

文章编号:1001-4888(2008)04-0353-07

外包钢—砼组合梁纯扭作用下抗扭刚度的实验及数值模拟^{*}

刘洋¹, 石启印¹, 高云¹, 李爱群²

(1. 江苏大学 土木工程系, 镇江 212013; 2. 东南大学 混凝土与预应力混凝土教育部重点实验室, 南京 210096)

摘要: 为了研究新型外包钢—砼 T 形截面组合梁在纯扭作用下的变形性能, 设计了 5 根不同配箍率的足尺悬臂组合梁。通过对 5 根悬臂梁的抗扭性能的实验研究, 得到了组合梁的扭矩—扭率关系曲线。利用有限元分析软件 ANSYS, 对组合梁的抗扭性能进行了非线性有限元分析, 得到了混凝土与外包钢在极限阶段的应力云图。根据实验以及有限元结果分析了组合梁在整个加载过程中扭转刚度的变化。基于现行砼结构设计规范, 提出了组合梁从开裂到极限阶段抗扭刚度的计算公式, 可供组合梁受扭设计参考。把有限元模型和公式的计算结果与实验结果进行比较, 三者吻合较好。

关键词: 外包钢—砼组合梁; 纯扭; 抗扭刚度; 非线性有限元分析; 理论计算公式

中图分类号: TU398; TU317.1 **文献标识码:** A

0 引言

新型外包钢—砼 T 形截面组合梁是针对传统普通工字钢—混凝土组合梁存在缺点的基础上提出的一种新型组合梁^[1], 如图 1 所示。在弯矩作用下, 新型外包钢—砼组合梁能充分发挥混凝土抗压强度高、钢材抗拉性能好的优势, 组合效应显著^[2]。近年来, 课题组对新型外包钢—砼 T 形截面组合梁的抗弯性能进行了广泛的实验研究及理论分析^[3], 取得了一些研究成果, 并且, 已经应用于工程实践。然而, 在建筑及桥梁结构中, 梁不仅受到弯矩作用, 也会受到扭矩作用, 而且通常处于弯、剪、扭复合受扭状态, 因此, 开展新型组合梁的抗扭性能研究具有重要的工程意义。组合梁是一种复合构件, 在复合受扭状态下的受扭性能非常复杂, 而纯扭构件的受力性能是复合受扭构件受力性能研究的基础, 因而有必要先对新型组合梁在纯扭作用下的抗扭性能进行研究。本文进行了 5 根足尺悬臂梁实验, 其中翼板箍筋配箍率各不相同, 通过实验对其在纯扭状态下的变形性能进行了研究, 并运用数值模拟和理论分析得出组合梁从开裂到极限阶段扭转刚度计算公式, 为进一步研究新型组合梁在复合受扭状态下的抗扭性能奠定了坚实的基础。

1 实验研究

1.1 试件制作

5 根新型外包钢—砼组合梁的主要试件参数见表 1, 试件的截面构造如图 1 所示。以 12mm 厚钢板做底板, 腹板采用 4mm 的冷弯薄壁型钢, 二者通过焊缝连接形成 U 形截面(实际使用中可以根据需要

* 收稿日期: 2007-11-13; 修订日期: 2008-07-16

基金项目: 江苏省自然科学基金(BK2004064); 江苏省博士后基金资助项目(0701008B)

通讯作者: 石启印(1964—), 男, 教授, 博士。主要从事结构工程方面的教学与科研工作。E-mail: shiqiyin@ujs.edu.cn

做成各种形状,如Z型、L型),然后在U形截面内浇注混凝土,作为T形组合梁的肋部,钢与混凝土通过抗剪插筋及底板栓钉连接共同工作,钢梁上翼缘外翻60mm,通过螺栓与混凝土板相连接。组合梁的混凝土实测抗压强度 $f_c=20.4\text{ MPa}$;钢筋的实测屈服强度 $f_y=345\text{ MPa}$;4mm厚钢板实测屈服强度 $f_y=354\text{ MPa}$,12mm厚钢板实测屈服强度 $f_y=288\text{ MPa}$ 。

