

轴压下FRP管-混凝土-钢管组合柱可靠性分析

高海洋, 王连广, 陈百玲

(东北大学 资源与土木工程学院, 辽宁 沈阳 110819)

摘要: 以85个FRP管-混凝土-钢管双壁空心柱(double-skin tubular column, DSTC)轴压试验数据作为统计样本, 评估了几种现有FRP约束混凝土强度模型, 最终选择Teng模型进行可靠性分析, 并确定了强度模型误差和构件抗力的最佳概率分布. 运用JC法对DSTC进行可靠度计算. 结果表明: 可靠指标随着钢管强度、中空率和含钢率的提高而升高, 而对混凝土强度的变化不敏感. FRP约束应力的增加会导致可靠指标的下降. 基于可靠指标目标3.7, 提出一个适用于DSTC的抗力分项系数表达式.

关键词: DSTC; 强度模型; 可靠性分析; JC法; 抗力分项系数; FRP

中图分类号: TU 312.1

文献标志码: A

文章编号: 1005-3026(2024)03-0430-09

Reliability Analysis of FRP-Concrete-Steel Tubular Composite Column Under Axial Compression

GAO Hai-yang, WANG Lian-guang, CHEN Bai-ling

(School of Resources & Civil Engineering, Northeastern University, Shenyang 110819, China. Corresponding author: WANG Lian-guang, E-mail: wanglianguang@mail.neu.edu.cn)

Abstract: Several existing FRP-confined concrete strength models were evaluated by using 85 FRP-concrete-steel DSTC (double-skin tubular column) axial compression test data as statistical samples. Finally, Teng's model was selected for reliability analysis, and the optimal probability distributions of strength model error and resistance were determined. The reliability of DSTC was calculated using the JC method. The results show that the reliability index increases with the increase of steel tube strength, hollow ratio and steel ratio, while it is not significantly influenced by concrete strength. The increase in FRP confining stress leads to the decrease in reliability index. Based on the target reliability index of 3.7, a new expression of resistance partial factor is proposed for DSTC.

Key words: double skin tubular column(DSTC); strength model; reliability analysis; JC method; resistance partial factor; fiber reinforced polymer

DSTC是一种由外FRP管、内钢管和两管之间的夹层混凝土组成的中空组合构件. 这种组合构件综合了空心混凝土柱以及FRP、混凝土和钢三种材料的优点, 具有优异的结构性能和耐久性. 对于FRP约束实心混凝土的受压性能已有多位学者进行过研究^[1-3], 并提出了多种FRP约束混凝土应力-应变模型, 但对于DSTC构件的强度模型研究相对较少. Yu等^[4]考虑了空心率对混凝土压缩应变的影响, 并修订了原Teng等^[2]的混凝土约束模型. Lignola等^[3]基于统一理论, 通过校

准三轴试验数据, 得出了适用于DSTC的约束混凝土强度模型. Li等^[5]发现Teng等^[1]的FRP混凝土约束模型同样适用于DSTC构件. 然而, 这些模型是在一定时期基于有限的数据库开发的, 对于更广泛的数据库来说, 模型的预测未必准确, 因此, 这些模型的准确性和适用性还有待验证.

关于FRP约束混凝土受压构件和结构的可靠性已有研究^[6-8]. 然而, 现有研究均是以实心构件为研究对象, 没有考虑空心率及内钢管的影响. FRP约束混凝土实心构件与FRP-混凝土-钢

管组合构件两者设计承载力计算公式不同,已有文献的研究结果也不能直接地用于分析 DSTC 构件.而随着 FRP-混凝土-钢管组合构件的研究和现场应用的迅速发展,越来越需要建立基于概率的设计方法来设计 DSTC 组合构件.本文选择了预测 DSTC 组合构件极限抗压强度的经验模型,并使用收集到的圆形截面 DSTC 轴压试验数据,估计了强度模型的不确定性(统计参数和最佳拟合分布).通过考虑每个设计变量的统计参数和分布类型,采用蒙特卡罗模拟技术获得了 DSTC 组合构件抗力的统计参数.在此基础上,运用 JC 法对 DSTC 进行可靠性分析,研究的影响因素包括材料强度、中空率、钢管含钢率、荷载效应比和 FRP 约束应力.最后,考虑 FRP 相关设计变量的不确定性,提出适用于 DSTC 构件的抗力分项系数表达式.

1 组合柱的承载力计算

1.1 DSTC 混凝土受压强度模型

DSTC 的截面形式如图 1 所示,其抗压承载力(N_u)由钢管和约束混凝土承载力两部分组成:

$$N_u = f'_{cc} A_c + f_{ys} A_s \quad (1)$$

式中, f'_{cc} 为约束混凝土的极限强度; f_{ys} 为钢管的屈服强度; A_c, A_s 分别为混凝土和钢管的横截面积.

Teng 等^[1]基于试验数据得到了 DSTC 混凝土的抗压强度模型,见式(2).该模型忽略了钢管对混凝土的横向约束,仅考虑其竖向贡献.

