes of the three-dimensional transport code PROTEUS-MOC[J]. Nuclear Science and Engineering, 2019, 193 (157): 1. DOI: 10.1080/00295639.2018.1560854

[10] OECD/NEA. Benchmark on deterministic transport calculations without spatial homogenization: a 2-D/3-D MOX fuel assembly 3-D benchmark[R]. Paris: OECD/NEA, 2003

(编辑 刘 彤)

DOI:10.11918/202508071

结冰特性动态感知与定量探测技术研究现状与展望

石 含[1],宋孟杰[1],桂 康[2,3],邵苛苛[1],葛俊锋[2,3],李 岩[4],王 飞[5],
徐志强[6],王 俊[6],张 旋[1],张 龙[1]

(1.北京理工大学 机械与车辆学院,北京 100081;2.多谱信息智能处理技术全国重点实验室(华中科技大学),
武汉 430074;3.华中科技大学 人工智能与自动化学院,武汉 430074;4.东北农业大学 工程学院,哈尔滨 150030;
5.青岛海尔空调器有限总公司,山东 青岛 266100;6.武汉航空仪表有限责任公司,武汉 430000)

摘 要:结冰现象在工业界与自然界中广泛存在,且常引发设备故障、交通隐患等各类不利影响。本文系统梳理了既有结冰探测技术的分类、原理及发展趋势,针对冰的声学、光学、热学、电学、力学5类物理特性分类,横向对比各特性下接触式与非接触式结冰探测传感器的探测范围与精度指标。分析结果表明:声学法和光学法接触式探冰技术适用于微米至毫米尺度冰层或水膜探测,最高可实现8 μm厚度分辨率,可满足飞行器表面0.3 mm冰层探测需求;冰内微尺度气泡与卤水通道引发显著的散射与干涉等会降低厚度探测精度,但同时为冰型区分提供了可量化的声学辨识基础;热学法接触式探冰技术通过监测冻结瞬间的潜热释放或冰体热阻和热容变化来实现,但难以精确区分毫米级厚度差异及不同冰型;电学法与机械法接触式结冰探测技术可稳定实现0.1~0.3 mm冰层厚度的探测精度,风洞实验表明,其可分辨0.06~0.45 mm的冰层,并已广泛用于飞行器、道路等结冰监测;对于风电叶片、输电线路等厘米级冰厚非接触实时监测需求,多采用探测精度1~10 mm的摄像式结冰探测技术;极地科考与航海运输所需的米级海冰探测,则依托空间分辨率达1 m且具备冰水区分、冰厚动态反演能力的微波及激光雷达遥感技术,以提供关键安全保障数据。进一步凝练了既有方法在多方案耦合精度提升与智能算法泛化能力增强方面的优化路径,为空天飞行器、寒区电网及海上风电等关键基础设施的冰灾防控提供理论支撑与实践路径。未来,结冰探测技术将借助声、光、热、电、力等多模态传感技术融合,实现冰型、冰厚、结冰面积等多参数高精度动态探测。

关键词:结冰特性;结冰类型;动态探测;厚度测量;多模态传感
中图分类号:TB69 **文献标志码**:A **文章编号**:0367-6234(2026)10-0195-34

Status and prospects of dynamic sensing and quantitative detection technologies for icing characteristics

Shi Han[1], Song Mengjie[1], Gui Kang[2,3], Shao Keke[1], Ge Junfeng[2,3], Li Yan[4], Wang Fei[5],
Xu Zhiqiang[6], Wang Jun[6], Zhang Xuan[1], Zhang Long[1]

(1. School of Mechanical Engineering, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China; 2. National Key Laboratory of Multispectral Information Intelligent Processing Technology (Huazhong University of Science and Technology), Wuhan 430074, China; 3. School of Artificial Intelligence and Automation, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, China; 4. College of Engineering, Northeast Agricultural University, Harbin 150030, China; 5. Qingdao Haier Air Conditioner Co., Ltd., Qingdao 266100, Shandong, China; 6. Wuhan Aviation Instrument Co., Ltd., Wuhan 430000, China)

Abstract: Ice formation is widespread in industrial and natural environments and often causes various adverse effects such as equipment failures and traffic hazards. This paper systematically reviewed the classification, principles, and development trends of existing ice detection technologies, and horizontally compared the detection ranges and accuracy indicators of contact and non-contact ice detection sensors under each property based on the classification of five physical properties of ice, namely, acoustics, optics, thermology, electricity, and mechanics. The analysis results show that acoustic and optical contact ice detection technologies are applicable to the detection of ice layers or water films at the micrometer to millimeter scale, achieving a maximum thickness resolution of 8 μm, which can meet the detection requirements of 0.3 mm ice layers on aircraft surfaces. Significant scattering and interference induced by micro-scale bubbles and brine channels within ice reduce the thickness detection

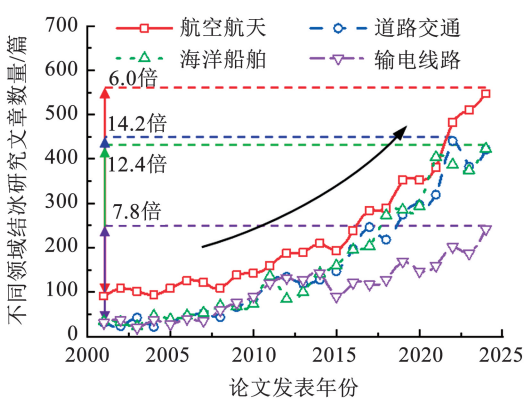
收稿日期:2025-08-30;**录用日期**:2025-09-18;**网络首发日期**:2025-10-28
网络首发地址:https://link.cnki.net/urlid/23.1235.T.20251028.1134.002
基金项目:河北省科学技术厅2024年度燕赵黄金台聚才计划骨干人才(科技平台)项目(244A7625D);北京市科学技术委员会、中关村科技园区管理委员会科技支撑项目(Z231100006123010);国家自然科学基金面上项目(52576006)
作者简介:石 含(2000—),男,博士研究生;宋孟杰(1984—),男,教授,博士生导师
通信作者:宋孟杰,mengjie.song@bit.edu.cn

accuracy, but simultaneously provide a quantifiable acoustic identification basis for ice type differentiation. Thermal contact ice detection technologies achieve detection by monitoring the latent heat release at the moment of freezing or the changes in thermal resistance and heat capacity of the ice body, but it is difficult to precisely distinguish millimeter-level thickness differences and different ice types. Electrical and mechanical contact ice detection technologies can stably achieve an ice layer thickness detection accuracy of 0.1–0.3 mm; wind tunnel experiments show that they can distinguish ice layers of 0.06–0.45 mm, and they have been widely used in ice monitoring of aircraft and roads. For the non-contact real-time monitoring requirements of centimeter-level ice thickness on wind turbine blades and transmission lines, camera-based ice detection technologies with a detection accuracy of 1–10 mm are mostly adopted. The meter-level sea ice detection required for polar scientific expeditions and maritime transportation relies on microwave and LiDAR remote sensing technologies with a spatial resolution of 1 m and the capabilities of ice-water differentiation and dynamic inversion of ice thickness, providing key safety guarantee data. Furthermore, the optimization paths of existing methods in improving the coupling accuracy of multiple schemes and enhancing the generalization ability of intelligent algorithms were further refined, providing theoretical support and practical paths for the prevention and control of ice disasters in key infrastructure such as aerospace vehicles, cold region power grids, and offshore wind power. In the future, ice detection technologies will integrate multimodal sensing technologies such as acoustic, optical, thermal, electrical, and mechanical sensing to achieve high-precision dynamic detection of multiple parameters, including ice type, ice thickness, and ice area.

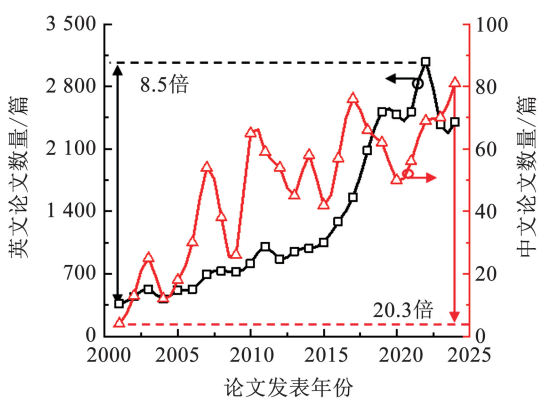
Keywords: icing characteristic; ice type; dynamic detection; thickness measurement; multimodal sensing

结冰现象广泛存在于航空航天、能源电力、交通运输等领域,设备表面覆冰常带来不利影响[1-3]。飞行器翼面结冰会导致其空气动力学特性改变,升力减小、阻力增加,飞行器的飞行性能降低可达50%[4]。风力发电机在沿海或高海拔低气压地区也会因叶片表面结冰而效率降低,甚至损坏。输电与通信线路会因覆冰断裂造成电力中断,覆冰也会导致信号塔倾倒,甚至造成人员伤亡。道路运输、海洋运输等交通领域也会因结冰发生危险事故[5-6]。海洋船舶及极地科考中的结冰灾害呈现出“裂隙隐匿致陷、甲板冰载致稳性失稳、旋翼微冰致升力骤减”三重耦合风险,其隐蔽性与瞬时链式破坏机理对人员安全与装备可靠性构成致命威胁[7-9]。不同领域对结冰特性研究的论文发表数量变化如图1(a)所示。该数据反映了结冰研究逐渐成为各工程领域的研究热点。为从源头遏制结冰诱发的不利影响,构建科学高效的除冰抑冰技术体系是核心路径,而研发高灵敏度、高精度与实时响应性的结冰探测技术,是其核心前提与关键支撑。

面对极端气候频发与装备复杂化趋势,传统“定时除冰”或“经验判断”已无法满足高可靠、低能耗、智能化的运行需求。实时、准确地获知结冰位置、厚度、类型及生长速率,是实现按需除冰、优化能量管理、延长设备寿命、保障人身安全的先决条件[10]。结冰探测技术已成为新一代飞行器适航认证、智能电网韧性提升、可再生能源高效利用的关键共性技术,其研究水平直接关系到国家重大基础设施的安全与经济运行[11]。如图1(b)所示,结冰探测技术相关中英论文发表数量逐渐递增,映射出极端气候条件下结冰灾害日益突出的现实威胁,也标志着结冰探测技术已从边缘课题跃升为中国航空航天、风电、电网等领域的共性关键技术,并获得了持续增加的研究投入与政策关注。



(a) 不同领域结冰特性研究论文数量逐年变化



(b) 结冰探测研究论文逐年变化

图 1 结冰危害及结冰探测技术研究论文数量

Fig. 1 Number of research papers on ice hazards and ice detection technologies

结冰探测的本质是对冰的特性进行探测，从物理学角度可将冰的特性分为声学、光学、热学、电学及力学 5 种[12-14]。声学上，利用冰-水-空气的显著声阻抗差异、冰层-基底/空气界面反/折射特性可实现结冰状态与厚度监测[15]；基于冰的光学特性进行结冰探测原理与声学相似，基于冰-水-空气对不同频率光波的反射率、散射系数、吸收系数等特性差异构建时域-频域分析反演实现结冰探测[16]；热学上，冰的导热系数约为水的 4 倍，热容约为水的 1/2，水冻结成冰时会释放约 334 kJ/kg 相变潜热，因此，通过监测上述热学特性差异判断是否结冰，结合热阻、热容分析也有望实现冰厚的精准探测[17]；电学上，特定频率段下冰和水的介电常数和电导率差异显著，结合时频特性分析可在探测结冰的基础上实现结冰类型、形貌的反演[18]；力学上，冰层附着导致结构体质量和刚度变化会引起其谐振频率偏移[19]。精确捕捉并解耦这些物理特性的变化，即可显著提升结冰探测的精度。

过去 50 年，结冰探测技术经历了从“点式-阈值”到“面式-成像”再到“多模态-智能”的跃迁[20]。早期航空领域依赖机械谐振式、压差式等单点传感器，仅输出“有无冰”的布尔量；1990 年代后，基于红外热像、光纤散射的分布式探测技术取得突破，并于 2010 年后陆续实现了毫米级分辨率的面结冰成像[21-22]；近 10 年来，电容层析、超声导波等多物理场融合方法相继问世，结合机器学习算法，可在复杂曲面、湍流边界层等极端环境下实时反演冰厚、冰型与冰密度[23-25]。此外，微机电系统（micro-electro-mechanical system，MEMS）微热阵列、柔性电子皮肤、无线无源声表面波标签等新器件的出现[26-28]，为大规模、低成本、自供电的结冰感知网络奠定了基础。本文总结了既有结冰探测技术原理，基于冰的声学、光学、热学、电学、力学 5 类物理特性分类将各类探测技术原理展示如图 2 所示。厘清了各结冰探测技术分支的探测本质，并为全文逐类剖析技术优势、瓶颈及优化路径提供了逻辑目录。

面对多物理场、多尺度、多学科交叉的结冰探测研究热潮，亟需系统梳理其物理机理、技术路径与优化趋势。本文以“声-光-热-电-力”5 大物理属性为主线，对近 20 年的结冰探测文献进行综述。首先，对比分析基于 5 大物理属性的结冰探测技术性能；其次，评估机器学习在信号增强、冰型识别与生长预测中的最新进展；最后，讨论极端环境适应性、标准化测试方法与未来智能化结冰感知网络的发展方向，以期为相关领域研究人员和工程技术人员提供全景式参考。

1　声学法结冰探测技术

声学法结冰探测技术通过检测冰层对声波的传播速度、信号衰减、反射频散特性等参数的影响识别结冰并估算厚度，具有灵敏到微米级薄冰、毫秒级响应、抗电磁干扰和适应复杂曲面等优点，但也存在多层界面建模复杂、冰型识别精度低、环境噪声干扰大及缺乏统一标准等共性问题。超声回波结冰探测技术常嵌入飞机机翼前缘、发动机进气口或风电叶片根部，对毫米级薄冰进行点测并实时触发除冰。声波导结冰探测技术利用埋入结构或贴敷的压电装置，获取飞机翼面等表面结冰分布与厚度信息。声呐式结冰探测技术常用于港口、海上风机基础或船体周围，实时扫描百米级水域的海冰厚度与分布，为冬季航行与海上作业提供预警。

1.1　超声回波式

超声回波结冰探测技术是一种利用超声波在介质中传播和反射特性的测量技术，通过发射超声脉冲并接收其在冰层与基体界面反射的回波信号，依据回波时间差和超声波在冰中的传播速度，精确测量冰层厚度[30]。Hansman[31] 及 Kirby[32] 早在 1985 年便于麻省理工学院开展了超声回波冰厚探测实验研究，对霜冰和釉冰中频率为 10 MHz 的超声波传输速度进行了精确测量，结果分别为 3.59 mm/μs 和 3.78 mm/μs。运用此技术能够实现 1.5 ~ 31 mm 冰厚探测精度小于 0.5 mm。基于上述数据，Hansman 等得出超声波传输速度对于冰的类型呈现出不敏感特性的结论。对此，Liu 等[33] 提出通过超声波传输的衰减特性进行冰型的识别，根据 5 ~ 15 MHz 频率范围内超声波在冰层中的衰减特性可实现霜冰和釉冰的高辨识度区分。Zhou 等[34] 提出并设计了一种以现场可编程门阵列（field-programmable gate array，FPGA）为核心处理单元的多通道、高分辨率脉冲回波无线检测系统，可实现对薄至 1 mm 冰层的精准识别。Wang 等[35] 构建了等效珠状粗糙度多层膜模型，基于此模型的超声脉冲回波冰厚探测技术，可实现对 0.14 mm 厚薄冰的精准识别，同时能够测量 11.6 ~ 120 μm 范围内的冰层表面粗糙度。

冰上附着水膜是结冰探测中不可避免的情况，水膜的存在会导致超声回波冰厚探测精度下降。Liu 等[36] 提出利用超声脉冲回波（ultrasonic pulse echo，UPE）技术测量冰层上附着的超薄水膜厚度的方法，在 20 ~ 100 mm 静止水体平均厚度的验证实验中，最大标准误差始终低于 5 μm，且成功验证了该技术在 10 m/s 风速下对厚度低于 1 mm 的超薄水膜的探测能力。Wang 等[37] 引入多层模型分析超声波在冰水过渡区的传输特性，进一步将冰上水膜厚度测量分辨率提升至 5 μm。

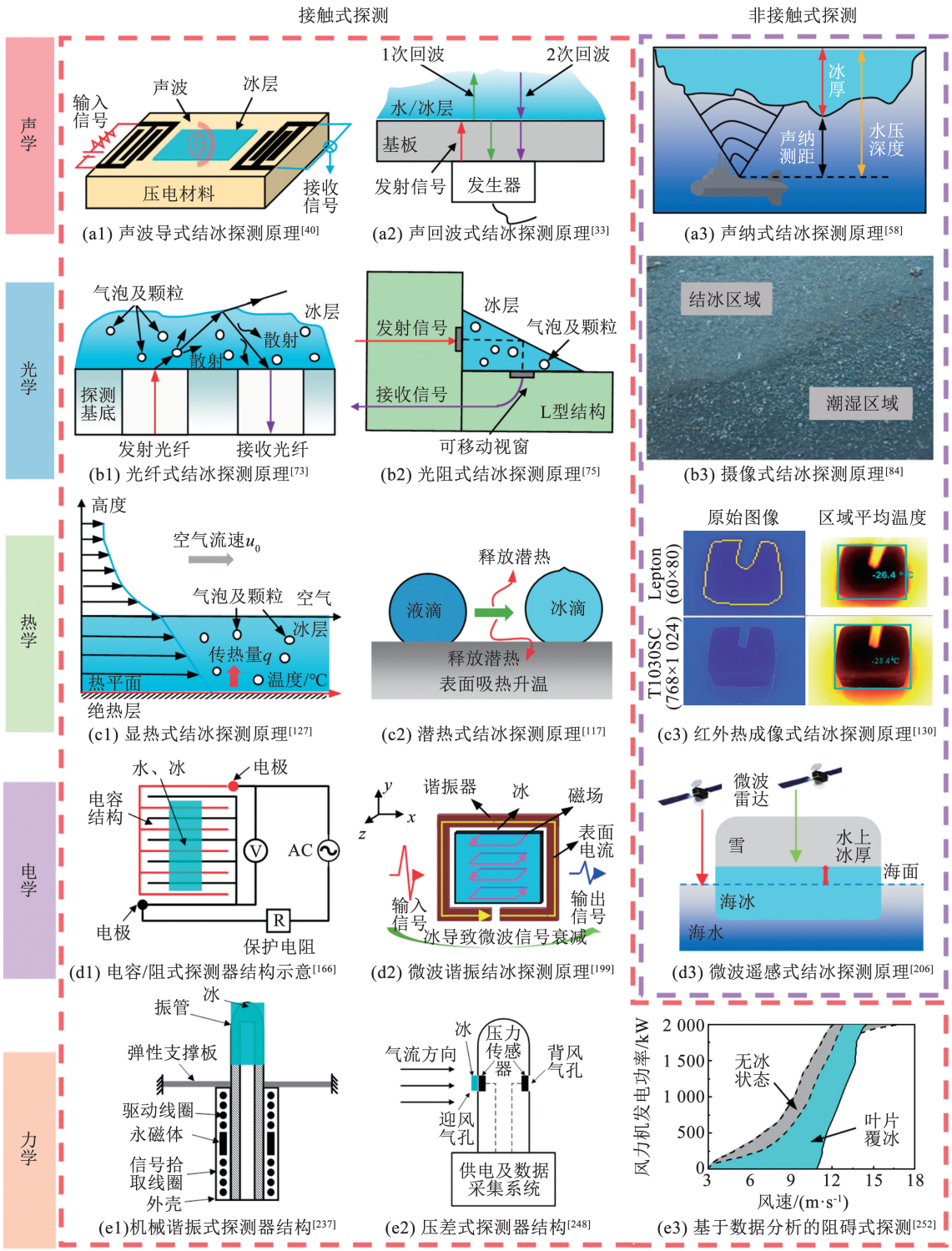


图 2　基于不同物理特性的结冰探测技术原理图及分类

Fig. 2　Schematic diagram and classification of ice detection technologies based on different physical characteristics

在已有研究的基础上，Zhang 等[29]进一步分析了不同厚度水膜、冰层及冰水混合物对 UPE 信号强度和传输时间的影响，如图 3 所示。基于端到端深度神经网络，对混叠超声回波进行直接解耦，实现不同回波的高保真分离，从而将液膜测量的死区压缩至 30 μm，并显著提升厚度测量的精度与鲁棒性。Gui 等[38]通过动态小波指纹（dynamic wavelet fingerprint，DWFP）实现了霜冰孔隙率的高精度测量，孔隙度测量均方根误差（root mean square error，RMSE）可低至 1.144%，这一结果为基于超声回波技术的冰型识别提供了有力支持。Ge 等[39]提出了一种基于 DWFP 和机器学习的实时探冰方法，可实

现结冰动态过程全周期的冰型识别，准确率达 87.8%。超声回波结冰探测器易实现探头的微型化与阵列化，适用于多数结冰探测场景。且由于其对光照、云雾等环境不敏感，可满足飞机、风电等复杂场景结冰探测需求。但传感器探头与结构表面必须紧密贴合，接触面黏合剂老化将会严重影响探测结果。环境温度波动、冰层表面粗糙度及内部气泡含量均会显著降低探测精度。然而，通过建立温度-声速补偿模型，采用粗糙度、空气含量自适应阈值修正，可提升传感器对冰型的精细辨识能力。

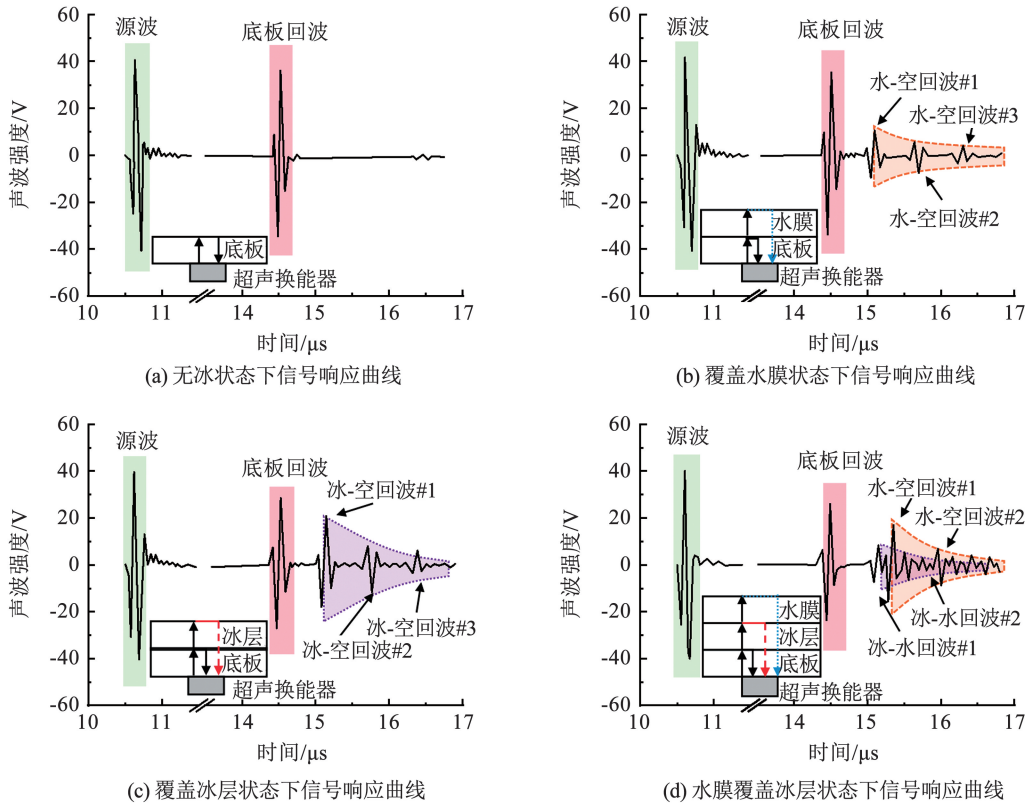


图 3　结冰和覆水状态下超声脉冲回波结冰探测实验结果[29]

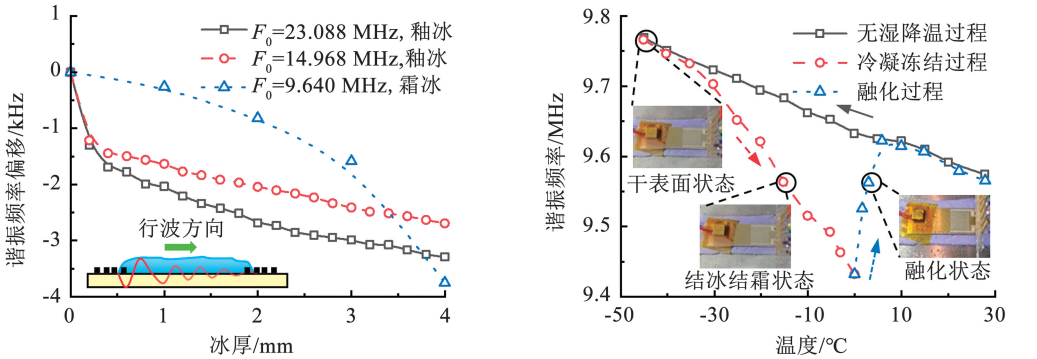
Fig. 3　Experimental results of ice detection by ultrasonic pulse echo under ice and water-covered conditions[29]

