

文章编号:1673-2049(2009)01-0094-07

# 钢-混凝土组合梁纯扭及复合受扭性能

石启印<sup>1</sup>, 刘 洋<sup>1</sup>, 李爱群<sup>2</sup>, 秦卫红<sup>2</sup>

(1. 江苏大学 土木工程系, 江苏 镇江 212013;

2. 东南大学 混凝土及预应力混凝土结构教育部重点实验室, 江苏 南京 210096)

**摘要:**为了研究钢-混凝土组合梁的扭转性能,对5根新型外包钢-混凝土组合梁进行了纯扭和复合受扭试验,研究了组合梁在纯扭和复合受扭作用下的破坏形态、工作机理以及裂缝开展分布的情况,比较分析了组合梁扭矩-扭率、荷载-应变、弯矩-挠度、荷载-裂缝开展之间的相互关系。通过对组合梁受扭性能的弹塑性理论分析,提出了在组合梁纯扭及复合受扭作用下的开裂扭矩计算公式;采用变角空间桁架模型,提出了该新型组合梁在纯扭及复合受扭作用下的极限扭矩计算公式。结果表明:理论公式计算结果与试验结果吻合良好,为评估结构的安全性及稳定性提供了依据。

**关键词:**钢-混凝土组合梁;扭转;配箍率;开裂扭矩

中图分类号:TU375.1

文献标志码:A

## Pure Torsion and Combined Torsion Behaviors of Steel-concrete Composite Beams

SHI Qi-yin<sup>1</sup>, LIU Yang<sup>1</sup>, LI Ai-qun<sup>2</sup>, QIN Wei-hong<sup>2</sup>

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

2. Key Lab of Concrete and Prestressed Concrete Structure of Ministry of Education, Southeast University, Nanjing 210096, Jiangsu, China)

**Abstract:** In order to study torsion behavior of steel-concrete composite beams, pure torsion and combined torsion tests were conducted on five specimens of the new type steel-encased concrete composite beams. Authors studied this new steel-encased concrete composite beam's destruction shape, worked mechanism and the crack development and distributed situation under pure torsion and combined torsion, and also compared and analyzed composite beam's relationships of torsion and torsion ratio, load and strain, bending and deflection, load and crack development. On the basis of elasto-plastic theory, the calculation formulas about cracking torsion of pure torsion and combined torsion were presented; and using spatial truss model with variable angle, formulas for ultimate torsion strength of pure torsion and combined torsion were proposed. The results are in good agreement with measured ones, and provide a basis for safety and stability evaluation of structures.

**Key words:** steel-concrete composite beam; torsion; ratio of stirrup; cracking torque

## 0 引言

新型外包钢-混凝土组合梁是针对普通钢-混凝土

组合梁的一些缺陷加以改进而形成的钢-混凝土组合梁,它是以较厚的钢板做底板,较薄的冷弯薄壁型钢做腹板,二者通过焊缝连接形成U形截面,然

收稿日期:2008-11-02

基金项目:江苏省自然科学基金项目(BK2004064);江苏省博士后基金项目(070100813)

作者简介:石启印(1964-),男,陕西渭南人,教授,工学博士,博士后,E-mail:shiqiying@ujs.edu.cn.

后在 U 形截面内浇筑混凝土,作为 T 形组合梁的肋部,翼缘为现浇楼板,钢与混凝土通过剪力连接件共同作用<sup>[1-2]</sup>。该组合梁具有结构受力合理、施工工序优化、防火性能改善、综合经济指标提高等优点。工程中的钢-混凝土组合梁处于受扭状态的情况是不少的,如桥梁、吊车梁、框架边梁、托梁、支撑悬臂板或阳台的梁等。目前各国对组合梁受力情况研究较少,对组合梁受扭性能的研究也大多局限于传统的工字型钢-混凝土组合梁<sup>[3-6]</sup>,对新型外包钢-混凝土组合梁的受扭性能尚未涉及。因此对此新型组合梁进行抗扭性能的研究有着重要的现实意义和广阔的工程应用前景<sup>[7-12]</sup>。

## 1 试验概况

### 1.1 试件设计

该试验以新型外包钢-混凝土组合梁为研究对象,共制作了 5 根组合梁试件,其中试件 SBD-1、SBD-2 为纯扭,试件 SBD-3、SBD-4、SBD-5 为复合受扭,所有试件的截面尺寸均相同。为了解此新型组合梁中的受力钢筋、型钢腹板以及混凝土的受力状态,在混凝土翼板的上、下表面、纵筋、箍筋、型钢腹板都贴有量测应变的电阻应变片。混凝土应变和钢板应变均采用 45°应变花量测,应变片 C1~C5、S1~S3 测点布置如图 1 所示,其中 C1、C2、C3 在上表面,C4、C5 在下表面。组合梁的构造如图 2 所示,其配筋及参数见表 1,其中  $\rho$  为翼板体积配筋率,

