

文章编号:1671-8879(2014)04-0062-08

变截面波形钢腹板组合梁剪力滞效应

周勇超,郝宪武,李子青

(长安大学 公路学院,陕西 西安 710064)

摘 要:为了求解变截面波形钢腹板组合梁截面的剪力滞效应,研究了剪力滞翘曲位移函数模式,证明了按二次抛物线定义翘曲位移函数具有较高的求解精度。基于最小势能原理,利用变分法,推导了等截面波形钢腹板组合梁截面的翘曲位移函数的计算公式;在此基础上,运用差分法,进一步推导了变截面波形钢腹板组合梁截面的翘曲位移函数、附加弯矩、挠度以及剪力滞系数的递推计算公式。研究结果表明:按二次抛物线形式定义广义纵向位移函数对于变截面波形钢腹板组合梁同样可行;宽跨比是个敏感参数,差分法可用于求解任意荷载、任意边界条件下的变截面波形钢腹板组合梁截面的剪力滞系数。最后利用工程实例实测结果和有限元计算结果加以验证,3 种方法所得结果吻合。

关键词:桥梁工程;剪力滞效应;差分法;变截面波形钢腹板组合梁;剪力滞系数

中图分类号:U448.216

文献标志码:A

Shear lag effect of non-uniform composite beam with corrugated steel web

ZHOU Yong-chao, HAO Xian-wu, LI Zi-qing

(School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China)

Abstract: In order to solve shear lag effect of non-uniform composite beam with corrugated steel web, the warping displacement function mode was studied, and the higher accuracy of shear lag would be obtained if warping displacement function was defined as parabola. The uniform composite box girder with corrugated steel web computational formula of the warping displacement function was deduced through exerting the principle of minimum potential energy and with the variation method. Furthermore, the non-uniform recurrence formulas of the warping displacement function, additional bending moment, additional displacement and shear lag coefficient were also deduced by using difference method. The results show that it is equally feasible defining the warping displacement function as a parabola for non-uniform composite beam with corrugated steel web. What's more, the wide-span ratio is a sensitive parameter. In addition, using difference method is effective for solving shear lag coefficient of non-uniform composite beam with corrugated steel web which is under arbitrary boundary conditions or loads. The measured results in engineering and EFM results are consistent with theoretical analysis results in this paper. 12 figs, 18 refs.

收稿日期:2013-09-04

基金项目:国家自然科学基金项目(51278064);中央高校专项高新技术研究项目(2013G2211002)

作者简介:周勇超(1977-),男,陕西西安人,讲师,工学博士,E-mail:zyc_zeus@126.com。

Key words: bridge engineering; shear lag effect; difference method; non-uniform composite beam with corrugated steel web; shear lag coefficient

0 引言

波形钢腹板箱梁桥作为一种新型的钢-混凝土组合结构桥梁被广泛的应用于桥梁建设中,它于1975年由法国的 Campenon Bernard 公司提出,经过几十年的发展应用,目前世界范围内已成功建成了多座波形钢腹板组合箱梁桥^[1-3]。除具有钢-混凝土组合结构的一般优点以外,由于其采用了波形钢板代替了箱梁的混凝土腹板,可使自重减轻 25%~35%;另外由于波形钢板的纵向抗压刚度很小,因此,对混凝土的收缩徐变约束较小,使得体外预应力的加载效率较高,同时也可提高腹板的剪切屈服强度^[4]。目前,对于这种特殊的结构,国内外学者都做了大量的试验研究和理论分析,许多学者都一致认为钢腹板引起的剪力滞效应较混凝土腹板严重,分析时如果忽略将会存在安全隐患^[5-7]。

以往对波形钢腹板剪力滞效应的研究常用的方法有:①模型试验分析法,通过一定比例的模型试验,实测截面应力分布情况,从而评价剪力滞系数^[8-10];②有限元法,主要是利用三维有限元模型求解截面的纵向应力分布情况,进而分析剪力滞效应^[11];③比拟杆法,将箱梁结构看作是只受轴力的杆件与只受剪力的薄板的组合体,并运用平衡条件和变形协调关系建立微分方程组,从而求得翼板的纵向应力并求解剪力滞效应^[12];④能量变分法,这种方法自问世以来便深得广大研究人员的喜爱,它概念清晰,未知数少,求解高效,且可直接得到解析解,便于人们对剪力滞效应的本质及影响因素进行分析^[13-15]。之后又有诸多学者对此方法进行了改进,使之能适用于更一般等情况。

然而,前述的研究中存在一些不足之处。一方面,在利用变分法求解剪力滞效应时,对于剪力滞翘曲位移函数的定义缺乏深入的探讨,而这却是最核心的问题,其定义模式直接影响到求解结果精度;另一方面,以往对波形钢腹板剪力滞效应的研究多集中在等截面结构,而对于有较大应用的变截面波形钢腹板梁来说,几乎未见研究成果,这是不完善的。为此,本文在已有的研究基础上,对剪力滞翘曲位移函数的定义模式进行了深入研究,并运用差分法成功的解决了变截面波形钢腹板组合梁纵向翘曲位移

函数微分方程的求解问题,进而推导了与剪力滞效应有关的位移、应力计算公式,最后用实测结果及有限元法加以验证,为变截面波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应求解提供了一种实用的计算方法。

