

多因素影响下钢-混连续组合梁的挠度计算分析

冀伟^{1,2}, 孙斌³, 邓露^{2†}, 赵彦华¹, 蔺鹏臻¹

(1. 兰州交通大学 土木工程学院, 甘肃 兰州 730070; 2. 湖南大学 土木工程学院, 湖南 长沙 410082;
3. 重庆市铁路集团有限公司, 重庆 401120)

摘要:为精确计算钢-混凝土连续组合梁的挠度,在综合考虑钢梁与混凝土板之间的滑移效应及组合梁剪切变形影响的基础上,运用能量变分法推导出了钢-混凝土组合梁挠度计算的平衡微分方程,并给出了相对应的边界条件.通过引入均布荷载作用下钢-混凝土两跨连续组合梁的边界条件,求得了考虑滑移效应和剪切变形效应下组合梁的挠度计算公式,并对计算公式的正确性进行了验证.对钢-混凝土连续组合梁挠度做进一步分析表明:滑移效应会降低钢-混凝土连续组合梁的刚度,使组合梁产生附加挠度,并且会在中支点处引起梁负弯矩的增加,对混凝土板的受力产生不利影响.层间滑移位移随剪力连接件抗剪刚度的增大而减小,当剪力连接件抗剪刚度小于 1 200 MPa 时,层间滑移效应产生的附加挠度较大,对总挠度的影响也较大,应当考虑滑移效应对组合梁挠度的影响;当剪力连接件抗剪刚度大于 1 200 MPa 时,层间滑移效应产生的附加挠度较小,对总挠度的影响也较小,可以忽略滑移效应对组合梁挠度的影响.

关键词:钢-混凝土连续组合梁;剪切变形;层间滑移;抗剪刚度;挠度计算

中图分类号:U448.21

文献标志码:A

Calculation and Analysis on Deflection of Steel-concrete Continuous Composite Girder Considering Effect of Multi-factors

Ji Wei^{1,2}, Sun Bin³, Deng Lu^{2†}, Zhao Yanhua¹, Lin Pengzhen¹

(1. College of Civil Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China;
2. College of Civil Engineering, Hunan University, Changsha 410082, China;
3. Chongqing Railway Group Co., Ltd, Chongqing 401120, China)

Abstract: To calculate the deflection of steel-concrete continuous composite girder accurately, the equilibrium differential equations and the corresponding boundary conditions for calculating the deflection of steel-concrete composite girder were derived by using the energy variational method. The influence of shear deformation of composite girder and the slip effect between steel girder and concrete slab were considered. By introducing the boundary conditions of two-span continuous steel-concrete composite girder under uniformly distributed load, the deflection calculation formula of the steel-concrete continuous composite girder was obtained. The correctness of the deflection calculation formula was also verified. A further analysis of the deflection of steel-concrete continuous

* 收稿日期:2018-05-24

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51708269, 51868039), National Natural Science Foundation of China(51708269, 51868039); 中国博士后科学基金资助项目(2018M643766), China Postdoctoral Science Foundation Project(2018M643766); 甘肃省自然科学基金资助项目(18JR3RA115), Natural Science Foundational of Gansu Province(18JR3RA115)

作者简介:冀伟(1982—),男,山西阳泉人,兰州交通大学副教授,博士(后)

† 通讯联系人, E-mail: denglu@hnu.edu.cn

composite beams shows that the slip effect reduces the stiffness of steel-concrete continuous composite girder, causes additional deflection, and increases the negative bending moment of the girder at the middle fulcrum, which adversely affects the stress of the concrete slabs. Slip displacement between layers decreases with the increase of shear stiffness of shear connectors. When the shear stiffness of shear connectors is less than 1200 MPa, the additional deflection caused by slip effect is larger, and the influence on the total deflection is greater. The influence of slip effect on the deflection of the composite girder should be considered. However, when the shear stiffness of shear connectors is greater than 1200 MPa, the additional deflection caused by slip effect is small and the influence on the total deflection is small. The influence of slip effect on the deflection of the composite girder can be ignored.

Key words: steel-concrete composite continuous girder; shear deformation; interlayer slipping; shear stiffness; deflection calculation

钢-混凝土组合结构通过抗剪连接件使钢梁与混凝土板结合在一起协同工作,这种结构克服了传统钢材在受压时容易发生屈曲及混凝土结构在受拉时易开裂的缺点,充分发挥了钢材和混凝土材料各自的优点^[1].工程中的钢-混组合梁通常采用栓钉剪力连接件,该剪力连接件可有效避免组合梁在荷载作用下混凝土板和钢梁结合面的应力集中,但其变形也会引起钢梁与混凝土板接触面的相对滑移,降低组合梁的刚度,进而产生附加挠度^[2-6].因此,钢梁与混凝土板接触面的滑移特性是钢-混凝土组合梁的重点研究内容之一.

国内外学者已对钢-混凝土组合梁的滑移特性展开了大量研究,其中 Nguyen 等^[7]在考虑层间滑移与混凝土收缩、徐变效应的基础上,基于矩阵位移法推导出了部分连接的钢-混凝土组合梁挠度和弯矩的计算公式;João 等^[8]基于柔性刚度矩阵法对多层部分连接的简支组合梁的层间滑移效应进行了分析;Uddin 等^[9]考虑材料非线性,针对部分连接的钢-混凝土组合梁,提出了一种一维有限元分析模型,并对所得钢-混凝土简支组合梁的滑移位移及挠度进行了对比分析.国内学者周凌宇等^[10]在考虑钢-混凝土组合梁界面滑移、剪切变形的影响下,推导了部分连接的钢-混凝土简支组合梁的挠度计算公式,并对界面滑移特性进行了分析;聂建国等^[11]通过将组合梁连接界面假想为剪切薄层,并在考虑钢梁与混凝土板之间的相对滑移的基础上,对四边简支组合板的弹性弯曲与稳定性做出了分析;朱力等^[12]依据虚功原理,利用位移法对钢-混凝土组合梁的滑移及剪力滞后效应进行了分析.

