文章编号:1007-9629(2024)04-0350-09

陶粒对SC-SCC黏结界面劈裂破坏特性的影响

赵洪1,2, 谢友均1, 龙广成1,*, 唐卓1, 李文旭3

(1.中南大学 土木工程学院,湖南 长沙 410075; 2.湖南工学院 材料科学与工程学院,湖南 衡阳 421002; 3.江苏科技大学 土木工程学院,江苏 镇江 212028)

摘要:基于劈裂试验,研究了陶粒对蒸养混凝土(SC)-自密实混凝土(SCC)黏结界面力学特性的影响.结果表明:陶粒能提高SC-SCC黏结界面的劈裂抗拉强度,增加黏结界面的张开位移值,提升黏结界面的延性;黏结界面应力-应变曲线可分为线性发展阶段、塑性发展阶段和失效破坏阶段;双参数Weibull分布模型可较好地模拟黏结界面应力-应变曲线的上升段,当黏结界面的陶粒引入量低于4kg/m²时,黏结界面损伤变量的演化进程被有效减缓.

关键词:黏结界面;应力;应变;损伤模型;数字图像相关技术(DIC);劈裂抗拉强度 中图分类号:TU528.01 文献标志码:A doi:10.3969/j.issn.1007-9629.2024.04.009

Effect of Ceramsite on Splitting Failure Characteristics of SC-SCC Bonding Interface

ZHAO Hong^{1,2}, XIE Youjun¹, LONG Guangcheng^{1,*}, TANG Zhuo¹, LI Wenxu³

(1. School of Civil Engineering, Central South University, Changsha 410075, China; 2. School of Materials Science and Engineering, Hunan Institute of Technology, Hengyang 421002, China; 3. School of Civil Engineering, Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212028, China)

Abstract: Influence of ceramsite on mechanical properties of bonding interface between steam cured concrete (SC)-self-compacting concrete (SCC) was investigated by splitting test. The results show that addition of ceramsite can improve splitting tensile strength of bonding interface, increase bonding interface opening displacement value and thus significantly increase ductility of bonding interface. Stress-strain curves of bonding interface can be divided into linear development stage, plastic development stage and failure stage. The two-parameter Weibull distribution model can better simulate the rising section of stress-strain curves of bonding interface, and when the amount of ceramsite is less than 4 kg/m^2 , the evolution process of damage variable can be reduced with increasing ceramsite content.

Key words: bonding interface; stress; strain; damage model; digital image correlation(DIC); splitting tensile strength

将两种不同属性的混凝土互相黏结而形成复合结构,在工程领域中应用非常广泛,如修复、加固和 非连续浇筑施工等^[1-3].已有研究表明,黏结强度直接 影响复合结构的服役稳定性.CRTSⅢ型轨道板是 由中国自主研发并拥有自主知识产权的轨道板体系,该轨道结构自上至下分别由蒸养混凝土(SC)轨 道板、自密实混凝土(SCC)充填层、土工布隔离层及 底座板等构成^[4].其中SC轨道板为工厂预制,SCC充

收稿日期:2023-05-21;修订日期:2023-08-12

基金项目:国家重点研发计划资助项目(2021YFF0502100);国家自然科学基金资助项目(11790283);中央高校基本科研业务费专项资助项目(502802002);湖南省应用特色学科材料科学与工程学科建设项目(湘教通[2022]351号)

第一作者:赵 洪(1988—),男,湖南永州人,中南大学博士生.E-mail:zhaohong165@163.com 通讯作者:龙广成(1973—),男,江西万载人,中南大学教授,博士生导师,博士.E-mail:565410408@qq.com

填层是现场浇筑.该结构属于典型的非连续浇筑施工,因而开展SC-SCC的黏结界面研究十分必要.

为提升CRTSⅢ型轨道板结构的服役稳定性, 中国学者针对CRTSⅢ型轨道板黏结界面在静态和 动态荷载下的破坏特点^[56]、在周期性温度疲劳下的 疲劳损伤规律以及黏结模型^[78]等开展了相应的试验 研究,研究成果为轨道板结构的稳定运营和设计建 造提供了数据参考.但是,已有研究是围绕CRTSⅢ 型轨道板结构在服役环境下力学性能退化的分析和 评估,而进一步开展黏结强度的增强研究,仍具有重 要的工程指导意义.鉴于此,本文利用陶粒的吸释水 特性,将陶粒引入SC-SCC 黏结界面中,以期改善 CRTSⅢ型轨道板中蒸养混凝土和自密实混凝土的 黏结性能,为轨道板结构的耐久性提升提供数据 参考.

