

文章编号:1673-9469(2023)03-0016-08

DOI:10.3969/j.issn.1673-9469.2023.03.003

波形钢腹板 PC 组合箱梁受扭全过程分析

李运生^{1,2}, 刘月^{1,2}, 胡铄杰^{1,2}, 朱连任^{1,2}

(1. 石家庄铁道大学 土木工程学院, 河北 石家庄 050043;
2. 河北省大型结构健康诊断与控制重点实验室, 河北 石家庄 050043)

摘要: 为了揭示波形钢腹板 PC 组合箱梁的受扭作用机理, 根据薄壁结构理论分析了截面扭矩分配及受扭变形协调条件, 采用 USTMT 模型对波形钢腹板 PC 组合箱梁进行了受扭全过程计算, 并在其基础上对混凝土抗压强度、波形钢腹板厚度和屈服强度、预应力钢束初始预应力及普通钢筋配筋强度比进行了参数分析, 发现以波形钢腹板 PC 组合箱梁中混凝土板和钢腹板扭率相同为变形协调条件较为合理; 开裂扭矩、屈服扭矩和极限扭矩均随混凝土立方体抗压强度的增大而增大, 但波形钢腹板承担的扭矩几乎不变; 波形钢腹板厚度对混凝土板承受的扭矩几乎无影响, 但使波形钢腹板承担的扭矩增大; 波形钢腹板屈服强度 f_{wy} 对开裂扭矩和混凝土板承受的极限扭矩几乎无影响, 但使屈服扭矩和波形钢腹板承担的极限扭矩增大, 混凝土强度越高, 能够使波形钢腹板发生屈服的钢材强度等级越高; 极限扭矩随配筋强度比 ξ 的增大而增大, 且存在一个 ξ 的敏感区域, 同时随钢束初始预应力的增大而线性增加, 但增幅较小, 尤其是对波形钢腹板承受的扭矩几乎没有影响。

关键词: 组合箱梁; 波形钢腹板; 扭转; 抗扭承载力; 全过程分析

中图分类号: U448.21+6

文献标识码: A

Analysis of the Whole Torsional Process of PC Composite Box Girder with Corrugated Steel Webs

LI Yunsheng^{1,2}, LIU Yue^{1,2}, HU Shujie^{1,2}, ZHU Lianren^{1,2}

(1. School of Civil Engineering, Shijiazhuang Tiedao University, Shijiazhuang, Hebei 050043, China;
2. Key Laboratory of Large Structure Health Monitoring and Control, Shijiazhuang, Hebei 050043, China)

Abstract: In order to reveal the torsional action mechanism of PC composite box girder with corrugated steel webs, the section torque distribution and torsional deformation compatibility condition were analyzed according to the thin-walled structure theory. The USTMT model was used to calculate the whole torsional process of PC composite box girders with corrugated steel webs. Based on this model, the concrete compressive strength, the thickness and yield strength of corrugated steel webs, the initial force of prestressed tendons, and the strength ratio of the reinforcement were analyzed. The results show that it is reasonable to take the same torsional curvature of concrete slab and steel web as the deformation compatibility condition in PC composite box girders with corrugated steel webs. The cracking torque, yield torque and ultimate torque develop with the increase of the concrete cube compressive strength, but the torque carried by corrugated steel webs is almost unchanged. The thickness of corrugated steel webs has little effect on the torque carried by concrete slabs, but increases the torque carried by corrugated steel webs. The yield strength f_{wy} of corrugated steel webs has little effect on the cracking torque and the ultimate torque carried by concrete slabs, but it increases the yield torque and the ultimate torque carried by corrugated steel webs. The higher the concrete strength, the higher the strength grade of steel that can make the corrugated steel web yield. The ultimate torque increases with the increase of the ratio of

收稿日期:2023-01-15

基金项目:国家自然科学基金资助项目(51778377);河北省大型结构健康诊断与控制重点实验室开放基金资助项目(KLLSHMC2112)

作者简介:李运生(1970-),男,河南汝南人,博士,教授,从事组合结构桥梁方面的研究。

the strength of the reinforcement, and there is a sensitive region to ξ . At the same time, it increases linearly with the increase of the initial prestress of the tendons, but the increase rate is small, especially for the torque carried by corrugated steel webs.

Key words: composite box girder; corrugated steel web; torsion; torsional ultimate resistant; whole process analysis

波形钢腹板预应力组合箱梁具有自重轻、预应力效率高、受力性能好、施工方便等优点,近年来在建筑、桥梁等结构中得到了越来越广泛的应用。与混凝土梁相比,波形钢腹板 PC 组合箱梁的腹板厚度大大减薄,使其抗扭刚度相对减小;同时波形钢腹板的面外挠曲刚度与上下缘混凝土板相比过小,使得限制截面变形的横向框架作用也有所降低。另外,由于波形钢腹板的褶皱效应,纵向刚度显著下降,对翘曲应力所产生的弯矩基本不起抵抗作用。因此,波形钢腹板 PC 曲线组合梁的扭转和畸变效应不可忽略。

波形钢腹板 PC 组合梁弹性阶段的约束扭转一般通过乌氏第二理论进行分析^[1-3]。畸变性能可通过弹性地基梁法^[1]或在能量原理基础上再通过配点法^[3]进行求解。杨丙文等^[4]则将波形钢腹板作为正交异性板,利用各板元平面力系的平衡关系推导出畸变微分方程。刘保东等^[5]进行了3跨单箱单室变截面波形钢腹板 PC 连续刚构桥和等效的普通混凝土腹板连续刚构桥模型的扭转与畸变对比试验。孙成成等^[6]推导了波形钢腹板箱梁约束扭转正应力和二次剪应力的计算公式。在波形钢腹板 PC 组合梁纯扭转的非线性分析中,Mo 等^[7]将 PC 梁扭转效应的软化桁架模型应用于波形钢腹板 PC 箱梁中,随后该模型被应用于波形钢腹板混凝土梁的扭转设计中^[8];聂建国等^[9]假设上、下翼缘和波形钢腹板内的剪力流相同,通过非线性分析给出了波形钢腹板 PC 组合梁极限抗扭承载力的预测方法;丁勇、江克斌等^[10-11]也基于材料非线性研究了波形钢腹板 PC 箱梁的纯扭转特性,发现顶、底板中的剪力流与波形钢腹板中并不相同。Shen 等^[12-13]对单箱多室波形钢腹板组合箱

