文章编号:1005-0523(2026)05-0012-11

PBL键双拼T型钢-混组合梁抗弯计算方法研究

陈建兵[1],杨金龙[1],刘　聪[1],黄永亮[2]

(1. 苏州科技大学土木工程学院,江苏 苏州 215011; 2. 中交一公局第二工程有限公司,江苏 苏州 215151)

摘要:为研究采用PBL剪力键连接的双拼T型钢-混凝土组合梁的抗弯性能,文章基于ABAQUS有限元软件建立了三维非线性数值分析模型,并将模拟结果与试验数据进行对比,以验证模型的可靠性。在此基础上,系统探讨了混凝土强度、混凝土翼缘宽度与厚度、钢板厚度与强度、剪力键间距与孔径、贯通钢筋直径等参数对组合梁抗弯性能的影响,同时结合简化塑性理论,推导了该组合梁的抗弯承载力计算公式。结果表明,建立的组合梁模型能很好地反映出试验过程中组合梁的受力性能和变形破坏现象;混凝土强度等级从C35提高到C50,极限抗弯承载力提高7.5%;钢板强度等级从Q235提高到Q420后,极限抗弯承载力提高71%;剪力键间距从100 mm增加至250 mm,极限抗弯承载力减小6.1%,但剪力键孔径对极限抗弯承载力几乎无影响;贯通钢筋直径从6 mm增加至12 mm,极限抗弯承载力仅提高2.2%。建立的组合梁抗弯承载力计算公式所得结果与试验及模拟值吻合良好。

关键词:双拼T型钢-混组合梁;PBL键;有限元模拟;抗弯性能;计算方法

中图分类号:TU398.1　　**文献标志码:**A

本文引用格式:陈建兵,杨金龙,刘聪,等. PBL键双拼T型钢-混组合梁抗弯计算方法研究[J]. 华东交通大学学报,2026,43(5):12-22.

Research on Flexural Calculation Method of Double T-Shaped Steel-Concrete Composite Beams with PBL Shear Connector

Chen Jianbing[1], Yang Jinlong[1], Liu Cong[1], Huang Yongliang[2]

(1. School of Civil Engineering, Suzhou University of Science and Technology , Suzhou 215011, China;
2. CCCC First Public Bureau Second Engineering Company Limited, Suzhou 215151, China)

Abstract: To investigate the flexural performance of double T-shaped steel-concrete composite beams connected with perfobond rib (PBL) shear connector, a three-dimensional nonlinear finite element model was developed using ABAQUS. The simulation results were compared with experimental data to validate the reliability of the model. Upon validation, a parametric study was conducted to assess the influence of structural parameters-including concrete strength, flange slab width and thickness, steel plate thickness and strength, shear connector spacing and hole diameter, and through-bar diameter-on the flexural behavior of the composite beam. Furthermore, a simplified plastic theory was employed to establish a flexural capacity calculation formula for the composite system. The results indicated that the proposed finite element model accurately captured the mechanical response and failure modes observed during the experimental tests. Increasing the concrete strength from C35 to C50 led to a 7.5% improvement in ultimate flexural capacity, while upgrading the steel grade from Q235 to Q420 resulted in

收稿日期:2025-06-18
基金项目:国家自然科学基金项目(52208187);苏州市建设系统科技项目(苏建函科〔2023〕262号)

a 71% increase. Enlarging the shear connector spacing from 100 mm to 250 mm caused a 6.1% reduction in flexural capacity, whereas the connector hole diameter was found to have a negligible effect. Increasing the diameter of the through reinforcement bars from 6 mm to 12 mm yielded only a 2.2% improvement in capacity. The proposed flexural capacity formula showed good agreement with both experimental and numerical results.

Key words: double T-shaped steel-concrete composite beam; PBL shear connectors; finite element simulation; flexural performance; calculation method

Citation format: Chen Jianbing, Yang Jinlong, Liu Cong, et al. Research on flexural calculation method of double T-shaped steel-concrete composite beams with PBL shear connector[J]. Journal of East China Jiaotong University, 2026, 43(5): 12-22.

钢-混组合梁具有材料利用率高、结构自重轻、施工便捷、成本较低等优点，在桥梁工程中得到广泛应用[1-4]。学者们通过不同的试验和分析方法探讨了PBL键对组合梁抗弯性能的影响。Huang等[5]通过四点弯曲试验，研究了T型PBL键钢-混凝土组合梁在负弯矩作用下的破坏模式、荷载-挠度曲线及应变分布，评估了翼缘宽度和配筋率对该组合梁抗弯性能的影响，并在此基础上提出了其抗弯承载力的计算公式。阎奇武等[6]以内翻U型外包钢-混凝土组合连续试验梁为参照，建立了该组合梁的有限元模型，分析了影响其抗弯承载力的主要影响因素，并提出抗弯承载力的计算方法。Yan等[7]提出了一种基于PBL键的直边U型外包钢-混凝土组合结构，旨在解决传统内翻或外翻U型外包钢-混凝土组合梁中焊缝过多的问题。该研究结合试验与有限元模拟，分析了该结构在受弯状态下的应力-应变分布及荷载-挠度曲线，并提出了相应的抗弯承载力计算方法。结果表明，该组合结构的抗弯承载能力优于传统U型外包结构。任小平[8]针对双开孔钢板连接件的横向抗弯性能开展了试验研究，结果表明，穿孔钢筋直径对该类连接件试件的破坏形态影响较小，并据此提出了横向抗弯承载力的计算公式。Kim等[9]通过试验对带有穿孔剪力连接件的钢-混组合桥面板进行了研究，发现PBL连接件能充分发挥其荷载传递性能，与普通钢筋混凝土桥面板相比，其极限承载能力提高了200%。

综上所述，国内外学者已围绕不同形式的PBL剪力键钢-混凝土组合梁开展了大量试验与理论研究，但针对双拼T型钢-混组合梁的研究仍相对不足。与传统混凝土梁及单T型钢组合梁相比，该结构通过增设纵向和侧向约束，显著提高了整体稳定性，同时可有效降低中小跨径桥梁的梁高和建设成本[10]。本文结合试验与ABAQUS有限元模拟，分析钢板厚度与强度、混凝土强度、翼板尺寸、剪力键间距、孔径及钢筋直径等参数对抗弯性能的影响，并建立了适用于该组合梁的抗弯承载力计算公式。

