

圆中空夹层钢管混凝土叠合构件纯扭性能研究

任庆新,曹志辉,王庆贺

(沈阳建筑大学土木工程学院,辽宁 沈阳 110168)

摘要 目的 研究圆中空夹层钢管混凝土叠合构件的纯扭性能,为工程应用提供理论依据。方法 利用 ABAQUS 软件建立圆中空夹层钢管混凝土叠合构件纯扭有限元模型,分析其工作机理和各参数对构件纯扭性能的影响规律;最后采用叠加法提出抗扭承载力简化计算公式。结果 受扭全过程可分成弹性、弹塑性和塑性 3 个工作阶段;外钢管的强度、直径以及径厚比是影响构件抗扭承载力的关键参数,外钢管强度由 Q235 提高到 Q345、Q420,抗扭承载力分别增大了 21.0% 和 35.2%;外钢管直径由 134 mm 增大到 154 mm、174 mm,抗扭承载力分别增大了 26.9% 和 67.0%;外钢管径厚比由 51.3 减小到 38.5、30.8 和 25.7,抗扭承载力分别增大了 16.0%、31.9% 和 46.7%;简化计算公式得出的抗扭承载力与模拟结果的平均比值为 0.903,公式计算结果偏于安全。结论 圆中空夹层钢管混凝土叠合构件具有良好的抗扭性能和延性性能,简化计算公式能满足工程设计需求。

关键词 圆中空夹层钢管混凝土叠合构件;纯扭性能;工作机理;抗扭承载力

中图分类号 TU398.1

文献标志码 A

Behavior of Circular Concrete-encased CFDST Members under Pure Torsion

REN Qingxin, CAO Zhihui, WANG Qinghe

(School of Civil Engineering, Shenyang Jianzhu University, Shenyang, China, 110168)

Abstract: The behaviour of circular concrete-encased CFDST members under pure torsion is studied to propose simplified calculation formula of torsional capacity, which provides a theoretical basis for engineering applications. The pure torsional finite element model of circular concrete-encased CFDST members is established using ABAQUS software. The working mechanism and each parameter influence on the member's pure torsion performance are analyzed. Finally, a simplified formula for calculating the torsional capacity is proposed by using the superposition method. The typical failure mode of the component is the tensile failure with 45° inclination in the axial direction. The key parameters affecting the member's torsional capacity are the outer steel tube's

收稿日期:2022-06-27

基金项目:国家自然科学基金项目(51808351)

作者简介:任庆新(1978—),男,教授,博士,主要从事组合结构与混合结构等方面研究。

strength, diameter and diameter thickness ratio. With the strength of the outer steel tube increase from Q235 to Q345 and Q420, the torsional capacity increases by 21.0% and 35.2%, respectively. When the diameter of the outer steel tube increases from 134 mm to 154 mm and 174 mm, the torsional capacity increases by 26.9% and 67.0%. When the diameter thickness ratio of the outer steel tube decreases from 51.3 to 38.5, 30.8 and 25.7, the torsional capacity increases by 16.0%, 31.9% and 46.7%, respectively. The average ratio of the torsional capacity obtained from the simplified calculation formula to the simulation result is 0.903, so the calculation result of the formula is safe. The circular concrete-encased CFDST members have good torsion and ductility performance, and the simplified calculation formula can meet the engineering design requirements.

Key words: circular concrete-encased CFDST members; pure torsional performance; working mechanism; torsional capacity

圆中空夹层钢管混凝土叠合构件是由圆中空夹层钢管混凝土和外部的圆钢筋混凝土组合而成的新型结构,具有自重轻、承载力高、抗震和抗火性能好等诸多优点,在工业厂房、桥梁结构、送变电塔、高层建筑以及车站站台等工程中广泛应用^[1]。在地震荷载下结构构件往往处于复合受扭状态,因此对于构件扭转性能的研究是非常必要的。文献[2-3]对钢管混凝土叠合构件压扭性能进行了研究;文献[4]对 CFDST 构件进行了纯扭试验研究;文献[5]对往复纯扭作用下的 CFDST 构件进行了试验研究;文献[6]对锥形 CFDST 构件进行了压扭试验研究。

目前尚未见到关于圆中空夹层钢管混凝土叠合构件纯扭性能的研究。基于此,笔者采用 ABAQUS 软件对圆 CFDST 构件在纯扭作用下的工作机理以及各参数的影响进行有限元分析,再利用叠加法提出抗扭承载力简化计算公式,以期工程应用提供理论基础。

