

DOI:10.11918/202503024

# 钢筋煤矸石混凝土黏结性能试验研究与数值模拟

赵卫平<sup>1</sup>, 钟琳<sup>1</sup>, 张珂<sup>1</sup>, 苏子帅<sup>1</sup>, 徐昶<sup>2</sup>, 陈嘉龙<sup>1</sup>

(1. 中国矿业大学(北京)力学与建筑工程学院, 北京 100083;  
2. 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:** 为研究带肋钢筋与煤矸石混凝土之间的黏结滑移性能, 本文以煤矸石取代率、混凝土强度等级和钢筋直径为变量, 设计并制备了36个立方体试件, 并进行了中心拔出试验。试验结果表明: 随着煤矸石取代率的增加, 试件的黏结强度逐渐降低, 破坏模式由拔出破坏转变为劈裂破坏; 随着钢筋直径的增大, 试件的黏结强度呈下降趋势, 且煤矸石混凝土的下降幅度较普通混凝土更为显著; 随着混凝土强度等级的提高, 试件的黏结强度显著增大; 当强度等级达到C55时, 试件的破坏模式由钢筋屈服前破坏转变为钢筋屈服后破坏。基于试验数据, 建立了钢筋煤矸石混凝土构件的黏结强度预测模型和三维细观有限元模型。在验证有限元模型准确性的基础上, 利用该模型进一步揭示了煤矸石混凝土与带肋钢筋在拉拔力作用下的损伤演化 and 黏结破坏机理。

**关键词:** 煤矸石混凝土; 带肋钢筋; 中心拔出试验; 黏结-滑移; 数值模拟

**中图分类号:** TU375.4 **文献标志码:** A **文章编号:** 0367-6234(2026)05-0192-13

## Experimental study and numerical simulation on bond performance of reinforced coal gangue concrete

ZHAO Weiping<sup>1</sup>, ZHONG Lin<sup>1</sup>, ZHANG Ke<sup>1</sup>, SU Zishuai<sup>1</sup>, XU Yang<sup>2</sup>, CHEN Jialong<sup>1</sup>

(1. School of Mechanics and Civil Engineering, China University of Mining and Technology (Beijing), Beijing 100083, China;  
2. Railway Engineering Research Institute, China Academy of Railway Sciences Corporation Limited, Beijing 100081, China)

**Abstract:** To investigate the bond-slip behavior between ribbed steel bar and coal gangue concrete, 36 cubic specimens were designed and prepared, in which coal gangue replacement ratio, concrete strength grade and rebar diameter were selected as variables, and the center pull-out tests were conducted. The results show that the bond strength of the specimen gradually decreases with the increase of coal gangue replacement ratio and the failure mode changes from pull-out failure to splitting failure. With the increase of rebar diameter, the bond strength of the specimen shows a decreasing trend, and the degree of decline of coal gangue concrete is more significant than that of ordinary concrete. As the concrete strength grade increases, the bond strength of the specimen increases significantly and the failure mode of the specimen changes from the pre-yield failure of steel bar to the post-yield failure of steel bar when the strength grade reaches C55. Based on the experimental data, a bond strength prediction model and a 3D meso-scale finite element model of reinforced coal gangue concrete members were established. The finite element model, the accuracy of which was verified, was utilized to further reveal the damage evolution and bond failure mechanism of coal gangue concrete and ribbed steel bar under pull-out force.

**Keywords:** coal gangue concrete; ribbed steel bar; center pull-out test; bond-slip; numerical simulation

中国是能源消费大国, 煤炭约占能源消费总量的70%。在煤矿开采和清洗过程中产生的煤矸石占煤炭总量的15%~20%, 成为积累最多、占据空间最大的工业残留物<sup>[1-2]</sup>。煤矸石的自燃、堆放及崩塌等对环境和地质安全构成严重威胁<sup>[3-4]</sup>。近年来, 随着“双碳”战略的推进, 煤矸石资源化利用已成为解决环境问题和实现可持续发展的迫切需求。

以煤矸石为粗骨料制备混凝土具有良好的经济效益和环境效益。受煤层地质年代和成矿地质环境的影响, 我国不同地区的煤矸石性质存在差异, 但其主要矿物成分和化学成分基本一致<sup>[5]</sup>。煤矸石的主要成分为砂质泥岩, 与天然碎石相比, 具有微观结构松散、弹性模量较低、断裂韧性差、吸水率和压碎指标较高等缺点<sup>[6-8]</sup>。由于这些因素, 煤矸石混凝

收稿日期: 2025-03-06; 录用日期: 2025-05-28; 网络首发日期: 2025-06-17

网络首发地址: <https://link.cnki.net/urlid/23.1235.t.20250616.1845.002>

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: 赵卫平, zhaowp@cumt.edu.cn

土的强度和弹性模量较低,主要适用于矿山采空区回填、隔墙和路基等非结构施工<sup>[9-12]</sup>。钢筋混凝土结构充分发挥了钢材抗拉强度高、延性和吸能能力好的优点,有助于改善混凝土的力学性能、控制裂缝宽度,已被广泛应用于道路、桥梁、水利工程和港口等领域<sup>[13]</sup>。因此,将煤矸石混凝土与钢筋结合形成钢筋煤矸石混凝土构件,进而提高煤矸石混凝土的力学性能,扩展其在结构工程中的应用前景。

混凝土与钢筋之间良好的黏结性能是两种材料协同工作的前提,研究黏结滑移机理对于分析钢筋混凝土结构的力学性能至关重要。近几十年来,学者们对钢筋混凝土的黏结性能进行了大量的试验研究,揭示了钢筋参数<sup>[14]</sup>、混凝土参数<sup>[15]</sup>、加载类型<sup>[16-17]</sup>和极端工况<sup>[18-20]</sup>等因素对黏结滑移行为的影响机制。此外,随着有限元软件工具的发展,目前已建立了许多数值模型用于进一步研究钢筋混凝土的非线性黏结行为。这些模型通常将带肋钢筋进行简化建模,通过在钢-混凝土接触面嵌入弹簧单元<sup>[21-22]</sup>、内聚力单元<sup>[23]</sup>或四边形单元<sup>[24]</sup>来模拟二者的界面黏结。这些数值模拟成果促进了对钢筋-混凝土界面黏结机理的认识,但尚存在以下局限性:1)界面单元的本构关系依赖于试验中测得的黏结滑移本构关系;2)钢筋肋纹的几何简化难以准确表征肋前混凝土压碎、肋间黏结失效等多模式耦合的破坏机理。然而,粗骨料类型的改变会显著影响混凝土和钢筋间的黏结性能<sup>[25-26]</sup>。已有研究表明,煤矸石的掺入削弱了钢筋与混凝土的界面黏结,进而影响了钢筋混凝土结构的抗震性能<sup>[6]</sup>和抗弯性能<sup>[27]</sup>。因此,现有的关于普通混凝土和钢筋间黏结性能的结论和模型可能不适用于煤矸石混凝土,需开展针对性研究。

为明确带肋钢筋和煤矸石混凝土间的黏结性能,本文以混凝土强度等级、煤矸石取代率和钢筋直径为变量,制备了36个立方体试件并进行中心拔出

试验,以明确这3种参数对试件破坏模式和黏结滑移曲线的影响。基于钢材和煤矸石混凝土的材料参数及试件的几何参数,在ABAQUS环境中建立考虑钢筋真实形态的三维细观有限元模型,并通过与本文试验数据的对比验证其准确性。在此基础上,进一步揭示煤矸石混凝土与带肋钢筋在拉拔力作用下的损伤演化和黏结破坏机理。

## 1 试验设计

### 1.1 材料力学性能

试验中使用的粗骨料包括天然碎石和煤矸石,其中天然碎石取自赞皇县龙岩矿石场,主要成分为玄武岩;煤矸石购自灵寿县沃阳矿产品加工厂,主要成分为砂质泥岩。将天然碎石和煤矸石经颚式破碎机破碎、筛分和组配,得到粒径范围为5~20 mm的连续级配粗骨料。混凝土的其他成分包括:强度等级为42.5R的钻牌普通硅酸盐水泥(国家标准GB 175—2007《通用硅酸盐水泥》<sup>[28]</sup>);细度模数为2.52的天然中粗河砂(产自中国河北地区);以及减水率为30%的聚羧酸高性能减水剂(购自天津伟合科技公司)。按照JGJ 52—2006《普通混凝土用砂、石质量及检验方法标准》<sup>[29]</sup>规定的方法对煤矸石和天然碎石的主要性能进行测试,结果列于表1。如表2所示,煤矸石的主要化学成分为SiO<sub>2</sub>(57.26%)和Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>(23.46%),与天然碎石的性质相似,可作为混凝土粗骨料使用<sup>[30]</sup>。

表1 煤矸石与天然碎石的物理力学参数

Tab. 1 Physical and mechanical parameters of coal gangue and natural gravel

种类	粒径/ mm	表观密度/ (kg·m <sup>-3</sup> )	吸水率/ %	压碎指标/ %
煤矸石	5~20	1 956	3.8	19.54
天然碎石	5~20	2 820	0.7	9.87

表2 煤矸石和天然碎石的化学成分(质量分数/%)

Tab. 2 Chemical constituents of coal gangue and natural gravel (wt. %)

种类	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	Fe <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	K <sub>2</sub> O	CaO	TiO <sub>2</sub>	Na <sub>2</sub> O	MnO	SO <sub>3</sub>	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub>	MgO
煤矸石	57.26	23.46	4.82	6.41	2.17	0.59	1.18	0.11	0.21	0.53	0.72
天然碎石	45.64	15.86	16.77	0.87	6.95	2.75	1.79	0.17	0.32	0.26	8.42

