

黄 侨,黄义理,郑清刚,等. 常泰长江大桥塔柱偏心距增大系数的计算方法[J]. 长安大学学报(自然科学版),2021,41(3):42-51.

HUANG Qiao,HUANG Yi-li,ZHENG Qing-gang,et al. Calculation methods of pylon eccentricity magnified coefficient of Changtai Yangtze River Bridge[J]. Journal of Chang'an University(Natural Science Edition),2021,41(3):42-51.

DOI:10.19721/j.cnki.1671-8879.2021.03.005

常泰长江大桥塔柱偏心距增大系数的计算方法

黄 侨¹,黄义理¹,郑清刚²,宋晓东¹,郑 兴¹,张金涛²

(1. 东南大学 交通学院,江苏 南京 210096; 2. 中铁大桥勘测设计院集团有限公司,湖北 武汉 430056)

摘 要:为探究规范公式在计算空间钻石形桥塔塔肢偏心距增大系数时的适用性,并保证大跨度斜拉桥桥塔结构配筋设计的合理性,以常泰长江大桥为工程实例,对塔柱偏心距增大系数进行了计算分析。首先基于常泰长江大桥成桥状态确定了桥塔控制截面和计算工况,并对各国规范公式中的计算长度取值进行了对比研究,其次通过有限元分析和中、美、欧桥梁规范方法对桥塔塔肢构件偏心距增大系数进行了计算,最后对有限元计算结果和各规范计算结果进行了对比分析。研究结果表明:由于常泰长江大桥桥塔结构复杂,各塔肢边界条件并不清晰,采用各规范公式计算偏心距增大系数时,相关参数取值与构件实际情况存在一定差异,不宜将桥塔塔肢作为简单构件考虑;由于中、美、欧桥梁规范在确定偏心距增大系数时采用不同的计算方法,且各公式中参数及其取值存在差异,故基于各规范公式计算得到的桥塔各塔肢构件的偏心距增大系数相差较大;由于约束条件不同及长细比的差异,中塔肢规范计算结果均大于有限元计算结果,上、下塔肢按不同规范计算的结果趋势不相同。故进行类似复杂桥塔结构设计时,建议采用有限元方法对桥塔结构的偏心距增大系数进行数值模拟,以排除试验条件对规范公式的影响,规范方法可作为辅助校验手段,以保证桥塔构件配筋设计的合理性。

关键词:桥梁工程;计算方法对比;有限元;偏心距增大系数;斜拉桥桥塔

中图分类号:U442.51

文献标志码:A

文章编号:1671-8879(2021)03-0042-10

Calculation methods of pylon eccentricity magnified coefficient of Changtai Yangtze River Bridge

HUANG Qiao¹, HUANG Yi-li¹, ZHENG Qing-gang², SONG Xiao-dong¹,
ZHENG Xing¹, ZHANG Jin-tao²

(1. School of Transportation, Southeast University, Nanjing 210096, Jiangsu, China; 2. China Railway Major Bridge Reconnaissance & Design Institute Co., Ltd., Wuhan 430056, Hubei, China)

Abstract: In order to explore the applicability of the specification in calculating the eccentricity magnified coefficient of the spatial diamond-shaped pylon, and ensure the rationality of reinforcement design for pylon of the long-span cable-stayed bridge, the Changtai Yangtze River Bridge was taken as an example, calculates and analyzes the eccentricity magnified coefficients of its pylon. First, the control sections and calculation conditions of the pylon were determined

收稿日期:2021-01-13

基金项目:常泰长江大桥设计阶段研究项目(CT-SJKY-11)

作者简介:黄 侨(1958-),男,上海市人,教授,博士研究生导师,E-mail:quanghit@126.com。

based on the completion state of Changtai Yangtze River Bridge, and the calculating length coefficients in different specifications were compared and studied. Second, eccentricity magnified coefficients of pylon columns were calculated based on finite element analysis and bridge design specifications of China, US, Europe. Last, comparisons between finite element results and specification results were conducted. The results show that since the boundary conditions of the pylon of Changtai Yangtze River Bridge are not clear, there are certain differences between the values of parameter and the actual situation when eccentricity magnified coefficients are calculated using specifications, it is not appropriate to consider the pylons as simple components. Due to the bridge specifications of China, US and Europe adopt different calculation methods in determining the eccentricity magnified coefficient, and the parameters and their values in specification formulas are different, there is a big difference in each column's eccentricity magnified coefficient calculated based on different specifications. Due to different constraints and different slenderness ratios, the specification results of the middle pylon column are larger than finite element results, the specification results of upper and lower columns calculated according to different specifications have different trends. Therefore, when designing similar complex pylon, it's recommended to use finite element methods to get the eccentricity magnified coefficient, so as to exclude the influence of test conditions on specification formulas, and the results based on specifications can be used as an auxiliary verification method to ensure the rationality of pylons' reinforcement design. 9 tabs, 3 figs, 24 refs.

