

# PBL 键双拼 T 型钢-混组合梁抗弯计算方法研究

陈建兵<sup>1</sup>, 杨金龙<sup>1</sup>, 刘聪<sup>1</sup>, 黄永亮<sup>2</sup>

(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 215011)

**摘要:** 为研究 PBL (Perfobond Leiste) 剪力键连接的双拼 T 型钢-混凝土组合梁的抗弯性能, 本文采用 ABAQUS 有限元软件构件三维非线性数值分析模型, 将模拟计算结果与试验测试结果进行对比, 在验证模型可靠性的基础上, 通过改变混凝土强度、混凝土翼缘板宽度和厚度、钢板厚度和强度、剪力件间距和孔径、贯通钢筋直径等模型结构参数研究对其抗弯性能的影响, 并结合简化塑性理论建立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。混凝土翼缘板宽度、厚度和钢板厚分别增加 25%、75%、100%, 其极限抗弯承载力相应提高 12.2%、30.8%、41.3%; 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 100mm 增加至 250mm, 极限抗弯承载力减小 6.5%, 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 6mm 增加至 12mm, 极限抗弯承载力提高 2.2%。建立的组合梁抗弯承载力计算公式, 其计算结果与试验和模拟结果吻合较好。

**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

## Research on Flexural Calculation Method of T Steel-Composite Beams with PBL Connectors

CHEN Jianbing<sup>1</sup>, YANG Jinlong<sup>1</sup>, LIU Cong<sup>1</sup>, HUANG Yongliang<sup>2</sup>

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

**Abstract:** To investigate the flexural performance of twin-welded T-shaped steel-concrete composite beams connected with perfobond rib (PBL) shear connectors, 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. When the width, thickness of the concrete flange slab and the thickness of the steel plate were increased by 25%, 75%, and 100%, the ultimate flexural capacity was enhanced by 12.2%, 30.8%, and 41.3%, respectively. 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 a 71% increase. Enlarging the shear connector spacing from 100 mm to 250 mm caused a 6.5% 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 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

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)。

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<sup>[1]</sup>。随着对组合梁抗弯性能研究的不断深入<sup>[2]</sup>，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。W Huang 等<sup>[5]</sup>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下的破坏模式、荷载-挠度曲线和应变分布。评估翼缘宽度和配筋率对该组合梁抗弯性能的影响。并提出了考虑 T 型 PBL 键钢-混凝土组合梁的抗弯承载力公式。阎奇武等<sup>[6]</sup>以内翻 U 型外包钢-混凝土组合连续试验梁为参照，建立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参数，并提出抗弯承载力计算方法。次年<sup>[7]</sup>提出基于 PBL 键的直边 U 型外包钢-混凝土组合结构，该结构能克服内翻或外翻 U 型外包钢-混凝土组合梁，存在大量焊接缝的问题。通过试验和有限元模拟相结合，分析了此结构在受弯时的应力应变分布和荷载-挠度曲线，并提出了其抗弯承载力计算方法。结果表明，其相比于传统的 U 型外包结构抗弯承载能力更强。任小平<sup>[8]</sup>研究双开孔钢板连接件的横向抗弯性能，结果表明，穿孔钢筋直径对双开孔钢板连接件试件破坏形态影响较小，并提出了横向抗弯承载力公式。Kim 等<sup>[9]</sup>对带有穿孔剪力连接件的钢-混组合桥面板进行了试验研究，PBL 连接件能充分发挥其传力特性，与普通的钢筋混凝土桥面板相比极限承载能力增大了 200%。

综上，国内外学者围绕不同形式的 PBL 剪力键钢-混凝土组合梁开展了大量试验与理论研究，丰富了对其受力性能、破坏机制和设计方法的理解。然而，当前研究多集中于 T 型或 U 型钢梁结构，针对双拼 T 型钢-混组合梁的研究较少。相较传统混凝土梁和 T 型钢-混组合梁，其增加了混凝土与钢梁的纵向约束和侧向约束，提高了组合梁的整体稳定性，对于中小跨径桥梁，该组合结构能降低整体梁高节省成本。基于该类型组合梁本文结合试验与有限元模拟，系统研究了 PBL 键双拼 T 型钢-混凝土组合梁的抗弯性能。通过 ABAQUS 模拟考虑了钢材弹塑性行为与混凝土塑性损伤特性，并与实测荷载-挠度关系、应变发展过程进行了对比分析，验证所建立模型的可靠性。通过对钢板厚度和强度、混凝土强度、翼板尺寸、剪力键间距、孔径与钢筋直径等关键参数进行分析，明确其对组合梁抗弯性能的影响机制。在现有理论基础上，结合试验和模拟结果，建立了适用于该类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。

