

钢板夹芯混凝土组合梁的变形分析

夏培秀, 邹广平*, 薛启超

(哈尔滨工程大学 航天与建筑工程学院, 哈尔滨 150001)

摘要: 以简支钢板夹芯混凝土组合梁为对象, 建立了组合梁在集中载荷作用下的简化计算模型, 推导出钢板与混凝土界面间的界面滑移及组合梁变形的计算公式。该公式既能描述组合梁的界面滑移规律, 又能体现界面滑移对组合梁变形的影响。并把按本文推导出的计算公式计算变形的结果与文献中的实验结果进行了对比, 结果吻合良好。通过算例研究结果表明: 随着载荷与剪力连接件间距的增大, 界面滑移增大, 变形也增大。

关键词: 钢板夹芯混凝土组合梁; 界面滑移; 变形; 理论公式; 集中载荷

中图分类号: TB333 **文献标志码:** A **文章编号:** 1000-3851(2017)09-2114-07

Analysis of deflection of steel-concrete-steel sandwich beam

XIA Peixiu, ZOU Guangping*, XUE Qichao

(School of Aerospace and Civil Engineering, Harbin Engineering University, Harbin 150001, China)

Abstract: Taking simply supported steel-concrete-steel sandwich beam an example, this paper focused on constructing a simplified calculation model of steel-concrete-steel sandwich beam under concentrated load, equations illustrating interface slips between steel and concrete and deformations were obtained based on proposed analysis model. The deduced equations can not only describe the deformation distribution of slipping interface, but also reflect the deformation of composite beam influenced by interface slips. The computed results using the formulas of this paper are in good agreements with the experiments results in literature. Example study shows that, as applying loads and shear connectors span increase, both of interface slips and bending deformations rise significantly.

Keywords: steel-concrete-steel sandwich beam; interface slip; deflection; theoretical formula; concentrated load

钢板夹芯混凝土组合梁是在两层焊有抗剪连接件的钢板之间浇注混凝土的一种新型复合结构^[1-2]。抗剪连接件是保证钢板与混凝土共同工作的关键部件, 其强度、刚度不够或数量不足, 必然导致组合梁产生滑移效应, 其承载能力降低、变形增大。现行换算截面法没有考虑钢板与混凝土之间的滑移效应, 而滑移效应会使变形增大。只有考虑界面滑移, 才能真实反映组合梁的实际工作状况。近几十年来, 国内外学者关于钢板夹芯混凝土组合梁进行了细致的试验研究和数值模拟分析^[3-14], 而理论研究方面还很有限。英国钢结构协会于 1994 年制定了组合梁的设计规范, 考虑到钢板与混凝土间的界

面滑移的影响, 采用刚度折减法^[3]计算组合梁的变形。Xie 等和 Chapman 等^[5-8]对组合梁及剪力连接件进行了静态和疲劳实验研究, 并采用有限元法对钢板夹芯混凝土组合梁进行了数值模拟计算。Wright 等^[13]对组合梁的变形进行了分析, 忽略了受拉区开裂混凝土和上部钢板与混凝土间的界面滑移, 简化为具有 1 个界面的组合结构。王连广等^[14]对预应力钢板夹芯混凝土组合板的界面滑移进行了分析。钢板夹芯混凝土组合梁是具有 2 个界面的组合梁, 受拉区的混凝土由于在较低的拉应力下开裂而退出工作, 此时组合梁主要由上部钢板、下部钢板和受压区混凝土三部分共同发挥作用。鉴于此,

收稿日期: 2016-10-08; 录用日期: 2016-12-06; 网络出版时间: 2016-12-20 13:39

网络出版地址: www.cnki.net/kcms/detail/11.1801.TB.20161220.1339.010.html

基金项目: 省自然科学基金(E2015045; E2015047); 国家自然科学基金(51409056)

通讯作者: 邹广平, 博士, 教授, 博士生导师, 研究方向为复合材料力学性能 E-mail: zouguangping@hrbeu.edu.cn

引用格式: 夏培秀, 邹广平, 薛启超. 钢板夹芯混凝土组合梁的变形分析[J]. 复合材料学报, 2017, 34(9): 2114-2120.

XIA Peixiu, ZOU Guangping, XUE Qichao. Analysis of deflection of steel-concrete-steel sandwich beam[J]. Acta Materiae Compositae Sinica, 2017, 34(9): 2114-2120 (in Chinese).