1　有限元模型建立

1.1　模型概况

为分析双拼T型钢-混组合梁的抗弯性能，基于ABAQUS软件构建有限元模型。模型中主要包含双拼T型钢梁、钢筋及混凝土板，如图1所示。

1.2　材料本构

1）钢材。本构关系分为3个阶段：首先在弹性阶段，应力达到屈服强度 f_y 后，进入屈服强化阶段，材料继续变形，且应力以 E_s/100 增长，最终进入理

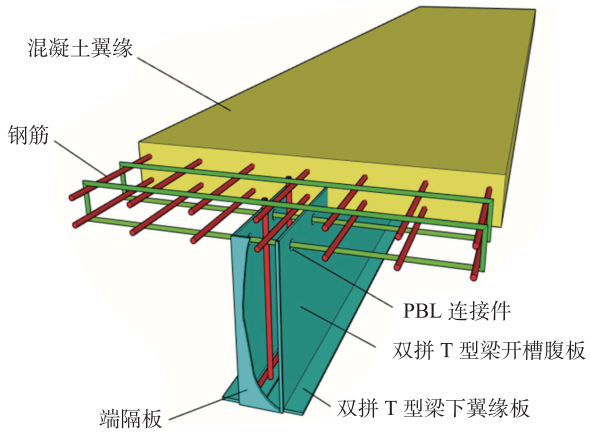


图1　试件构造示意图

Fig. 1　Schematic diagram of specimen structure

想塑性阶段，应力达到极限强度 f_u 直至破坏。硬化段模量取钢材弹性模量的0.01，泊松比取0.3。

2）混凝土。本构关系分为受压区及受拉区。在受压区，曲线呈抛物线型增长，初始阶段应力随应变线性增大，至峰值应力 $f_{c,r}$ 对应的应变 $\varepsilon_{c,r}$ 处达到极限，此后应力逐渐下降，最终在极限应变 ε_u 处失效。

受拉区则表现出脆性破坏特征，应力迅速达到峰值 $f_{t,r}$，对应应变 $\varepsilon_{t,r}$ 后快速下降，反映混凝土开裂后的应力释放。

根据GB 50010—2010《混凝土结构设计规范》，混凝土损伤模型塑性参数分别取：$\psi=30°$，$\varepsilon=0.1$，$f_{b0}/f_{c0}=1.16$，$K_c=0.667$，$\mu=0.000\,5$。

1.3 接触与约束

在装配模块将钢腹板与翼板和端隔板合并，模拟焊接效果，并在混凝土梁中切割出混凝土榫，钢板与混凝土的接触采用面面接触，法线方向采用硬接触，切线方向采用摩擦属性，摩擦系数取0.25[11]。加载垫块和支座垫块分别与混凝土和钢板之间进行绑定约束，钢筋合并为钢筋网，模拟绑扎效果，全部嵌固于混凝土内。

1.4 单元类型及网格划分

混凝土板采用三维实体单元C3D8R，尺寸划分为50 mm；纵向剪力通过钢榫和混凝土榫的咬合截面传递，壳单元无法实现，钢板同样采用三维实体单元C3D8R，尺寸划分为30 mm；钢筋采用三维线性桁架单元T3D2。单元厚度方向网格加密为2 mm，混凝土榫及腹板开孔处局部加密至10 mm。

1.5 边界条件

为了简化计算，加载垫块与支座垫块因变形可忽略，故将其进行刚体约束，加载垫块分别约束至参考点RP-1、RP-2，对参考点施加竖向位移，两侧支座垫板刚体约束到参考点RP-3、RP-4上，对参考点施加约束，分别为 $U_x=U_y=UR_y=UR_z=0$，$U_x=U_y=U_z=UR_y=UR_z=0$。模型加载与边界条件具体情况如图2所示。

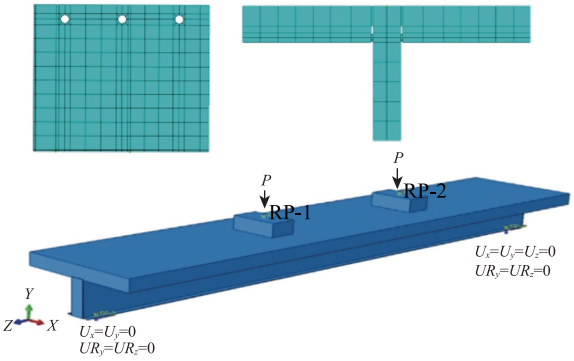


图2 模型加载与边界条件

Fig. 2 Model loading and boundary conditions

2 模型验证

本文将有限元模拟结果与文献[12]试验实测结果进行对比，并以此验证模型，对该组合结构的抗弯性能进行参数分析。

2.1 试验设计参数

文献[12]试验试件设计基本参数如图3所示：梁长为3 200 mm，高为300 mm，混凝土翼板厚度为80 mm，宽度为640 mm；双拼T型钢板中钢腹板（嵌入部分除外）高度220 mm，钢腹板顶部嵌入混凝土翼板内的PBL键区域高度为35 mm。PBL键在双钢腹板焊接前切割形成；开孔直径为16 mm，腹板

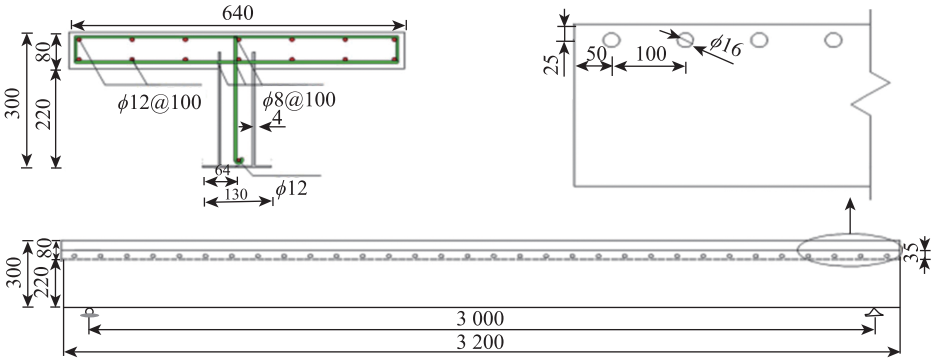


图3 试件尺寸图（单位：mm）

Fig. 3 Specimen dimension diagram (Unit: mm)

开孔中心距腹板上缘25 mm，PBL键距钢腹板端部50 mm，开孔间距为100 mm，并在孔内设置直径8 mm的横向贯穿钢筋，通过箍筋与混凝土翼板内的上下纵筋进行连接。混凝土强度等级为C40，钢梁材质为Q345qB，钢筋均为HRB400。

