

# 部分充填钢管混凝土独柱墩的最小混凝土充填率

徐艳<sup>1</sup>, 王臻<sup>1,2</sup>, 陈智钊<sup>1</sup>

(1. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 上海市市政工程设计研究总院(集团)有限公司, 上海 200092)

**摘要:** 钢管混凝土独柱墩具有占地面积小、承载能力高和结构耗能能力强等优点, 在我国城市高架桥中得以广泛应用, 但在高烈度区的应用还缺少相应的抗震设计指导。结合圆形钢管混凝土桥墩充填率的研究现状, 根据《城市桥梁抗震设计规范》中提出的2种不同的抗震设计思想(减隔震设计和延性抗震设计), 提出了最小混凝土充填率这个抗震设计指标, 通过理论分析和实体有限元数值模拟给出相应的实用计算公式并进行验证, 为促进部分充填圆形钢管混凝土桥墩在我国高烈度区的应用提供抗震设计参考。

**关键词:** 城市桥梁; 部分充填钢管混凝土桥墩; 最小混凝土充填率; 减隔震设计; 延性抗震设计

中图分类号: U446.1

文献标志码: A

## Minimum Concrete Filling Rate of Single Partially Concrete-Filled Steel Tubular Piers

XU Yan<sup>1</sup>, WANG Zhen<sup>1,2</sup>, CHEN Zhizhao<sup>1</sup>

(1. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. Shanghai Municipal Engineering Design and Research Institute (Group) Co., Ltd., Shanghai 200092, China)

**Abstract:** Concrete-filled circular steel tubular (CFST) pier has been widely applied to urban viaducts in China due to its superior features of less road occupation, higher bearing capacity, and better energy-dissipation ability, yet the practical seismic design method is not available in earthquake prone areas. Considering the research status and deficiency of the concrete filling rate of circular CFST piers, the minimum concrete filling rates are proposed in this study based on different seismic design strategies (seismic isolation design or ductile seismic design) specified in the Bridge Seismic Design Code. In addition, corresponding practical formulas for the concrete filling rate are proposed and verified by

theoretical study and numerical simulation, which provides specific design guidance for the seismic design of the circular CFST piers of urban viaducts in high earthquake-intensity areas.

**Key words:** urban viaduct; partially concrete-filled steel tubular pier; minimum concrete filling rate; seismic isolation design; ductile seismic design

钢管混凝土桥墩由于其占地面积小、承载能力高、耗能能力强和施工便捷等优点, 在桥梁抗震问题较为突出的国家如日本有较多的工程应用, 尤其是采用独柱墩的城市高架桥。有时为了避免城市立交桥由于桥墩布置阻碍地面交通而强制改线, 也可将桥墩桥向偏移一定距离形成有偏心的钢管混凝土桥墩以适应路线。近年来, 随着我国从桥梁大国向桥梁强国的迈进, 钢混凝土组合(部分充填)桥墩在我国城市立交桥和高架桥中得到进一步应用。例如我国雅泸高速公路上的黑石沟大桥3号主墩和腊八斤特大桥的主墩都采用钢管混凝土桥墩, 有效减少了占地面积且获得较高承载能力, 但同时也带来桥梁非线性稳定极限承载力难以确定等问题。与混凝土完全充填的钢管混凝土桥墩相比, 部分充填钢管混凝土桥墩不仅同样具有占地面积小、外形美观等优点, 也节省了混凝土的材料用量, 有效减小桥墩的自重和在地震作用下产生的惯性力, 降低地基的负载, 由于相关研究的不足, 还缺少可操作的抗震设计指导。

空钢管桥墩内填部分混凝土这一概念最早由Ge等<sup>[1-3]</sup>提出, 并且他们证明了混凝土充填率是关键的设计参数之一。Morishita等<sup>[4]</sup>通过试验研究发现, 当混凝土充填高度大于1.5倍钢管截面直径或者为墩高的20%~30%时, 钢管混凝土桥墩具有较

收稿日期: 2020-12-22

基金项目: 国家自然科学基金重点项目(51938013)

第一作者: 徐艳(1976—), 女, 副研究员, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为桥梁抗震。

E-mail: yanxu@tongji.edu.cn.



论文  
拓展  
介绍

好的延性性能、耗能能力和抗震性能。廖晶<sup>[5]</sup>进行了部分充填圆形钢管混凝土桥墩试件的拟静力试验,发现破坏形态与混凝土充填率有关且大致分为2种:第一种是底部钢管表面出现严重的鼓出屈曲,且该部位的内填混凝土被压碎;第二种是混凝土顶部的钢管发生鼓出屈曲。吴权<sup>[6]</sup>证明了内填混凝土能够增加钢桥墩的承载能力和延性性能,并以桥墩的滞回性能为评价标准,通过有限元参数分析得到最合适的混凝土充填率约为墩高的30%~50%。王占飞等<sup>[7-8]</sup>对部分充填圆形钢管混凝土桥墩试件进行了拟静力试验研究和有限元分析,也发现内填混凝土能够增加试件的抗震性能,并指出随着混凝土充填率的增加,试件的最大承载力和延性均有显著提高;但若混凝土充填率继续增大,延性却有可能下降。王占飞等<sup>[9]</sup>对带横隔板的部分充填圆形钢管混凝土桥墩试件进行了拟静力试验,发现当混凝土充填率较低时,混凝土上方的钢管容易出现局部屈曲破坏;而当充填率增加到33%以上时,可以避免这一现象,使得试件的破坏仅发生在墩底附近。因此,王占飞等<sup>[10]</sup>以滞回性能为评价指标,拟合出最合适的混凝土充填率与长细比和径厚比的关系式。谢旭等<sup>[11]</sup>对圆形桥墩进行有限元数值模拟发现,径厚比对桥墩的水平承载能力影响最为显著,减小径厚比可防止钢板早期发生局部失稳;增加轴压比导致钢板压应力增加,桥墩的承载能力和延性均有一定程度的下降。Goto等<sup>[12-13]</sup>通过振动台试验研究和有限元分析发现,在空钢管桥墩中内填混凝土并设置横隔板能够有效提高桥墩的延性和抗震性能。同时相比于空钢管桥墩,部分充填圆形钢管混凝土桥墩具有更小的残余变形、更高的极限承载能力和更强的耗能能力。

