

基于DIC技术的异强混凝土双面剪切性能研究

昌旭辉¹, 梁政午¹, 谢林浩¹, 欧阳以松¹, 王玉龙²

¹湖南科技大学土木工程学院, 湖南 湘潭

²中铁隧道股份有限公司, 河南 郑州

收稿日期: 2026年4月19日; 录用日期: 2026年5月11日; 发布日期: 2026年5月20日

摘要

目前, 我国正在大力推行装配式建筑, 且建筑行业也正在向工业化、低碳化、高性能化转型。陶粒混凝土与普通混凝土(异强混凝土)叠合结构是一些典型装配式结构的局部单元。探究叠合结构剪切性能为大型装配式构件的研究奠定理论基础。然而, 异强混凝土叠合结构粘结界面受力机制复杂, 界面损伤破坏机理尚不明确。因此, 本文开展了基于DIC技术的异强混凝土双面剪切性能研究, 探究其不同类型内嵌钢筋桁架的异强混凝土粘结界面的抗剪性能, 并建立了抗剪承载力计算模型。同时, 为提高模型的适用性, 利用现有研究的试验数据验证了模型的可靠度。为我国大型装配式构件的研究应用提供理论依据和技术支撑。

关键词

界面剪切, 粘结滑移曲线, 抗剪承载力公式

Study on Double Shear Performance of Dissimilar-Strength Concrete Based on DIC Technology

Xuhui Chang¹, Zhengwu Liang¹, Linhao Xie¹, Yisong Ouyang¹, Yulong Wang²

¹School of Civil Engineering, Hunan University of Science and Technology, Xiangtan Hunan

²China Railway Tunnel Stock Co., Ltd., Zhengzhou Henan

Received: April 19, 2026; accepted: May 11, 2026; published: May 20, 2026

Abstract

At present, China is vigorously promoting prefabricated buildings, and the construction industry is transitioning toward industrialization, low carbon emissions, and high performance. Composite

文章引用: 昌旭辉, 梁政午, 谢林浩, 欧阳以松, 王玉龙. 基于 DIC 技术的异强混凝土双面剪切性能研究[J]. 土木工程, 2026, 15(5): 213-226. DOI: 10.12677/hjce.2026.155132

structures composed of ceramsite concrete and ordinary concrete (dissimilar-strength concrete) serve as partial components of typical prefabricated structures. Investigating the shear performance of composite structures can lay a theoretical foundation for the research on large-scale prefabricated members. However, the stress mechanism of the bonding interface in dissimilar-strength concrete composite structures is complex, and the interfacial damage and failure mechanism remains unclear. Therefore, this paper conducts a study on the double shear performance of dissimilar-strength concrete based on Digital Image Correlation (DIC) technology. The shear resistance of bonding interfaces in dissimilar-strength concrete with different types of embedded steel bar trusses is explored, and a calculation model for shear bearing capacity is established. Meanwhile, to improve the applicability of the model, the reliability of the model is verified using experimental data from existing studies. This research provides a theoretical basis and technical support for the research and application of large-scale prefabricated members in China.

Keywords

Interface Shear, Bond-Slip Curve, Formula for Shear Bearing Capacity

Copyright © 2026 by author(s) and Hans Publishers Inc.

This work is licensed under the Creative Commons Attribution International License (CC BY 4.0).

<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>



Open Access

1. 引言

异强混凝土双面结构是一种常见的叠合结构，它是一些典型具有强度差混凝土结构的局部单元，例如：预制剪力墙和预制叠合板等。因此，探究叠合结构受剪过程中的破坏模式及剪切机理，建立一种考虑界面损伤的抗剪承载力计算方法能为大型装配式构件的研究提供理论基础。目前，许多学者已经对不同类型混凝土界面的剪切性能进行了研究[1]-[5]。

界面剪切性能受混凝土材料强度和施工工艺等多种因素影响，这些因素直接决定着界面破坏模式和剪切机理。Zhang 等[6][7]通过双面剪切、斜剪、劈裂拉伸及直接拉伸试验研究 UHPC 与普通混凝土(Normal concrete, NC)的界面粘结性能，结果表明：UHPC-NC 界面的开裂和破坏荷载随 NC 强度提升而增加，NC 强度每提高 10 MPa，界面平均剪切强度约增 10%，破坏模式以界面 + 部分 NC 破坏或 NC 完全破坏为主；当基体混凝土强度从 C30 增至 C50 时，UHPC-NC 界面剪切强度可提高 35%~50%，且无论界面处理方式如何，其粘结强度均显著高于 NC-NC 界面。由于陶粒混凝土和普通混凝土界面存在强度差会影响界面的剪切性能。因此，探究 NC-CC-NC 三肢结构的剪切机理十分必要。

对于组合结构的界面剪切，许多学者提出了相应的计算公式。Wang 等[8]设计了一系列超高性能混凝土(UHPC)加固石材砌体的试件，发现不同强度材料之间的界面粘结强度存在显著差异，并提出了一种考虑了混凝土之间的粘结作用、摩擦作用以及钢筋的销钉作用的公式。杨联萍团队主要对双面叠合剪力墙关键问题进行研究[9]-[13]，在双面叠合试件界面抗剪性能试验中，结合最早 Birkeland 等[14]提出的剪切 - 摩擦理论对双面叠合试件界面水平节点抗剪机理分析，并提出抗剪承载力计算公式。但是由于他们的叠合试件全都是用普通混凝土浇筑而成的且钢筋的埋设有所不同，因此他们所研究的剪切机理和推导的计算公式不能完全适用于本研究，还需进一步优化和修正，所以寻找一种适用于不同强度混凝土叠合界面的剪切理论十分必要。

基于此，本研究以异强混凝土双面结构为研究对象，设计了 3 组不同钢筋埋设形式的双面直剪试件。综合运用 DIC 位移监测系统和荷载应变采集系统对剪切试验进行全程监测。本试验主要通过试验数据，

首先从混凝土强度和钢筋形式的不同入手分析了叠合面剪切破坏的影响因素；其次系统分析了试件的破坏模式，建立了 NC-CC-NC 叠合结构的粘结-滑移本构关系；然后，对比了 ACI318-19、欧洲规范 2 和 FIB 规范的预测结果，评估其适用性并加以修正，提出了一种具有普适性的抗剪承载力计算公式。本研究旨在建立异强混凝土双面结构的粘结-滑移本构关系，提出适用于 NC-CC-NC 叠合结构的抗剪承载能力计算公式。研究成果将为大型装配式结构的设计优化提供理论依据，推动装配式在可持续建筑中的广泛应用，对实现建筑工业化具有重要的现实意义。

