

考虑脱空缺陷的钢管混凝土拱承载力计算方法研究

徐常泽^{1,4}, 管锡琨^{1,4}, 马 亚², 赵庆超³, 杨 戡³, 耿 哲³, 吴庆雄^{5*}

(1. 山东省交通规划设计院集团有限公司, 济南 250031; 2. 山东高速建设管理集团有限公司, 济南 250031; 3. 山东高速高商公路有限公司, 济南 251600; 4. 高性能桥梁结构交通运输行业重点实验室, 济南 250031; 5. 福州大学 土木工程学院, 福州 350108)

摘 要: 现行钢管混凝土(CFST)拱桥规范已考虑核心混凝土脱空对承载力的影响,然而实际工程中拱肋脱空程度可能超出规范限值,难以精准分析具有脱空缺陷CFST拱肋的承载力。为此,本文采用有限元软件ABAQUS开展大管径脱空圆形钢管混凝土(CCFST)柱参数分析,并提出脱空折减系数计算公式;采用软件MIDAS建立实际CFST拱桥空间杆系有限元模型,并将脱空折减系数计算公式应用于拱肋承载力分析中。结果表明:球冠型脱空和月牙型脱空的核心混凝土分别采用双受压本构与单受压本构时,可较准确地模拟相关构件的受力性能;随着脱空率或脱空角度率的增大,球冠型脱空折减系数或月牙型脱空折减系数均呈不断减小的趋势;当脱空率或脱空角度率不变时,球冠型脱空折减系数或月牙型脱空折减系数随混凝土强度等级和构件长细比的增大而增大,随着钢材强度等级和钢管壁厚的增大而减小,偏心率的影响较小。基于参数分析结果提出的脱空折减系数计算公式可用于超出现行规范脱空限值的CFST拱桥拱肋承载力分析,计算结果偏于安全。

关键词: 大管径钢管混凝土拱肋;球冠型脱空;月牙型脱空;脱空率;脱空角度率;脱空折减系数;参数分析

中图分类号: U441

文献标志码: A

文章编号: 1671-9379(2026)06-0118-13

DOI: 10.13969/j.jzgigjz.20241121001

Research on the Calculation Method of Bearing Capacity of Concrete-Filled Steel Tubular Arches Considering Gap Defects

XU Changze^{1,4}, GUAN Xikun^{1,4}, MA Ya², ZHAO Qingchao³, YANG Jian³,
GENG Zhe³, WU Qingxiong^{5*}

(1. Shandong Provincial Communications Planning and Design Institute Group Co., Ltd., Jinan 250031, China; 2. Shandong Expressway Construction Management Group Co., Ltd., Jinan 250031, China; 3. Shandong Expressway Gaoshang Highway Co., Ltd., Jinan 251600, China; 4. Key Laboratory of High Performance Bridge Structure Transportation Industry, Jinan 250031, China; 5. College of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350108, China)

*Corresponding author: wuqingx@fzu.edu.cn

Abstract: Current specifications for concrete-filled steel tubular (CFST) arch bridges have already considered the impact of gap defects in the core concrete on the bearing capacity of arch ribs. However, in practical engineering projects, the degree of gap defects in arch ribs may exceed the limits specified in the specification, making it difficult to accurately assess the bearing capacity of CFST arch ribs with gap defects. Therefore, this paper conducted parametric analysis of large-diameter circular CFST (CCFST) columns with gap defects using the general finite element software

收稿日期: 2024-11-21

基金项目: 国家重点研发计划(2017YFE0130300), 国家自然科学基金(51678154)

作者简介:

徐常泽(1982—), 男, 硕士, 正高级工程师, 主要从事钢-混凝土组合结构桥梁方面的研究。E-mail: 41796854@qq.com。

通信作者:

吴庆雄(1973—), 男, 博士, 研究员, 主要从事桥梁与结构工程方面的研究。E-mail: wuqingx@fzu.edu.cn。

ABAQUS and proposed calculation formulas for the gap defect reduction factor. Meanwhile, a spatial frame finite element model of an actual CFST arch bridge was established using MIDAS software, and the calculation formulas for the gap defect reduction factor were applied to the bearing capacity analysis of the arch ribs. The results indicate that when bi-axial and uni-axial compressive constitutive models are adopted for the core concrete with spherical-cap gaps and crescent-shaped gaps, respectively, the fundamental mechanical behavior of the members can be accurately simulated. As the gap ratio or gap angle ratio increases, both spherical-cap gap defect reduction factor and crescent-shaped gap defect reduction factor show a decreasing trend. When the gap ratio or gap angle ratio remains constant, spherical-cap gap defect reduction factor and crescent-shaped gap defect reduction factor increase with the increase in concrete strength grade and slenderness ratio of the member, while they decrease with the increase in steel strength grade and wall thickness of the steel tube. The influence of eccentricity is relatively small. The formula for calculating the gap defect reduction factor based on parameter analysis results can be used to assess the bearing capacity of CFST arch ribs that exceed the limit of gap defects degree specified in current specifications, and the calculation results are conservatively safe.

Keywords: large diameter CFST arch rib; spherical-cap gap; crescent-shaped gap; gap ratio; gap angle ratio; gap defect reduction factor; parameter analysis

钢管混凝土 (concrete-filled steel tube, 以下简称 CFST) 结构凭借优良的力学性能, 在拱桥工程中应用广泛^[1], 据不完全统计我国已建成近 500 座 CFST 拱桥^[2]。但在实际工程中, 该类结构逐渐暴露出诸多病害问题, 其中拱肋核心混凝土脱空是最为常见的病害之一^[3]。目前, 许多 CFST 拱桥拱肋在检测时发现存在不同程度脱空病害, 尤其在拱顶和 $L/4$ 截面区域更为突出^[4-8]。脱空病害会削弱混凝土与钢管之间的协同作用, 对拱肋承载力产生不利影响^[9]。

拱肋核心混凝土脱空成因复杂, 配合比设计不当、施工工艺不合理易引发混凝土泌水、沉缩, 伴随浮浆层增厚与气腔空间的形成, 进而在钢管与核心混凝土间产生较大脱空, 拱顶区域尤为显著^[6,10-11]。反复荷载作用、混凝土收缩徐变, 以及钢管与混凝土在混凝土水化热、日照及环境温度等温差作用下的热膨胀系数差异, 均会导致界面黏结失效而产生脱空^[11]。文献^[12]将小于 3 mm 的界面脱离称为脱粘, 将超过 3 mm 的界面脱离称为脱空。为便于研究, 本文将上述两种界面脱离情况统称为脱空, 并依据脱空程度和形状细分为球冠型脱空和月牙型脱空, 月牙型脱空即文献所描述的脱粘现象, 如图 1 所示。

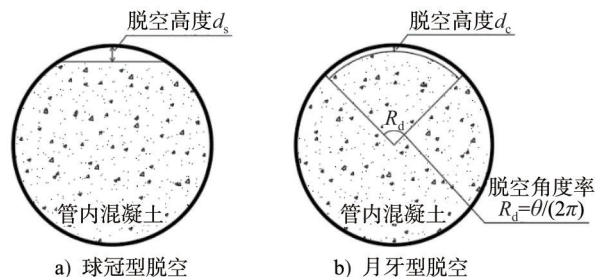


图 1 CFST 拱桥主拱管内混凝土脱空类型示意图

Fig. 1 Schematic diagram of concrete gap defect types inside the main arch rib of CFST arch bridge