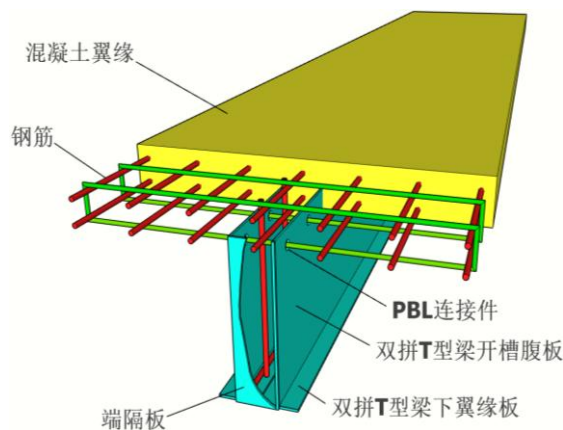


图 1 试件构造示意图

Fig. 1 Schematic diagram of specimen structure

### 1.2 材料本构

1) 钢材。钢材本构关系如图 2 所示，分为三个阶段：首先在弹性阶段 (OA 段)，应力达到屈服强度 $f_y$ 后，进入屈服至强化阶段 (AB 段)，材料继续变形，且应力以较小斜率 $E_s/100$ 增长，反映材料的线性强化特性，最终进入理想塑性阶段 (BC 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。

$$\sigma_s = \begin{cases} E_s \varepsilon_s & (\varepsilon_s < \varepsilon_y) \\ E_s \varepsilon_s + 0.01 E_s (\varepsilon_s - \varepsilon_y) & (\varepsilon_y \leq \varepsilon_s \leq \varepsilon_u) \end{cases} \quad (1)$$

式中：\$E\_s\$ 为钢材弹性模量；\$\varepsilon\_y\$ 为屈服应变；\$\varepsilon\_s\$ 为钢材应变。

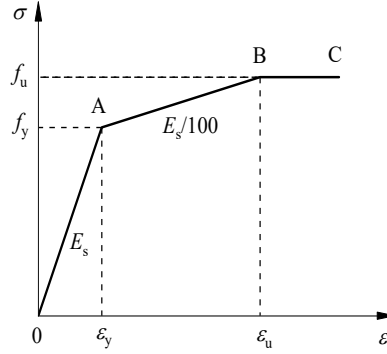


图 2 钢材应力-应变曲线

Fig. 2 Stress strain curve of steel

2) 混凝土。混凝土本构关系如图 3 所示。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 \$\varepsilon\_u\$ 处失效。计算公式如下：

$$\sigma = (1 - d_c) E_c \varepsilon \quad (2)$$

$$d_c = \begin{cases} 1 - \frac{\rho_c n}{n - 1 + x^n} & x \leq 1 \\ 1 - \frac{\rho_c}{\alpha_c (x - 1)^2 + x} & x > 1 \end{cases} \quad (3)$$

$$\rho_c = \frac{f_{c,r}}{E_c \varepsilon_{c,r}} \quad (4)$$

$$n = \frac{E_c \varepsilon_{c,r}}{E_c \varepsilon_{c,r} - f_{c,r}} \quad (5)$$

$$x = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{c,r}} \quad (6)$$

式中：\$E\_c\$ 为混凝土弹性模量；\$\varepsilon\$ 为混凝土应变；\$\alpha\_c\$ 为受压区下降段参数值；\$f\_{c,r}\$ 为混凝土抗压强度代表值；\$d\_c\$ 为损伤参数。

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。计算公式如下：

$$\sigma = (1 - d_t) E_c \varepsilon \quad (7)$$

$$d_t = \begin{cases} 1 - \rho_t [1.2 - 0.2x^5] & x \leq 1 \\ 1 - \frac{\rho_t}{\alpha_t (x - 1)^{1.7} + x} & x > 1 \end{cases} \quad (8)$$

$$x = \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{t,r}} \quad (9)$$

$$\rho_t = \frac{f_{t,r}}{E_c \varepsilon_{t,r}} \quad (10)$$

式中： $\alpha_t$ 为受拉区下降段参数值； $f_{t,r}$ 为混凝土抗拉强度代表值； $d_t$ 为受拉损伤参数。

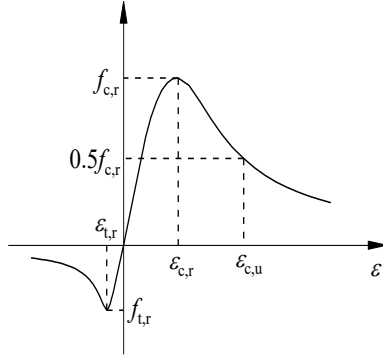


图3 混凝土应力-应变曲线

Fig. 3 Stress strain curve of concrete

混凝土损伤模型塑性参数分别取： $\psi=30^\circ$ 、 $\varepsilon=0.1$ 、 $f_b/f_{c0}=1.16$ 、 $K_c=0.667$ 、 $\mu=0.0005$ <sup>[11][11]</sup>。

### 1.3 接触与约束

在装配模块将钢腹板与翼板和横隔板合并，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<sup>[12]</sup>。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 50mm；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 30mm；钢筋采用三维线性桁架单元 T3D2。单元厚度方向网格加密为 2mm，混凝土榫及腹板开孔处局部加密至 10mm。

### 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RP1、RP2，对参考点施加竖向位移，两侧支座垫板刚体约束至参考点RP3、RP4 上，对参考点施加约束，分别为 $U_x=U_y=U_z=U_{r1}=U_{r2}=0$ ， $U_x=U_y=U_z=U_{r3}=U_{r4}=0$ <sup>[10]</sup>。模型加载与边界条件布置具体情况如图 7 所示。

