

DOI:10.11918/202202050

早龄期水泥基灌浆料受压统计损伤本构模型

彭刚¹, 牛荻涛^{1,2}, 胡晓鹏^{1,2}, 高健齐¹

(1. 西安建筑科技大学 土木工程学院, 西安 710055; 2. 省部共建西部绿色建筑国家重点实验室(西安建筑科技大学), 西安 710055)

摘要: 为研究早龄期水泥基灌浆料受压本构行为, 对不同龄期($1\text{ d} \leq t \leq 28\text{ d}$)的水泥基灌浆料和同强度的普通混凝土开展单轴受压全过程试验, 分析龄期对水泥基灌浆料、同强度混凝土单轴受压应力-应变曲线特征参数的影响, 并将水泥基灌浆料的单轴受压应力-应变曲线特征参数与同强度混凝土进行对比。结果表明: 随着龄期的增长, 试件峰值应力、峰值应变、极限应变、弹性模量、峰值割线模量、应变延性系数和能量耗散系数均有不同程度的增大; 水泥基灌浆料试件峰值应力、峰值应变、极限应变、应变延性系数和能量耗散系数均大于同强度混凝土, 但试件弹性模量、峰值割线模量均小于同强度混凝土。结合水泥基灌浆料自身特征, 基于现有模型建立了修正的分段式水泥基灌浆料受压本构模型, 并基于统计损伤理论推导给出了水泥基灌浆料受压统计损伤本构模型。建议的受压本构模型计算结果与试验结果吻合较好, 可以较为准确地描述早龄期水泥基灌浆料在单轴受压作用下的受力变形特点。

关键词: 水泥基灌浆料; 峰值应力; 峰值应变; 弹性模量; 统计损伤本构模型

中图分类号: TU528

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2022)10-0141-10

Statistical damage constitutive model of early-age cementitious grout under compression

PENG Gang¹, NIU Ditao^{1,2}, HU Xiaopeng^{1,2}, GAO Jianqi¹

(1. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;

2. State Key Lab of Green Building in Western China (Xi'an University of Architecture and Technology), Xi'an 710055, China)

Abstract: Uniaxial compression tests on cementitious grout specimens and ordinary concrete specimens with same strength at different ages ($1\text{ d} \leq t \leq 28\text{ d}$) were carried out to investigate the compressive constitutive behavior of early-age cementitious grout. The effects of age on the characteristic parameters of stress-strain curves of cementitious grout specimens and concrete specimens under uniaxial compression were analyzed. The characteristic parameters of cementitious grout specimens were compared with those of concrete specimens. Results show that with the increase in specimen age, the peak stress, peak strain, ultimate strain, elastic modulus, peak secant modulus, strain ductility coefficient, and energy dissipation coefficient of the specimens gradually increased. The peak stress, peak strain, ultimate strain, strain ductility coefficient, and energy dissipation coefficient of cementitious grout specimens were greater than those of concrete specimens, while the elastic modulus and peak secant modulus were smaller. Considering the characteristics of cementitious grout, a modified segment-based compressive stress-strain model was proposed based on the existing compressive stress-strain models, and a statistical damage constitutive model was derived according to the statistical damage theory. The calculated results of the proposed models were in good agreement with the experimental results, which indicates that the proposed models can accurately describe the deformation characteristics of early-age cementitious grout under compression.

Keywords: cementitious grout; peak stress; peak strain; elastic modulus; statistical damage constitutive model

水泥基灌浆料具有流动性好(可不振捣)、微膨胀、早期强度发展快(3 d强度即可达到40 MPa以上)、强度高(>60 MPa)的特点, 早期主要用于地脚螺栓锚固、设备基础的二次灌浆和桥梁、堤坝的抢险工程中, 近年来被广泛应用于钢筋混凝土结构加固

改造中^[1-2]。

随着水泥基灌浆料在工程中的广泛应用, 国内外学者对水泥基灌浆料的相关性能进行了研究, 取得了一定的研究成果。目前对水泥基灌浆料的研究主要集中在基本力学性能方面^[3-7], 部分学者针对钢筋与水泥基灌浆料黏结性能^[8-10]、水泥基灌浆料与混凝土界面性能^[11]、水泥基灌浆料加固钢筋混凝土构件承载性能^[12-13]也展开了初步研究, 而对水泥基灌浆料受压应力-应变关系的研究却鲜有报道^[14]。作为结构构件承载性能分析的基础, 水泥基

收稿日期: 2022-02-21

基金项目: 国家自然科学基金(52078412)

作者简介: 彭刚(1992—), 男, 博士研究生;

牛荻涛(1963—), 男, 教授, 博士生导师;

胡晓鹏(1980—), 男, 教授, 博士生导师

通信作者: 胡晓鹏, shs339@sina.com

灌浆料受压本构模型的缺失一定程度阻碍了其在钢筋混凝土结构加固工程中的应用。此外,加固后结构构件的承载性能具有明显的时变特征,使用具有早期强度增长快特点的水泥基灌浆料对既有钢筋混凝土结构进行加固,评估加固后结构的承载性能,可以在确保结构安全的前提下缩短现场湿作业时间、加快施工进度。因此,深入研究早龄期水泥基灌浆料的基本力学性能和受压应力-应变关系,可为加固后构件的承载性能评估和安全性分析提供可靠的理论基础。

基于此,本文考虑不同龄期(1 d、2 d、3 d、7 d 和 28 d),对 15 个水泥基灌浆料试件和 15 个同强度混凝土试件开展单轴受压全过程试验,分析龄期对水泥基灌浆料、同强度混凝土试件受压应力-应变曲线特征参数的影响,并将水泥基灌浆料试件试验结果与同强度混凝土进行对比。结合现有研究和水泥基灌浆料自身特点,考虑龄期建立水泥基灌浆料单轴受压本构模型。

1 试验概述

1.1 试验原材料

本文中所采用的水泥基灌浆料为北京中德新亚建筑技术有限公司生产的 CGM-270 高强无收缩加固型水泥基灌浆料,见图 1,其主要成分包括 P·O 32.5

水泥、石粒骨料、膨胀剂和减水剂,石粒骨料的最大粒径为 4.75~16 mm。参考 GB/T 50448—2015《水泥基灌浆材料应用技术规范》^[15],对水泥基灌浆料的流动度、竖向膨胀率和抗压强度等主要性能指标进行检验,测试结果见表 1,本文采用的水泥基灌浆料性能符合规范要求。



图 1 CGM-270 高强无收缩灌浆料

Fig. 1 CGM-270 high-strength non-shrinkage cementitious grout

将水泥基灌浆料与自来水按 100:9.5 的比例拌合均匀后浇入尺寸为 100 mm × 100 mm × 100 mm 和 100 mm × 100 mm × 300 mm 的塑料模具中制作立方体和棱柱体试件。浇筑好的试件在标准养护室(温度 20 ± 3 °C,相对湿度 ≥ 90%)中养护 24 h 后拆模,拆模后在自然环境中洒水覆膜养护至试验龄期,每个试验龄期条件下各制作 3 个试件。