1 有限元模型

1.1 材料本构关系模型

分别采用韩林海^[7]和 X. M. Zhao 等^[8]提供的五段式和双折线应力-应变模型来模拟钢管和钢筋的材料性能。混凝土本构关系选用塑性损伤模型,弹性模量根据文献[9]的规定进行计算,泊松比取 0.2,采用 A. Hillerborg^[10]建议的能量破坏准则描述混凝土受拉性能。采用文献[7]建议的模型描述

受钢管约束的夹层混凝土,采用文献[11]提出的模型描述受箍筋约束的混凝土,采用文献[12]提出的模型描述箍筋外部无约束混凝土。

1.2 有限元模型建立

钢筋采用 T3D2 单元,钢管、端板、管外混凝土以及夹层混凝土部件均采用 C3D8R;有限元模型及构件网格划分如图 1 所示。

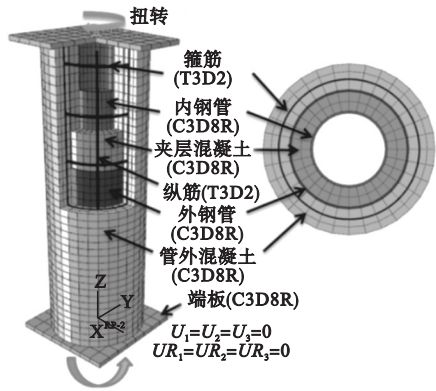


图 1 有限元分析模型

Fig. 1 Finite element analysis model

采用“Tie”约束模拟钢管与端板之间的焊接,箍筋与纵筋合并成整体内置于管外混凝土中。钢管与混凝土接触面的处理参考文献[13],边界条件设置为一端自由,一端固定,在自由端施加转角位移实现扭矩加载。

