

文章编号:1671-1637(2015)02-0022-10

## 素混凝土柱极限承载力计算方法

林上顺<sup>1,2</sup>, 陈宝春<sup>2</sup>

(1. 福建工程学院 土木工程学院, 福建 福州 350118; 2. 福州大学 土木工程学院, 福建 福州 350116)

**摘要:**开展了19根素混凝土柱极限承载力试验,提出了素混凝土柱长细比和偏心率的合理取值范围,采用非线性有限元方法对试验柱承载力进行计算,通过理论分析和试验数据回归,提出了素混凝土柱极限承载力计算方法。计算结果表明:当试验柱长细比大于15与偏心率为0.3时,素混凝土柱的破坏模式为截面受拉破坏,未能充分发挥混凝土以受压为主的材料性能;当试验柱长细比不大于15与偏心率不大于0.3时,其破坏模式为截面受压破坏。承载力有限元算法计算值与试验值的平均比值为0.995,方差为0.0018,计算值与试验值吻合较好,有限元算法可用于素混凝土柱的参数分析。提出的素混凝土柱极限承载力计算方法考虑了长细比和偏心率对承载力影响的耦合作用,其计算值与有限元算法计算值的平均比值为0.976,方差为0.003,表明提出的算法具有较高的精度,且偏安全。

**关键词:**桥梁工程;素混凝土柱;极限承载力;长细比;偏心率

**中图分类号:**U448.22 **文献标志码:**A

## Calculation method of ultimate bearing capacity for plain concrete column

LIN Shang-shun<sup>1,2</sup>, CHEN Bao-chun<sup>2</sup>

(1. School of Civil Engineering, Fujian University of Technology, Fuzhou 350118, Fujian, China;  
2. School of Civil Engineering, Fuzhou University, Fuzhou 350116, Fujian, China)

**Abstract:** The tests of ultimate bearing capacity for 19 plain concrete columns were carried out. The reasonable scopes of slenderness and eccentricity of plain concrete columns were proposed. The bearing capacities of test columns were calculated by nonlinear finite element method. A calculation method of ultimate bearing capacity for plain concrete column was presented by theoretical analysis and regression of test data. Calculation result shows that when the slendernesses of test columns are higher than 15 and the eccentricities are 0.3, their failure modes are section tensile failure, which can not play full material performance of compression. When the slendernesses are not higher than 15 and the eccentricities are not higher than 0.3, their failure modes are section compression failure. The mean ratio of calculated values by the finite element method to test values is 0.995, the variance is 0.0018, so the calculated value fits well with test value, and the finite element method can be used for the parameter analysis of plain concrete column. Based on considering the coupling influence of slenderness and eccentricity on bearing capacity, in the proposed calculation method of ultimate bearing capacity, the mean ratio of calculated values by the proposed method and the finite element method is 0.976, the variance is

收稿日期:2014-10-20

基金项目:国家自然科学基金项目(U1305245)

作者简介:林上顺(1972-),男,福建永泰人,福建工程学院高级工程师,福州大学工学博士研究生,从事大跨度桥梁研究。

导师简介:陈宝春(1958-),男,福建罗源人,福州大学教授,工学博士。

0.003, which indicates that the proposed method has high precision and high safety. 2 tabs, 17 figs, 20 refs.

**Key words:** bridge engineering; plain concrete column; ultimate bearing capacity; slenderness; eccentricity

**Author resumes:** LIN Shang-shun(1972-), male, senior engineer, doctoral student, +86-591-83530205, 578982122@qq.com; CHEN Bao-chun(1958-), male, professor, PhD, +86-591-87893048, baochunchen@fzu.edu.cn.

## 0 引言

以受压为主的无筋和少筋混凝土在桥梁下部结构和拱结构中有着广泛的应用<sup>[1-2]</sup>,在设计计算中可按素混凝土对待。陈宝春等应用《公路圬工桥涵设计规范》(JTG D61—2005)和《公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范》(JTG D62—2004),对相同尺寸相同材料的素混凝土柱和钢筋混凝土柱的承载力计算结果进行比较后发现,对于长细比与偏心率较大但含配筋率较小的钢筋混凝土柱,按钢筋混凝土柱计算的承载力小于素混凝土柱的承载力<sup>[3]</sup>。可见,上述 2 个规范中混凝土偏压柱承载力计算方法存在不合理之处,需要改进。

为此,国内外学者对素混凝土柱和钢筋混凝土柱的承载力计算方法开展了系列的研究。陈宝春等在收集既有试验柱的基础上,进一步开展了 14 根钢筋混凝土偏压柱极限承载力试验,在理论分析的基础上提出了钢筋混凝土承载力计算的修正公式,其计算精度优于《公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范》(JTG D62—2004)中的计算方法<sup>[4]</sup>;Shang 等开展了素混凝土双轴受压试验<sup>[5]</sup>;Cao 等开展了素混凝土三轴拉压周期荷载试验<sup>[6]</sup>;Bindiganavile 等对素混凝土结构的尺寸效应和动力反应行为开展了研究<sup>[7]</sup>;Hegger 等对素混凝土墙的承载力进行了研究<sup>[8]</sup>;Sadrnejad 采用数值方法对素混凝土结构的破坏过程进行了模拟<sup>[9]</sup>。然而,有关素混凝土受压长柱极限承载力的研究仍然非常缺乏。王引富等开展了 4 根素混凝土柱的极限承载力试验,并对铁路桥涵设计规范中圬工桥墩的刚度修正系数取值方法进行了讨论<sup>[10]</sup>,但并未提出符合实际情况的素混凝土柱的极限承载力计算公式;陈宝春等采用《公路圬工桥涵设计规范》(JTG D61—2005)中素混凝土柱的承载力计算公式,对 4 根素混凝土柱的承载力进行了计算,计算结果表明承载力计算值与试验值有较大差异,其中 3 根柱的计算值大于试验值,偏不安全<sup>[3]</sup>;郑文忠等进行了 16 根轴心受压高强混凝土