目前, 针对脱空圆形钢管混凝土 (circular concrete-filled steel tube, 以下简称 CCFST) 柱的试验研究较为深

入。XUE 等^[13]发现轴心受压的月牙型脱空 CCFST 长柱均发生弯曲破坏, 无脱空构件的弯曲曲率大于脱空构件的弯曲曲率。LIAO 等^[14]研究发现管径为 180 mm 的球冠型脱空 CCFST 偏心受压柱极限承载力下降了 21%。叶跃忠等^[15]发现月牙型脱空增加了 CCFST 轴压柱的纵向变形和侧向挠度, 且其极限承载力随长细比的增大而减小。刘夏平等^[16-17]开展了管径为 168 mm 的球冠型脱空 CCFST 柱承载力试验, 发现短柱的承载力折减程度更大, 且脱空侧加载构件的挠度比脱空异侧加载构件的挠度大。林春姣等^[18]开展了 CFST 拱肋四分之一跨单点非对称加载试验与数值分析, 结果表明脱空构件的极限承载力实测值比无脱空构件的有限元理论计算值低 10%。国内现行 CFST 拱桥规范也考虑了混凝土脱空对拱肋承载力的折减, 其中《公路钢管混凝土拱桥设计规范》(JTG/T D65-06-2015)^[19]中规定拱肋球冠型脱空高度 d_s 不大于 5 mm 或脱空率 χ (脱空截面积与钢管混凝土组合截面积的比值) 小于 0.6% 时, 球冠型脱空折减系数 K_d 为 0.95; 《钢管混凝土拱桥技术规范》(GB 50923-2013)^[20]中规定月牙型脱空的脱空高度 d_c 和脱空角度率 R_d 的限值分别为 3 mm 和 0.2, 并规定月牙型脱空折减系数 K_t 在拱顶与 $L/4$ 截面处分别取 0.90 和 0.95。

受试验条件限制, 目前开展的 CCFST 柱脱空相关研究均基于小管径构件开展, 缺乏针对大管径脱空构件的试验研究。而据不完全统计, CFST 拱桥拱肋单管直径以 600~1 200 mm 为主, 占比达 83% 以上^[21], 因此本文将外径大于 600 mm 的构件定义为大管径构件。对于脱空折减系数计算公式, XUE 等^[22]基于管径为 219 mm 的月牙型脱空 CCFST 柱的试验结果, 提出了以脱空角度率和套箍系数为自变量的脱空折减系数 K_d 的简化计算公式; LIAO 等^[23]在对管径为 180 mm 的球冠型脱空轴压 CCFST 短柱的有限元分析结果进行回归分析的基础上, 提出了考虑套箍系数和脱空率影响的脱空折减系数计算

公式。然而,基于小管径构件提出的脱空折减系数计算公式,能否适用于实桥大管径CFST拱肋承载力分析尚未明确。此外,实际工程中拱肋脱空程度可能超出现行规范限值,文献[24]中提到某CFST拱桥拱顶最大脱空值达68 mm(脱空率为3.63%),已超出规范承载力脱空折减系数的适用范围。

为此,本文借助通用有限元软件ABAQUS,开展大管径脱空CCFST柱的数值分析,研究混凝土强度、钢材屈服强度、钢管壁厚、偏心率、构件长细比、脱空率和脱空角度率对脱空折减系数的影响规律,在此基础上提出脱空折减系数计算公式,并进行实桥承载力分析,以期为考虑脱空缺陷的钢管混凝土拱设计提供参考。

1 脱空圆钢管混凝土柱有限元分析

1.1 脱空类型与建模方法

采用ABAQUS软件建立脱空CCFST柱有限元模型,其主要由上下端板、核心混凝土柱、外钢管三个部件组成,钢管采用S4R壳单元模拟,其厚度方向采用9个积分点的Simpson积分,核心混凝土采用C3D8R三维实体单元模拟,端板采用离散刚体单元R3D4模拟^[25]。模型的钢管内壁和核心混凝土接触部分需要考虑相对滑移,两者之间的相互作用定义为“面-面接触”,法向接触采用“硬接触”,切向接触定义为“罚接触”,摩擦系数设为0.6^[26];端板和混凝土、脱空区域钢管内壁和混凝土之间仅定义法向“硬接触”;钢管与上、下端板之间的相互作用设置为“绑定”。

1.2 材料本构

SHEN等^[27]研究表明加载过程中球冠型脱空构件的钢管内壁与脱空侧混凝土表面之间几乎不形成接触,而非脱空侧的核心混凝土与钢管内壁黏结良好,故将核心混凝土分为无侧限混凝土和约束混凝土两部分,并赋予不同的受压本构模型。

本文对采用不同混凝土受压本构模型时的模拟精度进行探究,核心混凝土不同受压本构模型的区域划分如图2所示。核心混凝土只采用约束混凝土受压本构模型时,简称为“单受压本构模型”;非脱空部分采用约束混凝土受压本构模型而脱空侧采用无侧限混凝土受压本构模型时,简称为“双受压本构模型”。

刘威^[26]提出的约束混凝土应力-应变关系表达式充分考虑了构件的套箍系数 ζ 和混凝土圆柱体轴心抗压强度 f_c' 的影响,参数 β_0 是与套箍系数 ζ 相关的变量,应力-应变关系见式(1):

$$y = \begin{cases} 2x - x^2 & x \leq 1 \\ \frac{x}{\beta_0(x-1)^2 + x} & x > 1 \end{cases} \quad (1)$$

式中: $x = \epsilon/\epsilon_0$, $y = \sigma/\sigma_0$, $\sigma_0 = f_c'$, $\xi = A_s f_y / (A_c f_{ck})$, $\epsilon_0 = \epsilon_c + 800 \xi^{0.2} \times 10^{-6}$, $\epsilon_c = (1300 + 12.5 f_c') \times 10^{-6}$, $\beta_0 = (2.36 \times 10^{-5})^{[0.25 + (\xi - 0.5)^2]} \times (f_c')^{0.5} \times 0.5 \geq 0.12$ 。

无侧限混凝土采用SHEN等^[27]推荐的低约束普通混凝土受压本构模型,应力-应变关系见式(2):

$$Y = \frac{AX + BX^2}{1 + CX + DX^2} \quad (2)$$

式中: $X = \epsilon/\epsilon_0$, $Y = \sigma/f_0$, f_0 为峰值应力(取混凝土圆柱体抗压强度 f_c'), ϵ_0 为峰值应力所对应的应变,参数 A 、 B 、 C 、 D 依照式(3)和(4)计算:

当 $0 \leq \epsilon \leq \epsilon_0$ 时,

$$\begin{cases} A = \frac{E_c \epsilon_0}{f_0} \\ B = \frac{(A-1)^2}{0.55} - 1 \\ C = A - 2 \\ D = B + 1 \end{cases} \quad (3)$$

当 $\epsilon_0 < \epsilon$ 时,

$$\begin{cases} A = \frac{f_{ic}}{\epsilon_0 \epsilon_{ic}} \cdot \frac{\epsilon_{ic} - \epsilon_0}{f_0 - f_{ic}} \\ B = 0 \\ C = A - 2 \\ D = 1 \\ \epsilon_0 = \frac{4.26 f_0}{E_c \sqrt{f_0}} \\ f_{ic}/f_0 = 1.41 - 0.17 \ln(f_0) \\ \epsilon_{ic}/\epsilon_0 = 2.5 - 0.3 \ln(f_0) \end{cases} \quad (4)$$

式中: E_c 为混凝土的弹性模量;应力 f_{ic} 和应变 ϵ_{ic} 位于曲线下降段的拐点。

核心混凝土的受拉本构采用应力-断裂能关系进行定义,断裂能 G_f 依据江见鲸等^[28]提出的表达式进行计算,混凝土的开裂应力 σ_{t0} 依据沈聚敏等^[29]提出的表达式进行计算,具体见式(5):

$$\begin{aligned} G_f &= a \left(\frac{f_c'}{10} \right)^{0.7} \times 10^{-3} \\ \sigma_{t0} &= 0.26 \times (1.25 f_c')^{2/3} \end{aligned} \quad (5)$$

式中: $a = 1.25 d_{max}$, d_{max} 为核心混凝土粗骨料的粒径。

钢材本构采用韩林海^[30]提出的简化应力-应变关系曲线,见式(6)。其中, f_p 为钢材比例极限, $f_p = 0.8 f_y$, f_y 为钢材屈服强度, f_u 为钢材抗拉强度极限。

$$\sigma_s = \begin{cases} E_s \epsilon_s & \epsilon_s \leq \epsilon_e \\ -A \epsilon_s^2 + B \epsilon_s + C & \epsilon_e < \epsilon_s \leq \epsilon_{e1} \\ f_y & \epsilon_{e1} < \epsilon_s \leq \epsilon_{e2} \\ f_y \left(1 + 0.6 \frac{\epsilon_s - \epsilon_{e2}}{\epsilon_{e3} - \epsilon_{e2}} \right) & \epsilon_{e2} < \epsilon_s \leq \epsilon_{e3} \\ 1.6 f_y & \epsilon_s > \epsilon_{e3} \end{cases} \quad (6)$$