$$\rho = \rho_{vt}^v + \rho_{st}^v, \xi \text{ 为配筋强度比, } \xi = \frac{\rho_{st}^v f_{sy}}{\rho_{vt}^v f_{yv}}, \rho_{vt}^v \text{ 为抗扭箍筋的体积配筋率, } \rho_{vt}^v = \frac{A_{svl} u_{cor}}{b_c h_c s}, \rho_{st}^v \text{ 抗扭纵筋的体积配筋率, } \rho_{st}^v = \frac{A_{st}}{b_c h_c}, A_{st}、A_{svl} \text{ 分别为纵筋和单肢箍筋的截面面积; } f_{sy}、f_{yv} \text{ 分别为纵筋和箍筋的屈服强度; } b_c、h_c \text{ 分别为混凝土翼板的宽度和高度; } u_{cor} \text{ 为箍筋中心线的周长; } s \text{ 为箍筋间距。}$$

### 1.2 材料性能

混凝土设计强度等级为 C30,其实测强度  $f_{cu} = 30.4 \text{ MPa}$ ;钢筋采用 I 级钢,纵筋和箍筋均采用  $\Phi 6$  钢筋,实测屈服强度  $f_y = 345 \text{ MPa}$ ;钢板采用 Q235 钢,4 mm 厚钢板实测屈服强度  $f_y = 354 \text{ MPa}$ ,8 mm 厚钢板实测屈服强度  $f_y = 288 \text{ MPa}$ ;栓钉采用 ML-15 钢,腹板为  $\Phi 13@130$ ,底部为  $\Phi 10@150$ ,沿梁长均匀分布。

### 1.3 加载方式

试件加载如图 3、4 所示。纯扭加载时,在加载

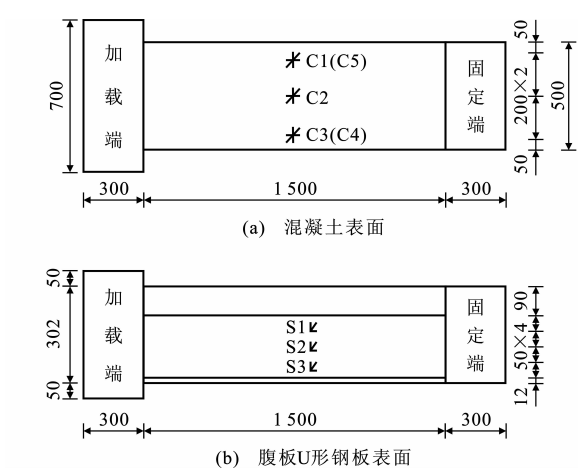


图 1 应变片测点布置(单位:mm)  
Fig. 1 Arrangements of Measure Points of Strain Gauges (Unit:mm)

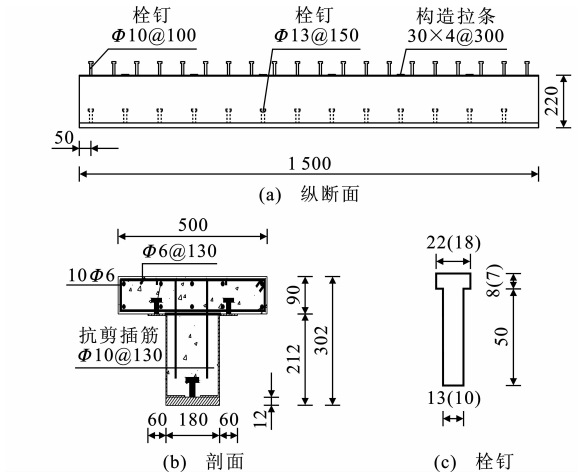


图 2 试件截面(单位:mm)  
Fig. 2 Cross-sections of Specimens (Unit:mm)  
表 1 试件设计主要参数  
Tab. 1 Main Design Parameters of Specimens

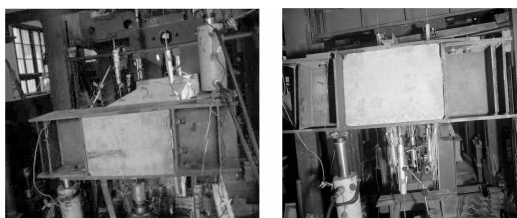
试件编号	跨度/mm	翼板箍筋 型号	翼板纵筋 型号	$\rho/\%$	$\xi$	加载情况
SBD-1	1 500	$\Phi 6@150$	10 $\Phi 6$	1.09	1.35	纯扭
SBD-2	1 500	$\Phi 6@130$	10 $\Phi 6$	1.16	1.19	纯扭
SBD-3	1 500	$\Phi 6@130$	10 $\Phi 6$	1.16	1.19	复合受扭 (弯扭比 1:1)
SBD-4	1 500	$\Phi 6@130$	10 $\Phi 6$	1.16	1.19	复合受扭 (弯扭比 3:1)
SBD-5	1 500	$\Phi 6@130$	10 $\Phi 6$	1.16	1.19	复合受扭 (弯扭比 5:1)