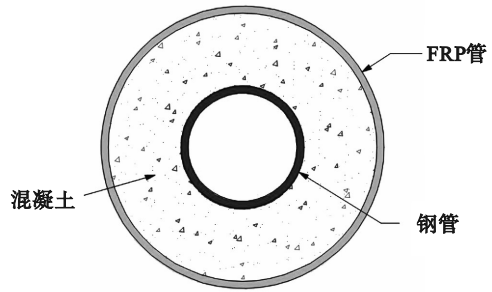


图 1 FRP 管-混凝土-钢管组合柱截面示意图
Fig. 1 Cross-section of FRP-concrete-steel DSTC

$$\frac{f'_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.5 \frac{f_1}{f_{co}} \quad (2)$$

$$f_1 = \frac{E_{FRP} t_{FRP} \epsilon_{ru}}{R_o} \quad (3)$$

$$\epsilon_{ru} = \kappa \epsilon_{FRP} \quad (4)$$

式中: E_{FRP}, t_{FRP} 分别为 FRP 的环向弹性模量和管壁厚度; ϵ_{ru} 为 FRP 的环向断裂应变; ϵ_{FRP} 为通过裂盘试验获得的 FRP 极限拉伸应变; f_1 为 FRP 提供的最大约束应力,代表 FRP 约束水平; f_{co}, R_o 分别为混凝土的抗压强度和外半径; κ 为有效横向断裂应变系数,本文根据 Harries 等^[9]的建议采用 $\kappa=0.58$.

为了评估现有强度模型的准确性,本文收集了 85 个 DSTC 的试验数据,如表 1 所示.收集的试验数据包括:混凝土的外直径(D_o)为 100~402 mm,钢管的外直径(D_s)为 42~324 mm,空心率为 0.25~0.81,FRP 管壁厚度为 0.12~10 mm,其环向弹性模量为 10~251 GPa,混凝土抗压强度为 29.3~113.8 MPa,钢管屈服强度为 307.2~471.7 MPa,钢管壁厚度(t_s)为 1.5~9.3 mm.

表 1 FRP 管-混凝土-钢管组合柱试验数据
Table 1 Test data of FRP-concrete-steel DSTCs

数据来源	试件数量	D_o /mm	D_s /mm	t_s /mm	f_{co} /MPa	f_{ys} /MPa	FRP 类型
文献[10]	6	152.5	76.1	3.2	39.64	352.67	GFRP
文献[11]	18	152.5	42~115	2.1~5.2	36.7~46.7	337.8~406.2	GFRP
文献[12]	8	194.6~195.3	114/140	2.5~8.16	29.3~32.5	313~363	GFRP/CFRP
文献[13]	6	401.0/402.0	245.8/323.6	8.0/9.3	29.3~40.1	307.2~316.3	GFRP
文献[14]	14	152.5	60.3~114.3	3.2~6.0	49.8/113.8	314.2~459.4	AFRP/CFRP
文献[15]	10	152.5	60.3~114.3	3.2~6.0	96.2	318.3~446.4	GFRP
文献[16]	12	204.4~320.0	120~219	4.5~6.0	40.9~104.4	319.4~419.5	GFRP
文献[17]	11	100	48	1.5~3.0	35.6~40.0	350.0~471.7	CFRP

选择 8 种强度模型预测 DSTC 混凝土的极限强度,并将预测结果与试验数据进行比较.基于从文献[10~17]中收集到的 DSTC 试验结果,采用平均值(AV)、标准差(SD)和变异系数(CV)3 个统计指标对现有强度模型进行评估,如图 2 和表

2 所示.在图 2 中,实线是试验结果等于预测结果的基准线,上下虚线分别是正负 15% 的参考线. Lignola 等^[3]、Marques 等^[18]、Binici^[19]和 Xiao 等^[20]的模型高估了双管约束混凝土的极限强度,试验值与预测值比值的平均值分别为 0.89, 0.91, 0.91

和 0.92. Harries 等^[21]、Yu 等^[4]、Pham 等^[22]模型低估了混凝土的极限强度, 试验值与预测值比值的平均值分别为 1.21, 1.18 和 1.14. 相比之下, Teng

等^[1]提出的模型形式简单且准确性良好. 为此, 本文选取 Teng 等^[1]强度模型进行可靠性分析.