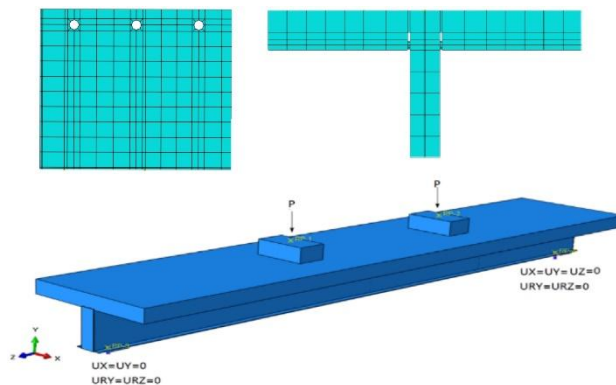


图4 模型加载与边界条件

Fig.4 Model loading and boundary conditions

## 2 模型验证

本文将有限元模拟结果与文献[13]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[13]试验试件设计基本参数如图 5 所示:梁长为 3200mm,高为 300mm,混凝土翼板厚度为 80mm,宽度为 640mm;双拼 T 型钢板中钢腹板(嵌入部分除外)高度 220mm,钢腹板顶部嵌入混凝土翼板内的 PBL 键区域高度为 35mm。PBL 键在双钢腹板焊接前切割形成;开孔直径为 16mm,腹板开孔中心距腹板上缘 25mm,PBL 键距钢腹板端部 50mm,开孔间距为 100mm,并在孔内设置直径 8mm 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  $f_{cu} = 40.7\text{MPa}$ ,轴心抗压强度  $f_c = 27.2\text{MPa}$ ,弹性模量  $E_c = 3.28 \times 10^4 \text{MPa}$ 。钢材力学性能参数见表 1。

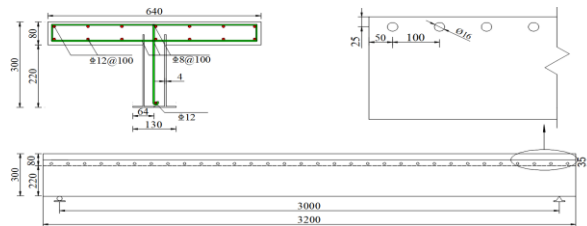


图 5 试件尺寸图

Fig.5 Specimen dimension diagram

表 1 钢材力学性能表

Table 1 Mechanical Properties of Steel

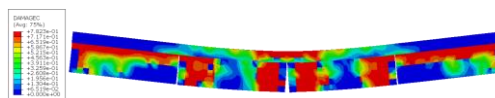
| 类型 | $t(d)/\text{mm}$ | $f_{ys} / \text{MPa}$ | $f_{ts} / \text{MPa}$ | $E_s / \text{GPa}$ |
|----|------------------|-----------------------|-----------------------|--------------------|
| 钢板 | 4                | 421.0                 | 530.9                 | 211.6              |
| 钢筋 | 8                | 527.6                 | 649.8                 | 227.2              |
| 钢筋 | 12               | 434.9                 | 610.4                 | 191.6              |

### 2.2 变形对比

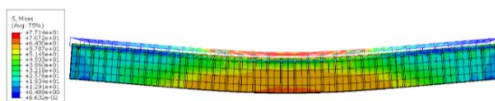
模拟云图及其变形图与试验变形对比如图 6 所示。模拟所得的变形趋势与试验观测结果一致,跨中区域表现出最大竖向挠度。能够较准确反映构件实际的受力特征和破坏形态。这一结果验证了所建立有限元模型的合理性与有效性。



(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 6 模拟云图及其变形图与试验变形对比

Fig.6 Comparison between simulated stress contour and deformation diagram with experimental deformation

### 2.3 结果对比

图 7 为文献[13]试验实测结果与有限元模拟结果对比。如图 7 (a) 所示, 有限元模拟所得荷载-跨中挠度曲线与试验结果整体趋势一致。加载初期, 两者几乎重合, 模型在弹性阶段对构件刚度的模拟值与试验值拟合较好。随着荷载增大, 进入塑性阶段后, 模拟曲线略高于实测值, 达极限荷载时模拟值为 447.4 kN·m, 对应挠度为 71.8mm。试验值为 421.2 kN·m, 对应挠度为 68.4mm。荷载与对应位移的相对误差分别为 8.7% 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。总体而言, 有限元模型能较好地反映组合梁挠度响应的全过程, 验证了有限元模型在结构变形与整体抗弯性能模拟中的可靠性。

从图 7 (b) 中可以看出, 模拟与试验在整个加载过程在弹性段偏差较小。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·m 时, 试件应变出现加速上升趋势, 试验应变为  $1.85 \times 10^{-4}$ , 模拟值为  $1.74 \times 10^{-4}$ , 误差为 5.9%。在峰值荷载阶段, 试验最大应变为  $2.20 \times 10^{-4}$ , 模拟应变为  $2.07 \times 10^{-4}$ , 相对误差为 5.9%。该部位为受拉区域, 钢材本构参数的定义直接影响其响应, 良好的匹配结果表明所采用的钢材本构模型和接触模拟方式是准确且有效的。