1.3 有限元模型验证

对文献[4]中的 3 个圆 CFDST 构件和文献[2]中的 3 组圆钢管混凝土叠合构件进行模拟。图 2 为试验与有限元模拟扭矩

(T) - 转角(θ)曲线比较结果。可见,模拟曲线与试验曲线整体吻合较好;计算可得,抗扭承载力试验值与有限元模拟值平均比值为

0.951,标准差为0.040,由此验证了该模型的准确性与适用性。

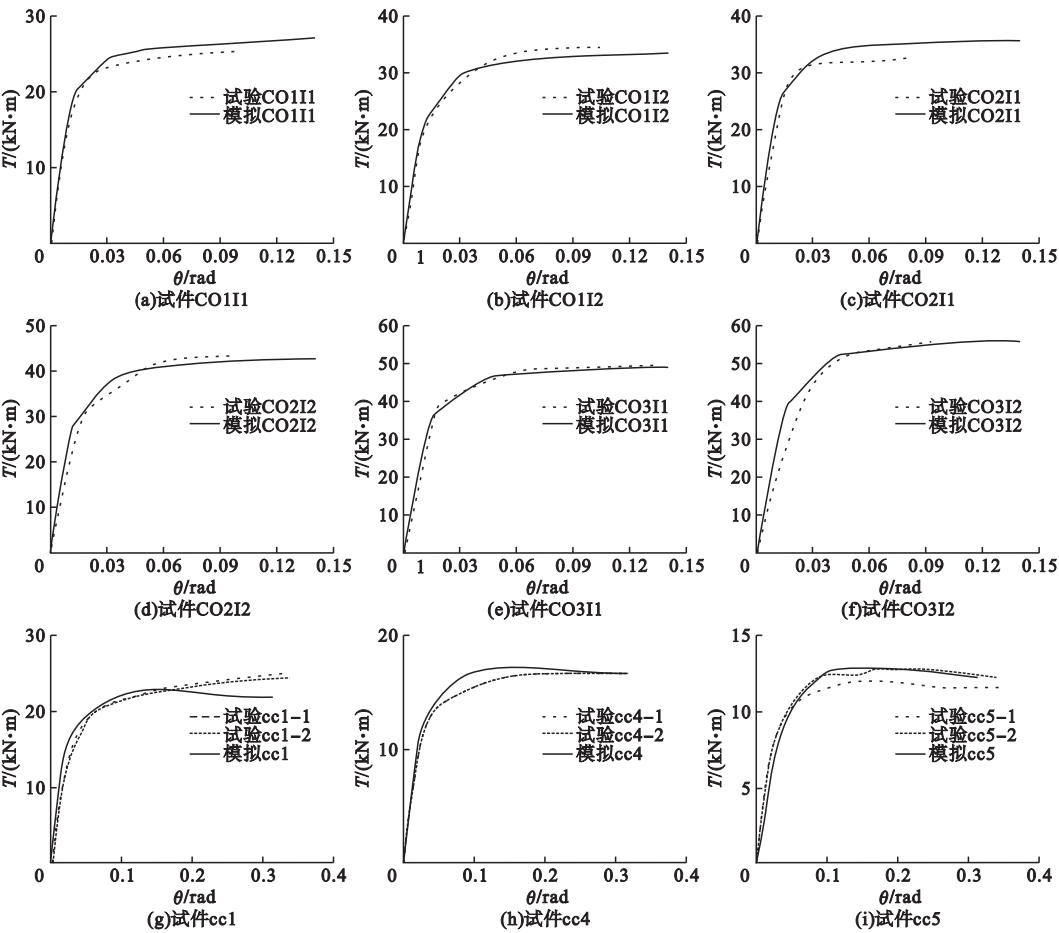


图2 扭矩-转角关系曲线试验与有限元模拟结果对比

Fig.2 Comparisons between test and FEM results of T - θ curves

2 工作机理分析

基于上节建模方法,建立圆中空夹层钢管混凝土叠合构件纯扭有限元模型,基本参数为:尺寸 $D \times L = 220\text{ mm} \times 660\text{ mm}$,空心率 $\chi = 0.45 (\chi = D_i/D)$,混凝土保护层厚度为20 mm,夹层混凝土为C60,管外混凝土为C40,外钢管尺寸 $D_o \times t_o = 154\text{ mm} \times 3\text{ mm}$,内钢管尺寸 $D_i \times t_i = 99\text{ mm} \times 3\text{ mm}$,内、外钢管均采用Q345的钢材,纵筋为8 Φ 12($f_{yz} = 335\text{ MPa}$),箍筋为 $\Phi 6@100 (f_{ys} = 235\text{ MPa})$ 。

2.1 扭矩-转角关系曲线分析

图3为典型构件 T - θ 关系曲线,圆中空

夹层钢管混凝土叠合构件受扭全过程的 T - θ 关系曲线,没有出现明显下降段,表现出良好的抗扭性能和延性性能,构件 T - θ 关系曲线大致可以分成以下3个阶段:

- (1)弹性阶段(OA):此阶段, T - θ 呈线性关系,构件总体上处于弹性阶段,A点为弹性阶段极限。
- (2)弹塑性阶段(AB):此阶段,转角的增长速度明显快于扭矩的增长速度,曲线表现出明显的非线性关系,管外混凝土裂缝的数量不断增加,B点是扭矩峰值点,依据文献[4],结合 T - θ 曲线特征定义外钢管中部横截面的外边缘最大剪应变为0.01时的点为

峰值扭矩。

(3)塑性阶段(BC):此阶段,转角变形迅速发展,扭矩有轻微下降,但总体趋于平缓。

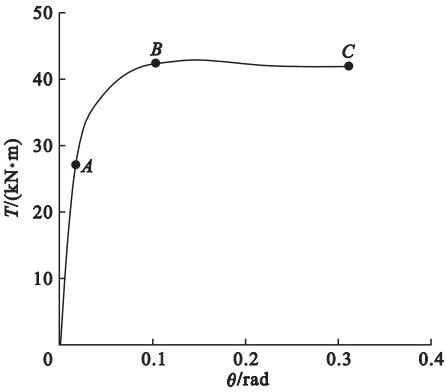


图 3 典型构件的扭矩 - 转角关系曲线
Fig. 3 $T-\theta$ curve of the typical components

2.2 钢管与箍筋应力分析

图 4 为构件 $T-\theta$ 关系曲线对应各特征点处内、外钢管和靠近端部箍筋的 Mises 应力分布云图。在 A 点,外钢管端部进入弹塑性阶段,中部 Mises 应力达到屈服强度的 70% 以上,内钢管与箍筋的 Mises 应力相对