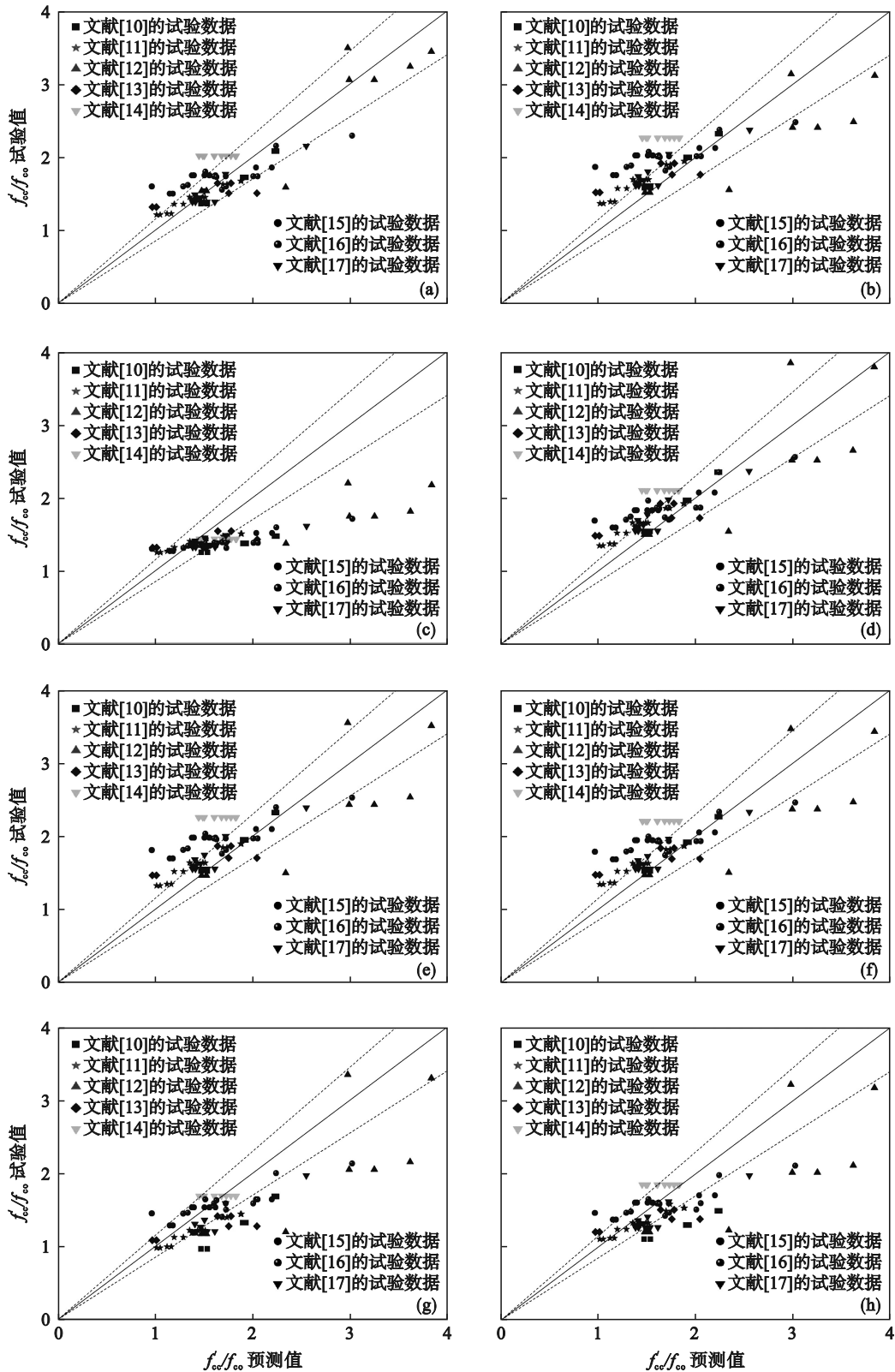


图 2 不同强度模型的计算结果对比

Fig. 2 Comparison of ultimate strengths from different models

- (a)—Teng 等的模型; (b)—Lignola 等的模型; (c)—Harries 等的模型; (d)—Marques 等的模型;
- (e)—Binici 的模型; (f)—Xiao 等的模型; (g)—Yu 等的模型; (h)—Pham 等的模型.

表2 现有FRP约束混凝土强度模型计算结果
Table 2 Calculation results of strength models of existing FRP-confined concrete

模型	极限强度	AV	SD	CV
Teng等 ^[1]	$\frac{f'_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.5 \frac{f_1}{f_{co}}$	0.987	0.124	0.127
Lignola等 ^[3]	$f'_{cc} = f_{co} \left(-1.254 + 2.254 \sqrt{1 + 7.94 \frac{f_1}{f_{co}}} - 2 \frac{f_1}{f_{co}} \right)$	0.893	0.117	0.130
Yu等 ^[4]	$\frac{f'_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.5(\rho_K - 0.01)\rho_e, \rho_K \geq 0.01$ $\rho_K = \frac{E_{FRP} t_{FRP}}{f_{co} R_o / \epsilon_{co}}, \rho_e = \frac{0.586 \epsilon_{ru}}{\epsilon_{co}}$	1.184	0.163	0.137
Marques等 ^[18]	$f'_{cc} = f_{co} + k_1 f_1, k_1 = 6.7 f_1^{-0.17}$	0.913	0.118	0.128
Binici ^[19]	$f'_{cc} = f_{co} \left(\sqrt{1 + 9.9 \frac{f_1}{f_{co}}} + \frac{f_1}{f_{co}} \right)$	0.907	0.119	0.130
Xiao等 ^[20]	$\frac{f'_{cc}}{f_{co}} = 1 + 3.24 \left(\frac{f_1}{f_{co}} \right)^{0.8}$	0.919	0.123	0.132
Harries等 ^[21]	$f'_{cc} = f_{co} + 4.269 f_1^{0.587}$	1.211	0.196	0.161
Pham等 ^[22]	$f'_{cc} = 0.91 f_{co} + 1.88 f_1 + 7.6 \frac{t_{FRP}}{D_o}$	1.139	0.156	0.137

注: ρ_K, ρ_e 分别为约束混凝土的约束刚度比和应变比; ϵ_{co} 为无约束混凝土的极限应变。

1.2 强度模型的不确定性

在约束混凝土极限强度的计算过程中,采用Teng等^[1]的模型将引起一定的误差,此误差由强度模型的不确定系数(Ω_p)描述,表示试验实测极限强度(f'_{cc}_{exp})与Teng等^[1]模型计算极限强度(f'_{cc}_{cal})之间的比值,其不确定性系数 Ω_p 均值和变异系数分别为0.987和0.127.利用收集到的DSTC试验数据为统计样本,分别采用正态、对数正态、威布尔、伽玛分布进行数值拟合,得到强度模型的误差直方图,见图3.