端由油路串联的 60 t 油压千斤顶同步施加一对大小相等、方向相反的集中力,形成加载扭矩。复合受扭加载时,弯扭比为 1:1 时采用 3 个千斤顶来加载,其中 2 个千斤顶由油泵控制,另一个千斤顶由手动



图3 纯扭加载

Fig. 3 Loading of Pure Torsion



(a) 弯扭比1:1 (b) 弯扭比3:1和5:1

图4 复合受扭加载

Fig. 4 Loading of Combined Torsion

控制,用2个力传感器来控制扭矩与弯矩;弯扭比为3:1和5:1时则采用在端部一侧加载,用1个千斤顶与1个力传感器来控制,按1.0 kN为1个等级,分级加载。试验过程中,采用先荷载控制加载后位移控制加载,每级荷载持续时间为5 min。

#### 1.4 量测内容

该试验在每个试件上布置了位移传感器、电阻应变片等测点,通过TDS-303数据采集系统进行自动记录、量测,取跨中800 mm段为主要量测段。量测内容主要为:①混凝土、钢梁腹板、底板以及钢筋的应变;②裂缝宽度;③开裂荷载和极限荷载;④荷载-位移曲线。

## 2 试验现象

试件SBD-1、SBD-2:纯扭加载初期时,组合梁处于弹性阶段,扭转角较小。加至开裂荷载时,混凝土翼板的上表面中部首先出现与组合梁纵轴约 $42^\circ$ 的斜向裂缝。随着扭矩的增大,斜裂缝逐渐向两侧边延伸,同时,裂缝的数量不断增加,混凝土翼板下表面也开始出现斜裂缝并向两侧边开展,整个混凝土板形成近似螺旋形裂缝。加至极限荷载时,裂缝的数量不再增加,但裂缝宽度急剧增大,最后混凝土翼板形成破坏主裂缝,混凝土脱落,认为组合梁发生受扭破坏。

试件SBD-3:复合受扭加载初期时,梁的变形较小,钢梁与混凝土均处于弹性阶段。当达到开裂荷载时,混凝土翼板首先在长边表面中间出现斜裂缝。

随着荷载的增加,裂缝逐渐向两侧延伸,并且裂缝的数量也在不断的增多;当荷载达到极限荷载时,混凝土翼板上、下表面的斜裂缝相互贯通,形成沿梁长均匀分布的环绕整个混凝土翼板的螺旋形裂缝,此时梁的扭转变形较大而弯曲变形则相对较小,即弯扭比较小时发生了典型的扭型破坏。

试件SBD-4、SBD-5:复合受扭加载初期时,梁的变形较小,钢梁与混凝土均处于弹性阶段。当达到开裂荷载时,混凝土翼板出现裂缝;当荷载加到极限荷载时,混凝土翼板端部受压破坏,同时端部钢筋全部达到屈服。此时梁的弯曲变形很大而扭转变形则相对较小,即弯扭比较大时发生了典型的弯型破坏。

## 3 试验结果及分析

### 3.1 扭矩-扭率关系曲线

图5为在纯扭和复合受扭作用下混凝土翼板及钢梁的扭矩-扭率曲线。扭转变形符合三阶段变形规律,可划分为弹性阶段、弹塑性阶段及破坏阶段。纯扭作用的试件SBD-1、SBD-2的弹性阶段是从零至开裂扭矩,扭矩-扭率曲线接近于直线;弹塑性阶段是从开裂荷载开始,这一阶段斜裂缝不断开展,随着扭矩的增大,扭率急剧增大,沿梁的纵轴方向均匀地出现螺旋形裂缝;破坏阶段的混凝土翼板大部分形成均匀分布的贯通斜裂缝,进入不稳定状态。混凝土翼板与钢梁基本上共同协调扭转变形。复合受扭作用的试件SBD-3、SBD-5在弯扭共同作用下,无论是弯型破坏还是扭型破坏,混凝土翼板和钢梁的扭率相差不大,二者基本保持共同协调扭转变形,可用混凝土翼板的扭率作为整个组合梁的扭率。扭矩-扭率曲线无明显的屈服台阶。弹性阶段的扭矩-扭率曲线基本呈线性关系;弹塑性阶段的扭矩-扭率曲线呈非线性增长;破坏阶段的扭矩-扭率曲线出现了一定的强化段,扭转变形急剧增大直至破坏。钢梁逐渐进入屈服,上表面混凝土翼板被压坏,受压钢筋屈服。

### 3.2 应变分布

图6为在复合受扭作用下混凝土翼板主拉(压)应变、剪应变的变化。从图6可以看出:开裂前,试件SBD-3、SBD-5混凝土翼板的主拉(压)应变基本保持对称发展,主应变方向倾角接近 $45^\circ$ ;开裂后,试件SBD-3混凝土翼板的主拉(压)应变基本上仍能保持同开裂前一样对称发展。受钢梁和混凝土开裂的影响,开裂后,试件SBD-5混凝土翼板主拉