短柱的极限承载力试验,提出了相应的承载力计算公式<sup>[11]</sup>。

为进一步探索素混凝土柱的极限承载力计算方法,本文进行了 19 根素混凝土偏压柱受力全过程试验,研究其破坏机理,采用经过试验验证的有限元算法,进一步扩充试验数据,结合理论推导和有限元参数分析,提出了素混凝土柱极限承载力计算方法。

## 1 素混凝土偏压柱试验

### 1.1 试验设计与试验柱制作

本试验以长细比和偏心率为参数,对 19 根试验柱开展了试验,参照《公路圬工桥涵设计规范》(JTG D61—2005),最大长细比为 30,最大偏心率为 0.3,详细的试验柱参数见表 1。

表 1 试验柱参数

Tab. 1 Parameters of test columns

试验柱	长细比	偏心率	抗压强度/MPa	极限承载力/kN
1	12.5	0.3	38.5	405
2	5.0		45.9	1 420
3	10.0		45.9	1 305
4	12.0		45.9	1 245
5	14.0		45.9	1 236
6	15.0		45.9	1 140
7	5.0	0.1	45.9	1 270
8	5.0	0.2	45.9	860
9	5.0	0.3	45.9	622
10	10.0	0.2	45.9	717
11	15.0	0.1	45.9	911
12	15.0	0.2	45.9	588
13	20.0	0.1	45.9	773
14	20.0	0.2	45.9	437
15	20.0	0.3	45.9	172
16	25.0	0.1	45.9	587
17	25.0	0.3	45.9	126
18	30.0	0.2	45.9	263
19	30.0	0.3	45.9	109

试验分为 2 部分,所有试验柱均采用矩形截面。由于素混凝土柱在制作、运输与试验过程中极易产生非试验性破坏,所以第 1 部分为预试验,共制作了 3 根,其中 2 根在运输过程中出现混凝土开裂,真正进入试验过程的只有 1 根,其截面宽度为 300 mm,高度为 200 mm,长细比为 12.5,偏心率为 0.3,混凝土立方体抗压强度为 38.5 MPa。第 2 部分试验柱共 18 根,截面宽度为 310 mm,高度为 130 mm,混凝土立方体抗压强度为 45.9 MPa。

为防止试验柱端部局部破坏,在试验柱端部设置钢板和一些纵向加强短筋与箍筋。采用商品混凝土浇筑,7 d 后拆除模板,完成试验柱制作(图 1)。



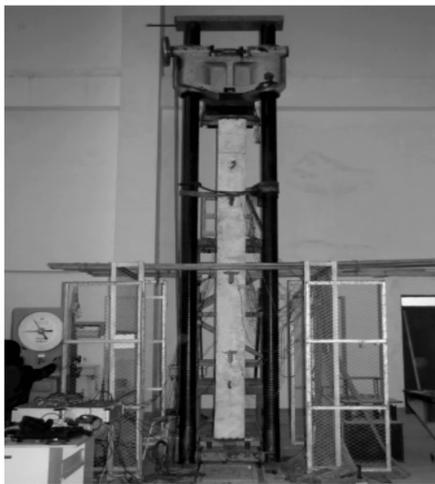
图 1 部分试验柱

Fig. 1 Some test columns

### 1.2 试验方法

试验在福州大学工程结构实验中心进行,试验装置主要由受压构件、台座、加载装置与测试仪表等组成(图 2),图中  $e$  为偏心距, $P$  为轴力。

在加载前,在典型截面的上下缘表面布置双向



(a) 试验装置原型

应变片,并在这些截面底部布置挠度计,见图 3, $H$  为试验柱长度。另外,在侧面布置位移计,测量面外变形。采用 DH3816 数据自动采集系统测量截面应变,采用 DJCK-2 型裂缝测宽仪测量裂缝宽度。

### 1.3 试验结果分析

#### 1.3.1 概述

试验柱的破坏模式可分为截面受压破坏和截面受拉破坏,截面受压破坏又可分为截面轴压破坏和截面偏压破坏。

3 根典型试验柱的荷载-挠度曲线见图 4,试验柱 4 的长细比为 12,偏心率为 0,截面轴压破坏;试验柱 11 的长细比为 15,偏心率为 0.1,截面偏压破坏;试验柱 15 的长细比为 20,偏心率为 0.3,截面受拉破坏。

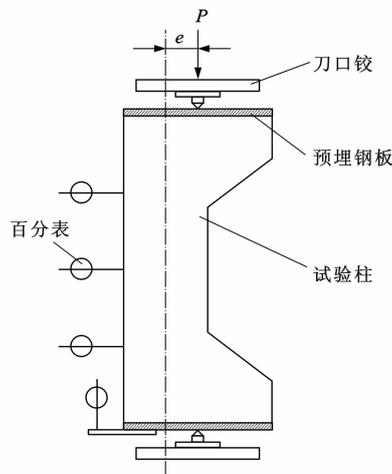
#### 1.3.2 截面受压破坏

试验柱 2~6 破坏模式为截面轴压破坏,最大长细比为 15,以试验柱 4 为例进行分析。

由图 4 可知,从加载开始试验柱 4 对应的曲线便以较大的斜率上升,直至破坏时挠度仍很小。试验柱 4 在开始加载时,应力和应变按比例增长。随着荷载加大,混凝土的塑性变形和微裂缝增大,应变逐渐加速增长,曲线的斜率减小,试验柱上出现多条不连续的纵向短裂缝。当荷载接近极限承载力时,柱端混凝土开始出现剥落和掉块现象,当荷载为 1 245 kN 时,达到极限承载力,轴压破坏现象见图 5。