试验中混凝土立方体的抗压强度 f_{cu} = 40.7 MPa，轴心抗压强度 f_c = 27.2 MPa，弹性模量 $E_c = 3.28 \times 10^4$ MPa。钢材力学性能参数见表1。

表1　钢材力学性能表

Tab.1　Mechanical properties of steel

类型	板厚（直径）/mm	f_{ys}/MPa	f_{us}/MPa	E_s/GPa
钢板	4	421.0	530.9	211.6
钢筋	8	527.6	649.8	227.2
钢筋	12	434.9	610.4	191.6

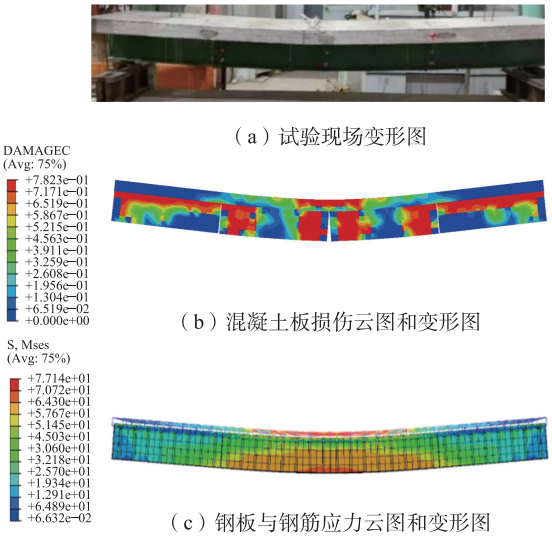
2.2　变形对比

模拟云图及其变形图与试验变形对比如图4所示。模拟所得的变形趋势与试验观测结果一致，跨中区域表现出最大竖向挠度。能够较准确反映构件实际的受力特征和破坏形态。这一结果验证了所建立有限元模型的合理性与有效性。

2.3　结果对比

图5为文献[12]试验结果与有限元模拟结果对比。如图5(a)所示，模拟荷载–跨中挠度曲线与试验趋势一致，加载初期几乎重合，弹性阶段刚度拟合良好；进入塑性阶段后，模拟曲线略高于实测值，极限荷载模拟为447.4 kN，对应挠度为71.8 mm。试验值为421.2 kN，对应挠度为68.4 mm。荷载与对应位移的相对误差分别为6.2%和5.0%。差异主要来源于试验中存在的连接间隙、构件初始缺陷或材料性能波动。

从图5(b)中可以看出，模拟与试验在弹性段偏差较小。在屈服阶段时，应变变化开始显著偏离线性趋势，取试验荷载–应变曲线的屈服转折段中部，即荷载为350 kN时，试件应变出现加速上升趋势，试验应变为 1.85×10^{-4}，模拟值为 1.74×10^{-4}，误差为5.9%。在峰值荷载阶段，试验最大应变为 2.20×10^{-4}，模拟应变为 2.07×10^{-4}，相



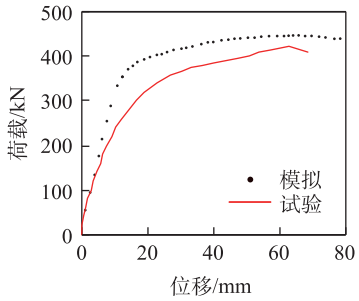
（a）试验现场变形图

（b）混凝土板损伤云图和变形图

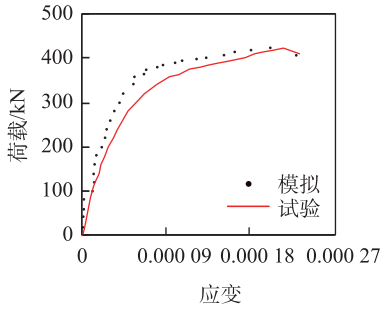
（c）钢板与钢筋应力云图和变形图

图4　模拟云图、变形图与试验变形对比

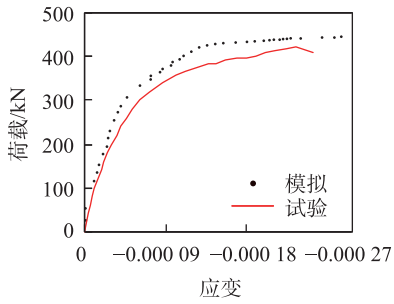
Fig. 4　Comparison of simulated stress contour and deformation diagrams with experimental deformation



（a）荷载–跨中挠度曲线



（b）钢梁跨中下翼缘纵向应变



（c）跨中混凝土板顶部纵向应变

图5　试验与有限元结果对比[12]

Fig. 5　Comparison of experimental and finite element results[12]

对误差为5.9%。验证了钢材本构模型和接触模拟准确性。

从图5(c)曲线中可见,加载初期,模拟与试验曲线拟合较好,说明混凝土弹性阶段应力-应变关系模拟准确。进入屈服与损伤阶段后,应变增长速率放缓,峰值荷载下试验压应变为-2.58×10^{-4},模拟值为-2.46×10^{-4},误差为4.7%。曲线平稳且连续,真实反映裂缝发展与压碎过程。整体误差均控制在10%以内,证明有限元模型能准确预测组合梁非线性响应。

3 结构参数分析

有限元参数分析时,采用与文献[12]相同的边界条件和加载方式,模型具体结构参数及取值见表2。

3.1 混凝土强度

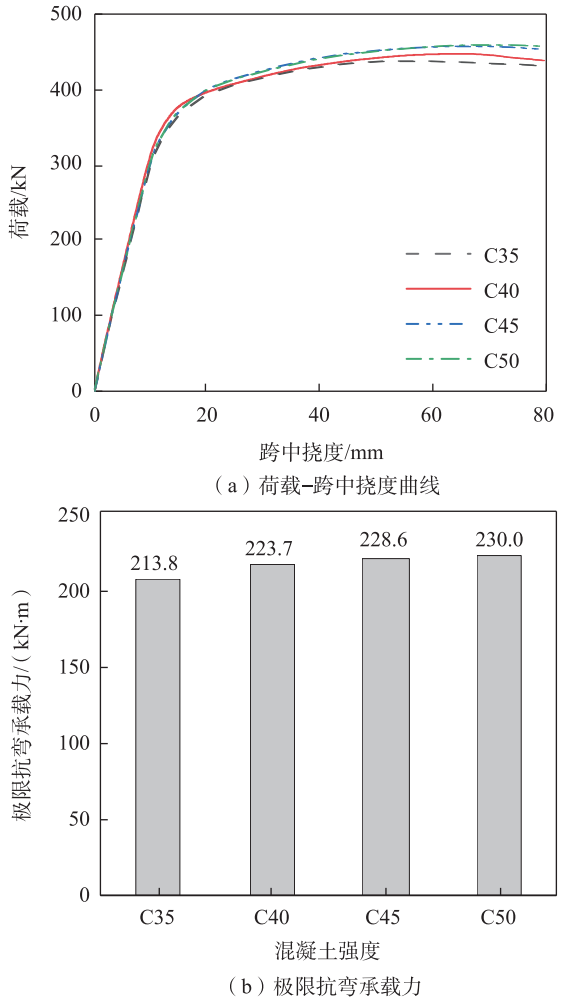
提升混凝土强度等级对组合梁抗弯性能影响较小,如图6所示,在弹性阶段对组合梁刚度几乎无影响。混凝土强度等级从C35至C50,抗弯承载力提升7.5%,相邻两个强度等级之间的极限抗弯承载力提高不超过4.6%,增强混凝土强度对组合梁的抗

