

考虑剪切变形及界面滑移的双倒 T 型 组合梁理论模型

张现通, 陈建兵, 刘聪, 田壮言

(苏州科技大学土木工程学院, 215011 苏州)

摘要:在钢混组合结构中,由于存在一定的界面滑移及腹板剪切变形,平截面假定不再适用。为科学研究剪切变形及界面滑移对组合梁挠度及界面滑移的影响,通过 Goodman 假定和 Timoshenko 梁双广义位移假定,引入组合梁的应变关系和单元微段力学平衡,推导了考虑剪切变形及界面滑移的双倒 T 型钢-混组合梁弹性弯曲微分方程,并基于等效弹簧模型和等效杆系弹簧模型推导了腹板嵌入式连接件弹性抗剪刚度理论计算式。利用已知的组合梁变形及约束条件,求得简支组合梁在跨中集中荷载作用下的挠度及滑移解析解,并通过 4 根不同参数的双倒 T 型钢-混组合梁试验结果进行验证。结果表明:理论计算所得挠度、滑移值与实测值吻合较好,同时验证了腹板嵌入式连接件弹性抗剪刚度理论计算式的正确性;在高跨比为 1/10 的双倒 T 型组合梁挠度变形中,弯曲引起的挠度值约为总挠度的 56%,界面滑移引起的挠度值约为总挠度的 36%,剪切变形引起的挠度值约为总挠度的 8%。本研究综合考虑了剪切变形及界面滑移对组合梁挠度及滑移的影响,相比于不考虑剪切变形及界面滑移的模型结构具有明显的改善。

关键词:双倒 T 型钢-混组合梁;剪切变形;弹性抗剪刚度;滑移;挠度

中图分类号:O313;TU398.6 **文献标志码:**A **文章编号:**1000-4939(2025)06-1387-10

Theoretical model of double inverted T-shaped composite beam considering shear deformation and interface slip

ZHANG Xiantong, CHEN Jianbing, LIU Cong, TIAN Zhuangyan

(School of Civil Engineering, Suzhou University of Science and Technology, 215011 Suzhou, China)

Abstract:In steel-concrete composite structures, due to the existence of certain interface slip and web shear deformation, the assumption of flat section is no longer applicable. In order to scientifically study the effects of shear deformation and interface slip on the deflection and interface slip of composite beams, this paper adopts Goodman's assumption and Timoshenko beam's double generalized displacement assumption, introduces the strain relationship of composite beams and element microsegment mechanical equilibrium, and derives the elastic bending differential equation of double inverted T-shaped steel-concrete composite beams considering shear deformation and interface slip. Then based on the equivalent spring model

收稿日期:2023-09-26

基金项目:国家自然科学基金资助项目(No. 52208187);江苏省研究生科研与实践创新计划项目(No. KYCX21_3039)

通信作者:陈建兵,教授。E-mail:szct2009@163.com

引用格式:张现通,陈建兵,刘聪,等.考虑剪切变形及界面滑移的双倒 T 型组合梁理论模型[J].应用力学学报,2025,42(6):1387-1396.

ZHANG Xiantong, CHEN Jianbing, LIU Cong, et al. Theoretical model of double inverted T-shaped composite beam considering shear deformation and interface slip[J]. Chinese journal of applied mechanics, 2025, 42(6):1387-1396.

and the equivalent rod spring model, a theoretical calculation formula for the elastic shear stiffness of the embedded web connection is derived. By using the known deformation and constraint conditions of the composite beam, we obtain the analytical solution of deflection and slip of the simply supported composite beam under concentrated load in the span and verify it through the experimental results of four double inverted T-shaped steel-concrete composite beams with different parameters. The results show that the deflection and slip values obtained from theoretical calculations are in good agreement with the measured values, and the correctness of the theoretical calculation formula for the elastic shear stiffness of the embedded web connection is verified. In the deflection deformation of double inverted T-shaped composite beams, the deflection value caused by bending accounts for about 56% of the total deflection, the deflection value caused by interface slip accounts for about 36% of the total deflection, and the deflection value caused by shear deformation accounts for about 8% of the total deflection. This article comprehensively considers the effects of shear deformation and interface slip on the deflection and slip of composite beams, and makes a significant improvement compared to the model structure that does not consider shear deformation and interface slip.

Key words: double inverted T-shaped steel-concrete composite beam; shear deformation; elastic shear stiffness; deflection; slip

传统的 T 型钢-混组合梁易发生倾覆及钢腹板屈曲破坏,且一般采用栓钉剪力连接件进行钢混连接,焊接工作量大,焊接疲劳效应显著。基于此,本研究研究了一种新型组合梁结构——腹板嵌入式双倒 T 型钢-混组合梁(简称 WDSCB)。WDSCB 省去了剪力连接件焊接工序,嵌入式连接件是在钢梁腹板开槽并嵌入到混凝土翼板中,与混凝土榀和榀内横向钢筋共同起抗剪作用的连接件,保证了施工质量,且钢梁腹板和 T 型钢-混组合梁现浇成整体共同参与界面抗剪,提高了该组合梁的承载能力,同时保证了钢梁腹板的稳定性。

然而,即便是完全抗剪连接的组合梁,也会存在一定的弯曲界面滑移,这种滑移会降低组合梁整体刚度,使得挠度增大,且当组合梁跨高比较小时,剪切变形将不可忽略^[1]。因此有必要在计算中对界面滑移和剪切变形那种效应给予综合考虑。针对剪切变形和界面滑移对组合梁变形的影响,学者们对其进行了深入的研究。周凌宇等^[2]对工字型组合梁界面滑移和剪切变形进行了研究,并利用最小势能原理和变分法建立了挠度控制微分方程。戚菁菁等^[3]利用力的平衡原理及变形协调条件,建立了工字型组合梁动力学模型,讨论了界面滑移和剪切变形对组合连续梁振动特性和动力响应的影响程度。SCHNABL 等^[4]提出了用于分析具有不同材料和几何特性的双层组合梁计算模型,该模型考虑了界面滑移和剪切变形对各层位移的影响。周世军等^[5]基