Key words: bridge engineering; comparison of calculation method; finite element; eccentricity magnified coefficient; cable-stayed bridge pylon

0 引言

二阶效应是构件在竖向荷载及弯矩共同作用下发生挠曲变形,使作用于构件上的轴力在挠曲变形基础上产生附加弯矩的现象^[1]。随着中国大跨度桥梁设计、施工水平的提高,桥梁结构愈加纤细,构件长细比增加,更需重视桥塔结构由于弯曲变形产生的二阶效应。在设计中,通常采用偏心距增大系数 η 来考虑二阶效应的影响。现行桥梁设计规范中的计算公式通常是在理论分析的基础上,根据大量的构件试验数据得到的^[1]。对于复杂的斜拉桥桥塔结构,各规范公式的适用性是本文关注的焦点。以往的工程实践表明,由规范方法得到的偏心距增大系数难以满足大跨拱肋、高耸桥塔结构设计的要求。例如对四川嘉陵江大桥进行设计时发现,按规范增大截面初始偏心距将使截面的偏心距过大,导致拱圈截面尺寸不合理而造成钢筋材料浪费^[2]。计算山区公路桥梁高墩二阶效应时,因相关规范公式采用的假设较多且工程经验性较强,造成高墩配筋设计时常出现超筋现象^[3]。

早在18世纪,Leonhard Euler在研究理想轴心压杆稳定问题时便考虑了压杆的二阶效应;20世纪

60年代开始,由于有限元方法发展,已可较为准确地给出结构或构件在不同受力阶段考虑二阶效应后的性能;20世纪70年代以来,国际上采用“精确法”及“近似法”来处理钢筋混凝土偏压构件的二阶效应问题^[3-4]。近年来,一些学者基于理论分析提出了二阶效应的计算方法。Barros等基于欧洲规范的名义曲率法,提出了钢筋混凝土柱二阶效应的简化模型,并给出了最大曲率的定义和弯矩的计算方法^[5]。Babazadeh等提出了钢筋混凝土柱弯矩、曲率和位移的解析解,由解析解得到的长细比参数可用于评估二阶效应对钢筋混凝土柱的敏感性^[6]。

中国针对二阶效应的研究起步较晚,但取得了大量理论及试验成果。叶列平等对中、美混凝土规范中的偏心受压承载力计算公式进行对比分析,认为中国规范计算大偏压钢筋混凝土柱安全储备较大^[7]。陈永亮等选取典型高墩连续刚构桥,采用有限元法及规范公式对高墩横向偏心距增大系数进行探讨,并通过对比规范结果和有限元结果分析了2种方法的差异^[8]。蒋友宝等通过考虑偏心距的随机性,分析了按中美规范方法得到的大偏压柱承载力可靠度随参数的变化规律^[9]。

近年来,随着材料学科快速发展,学者们对不

同材料构件的二阶效应也开展了大量研究。Yun 等针对轻骨料混凝土规范中二阶效应实际适用性较差的问题,通过全过程分析,推导了轻骨料混凝土偏心受压构件在不同杆端弯矩下控制截面的偏心距增大系数^[10]。Abdel Azim 等通过试验和理论分析对细长高强混凝土柱的二阶效应进行了研究,并根据理论结果和试验结果提出了高强混凝土柱的修正长细比限值^[11]。

极端荷载下构件的二阶效应问题近年来也引起了学者的关注。Burgueno 等通过试验探究了二阶效应对钢筋混凝土桥墩地震响应的影响,结果表明二阶效应将显著增加墩柱的塑性区^[12]。Tubaldi 等采用解析公式和连续模型对细长桥墩的动力特性和地震反应进行了研究,证明了桥墩二阶效应将对桥梁地震响应产生较大影响^[13]。学者们也开展了不少针对火灾下构件二阶效应的研究。Wang 等基于截面计算方法提出了典型矩形柱的相互作用曲线,并考虑了二阶效应对于曲线的影响^[14]。李兵等对型钢混凝土 T 形柱在高温和竖向荷载耦合作用下的性能进行了研究,结果表明柱开裂程度将随轴压比和偏心距的增大而增大^[15]。

基于上述文献可知,二阶效应对于桥梁墩柱、桥塔等混凝土结构的影响不可忽视,而目前对高耸桥塔结构的偏心距增大系数研究较少,现有研究主要集中在简单墩柱构件。同时各规范对比也主要针对偏压柱,关于复杂桥塔构件的研究很少。斜拉桥桥塔,尤其是特大跨径桥梁的高耸桥塔,由于受到自身恒载及斜拉索索力作用^[16-17],其二阶效应尤为重要,所以有必要进行更加深入的研究。

为探究规范公式在计算空间钻石形桥塔塔肢偏心距增大系数时的适用性,本文以江苏省在建常泰长江大桥为工程实例,通过有限元分析和中、美、欧桥梁规范公式对桥塔塔肢偏心距增大系数进行了计算分析,并对有限元计算结果和规范计算结果进行了对比,为该桥的桥塔配筋设计提供了技术参考。研究结果亦可为其他空间钻石形桥塔或复杂桥塔结构设计提供参考。

1 计算方法

1.1 计算长度取值方法

中美欧桥梁规范中的偏心距增大系数计算时均需考虑构件计算长度,其取值大小将直接影响到偏心距增大系数的计算结果。故在此首先对《铁路桥涵混凝土结构设计规范》(TB 10092—2017)^[18](下

文简称《铁规》(2017))、《公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范》(JTJG 3362—2018)^[19](下文简称为《公规》(2018))、《欧洲桥梁规范》(BS EN 1992-1-1)^[20](下文简称《欧规》(1992))和《美国公路桥梁规范》(AASHTO LRFD 2017)^[21](下文简称《美规》(2017))中的计算长度取值进行对比分析。

1.1.1 《铁规》(2017)的计算长度

《铁规》(2017)中关于计算长度 l_0 的取值规定为:当两端固定时 l_0 取 $0.5l$, l 为构件的全长;一端刚性固定另一端为不移动铰时 l_0 取 $0.7l$;两端均为不移动铰时 l_0 取 l ;一端刚性固定另一端为自由端时 l_0 取 $2l$ 。