表2 模型参数

Tab.2 Model parameters

编号	BH/mm	σ_s/MPa	YBK/mm	YBH/mm	f_c/MPa	S/mm	A/mm	G/mm
试验试件	4	421	640	80	27.2	100	16	8
BH2	2	421	640	80	27.2	100	16	8
BH6	6	421	640	80	27.2	100	16	8
BH8	8	421	640	80	27.2	100	16	8
Q235	4	235	640	80	27.2	100	16	8
Q345	4	345	640	80	27.2	100	16	8
Q390	4	390	640	80	27.2	100	16	8
YBK520	4	421	520	80	27.2	100	16	8
YBK760	4	421	760	80	27.2	100	16	8
YBK800	4	421	800	80	27.2	100	16	8
YBH100	4	421	640	100	27.2	100	16	8
YBH120	4	421	640	120	27.2	100	16	8
YBH140	4	421	640	140	27.2	100	16	8
C35	4	421	640	80	23.4	100	16	8
C45	4	421	640	80	29.6	100	16	8
C50	4	421	640	80	32.4	100	16	8
S150	4	421	640	80	27.2	150	16	8
S200	4	421	640	80	27.2	200	16	8
S250	4	421	640	80	27.2	250	16	8
A12	4	421	640	80	27.2	100	12	8
A14	4	421	640	80	27.2	100	14	8
A18	4	421	640	80	27.2	100	18	8
G6	4	421	640	80	27.2	100	16	6
G10	4	421	640	80	27.2	100	16	10
G12	4	421	640	80	27.2	100	16	12

注:BH代表钢板厚度;YBK、YBH分别代表混凝土翼板宽度和厚度;S、A分别代表剪力键间距和孔径;G代表钢筋直径;σ_s代表钢板屈服强度;f_c代表混凝土轴心抗压强度标准值。

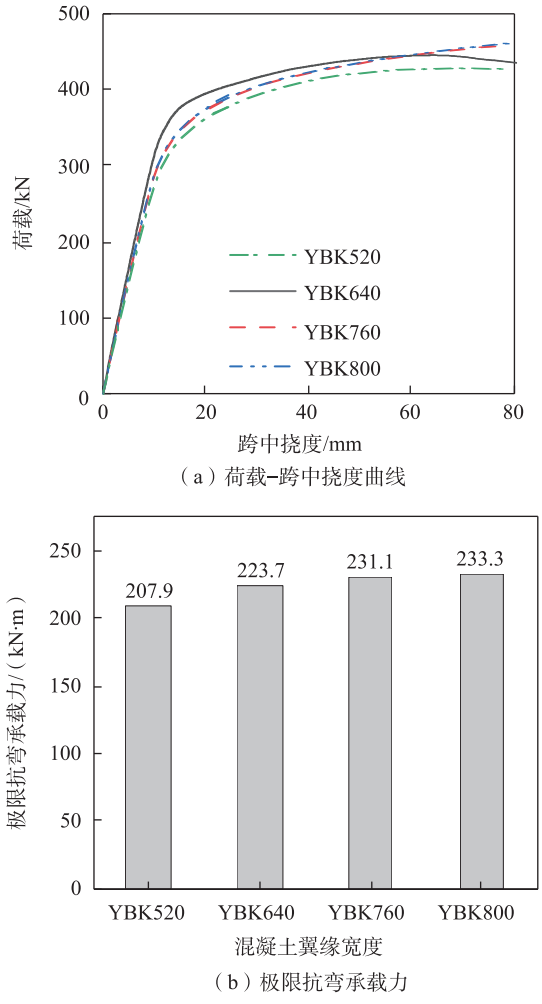


（a）荷载–跨中挠度曲线

（b）极限抗弯承载力

图6　不同混凝土强度等级下模拟值对比

Fig. 6　Comparison of simulated values under different concrete strength grades



（a）荷载–跨中挠度曲线

（b）极限抗弯承载力

图7　不同翼缘板宽度下模拟值对比

Fig. 7　Comparison of simulated values under different flange plate widths

弯性能提升效果不显著。

3.2　混凝土翼缘宽度

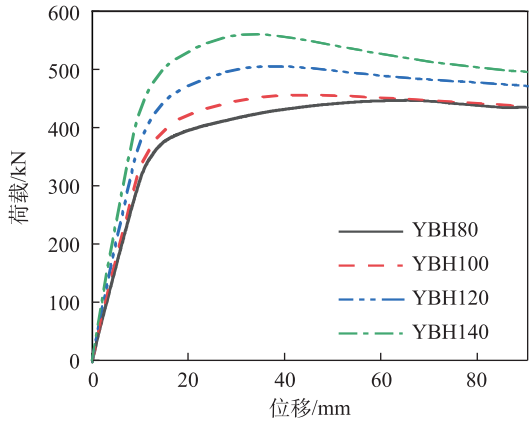
混凝土翼缘宽度分别为520、760、800 mm的模拟数据与翼缘宽度为640 mm的模拟数据相比，如图7所示，混凝土翼缘宽度增加对惯性矩贡献较小，且翼缘板剪切变形导致沿宽度方向弯曲正应力分布不均，钢梁仍承受主要弯矩。翼缘宽度从520 mm增加至800 mm，极限抗弯承载力增加12.2%。随着翼缘宽度的增加，其对组合梁极限抗弯性能的影响越来越小。