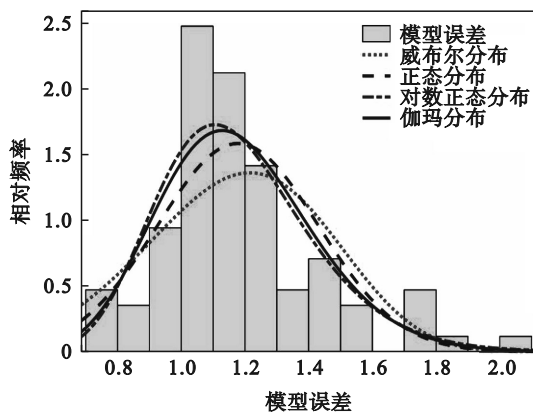


图3 计算模型误差直方图

Fig. 3 Calculation model error histogram

由图3可知,对数正态和伽玛分布的峰值点更接近直方图,它们所对应的对数似然值分别为36.92和36.39.对数似然值的绝对值越小,则说明模型拟合得越好,因此,选择伽玛分布作为强度模型误差的最优分布.

1.3 设计变量的不确定性

由GB 50608—2020中的设计条款^[23]可知,混凝土抗压强度 f_{co} 、FRP管环向抗拉强度 f_{FRP} 、FRP管管壁厚度 t_{FRP} 、混凝土外直径 D_o 、钢管屈服强度 f_{ys} 、空心率 χ (钢管外径与构件外径的比值)和含钢率 ρ_s (钢管截面面积与构件截面面积的比值)是组合柱抗压承载力的主要影响因素.表3和表4给出了每个设计参数的均值系数、变异系数和概率分布类型.

表3 设计参数不确定系数

Table 3 Uncertainty coefficient of design parameters

设计参数	均值系数	变异系数	概率分布类型
FRP壁厚 t_{FRP}	1	0.02	正态
混凝土外径 D_o	1	0.01	正态
混凝土面积 A_c	1	0.05	正态
钢管面积 A_s	1	0.05	正态
恒荷载 S_G	1.060	0.070	正态
办公楼活荷载 S_{QO}	0.524	0.288	极值I型
住宅楼活荷载 S_{QR}	0.644	0.230	极值I型

1.4 设计荷载的统计参数

在结构设计中,荷载效应的组合对结构可靠性有很大影响.常见的荷载效应组合有2种:① $S_G + S_{QR}$;② $S_G + S_{QO}$.本文的统计参数包含均值系数和变异系数,各种荷载的统计参数见表3.当结构上作用多种荷载时,它们以标准值同时作用在结构上的概率极小,因此在进行荷载组合时,应

表 4 材料参数不确定系数
Table 4 Uncertainty coefficient of material parameters

材料参数	钢材		材料参数	混凝土					FRP
	Q235	Q345		C40	C50	C60	C70	C80	
f_{yk}/MPa	235($t \leq 16 \text{ mm}$) 225($t > 16 \text{ mm}$)	345($t \leq 16 \text{ mm}$) 335($t > 16 \text{ mm}$)	f_{ck}/MPa	26.8	32.4	38.5	44.5	50.2	—
f_{ys}/MPa	215($t \leq 16 \text{ mm}$) 205($t > 16 \text{ mm}$)	305($t \leq 16 \text{ mm}$) 295($t > 16 \text{ mm}$)	f_{co}/MPa	19.1	23.1	27.5	31.8	35.9	—
均值系数	1.08	1.09	均值系数	1.342	1.337	1.332	1.292	1.262	1.1
变异系数	0.08	0.07	变异系数	0.156	0.149	0.141	0.121	0.101	0.083
概率分布类型	对数正态		概率分布类型	正态					威布尔

注: f_{yk}, f_{ck} 分别为钢材抗拉强度标准值和混凝土抗压强度标准值。

对各荷载的标准值进行折减. 为了保证结构构件的安全性, 构件的计算极限抗力必须大于或等于从相关规范建议的荷载组合, 见式(5):

$$\gamma_G S_{Gk} + \gamma_Q S_{Qk} \leq \frac{R_k}{\gamma_R} \quad (5)$$

式中: $S_{Gk} = \frac{\gamma_G S_{Gk} + \gamma_Q S_{Qk}}{\gamma_G + \rho \gamma_Q}$; $S_{Qk} = \frac{\rho(\gamma_G S_{Gk} + \gamma_Q S_{Qk})}{\gamma_G + \rho \gamma_Q}$.

其中: R_k 为构件的抗力; ρ 是活荷载和恒荷载的标准值之比, $\rho = \frac{S_{Qk}}{S_{Gk}}$; S_{Gk}, S_{Qk} 分别为恒荷载与活荷载的荷载效应标准值; $\gamma_G, \gamma_Q, \gamma_R$ 分别为恒荷载、活荷载和抗力的分项系数, 使用 GB 50068—2018^[24] 建议的分项系数取值, 当荷载效应对承载力不利情况时, $\gamma_G = 1.3, \gamma_Q = 1.5$.

1.5 构件抗力的统计参数

构件抗力的统计参数采用蒙特卡罗模拟技术推导. 基于表 3 和表 4 中给出的设计变量的统计参数和概率分布类型, 采用蒙特卡罗模拟技术为每个设计变量生成 50 000 个随机样本. 设计参数采用 $D_o = 300 \text{ mm}, \chi = 0.6, f_{FRP} = 689 \text{ MPa}, t_{FRP} = 2 \text{ mm}, \rho_s = 0.05$, 混凝土强度等级为 C40, 钢材种类为 Q235. 考虑到材料、制造和模型精度引起的不确定性, 构件抗力 R 可表示为

$$R = \Omega_p (K_{f1} f_{co} + 3.5\kappa \frac{K_{t1} t_{FRP} K_{f2} f_{FRP}}{K_r R_o}) K_{a1} A_c + K_{f3} f_{ys} K_{a2} A_s \quad (6)$$

其中: K_{f1}, K_{f2}, K_{f3} 分别表示 f_{co}, f_{FRP} 和 f_{ys} 的不确定性系数; K_{a1}, K_{a2}, K_r, K_r 分别表示 A_c, A_s, t_{FRP} 和 R_o 的不确定性系数.