1.1.2 《公规》(2018)的计算长度

《公规》(2018)考虑了构件端部的横向约束和转动约束,将约束理想化为横向弹簧和转动弹簧,构件端部侧向位移、转角及弯矩与构件刚度具有如下关系

$$K_A = \frac{M_A}{\theta_A}, K_B = \frac{M_B}{\theta_B}, K_F = \frac{M_A + M_B + N\Delta}{\Delta l} \quad (1)$$

式中: N 为构件所承受的轴向压力; Δ 为构件两端的相对位移; θ_A 、 θ_B 分别为构件两端转角; M_A 、 M_B 分别为构件两端弯矩,均可由有限元分析或其他力学方法计算得到; K_A 、 K_B 分别为构件两端转动刚度; K_F 为构件横向刚度。

构件计算长度系数 k 的计算如下所示

$$\left[1 + \left(k_F - \left(\frac{\pi}{k}\right)^2\right) / (k_A + k_B)\right] \left(\frac{\pi}{k}\right)^2 + \left[k_F - \left(\frac{\pi}{k}\right)^2 + \frac{2k_A k_B}{k_A + k_B}\right] \left(1 - \frac{\pi/k}{\tan(\pi/k)}\right) + \frac{2k_A k_B}{k_A + k_B} \left[\frac{\pi/k}{\sin(\pi/k)} - 1\right] + \frac{k_A k_B}{k_A + k_B} \cdot \left[k_F - \left(\frac{\pi}{k}\right)^2\right] \left[\frac{2\tan(\pi/2k)}{\pi/k} - 1\right] = 0 \quad (2)$$

式中: k_A 、 k_B 、 k_F 均为计算参数, $k_A = K_A l / EI$, $k_B = K_B l / EI$, $k_F = K_F l^3 / EI$; E 为弹性模量; I 为截面惯性矩。

1.1.3 《欧规》(1992)的计算长度

《欧规》(1992)中将受压构件分为有侧向支撑构件和无侧向支撑构件。有支撑构件和无支撑构件的有效长度分别按式(3)和式(4)计算

$$l_0 = 0.5l \sqrt{\left(1 + \frac{k_1}{0.45 + k_1}\right) \left(1 + \frac{k_2}{0.45 + k_2}\right)} \quad (3)$$

$$l_0 = l \max \left\{ \sqrt{1 + \frac{10k_1 k_2}{k_1 + k_2}} \cdot \left(1 + \frac{k_1}{1 + k_1}\right) \cdot \left(1 + \frac{k_2}{1 + k_2}\right) \right\} \quad (4)$$

式中: k_1 、 k_2 分别为构件端部转动约束的相对柔度。

1.1.4 《美规》(2017)的计算长度

《美规》(2017)中既给出了理论有效长度系数,同时也给出了实际设计时有效长度系数的推荐值,以考虑理论约束与实际约束的差异,如表 1 所示。

表 1 有效长度系数 k 的理论值与推荐值

约束条件	理论值	推荐值
两端固定	0.50	0.65
一端固定一端固定铰	0.70	0.80
两端固定铰	1.00	1.00
一端固定一端水平自由	1.00	1.20
一端固定一端自由	2.00	2.10
一端固定铰一端水平自由	2.00	2.00

1.1.5 计算长度取值对比分析

对比《铁规》(2017)与《美规》(2017)中有效长度系数(或计算长度)的取值可知,《铁规》(2017)的计算长度系数均为理论值,而《美规》(2017)中考虑到实际约束一般不能完全满足理想条件,所以推荐的有效长度系数略大于理论值。《公规》(2018)中的计算长度考虑了构件实际端部约束状况,利用构件两端的弯矩、转角及侧向位移计算得到计算长度系数。《欧规》(1992)对于计算长度系数的取值仅考虑到构件两端转动约束的相对柔度,并根据不同的支撑形式得到相应的计算长度。《铁规》(2017)与《美规》(2017)关于构件计算长度系数的取值比较简捷,而《公规》(2018)与《欧规》(1992)中的计算长度系数须基于实际边界条件计算确定,相对准确却也比较繁琐。

1.2 偏心距增大系数的规范计算方法

《公规》(2018)、《美规》(2017)与《欧规》(1992)均依据长细比的大小来判断是否需要考虑二阶效应,但三者规定的长细比限值不同;《铁规》(2017)则认为偏压构件需要考虑二阶效应。

1.2.1 《铁规》(2017)计算方法

《铁规》(2017)规定的偏压构件偏心距增大系数计算如下所示

$$\eta = \left(1 - K' N / \left(\alpha \frac{\pi^2 E_c I_c}{l_0^2}\right)\right)^{-1} \tag{5}$$

$$\alpha = 0.1 \left(0.2 + \frac{e_0}{h}\right)^{-1} + 0.16 \tag{6}$$

式中: η 为偏心距增大系数; K' 为安全系数; E_c 为混凝土受压弹性模量; α 为考虑偏心距对 η 值的影响系数; e_0 为轴向力作用点至截面重心的距离; h 为弯曲平面内的截面高度; I_c 为混凝土全截面惯性矩。