表 1 水泥基灌浆料主要性能指标

Tab. 1 Performance indexes of cementitious grout

类型	流动度/mm		竖向膨胀率/%		立方体抗压强度/MPa		
	初始值	30 min 保留值	3 h	24 h 与 3 h 之差	1 d	3 d	28 d
规范限值	≥650	≥550	0.10~3.50	0.02~0.50	≥20.0	≥40.0	≥60.0
实测值	802	582	0.16	0.08	39.7	47.1	62.6

采用立方体抗压强度与水泥基灌浆料接近的普通混凝土作为对照组试件,配合比见表 2。水泥:普通硅酸盐水泥(P·O 42.5);粗骨料:5~25 mm 连续级配的花岗岩碎石,表观密度为 2 700 kg/m³;细骨料:西安市沔河河砂,细度模数为 2.85,堆积密度为 1 550 kg/m³;减水剂:聚羧酸系高性能减水剂。根据 GB/T 50081—2019《混凝土物理力学性能试验方法标准》^[16],按表 2 配合比制作尺寸、数量与水泥基灌浆料相同的试件,成型后与水泥基灌浆料同条件养护至试验龄期。

表 2 混凝土配合比

Tab. 2 Mix proportions of concrete

材料用量/(kg·m ⁻³)					28 d 立方体抗压强度 $f_{cu,28}$ /MPa
水泥	砂	碎石	水	减水剂	
500	648	1 152	150	2.50	63.4

1.2 试验方法

采用 3 000 kN 万能液压试验机进行单轴受压试验,见图 2。

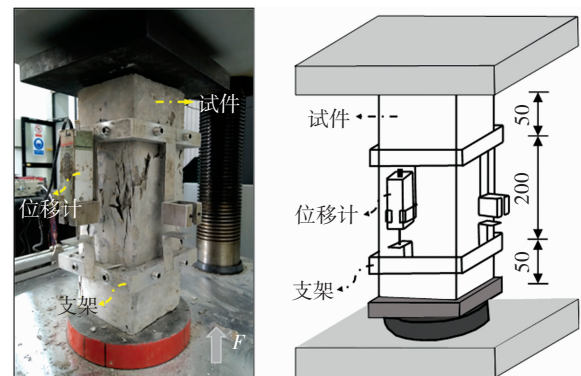


图 2 单轴受压试验加载装置 (mm)

Fig. 2 Test equipment for uniaxial compression test (mm)

采用位移控制加载,加载速率为 0.2 mm/min,加载过程中用自制的铝支架固定位移计,测量试件两侧 200 mm 标距范围内的压缩变形值。试验过程中试件的轴向荷载、纵向变形数据均由 TDS - 602 数据采集仪采集。

2 试验结果与分析

2.1 立方体抗压强度

从图 3 试件立方体抗压强度 f_{cu} 随龄期的变化规律可看出:随着龄期增大,各试件均表现为前 7 d 强度增长迅速,7 d 后增长速度逐渐放缓并逐渐趋于稳定;与同强度混凝土相比,水泥基灌浆料试件具有明显的早期强度发展快的特点。对同强度混凝土而言,其 1 d、7 d 抗压强度分别为 28 d 抗压强度的 34.1% 和 60.2%;而对水泥基灌浆料而言,其 1 d 抗压强度和 7 d 抗压强度分别达到了 28 d 抗压强度的 56.7% 和 77.4%。参考文献 [17] 对试验数据进行回归分析,得到水泥基灌浆料立方体抗压强度的预测公式,见式(1)。将模型计算结果与本文和文献 [3-7, 18-19] 试验数据进行对比,计算结果与试验结果基本吻合,建议模型可用于早龄期水泥基灌浆料立方体抗压强度的计算。

$$f_{cu}(t) = f_{cu}(28) \times \left(\frac{t}{0.906 + 0.982t} \right) \quad (1)$$

$R^2 = 0.967, 1 \text{ d} \leq t \leq 28 \text{ d}$

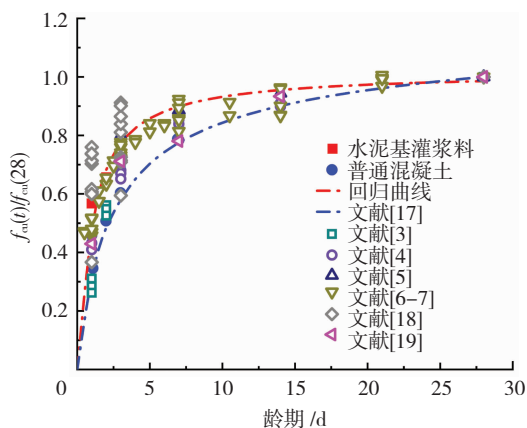


图 3 立方体抗压强度与龄期的关系

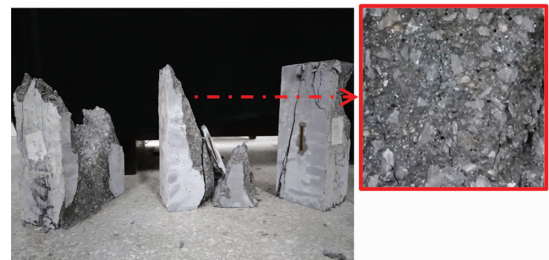
Fig. 3 Relationship between cubic compressive strength and age

2.2 单轴受压力学性能试验

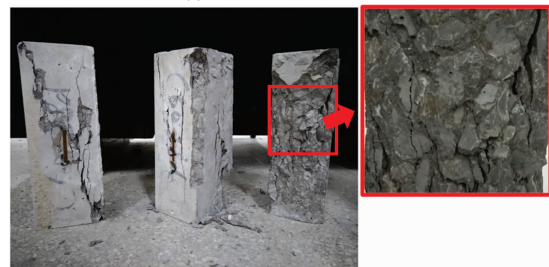
2.2.1 试验现象与破坏形态

对龄期为 1 d、2 d 的试件,加载时首先在试件棱角处出现裂缝,随着加载的进行,裂缝宽度逐渐增大,并向上下延伸,棱角裂缝贯通后试件发生破坏,表现出一定的塑性破坏特点;对龄期 3 d 及以上的试件,加载时首先在试件侧表面中间区域出现竖向裂缝,随着加载的进行,裂缝不断延伸、发展,裂缝宽度增大,主裂缝逐渐贯通,破坏时有碎片崩出,并伴

有较大的崩裂声,破坏以脆性破坏为主。与同强度混凝土相比,水泥基灌浆料棱柱体试件加载时裂缝发展阶段持续时间较短,达到峰值荷载以后水泥基灌浆料棱柱体试件更易发生崩裂,试件迅速丧失承载力,试件破坏后的整体性较差,见图 4。对比试件破坏面可以发现,水泥基灌浆料试件在破坏时,穿越破坏面的部分骨料被劈开,破坏截面平整、光滑,这与同强度混凝土的破坏情况存在显著区别。



(a) 水泥基灌浆料试件



(b) 普通混凝土试件

图 4 试件破坏形态

Fig. 4 Failure modes of specimens

2.2.2 受压应力 - 应变全曲线

图 5 给出了各试件的受压应力 - 应变全曲线(图中 IV 和 C 分别表示水泥基灌浆料和同强度的混凝土,1 d 表示试件龄期为 1 d,下同),从图 5 可看出:随着龄期的增长,水泥基灌浆料和同强度混凝土试件单轴受压应力 - 应变曲线上阶段斜率均有不同程度的增加,线弹性变形阶段延长,试件弹性模量和峰值割线模量的差值逐渐变大(图 6),峰值应变逐渐增大,但曲线下阶段逐渐变陡,极限应变和峰值应变的差值逐渐变小(图 7),试件逐渐表现出显著的脆性特征。与同强度混凝土相比,水泥基灌浆料试件峰值应力较大,尤其是对于龄期在 3 d 及以前的试件,两类试件在峰值应力上的差值更为明显,这与水泥基灌浆料早期强度发展快的特点一致。