考虑到实际工程中有偏心钢管混凝土桥墩的应用,王占飞等<sup>[14-16]</sup>进行了拟静力试验研究和有限元参数分析,发现偏心荷载会降低部分充填圆形钢管混凝土桥墩试件在横桥向偏心一侧的承载力,但会对另一侧起到加强作用,而且随着偏心率的增大,这种现象愈发显著。同时,竖向荷载偏心率的增加也会导致桥墩试件在顺桥向的最大承载力和延性性能有所下降。谢旭等<sup>[11]</sup>对圆形桥墩进行有限元数值分析结果发现,水平双向同时受到地震作用时的结构承载能力和变形性能均低于单方向作用的结果,并给出桥墩结构在水平双向地震作用下桥墩的地震损伤特性及损伤域长度的经验公式。徐艳等<sup>[17]</sup>通过振动台试验研究无偏心和有偏心部分充填圆形钢管混凝土

土桥墩在全桥状态下的破坏形态和响应特点,发现无偏心桥墩的地震响应较为均匀,而有偏心桥墩由于横桥向恒载偏心的影响,受力和变形很不均匀,滞回耗能性能也呈现出明显的不对称性,可能会导致其无法充分发挥自身优越的抗震性能和耗能能力。

综上所述,在空钢管桥墩内填混凝土并增设横隔板,能够使钢管与混凝土更好地协同工作,提高桥墩的延性和抗震性能,也是《日本桥梁设计手册》<sup>[18]</sup>推荐采用的桥墩型式,在日本等地的城市桥梁中有着普遍的工程应用。虽然在目前的抗震设计理论中,径厚比、长细比和轴压比等结构参数的合理取值已有规范<sup>[18]</sup>给出,但是混凝土充填率这一关键设计参数还没有具体的设计建议值,相关的研究也有待深入。因此,本文基于目前《城市桥梁抗震设计规范》<sup>[19]</sup>中提出的不同的抗震设计体系,通过理论分析和数值模拟的方法研究部分充填圆形钢管混凝土桥墩的最小混凝土充填率。

## 1 最小混凝土填充率

### 1.1 基于抗震设计体系的指标定义

根据《日本桥梁设计手册》<sup>[18]</sup>,部分充填圆形钢管混凝土桥墩的合理混凝土充填率是保证空钢管截面和钢管混凝土组合截面同时发生破坏的混凝土充填率。但是对于破坏状态的界定各国规范有所不同。目前我国《城市桥梁抗震设计规范》<sup>[19]</sup>中明确提出了2种不同的桥梁抗震体系,类型I采用延性抗震设计思想,变形耗能部位位于桥墩塑性铰区;类型II采用减隔震设计思想,耗能部位集中在支座、耗能装置,而桥墩应保持基本弹性。如前所述,不同的混凝土充填率将导致钢管混凝土桥墩在地震作用下产生不同的破坏形态和位置。因此,对钢管混凝土桥墩充填率的研究需基于不同抗震设计思想,分别提出最小的混凝土充填率,以达到预期的抗震设计目标。

对于采用减隔震设计思想的桥梁,主要是通过支座以及耗能装置的屈服和耗能有效地减小桥墩的地震响应,桥墩的性能目标是基本保持弹性。《日本桥梁设计手册》<sup>[18]</sup>的钢和钢管混凝土桥墩抗震设计部分给出的径厚比 $R$ 、长细比 $\bar{\lambda}$ 和轴压比 $\alpha$ 等结构参数的取值可以保证空钢管的屈服先于局部屈曲,那么部分充填钢管混凝土桥墩保持弹性的前提条件是:空钢管截面和钢管混凝土组合截面的弯矩都小于屈服弯矩。如果以桥墩截面产生屈服作为破坏的临界点,那么空钢管截面和钢管混凝土组合截面同

时进入屈服所对应的混凝土充填率即为采用减隔震设计思想的钢管混凝土桥墩的最小混凝土充填率,记为 $\beta_1$ 。

而对于采用延性抗震思想的桥梁,钢管混凝土组合段通常设置在墩底部,截面将不可避免地进入塑性,设计时必须在所有潜在的塑性区域充填混凝土以保证足够的延性能力。如果混凝土充填高度不足,空钢管截面将率先发生破坏,带来较大的墩顶位移,造成落梁等隐患。此外,考虑到震后可修复性的要求,宜将空钢管截面的屈服作为其破坏状态。同时,根据《日本桥梁设计手册》<sup>[18]</sup>,当墩顶水平力或墩顶位移分别超过图1所示的 $H_u^p$ 和 $u_u^p$ (可通过位移控制的低周往复加载获得)时,桥墩将进入不稳定状态,因此可将该状态界定为延性抗震设计中的极限状态,并定义为钢管混凝土组合截面的破坏状态。那么对应于延性抗震设计的最小混凝土充填率应为:空钢管截面的屈服和桥墩的极限状态同时发生,记为 $\beta_2$ 。

由以上分析可知,采用减隔震设计思想的钢管混凝土桥墩的最小混凝土充填率 $\beta_1$ 应小于采用延性抗震设计思想的钢管混凝土桥墩的最小混凝土充填率 $\beta_2$ 。

本文将针对城市高架桥中常用的单柱墩体系,基于欧拉-伯努利梁理论分别推导上述最小混凝土充填率 $\beta_1$ 和 $\beta_2$ 的理论公式。

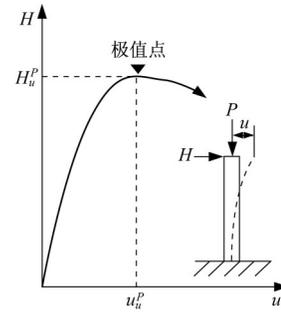


图1 PCFT桥墩极限状态界定  
Fig. 1 Ultimate state of PCFT piers

### 1.2 采用减隔震设计的 $\beta_1$

无偏心桥墩的受力情况如图2a所示,空钢管截面的抗弯承载力容许值为 $M_s$ ,即钢管最外缘应力到达其屈服应力时的弯矩,由式(1)给出;钢管混凝土组合截面的抗弯承载力容许值为 $M_{cs}$ ,即在平截面假定下,钢管混凝土组合截面的最外缘钢管应力到达其屈服应力时的弯矩,由式(2)给出。根据1.1节的定义,最小混凝土充填率 $\beta_1$ 如式(3)所示,将式(1)和(2)代入后得到 $\beta_1$ 的计算公式如式(4)所示。