如表3所示,根据JGJ 55—2011《普通混凝土配合比设计规程》<sup>[31]</sup>的规定和要求,进行煤矸石混凝土的配合比计算,共设计了5种煤矸石取代率( $r=0\%$ 、30%、50%、70%和100%)和3种混凝土强度等级(C55、C40和C30)。其中煤矸石取代率定义为煤矸石的体积与粗骨料总体积的比值。为了弥补煤

矸石的高吸水性对混凝土和易性的不利影响,试验中减水剂的掺量随煤矸石取代率的增大而增大(水灰比不变),以确保混凝土的坍落度在150~200 mm<sup>[32]</sup>。对于每种配合比,分别制备150 mm×150 mm×300 mm棱柱体试件和150 mm×150 mm×150 mm立方体试件,在标准条件(20℃±2℃,相对湿度

95%)下养护 28 d,然后分别用于测试煤矸石混凝土的立方体抗压强度( $f_{cu}$ )、劈裂抗拉强度( $f_{tu}$ )和弹性模量( $E_c$ ),结果列于表 3。由表 3 可以看出,在强度等级相同的情况下,随着煤矸石取代率的增加,混

凝土的立方体抗压强度、劈裂抗拉强度和弹性模量均显著下降。如图 1 所示,当煤矸石掺量超过 30%时,骨料替代率对煤矸石混凝土劈裂抗拉强度的影响大于对抗压强度的影响。

表 3 混凝土配合比及力学性能试验结果

Tab. 3 Mix proportion and mechanical property test results of concrete

强度等级	r/%	原材料/(kg·m <sup>-3</sup> )						$f_{cu}$ /MPa	$f_{tu}$ /MPa	$E_c/(10^4 \text{ MPa})$
		水	水泥	砂	天然碎石	煤矸石	减水剂			
C55	0	160	550	531	1 241.0	0	3.32	68.13	4.12	3.83
	30	160	550	531	867.0	372.0	4.18	59.37	3.81	3.41
C40	0	160	440	634	1 162.0	0	1.98	52.14	3.64	3.34
	30	160	440	634	813.4	316.3	2.55	42.52	3.27	2.70
	50	160	440	634	581.0	527.2	2.86	38.67	2.93	1.67
C30	70	160	440	634	348.6	738.0	3.21	34.92	2.63	1.40
	100	160	440	634	0	1 054.4	3.69	30.24	1.74	1.16
	0	180	428	747	1 041.0	0	1.71	39.34	3.01	3.05
	30	180	428	747	728.7	283.4	2.23	30.42	2.52	2.03

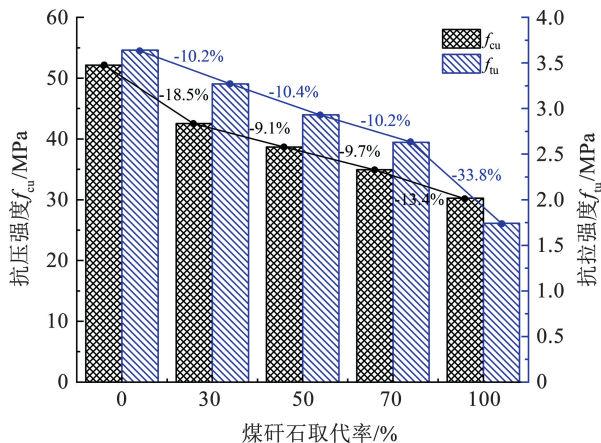


图 1 煤矸石取代率对混凝土强度的影响

Fig. 1 Effect of coal gangue replacement ratio on concrete strength

试验使用的钢筋为 HRB400E 级热轧带肋钢筋。依据 GB/T 228.1—2021《金属材料 拉伸试验 第 1 部分:室温试验方法》<sup>[33]</sup>规定的方法进行钢筋拉伸试验,试验结果见表 4。

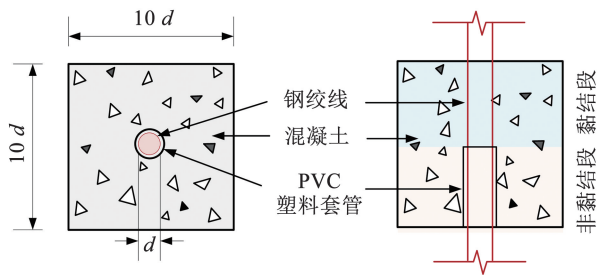
表 4 HRB400E 钢筋力学性能

Tab. 4 Mechanical properties of HRB400E steel bars

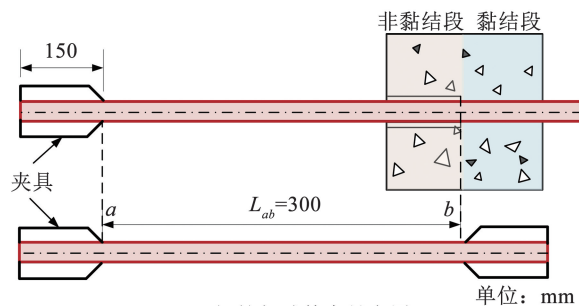
钢筋直径	屈服强度	抗拉强度	伸长率	弹性模量
$d/\text{mm}$	$f_y/\text{MPa}$	$f_u/\text{MPa}$	$\Delta/\%$	$E_s/(10^5 \text{ MPa})$
16-1	416.2	576.1	24.7	2.00
16-2	423.3	582.1	25.2	2.05
16-3	408.5	570.4	24.8	1.95
平均	416.0	576.2	24.9	2.00
25-1	446.8	610.1	22.9	1.98
25-2	452.6	614.7	23.1	2.01
25-3	458.4	617.8	23.9	2.04
平均	452.6	614.2	23.3	2.01

### 1.2 拔出试件设计

本文采用中心拉拔试验测试钢筋与煤矸石混凝土间的黏结性能。根据 GB/T 50152—2012《混凝土结构试验方法标准》<sup>[34]</sup>的要求,设计并制备了 36 个尺寸分别为 160 mm × 160 mm × 160 mm 和 250 mm × 250 mm × 250 mm 的中心拔出试件,试件边长为钢筋直径的 10 倍,钢筋在混凝土中的黏结长度( $l_a$ )为钢筋直径的 5 倍(图 2(a))。如图 2(b)所示,在试件的一侧嵌入 PVC 管,将煤矸石混凝土中的钢筋分为黏结段和非黏结段。



(a) 中心拔出试件



(b) 钢筋与试件夹具布置

图 2 试件尺寸及夹具布置

Fig. 2 Specimen size and fixture layout

如图3所示,将所有中心拔出试件依据混凝土强度等级、煤矸石取代率和钢筋直径分为12组,每组3个平行试件。所有中心拔出试件的详细信息列于表5,其中 $c$ 为混凝土保护层厚度。试件的命名方式以GC40-50-25为例,其代表混凝土强度等级为C40,煤矸石取代率为50%,钢筋直径为25 mm的中心拔出试件。

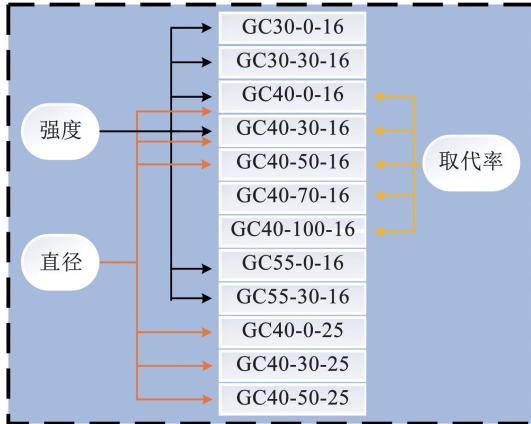


图3 单一变量对照分组

Fig.3 Single variable comparison groups

### 1.3 加载装置及方案

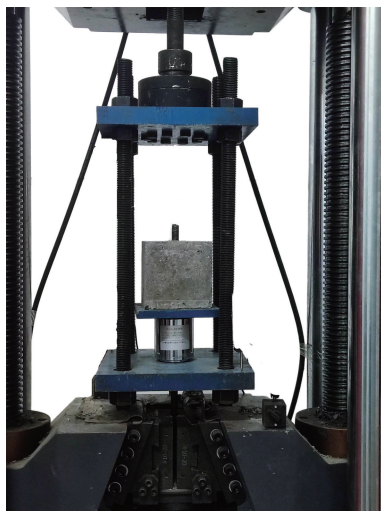
试验采用信任达万能试验机(量程2 000 kN)施加竖向荷载,加载方式为位移控制,加载速率为

0.5 mm/min,加载装置如图4(a)所示。为测量加载端和自由端钢筋与混凝土间相对滑移值,在图4(b)所示位置布置4个位移计。由位移计1、2测出自由端钢筋与混凝土间的相对滑移,位移计3、4测出加载端钢筋与混凝土的相对滑移,并通过泰斯特静态应变采集箱实现实时采集,拉拔力由与应变采集箱连接的力传感器读出。试验过程中,若出现钢筋被拔出或拉断,或混凝土发生劈裂破坏,即停止加载。

