

集中扭矩荷载作用下简支薄壁单室箱梁的约束扭转应力

张利强¹, 周鹏杰², 宋克昌¹, 房光文¹, 李云斌¹

(1. 兰州城市学院环境与城市建设学院, 兰州 730070; 2. 国网陕西省电力有限公司经济技术研究院, 西安 710065)

摘要: 为研究简支薄壁箱梁横截面参数对扭转应力的影响,以单室箱梁为例,推导出扭转中心、广义主扇性坐标及主扇性静矩等扭转几何特性的实用计算公式。用解析法和 ANSYS 实体单元计算简支箱梁算例的翘曲正应力和剪应力,并研究悬臂板宽度和箱室高度变化对广义扇性静矩、二次剪应力及剪应力系数的影响规律。结果表明:按本文方法计算翘曲应力与 ANSYS 模拟结果吻合较好;悬臂板宽度和底板宽度比值为 0.3 时,能充分发挥腹板承受剪力的作用;随着悬臂板宽度与顶板宽度的比值和箱室高宽比的增大,顶、底板中点处的广义扇性静矩呈现出完全不同的变化规律。

关键词: 薄壁箱梁; 扭转应力; 广义扇性静矩; 二次剪应力

中图分类号: U448.213 **文献标志码:** A **文章编号:** 1671-1807(2024)17-0329-07

箱形梁由于良好的受力性能而广泛应用于现代各种桥梁中^[1-3]。但薄壁箱梁在实际工程中往往会受到约束扭转^[4],产生不容忽视的二次剪应力^[5]和畸变效应^[6-8]。

近年来,中国学者对箱梁扭转应力进行了充分的研究。马俊军和蔺鹏臻^[9]通过双线箱梁设计参数对扭转效应进行的阐述,表明总体双线铁路箱梁约束扭转效应随高跨比的增高而增大。陈淮和曾庆元^[10]通过在底板中点虚开切口的方式将箱梁扭转时所受到的剪力流分为开口剪力流和切口上的附加剪力流,为箱梁扭转应力分析提供了简便计算方式。胡玉茹等^[11]通过对斜腹板箱梁的研究表明扭转中心受斜腹板倾角的影响。杨丙文等^[12]通过对波形钢腹板受力特征进行分析,推导出波形钢腹板扭转微分方程,并采用初参数解求得扭转正应力和约束扭转剪应力。项海帆^[13]、郭金琼等^[14]对扭转剪应力进行了研究,结果表明薄壁箱梁在受到约束扭转时,二次剪应力占比较大,不容忽视。周凌远等^[15]采用编程的方法计算出箱梁截面的几何特性,且利用 ANSYS 有限元

软件证明该方法适用于分析箱梁扭转时截面应力的计算,为后续学者对于箱梁扭转时应力研究提供了参考。

尽管研究人员对于箱梁扭转效应研究已较为全面,但是鲜有人通过解析法对顶板和悬臂板不同时箱梁扭转中心、广义主扇性坐标及主扇性静矩等扭转几何特性的实用计算公式进行深入研究。为研究薄壁箱梁在约束扭转作用下二次剪应力与总剪应力的分布情况,本文引入剪应力系数来反应箱梁截面尺寸对扭转效应的影响,选用顶板和悬臂板厚度不同的单室箱形截面,推导出扭转中心、广义主扇性坐标及主扇性静矩等扭转几何特性的实用计算公式,最后结合数值算例,分析集中扭矩荷载作用下简支薄壁箱梁约束扭转的应力分布及参数影响规律。

1 集中扭矩荷载引起的广义内力及应力解析法计算

确定薄壁箱梁约束扭转效应时应先确定扭转角 θ 的方程^[15]。箱梁任意截面的扭转角 $\theta(z)$ 、广义翘曲位移 $\beta'(z)$ 、双力矩 $B(z)$ 及总扭矩 $M_z(z)$ 的表

收稿日期: 2024-04-23

基金项目: 甘肃省高校青年博士支持项目(2023QB-062)

作者简介: 张利强(1995—),男,甘肃天水人,硕士,助教,研究方向为薄壁箱梁约束扭转与畸变、后张梁预应力损失;周鹏杰(1995—),男,甘肃天水人,硕士,工程师,研究方向为薄壁箱梁约束扭转与畸变;宋克昌(1993—),男,甘肃天水人,硕士,助教,研究方向为桥梁工程理论;房光文(1996—),男,甘肃白银人,博士,副教授,研究方向为桥梁工程理论;李云斌(1997—),男,甘肃天水人,硕士,助教,研究方向为桥梁工程理论。