试验柱 1、7~14、16、18 破坏模式为截面偏压破坏,这类试验柱长细比和偏心率均不大,或一个参数较大,但另一参数较小,以试验柱 11 为例进行分析。

由图 4 可知,试验柱 11 的荷载-挠度曲线大致



(b) 试验装置简图

图 2 试验装置

Fig. 2 Test equipment

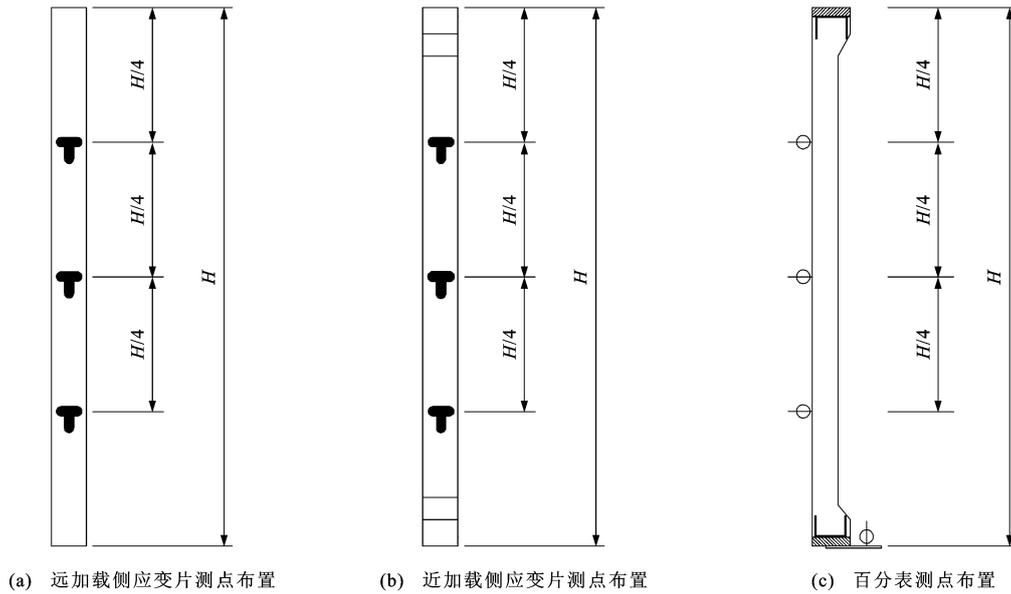


图 3 测点布置

Fig. 3 Layouts of test points

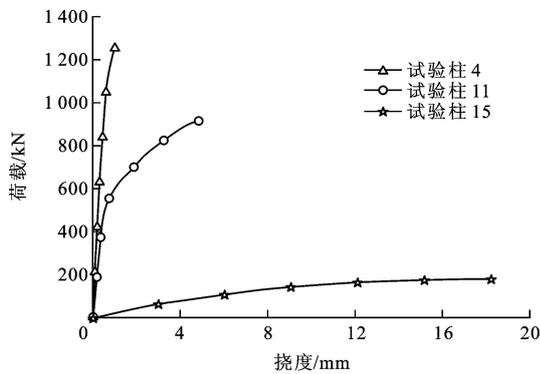


图 4 荷载-挠度曲线

Fig. 4 Load-deflection curves

性状态。随着荷载继续增大,试验柱中点处近加载侧混凝土的应力不断增大,当荷载达到 911 kN 时,试验柱被压碎,偏压破坏现象见图 6。



图 6 偏压破坏

Fig. 6 Eccentric compression failure



图 5 轴压破坏

Fig. 5 Axial compression failure

可分为 2 段,第 1 段从加载开始,曲线基本为直线,以较大的斜率上升,试验柱处于弹性状态。当荷载达到 390 kN(极限承载力的 42.8%)时,曲线开始出现转折,进入第 2 段,中截面的部分混凝土进入弹塑

### 1.3.3 截面受拉破坏

试验柱 15、17、19 破坏模式为截面受拉破坏,试验柱的长细比和偏心率均很大,长细比均不小于 20,偏心率均为 0.3,以试验柱 15 为例进行分析。

由图 4 可知,试验柱 15 对应的荷载-挠度曲线斜率较小,当荷载达到 65 kN 时,中截面或附近截面受拉一侧开始出现裂缝。随着截面刚度被削弱,较大的长细比使得附加弯矩增加很快,挠度加速增大,曲线进一步变缓接近水平,裂缝发展较快,迅速贯通整个截面,试验柱破坏,其极限承载力为 172 kN,受拉破坏现象见图 7。

从工程应用角度看,受拉破坏具有突发性与脆性等特点,也未发挥混凝土以受压为主的材料性能,不宜采用。



图7 受拉破坏  
Fig.7 Tensile failure

## 2 承载力计算

### 2.1 规范算法

按照《公路圬工桥涵设计规范》(JTG D61—2005)规定,矩形截面混凝土偏压柱的承载力计算公式为

$$\gamma_0 N_0 \leq N_1 = \varphi_0 f_0 b(h - 2e) \quad (1)$$

式中: $\gamma_0$ 为结构重要系数; $N_0$ 为轴向力设计值; $N_1$ 为构件极限承载力; $\varphi_0$ 为弯曲系数; $f_0$ 为混凝土标准抗压强度设计值; $b$ 为矩形截面宽度; $h$ 为矩形截面高度。

承载力影响系数是长细比和偏心率的函数,构件极限承载力可用承载力影响系数与混凝土截面强度的乘积表示

$$N_1 = \varphi_1 N_2 = \varphi_0 N_2 (1 - 2e/h) = \varphi_0 \varphi_2 N_2 \quad (2)$$

$$N_2 = f_0 b h \quad (3)$$

$$\varphi_1 = f(\lambda, e/h) = \varphi_0 \varphi_2 \quad (4)$$

式中: $N_2$ 为混凝土截面强度; $\varphi_1$ 为承载力影响系数; $\lambda$ 为长细比; $\varphi_2$ 为偏心率影响系数。

《公路圬工桥涵设计规范》(JTG D61—2005)中的计算公式采用了承载力影响系数可分解为长细比影响系数和偏心率影响系数2个独立变量的假定。

### 2.2 有限元算法

采用ANSYS通用程序进行有限元分析<sup>[12-15]</sup>,分别用Solid65和Solid45单元类型模拟混凝土和钢垫板,混凝土柱有限元模型见图8。