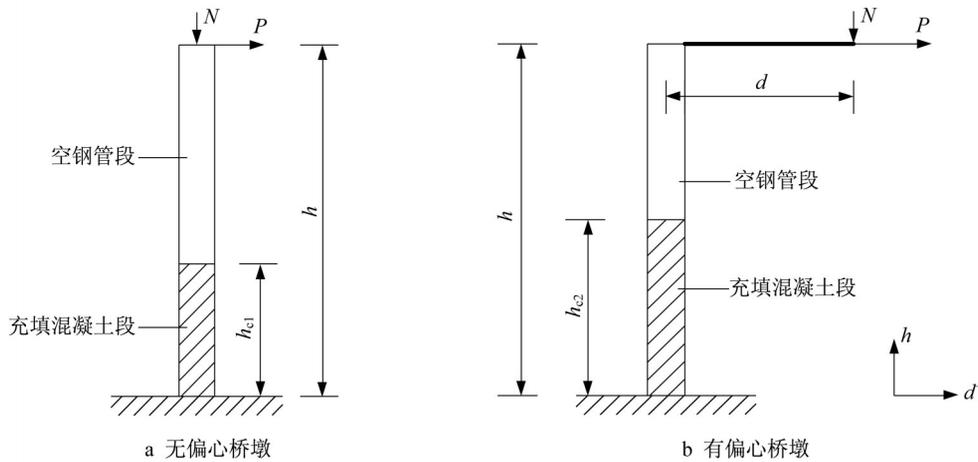


图2 PCFT桥墩受力图示

Fig. 2 Force conditions of non-eccentric and eccentric PCFT piers

$$M_s = \left( \sigma_y - \frac{N}{A_s} \right) \times \frac{2I_s}{D_s} \quad (1)$$

$$M_{cs} = \left( \sigma_y - \frac{N \cdot E_s}{E_s A_s + E_c A_c} \right) \times \frac{2I_s}{D_s} \times \frac{E_s I_s + E_c I_c}{E_s I_s} \quad (2)$$

$$\beta_1 = \frac{h_{c1}}{h} = 1 - \frac{M_s}{M_{cs}} \quad (3)$$

$$\beta_1 = 1 - \frac{(1 - \alpha)(1 + E_{cs} A_{cs})}{(1 + E_{cs} I_{cs})(1 - \alpha + E_{cs} A_{cs})} \quad (4)$$

式中: $N$ 是墩顶竖向力; $\alpha$ 为桥墩的轴压比; $E_s$ 、 $\sigma_y$ 、 $D_s$ 、 $A_s$ 和 $I_s$ 分别为钢管的弹性模量、屈服应力、截面直径、面积和惯性矩; $E_c$ 、 $A_c$ 和 $I_c$ 分别是混凝土的弹性模量、截面面积和惯性矩; $E_{cs}$ 、 $A_{cs}$ 和 $I_{cs}$ 分别是混凝土与钢管的弹性模量比、截面面积比和截面惯性矩比。

对于有偏心桥墩而言,偏心恒载会产生初始弯矩,对横桥向承载力和抗震性能的影响大于顺桥向,所以最小混凝土充填率的确定应以横桥向的受力为准。如图 2b 所示,当地震作用沿  $d^+$  方向时,水平力  $P$  产生的弯矩和初始弯矩均会增大钢管受压侧应力,初始弯矩  $M_e$  的存在会使钢管更早进入屈服,因此应将式(1)空钢管截面的抗弯承载力容许值和式(2)钢管混凝土组合截面的抗弯承载力容许值分别减去式(5)给出的初始弯矩  $M_e$ ,代入式(3)得到有偏心桥墩的最小混凝土充填率,记为  $\beta'_1$ 。而沿  $d^-$  方向作用时,初始弯矩  $M_e$  的存在会使钢管更迟进入屈服,因此可将各截面的抗弯承载力分别加上初始弯矩  $M_e$ ,得到最小混凝土充填率,记为  $\beta''_1$ 。 $\beta'_1$  和  $\beta''_1$  分别见式(6)和式(7),均可由式(4)乘以一个放大系数得到,其中  $e$  是竖向荷载偏心率,  $h$  是桥墩高度。

$$M_e = N \cdot d = N \cdot e \cdot h \quad (5)$$

$$\beta'_1 = \frac{h_{c2}}{h} = \beta_1 \cdot \frac{M_s}{M_s - M_e \cdot (1 - \beta_1)} = \beta_1 \cdot k_{1e} \quad (6)$$

$$\beta''_1 = \frac{h_{c2}}{h} = \beta_1 \cdot \frac{M_s}{M_s + M_e \cdot (1 - \beta_1)} = \beta_1 \cdot k'_{1e} \quad (7)$$

对比式(6)和式(7)可见,由于初始弯矩  $M_e$  一般不会超过  $M_s$  (否则空钢管截面在恒载作用下就会进入塑性),所以  $\beta'_1 > \beta_1 > \beta''_1$ 。而当地震作用沿  $d^+$  方向时,桥墩的外包钢管更容易进入屈服,因此选用  $\beta'_1$  作为有偏心桥墩的最小混凝土充填率,这也说明恒载偏心带来的不利效应会使得有偏心桥墩的最小混凝土充填率必定大于无偏心桥墩的最小混凝土充填率。

### 1.3 采用延性抗震设计的 $\beta_2$

本文提出的延性混凝土充填率对应的是采用延性抗震设计思想的桥墩,在空钢管截面屈服的同时,钢管混凝土组合截面达到了图 1 所示的极限状态。《日本桥梁设计手册》<sup>[18]</sup> 采用纤维模型预测极限状态时的墩底钢管截面受压侧纤维应变约为 5 倍的钢材屈服应变,据此钢管可采用等效弹性模量  $E'_s$ ; 而内填混凝土由于存在开裂现象,在试验中无法观察和测量,并且在弯矩和轴力共同作用下的混凝土的有效抗弯面积计算复杂, Ishizawa 等<sup>[20]</sup> 在钢管混凝土只受弯矩而不受轴向荷载等假设下,给出了部分填充钢管混凝土受压面积的修正系数,从而得到考虑混凝土有效抗弯面积的经验公式,但是本文中的钢管混凝土不仅受到弯矩还有轴力,故在进行公式推导时,确实无法准确计算混凝土有效抗弯面积,所以仍采

用混凝土的初始弹性模量  $E_c$  计算得到  $M_{cs}$ 。因此这里得到的混凝土充填率与实际值会有一定的偏差,将在 3.1 节予以修正。将等效钢材弹性模量  $E'_s$  代入式(2)得到此时的钢管混凝土组合截面的抗弯承载力容许值  $M_{cs2}$  (见式(8)),然后代入式(3)便可得到无偏心桥墩的延性混凝土充填率  $\beta_2$ , 见式(9)。同时,可将式(1)和式(8)分别减去初始弯矩  $M_e$  (见式(5)),再代入式(3)得到有偏心桥墩的延性混凝土充填率  $\beta'_2$ 。由此可见,  $\beta'_2$  同样可在式(9)的基础上乘以一个放大系数  $k_{2e}$  得到,具体见式(10)。

$$M_{cs} = \left( \sigma_y - \frac{N \cdot E'_s}{E'_s A_s + E_c A_c} \right) \times \frac{2I_s}{D_s} \times \frac{E'_s I_s + E_c I_c}{E'_s I_s} \quad (8)$$

$$\beta_2 = \frac{h_{c1}}{h} = 1 - \frac{(1 - \alpha)(1 + E'_s A_{cs})}{(1 + E'_s I_{cs})(1 - \alpha + E'_s A_{cs})} \quad (9)$$

$$\beta'_2 = \frac{h_{c2}}{h} = \beta_2 \cdot \frac{M_s}{M_s - M_e \cdot (1 - \beta_2)} = \beta_2 \cdot k_{2e} \quad (10)$$