2. 试验概况

2.1. 试验材料

2.1.1. 混凝土材料

试验中使用了 NC (Normal Concrete, 普通混凝土) 和 CC (Ceramsite Concrete, 陶粒混凝土)，按照《中华人民共和国行业标准普通混凝土配合比设计规程》JGJ55-2011 [15] 和《轻骨料混凝土应用技术标准》JGJ/T 12-2019 [16] 制备。表 1 显示了 NC 和 CC 的配合比。图 1 是制备试件所需材料。普通波特兰水泥 (P.O42.5) 和河沙均用于两种类型的混凝土。但不同的是，NC 中的粗骨料是碎石，而 CC 使用页岩陶粒代替了碎石。本实验采用宜昌光大陶瓷制品有限责任公司提供的 500 级和 600 级页岩陶粒混配，筒压强度为 4 MPa，堆积密度为 540 kg/m³。

Table 1. Mix proportions for NC and CC
表 1. NC 和 CC 配合比

混凝土种类	成分	质量(kg/m ³)
NC	水泥	410
	碎石	1220
	砂	578
	水	172
	水胶比	0.419
CC	水泥	500
	页岩陶粒	350
	砂	625
	水	200
	水胶比	0.4

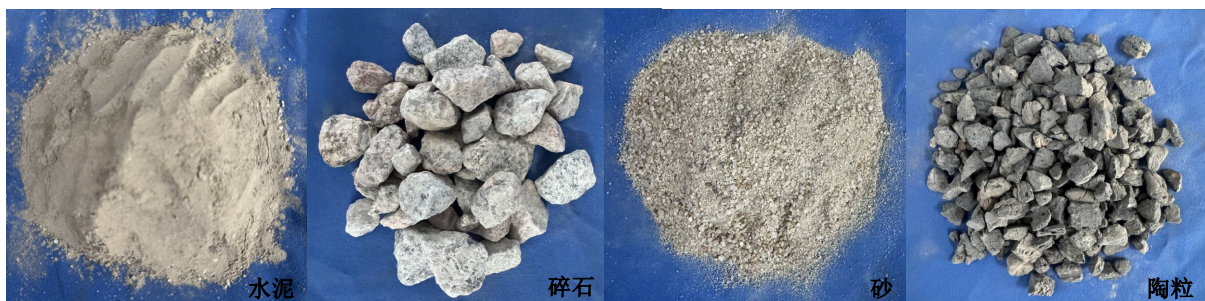


Figure 1. Test materials
图 1. 试验材料

根据我国 GB/T50081-2019 [17]规定的材料力学性能试验, 制备尺寸为 150×150×150 mm 和 150×150×150 mm 的试块, 标准固化 28 天后, 测定了抗压强度和弹性模量。NC 和 CC 的力学性能如表 2 所示。

Table 2. Measured mechanical properties of NC and CC
表 2. NC 和 CC 的力学性能

混凝土种类	抗压强度(MPa)	弹性模量(GPa)
NC	46.3	32.1
CC	34.8	28.9

2.1.2. 钢筋

试验均采用直径为 8 mm 的 HRB400 钢筋。依据 GB/T 228.1-2021 [18], 对钢筋进行了力学性能测试。测得其屈服强度为 510 MPa, 抗拉强度为 600 MPa, 弹性模量为 2.26×10^5 MPa。

2.2. 试件设计及制作

为了满足承载力和界面粘结强度的要求, 不同混凝土之间往往会埋设水平箍筋及桁架。基于此, 该研究主要研究了水平箍筋和桁架及其配筋率对界面剪切强度的影响。样本的形状是根据 40 mm×50 mm×40 mm 厚的 NC-CC-NC 带肋叠合板放大尺寸来设计的。整个双面剪切样本由三个部分的混凝土组成, 两侧为 NC, 中间为 CC, 其中 NC 的尺寸为 80 mm×200 mm×400 mm, 而 CC 的尺寸为 100 mm×200 mm×400 mm。试验总共制备了 3 组推出试验样本, 每组 3 个重复样本, 外加一个空白组(未埋设钢筋, 命名为 B), 共 10 个标本。三组的区别在于埋设钢筋的种类不同。所有试件的混凝土保护层厚度均设计为 40 mm。图 2 显示了不同推出试件的几何尺寸和配筋详图。第一组(命名为 G)埋设的钢筋是在两根长为 200 mm 的纵向钢筋上隔相同间距分别焊上三段水平钢筋, 其以封闭箍筋的形式穿过剪切面。第二组(命名为 W)是在两根长为 200 mm 的纵向钢筋上焊两组 V 型桁架。第三组(命名为 V)是在两根长为 200 mm 的纵向钢筋中部焊一组 V 型桁架。换句话说, W 的配筋率是 V 的两倍。

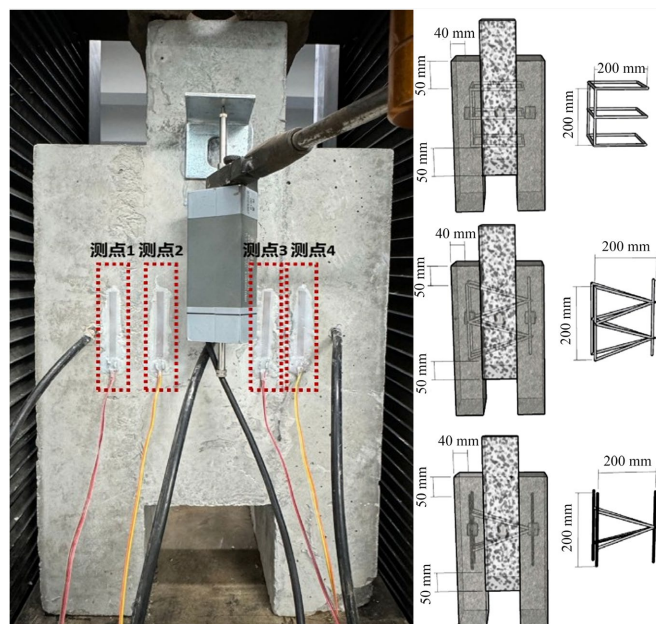


Figure 2. Specimen design
图 2. 试件设计

复合材料试样的制备过程如图 3 所示。首先焊接水平箍筋和桁架，按设计尺寸制作模板。然后，确定压电智能骨料和埋设钢筋的放置位置，并将其放入模板内。随后，试件按照 NC-CC-NC 的顺序分三层浇筑，每层浇筑完成后需等待 2~3 小时，以使混凝土初步凝固。浇铸后，将试样在室温下固化 48 小时。最后，将试件脱模，所有试件均在常温下浇水养护 28 d。