1.2.2 《公规》(2018)计算方法

(1)承载能力极限状态

在承载能力极限状态(ultimate limit states, ULS)下,矩形、T 形、I 形和圆形截面偏心受压构件的偏心距增大系数按下式计算

$$\eta = 1 + \frac{1}{1\,300e_0h_0^{-1}}\left(\frac{l_0}{h}\right)^2\zeta_1\zeta_2 \tag{7}$$

$$\zeta_1 = 0.2 + 2.7\frac{e_0}{h_0} \leq 1.0 \tag{8}$$

$$\zeta_2 = 1.15 - 0.01\frac{l_0}{h} \leq 1.0 \tag{9}$$

式中: h_0 为截面有效高度; ζ_1 为荷载偏心率对截面曲率的影响系数; ζ_2 为构件长细比对截面曲率的影响系数。

(2)正常使用极限状态

对于正常使用极限状态(serviceability limit states, SLS)下的矩形、T 形、I 形截面钢筋混凝土偏心受压构件的偏心距增大系数按下式计算

$$\eta_s = 1 + \frac{1}{4\,000e_0h_0^{-1}}\left(\frac{l_0}{h}\right)^2 \tag{10}$$

圆形截面偏压构件的正常使用极限状态偏心距增大系数按下式计算

$$\eta_s = 1 + \frac{1}{4\,000e_0(2r - a_s)^{-1}}\left(\frac{l_0}{2r}\right)^2 \tag{11}$$

式中: η_s 为正常使用极限状态偏心距增大系数; a_s 为单根钢筋中心到构件边缘的距离; r 为圆形截面的半径。

1.2.3 《欧规》(1992)计算方法

(1)基于名义刚度分析法

对于任意截面长细受压构件的名义刚度按下式计算

$$EI = K_c E_{cd} I_c + K_s E_s I_s \tag{12}$$

式中: E_s 为钢筋弹性模量; E_{cd} 为混凝土弹性模量设计值; I_s 为钢筋面积对混凝土面积中心的二阶矩; K_c 为裂缝、徐变等的影响系数; K_s 为钢筋影响系数。

考虑二阶弯矩的总设计弯矩按下式计算

$$M_{Ed} = M_{0Ed} \left(1 + \frac{\beta}{N_B N_{Ed}^{-1} - 1}\right) \tag{13}$$

式中: M_{0Ed} 为一阶弯矩; β 为与一阶弯矩和二阶弯矩分布有关的系数; N_B 为按名义刚度计算的压屈荷载; N_{Ed} 为构件轴力设计值; M_{Ed} 为总设计弯矩。

(2)基于名义曲率分析法

基于名义曲率分析法的弯矩计算如下

$$M_{Ed} = M_{0Ed} + N_{Ed} e_2 \tag{14}$$

式中: e_2 为构件的变形。

1.2.4 《美规》(2017)计算方法

《美规》(2017)中考虑二阶效应后的截面弯矩按下式计算

$$M_c = \delta_b M_{2b} + \delta_s M_{2s} \quad (15)$$

式中: M_c 为截面总弯矩; M_{2b} 为根据常规一阶弹性框架分析, 计算由乘以系数的重力荷载引起微小侧倾时受压构件的弯矩; M_{2s} 为按上述分析, 计算由乘以系数的侧向荷载或重力荷载引起侧向倾斜 Δ_c ($\Delta_c \geq l_u/1\ 500$, l_u 为受压构件无支撑长度) 时的受压构件弯矩; 弯矩放大系数 δ_b 、 δ_s 分别按式(16)和式(17)计算

$$\delta_b = c_m \left(1 - \frac{P_u}{\varphi_k P_c} \right)^{-1} \quad (16)$$

$$\delta_s = \left[1 - \frac{\sum P_u}{\varphi_k \sum P_c} \right]^{-1} \quad (17)$$

式中: C_m 为有效弯矩图等效为均布弯矩图的系数; P_u 为乘荷载系数的轴向荷载; φ_k 为刚度折减系数; P_c 为欧拉压屈荷载。

1.2.5 规范计算方法对比分析

《铁规》(2017)中的偏心距增大系数计算方法考虑了轴向荷载大小、构件尺寸、材料、偏心距及外荷载作用类型等因素。《公规》(2018)中采用的是基于曲率计算的方法^[22], 该方法规定的偏心距增大系数 η 与偏心距大小、截面尺寸以及构件约束情况相关。《欧规》(1992)提供基于名义刚度分析和基于曲率估计 2 种方法, 计算过程相对复杂。《欧规》(1992)中的基于刚度分析法是考虑构件开裂后刚度降低从而对其进行折减, 并按弹性方法分析, 该方法可以用于整体结构和独立构件分析; 基于曲率方法是直接按弹塑性方法分析, 主要适用于独立构件; 当采用准确的曲率分布时, 也可用于整体结构分析。《美规》(2017)中的系数不仅和截面尺寸以及构件约束情况相关, 还与轴向荷载的大小有关, 并且考虑了材料的刚度折减系数, 属于基于刚度的计算方法。

现行公路桥规和铁路桥规中的偏心距增大系数计算方法均依托实验室的小构件试验, 通常适用于简单的偏心受压构件。对于构造形式复杂的桥塔结构, 其边界条件、偏心距、截面刚度等参数难以确定, 直接应用规范公式计算该桥塔的偏心距增大系数可能会导致计算结果与实际结果偏差较大, 从而造成配筋量过大。因此, 有必要针对复杂型桥塔偏心距增大系数的规范计算结果进行研究, 并采用有限元数值分析方法进行模拟和检验。

1.3 数值分析方法

利用有限元数值分析软件对桥塔塔肢构件进行模拟时, 首先应根据结构图纸建立桥梁整体有限元计算模型。在模型中添加自重、二期恒载、钢束预应力、施工阶段临时荷载、移动荷载、索力等荷载, 并完成桥梁施工阶段模拟。通过对比桥梁各个施工阶段和运营阶段的内力包络图, 将内力绝对值最大的截面作为控制截面, 并将对应的荷载工况作为最不利工况。