1 剪力滞翘曲位移函数

剪力滞翘曲位移函数是变分法求解剪力滞效应的核心问题。目前,常见的形式有二次抛物线、三次、四次曲线函数、余弦函数等。然而,对于各种位移模式缺乏深入的探讨,没有一个详细的机理分析,这一问题本文首先需要解决的。

如图1所示,对于宽度为 $2b_0$ 的矩形箱梁截面,箱梁高度为 h_0 。为简单起见,假定箱梁壁厚均匀,均为 t_0 ,可定义其任意截面翘曲位移函数 $g(x, y)$ 为^[16]

$$g(x, y) = \sum_{i=1}^{3,5,\dots} a_i \cos\left(\frac{i\pi y}{2b_0}\right) \quad (1)$$

式中: a_i 为待定系数; i 为正奇数。

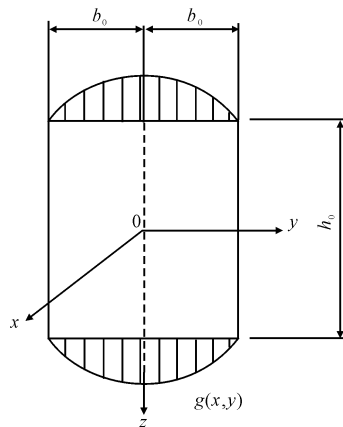


图1 任意箱梁截面

Fig. 1 Section of box girder

由式(1)可知,翘曲位移函数 $g(x, y)$ 满足边界条件,即 $g(x, \pm b_0) = 0$ 。另外,不妨设任意梁端的强迫位移为

$$w = w_0 \sin\left(\frac{\pi x}{l_0}\right) \quad (2)$$

式中: w_0 为强迫位移最大值; l_0 为跨度。

则由式(2)可得在强迫位移下箱梁的总势能 Π_0 为

$$\Pi_0 = \frac{E_0 t_0 \pi^2}{2l_0} \int_{-b_0}^{b_0} g^2(x, y) dy - \frac{E_0 t_0 h_0 \pi^3}{2l_0^2} w_0 \int_{-b_0}^{b_0} g(x, y) dy +$$

$$\frac{E_0 I_{0y} \pi^4}{4l_0^2} \omega_0^2 + \frac{G_0 t_0 l_0}{2} \int_{-b_0}^{b_0} (g'(x, y))^2 dy \quad (3)$$

式中: E_0 、 G_0 分别为箱梁的弹性模量和剪切模量; I_{0y} 为截面抗弯惯性矩。

将式(1)代入式(3),可得

$$\begin{aligned} \Pi_0 = & \frac{E_0 t_0 \pi^2}{2l_0} \left[b_0 \sum a_i^2 - \frac{4b_0 h_0}{l_0} \omega_0^2 \sum \left(\frac{a_i}{i} \sin\left(\frac{i\pi}{2}\right) \right) + \right. \\ & \left. \frac{I_{0y} \pi^2 \omega_0^2}{2t_0 l_0^2} + \frac{G_0 l_0^2 \sum (i^2 a_i^2)}{4b_0^2} \right] \end{aligned} \quad (4)$$

由于体系总势能 Π 与 a_i 无关,因此 $\frac{\partial \Pi}{\partial a_i} = 0$,

可得

$$a_i = \frac{2h_0 \sin(i\pi/2)}{il_0(1 + G_0 l_0^2 i^2 / 4E_0 b_0^2)} \omega_0, \quad i=1, 3, 5, \dots \quad (5)$$

可见, a_i 正负交替出现,即表明式(1)为交错级数,其收敛较快。通常,取 $i=1$ 即可达到足够的精度要求,表明用余弦级数的首项来构造剪力滞翘曲位移函数是合理的,由余弦幂级数可知: $\cos(\frac{\pi y}{2b_0}) = 1 - \frac{\pi^2}{8} (\frac{y}{b_0})^2 + \dots$,由此可见,按照二次抛物线定义剪力滞翘曲位移函数 $g(x, y)$ 将具有较高的求解精度。

2 微分方程及求解

2.1 基本假设

(1) 波形钢腹板由于纵向抗压刚度较小,因此,忽略此部分的抗弯能力,即波形钢腹板不承受纵向弯矩^[17-18]。

(2) 上、下混凝土翼板服从拟平截面的假定,同时忽略波形钢腹板与混凝土翼板之间的相对滑移^[9]。应力仅考虑纵向弯曲应力 σ_x 和水平剪应力 τ_{xy} ,且由于上、下翼板较薄,可以认为 σ_x 在其厚度上均匀分布。

(3) 假设横截面上广义纵向位移函数按二次抛物线分布,坐标系如图2所示。由前述分析可知,按二次抛物线定义剪力滞翘曲位移函数相比按三次、四次曲线定义所求结果精度更高。因此,设剪力滞翘曲位移函数 $u_i(x, y)$ 为

$$u_i(x, y) = h_{u(b)} \left[\frac{dw}{dx} + \left(1 - \frac{y^2}{\xi_i^2 B^2} \right) u(x) \right] \quad (6)$$