梁的纯扭性能进行了试验及理论研究。

以上文献中,较多是对波形钢腹板组合箱梁弹性阶段的扭转畸变及抗扭刚度进行研究,对其全过程抗扭性能分析的文献比较有限,且在弹、塑性阶段依据的变形协调条件各不相同。本文首先根据薄壁结构理论对波形钢腹板预应力组合箱梁的扭矩组成及弹、塑性阶段钢梁及混凝土板的变形协调条件进行分析,依据文献[13]提出的扭转统一软化桁架模型(Unified Softened Truss Model for Torsion,USTMT),对波形钢腹板 PC 组合箱梁受扭全过程进行理论分析,最后对混凝土抗压强度、波形钢腹板厚度和屈服强度、预应力钢束初始预应力及普通钢筋配筋强度比进行参数分析。

1 波形钢腹板 PC 组合箱梁的扭转分析

分析过程中采用如下三个假设:(1)波形钢腹板和上下混凝土板不发生相对滑移剪切破坏,连接可靠;(2)忽略波形钢腹板的纵向刚度;(3)波形钢腹板在整个纯扭全过程中不会发生屈曲破坏。

1.1 波形钢腹板箱梁的扭转分析

由薄壁理论^[14]可知,薄壁箱梁在纯扭作用下会产生闭合的剪力流(图1),且为常数,即:

$$q = q_c = q_w = T/\Omega \quad (1)$$

式中: q_c 、 q_w 分别为混凝土板和钢腹板中的剪力流, $N \cdot m$; T 为波形钢腹板箱梁总扭矩, $N \cdot m$; Ω 为剪力流中心线所围面积的2倍, m^2 , $\Omega = 2b(h - t_d)$, b 为波形钢腹板中心线之间的距离, m ; h 为上、下混凝土板中线之间的距离, m ; t_c 为混凝土板厚度, m ; t_d 为混凝土板剪切流区的有效厚度, m 。

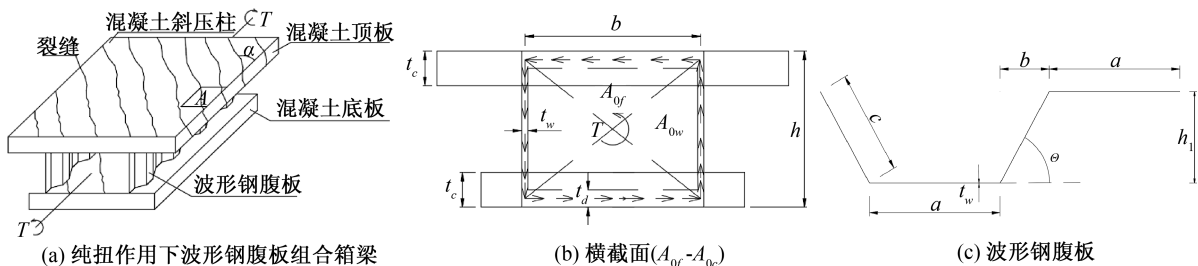


图1 纯扭矩作用下的波形钢腹板组合箱梁

Fig. 1 Box composite girder with corrugated steel webs under pure torque

由图1(b)可知, Ω 面积的对角线可将其划分为两个区域: 仅由混凝土板剪力流包围的面积 A_{0c} 和仅由波形钢腹板剪力流包围的面积 A_{0w} , 且 $A_{0c} = A_{0w} = \Omega/4 = b(h-t_d)/2$, 则由式(1)可得:

$$T = q\Omega = q(2A_{0c} + 2A_{0w}) = 2A_{0c}q + 2A_{0w}q = T_c + T_w \quad (2)$$

则总扭矩 T 可以表示为由混凝土部分承受的扭矩 T_c 和波形钢腹板承受的扭矩 T_w 之和, 且有,

$$T_c = 2A_{0c}q = 2A_{0c}\tau_c t_d \quad (3)$$

$$T_w = 2A_{0w}q = 2A_{0w}\tau_w t_w \quad (4)$$

式中: τ_c 为混凝土板的剪应力, MPa; τ_w 为波形钢腹板的剪应力, MPa。

1.2 混凝土板和波形钢腹板的变形协调方程

目前关于组合梁在扭转过程中钢腹板和混凝土板的变形协调条件主要有两种看法: (1) 剪应变相同; (2) 扭率相同。在不同的文献中, Mo 等^[7-8] 认为在弹塑性阶段都是剪应变相同; 丁勇等^[10-11] 认为弹性阶段扭率相同, 塑性阶段剪应变相同; Ko 等^[15]、聂建国等^[9] 认为在弹、塑性阶段都是扭率相同; Shen 等^[13] 则认为在弹性阶段剪应变相同, 塑性阶段扭率相同。

根据受力平衡, 在自由扭转中, 弹、塑性阶段的剪力流都应均为常数。根据弹性阶段公式, 在混凝土板中的剪力流 $q_c = \tau_c t_c = G_c \gamma_c t_c$ (γ_c 为混凝土板的剪应变), 而钢腹板中的剪力流 $q_w = \tau_w t_w = G_w \gamma_w t_w$ (γ_w 为钢腹板剪应变), 虽然存在 $q_c = q_w$, 但由于混凝土板和钢腹板的壁厚和剪切模量均不相同, 并不能断定二者的剪应变相等。因此本文以钢梁和混凝土板的扭率相同为条件, 对二者的变形协调方程进行分析。