本文将钢板与混凝土间的剪力连接拟合为弹性夹层, 通过建立简支梁滑移的相关微分方程, 解出描述界面滑移的理论公式, 进而给出变形的计算公式, 探讨在集中荷载作用下简支梁界面滑移规律及滑移对组合梁变形的影响。

1 计算模型

根据钢板夹芯混凝土组合梁的结构特点作如下基本假定: (1) 钢板和混凝土均为各向同性弹性体; (2) 钢板与混凝土交界面上的水平剪力与相对滑移成正比; (3) 钢板和混凝土具有相同的截面曲率; (4) 变形前后, 钢板和混凝土的应变分别符合平截面假设, 忽略构件的剪切变形; (5) 受拉区混凝土由于开裂而退出工作。

将受压混凝土截面换算成钢板, 钢板夹芯混凝土组合梁的截面形式和等效截面如图 1 所示。

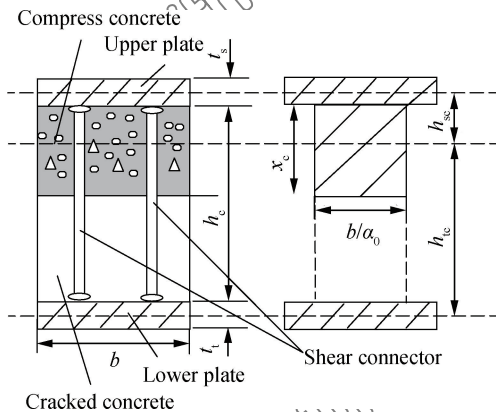


图 1 钢板夹芯混凝土组合梁截面形式及等效截面
Fig. 1 Section and equivalent section of steel-concrete-steel sandwich beams

分析模型如图 2 所示。根据材料力学知识可求出组合梁的形心轴距上部钢板下缘的距离 $x_c^{[12]}$:

$$x_c = -\alpha_0(t_s + t_t) + [\alpha_0^2(t_s + t_t)^2 - \alpha_0(t_s^2 - 2t_t h_c - t_t^2)]^{1/2} \quad (1)$$

式中: $\alpha_0 = E_s/E_c$, E_s 为钢板的弹性模量, E_c 为混凝土的弹性模量; t_s 和 t_t 为上下部钢板厚度; h_c 为核心混凝土厚度。

2 界面滑移和变形的计算公式

由上述基本假设^[14]可得

$$q_s = k_{Ls}s_s, q_t = k_{Lt}s_t \quad (2)$$

$$\varphi = \frac{M_t}{E_t I_t} = \frac{M_s}{E_s I_s} = \frac{M_c}{E_c I_c} \quad (3)$$

式中: q_s 和 q_t 为钢板与混凝土交界面上的水平剪力; $k_{Ls} = k_L/l_p$ 为混凝土与上部钢板间单位梁长滑

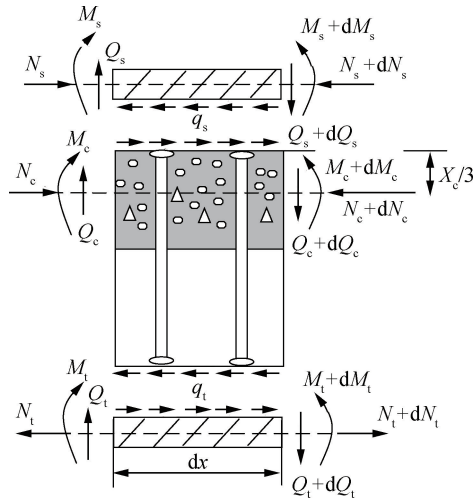


图 2 微段分析模型
Fig. 2 Micro analysis model

移刚度; $k_{Lt} = k_L/l_p$ 为混凝土与下部钢板间单位梁长滑移刚度, k_L 为剪力连接件的抗剪刚度, l_p 为剪力连接件的纵向间距; φ 为截面曲率; E_s 和 E_c 分别为钢板和混凝土的弹性模量; I_s 、 I_t 、 I_c 分别为上、下部钢板和混凝土的惯性矩; M_s 、 M_t 、 M_c 分别为上、下部钢板和混凝土的截面面积。

分别对上部钢板、下部钢板和混凝土的单元建立平衡方程得

$$\begin{cases} dM_t - Q_t dx - q_t dx \frac{1}{2} t_t = 0 \\ dM_s - Q_s dx - q_s dx \frac{1}{2} t_s = 0 \\ dM_c - Q_c dx - q_c dx \left(h_c - \frac{1}{3} x_c \right) - q_s dx \frac{1}{3} x_c = 0 \\ dN_t + q_t dx = 0 \\ dN_s + q_s dx = 0 \\ dN_c + q_c dx - q_s dx = 0 \end{cases} \quad (4)$$