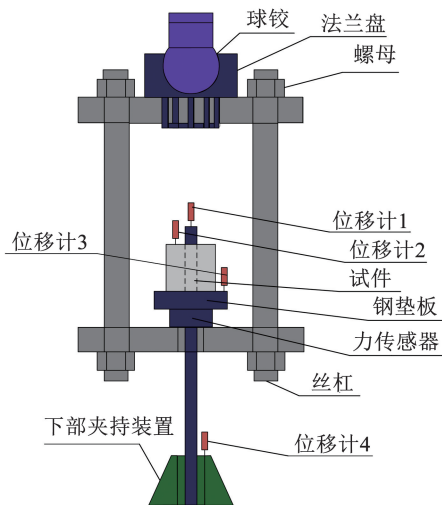
表5 试件设计参数

Tab.5 Design parameters of specimens

试件编号	$r/\%$	强度等级	$d/\text{mm}$	$l_a/\text{mm}$	$c/\text{mm}$
GC30-0-16	0	C30	16	80	72.0
GC30-30-16	30	C30	16	80	72.0
GC40-0-16	0	C40	16	80	72.0
GC40-30-16	30	C40	16	80	72.0
GC40-50-16	50	C40	16	80	72.0
GC40-70-16	70	C40	16	80	72.0
GC40-100-16	100	C40	16	80	72.0
GC55-0-16	0	C55	16	80	72.0
GC55-30-16	30	C55	16	80	72.0
GC40-0-25	0	C40	25	125	112.5
GC40-30-25	30	C40	25	125	112.5
GC40-50-25	50	C40	25	125	112.5



(a) 加载装置



(b) 位移计布置

图4 加载装置及仪器布置

Fig.4 Loading device and instrument arrangement

## 2 试验结果与分析

### 2.1 破坏形态及现象

图5为各类试件的破坏形态,可分为刮出破坏和劈裂破坏两大类。

刮出破坏:当混凝土强度等级较低(C30、C40),且煤矸石掺量较低(0%、30%)时,试件发生钢筋屈

服前刮出破坏。在加载过程中,钢筋横肋前部的混凝土因局部应力集中而被压碎,形成碎屑并逐渐积累,最终导致钢筋被刮出。试件自由端与侧面均无明显裂缝,仅在加载端周围形成微裂缝。GC55-0-16试件发生钢筋屈服后刮出破坏,与文献[35]的试验现象一致,其加载现象和最终形态与钢筋屈服前刮出试件基本相同。

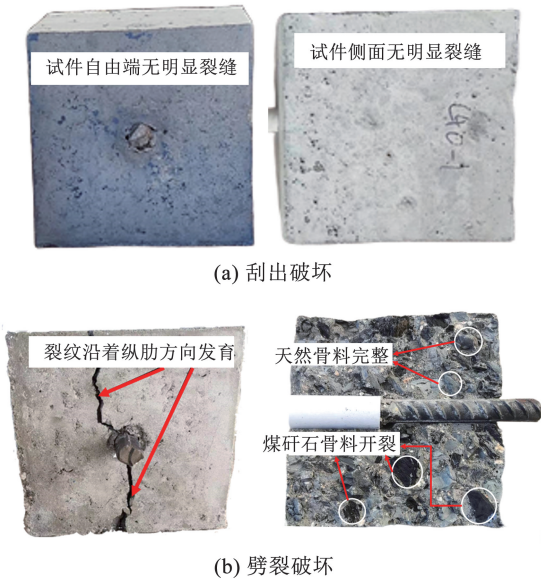


图 5 破坏形态

Fig. 5 Failure modes

劈裂破坏:当混凝土强度等级为 C40,且煤矸石取代率高(50%、70%、100%)时,试件发生钢筋屈服前劈裂破坏。劈裂破坏时伴随明显的爆裂声,裂缝沿钢筋纵肋径向扩展并形成贯通裂缝,试件最终劈裂成两瓣。GC55-30-16 试件受煤矸石骨料的影响强度降低,发生钢筋屈服后劈裂破坏。

## 2.2 结果计算

由于钢筋与混凝土间的黏结应力沿黏结长度呈非均匀分布,故采用平均黏结强度进行计算。

$$\tau_u = \frac{F_u}{\pi d l_a} \quad (1)$$

式中: $\tau_u$ 为平均黏结强度,MPa; $F_u$ 为极限拉拔荷载,N; $d$ 和 $l_a$ 分别为钢筋的直径和黏结长度,mm。

由图 2(b)可知,试件加载端滑移值 $S_l$ 应扣除钢筋 $ab$ 段的变形量,即

$$S_l = S_n - \frac{FL_{ab}}{E_s A_s} \quad (2)$$

式中: $S_n$ 为含钢筋变形量的加载端滑移值,mm; $F$ 为拉拔荷载,N; $L_{ab}$ 为夹具上方到钢筋黏结段之间的距离,mm; $E_s$ 为钢筋弹性模量,MPa; $A_s$ 为钢筋截面面积,mm<sup>2</sup>。

表 6 汇总了钢筋与煤矸石混凝土黏结性能试验结果,包括试件的极限拉拔荷载、极限黏结强度( $\tau_u$ )及其对应的自由端滑移值( $s_u$ )。

## 2.3 钢筋屈服后破坏机理分析

钢筋屈服后刮出破坏见图 6(a),试件 GC55-0-16 与钢筋 16-1 取自同一根钢筋,以确保力学性能一致。由图 6(a)可以看出,在加载初期钢筋就已经屈

服,此时试件的黏结应力基本保持不变,加载端的滑移值显著增大。随着荷载继续增大,加载端的钢筋进入强化阶段,导致试件的黏结应力继续增大。最终,随着肋间混凝土的破坏,钢筋被逐渐拔出,试件的黏结应力开始下降。

表 6 试件黏结性能试验结果

Tab. 6 Test results of bond property of specimens

试件编号	$F_u$ /kN	$\tau_u$ /MPa	$s_u$ /mm	破坏形态
GC30-0-16	58.47	14.54	0.84	屈服前刮出
GC30-30-16	46.89	11.66	1.26	屈服前刮出
GC40-0-16	68.01	16.91	0.84	屈服前刮出
GC40-30-16	59.80	14.87	0.69	屈服前刮出
GC40-50-16	45.76	11.38	0.90	屈服前劈裂
GC40-70-16	39.25	9.76	0.30	屈服前劈裂
GC40-100-16	32.89	8.18	0.19	屈服前劈裂
GC40-0-25	155.60	15.83	0.85	屈服前刮出
GC40-30-25	123.90	12.62	1.19	屈服前刮出
GC40-50-25	96.41	9.82	1.42	屈服前劈裂
GC55-0-16	89.03	22.14*	6.36	屈服后刮出
GC55-30-16	82.92	20.62*	1.06	屈服后劈裂

注:由于部分试件发生了钢筋屈服后的劈裂或刮出破坏,泊松效应导致有效黏结长度减小,导致这些试件的平均黏结强度无法通过式(1)准确计算,已用\*号标出。

钢筋屈服后劈裂破坏见图 6(b),试件 GC55-30-16 与钢筋 16-3 取自同一根钢筋,以确保力学性能一致。由图 6(b)可以看出,在钢筋屈服后,试件加载端的滑移值持续增大,而自由端的滑移值和黏结应力几乎保持不变。随着煤矸石混凝土发生劈裂破坏,试件的黏结应力迅速下降至 0。与 GC55-0-16 试件相比,GC55-30-16 试件未出现黏结应力二次上升阶段。这主要归因于较弱的煤矸石骨料难以阻碍混凝土中裂缝的扩展,在加载端钢筋进入强化阶段前,试件就因煤矸石混凝土的过早开裂而导致界面黏结失效。

钢筋屈服后破坏的黏结机理见图 7。当黏结强度较高时,钢筋随荷载的增加达到屈服平台,由于泊松效应,塑性变形后的钢筋同时向黏结段与加载端扩展,造成有效黏结长度减小,钢筋加载端的实际滑移值大于钢筋的伸长量。随着荷载继续增加,钢筋由于颈缩而被拉出或拉断,试件发生钢筋屈服后刮出或劈裂破坏。

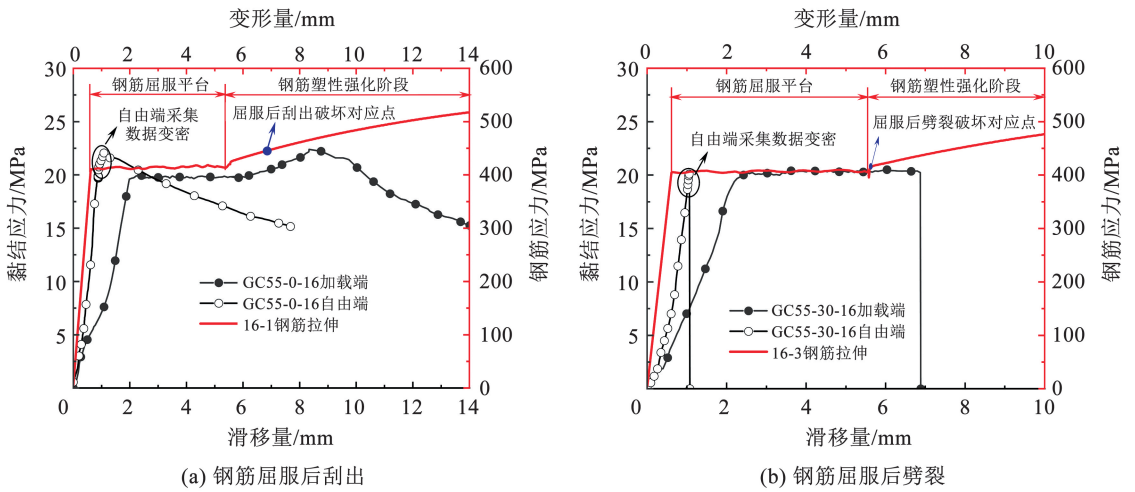


图6 GC55-16 试件试验结果

Fig. 6 Test results of GC55-16 specimens

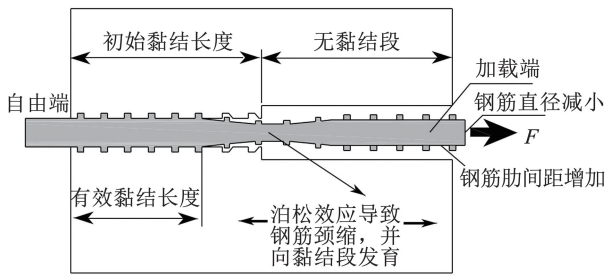


图7 钢筋屈服后试件的黏结机理

Fig. 7 Bonding mechanism of specimens after rebar yielding

2.4 黏结应力-自由端滑移曲线

根据图3单一变量对照分组,针对3种变量(混凝土强度等级、煤矸石取代率、钢筋直径)分别绘制了试件的黏结应力( $\tau$ )-自由端滑移( $s$ )曲线,见图8。