3.3　混凝土翼缘厚度

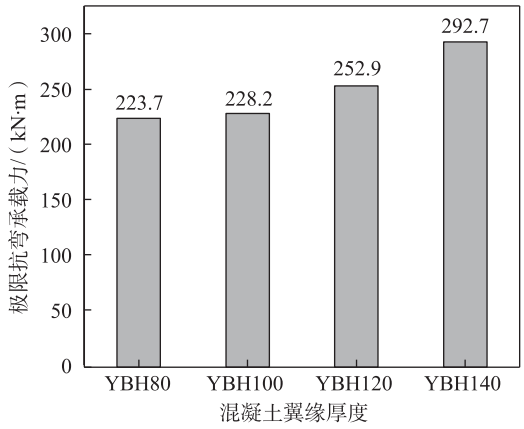
翼缘厚度对组合梁抗弯性能影响如图8所示。混凝土翼缘厚度增加显著提升组合梁抗弯性能和初始刚度，相对于翼缘厚度80 mm的组合梁模型，翼缘厚度为100、120 mm和140 mm组合梁模型的初始刚度分别提高了8.7%、26.7%、48.6%，每增加20 mm，初始刚度提高20%左右。混凝土承载力随着翼缘厚度增加而增大，从而提高整体抗弯性能。

3.4　钢板厚度

钢板厚度对组合梁抗弯性能影响如图9所示。板厚为6 mm和8 mm的组合梁模型其初始刚度分别增加6.9%、27.7%。但钢板厚度为2 mm时，截面惯性矩大幅减小，导致刚度和承载力大幅降低，相较于4 mm的钢板分别降低88.6%和67.4%。因此在设计中适当增加厚度可以显著提升组合梁的抗弯性能



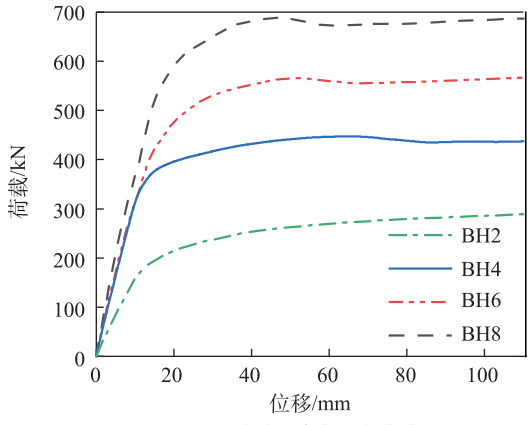
（a）荷载–跨中挠度曲线



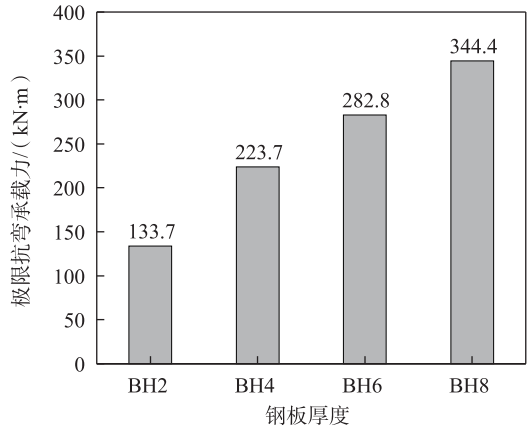
（b）极限抗弯承载力

图8 不同翼缘厚度下模拟值对比

Fig. 8 Comparison of simulated values under different flange thicknesses



（a）荷载–跨中挠度曲线



（b）极限抗弯承载力

图9 不同钢板厚度下模拟值对比

Fig. 9 Comparison of simulated values under different steel plate thicknesses

和结构的稳定性。

3.5 钢板强度

依据表1钢材力学性能实测值，钢板强度等级为Q420的模型采用基础构件的模拟值。钢板强度对组合梁抗弯性能影响如图10所示。提高钢材强度等级能显著提高组合梁的抗弯性能，但初始刚度变化幅度趋于零。钢板强度等级从Q235提高到Q420后，极限抗弯承载力提高了71%。

3.6 剪力键间距

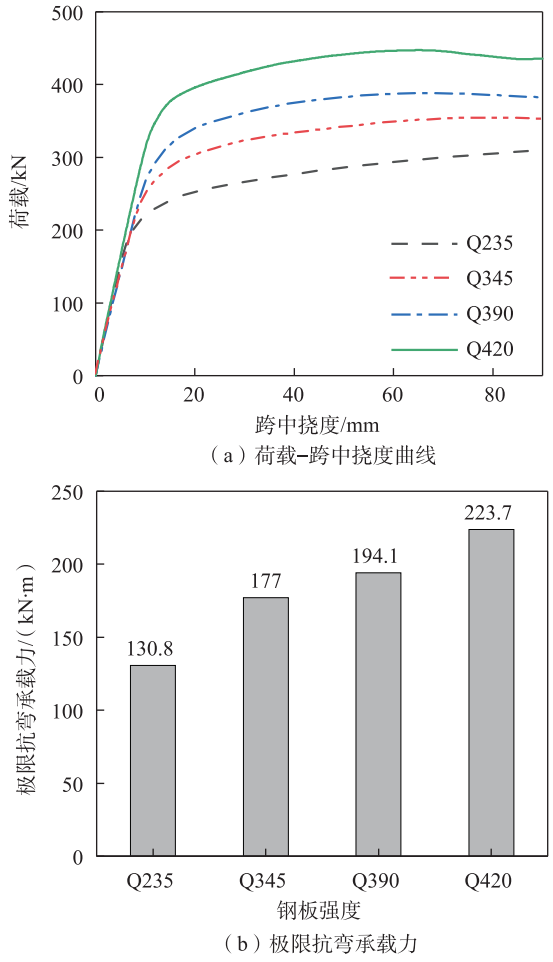
剪力键间距对组合梁抗弯性能影响如图11所示。初始刚度随着开孔间距的增大而明显降低。剪力键间距为150、200、250 mm相较于间距为100 mm，初始刚度分别降低了6.2%、15.0%、20.3%。随着剪力键间距从100 mm增加到250 mm，其极限抗弯承载力减小了6.1%。间距增大意味着剪力键数量减少，钢梁与混凝土翼缘连接减弱，协同作用下降，整体抗弯性能下降。

3.7 剪力键孔径

剪力键孔径对组合梁抗弯性能影响如图12所示。仅改变PBL键的开孔直径，对组合梁的抗弯性能和初始刚度影响较小。孔径从12 mm增加到18 mm，抗弯承载力增加0.5%，初始刚度仅增加1.8%。原因是PBL键通过其开孔、贯穿钢筋和混凝土榫形成可靠连接，有效传递剪力，即使钢筋直径未调整，组合结构仍表现稳定。