1.2　声波导式

声波导式结冰探测技术是一种基于声波在不同介质中传播特性变化的先进结冰检测方法。由于冰层的非均匀分布及厚度薄等特征，既有声波导结冰探测技术主要采用声表面波（surface acoustic wave，SAW）和声板波。两类模态的机械能高度集中在结构表面或表面附近的 1 ~2 个波长范围内，表面附着冰层对其相位和幅值的扰动尤为显著。通过监测声波信号在传播过程中的传输时间、相位和衰减等特性变化，可实现对结冰状态的实时监测[15]。Zeng 等[40]研究了环境温湿度、结冰、结霜等对 SAW 传导的影响，总结出结冰厚度与声波谐振频率的数学关系，如图 4（a）所示，从理论到实验证明了 SAW 装置检测结冰厚度和类型等特性参数的可行性，并研究了结霜、融霜过程对装置谐振频率的影响，如图 4（b）所示。当冰厚从 0 mm 逐渐增加至 4 mm 过程中，声波的谐振频率单调降低，因此，可构建冰厚与谐振频率的一一映射关系以实现结冰厚度的探测。

除声波谐振频率识别，通过声波传输的延迟和衰减程度也可以实现结冰情况探测[41]。Gao 等[42]首先在铝板表面探究了冰厚和冰型对水平剪切（shear-horizontal，SH）波传输速度的影响，可识别到 2 mm 铝板表面 1 mm 结冰。鉴于风力机和飞机表面材料的多层结构，Shoja 等[43]和 Maio 等[24]在多层复合板中实验证明了通过波导探测冰厚的可行性。Lamb 波是板导波结冰探测的最佳选择之一，其 B1 模态时间延迟会随着冰厚增加而线性减小；水仅对 Lamb 波 A0 模态产生影响，对 S0 模态影响不大[15]。基于 Lamb 波对冰水状态及冰厚的高敏感度，Mendig 等[44]将 Lamb 波用于飞机蒙皮材料构建了冰厚对波速影响的数学关系，证明了超声波导结冰探测技术用于飞机表面结冰探测的有效性。Zhang 等[45]采用了 B1 模式的 Lamb 波在表面传输的延时时间（time of delay，ToD）判断表面结冰状态。在实验中，B1 模式 Lamb 波的传输速度随着冰厚的增加单调减小，也证明了该方法 1 ~4 mm 范围内 1 mm

分辨率检测结冰厚度的可行性。为了在探测是否结冰的基础上获取准确的结冰位置，诸多学者通过构建超声波导传感阵列，引入机器学习处理超声波导数据，实现了表面结冰区域二维成像[25,46-47]。但冰与水同时存在时的高精度探测是超声波导结冰探测领域的一项重大挑战，众多学者已就此展开深入研究[48]。Smirnov 等[49]研究了水膜动态冻结对 SH 波和 Lamb 波传输速度和信号衰减的影响。Jiménez 等[50]对比了不同分类方法对超声波导数据的处理结果，不同方法耦合下结冰情况判断平均准确率为 89.98%。受限于表面结构的多层异质性与形态多样性，声表面波与声板波结冰厚度探测的鲁棒性较低，其独特优势在于具备高分辨阵列成像能力[41]。张晏鑫等[47]以及 Zhou 等[46]均提出了采用阵列布置超声换能器结合概率重构算法实现最大误差小于 10.3% 的结冰位置和结冰面积探测。声波导式结冰探测兼具长距分布式感知与结构共形的优势，可在复杂曲面实现毫米级冰层连续监测；然其精度受导波色散-衰减耦合与界面多重散射限制，且低温环境下波导-基底黏附退化及界面脱黏显著削弱长期可靠性。



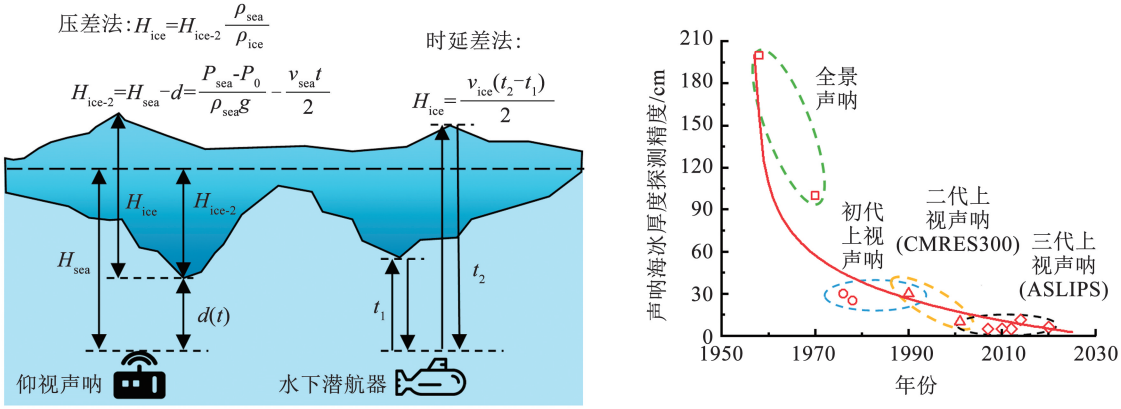
(a) 不同基频传感器因结冰导致的频率偏移　(b) 9.64 MHz传感器表面结霜融霜过程频率变化

图 4　结冰对声表面波结冰探测传感器的影响[40]

Fig. 4　Effect of icing on surface acoustic wave ice detection sensors [40]

1.3　声呐式

声呐结冰探测技术通过向冰层发射脉冲声波，测量其在冰/水界面和冰/空气界面的反射回波时间差，如图 5(a)所示，结合声波在冰中的传播速度，实现冰层厚度的非接触式实时监测[51]。该技术本质上属于超声回波式结冰探测技术，独特之处在于声呐通常置于水中，可在距冰层一定距离处进行非接触探测[62]。基于声呐的不同结冰探测传感器代表型号如图 5(b)和表 1 所示。鹦鹉螺号潜艇于 1958 年第一次通过舰艇内的全景声呐进行了北极海冰厚度探测，1970 年皇后鱼号潜艇以相同航线探测北极海冰厚度变化[52-53]。由于当时声呐技术发展不充分，海水温度、冰中裂隙、冰中盐水袋等对声波传播的影响尚未被充分考虑，探测误差达 2 m。



(a) 声呐海冰厚度探测系统示意　(b) 海冰探测声呐设备发展趋势

图 5　声呐式结冰探测技术原理及探测精度

Fig. 5　Principle and detection accuracy of sonar-based ice detection technology

表 1　典型声呐式结冰探测传感器及探测精度

Tab. 1　Typical sonar-based ice detection sensors and detection accuracy

序号	方法	代表型号	冰厚探测精度/cm	声呐探测范围/m
1	全景声呐	美国,皇后鱼号潜艇,全景声呐	100 ~ 200	30
2	初代上视声呐	加拿大,英属哥伦比亚大学,自研	25 ~ 30	30
3	二代上视声呐	挪威,CMR 研究所,ES300	10 ~ 30	150
4	三代上视声呐	加拿大,ASL 环境科学公司,IPS4/5	5 ~ 10	175

除舰艇声呐外，Hudson[54]于20 世纪 70 年代首次成功将独立的窄波束上视声呐(upward-looking sonar,ULS)设备用于海冰探测,该设备被安置在加拿大波弗特海的 30 m 深海底连续 250 d 监测海冰厚度变化。该上视声呐连续 10 a 监测了加拿大波弗特海的海冰厚度变化情况,冰厚探测精度为 25 cm。此后,Christian Michelsen Research(CMR)[55]和悉尼 ASL 环境科学公司[56-57]分别开发了针对北极海冰厚度探测的 ULS 传感器 ES300 和 IPS4/5,理论上可于海底 150 m 处测量海冰厚度,精度达 5 ~ 30 cm。

根据历史资料,海冰中声波传递速度一般为 3 700 ~ 3 900 m/s,冯常慧等[58]在哈尔滨工程大学混响实验室的水池中进行了仰视声呐冰厚探测试验,62 cm 冰厚监测中误差为 3.98 ~ 6.51 cm,冰中声速为 3 670 m/s。这是因为在海冰形成过程中,冰体内部嵌有的盐水袋、冰晶与裂隙等异质结构,致使声波在冰中的传播速度产生改变。即便声速出现微小变化,也可能致使声呐法冰厚测量出现显著偏差。为了提高声呐法冰厚探测精度,Lucieer 等[59]通过高密度的脉冲声波信号进行结冰探测,分析冰体的声学后向散射参数构建了冰体结构模型,可实现精度为 1 cm 的冰厚探测,并能够识别出 10 ~ 100 m 尺度冰体中 20 cm 尺寸的盐水袋等异质结构。Bassett 等[60]通过数学模型系统解析了冰体的声学散射特性,并构建了 35 ~ 155 kHz 宽带声呐结冰探测技术以提升冰厚探测精度。鉴于冰体中的气泡与裂隙对不同频率声波的传输速度影响存在差异,45 ~ 155 kHz 范围内的超声波因受气泡干扰较小,展现出相对更高的探测精度,从而在一定程度上抑制了冰中气泡对冰厚探测精度的负面影响。此外,针对冰晶状海冰声呐探测,Ghobrial 等[61-62]假设了冰晶的球状、椭球状、圆盘状声学后向散射模型,确定了圆盘状声学后向散射模型更加符合真实冰晶的声学特性,基于该模型及仰视声呐实现了河流中针状冰晶密度和尺寸的探测。水下声呐式结冰探测凭借冰水声阻抗差异显著、可远距离非接触获取冰厚及冰底形貌的优势,在极地冰水池、水库等场景实现米级尺度冰情监测。然而,受限于水体温盐-压力梯度导致的多途-频散耦合、冰层粗糙界面散射及低温换能器结霜,冰-水界面回波信噪比低、时空分辨率受限,且设备布放与数据回收困难,长期连续观测可靠性仍不足。

由表 2 部分声学法结冰探测研究可知,嵌入型超声回波与波导式传感器凭借高频声束与结构共形耦合,将探测面压缩至 225π cm^2 以下,并实现对 0.16 ~ 10 mm 薄冰的微米或毫米精度测量;非嵌入声呐系统则反向扩展至大尺度探测面,在 0.15 ~ 50 m 宏观尺度内以厘米级精度监测河道或极地冰层,无法解析毫米级冰层。嵌入式探测技术以牺牲量程换取分辨率,集中于飞机翼面与风电叶片微尺度结冰预警,非嵌入探测技术则以牺牲分辨率换取量程,服务于极地航运与河道冰情测绘。虽然 2018—2025 年嵌入式回波式冰厚探测精度由 0.5 mm 提升至 8 μm,2010—2020 年声呐式冰厚探测量程由 10 m 扩展至 50 m,反映小尺度高精度或大尺度宽量程技术路线并行优化,但是稳定冰型识别功能的实现将是未来跨尺度声学法结冰探测的关键方向。

表 2　声学法结冰探测技术研究对比

Tab. 2　Comparison of acoustic ice detection technologies

序号	探测方法	是否嵌入	探测面积	冰厚探测	探厚范围	探厚精度	冰型探测	应用场景	年份	文献
1	回波式	是	π cm^2	是	0.3 ~ 10 mm	0.3 mm	否	飞机翼面	2025	[30]
2		是	未提及	是	0 ~ 1.55 mm	0.14 mm	否	飞机翼面	2022	[35]
3		是	4.5 × 4.5 cm^2	是	0 ~ 160 μm	8 μm	否	飞机翼面	2022	[37]
4		是	未提及	是	0 ~ 4 mm	0.1 mm	否	飞机翼面	2025	[29]
5	波导式	是	未提及	是	0 ~ 4.0 mm	0.2 mm	是	风电叶片	2023	[40]
6		是	0 ~ 225π cm^2	否	—	—	否	飞机翼面	2018	[41]
7		是	0 ~ 10 × 10 cm^2	是	0.5 ~ 1.5 mm	0.5 mm	否	飞机翼面	2024	[45]
8		是	0 ~ 4 × 4 cm^2	是	0.5 ~ 1.5 mm	0.5 mm	否	飞机翼面	2024	[47]
9	声呐式	否	未提及	是	0 ~ 10 m	约 1 m	否	河道航运	2010	[51]
10		否	5 × 5 cm^2 1 × 1 m^2	是	1.3 ~ 8 m	1 cm	否	极地航运	2016	[59]
11		否	100π m^2	是	0.15 ~ 0.9 m	约 1 cm	否	极地航运	2020	[60]
12		否	2 × 2 m^2	是	0.3 ~ 50 m	5 cm	否	极地航运	2020	[63]

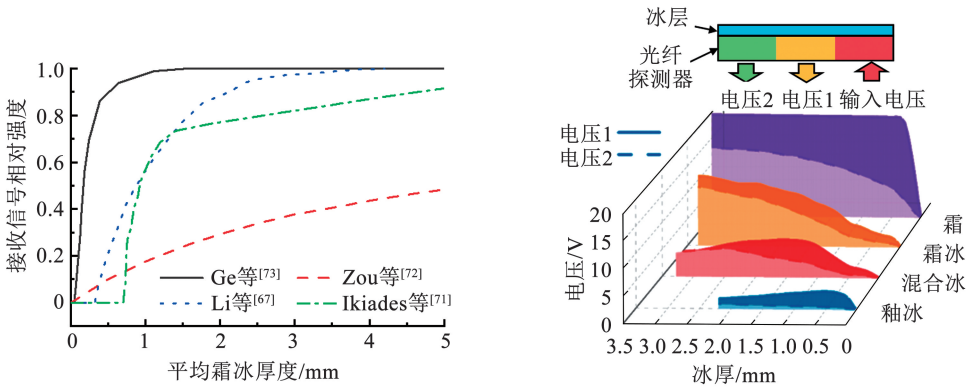
2 光学法结冰探测技术

光学法结冰探测技术利用冰层对特定波长光的反射率、散射强度或偏振态变化来识别结冰并反演厚度,具有毫秒级响应、高空间分辨率、可远程遥测和适用于透明/半透明表面等优点,但在强光背景、表面污染、水膜干扰下信噪比下降,存在薄冰-液态水区分难、低温光学元件漂移、校准环境苛刻等共性问题。光纤/光阻式结冰探测器可贴覆于机翼前缘或风电叶片,获取局部薄冰信息;摄像式常用于监测道路、湖面结冰状态,获取冰区分布图;激光雷达扫描结冰探测常用于风电叶片在线冰厚监测及河口、海冰大范围测绘。

2.1 光纤式

光学法结冰探测是一种基于冰和水的光学反射、散射、透射特性差异进行相态区分及厚度探测的方式[64],目前已被广泛应用于飞行器、风力发电机等领域。光纤式结冰探测传感器是一种典型的利用光学反射进行结冰探测的装置。黄昌尧等[65]设计了一款光纤式风力机叶片结冰探测系统,当冰厚超过 0.4 mm 时,可输出结冰状态报警。李薇等[66-67]设计了一种可实现 0.2 ~ 3.0 mm 透明冰厚度测量的同轴光纤结冰探测器,并发现冰体类型对实验结果的影响十分显著,会导致冰厚探测结果完全失效。但汉成等[68]在混凝土路面测试了同轴光纤式结冰探测传感器冰厚探测能力,实验结果与李薇等[66]测试的霜冰厚度影响趋势一致。为进一步优化光纤结冰探测器性能,许一飞等[69]设计了一种楔形探头结构,进一步扩大了冰厚探测范围,可实现 5 mm 内冰厚的测量,并通过结合一种对射式传感器和铂电阻温度传感器实现了冰型的区分,但冰型区分的准确率并未得到验证。

除结构优化外,增加接收光纤通道数量也可提高传感器探测范围及稳定性。闫泽豪等[70]设计了一款单路发射光纤、三路接收光纤式结冰探测器并应用于输电线路表面的结冰探测,通过多路接收通道降低了环境光对结冰探测结果的影响,理论上可实现 15 mm 内结冰厚度探测。Ikiades[71]则进一步将接收光纤增加至 6 路并对称分布在发射光纤两侧,通过 6 路接收光强的对比分析最终实现了兼具冰型识别功能 10 mm 范围内 0.5 mm 的冰厚探测精度。Ge 等[16]设计的光纤式结冰探测同时具有楔形探头结构和多个接收光纤,这一结构兼具了探测范围大和抗干扰能力强的优势,可实现 0 ~ 15 mm 冰厚和冰型的探测。Zou 等[72]则设计了具有双接收光纤的 V 形探头,通过实验证明了该结构在 0 ~ 10 mm范围内探测冰厚及冰型的可行性。此外,数据处理方法的引入将进一步提高传感器结冰探测的精度。上述不同优化类型的光纤式结冰探测器探测特性如图 6(a)所示,Zou 等[72]设计的传感器接收信号强度随霜冰厚度增加而缓慢增加,这一变化特性持续到冰厚超过 5 mm,适用于 0 ~ 20 mm 冰厚探测。Li 等[67]和 Ikiades[71]设计的传感器在 0 ~ 5 mm 具有较好冰厚探测能力,但二者均存在冰厚探测死点,无法探测到 0.3/0.7 mm 厚度以下冰层。Ge 等[73]通过将神经网络模型引入多接收光纤结冰探测器,在釉冰、混合冰、霜冰和霜等多结冰场景进行模型训练,结果如图 6(b)所示,4 种冰型识别准确率为 92.8%,冰厚测量均方根误差可达 0.27 mm。而多光谱的引入更加强化了光纤式结冰探测器状态区分的能力,可识别沙尘、油污等干扰状态,弥补了其不耐受脏污干扰的短板[74]。



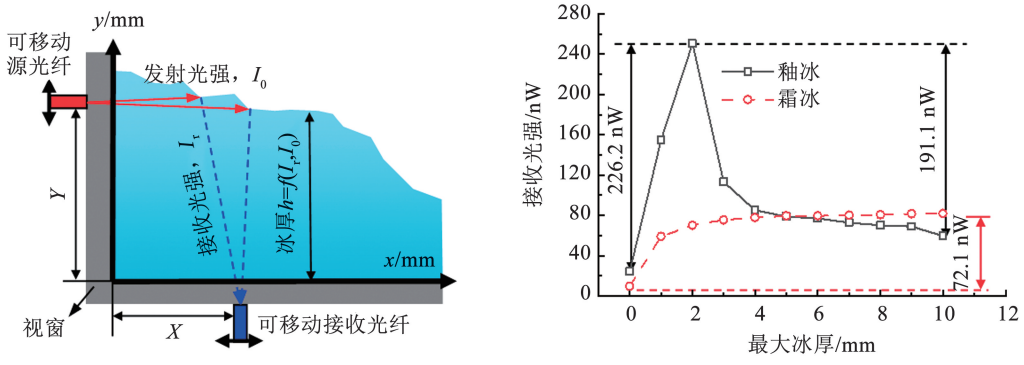
(a) 不同光纤式结冰探测器接收光强随冰厚变化 (b) 新型光纤结冰厚度探测曲线[73]

图 6 不同类型光纤式结冰传感器探测对比及基于神经网络的冰型探测结果

Fig. 6 Detection comparison of different types of fiber-optic ice detection sensors and ice type detection results based on neural network

2.2　光阻式

光阻式结冰探测技术通过分析冰和水等物质对光线传播的阻碍作用进行结冰特性探测。许一飞等[69]使用了一款对射式传感器进行冰雪厚度探测，在 10 cm 测量范围内冰厚探测精度可达 5 mm，但并未分析冰型、水膜等对实验结果的影响。Ikiades 等[75]设计了一种 L 形光阻碍式结冰探测器，如图 7 所示，其源光纤和接收光纤可灵活移动，通过定步长扫描可实现冰层形貌的测量。虽然其仅得出了固定光纤下霜冰 10 mm 内厚度测量结果，但这一思路对获取最大冰厚及冰层形貌具有重大参考价值。光路阻碍式结冰探测可实现毫米级冰厚高灵敏、瞬时响应的定量测量，且系统结构简单、易于微型化嵌入。然而，其可靠性受限于光源-探测器窗口的污染、结冰不均匀导致的光路偏折，以及低温凝霜/水滴造成的非冰散射干扰，长期野外运行中需频繁清洁与校准。



(a) 光阻式结冰探测技术原理　　(b) 冰厚对接收光强的影响

图 7　光阻式结冰传感器探测原理及厚度探测曲线[75]

Fig. 7　Detection principle and thickness detection curve of light-blocking ice detection sensor[75]

2.3　摄像式

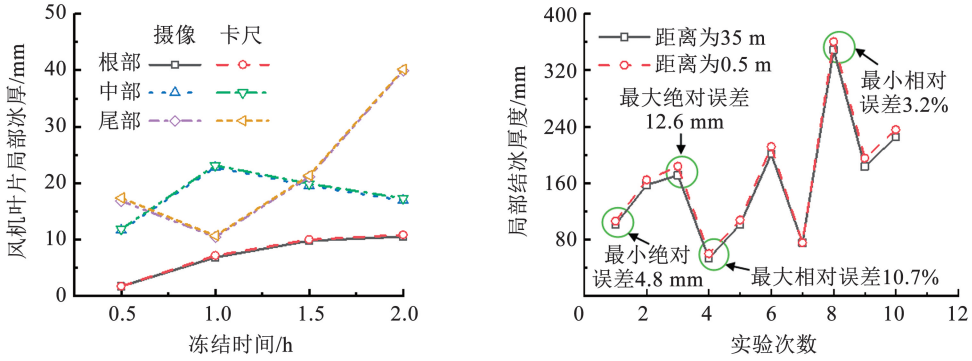
直接目测是人们最早观测结冰特性的方式，观测人员直接或间接获取被测位置是否发生结冰现象。直接目测式结冰探测最早用于飞机表面结冰探测，观测人员通过观测发光的探针表面覆冰情况判断飞机是否存在结冰风险。

摄像式结冰探测相较于直接目测简化了人工识别过程，通过相机或光电探测器获取待测位置发射光强等方式获取结冰范围及厚度等信息，常应用于道路桥梁[76-77]、能源运输[78-79]、电力通信[80-81]、极地科考[82-83]等领域。熊等[84]提出了一种基于可见/近红外结合神经网络的路面状态检测方法，利用网络模型训练光谱仪获取的路面可见光和近红外光拍摄数据，路面状态识别准确率可达 99.375%。基于摄像结果的路面状态识别准确率与图像数据库大小强相关，且路面的车辆行人等会影响拍摄结果，因此，该方式在工程应用中的探测准确率无法保障[85]。能源应用领域中摄像式结冰探测技术常用于空气源热泵或风力叶片的结冰监测[86-87]。Hu 等[88]提出基于边缘检测的风力叶片结冰厚度测量方法，利用高斯滤波、拉普拉斯边缘增强、Canny 边缘算法等方法处理图像，距离 0.5 m 下平均冰厚测量误差率低至 2.62%。Wei 等[89]则通过图像识别方法探测风力机叶片表面结冰体积，误差控制在 10% 以内。Kreutz 等[90]通过卷积神经网络模型进一步将基于图像识别的风力叶片结冰状态探测精度提高至(96 ±2)%。Dai 等[91]基于二维多重分形去趋势波动分析的分段算法处理电缆拍摄图像，平均冰厚探测精度为 90.6%。Hu 等[92]进一步通过 K-SVD算法处理图像，将理论精度提升至 0.05 mm。Ansari 等[93]将直接摄像式结冰探测技术应用于河流表面结冰区域探测，在 410 523 m^2河面的结冰区域平均探测误差仅 65 m^2。Wright 等[94]利用光学图像分析了北极海冰面积变化，虽然理论上精度可达 96%，但实际应用受图像质量、云雾遮挡等影响而导致探测结果失真。图 8 展示了边缘结冰检测图像处理流程，并将图像计算结果与卡尺测量结果进行了对比，在不同拍摄距离下误差率均小于 11%[88]。

偏振光成像结冰探测技术是一种基于直接摄像式技术的改进方案，偏振片可过滤杂波，且低光照条件不会影响偏振图像，以此来提升结冰探测的精准度[95]。顾昊等[96]和苑会珍等[97]在相机前设置了偏振片，在结冰路面下获取的偏振图像相较于无冰情况差异显著，证明了该方法有利于提高结冰探测性能。Yamada 等[98]从偏振图像中获取了路面的纹理信息，通过多元判别分析实现了路面积水、结冰等 5 类状态的判别，准确率达 92.3%。Nguyen 等[99]测试了偏振相机在夜间和恶劣天气下的路面状态识别能力，3 ~ 10 m 识别准确率在 90% 以上。