将从模拟中获得的构件抗力进行标准化(即模拟获得的抗力除以抗力设计值), 再分别采用正态、对数正态、威布尔、伽玛分布对标准化抗力进行拟合来确定抗力 R 最合适的概率分布函数.

如图 4 所示, 通过计算分析得到这 4 种分布所对应的对数似然值分别为 $-18 416.6, -15 961.2, -18 935.3, -16 046.7$. 根据对数似然值的绝对值最低准则, 采用对数正态分布作为构件抗力 R 的最合适分布函数.

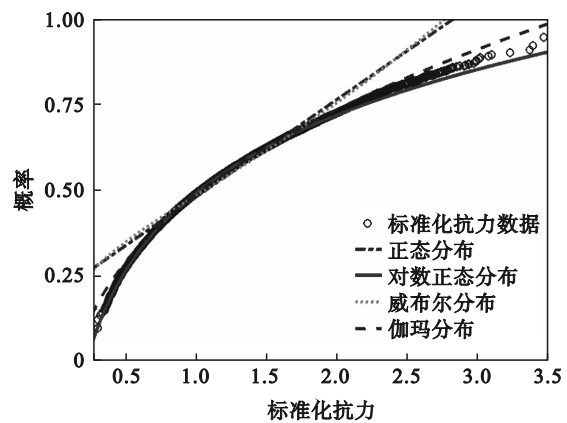


图 4 抗力的最佳概率分布
Fig. 4 Optimal probability distribution of resistance

2 可靠度分析

约束柱的设计强度应大于或等于设计荷载, 以达到一定的安全水平或最小失效概率. 在本研究中, 只考虑了恒荷载和活荷载, 而忽略了地震和侧向荷载(风荷载)的影响, 活荷载考虑办公楼活荷载和住宅楼活荷载两种荷载类型. 根据式(1)和式(5), DSTC 轴压极限状态方程 Z 为

$$Z = R - S_G - S_Q = R - \gamma_G S_{Gk} - \gamma_Q S_{Qk} \quad (7)$$

其中: R 为构件抗力; S_G, S_Q 分别为构件所承受的恒荷载和活荷载.

可靠指标是度量和评估结构可靠性的数量指标, 使用 JC 法^[25] 进行可靠指标的计算. 案例研究采用 1.5 节的设计值, 荷载效应比 $\rho = 0.25$. 在保持其他参数不变的情况下, 研究了材料强度、钢

管含钢率、截面直径、荷载效应比和FRP约束应力对构件可靠指标的影响。

2.1 材料强度的影响

从图 5a 可以看出,随着混凝土强度的增加,办公楼和住宅楼活荷载工况下的可靠指标变化均不明显,可靠指标的平均涨幅仅在 0.56% 左右。当混凝土强度从 40 MPa 增加到 80 MPa 时,住宅楼活荷载工况下的可靠指标从 3.355 增加到 3.374,办公楼活荷载工况下的可靠指标从 3.511 增加到 3.530。办公楼活荷载工况下的可靠指标大于住宅楼,表明住宅楼活荷载工况比办公楼活荷载工况更不利,这也与现有研究结论一致。

从图 5b 可以看出,在使用相同强度等级混凝土时,采用 Q235 钢材比采用 Q345 可靠指标略小。当钢管的抗拉强度从 235 MPa 增加到 345 MPa 时,住宅楼活荷载工况下的可靠指标从 3.355 增加到 3.535,办公楼活荷载工况下的可靠指标从 3.511 增加到 3.698。可靠指标随钢管屈服强度的提高而提高,涨幅约为 5.35%。随着钢管屈服强度的提高, f_{ys} 的均值随之增加,变异系数随之减小,这使得抗力 R 的变异系数减小,可靠指标增大。

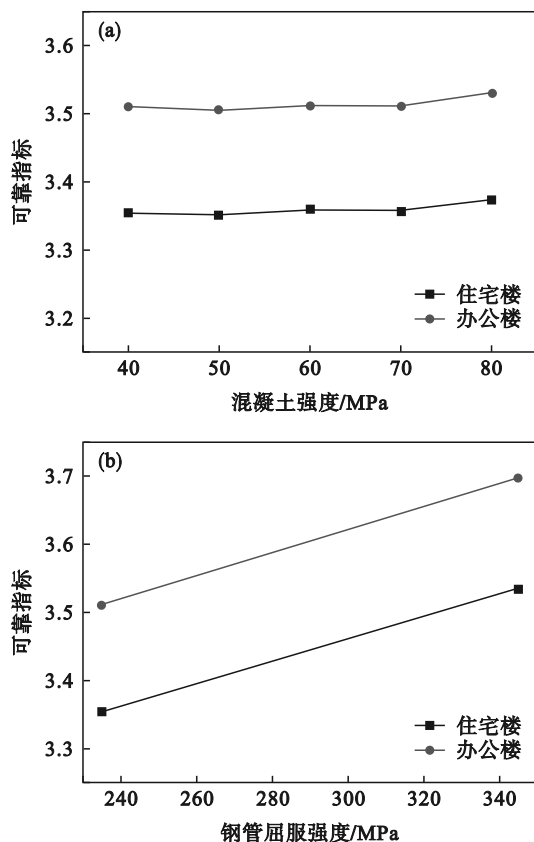


图 5 混凝土和钢管强度对构件可靠指标的影响

Fig. 5 Influence of concrete and steel tube strengths on reliability index of the composite member (a)—混凝土强度; (b)—钢管屈服强度。