在控制截面上, 考虑施工误差, 初始缺陷, 荷载-位移($P-\Delta$)效应及混凝土收缩、徐变后得到的弯矩值为 M_h , 在相同荷载工况下但不考虑上述因素时得到的弯矩值为 M_q 。基于有限元方法计算的偏心距增大系数定义为 M_h 除以 M_q 后得到的结果, 即

$$\eta = \frac{M_h}{M_q} \quad (18)$$

式(18)计算的系数与前文各规范中的偏心距增大系数(或弯矩增大系数)具有相同的物理意义, 结果中已隐含了各公式中计算参数的影响。

2 数值分析

2.1 工程概况

在建常泰长江大桥为双塔双索面双层公铁两用斜拉桥, 其跨径组合为 142 m+490 m+1 176 m+490 m+142 m, 全桥结构立面如图 1 所示。主梁采用钢箱-桁架双层组合钢桁梁结构, 桁宽 35 m, 高 15.5 m, 公路桥面采用 6 cm 厚铺装层, 铁路桥面采用道碴桥面。主塔采用空间钻石形桥塔, 两侧塔高均为 340 m, 其上塔肢为钢混组合截面, 中、下塔肢采用混凝土箱形截面, 桥塔立面及侧面如图 2 所示。斜拉索采用扇形双索面布置, 梁上标准索距为 14 m, 塔上标准索距为 2.2 m, 铁路侧与公路侧斜拉索分别采用 2 100、2 000 MPa 级高强度耐久型平行钢丝^[23]。

2.2 有限元建模

偏心距增大系数 η 主要用于桥塔构件的配筋设计。根据在建常泰长江大桥初步设计图纸, 本文采用 MIDAS/Civil 软件建立了该桥的有限元计算模型^[24]。索塔采用空间三维梁单元模拟, 并采用变截面组考虑了不同位置的塔柱截面性质。在塔柱横梁处按照设计资料添加预应力束并施加预应力。常泰长江大桥上、下正交异性桥面及弦杆、腹杆、横联等构件均采用梁单元模拟。钢箱梁的边跨压重采用均布荷载模拟。建立有限元模型时斜拉索、体外索及

