

DOI: 10.7511/jslx20200112003

# 波形钢腹板组合箱梁约束扭转分析

孙成成, 张元海\*

(兰州交通大学 土木工程学院, 兰州 730070)

**摘要:** 波形钢腹板箱梁相比于传统混凝土箱梁其扭转效应更为明显, 为了更加合理地分析其约束扭转效应, 在乌曼斯基第二理论的基础上考虑波形钢腹板的手风琴效应及顶底板对腹板的约束作用, 通过截面等效的途径, 推导了约束扭转正应力和二次剪应力的计算公式, 数值算例和 ANSYS 有限元分析验证了所推导公式的正确性。引入正应力系数反映约束扭转正应力与弯曲正应力的占比关系, 引入剪应力系数反映二次剪应力对扭转总剪应力的影响程度。结合数值算例, 详细分析了悬臂板宽度和波形钢腹板厚度变化对应力系数的影响规律。研究结果表明, 偏心集中荷载作用下, 扭转翘曲正应力可达到弯曲正应力的 45%, 波形钢腹板上下两端区域内的约束扭转正应力可达到弯曲正应力水平, 二次剪应力可达到扭转总剪应力的 52%, 减小悬臂板宽度和增大波形钢腹板厚度可显著降低二次剪应力。

**关键词:** 波形钢腹板箱梁; 约束扭转; 翘曲正应力; 二次剪应力; 几何参数

**中图分类号:** U448.213

**文献标志码:** A

**文章编号:** 1007-4708(2020)06-0709-06

## 1 引言

与传统混凝土箱梁相比, 波形钢腹板箱梁具有诸多优点。但以波形钢板作为箱梁腹板时, 箱梁截面的抗扭刚度显著下降<sup>[1]</sup>。当竖向荷载偏心距较大时, 扭转剪应力与弯曲剪应力的比例以及扭转翘曲正应力与弯曲正应力的比例都会超过混凝土箱梁<sup>[2,3]</sup>, 表明对于波形钢腹板箱梁, 扭转是实际工程中应考虑的主要问题。近年来, 国内外学者针对波形钢腹板箱梁的约束扭转进行了大量研究<sup>[4-6]</sup>。然而大多关注的是翘曲正应力和扭转变形, 对二次剪应力的分析较少涉及<sup>[7-10]</sup>, 对波形钢腹板抗翘曲能力的考虑也不尽合理。赵品等<sup>[11]</sup>考虑了波形钢腹板上下两端区域的畸变翘曲正应力, 假定波形钢腹板两端畸变应力分布区域占腹板高度的 20%。张元海等<sup>[12]</sup>对开闭混合断面薄壁梁约束扭转二次剪力流的传递和分布规律进行了分析并提出其分解计算方法。杨丙文等<sup>[13]</sup>计算了波形钢腹板箱梁的扭转正应力和剪应力, 求得的应力分布表明, 在钢腹板上不存在正应力, 且悬臂板自由端存在剪应力, 这显然与实际情况不符。类似的不合理正应力与剪应力分布也出现在其他相关文献中<sup>[14,15]</sup>。本

文认为, 就单独的波形钢腹板而言, 其纵向刚度确实很小, 可忽略, 但对组合箱梁的波形钢腹板, 其上下端部区域必然受到顶底板的牵制, 分析中应考虑这种情况。

为了更加合理地反映实际情况, 本文在薄壁梁经典理论的基础上, 考虑波形钢腹板的几何特性以及顶底板的约束作用, 提出一种扭转正应力在波形钢腹板上的分布模式。同时对波形钢腹板箱梁二次剪应力进行合理计算, 并研究悬臂板相对宽度和腹板厚度变化对约束扭转效应的影响。

## 2 波形钢腹板的力学性能分析

### 2.1 波形钢腹板的弹性模量和剪切模量

波形钢腹板几何形状如图 1 所示, 将其等效为正交异性板<sup>[13]</sup>。钢腹板在  $\bar{x}$  和  $\bar{y}$  方向的弹性模量分别为

$$E_{\bar{x}} = \frac{a_w + b_w \sec \alpha}{a_w + b_w} E_s \quad (1)$$

$$E_{\bar{y}} = \frac{a_w + b_w}{4 a_w} \left( \frac{t_w}{h_w} \right)^2 E_s \quad (2)$$