在混凝土板和钢梁扭率相同的基础上, 薄壁箱梁中任一点的纵向翘曲位移 $u(z, s)$ 可表示为^[14]:

$$u(z, s) = u_0(z, 0) + \int_0^s \gamma ds - \theta'(z) \int_0^s \rho(s) ds \quad (5)$$

式中: $u_0(z, 0)$ 为积分起始点的纵向位移, m; $\theta(z)$ 为截面扭转角, ($^\circ$), $\theta'(z)$ 为截面扭率; $\rho(s)$ 为截面扭转中心至箱壁任一点的切线垂直距离, m。

沿坐标 s 进行封闭积分后, 有

$$\oint \gamma ds = \theta'(z) \oint \rho(s) ds = \theta'(z) \Omega \quad (6)$$

则

$$\theta' = \frac{\oint \gamma ds}{\Omega} = \frac{\gamma_w(h-t_d) + \gamma_c b}{A_{0w} + A_{0c}} \quad (7)$$

由于式(7)只包含了剪应变, 未涉及剪应力与剪应变之间的关系, 因此同时适合于弹性阶段和塑性阶段。令扭率 $\theta' = \psi$, 则由式(7), 可得到混凝土板剪应变和钢腹板剪应变之间的变形协调关系, 见式(8)。

$$\gamma_w(h-t_d) + \gamma_c b = \psi(A_{0w} + A_{0c}) \quad (8)$$

同时可得到:

$$\psi = \frac{\gamma_w(h-t_d)}{A_{0w}} = \frac{\gamma_c b}{A_{0c}} \quad (9)$$

在壁厚不同的薄壁构件中, 各壁不能同时达到剪应力屈服, 但剪应变存在上述关系。

根据变角度空间桁架模型理论, 混凝土板内剪切单元 A 的面内变形满足以下变形协调方程:

$$\varepsilon_l = \varepsilon_r \sin^2 \alpha - \varepsilon_d \cos^2 \alpha \quad (10)$$

$$\varepsilon_t = \varepsilon_r \cos^2 \alpha - \varepsilon_d \sin^2 \alpha \quad (11)$$

$$\gamma_c = 2(\varepsilon_r + \varepsilon_d) \sin \alpha \cos \alpha \quad (12)$$

式中: ε_l 和 ε_t 分别为普通纵向钢筋和横向钢筋的平均应变; ε_r 和 ε_d 分别为混凝土斜压短柱的平均拉、压应变, 具体表达式见文献[13]。

1.3 混凝土板的受力平衡方程

根据纯扭矩作用下混凝土板剪切单元的面内应力状态, 混凝土板的受力平衡方程见式(13)—(15)^[13]。

$$\sigma_r \sin^2 \alpha - \sigma_d \cos^2 \alpha + \rho_l f_l + \rho_{ps} f_{ps} = 0 \quad (13)$$

$$\sigma_r \cos^2 \alpha - \sigma_d \sin^2 \alpha + \rho_t f_t = 0 \quad (14)$$

$$\tau_c = (\sigma_r + \sigma_d) \sin \alpha \cos \alpha \quad (15)$$

式中: σ_r 和 σ_d 分别为混凝土平均主拉和主压应力, MPa; f_l , f_t 和 f_{ps} 分别为普通纵筋、横筋和预应力筋的平均应力, MPa; ρ_l 为 l 方向的普通纵筋配筋率, $\rho_l = A_l / (P_{0c} t_d)$, A_l 为普通纵筋的总截面面积, m^2 , P_{0c} 为剪力流中心线的周长, m, 对于矩形波形钢腹板箱梁 $P_{0c} = 2b$; ρ_t 为 t 方向的普通钢筋配筋率, $\rho_t = A_t / (t_d s)$, A_t 为一根横向钢筋的截面面积 m^2 , s 为普通纵向钢筋的间距, m; ρ_{ps} 为预应力钢筋的配筋率, $\rho_{ps} = A_{ps} / (P_{0c} t_d)$, A_{ps} 为预应力钢筋的总截面面积, m^2 。

2 波形钢腹板 PC 组合箱梁受扭全过程分析

2.1 全过程受扭试验研究

本文作者在文献[16]中进行了2片波形钢腹板组合箱梁在扭矩作用下的模型试验研究, 其中 SST1* 为单箱单室截面, SST2* 为单箱双室截面。由于这两片梁在完成受扭全过程试验之前, 还作

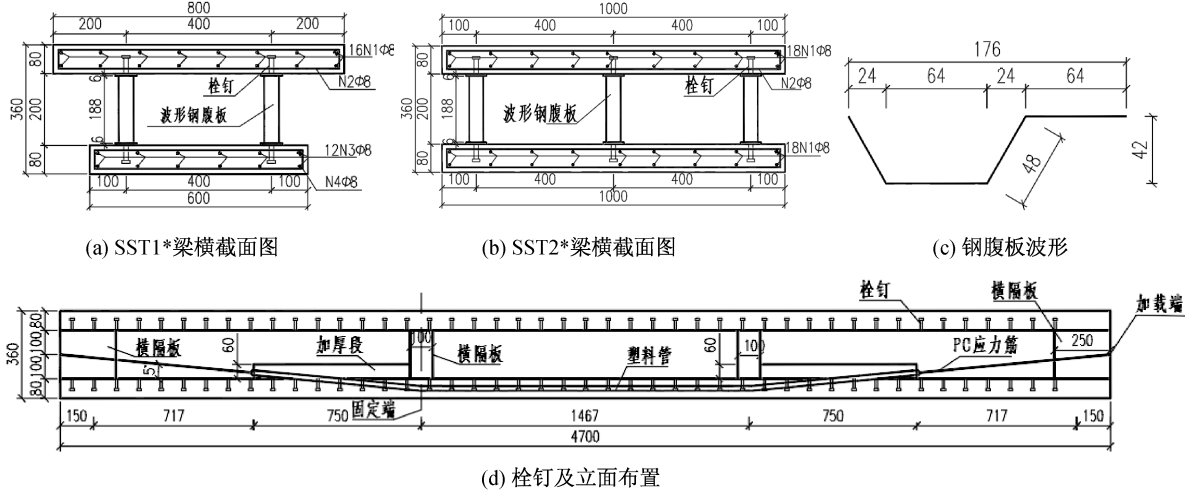


图 2 试验梁尺寸(单位:mm)