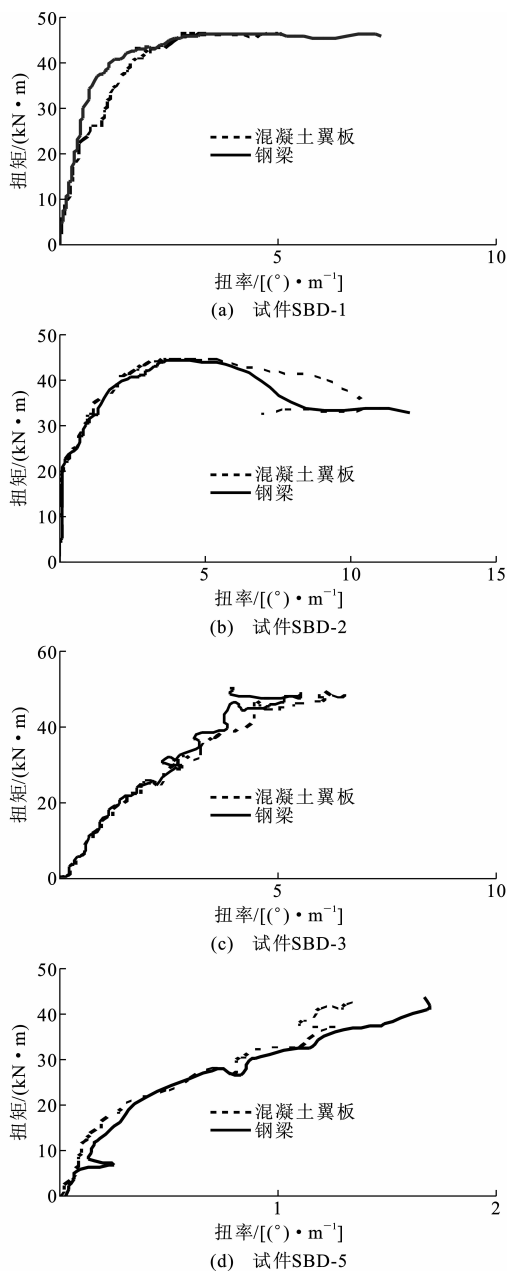


图 5 扭矩-扭率关系曲线

Fig. 5 Relation Curves of Torsions and Torsion Ratios

(压)应变的增加表现出不规则性,此时压区混凝土开始进入塑性状态,应变增长较快,压应变值要大于拉应变值。试件 SBD-3、SBD-5 混凝土翼板的剪应变分布沿翼板宽度方向基本呈抛物线型分布。当扭矩与极限扭矩的比值  $T_p/T_u > 0.6$  时,混凝土翼板出现斜拉裂缝,一部分裂缝正好穿过混凝土应变花,导致应变片被拉断,应变急剧增大。