表1 试件设计主要参数

Tab. 1 Designed parameters of samples

| 试件 编号 | 弯扭比 | 跨度 /mm | 翼板 箍筋 | 翼板 纵筋 | U形钢翼缘 外翻/mm | 底板 厚/mm | 腹板 厚/mm |
|----------|-----|-----------|-----------|----------|----------------|------------|------------|
| SBD1 | 纯扭 | 1500 | Φ6@130 箍筋 | 10Φ6 | 60 | 12 | 4 |
| SBD2 | 纯扭 | 1500 | Φ6@150 箍筋 | 10Φ6 | 60 | 12 | 4 |
| SBD3 | 纯扭 | 1500 | Φ6@100 箍筋 | 10Φ6 | 60 | 12 | 4 |
| SBD4 | 纯扭 | 1500 | Φ6@130 箍筋 | 10Φ6 | 60 | 12 | 4 |
| SBD5 | 纯扭 | 1500 | Φ6@200 箍筋 | 10Φ6 | 60 | 12 | 4 |

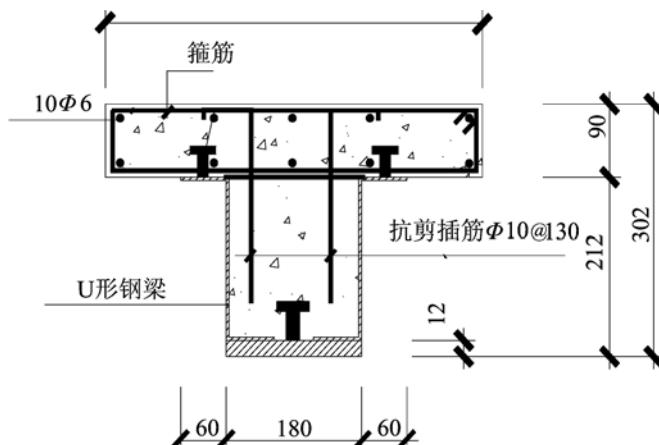


图1 组合梁的截面图

Fig. 1 Cross section of composite beam

1.2 实验方案

1.2.1 加载方式与装置

本实验的加载方式与装置见图2,通过在加载梁的两端运用千斤顶同步施加一对大小相等方向相反的力,形成对组合梁的扭矩作用。

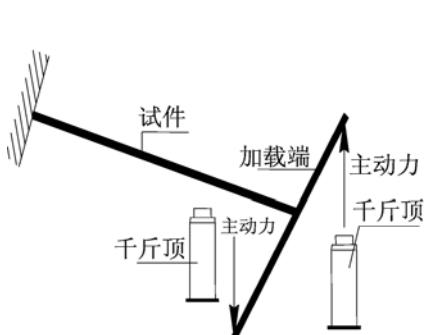


图2 纯扭加载示意

Fig. 2 Pure torsional loading

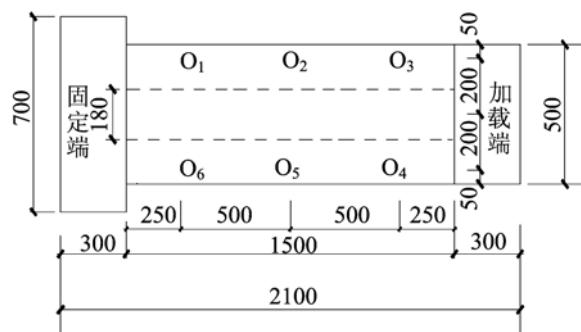


图3 位移计测点布置图(扭率)

Fig. 3 Displacement of measuring points (torsional rate)