在简支组合梁跨中作用集中载荷(如图 3 所示), 考虑到组合梁关于梁中心轴的对称性, 当 $0 < x \leq l/2$ 时, 有 $Q_t + Q_s + Q_c = P/2$ 。

将式(4)中的各式相加, 并将式(3)代入整理

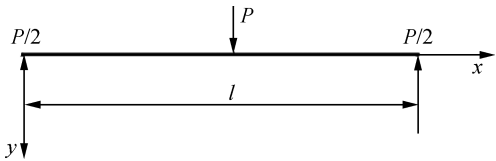


图 3 集中荷载作用下组合梁的受力简图
Fig. 3 Force diagram of the composite beams under the concentrated load

后得

$$\frac{d\varphi}{dx} = \frac{1}{EI}(P/2 + q_t h_{tc} + q_s h_{sc}) \quad (5)$$

上部钢板下缘与混凝土上缘交界面处的相对滑移应变 ϵ_s 为

$$\epsilon_s = \frac{ds_s}{dx} = \epsilon_{sc} - \epsilon_{cs} = h_{sc}\varphi - \frac{N_s}{E_s A_s} + \frac{N_c}{E_s A_{oc}} \quad (6a)$$

混凝土下缘与下部钢板上缘交界面处的相对滑移应变 ϵ_t 为

$$\epsilon_t = \frac{ds_t}{dx} = \epsilon_{ct} - \epsilon_{tc} = h_{tc}\varphi - \frac{N_t}{E_s A_t} - \frac{N_c}{E_s A_{oc}} \quad (6b)$$

对式(6)求导, 并将式(2)和式(5)代入整理后可得

$$\begin{cases} \frac{d^2 s_s}{dx^2} = a_1 P/2 + b_1 s_s + c_1 s_t \\ \frac{d^2 s_t}{dx^2} = a_2 P/2 + b_2 s_s + c_2 s_t \end{cases} \quad (7)$$

式中: $A_{oc} = b x_c / \alpha_0$ 为混凝土等效为钢板的截面面积, $a_1 = \frac{h_{sc}}{EI}$, $a_2 = \frac{h_{tc}}{EI}$, $EI = E_s I_t + E_s I_s + E_s I_{oc}$,

$$I_{oc} = \frac{b^3}{12\alpha_0}, b_1 = k_{Ls} \left[\frac{h_{sc}^2}{EI} + \frac{1}{E_s A_{oc}} + \frac{1}{E_s A_s} \right],$$

$$b_2 = k_{Ls} \left[\frac{h_{sc} h_{tc}}{EI} - \frac{1}{E_s A_{oc}} \right],$$

$$c_1 = k_{Lt} \left[\frac{h_{sc} h_{tc}}{EI} - \frac{1}{E_s A_{oc}} \right],$$

$$c_2 = k_{Lt} \left[\frac{h_{tc}^2}{EI} + \frac{1}{E_s A_t} + \frac{1}{E_s A_{oc}} \right]$$

解式(7)得上、下界 s_s 、 s_t 面滑移为

$$s_s = W_1 e^{ax} + W_2 e^{-ax} + W_3 e^{\beta x} + W_4 e^{-\beta x} + \frac{tP}{2n} \quad (8a)$$

$$s_t = \gamma_a W_1 e^{ax} + \gamma_a W_2 e^{-ax} + \gamma_\beta W_3 e^{\beta x} + \gamma_\beta W_4 e^{-\beta x} - \frac{(na_1 + tb_1)P}{2nc_1} \quad (8b)$$

边界条件为: 当 $x=0$ 时, $ds_s/dx=0$, $ds_t/dx=0$; 当 $x=l/2$ 时, $s_s=0$, $s_t=0$ 。将边界条件代入式(8)解得 W_1 、 W_2 、 W_3 、 W_4 , 后再代入式(8)得集中载荷作用下界面滑移的计算公式($0 < x \leq l/2$):

$$s_s = \frac{\theta_\beta P}{2(\gamma_a - \gamma_\beta)} \frac{\cosh(ax)}{\cosh \frac{al}{2}} - \frac{\theta_a P}{2(\gamma_a - \gamma_\beta)} \frac{\cosh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} + \frac{tP}{2n} \quad (9a)$$