从图 7 (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。当荷载达 370 kN·m 时, 混凝土压应变出现缓增, 进入非线性压缩阶段, 试验压应变为  $-2.32 \times 10^{-4}$ , 模拟值为  $-2.25 \times 10^{-4}$ , 误差为 3.0%; 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  $-2.58 \times 10^{-4}$ , 模拟值为  $-2.46 \times 10^{-4}$ , 误差为 4.7%。模拟曲线表现出较好的平稳性和连续性, 能真实反映混凝土压区裂缝开展与压碎过程。整体而言, 模拟与实测的关键响应误差均控制在 10% 以内, 验证了所建有限元模型在结构非线性响应预测中的准确性与可行性。

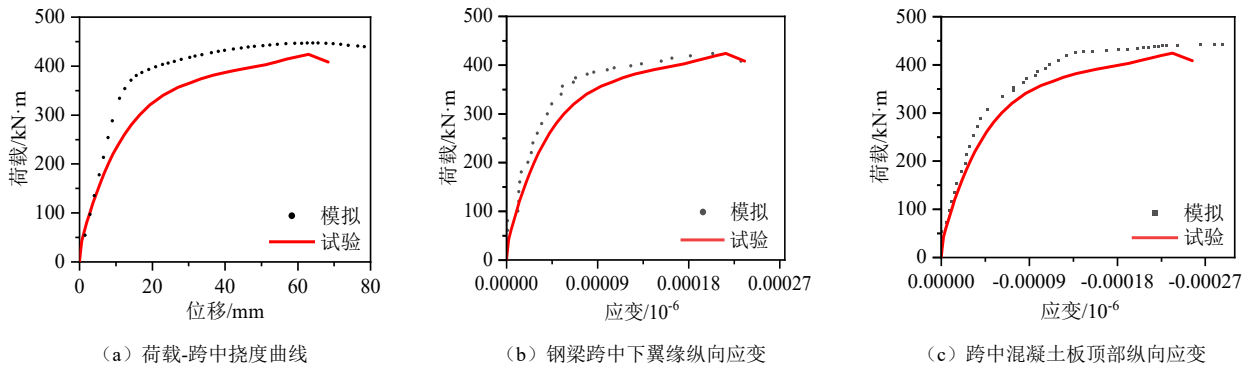


图 7 试验与有限元结果对比

Fig. 7 Comparison of experimental and finite element results

### 3 结构参数分析

PBL 键双拼 T 型钢-混组合梁抗弯性能受多构造参数影响, 其结构参数主要有混凝土强度、混凝土翼缘板宽度和厚度、钢板强度和厚度、剪力键间距和开孔直径、贯穿钢筋直径等。需对其结构参数进行分析, 量化各结构参数对 PBL 键双拼 T 型钢-混组合梁抗弯性能的影响。

有限元参数分析时, 采用与文献[13]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。

表 2 模型参数

Table 2 Model Parameters

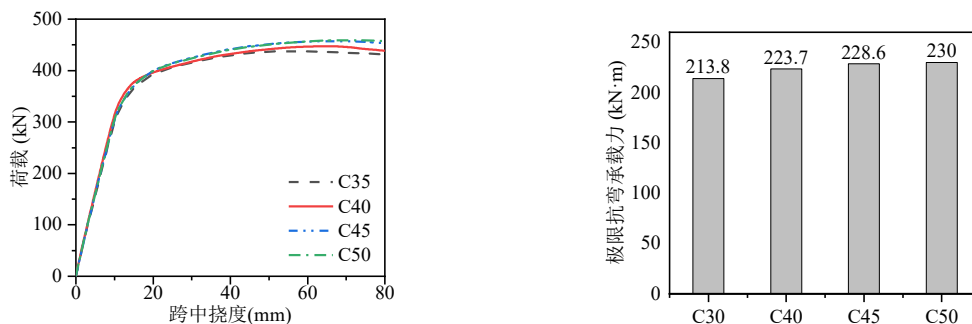
| 编号   | BH/mm | $\sigma_s$ /MPa | YBK/mm | YBH/mm | $f_c$ /MPa | S/mm | A/mm | G/mm |
|------|-------|-----------------|--------|--------|------------|------|------|------|
| 试验试件 | 4     | 421             | 640    | 80     | 27.2       | 100  | 16   | 8    |
| BH2  | 2     | 421             | 640    | 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 |
| G112   | 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； $\sigma_s$  代表钢板屈服强度； $f_c$  代表混凝土轴心抗压强度标准值。

### 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 8 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弯性能提升效果不显著。



(a) 荷载-跨中挠度曲线

(b) 极限抗弯承载力

图 8 不同混凝土强度等级下模拟值对比

Fig.8 Comparison of simulated values under different concrete strength grades

### 3.2 混凝土翼缘宽度

混凝土翼板宽度分别为 520mm、760mm、800mm 的模拟数据与翼板宽度为 640mm 的模拟数据相比，如图 9 所示，增加混凝土翼板宽度，对组合梁抗弯性能和初始刚度的影响较小。主要由于翼板宽度增加对惯性矩贡献不大，且翼缘板剪切变形导致沿翼板宽度方向弯曲正应力分布不均，导致钢梁承受大部分的力，虽然增加了混凝土翼缘压区宽度，但其贡献相对于钢梁较小。翼缘宽度从 520mm 增加至 800mm，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。