2.4.1 混凝土强度等级对黏结性能的影响

图8(a)为混凝土强度等级对黏结滑移曲线的影响,可以看到当混凝土强度等级由C30提高至C40时,取代率为0%和30%的试件的黏结强度分别提升了16.30%和27.53%,表明混凝土强度等级的提高显著增强了钢筋与混凝土间的黏结性能,且这种增强效应在煤矸石混凝土中更为显著。这主要

归因于混凝土的抗压强度和抗拉强度随其强度等级的提高而显著增大,改善了带肋钢筋和混凝土间的机械咬合作用<sup>[36]</sup>,进而延缓了煤矸石混凝土的开裂。当混凝土强度等级进一步提高至C55时,试件的破坏模式从钢筋屈服前破坏转变为钢筋屈服后破坏,且 $\tau$ - $s$ 曲线的初始刚度显著降低,这是由于泊松效应导致试件的黏结应力被低估。此时,虽然式(1)低估了C55试件的黏结强度,但与C40试件相比仍有增长趋势。

2.4.2 煤矸石取代率对黏结性能的影响

图8(b)为不同煤矸石取代率下的黏结滑移曲线。与取代率为0%的试件相比,取代率为30%、50%、70%和100%的试件的黏结强度分别降低了12.06%、32.70%、42.28%、51.63%。普通混凝土和低掺量煤矸石混凝土(30%)试件发生刮出破坏,而高掺量煤矸石混凝土(50%、70%、100%)试件发生劈裂破坏。这主要归因于煤矸石相较于天然碎石的材料缺陷——低密度、高吸水率及疏松多孔的内部结构,导致煤矸石混凝土的力学性能较差,从而加剧了黏结性能退化并诱发劈裂破坏。

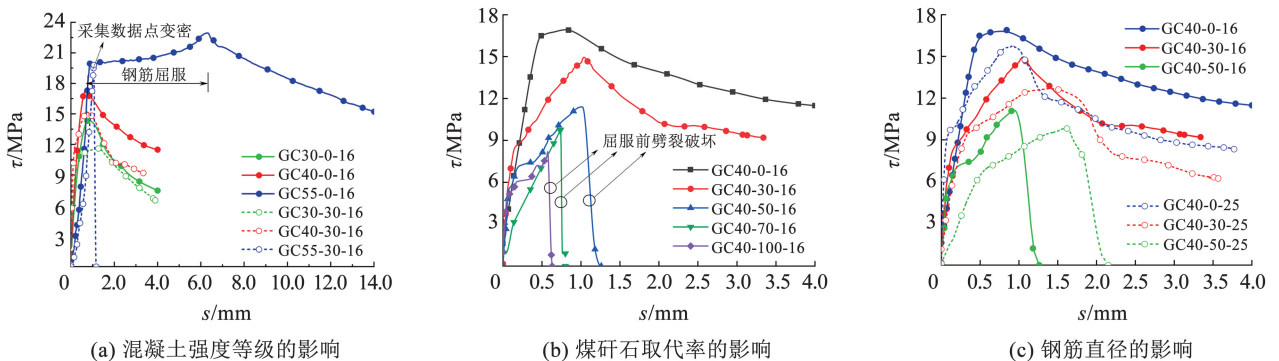


图8 试件的黏结应力-自由端滑移曲线

Fig. 8 Bond stress-free end slip curves of specimens

### 2.4.3 钢筋直径对黏结性能的影响

如图 8(c) 所示,随着钢筋直径从 16 mm 增加至 25 mm,煤矸石取代率为 0%、30% 和 50% 的试件的黏结强度分别下降 6.39%、15.13% 和 13.71%,表明钢筋直径的增大显著增强了钢筋与混凝土间的黏结性能,且这种增强效应在煤矸石混凝土中更为显著。这是因为带肋钢筋的相对肋面积随其直径的增大而减小,削弱了钢筋和混凝土间的机械咬合作用<sup>[37]</sup>。对于煤矸石混凝土,由于骨料强度低且界面过渡区性能差,钢筋直径增大对黏结强度的负面强度影响更显著。

### 3 平均黏结强度预测模型

目前,研究人员已对钢筋与混凝土黏结强度的预测模型进行了大量的研究,考虑的影响参数主要包括混凝土强度、黏结长度和保护层厚度。GB/T 50010—2010《混凝土结构设计规范》<sup>[38]</sup>采用混凝土抗拉强度来表征黏结强度。

$$\tau_u = 3f_{tu} \quad (3)$$

其他模型大多采用混凝土圆柱体抗压强度( $f'_c$ )来表征黏结强度,主要包括:

Orangun 等<sup>[39]</sup>的模型,

$$\tau_u = 0.083\ 045\sqrt{f'_c} \left( 1.2 + 3\frac{c}{d} + 50\frac{d}{l_a} \right) \quad (4)$$

Darwin 等<sup>[40]</sup>的模型,

$$\tau_u = 0.083\ 045\sqrt{f'_c} \left[ 2.12\left(\frac{c}{d} + 0.5\right) \left( 0.92 + 0.08\frac{C_{\max}}{C_{\min}} \right) + 75\frac{d}{l_a} \right] \quad (5)$$

式中:  $C_{\max} = \max[\min(C_x, C_s/2), C_y]$ ;  $C_{\min} = \min(C_x, C_y, C_s/2)$ ;  $C_x$  和  $C_y$  为不同方向的保护层厚度;  $C_s$  为钢筋间距。

Hadi<sup>[41]</sup>的模型,

$$\tau_u = 0.083\ 045\sqrt{f'_c} \left( 22.8 - 0.208\frac{c}{d} - 38.212\frac{d}{l_a} \right) \quad (6)$$

规范 AS 3600<sup>[42]</sup>的模型,

$$\tau_u = 0.265\sqrt{f'_c} \left( \frac{c}{d} + 0.5 \right) \quad (7)$$

规范 CEB-FIP<sup>[43]</sup>的模型,

$$\tau_u = \begin{cases} 2.5\sqrt{f'_c} & \text{拔出破坏} \\ \eta_2 6.5 \left( \frac{f'_c}{25} \right)^{0.25} \left( \frac{25}{d} \right)^{0.2} \left[ \left( \frac{C_{\min}}{d} \right)^{0.33} \left( \frac{C_{\max}}{C_{\min}} \right)^{0.1} + k_m K_{tr} \right] & \text{劈裂破坏} \end{cases} \quad (8)$$

式中:  $\eta_2$  为位置系数,在黏结良好的情况下取 1.0,其他情况下取 0.7;  $k_m$  和  $K_{tr}$  分别是横向钢筋的约束

系数和密度。对于无箍筋试件,  $K_{tr}$  取 0。

图 9 为上述模型预测的黏结强度( $\tau_{u\text{-predict}}$ )与本文试验测得的黏结强度( $\tau_{u\text{-test}}$ )之间的对比,可以看出: Hadi<sup>[41]</sup> 和 AS 3600<sup>[42]</sup> 的模型预测结果较为保守; Orangun 等<sup>[39]</sup> 和 Darwin 等<sup>[40]</sup> 的模型高估了煤矸石取代率较高的试件的黏结强度,低估了取代率较低的试件的黏结强度。相比之下, CEB-FIP<sup>[43]</sup> 关于拔出破坏模式的模型预测结果较好,相对误差在  $\pm 15\%$  之内。然而, CEB-FIP<sup>[43]</sup> 关于劈裂破坏模式的模型低估了钢筋煤矸石混凝土试件的黏结强度。因此,本文基于试验数据对其进行了修正,使其适用于煤矸石混凝土。

$$\Phi = \frac{\tau_u}{\eta_2 \left( \frac{f'_c}{25} \right)^{0.25} \left( \frac{25}{d} \right)^{0.2} \left( \frac{C_{\min}}{d} \right)^{0.33} \left( \frac{C_{\max}}{C_{\min}} \right)^{0.1}} \quad (9)$$

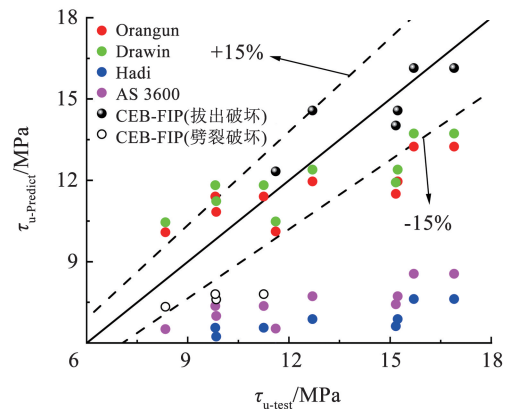
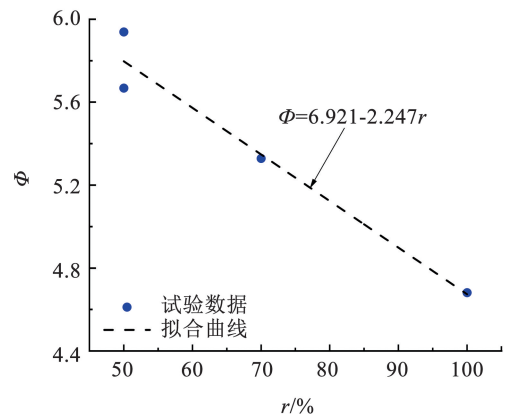