值得指出的是,当实际混凝土充填率  $\beta$  不能满足上述最小混凝土充填率时,可能存在以下 3 种情况:

(1) 当  $\beta < \beta_1$  时,针对减隔震设计的桥墩的空钢管截面会先于钢管混凝土组合截面发生破坏,此时空钢管段会发生明显的鼓出变形,进而导致很大的墩顶位移<sup>[5]</sup>,带来严重的安全隐患。

(2) 当  $\beta \gg \beta_2$  时,针对延性抗震设计的桥墩虽可保证空钢管截面晚于钢管混凝土组合截面发生破坏,但会造成混凝土材料的浪费,材料利用率和经济性较差。

(3) 当  $\beta_1 < \beta < \beta_2$  时,此时实际混凝土充填率介于  $\beta_1$  和  $\beta_2$  之间,针对减隔震设计的桥墩可保证空钢管截面不早于钢管混凝土组合截面进入屈服,但在钢管混凝土组合截面达到其抗弯承载力容许值  $M_{cs}$  时,混凝土充填段以上的空钢管已经屈服,容易产生安全隐患,也不能满足延性抗震设计的预期目标。

## 2 单墩实体有限元模型

由于上述理论推导基于欧拉-伯努利梁理论,且无法准确考虑混凝土开裂、钢管与混凝土之间的粘结滑移效应等因素的影响,因此本文通过实体有限元参数分析对公式进行相应的修正。

根据文献[12]提供的试验数据,利用 ABAQUS 软件建立部分充填圆形钢管混凝土桥墩试件的实体有限元分析模型,如图 3 所示。钢材的本构模型采

用具有包辛格效应的双折线随动强化模型以考虑钢管的多向受力状态,采用四节点减缩积分形式的壳单元(S4R)进行模拟,其中钢管沿圆周方向划分36个均匀单元,在充填混凝土段沿墩高方向每隔20mm进行网格划分,而在空钢管段底部沿墩高方向进行加密处理,加密尺寸为15mm,加密范围取管径的2/3左右<sup>[8]</sup>,对横隔板也进行均匀的网格划分。内填混凝土的本构模型为考虑管内混凝土三轴受力状态的塑性损伤模型<sup>[21]</sup>,其中混凝土的塑性应力-应变行为分别采用刘威-韩林海受压本构模型<sup>[22]</sup>和我国《混凝土结构设计规范》<sup>[23]</sup>中给出的混凝土受拉本构模型,有效考虑内填混凝土的开裂、有效抗弯面积等因素。破坏准则的参数取值如下:偏心率取0.1、

初始等效双轴抗压强度与初始单轴等效抗压强度的比值取1.16、受拉与受压子午线比值取0.6667、黏性参数取0.0005<sup>[24]</sup>,膨胀角则参考文献<sup>[12]</sup>取 $10^\circ$ 。此外,根据文献<sup>[25]</sup>采用经典损伤理论法<sup>[26]</sup>计算混凝土的损伤因子,并采用面面硬接触和库仑摩擦模型<sup>[24]</sup>模拟钢管、横隔板与混凝土之间的粘结滑移,以考虑核心混凝土与外包钢管之间的相互影响,其中摩擦因子 $\mu=0.2$ <sup>[12]</sup>。混凝土采用八节点减缩积分的实体单元(C3D8R)进行模拟,同样沿圆周方向划分36个均匀单元,并沿墩高每隔20mm进行实体网格划分。此外,桥墩底部设置成完全固定的边界条件以考虑其下基础的束缚作用。

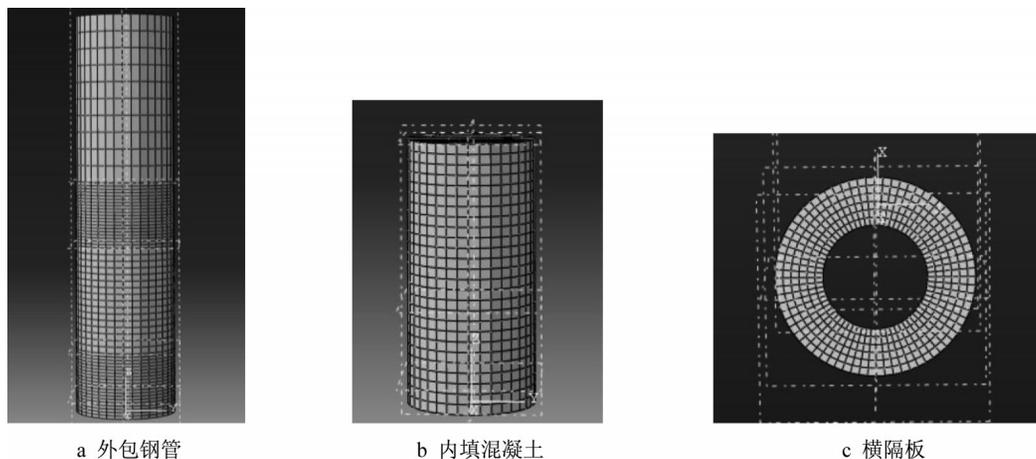


图3 有限元模型网格划分情况

Fig. 3 Mesh generation of finite element model

由图4的结果比较可知,本文有限元模拟的试件初始刚度、峰值承载力、峰值位移和极限承载力与试验结果比较接近。但由于对钢材的本构模拟存在一定的不足<sup>[27]</sup>,同时无法准确模拟钢管的局部鼓出抑制效应<sup>[12]</sup>,导致极限位移和残余位移与试验结果有一定的差异。Goto等<sup>[28-29]</sup>对部分充填圆形钢管混凝土桥墩试件进行了有限元分析,采用三曲面循环塑性模型<sup>[21]</sup>和塑性损伤模型<sup>[21]</sup>分别模拟钢管和混凝土的力学行为,同时插入水平裂缝来考虑钢管局部鼓出抑制效应,可以达到较好的精度,但计算耗时太长。考虑到本文的研究目的,有限元参数分析仅需考虑桥墩到达峰值承载力之前的阶段,而如表1所示,该实体模型能够准确模拟桥墩在这一阶段的受力行为,同时具备计算精度高、计算效率高、收敛稳定和适用性好等优点,能提供较好的数值模拟基础。