$$s_t = \frac{\gamma_a \theta_\beta P}{2(\gamma_a - \gamma_\beta)} \frac{\cosh(ax)}{\cosh \frac{al}{2}} - \frac{\gamma_\beta \theta_a P}{2(\gamma_a - \gamma_\beta)} \frac{\cosh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} - \frac{(na_1 + tb_1)P}{2nc_1}$$

$$\frac{\gamma_\beta \theta_a P}{2(\gamma_a - \gamma_\beta)} \frac{\cosh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} - \frac{(na_1 + tb_1)P}{2nc_1} \quad (9b)$$

$$\text{式中: } \theta_a = \frac{na_1 + \alpha^2 t}{nc_1}, \theta_\beta = \frac{na_1 + \beta^2 t}{nc_1}。$$

将式(5)和式(9)代入式(6)并解得上部钢板、下部钢板截面承担的轴力为

$$N_s = \mu_1 \alpha \frac{\sinh(ax)}{\cosh \frac{al}{2}} \frac{P}{2} - \mu_2 \beta \frac{\sinh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} \frac{P}{2} + \omega_1 x \frac{P}{2} \quad (10a)$$

$$N_t = -\mu_3 \alpha \frac{\sinh(ax)}{\cosh \frac{al}{2}} \frac{P}{2} + \mu_4 \beta \frac{\sinh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} \frac{P}{2} - \omega_2 x \frac{P}{2} \quad (10b)$$

$$\text{式中: } \omega_1 = k_{Ls} \frac{a_1 c_2 - a_2 c_1}{b_1 c_2 - b_2 c_1}, \omega_2 = k_{Lt} \frac{a_1 b_2 - a_2 b_1}{b_1 c_2 - b_2 c_1},$$

$$\mu_1 = \frac{(\gamma_\beta c_3 - c_4) \theta_\beta}{(b_3 c_4 - b_4 c_3)(\gamma_a - \gamma_\beta)},$$

$$\mu_2 = \frac{(\gamma_\beta c_3 - c_4) \theta_a}{(b_3 c_4 - b_4 c_3)(\gamma_a - \gamma_\beta)},$$

$$\mu_3 = \frac{(\gamma_a b_3 - b_4) \theta_\beta}{(b_3 c_4 - b_4 c_3)(\gamma_a - \gamma_\beta)},$$

$$\mu_4 = \frac{(\gamma_\beta b_3 - b_4) \theta_a}{(b_3 c_4 - b_4 c_3)(\gamma_a - \gamma_\beta)}。$$

根据平衡条件得

$$M(x) = M_s + M_c + M_t + h_{sc} N_s + h_{tc} N_t \quad (11)$$

由式(11)和式(3)可得

$$\varphi(x) = \frac{1}{EI}(M(x) - h_{sc} N_s - h_{tc} N_t) \quad (12)$$

将式(10)代入式(12)得组合梁的截面曲率为

$$\varphi(x) = \frac{(2 - \zeta)Px}{4EI} - \frac{\chi_1 \alpha P}{4EI} \frac{\sinh(ax)}{\cosh \frac{al}{2}} + \frac{\chi_2 \beta P}{4EI} \frac{\sinh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} \quad (13)$$

$$\text{式中: } \chi_1 = \mu_1(t_s + 2/3\zeta) - (t_t + 2h_c - 2/3\zeta)\mu_3,$$

$$\chi_2 = (t_s + 2/3\zeta)\mu_2 - (t_t + 2h_c - 2/3\zeta)\mu_4,$$

$$\zeta = (t_s + 2/3\zeta)\omega_1 - (t_t + 2h_c - 2/3\zeta)\omega_2。$$

组合梁的变形为

$$y(x) = \int \left[\int \varphi(x) dx \right] dx + H_1 x + H_2 \quad (14)$$

将式(13)代入式(14)并由边界条件为: $x=0$, $y(x)=0$; $x=l/2$, $dy(x)/dx=0$ 可得跨中集中载荷作用下钢板夹芯混凝土组合梁的变形沿梁长分布曲线的表达式:

$$y(x) = \frac{(2 - \zeta)P(4x^3 - 3l^2x)}{96EI} - \frac{\chi_1 P}{4\alpha EI} \frac{\sinh(\alpha x)}{\cosh \frac{\alpha l}{2}} + \frac{\chi_2 P}{4\beta EI} \frac{\sinh(\beta x)}{\cosh \frac{\beta l}{2}} + \frac{(\chi_1 - \chi_2)Px}{4EI}$$

(15)