达式为

$$\theta(z) = \theta_0 + \frac{\mu}{k}\beta'_0 \operatorname{sh}(kz) + \frac{B_0}{GI_d}[1 - \operatorname{ch}(kz)] + \frac{M_0}{kGI_d}[kz - \mu \operatorname{sh}(kz)] \quad (1)$$

$$\beta'(z) = \beta'_0 \operatorname{ch}(kz) - \frac{kB_0}{\mu GI_d} \operatorname{sh}(kz) + \frac{M_0}{GI_d}[1 - \operatorname{ch}(kz)] \quad (2)$$

$$B(z) = B_0 \operatorname{ch}(kz) - GI_d \beta'_0 \frac{\mu}{k} \operatorname{sh}(kz) + \frac{\mu}{k} M_0 \operatorname{sh}(kz) \quad (3)$$

$$M_z(z) = M_0 \quad (4)$$

式中: θ_0 、 B_0 、 β'_0 、 M_0 分别为梁体左端的扭转角、双力矩、广义翘曲位移以及总扭矩; μ 为截面受约束程度的系数; I_d 为抗扭惯性矩; G 为剪切模量; k 为约束扭转特性系数。

图1为跨度 l , 跨中承受扭矩 M_k 的简支薄壁箱梁受力简图, 根据梁端边界条件可得梁端4个参数为 $\theta_0 = B_0 = 0$, $M_0 = \frac{M_k}{2}$, $\beta'_0 = \frac{M_k}{2GI_d} \left[1 - \frac{1}{\operatorname{ch}(kl/2)} \right]$ 。

从而可求得简支箱梁上任意一个截面的广义内力和位移:

$$\theta(z) = \frac{M_k}{2kGI_d} \left\{ kz - \mu \frac{\operatorname{sh}kz}{\operatorname{ch}(kl/2)} - \left\|_{l/2} 2 \left[k \left(z - \frac{l}{2} \right) - \mu \operatorname{sh}k \left(z - \frac{l}{2} \right) \right] \right\} \right. \quad (5)$$

$$B(z) = \frac{\mu}{k} M_k \left[\frac{\operatorname{sh}kz}{2\operatorname{ch}(kl/2)} - \left\|_{l/2} \operatorname{sh}k \left(z - \frac{l}{2} \right) \right] \right] \quad (6)$$

$$M_s(z) = \frac{M_k}{2} \left[1 - \frac{\mu \operatorname{ch}kz}{\operatorname{ch}(kl/2)} \right] - \left\|_{l/2} M_k \left[1 - \mu \operatorname{ch}k \left(z - \frac{l}{2} \right) \right] \right. \quad (7)$$

$$M_\omega(z) = \frac{\mu}{2} M_k \frac{\operatorname{ch}kz}{\operatorname{ch}(kl/2)} - \left\|_{l/2} \mu M_k \operatorname{ch}k \left(z - \frac{l}{2} \right) \right. \quad (8)$$

$$M_z(z) = \frac{M_k}{2} - \left\|_{l/2} M_k \quad (9)$$

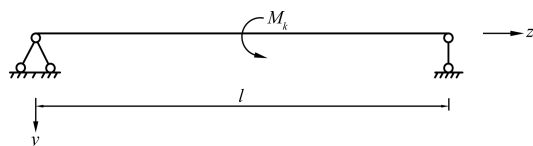


图1 简支箱梁

式中: $M_s(z)$ 为自由扭转扭矩; $M_\omega(z)$ 为二次扭矩。

当 M_k 作用于 $z = z_1$ 截面处时, 各广义内力计算式如下。

当 $z \leq z_1$ 时:

$$B(z) = \frac{\mu M_k}{k} \frac{\operatorname{sh}kz_2}{\operatorname{sh}kl} \operatorname{sh}kz \quad (10)$$

$$M_\omega(z) = \mu M_k \frac{\operatorname{sh}kz_2}{\operatorname{sh}kl} \operatorname{ch}kz \quad (11)$$

$$M_s(z) = \frac{z_1}{l} M_k - \mu M_k \frac{\operatorname{sh}kz_2}{\operatorname{sh}kl} \operatorname{ch}kz \quad (12)$$

$$M_z(z) = \frac{z_2}{l} M_k \quad (13)$$

当 $z > z_1$ 时:

$$B(z) = \frac{\mu M_k}{k} \left[\frac{\operatorname{sh}kz_2}{\operatorname{sh}kl} \operatorname{sh}kz - \operatorname{sh}k(z - z_1) \right] \quad (14)$$

$$M_\omega(z) = \mu M_k \left[\frac{\operatorname{sh}kz_2}{\operatorname{sh}kl} \operatorname{ch}kz - \operatorname{ch}k(z - z_1) \right] \quad (15)$$

$$M_s(z) = \mu M_k \left[\frac{\operatorname{sh}kz_2}{\operatorname{sh}kl} \operatorname{ch}kz - \operatorname{ch}k(z - z_1) \right] - \frac{z_1}{l} M_k \quad (16)$$

$$M_z(z) = -\frac{z_1}{l} M_k \quad (17)$$

式中: $z_2 = l - z_1$ 。

当截面双力矩确定后, 翘曲正应力 σ_ω 为

$$\sigma_\omega = \frac{B}{I_\omega} \bar{\omega} \quad (18)$$

式中: $\bar{\omega}$ 为广义主扇性坐标; I_ω 为广义主扇性惯性矩。

二次剪流 $\bar{q}_\omega$ 为

$$\bar{q}_\omega = -\frac{M_\omega}{I_\omega} \bar{S}_\omega \quad (19)$$

式中: S_ω 为扇性静矩; $\bar{S}_\omega$ 为广义扇性静矩, S_ω 可由下式计算:

$$\bar{S}_\omega = S_\omega - \oint \frac{\bar{S}_\omega}{t} ds / \oint \frac{ds}{t}。$$