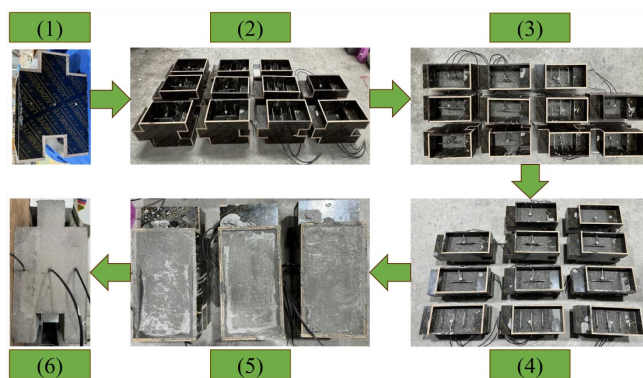


Figure 3. Specimen preparation schematic
图 3. 试件制备示意图

2.3. 双面剪切试验

2.3.1. 荷载及应变测试系统

双面剪切试验采用量程为 500 吨的 YAW-5000F 多功能加载试验系统控制荷载及加载速率。如图 4 所示，加载前，先调平横梁，使其与底座保持水平，然后在底座上放置 10 mm 厚的橡胶板并铺上一层石英砂。随后，将试件搬至橡胶板上并在加载面上也铺上一层石英砂。最后，将横梁中心对准加载面中心并缓慢下调横梁至与加载面即将贴合的高度，以防止偏载。整个加载过程始终都采用力控制。在正式加载前，以 25 kN/min 的加载速率对试件进行预加载，加载过程持续 2 min，最后将荷载卸载至 5 kN，目的是检验支座是否平稳、各仪器设备是否能正常工作。正式加载时，加载速率始终控制在 25 kN/min，直至试件压溃。在本试验中，采用 DH3816N 静态应力应变测试系统采集应变片和试验机荷载数据，其中混凝土应变片的型号为 120-80AA，丝栅尺寸为 80×3.5 mm，在每个试件背面的界面中心位置处两侧都各贴 1 片应变片，总共 4 片。试验机与 DH3816N 静态应力应变测试系统通过数据线连接，将试验过程中的荷载数据与应变数据同步输出，采集方式为自动采集，采集频率为 1 Hz。

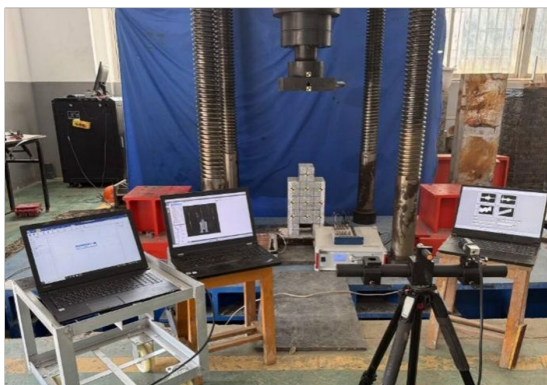


Figure 4. Double-sided shear test loading device and equipment
图 4. 双面剪切试验加载装置及设备

2.3.2. 基于 DIC 的位移监测系统

试验利用 Imetrum 非接触式位移测量系统和 DIC (Digital Image Correlation) 技术对试件加载过程中所产生的粘结滑移和裂缝的发展情况进行了全程监测。非接触式位移测量系统所用的标靶采用圆形黑黄相间的宝马标图案, 粘贴在试件的观测面。L. Chen 等[19]的试验通过与位移计所测量数据的对比已经验证了该系统的准确性。DIC 测量分析需将观测面刷白漆并在表面随机均匀点上 3~4 mm 的黑色散斑。试验需使用高速摄像机拍摄试验整个过程, 拍摄频率为 1 Hz。

3. 试验现象及结果

3.1. 破坏模式

加载过程中, 异强混凝土三肢试件经过一个相对稳定的裂缝发展过程后, 强度较弱的混凝土被压碎, 界面完全分离, 最终试件完全破坏。9 个推出试件界面剪切破坏形态如图 5 所示。主要破坏模式有以下三种: (1) CC 开裂与界面破坏(A): 加载过程中 CC 基体局部开裂, 试件破坏时 NC 与 CC 界面分离, NC 表面附着大块 CC 碎屑; (2) CC 局部表层混凝土压碎, 两侧界面过渡区钢筋被压弯, 同时界面产生破坏(B): 由于试件中存在水平箍筋, 试件破坏时两侧界面会产生粘结滑移, 但是不会完全分离。NC 表面几乎没有附着 CC 碎屑; (3) CC 局部产生裂缝, 一侧界面过渡区钢筋被压弯另一侧钢筋被剪断, 同时界面产生破坏(C): 由于试件中存在桁架, 试件破坏时两侧界面会产生粘结滑移, 但是一侧不会分离, 另一侧会随钢筋的断裂而分离。NC 表面附着部分 CC 碎屑。Blank 的破坏模式是 A, 属于典型的脆性破坏。当 Blank 加载至 161 kN 时, 右侧界面过渡区底部出现微小的裂缝。随着荷载继续加大, CC 顶部混凝土局部产生小裂缝, 右侧裂缝不断向上发展, 左侧界面过渡区底部也渐渐开裂, 试件不断发出混凝土开裂的“嘶嘶”声, 开裂处不断有细小混凝土颗粒掉落。接近极限荷载时, 右侧界面过渡区的裂缝与 CC 的局部裂缝贯通。最后“砰”的一声, 右侧 NC 与 CC 彻底分离。一瞬间, 左侧界面过渡区裂缝由下而上迅速贯通, 左侧 NC 与 CC 界面也随之分离, 此时荷载达到了 268 kN。试件破坏后, 整个试件分裂为三块, 其中右侧 NC 表面附着大块 CC 碎屑, 而左侧 NC 没有附着明显的 CC 碎屑。G 的破坏模式是 B。当 G 加载至 270 kN 左右时, 右侧界面过渡区底部出现微小的裂缝。之后的加载过程中, CC 靠近加载端的区域会产生许多微小裂缝, 右侧裂缝不断向上发展, 试件不断产生混凝土撕裂的声音, 同时伴随有混凝土碎屑掉落。直到荷载达 390 kN 时, 右侧界面过渡区一瞬间形成贯通裂缝, 左侧界面过渡区裂缝随后迅速贯通。在此期间, 会听到钢筋挤压混凝土发出的声音, CC 顶端表层混凝土裂缝逐渐贯通。当荷载达到 395 kN 时, CC 顶端表层混凝土会剥落, 同时能清晰地听到试件内部钢筋断裂的声音。最后, 试件在 403 kN 时完全破坏。试件破坏后, 整个试件虽然界面已经完全脱离, 但仍然被水平箍筋连接在一起。将破坏的试件拆分后, 会发现两侧 NC 表面没有明显附着 CC 碎屑, 水平箍筋会在界面过渡区的位置处产生明显的弯曲, 右侧界面过渡区最上面的水平箍筋被剪断。W 和 V 的破坏模式都是 C, 两者破坏过程十分类似。当 W 和 V 分别加载至 256 kN 和 226 kN 左右时, 右侧界面过渡区底部会首先开裂。随着荷载的增加, 右侧裂缝不断向上发展, 试件不断发出混凝土开裂的“嘶嘶”声还有钢筋挤压混凝土的声音, 同时伴随有混凝土碎屑掉落。直到 W 和 V 的荷载即将达到极限荷载时, 右侧界面过渡区裂缝完全贯通, 左侧界面过渡区也随即迅速形成贯通裂缝, 并且能听见明显的混凝土撕裂的声音, 最后试件“哒”的一声, 右侧界面过渡区的钢筋被拔出, 桁架顶部焊接处发生断裂。W 和 V 的极限荷载分别为 371 kN 和 343 kN。试件破坏后, 两侧界面完全裂开, 左侧界面由下部桁架连接在一起, 右侧由于上部桁架的断裂而完全分离。将破坏的试件拆分后, 会发现右侧 NC 表面钢筋周围会附着一圈明显的 CC 层, 而左侧 NC 表面没有很明显的 CC 层。W 和 V 型桁架下部斜向钢筋在界面过渡区的位置处产生明显的弯曲, 上部钢筋从焊接处被剪断。