3 公式验证

如果不考虑钢板与混凝土界面上的界面滑移, 可按换算截面法对钢混组合梁的变形进行计算。但按换算截面法得到的组合梁的刚度较实际刚度偏大, 而变形较实测值偏小, 这意味着采用换算截面法计算组合梁的变形偏于不安全^[15-16]。因此, 在计算钢板夹芯混凝土组合梁的变形时应考虑界面滑移的影响。考虑到界面滑移效应对组合梁变形的影响, Roberts 等^[3]提出了刚度折减法, 忽略受拉区开裂混凝土, 对于受拉和受压钢板的刚度进行折减, 其折减系数可按式确定:

$$\kappa_t = \frac{nK}{nK + 2bt_t E_t / l}, \kappa_s = \frac{nK}{nK + 2bt_s E_s / l}$$
 (16)

式中: n 为最大弯矩截面到零弯矩截面之间的剪力连接件个数; K 为剪力连接件刚度。按换算截面法计算组合梁的截面抗弯刚度 D :

$$D = (EI)'' = E_s \left\{ \frac{b\kappa_s t_s^3}{12} + \frac{b_0 z^3}{3} + \frac{b\kappa_t t_t^3}{12} + (b\kappa_s t_s) \left(\frac{t_s}{2} + z \right)^2 + (b\kappa_t t_t) \left(\frac{t_t}{2} + h_c - z \right)^2 \right\}$$
 (17)

然后再根据材料力学中变形计算方法即可求出钢板夹芯混凝土组合梁的弯曲变形。

文献[12]中对 11 根组合梁进行了实验, 用刚度折减法对变形进行了预测, 并将变形的试验值和预测值进行了比较。为验证本文推导的变形计算公式的准确性和可靠性, 利用本文推导的组合梁的变形计算公式与文献[12]的试验结果和预测结果进行比较, 结果如表 1 所示。

表 1 与文献[12]中钢板夹芯混凝土组合梁变形结果的对比

Table 1 Comparison to deflection results of steel-concrete-steel sandwich beams in the document[12]

Specimen number	Ultimate load/kN	Experimental value y^* /mm	Predictive value y_1 /mm	Calculation results in this paper y_2 /mm	$\frac{ y_1 - y^* }{y^*} \times 100\% / \%$	$\frac{ y_2 - y^* }{y^*} \times 100\% / \%$
SCS80	79	3.45	3.67	3.56	6.37	3.18
SLCS80	63.7	3.40	3.35	3.38	1.47	0.58
SCS100	57.49	4.15	3.69	3.96	11.08	4.57
SLCS100	36.8	2.56	2.70	2.62	5.46	2.34
SLFCS100(1)	45.8	3.25	3.36	3.22	3.38	0.92
SCS150	44.44	2.87	2.91	2.69	1.39	6.27
SLCS150	30	1.82	2.32	2.06	27.47	13.18
SLCS200	26.7	2.29	3.14	2.48	37.11	8.29
SLFCS200(1)	30.4	2.81	3.58	2.83	27.40	0.71
SLFCS200(2)	32.6	3.18	3.84	3.03	20.75	4.71

Notes: SCS—Steel-concrete-steel; SLCS—Steel-lightweight concrete-steel; SLFCS—Steel-lightweight fiber concrete-steel; y^* —Test value of the deformation in the literature^[12]; y_1 —Forecast deformation in the literature^[12] (including shear deformation); y_2 —Calculation results of the deformation in this paper.

计算时载荷取为极限承载力的 2/3。通过与文献[12]中的试验结果和预测结果的对比, 按本文计算公式计算出的变形值 y_2 比按其他两种方法预测出的变形值 y_1 与实验值 y^* 更加吻合, 误差较小。可见, 上部钢板与混凝土间的界面滑移对组合梁的变形影响是不可忽略的, 本文建立的考虑 2 个界面滑移影响的变形计算公式具有更高的准确性和可靠性, 更符合组合梁的实际工作状态。

4 算例

钢板夹芯混凝土组合梁的计算模型如图 4 所

示, 参数如表 2 所示。剪力连接件在组合梁的长度方向上和宽度方向上均为等间距布置。通过改变载荷的大小和连接件的间距, 分析载荷和剪力连接度对组合梁的界面滑移和变形的影响。

图 5 为载荷对钢板夹芯混凝土组合梁界面滑移分布的影响。可以看出, 最大界面滑移发生在组合梁的端部, 跨中界面滑移为零; 界面滑移在加载点附近变化较大, 远离加载点, 界面滑移变化较平缓。对比图 5 中的上界面滑移 s_s 和下界面滑移 s_t , 最大界面滑移 s_s 比 s_t 小。其他条件不变的情况下,