式中  $E_s$  为钢板弹性模量,  $E_{\bar{x}}$  和  $E_{\bar{y}}$  分别为  $\bar{x}$  和  $\bar{y}$  方向的等效弹性模量,  $a_w, b_w, h_w$  和  $\alpha$  为波形板的几何参数, 其意义如图 1(b) 所示,  $t_w$  为波形钢腹板的板厚。

由式(2)可知, 波形钢腹板的纵向刚度很小, 但考虑箱梁顶底板对波形钢腹板的约束作用, 根据文献[6]的试验数据及本文有限元分析结果, 对波形

收稿日期: 2020-01-12; 修改稿收到日期: 2020-06-03.

基金项目: 国家自然科学基金(51968040; 51468032) 资助项目.

作者简介: 张元海(1965-), 男, 博士, 教授, 博士生导师 (E-mail: zyh17012@163.com).

钢腹板上下两端区域应考虑纵向刚度。在实际工程中该区域受应力集中、疲劳破坏及腐蚀影响<sup>[15]</sup>,是这种桥型结构的易损部位,因此更有必要考虑翘曲正应力的影响。本文以  $h'$  表示波形钢腹板上翘曲应力分布高度,令  $h' = \delta h$ 。

等效为正交异形板后,波形钢板的有效剪切模量  $G_e$  通常小于钢板材料的剪切模量  $G_s$ <sup>[4]</sup>,计算公式如下。

$$G_e = (a_w + b_w) / (a_w + b_w \sec \alpha) G_s \quad (3)$$

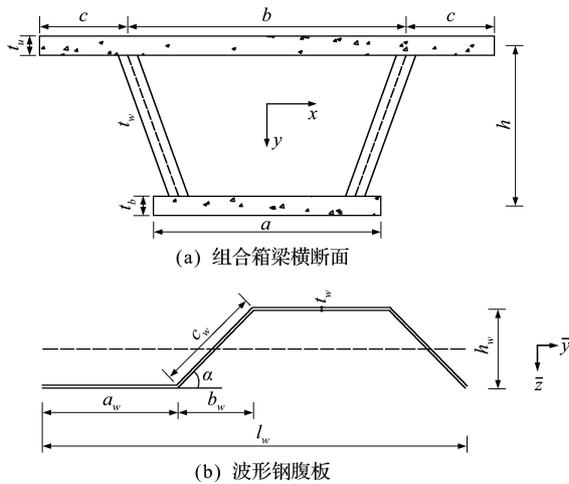


图1 波形钢腹板组合箱梁几何参数

Fig. 1 Geometric parameters of composite box girder with corrugated steel webs

## 2.2 波形钢腹板箱梁等效截面

考虑波形钢腹板箱梁扭转时以抗剪为主,因此通过剪切模量比将混凝土顶底板换算成钢截面进行计算,混凝土板换算厚度为

$$t_s = (G_c / G_e) t_c = n' t_c \quad (4)$$

式中  $t_c$  为换算前混凝土板的厚度,  $G_c$  为混凝土的剪切模量,  $n'$  为混凝土剪切模量与波形钢板的有效剪切模量之比。

## 2.3 波形钢腹板箱梁抗扭惯性矩

在传统箱梁抗扭惯性矩的计算基础上,对波形钢腹板箱梁的抗扭惯性矩进行修正得  $I_d'$ <sup>[13]</sup>,同时考虑悬臂板部分的抗扭惯性矩  $I_c = ct_{su}^3/3$ ,则波形钢腹板箱梁总抗扭惯性矩为

$$I_d = I_d' A^2 / \left[ \frac{b}{t_{su}(1-\alpha)} + \frac{2h_1}{t_w(1+\alpha)} + \frac{a}{t_{sb}(1-\alpha)} \right] + \frac{2}{3} ct_{su}^3 \quad (5)$$

式中  $A$  为箱梁闭口部分壁厚中心线所围面积,  $\alpha$  为修正系数,  $\alpha = 0.4h_1/b_1 - 0.06 \geq 0$ ,  $h_1$  为波形钢腹板高度,  $b_1$  为箱体两侧腹板中心线沿半高处的距离,  $t_{su}$  和  $t_{sb}$  分别为截面换算后的顶底板厚度。