2.2.3 曲线特征参数

1) 峰值应力 σ_1 。图 8 给出了各试件轴心抗压强度与立方体抗压强度的关系,从图 8 可看出:各试件轴心抗压强度随龄期的变化趋势与立方体抗压强度基本一致,其中水泥基灌浆料轴心抗压强度与立方体抗压强度的强度比为 0.900 ~ 0.990,显著高于同强度混凝土的强度比(约 0.756 ~ 0.921);与同强度混凝土相比,水泥基灌浆料立方体抗压强度、轴心

抗压强度随龄期的变化曲线斜率较大,也说明水泥基灌浆料早期强度发展较快。参考文献[20]对水泥基灌浆料轴心抗压强度与立方体抗压强度数据进

行回归分析(图9),得到强度换算关系:

$$\sigma_1 = 0.916f_{cu}, R^2 = 0.988 \quad (2)$$

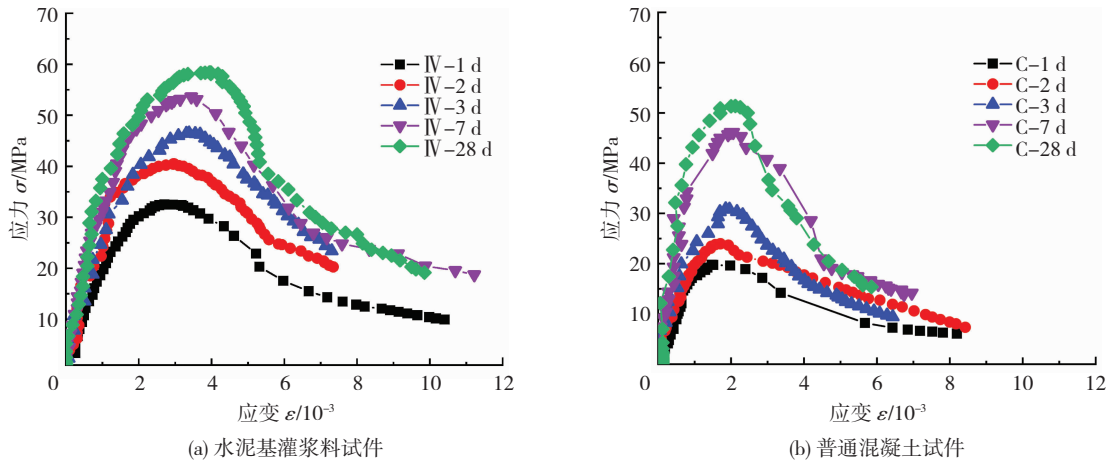


图 5 受压应力-应变曲线

Fig. 5 Compressive stress-strain curves

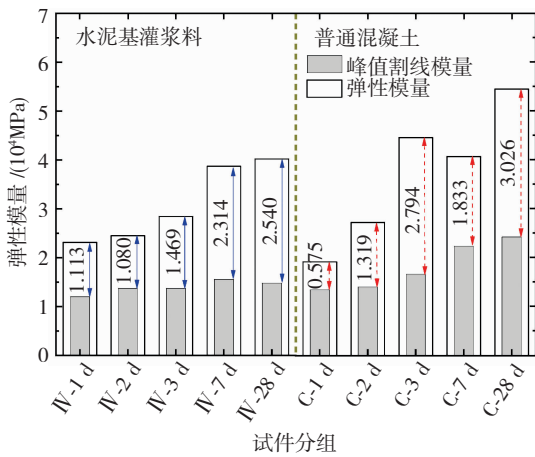


图 6 峰值割线模量与弹性模量差值

Fig. 6 Differences between peak secant modulus and elastic modulus

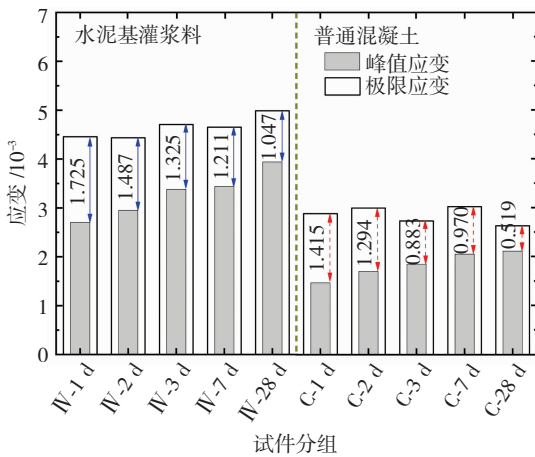


图 7 极限应变与峰值应变差值

Fig. 7 Differences between ultimate strain and peak strain

本文基于试验数据得到的水泥基灌浆料轴心抗压强度与立方体抗压强度间的换算系数 0.916 与文献[3]给出的系数 0.920 和文献[4]给出的系数

0.910 接近,明显大于同强度混凝土轴心抗压强度与立方体抗压强度换算系数(0.832),但仍在换算系数范围 0.700~0.920 内^[20]。

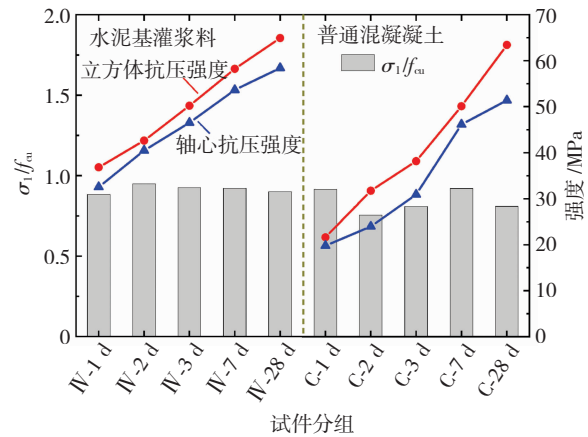


图 8 轴心抗压强度与立方体抗压强度比值

Fig. 8 Ratio of axial compressive strength to cubic compressive strength

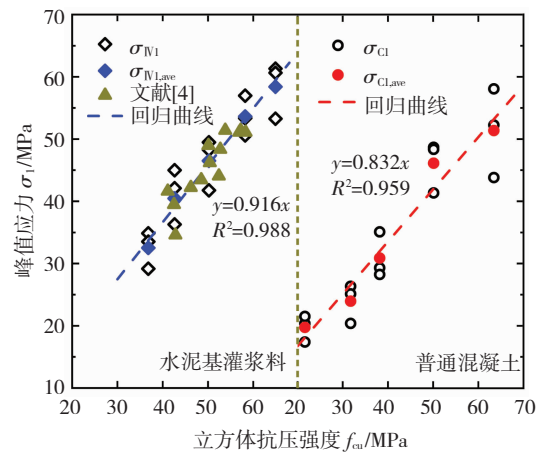


图 9 峰值应力与立方体抗压强度关系

Fig. 9 Relationship between peak stress and cubic compressive strength

2) 峰值应变 ε_1 。水泥基灌浆料试件的峰值应变明显大于同强度混凝土,这是因为试件变形主要由粗骨料变形、水泥浆体变形及微裂缝的形成和扩展三部分组成。在试件应力达到峰值点前,试件内部微裂缝处于稳定发展阶段,试件的变形主要取决于试件内粗骨料的变形。同强度混凝土试件粗骨料粒径较大,加载过程中粗骨料变形较小。因此,已有混凝土峰值应变的计算公式不适用于水泥基灌浆料。对试验数据进行回归分析,见图 10,得到水泥基灌浆料峰值应变计算公式:

$$\varepsilon_1 = 4.1 \times 10^{-5} f_{cu} + 1.211 \times 10^{-3}, R^2 = 0.954 \quad (3)$$