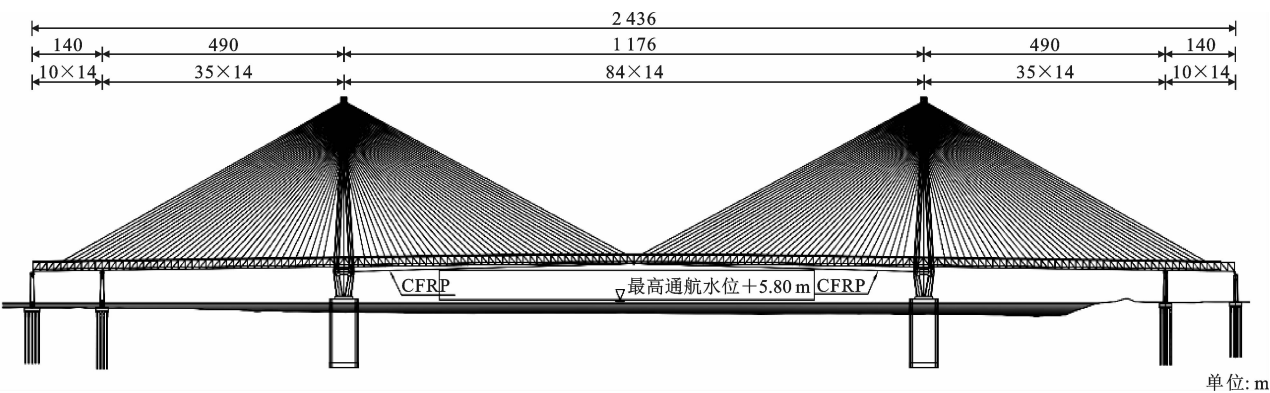


图 1 常泰长江大桥立面图

Fig. 1 Front elevation of Changtai Yangtze River Bridge

自重、二期恒载、钢束预应力、CFRP 拉杆力、体外索力、初始索力后进行索力迭代,达到设计索力且模型变形符合设计要求后得到成桥阶段有限元模型,如图 3 所示。

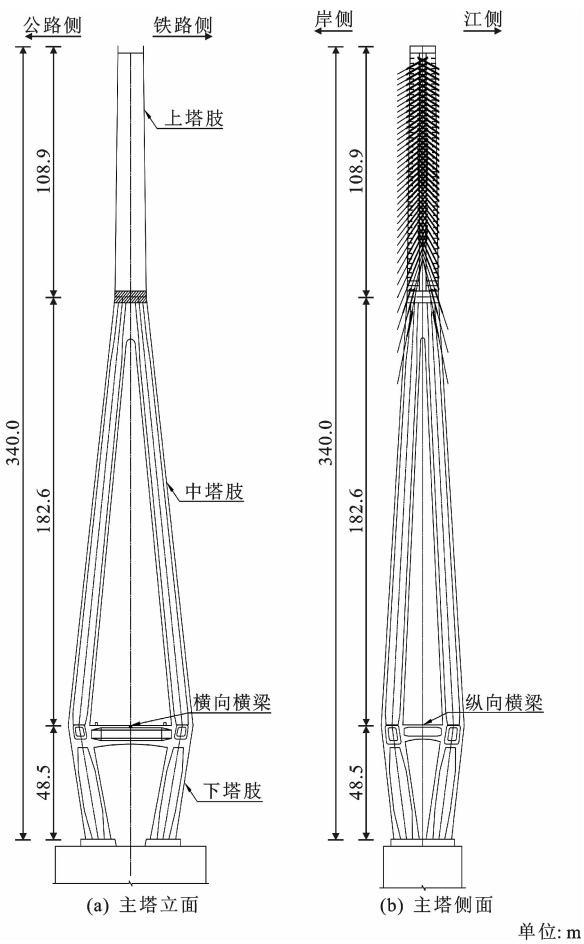


图 2 桥塔立面图及侧面图

Fig. 2 Front and lateral view of pylon

纵向阻尼 CFRP 拉杆均采用桁架单元模拟,考虑 Ernst 公式对斜拉索单元弹性模量的修正。桥塔横梁与中下塔柱、中塔柱与上塔柱、斜拉索与上塔柱之间均采用刚性连接模拟。成桥后塔底边界条件采用固接方式;根据设计构造,边墩及辅助墩在铁路侧设置横向支座及竖向支座;在公路侧仅设竖向支座,支座采用弹性连接模拟。对模型施加

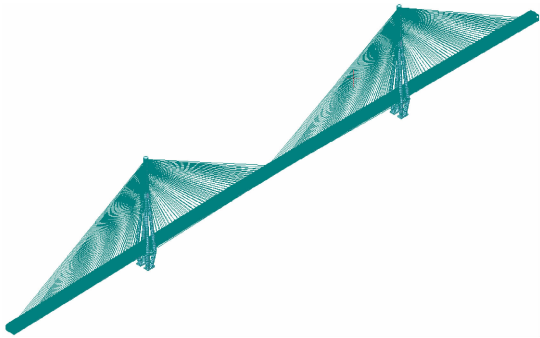


图 3 常泰长江大桥全桥有限元模型

Fig. 3 Finite element model of Changtai Yangtze River Bridge

2.3 控制截面及计算工况确定

由于常泰长江大桥采用对称悬臂拼装的施工方式,故施工阶段不作为塔柱最大偏心距的控制工况。基于 MIDAS/Civil 全桥模型得到成桥状态时恒载和活载标准值组合作用的桥塔内力包络图。由于横桥向结构及受力不对称,取上、中、下塔肢连接处正负弯矩绝对值最大的截面作为研究对象,并将对应最大弯矩的荷载组合定义为最不利工况。工况中荷载包括自重、二期恒载、钢束预应力、设计索力、CFRP 拉杆力、体外索力和移动荷载。桥塔塔肢的主要构造见图 2,各控制截面及相应弯矩绝对值见表 2。

2.4 有限元计算结果

基于全桥有限元模型,对桥塔划分施工阶段以模拟桥塔节段施工,并考虑桥塔初始缺陷大小为节点与塔底高度差的 $1/3\ 000$,同时计入 $P-\Delta$ 效应和混凝土收缩、徐变,计算得到各截面增大后的弯矩值 M_h 。将各截面增大后的弯矩值 M_h 除以各截面增

表 2 主要控制截面及对应弯矩绝对值

Tab. 2 Control sections and absolute values of bending moment

荷载工况	工况含义	控制断面	塔肢位置	弯矩绝对值/(MN·m)
工况 1	上塔肢底纵向弯矩最大	上塔肢底		2.19×10^3
工况 2	中塔肢顶,江侧、铁路侧塔肢纵向弯矩最大	中塔肢顶	江侧、铁路侧	3.65×10^2
工况 3	中塔肢底,江侧、公路侧塔肢纵向弯矩最大	中塔肢底	江侧、公路侧	3.89×10^2
工况 4	下塔肢顶,岸侧、铁路侧塔肢纵向弯矩最大	下塔肢顶	岸侧、铁路侧	3.02×10^2
工况 5	下塔肢底,江侧、公路侧塔肢纵向弯矩最大	下塔肢底	江侧、公路侧	1.42×10^3

大前的弯矩值 M_q 即可得偏心距增大系数有限元计算结果。各控制截面有限元计算结果如表 3 所示。

表 3 桥塔控制截面在主要工况下的偏心距增大系数

Tab. 3 Eccentricity magnified coefficients of pylon's control section under main working conditions

控制截面	工况 1	工况 2	工况 3	工况 4	工况 5
上塔肢底	(1.031)	5.318	1.203	1.029	0.985
中塔肢顶江侧	1.034	(1.120)	1.087	1.053	1.103
中塔肢底江侧	1.361	4.172	(1.211)	1.373	1.760
下塔肢顶岸侧	0.735	0.351	0.399	(0.734)	0.679
下塔肢底江侧	1.135	1.212	0.090	1.133	(1.127)

注:括号内数据为基于有限元分析得到的控制截面在相应最不利工况下的偏心距增大系数。

由表 3 可知,部分截面偏心距增大系数较大的原因是截面在相应工况下的弯矩基数较小,如工况 2 作用的上塔肢底截面,其增大前的弯矩值较小,不控制桥塔配筋设计。偏心距增大系数的最大值为中塔肢底在工况 3 作用下得到的 1.211。桥塔中、下塔肢的偏心距增大系数值取塔肢顶、底截面系数的较大值。故上、中、下塔肢 η 值分别为 1.031、1.211 和 1.127,对应工况分别为工况 1、工况 3 和工况 5。

表 4 基于《铁规》(2017)计算的偏心距增大系数

Tab. 4 Eccentricity magnified coefficients calculated based on code^[18]