1 试验

1.1 原材料及配合比

基于高速铁路CRTS III型板式无砟轨道结构轨 道板用C60蒸养混凝土、充填层用C40自密实混凝土 的原材料和配合比进行试验,其中胶凝材料采用P· O42.5普通硅酸盐水泥(C)、I级粉煤灰(FA)、S95 级矿渣粉(GGBS),骨料采用碎石(G)和河砂(S),外 加剂采用聚羧酸高性能减水剂(SP),对于充填层 SCC,还加入了黏度改性剂(VMA)以满足其良好的 充填性能,水(W)采用自来水.SC和SCC的配合比 如表1所示.SC和SCC的28d抗压强度实测值分别 为62.5、40.6 MPa.

表 1 SC和 SCC 的配合比 Table 1 Mix proportions of the SC and SCC

Unit:kg/m³

| Concrete | С | FA | GGBS | SP | W | S | VMA | G | | |
|----------|--------|-------|--------|------|--------|--------|-------|---------|----------|----------|
| | | | | | | | | 5-10 mm | 10-16 mm | 10-20 mm |
| SC | 315.00 | 90.00 | 45.00 | 4.50 | 135.00 | 660.00 | 0 | 484.00 | 0 | 726.00 |
| SCC | 308.00 | 78.00 | 104.00 | 7.28 | 178.00 | 835.00 | 31.00 | 324.00 | 486.00 | 0 |

1.2 试件制备

采用尺寸为100 mm×100 mm×100 mm的模 具制备尺寸为100 mm×100 mm×50 mm的SC,称 量1.2 kg新拌SC并浇筑于模具内,手动捣平表面后, 采用人工抛洒的方式在SC表面抛洒陶粒.外抛陶粒 为粒径10~15 mm的页岩陶粒,筒压强度6.1 MPa, 陶粒引入量S分别为0、2、4、6 kg/m².于振动台振动 平整表面,同时观察陶粒状态,目测外抛陶粒大约有 一半高度嵌入到SC内部时停止振动.参照图1所示 的蒸养制度对SC开展蒸汽养护.蒸汽养护结束后移 至标准养护房(温度(20±2)℃,相对湿度大于95%) 中养护至28d龄期后取出.将3个尺寸为100mm× 100 mm×50 mm的SC试块采用704 胶同时将其粘 于自制模具的钢板上,并倒扣于尺寸为100mm× 100 mm×400 mm的模具上方,自制模具如图2(a)所 示.为了模拟CRTSⅢ型轨道板的现场制备工艺, SCC采用充填形式与SC形成黏结,具体过程为:将 配制好的SCC从灌入孔处倒入,依靠自重流动填充 自制模具内部并与粘在钢板上的SC形成黏结界面, 如图 2(b)所示.为了保护黏结界面,将含黏结界面的 复合试件同模具一起置于标准养护房中养护4d后 拆模,并将拆模后的复合试件继续养护至28d,取出 后适当打磨其表面,获得待测试的试件.



1.3 测试过程

劈裂抗拉试验装置如图3所示.测试过程参照 GB/T 50081—2019《混凝土物理力学性能试验方法 标准》进行,试件和加载垫块之间放置尺寸为 100 mm×20 mm×4 mm的普通胶合板垫条,位移控 制,加载速率为0.5 mm/min,加载到试件破坏或应变 片显示值达到6000 μm/m后停止加载.试验前,对每 个试件取一个表面喷制随机散斑,具体过程为:先喷 涂一层哑光白漆,静置5~10 min,待其干燥后,再随 机喷制哑光黑漆以制作黑色斑点.在试件散斑面的 对面粘贴应变片,应变片与黏结界面垂直,并横跨黏 结界面,如图3(b)所示.每组测试3个试件,结果取平



Fig. 2 Specimen preparation

均值.劈裂抗拉强度σ,的计算式为:

$$\sigma_{\rm t} = \frac{2P}{\pi A} = 0.637 \frac{P}{A} \tag{1}$$

黏结界面面积,mm².

100 mm的非标准试件,劈裂抗拉强度需乘以尺寸换 算系数0.85.