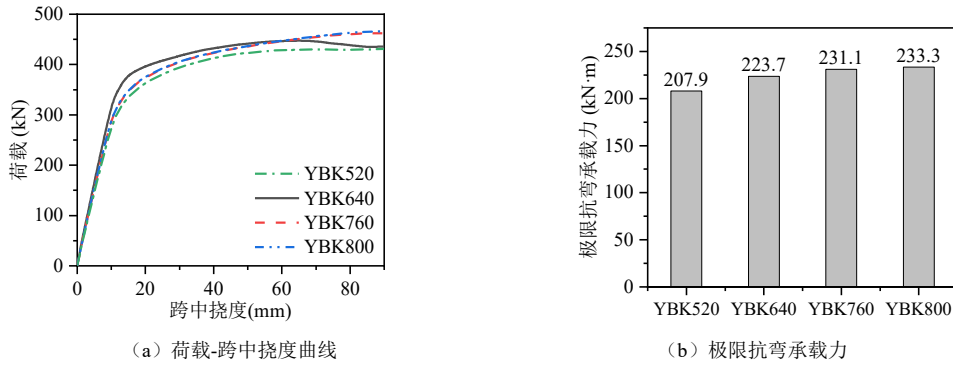


图9 不同翼缘板宽度下模拟值对比

Fig.9 Comparison of simulated values under different flange plate widths

### 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 10 所示。随着混凝土翼缘厚度的增加，组合梁抗弯性能有明显提高，增大混凝土翼缘宽度也提高了界面的整体刚度，相对于翼缘宽度 80mm 的组合梁模型，翼缘高度为 100mm、120mm 和 140mm 组合梁模型的初始刚度分别提高了 8.7%、26.7%、48.6%，混凝土翼缘厚度每增加 20mm，初始刚度提高 20% 左右。随着翼缘厚度的增加对极限抗弯性能的影响越来越大，较厚的翼缘显著提升了混凝土部分承载力，因而增强了整体的抗弯性能。

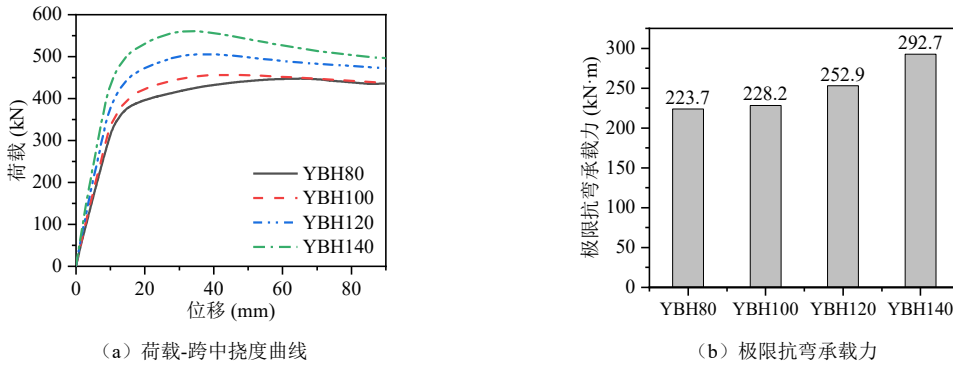


图 10 不同翼缘厚度下模拟值对比

Fig. 10 Comparison of simulated values under different wing edge thicknesses

### 3.4 钢板厚度

钢板厚度对组合梁抗弯性能影响如图 11 所示。同时提高钢腹板与底板厚度能显著提高组合梁抗弯性能。板厚为 6mm 和 8mm 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 2mm 时，截面惯性矩大幅减小，导致刚度和承载力大幅降低，较薄的界面使得钢板更快达到屈服状态，其抗弯承载力和初始刚度相较于 4mm 的钢板分别降低 67.4%和 88.6%。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和结构的稳定性。