式中: $\epsilon_e = 0.8f_y/E_s$, $\epsilon_{e1} = 1.5\epsilon_e$, $\epsilon_{e2} = 10\epsilon_{e1}$, $\epsilon_{e3} = 100\epsilon_{e1}$, 为钢材的弹性模量。
 $A = 0.2f_y/(\epsilon_{e1} - \epsilon_e)^2$, $B = 2A\epsilon_{e1}$, $C = 0.8f_y + A\epsilon_e^2 - B\epsilon_e$, 其中 E_s

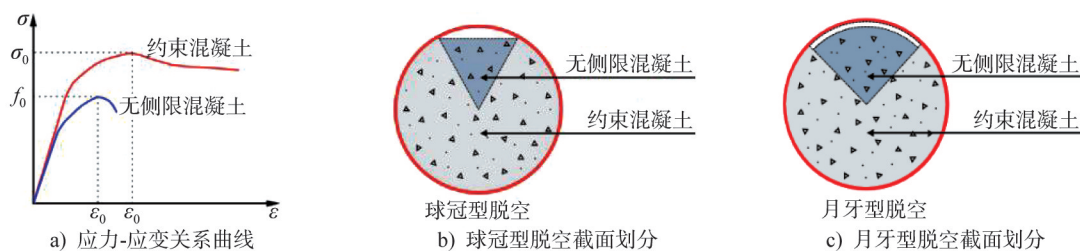


图2 核心混凝土不同受压本构模型应用区域划分

Fig. 2 The division of application areas of different compressive constitutive models of core concrete

1.3 有限元模型验证

1.3.1 极限承载力

建立无脱空、球冠型脱空和月牙型脱空 CCFST 柱有

限元模型, 并利用文献试验数据来验证数值分析模型的准确性, 荷载-位移曲线和承载力结果对比如图3和表1所示。

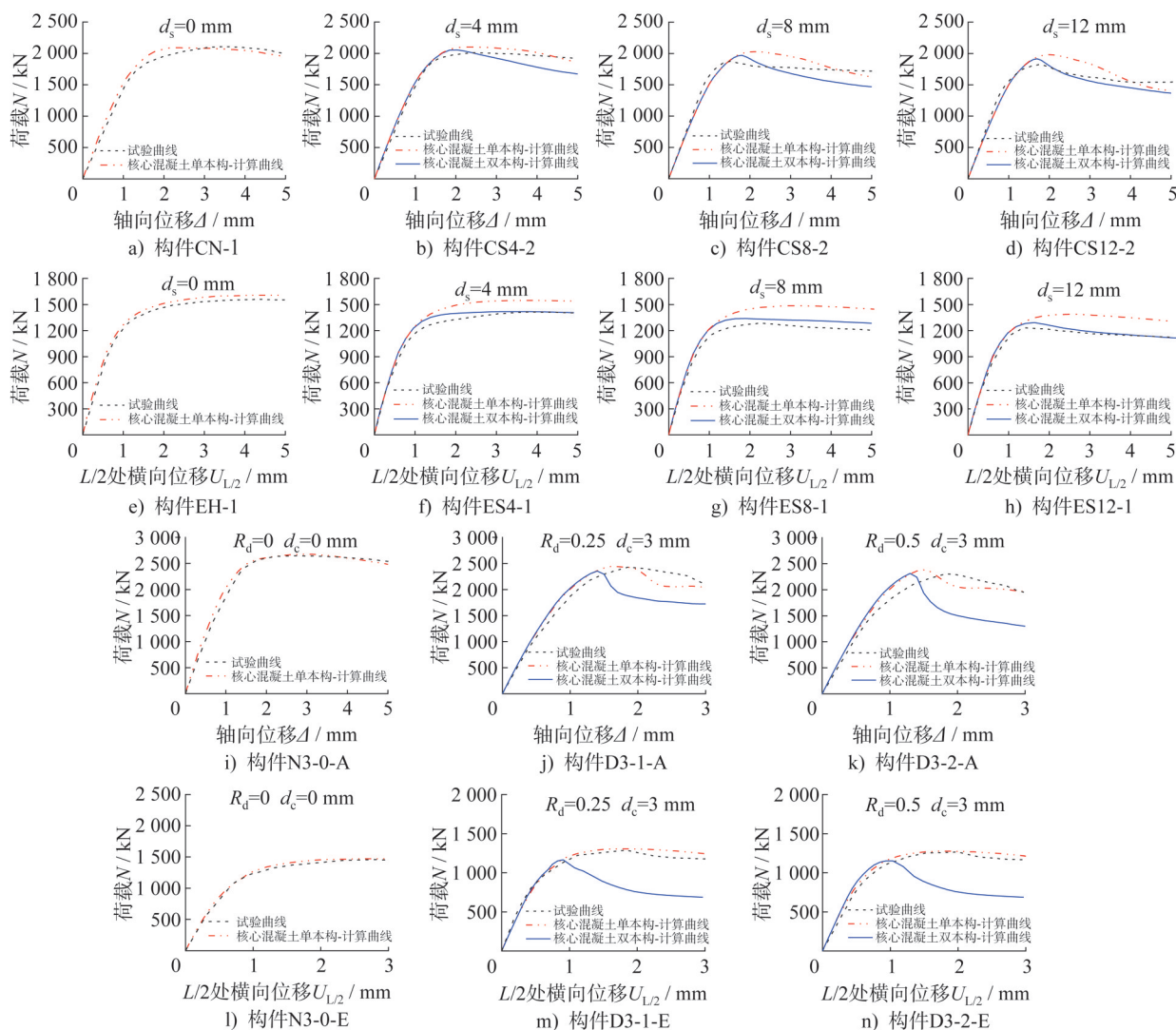


图3 试验曲线和有限元分析曲线对比

Fig. 3 Comparison between test curves and finite element analysis curves

表1 极限承载力有限元模拟值与试验值对比

Table 1 Comparison of ultimate bearing capacity between simulated results and test results

序号	脱空类型	构件编号	文献	$(D \times t \times L)/\text{mm}$	d_s/mm 或 d_c/mm	R_d	f_y/MPa	f_{cu}/MPa	N_{u-EXP}/kN N_{u-FEM}/kN R			N_{u-EXP}/kN N_{u-FEM}/kN R		
									单受压本构模型			双受压本构模型		
1	无脱空	CN-1	LIAO ^[31]	$180 \times 3.8 \times 540$	0	0	360	64.1	2 110	2 091	0.991			
2	无脱空	EH-1	廖飞宇 ^[32]	$180 \times 3.8 \times 630$			360	67.9	1 559	1 606	1.030			
3	无脱空	N3-0-A	XUE ^[33]	$219 \times 3 \times 700$			313	62.5	2 647	2 678	1.012			
4	无脱空	N3-0-E							1 457	1 483	1.018			
							平均值			1.013				
							标准差			0.014				
1	球冠型	CS4-2			4	—			2 010	2 102	1.046	2 010	2 056	1.023
2	球冠型	CS8-2	LIAO ^[31]	$180 \times 3.8 \times 540$	8	—	360	64.1	1 878	2 030	1.081	1 878	1 969	1.048
3	球冠型	CS12-2			12	—			1 830	1 980	1.082	1 830	1 914	1.046
4	球冠型	ES4-1			4	—			1 412	1 548	1.096	1 412	1 418	1.004
5	球冠型	ES8-1	廖飞宇 ^[32]	$180 \times 3.8 \times 630$	8	—	360	67.9	1 285	1 484	1.155	1 285	1 338	1.041
6	球冠型	ES12-1			12	—			1 233	1 386	1.124	1 233	1 291	1.047
							平均值			1.097			1.035	
							标准差			0.035			0.016	
1	月牙型	D3-1-A				0.25			2 433	2 443	1.004	2 433	2 355	0.968
2	月牙型	D3-2-A	XUE ^[33]	$219 \times 3 \times 700$	3	0.50	313	62.5	2 306	2 383	1.033	2 306	2 311	1.002
3	月牙型	D3-1-E				0.25			1 282	1 306	1.019	1 282	1 165	0.909
4	月牙型	D3-2-E				0.50			1 265	1 275	1.008	1 265	1 153	0.911
							平均值			1.016			0.948	
							标准差			0.011			0.039	