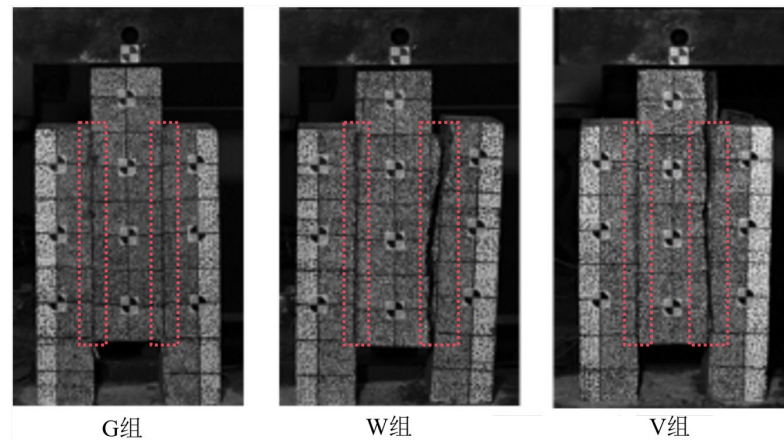


Figure 5. Specimen failure mode
图 5. 试件破坏模式

3.2. 试验结果

试验载荷的特征值和推出试验样本的相应滑移量列于表 3 中。表示三肢构件内出现第一条可见剪切裂缝时的试验荷载； P_u 是极限荷载； P_{au} 是同一种构件； s 表示滑移量。采用所施加的极限荷载与界面投影面积的比值来衡量界面的整体极限抗剪承载力。也就是说，界面剪切强度为：

$$\tau = \frac{P_u}{2A} \quad (3-1)$$

式中， τ 为界面抗剪强度； P 为传感器读取的极限荷载值(kN)； A 为单侧界面的投影面积。在本试验中， A 为 200×300 mm。各组试件的极限荷载值均在误差范围内，各组试件的平均极限荷载分别为 268 kN、401 kN、375 kN、340 kN。显而易见，空白组的极限抗剪承载能力远低于 G、W、V 三组。这表明，在植筋的情况下，界面会产生两种效应：第一种是“销钉效应”，即由钢筋的抗弯能力提供界面的抗剪能力；二是“夹持效应”，当混凝土硬化后，它就像一个“夹子”，紧紧地“夹”住钢筋，使得钢筋混凝土能协同工作。这两种效应的叠加进一步提高了 NC-CC 界面的粘结能力和抗剪强度。当然，“夹持效应”也存在一定的弊端如：可能导致钢筋应力集中，致使钢筋发生断裂；加载过程中由于钢筋周围存在过大的应力，导致局部混凝土容易开裂，界面过渡区混凝土存在受压软化现象。从 G、W、V 三组的数据来看，G 的抗剪承载能力最高，主要是因为 G 与 W 和 V 配筋形式不同，G 采用的是水平箍筋，与混凝土协同工作时，能为界面提供相对均匀的抗剪能力，而 W 与 V 采用的是箍筋桁架，由于两端的不对称性和“夹持效应”，桁架的尖端会产生应力集中，致使钢筋容易发生断裂。而 W 的抗剪承载能力高于 V，主要是因为 W 与 V 的配筋率不同，W 的配筋率是 V 的两倍，试件受力时钢筋能提供更高的抗剪承载力。结合表 3 数据可计算出 P_{cr} 与 P_u 的比值，其中 Blank-1、G-1、W-1 和 V-1 分别为 60%、67%、69% 和 66%。由此可以看出，试件植筋的后，开裂荷载会提高 5%~10%。而配筋形式与配筋率不同对试件的开裂荷载产生的影响不太明显。从双面剪切实验的 P_{cr}/P_u 分析得出，W 最优、G 其次、V 最差。

Table 3. Specimen test results
表 3. 试件测试结果

Group	Specimen	P_{cr}/kN	P_u/kN	P_{au}/kN	s/mm	τ/MPa
Blank	Blank-1	161	268	268	5	2.23
G	G-1	270	403	401	8.5	3.36

续表

	G-2	264	389		8.1	3.24
	G-3	273	412		8.6	3.43
W	W-1	256	371		12.3	3.09
	W-2	248	363	375	11.8	3.03
	W-3	260	392		12.6	3.27
V	V-1	226	343		16.1	2.86
	V-2	221	326	340	15.6	2.72
	V-3	234	351		16.4	2.93

利用 DIC-3D 软件对采集到的相应散斑图像进行处理, 得到试件加载过程中的应变数据及其云图。通过 DH3816N 静态应力应变测试系统收集到 4 处应变片的应变数据。从每组中选择一个具有代表性的样本, 其应力应变曲线如图 6 所示。研究表明, 试件植筋后界面抗剪承载能力得到显著提升。相比 G-1、W-1 和 V-1 的最大微应变值, W-1 最大, G-1 其次, V-1 最小, 由此可以看出, 提高配筋率能有效改善 NC-CC 界面的韧性, 当配筋率相当时, 在试件中植入钢筋桁架比水平箍筋能更好地提高其延性。由应力应变曲线可知, 所有混凝土棱柱体都表现出压缩特性, 界面两侧的应变演化出近乎相似的行为, W-1 和 V-1 右侧界面的应变明显都要大于左侧界面, 且右侧界面测点应力应变曲线与其对应的粘结滑移曲线趋势基本一致, 这进一步说明钢筋形式和配筋率的差异性导致了左右界面抗剪承载能力不均匀。试件植筋后, 界面处的受力模式由“纯剪切模式”转变为“混合剪切模式”。试件所受的剪切荷载由钢筋和界面层承担, 充分利用了钢筋的抗弯性能。