式中:令翼板宽度较大者为 B ,为了符号统一,可定义其他翼板宽度与 B 比值为 $\xi_i, i=1, 2, 3, 4$,如图2所示; w 为截面形心竖向位移; h 为翼板中心到组合梁截面形心的距离,下标“u”为上翼板,下标“b”为下翼板; $u(x)$ 为翼缘板的最大纵向转角位移差函数。

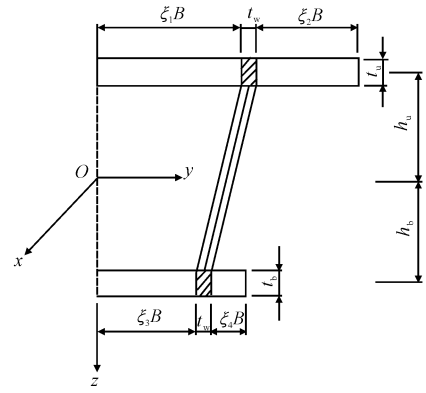


图2 波形钢腹板组合梁截面

Fig. 2 Section of composite beam with corrugated steel web

注: t_w 为波形钢腹板的波高; t_u 为上翼板厚; t_b 为下翼板厚。

2.2 等截面微分方程求解

由最小势能原理可知,处于平衡状态的结构体系,体系的总势能变分为0,即 $\delta \Pi = 0$,其中, Π 为结构体系的总势能,且有

$$\Pi = \bar{V} + \bar{W} \quad (7)$$

式中: \bar{V} 为结构体系的应变能; \bar{W} 为外力势能。

2.2.1 外力势能 \bar{W}

对于受弯构件,易知外力势能为

$$\bar{W} = - \int M(x) w' dx \quad (8)$$

式中: $M(x)$ 为受弯构件截面弯矩。

2.2.2 波形钢腹板的腹板应变能 \bar{V}_w

根据基本假设(1)可知,波形钢腹板由于纵向抗压刚度很小,因此,此部分产生的应变能可以忽略不计,由此产生的误差是可以接受的。然而,波形钢腹板与上、下翼缘板之间是通过剪力传递装置相连接的,由于剪力传递装置本身的刚度和混凝土的包裹作用,这部分构造产生的应变能不可忽略,文献[10]证明在波高范围内的翼板参与产生应变能,由此可知,波形钢腹板的腹板应变能 \bar{V}_w 为

$$\bar{V}_w = 2 \times \frac{1}{2} \int_0^l E_c I_w w'^2 dx \quad (9)$$

式中: E_c 为混凝土弹性模量; l 为组合梁计算跨径; I_w 为图1阴影部分对组合梁中性轴截面惯性矩。

2.2.3 上(下)翼板应变能 \bar{V}_u (\bar{V}_b)

令 $\int_0^{\xi_1 B} (t_u h_u^2) dy + \int_0^{\xi_2 B} (t_u h_u^2) dy = I_u$,由弹性体应变能计算公式可知,上翼板应变能 \bar{V}_u 为

$$\begin{aligned} \bar{V}_u = & \int_0^l E_c \left[I_u w'^2 + \frac{4}{3} I_u w' u' + \frac{8}{15} I_u u'^2 + \right. \\ & \left. \frac{4G_c I_u}{3E_c B^2} \left(\frac{1}{\xi_1^2} + \frac{1}{\xi_2^2} \right) u^2 \right] dx \end{aligned} \quad (10)$$

同理,若令 $\int_0^{\xi_3 B} (t_b h_b^2) dy + \int_0^{\xi_4 B} (t_b h_b^2) dy = I_b$, 可得下翼板应变能 \bar{V}_b 为

$$\bar{V}_b = \int_0^l E_c \left[I_b w''^2 + \frac{4}{3} I_b w'' u' + \frac{8}{15} I_b u'^2 + \frac{4G_c I_b}{3E_c B^2} \left(\frac{1}{\xi_3^2} + \frac{1}{\xi_4^2} \right) u^2 \right] dx \quad (11)$$

2.2.4 等截面变分方程推导

若令 $I_c = 2(I_u + I_b)$, $I = I_c + 2I_w$, $I_s = 2\left(\frac{1}{\xi_1^2} + \frac{1}{\xi_2^2}\right)I_u + 2\left(\frac{1}{\xi_3^2} + \frac{1}{\xi_4^2}\right)I_b$, 将式(8)~式(11)代入式(7), 则等截面波形钢腹板组合梁受弯构件的体系总势能 Π 为

$$\Pi = \int_0^l \left[M(x)w'' + \frac{E_c I w''^2}{2} + \frac{2}{3} E_c I_c w'' u' + \frac{4}{15} E_c I_c u'^2 + \frac{4}{3} \frac{G_c I_s}{B^2} u^2 \right] dx \quad (12)$$

对式(12)做变分运算, 得

$$\delta \Pi = \int \left\{ \left[M(x) + E_c I w'' + \frac{1}{3} E_c I_c u' \right] \delta w'' + \left[\frac{8}{15} E_c I_c u' + \frac{1}{3} E_c I_c w'' \right] \delta u' + \frac{4}{3} \frac{G_c I_s}{B^2} u(x) \delta u \right\} dx \quad (13)$$