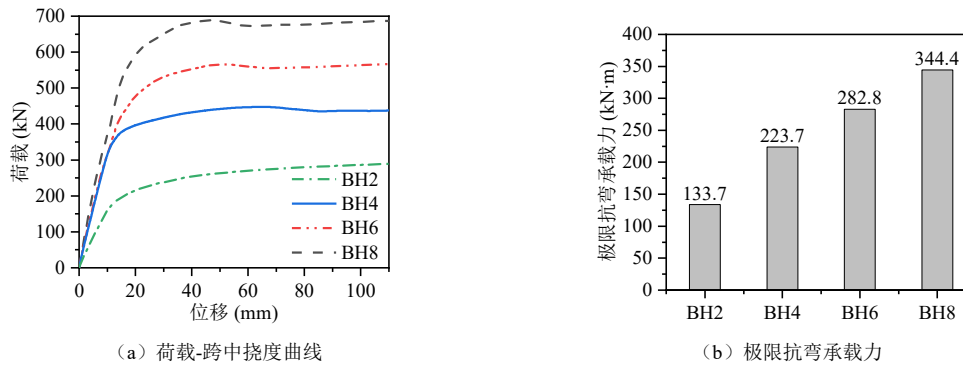


图 11 不同钢板厚下模拟值对比

Fig.11 Comparison of simulated values under different steel plate thicknesses

### 3.5 钢板强度

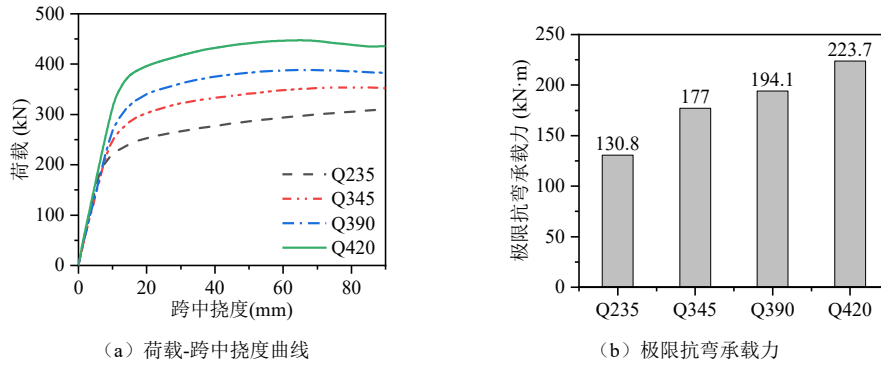


图 12 不同钢板强度等级下模拟值对比

Fig.12 Comparison of simulated values under different steel plate strength grades

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 12 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 13 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 150mm、200mm、250mm 相较于间距为 100mm，初始刚度分别降低了 6.2%、15%、20.3%。随着剪力键间距从 100mm 增加到 250mm，其极限抗弯承载力减小了 6.5%。PBL 剪力键可以将钢梁与混凝土翼缘紧密结合，增大剪力键间距意味着剪力键数量减少，钢梁和混凝土翼板的连接性能减弱，导致两者之间的协同作用下降。缺少足够的连接支撑，整体结构的抗弯性能会下降。

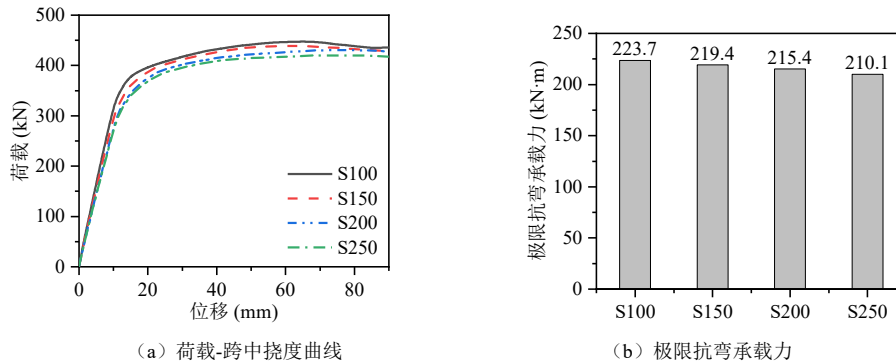


图 13 不同剪力键间距下模拟值对比

Fig. 13 Comparison of simulated values under different shear key spacing

### 3.7 剪力键孔径

剪力键孔径对组合梁抗弯性能影响如图 14 所示。仅改变 PBL 键的开孔直径，组合梁的抗弯性能和初始刚度几乎没有变化。PBL 键开孔直径由 12mm 增加到 18mm，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将钢构件与混凝土紧密连接在一起，有效传递组合梁中的剪力。防止两者在剪力作用下发生相对滑移，提高组合梁的整体抗剪性能。尽管钢筋直径未随孔径变化而调整，组合结构依然表现出稳定的性能。这是由于 PBL 键孔内填充的混凝土在钢筋与开孔钢板之间形成了可靠的连接介质，在贯穿钢筋与开孔钢板之间提供了有效的剪力传递路径。

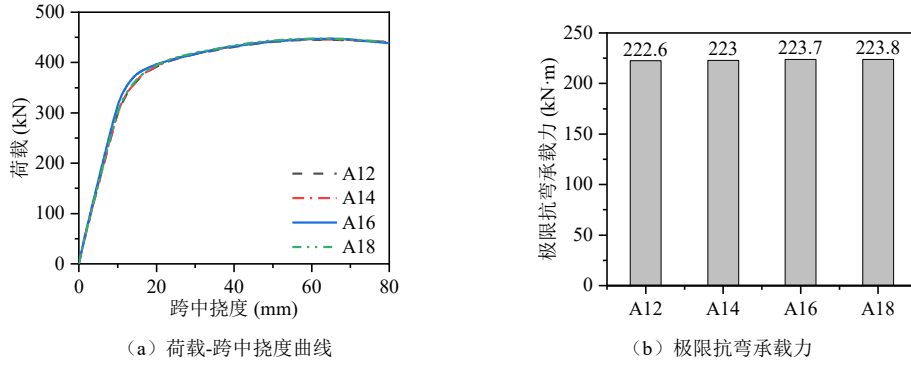


图 14 不同剪力键孔径下模拟值对比

Fig. 14 Comparison of simulated values under different shear key aperture sizes

### 3.8 贯通钢筋直径

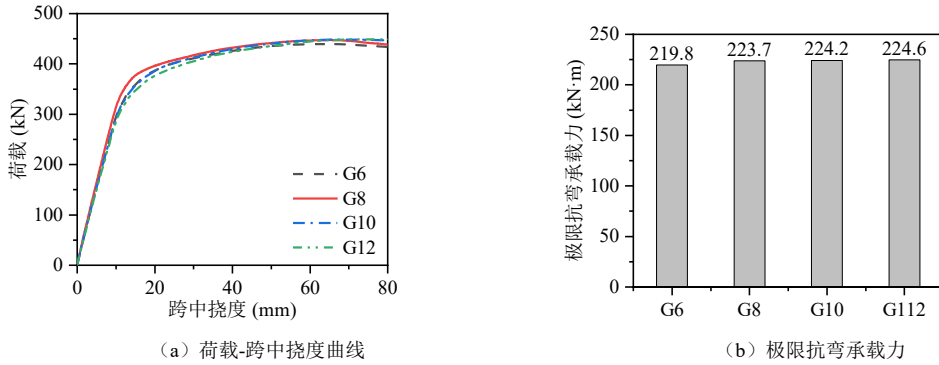


图 15 不同贯通钢筋直径下模拟值对比

Fig. 15 Comparison of simulated values under different diameters of through steel bars