## 3 约束扭转翘曲正应力

根据乌曼斯基第二理论及其基本假设<sup>[14]</sup>,约束扭转时箱梁的纵向位移为

$$u(z, s) = u_0(z) - \bar{\omega}(s) \beta'(z) \quad (6)$$

式中  $z$  为沿跨径方向的坐标,  $u_0(z)$  为截面曲线坐标  $s$  起点处的轴向位移,  $\bar{\omega}(s)$  为截面广义扇性坐标,  $\beta'(z)$  为广义翘曲位移。

根据箱梁截面的周边不变形假定及自平衡条件,得到波形钢腹板箱梁的扭转翘曲正应力如下:

对于混凝土顶底板

$$\sigma_{\omega c} = -E_x \bar{\omega} \beta''(z) \quad (7)$$

对于波形钢腹板

$$\sigma_{\omega s} = -E_y \bar{\omega} \beta''(z) \quad (8)$$

根据约束扭转双力矩的定义可得

$$\begin{aligned} B_{\bar{\omega}} = & -E_x \beta''(z) \int_{A_u} \bar{\omega}^2 dA - E_x \beta''(z) \int_{A_b} \bar{\omega}^2 dA - \\ & 2E_y \beta''(z) \int_{A_m} \bar{\omega}^2 dA = \\ & -E_x \beta''(z) \left[ \int_{A_u} \bar{\omega}^2 dA + \int_{A_b} \bar{\omega}^2 dA + \right. \\ & \left. 2 \frac{E_y}{E_x} \int_{A_m} \bar{\omega}^2 dA \right] = -E_x \beta''(z) I_{\bar{\omega}} \quad (9) \end{aligned}$$

式中  $E_c$  为混凝土的弹性模量,  $A_u$  和  $A_b$  分别为换算后的顶底板截面面积,  $A_m$  为腹板截面面积。  $I_{\bar{\omega}}$  为波形钢腹板箱梁广义主扇性惯性矩,即

$$I_{\bar{\omega}} = \int_{A_u} \bar{\omega}^2 dA + \int_{A_b} \bar{\omega}^2 dA + 2 \frac{E_y}{E_x} \int_{A_m} \bar{\omega}^2 dA \approx \int_{A_u} \bar{\omega}^2 dA + \int_{A_b} \bar{\omega}^2 dA \quad (10)$$

考虑波形钢腹板箱梁的手风琴效应<sup>[8]</sup>,式(10)中  $E_y/E_x$  很小,可忽略第三项。但同时应考虑箱梁顶底板对波形钢腹板的约束作用,在波形钢腹板上下两端  $h'$  区域内考虑纵向刚度,设此范围内  $E_y = E_s$ 。由式(8~10)得到翘曲正应力计算式。

对于混凝土顶底板

$$\sigma_{\omega c} = B_{\bar{\omega}} \bar{\omega} / I_{\bar{\omega}} \quad (11)$$

对于波形钢腹板

$$\sigma_{\omega s} = (E_y/E_x) (B_{\bar{\omega}} \bar{\omega} / I_{\bar{\omega}}) \quad (12)$$

## 4 约束扭转剪应力

经过截面换算,波形钢腹板箱梁的扭转剪应力计算方法与传统薄壁箱梁类似,取箱梁截面上微元体如图2所示。图中  $q_f$  为自由扭转剪力流,其计算方法见文献<sup>[14]</sup>;  $q_w$  为约束扭转剪力流。

### 4.1 二次剪力流

如图2(b)所示,由微元体的纵向平衡条件可得

$$\partial q_{\omega} / \partial s + (\partial \sigma_{\omega} / \partial z) t = 0 \quad (13)$$

对扭转双力矩进行微分得弯扭剪力矩  $M_{\omega}$  的表达式为

$$M_{\omega} = dB_{\omega} / dz = -E_{\bar{x}} I_{\omega} \beta'''(z) \quad (14)$$

