

宽翼缘组合梁结构剪滞效应 计算分析与试验研究*

胡少伟¹, 喻江^{1,2}, 谢建锋¹

(1. 南京水利科学研究院, 南京 210024;

2. 河海大学 土木与交通学院, 南京 210098)

(本刊编委胡少伟来稿)

摘要: 剪滞效应将导致钢-混凝土组合梁翼缘板纵向正应力沿翼板宽度方向分布不均,从而产生不利的横向裂缝,因此,有必要深入研究剪滞效应对宽翼缘组合梁结构的作用机理,以便加以防范.根据组合翼板微元的变形协调条件和平衡微分方程,建立了薄壁双箱组合梁翼板横截面法向应力微分方程.在考虑两端简支的边界条件下,利用解析解法求得解析应力解.最后给出算例,通过与室内试验结果进行比较,表明该文方法具有较好的精度和实用性.

关键词: 组合梁结构; 剪滞效应; 解析解法; 试验验证

中图分类号: O302 **文献标志码:** A

doi: 10.3879/j.issn.1000-0887.2014.04.009

引言

随着交通事业和水利事业的发展以及城市化速度的加快,钢-混凝土组合结构已经越来越多地应用于桥梁工程、工业厂房以及水利水电工程等结构设计和建造中^[1-3].其中多箱箱形宽翼缘组合结构型式现正在被广泛采用,如法国 Pyle 桥(宽 9.0 m)、联邦德国 Main 桥(宽 38.5 m)、澳大利亚 Gateway 桥(宽 22.2 m)、奥地利 New Reichs 桥(宽 26.1 m)、广东海印大桥(宽 35.0 m)、湘江北大桥(宽 30.1 m)、济南黄河桥(宽 34.5 m)等^[4-6].这类具有宽翼缘截面的组合梁结构,在桥面荷载作用下,由于翼缘板内存在剪切变形的影响,在越靠近翼缘板截面边缘的地方,板内正应力的分布越不均匀,越容易产生不利的横向裂缝.尤其在翼缘宽度较大的箱形梁中,由于剪应力分布不均,使得梁在受弯曲时远离组合结构部位的翼缘纵向位移滞后于组合结构部位,造成其弯曲正应力的横向分布呈曲线形状,即发生“剪滞效应”.

Asekola^[7] 1974 年建立了柔性剪力连接组合梁界面滑移和剪力滞效应的分析模型; Song, Scordelis^[8] 利用简谐波法对 I 型、T 型和箱型截面连续梁进行了剪滞效应分析; 文献[9]对箱梁的负剪力滞效应作了分析和研究; 文献[10]采用矩阵法对薄壁箱形梁进行了剪力滞和剪切变形的矩阵分析; Wu 等(吴亚平和赖远明等)^[11] 根据组合梁分层板理论,利用最小势能原理,分

* 收稿日期: 2013-10-12; 修订日期: 2013-11-30

基金项目: 国家杰出青年基金(51325904); 国家自然科学基金(51279111)

作者简介: 胡少伟(1969—),男,河南人,教授,博士,博士生导师(通讯作者. E-mail: hushaowei@nhri.cn).

析了组合薄壁箱梁在弯矩作用下的剪力滞效应;孙飞飞等^[12]推导了同时考虑滑移、剪力滞后和剪切变形的钢-混凝土工字形组合梁的解析解;文献[13]最早用能量变分法分析了双轴对称箱梁的剪滞效应;文献[14]提出了剪滞效应分析的有限元法;文献[15]提出了宽翼缘 T 梁剪滞效应分析的改进方法;文献[16]提出了宽翼缘薄壁梁剪滞效应分析的变分法。本文在考虑组合梁两端简支的边界条件,以及假定组合翼板微元的变形协调条件,并推导其平衡微分方程的条件下,利用数值解法求得其解析应力解,并与完成的宽翼缘双箱钢-混凝土组合梁试验结果进行比较,表明本文方法具有较好的精度。

1 理论计算

1.1 基本假设

宽翼缘薄壁双箱组合梁结构由双箱钢梁和混凝土翼板两种材料通过栓钉为剪力连接件组合而成,如图 1 所示。其净跨为 L_0 ,混凝土翼缘板宽度为 $2b_c$,厚度为 h_c ,薄壁双箱钢梁宽度为 $2b_s + 3t_w$,高度为 h_s ,分为水平托板、竖向腹板和水平底板 3 部分,其厚度分别用 t_t, t_w, t_{bf} 表示, E_c, E_s 分别表示两种材料的弹性模量, G_c, G_s 分别表示两种材料的剪切模量。以组合梁横截面中心为坐标原点建立直角坐标系, z 轴为组合梁的纵轴线方向。根据换算截面法,沿着翼缘板宽度方向求得不同位置处翼缘板等效厚度 t 。(下标 c 表示混凝土结构, s 表示钢梁结构)