3.8 贯通钢筋直径

贯通钢筋直径对组合梁抗弯性能影响如图13所示。贯通钢筋直径的变化对抗弯性能和初始刚度影响较小。贯通钢筋直径从6 mm增大到12 mm，其抗弯承载力仅提高2.2%。随着贯通钢筋直径增大，PBL键与混凝土榫连接刚度提高，更有效地约束了混凝土和钢板之间的滑移，提高了混凝

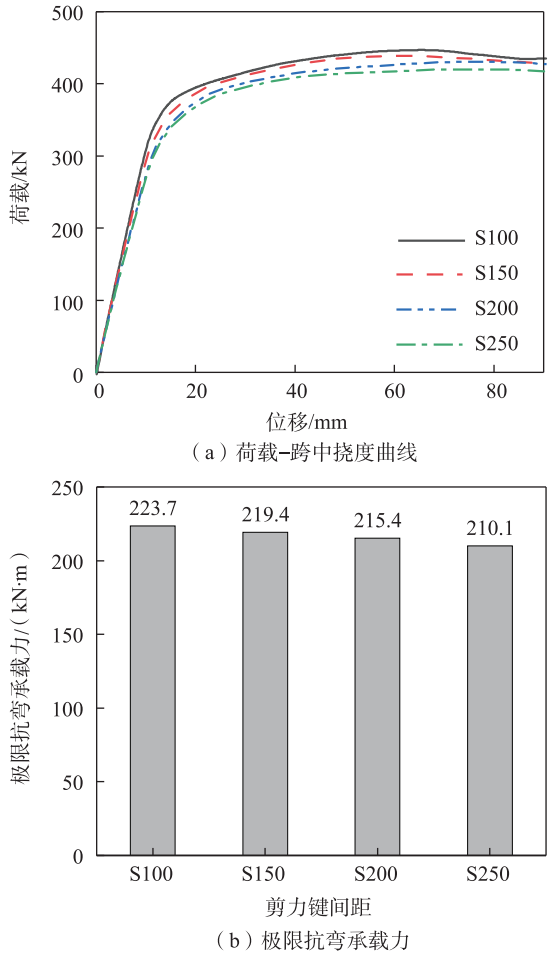


（a）荷载–跨中挠度曲线

（b）极限抗弯承载力

图10　不同钢板强度等级下模拟值对比

Fig. 10　Comparison of simulated values under different steel plate strength grades



（a）荷载–跨中挠度曲线

（b）极限抗弯承载力

图11　不同剪力键间距下模拟值对比

Fig. 11　Comparison of simulated values under different shear key spacing

土与钢板的组合效应，进而略微提高组合梁的抗弯性能。

4　抗弯承载力计算方法

4.1　抗剪连接度

根据GB 50917—2013《钢–混凝土组合桥梁设计规范》，钢–混交界面的纵向剪力为

$$V_s=\min(Af,\ b_e h_c f_c) \tag{1}$$

式中：Af 为钢梁全截面受拉合力；$b_e h_c f_c$ 为混凝土全截面受压合力。

单个连接件的抗剪承载力为

$$N_v^c=2\alpha\left(\frac{\pi}{4}d_1^2-\frac{\pi}{4}d_2^2\right)f_{td}+2f_{vd}\frac{\pi}{4}d_2^2 \tag{2}$$

式中：N_v^c 为开孔连接件的单孔抗剪承载力设计值；d_1 为开孔直径；d_2 为横向贯通钢筋直径；f_{td} 为混凝土轴心抗拉强度设计值；f_{vd} 为钢筋抗剪强度设计值，按式 $f_{vd}=0.55f_{sd}$ 计算，f_{sd} 为钢筋抗拉强度设计值；α 为提高系数，规范建议取6.1。剪跨内实配的连接件个数 $n_r=16$；则抗剪连接度 $r=(n_r N_v^c)/V_s=1.1>1.0$，可知试件满足完全抗剪连接。