2.2 中空率和钢管含钢率的影响

图 6a 显示了构件中空率变化对可靠指标的影响。按照 GB50608—2020^[23] 建议的中空率取值范围,随着中空率从 0.6 增加到 0.8,住宅楼活荷载工况下的可靠指标从 3.355 增加到 3.587,办公楼活荷载工况下的可靠指标从 3.511 增加到 3.753,住宅楼和办公楼可靠指标的平均增长幅度约为 6.92%。随着构件中空率的增加,混凝土含量随之减少,抗力的离散性降低,从而导致可靠指标增加。

由图 6b 可知,住宅楼和办公楼活荷载工况下的可靠指标均随钢管含钢率的增加而增加。当构件中钢含量增加时,混凝土含量降低,而与 FRP 和混凝土相比,钢材的可变性(变异系数)较低,因而随含钢率的增加,可靠指标也会随之提高。当钢管含钢率从 0.05 变化至 0.20 时,住宅楼活荷载工况下的可靠指标从 3.355 增加到 3.976,办公楼活荷载工况下的可靠指标从 3.511 增加到 4.157,其增长幅度相对于其他影响因素更为明显,住宅楼和办公楼可靠指标的平均增长幅度约为 18.46%。

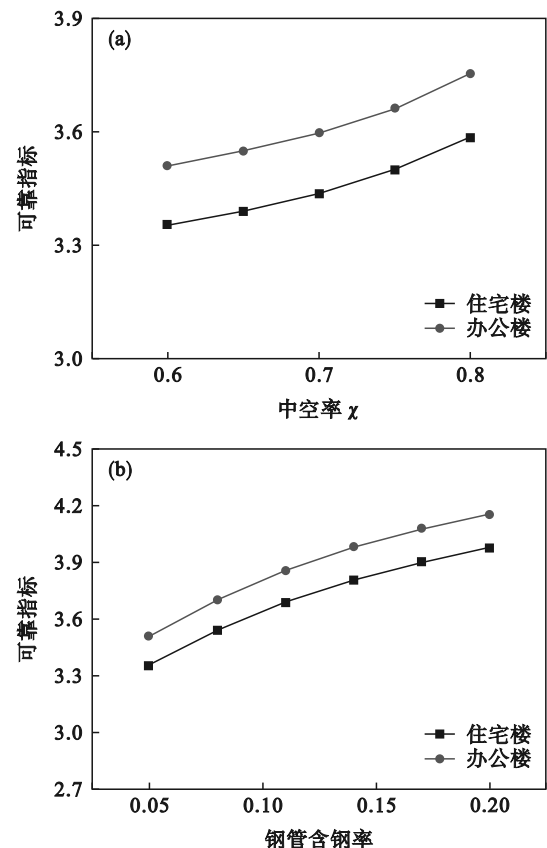


图 6 中空率和钢管含钢量对构件可靠指标的影响

Fig. 6 Influence of hollow ratio and steel ratio on reliability index of the composite member (a)—中空率; (b)—钢管含钢率。

2.3 荷载效应比的影响

如图 7 所示,住宅楼和办公楼的可靠指标都

随着荷载效应比的增加而先升高再平缓下降,当 $\rho=1$ 时,可靠指标最大.原因是当荷载效应比约为 1 时,使用条件极值获得的 $S_{Gk}+S_{Qk}$ 值较小,失效概率越小,可靠指标越大;当 $\rho=0.25$ 时,可靠指标最小;当 $\rho=0.25\sim 4$ 时,可靠指标的变化幅度约为 0.38.在荷载效应比较小的情况下,曲线上升速度较快,荷载效应比对可靠指标的影响较明显;在荷载效应比较大的情况下,可靠指标随其增大而平缓下降.

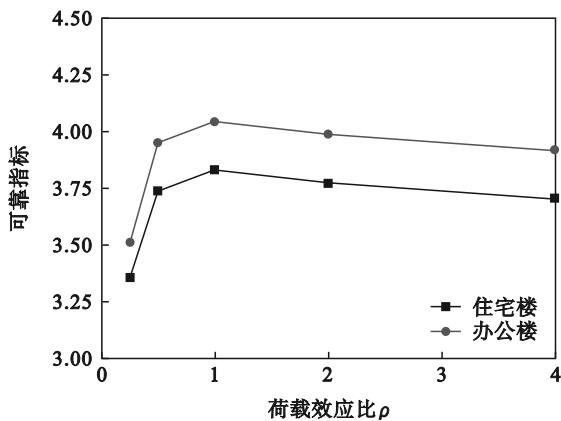


图7 荷载效应比对构件可靠指标的影响

Fig. 7 Influence of load effect ratio on reliability index of the composite member

2.4 FRP 约束应力的影响

众所周知,FRP 约束应力是影响 DSTC 受压强度的重要因素,通过选用不同的 FRP 厚度 (1~8 mm)、FRP 抗拉强度 (689~3 500 MPa) 和截面直径 (300~600 mm),得到不同的 FRP 约束应力 (2.30~46.7 MPa),研究 FRP 约束应力对可靠指标的影响.当 FRP 约束应力等于 0 时,构件相当于无约束钢筋混凝土柱.