将式(11,12,14)代入式(13)可得

$$q_{\omega} = q_{\omega 0} - (M_{\omega} / I_{\omega}) S_{\omega} \quad (15)$$

式中  $S_{\omega} = \int_0^s \bar{\omega} dA$  为扇性静矩。根据变形协调关系和截面翘曲位移连续性条件  $\oint (q_{\omega} / t) ds = 0$ , 即可求得二次剪力流

$$q_{\omega} = - (M_{\omega} / I_{\omega}) \bar{S}_{\omega} \quad (16)$$

式中  $q_{\omega 0}$  为常剪力,  $\bar{S}_{\omega}$  为广义扇性静面矩。

$\bar{S}_{\omega}$  的表达式分别如下。

等效悬臂板  $\bar{S}_{\omega} = S_{\omega} \quad (17)$

等效顶底板  $\bar{S}_{\omega} = S_{\omega} - \oint \frac{S_{\omega}}{t} ds / \oint \frac{ds}{t} \quad (18)$

波形钢腹板  $\bar{S}_{\omega} = - \oint \frac{S_{\omega}}{t} ds / \oint \frac{ds}{t} \quad (19)$

式中  $\oint \frac{S_{\omega}}{t} ds = \int_u \frac{S_{\omega}}{t} ds + \int_b \frac{S_{\omega}}{t} ds + \frac{E_{\bar{y}}}{E_{\bar{x}}} \int_m \frac{S_{\omega}}{t} ds$ , 在腹板上下两端  $h'$  区域内, 对等号左端的第三项进行修正, 即取  $E_{\bar{y}} = E_s$ 。

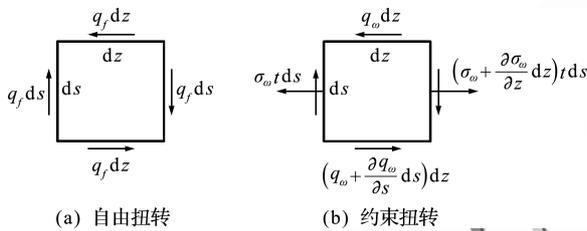


图2 微元体受力  
Fig. 2 Force of differential body

### 4.2 约束扭转控制微分方程

综上所述,求解正应力  $\sigma_{\omega}$  和总剪力流  $q$  时,必须先求得广义翘曲位移  $\beta'$ 。根据乌曼斯基薄壁梁约束扭转分析理论,建立微分方程如下<sup>[14,15]</sup>

$$\varphi'''' - k^2 \varphi'' = \frac{\mu}{EI_{\omega}} \cdot m_t \quad (20)$$

式中  $\mu$  为翘曲约束系数,  $m_t$  为分布外扭矩集度,  $k$  为约束扭转的特性参数,  $k^2 = \mu G_e I_d / EI_{\omega}$ , 再由  $\beta(z)$  与  $\varphi(z)$  的关系  $M_z = G_e I_p (\varphi' - \mu \beta')$ , 通过初参数法结合边界条件进行求解,  $I_p$  为极惯性矩。

## 5 数值算例分析

### 5.1 算例简介

算例采用图3所示的简支梁,截面几何参数如图3(a)所示,梁端采用矩形横隔板。波形钢腹板采

用900型,形状尺寸如图3(b)所示。在跨中截面左腹板上施加1000 kN的竖向偏心荷载,偏心距  $e = 2700$  mm。材料性质如下,混凝土  $E_c = 3.45 \times 10^4$  MPa,泊松比  $\nu_c = 0.2$ ;钢材  $E_s = 2.06 \times 10^5$  MPa,泊松比  $\nu_s = 0.3$ 。

利用 ANSYS 建立有限元模型,用 SOLID45 实体单元模拟混凝土板和横隔板,用 SHELL63 壳单元模拟波形钢腹板。简支端约束底排节点,其中一端约束  $U_x, U_y$  和  $U_z$ , 另一端约束  $U_x$  和  $U_y$ 。按照偏心荷载分解方法分离出扭转荷载,顶底板施加反向水平荷载  $Pb/4h$ , 腹板施加反向竖向荷载  $P/4$ , 均匀施加在跨中横截面的全部节点上。

### 5.2 约束扭转翘曲正应力分布

图4中括号外为解析法计算结果,括号内为有限元计算结果。两种计算结果相差不大,说明本文的理论计算方法可行。

由计算结果可知,顶板上翘曲正应力较小,悬臂板与底板上翘曲正应力较大,底板端点可达到1 MPa。波形腹板考虑了手风琴效应和顶底板的限制作用,  $h'$  范围内的翘曲正应力可达到1 MPa左右。