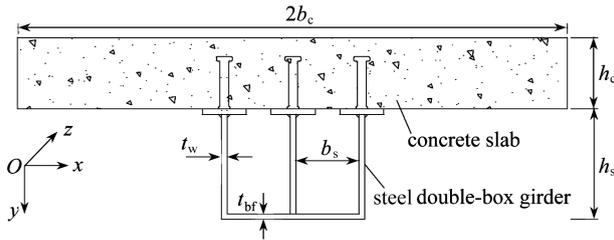


图 1 组合箱梁截面构造

Fig.1 Section details of the composite box beam

$$t = \begin{cases} h_c + \frac{E_s}{E_c}(h_w + t_{bf}) & \left(0 \leq x < \frac{t_w}{2}\right), \\ h_c + \frac{E_s}{E_c}t_{bf} & \left(\frac{t_w}{2} \leq x < \frac{t_w}{2} + b_s\right), \\ h_c + \frac{E_s}{E_c}(h_w + t_{bf}) & \left(\frac{t_w}{2} + b_s \leq x < b_s + \frac{3}{2}t_w\right), \\ h_c & \left(b_s + \frac{3}{2}t_w \leq x \leq b_c\right), \end{cases} \quad (1)$$

式中: $h_c, h_w, t_w, t_{bf}, b_c, b_s$ 分别表示混凝土厚度、钢梁腹板高度、钢梁腹板厚度、钢梁底板厚度、0.5 倍混凝土翼板宽度、0.5 倍钢梁底板宽度。

本文在进行微分求解过程中,用到了如下基本假设:

- 1) 两种材料完全连接,剪力连接件纵向分布均匀;
- 2) 在受力过程中,两种材料的曲率始终保持相同,满足平截面假定;
- 3) 在计算分析中,两种材料始终按线弹性假定进行分析。

1.2 正应变与正应力

在 xOz 坐标系中,参照弹性力学方法,取出微元面进行分析, n_z 表示单位宽度轴向力, q 为微元上的剪力流^[17-19]。

z 轴方向的应变为

$$\varepsilon_z = \frac{\sigma_z}{E} = \frac{n_z}{t \cdot E}, \quad (2)$$

式中: σ_z, t, E 分别表示组合梁纵向应力、等效厚度和组合梁的弹性模量。

x 轴方向的应变为

$$\varepsilon_x = \frac{\nu n_z}{tE} = -\frac{\nu_c n_{zc}}{t_c E_c} = -\frac{\nu_s n_{zs}}{t_s E_s}, \quad (3)$$

式中: ν_c, ν_s 分别表示混凝土和钢梁的 Poisson(泊松)比; n_{zc}, n_{zs} 分别表示混凝土承受的 z 向轴力、钢梁承受的 z 向轴力。在 z 轴向由平衡条件中,有 $n_z = n_{zc} + n_{zs}$,用 n_z, n_{zc} 表示 n_{zs} 代入到式(3)中可得

$$n_{zc} = \frac{\nu_s t_c E_c}{\nu_c t_s E_s + \nu_s t_c E_c} n_z. \quad (4)$$

将式(4)代入式(3)得

$$\varepsilon_x = -\frac{\nu_c \nu_s}{\nu_c t_s E_s + \nu_s t_c E_c} n_z. \quad (5)$$

1.3 剪应变与剪应力

混凝土翼缘板和钢梁的剪应变可表示为

$$\gamma = \frac{\tau}{G} = \frac{f_c}{t_c G_c} = \frac{f_s}{t_s G_s}, \quad (6)$$

式中: γ, f_c, f_s 分别表示剪切变形、混凝土翼板的剪力流和钢梁的剪力流。

将式(6)进行等效变换可得

$$\gamma = \frac{f_c + f_s}{t_c G_c + t_s G_s}. \quad (7)$$

1.4 应力微分方程的建立

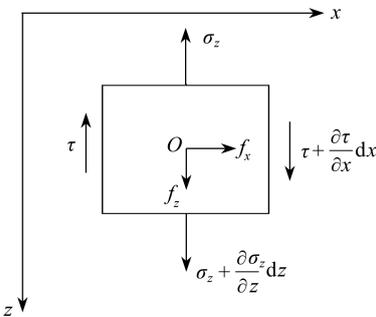


图2 应力微元分析

Fig.2 Micro-unit analysis of stress

图2所示的微元体,由平衡方程 $\sum F_z = 0$ 可得相似微分方程:

$$\frac{\partial \sigma_z}{\partial z} + \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x} + f_z = 0. \quad (8)$$

组合翼缘板可以看作是平面应力问题,根据 Hooke (胡克)定律得到变形协调方程:

$$\frac{\partial^2 \varepsilon_x}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \varepsilon_z}{\partial x^2} = \frac{\partial^2 \gamma}{\partial x \partial z}. \quad (9)$$

由式(2)、式(5)、式(7)和式(9)可得

$$\frac{\partial^2 n_z}{\partial z^2} - \frac{\nu_c \nu_s t E}{\nu_c t_s E_s + \nu_s t_c E_c} \cdot \frac{\partial^2 n_z}{\partial x^2} =$$

$$\frac{tE}{t_c G_c + t_s G_s} \frac{\partial^2 f}{\partial z \partial x}. \quad (10)$$

由于纵向体力应变为常量,即 $f_z = 0$,将式(8)代入式(10)得

$$\frac{\partial^2 n_z}{\partial x^2} + \left(\frac{tE}{t_c G_c + t_s G_s} - \frac{\nu_c \nu_s tE}{\nu_c t_s E_s + \nu_s t_c E_c} \right) \frac{\partial^2 n_z}{\partial z^2} = 0. \quad (11)$$