贯通钢筋直径对组合梁抗弯性能影响如图 15 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 6mm 增大到 12mm，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

本节参考<sup>[14][15]</sup>对普通工字型钢-混组合梁和传统钢筋混凝土梁抗弯承载力计算的基本假定与计算方法。基于试验和有限元模型分析结果，建立了 PBL 键双拼 T 型钢-混组合梁抗弯承载力计算公式。

### 4.1 抗剪连接度

根据《钢-混凝土组合桥梁设计规范》(GB50917-2013)<sup>[16]</sup>，钢-混交界面的纵向剪力为：

$$V_s = \min\{Af, b_c h_c f_c\} \quad (11)$$

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

单个连接件的抗剪承载力：

$$N_v^c = 2\alpha \left( \frac{\pi}{4} d_1^2 - \frac{\pi}{4} d_2^2 \right) f_{td} + 2f_{vd} \frac{\pi}{4} d_2^2 \quad (12)$$

式中： $N_v^c$  为开孔连接件的单抗抗剪承载力设计值； $d_1$  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； $\alpha$  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  $r = (n_r N_v^c) / V_s = 1.1 > 1$ ，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<sup>[5]</sup>：

- 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。

### 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：

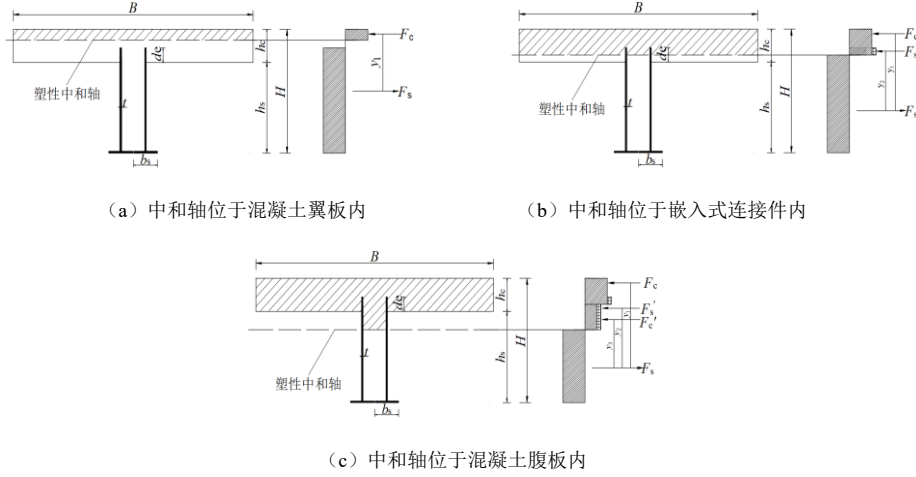


图 16 抗弯承载力简化计算模型

Fig.16 Simplified Calculation Model for Bending Capacity

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 16 (a) 所示，即混凝土受压区高度  $x$  满足  $0 \leq x \leq (h_c - d_c)$  时，得下列方程：

$$\alpha_1 f_c B x = 2 \xi d_c t f_s + 2(h_s - t + b_s) t f_s \quad (13)$$

$$y_1 = \frac{(h_s + d_c - t)^2 t + b_s t (2h_s - t + 2d_c)}{2(h_s + d_c - t)t + 2b_s t} + \left( h_c - \frac{x}{2} + d_c \right) \quad (14)$$

$$M_u = \alpha_1 B f_c x y_1 \quad (15)$$

式中： $\alpha_1$  为混凝土翼板宽有效系数； $\xi$  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  $\xi = 1 - A_1 / L d_c$ ，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； $d_c$  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 16 (b) 所示，即  $(h_c - d_c) \leq x \leq H$  时，可得下列方程：

$$\alpha_1 B x f_c + 2 \xi (d_c - h_c + x) t f_s = 2(H - x - t + b_s) t f_s \quad (16)$$

$$y_1 = \frac{(H - x - t)^2 t + b_s t (2H - 2x - t)}{2(H - x - t)t + 2b_s t} + \frac{x}{2} \quad (17)$$

$$y_2 = \frac{(H - x - t)^2 t + b_s t (2H - 2x - t)}{2(H - x - t)t + 2b_s t} + \frac{x - h_c + d_c}{2} \quad (18)$$

$$M_u = \alpha_1 B f_c x y_1 + \xi A_s' f_s y_2 \quad (19)$$

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。

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 16 (c) 所示，即  $h_c \leq x \leq H - t$  时，可得下列方程：