综上所述,国内外学者针对简支体系的钢-混凝土组合梁滑移效应及挠度研究较多,并取得了一

定的研究成果,但对连续体系的钢-混凝土组合梁研究相对较少.国内外学者在研究方法上主要采用单元微元体的力学平衡和变形协调关系对钢-混凝土组合梁滑移效应引起的附加弯矩及附加挠度进行理论推导,所得的挠度解析解待定系数较多,计算颇为复杂.本文通过将滑移界面模拟为 Goodman 弹性夹层^[10,13],综合考虑由于剪力连接件变形引起的钢梁与混凝土板接触面滑移效应和钢-混凝土组合梁的剪切变形影响,以滑移位移函数、平面弯曲角位移函数及剪切角位移函数为广义函数,运用能量变分原理推导钢-混组合梁挠度计算的控制微分方程,推导过程较为简洁.通过引入均布荷载作用下钢-混凝土两跨连续组合梁的边界条件,求得其挠度计算公式、滑移位移计算公式及滑移效应引起附加弯矩的计算公式,其中所得的挠度计算公式解待定系数较少,物理含义明确,计算简单方便.最后,分析研究了剪力连接件的抗剪刚度对滑移位移和总挠度的影响,所得结论可为实际工程中钢-混凝土连续梁的挠度计算和研究提供理论依据和科学指导.

1 钢-混凝土组合梁挠度控制微分方程的建立

1)组合梁在使用荷载作用下,钢梁与混凝土一般处于弹性工作阶段^[14],在此情况下做出如下基本假定:^[15-16]

a)钢梁截面与混凝土板截面在变形前后分别符合平截面假定;

b)钢梁与混凝土板均为各向同性的弹性体,即应力-应变关系为线性关系,可运用叠加原理求解;

c)钢-混凝土组合梁的竖向纤维无挤压,不考虑混凝土板的掀起,钢梁与混凝土两者的挠曲位移完全相等,不考虑组合梁的横向变形;

d)剪力连接件等效为连续的弹性介质;

e)组合梁截面应力以拉为正、压为负,弯矩以梁底受拉为正,受压为负。

2)组合梁的滑移效应:假定层间滑移界面符合Goodman弹性夹层假设(如图1所示), k_s 为剪力连接件的抗剪刚度,对于单一主梁栓钉对称布置的组合梁都可应用此假定简化计算,工程中应对剪力连接件进行抗剪试验确定抗剪刚度。 E_c, A_c 与 E_s, A_s 分别为混凝土与钢材的弹性模量和截面面积。

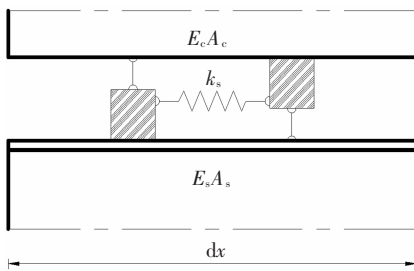


图1 弹性夹层假设

Fig.1 Elastic sandwich assumption

考虑层间滑移界面的水平方向剪力使组合梁整个截面轴力自平衡条件,可得组合梁层间相对滑移引起的混凝土与钢梁的滑移应变 $\varepsilon_{c,s}, \varepsilon_{s,s}$:

$$\varepsilon_{c,s}(x, z) = \frac{-nA_s}{A_c + nA_s} u'(x), \quad (1)$$

$$\varepsilon_{s,s}(x, z) = \frac{A_c}{A_c + nA_s} u'(x). \quad (2)$$

式中: $n = E_s/E_c$ 为钢梁弹性模量与混凝土弹性模量之比; $u'(x)$ 为层间相对滑移应变。

截面的应变变化如图2所示,图2中 O_c, O_s 分别为混凝土板和钢梁的截面形心, O 为组合截面形心.在组合截面形心处建立直角坐标系, x, y, z 分别为纵向、横向、竖向坐标, d_c 和 d_s 分别为混凝土板截面和钢梁截面各自中性轴到组合梁中性轴的距离, d 为 d_c 和 d_s 两者之和。

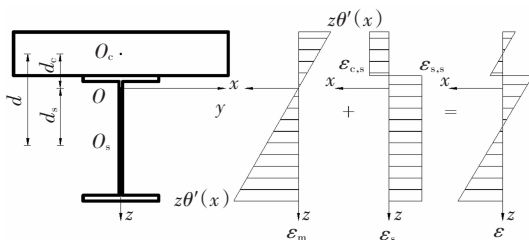


图2 组合梁截面应变分布

Fig.2 Sectional strain distribution of composite girder

依据图2的应变分布,服从平截面假定的弯曲应变 ε_m 可表示为:

$$\varepsilon_m(x, z) = -z\theta'(x), \quad (3)$$

从而可以得到组合梁混凝土板和钢梁包括滑移应变 ε_m 及弯曲应变的总应变 $\varepsilon_c(x, z), \varepsilon_s(x, z)$:

$$\varepsilon_c(x, z) = \frac{-nA_s}{A_c + nA_s} u'(x) - z\theta'(x), \quad \forall z \in A_c, x \in [0, l]. \quad (4)$$

$$\varepsilon_s(x, z) = \frac{A_c}{A_c + nA_s} u'(x) - z\theta'(x), \quad \forall z \in A_s, x \in [0, l]. \quad (5)$$