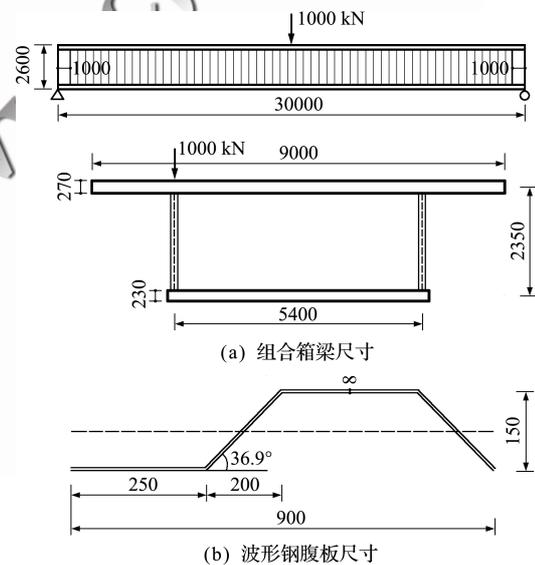


图3 波形钢腹板组合箱梁几何尺寸(单位:mm)  
Fig. 3 Geometric dimension of composite box girder(unit:mm)

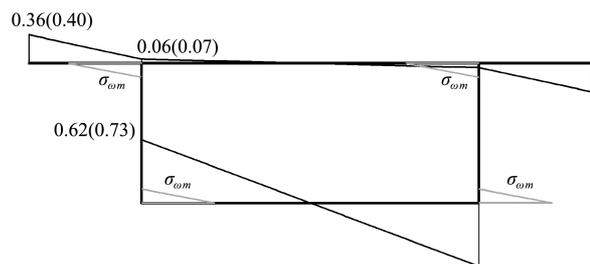


图4 跨中断面约束扭转正应力(单位:MPa)  
Fig. 4 Restrainted torsional normal stress of midspan section (unit:MPa)

为确定  $h'$  的范围,分别取  $\delta=0.1$  和  $\delta=0.15$  进行分析,结果显示, $\delta=0.1$  时处理结果更接近实际情况,如图 4 所示,其线性分布高度为  $h'=\delta h=0.235$  m。因此,在实际工程中,应考虑波形钢腹板上下两端 10% 区域内的扭转翘曲正应力。

5.3 约束扭转翘曲剪应力分布

求得跨中断面自由扭转的扭矩为 1059 kN·m,二次扭矩为 291 kN·m,顶板、腹板和底板上的自由扭转剪应力分别为 0.15 MPa,5.26 MPa 和 0.18 MPa。

从图 5 可以看出,剪应力主要出现在腹板及腹板与顶底板交界处,腹板剪应力可达到 5.24 MPa,是截面的主要受剪部位;二次剪应力也具有同样的分布规律,在底板中部存在较大的二次剪应力,但由于自由扭转剪应力方向与其相同,实际叠加后该处的总剪应力较大;虽然自由扭转在悬臂板上不产生剪应力,但悬臂板的二次剪应力是不容忽视的。图中腹板剪应力理论计算数值与有限元分析结果存在一定误差,这主要是所采用的刚周边假定及实际应力集中造成的,但两者应力分布规律完全相同。

5.4 参数影响分析

为了反应翘曲正应力与弯曲正应力的相对关系,引入正应力系数  $\eta_1$ ;为了在自由扭转剪应力的基础上计算总剪应力,同时反应二次剪应力对总剪应力的贡献程度,引入剪应力系数  $\eta_2$ ;两个系数定义为

$$\eta_2 = \tau / \tau_f, \eta_1 = |\sigma_w / \sigma_M| \quad (21)$$

式中  $\sigma_M$  为梁体弯曲正应力,  $\tau$  为扭转产生的总剪应力,  $\tau_f$  为自由扭转剪应力。

悬臂板宽度从 0 m 增至 5.4 m,顶板宽度不变,结果如图 6 所示。分析表明,悬臂板相对宽度的变化对梁体翘曲正应力有较大影响。悬臂板与底板端点的峰值正应力系数出现在  $c/b=0.65$  处,