注: N_{u-EXP} 为极限承载力试验值, N_{u-FEM} 为极限承载力有限元模拟值, f_y 为钢管屈服强度, f_{cu} 为混凝土立方体抗压强度, R 为极限承载力有限元模拟值与试验值之比, $R=N_{u-FEM}/N_{u-EXP}$ 。

无脱空 CCFST 柱有限元模型的核心混凝土只采用单受压本构模型,从图表可以看出,无脱空构件的荷载-位移曲线吻合较好,有限元模拟值与试验值之比的平均值为 1.013,标准差为 0.014。

从上述图表可以看出,对于球冠型脱空,核心混凝土采用单受压本构模型的荷载-位移曲线具有更高的峰值荷载,此时极限承载力有限元模拟值与试验值之比的平均值为 1.097,标准差为 0.035;而采用双受压本构模型的荷载-位移曲线和试验结果曲线整体上更为接近,两者极限承载力的比值平均值为 1.035,标准差为 0.016。

对于月牙型脱空,采用双受压本构模型时,下降段曲线与试验曲线的差异程度较大,极限承载力有限元模拟值与试验值之比的平均值为 0.948,标准差为 0.039;而采用单受压本构模型时,模拟的峰值荷载和下降段曲线与试验结果都更为接近,此时两者极限承载力的比值平均值为 1.016,标准差为 0.011。

1.3.2 破坏模式

选取有试验破坏现象图片的试验构件与有限元模型的计算结果进行破坏模式对比,如图 4 所示,核心混凝土的破坏模式采用受压损伤云图表示。考虑极限承载力的模拟精度,球冠型脱空构件采用双受压本构模型的计算结果,月牙型脱空构件采用单受压本构模型的计算结果。

由图可知,构件 CS4-2、CS8-2 和 CS12-2 的有限元模型与试验构件的外钢管局部屈曲位置相近,并朝脱空一侧产生明显的侧向挠曲,且核心混凝土在外钢管局部向外屈曲的位置处被压碎。

构件 N3-0-E 试验与有限元模型的整体侧向挠曲基本一致。构件 D3-1-E 和 D3-2-E 试验与有限元模型外钢管向外局部屈曲的位置基本一致,并朝脱空一侧产生明显的侧向挠曲。随着脱空角度率 R_d 的增大,模型的中部受压区呈现出更严重的向外局部屈曲。

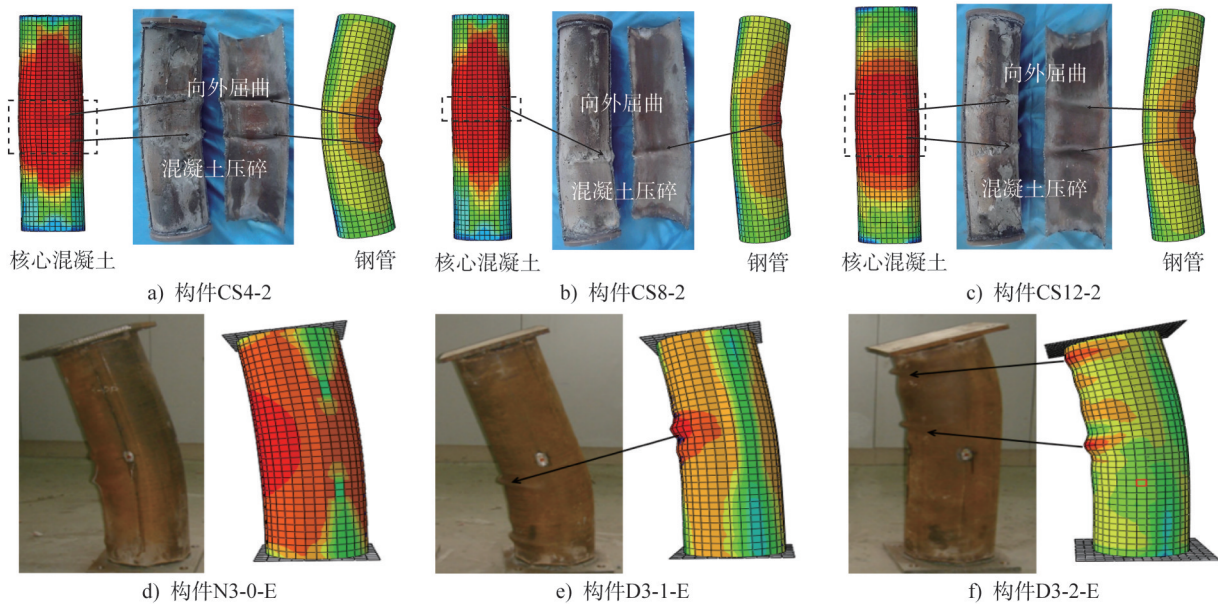


图4 部分构件的有限元模拟与试验破坏模式对比

Fig. 4 Failure mode comparison of part members between finite element simulation and test

综上所述,有限元模型的破坏形态能较精确地反映试验构件的破坏形态,本文的有限元建模方法能较好地模拟无脱空和脱空构件的受力性能,球冠型脱空构件的核心混凝土采用双受压本构模型时,可实现更高的模拟精度;月牙型脱空构件的核心混凝土采用单受压本构模型时,可实现更高的模拟精度。

2 大管径CCFST柱脱空折减系数

2.1 管径的影响

钢管混凝土拱肋一般处于小偏心受压状态,为探究不同管径对脱空折减系数的影响,本节首先开展管径为600~1 200 mm的大管径球冠型脱空和月牙型脱空CCFST偏压短柱的研究分析,球冠型脱空折减系数与脱空率 K_d - χ 、月牙型脱空折减系数与脱空角度率 K_t - R_d 的关系曲线如图5所示。

由图5可知,相同参数情况下,不同管径的大管径构件的 K_d 计算结果基本相同, χ 为1%时差异最大,最大差值为0.002; K_t 也基本一致,最大差值仅为0.007。表明对于管径不小于600 mm的球冠型和月牙型脱空构件,基于某一管径构件分析得到的 K_d 和 K_t 适用于不同管径的大管径构件。

2.2 有限元参数分析

为探究不同参数对大管径CCFST柱脱空折减系数的影响,本文选取管径为800 mm的CCFST柱(基础尺寸为 $D \times t \times L = 800 \text{ mm} \times 16 \text{ mm} \times 2\,400 \text{ mm}$)进行参数拓展分析研究,并对模型进行编号。其中,SG表示球冠

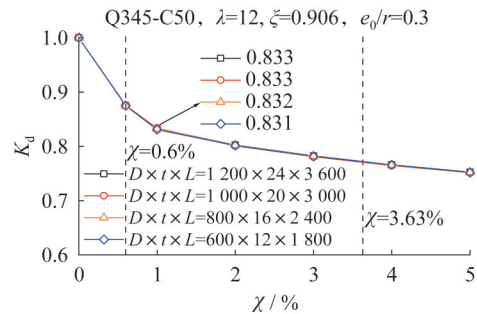
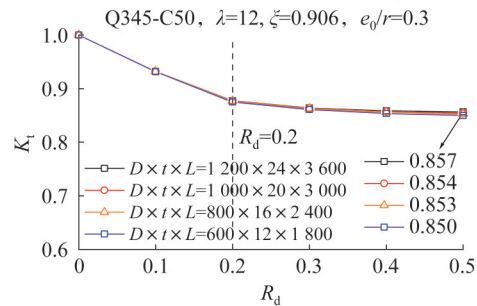
a) 大管径球冠型脱空偏压短柱($e_0/r=0.3$)b) 大管径月牙型脱空偏压短柱($e_0/r=0.3$)

图5 偏压条件下600~1 200 mm的大管径CCFST短柱的脱空折减系数

Fig. 5 The gap defect reduction factor of 600~1 200 mm large diameter CCFST short columns under eccentric compression

型脱空,CG表示月牙型脱空;第一个数值表示偏心率大小;第二个数值表示构件长细比;第三个数值表示混凝土强度等级;第四个数值表示钢材强度等级;第五个数值表示钢管壁厚。参数设定如下:

(1) 偏心率(e_0/r):0.1、0.3和0.5。

(2) 构件长细比($\lambda=4L/D$):12、20、40和60。

(3) 混凝土强度等级:C40、C50和C60。

(4) 钢材强度等级:Q235、Q345和Q390。

(5) 钢管壁厚:构件截面外管径不变,选择12 mm、16 mm和20 mm三种钢管壁厚。

(6) 脱空率 χ :由上文可知,文献[24]中提到最不利球冠型脱空率 χ 为3.63%,远超出规范[19]中的限值0.6%,本文拓展参数取值为0.2%、0.6%、1.0%、2.0%、3.0%、4.0%和5.0%;

(7) 脱空角度率 R_d :规范[20]规定CFST拱肋出现月牙型脱空时,脱空角度率 R_d 不大于0.2,脱空高度 d_c 不大于3 mm,因此,本文参数拓展分析中规定 R_d 取0.1、0.2、0.3、0.4和0.5,脱空高度 d_c 为3 mm;轴向脱空长度与构件长度相同。

2.2.1 偏心率的影响

脱空折减系数-偏心率关系曲线如图6所示。由图可知, K_d 随着偏心率的增大而减小,但偏心率从0.3增大至0.5时, K_d 的变化很小,最大仅相差0.84%;当 χ 小于0.6%时,偏心率变化对脱空折减系数的影响较小。

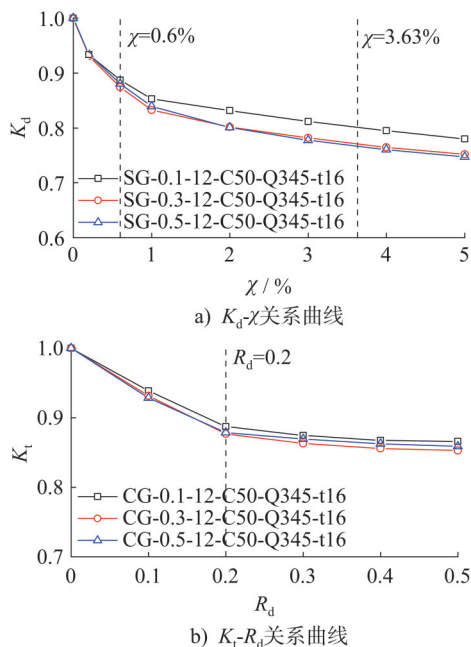


图6 脱空折减系数-偏心率关系曲线

Fig. 6 The gap defect reduction factor-eccentricity relationship curves

当偏心率从0.1增大至0.3时, K_t 随着偏心率的增大而略微减小;当偏心率从0.3增大至0.5时, K_t 略微增大; K_t 的变化幅度在0.005~0.013之间,表明偏心率在0.1到0.5之间变化时,对 K_t 的影响较小。

2.2.2 构件长细比的影响

偏压条件下的脱空折减系数-构件长细比关系曲线如图7所示。由图中可以看出,随着 χ 的增加,不同长细比构件的曲线均呈不断下降的趋势;在 χ 不变时, K_d 随着构件长细比的增大而增大。

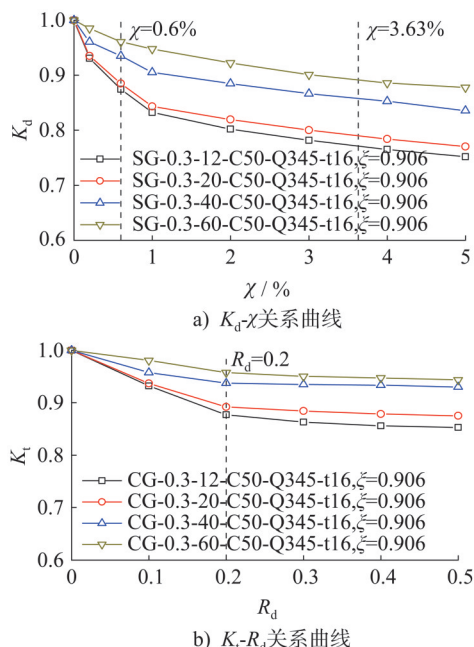


图7 偏压条件下脱空折减系数-构件长细比关系曲线

Fig. 7 The gap defect reduction factor-member slenderness relationship curves under eccentric compression

构件长细比不变时, K_t 随着 R_d 的增大而减小, R_d 从0.2增大至0.5时, K_t 减小幅度趋缓,构件长细比越大,曲线的发展趋势越接近水平直线,表明此时 R_d 的增大对 K_t 的影响较小。 R_d 相同时, K_t 随着构件长细比的增大而增大。

2.2.3 混凝土强度的影响

从图8的偏压条件下脱空折减系数-混凝土强度等级关系曲线可以看出,混凝土强度等级不变时, K_d 随着 χ 的增大而减小,减小幅度的随 χ 的增大而趋缓, K_t 随着 R_d 的增大而减小,当 R_d 从0.2增大至0.5时, K_t 减小幅度趋缓;当 χ 和 R_d 不变时, K_d 和 K_t 均随混凝土强度等级的增大而增大,但当 χ 小于0.6%时,混凝土强度等级变化对 K_d 的影响较小。

2.2.4 钢材屈服强度的影响

偏压条件下的脱空折减系数-钢材强度等级关系曲线如图9所示。由图中可以看出,钢材强度等级不变时, K_d 和 K_t 分别随着 χ 和 R_d 的增大而减小,当 R_d 从0.2增大

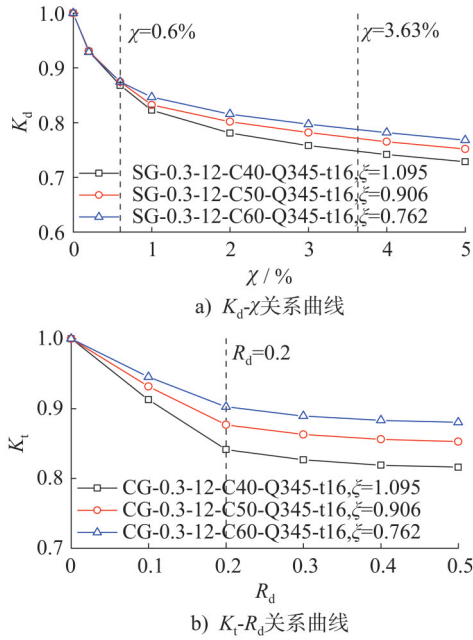


图8 偏压条件下脱空折减系数-混凝土强度等级关系曲线

Fig. 8 The gap defect reduction factor-concrete strength grade relationship curves under eccentric compression

至0.5时, K_t 减小幅度趋缓; χ 和 R_d 不变的情况下, K_d 和 K_t 均随钢材强度等级的增大而减小; 当 χ 小于0.6%时, 钢材强度等级变化对 K_d 的影响较小。

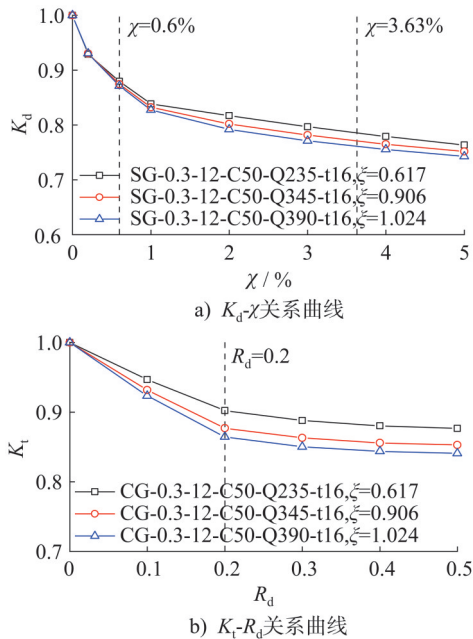


图9 偏压条件下脱空折减系数-钢材强度等级关系曲线

Fig. 9 The gap defect reduction factor-steel strength grade relationship curves under eccentric compression