### 3 最小混凝土充填率的实用公式

实体有限元参数分析选用的单墩模型高度为单位长度1m,其余结构参数参考文献<sup>[17]</sup>取值,具体见表2。

《日本桥梁设计手册》<sup>[18]</sup>的钢和钢管混凝土桥墩抗震设计中指出合理的径厚比 $R_t$ 、长细比 $\lambda$ 和轴压比 $\alpha$ 等结构参数取值可以保证空钢管的屈服先于局部屈曲,同时结合我国《公路钢管混凝土拱桥设计规范》<sup>[30]</sup>中对钢管混凝土构件的钢管径厚比和截面含钢率的要求,选用径厚比 $R_t$ 为0.04~0.12,轴压比 $\alpha$ 为0~0.2,同时参考以往文献的取值<sup>[14-17]</sup>,并保证桥墩在竖向偏心荷载作用下不至于发生严重破坏,取偏心率 $e$ 为0~0.3。本文合理变化径厚比 $R_t=0.04, 0.06, 0.08, 0.10, 0.12$ ,轴压比 $\alpha=0, 0.05, 0.10, 0.15, 0.20$ 和偏心率 $e=0, 0.1, 0.2, 0.3$ ,总共对100组桥墩模型进行有限元参数分析,采用二分

法进行大量试算并对理论公式进行修正。

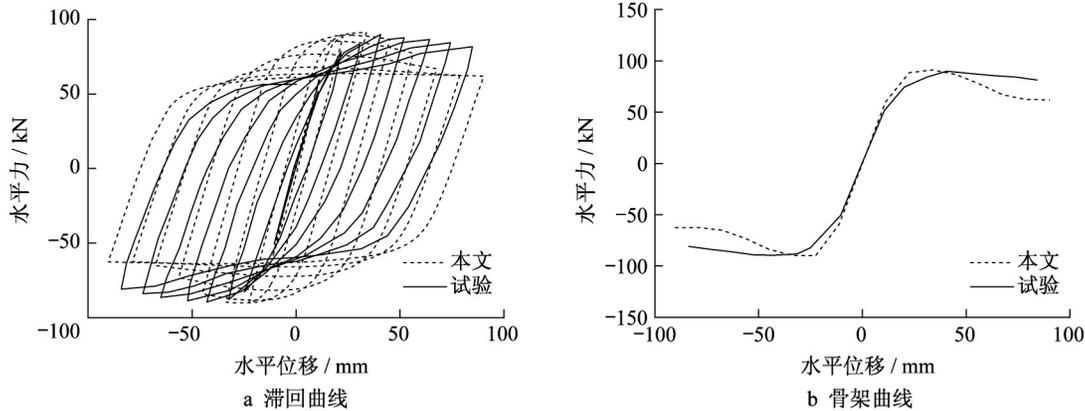


图 4 模拟结果对比

Fig. 4 Comparison of simulation and experimental results

表 1 有限元模拟结果对比

Tab. 1 Comparison of finite element simulation results

比较指标	峰值承载力/ kN	峰值位移/mm
有限元模拟	91.3	33.9
试验	87.2	39.5
有限元模拟与试验结果的差距/%	4.7	-14.2

### 3.1 修正后的最小混凝土充填率 $\beta_1$

考虑到加载历程对部分充填圆形钢管混凝土桥墩的水平峰值承载力和峰值力所对应的峰值位移的影响不大<sup>[18]</sup>,因此对 100 组桥墩实体单元模型进行大量的 Pushover 分析,得到可靠的最小混凝土充填率近似值。同时,由 1.1 节可知,因为理论推导基于欧拉-伯努利假设,无法考虑外包钢管与内填混凝土的粘结滑移等因素,式(2)采用的组合截面抗弯能力 $M_{cs}$ 不够准确,由此得到的最小混凝土充填率 $\beta_1$ 与实际值会有一些的偏差,因此根据 25 组无偏心桥墩模型的计算结果,反推得到钢管混凝土组合截面抗弯承载力 $M_{cs}$ 的修正系数 $k_1$ ,对式(4)和式(6)进行

修正。

由图 5a 可见,空钢管应力和墩底附近的钢管应力几乎在同一时刻达到屈服应力,可认为空钢管截面和钢管混凝土组合截面同时进入屈服,所以有限元计算得到的近似值是可靠的。同时,由计算结果可知,随着径厚比 $R_t$ 的减小,钢管对混凝土的约束作用不断增强,使得有限元计算的结果更加接近根据平截面假定推导的理论值,所以修正系数 $k_1$ 有不断增大的趋势。而随着轴压比 $\alpha$ 的增加,钢管对内填混凝土的约束效应也不断增强,使得钢管和混凝土能够更好地协同工作,修正系数 $k_1$ 也有不断增大的趋势。在常用结构参数范围内,无偏心桥墩的减隔震混凝土充填率约为 0.14~0.39,而对应的混凝土充填高度约为 $0.44D_s \sim 1.26D_s$ 。

采用二元二次多项式对修正系数 $k_1$ 进行拟合,结果见式(13)。通过比较发现,由于修正系数 $k_1$ 具有定性的变化趋势,拟合效果可靠(误差平方和 0.001,决定系数 0.994,均方根 0.007),最终的曲面拟合结果见图 5b。

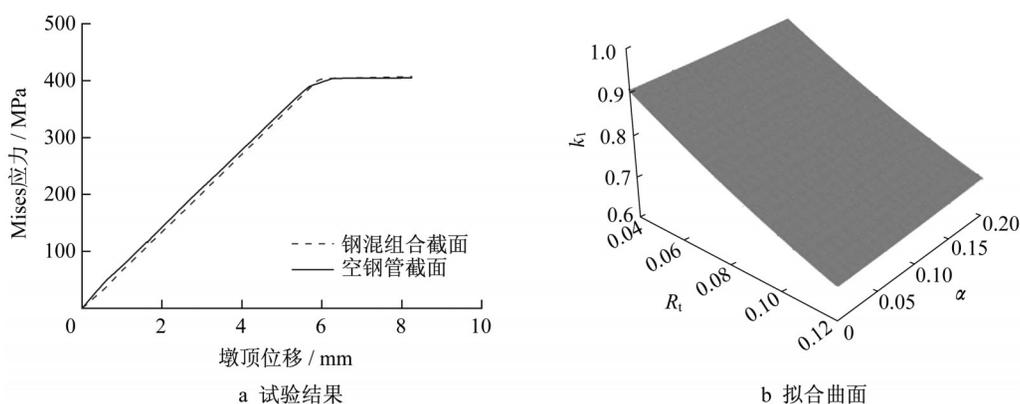
表 2 模型参数

Tab. 2 Model parameters

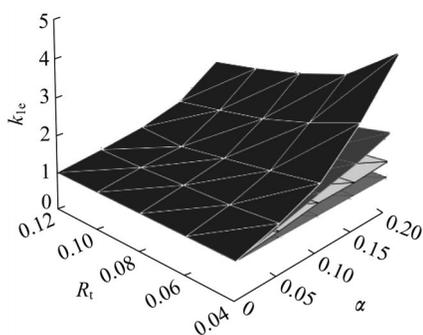
$D_s/mm$	$t_s/mm$	$E_s/GPa$	$\sigma_y/MPa$	$\nu_s$	$E_c/GPa$	$\sigma_c/MPa$	$\sigma_t/MPa$	$\nu_c$	$R_t$	$\alpha$
310.8	5	209.9	403.9	0.3	25.32	27.45	2.20	0.16	0.10	0.08