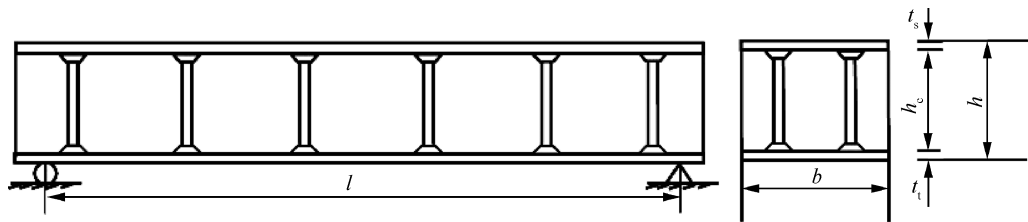


图 4 钢板夹芯混凝土组合梁的计算模型
Fig. 4 Calculation model of steel-concrete-steel sandwich beams

表 2 钢板夹芯混凝土组合梁的计算模型参数

Table 2 Parameters of the calculation model of steel-concrete-steel sandwich beams

Thickness of the under steel plate t_t /mm	Thickness of the upper steel plate t_s /mm	Yield limit of steel sheet σ_s /MPa	Thickness of the concrete h_c /mm	Shear connectors slip stiffness $k/(kN \cdot mm^{-1})$
10	10	375	240	120
Shear capacity of shear connectors P_t/kN	Strength grade of concrete	Length of steel-concrete-steel sandwich beam L/mm	Height of steel-concrete-steel sandwich beam h/mm	Width of steel-concrete-steel sandwich beam b/mm
80	C30	1600	260	400

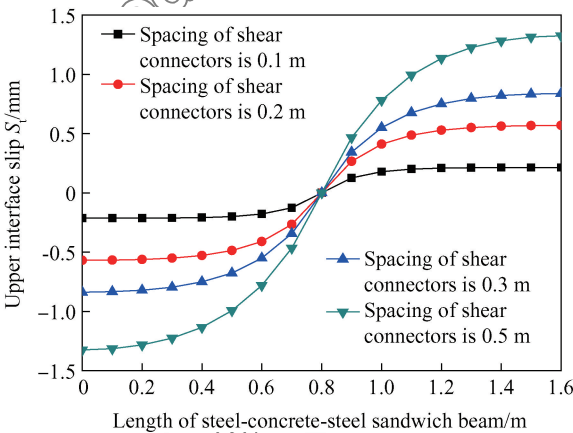
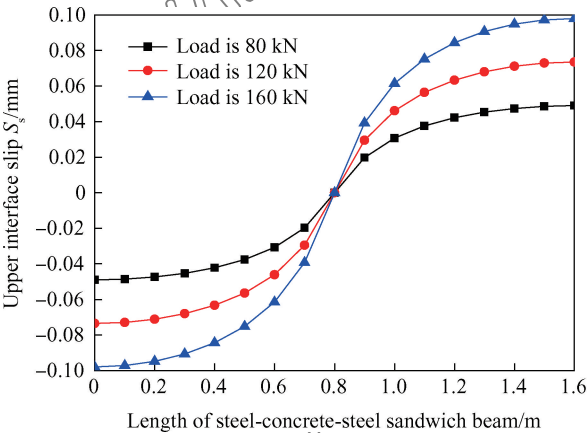


图 5 载荷对钢板夹芯混凝土组合梁界面滑移分布的影响
Fig. 5 Influence of load on the interface slip distribution of steel-concrete-steel sandwich beams

随着载荷的增大，组合梁端部最大界面滑移 s_s/s_t 始终约为 0.34， s_s 近似是 s_t 的 30% 左右，上界面滑移 s_s 是不可忽略的。

图 6 为剪力连接件间距对钢板夹芯混凝土组合梁界面滑移分布的影响。可以看出，当剪力连接件的间距从 0.1 m 增大到 0.5 m 时，上界面滑移 s_s 由 0.075 mm 增大到 0.2806 mm，增大近 2.7 倍；下界面滑移 s_t 由 0.2138 mm 增大到 1.3243 mm，增大近 5.2 倍；可见，随着剪力连接件间距的增大，界面滑移增大，并且下界面滑移 s_t 比上界面滑移 s_s 增加的要快。