1.5 应力解析解

对于式(11)所示的偏微分方程,在两端简支的边界条件下,可采用分离变量法^[20]进行求解.设该问题有非零的变量分离解 $n_z(z, x) = X(x)Z(z)$,将其代入方程(11)中,得

$$Z(z)X''(x) = \left(\frac{\nu_c \nu_s tE}{\nu_c t_s E_s + \nu_s t_c E_c} - \frac{tE}{t_c G_c + t_s G_s} \right) X(x)Z''(z). \quad (12)$$

式(12)可简化为

$$Z(z)X''(x) = -\beta^2 EX(x)Z''(z), \quad (13)$$

式中

$$\beta^2 = - \left(\frac{\nu_c \nu_s t}{\nu_c t_s E_s + \nu_s t_c E_c} - \frac{t}{t_c G_c + t_s G_s} \right).$$

于是求得定解问题(13)中的变量分离特解为

$$n_{zn}(z, x) = \left(a_n \sinh\left(\frac{n\pi}{L} \beta \sqrt{E} x\right) + b_n \cosh\left(\frac{n\pi}{L} \beta \sqrt{E} x\right) \right) \sin \frac{n\pi z}{L}. \quad (14)$$

将式(14)叠加即可求得定解问题(13)的一般解:

$$n_z(z, x) = \sum_{n=1}^{\infty} \left(a_n \sinh\left(\frac{n\pi}{L} \beta \sqrt{E} x\right) + b_n \cosh\left(\frac{n\pi}{L} \beta \sqrt{E} x\right) \right) \sin \frac{n\pi z}{L}, \quad (15)$$

式中

$$\beta = \sqrt{\frac{t}{t_c G_c + t_s G_s} - \frac{\nu_c \nu_s t}{\nu_c t_s E_s + \nu_s t_c E_c}},$$

z, L, n 分别表示计算截面至坐标原点的距离,组合梁结构的跨长和级数表达式的项数.

在对称加载受力弯曲作用下,宽翼缘薄壁双箱组合结构考虑剪滞效应后的 $n_z(z, x)$ 在组合翼板横截面上成对称分布,故有 $a_n = 0$,于是得到单位法向力表达式:

$$n_z(z, x) = \sum_{n=1}^{\infty} b_n \cosh\left(\frac{n\pi}{L} \beta \sqrt{E} x\right) \sin \frac{n\pi z}{L}. \quad (16)$$

因为

$$\frac{\partial f}{\partial x} = t \frac{\partial \tau_{xz}}{\partial x}, \quad \frac{\partial \sigma_z}{\partial z} = t \frac{\partial n_z}{\partial z},$$

再将式(16)代入式(8)得

$$\frac{\partial f}{\partial x} = - \sum_{n=1}^{\infty} \frac{n\pi}{L} b_n \cosh\left(\frac{n\pi}{L} \beta \sqrt{E} x\right) \cos \frac{n\pi z}{L}. \quad (17)$$

式(17)对 x 积分即得到剪力流表达式.

$$f(z, x) = - \frac{1}{\beta \sqrt{E}} \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sinh\left(\frac{n\pi}{L} \beta \sqrt{E} x\right) \cos \frac{n\pi z}{L}. \quad (18)$$

为了求得宽翼缘薄壁组合翼板单位法向力表达式和剪力流表达式中的待定系数,可以采

用初等弯曲梁理论近似计算剪力流,然后根据剪滞效应在组合翼板横向具有连续性求得不同厚度处的待定系数,从而求得单位法向力和剪力流的具体表达式。

将 $x = t_w/2$, $(t_w/2 + b_s)$, $(b_s + 3t_w/2)$, b_c 分别代入式(18) 可得组合翼板 $x = t_w/2$, $x = t_w/2 + b_s$, $x = b_s + 3t_w/2$ 和 $x = b_c$ 处的剪力流:

$$f(z, x_i) = -\frac{1}{\beta\sqrt{E}} \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sinh\left(\frac{n\pi\beta\sqrt{E}}{2L} x_i\right) \cos \frac{n\pi z}{L} \quad \left(x_i = \frac{t_w}{2}, \frac{t_w}{2} + b_s, b_s + \frac{3}{2}t_w, b_c\right). \quad (19)$$

剪力流表达式为

$$f(z) = \frac{S}{I} V(z), \quad (20)$$

式中, $V(z)$ 表示 z 处断面剪力; S 表示翼板对中性轴的面积一次矩; I 表示翼板对中性轴的面积惯性矩。

剪力流表达式(20) 同样可以用 Fourier(傅立叶)级数展开为

$$\begin{cases} f(z) = \sum_{n=1}^{\infty} F_n(z) \cos \frac{n\pi z}{L}, \\ F_n(z) = \frac{2}{L} \int_0^L f(z) \cos \frac{n\pi z}{L} dz = \frac{2S}{LI} \int_0^L V(z) \cos \frac{n\pi z}{L} dz. \end{cases} \quad (21)$$

由式(19)、式(21)可以得到式(16)的系数 b_n :

$$b_n = -\frac{\beta\sqrt{E}F_n(z)}{\sinh\left(\frac{n\pi\beta\sqrt{E}}{2L} x_i\right)} \quad \left(x_i = \frac{t_w}{2}, \frac{t_w}{2} + b_s, b_s + \frac{3}{2}t_w, b_c\right). \quad (22)$$