由式(6)可知,有偏心桥墩的减隔震混凝土充填率 $\beta'_1$ 可由无偏心桥墩的 $\beta_1$ 乘以一个放大系数 $k_{1e}$ 得到。同时考虑到 $k_{1e}$ 与径厚比 $R_t$ 、轴压比 $\alpha$ 和偏心率 $e$ 均有关,因此采用 100 组桥墩模型的计算结果对放大系数 $k_{1e}$ 进行拟合,使得修正后的理论值更加接近于有限元近似值。

放大系数 $k_{1e}$ 的计算结果如图 6 所示,由下向上分别为偏心率 $e$ 为 0、0.1、0.2 和 0.3 的结果,可以发现随着偏心率 $e$ 的增加, $k_{1e}$ 也不断增加,同时随径厚比 $R_t$ 和轴压比 $\alpha$ 的变化规律也与式(6)基本相同。采用三元二次多项式进行多元非线性拟合,最终结果见式(14),各项拟合指标(误差平方和 0.225、决定

图5 无偏心桥墩减隔震混凝土充填率  $\beta_1$  的实验结果和拟合曲面Fig. 5 Minimum reasonable concrete filling rate  $\beta_1$  of non-eccentric PCFT piers

系数0.960、均方根0.055)表明拟合效果较好。将拟合出的放大系数  $k_{1e}$  乘以式(11)即可得到有偏心桥墩的减隔震混凝土充填率实用公式(12)。

图6 放大系数  $k_{1e}$  计算结果Fig. 6 Calculation results of  $k_{1e}$ 

综合上述计算结果,采用减隔震设计的最小混凝土充填率  $\beta_1$  的实用公式汇总如式(11)~(14)所示:

$$\beta_1 = 1 - \frac{(1-\alpha)(1+E_{cs}A_{cs})}{k_1 \cdot (1+E_{cs}I_{cs})(1-\alpha+E_{cs}A_{cs})} \quad (11)$$

$$\beta'_1 = \beta_1 \cdot k_{1e} \quad (12)$$

$$k_1 = 1.027 - 4.034R_t + 0.045\alpha + 7.82R_t^2 + 0.158\alpha R_t + 0.152\alpha^2 \quad (13)$$

$$k_{1e} = 1.038 - 2.357R_t + 0.846\alpha + 0.563e - 18.81\alpha R_t - 21.4eR_t + 20.836\alpha e + 26.06R_t^2 + 1.956\alpha^2 + 4.854e^2 \quad (14)$$

### 3.2 修正后的最小混凝土充填率 $\beta_2$

由1.3节可知,由于内填混凝土的开裂和有效抗弯面积等因素无法准确模拟,理论推导中采用的组合截面抗弯能力  $M_{cs}$  不够准确,由此得到的延性混凝土充填率与实际值会有一定的偏差。从图7a中可以看出,在Pushover分析中桥墩达到水平峰值承载

力也就是图1所对应的极限状态时,与混凝土填充段相邻的空钢管应力也接近屈服应力,意味着空钢管截面的屈服和桥墩的极限状态几乎同时发生,因此有限元计算所得的近似值是可靠的。同样采用二元二次多项式对修正系数  $k_2$  进行拟合,最终结果见式(17),拟合效果可靠(误差平方和0.005、决定系数0.991、均方根0.016),最终的曲面拟合结果见图7b。在常用结构参数范围内,无偏心桥墩的延性混凝土充填率约为0.43~0.59,而对应的混凝土充填高度约为  $1.39D_s \sim 1.91D_s$ 。

放大系数  $k_{2e}$  的计算结果如图8所示,由下向上分别为偏心率  $e$  为0、0.1、0.2和0.3的结果,可以发现  $k_{2e}$  与径厚比  $R_t$ 、轴压比  $\alpha$  和偏心率  $e$  的变化规律也与式(10)基本相同。同样地,采用100组桥墩模型的计算结果对有偏心桥墩延性混凝土充填率的放大系数  $k_{2e}$  进行与  $k_{1e}$  相同的拟合工作,最终结果见式(18),各项拟合指标(误差平方和0.080、决定系数0.982、均方根0.030)表明拟合效果可靠。将拟合出的放大系数  $k_{2e}$  乘以式(15)即可得到有偏心桥墩延性混凝土充填率实用公式(16)。

综合上述计算结果,得到采用延性抗震设计的最小混凝土充填率  $\beta_2$  的实用公式汇总如式(15)~(18)所示:

$$\beta_2 = 1 - \frac{(1-\alpha)(1+E'_{cs}A_{cs})}{k_2 \cdot (1+E'_{cs}I_{cs})(1-\alpha+E'_{cs}A_{cs})} \quad (15)$$

$$\beta'_2 = \beta_2 \cdot k_{2e} \quad (16)$$

$$k_2 = 1.128 - 13.37R_t + 0.109\alpha + 54.03R_t^2 - 0.295\alpha R_t + 0.141\alpha^2 \quad (17)$$

$$k_{2e} = 1.001 - 0.189R_t + 0.03\alpha + 0.076e - 7.833\alpha R_t - 4.086eR_t + 12.473\alpha e + 5.179R_t^2 + 2.54\alpha^2 + 0.489e^2 \quad (18)$$

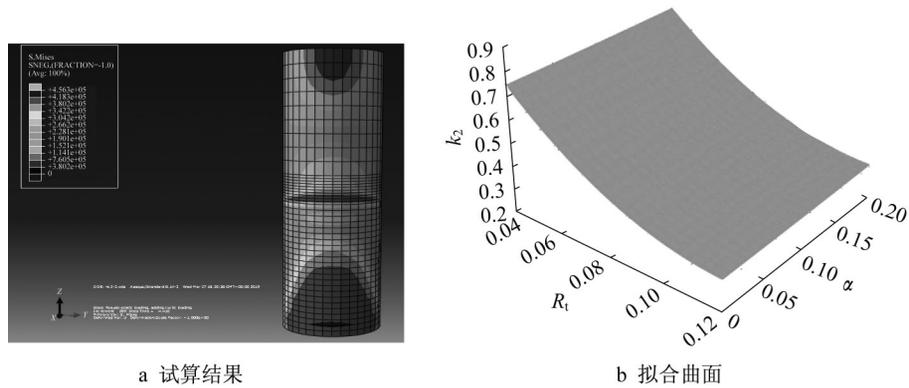


图 7 有偏心桥墩减隔震混凝土充填率  $\beta_2$  的试算结果和拟合曲面

Fig. 7 Minimum reasonable concrete filling rate  $\beta_2$  of eccentric PCFT piers