对式(13)做分部积分运算, 可得如下方程组

$$M(x) + E_c I w'' + \frac{1}{3} E_c I_c u' = 0 \quad (14)$$

$$\frac{4}{3} \frac{G_c I_s}{B^2} u(x) - \frac{8}{15} E_c I_c u''(x) + \frac{1}{3} E_c I_c w'' = 0 \quad (15)$$

$$\left[\frac{8}{15} E_c I_c u'(x) + \frac{1}{3} E_c I_c w'' \right] \Big|_0^l = 0 \quad (16)$$

由此可见, 翘曲位移函数 $u(x)$ 对波形钢腹板剪力滞效应的求解至关重要。求解方法如下: 可对式(14)求导, 与式(15)消去 w'' , 同时, 令 $n =$

$\frac{1}{1-5I_c/24I}$, $k^2 = \frac{5G_c I_s n}{2B^2 E_c I_c}$, 则式(14)可简化为

$$u''(x) - k^2 u(x) = \frac{5n}{8E_c I} Q(x) \quad (17)$$

式中: $Q(x) = M'(x)$ 。

式(17)是 1 个常系数二阶非齐次微分方程, 容易求得

$$u(x) = C_1 \sinh(kx) + C_2 \cosh(kx) + u^* \quad (18)$$

式中: u^* 为方程的特解, 它与 $Q(x)$ 的形式有关; C_1 、 C_2 为系数, 均可由边界条件确定。

2.3 变截面微分方程求解

在变截面中, 由于截面尺寸随着坐标轴 x 轴变化, 因而 I_c 、 I 、 I_s 均为 x 的函数, 可计为 $I_c(x)$ 、

$I(x)$ 、 $I_s(x)$ 。若再对式(14)求导, 则可得

$$\frac{1}{E_c} \left(\frac{M(x)}{I(x)} \right)' + w'' + \left(\frac{I_c(x)}{3I(x)} \right)' u'(x) + \left(\frac{I_c(x)}{3I(x)} \right) u''(x) = 0 \quad (19)$$

此处, 设 $\frac{I_c(x)}{I(x)} = \alpha(x)$, $\frac{I_s(x)}{I_c(x)} = \beta(x)$,

$\left[\frac{M(x)}{I(x)} \right]' = P(x)$, 令 $\bar{n} = \frac{1}{1-(5/24)\alpha(x)}$, $\bar{k}^2 = \frac{5G_c \bar{n}}{2B^2 E_c} \beta(x)$, $m = \frac{5}{24} \alpha'(x)$, 则式(19)与式(15)消去 w'' 后, 并化简可得微分方程

$$u''(x) - m u'(x) - \bar{k}^2 u(x) = \frac{5\bar{n}}{8E_c} P(x) \quad (20)$$

式(20)是 1 个变系数二阶非齐次微分方程, 若精确求解是十分困难的。现利用有限差分法将其转化为代数方程组, 则可进行近似求解, 求解方法如下。

某变截面梁, 全梁共分为 s 段, 一共 $s+1$ 个计算节点, 0 节点为起点, s 节点为终点, 差分步长为 a 。如图 3 所示差分分格。

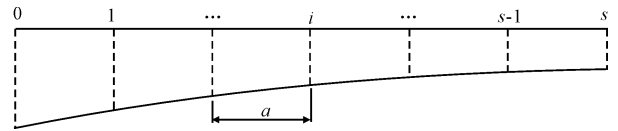


图 3 差分分格

Fig. 3 Differential sub-grid

第 i 个节点上 $u_i(x)$ 的一、二阶差分形式为

$$\left(\frac{du}{dx} \right)_i = \frac{u_{i+1} - u_{i-1}}{2a} \quad (21)$$

$$\left(\frac{d^2 u}{dx^2} \right)_i = \frac{u_{i+1} + u_{i-1} - 2u_i}{a^2} \quad (22)$$

式中: $i=0 \sim s$ 。

将式(21)、式(22)代入式(20), 得

$$(2+am_i)u_{i-1} - (4+2a^2\bar{k}_i^2)u_i + (2-am_i)u_{i+1} = \frac{5a^2\bar{n}_i}{4E_c} P_i \quad (23)$$

根据边界条件关系可知, 在自由端或不受弯矩的端部, $u_{i-1} = u_{i+1}$; 在固定端, $u_i = 0$ 。在此, 假设在 0 节点处自由, 在 s 节点处固定 (如悬臂梁就是如此)。因此, 在 0 节点处, 则可令 $u_{-1} = u_1$, 则由式(23)可得

$$-(4+2a^2\bar{k}_0^2)u_0 + 4u_1 = \frac{5a^2\bar{n}_0}{4E_c} P_0 \quad (24)$$

而在 s 节点处, 可令 $u_s = 0$, 则由式(23)可得

$$(2+am_{s-1})u_{s-2} - (4+2a^2\bar{k}_{s-1}^2)u_{s-1} =$$

$$\frac{5a^2}{4E_c} \bar{n}_{s-1} P_{s-1} \quad (25)$$

$$G = \begin{bmatrix} -(4+2a^2 k_0^2) & 4 & 0 & \cdots & 0 & 0 & 0 \\ 2+am_1 & -(4+2a^2 k_1^2) & 2-am_1 & \cdots & 0 & 0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots & \vdots & \vdots & \vdots \\ 0 & 0 & 0 & \cdots & 2+am_{s-2} & -(4+2a^2 k_{s-2}^2) & 2-am_{s-2} \\ 0 & 0 & 0 & \cdots & 0 & 2+am_{s-1} & -(4+2a^2 k_{s-1}^2) \end{bmatrix}$$