Fig. 2 Dimensions of test beams (unit: mm)



图 3 加载设备及试验梁扭矩-扭率图

Fig. 3 Layout of the test beam and the torsional moment-curvature curve

为全部模型试验的参考梁进行了弹性阶段的静、动力测试,因此为了与其它模型梁保持一致,梁长均为 4.7 m,并在两端、1/3、2/3 跨度处共设置了四处横隔板,其中端横隔板厚度为 0.25 m,1/3、2/3 跨度处横隔板厚度为 0.1 m。

由于梁长较大时梁端扭转角过大,试验操作困难,因此在抗扭试验中取 1/3 处横隔板位置作为固定端,试验段长度取为 3 m,在另一端施加扭矩。试验梁截面尺寸及配筋和栓钉布置如图 2 所示。其中混凝土板厚 80 mm,板内普通纵向钢筋和横向箍筋均采用 $\Phi 8\text{HRB}400$ 钢筋。波形钢腹板厚 3 mm,上下翼缘厚 6 mm。沿纵向设置两根 $7\Phi 5$ 钢绞线预应力筋,直径 15.2 mm,每根力筋的初始张拉力为 714 MPa (100 kN)。试验梁尺寸见图 2。

试验梁混凝土采用 C40,波形钢腹板采用 Q235,材料特性及测点布置详见文献[16]。现场加载设备布置及试验梁的扭矩-扭率实测结果如图 3 所示,试验现象如图 4 所示。

由图 3、图 4 可知:加载初期试验梁处于弹性阶段。开裂扭矩约为 0.4 倍的极限扭矩,斜裂缝逐



图 4 试验现象

Fig. 4 Experimental phenomena

渐贯通后形成沿梁长方向均匀分布的螺旋状斜裂缝,方向与梁轴线大致呈 $40^\circ \sim 45^\circ$ 夹角,同时试验梁扭转刚度下降,曲线切线斜率减小,当 SST1* 外荷载扭矩达到 $102.2 \text{ kN} \cdot \text{m}$,SST2* 达到 $235.42 \text{ kN} \cdot \text{m}$ 时,混凝土板出现了几条宽度过大的斜裂缝,局部混凝土开始剥落,认为达到抗扭极限承载力,但钢腹板仍处于弹性状态。

2.2 全过程受扭理论分析

本文采用文献[13]提出的扭转统一软化桁架模型(USTMT)对波形钢腹板 PC 组合箱梁的受扭全过程进行分析,该模型给出了波形钢腹板、普通钢筋、预应力钢筋、受压和受拉混凝土的本构关

系,考虑了混凝土拉伸硬化效应和混凝土板剪力流区厚度修正,通过受力平衡方程和变形协调条件方程给出了受扭全过程分析步骤,鉴于篇幅,各种材料的本构关系和具体步骤详见文献[13]。USTMT模型中共包含23个未知量,求解时先假设混凝土斜压短柱(见图1(a))平均压应变 ε_d 的值,然后通过试错法采用迭代循环求解剩余22个变量, ε_d 的值可以从0到0.0018范围内按一定步长逐步增加,从而求得全过程扭率-扭矩曲线和其他曲线。

本文与文献[13]的不同之处,在于混凝土板剪应变和钢腹板剪应变之间的变形协调关系不同,文献[13]认为在弹性阶段剪应变相同,塑性阶段扭率相同,而本文在弹、塑性阶段均按扭率相

同,即公式(8)考虑。

采用USTMT模型,对本文2.1节的两个波形钢腹板组合箱梁模型及文献[10,12,15]中的试件进行受扭全过程分析,并与试验结果进行对比。各试件几何参数及材料特性见表1。表中 b 、 h 、 t_c 和 t_w 的定义见图1(b); a 、 b 、 c 、 h_1 见图1(c); s 为箍筋间距; D_l 、 D_t 分别为纵筋和箍筋直径; f'_c 为混凝土抗压强度; f_{ly} 、 f_{ty} 、 f_{wy} 分别为纵筋、箍筋和波形钢腹板屈服强度。文献[12,15]未施加预应力,其它试件预应力钢筋直径 D_{ps} 均为15.2mm,设计强度均为714MPa。

各试件扭矩-扭率曲线试验结果与USTMT模型理论结果的对比如图5所示。

表1 计算模型的几何参数(尺寸单位:mm;强度单位:MPa)

Tab.1 Geometrical Parameters of the calculating models (Unit of dimension: mm; Unit of strength: MPa)