按照《混凝土结构设计规范》(GB 50010—2010)提供的模型,混凝土应力与应变的关系为

$$\sigma_0 = \begin{cases} f_1 [1 - (1 - \varepsilon_1/\varepsilon_0)^n] & \varepsilon_1 \leq \varepsilon_0 \\ f_1 & \varepsilon_0 \leq \varepsilon_1 \leq \varepsilon_2 \end{cases} \quad (5)$$

式中: $\sigma_0$ 为混凝土压应力; $f_1$ 为混凝土极限压应力; $\varepsilon_0$ 为混凝土压应力刚达到极限压应力时混凝土的压应变; $\varepsilon_1$ 为混凝土压应变; $\varepsilon_2$ 为混凝土极限压应变;

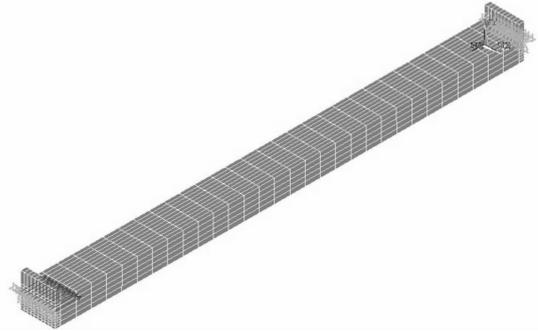


图8 混凝土柱有限元模型

Fig.8 Finite element model of concrete column

$n$ 为系数,当混凝土立方体抗压强度不大于50 MPa时取2。

在计算时,各试验柱的参数取值与试验中完全一致,采用弧长法进行非线性问题的求解,取荷载位移曲线的峰值点为极限承载力,在非线形有限元分析时考虑试验柱几何非线性和材料非线性耦合的影响,其内力和变形的计算结果计入二阶效应的影响。

### 2.3 计算值与试验值的比较

试验柱承载力的规范计算值与试验值的比值结果见图9,比值的均值为1.406,方差为0.298,表明计算值与试验值偏离较大。

由图9可知,二者吻合情况与试验柱长细比和偏心率成反比,即长细比或偏心率越大,二者的偏离也越大。当偏心率大于等于0.2时,计算值均大于试验值,二者比值高达2.49,显然不安全。

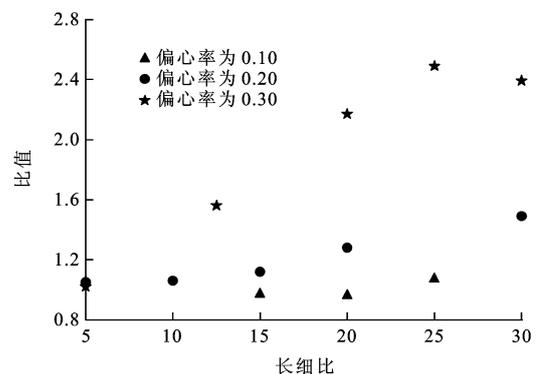


图9 规范计算值与试验值的比值

Fig.9 Ratios of calculated values by specification and test values

试验柱承载力的有限元算法计算值与试验值的比值结果见图10,比值的均值为0.995,方差为0.0018,最大偏差仅为5.0%,表明有限元算法具有较高的精度,可用于参数分析。

### 2.4 试验柱承载力影响系数分析

采用有限元算法进行素混凝土柱的承载力计算,不同长细比和偏心率下的承载力影响系数见

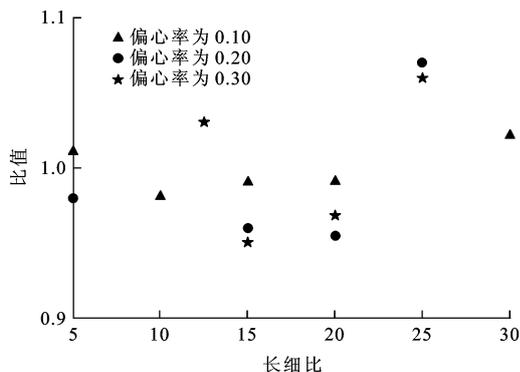


图 10 有限元算法计算值与试验值的比值

Fig. 10 Ratios of calculated values by finite element method and test values

图 11。由图 11 可知,对于偏心率不大于 0.25 的试验柱,曲线前一部分为凸形曲线,后一部分为凹形曲线;对于偏心率为 0.30 的试验柱,曲线为凹形曲线。当长细比小于 15.0 时,不同偏心率的承载力影响系数曲线接近平行;随着长细比的增大,曲线间距不断缩小,曲线并不平行。这表明长细比和偏心率对试验柱承载力的影响存在耦合作用,不能分解为独立的变量。

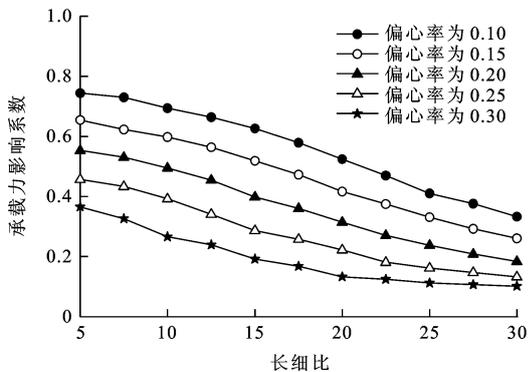


图 11 承载力影响系数

Fig. 11 Influence coefficients of bearing capacities

### 3 本文提出的承载力算法

#### 3.1 研究范围

《公路圬工桥涵设计规范》(JTG D61—2005)中规定最大长细比为 30,砌体和混凝土偏压构件的偏心率应不大于 0.3,因此,本文研究的素混凝土柱的参数范围初步确定为长细比不大于 30,偏心率不大于 0.3。