于能量变分法推导了单箱双室组合箱梁考虑界面滑移和腹板剪切变形时剪力滞效应的控制微分方程。

现有关于组合梁界面滑移和剪切变形的研究主要基于最小势能原理,进行积分或矩阵求解,求解过程较为复杂,在工程实用上有一定局限性,且未见对双倒 T 型钢-混组合梁界面滑移和剪切变形的相关研究。因此本研究在 Goodman 假定和 Timoshenko 梁双广义位移假定的基础上,通过钢混应变关系和单元微段力学平衡关系,建立了带有腹板嵌入式抗剪连接件的双倒 T 型钢-混组合梁变形模型,得到了简支组合梁在跨中集中荷载作用下的解析解^[6]。通过试验值与理论值的对比,验证推导公式的正确性,通过本研究理论值与既有理论值的对比,验证公式的精确性。

1 组合梁理论模型的建立

1.1 基本假定

1) 钢-混组合梁处于弹性工作阶段,钢和混凝土均为理想弹性体。

2) 钢和混凝土变形时曲率相同,且分别符合平截面假定。

3) 钢混交界面上水平剪力与相对滑移成正比。

1.2 竖向荷载作用下控制微分方程的建立

图 1 为所用的腹板嵌入式双倒 T 型钢-混组合

梁简图,为方便计算,引入 $\{o, x, y, z\}$ 坐标系, x 轴与组合梁中和轴重合。

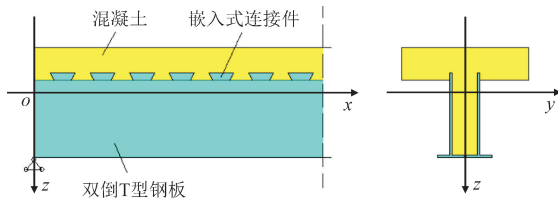


图1 钢-混组合梁计算坐标系

Fig.1 Coordinate system for the calculation of steel-composite beams

根据 Goodman 假定,将混凝土和钢梁交界面视为连续弹性夹层时,组合梁的应变组成如图2所示^[7]。

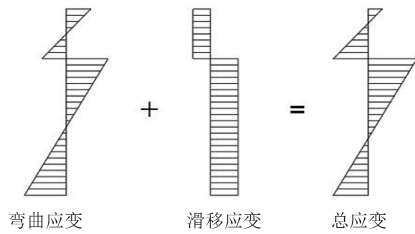


图2 组合梁应变示意图

Fig.2 Schematic diagram of the combined beam strain
混凝土和钢梁产生的弯曲滑移为

$$\begin{cases} u_c(x) = -z\theta(x) \\ u_s(x) = -z\theta(x) \end{cases} \quad (1)$$

式中, θ 为剖面转角。

设钢梁与混凝土产生相对滑移为 $s(x)$,则界面滑移产生的应变为 $s'(x)$ 。在滑移作用下,组合梁应保持轴力大小相同,方向相反^[1],所以有

$$\begin{cases} E\varepsilon'_s(y,z)A_s + E_c\varepsilon'_c(y,z)A_{co} = 0 \\ \varepsilon'_s(y,z) - \varepsilon'_c(y,z) = s'(x) \end{cases} \quad (2)$$

式中: $\varepsilon'_c(y,z)$ 为混凝土板滑移应变; $\varepsilon'_s(y,z)$ 为钢梁滑移应变; A_{co} 为混凝土截面面积; A_s 为钢梁截面面积; E 为钢梁弹性模量; E_c 为混凝土弹性模量。

由式(2)可得到

$$\begin{cases} \varepsilon'_c(y,z) = [-nA_s/(A_{co} + nA_s)]s'(x) \\ \varepsilon'_s(y,z) = [A_{co}/(A_{co} + nA_s)]s'(x) \end{cases} \quad (3)$$

式中, $n = E/E_c$ 。

为方便计算,下面考虑将混凝土截面换算成钢截面。

所以混凝土板和钢梁总应变分别为

$$\begin{cases} \varepsilon_c(y,z) = z\theta'(x) + f_c s'(x) \\ \varepsilon_s(y,z) = z\theta'(x) + f_s s'(x) \end{cases} \quad (4)$$

式中: $f_c = -A_s/(A_c + A_s)$, $f_s = A_c/(A_c + A_s)$; A_c 为混凝土换算截面面积。

根据线弹性假定,法向正应力为

$$\begin{cases} \sigma_c = E[z\theta'(x) + f_c s'(x)] \\ \sigma_s = E[z\theta'(x) + f_s s'(x)] \end{cases} \quad (5)$$

则组合梁上下层分别承担的轴力为

$$\begin{cases} N_c = \int_{A_c} \sigma_c dA = EA_c[-d_c\theta'(x) + f_c s'(x)] \\ N_s = \int_{A_s} \sigma_s dA = EA_s[d_s\theta'(x) + f_s s'(x)] \end{cases} \quad (6)$$

式中, d_c 、 d_s 分别为混凝土、钢梁中性轴到组合梁截面中性轴距离。

轴力引起的弯矩与外弯矩方向相反,所以弯矩为

$$\begin{cases} -M_c = \int_{A_c} z\sigma_c dA = EI_c\theta' + d_cEA_0s'(x) \\ -M_s = \int_{A_s} z\sigma_s dA = EI_s\theta' + d_sEA_0s'(x) \end{cases} \quad (7)$$

式中: $A_0 = \frac{A_c A_s}{A_c + A_s}$; I_c 、 I_s 分别为混凝土换算截面、钢梁截面惯性矩。

组合梁总弯矩为

$$-M = M_c + M_s = EA_0 d_0 s'(x) + EI_0 \theta' \quad (8)$$

式中: $I_0 = I_c + I_s$; $d_0 = d_c + d_s$ 。

叠合缝上的相对滑移应变是叠合缝相邻点混凝土部件应变 ε_c 与钢部件应变 ε_s 不协调所致^[8],有

$$\varepsilon_{sp} = \frac{ds}{dx} = \varepsilon_c(y,z) - \varepsilon_s(y,z) \quad (9)$$