序号	试件编号	文献	b	h	t_c	t_w	a	b	c	h_1	s	D_l	D_t	f'_c	f_{ly}	f_{ty}	f_{wy}
1	1#	[10]	504	450	100	1.5	30	20	32	25	80	10	10	34.4	335	335	292
2	2#	[10]	504	450	100	1.5	40	30	39.1	25	80	10	10	37.2	335	335	292
3	3#	[10]	504	450	100	1.5	45	40	47.2	25	80	10	10	34	335	335	292
4	Ko	[15]	800	650	150	4	100	80	100	60	100	16	16	31.6	255	255	255
5	T-2C	[12]	1200	450	80	2	40	32	40	24	90	8	12	22.4	326.8	384.2	194.5
6	T-2C-S	[12]	1200	450	80	2	40	32	40	24	90	8	12	22.4	326.8	384.2	194.5
7	SST1*	本文	400	360	80	3	64	24	48	42	100	8	8	31.6	517.4	517.4	235
8	SST2*	本文	800	360	80	3	64	24	48	42	100	8	8	31.6	517.4	517.4	235

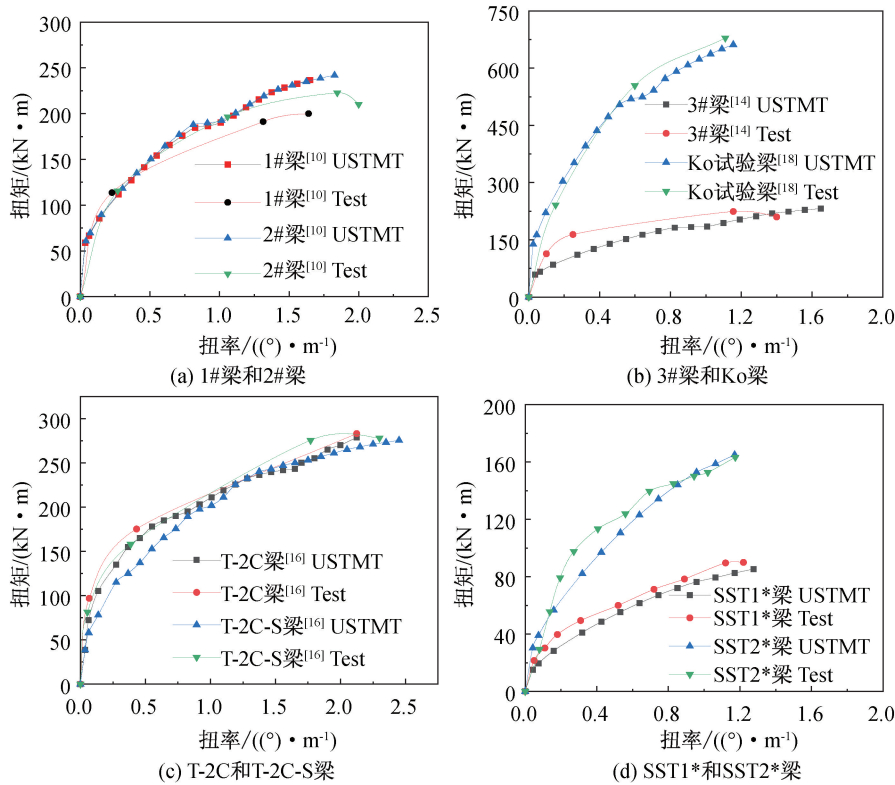


图5 USTMT模型预测扭率-扭矩曲线与试验结果对比

Fig.5 Comparison of the torsional moment-curvature curve predicted by the USTMT model and experimental results

表 2 试验值与 USTMT 模型结果的对比

Tab. 2 Comparison between the test values and USTMT model results

比值	1#	2#	3#	4#	Ko	T-2C	T-2C-S	SST1	SST2	平均值	标准差/%
$T_{cr,exp}/T_{cr,UST}$	1.017	0.979	1.026	1.175	0.817	0.974	0.828	0.927	0.899	0.960	10.39
$\psi_{cr,exp}/\psi_{cr,UST}$	0.860	0.885	0.599	0.821	0.813	0.912	0.831	1.063	0.959	0.860	11.89
$T_{wy,exp}/T_{wy,UST}$	0.888	0.868	0.784	0.891	0.938	0.977	0.873	0.899	0.881	0.889	2.20
$\psi_{wy,exp}/\psi_{wy,UST}$	1.024	0.745	0.753	0.883	0.979	0.938	0.930	0.921	0.919	0.899	7.07
$T_{u,exp}/T_{u,UST}$	0.845	0.920	0.967	0.971	1.026	1.016	0.971	0.949	1.011	0.964	2.50
$\psi_{u,exp}/\psi_{u,UST}$	0.996	1.010	0.801	0.807	0.996	0.843	0.815	1.049	0.997	0.924	8.59

注: $T_{cr,exp}$ 、 $T_{cr,UST}$ 、 $\psi_{cr,exp}$ 、 $\psi_{cr,UST}$ 分别表示试验及 USTMT 模型开裂扭矩及扭率; $T_{wy,exp}$ 、 $T_{wy,UST}$ 、 $\psi_{wy,exp}$ 、 $\psi_{wy,UST}$ 分别表示试验及 USTMT 模型钢腹板屈服扭矩及扭率; $T_{u,exp}$ 、 $T_{u,UST}$ 、 $\psi_{u,exp}$ 、 $\psi_{u,UST}$ 分别表示试验及 USTMT 模型极限扭矩及扭率。

由图 4 可以看出,由 USTMT 模型计算得到的扭率-扭矩曲线与试验曲线吻合较好,有良好的一致性。将 8 个试件的混凝土开裂状态、波形钢腹板屈服状态、极限状态下对应的扭率和扭矩试验结果与 USTMT 模型结果进行对比,见表 2 所示。

从表 2 可知:开裂扭矩和扭率的理论值与试验值之比的标准差较大,但 USTMT 模型的计算值仍可满足工程要求;钢腹板屈服状态和极限状态下理论值与试验值的比值相对于开裂状态来说精度有所提高,可以通过 USTMT 模型预测波形钢腹板的屈服特征值和箱梁的极限扭矩和扭率。