3)组合梁的剪切变形:当组合梁高跨比较大时,剪力所产生的剪切变形不可忽略(如图3所示),使梁变形后的横截面不再与中性轴垂直,引起梁的附加挠度。

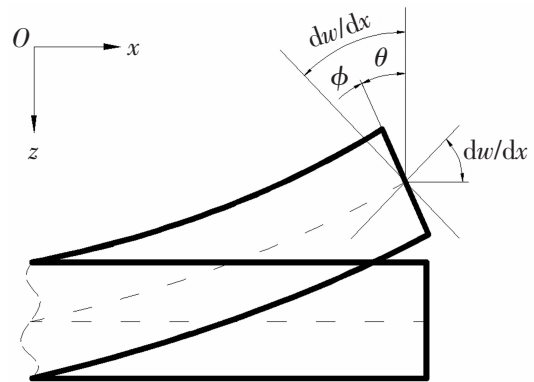


图3 考虑剪切变形的梁转角示意图

Fig.3 Angle of the girder considering shear deformation

组合梁的弯曲角为 θ ,考虑剪切效应的影响后, $w'(x)$ 可表示为:

$$\frac{dw}{dx} = \theta + \phi. \quad (6)$$

组合梁的平均剪应变可表示为:

$$\gamma_{xz} = \phi(x) = w'(x) - \theta(x), \quad (7)$$

则钢-混组合梁的剪切变形应变能可表示为:

$$U_f = \frac{1}{2} \int_l \frac{G_c A}{k} \phi^2 dx. \quad (8)$$

式中: k 为截面剪切形状系数,是对平均剪应变能的修正系数; A 为组合梁按混凝土材料换算的截面面积, $A = nA_s + A_c$ 。

4)控制微分方程的建立:组合梁混凝土层应变能为

$$U_c = \frac{1}{2} \int_l \int_{A_c} E_c \varepsilon_c^2 dA dx. \quad (9)$$

组合梁钢梁层应变能为:

$$U_s = \frac{1}{2} \int_l \int_{A_s} E_s \varepsilon_s^2 dA dx. \quad (10)$$

弹性夹层滑移应变能为:

$$U_k = \frac{1}{2} \int_l k_s u^2 dx. \quad (11)$$

外荷载势能为:

$$V = \int_l M(x) \frac{dw}{dx} dx. \quad (12)$$

式中: $M(x)$ 为外荷载作用下的弯矩函数.

总势能为 $\Pi = U + V$, 根据最小势能原理, 在外力作用下, 结构处于平衡状态时, 其结构体系总势能的一阶变分为零, 即:

结构平衡时总势能一阶变分

$$\delta(\Pi) = \delta(U + V) = 0. \quad (13)$$

将表达式(3)~(12)代入式(13), 以混凝土材料换算, 整理可得:

$$\begin{aligned} \delta(\Pi) = & \int_l (E_c A_o u' \delta(u') - E_c A_o d u' \delta(\theta')) dx + \\ & \int_l (E_c I_o \theta' \delta(\theta') - E_c A_o d \theta' \delta(u')) dx + \\ & \int_l \left(\frac{G_c A}{k} \phi \delta \phi \right) dx + \int_l K_s u \delta(u) dx + \\ & \int_l M(x) \delta(\theta' + \phi') dx = 0. \end{aligned} \quad (14)$$

对式(14)作分部积分, 运用变分法计算可得微分方程和边界条件:

$$E_c I_o \theta' - E_c A_o d u' = -M(x), \quad (15)$$

$$E_c A_o d \theta'' - E_c A_o u'' + k_s u = 0, \quad (16)$$

$$\frac{G_c A}{k} \phi - M'(x) = 0, \quad (17)$$

$$[E_c A_o u'(x) - E_c A_o d \theta'(x)] = \delta(u)|_{x_i} = 0, \quad \forall x \in [0, l]. \quad (18)$$

$$[M(x)] \delta(\phi)|_{x_i} = 0, \quad \forall x \in [0, l]. \quad (19)$$

式中: I_o 为以混凝土材料换算的组合梁截面惯性矩 $I_o = I_c + A_c d_c^2 + n I_s + n A_s d_s^2$; $A_o = n A_s A_c / (n A_s + A_c)$; I_c, I_s 分别为混凝土板截面和钢梁截面对各自中性轴的惯性矩.

整理式(15)~(17), 并令 $k_1 = I_o / (I_o - A_o d^2)$, $k_2 = \sqrt{k_s k_1 / E_c A_o}$, 可得微分方程:

$$u''(x) - k_2^2 u(x) = -\frac{dk_1}{E_c I_o} M'(x). \quad (20)$$

边界条件为:

$$[u'(x) - d \theta'(x)] \delta(u)|_{x_i} = 0, \quad \forall x \in [0, l]. \quad (21)$$

由微分方程(21)得滑移效应的一般解形式为:

$$u(x) = -\frac{dk_1}{k_2^2 E_c I_o} (C_1 e^{k_2 x} + C_2 e^{-k_2 x} + u^*). \quad (22)$$

式中: u^* 为与 $M'(x)$ 分布有关的微分方程特解, 即与梁段剪力 $Q(x)$ 分布有关, 依据所研究的结构、荷载及边界而定; C_1, C_2 为实常数, 根据梁的边界条件而定.

方程(15)为组合梁挠度转角和滑移的基本微分方程, 整理可得:

$$\theta'(x) = -\frac{M(x)}{E_c I_o} - \frac{-E_c A_o d u'}{E_c I_o} = -\frac{M(x)}{E_c I_o} - \frac{M_s(x)}{E_c I_o}. \quad (23)$$

式中: $M_s(x) = -E_c A_o d u'(x)$, $M_s(x)$ 为滑移效应产生的附加弯矩, 与滑移函数的一阶导数有关. 由式(23)可知, 考虑滑移效应后, 组合梁曲率与弯矩已不再是初等梁理论的关系, 增加了附加弯矩 $M_s(x)$ 修正项, 组合梁各层梁的滑移将增大结构曲率, 造成结构刚度降低.