图 9 现有黏结强度模型与试验结果的对比

Fig. 9 Comparison of existing bond strength models with test results

如图 10(a) 所示,式(8)中劈裂破坏模型的常数项随煤矸石取代率的增加而线性下降,这是因为煤矸石自身的强度较低,难以阻碍混凝土中裂缝的扩展,导致钢筋混凝土试件较早地发生劈裂破坏,从而造成黏结强度的损失。



(a) 数据拟合

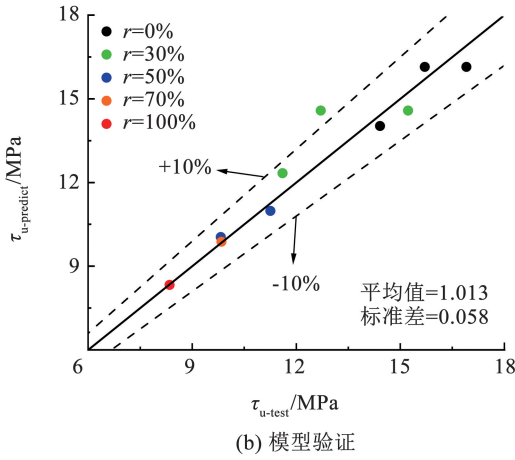


图 10 黏结强度预测模型的提出和验证

Fig. 10 Proposition and verification of bond strength prediction model

修正后模型的预测结果和本文试验结果的对比如图 10(b) 所示,可以看到,  $\tau_{u-predict}/\tau_{u-test}$  的平均值和标准差分别为 1.013 和 0.058,说明修正后的模型可以合理地预测钢筋煤矸石混凝土试件的黏结强度。

### 4 有限元分析

#### 4.1 网格划分与边界条件

为研究带肋钢筋与煤矸石混凝土之间的非线性黏结行为,建立了三维细观有限元模型,模型尺寸与前文中心拔出试件的尺寸相同。为了简化模型,在模拟中没有对 PVC 管进行建模。钢筋几何参数参照 GB/T 1499. 2—2018《钢筋混凝土用钢 第 2 部分:热轧带肋钢筋》<sup>[44]</sup>。以公称直径为 16 mm 的钢筋为例,其内径为 15.4 mm,横肋和纵肋高度分别为 1.4 和 1.9 mm,横肋和纵肋顶部宽度分别为 0.9 和 1.8 mm,横肋间距为 10 mm,肋末端最大间隙为 4.7 mm。钢筋采用 C3D10M 单元进行离散,网格尺寸为 3 mm,单元总数约 4.2 万(图 11(a))。混凝土采用 C3D4 单元进行离散,钢-混凝土接触面上的网格尺寸为 3 mm,外侧尺寸为 8 mm 且沿钢筋径向渐变,单元总数约为 31 万(图 11(b))。

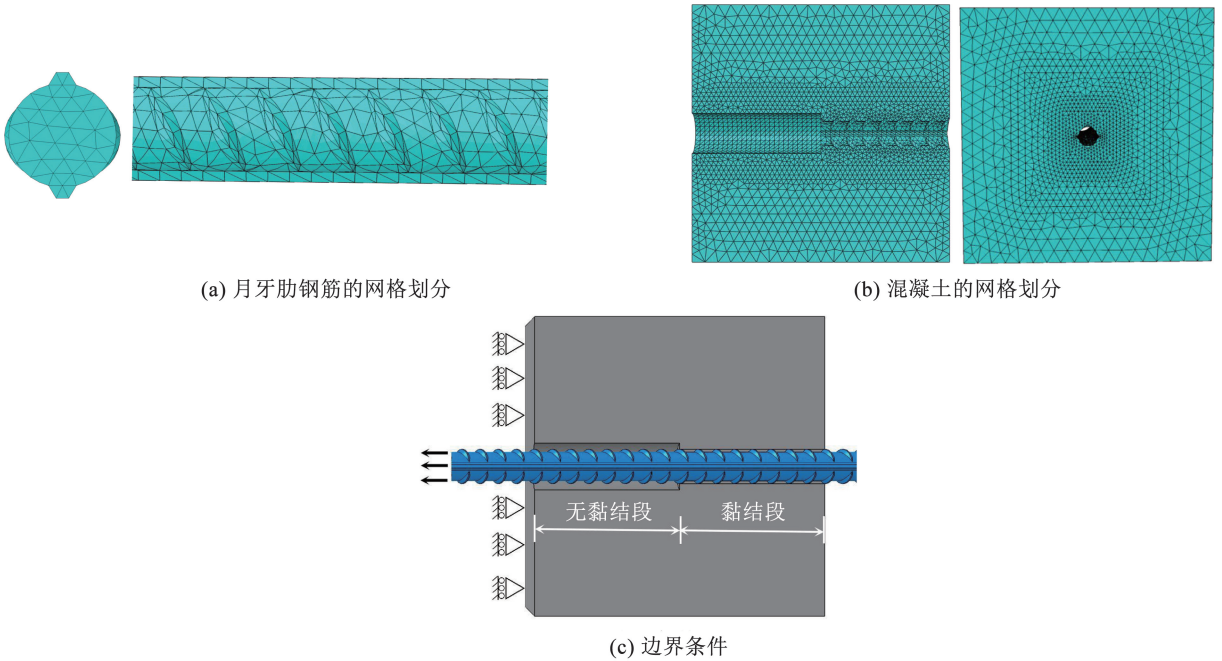


图 11 有限元模型的网格划分与边界条件

Fig. 11 Mesh division and boundary condition of the FE model

#### 4.2 材料属性

在钢筋混凝土黏结性能的数值模拟中,破坏机制主要由混凝土材料控制<sup>[45]</sup>。本研究采用 ABAQUS 中的混凝土塑性损伤模型(CDP)<sup>[46]</sup>来模拟煤矸石混凝土的非线性力学行为,该模型能够准确表征混凝土的受压压碎和受拉开裂行为,已广泛应用于钢筋混凝土的黏结破坏模拟<sup>[47-48]</sup>。煤矸石混凝土的强度和弹性模量采用试验值,泊松比设为

0.2<sup>[49]</sup>。塑性参数根据文献<sup>[50]</sup>的推荐值确定,具体包括:膨胀角为 30°,流动势偏心为 0.1,初始等效双轴受压屈服应力与初始单轴受压屈服应力的比值为 1.16,屈服面受拉子午线第二应力不变量与受压子午线第二应力不变量的比值为 0.667,黏滞系数为 0.000 5。采用钢材的双折线模型<sup>[38]</sup>定义钢筋的本构关系,其中钢材的强度和弹性模量采用试验值,泊松比设为 0.3<sup>[49]</sup>。

图 12 为混凝土的应力 - 应变关系,具体公式如下:

$$\begin{cases} \sigma_c = (1 - d_c) D_0^{el} : (\varepsilon_c - \varepsilon_c^{pl}) \\ \sigma_t = (1 - d_t) D_0^{el} : (\varepsilon_t - \varepsilon_t^{pl}) \end{cases} \quad (10)$$

$$\varepsilon_{0c}^{el} = \frac{\sigma_c}{E_c}, \varepsilon_{0t}^{el} = \frac{\sigma_t}{E_c} \quad (11)$$

$$\varepsilon_c^{in} = \varepsilon_c - \varepsilon_{0c}^{el}, \varepsilon_t^{in} = \varepsilon_t - \varepsilon_{0t}^{el} \quad (12)$$

$$\varepsilon_c^{pl} = \varepsilon_c^{in} - \frac{d_c}{1 - d_c} \varepsilon_{0c}^{el}, \varepsilon_t^{pl} = \varepsilon_t^{in} - \frac{d_t}{1 - d_t} \varepsilon_{0t}^{el} \quad (13)$$

$$d_c = 1 - \frac{\sigma_c}{\sigma_{cu}}, d_t = 1 - \frac{\sigma_t}{\sigma_{tu}} \quad (14)$$

式中:  $\sigma_c$  和  $\sigma_t$  分别为压应力和拉应力, MPa;  $D_0^{el}$  为初始刚度;  $\varepsilon_c$  和  $\varepsilon_t$  分别为压应变和拉应变;  $\varepsilon_c^{in}$  和  $\varepsilon_t^{in}$  分别为压缩非弹性应变和拉伸非弹性应变;  $\varepsilon_c^{pl}$  和  $\varepsilon_t^{pl}$  分别为压缩塑性应变和拉伸塑性应变;  $\varepsilon_c^{el}$  和  $\varepsilon_t^{el}$  分别为压缩弹性应变和拉伸弹性应变;  $\sigma_{cu}$  和  $\sigma_{tu}$  分别为混凝土在单轴荷载下的抗压强度和抗拉强度, MPa;  $d_c$  和  $d_t$  分别为压缩损伤因子和拉伸损伤因子。