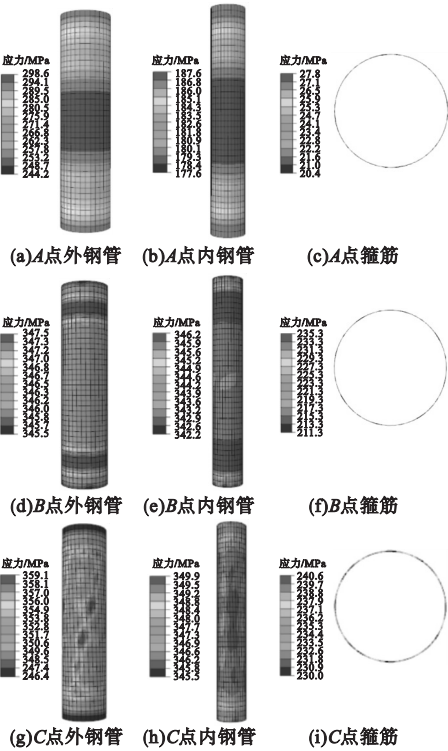


图 4 钢材各点 Mises 应力云图

Fig. 4 Mises stress diagrams at various points of steel

较小,其中,箍筋应力最大为 27.8 MPa,仅为箍筋屈服强度的 11.8%,说明 A 点之前箍筋作用很小。B 点时,外钢管应力全部达到屈服强度,内钢管接近全部屈服,箍筋最大应力达到 235.3 MPa,超过屈服强度。到 C 点,内、外钢管以及箍筋均已完全屈服,且外钢管应力沿轴线约 45° 方向分布较大,构件塑性变形得到充分发展。

2.3 外钢管与管外混凝土相互作用

外钢管与管外混凝土之间的相互作用力如图 5 所示。 P_1 和 P_2 分别为构件中部横截面外钢管与管外混凝土之间在点 1 和点 2 的相互作用力,可见, P_1 和 P_2 基本重合,表明外钢管与管外混凝土之间相互作用力分布较为均匀。原因是受扭初期构件处于弹性阶段,外钢管的泊松比大于混凝土,其横向变形速度快于混凝土, P 存在且有增大趋势;构件进入弹塑性阶段时,混凝土泊松比逐渐增大,横向变形速度开始快于外钢管,二者逐渐脱离接触, P 开始不断减小至 0;随着加载的继续,混凝土横向变形受到箍筋的约束,而外钢管横向变形继续增加使二者重新接触, P 开始逐渐增大。

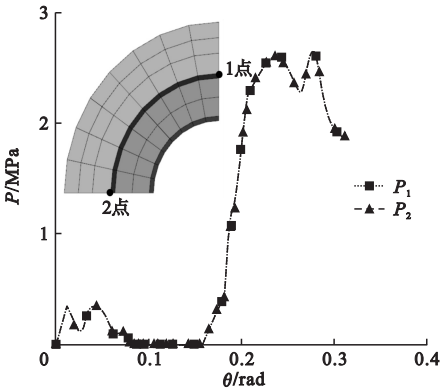


图 5 外钢管与管外混凝土的相互作用变化规律
Fig. 5 Variations of interaction between out steel tube and out concrete

3 参数分析

在上节算例的基础上,只改变其中一个参数,而其他参数保持不变,考察空心率

(χ)、外钢管强度(f_{sy0})、夹层混凝土强度($f_{cu,core}$)、内钢管强度(f_{syi})、管外混凝土强度($f_{cu,out}$)、外钢管径厚比(D_o/t_o)、外钢管直径(D_o)、内钢管径厚比(D_i/t_i)和箍筋间距(s)等参数对圆中空夹层钢管混凝土叠合构件抗扭承载力和初始刚度的影响,各参数对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响如图6所示。

3.1 空心率

图6(a)为空心率(χ)对构件 $T-\theta$ 关系

曲线的影响。将 χ 由0.35增大为0.45和0.55,抗扭承载力由38.4 kN·m增大至42.0 kN·m、46.8 kN·m,分别增大了9.4%和21.9%;初始刚度由1 220.3 (kN·m²)/rad增大至1 232.1 (kN·m²)/rad、1 291.5 (kN·m²)/rad,分别增大了1.0%和5.8%。因为,随着 χ 增大,构件含钢管率增大,内钢管抗扭承载力提高、初始刚度增大。