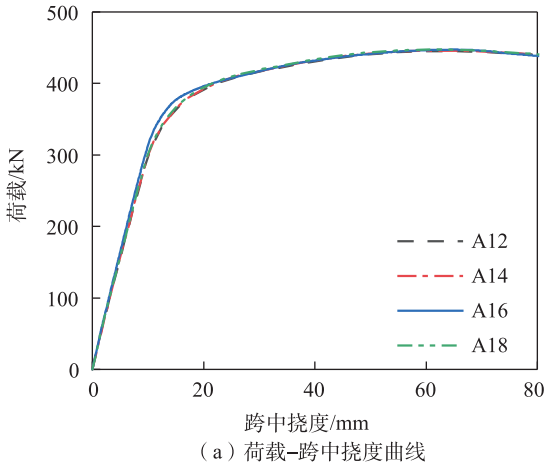
4.2　基本假定

通过对组合梁试验与模拟结果进行分析，并结合简化塑性理论，提出PBL键双拼T型钢–混凝土组合梁抗弯承载力计算方法，并假定[5]：

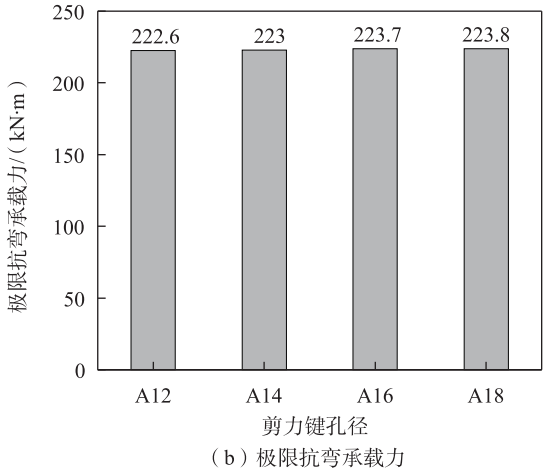
1）界面应变符合平截面假定；

2）剪力键分布均匀，且能充分发挥组合梁抗弯性能；

3）忽略翼缘板中的钢筋及中和轴以下混凝土翼缘板部分对极限抗弯承载力的贡献。



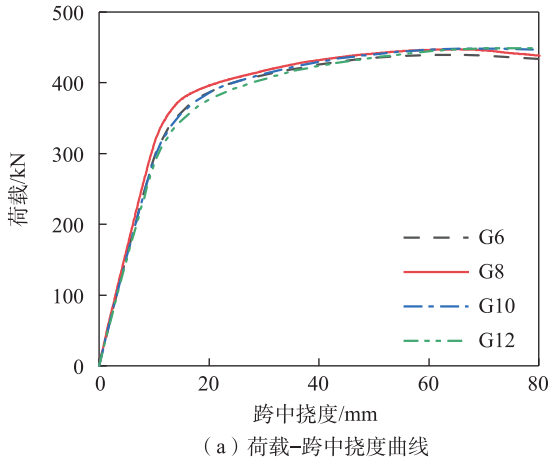
（a）荷载–跨中挠度曲线



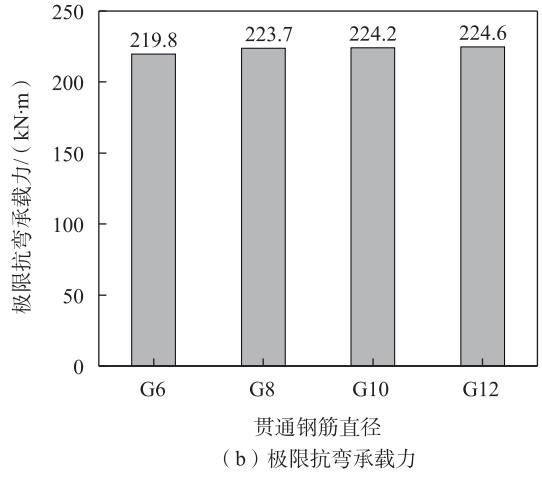
（b）极限抗弯承载力

图12 不同剪力键孔径下模拟值对比

Fig. 12 Comparison of simulated values under different shear key aperture sizes



（a）荷载–跨中挠度曲线



（b）极限抗弯承载力

图13 不同贯通钢筋直径下模拟值对比

Fig. 13 Comparison of simulated values under different diameters of through steel bars

4.3 抗弯承载力计算

考虑中和轴位置不同，将其分为以下3种情况。

1）中和轴位于混凝土翼板内且高于嵌入式连接件，组合梁截面应力及参数如图14(a)所示，即混凝土受压区高度 x 满足 $0\leqslant x\leqslant(h_c-d_e)$ 时，得方程为

$$\alpha_1 f_c B x=2\xi d_e t f_s+2(h_s-t+b_s)t f_s \tag{3}$$

$$y_1=\frac{(h_s+d_e-t)^2 t+b_s t(2h_s-t+2d_e)}{2(h_s+d_e-t)t+2bt}+\left(h_c-\frac{x}{2}+d_e\right) \tag{4}$$

$$M_u=\alpha_1 B f_c x y_1 \tag{5}$$

式中：α_1 为混凝土翼板宽有效系数；ξ 为截面有效系数，钢腹板嵌入部分中，除去开孔面积占未开口时的全部面积之比 $\xi=1-A_1/Ld_e$，其中 A_1 为嵌入部分开孔总面积，L 为钢腹板长度；f_c 为混凝土抗压强度设计值；f_s 为钢板的强度设计值；B 为混凝土翼板宽度；d_e 为嵌入式连接件高度；t 为钢板厚度；b_s 为倒T形钢梁下翼缘宽度；h_s 为混凝土翼缘的厚度；y_1 为混凝土受压区合力作用点到钢板受拉区合力作用点的距离。

2）中和轴位于嵌入连接件内时，组合梁截面应力及参数如图14(b)所示，即 $(h_c-d_e)\leqslant x\leqslant H$ 时，可得方程为

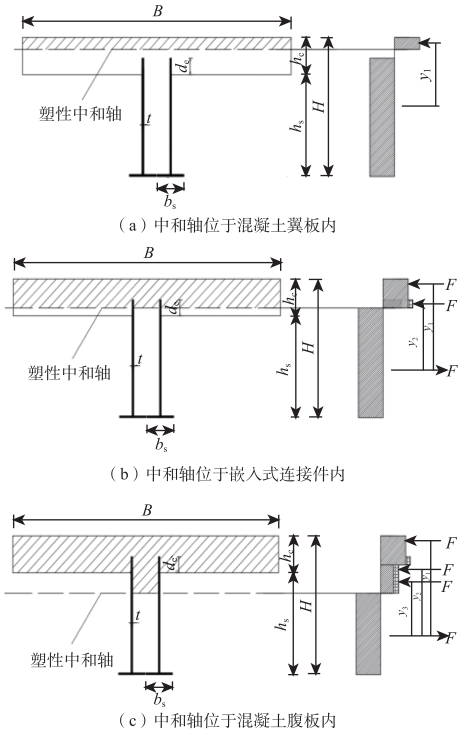
$$\alpha_1 B x f_c+2\xi(d_e-h_c+x)t f_s=2(H-x-t+b_s)t f_s \tag{6}$$

$$y_1=\frac{(H-x-t)^2 t+b_s t(2H-2x-t)}{2(H-x-t)t+2b_s t}+\frac{x}{2} \tag{7}$$

$$y_2=\frac{(H-x-t)^2 t+b_s t(2H-2x-t)}{2(H-x-t)t+2b_s t}+\frac{x-h_c+d_e}{2} \tag{8}$$

$$M_u=\alpha_1 B f_c x y_1+\xi A'_s f_s y_2 \tag{9}$$

式中：y_2 为钢板受压区合力作用点到钢板受拉区合力作用点的距离；A'_s 为受压区钢板面积。



（a）中和轴位于混凝土翼板内

（b）中和轴位于嵌入式连接件内

（c）中和轴位于混凝土腹板内

图14　抗弯承载力简化计算模型

Fig. 14　Simplified calculation model for bending capacity

3）中和轴位于混凝土腹板内时，组合梁截面应力及参数如图14(c)所示，即 $h_c \leqslant x \leqslant H-t$ 时，可得方程为

$$\alpha_1\left[Bh_cf_c+\left(b_s-\frac{t}{2}\right)(x-h_c)\right]+2\xi(d_e-h_c+x)tf_s=2(H-x-t+b_s)tf_s \tag{10}$$

$$y_1=\frac{(H-x-t)^2t+b_st(2H-2x-t)}{2(H-x-t)t+2b_st}+\left(x-\frac{h_c}{2}\right) \tag{11}$$

$$y_2=\frac{(H-x-t)^2t+b_st(2H-2x-t)}{2(H-x-t)t+2b_st}+\frac{x-h_c+d_e}{2} \tag{12}$$

$$y_3=\frac{(H-x-t)^2t+b_st(2H-2x-t)}{2(H-x-t)t+2b_st}+\frac{x-h_c}{2} \tag{13}$$

$$M_u=\alpha_1Bf_ch_cy_1+\alpha_1A'_cf_cy_2+\xi A'_sf_sy_3 \tag{14}$$

式中：y_3 为腹板混凝土受压区合力作用点到钢板受拉区合力作用点的距离；A'_c 为腹板混凝土受压区面积。

PBL键双拼T型钢–混组合梁抗弯承载力试验值为210.8 kN·m，计算值为204.7 kN·m，误差为3%。试验值与计算值吻合较好。

4.4　计算结果对比

抗弯承载力模拟值与理论值的对比见表3。模拟略大于理论计算值，但模拟过程中考虑混凝土损伤模型的非线性，使模型可能更早地出现材料屈服，导致分析混凝土翼板厚度时，模拟的抗弯承载力低于理论计算值。误差控制在10%以内，理论值与模拟值吻合较好。