将式(7)代入式(17)中并整理可得:

$$w' = \frac{k}{G_c A} M'(x) + \theta. \quad (24)$$

积分可得组合梁的挠度计算公式:

$$\begin{aligned} w = & \frac{k}{G_c A} M(x) - \int_l \left[\int_l \frac{M(x)}{E_c I_o} dx \right] dx - \\ & \int_l \left[\int_l \frac{M_s(x)}{E_c I_o} dx \right] dx + C_3 x + C_4. \end{aligned} \quad (25)$$

$$\text{令 } w_0 = - \int_l \left[\int_l \frac{M(x)}{E_c I_o} dx \right] dx + C_{10} x + C_{11};$$

$$w_1 = \frac{k}{G_c A} M(x) + C_{12} x + C_{13};$$

$$w_2 = - \int_l \left[\int_l \frac{M_s(x)}{E_c I_o} dx \right] dx + C_{14} x + C_{15}.$$

式中: w_0 为初等梁理论计算所得的组合梁挠度; w_1 为组合梁剪切变形所产生的附加挠度; w_2 为组合梁层间滑移所产生的附加挠度; $C_3, C_4, C_{10}, C_{11}, C_{12}, C_{13}, C_{14}, C_{15}$ 均为实常数, 其值由边界条件确定.

2 均布荷载下两跨连续组合梁的挠度解析解

如图4所示的两跨连续组合梁受均布荷载 q 作用时, A、B、C 支座的反力分别为 R_0, R_1, R_2 .

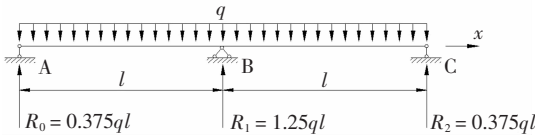


图4 均布荷载下的两跨连续组合梁

Fig.4 Continuous composite girder under uniform load

组合梁结构及所受荷载为对称结构,取左跨($0 \leq x \leq l$)为研究对象,则组合梁的弯矩、剪力函数可表示为:

$$M(x) = R_0 x - \frac{1}{2} q x^2; Q(x) = R_0 - q x. \quad (26)$$

1)层间滑移位移 u :将弯矩、剪力函数代入式(20)得

$$u''(x) - k_2^2 u(x) = -\frac{dk_1}{E_c I_0} (R_0 - q x). \quad (27)$$

方程通解为:

$$u(x) = \frac{dk_1}{E_c I_0 k_2^2} (C_1 \operatorname{ch}(k_2 x) + C_2 \operatorname{sh}(k_2 x) + R_0 - q x). \quad (28)$$

由边界条件: $x=0$ 时, $u'=0$; $x=l$ 时, $u=0$ 可得

$$C_1 = -\frac{q \operatorname{sh}(k_2 l) + k_2 (R_0 - q l)}{k_2 \operatorname{ch}(k_2 l)}, C_2 = \frac{q}{k_2}. \quad (29)$$

将式(29)代入式(28)可得滑移位移为:

$$u(x) = \frac{dk_1}{k_2^2 E_c I_0} \left[\frac{-q \operatorname{sh}(k_2 l) - k_2 (R_0 - q l)}{k_2 \operatorname{ch}(k_2 l)} \operatorname{ch}(k_2 x) + \frac{q}{k_2} \operatorname{sh}(k_2 x) + R_0 - q x \right]. \quad (30)$$

2)初等梁理论挠度 w_0 :

$$w_0 = -\frac{1}{E_c I_0} \left(\frac{R_0 x^3}{6} - \frac{q x^4}{24} \right) + C_{10} x + C_{11}. \quad (31)$$

由边界条件: $x=0$ 时, $w_0=0$; $x=l$ 时, $w_0=0$ 得

$$C_{10} = -\frac{1}{E_c I_0} \left(\frac{R_0 l^2}{6} - \frac{q l^3}{24} \right), C_{11} = 0,$$

$$\text{则 } w_0 = \frac{R_0 x}{6 E_c I_0} (l^2 - x^2) + \frac{q x}{24 E_c I_0} (x^3 - l^3). \quad (32)$$

3)剪切变形所产生的挠度 w_1 :

$$w_1 = \frac{k}{G_c A} \left(R_0 x - \frac{1}{2} q x^2 \right) + C_{12} x + C_{13}.$$

由边界条件: $x=0$ 时, $w_0=0$; $x=l$ 时, $w_0=0$ 得

$$C_{12} = \frac{k}{G_c A} \left(R_0 - \frac{1}{2} q l \right), C_{13} = 0,$$

$$\text{则 } w_1 = \frac{k q x}{2 G_c A} (l - x). \quad (33)$$

4)层间滑移所产生的挠度:滑移位移一阶偏导数为

$$u'(x) = \frac{dk_1}{k_2^2 E_c I_0} \left[\frac{-q \operatorname{sh}(k_2 l) - k_2 (R_0 - q l)}{\operatorname{ch}(k_2 l)} \operatorname{sh}(k_2 x) + q (\operatorname{ch}(k_2 x) - 1) \right], \quad (34)$$

滑移效应产生的附加弯矩为:

$$M_s(x) = \frac{(1-k_1)}{k_2^2} \left[\frac{-q \operatorname{sh}(k_2 l) - k_2 (R_0 - q l)}{\operatorname{ch}(k_2 l)} \operatorname{sh}(k_2 x) + q (\operatorname{ch}(k_2 x) - 1) \right], \quad (35)$$

$$\text{则 } w_2 = \frac{(k_1-1)}{E_c I_0 k_2^2} \left[\frac{-q \operatorname{sh}(k_2 l) - k_2 (R_0 - q l)}{k_2^2 \operatorname{ch}(k_2 l)} \operatorname{sh}(k_2 x) + \frac{q}{k_2^2} \operatorname{ch}(k_2 x) - \frac{1}{2} q x^2 \right] + C_{14} x + C_{15}. \quad (36)$$