式中, ε_{sp} 为滑移应变。

由假定3)可知,单位长度上的纵向剪力 $q(x)$,在弹性工作阶段,与叠合缝相对滑移 $s(x)$ 成正比关系,其物理方程为

$$q(x) = Ks(x) \quad (10)$$

$$q(x) = N'(x) \quad (11)$$

式中, K 为叠合缝纵向抗剪刚度。

由式(9)、式(10),求得

$$\varepsilon_{sp} = \frac{ds}{dx} = \frac{1}{K} \frac{dq}{dx} = \frac{1}{K} N''(x) \quad (12)$$

将式(12)代入式(8)中,求得

$$-M = M_c + M_s = \frac{1}{K} EA_0 d_0 N''(x) + EI_0 \theta' \quad (13)$$

由式(6)解得 θ' ,代入式(13)中,求得

$$-M = \frac{EA_0 d_0 A_c d_c - EI_0 A_0}{KA_c d_c} N'(x) + \frac{I_0}{d_c A_c} N(x) \quad (14)$$

$$N''(x) - K\lambda N(x) = K\Lambda \quad (15)$$

式中: $\delta = \frac{EA_0(I_0 - d_0 A_c d_c)}{A_c d_c}$; $\lambda = \frac{I_0}{d_c A_c \delta}$; $\Lambda = M(x) \frac{1}{\delta}$ 。

令 $v^2 = K\lambda$, 上式可化为二阶常系数非齐次微分方程形式, 即

$$N''(x) - v^2 N(x) = K\Lambda \quad (16)$$

1.3 叠合缝纵向抗剪刚度求解

对于腹板嵌入式抗剪连接件, 单个连接件局部区域共同承担外力对各部件之间的位移作用, 钢筋与混凝土协调变形, 可将钢筋与混凝土的抗剪刚度等效为弹簧的串联, 再与嵌入式连接件并联^[9]。剪力件与混凝土榫受剪后由于变形并不同步, 为适应各自的变形特征, 混凝土和混凝土榫内钢筋的抗剪刚度等效为弹簧模型, 只考虑弹簧的抗压贡献; 剪力件等效为杆系弹簧模型, 同时考虑传力杆弯曲和剪切贡献^[10], 分别用 k_b 、 k_r 表示, 如图3所示, 则

$$\frac{1}{k_s} = \frac{1}{k_b} + \frac{1}{k_r} \quad (17)$$

式中: k_s 为剪力件抗剪刚度; k_b 为剪力件弯曲弹簧刚度; k_r 为剪力件剪切弹簧刚度。

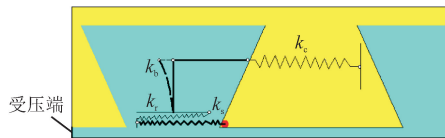


图3 嵌入式组合连接件等效弹簧模型

Fig.3 Equivalent spring model of embedded composite connector

混凝土、连接件、钢板在弹性阶段满足钢性叠加关系, 需分别求出剪力件、混凝土榫和榫内贯穿钢筋的抗剪刚度, 连接件弹性抗剪刚度 k 可由式(18)求出。

$$k = \left(\frac{1}{k_s} + \frac{1}{k_c + k_i} \right)^{-1} \quad (18)$$

式中: k_c 为混凝土榫刚度; k_i 为榫内贯穿钢筋抗剪刚度。

连接件承受较大荷载时, 剪力键周围的混凝土被局部压碎, 进而局部破坏在受力方向扩展贯通造成劈裂破坏^[11]。所以应考虑混凝土榫的局部受剪破坏, 混凝土榫有效长度取为 $l_{c,2} - l_{c,1}$ 。

混凝土榫是混凝土浇筑形成, 与其他位置混凝

土固结成整体。所以当混凝土榫受剪时, 应考虑周边混凝土的贡献值, 参考混凝土纵向劈裂破坏时平均最短裂缝距离, 增加宽度修正值 $0.15l_{c,1}$ ^[9], $l_{c,1}$ 为混凝土榫底宽, 即等效截面宽度为 $0.15l_{c,1} + t$, 如图4所示。

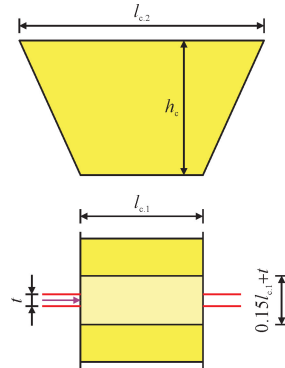


图4 混凝土榫等效弹簧模型

Fig.4 Equivalent spring model of concrete tenon
混凝土榫的抗剪刚度为

$$k_c = \frac{E_c h_c (0.15l_{c,1} + t)}{l_{c,2} - l_{c,1}} \quad (19)$$

将剪力件理想成一个悬臂结构, 悬臂长度为混凝土和剪力件最大接触应力点位置到剪力件根部距离。在有限元模拟中^[12]可知最大接触应力点为一近似值, 取为剪力件的重心位置, 如图5所示。

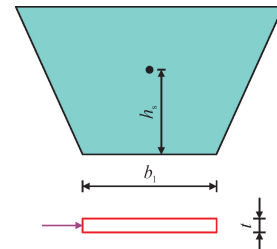


图5 剪力件等效杆系弹簧模型

Fig.5 Equivalent rod spring model of shear members

根据剪力件受力特征可知底部受力较大, 易发生剪切破坏, 为简化计算, 剪力件有效宽度取底部长度 l_s 。

剪力件杆系弹簧弯曲位移 Δ_b 为

$$\Delta_b = \frac{Fl^3}{3EI_s} = \frac{4Fh_s^3}{Etb_1^3} \quad (20)$$

则剪力件的弯曲弹簧刚度 k_b 为

$$k_b = \frac{Etb_1^3}{4h_s^3} \quad (21)$$

式中, t 为剪力件板厚。

剪力件杆系弹簧剪切位移 Δ_r 为

$$\Delta_r = \frac{6Fh_s}{5G_s b_1 t} \quad (22)$$

则剪力件的剪切弹簧刚度 k_r 为

$$k_r = \frac{5G_s b_1 t}{6h_s} \quad (23)$$

式中: G_s 为剪力件的切变模量,且 $G_s = \frac{E}{2(1+\mu)}$; μ 为剪力件的泊松比。

连接件中钢筋所受的力与剪力件及混凝土提供的被动反作用力有关,钢筋受外力作用时会有变形趋势,这种变形趋势会对周边混凝土产生压力,受压混凝土又会受到近处混凝土的约束作用,因而受压区混凝土强度和延性得到较大提升,其对钢筋作用相当于弹性地基^[13]。所以在弹性状态下,钢筋等效为文克尔地基梁模型,钢筋周围反作用混凝土相当于弹性地基,如图 6 所示。