图 7 为载荷与剪力连接件间距对钢板夹芯混凝土组合梁变形的影响。可以看出，随着载荷的增大，界面滑移增大，变形也增大。当剪力连接件的

间距从 0.1 m 增大到 0.5 m 时，变形由 1.0302 mm 增大到 4.0827 mm，增大近 2.96 倍。可见，随着剪力连接件间距的增大，界面滑移增大，变形也增大。

5 结 论

(1) 考虑钢板与混凝土间存在上、下 2 个界面滑移，推导出了钢板夹芯混凝土组合梁的界面滑移和变形的计算公式，对分析钢板夹芯混凝土组合梁的变形具有一定的理论意义和应用价值。

(2) 通过与文献中的实验结果和刚度折减法进行比较，结果表明：按本文推导出的钢板夹芯混凝土组合梁的变形计算公式分析组合梁的变形与实验结果更接近。

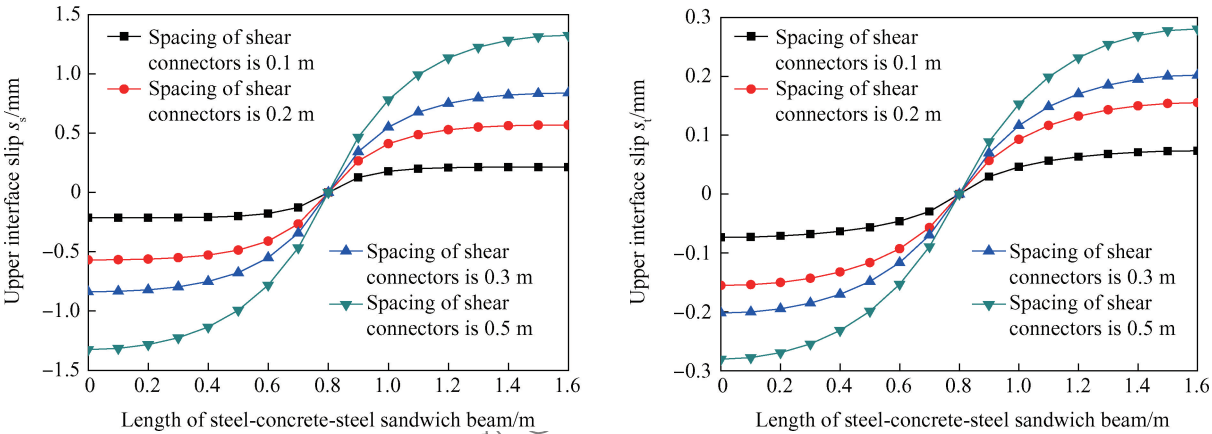


图 6 剪力连接件间距对钢板夹芯混凝土组合梁界面滑移分布的影响

Fig. 6 Influence of different space of the shear connector on the interface slip distribution of steel-concrete-steel sandwich beams

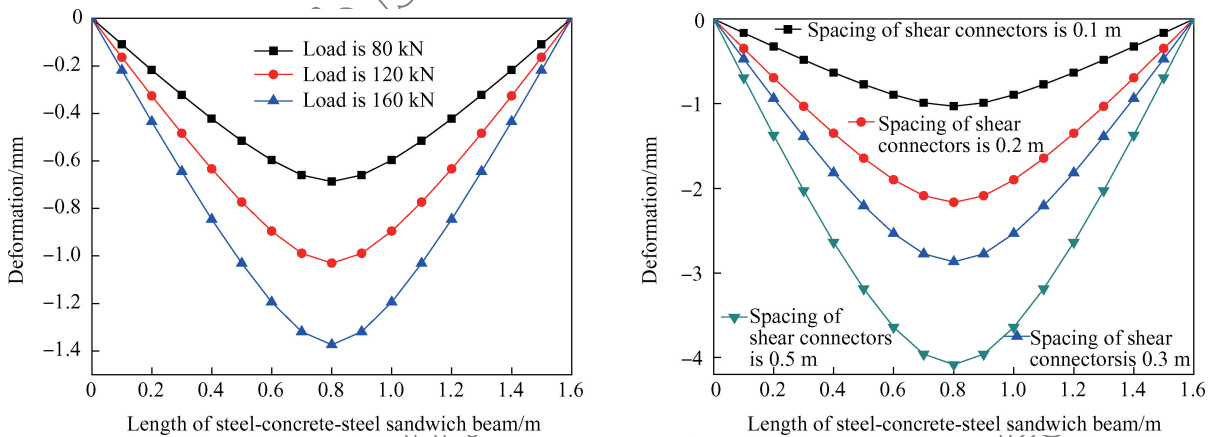


图 7 荷载与剪力连接件间距对钢板夹芯混凝土组合梁变形的影响

Fig. 7 Influence of loads and different space of the shear connector on deformation distribution of steel-concrete-steel sandwich beams