式中:P为试件的劈裂抗拉破坏荷载,N:A为试件的



图 3 劈裂抗拉试验装置图 Fig. 3 Device diagram of splitting tensile test



另外,由于本试验采用100 mm×100 mm×

(c) Scattered spots

界面上可以观察到 SCC 表面工艺性气泡缺陷有所

改善,说明陶粒能改善SCC的上浮层结构,这是因

为陶粒嵌入到 SCC 内,带来的内养护效应优化了 SCC上浮层内部胶凝材料的水化环境^[10].由图4还

可以看出,试件都是以陶粒吸附在SC上并剥离

SCC的形式破坏,这说明:(1)陶粒能稳定存在于黏

结界面,增大SC的表面粗糙度;(2)裂纹沿着陶粒

与SCC 黏结界面进行拓展, 黏结界面的破坏路径被

结果与分析 2

2.1 黏结界面破坏特点

对断裂后试件的黏结界面进行拍照,如图4所 示.由图4可以看出:所有试件均沿着黏结界面呈一 分为二的破坏;在未引入陶粒的黏结界面上可以观 察到断裂后的SCC表面存在大小不一的气泡缺陷, 这是 SCC 内部气泡在成型过程中上浮至黏结界面 所带来的工艺性气泡缺陷[9];在引入陶粒后的黏结



(a) S=0 kg/m²



(b) S=2 kg/m²



拉长.

(c) $S=4 \text{ kg/m}^2$



(d) S=6 kg/m²

图4 破坏断面图 Fig. 4 Failure surface diagram

2.2 黏结界面应力-应变关系

图 5 为黏结界面引入陶粒后,各组试件在劈裂 抗拉荷载下的黏结界面应力-应变(σε)曲线的范围 图,其中应力参照式(1)计算,应变来自黏结界面处 应变片的采集数据.由图 5 可以看出:黏结界面在劈 裂抗拉荷载作用下的应力-应变曲线没有明显的下 降段,原因是黏结界面脱黏后,组合试件和加载支架 之间继续形成受力结构,仍能承载;当应力增加到峰

> 2.0 1.5 0/WPa 0.5 0 1 000 2 000 3 000 4 000 5 000 6 000 $\varepsilon/(\mu m \cdot m^{-1})$ (a) S=0 kg/m² 2.0 1.5 *σ*/MPa 1.0 0.5 0 1 000 2 000 3 000 4 000 5 000 6 000 $\varepsilon/(\mu m \cdot m^{-1})$ (c) $S=4 \text{ kg/m}^2$

值后,黏结界面脱黏,应变骤然增加,应力-应变曲 线出现转折点,本试验将该转折点视为黏结界面的 极限破坏点,从而得到劈裂抗拉强度.汇总所有试 件黏结界面的劈裂抗拉强度,如图6所示.由图6可 知,随着陶粒引入量的增加,黏结界面的劈裂抗拉强 度增大,当陶粒引入量为6kg/m²时,黏结界面的劈 裂抗拉强度达到最大,相对于未引入陶粒时增长 24.4%.



图 5 应力-应变曲线范围 Fig. 5 Scope of stress-strain curves



进一步观察图 5,可以将黏结界面应力-应变曲 线分为3个阶段:(I)线性发展阶段:该阶段下黏结 界面变形随着应力的增加呈现线性增加,对应的黏 结界面应力范围约为0%σ₁~25%σ₁;(I)塑性发展 阶段:该阶段下黏结界面变形随着应力的增加而迅 速增加,黏结界面的损伤持续累积,对应的应力范围 约为25%σ_t~100%σ_t;(Ⅲ)失效破坏阶段:该阶段下 黏结界面变形随着应力的增加而骤然增加,应力-应变曲线出现明显拐点,应变的骤然增加意味着黏 结界面有大量裂纹在积累,黏结界面开始出现脱黏、 失效,对应的应力范围为σ_t到试件层间出现宏观裂 缝时的应力.