将式(22)代入式(16)和式(19)分别可得单位法向力表达式和剪力流表达式:

$$n_z(z, x_i) = -\beta\sqrt{E} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\cosh\left(\frac{n\pi}{L}\beta\sqrt{E}x_i\right)}{\sinh\left(\frac{n\pi\beta\sqrt{E}}{2L}x_i\right)} F_n(z) \sin \frac{n\pi z}{L}, \quad (23)$$

式中, x_i 分别取 $t_w/2$, $t_w/2 + b_s$, $b_s + 3t_w/2$, 和 b_c . 于是得到宽翼缘薄壁组合翼板的法向正应力和剪应力分别为

$$\begin{cases} \sigma_z = \frac{n_z(z, x_i)}{t}, \\ \tau_{xz} = \frac{f(z, x_i)}{t}. \end{cases} \quad (24)$$

2 试验概况

2.1 试件设计

本试验共设计了两根宽翼缘双箱钢-混凝土组合梁,试件编号分别为 CB62, CB63. 试件总长 L 均为 4 800 mm, 净跨 $L_0 = 4 500$ mm. 混凝土翼板规格为: 4 800 mm×1 000 mm×150 mm, 采用高强混凝土, 设计强度等级为 C60, 纵筋为构造钢筋, 采用热轧光圆钢筋 HPB235φ10, 分为 2

层, 每层 5 根; 箍筋采用热轧圆盘条 HPB235 $\phi 8@200$, 布置形式为四肢箍筋形式. 钢梁为双数布置的双箱型结构. 托板厚度 $h_t = 10$ mm, 宽度 $b_{tf} = 80$ mm; 腹板厚度 $t_w = 10$ mm, 高度 $h_w = 150$ mm; 底板厚度 $t_{bf} = 10$ mm, 宽度 $b_{bf} = 300$ mm, 如图 3 所示^[21-24].

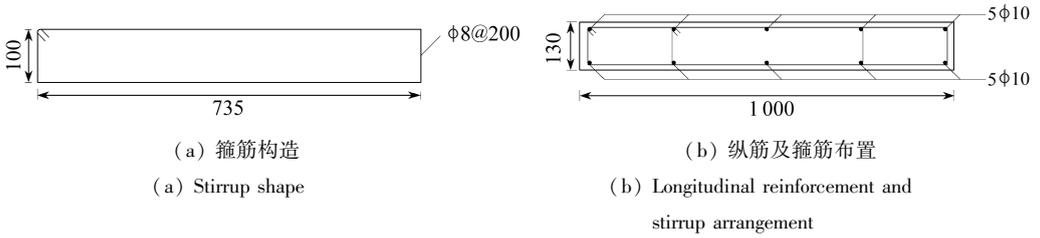


图 3 结构布置(单位: mm)

Fig.3 Cross-section configuration of the flange plate(unit: mm)

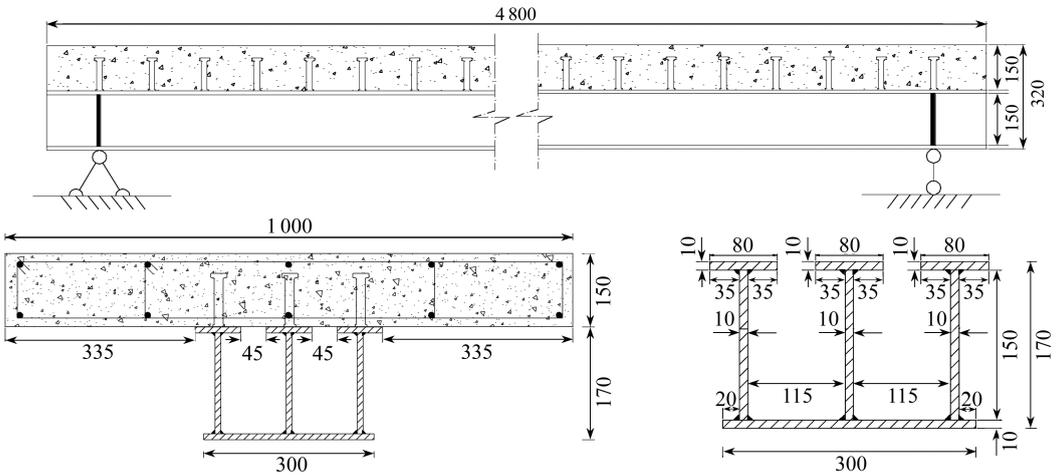


图 4 组合梁试验模型图(单位: mm)

Fig.4 Dimensions and details of the composite model beams(unit: mm)

模型梁尺寸及构造细节见图 4, 几何参数见表 1, 钢材参数和混凝土参数见表 2 和表 3.

表 1 几何参数

Table 1 Geometric parameters of the model beams

model No.	span L /mm	flange plate $b_c \times h_c$ /mm ²	longitudinal reinforcement	stirrup	stud	
					spacing l /mm	single row quantity n
CB62	4 800	1 000×150	10 $\phi 10$	$\phi 8@200$	167	28
CB63	4 800	1 000×150	10 $\phi 10$	$\phi 8@200$	167	28

表 2 钢材参数

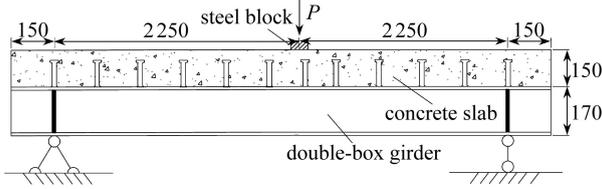
Table 2 Steel parameters

category	type	grade	elastic modulus	yield strain	yield strength	ultimate strength
			E_s /GPa	ϵ_y ($\times 10^{-6}$)	f_y /MPa	f_u /MPa
steel beam	web	Q235-B	206	1 456	300	445
	pallet and floor		206	1 165	240	400
steel bar	longitudinal reinforcement	Q235	206	1 214	250	385
	stirrup		206	1 190	245	380