式中: t 为壁厚; s 为确定截面上各点位置的曲线坐标。

由式(19)可得二次剪应力 $\bar{\tau}_\omega$ 为

$$\bar{\tau}_\omega = -\frac{M_\omega}{I_\omega t} \bar{S}_\omega \quad (20)$$

引入剪应力系数 ξ 来表明二次剪应力对总剪应力的影响程度, 可令

$$\xi = \frac{\tau}{\tau_s} \quad (21)$$

式中: τ 为总剪应力; τ_s 为自由扭转剪应力。

2 主扇性几何特性计算公式

为了计算箱梁截面的几何特性,以图 2 为研究对象,以 x 、 y 为形心轴, O 为坐标原点, 扭心为 S ; B 点为辅助极点, 底板宽度为 a , 上翼缘板宽度为 b , 悬臂板宽度为 c ; 底板厚度为 t_a , 顶板厚度为 t_b , 悬臂板厚度为 t_c , 腹板厚度为 t_h ; 箱室高度为 h , 扭心到顶板的距离为 d , 为了计算方便, 以左侧悬臂端为 1 点, 悬臂段和腹板的交接点为 2 点, 腹板和底板的交接点为 3 点。上述参数如图 2 所示。

为了简化计算, 将辅助极点 B 和扇性坐标起点 s 选在顶板中点。关键点 1、2、3 的辅助扇性坐标 $\bar{\omega}_B$ 为

$$\bar{\omega}_B = \int_0^s \rho_B(s) ds - \delta \int_0^s \frac{ds}{t} \quad (22)$$

式中: $\rho_B(s)$ 为 B 点到截面周线上任意一点处切线的垂直距离; $\delta = \Omega \oint \frac{ds}{t} = 2ah/\Psi$, $\Psi = \frac{a}{t_a} + \frac{a}{t_b} + \frac{2h}{t_h}$, Ω 为壁厚中心线所围成面积的两倍。

$$\bar{\omega}_{B1} = \bar{\omega}_{B2} = -\frac{a}{2t_b}\delta;$$

$$\bar{\omega}_{B3} = \frac{ah}{2} - \left(\frac{a}{2t_b} + \frac{h}{t_h}\right)\delta。$$

则

$$d = -\frac{a^3ht_a + 3a^2h^2t_h - \lambda\delta}{a^3(t_a + t_b) + 2c^3t_c + 6ct_c(a + c)^2 + 6a^2ht_h} \quad (23)$$

式中: $\lambda = 6ah^2 + 3ac(a + b)\frac{t_c}{t_b} + a^3\left(1 + \frac{t_a}{t_b}\right) + 2a^2h\left(\frac{t_a}{t_h} + \frac{3t_h}{t_b}\right)。$

则 1、2、3 处的主扇性坐标如下:

$$\bar{\omega}_1 = \frac{bd}{2} - \frac{a}{2t_b}\delta \quad (24)$$

$$\bar{\omega}_2 = \frac{ad}{2} - \frac{a}{2t_b}\delta \quad (25)$$

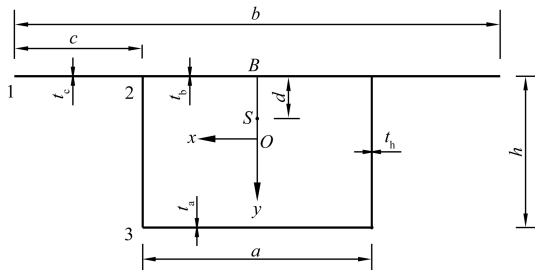


图 2 箱梁横截面

$$\bar{\omega}_3 = \frac{a}{2}(h + d) - \left(\frac{a}{2t_b} + \frac{h}{t_h}\right)\delta \quad (26)$$