$$\alpha_1 \left[ B h_c f_c + (b_s - \frac{t}{2})(x - h_c) \right] + \quad (20)$$

$$2 \xi (d_c - h_c + x) t f_s = 2(H - x - t + b_s) t f_s$$

$$y_1 = \frac{(H - x - t)^2 t + b_s t (2H - 2x - t)}{2(H - x - t)t + 2b_s t} + \left( x - \frac{h_c}{2} \right) \quad (21)$$

$$y_2 = \frac{(H-x-t)^2 t + b_s t(2H-2x-t)}{2(H-x-t)t + 2b_s t} + \frac{x-h_c + d_c}{2} \quad (22)$$

$$y_3 = \frac{(H-x-t)^2 t + b_s t(2H-2x-t)}{2(H-x-t)t + 2b_s t} + \frac{x-h_c}{2} \quad (23)$$

$$M_u = \alpha_1 B f_c h_c y_1 + \alpha_1 A'_c f_c y_2 + \xi A'_c f_c y_3 \quad (24)$$

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210.8kN·m，计算值为204.7kN·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。

表3 抗弯承载力理论值  $M_u$  与模拟值  $M_s$  对比

Table 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          | 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                 |

## 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) 通过对比试验实测结果与ABAQUS有限元模拟结果，应变及挠度变化在弹性阶段拟合良好，塑性阶段及峰值荷载下关键参数误差控制在10%以内，验证了该模型结构变形和整体抗弯性能。

2) 提高钢板厚度和强度能够有效地提升组合梁抗弯性能。提升混凝土强度等级对组合梁抗弯性能的提升效果较为有限，且对刚度的影响几乎可以忽略不计。增大翼缘板宽度对抗弯性能的影响较小，翼缘板宽度的增加未能显著提高组合梁的性能。增加翼缘板的厚度显著提高了组合梁的抗弯性能，尤其是在初始刚度方面表现出较大的提升。

3) 初始刚度随着开孔间距的增大而明显降低。抗剪连接件的数量不足，会降低混凝土翼板与双拼T形钢梁界面在外力作用下的抗掀起和纵向抗剪能力，适当减小PBL连接件的间距能提高试件刚度和抗弯承载力。

4) 基于试验与有限元模型分析结果，建立的抗弯承载力计算公式，理论计算值与试验值、模拟值相对误差控制在10%以内，能够较好地反映出该组合梁的实际抗弯性能。

## 参考文献

- [1] 李国强,李亮,李现辉,司林军.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.  
LI Guo-qiang LI Liang LI Xian-hui SI Lin-jun.Theoretical and Experimental Analysis of Bending Behavior of Composite Beam with Notched Web [J].Journal of Civil,Architectural & Environmental Engineering,2011,33(03):1-7+30.
- [2] T.Valsa Ipe.Flexural behavior of cold-formed steel concrete composite beams[J].Steel&Composite Structures,2013,14(2):105-120.
- [3] LIU J, DING F X, LIU X M, et al. Flexural capacity of steel-concrete composite beams under hogging moment [J]. Advances in Civil Engineering, 2019, 2019(1): 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 W,Zhan Y,Li J,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[C]//Structures.Elsevier,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,2020,42(06):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(06):81-94.
- [7] Yan Q,Zhang Z,Yan J,et al.Analysis of flexural capacity of a novel straight-side U-shaped steel-encased concrete composite beam[J].Engineering Structures,2021.
- [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(04):87-93.1003-4722.2023.04.012.  
REN Xiaoping Study on Transverse Bending Behavior of Twin Perforated Rib Shear Connectors in Composite Girder Bridge with Corrugated Steel Webs Bridge Construction,2023,53(04).1003-4722.2023.04.012.
- [9] Kim,Y.-H.,Choi,H.,Lee,S.,&Yoon,S.-J.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(04):36-44.  
Liang Guoqing, Zhao Junyu, Mao Guohui, et al. Experimental and numerical analysis of flexural performance of reinforced concrete beams strengthened with corrugated steel plates [J]. Journal of East China Jiaotong University, 2024, 41(04): 36 - 44.
- [11] 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010[S].北京: 中国建筑工业出版社, 2011.  
Code for design of concrete structures:GB 50010-2010[S]Beijing:China Architecture & Building Press, 2011.
- [12] Fink, J. Petraschek T., Ondris L. .Push-Out Test Parametric Simulation Study of a New Sheet-Type Shear Connector[J].Vienna:projects to central application servers,Reports 2006.
- [13] 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 University of Science and Technology, 2025
- [14] 组合结构设计规范(JGJ138-2016)(2016版)[S].中国建筑工业出版社.  
Ministry of Housing and Urban Rural Development of the People's Republic of China Design Specification for Composite Structures (JGJ138-2016) (2016 Edition) [S] China Construction Industry Press.
- [15] 钢结构设计规范(GB50017-2018)[S].中国计划出版社出版,2018.  
Ministry of Housing and Urban Rural Development of the People's Republic of China Code for Design of Steel Structures (GB50017-2018) [S] Published by China Planning Press, 2018.
- [16] 钢-混凝土组合桥梁设计规范:GB 50917-2013[S].北京:中国建筑工业出版社,2014  
Code for design of steel and concrete composite bridges GB 50917-2013[S]. Beijing: China Architecture&Building Press,2014.