表 3 混凝土参数

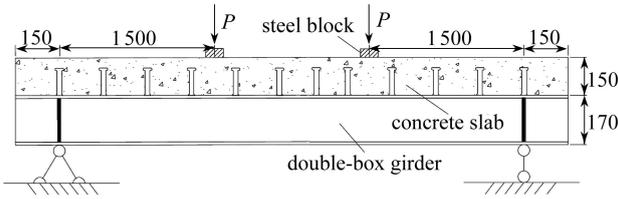
Table 3 Concrete parameters

category	model No.	grade	compressive elastic modulus E_c /MPa	tensile elastic modulus E_t /MPa	compressive strength $f_{cu,150}$ /MPa	tensile strength f_{tk} /MPa
concrete	CB62	C60	48.25×10^3	32.8×10^3	66.64	3.54
flange plate	CB63		46.28×10^3	35.9×10^3	67.42	2.68



(a) 组合梁 CB62

(a) Composite beam CB62

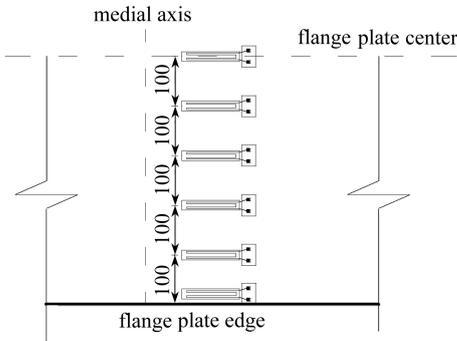


(b) 组合梁 CB63

(b) Composite beam CB63

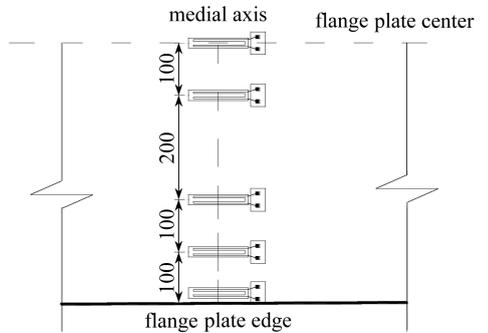
图 5 试验加载装置图(单位: mm)

Fig.5 Testing & loading device(unit: mm)



(a) 组合梁 CB62

(a) Composite beam CB62



(b) 组合梁 CB63

(b) Composite beam CB63

图 6 顶板混凝土应变片布置(单位: mm)

Fig.6 Strain gauge arrangement on the concrete top surface(unit: mm)

2.2 加载方案及测试内容

试验加载设备采用八通道液压伺服机,结合配套的伺服液压计算机控制系统,对于 CB62,直接通过通道3连接1 000 kN的千斤顶进行加载,而对于CB63,则通过分油器使得两个1 000 kN的千斤顶出力相等,实现同步加载。在加载试验的过程中,通过计算机控制系统加以控制,初始加载频率控制在每3min一次,加载10 kN,随着荷载值的变大,混凝土翼缘板下表面开裂出现,此时减小加载频率,控制在4min一次,加载5 kN,直到试件破坏,如图5。加载过程中通过预先粘贴的应变片和荷载传感器测试测点应变及荷载,并绘制相关图形。

电阻应变片布置如图6所示。

3 试验结果与分析

3.1 试验结果

对于试件CB62,采用单点跨中加载,试验结果如图7(a)所示。在加载初期,混凝土翼缘板顶板处各条应力曲线表现出很好的线性关系。随着荷载的增加,当加载到 $0.8M_u$ (477 kN·m)时,混凝土翼缘板截面开始出现剪滞效应,即混凝土翼缘板纵向应力开始分布不均,从混凝土翼缘板中心至混凝土翼缘板边缘,顶板处各条应力曲线表现出不均匀的非线性关系。在钢梁与混凝土组合的翼缘板内纵向应力变化较紊乱,呈非线性关系,越靠近混凝土翼缘板边缘,纵向应力变化越平稳,其值越来越小。当加载到 M_u (596 kN·m)时,翼缘板混凝土被压碎,钢梁屈服,试件破坏,此时剪滞效应更加明显。对于试件CB63,采用两点对称加载,试验结果如图7(b)所示。在加载初期,混凝土翼缘板顶板处各条应力曲线表现出较好的线性关系。但随着荷载的增加,当加载到 $0.9M_u$ (494 kN·m)时,才开始表现出较弱的剪滞效应现象,当加载截面处混凝土被压碎,钢梁屈服,试件破坏,此时达到极限弯矩 M_u (549 kN·m),剪滞效应现象更加明显,由于偏载作用,跨中截面混凝土翼板顶部混凝土并未破坏。