对比公式计算结果和文献[14]试验数据可看出,文献[14]试验数据相对离散,但基本分布在计算曲线两侧,试验数据变化趋势与计算曲线符合良好,说明建议公式能相对准确地计算水泥基灌浆料的峰值应变。

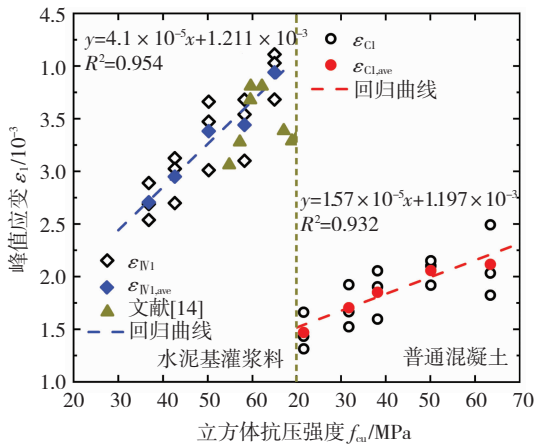


图 10 峰值应变与立方体抗压强度关系

Fig. 10 Relationship between peak strain and cubic compressive strength

3) 弹性模量 E_c 。弹性模量定义为应力-应变曲线上上升段从原点至 40% 峰值应力点对应的割线模量。随龄期的增大,水泥基灌浆料试件的弹性模量整体呈现持续增长的趋势;水泥基灌浆料的弹性模量明显小于同强度混凝土,与文献[4, 14]给出的结论一致。这是因为试件的弹性模量主要取决于骨料的弹性模量,混凝土中含有的粗骨料的弹性模量较大,进而导致试件具有较大的弹性模量。参考文献[21]对试验数据进行回归分析,见图 11,得到水泥基灌浆料弹性模量的计算公式:

$$E_c = 9575.5 \sqrt{f_{cu}} - 36722, R^2 = 0.930 \quad (4)$$

4) 应变延性系数 β 。为了定量分析水泥基灌浆料的受力变形性能,定义极限应变与初始屈服应变的比值为试件的应变延性系数,见式(5)。采用能

量等值法来确定初始屈服点^[22],见图 12。

$$\beta = \frac{\varepsilon_u}{\varepsilon_y} \quad (5)$$

式中 ε_u 为试件的极限应变, ε_y 为试件初始屈服点对应的应变。

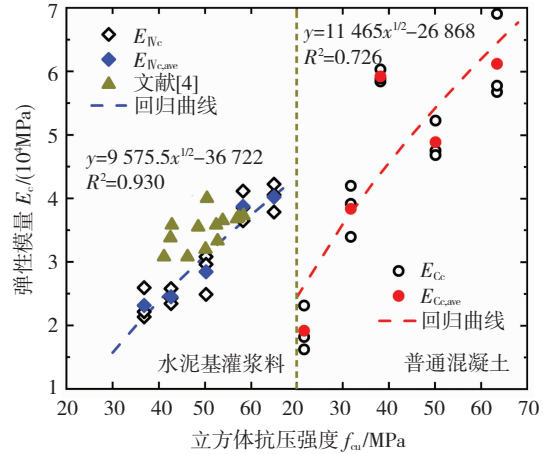


图 11 弹性模量与立方体抗压强度关系

Fig. 11 Relationship between elastic modulus and cubic compressive strength

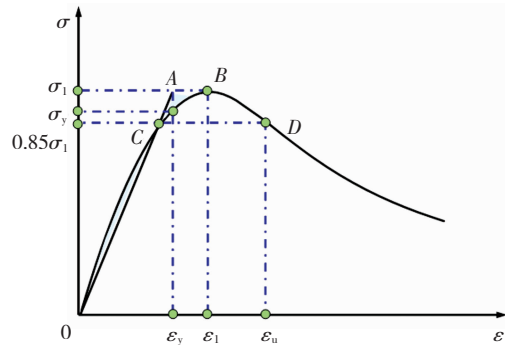


图 12 应变延性系数计算简图

Fig. 12 Calculation diagram of strain ductility coefficient

从图 13 试件的应变延性系数可看出:随龄期的增大,水泥基灌浆料、同强度混凝土试件应变延性系数整体上均有不同程度的增大;水泥基灌浆料试件应变延性系数整体上较同强度混凝土试件大,这是因为尽管水泥基灌浆料受压应力-应变曲线下下降段的斜率较同强度混凝土大,但水泥基灌浆料峰值应变、极限应变明显大于同强度混凝土。

5) 能量耗散系数 η_e 。引入能量耗散系数来对试件受力过程中的耗能情况进行研究^[22],计算简图见图 14,其计算公式:

$$\eta_e = \frac{S_{OMNC}}{S_{OABC}} \quad (6)$$

式中: S_{OMNC} 为应力-应变曲线经峰值点至下降段 0.85 倍峰值应力与坐标轴所围成的面积, S_{OABC} 为过峰值点至下降段 0.85 倍峰值应力对应同一应变矩形的面积。

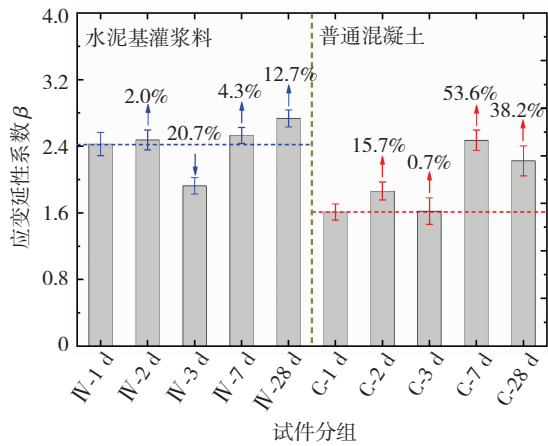


图 13 试件应变延性系数

Fig. 13 Strain ductility coefficient of specimens

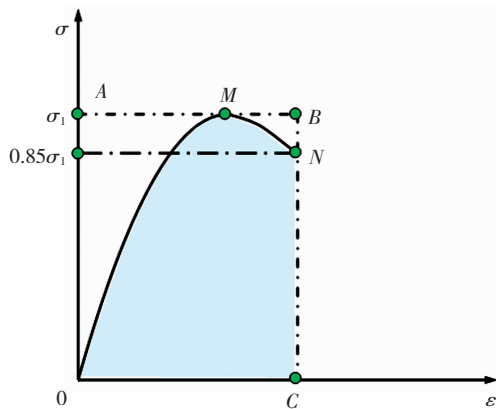


图 14 能量耗散系数计算简图

Fig. 14 Calculation diagram of energy dissipation coefficient

图 15 给出了各试件能量耗散系数,从图 15 可看出:随着龄期的增大,各试件能量耗散系数整体呈增大趋势,但增大幅度较小(最大增幅分别为 3.1% 和 5.5%);水泥基灌浆料能量耗散系数较同强度混凝土大,这是因为同龄期下水泥基灌浆料峰值应力、峰值应变和极限应变均较同强度混凝土大,水泥基灌浆料受压应力-应变曲线与坐标轴所围成的面积较大。