塔柱构件	荷载工况	计算长度系数	轴力/MN	偏心距/m	截面高度/m	截面惯性矩/m ⁴	偏心距增大系数
上塔柱	工况 1	0.7	1 372.679	1.827	13.000	329.026	1.102
上塔柱	工况 1	1.0	1 372.679	1.827	13.000	329.026	1.232
中塔柱	工况 3	0.7	474.684	0.999	8.129	228.136	1.503
下塔柱	工况 5	0.5	780.773	2.055	9.919	532.869	1.011
下塔柱	工况 5	0.7	780.773	2.055	9.919	532.869	1.023

3.2 《公规》(2018)计算结果

将塔肢截面的初始偏心距 e_0 、截面有效高度 h_0 、构件计算长度系数 k 、截面高度 h 等参数分别代

为与有限元结果比较,后文采用规范公式对塔肢偏心距增大系数进行计算时仅考虑工况 1、工况 3 和工况 5。

3 规范方法计算分析

为与有限元计算结果相比较,无论塔肢构件是否需要考虑二阶效应影响,均采用规范公式对塔肢偏心距增大系数进行计算。

3.1 《铁规》(2017)计算结果

根据《铁路桥涵设计规范》(TB 10002—2017),对于主力荷载计算取 K' 值为 2.0。根据设计资料可知桥塔材料为 C60 混凝土,故弹性模量 E_c 为 3.65×10^4 MPa。本文认为下塔柱构件边界约束强度应在两端固定与一端刚性固定一端为不移动铰之间;中塔柱构件边界约束强度应接近于一端刚性固定一端为不移动铰;上塔柱构件边界约束强度应在一端刚性固定一端为不移动铰与两端均为不移动铰之间。通过相应的计算长度系数范围来计算得到偏心距增大系数 η 值的变化范围。按《铁规》(2017)计算得到的塔肢偏心距增大系数结果见表 4。

入到式(7)和式(10)中,分别计算得到承载能力极限状态和正常使用极限状态下的偏心距增大系数,具体计算结果见表 5。

表 5 基于《公规》(2018)计算的偏心距增大系数

Tab. 5 Eccentricity magnified coefficients calculated based on code^[19]

塔柱构件	荷载工况	计算长度系数	偏心距/m	截面有效高度/m	截面高度/m	偏心距增大系数(ULS)	偏心距增大系数(SLS)
上塔柱	工况 1	0.620	1.827	12.860	13.000	1.106	1.059
中塔柱	工况 3	0.542	1.097	7.989	8.129	1.395	1.225
下塔柱	工况 5	1.167	2.088	9.779	9.919	1.085	1.037

3.3 《欧规》(1992)计算结果

3.3.1 基于名义刚度分析法

由于塔肢轴向荷载及截面特性变化较大,可取

β 为 1。将参数 M_{0Ed} 、 N_{Ed} 和 N_B 代入式(13)中计算得到构件的总弯矩,将其除以一阶弯矩可得各个塔肢构件的偏心距增大系数 η ,具体计算结果见表 6。

表 6 基于《欧规》(1992)计算的偏心距增大系数(名义刚度法)

Tab. 6 Eccentricity magnified coefficients calculated based on code ^[20] (nominal stiffness method)					
塔柱构件	荷载工况	N_{Ed}/MN	N_B/MN	$M_{0Ed}/(MN \cdot m)$	偏心距增大系数
上塔柱	工况 1	1 372. 679	50 455. 110	2 256. 044	1. 028
中塔柱	工况 3	474. 684	1 826. 543	471. 105	1. 351
下塔柱	工况 5	780. 773	54 366. 850	1 604. 746	1. 015

3.3.2 基于名义曲率分析法

将柱的二阶挠度 e_2 代入式(14),计算得到考虑

二阶效应后的柱肢弯矩值 M_{Ed} ,再除以一阶弯矩可得各塔肢构件的偏心距增大系数值 η ,见表 7。

表 7 基于《欧规》(1992)计算的偏心距增大系数(名义曲率法)

Tab. 7 Eccentricity magnified coefficients calculated based on code ^[20] (nominal curvature method)					
塔柱构件	荷载工况	$M_{0Ed}/(MN \cdot m)$	$N_{Ed}/(MN)$	e_2/m	偏心距增大系数
上塔柱	工况 1	2 256. 044	1 372. 679	0. 270	1. 164
中塔柱	工况 3	471. 105	474. 684	0. 614	1. 618
下塔柱	工况 5	1 604. 746	708. 773	0. 052	1. 025

3.4 《美规》(2017)计算结果

将按式(16)和式(17)计算得到的弯矩放大系数 δ_b 和 δ_s 及弯矩值 M_{2b} 和 M_{2s} 代入式(15),再除以对

应的一阶弯矩即可得对应的偏心距增大系数值。塔肢构件按《美规》(2017)计算得到的偏心距增大系数结果见表 8。

表 8 基于《美规》(2017)计算的偏心距增大系数

Tab. 8 Eccentricity magnified coefficients calculated based on code ^[21]							
塔柱构件	荷载工况	理论计算 长度系数	推荐计算 长度系数	$M_{2b}/(MN \cdot m)$	$M_{2s}/(MN \cdot m)$	理论偏心距 增大系数	推荐偏心距 增大系数
上塔柱	工况 1	0. 7	0. 80	4 913. 436	2 725. 416	1. 006	1. 007
上塔柱	工况 1	1. 0	1. 00	4 913. 436	2 725. 416	1. 012	1. 012
中塔柱	工况 3	0. 7	0. 80	62. 803	427. 029	1. 357	1. 713
下塔柱	工况 5	0. 5	0. 65	2 660. 190	1 126. 654	1. 000	1. 001
下塔柱	工况 5	0. 7	0. 80	2 660. 190	1 126. 654	1. 001	1. 002