1.2.2 测点布置

为了了解外包钢—砼T形截面组合梁中型钢、受力钢筋及混凝土的受力状态,在梁固定端端部的U形钢的底板下方、腹板、钢筋、混凝土翼缘板的上下表面都贴有电阻应变片。为了测量加载过程中构件的变形,在梁中部、加载端部以及固定端部均布置有位移计。位移计的布置如图3所示,在试件顶面垂直于试件轴线方向间隔500mm用环氧树脂粘3根铝合金方管,每根方管上布设两个测点。用量程为10cm的位移传感器测得6个测点的位移,通过几何推导,可得到试件的单位扭转角。在加载过程中采用TDS数据采集仪采集应变片以及位移计的数据。

2 非线性有限元分析

组合梁中的混凝土采用ANSYS程序提供的三维八节点实体单元^[4](SOLID65)。钢筋采用三维杆单元^[4]LINK8。U形外包钢采用壳单元(SHELL181),为防止应力集中以及加载方便而设置的垫块和加载钢梁均采用三维八节点实体单元(SOLID45),有限元模型见图4。由于外包钢与混凝土之间主要靠栓钉进行粘结,因此,本文采用在外包钢板与混凝土界面上栓钉对应节点处设置长度为零的非线性弹簧单元COMBIN39,来模拟外包钢板与混凝土的粘结滑移问题。采用的粘结滑移本构关系如下:

$$Q = Q_u (1 - e^{-0.702 S})^{0.4} \quad (1)$$

其中: Q_u 采用《钢结构设计规范》(GB50017—2003)^[5], $Q_u = 0.43 A_s \sqrt{E_c f_c} \leq 0.7 A_s f$, 式中 S 为滑移量; E_c 、 f_c 分别为混凝土的弹性模量和抗压强度; f 为栓钉强度; A_s 为栓钉截面积。

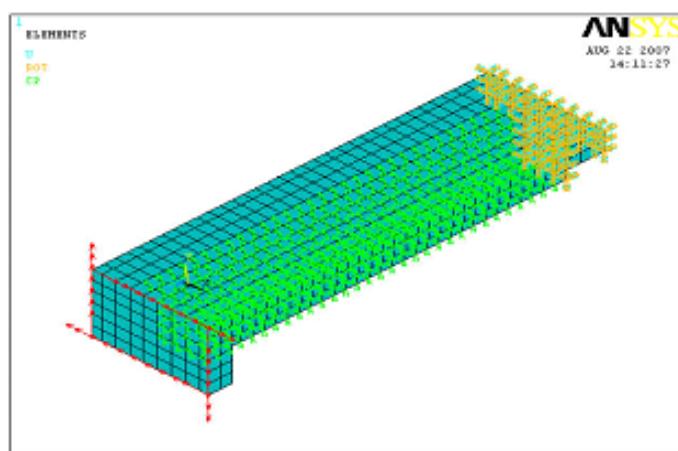


图4 非线性有限元模型图
Fig. 4 Nonlinear finite element model

3 实验主要结果与有限元模拟结果的对比分析

3.1 扭矩—扭率曲线

图5(a)与图5(b)为SBD1梁与SBD4梁的扭矩—扭率曲线图(限于篇幅,本文只列出了SBD1梁与SBD4梁的有关实验研究与分析结果,其余略)。从图示的扭矩—扭率曲线可以看出:组合梁开裂后未出现明显的屈服台阶。在扭矩作用下曲线可以划分为三个阶段:弹性阶段、弹塑性阶段以及破坏阶段。弹性阶段,是从刚开始加载至混凝土翼板开裂,接近直线,即扭率随着扭矩的增加而线性增加,这个阶段组合梁的扭转变形很小,近似认为组合梁处于弹性阶段。弹塑性阶段,是从混凝土翼板开裂到翼板钢筋屈服,呈曲线状,随着扭矩的增大扭率急剧增大,在这一阶段混凝土翼板斜裂缝不断开展,沿梁的纵轴方向均匀地出现螺旋形裂缝,随着部分开裂混凝土退出工作,钢筋骨架作用逐渐增大,在截面上建立起新的内力平衡关系。破坏阶段,混凝土翼板形成均匀分布的贯通斜裂缝,并进入不稳定状态,混凝土翼板局部表面出现混凝土脱落,钢筋对混凝土的约束作用降低。