根据边界条件: $x=0$ 时, $w_2=0$; $x=l$ 时, $w_2=0$ 可得

$$C_{14} = \frac{(k_1-1)}{E_c I_0 k_2^2} \left[\frac{k_2 (R_0 - q l) \operatorname{sh}(k_2 l) - q}{k_2^2 l \operatorname{ch}(k_2 l)} - \frac{q}{k_2^2 l} + \frac{q l}{2} \right],$$

$$C_{15} = \frac{q (k_1-1)}{E_c I_0 k_2^4},$$

则

$$w_2 = \frac{(k_1-1)}{E_c I_0 k_2^2} \left\{ \frac{q - k_2 \operatorname{sh}(k_2 x) (R_0 - q l)}{k_2^2 \operatorname{ch}(k_2 l)} - \frac{q}{k_2^2} - \frac{1}{2} q x^2 + \left[\frac{k_2 (R_0 - q l) \operatorname{sh}(k_2 l) - q (1 - \operatorname{ch}(k_2 l))}{k_2^2 l \operatorname{ch}(k_2 l)} + \frac{q l}{2} \right] x \right\}. \quad (37)$$

3 算例验证

为了验证本文有限元模型建立的正确性,首先以文献[17]钢-混凝土组合试验梁试件E1和U3为例,两试件钢梁与混凝土翼板尺寸一样,梁跨均为5490mm,混凝土翼板宽1220mm,厚152mm,腹板厚度为10.2mm,梁高为305mm,顶底翼板宽152mm,厚18.2mm.试件E1有 $\phi 12.7 \times 50$ 栓钉100个,U3有 $\phi 19 \times 102$ 栓钉56个,均呈两个栓钉一排均匀布置在连接界面,混凝土泊松比为0.15.试件E1抗剪刚度为 $k_s = 18.3 \text{ kN/mm}^2$,混凝土翼板弹性模量为 $3.16 \times 10^4 \text{ MPa}$,钢梁弹性模量为 $2.05 \times 10^4 \text{ MPa}$,承受荷载为跨中集中荷载196kN.试件U3抗剪刚度为 7.6 kN/mm^2 ,混凝土翼板弹性模量为 $3 \times 10^4 \text{ MPa}$,钢梁弹性模量为 $2.02 \times 10^4 \text{ MPa}$,承受荷载为满跨均布荷载32.13kN/m.

根据文献[18]介绍的有限元建模方法,运用ANSYS 15.0有限元建模软件建立试件E1与U3有

有限元模型,其中混凝土板采用 Solid45 实体单元,钢梁采用 Shell43 壳单元进行模拟,采用弹簧单元 Combin39 模拟层间栓钉连接,并对弹簧单元两端节点进行自由度耦合,用于准确模拟钢-混凝土组合梁的结构特点,建立的试验梁有限元模型如图 5 所示.钢-混凝土组合梁有限元计算值与试验实测值的对比结果见表 1.

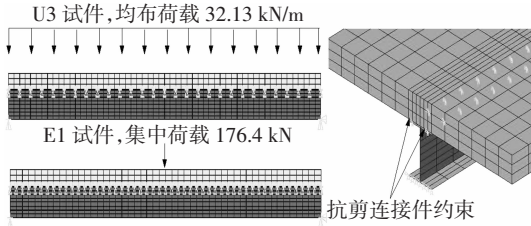


图 5 试验梁试件有限元模型示意图

Fig.5 Finite element model of experimental beams

表 1 试件 E1 和 U3 跨中挠度计算值
Tab.1 Calculated values of mid-span deflection of E1 and U3

试件	跨中挠度/mm	
	有限元	实测值
E1	-7.07	-7.1
U3	-4.13	-4.2

由表 1 可知两试件跨中挠度的有限元值与实测值吻合较好,验证了本文 ANSYS 有限元建模的可靠性.

钢-混连续组合梁的算例验证选取文献[3]中 Dezi 和 Tarantino 所研究的工字钢-混凝土两跨连续组合梁.组合梁跨径布置为 2×25 m,结构尺寸示意图如图 6 所示.

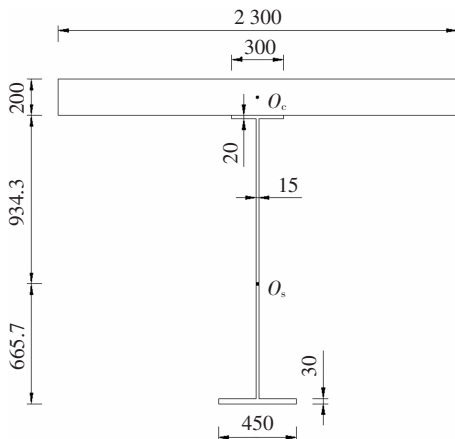


图 6 组合梁截面尺寸(单位:mm)

Fig.6 Section size of composite girder (unit:mm)

图 6 中 O_c 、 O_s 分别为混凝土板和钢梁截面的形心,混凝土板为 C30 混凝土,弹性模量为 3.0×10^4 MPa,截面面积为 $A_c=46\,000\text{ mm}^2$,截面惯性矩为 $I_c=15.33 \times 10^8\text{ mm}^4$,钢梁弹性模量为 2.1×10^5 MPa,截面面积为 $A_s=4\,275\text{ mm}^2$,截面惯性矩为 $I_s=15.949 \times 10^9\text{ mm}^4$,剪力连接件抗剪刚度为 $k_s=400$ MPa.组合梁承受的荷载为满跨均布荷载,大小为 64.56 kN/m.