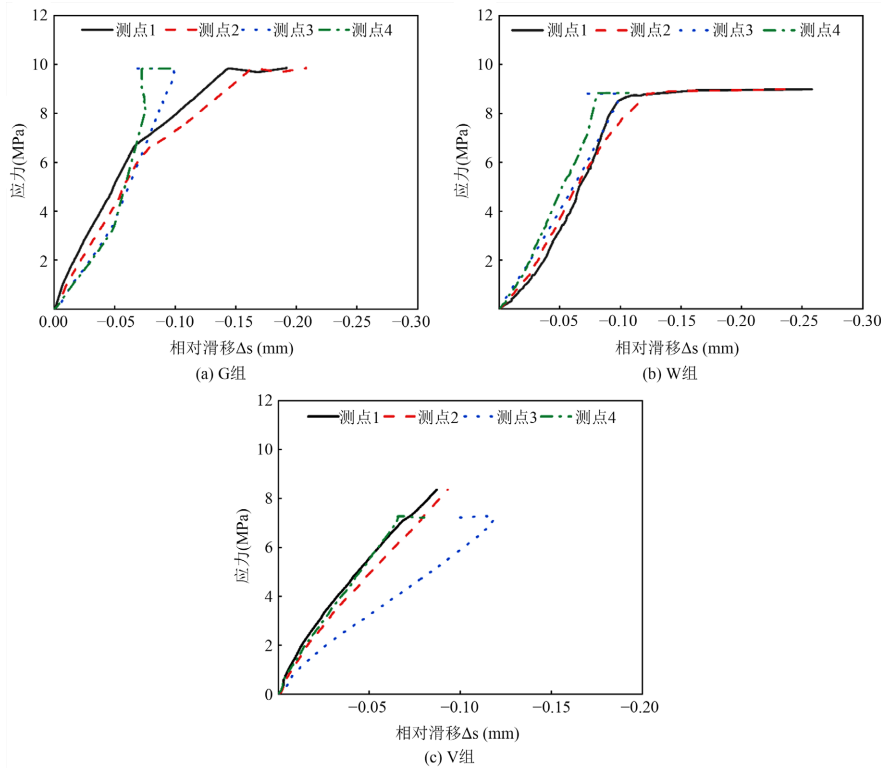


Figure 6. Specimen strain data
图 6. 试件应变数据

三肢构件推出试验剪应力 - 滑移曲线见图 7。数据结果表明, 极限承载力下 G-1、W-1 和 V-1 的最大滑移为 9 mm、17 mm、14 mm。随着荷载的不断增大, 由于荷载施加到 CC 上, 由于压缩和剪切的共同作用, CC 通过钢筋将界面处的剪力传递给 NC。在桁架钢筋作用下, W-1 和 V-1 的 CC 上集中力以斜压应力流的形式传递到 NC 的界面上, 因此 CC 局部会出现斜裂缝。在实验加载后期, W 和 V 组的试件局部出现的斜裂缝会向加载中心发展致使 NC 脱粘时带走部分 CC 碎块。如图 8 所示三肢构件复合界面的力学行为可分为三个阶段: 第一阶段(弹性阶段 OA): 在加载初期, 三肢构件复合界面和混凝土本身内部尚未开裂之前, 由试件压缩剪切变形产生界面滑移。这个阶段外加剪切力主要由水泥基体与骨料之间的内聚粘结强度抵抗, 抗剪钢筋作用相对较小, 界面刚度较大, 剪应力和相对滑移呈线性增加, 界面滑移量很小。第二阶段(塑性软化阶段 AB): 随着荷载继续增大, 复合混凝土界面过渡区开裂, 钢筋有效地起到了抗剪作用阻止裂缝的扩张。钢筋由弹性阶段过渡到塑性阶段, 复合混凝土界面逐渐分离。由于钢筋的抗剪能力比较弱, 从承重阶段到钢筋屈服阶段会有一定的滑移。第三阶段(完全屈服阶段): 紧接着塑性软化阶段后, 钢筋进入屈服阶段, 载荷保持恒定, 复合材料界面间的滑移量继续增加。NC-CC-NC 之间发生刚体运动, 界面完全进入塑性阶段。