(3) 最大界面滑移发生在钢板夹芯混凝土组合梁的端部, 跨中界面滑移为零; 界面滑移在加载点附近变化较大, 远离加载点, 界面滑移变化较平缓。当荷载增加时, 界面滑移增大, 变形也增大。当剪力连接件的间距增大时, 钢板与混凝土间连接度降低, 界面滑移增大, 变形增大。

参考文献:

[1] BOWERMAN H, COYLE N, CHAPMAN J C. An innovative steel/concrete construction system[J]. Structural Engineer, 2002, 80(20): 33-38.

[2] 曾菁, 樊健生. 双钢板型组合结构[J]. 工业建筑, 2007, 37(4): 77-80.

ZENG J, FAN J S. The research and application of double skin composite structure[J]. Industrial Construction, 2007, 37(4): 77-80 (in Chinese).

[3] ROBERTS T M, EDWARDS D N, NARAYANAN R. Tes-

ting and analysis of steel-concrete-steel sandwich beams[J]. Journal of Constructional Steel Research, 1996, 38(3): 257-279.

[4] MCKINLEY B, BOSWELL L F. Behaviour of double skin composite construction[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2002, 58(10): 1347-1359.

[5] XIE M, CHAPMAN J C. Static and fatigue tensile strength of friction-welded bar-plate connections embedded in concrete[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2005, 61(5): 651-673.

[6] XIE M, FOUNDOKOS N, CHAPMAN J C. Static tests on steel-concrete-steel sandwich beams[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2007, 63(6): 735-750.

[7] FOUNDOKOS N, CHAPMAN J C. Finite element analysis of steel-concrete-steel sandwich beams[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2008, 64(9): 947-961.

[8] DAI X X, LIEW J Y R. Steel-concrete-steel sandwich system for ship hull construction[C]//CAMOTIM D. Proceedings of

- International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures. 2006; 877-884.
- [9] BOWERMAN H, CHAPMAN J C. Bi-steel steel-concrete-steel sandwich construction[C]// Composite Construction in Steel and Concrete IV. Banff: American Society of Civil Engineers, 2002, 5: 656-667.
- [10] SOHEL K M A, LIEW J Y R, KOH C G. Steel-concrete-steel sandwich structures subject to impact loads[C]// BEALE R G. Proceedings of 6th International Conference on Steel and Aluminium Structures. 2007: 506-513.
- [11] LIEW J Y R, KOH C G, SOHEL K M A. Development of composite sandwich structures for impact resistance[C]// Proceedings of 8th Pacific Structural Steel Conference. 2007: 405-410.
- [12] LIEW R J Y, SOHEL K M A. Lightweight steel-concrete-steel sandwich system with J-hook connectors[J]. Engineering Structures, 2009, 31(5): 1169-1178.
- [13] WRIGHT H D, ODIYEMI T O S. Partial interaction analysis of double skin composite beams[J]. Journal of Constructional Steel Research, 1991, 19(4): 253-283.
- [14] 王连广, 张新财, 刘艳艳, 等. 无粘结预应力钢板夹心混凝土组合板滑移性能分析[J]. 沈阳建筑大学学报: 自然科学版, 2009, 25(2): 272-275.
- WANG L G, ZHANG X C, LIU Y Y, et al. Interface slip analysis of unbounded prestressed steel-concrete-steel sandwich panel[J]. Journal of Shenyang Jianzhu University: Natural Science, 2009, 25(2): 272-275 (in Chinese).
- [15] 聂建国, 沈聚敏, 余志武. 考虑滑移效应的钢-混凝土组合梁变形计算的折减刚度法[J]. 土木工程学报, 1995, 28(6): 11-17.
- NIE J G, SHEN J M, YU Z W. A reduced rigidity method for calculating deflection of composite steel-concrete beams[J]. Journal of Civil Engineering, 1995, 28(6): 11-17 (in Chinese).
- [16] 邹杨, 周志祥, 唐亮. 考虑滑移效应组合梁弯曲应力和界面剪力分析[J]. 工程力学, 2013, 30(11): 173-179.
- ZOU Y, ZHOU Z X, TANG L. Analysis of flexural stresses and interface shear force of composite beams considering slip effect[J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(11): 173-179 (in Chinese).