将图5(a)与图5(b)进行对比可以发现:混凝土翼板仅配板筋而没有配箍筋的SBD1梁的延性要明

显小于混凝土翼板仅配箍筋的SBD4梁的延性。

图5(a)与图5(b)中所示的U形外包钢与混凝土翼板的扭矩-扭率曲线的吻合较好,认为U形外包钢与混凝土梁是共同协调扭转变形。有限元计算所得的曲线与实验结果吻合也较好,只是在极限荷载以后曲线的下降段,有限元未能进行很好的模拟。这主要是:一方面由于本次有限元计算中采用的粘结滑移本构关系与实际存在差距,以及混凝土的本构关系与实际情况有所差异;另一方面混凝土构件中有微裂缝,而有限元模型中未考虑此因素所致。

图6为5根翼板不同配箍率的组合梁的扭矩-扭率曲线图,从中可以看出配箍率对于组合梁抗扭刚度的影响并不明显。

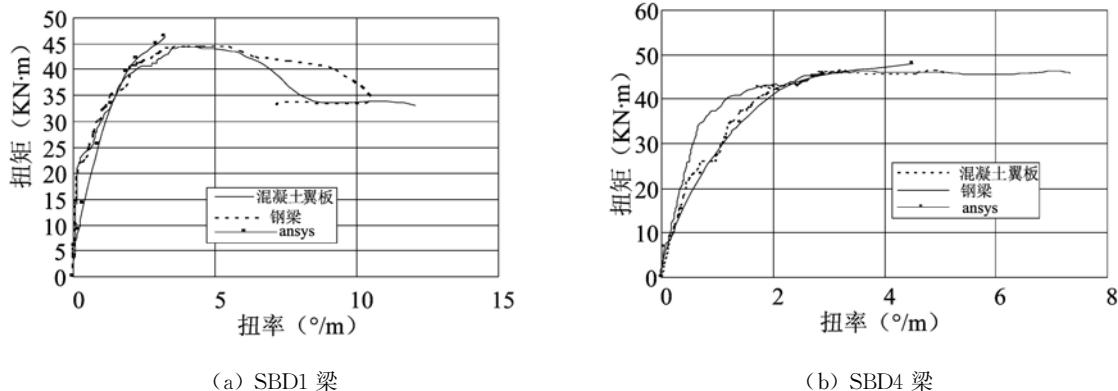


图5 扭矩-扭率关系曲线

Fig. 5 Relationship curves of torsion and torsional angle of unit length

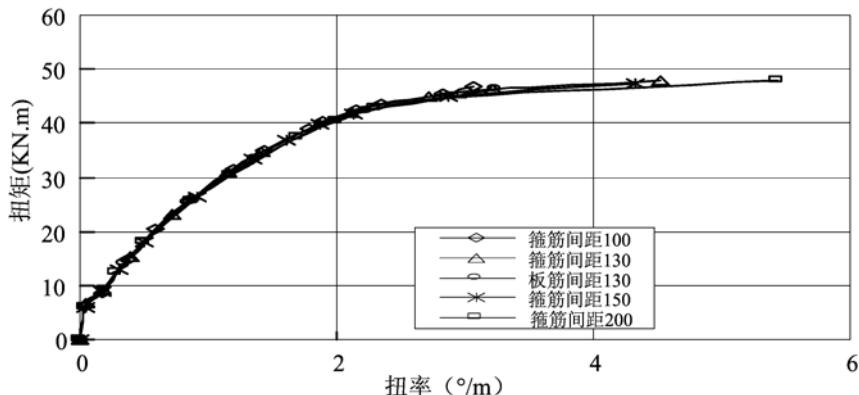


图6 不同箍筋间距组合梁的扭矩-扭率曲线

Fig. 6 Curves of torsion and torsional angle of composite beams with different stirrup ratio