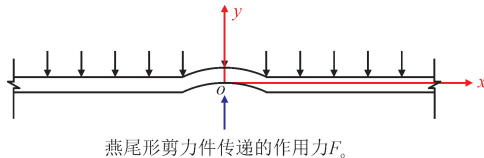


图 6 钢筋等效文克尔地基梁模型
Fig. 6 Model diagram of equivalent Winkler foundation beam with steel bars

根据文克尔地基梁基本假设,地基表面任一点的压力强度与该点挠度成正比,即

$$P = k_i v_i \quad (24)$$

式中: k_i 为基床系数,与弹性地基混凝土有关,取 $k_i = 0.01 \text{ kN/mm}^3$; v_i 为某点力相应点的竖向位移,除剪力件作用点外,荷载 $P(x) = 0$ 。

利用文克尔弹性地基模型求解方法,联立地基平衡方程、梁挠度微分方程和变形协调方程可得梁的平衡方程为

$$E_i I_i \frac{d^4 v_i}{dx^4} + D_i k_i v_i = -P(x) \quad (25)$$

式中: E_i 为钢筋的弹性模量; I_i 为钢筋的截面惯性矩; D_i 为钢筋直径。

令 $\lambda_i = \sqrt[4]{\frac{D_i k_i}{4E_i I_i}}$, 则式(25)可表示为

$$\frac{d^4 v_i}{dx^4} + 4\lambda_i^4 v_i = 0 \quad (26)$$

钢筋端部几乎不受力^[14],所以可认为该梁在距嵌入式连接件作用点较远处不受力。则式(26)的通解为

$$v_i = e^{-\lambda_i x} [C_1 \sin(\lambda_i x) + C_2 \cos(\lambda_i x)] \quad (27)$$

由变形协调条件可知:当 $x = 0$ 时, $\frac{dv_i}{dx} = 0$, 即

$$C_1 = C_2。$$

由挠曲线近似微分方程 $v_i'' = -\frac{M_i(x)}{E_i I_i}$, 可求得

任一点的剪力,即

$$V_i = -4E_i I_i C_2 \lambda_i^3 e^{-\lambda_i x} \cos(\lambda_i x) \quad (28)$$

由内力平衡可知,当 $x = 0$ 时, $V_i = \frac{F_0}{2}$ 。

由式(27)、式(28)联立求解可得

$$C_1 = C_2 = \frac{F_0}{8E_i I_i \lambda_i^3} \quad (29)$$

所以 $x=0$ 处的挠度为 $v_i = \frac{F_0}{8E_i I_i \lambda_i^3}$ 。

钢筋部分对于整体抗剪刚度的贡献值为

$$k_i = 8\zeta E_i I_i \lambda_i^3 \quad (30)$$

式中, ζ 为对于钢筋在连接件实际刚度贡献的修正系数,取 $\zeta = 4.0$ ^[15]。

将式(19)、式(21)、式(23)、式(30)代入式(17)、式(18)中,求得嵌入式连接件弹性抗剪刚度表达式为

$$k = \left(\frac{4h_s^3}{Et b_1^3} + \frac{6h_s}{5G_s b_1 t} + \frac{1}{\frac{E_c h_c (0.15l_{c.1} + t)}{l_{c.2} - l_{c.1}} + 8\zeta E_i I_i \lambda_i^3} \right)^{-1} \quad (31)$$

求得叠合缝纵向抗剪刚度 K 为

$$K = \frac{n_s k}{u} \quad (32)$$

式中: n_s 为连接件列数; u 为连接件纵向间距。

1.4 简支组合梁承受跨中集中荷载的变形求解

对于集中荷载 P 作用下的简支梁(图 7), 设坐标原点位于左端支座, 梁跨为 l 。

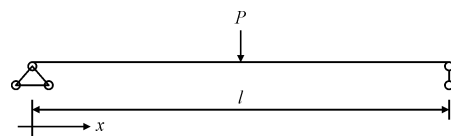


图 7 简支梁受集中荷载作用

Fig. 7 Simply supported beam subjected to concentrated load
由于边界的对称性,可以只考虑 $0 \leq x \leq l/2$ 段, 则

$$M(x) = \frac{P}{2} x \quad (33)$$

将式(33)代入式(16)得到

$$N'(x) - v^2 N(x) = \frac{Kp}{2\delta} x \quad (34)$$

由式(34)解得

$$N(x) = C_1 \sinh vx + C_2 \cosh vx - \frac{px}{2\delta\lambda} \quad (35)$$

由其荷载对称性可知,跨中边界条件, $q\left(\frac{l}{2}\right) = N'\left(\frac{l}{2}\right) = 0$,再由支座边界条件, $N(0) = 0$,求得其左半梁轴力为

$$N(x) = \frac{p}{2\delta\lambda v \cosh(vl/2)} \sinh vx - \frac{px}{2\delta\lambda} \quad (36)$$

滑移分布为

$$s(x) = \frac{p}{2K\delta\lambda \cosh(vl/2)} \cosh vx - \frac{p}{2K\delta\lambda} \quad (37)$$

对式(8)两边同时积分得到

$$-\frac{px^2}{4} = EA_0 d_0 [s(x) - s(0)] + EI_0 [\theta(x) - \theta(0)] \quad (38)$$

将 $x = \frac{l}{2}$ 代入式(38)得到

$$\frac{pl^2}{16} = EA_0 d_0 s(0) + EI_0 \theta(0) \quad (39)$$

在 Timoshenko 梁理论中,内力与广义应变的关系式为

$$Q = C\gamma$$

式中: C 为刚度系数,与梁变形无关,只与剖面形状和所用材料有关,一般取 $C = \frac{GA_s}{K_s}$,这里 K_s 为剪应力分布不均匀系数,一般通过 $K_s = \frac{F}{J^2} \int \frac{S^2(z)}{b^2(z)} dF$ 积分求得^[16]; γ 为剪切角。