主扇性坐标计算结果如图 3 所示, 为了便于表示, 计算结果特征点分别用 $a' \sim g'$ 标注。

则特征点处的扇性静矩为

$$S_{\omega}(a') = S_{\omega}(g') = 0;$$

$$S_{\omega}(f') = -\frac{1}{4}at_a\bar{\omega}_3;$$

$$S_{\omega}(e') = -\left(\frac{1}{4}at_a + \frac{1}{2}\frac{\bar{\omega}_3}{\bar{\omega}_3 - \bar{\omega}_2}ht_h\right)\bar{\omega}_3;$$

$$S_{\omega}(c')_{\text{下}} = -\frac{1}{2}ht_h\bar{\omega}_2 - \frac{1}{4}(at_a + 2ht_h)\bar{\omega}_3;$$

$$S_{\omega}(c')_{\text{左}} = -\frac{1}{4}(b - a)t_c(\bar{\omega}_1 + \bar{\omega}_2);$$

$$S_{\omega}(b') = \frac{1}{4}(b - a)t_c\frac{\bar{\omega}_1^2}{\bar{\omega}_2 - \bar{\omega}_1};$$

$$S_{\omega}(c')_{\text{右}} = -\frac{1}{4}(b - a)t_c\bar{\omega}_1 - \frac{1}{4}[(b - a)t_c + 2ht_h]\bar{\omega}_2 - \frac{1}{4}(at_a + 2ht_h)\bar{\omega}_3;$$

$$S_{\omega}(d') = -\frac{1}{4}(b - a)t_c\bar{\omega}_1 - \frac{1}{4}[(b - a)t_c + at_b + 2ht_h]\bar{\omega}_2 - \frac{1}{4}(at_a + 2ht_h)\bar{\omega}_3。$$

为了计算 $\oint \frac{S_{\omega}}{t} ds$, 由于截面的对称性, 可取一半进行研究分析。

顶板:

$$\int \frac{S_{\omega}}{t} ds = -\frac{1}{8}a(b - a)\bar{\omega}_1 - \frac{1}{24}a(3b - a + 6h\frac{t_h}{t_b})\bar{\omega}_2 - \frac{1}{8}a\left(a\frac{t_a}{t_b} + 2h\frac{t_h}{t_b}\right)\bar{\omega}_3 \quad (27)$$

底板:

$$\int \frac{S_{\omega}}{t} ds = -\frac{1}{24}a^2\bar{\omega}_3 \quad (28)$$

左腹板:

$$\int_0^h \frac{S_{\omega}}{t} ds = -\frac{1}{6}h^2\bar{\omega}_2 - \frac{1}{12}h\left(3a\frac{t_a}{t_h} + 4h\right)\bar{\omega}_3 \quad (29)$$

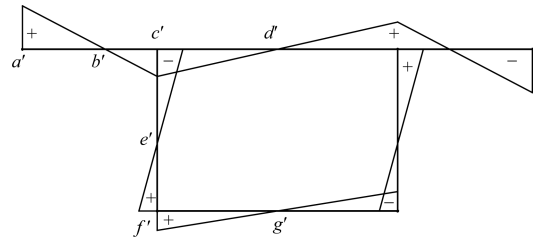


图 3 主扇性坐标

$$\oint \frac{S_{\omega}}{t} ds = \eta_1 \bar{\omega}_1 + \eta_2 \bar{\omega}_2 + \eta_3 \bar{\omega}_3 \quad (30)$$

式中:

$$\eta_1 = -\frac{1}{4}a(b-a);$$

$$\eta_2 = -\frac{1}{12} \left[a \left(3b-a+6h \frac{t_h}{t_b} \right) + 4h^2 \right];$$

$$\eta_3 = -\frac{1}{12} \left[a^2 + 3a \left(a \frac{t_a}{t_b} + 2h \frac{t_h}{t_b} \right) + 2h \left(3a \frac{t_a}{t_h} + 4h \right) \right].$$

因此

$$\oint \frac{S_{\omega}}{t} ds / \oint \frac{ds}{t} = \frac{1}{\Psi} (\eta_1 \bar{\omega}_1 + \eta_2 \bar{\omega}_2 + \eta_3 \bar{\omega}_3) \quad (31)$$

从而可得广义扇性静矩 $\bar{S}_{\omega}$ 为

$$\bar{S}_{\omega} = S_{\omega} - \frac{1}{\Psi} (\eta_1 \bar{\omega}_1 + \eta_2 \bar{\omega}_2 + \eta_3 \bar{\omega}_3) \quad (32)$$

3 数值算例及参数分析

3.1 算例

选取某简支箱梁算例,简支箱梁横截面尺寸如图4所示。由式(6)~式(8)求得 $B=241.4 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$, $M_s=371.0 \text{ kN} \cdot \text{m}$, $M_{\omega}=159.0 \text{ kN} \cdot \text{m}$;由式(15)求得 $d=1.2513 \text{ m}$;可得 $\bar{\omega}_1=1.6277 \text{ m}^2$, $\bar{\omega}_2=-1.3754 \text{ m}^2$, $\bar{\omega}_3=0.7513 \text{ m}^2$ 。