(a) 基于图像处理的风力叶片边缘结冰检测流程

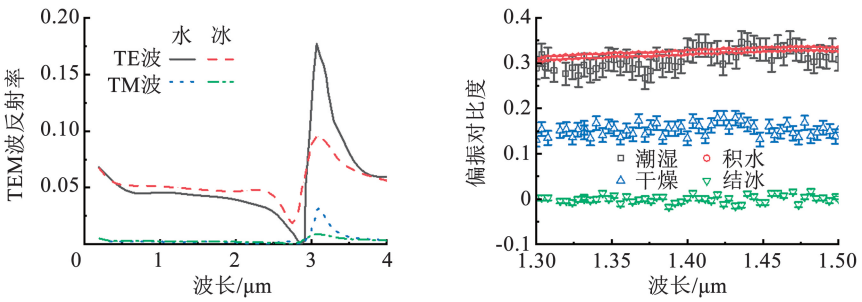


(b) 基于图像处理冰厚探测结果验证　　(c) 拍摄距离对冰厚探测结果的影响

图 8　基于图像处理的边缘结冰检测流程及冰厚探测精度[88]

Fig. 8　Image processing-based edge ice detection process and ice thickness detection accuracy[88]

一类摄像优化技术以特定波长光源进行拍摄，测得待测表面对应光的反射吸收特性，以抑制自然光源干扰[100]。冰和水对近红外光的吸收程度差异显著，如图 9 所示，因此，近红外光源用于结冰探测具有优势。张镇等[101]采用 940 nm 激光器作为光源进行了结冰探测，分析了不同入射角对接收光强的影响，证明了传感器任意安装角度下路面识别的能力。Casselgren 等[102]使用了多种不同波长光源进行探冰，两波长探测结果相互印证，对冰、雪、水的区分准确率达 90% 以上。Colace 等[103]发现基于单波长红外光对路面状态的区分准确率较低，采用了 2 ~ 4 μm 波长全光谱进行结冰状态监测，证明了光谱结冰探测的可行性。Grassi 等[104]甚至将 950 ~ 1 650 nm红外光用于食品中结冰监测，证明了该方法应用于食品检测的可行性。摄像式结冰探测技术因其结构简单、成本低廉且可直观呈现监测点覆冰形态而被广泛应用。然而，固定式摄像装置受限于单一视角，且在长期暴露于高湿、低温及强风等恶劣环境条件下，其光学元件与机械结构易受损，导致服役寿命显著缩短。尽管引入无人机航拍可在一定程度上扩展视场范围，但仍需依赖人工操控，难以实现完全自主监测。



(a) 冰和水的TEM波反射率　　(b) 不同路面状态下的偏振对比度

图 9　冰和水的近红外光反射率及偏振对比度随波长的变化[100]

Fig. 9　Variation in near-infrared reflectance and polarization contrast of ice and water with wavelength[100]

2.4　激光雷达式

激光雷达是一种发射脉冲激光以进行物质区分、测距、测厚等操作的设备，其相较于微波式合成孔径雷达(synthetic aperture radar，SAR)具有更高的分辨率和精度。表 3 展示了国外典型机载激光雷达技术指标。Hopkinson 等[105-106]在加拿大安大略省南部进行了研究，并利用机载 Optech ALTM 1210 和 ALTM 1225 LiDAR 传感器来绘制可变森林树冠下积雪深度的空间分布。第一个关于使用架站激光扫描仪测量雪深的重要记录工作是由 Jörg 等[107]于 2006 年提出的，在蒂罗尔阿尔卑斯山使用 Riegl LPM-i2K 来测量积雪深度。Kwok 等[108]首先对北极海冰上的积雪深度进行了航空激光雷达测量，并估计了不同误差源引入的不确定性。Lu 等[109]分析了

云气溶胶激光雷达 CALIOP 识别极地海冰、地表和开阔水域的能力。Liu 等[110]分析了云层等对光子计数激光雷达 ICESat-2 传输信号的影响，为提高激光雷达测距精度提供了参考。诸多学者针对云层厚度、云中液体含量[111]等对激光雷达的影响开展了研究，极大地提高了激光雷达探测精度。Lu 等[112]分析了海水对激光雷达衰减系数的影响，在沿海和海冰覆盖区域的平均衰减系数在 0.15 m^{-1} 以上。Landy 等[113]利用地面激光雷达测量海冰轮廓，理想情况可实现 1 cm 精度的海冰边缘探测。Várnai 等[114]分析了机载激光雷达测量雪和海冰厚度的潜力，通过激光数据反演海冰厚度测量误差可小于 10%。

表 3　国外典型机载激光雷达技术指标

Tab. 3　Technical specifications of typical international airborne LiDAR systems

型号	测量对象	技术	波长	检测深度	检测精度	方位角/(°)	网格密度
Hawkeye III(Leica)	海洋与陆地	多通道模拟探针	532 nm,1 064 nm,1 550 nm			40	0.8×0.8 m^2(海洋) 0.1×0.1 m^2(陆地)
CZMIL (Optech)	海洋与陆地	多通道模拟探针	532 nm,1 064 nm	0.15～50 m	0.36 m(50 m)	40	0.8×0.8 m^2(海洋) 0.3×0.3 m^2(陆地)
LADS HD (Fugro)	海洋	模拟探针	532 nm,1 064 nm			30	1.4×1.4 m^2(海洋)

表 4 对比了部分光学法结冰探测研究，其中光纤式与光阻式探冰技术以毫米级微尺度传感面直接嵌入线路电缆或飞机翼面，在 0～15 mm 厚度区间内实现 0.05～0.25 mm 的毫米精度，并可有效区分霜冰与釉冰；相比之下，摄像式与激光雷达探冰技术采用非接触式光学成像或飞行时间测量，在厘米至百米级宏观视场内进行毫米至米级精度的冰厚探测，有效覆盖极地航道、冰川冻土与风电叶片宏观冰情，但当前仍缺乏冰型辨识功能。未来光学结冰探测技术将在高稳定性、全冰型识别、亚毫米级冰厚探测 3 个方向同步优化，最终构建面向航空器、风力机组、输电线路及极地航运的全场景、高精度、智能冰情实时感知方法。

表 4　光学法结冰探测技术研究对比

Tab. 4　Comparison of optical ice detection technologies

序号	探测方法	是否嵌入	探测面积	冰厚探测	探厚范围	探厚精度	冰型探测	应用场景	年份	文献
1	光纤式	是	未提及	是	0～15 mm	约 0.25 mm	否	线路电缆	2016	[70]
2		是	0.2×1 mm^2	是	0～10 mm	未提及	是	飞机翼面	2023	[71]
3		是	7.6×2.8 mm^2	是	0～3.5 mm	0.05 mm	是	飞机翼面	2022	[73]
4	光阻式	是	0～5×5 mm^2	是	0～5 mm	约 0.5 mm	否	飞机翼面	2007	[75]
5	摄像式	否	0～0.115 km^2	否	—	—	否	极地航运	2020	[82]
6		否	未提及	是	0.5～4 m	8.9 mm	否	风电叶片	2021	[88]
7		否	未提及	是	0～13 mm	0.05 mm	否	线路电缆	2024	[91]
8	激光雷达	否	49π m^2	是	0～5 m	2～20 cm	否	极地航运	2020	[115]
9		否	π m^2	是	0～120 m	0.5 m	否	冰川冻土	2021	[116]

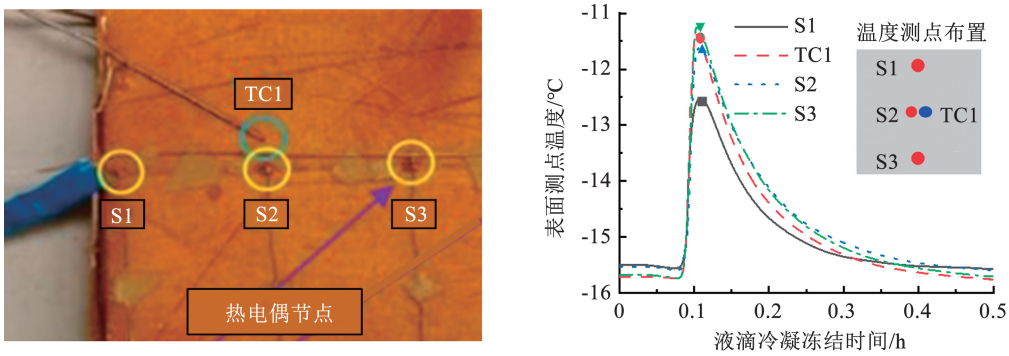
3　热学法结冰探测技术

热学法结冰探测技术基于冰的热力学特性，通过测量结冰过程中释放的潜热、表面温度变化或红外辐射差异来识别结冰并估算厚度，响应较快、可面域监测。但普遍存在环境温度干扰大、薄冰温差不明显、探测精度较低、表面发射率变化导致误判等共性问题。潜热式与显热式适用于飞机机翼、发动机进气口等局部嵌入式点测，红外热成像式则广泛用于风电叶片、输电线路、道路及航空器表面的大范围可视化结冰监测与预警。

3.1　潜热式

冷表面上水冻结成冰的过程伴随着大量潜热的释放，基于这一原理，Riehm 等[117]通过监测冻结瞬间潜热释放导致的探测表面温升现象进行结冰探测。实验室测试中，结冰导致的瞬间温升最大可达 2.7 ℃，这一温升可被捕捉但相较于热电偶 ±0.5 ℃ 的测量精度不够显著。Rieman 等[118]提出在探测表

面嵌入高精度热电偶阵列以测量结冰过程释放的高潜热进行结冰状态探测,在冷凝冻结过程发生的 20 s 内,可检测到(1.0 ± 0.1) ℃的温升,在 -16 ℃环境温度下,探测表面结冰时的局部温升可达 5 ℃。Guk 等[119]也通过嵌入热电偶阵列监测树脂板表面结冰情况,如图 10 所示,2 mm 厚树脂板面结冰过程的最大温升可达 11.9 ℃,并提出了基于温度变化速率判断冰厚的可能性。Gonzalez 等[120]创新地使用布拉格光栅测温光纤探测飞机翼面撞击液滴冻结引起的温升,通过小波变换等方式处理测量数据并充分利用了其高精度特性,可实现高敏感结冰探测。但光栅装置使用寿命短及抗干扰能力低的特性限制了该方法的广泛应用。Zhao 等[121]创新性地开发了一种木材冻融检测(living-wood freeze-thaw detection, LWFTD)传感器,通过液体含量探测器和基于相变潜热的冰水相界面探针得到茎干中的冰含量,并通过红外热成像验证这一方法的可行性。冰体融化或冻结的潜热量和冰量有关,但构建实测潜热量和冰厚的关系十分困难,至今并未有学者构建出具有普适性的潜热法冰厚探测关系式。



(a) 铜板表面热电偶布置 (b) 液滴冷凝冻结对铜板表面温度的影响

图 10 铜板表面液滴冻结阶段释放潜热对表面温度的影响[118]

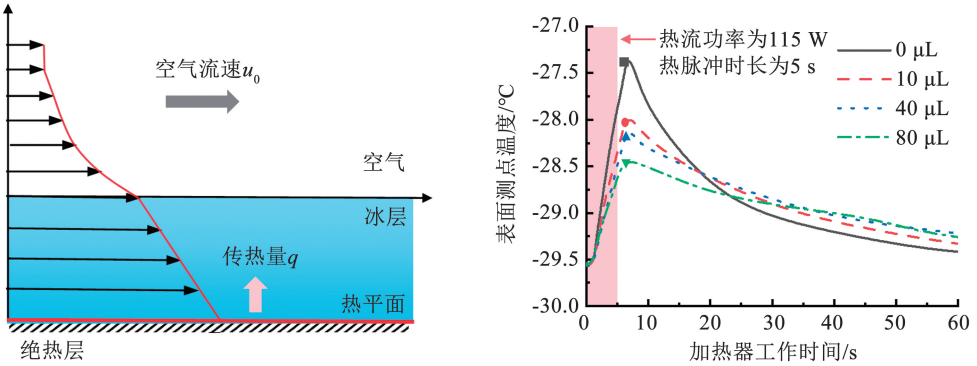
Fig. 10 Effect of latent heat released during freezing stage of droplets on surface temperature of copper plates[118]

飞行器常通过过冷大水滴(supercooled large droplet,SLD)气象结冰条件判断是否存在结冰风险,通过潜热法测量空气中总含水量(total water content,TWC)、液体含水量(liquid water content,LWC)以及冰水含量(ice water content,IWC)等。一种环境 TWC 测试方式是根据液滴或冰粒撞击热线传感器融化蒸发导致其功率变化来计算的。程刚[122]提出一种恒温热线式 SLD 探测方法,热线上附着过冷水滴或结冰会致使其保持恒温所需功率增加,该方案经过 C46 飞机上实测证明了其可行性。但热线的功率会受到环境温度、风速等影响,其工程应用可靠性难以保障。祁相莹等[123]设置了一组与测试热线风速、温度条件相同的对照热线,有效地排除了环境参数变化的影响。除恒温热线外,Nevzorov 锥体也是一种典型的测量环境 TWC 的装置。其通过锥体结构收集空气中的过冷水滴和冰粒,通过电阻加热装置功耗计算 TWC,与恒温热线测量结果的差异则为环境冰粒含量,其测量精度可达 80% ~ 90%[124]。Korolev 等[125]和 Lucke 等[126]针对冰粒撞击标准 Nevzorov 锥体易弹出优化了锥体结构,通过加大锥体深度使其检测性能提升超过 7%。潜热式结冰探测技术可在低温下快速识别结冰起始并估算冰量,且无需光学或声学耦合,结构简洁。然而,探测精度受环境温度梯度、对流换热系数波动及传感器热容滞后影响显著,难以区分薄冰与霜层,且长期运行需抑制表面热阻漂移与污染物热容干扰。因此,该技术适用于对结冰触发极为敏感的场景,辅以热补偿与自校准策略可一定程度满足实际结冰探测监测需求。

3.2 显热式

冰的积聚会引起物质热容与热阻的显著变化,从而有效阻碍热量传递,显热式结冰探测技术正是依据该原理发展而来。图 11 展示了显热式结冰探测原理示意,阐明了探测区域温度梯度的分布受结冰厚度的影响显著,可通过温度梯度的变化反映冰层厚度的变化。Zhang 等[127]提出在探测表面设置电加热膜,测试了电加热持续稳定供热时不同冰厚对热膜表面温度的影响,总结出冰厚探测拟合公式,0 ~ 300 m/s 风速下探测平均冰厚误差小于 10%。Tian 等[128]提出一种热时域反射测量冻土中的冰含量,通过实验证明了冰含量会影响冻土热容进而导致其温度响应速率下降,虽然这一方法探测精度及响应速度较低,但仍为冻土成分测量提供了一种新思路。Dongo 等[17]提出了一种热脉冲结冰探测方法,分析了结冰前后探测表面在热流脉冲下的温度变化差异,通过实验证明了采用该方法探测可以识别是否结冰。Liao 等[129]则创新地使用冰雪质量平衡仪(snow and ice mass balance apparatus,SIMBA)

测定南北极冰雪温度 SIMBA-ET，并通过设置 60 ~ 120 s 热量供应记录热脉冲下冰雪温度 SIMBA-HT，构建两组温差与冰的热容及冰厚的数学关系，实现冰厚的测量。在经过神经网络、小波分析和卡尔曼滤波结合处理后对约 200 cm 冰厚测量的平均偏差小于 5.64 cm。显热式结冰探测技术理论上可在复杂背景下实现冰厚毫米级反演，系统简单且易于阵列化。然而其精度受环境温度漂移、对冰型不敏感、对流换热系数非线性及基底热物性差异显著制约，持续加热亦带来额外能耗与局部融冰–再冻结风险。因此，该技术适合短时结冰厚度监测，引入自适应热补偿与低功耗脉冲策略可提高其精度与能效。



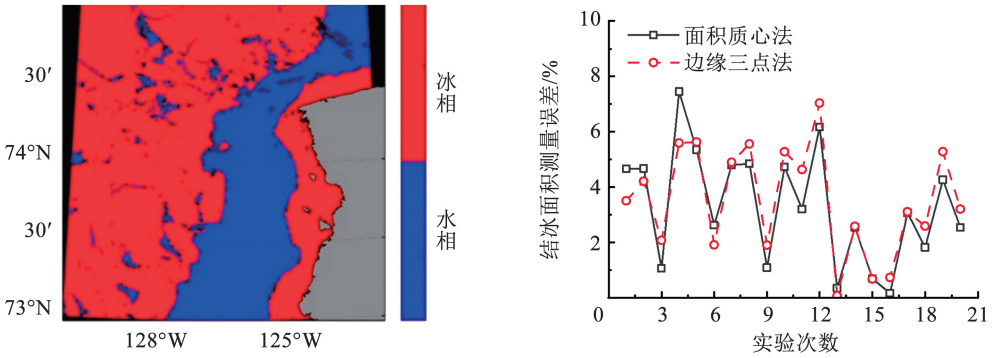
(a) 基于热脉冲结冰探测原理示意　　(b) 不同体积冰滴下探测表面温度变化

图 11　显热式结冰探测原理示意及结冰探测结果[127]

Fig. 11　Schematic diagram of sensible heat ice detection technology and ice detection results[127]

3.3　红外热成像式

红外热成像结冰探测技术利用冰和水之间的热学性质差异，通过红外热像仪捕捉物体表面的红外辐射，将其转化为温度数据，进而识别出结冰区域[130]。该技术无需主动红外光源，仅捕捉中波或长波红外光。Drüe 等[131]提出了一种基于中分辨率成像光谱仪传统开放水域算法（MODIS Potential Open Water Algorithm，MPA）处理热红外成像数据，与特殊传感器微波成像仪（special sensor microwave imager，SSM/I）通过被动微波数据计算的海冰密度差值不超过 10%。Ludwig 等[132]和 Willmes 等[133]也将 MPA 算法用于冰间流道及海冰密度探测。Ye 等[134]提出一种新型热红外海冰浓度算法（Thermal Infrared Ice Concentration Algorithm，TIRIA）对班克斯岛附近结冰面积进行探测，冰与海水的红外区分如图 12 所示。Arua 等卫星搭载中分辨率成像光谱仪（MODIS）是一种典型的红外热成像结冰探测设备，对海洋高精度结冰探测具有重要意义。MODIS 的光谱范围包含了近红外及中长波红外光，同时具有光反射及热辐射成像功能。针对 MODIS 获取的数据集，诸多学者提出归一化差水指数（normalized difference water index，NDWI）反演算法[135]、水–海–冰–云识别（open-water-sea-ice-cloud discrimination，OSCD）算法[136]、机器学习方法[137-138]等反演海冰或湖冰密度新方法以提高海冰浓度测量精度。Aqua 和 Terra 等卫星搭载了 MODIS，通过 0.4 ~ 14.4 μm 全光谱获取海冰信息[137,139]。Ludwig 等[140]提出将 MODIS 红外海冰探测及 AMSR2 微波海冰探测数据合并分析，合并后的海冰探测分析结果将优于任意单一分析结果。



(a) 班克斯岛周围红外探冰结果　　(b) 不同图像处理下结冰探测误差

图 12　班克斯岛近红外反射率分布及不同结冰面积算法对比[134,147]

Fig. 12　Distribution of near-infrared reflectance over Banks Island and comparison of different ice area algorithms[134,147]

基于红外成像的冰体轮廓识别是一个难题。Hao 等[141]通过主成分分析法(Principal Component Analysis,PCA)及 Canny 算法识别热红外成像冰体轮廓,对于圆形冰体尺寸探测精度小于 8%。Wang 等[142]利用有限元分析及模糊推理法建立了三维缺陷定量识别系统,提高了冰体三维探测的抗干扰能力。Li 等[143]通过假设冰体厚度数值计算冰体温度分布,并与红外成像结果校核修正假定厚度,直至数值计算结果与红外成像结果差异小于设定误差。该方法结冰厚度探测精度直接取决于设定误差,实验中最小误差可达 0.14%,但多次迭代的时间消耗导致该方法不适用于实时结冰探测场景。Tian 等[128]实验研究了红外热成像探冰技术圆柱表面冰厚探测能力,通过图形处理可将测量不确定度降低至 0.1 mm,这一结果为电缆、飞行器表面热红外探冰提供了参考。Madi 等[144]提出将红外热成像和直接摄像相结合,通过热学和光学图像分析圆柱表面结冰厚度的不确定度可低至 0.1 mm。Spar 公司开发了一款基于红外成像的飞机表面结冰探测系统,可识别厚度为 0.2 mm 的冰层[145]。为了进一步增加热红外结冰探测准确率,Muñoz 等[146]提出在风力机叶片表面附着一层铝膜,由于铝和冰的发射率相差一个数量级(0.05 和 0.97),铝膜表面结冰区域在红外成像中格外显著。经过 2 年的实际应用,铝板表面覆灰状态下仍可有效识别结冰现象。这一方法虽巧妙地凸显了热成像中的结冰现象,但覆膜无法用于对空气动力学性能要求严格的飞行器。周家纬等[147]对比了面积质心法与边缘三点法处理结冰探测红外图像的误差,如图 12(b)所示,基于面积质心法计算的结冰面积平均误差更小,仅为 3.302%。虽然红外结冰探测已被诸多学者广泛研究,但热成像需标定、信号处理系统复杂、设备造价较高也限制了其广泛应用。

表 5 对比了部分热学法结冰探测技术研究,显热与潜热式结冰探测技术以毫米级芯片嵌入为主,仅显热式与红外成像探测方法可识别 0 ~ 20 mm 冰厚,最高精度 0.16 mm,且均未实现冰型识别。热学法结冰探测的核心难题在于难以同时满足毫秒级响应与宽动态量程需求、复杂环境引起显著温漂以及单一热阻模型无法区分冰型。未来其将向着实时探测、高稳定性方向发展。

表 5 热学法结冰探测技术研究对比

Tab. 5 Comparison of thermal ice detection technologies

序号	探测方法	是否嵌入	探测面积	冰厚探测	探厚范围	探厚精度	探测冰型	应用场景	年份	文献
1	潜热式	是	$<1\ mm^2$	否	—	—	否	飞机翼面	2020	[118]
2	潜热式	是	$36\pi\ mm^2$	否	0 ~ 14 mm	—	否	风电叶片	2022	[126]
3	显热式	是	$<1\ mm^2$	是	0 ~ 13 mm	约 0.3 mm	否	风电叶片	2021	[127]
4	显热式	是	$0 \sim 45 \times 16\ mm^2$	否	—	—	否	冰川冻土	2024	[128]
5	红外成像	否	$3.8 \times 43\ cm^2$	是	0 ~ 20 mm	0.16 mm	否	飞机翼面	2017	[144]
6	红外成像	是	$<1\ mm^2$	否	—	—	否	风电叶片	2024	[17]
7	红外成像	否	$91 \times 59\ mm^2$	是	0 ~ 7 mm	<0.22 mm	否	交通道路	2022	[140]

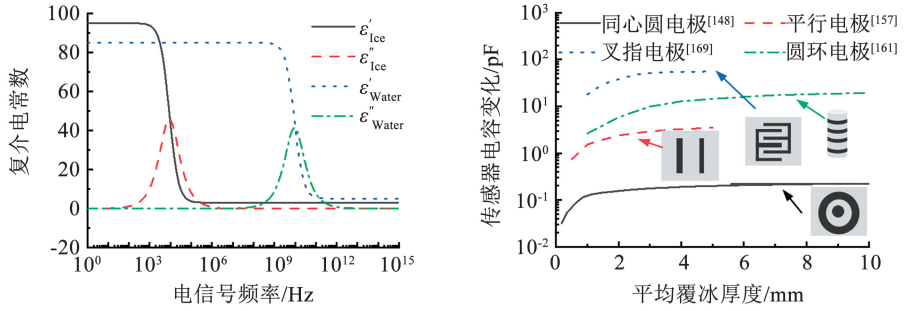
4 电学法结冰探测技术

电学法结冰探测技术基于冰与水在介电常数、电导率、磁导率等电磁学差异,把覆冰量转换为可测的电参量或遥感亮温变化,实现快响应、可面域或点测的结冰识别。然而该方法普遍存在温度漂移、水膜-薄冰信号重叠、传感器校准苛刻等难题。电容/电阻/谐振式传感器常用于飞机机翼前缘、风电叶片等实现定点毫米级薄冰报警;放射线式结冰探测技术常用于燃料电池内部剖面结冰密度测量;微波遥感式结冰探测器应用于卫星、海岸雷达等,扫描百米至千米级海冰、道路覆冰分布,为航行、除冰调度提供宏观数据。