2.2.5 钢管壁厚的影响

从图10的偏压条件下脱空折减系数-钢管壁厚关系曲

线可知, 钢管壁厚不变时, K_d 随着 χ 的增大而减小, 减小幅度随 χ 的增大而有所趋缓; K_t 随着 R_d 的增大而减小, 当 R_d 从0.2增大至0.5时, K_t 减小幅度趋缓; 当 χ 小于0.6%时, 钢管壁厚变化对 K_d 的影响较小, 当 χ 大于0.6%之后, 在 χ 不变的情况下, K_d 随钢管壁厚的增大而减小, 当钢管壁厚从16 mm增大至20 mm时, K_d 的减小幅度进一步增大。当 R_d 相同时, K_t 同样随着钢管壁厚的增大而减小。

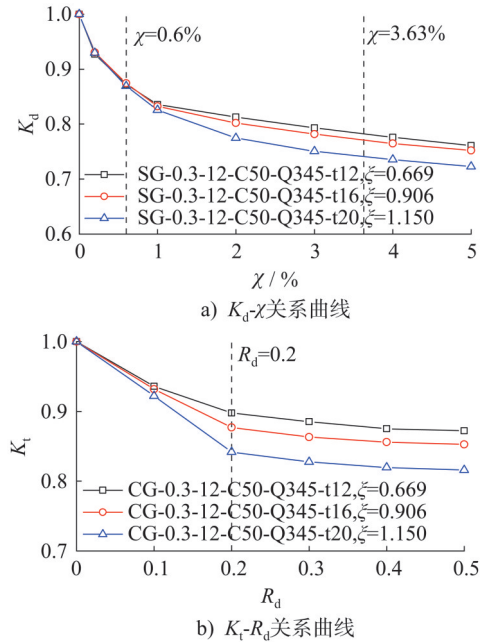


图10 偏压条件下脱空折减系数-钢管壁厚关系曲线

Fig. 10 The gap defect reduction factor-steel tube wall thickness relationship curves under eccentric compression

2.3 脱空折减系数计算公式

从上述分析结果可知, 偏压条件下, K_d 和 K_t 分别随着 χ 和 R_d 的增大而减小, 且受不同参数变化的影响, 但 χ 和 R_d 对 K_d 和 K_t 的影响最大。此外, 核心混凝土与钢管之间的协同受力机理因脱空而发生复杂变化, 难以通过理论推导得到不同参数变化下 K_d 和 K_t 的计算公式。

本文使用MATLAB软件对有限元参数计算结果进行回归分析, 在规范[19]提出的当 $\chi \leq 0.6\%$ 时脱空折减系数取0.95的基础上, 得到基于脱空率 χ 的大管径球冠型脱空CCFST柱的脱空折减系数 K_{dx} 计算公式, 见式(7); 在规范[20]提出的当 $R_d \leq 0.2$ 时脱空折减系数取0.90的基础上, 得到基于脱空角度率 R_d 的大管径月牙型脱空CCFST柱的脱空折减系数 K_{tx} 计算公式, 见式(8)。

$$K_{dx} = \begin{cases} 0.95 & 0 < \chi \leq 0.6\% \\ \frac{(-0.014 \ 3\chi^2 + 0.851 \ 3\chi - 0.390 \ 2)}{(\chi - 0.478 \ 5)} & 0.6\% < \chi \leq 5\% \end{cases} \quad (7)$$

$$K_{tx} = \begin{cases} 0.9 & 0 < R_d \leq 0.2 \\ \frac{(0.8386R_d - 0.1257)}{(R_d - 0.1533)} & 0.2 < R_d \leq 0.5 \end{cases} \quad (8)$$

上述公式的适用范围为:混凝土强度等级为C40~C60,钢材强度等级为Q235~Q390,钢管壁厚为12~20 mm,长细比为12~60,偏心率为0~0.5,脱空率为0~5%,脱空角度率为0~0.5,管径为600~1 200 mm。

为校核脱空折减系数 K_{dx} 和 K_{tx} 计算公式的计算精

度,补充计算了不同管径和材料参数的有限元模型,具体参数见表2,公式的理论计算值与有限元分析结果的对比见图11。由图可知, K_{dx} 的理论计算结果与有限元分析结果的比值在0.946~1.065之间,均方差为0.033; K_{tx} 的二者比值在0.963~1.059之间,均方差为0.033。由此可知,公式的计算精度较高,可应用于考虑球冠型和月牙型脱空的CFST拱肋受压构件承载力验算。

表2 用于公式验证的有限元分析模型参数汇总

Table 2 Summary of finite element analysis model parameters for formula validation

序号	(构件外径×钢管壁厚×构件长度)/mm	长细比	脱空率/%	脱空角度率	混凝土强度等级	钢材强度等级	偏心率
1	650×16×3 900	24	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C55	Q345	0
2	650×16×3 900	24	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C55	Q345	0.1
3	750×16×2 250	12	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C40	Q345	0
4	750×16×2 250	12	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C40	Q345	0.3
5	900×20×7 200	32	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C50	Q345	0
6	900×20×7 200	32	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C50	Q345	0.2
7	1 000×18×5 000	20	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C50	Q345	0
8	1 000×18×5 000	20	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C50	Q345	0.2
9	1 200×20×3 600	12	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C60	Q345	0
10	1 200×20×3 600	12	0.8、2.5、4.5	0.3、0.4、0.5	C60	Q345	0.1

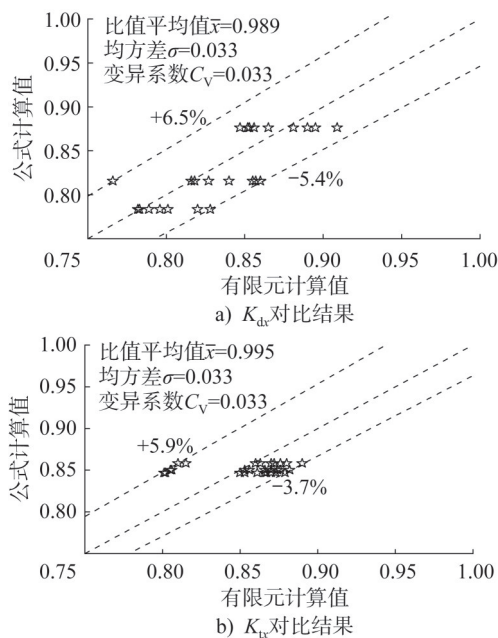


图11 公式理论计算结果与有限元分析结果对比

Fig. 11 Comparison between theoretical calculation results of the formula and finite element analysis results

3 考虑脱空缺陷的实桥承载力分析

3.1 工程背景与有限元模型

某多跨连续CFST刚架系杆拱桥,桥梁全长900 m,跨径布置为(190+260+260+190)m,桥面全宽43.2 m,主梁采用钢-混凝土组合结构,整体布置如图12所示。拱轴线采用悬链线,计算矢跨比为1/4.5,拱轴曲线系数为1.4,拱肋为钢管混凝土四管格构体系,其中,190 m跨拱肋分为9个节段,260 m跨拱肋分为11个节段,弦杆管径均为1 000 mm。



图12 总体布置图(单位:m)

Fig. 12 General layout of the bridge (unit:m)

空间杆系有限元模型中,CFST拱肋、横撑、桥面板、纵梁、横梁和桥墩采用梁单元进行模拟,吊杆和系杆采用桁架单元进行模拟,全桥共8 045个节点、19 194个单元,有限元模型示意如图13所示。



图13 全桥有限元模型

Fig. 13 Finite element model of the whole bridge

主拱上下弦管、吊杆处上横联钢管内灌注 C60 自密实补偿收缩混凝土。260 m 跨 1/2 拱肋的第一和第二节段的弦杆采用 Q420D 钢,其余节段采用 Q355D 钢;190 m 跨 1/2 拱肋的第一节段的弦杆采用 Q420D 钢,其余节段

采用 Q355D 钢。依据《公路桥涵设计通用规范》(JTG D60—2015)^[34]第 4.1.5 条规定进行承载力极限状态荷载效应组合。

3.2 拱肋承载力分析

由于拱肋一般在拱顶区域发生最不利脱空,因此依据现行规范[19-20]对拱顶截面进行考虑脱空折减系数的拱肋整体截面承载力验算。参数选取考虑最不利脱空程度,球冠型脱空率取 3.63%,月牙型脱空高度取 3 mm,脱空角度率取 0.5。考虑最不利活载工况,极限承载力验算结果如表 3 和表 4 所示。