结合数字图形相关(DIC)技术,对典型试件黏结 界面破坏过程的应变云图进行绘制,如图7所示.由 图7可以看出:在线性发展阶段,黏结界面的应变均 很小,可观察到少量的应变集中;在塑性发展阶段, 黏结界面从中间开始往两端积累应变,损伤随着应 变的积累而增加;在破坏荷载时刻,应力-应变曲线 出现拐点,进入到失效破坏阶段,此时黏结界面处裂 纹大量积累并贯穿黏结界面,所有试件在黏结界面 处均出现明显的应变集中现象;随着陶粒的引入,可 以观察到应变集中的路径变得弯曲,这是因为陶粒



Fig. 7 Strain contour figures at bonding interface failure process

2.3 黏结界面处位移演化

根据DIC结果的位移场数据,可以得到主裂纹 在不同荷载时刻的位移值,将某个荷载时刻在跨黏 结界面2个边界点的水平位移值(U)相减,结果即为 黏结界面的张开位移值.因此,在黏结界面处绘制1 根跨界面的检查线L。,如图8所示.通过DIC软件对 该检查线在不同应力下的位移值进行计算,结果如 图9所示.由图9可知,当应力达到25% σ,时,检查线 的位移值分布基本呈现1条直线,差值都比较小,说 明此时的黏结界面变形较小,处于线性发展阶段;随



图 8 L₀检查线示意图 Fig. 8 Schematic diagram of measure line L₀

着应力的增加,位移值波动开始增加,当应力继续增加到 σ_i时,位移值分布出现了比较大的跳跃,此时的黏结界面已经积累了大量的外部荷载能量,并形成裂缝.通过 DIC 软件的进一步计算发现,当陶粒引入量为 2 kg/m²时,黏结界面的张开位移值达到最大,为 0.028 59 mm,与未掺陶粒时相比增长率为79.4%;随着陶粒引入量的增加,黏结界面张开位移值出现降低趋势,当陶粒引入量为 6 kg/m²时,黏结界面张开位移值为 0.023 65 mm,比未掺陶粒时增加了48.0%,但是比陶粒引入量为 2 kg/m²时降低了17.0%.综上,黏结界面中引入的陶粒大幅度增加了SC 与 SCC 黏结界面的延性.这是因为陶粒的弹性模量较低,黏结界面引入陶粒后,陶粒从 SCC 中拔出会产生更大的变形,这一结果与文献[11-12]中陶粒混凝土变形大的结论一致.

加入黏结界面后,试件的破坏沿着陶粒与SCC黏结

界面进行,从而呈现更曲折的断裂路径.

2.4 黏结界面本构模型分析

2.4.1 模型建立

根据损伤力学理论可知,当采用等应变假设时, 在一维应力状态下可以采用式(2)来表示混凝土的 损伤本构关系:

$$\sigma = E\varepsilon(1 - D) \tag{2}$$



图 9 L_0 检查线在不同荷载下的位移值分布 Fig. 9 Distribution of bonding interface opening displacement value of L_0 at different loads

式中:E为弹性模量;D为损伤变量.

由前述黏结界面的破坏形态可以知道,黏结界 面的破坏主要是由于SCC剥离SC表面或者SCC剥 离陶粒表面产生的.从宏观上来看,其实质仍然是靠 近黏结界面SCC的损伤与断裂.当黏结界面承受劈 裂抗拉荷载时,其损伤程度与其内部各微元有关,且 微元强度符合双参数Weibull分布^[13-14]:

$$p(\varepsilon) = \frac{m}{a} \left(\frac{\varepsilon}{a}\right)^{m-1} \times \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{a}\right)^{m}\right] \qquad (3)$$

式中:*p*(ε)为黏结界面的强度分布;*m*、*a*为模型中与 损伤分布有关的2个参数.

在荷载作用下,黏结界面上微元破坏的数目n与 总微元数N之间具有如下关系:

$$N = n \int_{0}^{\varepsilon} p(\varepsilon) \,\mathrm{d}\varepsilon \tag{4}$$

则荷载作用下的损伤变量*D*可以用破坏微元数 与总微元数的比值来表示:

$$D = \frac{n}{N} \tag{5}$$

结合式(3)~(5)可以得到黏结界面在荷载作用 下的损伤变量为:

$$D = \int_{0}^{\varepsilon} p(\varepsilon) d\varepsilon = 1 - \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{a}\right)^{m}\right] \qquad (6)$$

根据应力-应变曲线的边界条件($\sigma = \sigma_{\max}, \epsilon = \epsilon_{\max}, \frac{d\sigma}{d\epsilon} = 0$),进一步得到: $m = \frac{1}{\ln\left(\frac{E\epsilon_{\max}}{\sigma_{\max}}\right)}$ (7)

$$a = \epsilon_{\max} m^{\frac{1}{m}} \tag{8}$$

将式(6)代入式(2),并结合式(7)、(8),可以得到 黏结界面的损伤变量和本构关系为:

$$D = 1 - \exp\left[-\frac{1}{m}\left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\max}}\right)^{m}\right] \tag{9}$$

$$\sigma = E \varepsilon \times \exp\left[-\frac{1}{m} \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\max}}\right)^{m}\right]$$
(10)

对于黏结界面混凝土, E取值为应力-应变曲线 上线性段的斜率.