当试验柱的长细比不小于 20 且偏心率为 0.3 时,试验柱的承载力很低,在破坏时并未充分发挥混凝土的材料性能。素混凝土柱与砌体柱均为圬工构件,根据砌体试验资料<sup>[16-19]</sup>,长细比为 15~30 的构

件均限定为轴压受力;《砌体结构设计规范》(GB 50003—2001)限定无筋砌体柱的长细比为 17。对于长细比为 15~30 的素混凝土柱,也应限定为轴压受力,考虑到构件几何误差、加载误差等因素,限定偏心率不大于 0.1。

参数范围最终确定为:长细比不大于 15 的试验柱,最大偏心率为 0.3;长细比为 15~30 的试验柱,最大偏心率为 0.1。试验柱的破坏类型为截面轴压破坏和截面偏压破坏。

#### 3.2 轴压柱

当轴压柱的偏心率为 0 时,计算承载力影响系数时只需考虑长细比的影响。根据材料力学可知,轴压柱临界应力和弯曲系数分别为

$$\sigma_1 = \frac{\pi^2 EI}{l^2 A} \tag{6}$$

$$\varphi_0 = \frac{\sigma_1}{f_1} = \frac{\pi^2 EI}{f_1 l^2 A} = \frac{\pi^2 E}{f_1} \left(\frac{i}{l}\right)^2 \tag{7}$$

式中: $\sigma_1$  为轴压柱临界应力; $E$  为弹性模量; $I$  为截面惯性矩; $l$  为计算长度; $A$  为截面积; $i$  为截面回转半径。

可通过对混凝土的本构方程求导后得出弹性模量为

$$E = \frac{d\sigma_0}{d\varepsilon_1} \tag{8}$$

砖石砌体的应力与应变的关系为

$$\varepsilon_1 = -\frac{1.1}{\xi_0} \ln\left(1 - \frac{\sigma_0}{1.1f_2}\right) \tag{9}$$

式中: $\xi_0$  为材料弹性特征系数; $f_2$  为材料极限强度。

混凝土与砖石砌体的物理力学性能较为类似<sup>[20]</sup>,由此推导出

$$\varphi_0 = \frac{\pi^2 \xi_0}{1.1\lambda^2 + \pi^2 \xi_0} \tag{10}$$

公路桥涵设计规范中砖石、混凝土预制块砌体和混凝土构件的弯曲系数与式(10)的计算结果完全一致,《公路圬工桥涵设计规范》(JTG D61—2005)中计算素混凝土柱的弯曲系数时沿用这一算法。

本文采用经过试验验证的有限元算法,试验柱的长细比分别为 3.0、5.0、7.5、10.0、12.0、12.5、14.0、15.0、17.5、20.0、22.5、25.0、27.5、30.0,拟合出矩形截面素混凝土柱的弯曲系数为

$$\varphi_0 = \frac{1}{1 + 0.0015\beta(\beta - 3)} \leq 1 \tag{11}$$

式中: $\beta$  为试验柱长度与截面高度的比值,比值小于等于 3 时取为 3。

经过分析,式(11)计算值与有限元算法计算值的

平均比值为 0.972, 方差为 0.000 7。式(11)、有限元算法计算结果与试验结果的对比见图 12, 式(11)与有限元算法计算结果非常吻合, 与试验柱 2~6 的试验结果也吻合。

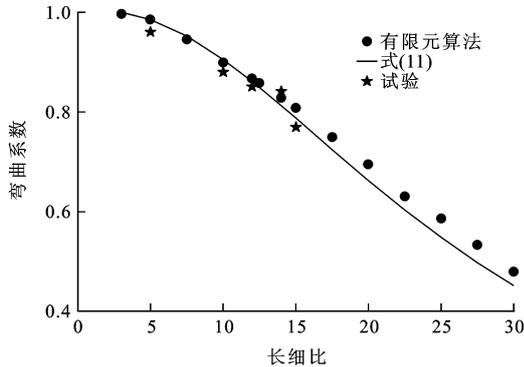


图 12 弯曲系数拟合结果

Fig. 12 Fitting result of bending coefficients

### 3.3 偏压短柱

当试验柱长细比较小时, 承载力影响系数是偏心率的函数, 此时可不考虑长细比的影响。对于素混凝土, 假定混凝土不受拉, 其截面应力只有压应力。

大偏压截面的应力-应变分布见图 13。设压应变为  $\epsilon_0$  的点与中和轴的距离为  $x_0$ , 压应变为  $\epsilon_1$  的点与中和轴的距离为  $x_1$ , 中和轴与受压混凝土边缘的距离为  $x_2$ , 极限压应变为  $\epsilon_2$ , 由平截面假定可得

$$\frac{\epsilon_1}{\epsilon_0} = \frac{x_1}{x_0} \quad (12)$$

$$x_0 = \frac{\epsilon_0 x_2}{\epsilon_2} \quad (13)$$

通过分段积分, 得到极限状态时混凝土的压应力合力  $N_3$  为

$$N_3 = \int_0^{x_0} f_1 b [1 - (1 - \epsilon_1/\epsilon_0)^n] dx + \int_{x_0}^{x_2} f_1 b dx \quad (14)$$