3 波形钢腹板 PC 组合箱梁受扭性能的参数影响分析

为了进一步研究波形钢腹板 PC 组合箱梁的受扭性能,本节采用 USTMT 模型,以 SST1 * 梁为原型进行参数分析,包括混凝土抗压强度、波形钢腹板厚度和屈服强度、预应力钢束初始预应力以及普通钢筋的配筋率和配筋强度比对开裂扭矩、屈服扭矩和极限扭矩的影响。

3.1 混凝土抗压强度的影响

以 SST1 * 梁为原型,保持其它参数不变,混凝土立方体抗压强度 $f_{cu,k}$ 分别取工程中常用的 30 ~

70 MPa,采用 USTMT 模型来分析混凝土抗压强度对波形钢腹板 PC 组合箱梁开裂扭矩、屈服扭矩和抗扭极限承载力的影响,见图 6 所示。

由图 6 可知:(1)波形钢腹板 PC 组合箱梁的开裂扭矩、屈服扭矩和极限扭矩均随混凝土立方体抗压强度的增大而增大,混凝土立方体抗压强度为 70 MPa 时,模型梁的极限扭矩较 30 MPa 时增长了 80.52%;(2)混凝土抗压强度 $f_{cu,k}$ 对波形钢腹板承担的扭矩几乎没有影响,主要是混凝土承担的扭矩随之增大,其中,开裂扭矩随混凝土抗压强度的增大而呈线性增加,屈服扭矩和极限扭矩则在混凝土抗压强度较低时增幅较大,混凝土抗压强度较高时增幅较小。

3.2 波形钢腹板厚度的影响

以 SST1 * 梁为原型,令波形钢腹板厚度 $t_w = 1 \sim 7 \text{ mm}$,保持其它参数不变,采用 USTMT 模型分析不同波形钢腹板厚度对波形钢腹板 PC 组合箱梁开裂扭矩、屈服扭矩和抗扭极限承载力的影响,见图 7。

由图 7 可知:(1)波形钢腹板厚度 t_w 对混凝土板承受的扭矩几乎没有影响,主要是波形钢腹板承担的扭矩随其厚度 t_w 的增大而增大,厚度小于 4 mm 之前增幅较大,大于 4 mm 之后增幅减缓;

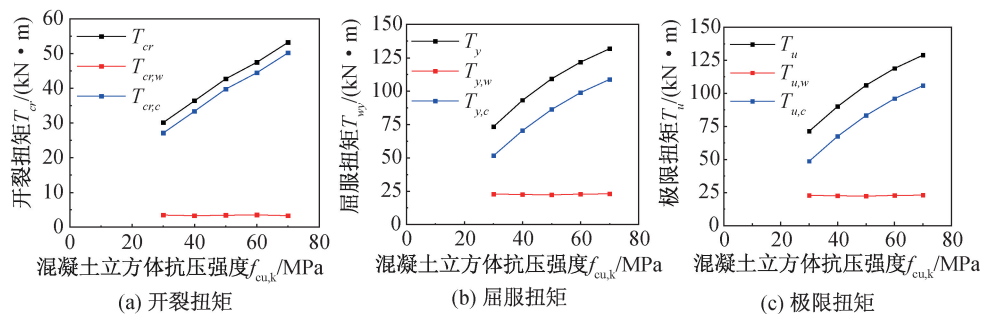


图 6 混凝土立方体抗压强度与扭矩特征值的关系

Fig. 6 Relationship between the cubic compressive strength of concrete and characteristic value of torque

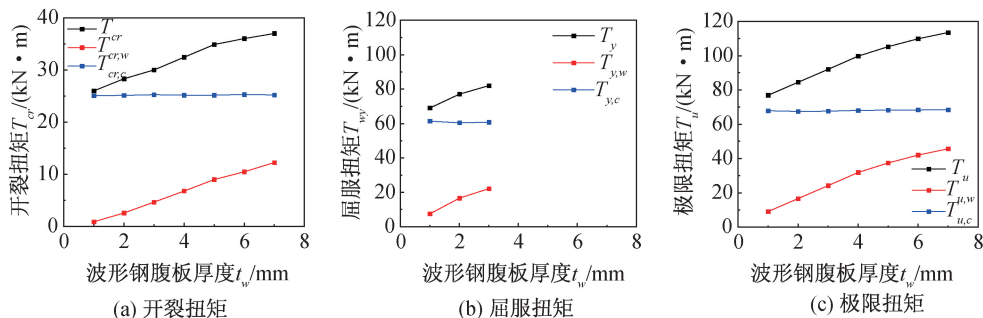


图7 钢腹板厚度与扭矩特征值的关系

Fig. 7 Relationship between the thickness of steel web and characteristic value of torque

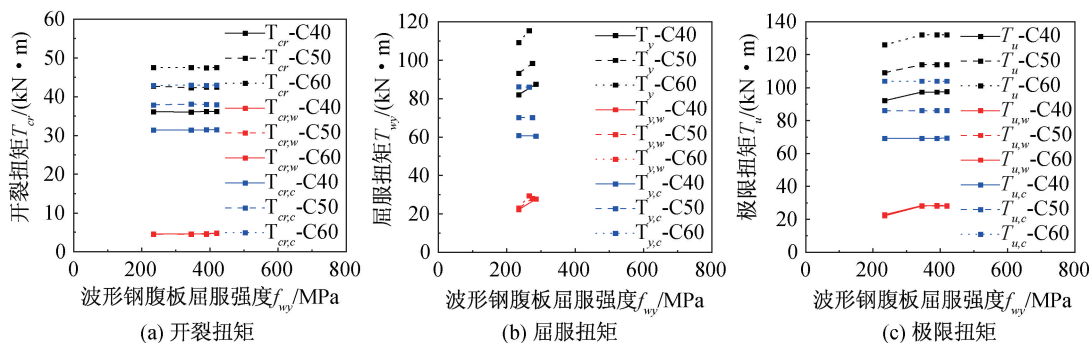


图8 钢腹板屈服强度与扭矩特征值的关系

Fig. 8 Relationship between the yielding strength of steel web and characteristic value of torque