随着 FRP 约束应力的增加,会使得约束柱设计强度提高.然而,如图 8 所示,当 FRP 约束应力从

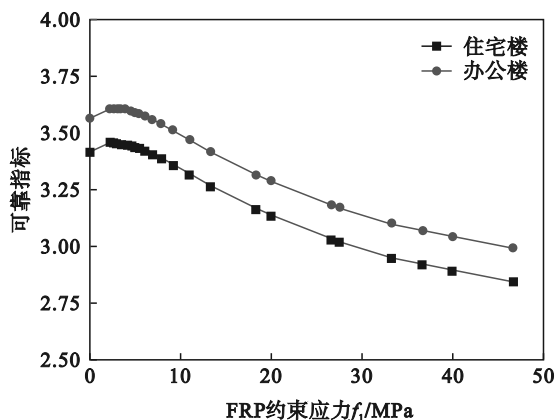


图8 FRP 约束应力对构件可靠指标的影响

Fig. 8 Influence of FRP confining stress on reliability index of the composite member

2.30 MPa 增加到 46.7 MPa 时,住宅楼活荷载工况下的可靠指标从 3.457 下降到 2.841,办公楼活荷载工况下的可靠指标从 3.607 下降到 2.991.当约束应力为 46.7 MPa 时,住宅和办公楼的可靠指标较无约束柱分别降低了 17.82% 和 17.07%.可靠指标的下降是由于相关设计变量 (t_{FRP}, f_{FRP}, D_0 和 Ω_p) 的不确定性.为了确保 DSTC 的可靠水平不低于无约束柱,需要提出一个适合于 DSTC 构件的抗力分项系数.

3 抗力分项系数计算

图 9 显示了抗力分项系数与 FRP 约束应力、荷载效应比之间的关系.考虑在安全等级为 2 级时结构的延性破坏,将目标可靠指标 (β) 设定为 3.7,采用 JC 法,利用自编程序计算不同 FRP 约束应力和荷载效应比下的抗力分项系数.约束柱的抗力分项系数在 0.956~1.138 之间.由图 9a 可知,随着荷载效应比的增加,抗力分项系数先减小后增大,在荷载效应比为 0.25 的情况下,约束柱的抗力分项系数最大.由图 9b 可知,约束柱的抗力分项系数随着 FRP 约束应力的增加而增加.随着 FRP 约束应力从 0 增加到 50 MPa,约束柱的抗力

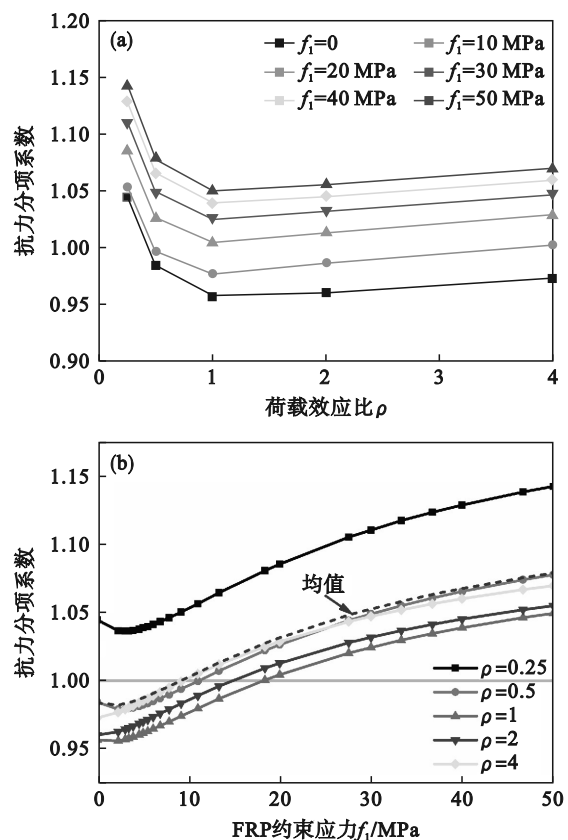


图9 FRP 约束应力和荷载效应比对抗力分项系数的影响

Fig. 9 Influence of FRP confining stress and load effect ratio on resistance partial factor (a)—荷载效应比; (b)—FRP 约束应力.

分项系数较未约束柱增加了 8.99%~9.66%。由 FRP 约束应力变化引起的抗力分项系数差值为 0.096 8;由荷载效应比变化引起的抗力分项系数差值为 0.028 2。可见,在采用不同 FRP 约束应力时,DSTC 的抗力分项系数取值差别较大。

取 5 种荷载效应比所对应的抗力分项系数求平均值,均值曲线如图 9b 中虚线所示。当约束应力小于 9.5 MPa 时,抗力分项系数小于 1。出于安全性考虑,当约束应力小于 9.5 MPa 时,抗力分项系数取为 1;当约束应力大于 9.5 MPa 时,抗力分项系数按式(8)计算。式(8)是使用图 9b 中均值曲线 $\gamma_R > 1$ 的数据进行拟合,再结合式(3)得到的。

$$\gamma_R = 1 + 8.77 \times \left(\frac{2f_{FRP}t_{FRP}}{D_0} \right)^{1.17} \times 10^{-4} \quad (8)$$