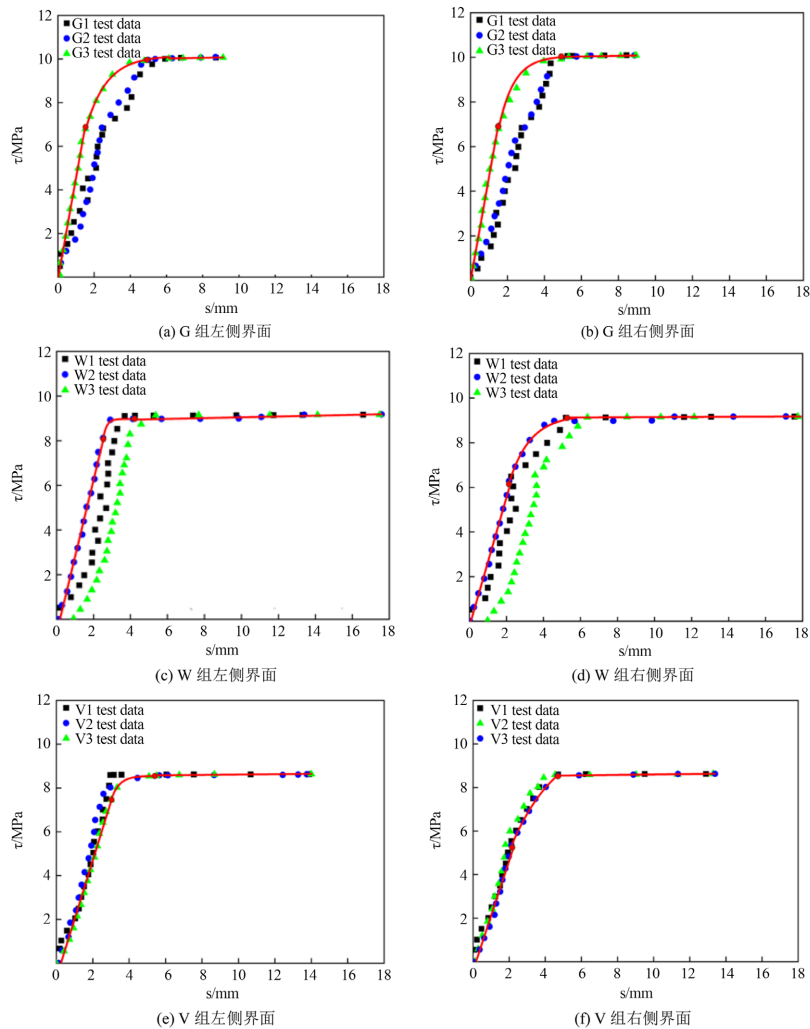


Figure 7. Shear stress-slip curve
图 7. 剪应力 - 滑移曲线

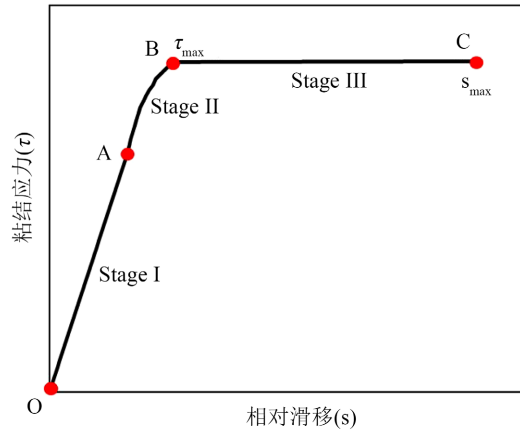


Figure 8. Typical bond-slip model
图 8. 典型粘结滑移模型

4. 界面抗剪承载能力分析

4.1. 抗剪承载力公式推导

钢筋混凝土组合结构在界面剪切设计上使用了最初由 Birkeland [14]提出的“剪切摩擦理论”。该理论提出了一个抗剪力的假设，解释了荷载沿加载方向将力从混凝土传递到钢筋和界面的剪切行为。随着荷载不断传递到界面上，界面过渡区会开裂，从而导致穿过界面的钢筋被拉伸，产生夹紧效应。由于夹紧效应界面处会产生摩擦力。该理论允许通过将夹紧力乘以一个与界面条件相关的摩擦系数来预测界面剪切承载能力。然后将该乘积加上一个截距值，通常称为粘聚系数。大量的研究已经确定了传统混凝土的摩擦系数和粘聚系数。如图 9 所示，对于植筋界面的抗剪承载力 F 主要包括界面粘结力 F_{bv} ；界面摩擦力 F_{cf} ；剪切钢筋的销钉作用 F_d ；界面钢筋抗剪阻力 F_{sv} 。

$$F = F_{bv} + F_{cf} + F_d + F_{sv} \tag{4-1}$$

将式(3-1)两侧同时除以 A_{cv} ，植筋界面的剪切应力 V_u 可以统一表示为：

$$V_u = V_{bv} + V_{cf} + V_d + V_{sv} \tag{4-2}$$

式中： V_{bv} 为黏结力提供的剪应力分量； V_{cf} 为摩擦力提供的剪应力分量； V_d 为钢筋销钉作用提供的应力分量； V_{sv} 为剪切钢筋提供的剪应力分量。

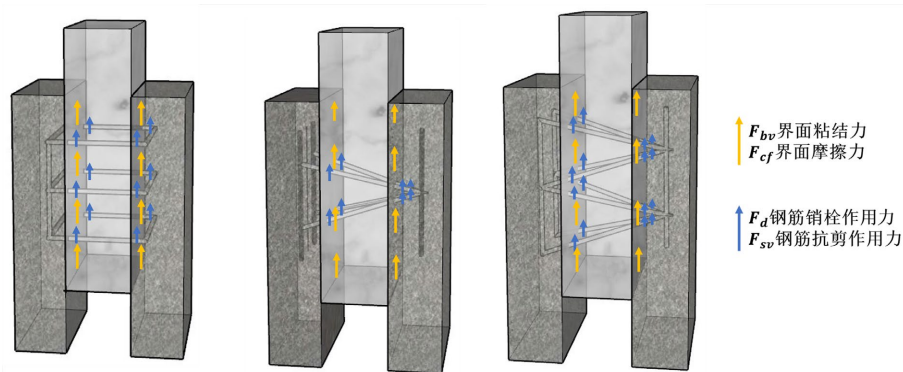


Figure 9. Schematic diagram of each component of shear-bearing capacity F
图 9. 抗剪承载力 F 各分量示意图

目前, 欧洲、美国、加拿大、中国的规范都考虑了配筋对混凝土复合界面抗剪承载力的影响。为准确确定加筋陶粒混凝土界面的抗剪承载力, 下面对各规范中抗剪承载力公式对陶粒混凝土复合界面的适用性进行对比分析。为方便与试验结果比较, 计算公式中的强度值均取标准值; 即公式中的材料分项系数均设为 1.0, 单位统一为 N、mm、MPa。

美国混凝土协会(ACI) 318-19 [20] 是美国国内混凝土构件结构设计的重要依据。规范对常规混凝土构件的界面抗剪能力提出了具体要求。界面的剪切公式中忽略了粘结应力和作用在界面的法向应力。

$$V_u = \rho_v f_y (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) \tag{4-3}$$

式中: ρ_v ——配筋率; μ ——摩擦系数; α ——钢筋与受剪面夹角。

欧洲规范 2 [21] 确定了界面剪切应力能力公式包含粘聚力和摩擦力, 复合界面处的抗剪承载应力计算公式为:

$$V_u = cf_{ct} + \mu\sigma_n + \rho_v f_y (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) \tag{4-4}$$

式中: c ——内聚系数; σ_n ——最小界面法向力与界面剪力同时作用所产生的正应力; f_{ct} ——混凝土的抗拉强度设计值。

《混凝土结构 fib 模型规范 2010》[22] 提供了与欧洲规范 2 类似的计算公式, 但式中包含了销钉作用产生的影响, 这个附加项是基于 Rand [23] 的理论。当组合构件满足全部结构要求时, 复合界面的抗剪承载力满足:

$$V_u = cf_{ct}^{1/3} + \mu\sigma_n + k_1 \rho_v f_y (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) + k_2 \rho_v \sqrt{f_y f_c} \tag{4-5}$$

式中: k_1 、 k_2 钢筋内部拉力的相互作用系数(k_1), 抗弯阻力的相互作用系数(k_2), k_1 取 0.5, 光滑界面 k_2 取 1.1, 粗糙界面 k_2 取 0.9。

上述规范中 c 和 μ 的取值和界面的粗糙程度有关。如表 4 所示, 根据界面的粗糙程度, c 和 μ 分别取为 0.7、0.45。

Table 4. Determination of values for μ and c
表 4. c 和 μ 的取值

粗糙度	μ	c
非常光滑	0.5	0.025
较光滑	0.6	0.350
较粗糙	0.7	0.450
非常粗糙	0.9	0.500

由于每种规范给出的抗剪承载能力公式的限制条件不同, 所以界面抗剪能力的贡献会有所区别。基于上述规范, 本研究根据试验所得出的数据对比分析, 选用了一种适用的抗剪承载能力公式如(4-6)式所示:

$$V_u = cf_{ct}^{1/3} + \mu\sigma_n + k_1 \rho_v f_y (\mu \sin \alpha + \cos \alpha) + k_2 \rho_v \sqrt{f_y f_c} \tag{4-6}$$

根据材料试验结果及配筋规范, $f_{ct} = 2.3$ MPa, $f_c = 23$ MPa, $f_y = 360$ MPa, $\sin\beta = 0.22$, $\cos\beta = 0.976$, $\cos\gamma = 0.894$ 。