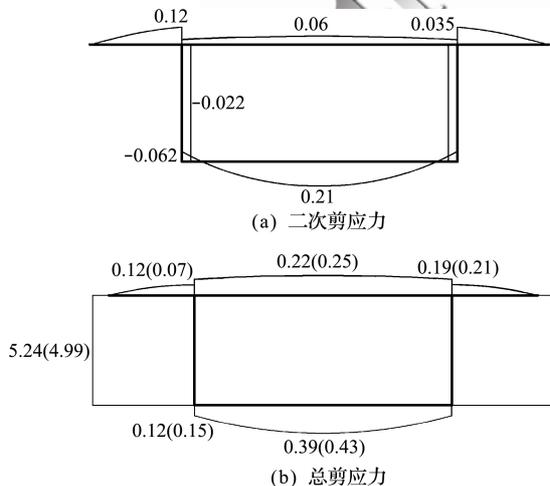


图 5 跨中断面扭转剪应力分布(单位:MPa)

Fig. 5 Torsional shear stress of midspan section(unit:MPa)

而在实际工程中,悬臂板宽度比一般在 0.5 左右,因此腹板与底板端点的正应力系数分别可以取 0.35 和 0.46。同时约束扭转翘曲正应力可达到弯曲正应力的 45%,是该类型桥梁结构力学分析中不可忽视的因素。

图 7 中悬臂板宽度变化情况同上。分析显示,悬臂板相对宽度的变化对腹板和底板的剪应力系数有较大影响,对顶板影响不大。腹板与底板端点的峰值系数出现在  $c/b=0.65$  处,此时波形钢腹板承受剪应力的作用得到充分发挥。实际工程中,腹板与底板端点的剪应力系数可以取 2.34 和 3.16。

波形钢腹板厚度从 6 mm 增至 16 mm,如图 8 所示。分析表明,腹板厚度的变化对悬臂板和底板

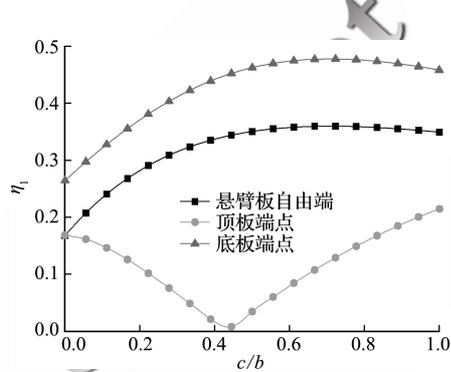


图 6 正应力系数随悬臂板宽度比变化曲线

Fig. 6 Change curve of normal stress coefficient with width ratio

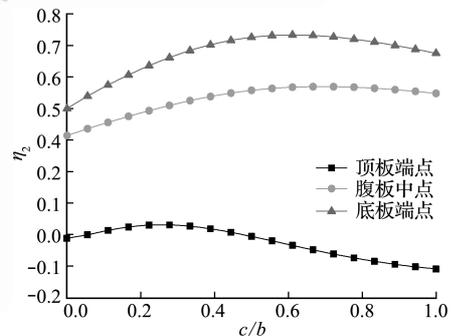


图 7 剪应力系数随悬臂板宽度比变化曲线

Fig. 7 Change curve of shear stress coefficient with width ratio

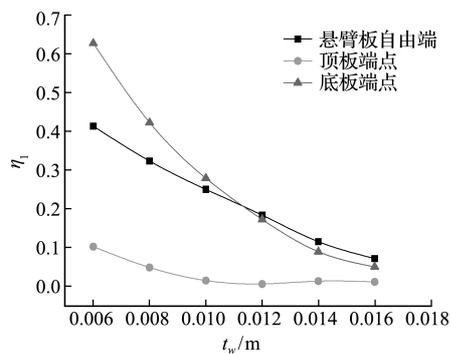


图 8 正应力系数随腹板厚度变化曲线

Fig. 8 Change curve of normal stress coefficient with web thickness

的正应力系数影响很大,对顶板影响较小。随着腹板厚度的增大,正应力系数均减小,在  $t_w=16$  mm 时接近 0.05。

图 9 的波形钢腹板厚度变化情况同上。分析显示,波形钢腹板厚度的变化对顶底板和腹板的剪应力系数影响均很大。随着波形钢腹板厚度的增大,最终三个位置的剪应力系数都趋近于 0.2,可知此时约束扭转二次剪应力占比接近 80%,这说明波形钢腹板厚度越大,约束扭转二次剪应力对总剪应力的影响越大。