按照本文计算方法,可求特征点处的 S_{ω} 和 $\bar{S}_{\omega}$,其具体数值见表1。

经计算,简支箱梁跨中截面顶板中点的剪应力为 84.62 kPa ,底板中点剪应力为 54.76 kPa ,腹板处最大剪应力为 62.05 kPa 。

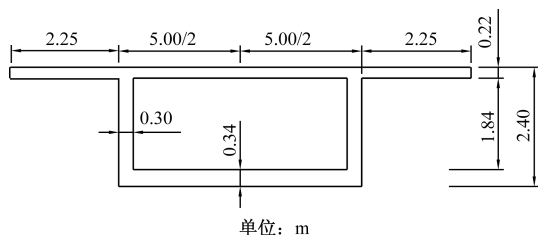


图4 简支箱梁横截面尺寸

表1 特征点处扇性静矩和广义扇性静矩

特征点	a'	b'	$c'_{\text{左}}$	$c'_{\text{下}}$	$c'_{\text{右}}$
S_{ω} / m^4	0	-0.232 9	-0.066 6	-0.101 6	-0.168 2
$\bar{S}_{\omega} / \text{m}^4$	0	-0.232 9	-0.066 6	-0.013 5	-0.080 1
特征点	d'	e'	f'	g'	
S_{ω} / m^4	0.187 3	-0.384 5	-0.300 1	0	
$\bar{S}_{\omega} / \text{m}^4$	0.275 4	-0.296 4	-0.212 0	0.088 1	

为了检验本文方法关于简支箱梁桥截面特性公式的正确性,使得模拟结果更加接近实际受力情况,以 ANSYS 中 Solid45 实体单元建模,如图5所示。本次建模将实体单元划分为 11 176 个单元,16 938个节点,其中横隔板单元纵向为 0.25 m ,其他单元为 0.395 m ,对于支座约束情况,在 $(0, -2.4, -2.35)$ 节点处约束 X 、 Y 、 Z 方向位移,在 $(0, -2.4, 2.35)$ 节点处约束 X 和 Y 方向位移,在 $(40, -2.4, -2.35)$ 节点处约束 Y 和 Z 方向位移,在 $(40, -2.4, 2.35)$ 节点处约束 Y 方向位移。

施加荷载时将扭转荷载均匀施加在实体单元节点上,如图5所示。

截面翘曲正应力分布如图6所示,由于荷载的对称性,计算结果也成对称性,故只标注一半。

为了对比翘曲应力 ANSYS 模拟结果与本文计算结果的相对误差,选取关键点进行比较,具体数值和对比结果见表2。

从表2中对比结果可以看出,关于翘曲正应力本文计算结果和 ANSYS 模拟结果总体相近,最大差距在梁体跨中截面关键点3处,最大相对误差为 16.01% ,最小相对误差发生在跨中截面2点处,为

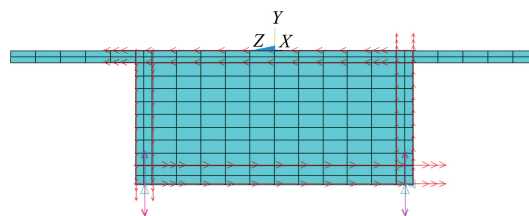


图5 截面划分

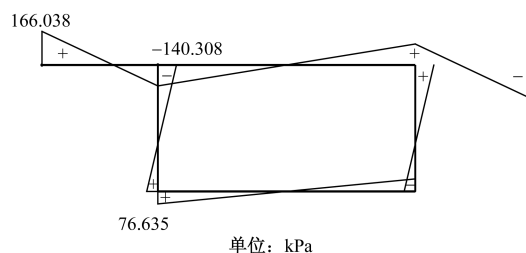


图6 翘曲正应力分布

表2 翘曲正应力对比结果

截面位置/m	$l/4$			$l/2$		
关键点	1	2	3	1	2	3
解析解/kPa	0.229	-0.194	0.106	166.038	-140.308	76.635
ANSYS解/kPa	0.204	-0.176	0.121	148.67	-129.345	88.968
相对误差/%	10.92	9.28	14.15	11.68	7.81	16.01

注:相对误差=(解析解-ANSYS解)/解析解 $\times 100\%$ 。

7.81%,其余各关键点处相对误差基本均在10%附近。且从图6可以看出,跨中翘曲正应力最大点发生在悬臂段自由端端点处,顶板和底板中点处的翘曲正应力为0,这符合翘曲正应力的分布规律,进一步验证了本文关于翘曲正应力计算公式的正确性。

图7为简支箱梁跨中截面处总剪应力和二次剪应力计算图,箭头表示剪流的方向,本文规定,当剪流沿着闭合箱梁逆时针旋转时剪力为正,由于截面和荷载的对称性,图7只标注了左半部分计算数值。

从图7可以看出,顶板中点处的二次剪应力为-84.12 kPa,底板中点处的剪应力为-17.41 kPa,顶板和底板中点处的最大剪应力均为正值,表明该点处的自由扭转剪应力为正值,和二次剪应力叠加后才会出现正值情况。对于腹板,二次剪应力最大值为66.39 kPa,总剪应力最大值为128.45 kPa,其数值约为二次剪应力的2倍,悬臂板二次剪应力最大值为71.13 kPa,总剪应力和二次剪应力数值一样,说明对于悬臂板,受到约束扭转荷载的影响,悬臂板始终不会出现自由扭转剪应力,这种现象符合实际情况,进一步验证了本文计算方式的准确性。