(2)由图4—图6(b)可以看出,波形钢腹板厚度越大,单箱单室波形钢腹板PC组合箱梁的屈服扭矩越大,也越难屈服。对于SST1梁来说,当波形钢腹板厚度 $t_w \leq 3$ mm时波形钢腹板屈服,此段近似认为两者呈线性关系,而当 $t_w > 3$ mm时在达到极限扭矩下波形钢腹板未发生屈服。

3.3 波形钢腹板屈服强度的影响

以SST1*梁为原型,令波形钢腹板屈服强度 f_{wy} 分别为235、345、390、420 MPa,混凝土强度分别为C40、C50、C60,保持其它参数不变,采用USTMT模型分析不同波形钢腹板屈服强度对波形钢腹板PC组合箱梁开裂扭矩、屈服扭矩和抗扭极限承载力的影响,见图8。

由图8可知:(1)波形钢腹板屈服强度 f_{wy} 对开裂扭矩几乎没有影响;(2)屈服扭矩随 f_{wy} 的增大而增大,与不同强度的混凝土匹配时,能够使波形钢腹板发生屈服的钢材强度等级不同,混凝土强度越高,分担的扭矩越大,钢腹板越不容易屈服。对于SST1*梁,混凝土为C40时,只有屈服强度 $f_{wy} \leq 285$ MPa的波形钢腹板才会发生屈服;混凝土为C60时,这一数值减小为265 MPa;(3) f_{wy} 对混凝土板承受的极限扭矩 $T_{u,c}$ 几乎没有影响,但

波形钢腹板极限扭矩 $T_{u,w}$ 随 f_{wy} 的增大而增大,超过匹配强度后 $T_{u,w}$ 不再变化。

3.4 配筋强度比和钢束初始预应力的影响

定义配筋强度比 $\xi = (f_{ly}A_{ls})/[f_{ly}A_s2(b+h)]$ 为受扭纵向普通钢筋与横向钢筋的配筋强度的比值。SST1*梁中采用的配筋强度比 $\xi = 1.009$,钢束初始预应力 $f_{pi} = 714$ MPa。现保持其它参数不变,分别取 $\xi = 0.6 \sim 1.6$; $f_{pi} = 600 \sim 1400$ MPa,采用单参数分析二者对组合箱梁抗扭极限承载力的影响,见图9和图10。

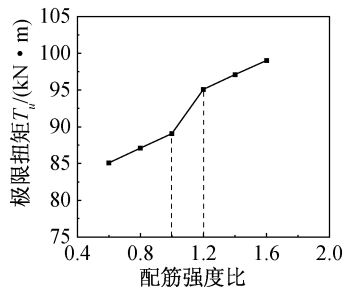


图9 配筋强度比与极限扭矩关系图

Fig. 9 Relationship between reinforcing strength ratio and ultimate torque

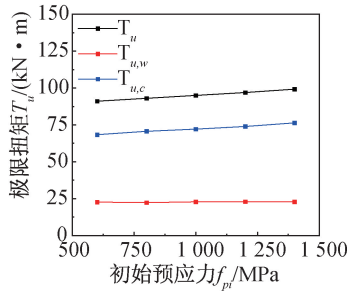


图10 钢束初始预应力与极限扭矩关系图
Fig. 10 Relationship between initial prestress and ultimate torque

由图9可知,波形钢腹板PC组合箱梁的极限扭矩随着配筋强度比 ξ 的增大而增大,且存在一个 ξ 的敏感区域。对于SST1*梁来说,当 $1 \leq \xi \leq 1.2$ 时极限扭矩随着配筋强度比 ξ 的增大而明显增大,但当 $\xi < 1$ 或 $\xi > 1.2$ 时增幅变缓。合理的配置钢筋可以明显提高波形钢腹板组合梁的抗扭承载力。

由图10可知,极限扭矩随钢束初始预应力 f_{pi} 的增大而线性增加,说明钢束初始预应力在梁中产生的预压力通过抵消外扭矩产生的纵向拉应力,可以在一定程度上提升波形钢腹板PC组合箱梁的极限抗扭承载力,但是增长幅度较小。初始预应力从600 MPa增加到1400 MPa时,极限扭矩只增加了9.01%,因此钢束初始预应力对极限扭矩的影响可以忽略不计,尤其是对波形钢腹板承受的扭矩几乎没有影响。

4 结论

本文针对波形钢腹板PC组合箱梁分析了截面扭矩分配及受扭变形协调条件,采用文献[13]中的USTMT模型对波形钢腹板PC组合箱梁进行了受扭全过程计算,并在其基础上进行了参数分析。主要结论如下:

1) 扭矩作用下,并不能断定混凝土板和钢腹板在弹性阶段的剪应变相等,以二者扭率相同为变形协调条件更为合理。

2) 波形钢腹板PC组合箱梁的开裂扭矩、屈服扭矩和极限扭矩均随混凝土立方体抗压强度的增大而增大,但主要是混凝土承担的扭矩增加,波形钢腹板承担的扭矩 T_w 几乎不变。

3) 波形钢腹板厚度 t_w 对混凝土板承受的扭矩几乎无影响,但使波形钢腹板承担的扭矩增大, t_w 越大,屈服扭矩越大;波形钢腹板屈服强度 f_{yw} 对开裂扭矩几乎无影响,但屈服扭矩随 f_{yw} 的增大而增