4.1 电容式

电容式结冰探测技术主要基于冰、空气和水介电常数的差异来探测结冰信息[148-149]。冰和水的复介电常数在 $10^4 \sim 10^{10}$ Hz 范围内差异显著,如图 13(a)所示。其因结构简单、成本低、响应快等优点,可用于道路桥梁、航空航天、能源电力等多种场景的结冰监测。Zhu 等[150]通过研究冰层密度和温度对电容传感器的影响,得到了计算冰层介电常数的拟合公式,为电容式结冰探测器多场景应用提供重要参考。刘鹏飞等[151]提出基于电容效应的电缆覆冰检测技术,可实现电缆表面 3 ~ 15 cm 的冰厚测量。Dong 等[152]设计了一种基于电容检测的路况传感器,可区分道路表面干燥、潮湿及冰冻状态。Cho 等[153]提出一种用于原油管道表面结冰状态检测的叉指电容

结冰探测器，可以识别出冷凝水结冰的瞬间。Elzaidi 等[154]设计了不同纵横比电容探针阵列进行海冰检测，发现海冰厚度的增长会导致传感器电容单调变化，拓展了电容式结冰探测传感器的海冰探测应用场景。Flatscher 等[155]设计了一种平面电容检测装置，发现其工作电容会随霜和冰的积聚而变化，证明了其探测霜冰特性的潜力。Inanlu 等[156]则进一步将电容传感器应用于换热器表面结霜质量动态检测，结合摄像法霜厚识别，实现了结霜密度的动态测量。Rahman 等[157]和周翼等[158]提出了探除冰一体化电容式结冰探测器，具有 4 mm 范围的结冰探测及除冰功能，为结冰与防除冰领域提供了借鉴与参考。除冰水混合物探测外，电容式结冰探测器甚至可实现冰–水–油混合物探测。Altrabolsi 等[159]基于平面电容传感器，可以检测冰盖下石油深度及冰盖厚度，对 2 ~ 5 cm 厚度冰层测量误差小于 0.5 cm。电容式结冰探测技术在诸多场景的研究与应用极大拓展了其适应性，而电容式结冰传感技术的主要难题源于探测表面状态非均匀、混合相态、温度漂移及微形貌偏差等因素所诱发的厚度测量误差。基于弛豫极化效应的复阻抗谱结冰探测器可通过逆向分析混合相态与温度漂移的耦合效应，构建温漂自补偿机制并同步实现冰水界面的高分辨测量[160]。



(a)冰和水的复介电常数随频率的变化　　(b) 不同结构电容结冰探测器电容随冰厚变化

图 13　冰水介电差异及不同结构电容式结冰探测实验结果对比

Fig. 13　Dielectric difference between ice and water and comparison of experimental results of capacitive ice detection sensors with different structures

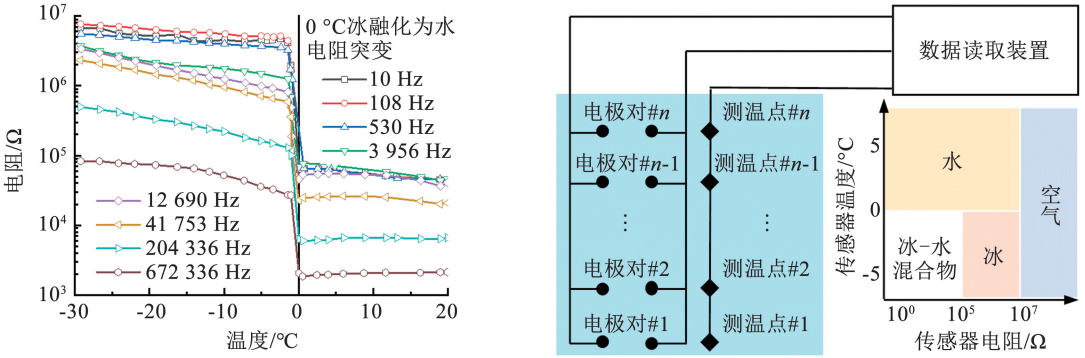
为了进一步提高各种电容结冰探测器的探测精度，诸多学者提出了环形阵列[154,161]、叉指阵列[23,162]等结构优化传感器探测精度及范围。Owusu 等[163]通过两个带电圆柱间因结冰引起的电容变化实现了结冰探测，证明了该方案探测云中冰的存在和冰增长速率的可行性。Gui 等[23,164]设计了一种柔性阵列式电容结冰探测膜，在 0 ~ 10 mm 探测范围内，冰水相界面高度测量及冰层厚度误差小于 0.21 mm。传感器结构优化提高了电容结冰探测器的测量精度及灵敏度，阵列式的布置形式结合信号分析算法也可实现冰层形貌测量这一实际需求，但微米尺度结冰探测的技术难题仍难以攻克。

神经网络[165-166]、机器学习[167]等数据处理方法的引入进一步提高了电容结冰探测技术精度。李泽军等[165]针对平面电容传感器提出了频率扫描方法以及神经网络模型提高了传感器冰厚探测精度，在 0 ~ 2 mm 冰厚范围内 97.7% 的测试数据误差小于 0.2 mm。Zheng 等[168]利用神经网络优化叉指电容结冰探测器，实现了 0 ~ 3.0 mm 冰厚探测误差小于 0.2 mm 的误差率为 92.4%。Jiang 等[167]将优化算法增强型神经网络模型与电容式结冰传感器数据相结合，使结冰状态探测准确率高达 98.8%。Gui 等[169]提出一种不依赖温度传感器的电容结冰探测器优化方法，可将传感器探测误差从 0.14 mm 降低至 0.09 mm。基于结构优化的电容结冰探测与高效数据处理模型相结合，将电容式结冰探测传感器最高探测精度提升至 90 μm。不同学者提出的电容结冰探测传感器如图 13(b)所示，Gui 等提出的叉指电极结构的电容变化对冰厚变化最敏感，结冰厚度探测精度更高。而蒋兴良等[161]提出的圆环电极结构兼具了宽量程及高敏感度特性，在电缆等圆柱体表面结冰探测具有最佳性能。电容式结冰探测技术实现百微米级冰层高分辨测量，具备结构轻薄、易阵列化与低功耗优势；然而其精度受环境湿度、基底介电特性漂移及电极表面污染显著干扰，长期稳定性受限，耦合温–湿自校准与防护涂层可提升长期结冰探测可靠性。

4.2　电阻式

电阻式结冰探测技术通过测量空气、水和冰的电导率差异判断结冰状态，一般不具有结冰厚度、类型等特性探测能力。Abdelaal 等[170]设计了一种柔性贴片结冰状态探测器，基于传感器测量的电阻值小于 470 kΩ 为水，大于 146 MΩ 为空气，否则为冰。然而冰的电阻并不是一个恒定值，会因温度、冰型等

发生变化。Abie 等[171]在 10 Hz ~672 kHz 频率范围内分析了冰和水电阻的显著差异,如图 14(a)所示,这一差异在不同电信号频率下始终显著存在。王瑞等[172-173]通过测量冰的电阻约 1 ~350 MΩ 而水的电阻一般小于 1 MΩ 进行冰水区分,通过设置等间距的电极对进行冰厚探测,当 N 组连续电极对检测到冰时,可计算得到冰厚为 N 个间距,在黄河实地应用时探冰精度约 2 cm。由于不同学者对冰和水区分电阻值的定义不同,仅通过电阻无法精确区分冰和水。Tabatabai 等[174]研究了基于温度-电阻探测混凝土表面结冰状态的多种情况,通过温度辅助可提高传感器区分冰水状态的准确性。分析了碎冰、混凝土结冰、橡胶污染等多种实际场景,拓展了电阻式结冰探测的可行性。图 14 (b)展示了温度-电阻冰厚探测技术原理,基于温度界限 0 ℃、冰水电阻界限约 10^5 Ω、冰-空气电阻界限约 10^7 Ω 可实现冰水状态的探测。通过等距设置电极对及温度测点也可实现冰厚探测。



(a) 不同频率和温度下冰和水的电阻差异　　(b) 电阻式结冰探测原理示意

图 14　冰和水的电阻差异及电阻式结冰探测原理[171]

Fig. 14　Difference in resistance between ice and water and schematic diagram of resistive ice detection technology[171]

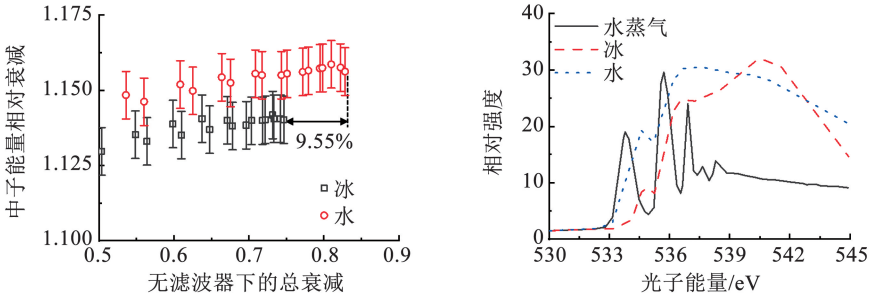
实际河冰或海冰中存在的异质结构会导致其电阻发生变化,造成结冰探测结果的偏差。Dongo 等[175]利用吸湿材料混合离子电子聚合物导体(mixed ionic-electronic polymer conductors, MIEC)测量机翼结冰状态。导体内吸湿材料中的吸附水形成冰晶而膨胀,会导致导体的电阻从约 22 kΩ 突升至约 39 kΩ,基于该现象可实现结冰状态探测。这一方法要求材料具备较高的吸湿性及变电阻特性,因此未被广泛使用。此外,一种电阻率层析成像技术被广泛用于冻土中水、冰等物质的探测。基于水、冰、泥土不同的电阻率,通过层析电阻实现电极间物质空间分布的可视化。Barsukov 等[176]利用瞬变磁场测量地基中的电阻率分布,并反演出地基中结晶形貌分布,这为地下冰晶、冰山融孔形貌探测提供参考。Jones 等[177]利用直流电阻率层析成像技术分析了南北极海冰结构变化,可区分钻孔井间薄冰和碎冰的类型,然而岩石等物质会被误判为冰导致成像精度的降低。Phillips 等[178]通过钻孔电阻率断层扫描技术分析了瑞士阿尔卑斯山东部 12 m 地下富含冰的岩石冰川内部物质分布,提出地层中物质电阻率低于 15 kΩ·m 为水体和含水量较高的淤泥,电阻率 60 kΩ·m 以上被认为冰体或岩石。因此,如何区分冰体和岩石等固体是提高基于电阻率探冰精度的关键。Kristensen 等[179]利用电阻率成像探测冻土中的冰层及水体时,证明了电阻率小于 200 Ω·m 为水体,大于 5 kΩ·m 为冰体,对于 0.2 ~5 kΩ·m 电阻率的物质则无法明显区分,岩石等非导电或弱导电物质会被误判为冰层。为了消除非导电物质被误判为冰,Mudler 等[180]提出通过高频电压进行电阻率层析,高频信号诱发冰的极化明显异于岩石等固体,提高了电阻率层析成像精度。该方法一定程度地排除了非导电物质对探测结果的影响,然而含水黏土等弱导电物质对电阻率层析成像的影响无法完全避免。电阻式结冰探测技术具备电路简单、成本低、响应快及易于微型化阵列部署等优势。但电极极化、基底表面污染及电解质迁移导致的电阻漂移易引入假冰信号,需引入自清洁电极与温度-污染协同校准策略方可兼顾精度与耐久性。

4.3　放射线式

20 世纪 Sunstrand 公司首次提出通过放射性粒子进行结冰探测,设计了一种 β 粒子结冰探针,基于探测路径上结冰对粒子的遮蔽程度进行结冰厚度探测。基于该原理的传感器可用于飞机结冰探测[181],但由于放射性同位素具有污染环境以及运输、贮存等方面的原因,目前已淘汰这种结冰传感器。X 射线衍射结冰探测一般用于微尺度冰晶探测,Kim 等[182]利用 X 射线衍射探测了真空环境下 150 K 以下厚度 2 ~50 μm 气相沉积冰的微观结构,

并与标准立方冰和六方冰对 X 射线的散射强度进行对比，微米尺度气相沉积冰是立方冰和六方冰的混合结构，并不趋于某一种特定分子结构，这种微尺度冰结构观测可为成核等微观理论研究提供支持。除了 X 射线衍射外，冰和液态水的 X 射线吸收光谱（X-ray absorption spectrum，XAS）也显示出重大差异，基于此，Myneni 等[183]实现了对水蒸气、固体冰及液态水的区分。Cavalleri 等[184]针对冰和水不同的 X 射线吸收光谱做了解释，将该现象的成因归于具有稳定四面体分子结构的冰融化成水后分子间形成的氢键。Kobayashi 等[185-186]将 X 射线计算机断层扫描技术用于冷冻食品中的冰晶探测，这对于食品冷藏运输提供了技术支撑。

脉冲中子成像原理与 X 射线成像相似，中子束透射冰体时被原子吸收、散射，造成接收中子束强度衰减进而识别是否结冰[188]。Biesdorf 等[187]发现冰和水对中子能量造成的相对衰减差异约为 1.6%，如图 15（a）所示。基于上述结论，Santamaria 和 Stahl 等[189-190]利用中子成像技术成功地检测到燃料电池低温下阴极侧通道出口区域较高的冰含量。这为保护燃料电池安全冷启动提供了一种可靠的监控方法。为了进一步提高中子成像结冰探测精度，Siegwart 等[191]提出了长波长与短波长的比值 α_{rel} 代替能量衰减系数进行冰水区分，冰和水的 α_{rel} 区分对比度可达 8%。此外，0.5 mm 厚度以上冰/水存在时的对比度噪声比大于 5，证明了该方法的强抗干扰能力。由于水膜或冰膜厚度的增加会导致中子射线能量衰减增加，这一现象理论上可用于冰厚探测。现有研究大多探究约 1 mm 厚度冰膜测量，过厚的冰膜会导致中子束无法穿透待测物，脉冲中子成像探冰范围受到限制。虽可使用中子通量更大的中子源实现高穿透性，但相应的系统成本及危险性会提升。



(a) 冰和水对中子能量的衰减作用　　(b) 冰和水对X射线强度的影响

图 15　水的不同相态对中子射线和 X 射线的影响[187]

Fig. 15　Effect of different phases of water on neutron beams and X-rays [187]

4.4　平面微波谐振式

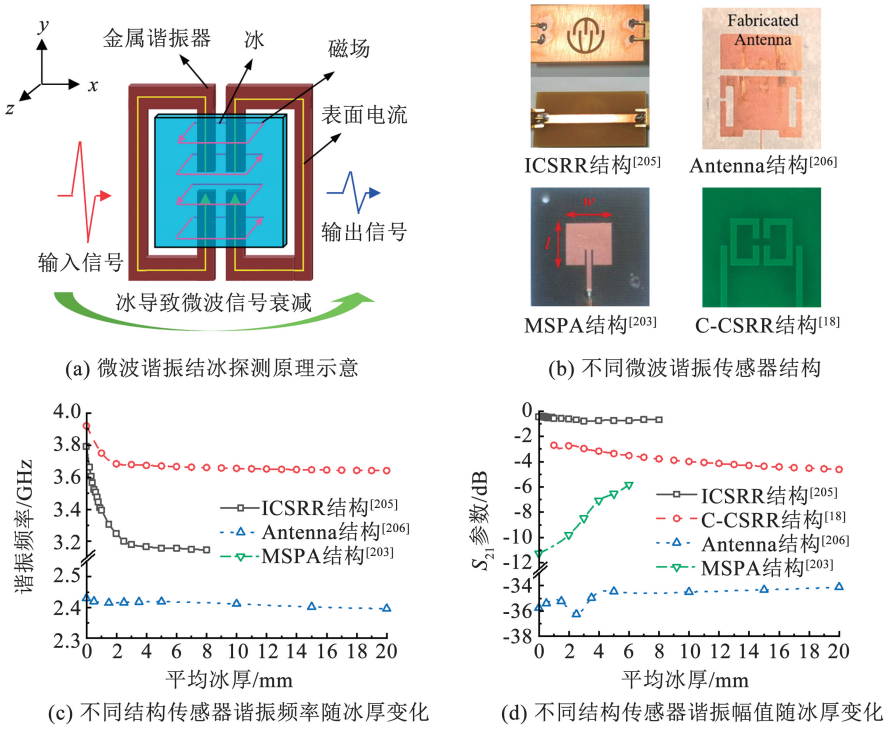
平面微波谐振式结冰探测技术是一种基于微波谐振原理的先进结冰监测手段。其核心在于利用平面微波谐振腔对冰层的敏感性，当冰层在监测表面形成时，会改变谐振腔的电磁特性。通过精确检测谐振频率、品质因数等微波参数的微小变化，可实现对冰层厚度及生长状态的高精度实时定量监测。

英属哥伦比亚大学 Zarifi 教授团队[192]发现液滴冷凝、结霜、结冰、融化现象对平面微波谐振器的谐振频率具有显著影响。基于此，深入研究了基于劈裂环谐振传感器及电/磁耦合平面微波谐振器的冰水状态识别、冰厚探测与海冰盐度识别技术[193-194]，实现对纯水和 5% 盐水结冰状态的精准监测，然而并未得出冰层厚度测量的定量数学关系。Shi 等[195-196]利用一种电容耦合劈裂环微波谐振传感器开展了水平冷表面去离子水和盐水冻结探测系列实验研究。去离子水冰厚及冰水相界面高度可在 17.0 mm 范围内被精确测量，平均误差小于 0.37 mm[197]。此外，盐水冰厚、盐水冰水相界面高度及冰体盐度也可在 0～20 mm 及 0～15.0% 范围被测量，精度均在 87.8% 以上[18,198]。

上述谐振微波传感器均注重于 1 cm^2 以下结冰面积的小尺寸结冰探测研究，为提高平面微波谐振器工程应用中有效探测面积，Shah 等[199]设计了一种劈裂环谐振器阵列，测量了约 5.8 km 高度 100 m/s 风速下飞机机翼表面混合相冰晶积聚情况。冰晶的积聚与融化会导致传感器谐振频率发生变化，基于此实现了冰晶存在状态判断及 11%～30% 融化程度的测量，然而冰晶积聚的厚度或质量未能被定量测量。Niksan 等[200]则将人工神经网络引入传感器阵列，将飞机翼面结冰、液滴附着状态识别准确率提升至 93.33%。进一步，Niknahad 等[201]提出使用平面微波谐振器进行非接触探测，在距离冰体 2 cm 仍可识别 2%～4% 盐度的 100 μL 盐水冰滴。Kozak 等[202]开发了一种 T 形槽贴片天线传感器，Wagih 等[203]开发一种射频识别贴片，均可将微波源设置

在约 10 m 外监测贴片表面结冰情况，准确率可达 80% 以上。这种方法虽然微波源是远离待测区域的，但是鉴别冰/水的装置仍然是贴片，本质上仍属于接触式的平面微波谐振技术，其优势在于微波源、波导线等装置不需要嵌入在探测平面内对探测面造成破坏。

图 16 展示了平面微波结冰探测器的工作原理，并对比了 4 款典型传感器结构及实验结果。4 种不同传感器的谐振频率与 S_{21} 参数均会随着结冰厚度的增加而单调变化。其中，Xie 等[204]设计的 ICSRR 传感器谐振频率对冰厚变化最敏感，但仅能探测 8 mm内结冰厚度。Tariq 等[205]设计的 MSPA 传感器主要通过 S_{21} 参数变化进行 0 ~ 6 mm 冰厚变化感知，其工作频率几乎不会随冰厚变化而变化，因此并未进行对比。Kozak 等[202]设计的 Antenna 传感器虽然具有 20 mm 的探测范围，但其敏感度相对较低。而 Shi 等[18]设计的 C-CSRR 传感器 S_{21} 参数能够在 20 mm 内单调变化，相较于其他 3 种传感器具有更大的探测范围。平面微波谐振式结冰探测技术可实现毫米级冰层高分辨测量，且对温度、光照不敏感，测量结果稳定性强。然而其精度受基底介电非均匀性、谐振器表面污染及耦合缝隙水汽凝结引起的频率漂移显著制约，长期稳定性与标定复杂性仍待解决。因此，该技术适用于航空、风电等复杂曲面短周期监测，引入环境自适应校准与防护涂层策略可拓展其稳定性及寿命。



(a) 微波谐振结冰探测原理示意　(b) 不同微波谐振传感器结构

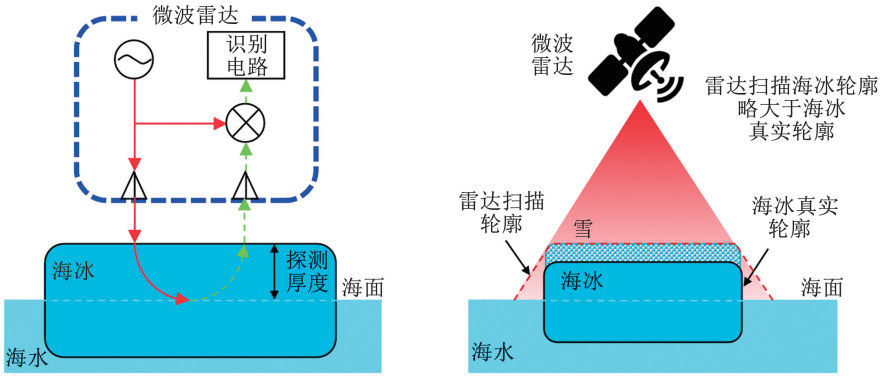
(c) 不同结构传感器谐振频率随冰厚变化　(d) 不同结构传感器谐振幅值随冰厚变化

图 16　平面微波谐振式结冰探测实验结果对比

Fig. 16　Comparison of experimental results for planar microwave resonance ice detection technology

4.5　微波遥感式

微波遥感结冰探测技术是一种先进的冰情监测手段，其利用冰层对微波辐射吸收、反射和散射作用产生的辐射亮度和散射信号，实现冰厚、冰型等特性参数的非接触探测，如图 17 所示。根据微波源不同，微波遥感式结冰探测技术分为主动式和被动式两种。主动式微波遥感技术通过雷达向海面发射和接收脉冲微波信号，根据信号的延迟与衰减可实现海冰类型识别、冰水区分、海冰厚度反演等功能。主动式结冰探测技术以星载合成孔径雷达为代表，其观测空间分辨率已达米级，可获得较为精细的极地海冰监测数据[206]。被动式微波遥感技术是通过卫星携带的微波辐射计等设备测量海面的自然微波辐射，对大面积海冰分布密度进行测量，其中，常用波段为 C 波段和 Ku 波段两种[207]。美国航天局(NASA)发射的 Nimbus 7、Aqua 卫星，日本发射的 GCOM-W1 卫星，以及中国开发的 FY-3 卫星等均搭载了微波辐射计或微波成像仪，被动式微波遥感传感器参数如表 6 所示。



(a) 基于微波遥感冰厚探测示意　　(b) 基于微波遥感海冰面积探测示意

图 17　主动式微波遥感式结冰厚度及面积探测原理示意

Fig. 17　Schematic diagram of principle of active microwave remote sensing for detecting ice thickness and area

表 6　被动微波遥感卫星参数[207,221]

Tab. 6　Passive microwave remote sensing satellite parameters[207,221]