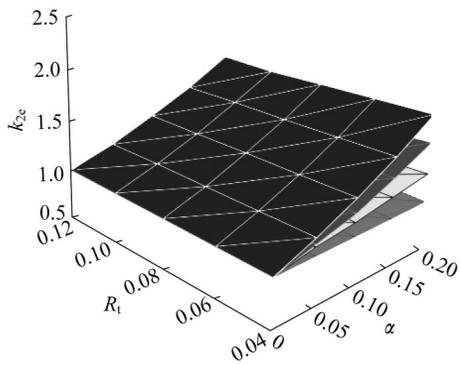


图 8 放大系数  $k_{2e}$  计算结果

Fig. 8 Calculation results of  $k_{2e}$

### 4 实用公式验证

由前述可知,结合我国《公路钢管混凝土拱桥设计规范》<sup>[30]</sup>中对钢管混凝土构件的钢管径厚比的要求和已有研究成果<sup>[14-17]</sup>对保证桥墩在竖向偏心荷载作用下

不至于发生严重破坏时偏心率的要求,对本文提出的部分充填混凝土钢桥墩的设计参数取值,因此混凝土充填率实用公式(11)~(18)适用于径厚比  $R_t$  为 0.04~0.12、轴压比  $\alpha$  为 0~0.2、偏心率  $e$  为 0~0.3 的无偏心和有偏心部分充填圆形钢管混凝土桥墩。

为验证本文实用公式的准确性,取 2 组满足规范取值范围但又与前述 100 组用于拟合的结构参数完全不同的桥墩模型代入本文提出的实用公式计算充填率。第 1 组的桥墩模型高度为 1.41m,钢管直径为 444mm,壁厚为 10mm,径厚比  $R_t$  为 0.07,轴压比  $\alpha$  为 0.12;第 2 组的桥墩模型高度为 0.83m,钢管直径为 259mm,壁厚为 7.5mm,径厚比  $R_t$  为 0.05,轴压比  $\alpha$  为 0.07。计算结果如表 3 和表 4 所示,由此可见实用公式能准确预测工程中常用的无偏心和有偏心部分充填圆形钢管混凝土桥墩的最小混凝土充填率,误差在 10% 以内。

表 3 第 1 组验证结果

Tab. 3 Verification of the first model

$e$	$\beta_1$			$\beta_2$		
	有限元近似值	实用公式值	误差%	有限元近似值	修正理论值	误差%
0	0.25	0.26	4.00	0.52	0.51	-1.90
0.05	0.27	0.28	3.70	0.55	0.54	-1.80
0.15	0.33	0.35	6.10	0.62	0.61	-1.60
0.25	0.41	0.44	7.30	0.69	0.69	0

表 4 第 2 组验证结果

Tab. 4 Verification of the second model

$e$	$\beta_1$			$\beta_2$		
	有限元近似值	实用公式值	误差%	有限元近似值	修正理论值	误差%
0	0.21	0.20	-4.80	0.48	0.47	-2.10
0.05	0.22	0.21	-4.50	0.50	0.49	-2.00
0.15	0.23	0.24	4.30	0.53	0.53	0
0.25	0.28	0.30	7.10	0.57	0.58	1.80

## 5 结论

针对部分充填圆形钢管混凝土桥墩的最小混凝土充填率展开研究,基于2种不同的抗震设计思想,提出了考虑径厚比、轴压比和偏心率这3个主要结构参数的最小混凝土充填率,通过理论分析和实体有限元的数值模拟,拟合得到了相应的实用计算公式并得到验证,结论总结如下:

(1)结合目前《城市桥梁抗震设计规范》<sup>[19]</sup>中提出的2种不同的抗震设计思想,分别提出了适用于减隔震设计和延性抗震设计的“最小混凝土充填率”这个实用的抗震设计指标。

(2)在常用结构参数范围内,无偏心桥墩的最小混凝土充填率  $\beta_1$  约为 0.14~0.39,  $\beta_2$  约为 0.43~0.59。

(3)实用计算公式适用于目前常用范围内的无偏心和有偏心部分充填圆形钢管混凝土桥墩的抗震设计,具有较好的准确性。

### 作者贡献声明:

徐 艳:提出2种抗震设计方法对应的最小填充率的设计方法和影响参数,设计论文结构,进行文字修改和定稿。

王 臻:建立有限元模型,进行计算分析。

陈智钊:对最小填充率影响参数进行公式拟合。

### 参考文献:

- [1] USAMI T, GE H B. Ductility of concrete-filled steel box column under cyclic loading [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1994, 120(7): 2021.
- [2] GE H B, USAMI T. Analytical study on ultimate strength and deformation of partially concrete-filled steel beam-columns of box section [J]. *Structural Engineering and Earthquake Engineering*, JSCE, 1995, 513(31): 77.
- [3] GE H B, SUSANTHA K A S, SATAKE Y, *et al.* Seismic demand predictions of concrete-filled steel box columns [J]. *Engineering Structures*, 2003, 25(3): 337.
- [4] MORISHITA M, AOKI T, SUZUKI M. Experimental study on the seismic resistance performance of concrete-filled steel tubular columns [J]. *Journal of Structural Engineering*, JSCE, 2000, 46A: 73.
- [5] 廖晶. 部分填充圆形钢管混凝土桥墩抗震性能研究[D]. 沈阳: 沈阳建筑大学, 2011.  
LIAO Jing. Study on seismic performance of partially concrete-filled steel circular bridge piers [D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University, 2011.
- [6] 吴权. 部分填充圆形截面钢管混凝土桥墩抗震性能研究[D]. 沈阳: 沈阳建筑大学, 2012.

WU Quan. Study on seismic performance of partially concrete-filled steel circular cross-section bridge piers [D]. Shenyang: Shenyang Jianzhu University, 2012.