表 3 考虑最不利球冠型脱空的拱肋整体截面极限承载力验算结果(依据规范[19])

Table 3 Check results of the ultimate bearing capacity of the overall section of the arch rib considering the most unfavorable spherical-cap gap defects (according to the specification [19])

位置	$ N /$ kN	$ M /$ (kN·m)	$\gamma N/$ kN	$N_1 = \varphi'_l \varphi'_e \sum (K_p^i K_d f_{sc} A_{sc})/$ kN	$\sigma_1 =$ $N_1/(\gamma N)$	$N_2 = \varphi'_l \varphi'_e \sum (K_p^i K_{dx} f_{sc} A_{sc})/$ kN	$\sigma_2 =$ $N_2/(\gamma N)$	$k = (\sigma_1 - \sigma_2)/\sigma_1 \times$ 100%
轴力最大工况								
边-拱顶	48 463	16 634	53 309	110 993	2.082	93 117	1.747	16.1%
中-拱顶	66 750	46 293	73 425	101 235	1.379	84 931	1.157	
弯矩最大工况								
边-拱顶	46 431	42 785	51 074	88 342	1.730	74 114	1.451	16.1%
中-拱顶	64 786	76 988	71 265	86 505	1.214	72 573	1.018	

注:边-拱顶即边跨拱肋拱顶截面,其他命名规律相同, $|N|$ 为控制截面弦杆轴力设计值; $|M|$ 为控制截面弯矩设计值, γ 为结构重要性系数, φ'_l 为主拱组合构件长细比折减系数, φ'_e 为组合构件弯矩折减系数, K_p^i 为单肢钢管的最大初应力折减系数, K_d 为单肢钢管混凝土脱空折减系数, K_{dx} 为单肢钢管混凝土球冠型脱空折减系数, f_{sc} 为钢管混凝土组合轴心抗压强度设计值, A_{sc} 为钢管混凝土组合截面面积, N_1 与 N_2 为极限承载力计算值, N_1 中脱空折减系数取规范值, N_2 中脱空折减系数为公式(7)的计算值, σ_1 、 σ_2 为无量纲安全系数, k 为安全系数的变化百分比。

表 4 考虑最不利月牙型脱空的拱肋整体截面极限承载力验算结果(依据规范[20])

Table 4 Check results of the ultimate bearing capacity of the overall section of the arch rib considering the most unfavorable crescent-shaped gap defects (according to the specification [20])

位置	$ N /$ kN	$ M /$ (kN·m)	$\gamma N/$ kN	$N_1=\varphi\varphi_eK_pk_cK_l\sum(N_0^i+N_l^i)/$ kN	$\sigma_1=$ $N_1/(\gamma N)$	$N_2=\varphi\varphi_eK_pk_cK_{lx}\sum(N_0^i+N_l^i)/$ kN	$\sigma_2=$ $N_2/(\gamma N)$	$k=(\sigma_1-\sigma_2)/\sigma_1\times$ 100%
轴力最大工况								
边-拱顶	48 463	16 634	53 309	87 503	1.641	82 350	1.545	5.9%
中-拱顶	66 750	46 293	73 425	83 425	1.136	78 512	1.069	
弯矩最大工况								
边-拱顶	46 431	42 785	51 074	70 184	1.374	66 051	1.293	5.9%
中-拱顶	64 786	76 988	71 265	72 233	1.014	67 979	0.954	

注:边-拱顶即边跨拱肋拱顶截面,其他命名规律相同, φ 为稳定系数, φ_e 为偏心率折减系数, K_p 为初应力度影响系数, k_c 为钢管混凝土承载力徐变折减系数, K_l 为钢管混凝土承载力脱粘折减系数, K_{lx} 为钢管混凝土月牙型脱空折减系数, N_0^i 为拱肋截面各肢钢管混凝土截面轴力抗压强度设计值, N_l^i 为与钢管混凝土主肢共同承担荷载的连接钢板的抗压强度设计值, N_1 与 N_2 为极限承载力计算值, N_1 中脱空折减系数取规范值, N_2 中脱空折减系数为公式(8)的计算值。

从表中结果可以看出,相比于采用规范[19]中的 K_d 计算得到的拱顶整体截面安全系数,利用 K_{dx} 计算得到的拱顶整体截面安全系数减小了16.1%;相比于采用规范[20]中的 K_t 计算得到的拱顶整体截面安全系数,利用 K_{tx} 计算得到的拱顶整体截面安全系数减小了5.9%。其中,利用 K_{tx} 计算得到的脱空折减系数并依据规范[19]进行验算时,中跨拱顶截面在最不利弯矩作用下的安全系数为0.954且小于1,由此可知,当脱空率大于一定数值且考虑最不利荷载工况时,拱肋截面可能会出现不满足受力要求的情况。因此,本文的脱空折减系数计算公式可用于超出规范脱空限值的CFST拱桥拱肋承载力分析,且计算结果偏于安全。

4 结论

(1) 本文有限元建模方法可较好地模拟无脱空、脱空CCFST柱承载力计算,球冠型脱空CCFST柱采用双受压本构模型、月牙型脱空CCFST柱采用单受压本构模型时具有更高的模拟精度。

(2) 不同管径分析结果表明,其他参数相同情况下,不同管径的大管径构件的 K_d 计算结果基本相同, K_t 也基本一致,说明管径不小于600 mm的球冠型和月牙型脱空构件的脱空折减系数与管径尺寸相关性不大。

(3) 有限元参数分析结果表明,随着脱空率 χ 或脱空角度率 R_d 的增大, K_d 和 K_t 呈不断减小的趋势,当 R_d 大于0.2后, K_t 的降低趋势有所减缓;当 χ 或 R_d 不变时, K_d 和 K_t 随混凝土强度等级和构件长细比的增大而增大,随着钢材强度等级和钢管壁厚的增大而减小,当 χ 小于0.6%时,各参数变化对 K_d 的影响较小;当偏心率从0.3增大至0.5时, K_d 基本没有变化(最大仅相差0.84%);当偏心率从0.1增大到0.5时, K_t 基本没有变化。

(4) 本文最后提出了球冠型与月牙型脱空折减系数 K_{dx} 和 K_{tx} 的计算公式,可用于超出现行规范规定的脱空程度限值的既有CFST拱桥拱肋承载力分析,其计算结果偏于安全。

参考文献:

- [1] 韩林海. 钢管混凝土结构原理[M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2023.
HAN Linhai. Principle of concrete-filled steel tube structure[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2023. (in Chinese)
- [2] CHEN B C, LIU J P, WEI J G. Concrete-filled steel tubular arch bridges [M]. Singapore: Springer Nature Singapore, 2023.
- [3] DONG W, WU Z M, ZHOU X M, et al. Experimental studies on void detection in concrete-filled steel tubes using ultrasound [J]. Construction and Building Materials, 2016, 128: 154-162. DOI:10.1016/j.conbuildmat.2016.10.061.
- [4] 丁睿, 刘浩吾, 罗凤林, 等. 光纤传感技术在巫峡长江大桥中的应用[J]. 四川大学学报(工程科学版), 2004, 36(6): 24-27. DOI:10.15961/j.jsuese.2004.06.005.
DING Rui, LIU Haowu, LUO Fenglin, et al. Technical application of fiber sensing in Wu Gorge Bridge [J]. Journal of Sichuan University (Engineering Science Edition), 2004, 36 (6): 24-27. DOI: 10.15961/j. jsuese. 2004.06.005. (in Chinese)
- [5] 李刚, 卞钧霏, 陈文华. 钢管混凝土热脱空现象分析[J]. 公路交通科技(应用技术版), 2007, 3(3): 154-155, 158.
LI Gang, BIAN Junpei, CHEN Wenhua. Analysis of thermal void phenomenon of concrete-filled steel tube [J]. Journal of Highway and Transportation Research and Development (Application Technology Edition), 2007, 3(3): 154-155, 158. (in Chinese)
- [6] 冯燕平, 肖广生, 陈诗泉, 等. 500 m级上承式CFST拱桥施工挑战及创新[J]. 公路, 2023, 68(10): 1-5.
FENG Yanping, XIAO Guangsheng, CHEN Shiquan, et al. Construction challenges and innovations of 500-meter level CFST deck arch bridge [J]. Highway, 2023, 68(10): 1-5. (in Chinese)
- [7] 杨世聪, 王福敏, 渠平. 核心混凝土脱空对钢管混凝土构件力学性能的影响[J]. 重庆交通大学学报(自然科学版), 2008, 27(3): 360-365, 486.
YANG Shicong, WANG Fumin, QU Ping. Brief introduction to the core concrete's empty influence on the mechanical performance of concrete filled steel tube components [J]. Journal of Chongqing Jiaotong University (Natural Science), 2008, 27 (3): 360-365, 486. (in Chinese)
- [8] 谭书林. 多因素耦合作用下钢管混凝土拱桥脱空机理及影响研究[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2019.
TAN Shulin. Study on the mechanism and influence of multi-factor coupling on the separation of concrete-filled steel tube arch bridge [D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2019. (in Chinese)
- [9] PAN S S, ZHU Y X, LI D S, et al. Interface separation detection of concrete-filled steel tube using a distributed temperature measuring system [J]. Applied Sciences, 2018, 8(9): 1653-1671. DOI:10.3390/app8091653.
- [10] CHEN H B, XU B, MO Y, et al. Multi-scale stress wave simulation for aggregates segregation detection of concrete core in circular CFST coupled with PZT patches [J]. Materials, 2018, 11(7): 12-23. DOI:10.3390/ma11071223.
- [11] 张永宁. 管内混凝土脱空检测新方法 & 脱空对钢管砼拱桥力学性能影响的研究[D]. 重庆: 重庆交通大学, 2013.
ZHANG Yongning. Concrete-empty testing and the mechanical property influence of CFST arch bridge cause by concretes empty [D]. Chongqing: Chongqing Jiaotong University, 2013. (in Chinese)

- [12] 陈宝春. 钢管混凝土拱桥[M]. 3版. 北京: 人民交通出版社, 2016.
CHEN Baochun. Concrete-filled steel tubular arch bridges[M]. 3rd ed. Beijing: China Communications Press, 2016. (in Chinese)
- [13] XUE J Q, ZHANG Y F, BRISEGHHELLA B, et al. Experimental research on effects of debonding on circular CFST columns with different slenderness ratios [C]// Proceedings of ARCH 2019. Cham: Springer International Publishing, 2019: 369-377.
- [14] LIAO F Y, LI Y J. Experimental behaviour of concrete filled steel tubes (CFST) with initial concrete imperfection subjected to eccentric compression [J]. Applied Mechanics and Materials, 2012, 174/175/176/177: 35-38. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.174-177.35.
- [15] 叶跃忠, 文志红, 潘绍伟. 钢管混凝土脱粘及灌浆补救效果试验研究[J]. 西南交通大学学报, 2004, 39(3): 381-384, 393. DOI: 10.3969/j.issn.0258-2724.2004.03.026.
YE Yuezhong, WEN Zhihong, PAN Shaowei. Experimental research on separation of concrete-filled steel tube and effect of pouring pulp [J]. Journal of Southwest Jiaotong University, 2004, 39(3): 381-384, 393. DOI: 10.3969/j.issn.0258-2724.2004.03.026. (in Chinese)
- [16] 刘夏平, 唐述, 唐春会, 等. 脱空钢管混凝土偏心受压力学性能试验研究[J]. 铁道建筑, 2011, 51(2): 117-121. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1995.2011.02.037.
LIU Xiaping, TANG Shu, TANG Chunhui, et al. Experimental study of mechanical behaviour of separate concrete-filled steel tube subjected to eccentric compression [J]. Railway Engineering, 2011, 51(2): 117-121. DOI: 10.3969/j.issn.1003-1995.2011.02.037. (in Chinese)
- [17] 刘夏平, 唐春会, 杨作用, 等. 脱空率对偏心受压钢管混凝土力学性能影响研究[J]. 中山大学学报(自然科学版), 2010, 49(增刊1): 7-10.
LIU Xiaping, TANG Chunhui, YANG Zuoyong, et al. Study on the influence of separation ratio on the mechanics behavior of separate concrete-filled steel tubes subjected to eccentric compression [J]. Acta Scientiarum Naturalium Universitatis Sunyatseni, 2010, 49 (Suppl. 1): 7-10. (in Chinese)
- [18] 林春姣, 郑皆连, 王楚杰, 等. 脱粘圆形钢管混凝土拱肋的极限荷载试验研究[J]. 广西大学学报(自然科学版), 2016, 41(4): 1220-1227. DOI: 10.13624/j.cnki.issn.1001-7445.2016.1220.
LIN Chunjiao, ZHENG Jielian, WANG Chujie, et al. Experimental study on ultimate load of debonding CFST arch rib with circular cross-section [J]. Journal of Guangxi University (Natural Science Edition), 2016, 41(4): 1220-1227. DOI: 10.13624/j.cnki.issn.1001-7445.2016.1220. (in Chinese)
- [19] JTG/T D65-06—2015 公路钢管混凝土拱桥设计规范[S].
JTG/T D65-06—2015 Specifications for design of highway concrete-filled steel tubular arch bridges[S]. (in Chinese)
- [20] GB 50923—2013 钢管混凝土拱桥技术规范[S].
GB 50923—2013 Technical code for concrete-filled steel tube arch bridges[S]. (in Chinese)
- [21] 陈宝春, 韦建刚, 周俊, 等. 我国钢管混凝土拱桥应用现状与展望[J]. 土木工程学报, 2017, 50(6): 50-61. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2017.06.006.
CHEN Baochun, WEI Jiangang, ZHOU Jun, et al. Application of concrete-filled steel tube arch bridges in China: Current status and prospects [J]. China Civil Engineering Journal, 2017, 50(6): 50-61. DOI: 10.15951/j.tmgcxb.2017.06.006. (in Chinese)
- [22] XUE J Q, BRISEGHHELLA B, CHEN B C. Effects of debonding on circular CFST stub columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2012, 69(1): 64-76. DOI: 10.1016/j.jcsr.2011.08.002.
- [23] LIAO F Y, HAN L H, TAO Z. Behaviour of CFST stub columns with initial concrete imperfection: Analysis and calculations [J]. Thin-Walled Structures, 2013, 70: 57-69. DOI: 10.1016/j.tws.2013.04.012.
- [24] 李万鹏, 王康宁. 脱空对钢管混凝土短柱偏压性能的影响研究[J]. 世界桥梁, 2022, 50(3): 93-99. DOI: 10.3969/j.issn.1671-7767.2022.03.015.
LI Wanpeng, WANG Kangning. Research on debonding effect of steel skin and concrete core on responses of short concrete-filled steel tubular column under eccentric loads [J]. World Bridges, 2022, 50(3): 93-99. DOI: 10.3969/j.issn.1671-7767.2022.03.015. (in Chinese)
- [25] 薛俊青. 脱粘对钢管混凝土单圆管拱力学性能影响研究[D]. 福州: 福州大学, 2010.
XUE Junqing. Research on the influence of debonding on the structural behavior of concrete-filled steel single tube arch [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2010. (in Chinese)
- [26] 刘威. 钢管混凝土局部受压时的工作机理研究[D]. 福州: 福州大学, 2005.
LIU Wei. Research on mechanism of concrete-filled steel tubes subjected to local compression [D]. Fuzhou: Fuzhou University, 2005. (in Chinese)
- [27] SHEN Q H, WANG J F, WANG F Q, et al. Axial loading mechanism analyses and evaluation methods of CCFT short columns with gap defects [J]. Structures, 2022, 46: 1422-1432. DOI: 10.1016/j.istruc.2022.11.015.
- [28] 江见鲸, 陆新征, 叶列平. 混凝土结构有限元分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 2005.
JIANG Jianjing, LU Xinzheng, YE Lieping. Finite element analysis of concrete structures [M]. Beijing: Tsinghua University Press, 2005. (in Chinese)
- [29] 沈聚敏, 王传志, 江见鲸. 钢筋混凝土有限元与板壳极限分析[M]. 北京: 清华大学出版社, 1993.
SHEN Jumin, WANG Chuanzhi, JIANG Jianjing. Finite