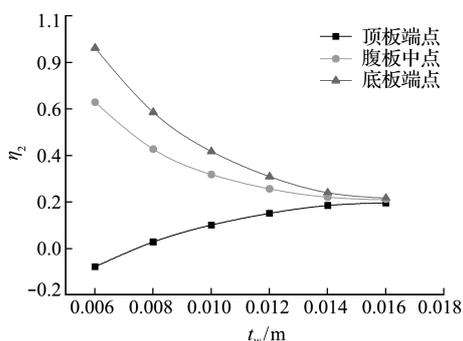


图 9 剪应力系数随腹板厚度变化曲线

Fig. 9 Change curve of shear stress coefficient with web thickness

## 6 结 论

(1) 本文考虑了箱梁顶底板对波形钢腹板的约束作用,通过等效截面的方法推导了波形钢腹板箱梁的约束扭转正应力和二次剪应力计算公式。通过数值算例及有限元分析验证了本文方法的准确性。

(2) 波形钢腹板上下端部 10% 区域的约束扭转正应力可达到弯曲正应力水平。因此,约束扭转正应力在波形钢腹板上不应该全部忽略,建议在与顶底板交界区域合理考虑。

(3) 扭转翘曲正应力可接近弯曲正应力的 45%,二次剪应力可达到总剪应力的 52%,在该类型桥梁结构力学分析中必须引起重视。可通过减小悬臂板宽度和增大腹板厚度的方法降低扭转正应力,通过减小悬臂板宽度和增大波形钢腹板厚度的方法降低二次剪应力。

## 参考文献(References):

[1] 沈孔健,万水,蒋正文,等.波形钢腹板混凝土组合箱梁纯扭性能全过程分析[J].东南大学学报(自然科学版),2017,47(1):112-117.(SHEN Kong-jian, WAN Shui, JIANG Zheng-wen, et al. Whole process analysis on pure torsional behavior of concrete composite box girders with corrugated steel webs[J].

*Journal of Southeast University (Natural Science Edition)*, 2017, 47(1):112-117. (in Chinese))

- [2] Qiao P, Di J, Qin F J. Warping torsional and distortional stress of composited box girder with corrugated steel webs[J]. *Mathematical Problems in Engineering*, 2018, 2018:1-13.
- [3] Tsiptsis I N, Sapountzakis E J. Generalized warping and distortional analysis of curved beams with isogeometric methods[J]. *Computers & Structures*, 2017, 191:33-50.
- [4] 李宏江.波形钢腹板箱梁扭转与畸变的实验研究及分析[D].东南大学,2003.(LI Hong-jiang, Experimental Study and Analysis on Torsion and Distortion of Box Girder with Corrugated Steel Webs [D]. Southeast University, 2003. (in Chinese))
- [5] 聂建国,李法雄.考虑腹板剪切行为的波形钢腹板梁理论模型[J].中国公路学报,2011,24(6):40-48.(NIE Jian-guo, LI Fa-xiong. Theory model of corrugated steel web girder considering web shear behavior [J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2011, 24(6):40-48. (in Chinese))
- [6] Wang Z Q, Zhao J C, Zhang D X, et al. Restrained torsion of open thin-walled beams including shear deformation effects[J]. *Journal of Zhejiang University Science A (Applied Physics & Engineering)*, 2012, 13(4):260-273.
- [7] Sapountzakis E J, Dikaros I C. Advanced 3-D beam element including warping and distortional effects for the analysis of spatial framed structures[J]. *Engineering Structures*, 2019, 188:147-164.
- [8] 李宏江.波形钢腹板预应力混凝土组合箱梁扭转与畸变研究进展[J].建筑结构学报,2017,38(7):59-67.(LI Hong-jiang. Review on torsion and distortion in prestressed concrete box girders with corrugated steel webs[J]. *Journal of Building Structures*, 2017, 38(7):59-67. (in Chinese))
- [9] 王兆南,张元海.考虑畸变影响的箱梁横向弯矩计算方法[J].计算力学学报,2020,37(2):151-158.(WANG Zhao-nan, ZHANG Yuan-hai. Calculation methods of transverse bending moment of box girder considering the distortional influence [J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 2020, 37(2):151-158. (in Chinese))
- [10] Wang Z Y, Wang Q Y. Fatigue assessment of welds joining corrugated steel webs to flange plates[J]. *Engineering Structures*, 2014, 73:1-12.
- [11] 赵品,叶见曙.波形钢腹板箱梁桥面板横向内力计算的框架分析法[J].东南大学学报(自然科学版),2019,42(5):940-944.(ZHAO Pin, YE Jian-shu. Fra-