组合梁所承受的总剪力为

$$Q = Q_c + Q_s = \left(\frac{GA_c}{K_s^c} + \frac{GA_s}{K_s^s} \right) \left(\frac{d\omega}{dx} - \theta \right) \quad (40)$$

式中: $\frac{d\omega}{dx}$ 为中心线转角; K_s^c 为混凝土板剪应力分布不均匀系数; K_s^s 为双倒 T 型钢梁剪应力分布不均匀系数。

对式(40)积分得到

$$M(x) + M(0) = \left(\frac{GA_c}{K_s^c} + \frac{GA_s}{K_s^s} \right) \left[\omega(x) - \omega(0) - \int_0^x \theta(\xi) d\xi \right] \quad (41)$$

由式(38)、式(39)得到

$$\theta(x) = -\frac{px^2}{4EI_0} - \frac{A_0 d_0}{I_0} [s(x) - s(0)] + \theta(0) \quad (42)$$

$$\theta(0) = \frac{pl^2}{16EI_0} - \frac{A_0 d_0}{I_0} s(0) \quad (43)$$

将式(42)、式(43)代入式(41),得到

$$\omega(x) = \frac{px}{48EI_0} (3l^2 - 4x^2) + \frac{A_0 d_0}{I_0} \left[\frac{px}{2K\delta\lambda} - \frac{P \sinh vx}{2K\delta\lambda v \cosh(vl/2)} \right] + \frac{1}{\left(\frac{GA_c}{K_s^c} + \frac{GA_s}{K_s^s} \right)^2} \frac{px}{2} \quad (44)$$

式(44)即为组合梁承受集中荷载时左半部的挠度表达式,式中第一项为弯曲引起的挠度,第二项为界面滑移效应引起的挠度,第三项为剪切变形引起的挠度。

2 试验验证

2.1 试验概况

设计4根腹板嵌入式双倒 T 型钢-混组合梁试件,根据不同的结构参数进行编号。其中 WDTSCB-1 为基准试件,参数变量为混凝土翼缘板宽度、双倒 T 型钢梁腹板和下翼缘板板厚、剪力件间距,分别对应 WDTSCB-2 ~ WDTSCB-4。构件主要根据《组合结构设计规范》(JGJ 138—2016)进行设计,构件尺寸如图8所示。梁长 $L = 3200$ mm,计算跨径 $L_0 = 3000$ mm;梁高 $H = 300$ mm,则试件高跨比为 1/10;混凝土翼板厚 $h_c = 80$ mm;板宽 B 有 640 mm 和 760 mm 两种;钢板厚度 t 有 4 mm 和 6 mm 两种;沿梁长等间距设有 5 处横隔板,横隔板间距 $d_h = 800$ mm;倒 T 型钢梁下翼缘宽 $b_s = 64$ mm,双倒 T 型下翼缘宽 $b = 130$ mm;钢板嵌入混凝土内部的高度 $d_e = 35$ mm,其中嵌入式剪力键高度 $d_i = 30$ mm,剪力件上部长度 $b_u = 88$ mm,下部长度 $b_l = 100$ mm,剪力件间距 d 有 200 mm 和 300 mm 两种,开槽剪力件距端部距离 $b_e = 50$ mm;板内螺纹钢钢筋公称直径有 8 mm 和 12 mm 两种,横向钢筋间距 100 mm,纵向钢筋间距为 100 mm,竖向单支箍钢筋

长为 280 mm,间距为 100 mm,钢筋保护层 5 mm。各试件详细尺寸参数如表 1 所示。

表 1 WDCSB 试件设计尺寸

Tab. 1 Detailed dimensions of WDCSB

试件编号	B/mm	t/mm	b_c/mm	b_u/mm	b_l/mm	d/mm
WDCSB-1	640	4	50	100	88	200
WDCSB-2	760	4	50	100	88	200
WDCSB-3	640	6	50	100	88	200
WDCSB-4	640	4	31	150	138	300

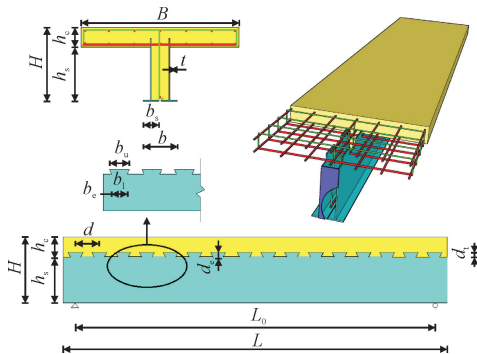


图 8 腹板嵌入式双倒 T 型钢-混组合梁尺寸图

Fig. 8 Dimensions of embedded double inverted T-shaped steel concrete composite beam with web plate

构件主钢件采用 Q345B 级桥梁钢材,钢梁腹板和下翼缘板有 4 mm 和 6 mm 两种板厚,钢筋均采用 HRB400,有 8 mm 和 12 mm 两种直径,依据《金属材料拉伸试验》(GB/T 228.1—2010)的规定制取构件进行拉伸试验,试验结果如表 2 所示。

表 2 钢材力学性能参数

Tab. 2 Table of mechanical properties of steel

材料类型	直径(板厚) /mm	屈服强度 σ_s /MPa	抗拉强度 σ_b /MPa	弹性模量 E /GPa
钢板	4	421.0	530.9	211.6
	6	477.0	567.7	219.6
钢筋	8	527.6	649.8	227.2
	12	434.9	610.4	191.6

根据《混凝土物理力学性能试验方法标准》(GB 50081—2019),测得到混凝土立方体的抗压强度 $f_{cu,k} = 40.7 \text{ MPa}$,根据《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010),求得混凝土轴心抗压强度 $f_{c,k} = 27.2 \text{ MPa}$,混凝土弹性模量 $E_c = 3.28 \times 10^4 \text{ MPa}$ 。