### 3.3 弯矩-挠度的关系

图 7 为在组合梁复合受扭时跨中弯矩-挠度曲线。从图 7 可以看出,挠度基本上是随着弯矩的增加呈线性增大。弯矩作用下弯矩-挠度曲线同扭矩-

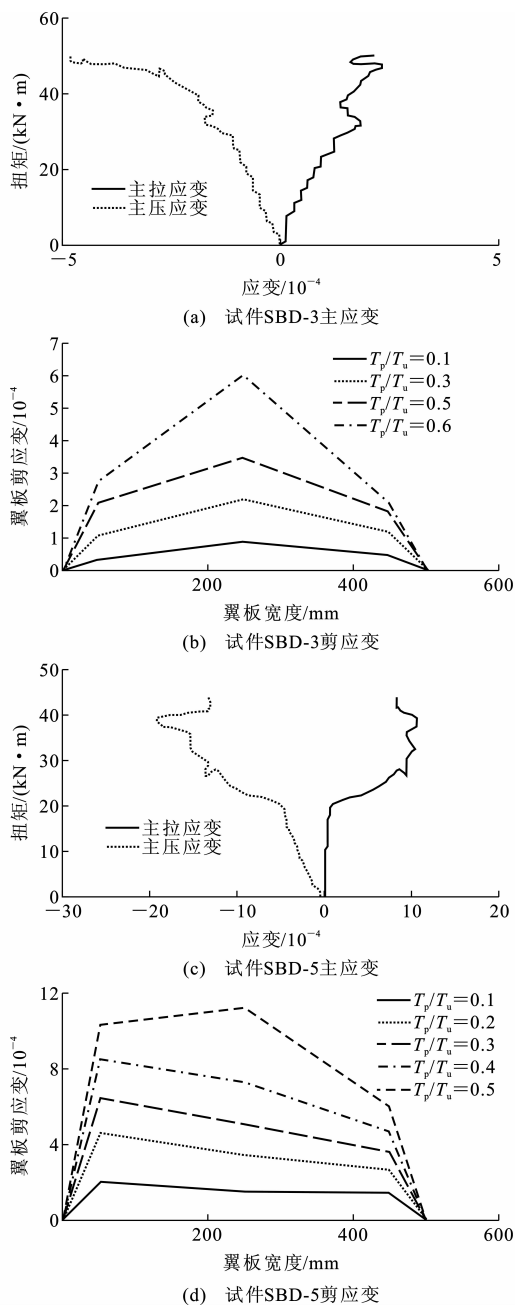


图 6 混凝土翼板应变变化

Fig. 6 Changes of Strain of Concrete Wings

扭率曲线基本相似,也可划分为相应的 3 个阶段。延性好的构件,后期塑性变形能力大,避免突然破坏的能力较强,能适应偶然的超载和反复荷载。3 根复合受扭试件的延性比从大到小依次为试件 SBD-5、SBD-4、SBD-3。弯扭比越大,组合梁的延性越好。

### 3.4 荷载-斜裂缝宽度的关系

图 8 为在受扭作用下混凝土翼板裂缝开展情况。扭转斜裂缝的宽度与钢梁的约束作用、裂缝间距以及与裂缝相交的箍筋应变及其作用力大小有关。在纯扭作用下,试件 SBD-1 的箍筋间距大于试

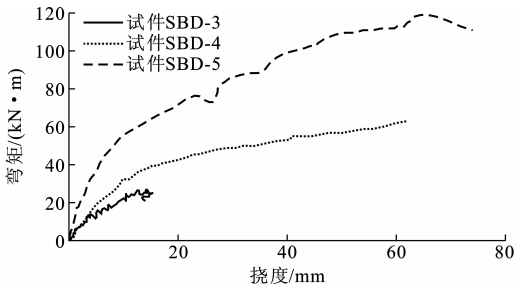
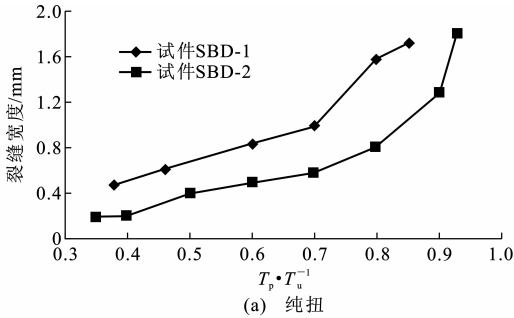
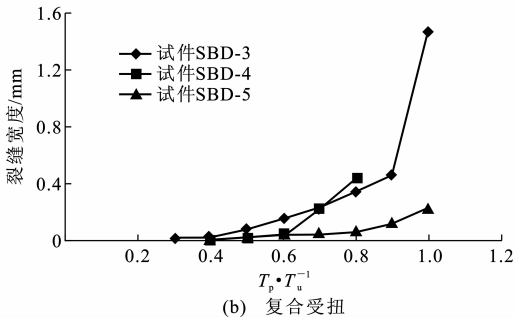


图 7 跨中弯矩-挠度曲线

Fig. 7 Curves of Moment and Deflection at Mid-span



(a) 纯扭



(b) 复合受扭

图 8 混凝土翼板裂缝开展情况

Fig. 8 Crack Development Situations of Concrete Wings

件 SBD-2, 则相同的  $T_p/T_u$  时试件 SBD-1 的裂缝宽度较大。该试验验证了 Collins 的结论: 配置同样数量的钢筋, 当钢筋的间距较小时, 斜裂缝细而密; 反之, 斜裂缝宽而疏。在复合受扭作用下, 当  $T_p/T_u = 0.6$  时, 弯扭比较小的试件 SBD-3 的裂缝宽度已达到 0.2 mm, 而弯扭比较大的试件 SBD-5 的斜裂缝开展很慢, 即使接近破坏, 即  $T_p/T_u = 0.9$  时, 裂缝宽度才达到 0.12 mm。由此可见, 弯扭比的增加, 弯矩所产生的压应力可以抵消部分由扭矩引起的斜拉应力, 抑制斜裂缝的开展。

## 4 开裂扭矩与极限扭矩的计算

### 4.1 开裂扭矩

在组合梁整体承受扭矩的情况下, 由于混凝土是脆性材料, 混凝土的抗拉强度远小于它的抗压强度, 而 U 形外包钢梁截面的抗扭变形能力远大于混凝土翼板的抗扭变形能力, 故可以将混凝土翼板的

开裂作为整个组合梁的开裂标志。

新型外包钢-混凝土 T 形截面组合梁的开裂扭矩  $T_{cr}$  可表示为

$$T_{cr} = T_{1c} + T_{1s} = W_{tp} \tau + 2hbh_c \tau \quad (1)$$

式中:  $T_{1c}$  为混凝土翼板忽略钢筋影响的抗扭开裂扭矩;  $T_{1s}$  为对应于混凝土翼板开裂时, 钢梁所承受的扭矩; 纯扭作用下, 混凝土翼板截面扭转塑性抵抗矩  $W_{tp}$  为各分块矩形截面的扭转抵抗矩  $W_t$  与分块矩形截面连接处的扭转抵抗矩  $W_i$  之和; 剪应力  $\tau$  等同于混凝土的抗拉强度  $f_t$ ;  $b$  为 U 形外包钢梁底板宽度;  $h$  为梁的总高度。