4 结 论

1) 选择 8 种 FRP 约束混凝土强度模型预测 DSTC 中混凝土的极限强度,并将预测结果与试验数据进行比较,Lignola 等、Marques 等、Binici 和 Xiao 等的模型高估了双管约束混凝土的极限强度,Harries 等、Yu 等、Pham 等的模型低估了混凝土的极限强度。Teng 等提出的模型形式简单且准确性良好,模型相对应的不确定性系数 Ω_p 均值为 0.987,变异系数为 0.127。

2) 以 85 个 DSTC 试验数据为统计样本,分别采用正态、对数正态、威布尔、伽玛 4 种分布进行拟合,选取伽玛分布作为强度模型误差的最优分布。通过蒙特卡罗模拟技术获得构件抗力最合适的概率分布函数为对数正态分布。

3) 依据 Teng 等强度模型计算得到的可靠指标基本满足可靠指标 3.2 的要求。可靠指标随着钢管强度、中空率和含钢率的增加而增加,但受混凝土强度的影响变化不大。FRP 约束应力的增加会导致可靠指标的下降和抗力分项系数的提高。随着 FRP 约束应力从 0 增加到 50 MPa,约束柱的抗力分项系数较未约束柱增加了 8.99%~9.66%。

4) 对于较高的 FRP 约束水平(约束应力大于 9.5 MPa),有必要提供一个考虑 FRP 相关设计变量不确定性的抗力分项系数。本文提出的抗力分项系数表达式可用于设计 DSTC,以实现可靠指标 3.7 的目标。

参考文献:

[1] Teng J G, Huang Y L, Lam L, et al. Theoretical model for fiber-reinforced polymer-confined concrete [J]. *Journal of*

Composites for Construction, 2007, 11(2): 201-210.

- [2] Teng J G, Jiang T, Lam L, et al. Refinement of a design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2009, 13(4): 269-278.
- [3] Lignola G P, Prota A, Manfredi G, et al. Unified theory for confinement of RC solid and hollow circular columns [J]. *Composites Part B*, 2008, 39(7/8): 1151-1160.
- [4] Yu T, Teng J G, Wong Y L. Stress-strain behavior of concrete in hybrid FRP-concrete-steel double-skin tubular columns [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2010, 136(4): 379-389.
- [5] Li Y L, Teng J G, Zhao X L, et al. Theoretical model for seawater and sea sand concrete-filled circular FRP tubular stub columns under axial compression [J]. *Engineering Structures*, 2018, 160: 71-84.
- [6] Baji H, Ronagh H R, Li C Q. Probabilistic assessment of FRP-confined reinforced concrete columns [J]. *Composite Structures*, 2016, 153: 851-865.
- [7] 王慧青, 张大山, 林旭华, 等. 碳纤维增强复材加固钢筋混凝土轴压圆柱可靠度评估与规范评价 [J]. *工业建筑*, 2021, 51(6): 206-211.
(Wang Hui-qing, Zhang Da-shan, Lin Xu-hua, et al. Reliability evaluation and specification discussion of CFRP reinforced concrete circular columns under axial loads [J]. *Industrial Construction*, 2021, 51(6): 206-211.)
- [8] Shali M G, Naderpour H A. Reliability-based approach and code calibration of FRP-confined rectangular RC columns subjected to concentric loading [J]. *Journal of Building Engineering*, 2021, 44: 102672.
- [9] Harries K A, Carey S A. Shape and "gap" effects on the behavior of variably confined concrete [J]. *Cement and Concrete Research*, 2003, 33(6): 881-890.
- [10] 滕锦光, 余涛, 黄玉龙, 等. FRP管-混凝土-钢管组合柱力学性能的试验研究和理论分析 [J]. *建筑钢结构进展*, 2006, 8(5): 1-7.
(Teng Jin-guang, Yu Tao, Huang Yu-long, et al. Behavior of hybrid FRP-concrete-steel tubular columns: experimental and theoretical studies [J]. *Progress in Steel Building Structures*, 2006, 8(5): 1-7.)
- [11] Wong Y L, Yu T, Teng J G, et al. Behavior of FRP-confined concrete in annular section columns [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2008, 39(3): 451-466.
- [12] 钱稼茹, 刘明学. FRP-混凝土-钢双壁空心管短柱轴心抗压试验研究 [J]. *建筑结构学报*, 2008, 29(2): 104-113.
(Qian Jia-ru, Liu Ming-xue. Experimental investigation of FRP-concrete-steel double-skin tubular stubs under axial compressive loading [J]. *Journal of Building Structure*, 2008, 29(2): 104-113.)
- [13] Xie P, Yu T, Wong Y L, et al. Compressive behavior of large-scale hybrid FRP-concrete-steel double-skin tubular columns [J]. *Advanced Materials Research*, 2011, 243: 1138-1144.
- [14] Fanggi B A L, Ozbakkaloglu T. Compressive behavior of aramid FRP-HSC-steel double-skin tubular columns [J]. *Construction and Building Materials*, 2013, 48: 554-565.
- [15] Fanggi B A L, Ozbakkaloglu T. Behavior of hollow and concrete-filled FRP-HSC and FRP-HSC-steel composite columns subjected to concentric compression [J]. *Advances in Structural Engineering*, 2015, 18(5): 715-738.
- [16] Zhang B, Teng J G, Yu T. Compressive behavior of double-skin tubular columns with high-strength concrete and a filament-wound FRP tube [J]. *Journal of Composites for Construction*, 2017, 21(5): 04017029.