采用 ANSYS 15.0 有限元软件建立了钢-混凝土两跨连续组合梁的空间有限元模型,文献[3]中栓钉连接件具体的布置形式未给出,有限元建模时采用双排布置,轴向间距为 1 m,建立的有限元模型如图 7 所示.

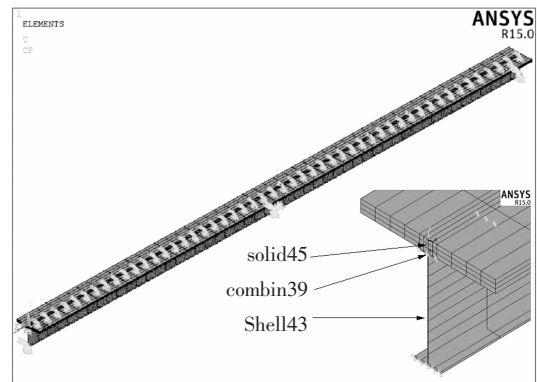


图 7 钢-混凝土组合梁的空间有限元模型示意图

Fig.7 Finite element model of steel-concrete composite girder

为验证本文所得工字钢-混凝土两跨连续组合梁挠度计算公式的正确性,采用以下方式进行验证:1)考虑层间滑移效应(R)得到的挠度计算值与 Nguyen^[7]等人基于矩阵位移法计算结果对比;2)考虑剪切变形及滑移效应(Q+R)得到的挠度计算值与有限元值进行对比验证(如图 8 所示).

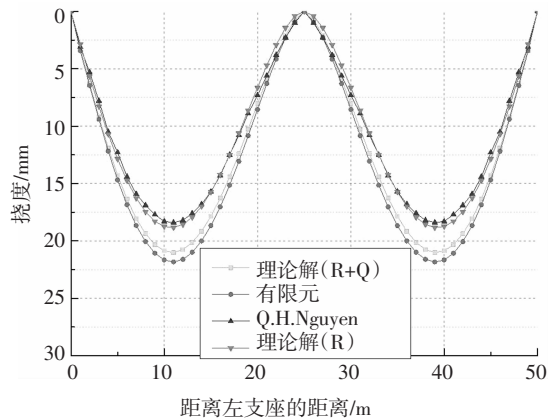


图 8 组合梁挠度分布图

Fig.8 Deflection distribution of composite girder

从图 8 中可看出, 本文考虑层间滑移效应(R)得到的挠度计算值与文献[7]计算值吻合良好, 变化趋势一致, 挠度偏差最大为 2.3%; 考虑剪切变形及滑移效应(Q+R)得到的挠度计算值与有限元值吻合良好, 挠度偏差最大为 3.3%. 基于以上分析可验证本文所得钢-混凝土连续组合梁挠度计算公式的正确性.

为分析剪切变形、层间滑移对工字钢-混凝土两跨连续组合梁挠度和弯矩的影响, 进行以下 3 种情况下的挠度计算值对比: 初等梁理论; 考虑滑移变形(R); 考虑剪切变形(Q)、层间滑移(R) (如图 9 所示); 同时考虑层间滑移会产生附加弯矩, 而剪切变形不会引起附加弯矩, 故假定混凝土不开裂的条件下, 分析了初等梁理论计算所得弯矩和考虑层间滑移(R)附加弯矩两种情况下的弯矩对比 (如图 10 所示).

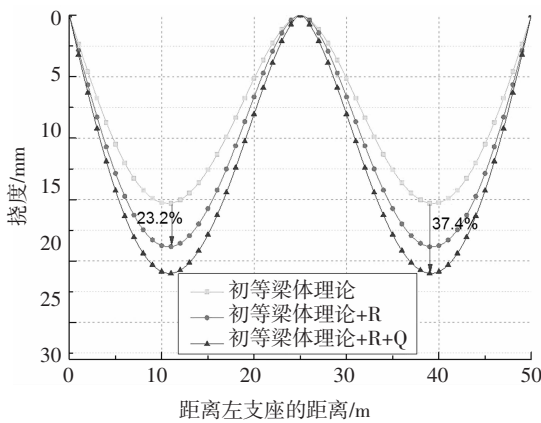


图 9 不同情况计算所得的挠度

Fig.9 Deflection calculated by different cases

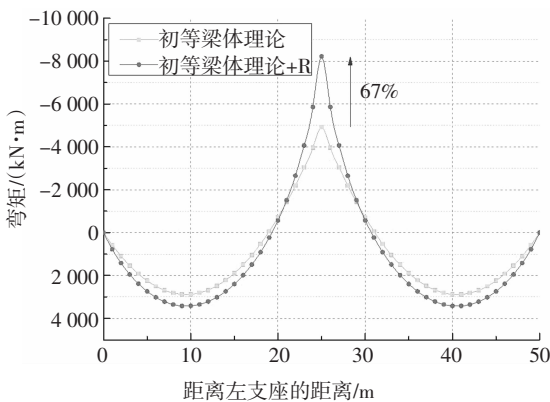


图 10 层间滑移产生的附加弯矩

Fig.10 Additional bending moment generated by interlayer slip

从图 9 中可看出, 钢-混凝土两跨连续组合梁考虑层间滑移效应计算所得挠度与采用初等梁理

论计算挠度相比跨间最大挠度增长了 23.2%, 考虑层间滑移效应和剪切变形所得挠度与初等梁理论计算挠度相比跨间最大挠度增长了 37.4%, 其中考虑剪切变形引起的挠度较初等梁理论计算挠度增长了 14.2%. 此时, 在计算钢-混凝土连续组合梁挠度时, 剪切变形及层间滑移效应的影响较大, 不能忽略, 否则将出现较大的误差.