同时,令位移列阵 $\mathbf{u} = (u_0, u_1, \dots, u_{s-1})^T$,

$$\text{荷载列阵 } \mathbf{Q} = \frac{5a^2}{4E_c} (\bar{n}_0 p_0, \bar{n}_1 p_1, \dots, \bar{n}_{s-1} p_{s-1})^T$$

由此可列代数方程组

$$G\mathbf{u} = \mathbf{Q} \quad (26)$$

则微分方程式(20)的求解就转化为代数方程组式(26)的求解。只要在满足工程精度的前提下,合理划分差分步长,即可完成微分方程式(20)的数值解。在求得位移列阵 \mathbf{u} 之后,进一步,各点的剪力滞效应可表示成如下差分形式。在 i 点处, x 轴坐标为 x_i , 则

附加弯矩 M_i^F 为

$$M_i^F = \frac{E_c I_c(x_i)}{6a} (u_{i+1} - u_{i-1}) \quad (27)$$

剪力滞系数为

$$\lambda_{u(b),i}^e = 1 + \frac{E_c I_c(x_i)}{6aM(x_i)} (u_{i+1} - u_{i-1}) \quad (28)$$

$$\lambda_{u(b),i}^e = 1 + \frac{E_c [I_c(x_i) + 3I(x_i)]}{6aM(x_i)} (u_{i+1} - u_{i-1}) \quad (29)$$

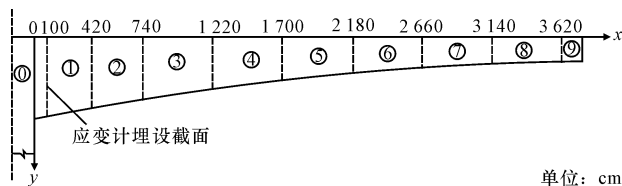
3 工程实验验证

3.1 工程实例

位于准格尔至兴和运煤高速公路上的景家湾大桥,是一座变截面波形钢腹板连续刚构桥,采用悬臂浇筑法施工。上部主梁采用 C55 混凝土, $E_c = 35\,500\text{ MPa}$, $G_c = 14\,200\text{ MPa}$, 波形钢腹板材料由 Q345E 的低合金高强度结构钢加工而成,钢板的波高 $t_w = 220\text{ mm}$ 。挂篮质量为 85 t 。该桥主梁高度 h 按二次抛物线变化,抛物线方程为: $h = 2.3 \times (\bar{x}/36.2)^2 + 2.7\text{ m}$, 其中 $\bar{x} = (x - 3\,620)/1\,000$, x 为如图 4 所示坐标轴横向坐标。箱梁底板厚度按 $0.47 \times (\bar{x}/36.2)^2 + 0.28\text{ m}$ 抛物线变化。箱梁截面尺寸如图 5 所示。图 4 中 ①~⑨ 为浇筑梁体编号。