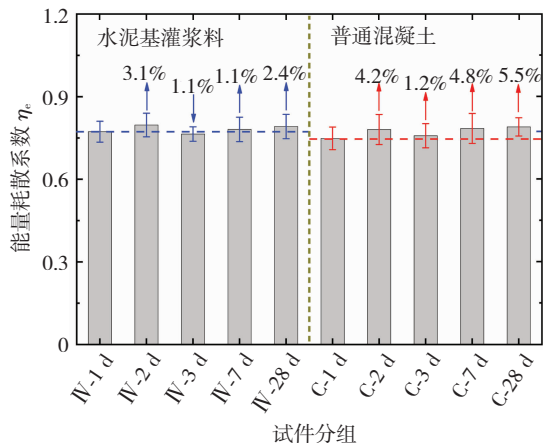


图 15 试件能量耗散系数

Fig. 15 Energy dissipation coefficient of specimens

3 单轴受压本构模型

3.1 修正的本构模型

目前,国内外学者基于混凝土试验结果提出了多种单轴受压本构模型^[23-26],但关于水泥基灌浆料单轴受压性能的研究相对欠缺,考虑水泥基灌浆料龄期的单轴受压本构模型尚未提出。既有基于混凝土单轴受压本构模型难以准确描述水泥基灌浆料的变形特征,计算结果存在一定安全隐患。因此,本文采用已有单轴受压本构模型,包括过镇海模型^[23]、Carreira 模型^[24]、Wee 模型^[25]和 GB 50010—2010《混凝土结构设计规范》建议模型^[26],对本文试验数据进行回归分析,并与试验曲线进行对比(图 16)。由图 16 可见:对曲线上升段而言,各模型曲线与试验曲线偏差较小,其中,规范建议模型曲线与试验曲线吻合效果最好;对曲线下降段而言,不同模型拟合结果的吻合程度差异较大,其中 Carreira 模型、Wee 模型高估了水泥基灌浆料试件在受压达到峰值点后的延性,而过镇海模型、规范建议模型对试件在受压峰值点后的延性有一定程度的低估。基于对比结果,结合水泥基灌浆料自身特点,对已有模型参数进行修正,建立了适用于水泥基灌浆料的修正的分段式受压本构模型,上升段采用规范建议模型,下降段采用 Wee 模型。

1) 上升段

$$\sigma = \left(\frac{n\rho_c}{n-1+x^n} \right) E_c \varepsilon$$

$$\text{其中 } \rho_c = \frac{\sigma_1}{E_c \varepsilon_1}, n = \frac{E_c \varepsilon_1}{E_c \varepsilon_1 - \sigma_1} \quad (7)$$

2) 下降段

$$y = \frac{k_1 \gamma x}{k_1 \gamma - 1 + x^{k_2 \gamma}}$$

$$\text{其中 } \gamma = \frac{1}{1 - \sigma_1 / (\varepsilon_1 E_c)} \quad (8)$$

式中: $x = \varepsilon / \varepsilon_1$, $y = \sigma / \sigma_1$, 峰值应力 σ_1 和峰值应变 ε_1 分别按式(2)、(3)计算,弹性模量 E_c 按式(4)计算。结合本文试验数据,修正模型中各参数可通过计算或回归分析得到,见表 3。

表 3 修正模型参数汇总

Tab. 3 Summary of parameters of modified model

编号	上升段		下降段			R^2
	ρ_c	n	γ	k_1	k_2	
IV-1 d	0.580	2.380	2.380	1.237	1.119	0.992
IV-2 d	0.512	2.048	2.048	1.217	1.302	0.990
IV-3 d	0.452	1.824	1.824	1.186	1.433	0.998
IV-7 d	0.408	1.689	1.689	1.142	1.483	0.979
IV-28 d	0.380	1.612	1.612	1.073	1.755	0.978
C-1 d						
C-2 d						
C-3 d						
C-7 d						
C-28 d						

从图 16 修正模型计算曲线和试验曲线的对比可看出,修正模型计算曲线与试验曲线吻合较好,本

文建议的修正模型可以较为准确地描述早龄期水泥基灌浆料单轴受压作用下的变形特征。

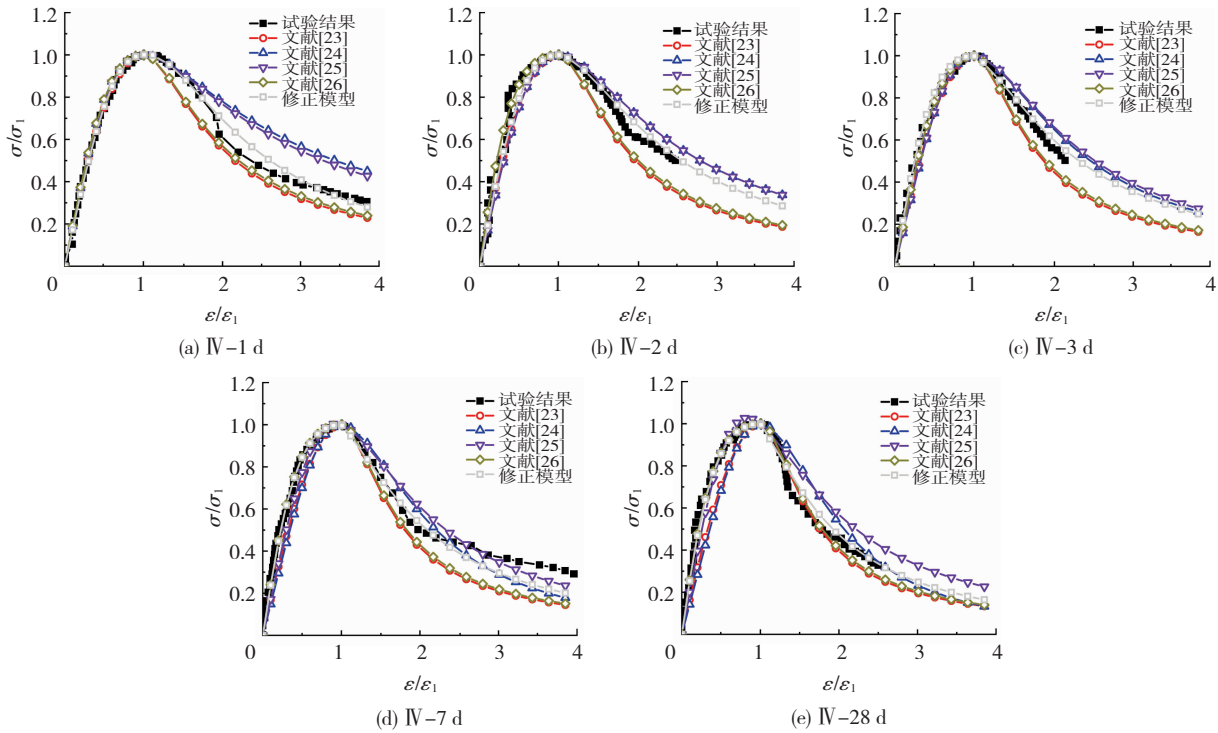


图 16 各模型曲线与试验曲线对比

Fig. 16 Comparison between theoretical and test curves

3.2 统计损伤本构模型

由损伤力学理论,在荷载作用下,水泥基灌浆料试件内的损伤逐渐积累,有效承载面积逐渐减小,试件的名义应力和有效应力满足关系^[27]:

$$\sigma = F/A \quad (9)$$

$$\sigma^* = F/A^* \quad (10)$$

$$\sigma = \frac{A^*}{A} \sigma^* \quad (11)$$

式中: σ 和 σ^* 分别为试件的名义应力和有效应力, F 为作用在试件上的荷载, A 和 A^* 分别为试件的名义承载面积和有效承载面积。

采用损伤变量对试件内部损伤的发展情况进行表征。损伤变量定义为试件内部损伤面积与名义承载面积的比值^[28-29]:

$$D = \frac{A - A^*}{A} = 1 - \frac{A^*}{A} \quad (12)$$

式中: D 为试件的损伤变量, $0 \leq D \leq 1$, $D = 0$ 表示试件内部无损伤, $D = 1$ 表示试件完全损坏。

由式(11)、(12)可得

$$\sigma = (1 - D)\sigma^* \quad (13)$$

由应变协调原则,试件内部损伤部分应变与未损伤部分的应变一致^[30]。假设试件内未损伤部分满足弹性变形规律,故式(13)可转化为

$$\sigma = (1 - D)E_c \varepsilon \quad (14)$$

3.2.1 上升段

当试件应变小于峰值应变($\varepsilon < \varepsilon_1$)时,损伤变量 D 与应变 ε 间的关系可用 Weibull 分布来描述^[31]:

$$\frac{dD}{d\varepsilon} = \frac{p}{q} \left(\frac{\varepsilon}{q} \right)^{p-1} \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon}{q} \right)^p \right] \quad (15)$$

式中 p 、 q 分别为 Weibull 分布的形状参数和尺度参数,且二者均大于 0。

由式(15)可得

$$D = 1 - \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon}{q} \right)^p \right] \quad (16)$$

由式(14)、(16)可得

$$\sigma = E_c \varepsilon \exp \left[- \left(\frac{\varepsilon}{q} \right)^p \right], \varepsilon < \varepsilon_1 \quad (17)$$

根据试件峰值荷载前($\varepsilon < \varepsilon_1$)受压应力-应变关系曲线上的几何条件:1) $\varepsilon = 0, \sigma = 0$; 2) $\varepsilon = 0, d\sigma/d\varepsilon = E_c$; 3) $\varepsilon = \varepsilon_1, \sigma = \sigma_1$; 4) $\varepsilon = \varepsilon_1, d\sigma/d\varepsilon = 0$, 可得参数 p 、 q 表达式^[31]:

$$p = \frac{1}{\ln(E_c \varepsilon_1 / \sigma_1)}, q = \frac{\varepsilon_1}{(1/p)^{1/p}} \quad (18)$$

3.2.2 下降段

当试件应变大于峰值应变($\varepsilon \geq \varepsilon_1$)时,可采用对数正态分布来对试件应力-应变关系进行描述^[32]:

$$\sigma = a \exp \left[- 0.5 \left(\frac{\ln(\varepsilon/b)}{c} \right)^2 \right] \quad (19)$$

上式中参数 a, b 分别为试件的峰值应力 σ_1 和峰值应变 ε_1 , 因此式(19)可转化为

$$\sigma = \sigma_1 \exp\left[-0.5\left(\frac{\ln(\varepsilon/\varepsilon_1)}{c}\right)^2\right], \varepsilon \geq \varepsilon_1 \quad (20)$$

由式(17)、(20)可得试件统计损伤本构模型的最最终表达式:

$$\sigma = \begin{cases} E_c \varepsilon \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{q}\right)^p\right], & \varepsilon < \varepsilon_1 \\ \sigma_1 \exp\left[-0.5\left(\frac{\ln(\varepsilon/\varepsilon_1)}{c}\right)^2\right], & \varepsilon \geq \varepsilon_1 \end{cases} \quad (21)$$

由式(14), 试件损伤变量 D 可表示为

$$D = \begin{cases} 1 - \exp\left[-\left(\frac{\varepsilon}{q}\right)^p\right], & \varepsilon < \varepsilon_1 \\ 1 - \frac{\sigma_1}{E_c \varepsilon} \exp\left[-0.5\left(\frac{\ln(\varepsilon/\varepsilon_1)}{c}\right)^2\right], & \varepsilon \geq \varepsilon_1 \end{cases} \quad (22)$$

式中参数 p, q 和 c 可分别由试件上升段和下降段的试验数据回归分析得到, 见表 4。

3.2.3 本构模型验证

基于上述提出的水泥基灌浆料统计损伤本构模

型和弹性模量、峰值应力、峰值应变计算模型, 可以计算给出早龄期水泥基灌浆料受压应力-应变全过程曲线, 模型计算曲线与试验曲线对比结果见图 17。由图可见, 计算曲线与试验曲线吻合程度较高, 本文建议的统计损伤本构模型能够准确地表征早龄期水泥基灌浆料的受压应力-应变关系, 损伤变量 D 能够较好地预测早龄期水泥基灌浆料试件的损伤演化过程。

表 4 参数 p, q 和 c 回归分析结果

Tab. 4 Regression results of parameters $p, q,$ and c

编号	上升段		下降段	
	p	q	c	R^2
IV - 1 d	1.441	3.569	0.831	0.983
IV - 2 d	1.347	3.665	0.767	0.981
IV - 3 d	1.292	3.721	0.730	0.993
IV - 7 d	1.176	3.838	0.652	0.873
IV - 28 d	0.988	4.029	0.524	0.897