2.4.2 模型参数

根据黏结界面应力-应变曲线上线性段的斜率 和极限荷载处的应力、应变以及式(7),获得参数*E*、 ε_{max}、σ_{max}以及模型参数*m*,汇总如表2所示.

2.4.3 模型验证

将表2中的模型参数代入式(10),对黏结界面的 应力-应变关系进行理论计算,并将理论值和试验值 绘制于图10中.由图10可以看出:在应力-应变曲线 主っ

黏结果而木构構刑参数

第27卷

| Table 2 Parameters of constitutive model of bonding interface | | | | | | | | | | |
|---|--------------|------------------|----------------------------|---------------------|-------|--|--|--|--|--|
| $S/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-2})$ | Specimen No. | E/MPa | $\sigma_{ m max}/{ m MPa}$ | $\epsilon_{ m max}$ | m | | | | | |
| | 01 | 1 394.3 | 1.26 | 0.002 242 | 1.098 | | | | | |
| 0 | 02 | 1 624.2 | 1.45 | 0.001 998 | 1.241 | | | | | |
| | 03 | 1 287.8 | 1.30 | 0.002 057 | 1.405 | | | | | |
| | 21 | 1 152.3 | 1.25 | 0.002 147 | 1.469 | | | | | |
| 2 | 22 | 737.3 | 1.32 | 0.004 952 | 0.983 | | | | | |
| | 23 | 1 146.2 | 1.70 | 0.002 486 | 1.937 | | | | | |
| | 41 | 1 143.8 | 1.40 | 0.002 493 | 1.406 | | | | | |
| 4 | 42 | 1 736.5 | 1.45 | 0.001 980 | 1.158 | | | | | |
| | 43 | 1 550.1 | 1.55 | 0.001 884 | 1.579 | | | | | |
| | 61 | 2 564.5 | 1.59 | 0.001 503 | 1.130 | | | | | |
| 6 | 62 | 3 503.4 | 1.93 | 0.003001 | 0.591 | | | | | |
| | 63 | 488.0 | 1.47 | 0.004 014 | 3.484 | | | | | |





的上升阶段,其理论值和试验值误差在20%以内,说 明黏结界面应力-应变关系的理论值和试验值在黏 结界面的上升阶段具有较好的相关性;由于黏结界 面失效破坏后,试件仍然作为一个稳定结构在承载, 黏结界面的峰后曲线未能在试验中有效获取,因此 试验曲线和理论曲线在峰后阶段表现出较大的偏离.

进一步按照式(9)对不同黏结界面的损伤变量D 进行计算,获得损伤变量D的演化过程如图11所示. 由图11可以看出:当陶粒引入量低于4kg/m²时,黏 结界面的损伤变量演化过程随着陶粒引入量的增加 变得更平缓;当陶粒引入量达到6kg/m²时,黏结界 面的损伤变量演化过程变得更急剧.这是因为黏结 界面中陶粒的大量存在使得在试件受载后陶粒周围 成为应力集中区域,所以损伤变量演化被加剧.

2.5 黏结界面增强机制分析

采用现场工艺浇筑和充填的 SCC 会在 SC 底部 形成1个上浮层,该上浮层主要由 SCC 中的砂浆组 成.当黏结界面中没有引入陶粒时,黏结界面上浮层 与 SC 之间形成混凝土黏结区;而在黏结界面引入陶 粒后,黏结界面由混凝土黏结区以及上浮层和陶粒 形成的陶粒黏结区组成,如图 12 所示.结合前文试验 结果,陶粒对黏结界面劈裂破坏的影响机制主要有



以下4个方面.