5　结论

利用ABAQUS软件建立PBL键双拼T型钢–混组合梁理论模型，分析各参数对其抗弯性能的影响，建立适用于该类型组合梁的计算公式。得出以下结论。

1）增加钢板厚度和强度可显著提升组合梁抗弯性能；增加混凝土强度及翼缘板宽度对抗弯性能影响相对有限，而翼缘板厚度增加则显著提高初始

表3　抗弯承载力理论值M_u与模拟值M_s对比

Tab.3　Comparison between theoretical value M_u and simulated value M_s of flexural bearing capacity

试件名称	M_u/(kN·m)	M_s/(kN·m)	[(M_s–M_u)/M_u]/%	试件名称	M_u/(kN·m)	M_s/(kN·m)	[(M_s–M_u)/M_u]/%
BH2	121.8	133.7	9.7	C35	196.0	213.8	9.1
BH6	266.7	282.8	6.0	C45	211.1	228.6	8.2
BH8	316.1	344.4	9.0	C50	217.1	230.0	5.7
Q235	119.2	130.8	9.7	S150	204.3	219.4	7.4
Q345	161.4	177.0	9.6	S200	204.4	215.4	5.4
Q390	176.9	194.1	9.7	S250	204.5	210.1	2.7
YBK520	192.0	207.9	8.3	A12	204.4	222.6	8.9
YBK760	214.8	231.1	7.6	A14	204.3	223.0	9.2
YBK800	217.6	233.3	7.2	A18	204.0	223.8	9.7
YBH100	240.0	228.2	-5.0	G6	204.7	219.8	7.4
YBH120	278.0	252.9	-9.0	G10	204.7	224.2	9.5
YBH140	318.3	292.7	-8.1	G12	204.7	224.6	9.7

刚度和整体抗弯性能。

2）初始刚度随剪力键间距增大而下降。剪力键数量不足会削弱钢梁与混凝土翼板的协同作用，适当减小间距可提升刚度和抗弯承载力。

3）基于试验与有限元分析建立的抗弯承载力计算公式与试验、模拟结果误差均在10%以内，能够较好反映组合梁实际抗弯性能。

参考文献：

[1] 李国强，李亮，李现辉，等. 腹板嵌入式组合梁抗弯性能理论和试验研究[J]. 土木建筑与环境工程，2011，33(3)：1-7，30.
Li Guoqiang，Li Liang，Li Xianhui，et al. Theoretical and experimental analysis of bending behavior of composite beam with notched web[J]. Journal of Civil，Architectural & Environment Engineering，2011，33(3)：1-7，30.

[2] Ipe T V，Bai H S，Vani K M，et al. Flexural behavior of cold-formed steel concrete composite beams[J]. Steel and Composite Structures，2013，14(2)：105-120.

[3] Liu Jing，Ding Faxing，Liu Xuemei，et al. Flexural capacity of steel-concrete composite beams under hogging moment[J]. Advances in Civil Engineering，2019：3453274.

[4] Turetta M，Odenbreit C，Khelil A，et al. Investigation on the flexural behavior of an innovative U-shaped steel-concrete composite beam[J]. Steel and Composite Structures，2020，34(3)：441-452.

[5] Huang Wenfeng，Zhan Yulin，Li Junyi，et al. Effect of flange widths of T-type PBL shear connectors on the mechanical performance in negative bending moment region of steel-concrete composite beams[J]. Structures，2024，66：106846.

[6] 阎奇武，张正. 内翻U形外包钢组合梁正截面抗弯承载力分析[J]. 土木与环境工程学报(中英文)，2020，42(6)：81-94.
Yan Qiwu，Zhang Zheng. Analysis of normal section bending bearing capacity of inverted U-shaped steel-encased concrete composite beam[J]. Journal of Civil and Environmental Engineering，2020，42(6)：81-94.

[7] Yan Qiwu，Zhang Zheng，Yan Jin，et al. Analysis of flexural capacity of a novel straight-side U-shaped steel-encased concrete composite beam[J]. Engineering Structures，2021，242：112447.

[8] 任小平. 波形钢腹板组合梁双开孔钢板连接件横向抗弯性能研究[J]. 桥梁建设，2023，53(4)：87-93.
Ren Xiaoping. Study on transverse bending behavior of twin perfobond rib shear connectors in composite girder bridge with corrugated steel webs[J]. Bridge Construction，2023，53(4)：87-93.

[9] Kim Y H，Choi H，Lee S，et al. Experimental and analytical investigations on the hat shaped shear connector in the steel-concrete composite flexural member[J]. International Journal of Steel Structures，2011，11(1)：99-107.

[10] 梁国卿，赵俊宇，毛国辉，等. 波纹钢板加固钢筋混凝土梁抗弯性能试验与数值分析[J]. 华东交通大学学报，2024，41(4)：36-44.
Liang Guoqing，Zhao Junyu，Mao Guohui，et al. Experiment and numerical study on the flexural performance of concrete beams reinforced with corrugated steel plates[J]. Journal of East China Jiaotong University，2024，41(4)：36-44.

[11] Fink J，Petraschek T，Ondris L. Push-out test parametric simulation study of a new sheet-type shear connector[J]. Projekte an den zentralen Applikationsservern，Berichte，2006：131-153.

[12] 杨金龙.基于PBL键的双拼T型钢-混组合梁受弯性能研究[D].苏州：苏州科技大学，2025.
Yang Jinlong. Research on the bending performance of double spliced T-steel-concrete composite beams based on PBL connector[D]. Suzhou：Suzhou University of Science and Technology，2025.



第一作者：陈建兵(1968—)，男，教授，硕士生导师，研究方向为组合结构桥梁。E-mail：szctt2009@163.com。



通信作者：杨金龙(2000—)，男，硕士研究生，研究方向为钢-混组合结构桥梁。E-mail：2547277712@qq.com。

（责任编辑：吴海燕）