纯扭的开裂扭矩可以表示为

$$T_{cr} = W_{tp} \tau + 2hbh_c \tau = \left\{ \frac{1}{2} [b^2 (h - h_c + \frac{b}{4.5}) + h_c^2 (b_c - \frac{h_c}{3})] - \frac{1}{12} \frac{b^4}{h_c} + \frac{1}{96} \frac{b^5}{h_c^2} \right\} f_t + 2hbh_c f_t \quad (2)$$

复合受扭作用下, 混凝土翼板截面扭转塑性抵抗矩  $W_{tp}$ 、剪应力  $\tau$  的计算公式分别为

$$W_{tp} = \frac{h_c^2}{6} (3b_c - h_c) \quad (3)$$

$$\tau = f_c \sqrt{-0.122 (\frac{\sigma}{f_c})^2 + 0.112 \frac{\sigma}{f_c} + 0.00981} \quad (4)$$

式中:  $\sigma$  为应力梯度,  $\sigma = M/W$ ,  $M$  为弯矩,  $W$  为组合梁截面抗弯模量;  $f_c$  为混凝土抗压强度。

复合受扭的开裂扭矩可以表示为

$$T_{cr} = \frac{h_c^2}{6} (3b_c - h_c) f_c \cdot \sqrt{0.00981 - 0.122 (\frac{\sigma}{f_c})^2 + 0.112 \frac{\sigma}{f_c} + 2bh_c f_c \sqrt{0.00981 - 0.122 (\frac{\sigma}{f_c})^2 + 0.112 \frac{\sigma}{f_c}}} \quad (5)$$

### 4.2 极限扭矩

纯扭作用下, U 形外包钢梁约束混凝土翼板的纵向变形, 抑制裂缝的开展, 混凝土翼板处于压弯扭复合受力状态, 可采用将配有纵筋和箍筋的构件等效为一个壁厚的箱形截面构件的变角空间桁架模型, 进行受扭极限承载力分析, 见图 9, 其中  $A_{st1}$ 、 $A_{st2}$ 、 $A_{st3}$ 、 $A_{st4}$  分别为组合梁中第 1、2、3、4 根纵筋的面积,  $A_{sv}$  为组合梁中所有箍筋的面积。

复合受扭作用下, 开裂后的混凝土翼板亦可采用变角空间桁架进行分析, 组合梁极限扭矩由混凝土翼板开裂后形成的等效箱形截面, 以及混凝土翼板与 U 形外包钢梁形成的组合箱形截面共同承担。

新型外包钢-混凝土 T 形截面组合梁的极限扭矩  $T_u$  可表示为

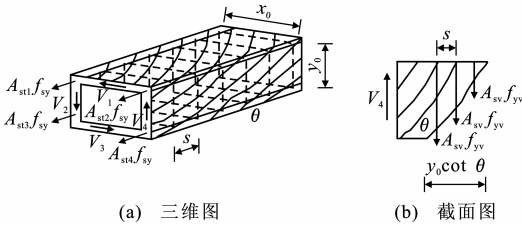


图 9 变角空间桁架模型

Fig. 9 Spatial Truss Model with Variable Angle

$$T_u = T_{2c} + T_{2s} \quad (6)$$

式中:  $T_{2c}$  为混凝土翼板的抗扭极限扭矩;  $T_{2s}$  为 U 形外包钢梁与混凝土翼板所形成的组合箱梁的极限扭矩。

纯扭作用下的  $T_{2c}$  计算: 混凝土翼板开裂后, 混凝土的抗扭能力降低到约为未裂试件的一半, 其余将由钢筋来承受<sup>[13]</sup>。此时剪力路径所包围的面积是由量测最外层封闭横向钢筋的中心线的尺寸  $x_0$  和  $y_0$  (图 9) 来确定, 钢筋中心线的总面积  $A_0 = x_0 y_0$ , 剪力周长  $u_0 = 2(x_0 + y_0)$ 。矩形截面构件提供的抗扭承载力可由等效空心管壁的每壁剪力贡献的和来体现, 即

$$\left. \begin{aligned} T_i &= x_0 \frac{V_i}{2} \\ V_i &= A_{sv1} f_{yv} n \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

式中:  $T_i$  为等效空心管壁每壁的扭矩;  $V_i$  为等效空心管壁每壁的剪力;  $n$  为与扭转裂缝相交的箍筋数。

裂缝的水平投影为  $y_0 \cot \theta$  且  $n = (y_0 \cot \theta) / s$ ,  $\theta$  为混凝土斜压杆的主压力与构件纵轴之间的夹角, 此时有

$$\left. \begin{aligned} V_i &= \frac{A_{sv1} f_{yv} y_0}{s} \cot \theta \\ T_i &= \frac{A_{sv1} f_{yv} y_0 x_0}{2s} \cot \theta \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