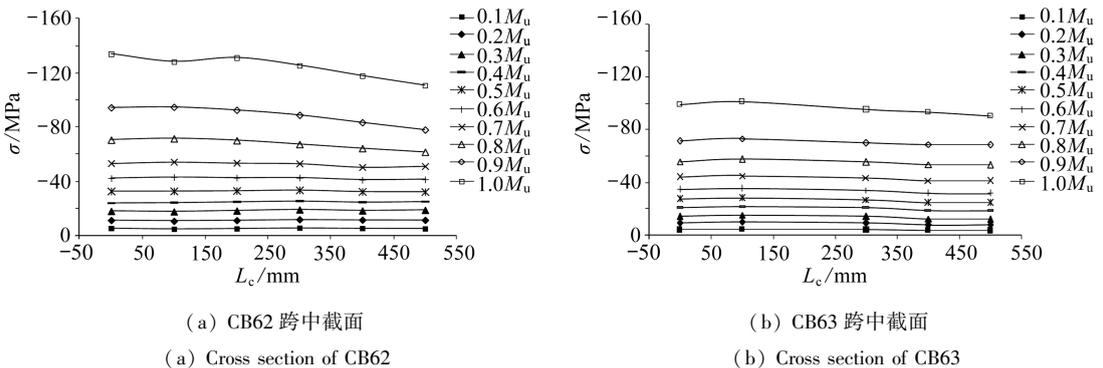


图7 试验结果

Fig.7 The test results of longitudinal stresses

3.2 试验分析

图8所示为用本文解析方法计算剪滞效应时,所取的计算项数 n 与计算值的关系。

理论分析所得到的在不同受力程度下钢-混凝土组合梁翼缘板顶板跨中截面各点处应力解析解拟合结果如图9所示。

对组合梁CB62和组合梁CB63在不同受力工况下的理论推导计算值与试验实测结果求比值,所得结果如表4和表5所示。通过此两表分析表明,理论推导计算值与试验实测结果非

常接近,其误差在 12% 范围内,表明本文推导方法用于计算宽翼缘组合梁结构具有较好的精度.通过以上计算数据进一步分析可知,有的测点处计算值与试验实测值相差较大,推测其原因主要表现在两方面:其一,测点处应变片受到外界干扰较大,应变采集箱对应通道与电脑采集系统存在一定误差;其二,组合梁试件本身存在缺陷,钢筋布置达不到理想状态,商品混凝土浇筑不均匀等原因都会造成测量值的较大误差.

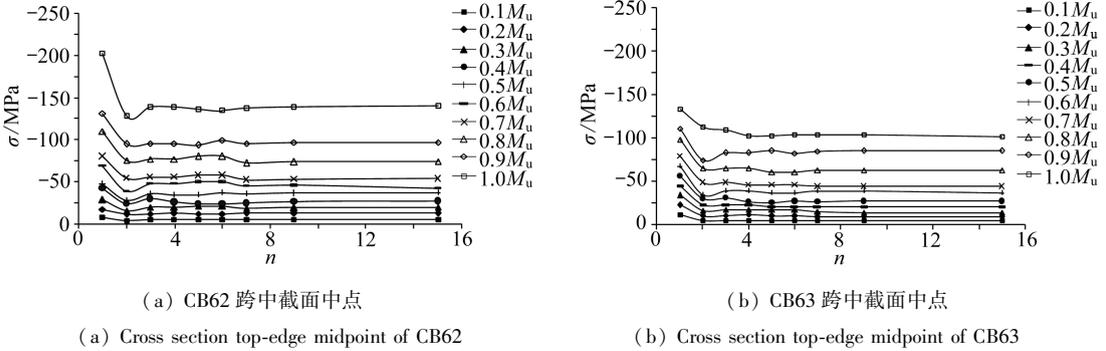


图 8 计算点处应力与所取项数 n 的关系

Fig.8 Effect on the calculated longitudinal stress by the number of summation terms in the analytic solution

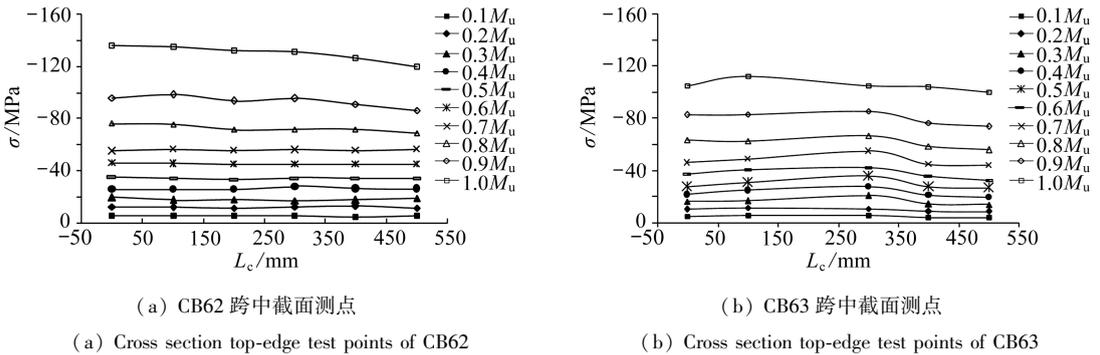


图 9 计算结果

Fig.9 The calculated results of longitudinal stresses

表 4 CB62 跨中截面计算结果与试验实测结果的比值一览表

Table 4 The calculated results to experimental results ratio of CB62's mid-span cross section

bending moment $M / (kN \cdot m)$	distance from center line L_c / mm					
	0	100	200	300	400	500
$0.1 M_u$	1.01	1.09	1.08	1.04	0.92	1.11
$0.2 M_u$	1.12	1.11	1.03	1.07	1.13	0.99
$0.3 M_u$	1.09	1.01	1.00	0.90	0.97	1.01
$0.4 M_u$	1.08	1.07	1.03	1.10	1.07	1.04
$0.5 M_u$	1.07	1.04	1.01	1.04	1.07	1.07
$0.6 M_u$	1.09	1.06	1.06	1.06	1.10	1.10
$0.7 M_u$	1.03	1.04	1.04	1.06	1.11	1.11
$0.8 M_u$	1.08	1.06	1.02	1.07	1.12	1.12
$0.9 M_u$	1.01	1.04	1.01	1.07	1.09	1.10
$1.0 M_u$	1.02	1.05	1.01	1.05	1.08	1.08