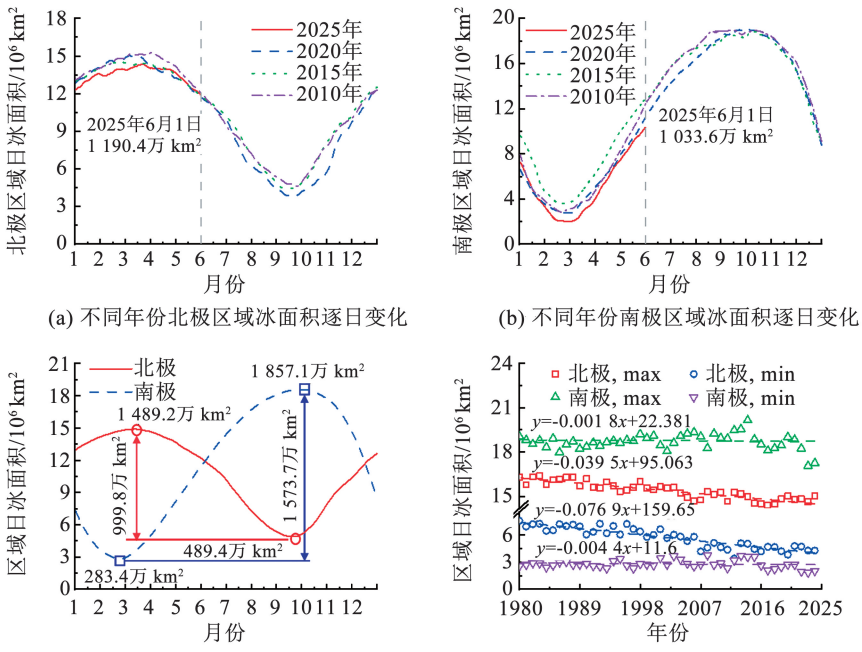
传感器	卫星平台	轨道高度/km	运行时间	频率/GHz	极化方式(H,V)	瞬间视场/(km×km)	亮温精度/K	分辨率/km
SMMR	Nimbus 7	955	1978.10—1987.08	6.6	H,V	136×89	0.7	30~156
				10.7	H,V	87×57	0.8	
				18	H,V	54×35	0.9	
				21	H,V	47×30	1.0	
				37	H,V	47×30	1.4	
SSM/I	DMSP	860	1987.07—2009.11	19.35	H,V	70×45	0.8	12.5~69
				22.24	V	60×40	0.8	
				37	H,V	38×30	0.6	
				85.5	H,V	16×14	1.1	
SSMIS	DMSP	833	2006.12 至今	19.35	H,V	70×45	—	12.5~75
				22.24	V	60×40	—	
				37	H,V	38×30	—	
				91.66	H,V	38×30	—	
AMSR-E	Aqua	705	2002.06—2011.10	6.93	H,V	75×43	0.3	4~75
				10.65	H,V	51×39	0.6	
				18.7	H,V	27×16	0.6	
				23.8	H,V	32×18	0.6	
				36.5	H,V	14×8	0.6	
				89	H,V	6×3	1.1	
AMSR2	GCOM-W1	699	2012.05 至今	6.93	H,V	62×35	—	3~62
				7.3	H,V	62×35	—	
				10.65	H,V	42×24	—	
				18.7	H,V	22×14	—	
				23.8	H,V	26×15	—	
				36.5	H,V	12×7	—	
				89	H,V	5×3	—	
MWRI	FY-3B/3C	836	2010.11 至今	10.65	H,V	51×85	0.5	12.5~85
				18.7	H,V	50×30	0.5	
				23.8	H,V	27×45	0.8	
				36.5	H,V	18×30	0.5	
				89	H,V	9×15	1.0	

主动式微波遥感海冰特性探测主要通过阈值处理[208-209]、边缘检测技术[208,210]、分类算法[211]、基于极化参数分类[212-213]、神经网络[214]等方法对微波遥感数据进行处理实现。Komarov 等[215-216]提出了自动海冰运动跟踪算法处理 SAR 数据进行海冰与开放水域的区分,并提出了自适应概率阈值正确分类海冰的比例为 88.2%。Karvonen 等[217]提出一种基于分割和局部合成孔径雷达信号强度的开放水域和海冰识别算法,对开放水域的定位精度约 90%。Lu 等[218]提出了一种基于随机森林模型的星载 C 波段 RADARSAT-2 全极化 SAR 图像的北极海冰和开放水域自动分类方法,总体海冰和海水分类准确率为 99.94%。Geldsetzer 等[219]提出通过垂直极化和水平极化的比值及共极化比来判断海冰是否发生融化。共极化比对海冰上的液态水极其敏感,基于该参数优化后的微波遥感探测海冰融化的天数与 Sentinel-2 卫星近红外光数据验证,总偏差仅 0.5 d。Munoz-Martin 等[220]提出了一种利用偏振全球导航卫星系统反射计估算海冰厚度的新方法,考虑了海冰盐度对海冰微波散射特性的影响,该模型结果与 CryoSat-2 海冰估算结果在 4 种工况下均方根误差均小于 1.1 m。

海水与海冰的微波发射率显著不同,因此可通过被动微波辐射计测量结果进行区分,被动微波遥感卫星技术参数对比见表 6。这些遥感卫星结冰探测的本质是利用冰和水在毫米波段的介电-辐射差异,被动测量亮度温度,并通过频率-极化组合与反演算法进行冰水区分甚至冰厚探测,亮温测量精度可达 0.3 K。由于一年冰和多年冰的差异并不显著,Lee 等[222]提出了根据不同频率通道之间的垂直偏振发射率差异区分一年冰和多年冰。10.65 ~ 36.5 GHz范围内的发射率谱分布与其他研究结果吻合较好,18.7 GHz 以下频段的发射率反演误差在 2% 以内。此外,偏振比、光谱梯度比以及交叉偏振比(cross-polarized gradient ratio,XPGR)等参数也被用于处理微波辐射数据,以削弱环境温度对测量结果的影响,提高探测精度。Makynen 等[223]提出了一种 AMSR2 薄冰检测算法,针对北冰洋 20 cm 厚度为界限的薄冰与厚冰进行分类,结果表明,厚冰被错划为薄冰的平均概率为 8.7%,反之为 37.0%。该方法的适用范围受限,仅可用于海冰密度大于等于 70% 及环境温度小于 5 ℃ 工况。Shokr 等[224]提出了加拿大环境冰浓度提取算法,根据遥感观测结果对不同厚度海冰进行分类,对于 10 cm 厚度以下的海冰密度识别误差小于 11.73%。被动遥感卫星自身不发射微波信号,仅依赖自然辐射,信号强度低。为提高其信噪比,系统延长了积分时间或扩大视场角,导致空间分辨率下降。此外,其设计以宽幅宏观探测为目标,而非局部细节成像,因此,在南北极海冰面积的大范围监测中更具有优势。而具有更高分辨率的主动遥感卫星受限于窄刈幅、高功耗及需要复杂校正等, 适用于高/中分辨率的局部精细探测场景。

冰盖上部覆雪是导致海冰分布密度及厚度测量精度难以提升的最主要因素之一,多孔隙雪的存在阻碍微波信号的传输。为了提高覆雪海冰厚度探测精度,Carret 等[225]提出了一种水上冰厚计算方法,通过 Mallett 方程计算平均积雪密度并设定冰的密度为 900 kg/m^3,将覆雪导致的冰厚测量平均误差降至 0.06 m。然而积雪密度并不是一个恒定值,导致了微波信号的受阻碍程度不同,通过 Mallett 方程拟合得到的覆雪密度为经验值,仍会导致部分冰厚探测结果存在较大偏差。此外,Abdalati 等[27]提出一种检测格陵兰岛冰盖表面融雪的 XPGR 算法,在 XPGR 为 -0.025 时可区分干雪和湿雪。然而,上述针对微波遥感卫星冰盖融雪检测方法适用于 40 GHz以下低频数据,在具有高空间分辨率的高频数据分析时精度较差。Wang 等[226-227]利用大津法(Otsu)对 AMSR2 辐射计 89 GHz 高频通道的微波数据进行处理,探测格陵兰岛冰盖表面融雪天数的精度最高可达 99.35%。Zhang 等[228]基于机器学习的分类方法对微波辐射计、微波成像仪等微波遥感设备获取的北极海冰微波数据进行处理,生成了 2002—2017 年每日海冰分类数据,对一年冰和多年冰的区分准确率达 93%。

基于微波遥感卫星获取的南北极海冰面积变化曲线如图 18 所示,数据来源于美国国家冰雪数据中心。图 18(a)、18(b)展示了南北极 2010—2025 年部分南北极区域日冰面积变化曲线,二者在 9 月和 3 月分别达到峰值。1980—2024 年南北极区域日冰面积平均变化如图 18(c)所示,南极的海冰面积变化幅值超过北极约 5.74×10^6 km^2,且南极海冰面积最小值比北极低约 2.03×10^6 km^2。南北极海冰面积年平均变化情况如图 18(d),可以看出,南北极海冰面积均逐年减小,且北极海冰面积逐渐减小的趋势更明显。



(a) 不同年份北极区域冰面积逐日变化　(b) 不同年份南极区域冰面积逐日变化

(c) 2024年南北极区域海冰面积变化　(d) 1980—2024年南北极最大及最小海冰面积变化

图 18　基于微波遥感结冰探测技术的南北极海冰检测结果

Fig. 18　Detection results of Arctic and Antarctic sea ice based on microwave remote sensing ice detection technology

结合表 7 电学法结冰探测技术研究对比可知，电容式、电阻式、微波谐振式及放射线式结冰探测方法均以毫米或厘米级嵌入式传感为主导，探测面积从 36π mm² 到 50 cm² 不等，可在飞机翼面、桥梁钢索及线路电缆等曲面实现嵌入或贴附安装，其中，电容式已在 0 ~ 9.1 mm 取得 0.2 mm 精度。放射线式探测虽能提供高对比度，却因辐射安全未被广泛应用。微波遥感结冰探测视场可扩展至百米至公里尺度，厚度量程可拓展至 4 200 m，精度却从厘米级陡降至米级。电学法结冰探测的核心难题是冰水介电常数差随温度、含盐量及频率呈高度非线性变化，导致传感器误判。基于深度学习反演冰水复介电常数可有效降低传感器误判概率，但仍未完全解决。此外，高湿、高盐雾与振动环境使电极极化阻抗急剧变化，受外界环境干扰，探测结果失真，因此，提高电学法结冰探测的鲁棒性将是其优化的重点。

表 7　电学法结冰探测技术研究对比

Tab. 7　Comparison of electrical ice detection technologies

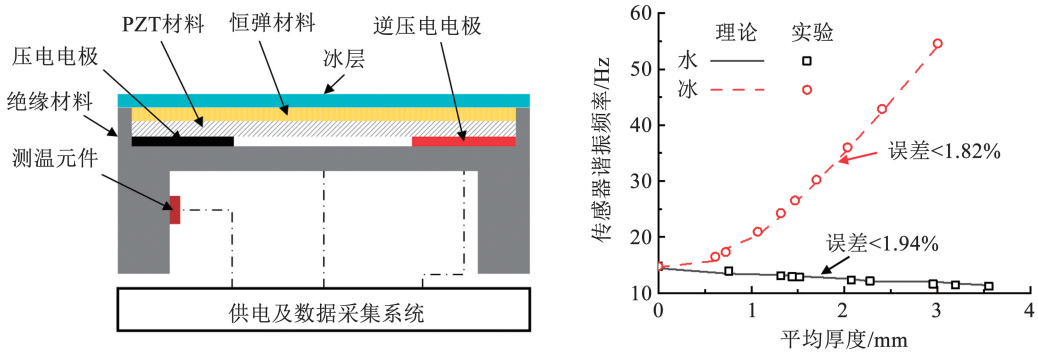
序号	探测方法	是否嵌入	探测面积	冰厚探测	探厚范围	探厚精度	探测冰型	应用场景	年份	文献
1	电容式	是	0 ~ 30 × 45 mm²	是	0 ~ 8 mm	0.21 mm	否	飞机翼面	2025	[23]
2		是	30 × 50 mm²	是	1 ~ 4 mm	约 0.2 mm	否	风电叶片	2024	[157]
3		是	36π mm²	是	0 ~ 9.1 mm	约 0.9 mm	否	桥梁钢索	2019	[166]
4		是	6 × 11 cm²	是	0 ~ 3 mm	0.2 mm	是	飞机翼面	2022	[168]
5	电阻式	是	6 × 18 mm²	否	—	—	否	线路电缆	2022	[170]
6		是	未提及	是	0 ~ 1.8 m	2 cm	否	河道航运	2015	[229]
7	微波谐振	是	5.0 × 5.0 mm²	否	—	—	是	飞机翼面	2019	[192]
8		是	13.0 × 10.5 mm²	是	0 ~ 20 mm	约 0.3 mm	否	飞机翼面	2025	[197]
9		是	22.5 × 20 mm²	是	0 ~ 6 mm	1 mm	否	雷达罩	2021	[205]
10	放射线式	否	0 ~ 50 cm²	否	—	—	否	燃料电池	2018	[230]
11		否	0 ~ 30 × 30 cm²	否	—	—	否	燃料电池	2021	[231]
12	微波遥感	否	未提及	是	0 ~ 2 m	2 cm	否	极地航运	2021	[232]
13		否	140.5 × 140.5 m²	是	< 4 200 m	约 50 m	否	冰川冻土	2010	[233]
14		否	50 × 50 mm²	是	0 ~ 0.8 m	1 cm	否	河道航运	2024	[234]
15		否	300 × 300 m²	是	未提及	28 cm	否	极地航运	2022	[235]

5 机械法结冰探测技术

机械法结冰探测技术利用冰附加质量、刚度或气动扰动引起的结构频率偏移、应变增量、动压差或阻力变化来反演冰厚,具有原理简单、无需复杂标定、抗电磁干扰、可嵌入式监测点冰等优点,但该方法存在灵敏度较低、传感器易疲劳漂移、水膜/积雪误判等问题。谐振式与应变式结冰探测元件可贴于飞机机翼前缘、发动机进气口或风电叶片,实时感知结冰并触发除冰;压差式结冰探测探头嵌入空速管利用结冰导致的气流流动变化判断结冰;阻碍式结冰探测旋转或摆动杆安装于道路气象站等通过结冰增阻自动触发加热或机械除冰,可实现低成本、免维护的恶劣环境结冰预警,此外,基于设备运行异常数据判断结冰的方式也逐渐应用于风电叶片结冰探测。

5.1 机械谐振式

振动元件覆冰后刚度与质量的改变,引发其谐振参数显著变化,机械谐振式结冰探测技术的本质是通过精确测量谐振参数变化实现对结冰状态的高效检测[236]。此外,通过振动元件的逆压电效应,可实现振动除冰,因此,机械谐振式结冰探测具有探除冰一体功能及优异的工程应用价值。机械谐振结冰探测器因结构不同主要分为振管式和压电平膜式[237-239],平膜式结冰探测器基本结构如图 19 所示。学者对两种结构结冰导致的谐振参数变化建立了理论模型,揭示了冰厚对传感器谐振频率与相位偏移的影响规律,得到了谐振参数与冰厚的定量数学关系[240-242]。Shi 等[243]基于上述理论设计了一款平膜式结冰探测装置,分析了冰的积聚对传感器谐振频率的影响,构建了谐振频率与传感器覆冰厚度的数学关系,可实现 0 ~ 1.3 mm 的平均冰厚探测,分辨率最高可达 0.06 mm。机械谐振传感器在实验测试中展现出良好的效果,甘茂锐等[244]将平膜式结冰探测器用于飞机结冰探测,在结冰(0.5 ± 0.2)mm 时提供结冰报警。赵云行等[245]则提出将压电谐振式结冰探测器用于动车组列车,并在风洞中通过实验证明了风速与振动不会导致传感器探冰误判。鉴于飞机与动车组列车对于安全性的极高要求,机械谐振传感器仅用于是否结冰探测,其冰厚探测结果仅作为工作人员参考。



(a) 压电平膜结冰探测器结构示意 (b) 水膜及冰层厚度对谐振频率的影响

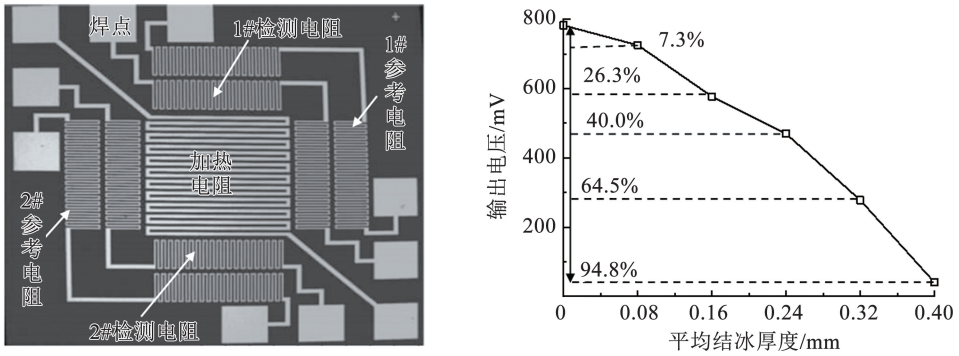
图 19 机械谐振式结冰探测原理及实验结果对比[241]

Fig. 19 Principle of mechanical resonance-based ice detection technology and comparison of experimental results[241]

由于不同温度下冰体冻结内部气泡分布不同,冰体力学特性存在显著差异,分析温度对机械谐振式结冰探测器的影响十分重要。张杰等[246]测试了传感器频率在不同温度下漂移情况,根据记录的结果对传感器冰厚测量结果进行了修正,最高可实现 0.09 mm 的冰厚分辨率,但冰厚测量范围在2 mm 内。除温度漂移修正外,通过神经网络等数据处理方式,传感器信号也可有效提高其探测性能。针对压电平膜结冰探测器用于道路检测因路况复杂而精度及稳定性较差问题,Gui 等[19]通过人工神经网络模型分析了平膜式结冰传感器的谐振谱特征,将冰厚探测精度控制在 0.5 mm 内。平膜式结冰传感器可内嵌在结冰区域,安装方便且探测精准度较好,但是,由于其高灵敏度,污染物对其干扰十分明显,极易造成探测误差。

5.2 应变式

冰雪在结构体上的积聚会导致结构质量、刚度等物理特性发生变化,进而导致结构体如桥梁钢索等发生形变。通过测量结构体因积冰诱发的应力变化即可实现结冰探测。Zhang 等[166]研究发现,压电晶片上覆雪将直接影响其导纳(阻抗的倒数),基于此实现了 0 ~ 9.12 mm 内分辨率 0.91 mm 的平均冰厚探测。李宗兴等[26]也设计了一种 MEMS 应变式结冰传感器,如图 20 所示,可实现约 0.1 mm 精度的结冰探测。然而,此类传感器本质上仅能测量积冰的质量变化,无法有效区分水、冰、泥等不同物质的特性差异。因此,其在工程领域的实际应用受到显著限制,尚未得到广泛应用。



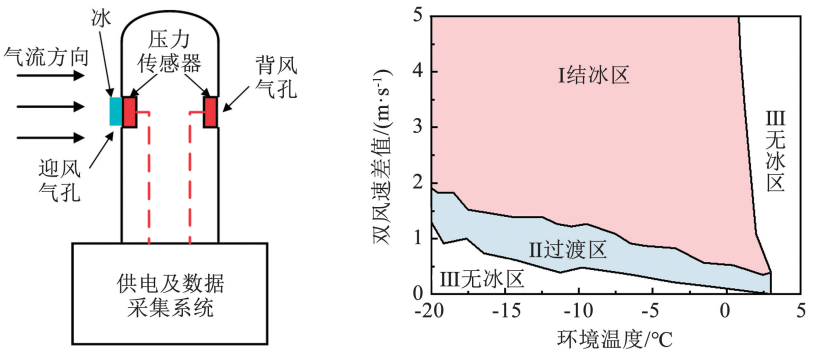
(a) 应变式结冰探测器结构　　(b) 冰厚对传感器输出电压的影响

图 20　应变式结冰探测传感器结构及冰厚探测结果[26]

Fig. 20　Structure of strain-based ice detection sensor and ice thickness detection results [26]

5.3　压差式

压差式结冰传感器的迎风面和背风面都钻有小孔，如图 21(a)所示，不结冰时两孔有一定的压差，结冰时迎风面小孔被堵塞，使压差变化，控制盒内的压差传感器感受此变化，发出一个结冰信号[247-248]。压差传感器也可安装在双传感头上，一传感头小孔上布置有加热装置，可以将积冰融化，而无加热的传感头小孔由于堵塞，测量压力降低。类似地，Tammelin 等[249]提出将两个风速计与叶片放置在相同的环境中。一个风速计被加热，另一个不处理并比较两个风速计的速度。如果未加热的风速计的速度趋向于零或低于加热风速计的速度，则可以假定有冰。少量的冰不会引起速度的显著差异，而且特别容易出错，没有风就无法测量。由于结构与原理限制，该类传感器只能够判断是否有冰覆盖，如图 21(b)。无论是单管结构还是双管结构，当小孔发生堵塞后均不易疏通，且无法区分导致堵塞的物质，因此，仅少量用于风力叶片结冰监测。



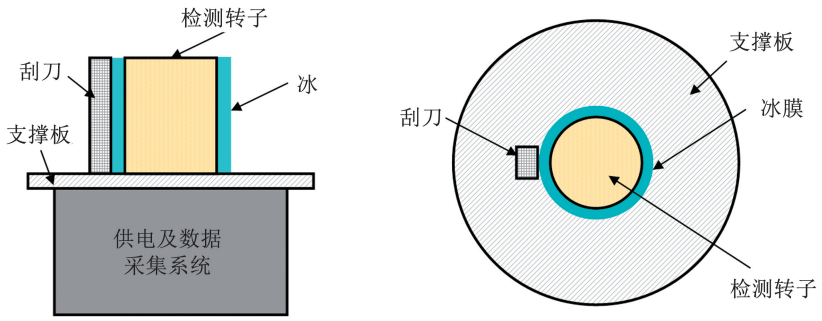
(a) 压差式结冰探测器结构示意　　(b) 基于双风速探测器的风电叶片结冰分区图谱

图 21　基于压差式结冰探测传感器的风电叶片结冰图谱[248]

Fig. 21　Wind turbine blade icing map based on differential pressure ice detection sensor[248]

5.4　阻碍式

英国 Lucas 航空公司设计的 MK3 系列结冰探测器如图 22 所示，是一种典型的阻碍式结冰探测器[181]，一个旋转圆柱体覆冰后直径增加会导致其碰到侧壁设置的刮刀，进而增加了圆柱体的旋转功耗，通过该方式探测是否结冰。一种风力机叶片结冰探测方法通过测量冰层附着引起的风力机发电功率损耗来判断是否结冰[250]。其基本原理是冰层在叶片表面的不均匀附着会改变叶片的气动特性，导致叶片受力不均，从而引起风力机发电功率的下降[251]。Ye 等[252]通过深度学习模型分析了风力机海量运行数据，可实现基于功率损耗情况判断结冰时间，准确率达 96.4%。Guo 等[253]通过 XGBoost 方法建立风机功率和转速正常行为模型，检测风力机发生结冰等异常状况的误差低至 0.53%。诸多类似分析方法证明基于监督控制和数据采集系统的结冰探测方法在风电设备结冰故障检测中的可行性[254]。风电叶片上的积冰还会改变其共振频率，因此，可以通过将风机振动频率与结冰历史频率进行比较来确认叶片是否冻结[255]。此外，船舶航行受冰层阻碍导致其功率增加[256-257]、电缆因覆冰而形变[258-259]等现象均可被用于判断是否结冰。这些通过设备自身运行参数受冰层影响而发生变化的探冰方式不需要额外增设传感器，但设备运行状态极易受其配置参数、环境参数的影响而发生变化，因此，探冰准确率较低。



(a) 传感器结构正视图 (b) 传感器结构俯视图

图 22 MK3 型阻碍式结冰探测传感器结构

Fig. 22 Structure of MK3 mechanical-obstruction ice detection sensor

表 8 整理了部分机械法结冰探测技术研究,可以看出,嵌入型方案占据绝对主导,其共性特征在于利用结构自身形变、谐振频率漂移或压差变化作为结冰探测敏感量,探测面积集中于 16 ~ 161π mm^2,可在交通道路、动车机组与风电叶片表面实现嵌入安装。其中,机械谐振式探测技术已在 0 ~ 10 mm 将精度由 0.5 mm 推进至 0.04 mm,并可实现冰型判别功能,但应变式与压差式、阻碍式结冰探测技术仍停留在冰厚或载荷阈值报警层面,尚未实现冰型识别,且阻碍式因非嵌入安装易受风载干扰。

表 8 机械法结冰探测技术研究对比

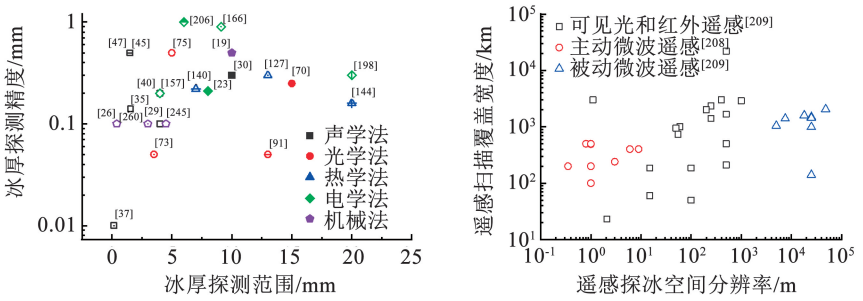
Tab. 8 Comparison of mechanical ice detection technologies

序号	探测方法	是否嵌入	探测面积	冰厚探测	探厚范围	探厚精度	探测冰型	应用场景	年份	文献
1		是	161π mm^2	是	0 ~ 10 mm	0.5 mm	是	交通道路	2019	[19]
2	机械谐振	是	未提及	是	0 ~ 4.5 mm	0.1 mm	否	动车机组	2020	[245]
3		是	约 100π mm^2	是	0 ~ 3.0 mm	0.1 mm	否	交通道路	2022	[260]
4	应变式	是	4 × 4 mm^2	是	0 ~ 0.4 mm	0.1 mm	否	飞机翼面	2011	[26]
5	压差式	是	未提及	否	—	—	—	风电叶片	2019	[248]
6	阻碍式	否	未提及	否	—	—	—	风电叶片	2024	[261]