对全部 4 个边求和,  $\theta$  近似取  $45^\circ$ , 截面的名义抗扭极限扭矩为

$$T_{2c} = \sum_{i=1}^4 T_i = \frac{2A_{sv1} f_{yv} A_0}{s} \cot \theta \quad (9)$$

纯扭破坏时的  $T_{2s}$  计算: U 形外包钢梁仍处于弹性阶段, 应力-应变仍为线性关系, 即

$$T_{2s} = GJ\theta_s = GJ\theta_c = GJ \frac{T_{2c}}{K_c} \quad (10)$$

$$K_c = \frac{4E_c b_0^3 h_0^3}{u_0^2} \left( \frac{1}{\rho_{st}^v} + \frac{1}{\rho_{vt}^v} + \frac{4\alpha_E \lambda_t b_0 h_0}{u_0 t} \right)^{-1} \quad (11)$$

式中:  $GJ$  为钢梁的抗扭刚度,  $G$  为剪切模量,  $J$  为扭转惯性矩;  $\theta_c$ 、 $\theta_s$  分别为钢梁和混凝土的扭率;  $K_c$  为考虑轴力影响的组合梁抗扭刚度;  $E_c$  为混凝土的弹

性模量;  $b_0$ 、 $h_0$  分别为组合梁的有效宽度和高度;  $\alpha_E$  为钢筋与混凝土的弹性模量比,  $\alpha_E = E_s / E_c$ ,  $E_s$  为钢筋的弹性模量;  $\lambda_t$  为附加系数, 按试验取  $\lambda_t = 3$  较为合适;  $t$  为混凝土翼板斜压杆的有效厚度。

纯扭的极限扭矩可以表示为

$$T_u = \frac{2A_{sv1} f_{yv} A_0}{s} \left[ 1 + GJ u_0^2 \left( \frac{1}{\rho_{st}^v} + \frac{1}{\rho_{vt}^v} + \frac{4\alpha_E \lambda_t b h}{u_0 t} \right) / (4E_c b_0^3 h_0^3)^{-1} \right] \quad (12)$$

复合受扭作用下, 根据 Bredt 的薄壁管理论, 可知其极限扭矩为

$$T_u = T_{2c} + T_{2s} = 2A_0 t \tau + GJ \frac{T_{2c}}{k_{t0}} = 2A_0 t \tau \left( 1 + \frac{GJ}{k_{t0}} \right) \quad (13)$$

式中:  $k_{t0}$  为混凝土翼板的抗扭刚度。剪应力  $\tau$  可根据受拉破坏准则<sup>[14]</sup> 计算, 即

$$-\frac{f_{cm}}{2} + \sqrt{\left( \frac{f_{cm}}{2} \right)^2 + \tau^2} = 7.5 \sqrt{f_c} \quad (14)$$

式中:  $f_{cm}$  为弯矩引起的正应力。

梁发生扭型破坏时, 混凝土翼板的抗扭刚度为

$$k_{t0} = \frac{4b_0 h_0}{0.00238 f_c} \left( \frac{A_{sv1} f_{yv} A_{st} f_{sy}}{s u_0} \right) \quad (15)$$

式中:  $A_{sv1}$  为箍筋的截面积。

梁发生弯型破坏时, 混凝土翼板的抗扭刚度为

$$k_{t0} = E_s b_0 h_0^3 \left[ \frac{(1+2k)(1+k)}{2\rho_{vt}^v} + 5\alpha_E k \cdot (1+2k) + \frac{(1+k)^2}{4\rho_{st}^v} + \frac{(1+k)}{2\Psi\rho_{st}^v} \right]^{-1} \quad (16)$$

式中:  $k$  为组合梁的有效高宽比系数,  $k = h_0 / b_0$ ;  $\Psi$  为曲率,  $\Psi = T_u / M$ 。

表 2 为组合梁开裂扭矩和极限扭矩计算值与试验值的比较, 两者基本吻合。

表 2 开裂扭矩和极限扭矩计算值与试验值的比较

Tab. 2 Comparisons of Calculated Values and Test Values of Cracking Torques and Utmost Torques

试件 编号	$T_{cr} /$ (kN·m)	$T_n /$ (kN·m)	$T_{cr} \cdot$ $T_n^{-1}$	$T_u /$ (kN·m)	$T_m /$ (kN·m)	$T_u \cdot$ $T_m^{-1}$
SBD-1	25.00	22.0	1.136	40.3	44.0	0.916
SBD-2	25.00	23.0	1.087	41.8	46.0	0.909
SBD-3	27.32	25.2	1.084	53.9	48.9	1.102
SBD-4	28.60	26.7	1.071	58.6	52.5	1.116
SBD-5	18.94	21.5	0.881	55.4	43.0	1.288