表5 CB63 跨中截面计算结果与试验结果的比值一览表

Table 5 The calculated results to experimental results ratio of CB63's mid-span cross section

bending moment $M / (\text{kN} \cdot \text{m})$	distance from center line L_c / mm				
	0	100	300	400	500
0.1 M_u	1.10	1.09	1.12	1.09	1.06
0.2 M_u	1.07	1.09	1.05	1.06	1.02
0.3 M_u	1.09	1.06	1.12	1.08	1.11
0.4 M_u	1.01	1.11	1.10	1.12	1.02
0.5 M_u	1.08	1.07	1.07	1.10	1.07
0.6 M_u	1.08	1.12	0.98	1.10	1.00
0.7 M_u	1.09	1.07	1.02	1.07	1.06
0.8 M_u	1.12	1.08	0.95	1.08	1.04
0.9 M_u	1.12	1.12	0.92	1.10	1.07
1.0 M_u	1.09	1.10	1.08	1.11	1.10

4 结 语

本文根据钢梁与混凝土翼板组合微元的变形协调条件和平衡微分方程,通过理论分析和数值计算,并与试验所得结果进行比较,分析了宽翼缘双箱钢-混凝土组合梁的剪滞效应影响,得到如下结论:

- 1) 本文采用分离变量法求解应力微分方程,在具体计算时,计算精度与所取项数 n 有关,随着计算项数 n 的增加,其值逐渐收敛,当 $n \geq 4$ 时,其值趋于稳定。
- 2) 剪滞效应对宽翼缘组合梁的影响较大,沿着组合翼板宽度方向,其剪滞效应更加明显。
- 3) 不同的加载方式,产生不同的剪滞效应影响,单点跨中加载产生的剪滞效应比两点对称加载所产生的效应明显。
- 4) 通过试验和理论分析,可以看出,在线弹性阶段,剪滞效应现象并不明显,但随着荷载不断增大,其效应逐渐显著。
- 5) 通过分析与计算,并结合试验进行比较,由于混凝土材料表现出材料非线性,计算误差偏大,其误差在 12% 以内,表明本文方法用于分析宽翼缘钢-混凝土组合梁翼缘板截面纵向应力具有较好的精度和适用性。

参考文献(References):

- [1] 聂建国. 钢-混凝土组合梁结构: 试验、理论与应用[M]. 北京: 科学出版社, 2005. (NIE Jianguo. *Steel-Concrete Composite Beam Structure: Theory and Application of the Test*[M]. Beijing: Science Press, 2005. (in Chinese))
- [2] 胡少伟. 组合梁抗扭分析与设计[M]. 北京: 人民交通出版社, 2005. (HU Shao-wei. *Torsional Analysis and Design of Composite Steel-Concrete Beams*[M]. Beijing: China Communications Press, 2005. (in Chinese))
- [3] 胡少伟. 钢-混凝土组合结构[M]. 郑州: 黄河水利出版社, 2005. (HU Shao-wei. *Composite Structures of Steel and Concrete*[M]. Zhengzhou: Yellow River Conservancy Press, 2005. (in Chinese))
- [4] 严国敏. 现代斜拉桥[M]. 成都: 西南交通大学出版社, 1996. (YAN Guo-min. *Modern Cable-Stayed Bridge*[M]. Chengdu: Southwest Jiaotong University Press, 1996. (in Chinese))