6 总结与展望

针对飞行器及道路等毫米-厘米级结冰即可能诱发灾难性后果的场景,图 23(a)整理了不同类型接触式结冰探测技术,集中于 0 ~ 20 mm 探测区间,分辨率普遍在 0.1 ~ 1.0 mm。约 90% 的方案将量程限定在 0 ~ 15 mm,并实现了 0.1 ~ 0.3 mm 的测量精度。其中,声学法与光学法结冰探测技术因信号敏感性强,平均精度优于其他技术。Wang 等[37]提出的声学法结冰探测技术在痕量冰及水膜测量中达到 8 μm 的极限分辨率。然而,声学及光学结冰探测技术对环境扰动敏感,现场误差常显著高于实验室结果。相比之下,机械法与电学法凭借结构简单、鲁棒性高,可稳定实现 0.1 ~ 0.3 mm 精度,已足以满足航空器表面结冰监测需求。对于风力叶片、输电线等厘米-分米级结冰才构成威胁的场景,摄像式与阻碍式结冰探测技术因量程大、部署便利被广泛采用,其典型精度为 1 ~ 10 mm。极地科考与船舶运输则更关注海冰及河冰分布密度而非厚度,故图 23(b)比较了各类遥感方案的性能。被动微波遥感空间分辨率大于 1 km,适用于极地海冰与高原冰川的大尺度探测。主动微波、可见光及红外遥感结冰探测兼具更高空间分辨率与厚度反演能力,可为航道冰情监测与海上运输安全保障提供关键数据。

结冰探测技术历经“单点阈值—分布成像—智能融合”的演进,已步入多物理场耦合与数据驱动并行的新阶段。本文系统梳理表明,声、光、热、电、力等单一模态各具优势,却难以在复杂服役条件下同时满足高精度、高空间覆盖、高鲁棒性的需求,而将多模态信息在时-空-谱三维深度耦合,已成为突破性能瓶颈的关键。Jiang 等[167]将光纤式结冰探测器、电容结冰探测器以及温度传感器耦合,并通过 WOA-BP 模型优化,结冰状态探测精度高达98.8%。Gui 等[262]和谭舒亚等[263]将平膜式、电容式以及光纤式结冰探测器装置在一个探测器中,通过多传感器融合以提高道路结冰探测的精度。经道路等真实场景的多工况验证,多物理场耦合结冰探测系统在冰厚、冰型与生长速率的识别精度上较单一方法提升显著,验证了其在复杂环境下的鲁棒性与工程适用性优势。



(a) 不同类型结冰原位探测技术对比　　(b) 不同类型结冰遥感探测技术对比

图 23　不同类型接触式结冰探测技术与遥感结冰探测技术对比

Fig. 23　Comparison of different types of contact ice detection technologies with remote sensing ice detection technologies

近年来，机器学习尤其是深度神经网络在特征自提取、非线性映射和不确定性量化上的飞跃，为“物理 + 数据”双轮驱动的结冰探测提供了全新范式。卷积网络可将红外热像与微波散射图融合，实现毫米级冰厚反演；图神经网络能够把光纤分布式应变与声表面波频散关联，重构冰层刚度分布；强化学习则可在飞行/风机运行中实时优化激励-传感策略，实现能量最优的按需除冰。实验与现场数据均显示，多方法耦合框架下的结冰识别准确率可从传统的 80% ~90% 提升至 98% 以上。未来，结冰探测技术的优化方向为：1）构建多物理场结冰大数据平台，构建冰型、冰厚探测的统一标准；2）发展精简化神经网络模型，实现快响应实时探测；3）把分布式传感器网络与机器学习算法集成，形成自学习、自校准、自决策的智能化结冰感知体系。多方法耦合与机器学习神经网络的深度融合，将推动结冰探测从“感知有无”迈向“动态演化”，为航空安全、能源高效利用以及公共基础设施安全提供保障。

参考文献

[1] Shao Keke, Zhen Zekang, Gao Runmiao, et al. Comparative experimental study of the effect of loading rate on the typical mechanical properties of bubble and clear ice cubes [J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2024, 159: 111264. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2024.111264

[2] Shao Keke, Song Mengjie, Shen Jun, et al. Experimental study on the distribution and growth characteristics of trapped air bubbles in ice slices at different freezing temperatures [J]. Applied Thermal Engineering, 2024, 244: 122600. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2024.122600

[3] Liu Zhongxin, Zhang Xuan, Song Mengjie, et al. Experimental study on heat transfer characteristics of ice melting processes under point-source bubble flows[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2024, 159: 108112. DOI: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.108112

[4] Rekuviene R, Samaitis V, Jankauskas A, et al. Early-stage ice detection utilizing high-order ultrasonic guided waves[J]. Sensors, 2024, 24(9): 2850. DOI: 10.3390/s24092850

[5] Dilorenzo T, Habibzadeh-Bigdarvish O, Li Dongfeng, et al. Laboratory simulation of frost on a pavement column inside a freezer under a controlled environment [J]. International Journal of Pavement Engineering, 2023, 24(2): 2265031. DOI: 10.1080/10298436.2023.2265031

[6] 杨鹤. 国家防灾减灾救灾委员会办公室 应急管理部发布 2024 年全国自然灾害基本情况[EB/OL]. (2025-01-18). https://www.gov.cn/lianbo/bumen/202501/content_6999765.htm
Yang He. Office of the national committee for disaster prevention, mitigation and relief ministry of emergency management release of basic information on national natural disasters in 2024 [EB/OL]. (2025-01-18). https://www.gov.cn/lianbo/bumen/202501/content_6999765.htm

[7] Samuelsen E M. Ship-icing prediction methods applied in operational weather forecasting[J]. Quarterly Journal of the Royal Meteorological Society, 2018, 144(710): 13. DOI: 10.1002/qj.3174

[8] 邵苛苛，宋孟杰，张旋，等. 冰中微尺度受陷气泡生长分布特性与宏观热力影响综述[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2024, 56(6): 152
Shao Keke, Song Mengjie, Zhang Xuan, et al. A review of micro-scale trapped air bubble growth distribution characteristics and thermal mechanical effects in ice[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2024, 56(6): 152

[9] Müller N C, Løw-Hansen B, Borup K T, et al. UAV icing: development of an ice protection system for the propeller of a small UAV[J]. Cold Regions Science and Technology, 2023, 213: 103938. DOI: 10.1016/j.coldregions.2023.103938

[10] 张永杰，张露，罗贵森. 飞机翼面结冰试验积冰厚度探测技术研究进展[J]. 应用力学学报, 2023, 40(3): 504
Zhang Yongjie, Zhang Lu, Luo Guisen. Advances in research on ice accumulation thickness detection technology in aerofoil icing test [J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2023, 40(3): 504

[11] 邵苛苛，宋孟杰，沈俊，等. 极地低温环境结冰预探测方法与防除破冰技术研究进展[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2025, 57(2): 1
Shao Keke, Song Mengjie, Shen Jun, et al. Research progress on icing prediction and detection methods, and anti/de-icing and ice-breaking technologies in polar low-temperature environments[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2025, 57(2): 1. DOI: 10.11918/202407059

[12] 秦建敏，沈冰. 基于冰和水导电特性的新型冰层厚度传感器[J]. 传感器技术, 2004(9): 55
Qin Jianming, Shen Bing. New ice thickness sensor based on electric conduction characteristic of water and ice[J]. Journal of Transducer Technology, 2004(9): 55

[13] Madi E, Pope K, Huang Weimin, et al. A review of integrating ice detection and mitigation for wind turbine blades[J]. Renewable and Sustainable Energy Reviews, 2019, 103: 269. DOI: 10.1016/j.

rser. 2018. 12. 019

[14] Dilorenzo T, Yu Xinbao. Use of ice detection sensors for improving winter road safety[J]. Accident Analysis & Prevention, 2023, 191: 107197. DOI: 10. 1016/j. aap. 2023. 107197

[15] 张鸿健, 张晏鑫, 熊建军, 等. 冰层中 Lamb 波传播特性的数值模拟和实验研究[J]. 实验流体力学, 2023, 37(2): 68
Zhang Hongjiang, Zhang Yanxing, Xiong Jianjun, et al. Numerical simulation and experimental research of Lamb wave propagation characteristics in ice [J]. Journal of Experiments in Fluid Mechanics, 2023, 37(2): 68

[16] Ge Junfeng, Ye Lin, Zou Jianhong. A novel fiber-optic ice sensor capable of identifying ice type accurately[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2012, 175: 35. DOI: 10. 1016/j. sna. 2011. 12. 016

[17] Dongo P D, Machrafi H, Minetti C, et al. A heat-pulse method for detecting ice formation on surfaces [J]. Thermal Science and Engineering Progress, 2021, 22: 100813. DOI: 10. 1016/j. tsep. 2020. 100813

[18] Shi Han, Song Mengjie, Chen Bin, et al. High precision saltwater ice thickness detection method with different salinity under saltwater cover on a horizontal cold plate[J]. Applied Thermal Engineering, 2025, 267: 125794. DOI: 10. 1016/j. applthermaleng. 2025. 125794

[19] Gui Kang, Ge Junfeng, Ye Lin, et al. The piezoelectric road status sensor using the frequency scanning method and machine-learning algorithms[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2019, 287: 8. DOI: 10. 1016/j. sna. 2018. 12. 048

[20] He Qiang, Li Kangshuai, Xu Zehua, et al. Research progress on construction strategy and technical evaluation of aircraft icing accretion protection system[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2023, 36(10): 1. DOI: 10. 1016/j. cja. 2023. 07. 003

[21] 谭舒亚, 葛俊锋, 叶林, 等. 非接触式路面结冰探测技术研究进展[J]. 公路, 2015, 60(6): 244
Tan Shuya, Ge Junfeng, Ye Lin, et al. Research progress on non-contact road surface ice detection technology[J]. Highway, 2015, 60(6): 244

[22] Aguiar M, Gaspar P D, Da Silva P D. Image recognition method for frost sensing applications [J]. Energy Reports, 2022, 8: 234. DOI: 10. 1016/j. egyr. 2022. 01. 049

[23] Gui Kang, Zhou Yi, Bai Hongfei, et al. Flexible ice detection film utilizing arrayed complex impedance sensors [J]. Measurement, 2025, 245: 116637. DOI: 10. 1016/j. measurement. 2024. 116637

[24] Maio L, Memmolo V, Christophel N, et al. Electromechanical admittance method to monitor ice accretion on a composite plate [J]. Measurement, 2023, 220: 113290. DOI: 10. 1016/j. measurement. 2023. 113290

[25] Zhao Xiang, Rose J L. Ultrasonic guided wave tomography for ice detection[J]. Ultrasonics, 2016, 67: 212. DOI: 10. 1016/j. ultras. 2015. 12. 005

[26] 李宗兴, 陈德勇, 王军波. MEMS 应变式结冰传感器设计与制作[J]. 传感技术学报, 2011, 24(8): 1108
Li Zongxing, Chen Deyong, Wang Junbo. Design and fabrication of MEMS strain gauge icing sensors[J]. Chinese Journal of Sensors and Actuators, 2011, 24(8): 1108

[27] Abdalati W, Steffen K. Passive microwave-derived snow melt regions on the Greenland Ice Sheet [J]. Geophysical Research Letters, 1995, 22(7): 787. DOI: 10. 1029/95gl00433

[28] Bulusu R, Dhekne A. uThaw: ultra-wideband wireless solid-liquid state transition sensor to detect thawing of food[J]. IEEE Sensors Letters, 2025, 9(3): 1. DOI: 10. 1109/lsens. 2025. 3537922

[29] Zhang Yabo, Ge Junfeng, Gui Kang, et al. Mixed-phase measurement during atmospheric icing using ultrasonic pulse-echo (UPE) and signal separation techniques[J]. Measurement, 2025, 245: 116679. DOI: 10. 1016/j. measurement. 2025. 116679

[30] Wang Yan, Wang Yuan, Chen Siyu, et al. Focused ultrasonic transducer for aircraft icing detection[J]. Ultrasonics, 2025, 147: 107509. DOI: 10. 1016/j. ultras. 2024. 107509

[31] Hansman R J, Kirby M S. Measurement of ice accretion using ultrasonic pulse-echo techniques[J]. Journal of Aircraft, 1985, 22(6): 530. DOI: 10. 2514/3. 45160

[32] Hansman R J, Kirby M S. Measurement of ice growth during simulated and natural icing conditions using ultrasonic pulse-echo techniques[J]. Journal of Aircraft, 1986, 23(6): 492. DOI: 10. 2514/3. 45334

[33] Liu Yang, Bond L J, Hu Hui. Ultrasonic-attenuation-based technique for ice characterization pertinent to aircraft icing phenomena[J]. AIAA Journal, 2017, 55(5): 1602. DOI: 10. 2514/1. J055500

[34] Zhou Nianpeng, Song Pan, Zhang Yang, et al. Design of high-precision multi-channel ice detection system [J]. Journal of Physics: Conference Series, 2024, 2897(1): 012019. DOI: 10. 1088/1742 – 6596/2897/1/012019

[35] Wang Yuan, Zhang Yang, Wang Yan, et al. Quantitative measurement method for ice roughness on an aircraft surface[J]. Aerospace, 2022, 9(12): 739. DOI: 10. 3390/aerospace9120739

[36] Liu Yang, Chen Wenli, Bond L J, et al. Development of an ultrasonic pulse-echo (UPE) technique for aircraft icing studies [J]. AIP Conference Proceedings, 2014, 1581(1): 1757. DOI: 10. 1063/1. 4865036

[37] Wang Yuan, Wang Yang, Li Wen, et al. Study on freezing characteristics of the surface water film over glaze ice by using an ultrasonic pulse-echo technique [J]. Ultrasonics, 2022, 126: 106804. DOI: 10. 1016/j. ultras. 2022. 106804

[38] Gui Kang, Zhang Yabo, Ge Junfeng, et al. Ice porosity measurement utilizing dynamic wavelet fingerprint technology[J]. Transactions of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2023(S1): 118. DOI: 10. 16356/j. 1005 – 1120. 2023. S1. 011

[39] Ge Junfeng, Li Longteng, Zhang Yabo, et al. Ice type identification during dynamic icing process based on ultrasonic pulse echo technique [J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2025, 393: 116817. DOI: 10. 1016/j. sna. 2025. 116817

[40] Zeng Xingchang, Ong Huiling, Haworth L, et al. Fundamentals of monitoring condensation and frost/ice formation in cold environments using thin-film surface-acoustic-wave technology[J]. ACS Applied Materials & Interfaces, 2023, 15(29): 35648. DOI: 10. 1021/acsami. 3c04854

[41] 赵伟伟, 朱春玲, 陶明杰, 等. 超声导波技术用于飞机结冰探测的实验研究[J]. 压电与声光, 2018, 40(2): 269
Zhao Weiwei, Zhu Chunling, Tao Mingjie, et al. Experimental study on ultrasonic guided wave technology for aircraft icing detection[J]. Piezoelectric & Acoustooptics, 2018, 40(2): 269

[42] Gao Huidong, Rose J L. Ice detection and classification on an aircraft wing with ultrasonic shear horizontal guided waves [J]. IEEE Transactions on Ultrasonics, Ferroelectrics, and Frequency Control, 2009, 56(2): 334. DOI: 10. 1109/TUFFC. 2009. 1042

[43] Shoja S, Berbyuk V, Boström A E. Investigating the application of guided wave propagation for ice detection on composite materials [J]. International Conference on Engineering Vibration, 2015, 2015: 152

[44] Mendig C, Riemenschneider J, Monner H P, et al. Ice detection by ultrasonic guided waves[J]. CEAS Aeronautical Journal, 2018, 9(3): 405. DOI: 10.1007/s13272 - 018 - 0289 - 0

[45] Zhang Yanxin, Zhang Hongjian, Yi Xian, et al. Analysis method and experimental study of ice accumulation detection signal based on Lamb waves[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2024, 37(8): 388. DOI: 10.1016/j.cja.2024.04.014

[46] Zhou Chao, Su Zhongqing, Cheng Li. Probability-based diagnostic imaging using hybrid features extracted from ultrasonic Lamb wave signals[J]. Smart Materials and Structures, 2011, 20(12): 125005. DOI: 10.1088/0964 - 1726/20/12/125005

[47] 张晏鑫, 张鸿健, 熊建军, 等. 基于超声导波的积冰量辨识及定位方法[J]. 航空学报, 2024, 45(16): 129293
Zhang Yanxing, Zhang Hongjian, Xiong Jianjun, et al. Ice accumulation identification and localization method based on ultrasonic guided waves[J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2024, 45(16): 129293. DOI: 10.7527/S1000 - 6893.2023.29293

[48] Anisimkin V I, Voronova N V. New modification of the acoustic Lamb waves and its application for liquid and ice sensing[J]. Ultrasonics, 2021, 116: 106496. DOI: 10.1016/j.ultras.2021.106496

[49] Smirnov A, Anisimkin V, Ageykin N, et al. Influence of Lamb wave anisotropy on detection of water-to-ice phase transition[J]. Sensors, 2024, 24(24): 7969. DOI: 10.3390/s24247969

[50] Jiménez A A, García M F P, Moraleda V B, et al. Linear and nonlinear features and machine learning for wind turbine blade ice detection and diagnosis[J]. Renewable Energy, 2019, 132: 1034. DOI: 10.1016/j.renene.2018.08.050

[51] Marko J R, Jasek M. Sonar detection and measurements of ice in a freezing river I: methods and data characteristics[J]. Cold Regions Science and Technology, 2010, 63(3): 121. DOI: 10.1016/j.coldregions.2010.05.005

[52] Mclaren A S. The under-ice thickness distribution of the Arctic Basin as recorded in 1958 and 1970[J]. Journal of Geophysical Research: Oceans, 1989, 94(C4): 4971. DOI: 10.1029/jc094ic04p04971

[53] Wadhams P, Horne R J. An analysis of ice profiles obtained by submarine sonar in the beaufort sea[J]. Journal of Glaciology, 1980, 25(93): 401. DOI: 10.3189/s0022143000015264

[54] Hudson R. Annual measurement of sea-ice thickness using an upward-looking sonar[J]. Nature, 1990, 344(6262): 135. DOI: 10.1038/344135a0

[55] Behrendt A, Dierking W, Fahrbach E, et al. Sea ice draft in the Weddell Sea, measured by upward looking sonars[J]. Earth System Science Data, 2013, 5(1): 209. DOI: 10.5194/essd - 5 - 209 - 2013

[56] Fissel D B, Marko J R, Ross E, et al. Improvements in upward looking sonar-based sea-ice measurements: a case study for 2007 ice features in Northumberland strait, Canada[J]. OCEANS 2007, 2007: 1. DOI: 10.1109/Oceans.2007.4449194

[57] Belliveau D J, Hayden H, Prinsenberg S. Ice drift and draft measurements from moorings at the confederation bridge[J/OL]. Proceedings of the International Conference on Port and Ocean Engineering Under Arctic Conditions, 2001

[58] 冯常慧, 刘强, 葛印超. 基于仰视声呐的冰厚探测技术研究[J]. 声学与电子工程, 2017(3): 4
Feng Changhui, Liu Qiang, Ge Yinchao. Research on ice thickness detection technology based on up-looking sonar[J]. Acoustics and Electronics Engineering, 2017(3): 4

[59] Lucieer V, Nau A W, Forrest A L, et al. Fine-scale sea ice structure characterized using underwater acoustic methods[J]. Remote Sensing, 2016, 8(10): 821. DOI: 10.3390/rs8100821

[60] Bassett C, Lavery A C, Lyons A P, et al. Direct inference of first-year sea ice thickness using broadband acoustic backscattering[J]. The Journal of the Acoustical Society of America, 2020, 147(2): 824. DOI: 10.1121/10.0000619

[61] Ghobrial T R, Loewen M R, Hicks F E. Characterizing suspended frazil ice in rivers using upward looking sonars[J]. Cold Regions Science and Technology, 2013, 86: 113. DOI: 10.1016/j.coldregions.2012.10.002

[62] Ghobrial T R, Loewen M R, Hicks F E. Continuous monitoring of river surface ice during freeze-up using upward looking sonar[J]. Cold Regions Science and Technology, 2013, 86: 69. DOI: 10.1016/j.coldregions.2012.10.009

[63] Khvorostovsky K, Hendricks S, Rinne E. Surface properties linked to retrieval uncertainty of satellite sea-ice thickness with upward-looking sonar measurements[J]. Remote Sensing, 2020, 12(18): 3094. DOI: 10.3390/rs12183094

[64] Ikiades A A, Armstrong D J, Howard G. Optical diffusion and polarization characteristics of ice accreting in dynamic conditions using a backscattering fiber optic technique[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2007, 140(1): 43. DOI: 10.1016/j.sna.2007.06.009

[65] 黄昌尧, 叶林, 葛俊锋, 等. 风力机叶片结冰检测系统的试验研究[J]. 仪表技术与传感器, 2014(6): 86
Huang Changyao, Ye Lin, Ge Junfeng, et al. Experimental study of wind turbine blade icing detection system[J]. Instrument Technique and Sensor, 2014(6): 86

[66] 李薇, 叶林, 张杰, 等. 光纤式结冰传感器的试验研究[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2009, 37(8): 16
Li Wei, Ye Lin, Zhang Jie, et al. Experimental study on the fiber-optic sensor for direct ice detection[J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Nature Science Edition), 2009, 37(8): 16

[67] Li Wei, Zhang Jie, Ye Lin, et al. A fiber-optic solution to aircraft icing detection and measurement problem[C]// 2009 International Conference on Information Technology and Computer Science. Kiev, Ukraine, 2009, 1: 357. DOI: 10.1109/ITCS.2009.77

[68] 但汉成, 刘扬, 凌桂香, 等. 光纤式结冰传感器探测沥青路面结冰过程[J]. 公路交通科技, 2014, 31(4): 7
Dan Hancheng, Liu Yang, Ling Guixiang, et al. Probing freezing process of ice on asphalt pavement with fiber-optic ice sensor[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2014, 31(4): 7

[69] 许一飞, 叶林, 许丹丹, 等. 基于多传感器技术的机场地面结冰检测系统[J]. 仪表技术与传感器, 2012(9): 36
Xu Yifei, Ye Lin, Xu Dandan, et al. Airport ground icing detection system based on multi-sensor technology[J]. Instrument Technique and Sensor, 2012(9): 36

[70] 闫泽豪, 葛俊锋, 叶林, 等. 基于模拟导线的输电线路覆冰探测系统[J]. 国外电子测量技术, 2016, 35(6): 63
Yan Zehao, Ge Junfeng, Ye Lin, et al. Transmission line ice detection system based on the simulated wire[J]. Foreign Electronic Measurement Technology, 2016, 35(6): 63

[71] Ikiades A. Fiber optic ice sensor for measuring ice thickness, type and the freezing fraction on aircraft wings[J]. Aerospace, 2023, 10(1): 31. DOI: 10.3390/aerospace10010031

[72] Zou Jianhong, Ye Lin, Ge Junfeng, et al. Novel fiber optic sensor for ice type detection[J]. Measurement, 2013, 46(2): 881. DOI: 10.1016/j.measurement.2012.09.020

[73] Ge Junfeng, Liu Jinyi, Gui Kang, et al. Atmospheric icing measurement and online ice type recognition for aircraft utilizing optical fiber sensor and machine learning algorithms [J]. Measurement, 2022, 205: 112215. DOI: 10.1016/j.measurement.2022.112215

[74] 刘进一, 熊建军, 桂康, 等. 基于多光谱和复阻抗的复合结冰探测技术[J]. 航空学报, 2023, 44(增刊2): 729309
Liu Jinyi, Xiong Jianjun, Gui Kang, et al. Integrated ice detection technology based on multispectral and complex impedance principles [J]. Acta Aeronautica et Astronautica Sinica, 2023, 44(S2): 729309. DOI: 10.7527/S1000-6893.2023.29309

[75] Ikiades A, Howard G, Armstrong D J, et al. Measurement of optical diffusion properties of ice for direct detection ice accretion sensors[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2007, 140(1): 24. DOI: 10.1016/j.sna.2007.05.036

[76] Moroto Y, Maeda K, Ogawa T, et al. Snow-or ice-covered road detection in winter road surface conditions using deep neural networks [J]. Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering, 2024, 39(19): 2935. DOI: 10.1111/mice.13233

[77] Won J, Park J W, Shim C, et al. Bridge-surface panoramic-image generation for automated bridge-inspection using deepmatching[J]. Structural Health Monitoring, 2021, 20(4): 1689. DOI: 10.1177/1475921720930380

[78] Montminy D P, Roberge P, Lemay J, et al. Validation of a numerical ice accretion model on a wind turbine with high-resolution field data[J]. Cold Regions Science and Technology, 2022, 201: 103620. DOI: 10.1016/j.coldregions.2022.103620

[79] Winkel P, Wilbert S, Röger M, et al. Cell-resolved PV soiling measurement using drone images[J]. Remote Sensing, 2024, 16(14): 2617. DOI: 10.3390/rs16142617