3.2 U形外包钢以及砼的应力云图

图7和图8分别为组合梁外包钢和砼的主拉应力云图。从图中所示SBD1与SBD4梁非线性有限元分析所得的两幅主拉应力云图可以看出:外包钢在组合梁破坏时绝大部分未到达屈服应力,近似认为其仍处于弹性阶段,翼板混凝土已经破坏,而腹板混凝土由于外包钢的作用除端部小范围达到混凝土开裂强度外,其余部分的主拉应力要略小于混凝土的抗拉强度,因此,近似认为腹板混凝土也处于弹性阶段。

4 纯扭作用下的抗扭刚度

在纯扭作用下,组合梁破坏时混凝土翼板形成空间开裂桁架,可以运用空间桁架模型进行分析,整个组合梁开裂后的抗扭刚度可以看成是由混凝土翼板形成的箱形截面和外包钢与翼板组成的组合箱形截面以及腹板混凝土矩形截面的抗扭刚度组成。不考虑外包钢与混凝土之间的滑移与翘曲,通过将两

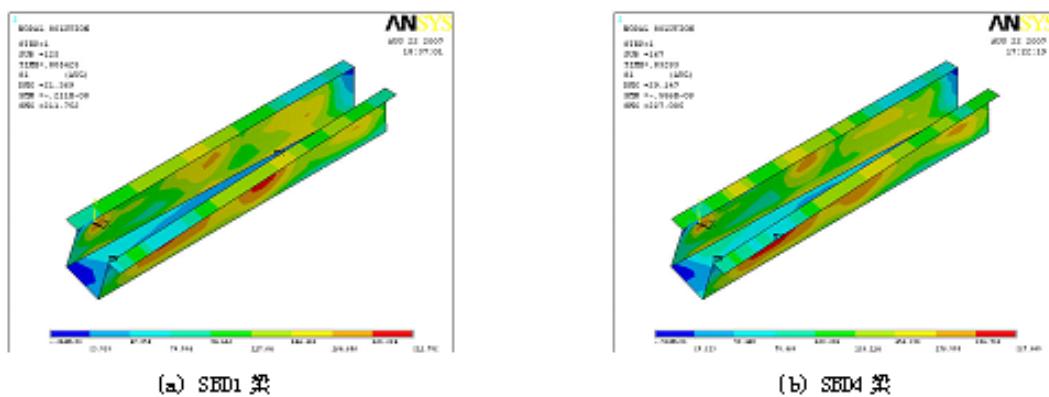


图7 组合梁外包钢的主拉应力云图

Fig. 7 Steel-encased stress nephogram of composite beams

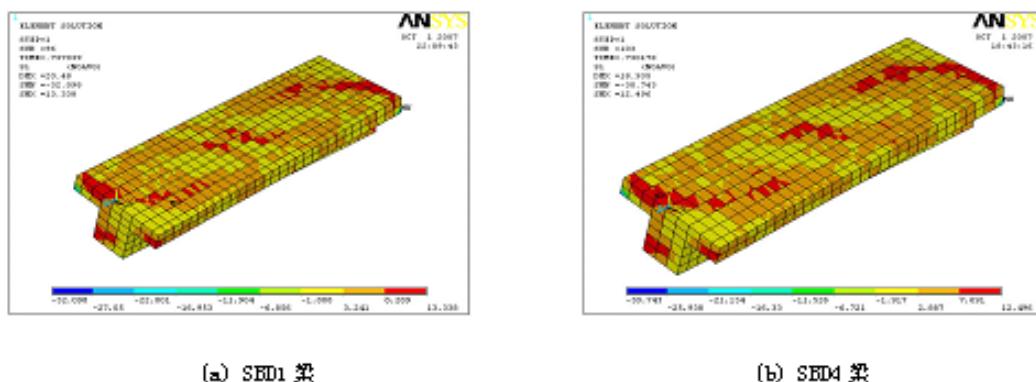


图8 组合梁混凝土的主拉应力云图

Fig. 8 Concrete stress nephogram of composite beams

者的重叠部分按两倍计算来考虑外包钢与混凝土翼板的相互作用。从实验的结果以及有限元计算的结果可以看出,在梁破坏时外包钢与腹板混凝土仍处于弹性阶段。所以组合梁抗扭刚度计算公式如下:

$$K' = K''_{\text{w}} + G_s J_d + \psi_1 G_c I \quad (2)$$

式中 K''_{w} 为混凝土翼板的抗扭刚度; $G_s J_d$ 为外包钢与混凝土翼板形成的组合箱型截面的抗扭刚度, 组合的箱形截面 J_d 采用换算截面法计算; $\psi_1 G_c I$ 为腹板混凝土的抗扭刚度, 其中 $\psi_1 = 0.65$ 见文献[6]。式中 K''_{w} 的公式推导如下:

$$\text{根据虚功原理: } \int (R\bar{T}/K''_{\text{w}}) dz = \int (\sigma \bar{\sigma}_T / E) dV \quad (3)$$

式(3)中: $\bar{\sigma}_T$ 为由 $T=1$ 产生的应力; dV 为在长度 dz 上的杆件体积。

在单位扭矩作用下:

$$\text{纵筋的应力: } \bar{\sigma}_z = \frac{\operatorname{ctg} \theta (h''_{\text{cor}} + b''_{\text{cor}})}{h''_{\text{cor}} b''_{\text{cor}} A_s} \quad (4)$$

式中, θ 为压杆的倾角; h''_{cor} 、 b''_{cor} 分别为短肢和长肢箍筋内表面间的距离; A_s 为纵筋截面总面积。

$$\text{箍筋的应力: } \bar{\sigma}_s = \frac{\operatorname{stg} \theta}{2 h''_{\text{cor}} b''_{\text{cor}} A_{\text{st}}} \quad (5)$$

式中, s 为箍筋间距; A_{st} 为抗扭箍筋的单肢截面面积。

$$\text{混凝土斜腹杆: } \sigma_D = \frac{1}{2 t h''_{\text{cor}} b''_{\text{cor}} \sin \theta \cos \theta} \quad (6)$$

t 为有效壁厚。

设 $\theta=45^\circ$, $dz=1$, $u''_{cor}=2(b''_{cor}+h''_{cor})$, $\rho_s^v=\frac{A_s}{A''_{cor}}$, $\rho_a^v=\frac{A_{sa}u''_{cor}}{A''_{cor}s}$ 代入式(3)得:

$$K''_{to} = \frac{4E_s b''_{cor} h''_{cor}}{u''_{cor}} \left[\frac{1}{\frac{1}{\rho_s^v} + \frac{1}{\rho_a^v} + \frac{4\alpha_E b''_{cor} h''_{cor}}{u''_{cor} t}} \right] \quad (7)$$

式中, u''_{cor} 为箍筋内表面范围内截面核心部分的周长; ρ_s^v 为纵筋体积配箍率; ρ_a^v 为箍筋体积配箍率。

将式(7)代入式(2)可得组合梁混凝土翼板钢筋屈服时的抗扭刚度计算公式:

$$K' = \frac{4E_s b''_{cor} h''_{cor}}{u''_{cor}} \left[\frac{1}{\frac{1}{\rho_s^v} + \frac{1}{\rho_a^v} + \frac{4\alpha_E b''_{cor} h''_{cor}}{u''_{cor} t}} \right] + G_s J_d + 0.65 \times G_c I \quad (8)$$

当混凝土翼板布置板筋时,令公式(8)为:

$$K' = G_s J_d + 0.65 \times G_c I \quad (9)$$

表 2 公式与有限元分析以及试验得到的组合梁抗扭刚度结果(单位: $10^2 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$)

Tab. 2 Torsion stiffness of composite beam by formula, FEM and experiment

| 试件编号 | 公式计算值 | 有限元计算值 | 试验值 | 公式值/有限元值 | 公式值/试验值 |
|------|-------|--------|--------|----------|---------|
| SBD1 | 11 | 10.824 | 10.862 | 1.016 | 1.013 |
| SBD2 | 11.63 | 11.17 | 11.91 | 1.041 | 0.976 |
| SBD3 | 11.74 | 12.18 | 12.34 | 0.964 | 0.951 |
| SBD4 | 11.67 | 11.371 | 12.1 | 1.026 | 0.964 |
| SBD5 | 11.56 | 10.59 | 11.75 | 1.092 | 0.984 |