从图 10 中可以看出, 钢-混凝土两跨连续组合梁由于层间滑移的影响, 跨间会产生附加弯矩, 其中中支点处产生的附加弯矩值最大, 与初等梁理论计算值相比增长了约 67%. 实际钢-混凝土组合连续梁的工程应用中, 为避免混凝土板的开裂, 在进行连续组合梁预应力筋的布置时应考虑层间滑移效应对混凝土板受拉区域的影响.

4 剪力连接件抗剪刚度对钢-混凝土组合梁滑移位移及挠度的影响分析

本文算例中的剪力连接件的抗剪刚度为 $k_s=400$ MPa, 参考文献[7]选取的抗剪刚度变化范围, 本文选取剪力连接件抗剪刚度分别为 $k_{s1}=0.4$ MPa、 $k_{s2}=4$ MPa、 $k_{s3}=40$ MPa、 $k_{s4}=400$ MPa、 $k_{s5}=4000$ MPa, 研究剪力连接件抗剪刚度变化对组合梁层间滑移位移的影响规律 (如图 11 所示).

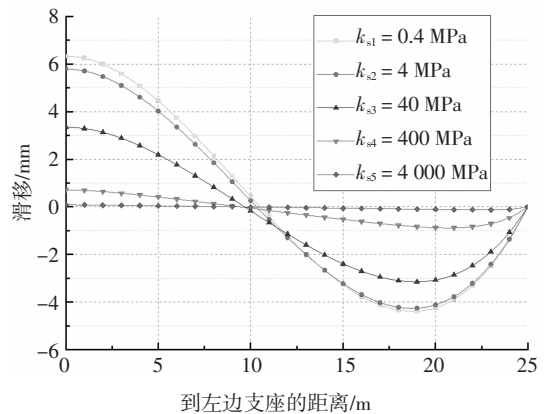


图 11 不同抗剪刚度下组合梁的滑移位移

Fig.11 Slip displacements under different shear stiffness

从图 11 中可以看出, 层间滑移位移随着剪力连接件抗剪刚度的增长而减小, 当 k_s 趋近于 0 时, 滑移位移趋于最大值, 相当于无剪力连接件的组合梁; 当 k_s 趋近于 ∞ 时, 滑移位移趋于零, 相当于完

全剪力连接的组合梁.

选取工字钢-混凝土两跨连续组合梁的跨间挠度最大值截面为研究对象,以总挠度 w 作为分母,以式(38)层间滑移效应产生的挠度 w_1 与总挠度 w 的比值 J_1 作为表示层间滑移效应引起的挠度对总挠度的影响程度(如图12所示),同时分析了总挠度随剪力连接件抗剪刚度变化的情况(如图13所示).

$$J_1 = \frac{w_1}{w} \times 100\%. \quad (38)$$

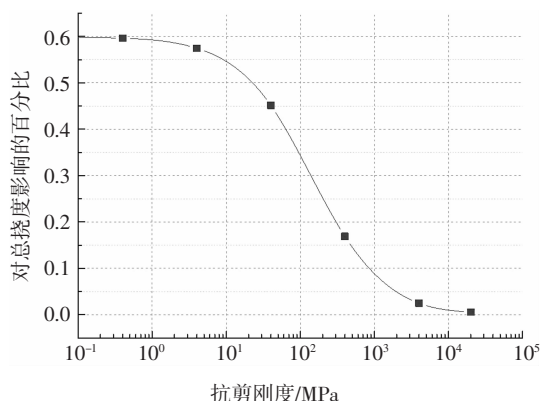


图12 J_1 随剪力连接件抗剪刚度变化示意图

Fig.12 J_1 variation with the shear stiffness change

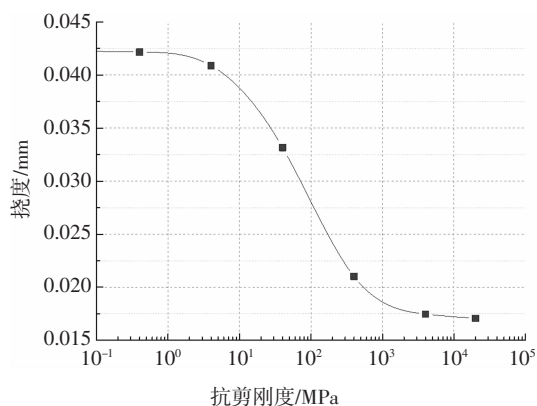


图13 总挠度随剪力连接件抗剪刚度变化示意图

Fig.13 Deflection variation with the shear stiffness change

从图12中可以看出,工字钢-混凝土两跨连续组合梁层间滑移效应对总挠度的影响随着剪力连接件抗剪刚度的增长而减小,当 k_s 大于 1200 MPa 时,层间滑移效应引起的挠度占总挠度的百分比 J_1 小于 5%,此时可以忽略层间滑移效应对总挠度的影响.

从图13中可以看出,工字钢-混凝土两跨连续

组合梁跨间最大挠度随剪力连接件抗剪刚度的增长而减小,当 k_s 大于 1200 MPa 时,总挠度的变化趋于稳定,此时可以忽略层间滑移效应对总挠度的影响.

图11~图13中,计算结果均假定连接件处于弹性工作阶段,而实际情况中,当连接件抗剪刚度较小时,易发生塑性变形,引起更大的附加挠度,因此工程中对抗剪连接件进行选择时,可根据本文抗剪刚度对挠度影响的简化分析方法及连接件的抗剪试验数据对抗剪连接件的选取进行优化.