[80] Wang Jingjing, Wang Junhua, Shao Jianwei, et al. Image recognition of icing thickness on power transmission lines based on a least squares Hough transform[J]. Energies, 2017, 10(4): 415. DOI: 10.3390/en10040415

[81] Liu Yong, Li Qiran, Farzaneh M, et al. Image characteristic extraction of ice-covered outdoor insulator for monitoring icing degree[J]. Energies, 2020, 13(20): 5305. DOI: 10.3390/en13205305

[82] Buckley E M, Farrell S L, Duncan K, et al. Classification of sea ice summer melt features in high-resolution IceBridge imagery[J]. Journal of Geophysical Research: Oceans, 2020, 125(5): 1. DOI: 10.1029/2019JC015738

[83] Kim D H, Nam J H. Determination of the lower boundary of a rotating ice patch for ice thickness estimation using image convolution and machine learning[J]. Cold Regions Science and Technology, 2020, 173: 103009. DOI: 10.1016/j.coldregions.2020.103009

[84] 熊显名, 张乾坤, 秦祖军. 基于可见-近红外光谱的路面状况识别的研究[J]. 红外技术, 2021, 43(2): 131
Xiong Xianming, Zhang Qiankun, Qin Zujun. Research on highway state detection based on visible-near-infrared spectrum[J]. Infrared Technology, 2021, 43(2): 131

[85] Šabanovicc̆ E, Žuraulis V, Prentkovskis O, et al. Identification of road-surface type using deep neural networks for friction coefficient estimation[J]. Sensors, 2020, 20(3): 612. DOI: 10.3390/s20030612

[86] Zheng Xuejing, Shi Rui, You Shijun, et al. Experimental study of defrosting control method based on image processing technology for air source heat pumps[J]. Sustainable Cities and Society, 2019, 51: 101667. DOI: 10.1016/j.scs.2019.101667

[87] Li Zhaoyang, Wang Wei, Sun Yuying, et al. Applying image recognition to frost built-up detection in air source heat pumps[J]. Energy, 2021, 233: 121004. DOI: 10.1016/j.energy.2021.121004

[88] Hu Qin, Xu Xing, Leng Dongbing, et al. A method for measuring ice thickness of wind turbine blades based on edge detection[J]. Cold Regions Science and Technology, 2021, 192: 103398. DOI: 10.1016/j.coldregions.2021.103398

[89] Wei Fangzheng, Guo Zhiyong, Han Qiaoli, et al. Estimation of wind turbine blade icing volume based on binocular vision[J]. Applied Sciences, 2025, 15(1): 114. DOI: 10.3390/app15010114

[90] Kreutz M, Alla A A, Eisenstadt A, et al. Ice detection on rotor blades of wind turbines using RGB images and convolutional neural networks[J]. Procedia CIRP, 2020, 93: 1292. DOI: 10.1016/j.procir.2020.04.107

[91] Dai Dongxu, Hu Yan, Qian Hao, et al. A novel detection algorithm for the icing status of transmission lines[J]. Symmetry, 2024, 16(10): 1264. DOI: 10.3390/sym16101264

[92] Hu Minghe, He Jiancang, Alsabaan M. Image identification method of ice thickness on transmission line based on visual sensing [J]. Mobile Networks and Applications, 2023, 28(5): 1783. DOI: 10.1007/s11036-023-02244-1

[93] Ansari S, Rennie C D, Seidou O, et al. Automated monitoring of river ice processes using shore-based imagery[J]. Cold Regions Science and Technology, 2017, 142: 1. DOI: 10.1016/j.coldregions.2017.06.011

[94] Wright N C, Polashenski C M, Mcmichael S T, et al. Observations of sea ice melt from operation IceBridge imagery [J]. The Cryosphere, 2020, 14(10): 3523. DOI: 10.5194/tc-14-3523-2020

[95] Ishii Y, Fuchida M, Ozeki K, et al. Investigation on the use of polarized images for frozen road surface recognition [J]. 2025 IEEE/SICE International Symposium on System Integration (SII), 2025: 1581. DOI: 10.1109/SII59315.2025.10870979

[96] 顾昊, 李勃, 张潇, 等. 基于偏振测量的路面积水积冰检测方法[J]. 电子测量技术, 2011, 34(7): 99
Gu Hao, Li Bo, Zhang Xiao, et al. Detection of road surface water and ice based on polarization measurement [J]. Electronic Measurement Technology, 2011, 34(7): 99

[97] 苑会珍, 葛俊锋, 叶林, 等. 基于线偏振度的非接触式路面状态探测方法[J]. 仪表技术与传感器, 2017(8): 89
Wan Huizhen, Ge Junfeng, Ye Lin, et al. Noncontact road condition detection method based on degree of linear polarization [J]. Instrument Technique and Sensor, 2017(8): 89

[98] Yamada M, Ueda K, Horiba I, et al. Discrimination of the road condition toward understanding of vehicle driving environments[J]. IEEE Transactions on Intelligent Transportation Systems, 2001, 2(1): 26. DOI: 10.1109/6979.911083

[99] Nguyen C V, Milford M, Mahony R. 3D tracking of water hazards with polarized stereo cameras [C]//2017 IEEE International Conference on Robotics and Automation (ICRA). Singapore, 2017: 5251. DOI: 10.1109/ICRA.2017.7989616

[100] 张佳鹏, 曹桂芳, 周晓旭. 基于红外技术的路面结冰预警系统研究进展[J]. 交通运输部管理干部学院学报, 2015, 25(3): 42

Zhang Jiapeng, Cao Guifang, Zhou Xiaoxu. Research progress on road surface ice warning systems based on infrared technology[J]. Journal of Transport Management Institute Ministry of Transport, 2015, 25(3): 42

[101] 张镇, 葛俊锋, 叶林, 等. 基于神经网络的主动式红外结冰探测[J]. 华中科技大学学报(自然科学版), 2010, 38(6): 1
Zhang Zhen, Ge Junfeng, Ye Lin, et al. Active infrared icing detection using neural networks [J]. Journal of Huazhong University of Science and Technology (Nature Science Edition), 2010, 38(6): 1

[102] Casselgren J, Rosendahl S, Sjödahl M, et al. Road condition analysis using NIR illumination and compensating for surrounding light[J]. Optics and Lasers in Engineering, 2016, 77: 175. DOI: 10.1016/j.optlaseng.2015.08.002

[103] Colace L, Santoni F, Assanto G. A near-infrared optoelectronic approach to detection of road conditions[J]. Optics and Lasers in Engineering, 2013, 51(5): 633. DOI: 10.1016/j.optlaseng.2013.01.003

[104] Grassi S, Jiménez A, Ruiz J, et al. Use of ultrasound and NIRs as tools for monitoring ice formation in superchilled meat[J]. Journal of Food Engineering, 2024, 369: 111957. DOI: 10.1016/j.jfoodeng.2024.111957

[105] Hopkinson C, Sitar M, Chasmer L, et al. Mapping snowpack depth beneath forest canopies using airborne LiDAR [J]. Photogrammetric Engineering & Remote Sensing, 2004, 70(3): 323. DOI: 10.14358/pers.70.3.323

[106] Zheng Zeshi, Ma Qin, Jin Shichao, et al. Canopy and terrain interactions affecting snowpack spatial patterns in the Sierra Nevada of California [J]. Water Resources Research, 2019, 55(11): 8721. DOI: 10.1029/2018wr023758

[107] Jörg P, Fromm R, Sailer R, et al. Measuring snow depth with a terrestrial laser ranging system [C]// Proceedings of the 2006 International Snow Science Workshop. Telluride, Colorado, 2006: 452

[108] Kwok R, Panzer B, Leuschen C, et al. Airborne surveys of snow depth over Arctic sea ice [J/OL]. Journal of Geophysical Research: Oceans, 2011, 116 (C11018). DOI: 10.1029/2011JC007371

[109] Lu Xiaomei, Hu Yongxiang, Liu Zhaoyan, et al. Observations of Arctic snow and sea ice cover from CALIOP LiDAR measurements [J]. Remote Sensing of Environment, 2017, 194: 248. DOI: 10.1016/j.rse.2017.03.046

[110] Liu Xinyuan, Ma Yue, Yang Jian, et al. Cloud optical thickness estimation over oceans combining active and passive information of ICESat-2 [J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 2024, 62: 1. DOI: 10.1109/tgrs.2024.3471916

[111] Morrison A L, Kay J E, Chepfer H, et al. Isolating the liquid cloud response to recent Arctic sea ice variability using spaceborne LiDAR observations [J]. Journal of Geophysical Research: Atmospheres, 2018, 123(1): 473. DOI: 10.1002/2017jd027248

[112] Lu Xiaomei, Hu Yongxiang, Omar A, et al. LiDAR attenuation coefficient in the global oceans: insights from ICESat-2 mission [J]. Optics Express, 2023, 31(18): 29107. DOI: 10.1364/oe.498053

[113] Landy J C, Isleifson D, Komarov A S, et al. Parameterization of centimeter-scale sea ice surface roughness using terrestrial LiDAR [J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 2015, 53(3): 1271. DOI: 10.1109/tgrs.2014.2336833

[114] Vúrnai T, Cahalan R F. Potential for airborne offbeam LiDAR measurements of snow and sea ice thickness [J]. Journal of Geophysical Research, 2007, 112 (C12). DOI: 10.1029/2007jc004091

[115] Kacimi S, Kwok R. The Antarctic sea ice cover from ICESat-2 and CryoSat-2: freeboard, snow depth, and ice thickness [J]. The Cryosphere, 2020, 14(12): 4453. DOI: 10.5194/tc-14-4453-2020

[116] Karimi N, Farokhnia A, Sheshangosht S, et al. Using UAV and satellite image data for analyzing the elevation change of debris-covered glaciers and its associated driving factors [J]. Environmental Earth Sciences, 2021, 80(17): 577. DOI: 10.1007/s12665-021-09899-7

[117] Riehm M, Gustavsson T, Bogren J, et al. Ice formation detection on road surfaces using infrared thermometry [J]. Cold Regions Science and Technology, 2012, 83: 71. DOI: 10.1016/j.coldregions.2012.06.004

[118] Rieman L, Guk E, Kim T, et al. Development of a novel multi-channel thermocouple array sensor for in-situ monitoring of ice accretion[J]. Sensors, 2020, 20(8): 2165. DOI: 10.3390/s20082165

[119] Guk E, Son C, Rieman L, et al. Experimental study on ice intensity and type detection for wind turbine blades with multi-channel thermocouple array sensor[J]. Cold Regions Science and Technology, 2021, 189: 103297. DOI: 10.1016/j.coldregions.2021.103297

[120] Gonzalez M, Frövel M. Flight tests results of a Fiber Bragg Gratings based ice sensor [J]. Cold Regions Science and Technology, 2024, 224: 104248. DOI: 10.1016/j.coldregions.2024.104248

[121] Zhao Yue, Tian Hao, Han Qiaoling, et al. Real-time monitoring of water and ice content in plant stem based on latent heat changes [J]. Agricultural and Forest Meteorology, 2021, 307: 108475. DOI: 10.1016/j.agrformet.2021.108475

[122] 程刚. 恒温热线测量云中液态水含量的原理和方法[J]. 气象科技, 1979(1): 1
Cheng Gang. Principles and methods for measuring liquid water content in clouds using constant-temperature hot-wire sensors[J]. Meteorological Science and Technology, 1979(1): 1

[123] 祁相莹, 张洪, 郑英. 基于后流特性的 SLD 结冰探测数值研究[J]. 电子测量技术, 2017, 40(7): 173
Qi Xiangying, Zhang Hong, Zheng Ying. Numerical study of SLD icing detection based on backflow characteristics[J]. Electronic Measurement Technology, 2017, 40(7): 173

[124] Korolev A V, Strapp J W, Isaac G A, et al. The Nevzorov airborne hot-wire LWC-TWC Probe: principle of operation and performance characteristics [J]. Journal of Atmospheric and Oceanic Technology, 1998, 15(6): 1495

[125] Korolev A, Strapp J, Isaac G, et al. Improved airborne hot-wire measurements of ice water content in clouds [J]. Journal of Atmospheric and Oceanic Technology, 2013, 30: 2121. DOI: 10.1175/JTECH-D-13-00007.1

[126] Lucke J, Jurkat-Witschas T, Heller R, et al. Icing wind tunnel measurements of supercooled large droplets using the 12 mm total water content cone of the Nevzorov probe [J]. Atmospheric Measurement Techniques, 2022, 15(24): 7375. DOI: 10.5194/amt-15-7375-2022

[127] Zhang Tengfei, Wang Shanran, Wang Feng. Adopting a hot film to measure thickness of an ice layer under sweeping wind[J]. International Communications in Heat and Mass Transfer, 2024,

154: 107453. DOI: 10.1016/j.icheatmasstransfer.2024.107453
[128] Tian Zhengchao, Ren Tusheng, Kojima Y, et al. An improved thermo-time domain reflectometry method for determination of ice contents in partially frozen soils[J]. Journal of Hydrology, 2017, 555: 786. DOI: 10.1016/j.jhydrol.2017.10.055
[129] Liao Zeliang, Cheng Yubing, Ying Jiang, et al. Ice bottom evolution derived from thermistor string-based ice mass balance buoy observations[J]. International Journal of Digital Earth, 2023, 16(1): 3085. DOI: 10.1080/17538947.2023.2242326
[130] Yousuf A, Khawaja H, Virk M S. A review of infrared thermography applications for ice detection and mitigation[J]. Cold Regions Science and Technology, 2024, 218: 104058. DOI: 10.1016/j.coldregions.2023.104058
[131] Drüe C, Heinemann G. High-resolution maps of the sea-ice concentration from MODIS satellite data[J/OL]. Geophysical Research Letters, 2004, 31(20). DOI: 10.1029/2004GL020808
[132] Ludwig V, Spreen G, Haas C, et al. The 2018 North Greenland polynya observed by a newly introduced merged optical and passive microwave sea-ice concentration dataset[J]. The Cryosphere, 2019, 13(7): 2051. DOI: 10.5194/tc-13-2051-2019
[133] Willmes S, Heinemann G. Sea-ice wintertime lead frequencies and regional characteristics in the Arctic, 2003-2015[J]. Remote Sensing, 2016, 8(1): 4. DOI: 10.3390/rs8010004
[134] Ye Yufang, Wang Xin, Sun Shaozhe, et al. A new sea ice concentration retrieval algorithm from thermal infrared imagery[J]. International Journal of Digital Earth, 2024, 17(1): 2353116. DOI: 10.1080/17538947.2024.2353116
[135] Shi Wenqin, Yuan Shuai, Liu Chengyu, et al. Inversion of sea ice concentration in the Liaodong bay from MODIS data[J]. Remote Sensing, 2022, 14(18): 4439. DOI: 10.3390/rs14184439
[136] Paul S, Huntemann M. Improved machine-learning-based open-water-sea-ice-cloud discrimination over wintertime Antarctic sea ice using MODIS thermal-infrared imagery[J]. The Cryosphere, 2021, 15(3): 1551. DOI: 10.5194/tc-15-1551-2021
[137] Zhang Hongfang, Yao Xiaojun, Wei Qixin, et al. Comparison of lake ice extraction methods based on MODIS images[J]. Remote Sensing, 2022, 14(19): 4740. DOI: 10.3390/rs14194740
[138] Che Jiahang, Ding Minghu, Zhang Qinglin, et al. Reconstruction of near-surface air temperature over the Greenland ice sheet based on MODIS data and machine learning approaches[J]. Remote Sensing, 2022, 14(22): 5775. DOI: 10.3390/rs14225775
[139] Shimada R, Takeuchi N, Aoki T. Inter-annual and geographical variations in the extent of bare ice and dark ice on the Greenland ice sheet derived from MODIS satellite images[J/OL]. Frontiers in Earth Science, 2016: 4. DOI: 10.3389/feart.2016.00043
[140] Ludwig V, Spreen G, Pedersen L T. Evaluation of a new merged sea-ice concentration dataset at 1 km resolution from thermal infrared and passive microwave satellite data in the Arctic[J]. Remote Sensing, 2020, 12(19): 3183. DOI: 10.3390/rs12193183
[141] Hao Lu, Li Qingying, Pan Weichen, et al. Icing detection and evaluation of the electro-impulse de-icing system based on infrared images processing[J]. Infrared Physics & Technology, 2020, 109: 103424. DOI: 10.1016/j.infrared.2020.103424
[142] Wang Kun, Wang Guangjun, Chen Hong, et al. Quantitative identification of three-dimensional subsurface defect based on the fuzzy inference of thermal process[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2019, 133: 903. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2018.12.149
[143] Li Qingying, Hao Lu, Pan Weichen, et al. Three-dimensional ice shape detection based on flash pulse infrared thermal wave testing[J]. Case Studies in Thermal Engineering, 2022, 36: 102196. DOI: 10.1016/j.csite.2022.102196
[144] Madi E, Pope K, Huang W. An integrated ice tracking and mitigation system on the stagnation line of a cylindrical surface based on thermal imaging and electro-thermal elements[J]. Measurement, 2022, 199: 111539. DOI: 10.1016/j.measurement.2022.111539
[145] Flinn E D, 李玲. 红外摄象机探测飞机化冰状况[J]. 红外, 1997(12): 31
Flinn E D, Li Ling. Infrared cameras monitor aircraft de-icing operations[J]. Infrared, 1997(12): 31
[146] Gómez M C Q, García M F P, Sánchez T J M. Ice detection using thermal infrared radiometry on wind turbine blades[J]. Measurement, 2016, 93: 157. DOI: 10.1016/j.measurement.2016.06.064
[147] 周家纬, 李清英, 郝路, 等. 基于闪光脉冲红外热波检测技术的蒙皮外冰形分析[J]. 智能计算机与应用, 2020, 10(6): 131
Zhou Jiawei, Li Qingying, Hao Lu, et al. Analysis of skin ice shape based on flash pulse infrared thermal wave detection technology[J]. Intelligent Computer and Applications, 2020, 10(6): 131
[148] Troiano A, Pasero E, Mesin L. New system for detecting road ice formation[J]. IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement, 2011, 60(3): 1091. DOI: 10.1109/TIM.2010.2064910
[149] Dean R N. A PCB sensor for detecting icing events[J]. IEEE Sensors Letters, 2021, 5(1): 1. DOI: 10.1109/LSENS.2020.3046947
[150] Zhu Yongcan, Huang Xinbo, Tian Yi, et al. Experimental study on the icing dielectric constant for the capacitive icing sensor[J]. Sensors, 2018, 18(10): 3325. DOI: 10.3390/s18103325
[151] 刘鹏飞. 输电线路覆冰检测及融冰技术研究[J]. 电力设备管理, 2025(5): 25
Liu Pengfei. Research on transmission line icing detection and ice melting technology[J]. Grid Operation, 2025(5): 25
[152] Dong Xuepeng, Han Lei, Gang Yiyin, et al. Design of road condition sensor based on multiple frequency detecting technology[J]. Key Engineering Materials, 2014, 3122(609): 937. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.609-610.937
[153] Zhi Xiang, Cho H C, Wang B, et al. Development of a capacitive ice sensor to measure ice growth in a real time[J]. Sensors, 2015, 15(3): 6688. DOI: 10.1109/TRANSDUCERS.2015.7181098
[154] Elzaidi A, Masek V, Muzychka Y. Phase discrimination in marine icing using a coplanar capacitive array[J]. IEEE Sensors Journal, 2019, 19(23): 11301. DOI: 10.1109/JSEN.2019.2935616
[155] Flatscher M, Neumayer M, Bretterklieber T. Field sensor analysis for electrical impedance spectroscopy based ice detection[J]. 2017 IEEE SENSORS, 2017: 1. DOI: 10.1109/ICSENS.2017.8234035
[156] Inanlu M J, Gurumukhi Y, Kabirzadeh P, et al. Capacitive sensing of frost growth dynamics on aluminum surfaces with different wettabilities[J]. International Journal of Heat and Mass Transfer, 2024, 225: 125377. DOI: 10.1016/j.ijheatmasstransfer.2024.125377
[157] Ur R H, Naeem M A, Lazoglu I. Ice growth detection and the de-

icing using dual functional capacitive sensor[J]. Measurement, 2024, 237: 115208. DOI: 10.1016/j.measurement.2024.115208

[158] 周翼，郭玉东，桂康，等. 面向高能效电热除冰的冰结合状态感知方法研究[J]. 仪器仪表学报，2024，45(12)：24
Zhou Yi, Guo Yudong, Gui Kang, et al. Research on ice bonding state sensing method for energy-efficient electro-thermal de-icing [J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2024, 45(12): 24

[159] Altrabolsi M, Saleh M, Elhajj I H, et al. A planar capacitive sensor for detecting and measuring thickness and depth of oil under ice[J]. Measurement Science and Technology, 2025, 36(1): 015809. DOI: 10.1088/1361-6501/ad99ee

[160] Gui Kang, Liu Jinyi, Ge Junfeng, et al. Atmospheric icing process measurement utilizing impedance spectroscopy and thin film structure[J]. Measurement, 2022, 202: 111851. DOI: 10.1016/j.measurement.2022.111851

[161] 蒋兴良，周文轩，董莉娜，等. 基于旋转圆柱三电极阵列的覆冰测量方法[J]. 电工技术学报，2024，39(5)：1524
Jiang Xingliang, Zhou Wenxuan, Dong Lina, et al. Research on icing measurement method based on rotating cylindrical three-electrode array [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2024, 39(5): 1524

[162] 彭赛，谭爱国，王海文，等. 基于正交试验的叉指电极式覆冰监测传感器优化设计[J]. 电工电气，2025(1)：19
Peng Sai, Tan Aiguo, Wang Haiwen, et al. Optimization design of interdigitated electrode ice monitoring sensor based on orthogonal test[J]. Electrotechnics Electric, 2025(1): 19

[163] Owusu K P, Kuhn D C S, Bibeau E L. Capacitive probe for ice detection and accretion rate measurement: proof of concept[J]. Renewable Energy, 2013, 50: 196. DOI: 10.1016/j.renene.2012.06.003

[164] Gui Kang, Bai Hongfei, Liu Ziyu, et al. Mixed phase measurement during icing process utilizing multi-wavelength interdigital sensor[J]. Applied Thermal Engineering, 2024, 242: 122491. DOI: 10.1016/j.applthermaleng.2024.122491

[165] 李泽军，杜振宇，李子寅，等. 基于电容频率扫描法的机翼结冰实时探测系统[J]. 仪表技术与传感器，2023(8)：61
Li Zejun, Du Zhenyu, Li Ziying, et al. Real-time wing icing detection system based on capacitive frequency scanning method [J]. Instrument Technique and Sensor, 2023(8): 61

[166] Zhang Xin, Zhou Wensong, Li Hui. Electromechanical impedance-based ice detection of stay cables with temperature compensation [J]. Structural Control and Health Monitoring, 2019, 26(9). DOI: 10.1002/stc.2384

[167] Jiang Jingqi, Xu Gaobin, Wang Huanzhang, et al. High-accuracy road surface condition detection through multi-sensor information fusion based on WOA-BP neural network [J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2024, 378: 115829. DOI: 10.1016/j.sna.2024.115829

[168] Zheng Dongsheng, Li Ziyin, Du Zhenyu, et al. Design of capacitance and impedance dual-parameters planar electrode sensor for thin ice detection of aircraft wings[J]. IEEE Sensors Journal, 2022, 22(11): 11006. DOI: 10.1109/JSEN.2022.3169477

[169] Gui Kang, Bai Hongfei, Liu Ziyu, et al. Impedance ice sensor capable of self-componsating temperature drift[C]// 2023 IEEE 16th International Conference on Electronic Measurement & Instruments (ICEMI). Harbin, 2023: 118. DOI: 10.1109/ICEMI59194.2023.10270421

[170] Abdelaal A, Sarayloo M, Nims D K, et al. A flexible surface-mountable sensor for ice detection and non-destructive measurement of liquid water content in snow[J]. Cold Regions Science and Technology, 2022, 195: 103469. DOI: 10.1016/j.coldregions.2021.103469

[171] Abie S M, Münch D, Bergli J. Monitoring electric impedance during freezing and thawing of saline and de-ionized water[J]. Journal of Electrical Bioimpedance, 2020, 11(1): 106. DOI: 10.2478/joeb-2020-0016

[172] 王瑞，于成刚，崔丽琴，等. 基于冰与水等效电阻值差异的冰情检测原理及其在河冰检测中的应用[J]. 数学的实践与认识，2015，45(11)：115
Wang Rui, Yu Chenggang, Cui Liqin, et al. The ice status measurement method based on the equivalent resistance difference among ice and water and its application in river ice cover measurements[J]. Mathematics in Practice and Theory, 2015, 45(11): 115

[173] 崔丽琴，秦建敏，张瑞锋. 基于空气、冰和水电阻特性差异进行河冰冰厚检测方法的研究[J]. 太原理工大学学报，2013，44(1)：5，13
Cui Liqin, Qin Jianming, Zhang Ruifeng. Study on physical measurements of river ice thickness based on the resistance difference of air, ice and water[J]. Journal of Taiyuan University of Technology, 2013, 44(1): 5, 13