5 结论

通过对 5 根组合梁的实验研究及有限元分析,得到如下结论:

- (1) 混凝土翼板和 U 形钢在扭转过程中可以保持协调变形;
- (2) 翼板配箍率对于组合梁在纯扭作用下的扭转刚度影响不大;
- (3) 组合梁受扭破坏时,翼板混凝土发生破坏,而外包钢与腹板混凝土仍近似处于弹性阶段;
- (4) 基于空间桁架模型提出的抗扭刚度计算公式,其计算结果与实验实测结果以及有限元模拟结果吻合良好,可供设计参考。

参考文献:

- [1] 范旭红,石启印,马波. 钢—混凝土组合梁的研究与展望 [J]. 江苏大学学报(自然科学版),2004,25(1):89—92(Fan Xu-hong, SHI Qi-yin, MA Bo. Development and perspective of steel-concrete composite beams. Journal of Jiangsu University (Nature Science Edition), 2004, 25(1): 89—92(in Chinese))
- [2] 石启印,马波,李爱群. 新型外包钢—砼组合梁的受力性能分析 [J]. 实验力学,2005,10(1):115—122(Shi Qiyin, Ma Bo, Li Aiqun. Analysis of flexural behavior of steel-encased concrete composite beams [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2005, 20(1): 115—122(in Chinese))
- [3] 马波. 外包钢—混凝土组合梁的静力分析 [D]. 江苏大学硕士学位论文,2005(Ma Bo. Static Analysis of steel-encased concrete composite beam. Jiangsu University, 2005(in Chinese))
- [4] 郝文化. ANSYS 土木工程应用实例 [M]. 北京:中国水利水电出版社,2005:77—82(Hao Wenhua. Application Cases of ANSYS to Civil Engineering. Beijing: China Water Conservancy and Hydropower Press, 2005: 77 — 82 (in Chinese))
- [5] 陆新征,江见鲸. 用 ANSYS Solid65 单元分析混凝土组合构件复杂应力 [J]. 建筑结构,2003,33(6):22—24(Lu Xingzheng, Jiang Jianjing. Analysis of complicated stress of concrete composite component with Solid65, a kind of element of ANSYS. Building of Structure, 2003, 33(6): 22—24(in Chinese))

- [6] 殷芝霖, 张誉, 王振东. 抗扭[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1990: 323—328(Yin Zhilin, Zhang Yu, Wang Zhendong. Torsion[M], Beijing: China Railway Press, 1990:323—328(in Chinese))

Experimental Study and FE Simulation of Deformation of Steel-encased Concrete T-Composite Beams Subjected to Torsion

LIU Yang¹, SHI Qi-yin¹, GAO Yun¹, LI Ai-qun²

(1. Civil Engineering Department, Jiangsu University, Zhenjiang 212013, China;

2. Key Lab of RC and PC Structure of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 210096, China)

Abstract: In order to study the deformation behavior of steel-encased concrete T-composite beam under pure torsion action, five full size cantilever specimens with different stirrup ratio were designed. According to experimental study on the torsion performance of cantilever composite beams, a set of curves related torque with torsion angle per unit length was derived. Nonlinear finite element analysis about torsion performance of composite beams was conducted based on finite element analysis software — ANSYS, and the stress nephogram of steel-encased concrete beam in the limit stage was gained. The torsion stiffness change of composite beam during entire loading process was analyzed based on experimental and FE results. Based on current concrete design criterion, a torsion stiffness formula for composite beams from the cracking stage to the limit stage was proposed for design reference. The results obtained from FE model and above-mentioned formula are proved to be in good agreement with the experimental data.

Keywords: steel-encased concrete composite beam; torsion; torsion stiffness; nonlinear finite element analysis; theoretical formula