5 结论

1) 本文在综合考虑钢梁与混凝土板接触面的滑移效应及组合梁剪切变形影响的基础上,采用能量法推导所得的钢-混凝土两跨连续组合梁的挠度计算公式解,物理含义明确,计算简单方便,所得附加挠度及附加弯矩计算公式适用于正常使用阶段的钢-混连续组合梁.

2) 钢-混凝土连续组合梁的层间滑移效应会降低其弯曲刚度,产生附加挠度,并会引起中支点截面负弯矩的增大.在工程设计中,混凝土板抗拉能力较差,应当重视层间滑移效应产生的附加弯矩对中支点处负弯矩的影响,避免混凝土板的开裂.

3) 钢-混凝土连续组合梁剪切变形对挠度的影响较大,在计算挠度时应计入其影响.

4) 钢-混凝土连续组合梁的层间滑移位移随着剪力连接件抗剪刚度的增大而减小.当 k_s 趋近于 0 时,滑移位移趋于最大值,相当于无剪力连接件的组合梁;当 k_s 趋近于 ∞ 时,滑移位移趋于零,相当于完全剪力连接的组合梁.

5) 钢-混凝土两跨连续组合梁的层间滑移效应对总挠度的影响和跨间最大挠度均随剪力连接件抗剪刚度的增大而减小,当剪力连接件抗剪刚度大于 1200 MPa 时,可忽略层间滑移效应对总挠度的影响.

参考文献

- [1] TAIG G, RANZI G. Generalised beam theory (GBT) for composite beams with partial shear interaction [J]. Engineering Structures,

- 2015, 99:582—602.
- [2] WANG S H, TONG G, ZHANG L. Reduced stiffness of composite beams considering slip and shear deformation of steel [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2017, 131:19—29.
- [3] DEZI L, TARANTINO A M. Creep in composite continuous beams. II: parametric study [J]. Journal of Structural Engineering, 1993, 119(7):2112—2133.
- [4] NIE J G, CAI C S. Steel-concrete composite beams considering shear slip effects [J]. Journal of Structural Engineering, 2003, 129(4):495—506.
- [5] NGUYEN Q H, HJIAJ M. Nonlinear time-dependent behavior of composite steel-concrete beams [J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142(5):04015175.
- [6] 肖岩, 彭罗文, KUNNATH S. 组合梁考虑滑移效应的理论分析 [J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2017, 44(1):77—86.
XIAO Y, PENG L W, KUNNATH S. Analysis of composite beams with interlayer slip [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2017, 44(1):77—86. (In Chinese)
- [7] NGUYEN Q H, HJIAJ M, UY B. Time-dependent analysis of composite beams with continuous shear connection based on a space-exact stiffness matrix [J]. Engineering Structures, 2010, 32(9): 2902—2911.
- [8] JOÃO B M, SOUSA J. Exact finite elements for multilayered composite beam-columns with partial interaction [J]. Computers and Structures, 2013, 123(4):48—57.
- [9] UDDIN M A, SHEIKH A H, BROWN D, *et al.* A higher order model for inelastic response of composite beams with interfacial slip using a dissipation based arc-length method [J]. Engineering Structures, 2017, 139:120—134.
- [10] 周凌云, 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 L Y, YU Z W, JIANG L Z. Analysis of composite beams of steel and concrete with slip and shear deformation [J]. Engineering Mechanics, 2005, 22(2):104—109. (In Chinese)
- [11] 聂建国, 李法雄. 钢-混凝土组合板的弹性弯曲及稳定性分析 [J]. 工程力学, 2009, 26(10):59—66.
NIE J G, LI F X. Elastic bending and stability of steel-concrete composite plate [J]. Engineering Mechanics, 2009, 26(10):59—66. (In Chinese)
- [12] 朱力, 聂建国, 季文玉. 钢-混凝土组合箱型梁的滑移和剪力滞效应 [J]. 工程力学, 2016, 33(9):49—58.
ZHU L, NIE J G, JI W Y. Slip and shear-lag effects of steel-concrete composite box beam [J]. Engineering Mechanics, 2016, 33(9):49—58. (In Chinese)
- [13] 苗林, 陈德伟. 考虑层间滑移效应的组合梁解析计算 [J]. 同济大学学报(自然科学版), 2011, 39(8):1113—1119.
MIAO L, CHEN D W. Closed-form solution of composite beam considering interfacial slip effects [J]. Journal of Tongji University (Natural Science), 2011, 39(8):1113—1119. (In Chinese)
- [14] 聂建国, 沈聚敏, 袁彦声. 钢-混凝土筒支组合梁变形计算的一般公式 [J]. 工程力学, 1994, 11(1):21—27.
NIE J G, SHEN J M, YUAN Y S. A general formula for predicting the deflection of simply supported composite steel-concrete beams with the consideration of slip effect [J]. Engineering Mechanics, 1994, 11(1): 21—27. (In Chinese)
- [15] CHIOREAN C G, BURU S M. Practical nonlinear inelastic analysis method of composite steel-concrete beams with partial composite action [J]. Engineering Structures, 2017, 134: 74—106.
- [16] BERTAGNOLI G, GINO D, MARTINELLI E. A simplified method for predicting early-age stresses in slabs of steel-concrete composite beams in partial interaction [J]. Engineering Structures, 2017, 140: 286—297.
- [17] 孙飞飞, 李国强. 考虑滑移、剪力滞后和剪切变形的钢-混凝土组合梁解析解 [J]. 工程力学, 2005, 22(2): 96—103.
SUN F F, LI G Q. A closed-form solution for steel-concrete composite beams with slip, shear lag and shear deformation [J]. Engineering Mechanics, 2005, 22(2): 96—103. (In Chinese)
- [18] QUEIROZ F D, VELLASCO P C G S, NETHERCOT D A. Finite element modeling of composite beams with full and partial shear connection [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2007, 63(4):505—521.