混凝土压应力合力的作用点至受压边缘的距离  $x_3$  为

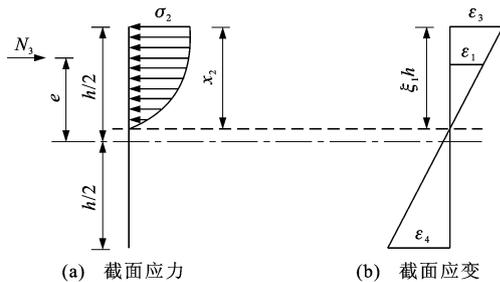


图 13 大偏压截面应力-应变分布

Fig. 13 Stress-strain distribution of large eccentric compression section

$$x_3 = x_2 - \frac{\int_0^{x_2} \sigma_1(\epsilon_1) b x dx}{N_3} \quad (15)$$

素混凝土偏压试验柱在极限荷载下, 截面最大压应变为 0.003 0~0.003 5, 且随偏心距变化不大。

当受压边缘的应变  $\epsilon_3$  处于峰值应变  $\epsilon_0$  和极限应变  $\epsilon_2$  之间时, 可得

$$N_3 = f_1 b h \xi_1 (1 - \epsilon_0/3\epsilon_3) \quad (16)$$

$$x_3 = \xi_1 h \left( 1 - \frac{1/2 - \epsilon_0^2/12\epsilon_3^2}{1 - \epsilon_0/3\epsilon_3} \right) \quad (17)$$

$$e = h/2 - x_3 \quad (18)$$

$$\varphi_2 = \frac{N_3}{f_1 b h} = K \left( 1 - \frac{2e}{h} \right) \quad (19)$$

$$K = \frac{1 - \epsilon_0/3\epsilon_3}{2} \left( 1 - \frac{1/2 - \epsilon_0^2/12\epsilon_3^2}{1 - \epsilon_0/3\epsilon_3} \right)^{-1} \quad (20)$$

式中:  $\xi_1$  为受压区高度系数;  $K$  为混凝土受压边缘应变的函数。

素混凝土柱的破坏模式为截面受压破坏, 近加载侧的混凝土应变均能达到极限压应变, 接近 0.003 3。当混凝土受压边缘应变取为 0.003 3 时,  $K$  为 0.97。

当试验柱偏心率较小时, 受压区高度的理论值可能大于截面高度, 此时截面为小偏压截面, 应力-应变分布见图 14。这种状态下试验柱截面的压应力合力与作用点位置分别为

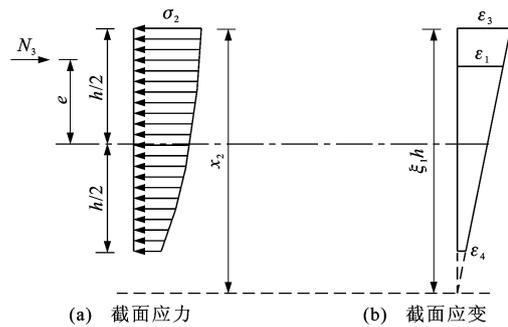


图 14 小偏压截面应力-应变分布

Fig. 14 Stress-strain distribution of small eccentric compression section

$$N_3 = 0.798 f_1 b x_2 - 0.667 f_1 b x_2 \left( 1 - \frac{h}{x_2} \right)^2 \cdot \left[ 3.3 - 2.723 \left( 1 - \frac{h}{x_2} \right) \right] \quad (21)$$

$$x_3 = x_2 \left\{ 0.318 - 0.222 \left( 1 - h/x_2 \right)^2 \left( 1 + 2h/x_2 \right) \cdot \left[ 3.3 - 2.723 \left( 1 + 2h/x_2 \right) \right] \right\} \cdot$$

$$\left\{ 0.798 - 0.667 \left( 1 - h/x_2 \right)^2 \cdot \right.$$

$$[3.3 - 2.723(1 + 2h/x_2)]^{-1} \quad (22)$$

当  $x_2$  为  $h$  时,  $x_3$  为  $0.4h$ , 偏心率为 0.1。对于全截面受压试验柱,  $x_2$  均不小于  $h$ , 则偏心率不大于 0.1。当  $x_2$  从  $h$  增至  $2.5h$  时, 偏心率从 0.10 减至 0.01, 承载力影响系数从 0.80 增至 0.99。

若用式(19)表示全截面受压试验柱的承载力影响系数, 则  $K$  的取值范围为 1.00~1.08。

根据以上分析, 全截面受压试验柱和部分截面受压试验柱的承载力影响系数均可用式(19)表示。  $K$  的取值范围为 0.97~1.08, 为方便计算,  $K$  取为 1。此时, 式(19)可写为

$$\varphi_2 = 1 - 2e/h \quad (23)$$

本文进行了 3 根长细比为 3 的偏压短柱试验, 试验柱参数见表 2。这 3 根试验柱试验值、本文 3 根长细比为 5 的偏压短柱试验值与式(23)计算值的对比见图 15。可知, 式(23)计算结果与试验结果较为吻合。

表 2 短柱参数

Tab. 2 Short column parameters

短柱	宽度/ mm	高度/ mm	长细比	偏心率	抗压强度/ MPa	承载力/ kN
20	100	100	3	0.25	15.4	60
21	100	100	3	0.20	15.4	76
22	100	100	3	0.15	15.4	79

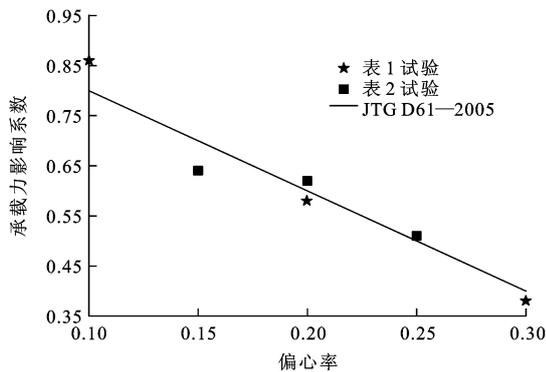


图 15 承载力影响系数对比

Fig. 15 Comparison of influence coefficients of bearing capacities

### 3.4 偏压长柱

偏压柱在轴向压力作用下的变形见图 16。根据材料力学可知, 偏压柱中点处最大弹性水平位移为

$$x_4 = \frac{N_3 l^2 e}{8EI} \quad (24)$$

考虑二阶变形和截面塑性的影响, 引入刚度修正系数  $\gamma_1$ , 则偏压柱中点处最大水平位移为

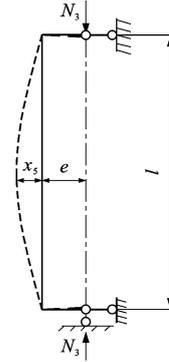


图 16 偏压柱变形

Fig. 16 Deformation of eccentric compression column

$$x_5 = \frac{N_3 l^2 e}{8\gamma_1 EI} \quad (25)$$

根据截面弯矩平衡条件与式(7), 可得

$$\frac{h}{2} + e + x_5 = h - 0.412x_2 \quad (26)$$

$$\frac{h}{2} + e \left(1 + \frac{N_3 l^2}{8\gamma_1 EI}\right) = h - \frac{0.412N_3}{0.798f_1 b} \quad (27)$$