4.2. 理论公式的验证

基于 61 个经典推脱试件试验数据, 其中本研究的 9 个试验数据和文献中收集的 52 个已发表试验数

据据(Yang [11]; Zhang [24]; Liu [25] [26]; Mattock [27]; Shaw *et al.* [28]), 对三种规范及本研究所修正的计算公式的精度进行了验证分析。试验抗剪承载力比 V_u/V_{ACI} 、 V_u/V_{Eu} 、 V_u/V_{Fib} 的数值详见附录 A, 其中 P_u 为试验抗剪承载力, V_u 试验剪切应力, V_{ACI} 、 V_{Eu} 、 V_{Fib} 分别为依据 ACI、Eurocode 2 和本文修正的公式所计算得出的剪切应力。各公式的计算值和试验测试值在置信区间内的分布如图 10 所示。由图可知 ACI 模型的试验数据点虽大部分落在 50%置信区间内, 但是落在 95%置信区间内的数据点只有 1/6, 离散性较大, 总体偏差较大, 精度低。其主要原因在于, ACI 规范中侧重于钢筋的抗剪能力, 而忽略了粘结应力和作用在界面的法向应力。Eurocode 2 模型的试验数据点大部分集中落在 50%置信区间内, 有 1/4 的数据点落在 95%置信区间内, 有 3 组数据离散性较大, 总体上仍存在一定偏差, 精度较低。主要原因在于, 在计算公式中对钢筋的剪切作用计算不够精确且没有考虑混凝土的软化作用。本文修正后的 Fib 模型的数据点几乎全部落在 95%置信区间内, 说明本文提出的融合软化系数的抗剪承载能力计算公式是有效的。

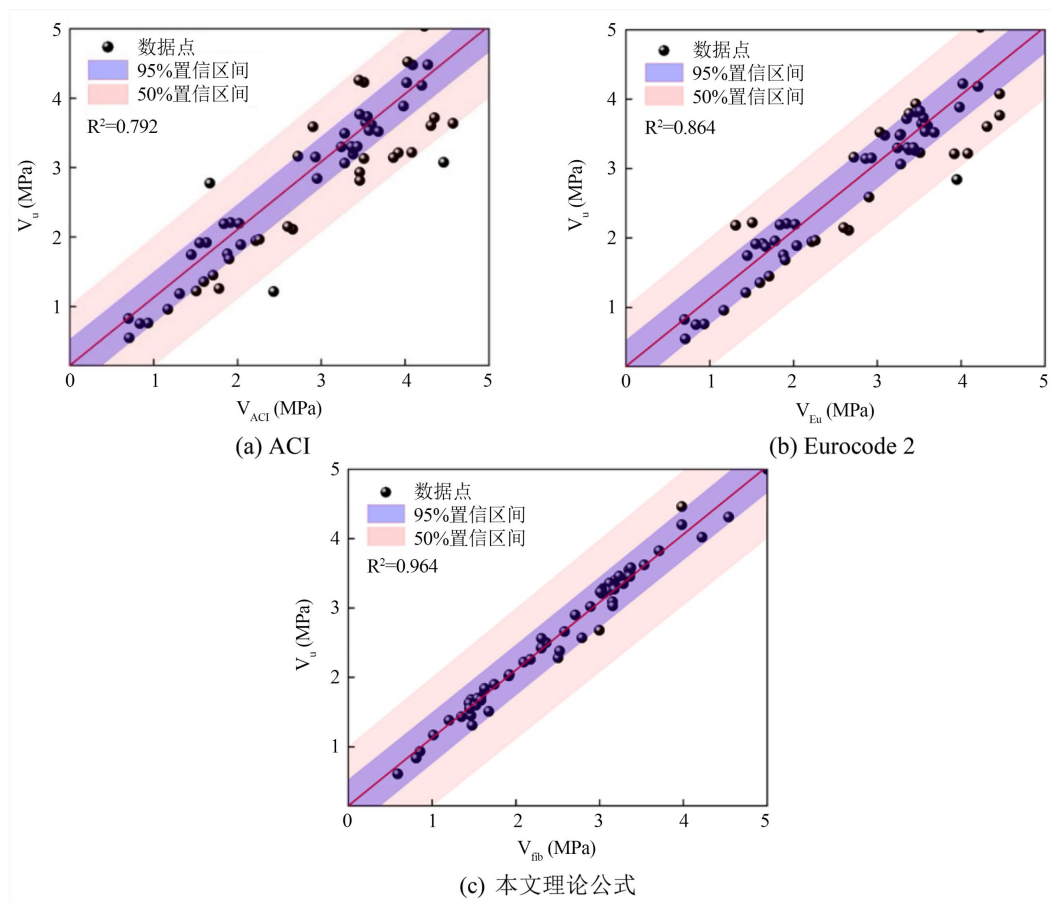


Figure 10. Formula verification diagram

图 10. 公式验证图

5. 结论

本文研究了三支构件的界面剪切行为。对 3 组不同钢筋埋设形式的异强混凝土三支试件进行了试验, 提出了适用于三支构件的抗剪承载能力计算公式, 并分析验证了所提公式的合理性和准确性。本研究的主要结论可以概括如下:

- (1) 无筋试件表现为典型的脆性剪切破坏, 极限荷载仅 268 kN, 且开裂后迅速丧失承载力。植入钢

筋后, 界面抗剪承载力提升 49%~67%, 其中 G 组效果最优 401 kN, 双 V 型桁架(W 组)次之 375 kN, 单 V 型桁架 V 组相对较低 340 kN。钢筋通过“销钉效应”直接承担剪力, 并借助“夹持效应”在界面产生摩擦阻力, 二者协同显著改善界面韧性。但桁架形式因尖端应力集中易导致焊接处断裂, 而水平箍筋能提供更为均匀的抗剪分布。

(2) 基于 DIC 位移场分析, NC-CC-NC 复合界面的剪切破坏呈现三阶段特征: 弹性阶段以界面内聚粘结为主, 刚度大、滑移小; 塑性软化阶段伴随界面过渡区开裂, 钢筋屈服并阻止裂缝扩展, 混凝土出现受压软化; 完全屈服阶段界面发生刚体滑移, 荷载保持恒定而位移持续增长。该本构关系可为装配式构件的界面变形预测提供理论模型。

(3) 对比分析表明, ACI 318-19 因忽略粘结应力与法向应力, 预测结果离散性大; Eurocode 2 对钢筋剪切作用计算不足且未考虑混凝土软化, 精度有限; 本文基于 Fib 模型引入软化系数修正后的计算公式, 其预测值与 61 组试验数据(含本研究 9 组)吻合良好, 数据点几乎全部落入 95%置信区间, 验证了该模型对异强混凝土叠合界面的适用性。