试验采用 1/3 点对称加载方式,试验加载示意图如图 9 所示,试验加载装置如图 10 所示。

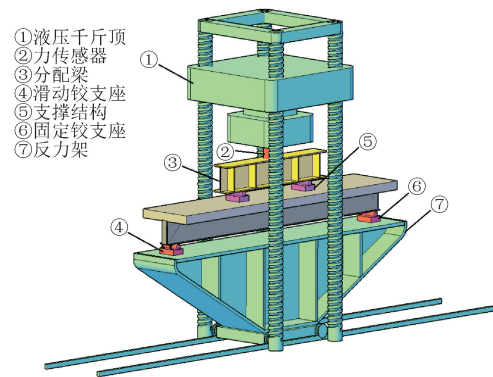


图 9 试验加载示意图

Fig. 9 Test loading diagram



图 10 试件加载装置

Fig. 10 Specimen loading device

2.2 理论计算模型参数求解

为验证本研究理论公式的正确性,将本研究计算值与试验值进行对比,试验梁各参数如表 3 所示。

表 3 试验梁基本参数

Tab. 3 Basic parameters of test beam

试件编号	A_0 / mm^2	d_0 / mm	I_0 / mm^4	K_s^c	K_s^s
WDCSB-1	1 829.4	142.5	9.692×10^7	3.13	1.4
WDCSB-2	1 873.9	146.4	1.02×10^8	2.28	1.4
WDCSB-3	2 472.6	142.9	1.119×10^8	3.05	1.4
WDCSB-4	1 830.1	142.5	9.692×10^7	3.13	1.4

各试件叠合缝纵向抗剪刚度计算值如表 4 所示。

表 4 试验梁叠合缝纵向抗剪刚度计算值

Tab. 4 Calculation value of longitudinal shear stiffness for composite joints of test beams

试件编号	$k / (\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$	$K / (\text{kN} \cdot \text{mm}^{-1})$
WDCSB-1	760.2	7.6
WDCSB-2	760.2	7.6
WDCSB-3	969.8	9.7
WDCSB-4	942.3	6.5

2.3 挠度验证

将上述基本参数代入式(44)可得 WDCSB 跨中截面受集中荷载时的挠度值,如图 11 所示,其中, P_p

为峰值荷载。由图可知：当荷载处于弹性阶段 ($0.6P_p$)^[9]时,挠度理论计算值与实测值吻合较好,计算值略大于实测值。当荷载大于 $0.6P_p$ 时,随着荷载的增加,试验值与理论计算值的偏差增大,这可能是由于该公式是基于线弹性假设所建立,当构件进入弹塑性阶段后,所推到的理论计算公式已不在

适用。

表5列出了试件弹性阶段跨中截面挠度变化值,由表可知在 WDSCB 构件线弹性挠度变化过程中,弯曲引起的挠度值约为总挠度的 56%,界面滑移效应引起的挠度值约为总挠度的 36%,剪切变形引起的挠度值约为总挠度值的 8%。