$$E = \frac{\varphi_0 f_1}{\pi^2 (i/l)^2} \quad (28)$$

$$N_3 = \frac{f_1 b h (1 - 2e/h)}{1 + 2.47e/\gamma_1 \varphi_1} \quad (29)$$

令  $\gamma_1$  为

$$\gamma_1 = \frac{2.47e/h}{0.0015\beta(\beta-3)[1+C(e/h)^2]}\varphi_1 \quad (30)$$

式中:  $C$  为与偏心率有关的系数。

将式(30)代入式(27), 经过化简  $\varphi_1$  可表示为

$$\varphi_1 = \frac{1 - 2e/h}{1 + 0.0015\beta(\beta-3)[1+C(e/h)^2]} \quad (31)$$

将试验结果代入式(31), 反求得  $K$  并取整为 36, 得到承载力影响系数为

$$\varphi_1 = \frac{1 - 2e/h}{1 + 0.0015\beta(\beta-3)[1 + 36(e/h)^2]} \quad (32)$$

## 4 公式与算法验证

### 4.1 公式验证

对于轴压柱, 当偏心率为 0 时, 式(32)可简化为式(11); 对于构件长度与截面高度的比值不大于 3 的偏压短柱, 式(32)可简化为式(23), 因此, 式(32)符合轴压柱和偏压短柱的边界条件。当偏心率为 0 且构件长度与截面高度的比值小于等于 3 时, 由式(32)可得承载力影响系数为 1。素混凝土柱的承载力计算公式可归结为式(3)和式(32), 考虑了长细比和偏心率对承载力影响的耦合作用。

## 4.2 有限元算法验证

本文提出算法的计算值与有限元算法计算值的比值见图 17, 平均比值为 0.976, 方差为 0.003, 表明本文算法具有较高的精度, 且偏安全。

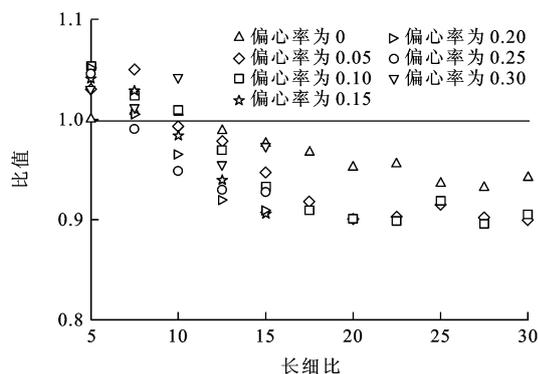


图 17 本文算法与有限元算法计算值的比值

Fig. 17 Ratios of calculated values by proposed method in this paper and finite element method

## 5 结 语

本文开展了素混凝土柱极限承载力试验, 分析结果表明《公路圬工桥涵设计规范》(JTJ D61—2005)中的计算公式对于轴压长柱, 在弯曲系数推导过程中采用圬工砌体的本构关系替代混凝土的本构关系是不合理的; 对于偏压短柱的偏心率影响系数的算法合理; 对于偏压长柱, 将承载力影响系数简单地分解成长细比影响系数和偏心率影响系数 2 个独立的变量, 导致其计算结果与试验结果相差较大。本文建议对于长细比为 15~30 的构件, 应限定在轴压受力范围内, 不宜用于偏压受力。

对素混凝土柱进行了有限元分析, 计算值与试验值吻合较好, 表明有限元算法具有较高的精度, 可用于参数分析。

通过有限元分析和试验数据回归, 提出了素混凝土柱极限承载力计算方法, 考虑了长细比和偏心率对承载力影响的耦合作用, 采用有限元算法验证了该算法的精度, 本文提出的算法可供规范修订时参考。

### 参 考 文 献 :

### References :

[1] 鞠彦忠, 阎贵平, 张 杰, 等. 少筋钢筋混凝土桥墩  $M-\varphi$  曲线的计算[J]. 中国安全科学学报, 2003, 13(10): 63-65.  
JU Yan-zhong, YAN Gui-ping, ZHANG Jie, et al. Calculation of  $M-\varphi$  curve of the piers of reinforced concrete bridge with low ratio reinforcement[J]. China Safety Science Journal, 2003, 13(10): 63-65. (in Chinese)

[2] MAREFAT M S, GHAREMANI-GARGARY E, ATAEI S. Load test of a plain concrete arch railway bridge of 20-m span[J]. Construction and Building Materials, 2004, 18(9): 661-667.

[3] 陈宝春, 林上顺. 混凝土偏压柱承载力计算方法[J]. 交通运输工程学报, 2014, 14(1): 18-25.  
CHEN Bao-chun, LIN Shang-shun. Calculation methods of bearing capacities of eccentrically loaded concrete columns[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2014, 14(1): 18-25. (in Chinese)

[4] 陈宝春, 林上顺. 钢筋混凝土偏压柱承载力计算中的曲率影响系数[J]. 建筑结构学报, 2014, 35(3): 156-163.  
CHEN Bao-chun, LIN Shang-shun. Coefficient of curvature influence in the calculation of ultimate bearing capacity of reinforced concrete columns[J]. Journal of Building Structures, 2014, 35(3): 156-163. (in Chinese)

[5] SHANG H S, SONG Y P. Experimental study of strength and deformation of plain concrete under biaxial compression after freezing and thawing cycles[J]. Cement and Concrete Research, 2006, 36(10): 1857-1864.