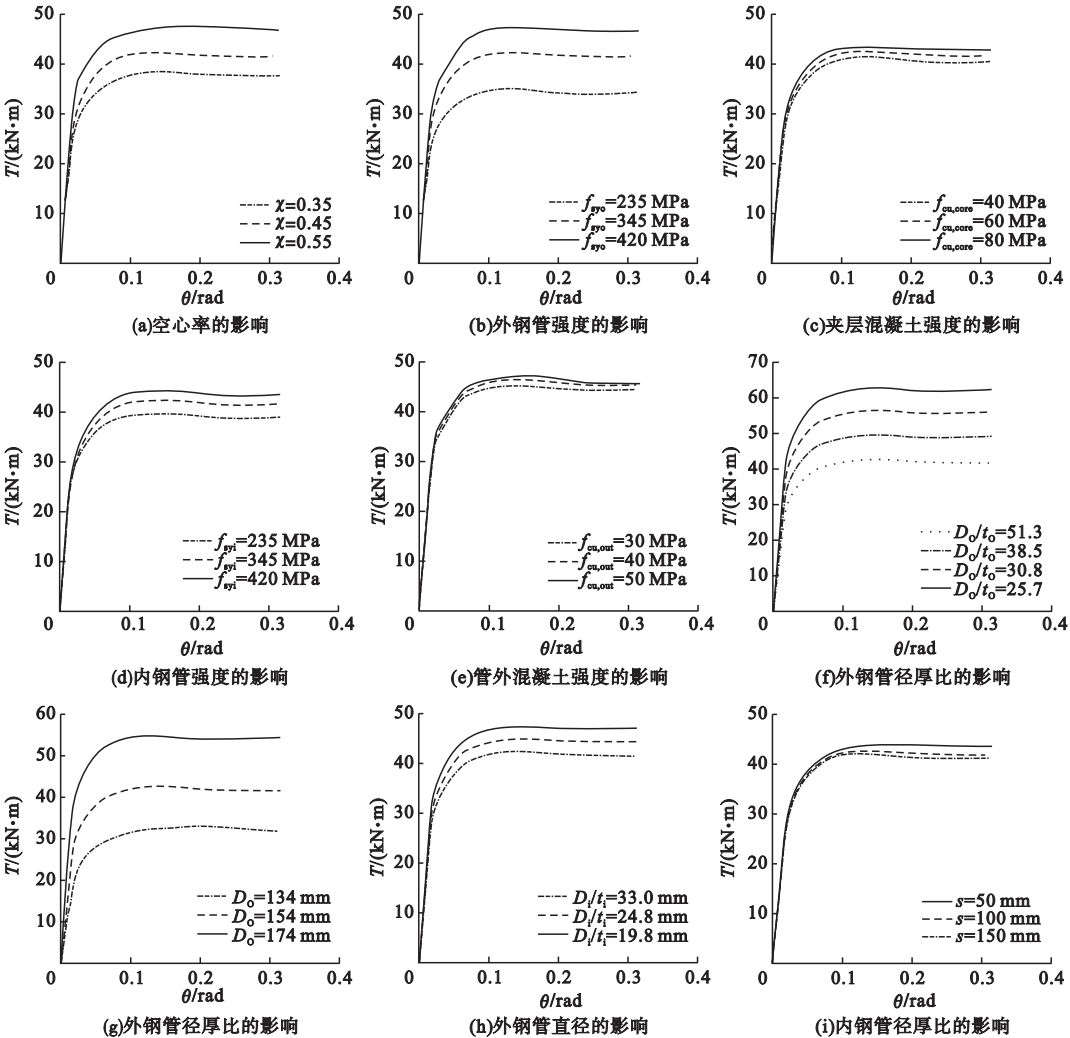


图6 各参数对扭矩-转角关系曲线的影响

Fig. 6 Influence of parameters on $T-\theta$ relation curves

3.2 外钢管强度

图6(b)为外钢管强度(f_{sy0})对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。当 f_{sy0} 从Q235提高到Q345和Q420,抗扭承载力由34.7 kN·m增

大至42.0 kN·m、46.9 kN·m,分别增大了21.0%和35.2%;各 $T-\theta$ 曲线弹性段几乎重合,初始刚度基本没有变化。因为,随着 f_{sy0} 提高,外钢管抗扭承载力增大,其对夹层

混凝土约束作用增强,夹层混凝土抗扭承载力也随之提高,因不同强度钢材的剪切模量基本相同,所以,初始刚度基本无变化。

3.3 夹层混凝土强度

图6(c)为夹层混凝土强度($f_{cu,core}$)对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。当 $f_{cu,core}$ 由 C40 提高到 C60 和 C80,抗扭承载力由 40.7 kN·m 增大至 42.0 kN·m、43.1 kN·m,分别增大了 3.2% 和 5.9%;初始刚度由 1 219.6 (kN·m²)/rad 增大至 1 232.1 (kN·m²)/rad、1 247.5 (kN·m²)/rad,分别增大了 1.0% 和 2.3%。因为,随着 $f_{cu,core}$ 的提高,夹层混凝土的弹性模量增大、抗拉强度提高。因此, $f_{cu,core}$ 提高,构件抗扭承载力和初始刚度均增大,但增大幅度较小。