(1)陶粒能嵌入 SC,增大 SC 表面面积,随着 SCC 的浇筑和充填,陶粒还能进一步嵌入到 SCC 的 上浮层中,由于陶粒表面较 SC 表面粗糙,上浮层中 水泥石与陶粒的机械咬合作用更强^[15],因而陶粒在 黏结界面起到增大黏结面积、增强黏结以及形成有 效栓钉的作用. (2)陶粒在上浮层中吸、释水,起到了内养护作用^[16-17],使上浮层中胶凝材料的水化程度和水化产物的结构致密性均得到提升,带来更高的劈裂抗拉强度.而未引入陶粒的黏结界面,由于SCC内部的气泡上浮,导致上浮层的结构相对疏松多孔,与SC的黏结作用较弱.

(3)外部荷载会以陶粒为节点形成应力网络¹⁸.由 于陶粒混凝土的变形能力比普通混凝土大,应力网络 随着陶粒的增加而更集中在黏结界面,且呈现出更大 的变形能力,使黏结界面张开位移值和延性增加.

(4)当陶粒引入量增加时,陶粒黏结区面积增加,混凝土黏结区面积相应减少.在本试验中,当陶粒引入量为6kg/m²时,大量的陶粒使内养护作用高效发挥,黏结界面的劈裂抗拉强度达到最大,但是大量陶粒黏结区会使陶粒脆性脱黏情况增加,导致黏结界面的张开位移值降低.同时,陶粒的大量存在使得受载后陶粒周围成为应力集中区域,损伤变量演化进程被加剧.



3 结论

(1)在蒸养混凝土SC和自密实混凝土SCC 黏结 界面引入陶粒,可以观察到陶粒能稳定存在于黏结 界面,且改善了黏结界面中SCC的上浮层结构,黏结 界面呈现陶粒吸附在SC表面,并剥离SCC表面的破 坏模式.

(2)在本试验调查范围内,当陶粒引入量为6 kg/m²时,黏结界面的劈裂抗拉强度增幅最大,为24.4%; 当陶粒引入量为2 kg/m²时,黏结界面的张开位移 值最大,增长率为79.4%,此时黏结界面的延性 最优.

(3)黏结界面应力-应变曲线可分为线性发展阶段、塑性发展阶段和失效破坏阶段.

(4)双参数 Weibull 分布模型能较好地模拟黏结 界面应力-应变曲线的上升段.损伤变量计算表明, 当陶粒引入量在4 kg/m²以内时,陶粒能有效缓解黏 结界面损伤变量的演化进程,而当陶粒引入量达到 6 kg/m²时,大量陶粒黏结区分布于黏结界面,黏结界面的损伤变量演化进程被加剧.

参考文献:

- [1] 冯硕,石新波,王威,等. UHPC-NSC界面黏结性能的评价方法
 [J]. 建筑材料学报, 2023, 26(11):1220-1228.
 FENG Shuo, SHI Xinbo, WANG Wei, et al. Evaluation method of UHPC-NSC interface bond performance [J]. Journal of Building Materials, 2023, 26(11):1220-1228. (in Chinese)
- [2] 朱方之, 王鹏刚, 赵铁军, 等. SHCC 修复试件黏结滑移性能研究[J]. 建筑材料学报, 2016, 19(1):72-77.
 ZHU Fangzhi, WANG Penggang, ZHAO Tiejun, et al. Studies on bond slippage properties of concrete specimen repaired with strain hardening cementitious composites(SHCC)[J]. Journal of Building Materials, 2016, 19(1):72-77. (in Chinese)
- [3] FENG Z, LI C X, KE L, et al. Tensile behavior of ultra-high-performance fiber-reinforced concrete (UHPFRC) structure with cold joints[J]. Engineering Structures, 2022(273): 115084.
- [4] LIN, LONG G C, FU Q, et al. Effects of freeze and cyclic

flexural load on mechanical evolution of filling layer self-compacting concrete [J]. Construction and Building Materials, 2019, 200:198-208.