[6] CAO W, LIU H C, SONG Y P. Experimental investigation of plain concrete under triaxial tension-compression cyclic loading[J]. Magazine of Concrete Research, 2006, 58(4): 209-219.

[7] BINDIGANAVILE V, BANTHIA N. Size effects and the dynamic response of plain concrete[J]. Journal of Materials in Civil Engineering, 2006, 18(4): 485-491.

[8] HEGGER J, DRESSEN T, WILL N. Load-bearing capacity of plain concrete walls[J]. Magazine of Concrete Research, 2009, 61(3): 173-182.

[9] SADRNEJAD S A. Numerical modelling for the evaluation of progressive damage to plain concrete structures[J]. Journal of the South African Institution of Civil Engineering, 2010, 52(2): 19-30.

[10] 王引富, 刘汉夫. 铁路圬工桥墩临界荷载的非线性分析[J]. 石家庄铁道学院学报, 1996, 9(3): 69-73.  
WANG Yin-fu, LIU Han-fu. The non-linear analysis of the longitudinal bending critical load of concrete and masonry piers[J]. Journal of Shijiazhuang Railway Institute, 1996, 9(3): 69-73. (in Chinese)

[11] 郑文忠, 齐 岳. 轴心受压核心高强素混凝土短柱试验分析[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2009, 41(12): 25-30.  
ZHENG Wen-zhong, QI Yue. Experimental analysis on the concrete column with high strength core under axial compression load[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2009, 41(12): 25-30. (in Chinese)

[12] LU Xi-lin, CHEN Shao-lin. Nonlinear finite element analysis of high-strength concrete columns and experimental verification[J]. Earthquake Engineering and Engineering Vibration, 2008, 7(1): 77-89.

[13] MAJEWSKI T, BOBINSKI J, TEJCHMAN J. FE analysis of failure behaviour of reinforced concrete columns under

- eccentric compression[J]. *Engineering Structures*, 2008, 30(2): 300-317.
- [14] 韩 艳,陈政清,李开言. 在 ANSYS 中实现双臂薄壁桥墩参数优化设计的方法[J]. *铁道科学与工程学报*, 2005, 2(6): 15-18.  
HAN Yan, CHEN Zheng-qing, LI Kai-yan. Application of ANSYS to the determination of the parameter optimum design of double thin-wall pier[J]. *Journal of Railway Science and Engineering*, 2005, 2(6): 15-18. (in Chinese)
- [15] 王良泽南,冯 宵,刘飞鹏,等. 基于 ANSYS 钢筋混凝土结构耦合分析[J]. *水资源与水工程学报*, 2014, 25(6): 127-131.  
WANG Liang-ze-nan, FENG Xiao, LIU Fei-peng, et al. Coupling analysis of reinforced concrete structures based on ANSYS[J]. *Journal of Water Resources and Water Engineering*, 2014, 25(6): 127-131. (in Chinese)
- [16] 杨卫忠,刘 伟. 砌体受压承载力计算[J]. *郑州大学学报: 工学版*, 2003, 24(4): 50-54.  
YANG Wei-zhong, LIU Wei. Evaluation of load carrying capacity of masonry under compressive loading[J]. *Journal of Zhengzhou University: Engineering Science*, 2003, 24(4): 50-54. (in Chinese)
- [17] 贾圣明,全学友,秦士洪,等. 蒸压粉煤灰砖砌体轴心受压长柱  
受力性能试验研究[J]. *建筑砌块与砌块建筑*, 2008(6): 27-29.  
JIA Sheng-ming, QUAN Xue-you, QIN Shi-hong, et al. Experimental research on the properties of axial compression long columns of autoclaved flyash-lime brick masonry[J]. *Building Block and Block Building*, 2008(6): 27-29. (in Chinese)
- [18] 杨伟军,祝晓庆,马丽慧. 多功能混凝土空心砌块砌体受压承载力试验研究[J]. *长沙交通学院学报*, 2006, 22(1): 32-35.  
YANG Wei-jun, ZHU Xiao-qing, MA Li-hui. Experimental study on the compressive capacity of multi-functional concrete hollow block masonry[J]. *Journal of Changsha Communications University*, 2006, 22(1): 32-35. (in Chinese)
- [19] 徐春一. 蒸压粉煤灰砖砌体受力性能试验与理论研究[D]. 大连:大连理工大学, 2011.  
XU Chun-yi. Experimental and theoretical research on the mechanics behavior of autoclaved fly ash brick masonry[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2011. (in Chinese)
- [20] 周乃庄,朱民生. 关于一般圬工桥墩纵向稳定折减系数  $\varphi$  的研究[J]. *铁道标准设计*, 1962(9): 107-114.  
ZHOU Nai-zhuang, ZHU Min-sheng. Study on longitudinal stability reduction factor  $\varphi$  of general masonry piers[J]. *Railway Standard Design*, 1962(9): 107-114. (in Chinese)

## 《交通运输工程学报》2015 年征订通知

《交通运输工程学报》是由国家教育部主管、长安大学主办、国务院学位委员会交通运输工程学科评议组、东南大学与西南交通大学共同协办的交通运输领域的学术理论刊物,两院院士沈志云教授任名誉主任委员;主要刊载道路与铁道工程、载运工具运用工程、交通运输规划与管理、交通信息工程与控制等领域高水平的学术论文和重大工程实践项目产生的论文;主要读者对象为国内外交通运输领域的科研人员、工程技术人员及大专院校相关专业的师生。

《交通运输工程学报》为双月刊,大 16 开本,128 个页码,每期定价 30.00 元,全年共 180.00 元。可到当地邮局订阅,邮发代号为 52-195,也可直接汇款至《交通运输工程学报》编辑部订阅。

开户银行:中国银行西安翠华路支行

账 号:102407337258

账 户:长安大学杂志社

邮政编码:710064

联系人:胡广平

电 话:029-82334382

地 址:陕西省西安市南二环路中段长安大学杂志社

E-mail:jygc@chd.edu.cn