大,混凝土强度越高,对应的钢材强度等级越高。混凝土板承受的极限扭矩 $T_{u,c}$ 受 f_{yw} 影响很小,但钢腹板极限扭矩 $T_{u,w}$ 随 f_{yw} 的增大而增大,超过匹配强度后 $T_{u,w}$ 不再变化。

4) 极限扭矩随配筋强度比 ξ 的增大而增大,且存在一个 ξ 的敏感区域。对于SST1*梁来说,当 $1 \leq \xi \leq 1.2$ 时极限扭矩随 ξ 的增大而明显增大,但当 $\xi < 1$ 或 $\xi > 1.2$ 时增幅变缓。同时,极限扭矩随钢束初始预应力 f_{pi} 的增大而线性增加,但增幅较小,尤其是对波形钢腹板承受的扭矩几乎没有影响。

参考文献:

- [1] 李宏江. 波形钢腹板箱梁扭转与畸变的试验研究及分析[D]. 南京:东南大学,2003.
- [2] 狄谨,周绪红,游金兰,等. 波纹钢腹板预应力混凝土组合箱梁抗扭性能[J]. 长安大学学报:自然科学版,2009,29(3):58-63+79.
- [3] 姚森. 变截面波形钢腹板PC组合箱梁扭转与畸变分析[D]. 南京:东南大学,2010.
- [4] 杨丙文,黎雅乐,万水,等. 波形钢腹板箱梁畸变应力分析[J]. 东南大学学报:自然科学版,2011,41(5):1065-1069.
- [5] 刘保东,冯文章,任红伟,等. 波纹钢腹板连续刚构桥扭转与畸变的试验研究[J]. 中国铁道科学,2015,36(4):40-46.
- [6] 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.
- [7] MO Y L, JENG C G, CHANG Y S. Torsional Behavior of Prestressed Concrete Box Girder Bridges with Corrugated Steel Webs[J]. ACI Structural Journal, 2000, 97(6):849-859.
- [8] MO Y L, FAN Y L. Torsional Design of Hybrid Concrete Box Girders[J]. Journal of Bridge Engineering, 2006, 11:329-339.
- [9] 聂建国,唐亮. 波形钢腹板PC组合箱梁纯扭性能的非线性分析[J]. 中国公路学报,2007,20(5):71-77.
- [10] DING Y, JIANG K B, LIU Y W. Nonlinear Analysis for PC Box-Girder with Corrugated Steel Webs Under Pure Torsion[J]. Thin-Walled Structures, 2012, 51:167-173.
- [11] 江克斌,丁勇,杨建奎,等. 波形钢腹板PC组合箱梁纯扭作用下抗扭承载力试验研究[J]. 工程力学, 2013,30(6):175-182.
- [12] SHEN K J, WAN S, MO Y L, et al. Behavior of Single-Box Multi-Cell Box-Girders with Corrugated Steel Webs Under Pure Torsion. Part I: Experimental and Numerical Studies[J]. Thin-walled Structures, 2018, 12(9):542-557.

(下转第33页)

- Ground[C]//Proceedings of the 7th International Conference on Soil Mechanics and Foundation Engineering, Mexico City, 1969:225-290.
- [4] 廖少明,魏仕锋,谭勇,等.苏州地区大尺度深基坑变形性状实测分析[J].岩土工程学报,2015,37(3):458-469.
- [5] 杨小莉.深基坑开挖过程中对基坑变形和周边环境的影响分析[J].建筑施工,2017,39(7):33-42.
- [6] 王海超,张恒,刘伟生,等.哈尔滨市某地铁车站深基坑工程监测与数值模拟[J].施工技术,2018,47(7):88-92.
- [7] 丁智,王达,王金艳,等.浙江地区软弱土深基坑变形特点及预测分析[J].岩土力学,2015,36(S1):507-512.
- [8] 王杰光,敬国均,徐婧,等.杭州地铁青年路站深基坑监测分析[J].土工基础,2019,33(2):116-120.
- [9] 张秀川,闫磊,赵宝,等.伺服系统钢支撑同步施工技术临近地铁狭长深基坑中的应用[J].施工技术,2016,45(19):23-26.
- [10] 张佳莉.苏州地区软土深基坑围护结构变形特性及稳定性研究[D].苏州:苏州大学,2020.
- [11] WANG J H, XU Z H, WANG W D. Wall and Ground Movements Due to Deep Excavations in Shanghai Soft Soils[J]. Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering, 2010, 136(7):985-994.
- [12] 徐中华,王卫东.上海地区深基坑工程中地下连续墙的变形性状[J].土木工程学报,2008,41(8):81-86.
- [13] 乔亚飞,王军,王春波.无锡地区地铁车站深基坑变形特性[J].岩土工程学报,2012,34(S1):761-766.
- [14] 张尚根.软土深基坑开挖地表沉降分析[J].地下空间与工程学报,2013,9(S1):1753-1757.
- [15] 葛明.天津软土地区地铁基坑开挖变形规律及影响因素研究[D].北京:北京交通大学,2016.

(责任编辑 王利君)

(上接第23页)

- [13] SHEN K J, WAN Shui, MO Y L, et al. Behavior of Single-Box Multi-Cell Box-Girders with Corrugated Steel Webs Under Pure Torsion. Part II: Theoretical Model and Analysis[J]. Thin-walled Structures, 2018, 12(9):558-572.
- [14] 包世华,周坚.薄壁杆件结构力学[M].北京:中国建筑工业出版社,2006.
- [15] KO H, MOON J, SHIN Y, et al. Non-Linear Analyses Model for Composite Box-Girders with Corrugated Steel Webs Under Torsion[J]. Steel and Composite Structures, 2013, 14(5):409-429.
- [16] 张彦玲,刘宇坤,李运生.波形钢腹板组合箱梁抗扭性能的试验及理论研究[J].石家庄铁道大学学报:自然科学版,2021,34(2):1-9.

(责任编辑 王利君)