- mae analysis method of transverse internal force in bridge deck of box girders with corrugated steel webs [J]. *Journal of Southeast University (Natural Science Edition)*, 2019, **42**(5): 940-944. (in Chinese))
- [12] 张元海,何嘉祥,王晨光,等. 开闭混合断面薄壁梁约束扭转分析[J]. *建筑结构学报*, 2020, **41**(2): 166-172,190. (ZHANG Yuan-hai, HE Jia-xiang, WANG Chen-guang, et al. Analysis on restrained torsion of thin-walled beams with open-closed mixed section [J]. *Journal of Building Structures*, 2020, **41**(2): 166-172,190. (in Chinese))
- [13] 杨丙文,黎雅乐,万水,等. 波形钢腹板箱梁的扭转应力分析[J]. *华南理工大学学报(自然科学版)*, 2012, **40**(2): 19-22, 34. (YANG Bing-wen, LI Ya-le, WAN Shui, et al. Stress analysis of box girder with corrugate steel webs under torsion [J]. *Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition)*, 2012, **40**(2): 19-22, 34. (in Chinese))
- [14] 郭金琼,房贞政,郑振. 箱形梁设计理论[M]. 北京:人民交通出版社,2008. (GUO Jin-qiong, FANG Zhen-zheng, ZHENG Zhen. *Design Theory of Box Girder* [M]. Beijing: China Communications Press, 2008. (in Chinese))
- [15] 项海帆. 高等桥梁结构理论[M]. 北京:人民交通出版社,2013. (XIANG Hai-fan. *Advanced Theory of Bridge Structures* [M]. Beijing: China Communications Press, 2013. (in Chinese))

## Analysis on restrained torsion of composited box girder with corrugated steel webs

SUN Cheng-cheng, ZHANG Yuan-hai\*

(School of Civil Engineering, Lanzhou Jiaotong University, Lanzhou 730070, China)

**Abstract:** Compared with a traditional concrete box girder, a box girder with corrugated steel webs displays an obvious torsional effect. In order to analyze the torsional constraint of the box girder with corrugated steel webs more reasonably, the accordion effect of the corrugated steel webs and the constraining effect of the top and bottom flanges are considered. On the basis of Umanskii's second theory, the formulas for normal stress and the secondary shear stress are derived through section equivalence. The correctness of the formulas is verified by the ANSYS finite element analysis. The normal stress coefficient is introduced to reflect the relative relationship between the torsional normal stress and the bending normal stress, and the shear stress coefficient is introduced to reflect the influence of secondary shear stress on total torsional shear stress. Through numerical examples, the influence of the cantilever flange width and the thickness of corrugated steel web on the stress coefficients is analyzed in detail. The results show that under an eccentric concentrated load, the torsion-induced normal stress can reach 45% of the bending normal stress, and the torsion-induced normal stress in the upper and lower ends of the web can reach the bending normal stress level. The secondary shear stress can reach 52% of the total torsional shear stress, and can be significantly reduced by reducing the cantilever flange width and increasing the web thickness.

**Key words:** box girder with corrugated steel webs; restrained torsion; warping normal stress; secondary shear stress; geometric parameter

引用本文/Cite this paper:

孙成成,张元海. 波形钢腹板组合箱梁约束扭转分析[J]. *计算力学学报*, 2020, **37**(6): 709-714.

SUN Cheng-cheng, ZHANG Yuan-hai. Analysis on restrained torsion of composited box girder with corrugated steel webs [J]. *Chinese Journal of Computational Mechanics*, 2020, **37**(6): 709-714.