参考文献

- [1] Muzenski, S., Haber, Z.B. and Graybeal, B. (2023) Monolithic and Non-Monolithic Interface Shear Performance of Ultra-High Performance Concrete. *Engineering Structures*, **281**, Article ID: 115667. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2023.115667>
- [2] Zhang, Y., Zhu, P., Wang, X. and Wu, J. (2020) Shear Properties of the Interface between Ultra-High Performance Concrete and Normal Strength Concrete. *Construction and Building Materials*, **248**, Article ID: 118455. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2020.118455>
- [3] Liu, Y., Zhou, F., Shen, Y., Hwang, H., Du, Y., Mao, Y., et al. (2023) Shear Transfer Strength of Alkali-Activated Slag-Based Concrete. *Journal of Building Engineering*, **70**, Article ID: 106304. <https://doi.org/10.1016/j.job.2023.106304>
- [4] Chen, Z., Xiao, J., Ding, T. and Liu, B. (2023) Push-Off Test on Concrete-Concrete Interface with Different Types of Concrete after Elevated Temperatures. *Construction and Building Materials*, **377**, Article ID: 131157. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2023.131157>
- [5] Xu, Z., Qin, F., Yang, Q., Peng, X. and Xu, B. (2025) A Review of Research on the Interfacial Shear Performance of Ultra-High-Performance Concrete and Normal Concrete Composite Structures. *Coatings*, **15**, Article 414. <https://doi.org/10.3390/coatings15040414>
- [6] Zhang, Y., Zhang, C., Zhu, Y., Cao, J. and Shao, X. (2020) An Experimental Study: Various Influence Factors Affecting Interfacial Shear Performance of UHPC-NSC. *Construction and Building Materials*, **236**, Article ID: 117480. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117480>
- [7] Zhang, Y., Zhu, P., Liao, Z. and Wang, L. (2020) Interfacial Bond Properties between Normal Strength Concrete Substrate and Ultra-High Performance Concrete as a Repair Material. *Construction and Building Materials*, **235**, Article ID: 117431. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.117431>
- [8] Wang, Z., Li, L., Zhou, J., Chen, R., Leng, J., Zhang, H., et al. (2024) Experimental Investigation and Calculation Method of the Interfacial Bonding Performance of Stone Masonry Reinforced with UHPC. *Journal of Building Engineering*, **85**, Article ID: 108435. <https://doi.org/10.1016/j.job.2024.108435>
- [9] Yang, L.P., Yu, S.L., Zhang, Q.L. and Cui, J.C. (2016) Numerical Analysis to the Adhesive Interface Effects on Ultimate Bearing Capacity of Superimposed Shear Wall. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, **44**, 1810-1818. (In Chinese)
- [10] Yang, L.P., Yu, S.L., Zhang, Q.L. (2016) A Seismic Behavior of Superimposed Shear Walls under Different Axial Load Ratios. *Journal of Vibration and Shock*, **35**, 227-239. (In Chinese)
- [11] Yang, L.P., Yu, S.L., Zhang, Q.L. (2017) Experimental Study on Shearing Performance of the Adhesive Interface of Double-Superimposed Specimens. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, **45**, 664-672. (In Chinese)
- [12] Zhang, W.Y., Yang, L.P., Yu, S.L., Zhang, Q. and Cui, J. (2018) Research on Key Issues of the Double-Superimposed Shear Wall: Experimental Study on Seismic Performance of Horizontal Connections. *China Civil Engineering Journal*, **51**, 28-41. (In Chinese)
- [13] Zhang, W.Y., Yang, L.P. AND Yu, S.L. (2020) An Analysis of Shear Capacity on Horizontal Connections of Double Superimposed Shear Wall. *Journal of Tongji University (Natural Science)*, **48**, 7-15. (In Chinese)

-
- [14] Birkeland, P.W. and Birkeland, H.W. (1966) Connections in Precast Concrete Construction. *ACI Structural Journal*, **63**, 345-368.
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部. JGJ 55-2011 普通混凝土配合比设计规程[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
- [16] 中华人民共和国住房和城乡建设部. JGJ/T 12-2019 轻骨料混凝土应用技术标准[S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2019.
- [17] 国家标准化管理委员会. GB/T 50081-2019 混凝土物理力学性能试验方法标准[S]. 北京: 中国标准出版社, 2019.
- [18] 国家标准化管理委员会. GB/T 228.1-2021 金属材料拉伸试验国家标准[S]. 北京: 中国标准出版社, 2021.
- [19] Chen, L., Wu, H., Fang, Q. and Li, R. (2021) Full-Scale Experimental Study of a Reinforced Concrete Bridge Pier under Truck Collision. *Journal of Bridge Engineering*, **26**. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)be.1943-5592.0001749](https://doi.org/10.1061/(asce)be.1943-5592.0001749)
- [20] ACI Standard (1970) Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-77). 77-186.
- [21] Zilch, K. and Wingenfeld, D. (2011) Eurocode 2: Design of Concrete Structures.
- [22] New Model Code Fib Special Activity Group, Luc Taerwe (UGent) and Stijn Matthys (UGent) (2013) Fib Model Code for Concrete Structures 2010. Ernst & Sohn.
- [23] Randl, N. and Wicke, M. (2000) Schubübertragung zwischen Alt-und Neubeton. Experimentelle Untersuchungen, theoretischer Hintergrund und Bemessungsansatz. *Beton-und Stahlbetonbau*, **95**, 461-473. <https://doi.org/10.1002/best.200000870>
- [24] Zhang, Z., Xiao, Y. and Cao, G. (2025) Study on Shear Resistance of Composite Interface of Steel Truss Ceramsite Concrete and Finite Element Simulation. *Buildings*, **15**, Article 981. <https://doi.org/10.3390/buildings15060981>
- [25] Liu, J., Fang, J., Chen, J. and Xu, G. (2019) Evaluation of Design Provisions for Interface Shear Transfer between Concretes Cast at Different Times. *Journal of Bridge Engineering*, **24**. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)be.1943-5592.0001393](https://doi.org/10.1061/(asce)be.1943-5592.0001393)
- [26] Liu, J., Bu, Y., Chen, J. and Wang, Q. (2021) Contribution of Shear Reinforcements and Concrete to the Shear Capacity of Interfaces between Concretes Cast at Different Times. *KSCCE Journal of Civil Engineering*, **25**, 2065-2077. <https://doi.org/10.1007/s12205-021-0791-5>
- [27] Mattock, A.H. (1978) Shear Transfer Under Monotonic Loading, Across an Interface between Concretes Cast at Different Times. AH Mattock—Report SM.
- [28] Shaw, D.M. and Sneed, L.H. (2014) Interface Shear Transfer of Lightweight-Aggregate Concretes Cast at Different Times. *PCI Journal*, **59**, 130-144. <https://doi.org/10.15554/pcij.06012014.130.144>