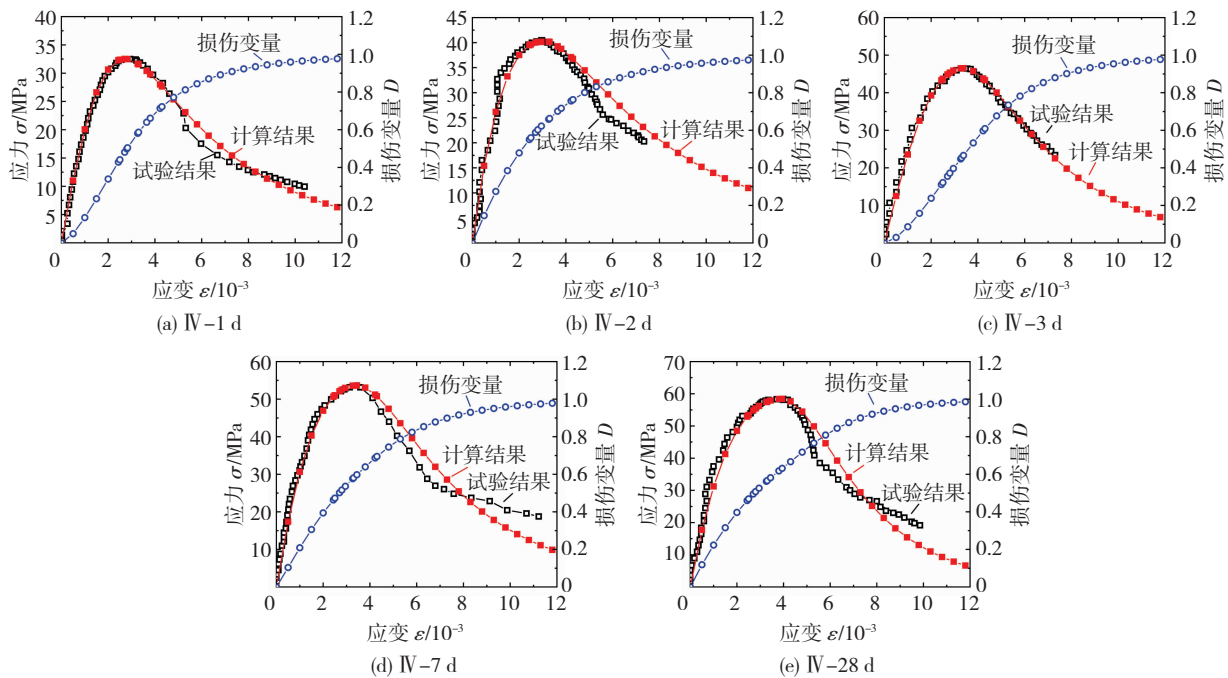


图 17 模型计算结果和试验结果对比

Fig. 17 Comparison between calculated and test results

4 结 论

通过对比不同龄期下水泥基灌浆料和同强度混凝土试件单轴受压试验结果, 分析龄期对水泥基灌浆料和同强度混凝土试件受压应力-应变曲线特征参数的影响, 得出如下结论:

1) 随龄期的增大, 试件破坏时的“脆性”特征愈发明显, 龄期 3 d 及以上的试件破坏时有碎片崩出, 并伴有较大的崩裂声; 与同强度混凝土相比, 水泥基

灌浆料加载时裂缝发展阶段持续时间较短, 达到峰值荷载以后试件更易发生崩裂, 迅速丧失承载力, 破坏面平整、光滑, 破坏后试件的整体性较差。

2) 随龄期的增长, 试件峰值应力、峰值应变、极限应变、弹性模量、应变延性系数和能量耗散系数均有不同程度的增大; 与同强度混凝土相比, 水泥基灌浆料峰值应力发展较快, 受压应力-应变曲线下降段较陡, 峰值应力、峰值应变、极限应变、应变延性系数和能量耗散系数较大, 而弹性模量、峰值割线模量较小。

3) 基于现有混凝土单轴受压本构模型,结合水泥基灌浆料自身特点,考虑龄期建立了修正的分段式水泥基灌浆料受压本构模型,模型计算结果与试验结果吻合较好。

4) 基于 Weibull 分布和对数正态分布建立了统计损伤本构模型,建议的统计损伤本构模型可以较准确地描述早龄期水泥基灌浆料的单轴受压应力-应变关系。

参考文献

- [1] DOU Jinglei, DOU Jingfeng, GUO Yujuan. Researching on a new grouting material and its engineering application [J]. *Advanced Materials Research*, 2015, 1088: 544. DOI: 10. 4028/www.scientific.net/AMR. 1088. 544
- [2] SHANNAG M J. High-performance cementitious grouts for structural repair[J]. *Cement & Concrete Research*, 2002, 32(5): 803. DOI: 10. 1016/S0008-8846(02)00710-X
- [3] 汪刘顺,汪秀石. 高性能水泥基灌浆料性能试验研究[J]. *低温建筑技术*, 2012, 34(8): 10
WANG Liushun, WANG Xiushi. Experimental study on the performance of high performance cementitious grout [J]. *Low Temperature Architecture Technology*, 2012, 34(8): 10. DOI: 10. 3969/j. issn. 1001-6864. 2012. 08. 004
- [4] 吴元,王凯,杨晓婧,等. 水泥基灌浆料基本力学性能试验研究[J]. *建筑结构*, 2014, 44(19): 98
WU Yuan, WANG Kai, YANG Xiaojing, et al. Experimental study on basic mechanical properties of cementitious grout [J]. *Building Structure*, 2014, 44(19): 98
- [5] 汪秀石,李树林,吴元. 豆石型灌浆料的力学及变形性能试验研究[J]. *工业建筑*, 2008(9): 83
WANG Xiushi, LI Shulin, WU Yuan. Experimental study of mechanical properties and deformability of pisolite grouting material [J]. *Industrial Construction*, 2008(9): 83. DOI: 10. 13204/j. gyjz200809024
- [6] 陈大川,林悦慈,郭杰标,等. 回弹法检测灌浆料早期强度的试验研究[J]. *铁道科学与工程学报*, 2020, 17(1): 70
CHEN Dachuan, LIN Yueci, GUO Jiebiao, et al. Experimental study on testing the early strength of grouting material by rebound method [J]. *Journal of Railway Science and Engineering*, 2020, 17(1): 70. DOI: 10. 19713/j. cnki. 43-1423/u. T20190258
- [7] 陈大川,李亮如,彭勃,等. 不同试模对灌浆料早期抗压强度影响试验研究[J]. *湖南大学学报(自然科学版)*, 2021, 48(5): 76
CHEN Dachuan, LI Liangru, PENG Bo, et al. Experimental study on influence of different test molds on early compressive strength of grouting materials [J]. *Journal of Hunan University (Natural Sciences)*, 2021, 48(5): 76. DOI: 10. 16339/j. cnki. hdxhzbk. 2021. 05. 009
- [8] 余琼,孙佳秋,袁炜航. 带肋钢筋与套筒约束灌浆料黏结性能试验[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2018, 50(12): 98
YU Qiong, SUN Jiaqiu, YUAN Weihang. Experimental study on bond behavior between ribbed steel bars and sleeve constrained grouting material [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2018, 50(12): 98. DOI: 10. 11918/j. issn. 0367-6234. 201711108
- [9] 余琼,许雪静,尤高帅. 带肋钢筋与灌浆料黏结性能试验[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2017, 49(12): 91
YU Qiong, XU Xuejing, YOU Gaoshuai. Experimental study on bond behavior for ribbed steel bars and grout [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2017, 49(12): 91. DOI: 10. 11918/j. issn. 036706234. 201701088
- [10] HU Xiaopeng, PENG Gang, NIU Ditao, et al. Bond behavior between deformed steel bars and cementitious grout [J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 262: 120810. DOI: 10. 1016/j. constrbuildmat. 2020. 120810
- [11] PENG Gang, NIU Ditao, HU Xiaopeng, et al. Experimental study of the interfacial bond strength between cementitious grout and normal concrete substrate [J]. *Construction and Building Materials*, 2021, 273(4): 122057. DOI: 10. 1016/j. constrbuildmat. 2020. 122057
- [12] 张可. 高性能灌浆料置换加固混凝土柱受力性能研究与应用[D]. 南昌:南昌大学, 2018
ZHANG Ke. Study and application on property of reinforced concrete column strengthened by replacing section with high performance CGM [D]. Nanchang: Nanchang University, 2018
- [13] 冷玉坤,刘均利,余文成,等. 高强灌浆料加固既有 RC 梁抗弯性能分析[J]. *华侨大学学报(自然科学版)*, 2022, 43(1): 51
LENG Yukun, LIU Junli, YU Wencheng, et al. Flexural performance analysis of existing RC beams strengthened using high-strength grouting material [J]. *Journal of Huaqiao University (Natural Science)*, 2022, 43(1): 51
- [14] 吴元,杨晓婧,王凯,等. 灌浆料单轴受压应力-应变曲线试验研究[J]. *工业建筑*, 2014, 44(增刊): 912
WU Yuan, YANG Xiaojing, WANG Kai, et al. Experimental study on the stress-strain curve of cementitious grout under uniaxial compression [J]. *Industrial Construction*, 2014, 44(S): 912. DOI: 10. 13204/j. gyjz2014. s1. 151
- [15] 水泥基灌浆料应用技术规范: GB/T 50448—2015 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2015
Technical code for application of cementitious grout: GB/T 50448—2015 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2015
- [16] 混凝土物理力学性能试验方法标准: GB/T 50081—2019 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2019
Standard for test method of mechanical properties on ordinary concrete: GB/T 50081—2019 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2019
- [17] CEB—FIP (MC90): CEB—FIP model code 1990: design code [R]. Lausanne: Comité Euro-International du Béton, 1993
- [18] 董军军. 高性能套筒灌浆料的研制及性能研究[D]. 合肥: 合肥工业大学, 2016
DONG Junjun. Development and properties of high performance cementitious grout for coupler [D]. Hefei: Hefei University of Technology, 2016
- [19] 王凤,刘焕玉,王超杰. 龄期对钢筋套筒灌浆连接力学性能的影响[J]. *山东理工大学学报(自然科学版)*, 2020, 34(6): 75
WANG Feng, LIU Huanyu, WANG Chaojie. Effects of grout age on mechanical behavior of grout sleeve splicing [J]. *Journal of Shandong University of Technology (Natural Science Edition)*, 2020, 34(6): 75. DOI: 10. 13367/j. cnki. sdgc. 2020. 06. 015
- [20] 过镇海. 钢筋混凝土原理[M]. 北京: 清华大学出版社, 2013: 15
GUO Zhenhai. Principle and analysis of reinforced concrete [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2003: 15