[174] Tabatabai H, Aljuboori M. A novel concrete-based sensor for detection of ice and water on roads and bridges[J]. Sensors, 2017, 17(12): 2912. DOI: 10.3390/s17122912

[175] Dongo P D, Hakansson A, Stoeckel M A, et al. Detection of ice formation with the polymeric mixed ionic-electronic conductor PEDOT: PSS for aeronautics[J]. Advanced Electronic Materials, 2023, 9(12): 2300060. DOI: 10.1002/aelm.202300060

[176] Barsukov P O, Fainberg E B. Mapping bedrock topography and moraine deposits by transient electromagnetic sounding: Oslo graben, Norway[J]. Near Surface Geophysics, 2020, 18(2): 123. DOI: 10.1002/nsg.12070

[177] Jones K, Ingham M, Pringle D, et al. Cross-borehole resistivity tomography of Arctic and Antarctic sea ice[J]. Annals of Glaciology, 2011, 52(57): 161. DOI: 10.3189/172756411795931723

[178] Phillips M, Buchli C, Weber S, et al. Brief communication: combining borehole temperature, borehole piezometer and cross-borehole electrical resistivity tomography measurements to investigate seasonal changes in ice-rich mountain permafrost[J]. The Cryosphere, 2023, 17(2): 753. DOI: 10.5194/tc-17-753-2023

[179] Kristensen L, Juliussen H, Christiansen H H, et al. Structure and composition of a tidewater glacier push moraine, Svalbard, revealed by DC resistivity profiling[J]. Boreas, 2009, 38(1): 176. DOI: 10.1111/j.1502-3885.2008.00045.x

[180] Mudler J, Hördt A, Przyklenk A, et al. Two-dimensional inversion of wideband spectral data from the capacitively coupled resistivity method-first applications in periglacial environments [J]. The Cryosphere, 2019, 13(9): 2439. DOI: 10.5194/tc-13-2439-2019

[181] Hoover G A. Aircraft ice detectors and related technologies for onground and inflight applications [M]. Springfield, Virginia: National Technical Information Service, 1993: 12

[182] Kim S, Sattorov M, Hong D, et al. Observing ice structure of micron-sized vapor-deposited ice with an X-ray free-electron laser [J]. Structural Dynamics, 2023, 10(4). DOI: 10.1063/4.0000185

[183] Myneni S, Luo Y, Näslund L Å, et al. Spectroscopic probing of local hydrogen-bonding structures in liquid water[J]. Journal of Physics: Condensed Matter, 2002, 14(8): L213. DOI: 10.1088/0953 - 8984/14/8/106

[184] Cavalleri M, Ogasawara H, Pettersson L G M, et al. The interpretation of X-ray absorption spectra of water and ice[J]. Chemical Physics Letters, 2002, 364(3): 363. DOI: 10.1016/S0009 - 2614(02)00890 - 4

[185] 梁红, 宋晓燕, 刘宝林. 冷藏期间温度波动对牛肉冰晶增长的影响[J]. 食品与发酵工业, 2016, 42(6): 193
Liang Hong, Song Xiaoyan, Liu Baolin. Effect of temperature on ice-crystal growth in frozen beef in cold-chain transportation[J]. Food and Fermentation Industries, 2016, 42(6): 193

[186] Kobayashi R, Kimizuka N, Watanabe M, et al. The effect of supercooling on ice structure in tuna meat observed by using X-ray computed tomography[J]. International Journal of Refrigeration, 2015, 60: 270. DOI: 10.1016/j.ijrefrig.2015.07.011

[187] Biesdorf J, Oberholzer P, Bernauer F, et al. Distinction of liquid water and ice based on dual spectrum neutron imaging[J]. ECS Transactions, 2013, 58(1): 309. DOI: 10.1149/05801.0309ecst

[188] Isegawa K, Setoyama D, Higuchi Y, et al. Fast phase differentiation between liquid-water and ice by pulsed neutron imaging with gated image intensifier[J]. Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment, 2022, 1040: 167260. DOI: 10.1016/j.nima.2022.167260

[189] Santamaria A, Tang H Y, Park J W, et al. 3D neutron tomography of a polymer electrolyte membrane fuel cell under sub-zero conditions[J]. International Journal of Hydrogen Energy, 2012, 37(14): 10836. DOI: 10.1016/j.ijhydene.2012.04.093

[190] Stahl P, Biesdorf J, Boillat P, et al. An investigation of PEFC sub-zero startup: influence of initial conditions and residual water[J]. Fuel Cells, 2017, 17(6): 778. DOI: 10.1002/fuce.201700033

[191] Siegwart M, Woracek R, Damián J I M, et al. Distinction between super-cooled water and ice with high duty cycle time-of-flight neutron imaging[J]. Review of Scientific Instruments, 2019, 90(10). DOI: 10.1063/1.5110288

[192] Wiltshire B, Mirshahidi K, Golovin K, et al. Robust and sensitive frost and ice detection via planar microwave resonator sensor[J]. Sensors and Actuators B: Chemical, 2019, 301: 126881. DOI: 10.1016/j.snb.2019.126881

[193] Luckasavitch K, Kozak R, Golovin K, et al. Magnetically coupled planar microwave resonators for real-time saltwater ice detection[J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2022, 333: 113245. DOI: 10.1016/j.sna.2021.113245

[194] Kozak R, Wiltshire B D, Khandoker M A R, et al. Modified microwave sensor with a patterned ground heater for detection and prevention of ice accumulation[J]. ACS Applied Materials & Interfaces, 2020, 12(49): 55483. DOI: 10.1021/acsami.0c17173

[195] Shi Han, Zhen Zekang, Yu Sirui, et al. Experimental study on the technology optimization of clear ice thickness detection on horizontal cold plate surface by using microwave resonance[J]. Cold Regions Science and Technology, 2024, 228: 104308. DOI: 10.1016/j.coldregions.2024.104308

[196] Shi Han, Song Mengjie, Ge Junfeng, et al. A high-precision saltwater ice thickness and salinity detection method based on capacitive coupled planar microwave resonator[J]. Cold Regions Science and Technology, 2025, 231: 104417. DOI: 10.1016/j.coldregions.2024.104417

[197] Shi Han, Song Mengjie, Kim D R, et al. Experimental study on the location detection method of deionized water freezing front based on microwave resonance theory[J]. Measurement, 2025, 242: 115859. DOI: 10.1016/j.measurement.2024.115859

[198] Shi Han, Song Mengjie, Narita F, et al. Experimental study on high-precision detection technology for the freezing front height in brine on a horizontal cold plate surface in cold regions[J]. Renewable Energy, 2025, 246: 122928. DOI: 10.1016/j.renene.2025.122928

[199] Shah A, Niksan O, Niknahad F, et al. Unlocking conformal microwave split ring resonant sensors for in-flight ice sensing[J]. IEEE Transactions on Aerospace and Electronic Systems, 2024, 60(1): 525. DOI: 10.1109/TAES.2023.3328580

[200] Niksan O, Colegrave K, Zarifi M H. Battery-free, artificial neural network-assisted microwave resonator array for ice detection[J]. IEEE Transactions on Microwave Theory and Techniques, 2023, 71(2): 698. DOI: 10.1109/TMTT.2022.3222194

[201] Niknahad F, Niksan O, Zarifi M H. Tunable microwave waveguide probe for noncontact ice detection on metallic surfaces[J]. IEEE Sensors Journal, 2024, 24(17): 27421. DOI: 10.1109/JSEN.2024.3425311

[202] Kozak R, Khorsand K, Zarifi T, et al. Patch antenna sensor for wireless ice and frost detection[J]. Scientific Reports, 2021, 11(1): 13707. DOI: 10.1038/s41598 - 021 - 93082 - 2

[203] Wagih M, Shi Junjie. Wireless ice detection and monitoring using flexible UHF RFID tags[J]. IEEE Sensors Journal, 2021, 21(17): 18715. DOI: 10.1109/JSEN.2021.3087326

[204] Xie Jianbing, Wen Junjie, Chen Junwu, et al. Microwave icing sensor based on interdigital-complementary split-ring resonator[J]. IEEE Sensors Journal, 2022, 22(13): 12829. DOI: 10.1109/JSEN.2022.3176932

[205] Tariq R U, Ye Ming, Zhao Xiaolong, et al. Microwave sensor for detection of ice accretion on base station antenna radome[J]. IEEE Sensors Journal, 2021, 21(17): 18733. DOI: 10.1109/JSEN.2021.3089320

[206] Sallila H, Farrell S L, Mccurry J, et al. Assessment of contemporary satellite sea ice thickness products for Arctic sea ice[J]. The Cryosphere, 2019, 13(4): 1187. DOI: 10.5194/tc - 13 - 1187 - 2019

[207] 刘建强, 张颖, 石立坚, 等. 极地海冰观测卫星的发展现状与展望[J]. 遥感技术与应用, 2024, 39(6): 1339
Liu Jianqiang, Zhang Ying, Shi Lijian, et al. Status and prospect of satellite remote sensing of polar sea ice[J]. Remote Sensing Technology and Application, 2024, 39(6): 1339

[208] Zakhvatkina N, Smirnov V, Bychkova I. Satellite SAR data-based sea ice classification: an overview[J]. Geosciences, 2019, 9(4): 152. DOI: 10.3390/geosciences9040152

[209] Laforge A, Fleury S, Dinardo S, et al. Toward improved sea ice freeboard observation with SAR altimetry using the physical retracker SAMOSA + [J]. Advances in Space Research, 2021, 68(2): 732. DOI: 10.1016/j.asr.2020.02.001

[210] Ramjan S, Geldsetzer T, Scharien R, et al. Predicting melt pond fraction on landfast snow covered first year sea ice from winter C-Band SAR backscatter utilizing linear, polarimetric and texture parameters[J]. Remote Sensing, 2018, 10(10): 1603. DOI: 10.3390/rs10101603

[211] Arkett M, Flett D, De Abreu R, et al. Sea ice type and open water discrimination for operational ice monitoring with RADARSAT-2 [J]. 2006 IEEE International Symposium on Geoscience and Remote Sensing, 2006: 1631. DOI: 10.1109/IGARSS.2006.421

[212] Leigh S, Wang Z, Clausi D A. Automated ice-water classification using dual polarization SAR satellite imagery [J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 2014, 52(9): 5529. DOI: 10.1109/TGRS.2013.2290231

[213] Ressel R, Singha S, Lehner S, et al. Investigation into different polarimetric features for sea ice classification using X-band synthetic aperture radar[J]. IEEE Journal of Selected Topics in Applied Earth Observations and Remote Sensing, 2016, 9(7): 3131. DOI: 10.1109/JSTARS.2016.2539501

[214] Khaleghian S, Ullah H, Kræmer T, et al. Sea ice classification of SAR imagery based on convolution neural networks[J]. Remote Sensing, 2021, 13(9): 1734. DOI: 10.3390/rs13091734

[215] Komarov A S, Buehner M. Adaptive probability thresholding in automated ice and open water detection from RADARSAT-2 images [J]. IEEE Geoscience and Remote Sensing Letters, 2018, 15(4): 552. DOI: 10.1109/LGRS.2018.2806189

[216] Komarov A, Barber D. Detection of sea ice motion from co- and cross-polarization RADARSAT-2 images [J]. 2012 IEEE International Geoscience and Remote Sensing Symposium, 2012: 3277. DOI: 10.1109/IGARSS.2012.6350604

[217] Karvonen J, Simila M, Makynen M. Open water detection from Baltic Sea ice Radarsat-1 SAR imagery[J]. IEEE Geoscience and Remote Sensing Letters, 2005, 2(3): 275. DOI: 10.1109/LGRS.2005.847930

[218] Lu Yiru, Zhang Biao, Perrie W. Arctic sea ice and open water classification from spaceborne fully polarimetric synthetic aperture radar[J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 2023, 61: 1. DOI: 10.1109/tgrs.2023.3266158

[219] Geldsetzer T, Yackel J, Tomar K S, et al. Melt pond detection on landfast sea ice using dual co-polarized Ku-band backscatter[J]. Remote Sensing of Environment, 2023, 296: 113725. DOI: 10.1016/j.rse.2023.113725

[220] Munoz-Martin J F, Rodriguez-Alvarez N, Bosch-Lluis X, et al. Integrated retrieval of sea-ice salinity, density, and thickness using polarimetric GNSS-R[J]. Remote Sensing of Environment, 2025, 318: 114617. DOI: 10.1016/j.rse.2025.114617

[221] Friedl P, Weiser F, Fluhrer A, et al. Remote sensing of glacier and ice sheet grounding lines: a review [J]. Earth-Science Reviews, 2020, 201: 102948. DOI: 10.1016/j.earscirev.2019.102948

[222] Lee S M, Sohn B J, Kim S J. Differentiating between first-year and multiyear sea ice in the Arctic using microwave-retrieved ice emissivities[J]. Journal of Geophysical Research: Atmospheres, 2017, 122(10): 5097. DOI: 10.1002/2016JD026275

[223] Mäkynen M, Similä M. AMSR2 thin ice detection algorithm for the arctic winter conditions[J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 2022, 60: 1. DOI: 10.1109/TGRS.2022.3142966

[224] Shokr M, Lambe A, Agnew T. A new algorithm (ECICE) to estimate ice concentration from remote sensing observations: an application to 85-GHz passive microwave data [J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 2008, 46(12): 4104. DOI: 10.1109/TGRS.2008.2000624

[225] Carret A, Fleury S, Di B A, et al. A multi-frequency altimetry snow depth product over Arctic sea ice[J]. Scientific Data, 2025, 12(1): 104. DOI: 10.1038/s41597-024-04343-4

[226] Wang Xingdong, Guo Zhi, Zhang Haowei, et al. Snowmelt detection in Greenland ice sheet based on AMSR2 89GHz[J]. Cold Regions Science and Technology, 2023, 212: 103885. DOI: 10.1016/j.coldregions.2023.103885

[227] Wang Xingdong, Guo Zhi, Zhang Haowei, et al. Snowmelt detection on the Antarctic ice sheet and ice shelves based on AMSR2 89 GHz channels[J]. Ecological Indicators, 2023, 153: 110403. DOI: 10.1016/j.ecolind.2023.110403

[228] Zhang Zhilun, Yu Yining, Li Xinqing, et al. Arctic sea ice classification using microwave scatterometer and radiometer data during 2002—2017 [J]. IEEE Transactions on Geoscience and Remote Sensing, 2019, 57(8): 5319. DOI: 10.1109/TGRS.2019.2898872

[229] Cui Liqin, Qin Jianmin, Deng Xiao. Freshwater ice thickness apparatus based on differences in electrical resistance and temperature[J]. Cold Regions Science and Technology, 2015, 119: 37. DOI: 10.1016/j.coldregions.2015.07.009

[230] Siegwart M, Huang F, Cochet M, et al. Time-of-flight neutron imaging for the distinction of super-cooled water and ice during PEFC cold-starts[J]. ECS Meeting Abstracts, 2018, MA2018-02(41): 1378. DOI: 10.1149/ma2018-02/41/1378

[231] Higuchi Y, Setoyama D, Isegawa K, et al. Pulsed neutron imaging for differentiation of ice and liquid water towards fuel cell vehicle applications[J]. Physical Chemistry Chemical Physics, 2021, 23(2): 1062. DOI: 10.1039/d0cp03887c

[232] 刘辉，冀鸿兰，罗红春，等. 无人机载雷达在冰厚及冰层结构探测中的应用[J]. 排灌机械工程学报，2021，39(6)：630
Liu Hui, Ji Honglan, Luo Hongchun, et al. Application of UAV radar in survey of ice thickness and ice structure[J]. Journal of Drainage and Irrigation Machinery Engineering, 2021, 39(6): 630

[233] 崔祥斌，孙波，田钢，等. 东南极 Dome A 冰雷达探测:冰厚分布和冰下地形[J]. 科学通报，2010，55(3)：268
Cui Xiangbin, Sun Bo, Tian Gang, et al. Ice radar investigation at Dome A, East Antarctica: ice thickness and subglacial topography[J]. Chinese Science Bulletin, 2010, 55(3): 268

[234] Jin Huian, Yao Xiaojun, Wei Qixin, et al. Ice thickness assessment of Non-Freshwater Lakes in the Qinghai-Tibetan Plateau based on unmanned aerial vehicle-borne ice-penetrating radar: a case study of Qinghai Lake and Gahai Lake[J]. Remote Sensing, 2024, 16(6): 959. DOI: 10.3390/rs16060959

[235] Dawson G, Landy J, Tsamados M, et al. A 10-year record of Arctic summer sea ice freeboard from CryoSat-2 [J]. Remote Sensing of Environment, 2022, 268: 112744. DOI: 10.1016/j.rse.2021.112744

[236] 王华，王以伦，张滨华. 基于磁致伸缩原理的结冰传感器设计理论[J]. 电工技术学报，2003(6)：77
Wang Hua, Wang Yilun, Zhang Binhua. Theory of designing ice detector based on magnetostriction [J]. Transactions of China Electrotechnical Society, 2003(6): 77

[237] Mäder T, Nestler M, Kranz B, et al. Studies on sheet-metal compounds with piezoceramic modules for icing detection and de-icing[J]. Advanced Engineering Materials, 2018, 20(12): 1800589. DOI: 10.1002/adem.201800589

[238] Palanque V, Pothin J, Pommier-Budinger V, et al. Piezoelectric resonant ice protection systems-Part 1/2: prediction of power requirement for de-icing a NACA 0024 leading edge[J]. Chinese Journal of Aeronautics, 2024, 37(3): 92. DOI: 10.1016/j.cja.

2024.01.001

[239] Palanque V, Planès T, Pommier-Budinger V, et al. Piezoelectric resonant ice protection systems Part 2/2: evaluation of benefits at aircraft level [J/OL]. Chinese Journal of Aeronautics, 2024. DOI: 10.1016/j.cja.2024.03.021

[240] 王华, 聂丽梅, 赵萍. 结冰传感器数学模型的建立和验证[J]. 传感器与微系统, 2008, 27(12): 63
Wang Hua, Nie Limei, Zhao Ping. Establishment and analysis of mathematic model for ice sensor[J]. Transducer and Microsystem Technologies, 2008, 27(12): 63

[241] 王国柱, 葛俊锋, 桂康, 等. 谐振式结冰状态传感器的分析与建模[J]. 国外电子测量技术, 2018, 37(7): 117
Wang Guozhu, Ge Junfeng, Gui Kang, et al. Analysis and modeling of resonant icing status sensor[J]. Foreign Electronic Measurement Technology, 2018, 37(7): 117

[242] 张滨华, 王华, 王劲松, 等. 一种基于振动原理的结冰探测方法[J]. 仪器仪表学报, 2003(4): 384
Zhang Binhua, Wang Hua, Wang Jinsong, et al. A method for ice detecting based on the principle of vibration[J]. Chinese Journal of Scientific Instrument, 2003(4): 384

[243] Shi Qiang, Wang Junbo, Chen Deyong, et al. A flush-mounted resonant ice detection sensor with high sensitivity [J]. Key Engineering Materials, 2012, 503: 81. DOI: 10.4028/www.scientific.net/KEM.503.81

[244] 甘茂锐, 丁力, 张进. 某型航空发动机结冰检测技术仿真和验证研究[J]. 传感器世界, 2022, 28(5): 7
Gan Maorui, Ding Li, Zhang Jin. Simulation and verification of icing detection technology for an aeroengine[J]. Sensor World, 2022, 28(5): 7

[245] 赵云行, 桂康, 杜卫超, 等. 动车组列车结冰状态传感器原理及试验研究[J]. 铁道学报, 2020, 42(10): 60
Zhao Yunxing, Gui Kang, Du Weichao, et al. Principle and experimental study of icing condition sensor for EMU train[J]. Journal of the China Railway Society, 2020, 42(10): 60

[246] 张杰, 王敏, 张洪, 等. 谐振平膜型结冰传感器的智能温度补偿[J]. 计量与测试技术, 2005(8): 4
Zhang Jie, Wang Min, Zhang Hong, et al. Intelligent temperature compensation of resonant diaphragm [J]. Metrology & Measurement Technique, 2005(8): 4

[247] 李航航, 周敏. 飞机结冰探测技术及防除冰系统工程应用[J]. 航空工程进展, 2010, 1(2): 112
Li Hanghang, Zhou Min. Engineering application of icing detection technique and anti-icing and deicing system on aircraft [J]. Advances in Aeronautical Science and Engineering, 2010, 1(2): 112

[248] Swytink-Binnema N, Godreau C, Arbez C. Detecting instrumental icing using automated double anemometry [J]. Wind Energy, 2019, 22(1): 80. DOI: 10.1002/we.2271

[249] Tammelin B, Böhringer A, Cavaliere M, et al. Wind energy production in cold climate (WECO) [R]. Helsinki: Finnish Meteorological Institute, 2000

[250] 郑若楠. 数据驱动的风电机组叶片结冰在线检测方法[J]. 分布式能源, 2019, 4(1): 1
Zheng Ruonan. On-line detection method of ice on wind turbine blade driven by data[J]. Distributed Energy, 2019, 4(1): 1

[251] Heyn H M, Blanke M, Skjetne R. Ice condition assessment using onboard accelerometers and statistical change detection[J]. IEEE Journal of Oceanic Engineering, 2020, 45(3): 898. DOI: 10.1109/JOE.2019.2899473

[252] Ye Feng, Ezzat A A. Icing detection and prediction for wind turbines using multivariate sensor data and machine learning[J]. Renewable Energy, 2024, 231: 120879. DOI: 10.1016/j.renene.2024.120879

[253] Guo Peng, Infield D. Wind turbine blade icing detection with multi-model collaborative monitoring method [J]. Renewable Energy, 2021, 179: 1098. DOI: 10.1016/j.renene.2021.07.120

[254] 李宁波, 闫涛, 李乃鹏, 等. 基于 SCADA 数据的风机叶片结冰检测方法[J]. 发电技术, 2018, 39(1): 58
Li Ningbo, Yan Tao, Li Naipeng, et al. Ice detection method by using SCADA data on wind turbine blades[J]. Power Generation Technology, 2018, 39(1): 58

[255] 沈贺, 张福鹏, 李岩, 等. 风力机叶片翼型前缘结冰分布特征风洞试验[J]. 太阳能学报, 2025, 46(5): 577
Sheng He, Zhang Fupeng, Li Yan, et al. Wind tunnel experiment on icing distribution characteristics at leading edge of wind turbine blades[J]. Acta Energiae Solaris Sinica, 2025, 46(5): 577

[256] Purcell E, Nejad A R, Bekker A. Detection of ice using ship propulsion and navigation measurements[J]. Ocean Engineering, 2023, 273: 113992. DOI: 10.1016/j.oceaneng.2023.113992

[257] Chen Liang, Huang Changhai, Wang Yanhao. A study on the correlation between ship movement characteristics and ice conditions in polar waters [J]. Journal of Marine Science and Engineering, 2023, 11(4): 729. DOI: 10.3390/jmse11040729

[258] Xu Feng, Li Danyu, Gao Peng, et al. Numerical simulation of two-dimensional transmission line icing and analysis of factors that influence icing[J]. Journal of Fluids and Structures, 2023, 118: 103858. DOI: 10.1016/j.jfluidstructs.2023.103858

[259] Chen Qinghao, Liu Tianyu, Wang Zhangqi, et al. Research on monitoring method for ice-covered state of transmission lines based on conductor end displacement [J]. Electric Power Systems Research, 2024, 236: 110918. DOI: 10.1016/j.epsr.2024.110918

[260] 张亚博, 毛俊伟, 葛俊锋, 等. 基于压电阵列的结冰三维成像方法研究[J]. 传感器与微系统, 2024, 43(6): 51
Zhang Yabo, Mao Junwei, Ge Junfeng, et al. Research on 3D imaging method of icing based on piezoelectric array [J]. Transducer and Microsystem Technologies, 2024, 43(6): 51

[261] Korczewski Z, Rudnicki J. Active diagnostic experimentation on wind turbine blades with vibration measurements and analysis[J]. Polish Maritime Research, 2024, 31(3): 126. DOI: 10.2478/pomr-2024-0042

[262] Gui Kang, Ye Lin, Ge Junfeng, et al. Road surface condition detection utilizing resonance frequency and optical technologies [J]. Sensors and Actuators A: Physical, 2019, 297: 111540. DOI: 10.1016/j.sna.2019.111540

[263] 谭舒亚, 葛俊锋, 叶林, 等. 基于多传感器的路面结冰检测系统[J]. 传感器与微系统, 2016, 35(1): 107
Tan Shuya, Ge Junfeng, Ye Lin, et al. Road surface icing detecting system based on multiple sensor[J]. Transducer and Microsystem Technologies, 2016, 35(1): 107

(编辑 刘 彤)