- [5] 范立础. 预应力混凝土连续梁桥[M]. 北京: 人民交通出版社, 1999.(FAN Li-chu. *Prestressed Concrete Continuous Beam Bridge*[M]. Beijing: China Communications Press, 1999.(in Chinese))
- [6] 钱冬生. 钱冬生桥梁与教育文选[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1998.(QIAN Dong-sheng. *Selected Works of Qian Dong-sheng Bridge and Education*[M]. Beijing: China Railway Publishing House, 1998.(in Chinese))
- [7] Asekola A O. The dependence of shear-lag on partial interaction in composite beams[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1974, **4**(10): 389-400.
- [8] SONG Qi-gen, Scordelis A C. Shear-lag analysis of T-, I-, and box beams[J]. *Journal of Structural Engineering*, 1990, **116**(5): 1290-1305.
- [9] Lee S C, Yoo C H, Yoon D Y. Analysis of shear lag anomaly in box girders[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2002, **128**(11): 1379-1386.
- [10] WU Ya-ping, LIU Shi-zhong, ZHU Yuan-lin, LAI Yuan-ming. Matrix analysis of shear lag and shear deformation in thin-walled box beams[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2003, **129**(8): 944-950.
- [11] WU Ya-ping, ZHU Yuan-lin, LAI Yuan-ming, PAN Wei-deng. Analysis of shear lag and shear deformation effects in laminated composite box beams under bending loads[J]. *Composite Structures*, 2002, **55**(2): 147-156.
- [12] 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 Fei-fei, LI Guo-qiang. 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))
- [13] Reissner E. Analysis of sheer lag in box beam by the principle of minimum potential energy[J]. *Quarterly of Applied Mathematics*, 1946, **5**(3): 268-278.
- [14] Luo Q Z, Li Q S, Tang J. Sheer lag in box girder bridges[J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2002, **7**(5): 308-313.
- [15] 张元海, 李乔. 宽翼缘 T 梁剪滞效应分析的改进方法[J]. 兰州交通大学学报(自然科学版), 2004, **23**(3): 94-97.(ZHANG Yuan-hai, LI Qiao. A refined analysis method for shear lag effect of thin-walled T-beams with wide flanges[J]. *Journal of Lanzhou Jiaotong University(Natural Sciences)*, 2004, **23**(3): 94-97.(in Chinese))
- [16] 张元海, 张清华, 李乔. 宽翼缘薄壁梁剪滞效应分析的变分解法[J]. 工程力学, 2006, **23**(1): 52-56.(ZHANG Yuan-hai, ZHANG Qing-hua, LI Qiao. A variational approach to the analysis of shear lag effect of thin-walled beams with wide flange[J]. *Engineering Mechanics*, 2006, **23**(1): 52-56.(in Chinese))
- [17] 徐芝纶. 弹性力学[M]. 第四版. 北京: 高等教育出版社, 2006.(XU Zhi-lun. *Elasticity*[M]. 4th ed. Beijing: Higher Education Press, 2006.(in Chinese))
- [18] 胡少伟, 涂启华. 钢-混凝土叠合板组合梁的非线性分析[J]. 钢结构, 2007, **22**(2): 33-35.(HU Shao-wei, TU Qi-hua. Nonlinear analysis of steel-concrete composite beams with combined slab[J]. *Steel Construction*, 2007, **22**(2): 33-35.(in Chinese))
- [19] 胡少伟, 聂建国. 组合梁受力分析——级数法[J]. 力学与实践, 1999, **21**(3): 16-17.(HU Shao-wei, NIE Jian-guo. Simplified analysis of composite girder under loadings—by the progression method[J]. *Mechanics and Practice*, 1999, **21**(3): 16-17. (in Chinese))
- [20] 陈才生. 数学物理方程[M]. 北京: 科学出版社, 2008.(CHEN Cai-sheng. *Mathematical-Physical Equation*[M]. Beijing: Science Press, 2008.(in Chinese))

- [21] 聂建国, 刘明, 叶列平. 钢-混凝土组合结构[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2005: 1-14. (NIE Jian-guo, LIU Ming, YE Lie-ping. *Steel-Concrete Composite Structure*[M]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2005: 1-14. (in Chinese))
- [22] 胡少伟, 涂启华, 陈亮. 考虑栓钉滑移效应及钢筋作用的组合梁受力分析[J]. 钢结构, 2008, 23(8): 42-45, 51. (HU Shao-wei, TU Qi-hua, CHEN Liang. Stress analysis of steel-concrete composite beams considering slip effect of stud and the function of steel bar[J]. *Steel Construction*, 2008, 23(8): 42-45, 51. (in Chinese))
- [23] 胡少伟, 胡汉林. 预应力组合箱梁抗弯承载能力影响参数分析[J]. 桥梁建设, 2012, 42(1): 24-29. (HU Shao-wei, HU Han-lin. Analysis of influential parameters of bending capacity of prestressed composite box beams[J]. *Bridge Construction*, 2012, 42(1): 24-29. (in Chinese))
- [24] 胡少伟, 叶祥飞. 部分剪力连接预应力组合箱梁受弯性能试验研究[J]. 建筑结构学报, 2011, 32(10): 153-158. (HU Shao-wei, YE Xiang-fei. Experimental study on bending behavior of prestressed composite box girder with partial shear connection [J]. *Journal of Building Structures*, 2011, 32(10): 153-158. (in Chinese))

Analytic Solution and Experimental Study on Shear Lag Effect of Steel-Concrete Composite Beams With Wide Flanges

HU Shao-wei¹, YU Jiang^{1,2}, XIE Jian-feng¹

(1. *Nanjing Hydraulic Research Institute, Nanjing 210024, P.R.China*;

2. *College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, P.R.China*)

(Contributed by HU Shao-wei, M. AMM Editorial Board)

Abstract: The shear lag effect of the steel-concrete composite beam leads to nonuniform distribution of longitudinal stress along the width of flange, thus probably producing disadvantageous transverse cracks. And so, it is necessary to further study the mechanism of shear lag effect of the steel-concrete composite beams with wide flanges, in order to prevent those cracks. The cross-section normal stress differential equation was established for the thin-walled double-room box composite beams, based on the combination of flange micro-unit deformation compatibility condition and equilibrium differential equation; and the analytic stress solution was obtained with the simple-support boundary condition at both ends of the composite beam considered. Finally, the analytic solution was compared with the results of model tests, to prove the accuracy and applicability of the presented method.

Key words: composite beam; shear lag effect; analytic method; experimental validation

Foundation item: The National Science Fund for Distinguished Young Scholars of China (51325904); The National Natural Science Foundation of China(51279111)