- [21] ACI Committee 363. State of the art report on high-strength concrete [J]. International Concrete Abstracts Portal, 1984, 81(4): 364. DOI:10.14359/10692
- [22] 陈宗平, 张亚旗, 姚如胜, 等. 海砂混凝土单轴受压应力-应变全曲线试验研究[J]. 硅酸盐通报, 2019, 38(12): 3938
CHEN Zongping, ZHANG Yaqi, YAO Rusheng, et al. Experimental study on complete stress-strain curve of sea sand concrete behavior under uniaxial loading [J]. Bulletin of the Chinese Ceramic Society, 2019, 38(12): 3938
- [23] 过镇海, 张秀琴, 张达成, 等. 混凝土应力-应变全曲线的试验研究[J]. 建筑结构学报, 1982, 3(1): 10
GUO Zhenhai, ZHANG Xiuqin, ZHANG Dacheng, et al. Experimental study on full stress-strain curves of concrete [J]. Journal of Building Structures, 1982, 3(1): 10. DOI:10.14006/j.jzjgxb.1982.01.001
- [24] CARREIRA D J, CHU K H. Stress-strain relationship for plain concrete in compression [J]. Journal of the American Concrete Institute, 1985, 82(6): 797. DOI:10.1016/0022-3115(85)90362-9
- [25] WEE T H, CHIN M S, MANSUR M A. Stress-strain relationship of high-strength concrete in compression [J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 1999, 11(1): 27. DOI:10.1061/(ASCE)0899-1561(1999)11:1(21)
- [26] 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010
Code for design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2010
- [27] KACHANOV M, MONTAGUT E. Interaction of a crack with certain microcrack arrays [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1986, 25(5): 625. DOI:10.1016/0013-7944(86)90028-7
- [28] LEMAITRE J. How to use damage mechanics [J]. Nuclear Engineering and Design, 1984, 80(2): 233. DOI:10.1016/0029-5493(84)90169-9
- [29] LI Jie, REN Xiaodan. Stochastic damage model for concrete based on energy equivalent strain [J]. International Journal of Solids and Structures, 2009, 46(11/12): 2407. DOI:10.1016/j.ijssolstr.2009.01.024
- [30] BENALLAL A, BILLARDON R, LEMAITRE J. Failure analysis of structures by continuum damage mechanics [J]. Fracture, 1984: 3669. DOI:10.1016/B978-1-4832-8440-8.50397-5
- [31] 吴政, 张承娟. 单向荷载作用下岩石损伤模型及其力学特性研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 1996, 15(1): 56
WU Zheng, ZHANG Chengjuan. Investigation of rock damage model and its mechanical behaviour [J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1996, 15(1): 56. DOI:10.3321/j.issn:1000-6915.1996.01.008
- [32] LIU Xi, WU Tao, LIU Yang. Stress-strain relationship for plain and fibre-reinforced lightweight aggregate concrete [J]. Construction and Building Materials, 2019, 225: 270. DOI:10.1016/j.conbuildmat.2019.07.135

(编辑 赵丽莹)

封面图片说明

封面图片来自本期论文“后插钢筋位置等对 APC 接头拉伸性能的影响”, 是同济大学土木工程学院结构防灾减灾工程系余琼课题组提出的一种钢筋连接用套筒灌浆搭接接头(简称 APC 接头)的原理示意图。该接头由三部分组成: 套筒、搭接钢筋和灌浆料。论文通过试验和数值模拟探究了后插钢筋位置等因素对接头拉伸性能的影响, 图中以雷达图方式表达了不同钢筋位置接头黏结强度和延性的相对大小。APC 接头传力路径有三条: 钢筋-钢筋间灌浆料-钢筋, 即通过灌浆料剪切作用直接传力; 钢筋-钢筋与套筒间灌浆料-钢筋, 即通过灌浆料直接传力; 钢筋-灌浆料-套筒-灌浆料-钢筋, 该路径相对较长, 传力占比相对较少。由于套筒内搭接钢筋受力方向相反, 钢筋对套筒和灌浆料的作用力方向也相反, 作用力相互抵消, 具有自锁现象, 可有效保证接头的承载力。相比传统套筒灌浆对接接头, 钢筋搭接对套筒及灌浆料材料性能要求较低, 套筒内壁无需做特殊处理, 灌浆料可采用 C60, 灌浆料最大骨料粒径可达 4.75 mm, 在一定程度上降低了材料及加工成本。此外, 较大的套筒内径使得钢筋插入便利, 灌浆易密实, 提高了施工便利性。

(图文提供: 余琼, 唐子鸣, 张星魁, 等. 同济大学土木工程学院)