表3为按本文公式求得的计算值(解析解)与ANSYS值的总剪应力对比分析,特征点位置如图3所示。

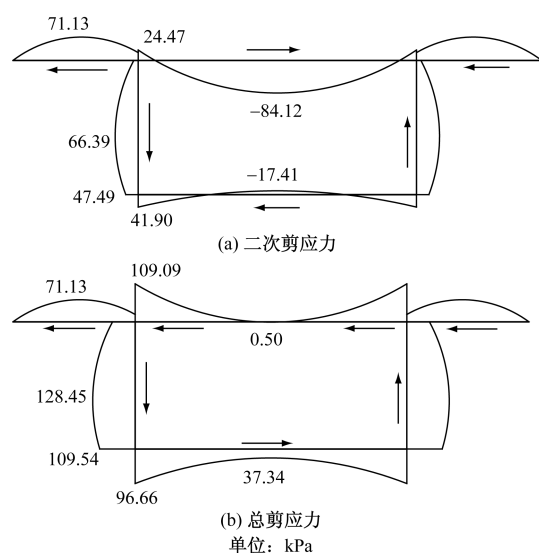


图7 剪应力分布

表3 总剪应力对比结果

特征点	$c'_{\text{右}}$	$f'_{\text{右}}$	g'
解析解/kPa	109.094	96.657	37.345
ANSYS解/kPa	98.455	92.982	38.301
相对误差/%	9.75	3.81	2.56

注:相对误差=(解析解-ANSYS解)/解析解 $\times 100\%$ 。

从表3可以看出,对于总剪应力计算结果,ANSYS模拟结果和本文计算结果吻合较好,相对误差均保持在10%以内。

3.2 参数分析

为了研究悬臂板宽度对广义扇性静矩、二次剪应力及剪应力系数的影响。使得悬臂板宽度从0增加到2.82 m,每次增加0.188 m,换算成悬臂板宽度与底板宽度的比 c/a 进行比较,既将 c/a 从0增加到0.6,每次增加0.04,其余尺寸皆保持不变。计算结果如图8所示,通过分析广义扇性静矩、二次剪应力及剪应力系数变化规律来说明 c/a 对其影响效果,从而为箱梁设计提供参考依据。

对于广义扇性静矩,从图8(a)可以看出,其顶板中点和底板中点受 c/a 的影响较大,随着 c/a 的增加,顶板中点的计算结果随着增加,且随着 c/a 的增大,上升趋势越明显;底板中点的计算结果大体呈下降趋势变化,切随着 c/a 的增大,下降趋势越明显;顶板端点、底板端点及腹板 e' 点计算结果基本不受 c/a 的影响。

对于二次剪应力,从图8(b)可以看出,顶板中点、底板中点和腹板 e' 点受 c/a 的影响较大;顶板中点计算结果随着 c/a 的增大逐渐减小;底板中点和腹板 e' 点计算结果绝对值随 c/a 的增大先增后减,当 c/a 取值为0.25时,其计算值均达到极点。

对于剪应力系数,随着 c/a 的变化,底板端点计算结果基本保持在1.6附近变化;腹板 e' 点随 c/a 的增大先增后减,当 c/a 取值为0.3时,其计算结果取得最大值,最大值为2.4,此时腹板能充分发挥其承受剪力的作用;底板中点随着 c/a 的增大先减后增,当 c/a 超过0.25时,变化趋势更加明显;顶板中点随 c/a 的增大一直呈下降趋势变化。

为了研究箱室高度比对广义扇性静矩、二次剪应力和剪应力系数的影响。使得箱室高度从1.41 m增加到2.35 m,每次增加0.049 m,换算成箱室高度与底板宽度的比 h/a 进行比较,既 h/a 从0.3增加到0.5,每次增加0.02,其余尺寸保持不变。计算结果如图9所示。

对于广义扇性静矩,从图9(a)可以看出,随着 h/a 的增加,顶板中点计算结果随着增大;顶板端点、底板端点、顶板中点和腹板 e' 点基本不随 h/a 的变化而变化。