3.4 内钢管强度

图6(d)为内钢管强度(f_{syi})对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。当 f_{syi} 从 Q235 提高到 Q345 和 Q420,抗扭承载力由 39.4 kN·m 增大至 42.0 kN·m、43.6 kN·m,分别增大了 6.6% 和 10.7%;初始刚度基本没有变化。可见, f_{syi} 提高,构件抗扭承载力有较大提高,但初始刚度基本没有变化。

3.5 管外混凝土强度

图6(e)为管外混凝土强度($f_{cu,out}$)对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。当 $f_{cu,out}$ 从 C30 提高到 C40 和 C50,抗扭承载力由 40.9 kN·m 增大至 42.0 kN·m、42.8 kN·m,分别增大了 2.7% 和 4.6%;初始刚度略微增大,但曲线后期下降趋势更为明显。可见,提高 $f_{cu,out}$ 对构件抗扭承载力和初始刚度的提高作用不大,反而会降低构件的延性性能。

3.6 外钢管径厚比

图6(f)为外钢管径厚比(D_o/t_o)对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。保持 D_o 不变,将外钢管厚度从 3 mm 增大到 4 mm、5 mm 和 6 mm,即 D_o/t_o 由 51.3 减小为 38.5、30.8 和 25.7,抗扭承载力由 42.0 kN·m 增大至 48.7 kN·m、55.4 kN·m、61.6 kN·m,分别增

大了 16.0%、31.9% 和 46.7%;初始刚度由 1 232.1 (kN·m²)/rad 增大至 1 397.9 (kN·m²)/rad、1 557.0 (kN·m²)/rad、1 712.2 kN·m²/rad,分别增大了 13.5%、26.4% 和 39.0%。因此,减小 D_o/t_o 能显著提高构件抗扭承载力和初始刚度。

3.7 外钢管直径

图6(g)为外钢管直径(D_o)对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。 D_o/t_o 不变,将 D_o 从 134 mm 增大到 154 mm 和 174 mm,抗扭承载力由 32.4 kN·m 增大至 42.0 kN·m、54.1 kN·m,分别增大了 26.9% 和 67.0%;初始刚度由 740.6 (kN·m²)/rad 增大至 1 232.1 (kN·m²)/rad、1 949.6 (kN·m²)/rad,分别增大了 66.4% 和 163.2%。因为, D_o 增大,外钢管占构件比例随之增大。因此,其抗扭承载力和初始刚度均显著提升。

3.8 内钢管径厚比

图6(h)为内钢管径厚比(D_i/t_i)对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。保持 D_i 不变,将 t_i 从 3 mm 增大到 4 mm 和 5 mm,即 D_i/t_i 比由 33.0 减小为 24.8 和 19.8,抗扭承载力由 42.0 kN·m 增大至 44.3 kN·m、46.6 kN·m,分别增大了 5.5% 和 11.0%;初始刚度由 1 232.1 (kN·m²)/rad 增大至 1 276.5 (kN·m²)/rad、1 317.6 (kN·m²)/rad,分别增大了 3.6% 和 6.9%。可见,构件抗扭承载力和初始刚度随 D_i/t_i 比减小有较大提高。

3.9 箍筋间距

图6(i)为箍筋间距(s)对构件 $T-\theta$ 关系曲线的影响。当 s 由 50 mm 增大为 100 mm 和 150 mm,抗扭承载力由 42.8 kN·m 下降至 42.0 kN·m、41.5 kN·m,分别降低了 1.9% 和 3.0%;初始刚度基本无变化。可见, s 增大,构件抗扭承载力略微降低,初始刚度无变化。

4 纯扭极限承载力公式

当构件达到峰值扭矩时,管外混凝土与

外钢管之间基本没有相互作用力。根据叠加原理,可将圆中空夹层钢管混凝土叠合构件抗扭承载力 T_{uc} 分成由圆 CFDST 部件抗扭承载力 T_{CFDST} 和管外钢筋混凝土部件抗扭承载力 T_{cr} 相叠加,计算公式如下:

$$T_{uc} = T_{CFDST} + T_{cr}. \quad (1)$$

根据文献[14], T_{CFDST} 计算公式如下:

$$T_{CFDST} = \gamma_t W_{sct} \tau_{scy} + W_{si} \tau_{yi}. \quad (2)$$

$$\gamma_t = (0.041 \ 4\chi - 0.382\chi^2 + 0.266 \ 9) \ln \xi - 0.182 \ 6\chi + 1.301 \ 3. \quad (3)$$