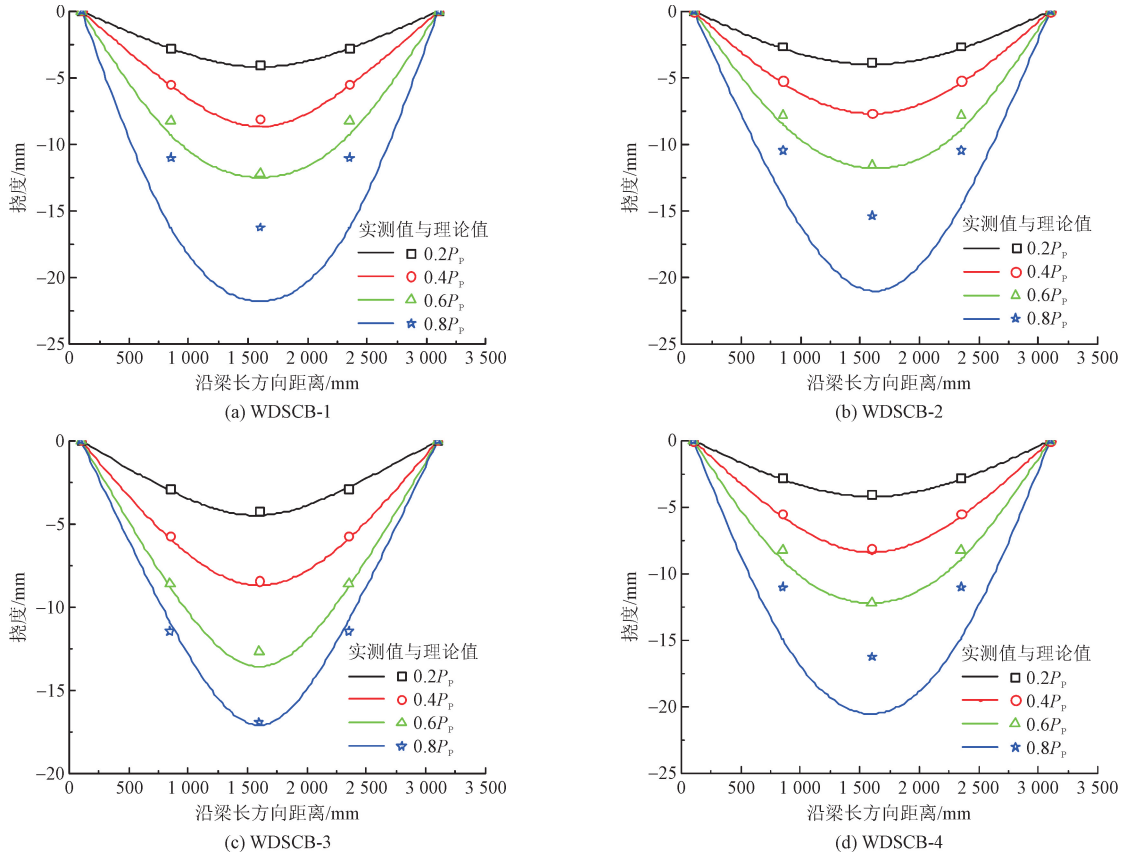


图 11 WDSCB 实测挠度与计算挠度对比

Fig. 11 Comparison of measured deflection and calculated deflection of WDSCB

表 5 WDSCB 跨中截面挠度值

Tab. 5 Deflection values of WDSCB mid-span section

试件编号	荷载/kN	弯曲挠度 ω_1 /mm	滑移挠度 ω_2 /mm	剪切挠度 ω_3 /mm	总挠度 ω /mm	$(\omega_1/\omega)/\%$	$(\omega_2/\omega)/\%$
WDSCB-1	$0.2 P_p$	2.41	1.46	0.20	4.06	59	36
	$0.4 P_p$	4.82	2.91	0.39	8.13	59	36
	$0.6 P_p$	7.24	4.37	0.59	12.19	59	36
WDSCB-2	$0.2 P_p$	2.27	1.44	0.14	3.84	59	37
	$0.4 P_p$	4.54	2.87	0.28	7.69	59	37
	$0.6 P_p$	6.81	4.31	0.42	11.53	59	37
WDSCB-3	$0.2 P_p$	2.47	1.56	0.20	4.23	58	37
	$0.4 P_p$	4.95	3.11	0.40	8.46	58	37
	$0.6 P_p$	7.42	4.67	0.60	12.69	58	37
WDSCB-4	$0.2 P_p$	2.27	1.60	0.18	4.06	56	40
	$0.4 P_p$	4.54	3.20	0.37	8.11	56	40
	$0.6 P_p$	6.81	4.81	0.55	12.17	56	40

2.4 滑移验证

图12给出了WDCSB在峰值荷载下跨中截面滑移点到最大滑移点的实测值与理论值对比,数据吻

合较好,剪跨段实测值大于理论值,纯弯段实测值小于理论值,推测是由于WDCSB对称加载,纯弯段无剪力,界面滑移由剪跨段滑移引起,叠合缝界面刚度计算时考虑全梁抗剪,较为保守,界面滑移计算较为安全。

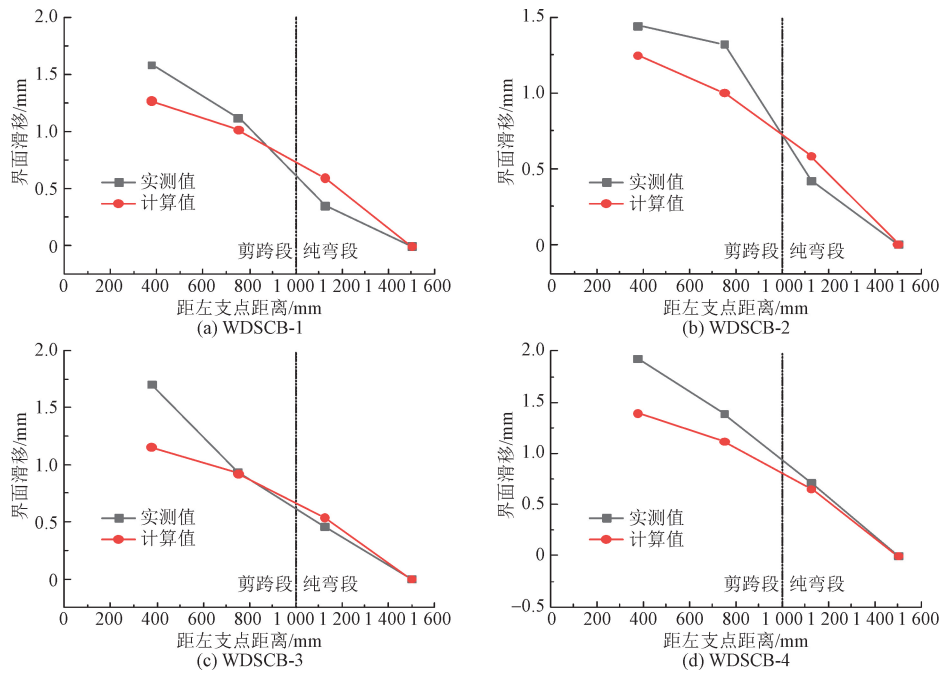


图12 WDCSB在峰值荷载下滑移实测值与计算值对比

Fig. 12 Comparison between measured and calculated values of sliding of WDCSB under peak load

3 既有求解组合梁挠度计算方法对比与分析

既有求解钢-混组合梁挠度计算方法如下。

1) 组合梁刚度叠加法^[7]

$$\omega(x) = \frac{Fx}{48(E_c I_c + E_s I_s)}(3l^2 - 4x^2) \quad (45)$$

2) 组合梁换算截面法^[17]

$$\omega(x) = \frac{Fx}{48E_s(I_s + I_s/\alpha_E + A_s d_s^2 + A_c d_c^2/\alpha_E)} \cdot (3l^2 - 4x^2) \quad (46)$$

以基准构件(WDCSB-1)模型为例,按式(44)、式(45)、式(46)进行挠度求解,绘出荷载-挠度曲线(图13)进行对比分析。

由图13可知,本研究推导的挠度计算公式精确度更高,吻合度更好,刚度叠加法和换算截面法计算数值与实测值误差较大,所以组合梁构件在进行挠度验算时,应考虑界面滑移和剪切变形的影响。

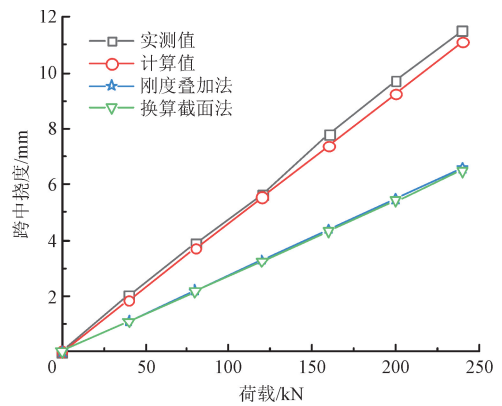


图13 各计算方法荷载-跨中截面挠度对比

Fig. 13 Comparison of load mid-span section deflection for different calculation methods

4 结论

本研究考虑了剪切变形及界面滑移效应对组合梁挠度和滑移的影响,推导了腹板嵌入式双倒T型钢-混组合梁挠度及滑移计算公式,并基于等效弹簧模型和等效杆系弹簧模型,推导了嵌入式连接件弹