施工该桥 1[#] 阶段时,在 $x = 100$ 处截面上埋置混凝土应变计,应变计埋置位置及编号如图 6 所示。

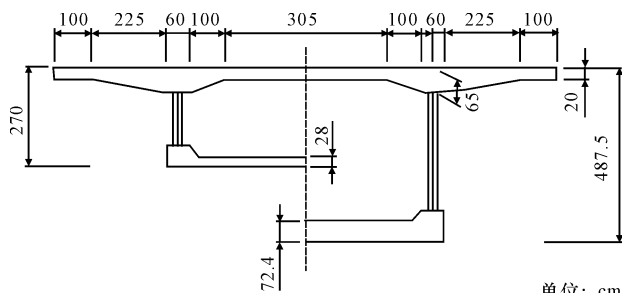
由式(23)~式(25),可定义代数矩阵 G



单位: cm

图4 景家湾大桥

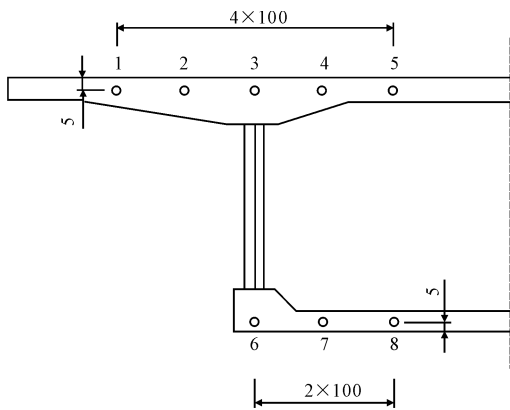
Fig. 4 Jingjiawan bridge



单位: cm

图5 主要截面尺寸

Fig. 5 Major dimension of section



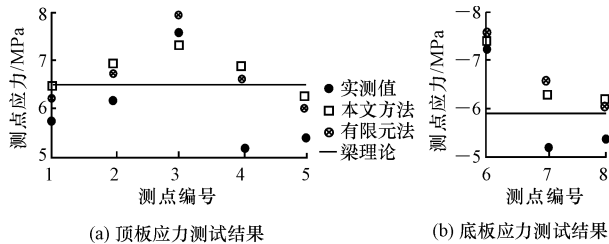
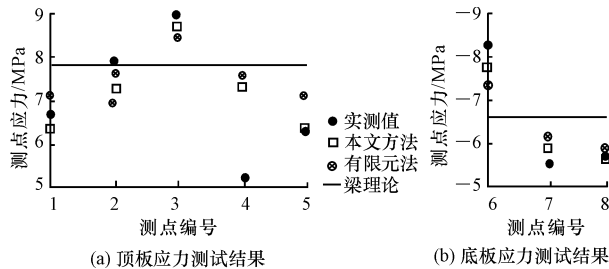
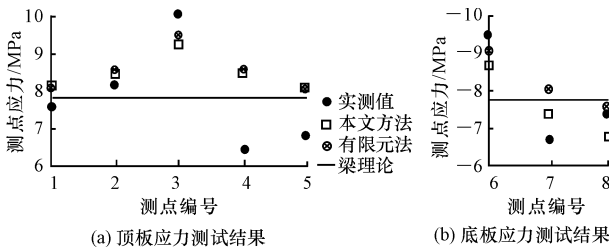
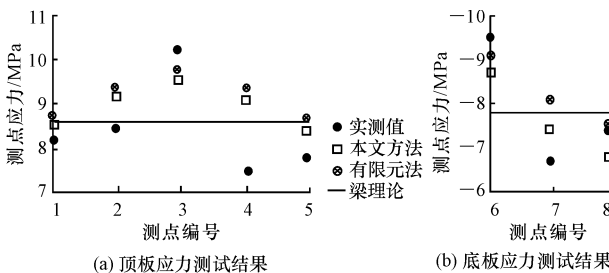
单位: cm

图6 应变测点布设及编号

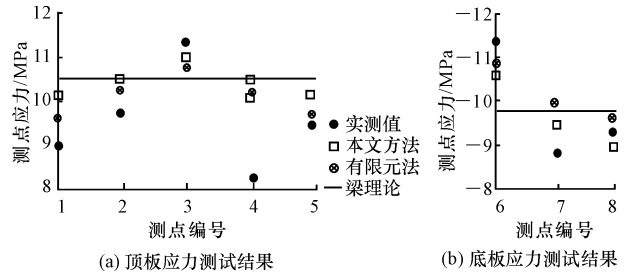
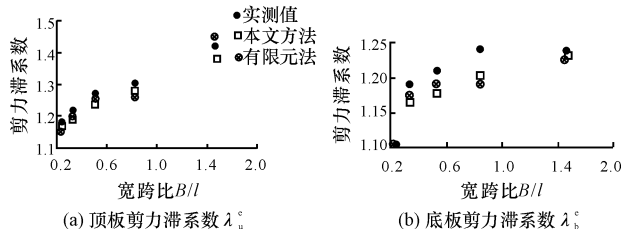
Fig. 6 Strain measurement points layout and number

3.2 实测数据与分析

实际工程中,施工由 0 号段向 8 号段悬臂浇筑,在合龙之前,均处于悬臂状态。定义波形钢腹板底板宽度与悬臂长度(图 4 中 x 值)的比值为 B/l , 施工中实测截面应力分布如下页图 7~下页图 11 所示。剪力滞系数与宽跨比 B/l 关系如下页图 12 所示。

图 7 截面应力($B/l=1.488$)Fig. 7 Section stress($B/l=1.488$)图 8 截面应力($B/l=0.845$)Fig. 8 Section stress($B/l=0.845$)图 9 截面应力($B/l=0.512$)Fig. 9 Section stress($B/l=0.512$)图 10 截面应力($B/l=0.368$)Fig. 10 Section stress($B/l=0.368$)

由以上实测与理论分析可知:①在悬臂施工过程中或悬臂梁状态下,变截面波形钢腹板箱梁截面内弯曲正应力分布极不均匀,即剪力滞效应十分显著,且箱梁的底板宽度与悬臂长度的比值是剪力滞的 1 个敏感影响因素。当 B/l 由 0.235 曾至 1.488 时,顶板剪力滞系数 λ_u° 由 1.181 增大到 1.429,底板剪力滞系数 λ_b° 由 1.100 增大到 1.240。可见,对于上、下翼缘板来说,剪力滞系数均与宽跨比成正比;②实测数据显示剪力滞系数 $\lambda^\circ=1.110\sim1.429$,即表明实际

图 11 截面应力($B/l=0.235$)Fig. 11 Section stress($B/l=0.235$)图 12 剪力滞系数-宽跨比(B/l)Fig. 12 Shear Lag coefficient-wide-span ratio(B/l)