$$\tau_{scy} = (0.422 + 0.313\alpha^{2.33}) \xi^{0.134} f_{osc}. \quad (4)$$

$$f_{osc} = C_1 \chi^2 f_{sy0} + C_2 (1.14 + 1.02\xi) f_{ck}. \quad (5)$$

$$W_{sct} = \frac{\pi(D_o^4 - D_i^4)}{16D_o}. \quad (6)$$

$$W_{si} = \frac{\pi(D_i^4 - (D_i - 2t_i)^4)}{16D_i}. \quad (7)$$

$$\tau_{yi} = f_{syi} / \sqrt{3}. \quad (8)$$

式中: γ_t 为抗扭承载力计算系数; C_1 、 C_2 为计算系数, $C_1 = \alpha / (1 + \alpha)$ 、 $C_2 = (1 + \alpha_n) / (1 + \alpha)$; χ 、 α 、 α_n 分别为 CFDST 构件空心率、含钢率与名义含钢率, $\chi = D_i / (D_o - 2t_o)$ 、 $\alpha = A_{so} / A_c$ 、 $\alpha_n = A_{so} / A_{oe}$; D_o 、 D_i 分别为外、内钢管的外直径; t_i 为内钢管厚度; A_c 、 A_{ce} 分别为夹层混凝土的横截面积和名义核心混凝土的横截面积; A_{so} 、 A_{si} 分别为外、内钢管的横截面积; ξ 为名义约束效应系数, $\xi = f_{sy0} \alpha_n / f_{ck}$; f_{osc} 为外钢管和夹层混凝土截面的轴压强度; f_{sy0} 、 f_{ck} 分别为外钢管屈服强度与混凝土轴心抗压强度标准值, $f_{ck} = 0.67f_{cu}$; W_{sct} 、 τ_{scy} 分别为外钢管和夹层混凝土截面的抗扭模量与抗扭极限强度; W_{si} 、 τ_{yi} 、 f_{syi} 分别为内钢管的截面抗扭模量、抗扭极限强度以及屈服强度。

根据文献[15], T_{cr} 计算公式如下:

$$T_{cr} = 0.35f_{tk} W_{to} + 1.2\sqrt{\zeta} f_{yg} \frac{A_{stl} A_{ccr}}{s}. \quad (9)$$

$$W_{to} = \frac{\pi D^3}{12} - \frac{\pi D_o^3}{12}. \quad (10)$$

$$\zeta = \frac{f_{yz} A_{stl} s}{f_{yg} A_{stl} u_{cor}}. \quad (11)$$

式中: f_{tk} 为混凝土轴心抗拉强度标准值, 取值参考文献[15]; W_{to} 为管外混凝土截面受扭塑性抵抗矩; A_{cor} 为箍筋包围部分面积, $A_{cor} = \pi d_{cor}^2 / 4$; d_{cor} 为箍筋内表面直径; ζ 为纵筋与箍筋的配筋强度比, $0.6 \leq \zeta \leq 1.7$; A_{stl} 、 A_{stl} 分别为箍筋单肢截面与全部纵筋截面的面积; f_{yg} 、 f_{yz} 分别为箍、纵筋屈服强度; D 为构件截面直径, s 为箍筋间距; u_{cor} 为钢筋混凝土截面核心部分周长, $u_{cor} = \pi d_{cor}$ 。

因此, 圆中空夹层钢管混凝土叠合构件抗扭承载力计算公式如下:

$$T_{uc} = \gamma_t W_{sct} \tau_{scy} + W_{si} \tau_{yi} + 0.35f_{tk} W_{to} + 1.2\sqrt{\zeta} f_{yg} \frac{A_{stl} A_{cor}}{s}. \quad (12)$$

为充分检验上述计算公式的准确性, 图7给出了上节不同参数对应构件的抗扭承载力公式计算值 T_{uc} 与模拟值 T_{FE} 的对比结果, 可知 T_{uc}/T_{FE} 的平均值为 0.903, 标准差为 0.023, 公式计算值与模拟值较为接近, 公式计算总体偏于安全。