性抗剪刚度理论计算公式。主要结论如下。

1) 基于 Goodman 假定和 Timoshenko 梁双广义位移假定, 求得了腹板嵌入式双倒 T 型钢-混组合梁在跨中集中荷载作用下的挠度和滑移计算表达式, 表达清晰, 易于工程实践。

2) 将推导的腹板嵌入式钢-混组合梁挠度及滑移理论公式计算值与实测值进行对比, 对于不同参数下的组合梁弹性加载阶段, 理论值与实测值吻合较好, 验证了理论计算公式的正确性。

3) 在高跨比为 1/10 的腹板嵌入式双倒 T 型钢-混组合梁挠度变形中, 弯曲引起的挠度值约为总挠度的 56%, 界面滑移效应引起的挠度值约为总挠度的 36%, 剪切变形引起的挠度值约为总挠度的 8%。

4) 利用推导的理论计算公式与其他既有理论计算公式进行挠度计算, 并与实测结果相对比, 显示本研究推导的理论计算公式能较好地反映出界面滑移和剪切变形效应对组合梁挠度的影响, 该理论公式可作为结构设计的依据。

参考文献:

- [1] 黄侨, 李文贤, 汪炳. 考虑界面滑移与剪切变形的钢-混凝土组合梁解析方法[J]. 南京航空航天大学学报, 2018, 50(1): 131-137.
HUANG Qiao, LI Wenxian, WANG Bing. Analytical method of steel-concrete composite beam based on interface slip and shear deformation[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2018, 50(1): 131-137 (in Chinese).
- [2] 周凌宇, 余志武, 蒋丽忠. 钢-混凝土组合梁界面滑移剪切变形的双重效应分析[J]. 工程力学, 2005, 22(2): 104-109.
ZHOU Lingyu, YU Zhiwu, JIANG Lizhong. Analysis of composite beams of steel and concrete with slip and shear deformation[J]. Engineering mechanics, 2005, 22(2): 104-109 (in Chinese).
- [3] 戚菁菁, 蒋丽忠, 张传增, 等. 界面滑移、竖向掀起及剪切变形对钢-混凝土组合连续梁动力性能的影响[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2010, 41(6): 2334-2343.
QI Jingjing, JIANG Lizhong, ZHANG Chuanzeng, et al. Effects of interface slip, vertical uplift and shear deformation on dynamic behavior of steel-concrete composite continuous beams[J]. Journal of Central South University (science and technology), 2010, 41(6): 2334-2343 (in Chinese).
- [4] SCHNABL S, SAJE M, TURK G, et al. Analytical solution of two-layer beam taking into account interlayer slip and shear deformation[J]. Journal of structural engineering, 2007, 133(6): 886-894.
- [5] 周世军, 江瑶, 吴云丹, 等. 考虑滑移和剪切变形的单箱双室组合箱梁剪力滞效应[J]. 土木建筑与环境工程, 2017, 39(3): 20-27.
ZHOU Shijun, JIANG Yao, WU Yundan, et al. Shear lag effect of twin-cell composite beams considering slip and shear deformation [J]. Journal of civil, architectural & environment engineering, 2017, 39(3): 20-27 (in Chinese).
- [6] 张军锋, 温珺博, 李杰, 等. 铁摩辛柯梁单元刚度矩阵推导[J]. 应用力学学报, 2020, 37(6): 2625-2633.
ZHANG Junfeng, WEN Junbo, LI Jie, et al. Derivation of element stiffness matrix of Timoshenko beam element [J]. Chinese journal of applied mechanics, 2020, 37(6): 2625-2633 (in Chinese).
- [7] 张石波. 考虑滑移效应的钢-混凝土组合梁桥力学行为研究 [D]. 广州: 华南理工大学, 2012.
- [8] 朱聘儒. 钢-混凝土组合梁设计原理 [M]. 2 版. 北京: 中国建筑工业出版社, 2006.
- [9] 张现通. 腹板嵌入式双倒 T 型钢-混组合梁受弯性能试验研究 [D]. 苏州: 苏州科技大学, 2023.
- [10] CLASSEN M, HEGGER J. Shear-slip behaviour and ductility of composite dowel connectors with pry-out failure [J]. Engineering structures, 2017, 150: 428-437.
- [11] 李现辉, 李国强. 腹板嵌入式组合梁中抗剪连接件推出试验 [J]. 建筑结构学报, 2009, 30(4): 78-84.
LI Xianhui, LI Guoqiang. Push-out experimental study on shear connectors in embedded composite beams with notched web [J]. Journal of building structures, 2009, 30(4): 78-84 (in Chinese).
- [12] CLAßEN M, GALLWOSZUS J. Concrete fatigue in composite dowels [J]. Structural concrete, 2016, 17(1): 63-73.
- [13] 杜云威, 王荣辉, 甄晓霞, 等. 钢混桥塔结合段内剪力连接件的弹性刚度计算 [J]. 华南理工大学学报(自然科学版), 2023, 51(2): 76-87.
DU Yunwei, WANG Ronghui, ZHEN Xiaoxia, et al. Calculation of elastic stiffness of shear connector in steel concrete bridge tower joint section [J]. Journal of South China University of Technology (natural science edition), 2023, 51(2): 76-87 (in Chinese).
- [14] 丁发兴, 王恩, 吕飞, 等. 考虑组合作用的钢-混凝土组合梁抗剪承载力 [J]. 工程力学, 2021, 38(7): 86-98.
DING Faxing, WANG En, LÜ Fei, et al. Composite action of steel-concrete composite beams under lateral shear force [J]. Engineering mechanics, 2021, 38(7): 86-98 (in Chinese).
- [15] 朱尧于. 钢板-混凝土组合结构桥塔受力机理及设计方法研究 [D]. 北京: 清华大学, 2020.
- [16] 施炳华. 常用截面剪应力分布不均匀系数的计算公式 [J]. 建筑结构学报, 1984, 5(2): 66-70.
SHI Binghua. Formula for calculating the non-uniform coefficient of shear stress distribution in commonly used sections [J]. Journal of building structures, 1984, 5(2): 66-70 (in Chinese).
- [17] 中华人民共和国建设部, 中华人民共和国国家质量监督检验检疫总局. 钢结构设计规范: GB 50017—2003 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2003.

(编辑 张璐)