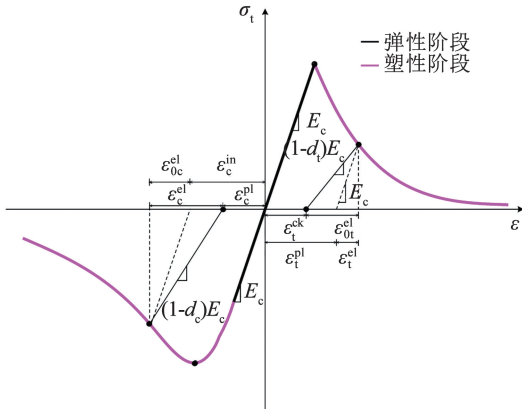


图 12 混凝土单轴应力 - 应变曲线

Fig. 12 Uniaxial stress-strain curves of concrete

### 4.3 相互作用

如图 13 所示,采用“面 - 面”接触模型模拟带肋钢筋和煤矸石混凝土的界面相互作用。接触面法向采用“硬”接触,以限制主从表面的穿透并阻止拉应力传递;切向采用“罚函数”模拟摩擦行为,摩擦系数  $\mu$  取 0.3<sup>[51-52]</sup>。

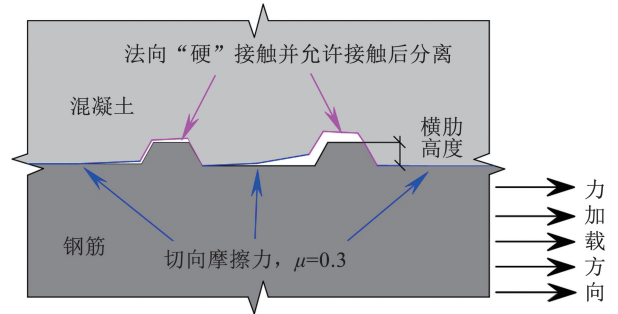


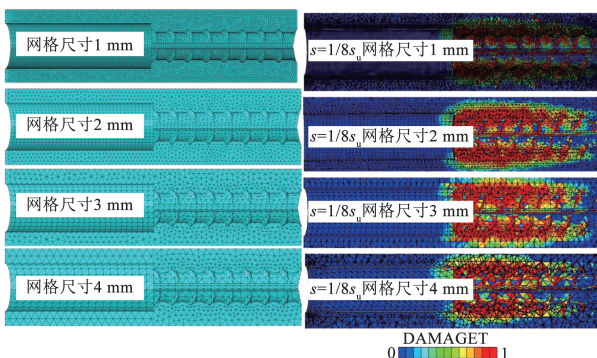
图 13 带肋钢筋和混凝土间的相互作用

Fig. 13 Interaction between ribbed steel bar and concrete

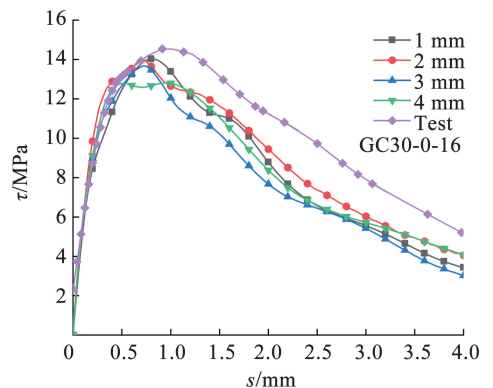
### 4.4 数值方法验证与结果分析

#### 4.4.1 黏结界面网格尺寸敏感性分析

以 C30-0-16 试件为例,研究了 4 种网格尺寸 (1、2、3 和 4 mm) 对计算结果的敏感性。图 14 为不同网格尺寸下的破坏模式和黏结滑移曲线。图 14(a) 结果表明,4 种网格尺寸均能有效反映界面混凝土的损伤模式。图 14(b) 显示,4 mm 网格的计算结果略低于其他尺寸,而 1 至 3 mm 网格的黏结滑移曲线在峰值前几乎重合,表明网格尺寸小于 3 mm 时,计算结果对网格尺寸的依赖性已不显著。1、2、3、4 mm 网格有限元模型所需计算时间依次为 70、30、11、4 h。综合考虑计算精度和计算效率,将界面网格尺寸设置为 3 mm。



(a) 网格尺寸对破坏模式的影响



(b) 网格尺寸对  $\tau$ - $s$  曲线的影响

图 14 界面网格尺寸敏感性分析

Fig. 14 Sensitivity analysis of interface mesh size

### 4.4.2 数值模拟结果

数值模拟结果与试验结果的一致性验证了模型的合理性和有效性。图 15 是边长为 160 mm 试件的试验与模拟  $\tau$ - $s$  曲线对比,可以看出,模拟曲线的上升段、峰值黏结强度以及相应滑移与试验结果基本一致,但下降段存在差异,这主要源于试验结果的

离散性及混凝土应变软化行为模拟的复杂性。如图 16 所示,数值模拟所得的黏结强度与试验测量的黏结强度的比值( $\tau_{u-FEA}/\tau_{u-test}$ )的平均值和标准差分别为 0.992 和 0.092,误差在  $\pm 8\%$  范围内,验证了数值模拟的准确性。

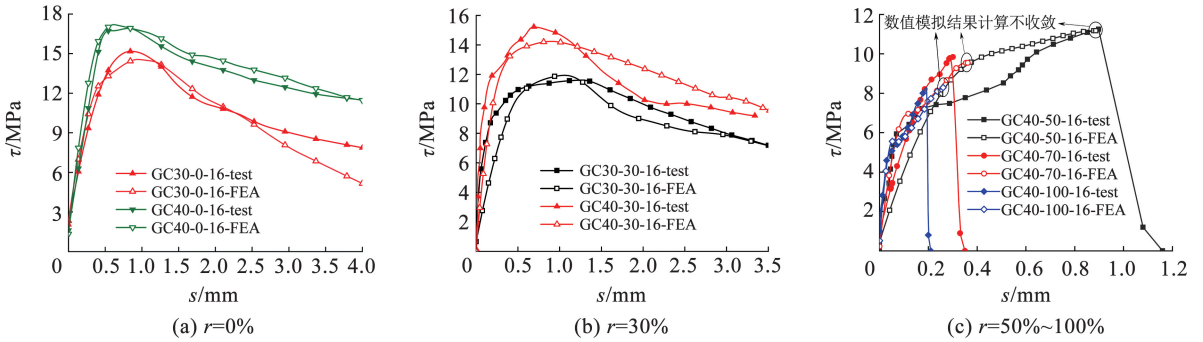


图 15  $\tau$ - $s$  曲线的对比

Fig. 15 Comparison of  $\tau$ - $s$  curves

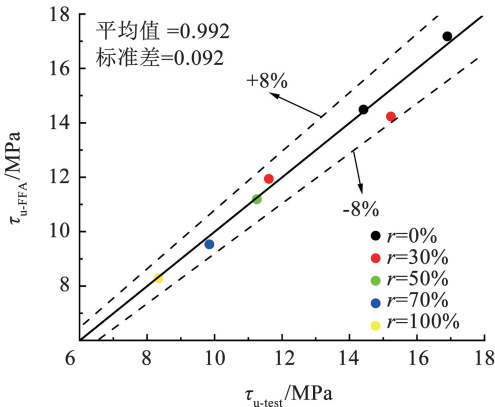


图 16 黏结强度的对比

Fig. 16 Comparison of bond strength

图 17 展示了 GC40-50-16 试件中钢筋应力沿全长的分布,应力从加载端向自由端逐渐减小,且在黏结长度处的肋部应力显著高于其他位置,表明钢筋肋纹对黏结强度的提升具有重要作用。图 18 为 GC40-50-16 试件中煤矸石混凝土在不同滑移值 ( $s = 1/4, 2/4, 3/4, 1$  和  $5/4s_u$ ) 下的损伤演化过程,可以看出,当滑移值相对较小 ( $s < 1/8s_u$ ) 时,煤矸石

混凝土在肋顶部出现多条平行的斜裂缝,裂缝与钢筋长度方向的夹角约为  $45^\circ \sim 70^\circ$  (图 19)。随着滑移量的增加,混凝土的损伤区域从加载端逐渐扩展到自由端,且范围持续增大 (图 18(a))。如图 18(b) 所示:当滑移量  $s = 1/4s_u$  时,肋间混凝土首先发生破坏;随着滑移量的增大,损伤区域沿钢筋径向扩展到混凝土内部,并在滑移量  $s = 5/4s_u$  时延伸至混凝土外表面,形成宏观劈裂裂缝。如图 18(c) 所示,肋间混凝土的变形随着滑移量的增大而加剧,反映其剪切破坏的发展过程。

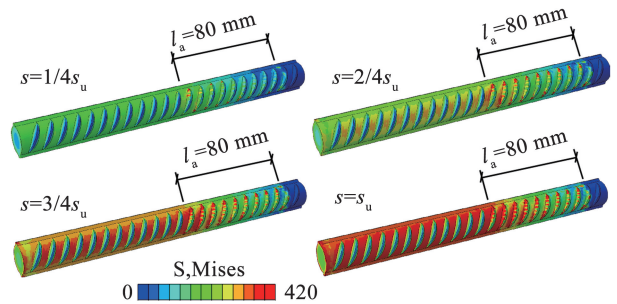
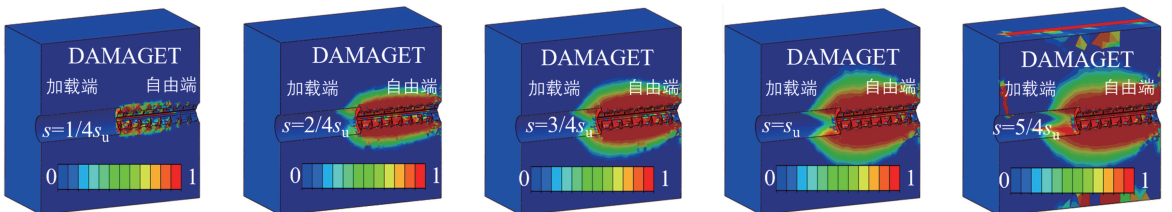