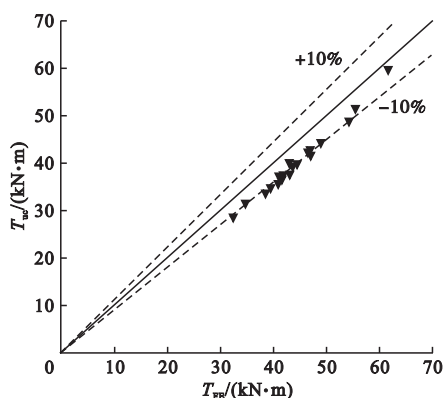


图7 公式计算值与模拟值对比

Fig. 7 Comparisons of calculation values of formula with FEM values

5 结论

(1) 纯扭作用下圆中空夹层钢管混凝土叠合构件受扭全过程可分为弹性、弹塑性和塑性3个工作阶段; 构件具有良好的抗扭性能和延性性能。

(2) 外钢管的强度、直径与径厚比是影响圆中空夹层钢管混凝土叠合构件抗扭承载力的关键参数。外钢管强度由 Q235 提高到 Q345 和 Q420, 抗扭承载力分别增大了 21.0% 和 35.2%; 外钢管直径由 134 mm 增大为 154 mm、174 mm, 抗扭承载力分别增大了 26.9% 和 67.0%; 外钢管径厚比由 51.3 减小至 38.5、30.8 和 25.7, 抗扭承载力分别增大了 16.0%、31.9% 和 46.7%。

(3) 笔者提出的圆中空夹层钢管混凝土叠合构件抗扭承载力简化计算公式计算值与模拟值的平均比值为 0.903, 标准差为 0.023, 简化计算公式能满足工程设计要求, 可为此类构件工程应用提供参考。

参考文献

- [1] 任庆新, 丁纪楠, 李明伦, 等. 中空钢管混凝土叠合柱偏压力学性能研究[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2021, 37(1): 35–42.
(REN Qingxin, DING Ji'nan, LI Minglun, et al. Research on mechanical properties of hollow concrete-encased concrete filled steel tube under eccentric compression [J]. Journal of Shenyang jianzhu university (natural science), 2021, 37(1): 35–42.)
- [2] REN Q X, HAN L H, HOU C, et al. Concrete-encased CFST columns under combined compression and torsion: experimental investigation [J]. Journal of constructional steel research, 2017, 138: 729–741.
- [3] LI S, HAN L H, HOU C. Concrete-encased CFST columns under combined compression and torsion: analytical behaviour [J]. Journal of constructional steel research, 2018, 144: 236–252.
- [4] HUANG H, HAN L H, ZHAO X L. Investigation on concrete filled double skin steel tubes (CFDSTs) under pure torsion [J]. Journal of constructional steel research, 2013, 90: 221–234.
- [5] WANG Y H, LU G B, ZHOU X H. Experimental study of the cyclic behavior of concrete-filled double skin steel tube columns subjected to pure torsion [J]. Thin-walled structures, 2018, 122: 425–438.
- [6] FAN J H, WANG W D, SHI Y L, et al. Torsional behaviour of tapered CFDST members with large void ratio [J]. Journal of building engineering, 2022, 52: 104434.
- [7] 韩林海. 钢管混凝土结构: 理论与实践[M]. 北京: 科学出版社, 2016.
(HAN Linhai. Concrete filled steel tubular structures: theory and practice [M]. Beijing: Science Press, 2016.)
- [8] ZHAO X M, WU Y F, LEUNG A Y T. Analyses of plastic hinge regions in reinforced concrete beams under monotonic loading [J]. Engineering structures, 2012, 34: 466–482.
- [9] American Concrete Institute. Building code requirements for structural concrete and commentary: ACI318-11 [S]. Detroit: ACI, 2011.
- [10] HILLERBORG A, M M, PETERSSON P E. Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements [J]. Cement and concrete research, 1976, 6(6): 773–781.
- [11] HAN L H, AN Y F. Performance of concrete-encased CFST stub columns under axial compression [J]. Journal of constructional steel research, 2014, 93: 62–76.
- [12] ATTARD M M, SETUNGE S. Stress-strain relationship of confined and unconfined concrete [J]. ACI materials journal, 1996, 93(5): 432–442.
- [13] HAN L H, YAO G H, TAO Z. Performance of concrete-filled thin-walled steel tubes under pure torsion [J]. Thin-walled structures, 2007, 45(1): 24–36.
- [14] 中国土木工程学会. 中空夹层钢管混凝土结构技术规程: T/CCES7—2020 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2020.
(China Civil Engineering Society. Technical specification for concrete-filled double skin steel tubular structures: T/CCES7—2020 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2020.)
- [15] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范: GB50010—2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
(Ministry of Housing and Urban Rural Development of the RPC. Code for design of concrete structures: GB50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture and Building Press, 2011.)

(责任编辑: 王国业 英文审校: 唐玉兰)