对于二次剪应力,从图9(b)可以看出,随着 h/a 的增加,顶板端点、顶板中点、底板端点、底板中点和腹板 e' 点计算结果绝对值均随 h/a 的增加而

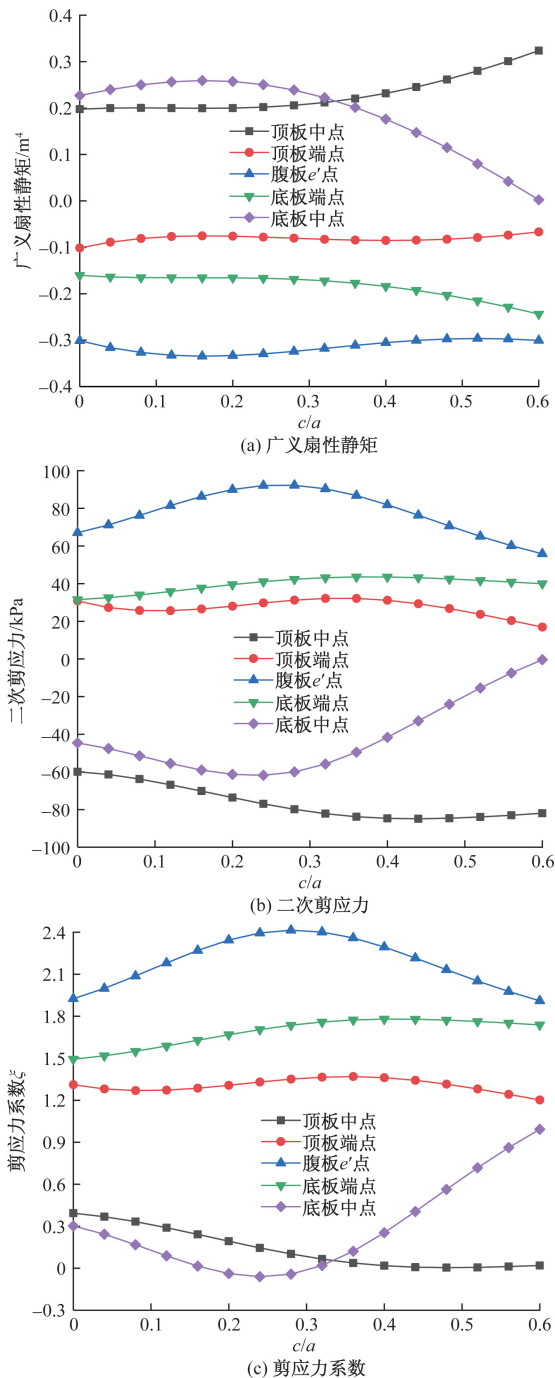


图8 各计算结果随悬臂板宽度比变化曲线

减小。

对于剪应力系数,从图9(c)可以看出,随着 h/a 的增加,顶板端点、底板端点及腹板 e' 点计算结果均呈下降趋势变化;底板中点、顶板中点随 h/a 的增加呈上升趋势变化。

4 结论

(1)以顶板和悬臂板不同厚度的单箱室截面为研究对象,利用初参数方程,推导出扭转中心、广义主扇性坐标及主扇性静矩等扭转几何特性的理论

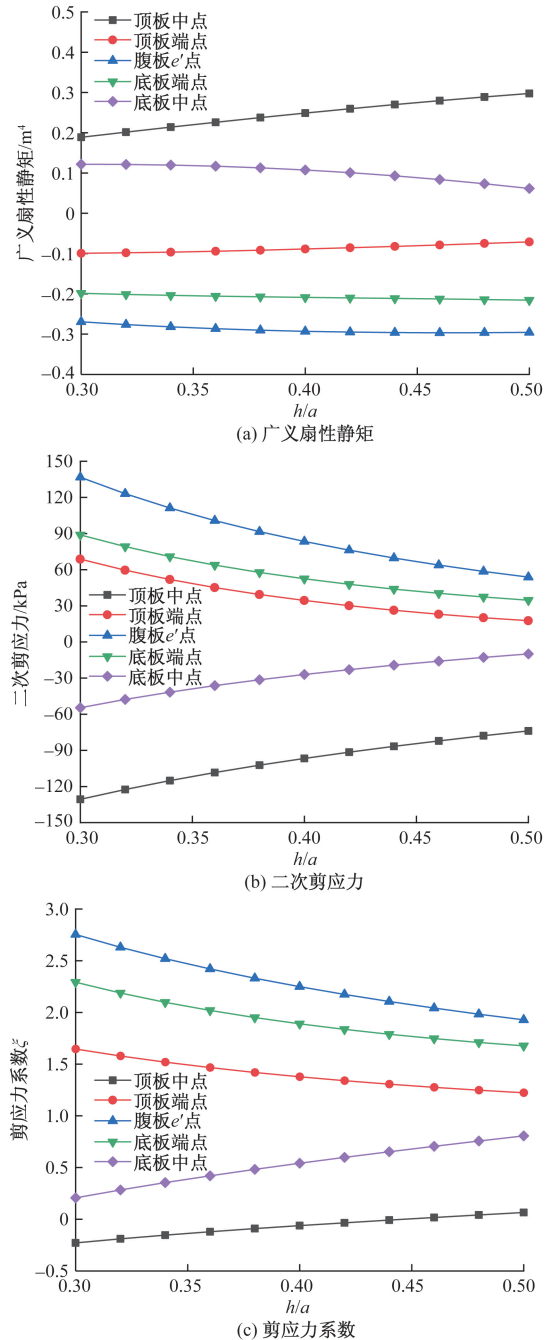


图9 各计算结果随箱室高宽比变化曲线

计算公式。通过ANSYS有限元软件模拟,得出有限元软件模拟结果与本文计算结果相近,验证了本文计算方式的准确性。

(2)对于广义扇性静矩,顶板中点和底板中点计算结果受 c/a 的影响较大且顶板中点计算结果同时受 h/a 的影响比较明显。

(3)对于二次剪应力,各特征点均受 c/a 和 h/a 变化的影响,当 c/a 取值为0.25时,底板中点和腹板 e' 点计算结果均达到极值;随着 h/a 的增加,各特征点计算结果的绝对值均呈减少趋势变化。