图 17 钢筋应力分布

Fig. 17 Stress distribution of steel bars



(a) 混凝土截面

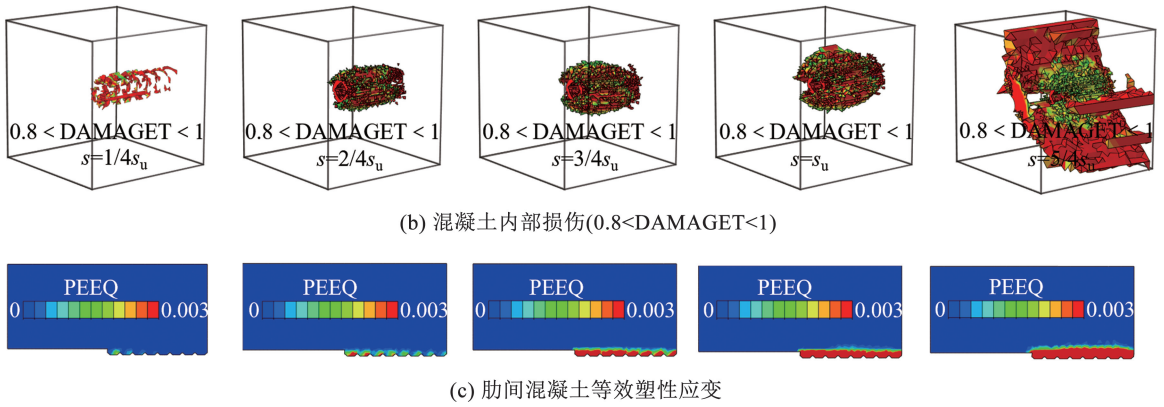


图 18 GC40-50-16 试件的损伤演化

Fig. 18 Damage evolution of the GC40-50-16 specimen

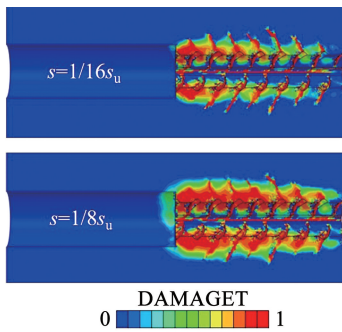


图 19 混凝土肋顶处的裂缝

Fig. 19 Cracks at the top of ribs in concrete

图 20 展示了模拟与试验结果在混凝土破坏模式上的对比。由图 20(a) 可见,有限元模型外表面未出现明显裂缝,而与钢筋表面接触的混凝土出现了损伤积累,与试验中试件发生刮出破坏模式一致。由图 20(b) 可以看到,有限元模型外表面损伤区域沿纵肋向外扩展,表明纵肋对裂缝发展具有诱导作用,与试验中试件发生劈裂破坏吻合较好。

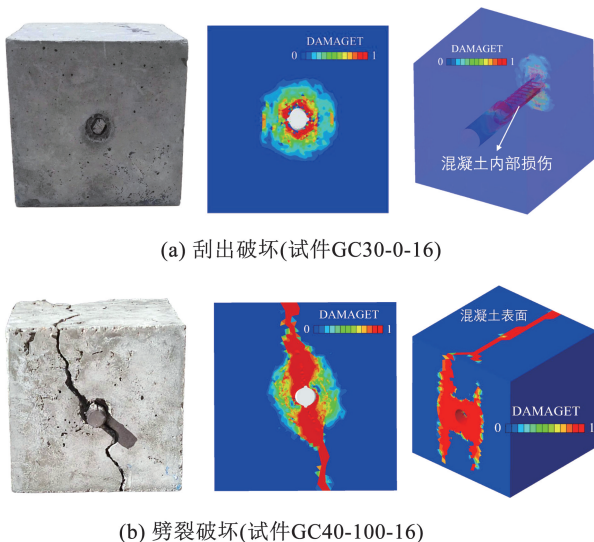


图 20 破坏模式对比

Fig. 20 Comparison of failure modes

### 5 结 论

本文对 36 个钢筋煤矸石混凝土试件进行了中心拔出试验,研究了混凝土强度等级、煤矸石取代率和钢筋直径对钢筋和煤矸石混凝土黏结性能的影响。在试验分析的基础上,提出了构件的黏结强度预测模型和细观有限元模型。

1) 煤矸石的掺入削弱了钢筋和混凝土间的黏结性能。随着煤矸石取代率从 0% 增大到 100%, 钢筋煤矸石混凝土试件的黏结强度降低了 12.06% ~ 51.63%。低取代率( $r \leq 30%$ ) 试件主要表现为刮出破坏,而高取代率( $r \geq 50%$ ) 试件因煤矸石骨料的低强度和界面过渡区性能劣化,更易发生劈裂破坏。

2) 随着混凝土强度等级的提高,钢筋煤矸石混凝土试件的黏结强度显著增大。当强度等级达到 C55 时,试件的破坏模式从钢筋屈服前破坏转变为钢筋屈服后破坏。普通混凝土试件发生钢筋屈服后刮出破坏,而煤矸石混凝土试件因骨料脆性发生钢筋屈服后劈裂破坏。

3) 黏结强度随钢筋直径的增大而降低,且煤矸石混凝土的下降幅度更大。钢筋直径从 16 mm 增至 25 mm 时,普通混凝土及煤矸石取代率为 30% 和 50% 的试件的黏结强度分别下降了 6.39%、15.13% 和 13.71%。钢筋直径增大导致相对肋面积减小,削弱了机械咬合力,同时煤矸石混凝土的界面过渡区性能较差,进一步加剧了黏结强度的降低。

4) 由于煤矸石混凝土的脆性特性,现有的黏结强度预测模型不适用于钢筋煤矸石混凝土构件。本文基于试验数据修正了规范 CEB-FIP 中的劈裂破坏模型,使该预测模型适用于煤矸石混凝土,并通过与试验数据的对比验证了其准确性。

5) 基于 ABAQUS 的细观有限元模型能够准确模拟钢筋与煤矸石混凝土的黏结滑移行为。模拟结

果的破坏模式和黏结滑移曲线与试验结果基本一致,  $\tau_{u-FEA}/\tau_{u-test}$  的平均值和标准差分别为 0.992 和 0.092, 证明了有限元模拟的准确性和适用性。基于该模型, 可以明确煤矸石混凝土和钢筋在拉拔荷载作用下的黏结破坏机理和开裂机制, 弥补了宏观试验的不足。

## 参考文献

- [1] CHEN Y M, ZHOU S X, ZHANG W S. Effect of coal gangue with different kaolin contents on compressive strength and pore size of blended cement paste [J]. *Journal of Wuhan University of Technology-Materials Science Edition*, 2008, 23(1): 12. DOI: 10.1007/s11595-006-1012-2
- [2] HAO H, WANG S, WANG R, et al. Utilization of raw coal gangue as coarse aggregates in pavement concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2023, 378: 131062. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.131062
- [3] SUN J K, ZHOU C C, SHEN H X, et al. Green synthesis of ceramsite from industrial wastes and its application in selective adsorption: Performance and mechanism [J]. *Environmental Research*, 2022, 214(1): 113786. DOI: 10.1016/j.envres.2022.113786
- [4] 赵卫平, 陈明亮, 张国炜, 等. 钢管煤矸石混凝土轴心受压承载能力[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2024, 56(10): 24  
ZHAO Weiping, CHEN Mingliang, ZHANG Guowei, et al. Axial compression bearing capacity of coal gangue concrete filled steel tubes[J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2024, 56(10): 24. DOI: 10.11918/202307026
- [5] 王稷良, 马文辉, 徐伟东, 等. 煤矸石混凝土性能研究现状[J]. *中外公路*, 2024, 44(4): 104  
WANG Jiliang, MA Wenhui, XU Weidong, et al. Research on performance of coal gangue concrete[J]. *Journal of Chian & Foreign Highway*, 2024, 44(4): 104. DOI: 10.14048/j.issn.1671-2579.2024.04.013
- [6] 赵卫平, 冯钰玲, 徐璐, 等. 煤矸石混凝土梁柱节点抗震性能试验[J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2025, 57(10): 30  
ZHAO Weiping, FENG Yuling, XU Lu, et al. Experiment on seismic performance of coal gangue concrete beam-column joints[J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2025, 57(10): 30. DOI: 10.11918/202407067
- [7] KAHMOUD K A, KRISHNA P K, SHEIK J M M, et al. Influence of coarse coal gangue aggregates on properties of structural concrete with nano silica[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2023, 72(4): 2089. DOI: 10.1016/j.matpr.2022.08.188
- [8] 赵卫平, 何宇翔, 江孔亮, 等. 煤矸石混凝土真三轴试验及破坏准则[J]. *煤炭学报*, 2025, 50(8): 3884  
ZHAO Weiping, HE Yuxiang, JIANG Kongliang, et al. True triaxial test and failure criterion of coal gangue concrete [J]. *Journal of China Coal Society*, 2025, 50(8): 3884. DOI: 10.13225/j.cnki.jccs.2024.1009
- [9] GAO S, ZHAO G H, GUO L H, et al. Utilization of coal gangue as coarse aggregates in structural concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2021, 268: 121212. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.121212
- [10] WANG Q H, LI Z, ZHANG Y Z, et al. Influence of coarse coal gangue aggregates on elastic modulus and drying shrinkage behaviour of concrete [J]. *Journal of Building Engineering*, 2020, 32: 101748. DOI: 10.1016/j.job.2020.101748
- [11] ZHANG T, WEN Q X, GAO S, et al. Comparative study on mechanical and environmental properties of coal gangue sand concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2023, 400: 132646. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.132646
- [12] LI Y F, LIU S H, GUAN X M. Multitechnique investigation of concrete with coal gangue [J]. *Construction and Building Materials*, 2021, 301: 124114. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.124114
- [13] ZHENG Yuanxun, FAN Congcong, MA Junjie, et al. Review of research on Bond-Slip of reinforced concrete structures [J]. *Construction and Building Materials*, 2023, 385: 131437. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2023.131437
- [14] YUAN H, HAN B. Experimental study on bond behavior between high-strength grout and deformed steel bars [J]. *Construction and Building Materials*, 2021, 301: 124059. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.124059
- [15] ZHANG J, TAO X, LI X, et al. Analytical and experimental investigation of the bond behavior of confined high-strength recycled aggregate concrete [J]. *Construction and Building Materials*, 2022, 315: 125636. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2021.125636
- [16] ZHANG W, ZHANG Y, LI H, et al. Experimental investigation of fatigue bond behavior between deformed steel bar and concrete [J]. *Cement and Concrete Composites*, 2020, 108: 103515. DOI: 10.1016/j.cemconcomp.2020.103515
- [17] LONG X, WANG C, ZHAO P, et al. Bond strength of steel reinforcement under different loading rates [J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 238: 117749. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.117749
- [18] LI J, DENG J, WANG Y, et al. Experimental study of notched steel beams strengthened with a CFRP plate subjected to overloading fatigue and wetting/drying cycles [J]. *Composite Structures*, 2019, 209: 634. DOI: 10.1016/j.compstruct.2018.11.020
- [19] ZHANG B, ZHU H, CHEN J, et al. Evaluation of bond performance of corroded steel bars in concrete after high temperature exposure [J]. *Engineering Structures*, 2019, 198: 109479. DOI: 10.1016/j.engstruct.2019.109479
- [20] LIN H, ZHAO Y, YANG J, et al. Effects of the corrosion of main bar and stirrups on the bond behavior of reinforcing steel bar [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 225: 13. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.07.156
- [21] HAO W T, YANG H, CHEN J F, et al. A proposed model for nonlinear analysis of RC beam-column joints under seismic loading [J]. *Engineering Structures*, 2019, 180: 829. DOI: 10.1016/j.engstruct.2018.09.068
- [22] 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
- [23] 王军, 卢朝辉, 张玄一, 等. CRTS II 型轨道板/CA 砂浆界面内聚力模型研究 [J]. *工程力学*, 2022, 39(9): 72  
WANG Jun, LU Zhaohui, ZHANG Xuanyi, et al. Research on cohesive zone model of the interface between CRTS II track slab and CA mortar [J]. *Engineering Mechanics*, 2022, 39(9): 72. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2021.05.0336
- [24] MURCIA-DELISO J, SHING P B. Bond-slip model for detailed