变截面波形钢腹板箱梁截面内应力最大值要比初等梁理论结果最大可大约 43%,因此,若对波形钢腹板箱梁不考虑剪力滞效应,是存在安全隐患的;③实测数据顶板、底板最大剪力滞系数分别为 $\lambda_u^\circ=1.429$ 、 $\lambda_b^\circ=1.240$;本文方法求解顶板、底板最大剪力滞系数 λ_u° 、 λ_b° 均为 1.231;有限元方法计算顶板、底板最大剪力滞系数分别为 $\lambda_u^\circ=1.436$ 、 $\lambda_b^\circ=1.228$ 。3 种结果基本吻合,趋势一致,说明以二次抛物线定义变截面波形钢腹板组合箱梁截面剪力滞翘曲位移函数,与等截面一样,同样能够得到剪力滞效应较精确的解析解。另外,说明利用差分法进行数值求解的方法正确,这样就能够很好的解决变截面波形钢腹板箱梁的剪力滞理论求解问题。与此同时需注意此种方法求解也存在误差,其主要原因在于差分分格精度以及对翘曲位移函数形式的定义,这有待进一步研究。

4 结 语

(1)对于变截面波形钢腹板箱形组合梁,剪力滞效应同样能够产生附加弯矩、增大截面挠度、产生严重的剪力滞效应。因此,对于此种结构的设计,必须考虑剪力滞效应,否则会产生安全隐患。

(2)按二次抛物线形式定义变截面波形钢腹板箱梁截面的剪力滞翘曲位移函数,在进行剪力滞效应分析时,与等截面一致,同样能够得到令人满意的精度。计算结果与实测值和有限元法计算结果相吻合。

(3)差分法能够有效对变系数微分方程进行数值求解,这为类似工程问题提供了1个很好的参考。本文推导的差分公式,具有一定的通用性,能够适合受任意荷载、任意边界条件约束的变截面波形钢腹板组合梁的剪力滞效应求解。

(4)宽跨比(B/l)是变截面波形钢腹板组合梁剪力滞效应的1个敏感参数,这与等截面波形钢腹板组合梁一致,且宽跨比与剪力滞系数成正比。

(5)求解剪力滞效应的核心问题是剪力滞翘曲位移函数的定义,对于这种变截面波形钢腹板组合梁,如何通过改变翘曲位移函数的形式来提高求解精度的问题可继续研究。

参考文献:

References:

- [1] Jung K, Kim K, Sim C, et al. Verification of incremental launching construction safety for the ilsun bridge, the world's longest and widest prestressed concrete box girder with corrugated steel web section[J]. Journal of Bridge Engineering, 2011, 16(3): 453-460.
- [2] 万水,李淑琴,马磊.波形钢腹板预应力混凝土组合箱梁结构在中国桥梁工程中的应用[J].建筑科学与工程学报,2009,26(2):15-20.
WAN Shui, LI Shu-Qin, MA Lei. Application of prestressed concrete composite box-girder structure with corrugated steel webs in bridge engineering in China [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2009, 26(2): 15-20. (in Chinese)
- [3] 《中国公路学报》编辑部.中国桥梁工程学术研究综述·2014[J].中国公路学报,2014,27(5):1-96.
Editorial Department of China Journal of Highway and Transport. Review on China's bridge engineering research; 2014 [J]. China Journal of Highway and Transport, 2014, 27(5): 1-96. (in Chinese)
- [4] 王圣保.偏心荷载作用下波形钢腹板PC组合梁的力学特性[J].中国公路学报,2012,25(6):68-73.
WANG Sheng-bao. Mechanical properties of prestressed concrete composite box girders with corrugated steel webs under eccentric loading[J]. China Journal of Highway and Transport, 2012, 25(6): 68-73. (in Chinese)
- [5] Abbas H H, Sause R G, Driver R. Behavior of corrugated web I-girders under in-plane loads[J]. Journal of Engineering Mechanics, 2006, 132(8): 806-814.
- [6] 吴文清,叶见曙,万水,等.波形钢腹板-混凝土组合箱梁截面变形的拟平截面假定及其应用研究[J].工程力学,2005,22(5):177-180,198.
WU Wen-qing, YE Jian-shu, WAN Shui, et al. Quasi plane assumption and its application in steel-concrete composite box girders with corrugated steel webs[J]. Engineering Mechanics, 2005, 22(5): 177-180, 198. (in Chinese)
- [7] Ibrahim S A, El-Dakhakhni W W, Elgaaly M. Fatigue of corrugated-web plate girders: analytical study[J]. Journal of Structural Engineering, 2006, 132(9): 1381-1392.
- [8] 吴文清,叶见曙,万水,等.波形钢腹板组合箱梁在对称加载作用下剪力滞效应的试验研究[J].中国公路学报,2003,16(2):48-51.
WU Wen-qing, YE Jian-shu, WAN Shui, et al. Experiment study of shear lag effect of composite box girder with corrugated steel web under the symmetrical load [J]. China Journal of Highway and Transport, 2003, 16(2): 48-51. (in Chinese)
- [9] Shao X, Wang H, Zhao H, et al. Experimental study on multicantilever prestressed composite beams with corrugated steel webs[J]. Journal of Structural Engineering, 2010, 136(9): 1098-1110.
- [10] 李立峰,彭鲲,王文.波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应的理论与试验研究[J].公路交通科技,2009,26(4):78-83.
LI Li-feng, PENG Kun, WANG Wen. Theoretical and experimental study on shear lag effect of composite box girder with corrugated steel webs[J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development, 2009, 26(4): 78-83. (in Chinese)
- [11] 吴文清,万水,叶见曙,等.波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应的空间有限元分析[J].土木工程学报,2004,37(9):31-36.
WU Wen-qing, WAN Shui, YE Jian-shu, et al. 3-D Finite element analysis on shear lag effect in composite box girder with corrugated steel web [J]. China Civil Engineering Journal, 2004, 37(9): 31-36. (in Chinese)
- [12] 周茂定,刘世忠,杨子江.波形钢腹板组合箱梁剪力滞效应的比拟杆法求解[J].兰州交通大学学报,2012,31(4):41-44.
ZHOU Mao-ding, LIU Shi-zhong, YANG Zi-jiang. Bar simulation method on shear lag effect of composite box girder with corrugated steel web[J]. Journal of Lanzhou Jiaotong University, 2012, 31(4): 41-44. (in Chinese)
- [13] 周勇超,孙铁军,郝先武.基于截面内剪力流分布规律的剪力滞效应分析[J].工程抗震与加固改造,2013,35(2):44-49.
ZHOU Yong-chao, SUN Tie-Jun, HAO Xian-wu. A-