(4) 对于剪应力系数,当 c/a 取值为 0.3 时,腹板 e' 点计算结果取得最大值,最大值为 2.4,此时腹板能充分发挥其承受剪力的作用。

(5) 随着 c/a 和 h/a 的增大,顶板、底板中点处的广义扇性静矩呈现出完全不同的变化规律。

参考文献

- [1] 陈宜言,张皓,高沉沉,等. 波形钢腹板组合箱梁扭转效应的发展现状[J/OL]. 工业建筑, 1-8[2024-04-20]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/11.2068.TU.20240419.2119.003.html>.
- [2] 尉浩浩,张和,何昊,等. 车道荷载作用下的变截面连续箱梁桥约束扭转分析[J/OL]. 计算力学学报, 1-8[2024-04-20]. <http://kns.cnki.net/kcms/detail/21.1373.O3.20240227.1804.022.html>.
- [3] 陈玮珂,张元海. 车道荷载作用下箱梁应力放大系数的解析法研究[J]. 兰州交通大学学报, 2024, 43(2): 1-6.
- [4] 张元海,马云亮,刘泽翔. 考虑扭转与畸变耦联影响的薄壁箱梁翘曲效应分析[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2023, 53(3): 418-424.
- [5] 朱力,李明杰,陈超,等. 曲线钢-混凝土组合箱形梁的约束扭转、畸变和界面双向滑移效应[J]. 建筑结构学报, 2019, 40(S1): 299-307.
- [6] 邓文琴,毛泽亮,刘朵,等. 单箱三室波形钢腹板悬臂梁扭转与畸变分析及试验研究[J]. 建筑结构学报, 2020, 41(2): 173-181.
- [7] 岳阳,杨黎明,康健,等. 波形腹板钢-混组合箱梁畸变效应分析[J]. 交通科技, 2024(1): 51-56.
- [8] 张云周,李强. 考虑多维正应力的波形钢腹板组合箱梁疲劳性能分析[J]. 交通科技, 2023(2): 98-101, 117.
- [9] 马俊军,蔺鹏臻. 时速 250 km/h 铁路双线箱梁的扭转效应研究[J]. 铁道科学与工程学报, 2018, 15(10): 2463-2470.
- [10] 陈淮,曾庆元. 箱梁截面扭转中心位置的确定[J]. 铁道科学与工程学报, 2004(1): 74-77.
- [11] 胡玉茹,刘亮,张元海. 斜腹板箱形截面的扭转几何特性[J]. 中南大学学报(自然科学版), 2015, 46(7): 2558-2563.
- [12] 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.
- [13] 项海帆. 高等桥梁结构理论[M]. 2 版. 北京:人民交通出版社, 2013: 13-49.
- [14] 郭金琼,房贞政,郑振. 箱形梁设计理论[M]. 2 版. 北京:人民交通出版社, 2008: 51-92.
- [15] 周凌远,李乔,张士中. 采用有限单元法计算梁任意形状截面特性[J]. 计算力学学报, 2008, 25(5): 634-639.

Restrained Torsional Stress of Simply Supported Thin-walled Single Cell Box Girder under Concentrated Torque Load

ZHANG Liqiang¹, ZHOU Pengjie², SONG Kechang¹, FANG Guangwen¹, LI Yunbin¹

(1. School of Environment and Urban Construction, Lanzhou City University, Lanzhou 730070, China;

2. State Grid Shaanxi Electric Power Company Limited Research Institute, Xi'an 710065, China)

Abstract: In order to study the influence of cross-sectional parameters of simply supported thin-walled single-chamber box girder on torsional stress, taking a single-chamber box girder as an example, practical formulas for calculating torsional geometric properties such as torsional center, generalized main fan coordinates and main fan static moment are derived. The buckling normal stress and shear stress of a simple supported box girder are calculated by using the analytical method and ANSYS solid element. The effects of the width of cantilever plate and the height of chamber on the general static moment of fan, secondary shear stress and shear stress coefficient are also studied. The results show that the warping stress calculated by the method in this paper is in good agreement with the ANSYS simulation results. When the ratio of the width of the cantilever plate to the width of the bottom plate is 0.3, the role of the web bearing shear force can be fully exerted. With the increase of the ratio of the width of the cantilever plate to the width of the roof and the ratio of the height to width of the chamber, the generalized fanning static moment at the midpoint of the roof and bottom plate shows completely different change laws.

Keywords: thin-walled box girder; torsional stress; generalized sector static moment; secondary shear stress