- finite-element analysis of reinforced concrete structures[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2015, 141(4): 04014125. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001070
- [25] TUSHER H T, AHMED S K, SARKER I B S M. Bond behavior of deformed rebar in concrete containing recycled brick aggregate and waste rubber[J]. *Journal of Building Engineering*, 2024, 92: 109729. DOI: 10.1016/j.job.2024.109729
- [26] KIM S, YUN H, PARK W, et al. Bond strength prediction for deformed steel rebar embedded in recycled coarse aggregate concrete[J]. *Materials & Design*, 2015, 83: 257. DOI:10.1016/j.matdes.2015.06.008
- [27] 王庆贺, 李喆, 周梅, 等. 自燃煤矸石骨料取代率对煤矸石混凝土梁受弯性能的影响[J]. *建筑结构学报*, 2020, 41(12): 64
- WANG Qinghe, LI Zhe, ZHOU Mei, et al. Effects of spontaneous-combustion coal gangue aggregate (SCGA) replacement ratio on flexural behavior of SCGA concrete beams[J]. *Journal of Building Structures*, 2020, 41(12): 64. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2020.0172
- [28] 通用硅酸盐水泥: GB 175—2023[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2023
- Common portland cement: GB 175—2023[S]. Beijing: Standards Press of China, 2023
- [29] 普通混凝土用砂、石质量及检验方法标准: JGJ 52—2006[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006
- Standard for technical requirements and test method of sand and crushed stone (or gravel) for ordinary concrete: JGJ 52—2006[S]. Beijing: Standards Press of China, 2006
- [30] ZHOU M, DOU Y, ZHANG Y, et al. Effects of the variety and content of coal gangue coarse aggregate on the mechanical properties of concrete[J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 220: 386. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.05.176
- [31] 普通混凝土配合比设计规程: JGJ 55—2011[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011
- Specification for mix proportion design of ordinary concrete: JGJ 55—2011[S]. Beijing: Standards Press of China, 2011
- [32] LOKESH G, NANTHA K P, AISHWARYA N, et al. Experimental study of the effect of water reducing admixtures on concrete[J]. *Materials Today: Proceedings*, 2023, 163: 2214. DOI: 10.1016/j.matpr.2023.05.163
- [33] 金属材料拉伸试验 第一部分: 室温试验方法: GB/T 228.1—2021[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021
- Metallic materials-tensile testing-Part 1: Method of test at room temperature: GB/T 228.1—2021[S]. Beijing: Standards Press of China, 2021
- [34] 混凝土结构试验方法标准: GB/T 50152—2012[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012
- Standard for test methods of concrete structures: GB/T 50152—2012[S]. Beijing: China Building Industry Press, 2012
- [35] 王毅红, 赵一迪, 牛行行, 等. 新型高强钢筋与混凝土粘结锚固性能试验[J]. *武汉大学学报(工学版)*, 2020, 53(6): 507
- WANG Yihong, ZHAO Yidi, NIU Hanghang, et al. Experimental study of bond-anchorage properties of a new type high-strength rebar with concrete[J]. *Engineering Journal of Wuhan University*, 2020, 53(6): 507. DOI: 10.14188/j.1671-8844.2020-06-005
- [36] WU K, CHEN F, CHEN C Y, et al. Load-transfer mechanism and bond-stress components in steel and steel fiber-reinforced concrete structure[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2019, 145(12): 04019160. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0002441
- [37] 徐有邻, 沈文都, 汪洪. 钢筋砼粘结锚固性能的试验研究[J]. *建筑结构学报*, 1994(3): 26
- XU Youlin, SHEN Wendu, WANG Hong. Experimental study on bond anchorage performance of reinforced concrete[J]. *Journal of Building Structures*, 1994(3): 26. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.1994.03.004
- [38] 混凝土结构设计规范: GB/T 50010—2010[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2010
- Design code for concrete structure: GB/T 50010—2010[S]. Beijing: China Building Industry Press, 2010
- [39] ORANGUN C, JIRSA J, BREEN J. A reevaluation of test data on development length and splices[J]. *ACI Journal Proceedings*, 1977, 74(3): 114. DOI: 10.14359/10993
- [40] DARWIN D, MCCABE S L, DUN E K, et al. Development length criteria: Bars not confined by transverse reinforcement[J]. *ACI Structural Journal*, 1992, 89(6): 709. DOI: 10.14359/4158
- [41] HADI M N. Bond of high strength concrete with high strength reinforcing steel[J]. *The Open Civil Engineering Journal*, 2008, 2: 143. DOI: 10.2174/1874149500802010143
- [42] AS 3600. Australian standard for concrete structures[S]. North Sydney: Standards Australia, 2009
- [43] CEB-FIP. FIB model code for concrete structures 2010[S]. Lausanne: Fédération Internationale du Béton (fib), 2013
- [44] 钢筋混凝土用钢 第 2 部分: 热轧带肋钢筋: GB/T 1499.2—2018[S]. 北京: 中国标准出版社, 2018
- Steel for the reinforcement of concrete. Part2: Hot rolled ribbed bars: GB/T 1499.2—2018[S]. Beijing: Standards Press of China, 2018
- [45] WEATHERSBY J H. Investigation of bond slip between concrete and steel reinforcement under dynamic loading conditions[D]. Louisiana State University and Agriculture and Mechanical College, 2003
- [46] HE Y, FAN W. Plastic-damage cap model with crack closure behavior for concrete modeling[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2022, 148(11): 04022067. DOI: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0002161
- [47] XU G, XIANG J, WANG Q, et al. Calculation of relative slip between steel bars and concrete[J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 202: 537. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.12.208
- [48] MALENA M, SANGIRARDI M, FELICE D G. Steel reinforced grout under uniaxial load; Experimental evidences and numerical modelling[J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 227: 116808. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2019.116808
- [49] ACI 318—19, Building code requirements for structural concrete and commentary[S]. Farmington Hills: American Concrete Institute, 2019
- [50] JIN L, LIU M, ZHANG R, et al. 3D meso-scale modelling of the interface behavior between ribbed steel bar and concrete[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2020, 239: 107291. DOI: 10.1016/j.engfracmech.2020.107291
- [51] GENIKOMSOU A S, POLAK M A. Finite element analysis of punching shear of concrete slabs using damaged plasticity model in ABAQUS[J]. *Engineering Structures*, 2015, 98: 38. DOI: 10.1016/j.engstruct.2015.04.016
- [52] GUJEL D A, KAZMIERCZAK C S, MASUERO J R. Stress-strain curve of concretes with recycled concrete aggregates; Analysis of the NBR 8522 methodology[J]. *Revista IBRACON de Estruturas e Materiais*, 2017, 10(3): 547. DOI: 10.1590/s1983-41952017000300002