analysis of shear lag effect based on the shear flow distribution pattern[J]. Earthquake Resistant Engineering and Retrofitting, 2013, 35(2): 44-49. (in Chinese)

- [14] 张阳, 邵旭东, 王皓磊, 等. 大悬臂钢-混凝土组合脊骨梁的剪力滞效应[J]. 中国公路学报, 2008, 21(3): 57-63.
ZHANG Yang, SHAO Xu-dong, WANG Hao-lei, et al. Shear lag effects in steel-concrete composite spine girder with long cantilevered flanges[J]. China Journal of Highway and Transport, 2008, 21(3): 57-63. (in Chinese)
- [15] Liu X G, Fan J S, Nie J G, et al. Behavior of composite rigid frame bridge under bi-directional seismic excitations[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering; English Edition, 2014, 1(1): 62-71.
- [16] 倪元增, 钱寅泉. 弹性薄壁梁桥分析[M]. 北京: 人民交通出版社, 2000.
NI Yuan-zeng, QIAN Yin-quan. Analysis on elastic thin bridge [M]. Beijing: China Communications Press, 2000. (in Chinese)
- [17] 万水, 陈建兵, 袁安华, 等. 波形钢腹板 PC 组合箱梁简化计算及试验研究[J]. 华东交通大学学报, 2005, 22(1): 11-14, 35.
WAN Shui, CHEN Jian-bing, YUAN An-hua, et al. Experimental study and predigestion calculate of prestressed concrete box-girder with corrugated steel webs[J]. Journal of East China Jiaotong University, 2005, 22(1): 11-14, 35. (in Chinese)
- [18] 徐岳, 朱万勇, 杨岳. 波形钢腹板 PC 组合箱梁桥抗弯承载力计算[J]. 长安大学学报: 自然科学版, 2005, 25(2): 60-64.
XU Yue, ZHU Wan-yong, YANG Yue. Calculation of ultimate moment capacity of prestressed concrete box-girder bridge with corrugated steel webs[J]. Journal of Chang'an University: Natural Science Edition, 2005, 25(2): 60-64. (in Chinese)

(上接第 24 页)

- [9] Shahnazari H, Towhata I. Torsion shear tests on cyclic stress-dilatancy relationship of sand[J]. Soils and Foundations, 2002, 42(1): 105-119.
- [10] Nguyen A M. An investigation of the anisotropic stress-strain-strength characteristics of Eocene clay [D]. London: Imperial College, 2006.
- [11] 姜岩, 雷华阳, 郑刚, 等. 循环荷载下结构性软土变形预测[J]. 交通运输工程学报, 2011, 11(1): 13-18.
JIANG Yan, LEI Hua-yang, ZHENG Gang, et al. Deformation prediction of structured soft clay under cyclic load[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2011, 11(1): 13-18. (in Chinese)
- [12] 《中国公路学报》编辑部. 中国道路工程学术研究综述·2013[J]. 中国公路学报, 2013, 26(3): 1-36.
Editorial Department of China Journal of Highway and Transport. Review on China's road engineering research: 2013 [J]. China Journal of Highway and Transport, 2013, 26(3): 1-36.
- [13] 蔡燕燕, 俞缙, 余海岁, 等. 考虑主应力轴旋转的砂土变形特性试验研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2013, 32(2): 417-424.
CAI Yan-yan, YU Jin, YU Hai-sui, et al. Experimental study of deformation behavior of sand under rotation of principal stress axes[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2013, 32(2): 417-424. (in Chinese)
- [14] 柳艳华, 谢永利. 基于结构性及各向异性的软黏土变形性状试验[J]. 地球科学与环境学报, 2014, 36(2): 135-142.
LIU Yan-hua, XIE Yong-li. Test on Deformation character of soft clay based on structure and anisotropy [J]. Journal of Earth Sciences and Environment, 2014, 36(2): 135-142. (in Chinese)
- [15] Symes M J. Rotation of principal stresses in sand[D]. London: Imperial College, 1983.