- [5] 赵洪,谢友均,龙广成,等.含黏结界面混凝土断裂特性研究
 [J].铁道科学与工程学报,2022,19(4):976-985.
 ZHAO Hong, XIE Youjun, LONG Guangcheng, et al. Study on fracture characteristics of concrete with bonding interface [J].
 Journal of Railway Science and Engineering, 2022, 19(4): 976-985. (in Chinese)
- [6] 赵洪,谢友均,龙广成,等.冲击荷载作用下含黏结界面混凝 土破坏特征与应力应变分析[J].上海交通大学学报,2022,56 (9):1208-1217.
 ZHAO Hong, XIE Youjun, LONG Guangcheng, et al. Mechanical characteristics and stress and strain analysis of concrete with bonding interface under impact load[J]. Journal of Shanghai Jiaotong University, 2022, 56(9):1208-1217. (in
- [7] ZHANG J W, ZHU S Y, CAI C B, et al. Cohesive zone modeling of fatigue crack propagation in slab track interface under cyclic temperature load[J]. Engineering Failure Analysis, 2022, 134:106028.
- [8] HE L, WANG J F. WU X, et al. A novel fatigue cohesive model for interface between ballastless track slab and self-compacting concrete[J]. Construction and Building Materials, 2023, 377: 130962.
- [9] JIANG W, XIE Y J, WU J X, et al. Identifying bonding interface flaws in CRTS III type ballastless track structure using the impact-echo method [J]. Engineering Structures, 2021, 227: 111429.
- [10] 韩松,安明喆,郭瑞,等. 陶粒内养护高性能混凝土抗裂性能研究[J].建筑材料学报,2015,18(5):742-748.
 HAN Song, AN Mingzhe, GUO Rui, et al. Crack resistance of ceramsite self-curing high performance concrete[J]. Journal of Building Materials, 2015,18(5):742-748. (in Chinese)
- [11] 唐军务,张琦彬,雷霜如,等.轻骨料混凝土梁弯曲性能试验 研究[J].河海大学学报(自然科学版),2010,38(3):269-273. TANG Junwu, ZHANG Qibin, LEI Shuangru, et al. Experimental research on flexural behaviors of lightweight concrete beams [J]. Journal of Hohai University (Natural Sciences), 2010, 38(3):269-273. (in Chinese)

- [12] 王建民,李鹏飞,冯楚祥,等.陶粒轻骨料与普通混凝土的黏 结剪切性能[J].建筑材料学报,2022,25(7):700-707.
 WANG Jianmin, LI Pengfei, FENG Chuxiang, et al. Interfacial shear performance of ceramsite lightweight aggregate and normal concrete cold joint[J]. Journal of Building Materials, 2022, 25 (7):700-707. (in Chinese)
- [13] WANG B X, WANG F, WANG Q. Damage constitutive models of concrete under the coupling action of freeze-thaw cycles and load based on Lemaitre assumption[J]. Construction and Building Materials, 2018, 173: 332-341.
- [14] 谢友均,王猛,马昆林,等.不同养护温度下蒸养混凝土的冲击性能[J].建筑材料学报,2020,23(3):521-528,536.
 XIE Youjun, WANG Meng, MA Kunlin, et al. Impact mechanical characteristics of steam cured concrete under different curing temperatures[J]. Journal of Building Materials, 2020, 23 (3):521-528,536. (in Chinese)
- [15] 张高展,王字譞,葛竞成,等.轻集料对超高性能混凝土工作和力学性能的影响[J].建筑材料学报,2021,24(3):499-507.
 ZHANG Gaozhan, WANG Yuxuan, GE Jingcheng, et al. Effect of lightweight aggregate on workability and mechanical properties of ultra-high performance concrete [J]. Journal of Building Materials, 2021, 24(3):499-507. (in Chinese)
- [16] 张高展,魏琦,丁庆军,等.轻集料吸水率对轻集料-水泥石界 面区特性的影响[J].建筑材料学报,2018,21(5):720-724.
 ZHANG Gaozhan, WEI Qi, DING Qingjun, et al. Influence of water absorption ratio of lightweight aggregate on characteristics of interfacial transition zone between lightweight aggregate and cement[J]. Journal of Building Materials, 2018, 21(5):720-724. (in Chinese)
- [17] 胡曙光,王发洲,丁庆军.轻集料与水泥石的界面结构[J].硅酸盐学报,2005,33(6):713-717.
 HU Shuguang, WANG Fazhou, DING Qingjun. Interface structure between lightweight aggregate and cement paste[J]. Journal of the Chinese Ceramic Society, 2005, 33(6):713-717. (in Chinese)
- [18] 刘伟,薛浩东,赵飞洋,等.基于PFC^{2D}软件陶粒混凝土抗压强 度分析[J].新型建筑材料,2022,49(7):45-49,57.
 LIU Wei, XUE Haodong, ZHAO Feiyang, et al. Compressive strength analysis of ceramsite concrete based on PFC^{2D}[J]. New Building Materials, 2022, 49(7):45-49,57. (in Chinese)

Chinese)