注:  $T_n$  为开裂扭矩试验值;  $T_m$  为极限扭矩试验值。

## 5 结 语

(1) 配箍率、弯扭比对组合梁斜裂缝有一定的影

响,适当的配箍率和弯扭比可以抑制斜裂缝的出现和开展。

(2)组合梁受扭破坏时,混凝土翼板上环绕整个翼板截面近似  $45^\circ$  的螺旋形裂缝,形成了带有斜裂缝的空间桁架体系,这为采用空间桁架模型提供了试验依据。

(3)弯扭比小于 2 的扭型破坏时,由变角空间桁架模型提出的极限扭矩理论公式的计算值与试验值基本吻合,相对误差在 10% 左右。弯扭比过大如大于 5 时,极限扭矩理论公式的计算值与试验值相比误差稍大,公式的适用性需进一步研究。

### 参考文献:

### References:

- [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[J]. Journal of Jiangsu University: Natural Science Edition, 2004, 25(1): 89-92.
- [2] 胡少伟. 组合梁抗扭分析与设计[M]. 北京: 人民交通出版社, 2005.  
HU Shao-wei. Torsional Analysis and Design of Composite Beam [M]. Beijing: China Communications Press, 2005.
- [3] 包世华,周 坚. 薄臂杆件结构力学[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1991.  
BAO Shi-hua, ZHOU Jian. Thin Pole Structure Mechanics[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 1991.
- [4] SINGH R K, MALLICK S K. Experiments on Steel-concrete Beams Subjected to Torsion Combined Flexure and Torsion[J]. The Indian Concrete Journal, 1977, 51(1): 24-30.
- [5] 殷芝霖,张 誉,王振东. 抗扭[M]. 北京: 中国铁道出版社, 1990.  
YIN Zhi-lin, ZHANG Yu, WANG Zhen-dong. Torsion [M]. Beijing: China Railway Publishing House, 1990.
- [6] 王传志,腾智明. 钢筋混凝土结构理论[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 1985.  
WANG Chuan-zhi, TENG Zhi-ming. Theory of Reinforced Concrete Structures[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 1985.
- [7] 丁发兴,余志武,蒋丽忠. 圆钢管混凝土轴压中长柱的承载力[J]. 中国公路学报, 2007, 20(4): 65-70.

- DING Fa-xing, YU Zhi-wu, JIANG Li-zhong. Bearing Capacity of Middle Long Concrete-filled Circular Steel Tubular Columns Under Axial Compression[J]. China Journal of Highway and Transport, 2007, 20(4): 65-70.
- [8] 韩 冰,王元丰. 圆钢管混凝土轴心受压构件徐变分析的比较[J]. 中国公路学报, 2007, 20(2): 83-86.  
HAN Bing, WANG Yuan-feng. Creep Analysis Comparison of Circular Axially Compressed Concrete-filled Steel Tubular Members[J]. China Journal of Highway and Transport, 2007, 20(2): 83-86.
- [9] 张建仁,王 磊. 既有钢筋混凝土桥梁构件承载力估算方法[J]. 中国公路学报, 2006, 19(2): 49-55.  
ZHANG Jian-ren, WANG Lei. Estimated Approach to Carrying Capacity of Existing Reinforced Concrete Bridge Member[J]. China Journal of Highway and Transport, 2006, 19(2): 49-55.
- [10] 曹国辉,方 志. 钢筋混凝土连续宽箱梁受力性能试验[J]. 中国公路学报, 2006, 19(5): 46-52.  
CAO Guo-hui, FANG Zhi. Mechanical Behaviors Test of RC Continuous Box Girder with Wide Flange[J]. China Journal of Highway and Transport, 2006, 19(5): 46-52.
- [11] 樊世群,雷燕团,刘庆功. 预应力梁混凝土的质量控制[J]. 筑路机械与施工机械化, 2005, 22(11): 42-43.  
FAN Shi-qun, LEI Yan-tuan, LIU Qing-gong. Concrete Quality Control of Bridge Prestress Beam[J]. Road Machinery & Construction Mechanization, 2005, 22(11): 42-43.
- [12] 吕颖钊,贺拴海. 缺损钢筋混凝土梁桥模糊可靠性评价模型[J]. 交通运输工程学报, 2005, 5(4): 58-62.  
LU Ying-zhao, HE Shuan-hai. Fuzzy Reliability Evaluation of Defective RC Beam Bridge[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2005, 5(4): 58-62.
- [13] 尼尔逊 A H. 混凝土结构设计[M]. 12 版. 过镇海,方鄂华,庄崖屏,等译. 北京: 中国建筑工业出版社, 2003.  
NILSEN A H. Concrete Structure Design[M]. 12th ed. Translated by GUO Zhen-hai, FANG E-hua, ZHUANG Ya-ping, et al. Beijing: China Architecture & Building Press, 2003.
- [14] GHOSH B, MALLICK S K. Strength of Steel-concrete Composite Beams Under Combined Flexure and Torsion[J]. The Indian Concrete Journal, 1979, 53(2): 186-194.