- [7] 王占飞, 李雪松, 孙宝芸, 等. 混凝土填充高度对部分填充圆形钢管混凝土桥墩柱抗震性能影响的试验研究[J]. *公路交通科技*, 2013(12): 202.  
WANG Zhanfei, LI Xuesong, SUN Baoyun, *et al.* Investigation in the impact of concrete filling height on the seismic character of the partly concrete-filled bridge piers [J]. *Journal of Highway and Transportation Research and Development*, 2013(12): 202.
- [8] 王占飞, 隋伟宁, 李幅昌, 等. 水平往复荷载作用下部分填充混凝土圆形钢桥墩柱的力学性能[J]. *中国公路学报*, 2015, 28(1): 62.  
WANG Zhanfei, SUI Weining, LI Guochang, *et al.* Mechanical behavior of partially concrete-filled steel circular bridge piers under cyclic lateral load [J]. *China Journal of Highway and Transport*, 2015, 28(1): 62.
- [9] 王占飞, 隋伟宁, 赵中华, 等. 带有横隔板补强的部分填充圆形钢管混凝土桥墩柱抗震性能研究[J]. *建筑结构学报*, 2013, 34(S1): 233.  
WANG Zhanfei, SUI Weining, ZHAO Zhonghua, *et al.* Study on seismic performance of partially concrete-filled steel circular bridge piers with transverse diaphragm [J]. *Journal of Building Structures*, 2013, 34(S1): 233.
- [10] 王占飞, 张霞, 李幅昌. 基于延性性能圆形钢桥墩内填混凝土补强填充高度的简易计算方法[J]. *沈阳建筑大学学报(自然科学版)*, 2016(5): 827.  
WANG Zhanfei, ZHANG Xia, LI Guochang. A simple method to calculate the concrete-filled height of steel tubular bridge piers with concrete-filled based on the ductility performance [J]. *Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science)*, 2016(5): 827.
- [11] 谢旭, 唐站站. 钢桥抗震设计[M]. 北京: 科学出版社, 2019.  
XIE Xu, TANG Zhanzhan. *Seismic design of steel bridges* [M]. Beijing: Science Press, 2019.
- [12] GOTO Y, EBISAWA T, LU X L. Local buckling restraining behavior of thin-walled circular CFT columns under seismic loads [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2013, 140(5): 04013105.
- [13] GOTO Y, EBISAWA T, OBATA M, *et al.* Ultimate behavior of steel and CFT piers in two-span continuous elevated-girder bridge models tested by shake-Tab excitations [J]. *Journal of Bridge Engineering*, 2017, 22(5): 04017001.
- [14] 王占飞, 邱国强, 刘可, 等. 竖向偏心部分填充混凝土圆形钢桥墩的抗震性能[J]. *沈阳建筑大学学报(自然科学版)*, 2016(2): 261.  
WANG Zhanfei, QIU Guoqiang, LIU Ke, *et al.* Study on the seismic performance of partial concrete-filled steel tubular bridge pier under the eccentrically vertical load [J]. *Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science)*, 2016(2): 261.
- [15] 王占飞, 梁永强, 邱国强, 等. 偏心受压部分填充混凝土圆形

- 钢桥墩横桥方向作用下拟静力试验[J]. 沈阳建筑大学学报(自然科学版), 2017(5): 30.
- WANG Zhanfei, LIANG Yongqiang, QIU Guoqiang, *et al.* Experimental study on the mechanical performance of partial concrete-filled steel tubular bridge pier under the vertical eccentric and horizontal cyclic loading in bridge transverse direction [J]. Journal of Shenyang Jianzhu University (Natural Science), 2017(5): 30.
- [16] 王占飞, 李天宇, 隋伟宁, 等. 竖向偏心部分填充混凝土圆形钢桥墩顺桥方向抗震性能[J]. 中国公路学报, 2017, 30(12): 119.
- WANG Zhanfei, LI Tianyu, SUI Weining, *et al.* Seismic performance of partial concrete-filled steel tubular bridge pier with vertical eccentricity along longitudinal direction [J]. China Journal of Highway and Transport, 2017, 30(12): 119.
- [17] 徐艳, 王臻, 后藤·芳显, 等. 部分充填钢管混凝土桥墩振动台试验[J]. 中国公路学报, 2019, 32(12):177.
- XU Yan, WANG Zhen, GOTO Y, *et al.* Shaking Table experiment on partially concrete-filled steel tubular piers [J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(12):177.
- [18] GOTO Y. Seismic design of thin-walled steel and CFT piers [M]. 2<sup>nd</sup> ed. Los Angeles: CRC Press, 2014.
- [19] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 城市桥梁抗震设计规范: CJJ 166—2011 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2020.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Code for seismic design of urban bridges : CJJ 166—2011 [M]. Beijing: Being: China Architecture & Building Press, 2020.
- [20] ISHIZAWA T, IURA M. Analysis of partially concrete-filled steel tubular columns subjected to cyclic loadings [J]. CMES: Computer Modeling in Engineering & Sciences, 2006, 11(3):121.
- [21] LEE J, FENVES G L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures [J]. Journal of Engineering Mechanics, 1998, 124(8): 892.
- [22] 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.
- [23] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 混凝土结构设计规范: GB 50010—2010 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
- Ministry of Housing and Urban-Rural Development of the People's Republic of China. Code for design of concrete structures: GB 50010—2010 [S]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2011.
- [24] ABAQUS. Abaqus analysis user's manual 6.14 [M]. [S.l.]: Dassault Systemes Simulia, 2014.
- [25] 秦浩, 赵宪忠. ABAQUS 混凝土损伤因子取值方法研究[J]. 结构工程师, 2013, 29(6): 27.
- QIN Hao, ZHAO Xianzhong. Study on the ABAQUS damage parameter in the concrete damage plasticity model [J]. Structural Engineers, 2013, 29(6): 27.
- [26] NAJAR J. Continuous damage of brittle solids [M]. Vienna: Springer, 1987.
- [27] GOTO Y, WANG Q, OBATA M. FEM analysis for hysteretic behavior of thin-walled columns [J]. Journal of Structural Engineering, 1998, 124(11): 1290.
- [28] GOTO Y, GHOSH P K, KAWANISHI N. Nonlinear finite element analysis for hysteretic behavior of thin-walled circular steel columns with in-filled concrete [J]. Journal of Structural Engineering, 2010, 136(11): 1413.
- [29] GOTO Y, KUMAR G P, SEKI K. Finite element analysis for hysteretic behavior of thin-walled CFT columns with large cross sections [J]. Procedia Engineering, 2011, 14(14): 2021.
- [30] 四川省交通运输厅公路规划勘察设计研究院. 公路钢管混凝土拱桥设计规范: JTG/T D65-06—2015[M]. 北京: 人民交通出版社股份有限公司, 2015.
- Sichuan Highway Planning, Survey, Design and Research Institute. Specifications for design of highway concrete-filled steel tubular arch bridges: JTG/T D65-06—2015 [M]. Beijing: China Communications Press Co., Ltd, 2015.