4 计算结果对比分析

《铁规》(2017)与《公规》(2018)中明确定义了偏心距增大系数及其计算方法。《美规》(2017)与《欧规》(1992)均提出了考虑二阶效应后的弯矩计算方法。《美规》(2017)与《欧规》(1992)中弯矩增大系数 η' 为考虑二阶效应后的总弯矩 M_2 除以一阶弯矩 M_1 后得到的系数值,即

$$\eta' = \frac{M_2}{M_1}$$

(19)

由于弯矩增大系数在原理上与偏心距增大系数具有相同的物理意义,本文统称为偏心距增大系数。有限元模拟和各国规范计算得到的偏心距增大系数结果见表 9。

由表 9 可知,对于常泰长江大桥的桥塔结构,上述各规范的计算结果难以完全吻合于有限元计算结果,且各国规范计算结果也不尽相同。有限元计算

得到的偏心距增大系数相对更为可信。

在使用各国规范计算常泰长江大桥桥塔构件偏心距增大系数时存在一定误差,这主要是由于上述规范计算公式一般只适用于独立简单构件,对于本文中的复杂桥塔结构,难以准确给出构件两端边界条件;同时由于下塔柱构件较短且边界约束较强,故下塔柱构件长细比较小,按照《铁规》(2017)、《欧规》(1992)、《美规》(2017)和《公规》(2018)中的规定均不需要考虑构件二阶效应,此时规范公式适应性较差,造成规范计算结果与有限元计算结果相差较大;上塔柱构件受多对斜拉索锚固约束影响,计算长度取值较为困难。

本文计算的常泰长江大桥桥塔构件的上、下塔肢构件边界约束较为复杂,且下塔柱长细比较小,故取中塔柱作为主要分析对象。对中塔柱而言,各国规范计算结果与有限元计算结果相比均明显偏大,后者应更符合实际约束情况。采用各种简化后的规

表 9 偏心距增大系数的规范结果和有限元结果对比

Tab. 9 Comparisons of specification results and finite element results of eccentricity magnified coefficients

规范		构件位置				
		上塔柱		中塔柱	下塔柱	
		最小值	最大值	数值	最小值	最大值
《铁规》(2017)		1.102	1.232	1.503	1.005	1.023
《公规》(2018)	承载能力极限状态		1.106	1.395		1.085
	正常使用极限状态		1.059	1.225		1.037
《欧规》(1992)	名义刚度法		1.028	1.351		1.015
	名义曲率法		1.164	1.618		1.025
《美规》(2017)	理论 k 值	1.006	1.012	1.357	1.000	1.001
	推荐 k 值	1.007	1.012	1.713	1.001	1.002
有限元计算结果		1.031		1.211	1.127	

注:对于上、下塔肢构件,《铁规》(2017)、《美规》(2017)均按规范中要求的计算长度系数范围取值,故偏心距增大系数存在最大值与最小值;而《公规》(2018)及《欧规》(1992)均按相关公式计算得到计算长度系数,故只有一个数值;对于中塔肢构件,《铁规》(2017)、《美规》(2017)认为边界约束近似于一端固定一端为不移动铰,只取一个计算长度系数值;而《公规》(2018)及《欧规》(1992)均按相关公式计算得到计算长度系数,故中塔肢偏心距增大系数均只有一个数值。

范计算结果理应具有一定的安全储备,得出的偏心距增大系数偏于安全甚至有些保守。对截面配筋设计而言,为保证结构安全,采用规范公式求解是可行的。但是设计时整个桥塔结构均采用统一的偏心距增大系数来考虑长柱的二阶效应,会造成整个构件配筋过大。因此,在复杂的桥塔结构设计时,在条件允许的情况下,建议采用有限元模拟的方法来求解结构的偏心距增大系数,可计算得到整个结构中各控制截面(或指定截面)的偏心距增大系数来计入桥塔结构的二阶效应,使得混凝土构件配筋更为合理,造价更为经济。

5 结 语

(1)常泰长江大桥的空间钻石形塔柱结构较为复杂,各塔肢的约束条件并不清晰。各规范公式中的相关参数取值与常泰长江大桥塔肢构件实际情况均存在一定差异,故不宜作为简单构件计算偏心距增大系数。

(2)计算分析表明,基于《铁规》(2017)、《公规》(2018)、《欧规》(1992)和《美规》(2017)中规范方法计算得到的常泰长江大桥塔肢偏心距增大系数相差较大,且当长细比较大时规范计算结果总体偏大。

(3)本文成果可应用于空间钻石形桥塔的结构设计,即在条件允许的情况下,宜采用本文提出的有限元数值模拟方法计算塔柱的偏心距增大系数,现行规范方法可作为辅助校验手段,使混凝土塔柱构件配筋设计更加经济、合理。本文方法亦可为其他复杂型桥塔结构设计提供参考。

(4)后续可从以下几个方面开展进一步研究:一

是采用实体单元和板壳单元进行精细化建模,以提高模型的计算精度;二是进行相关试验,检验本文数据计算结果;三是对规范公式中部分参数取值进行更加深入的讨论。

参考文献:
References:

[1] 张树仁,黄 侨. 结构设计原理[M]. 3 版. 北京:人民交通出版社,2020.
ZHANG Shu-ren, HUANG Qiao. Design principle of structures[M]. 3rd ed. Beijing:China Communications Press Co. Ltd., 2020.

[2] 周长晓. 大跨径钢筋混凝土拱桥承载力分析方法的现状[J]. 公路交通技术,1999(3):1-4,9.
ZHOU Chang-xiao. Present situation of bearing capacity analysis method of long-span reinforced concrete arch bridge[J]. Technology of Highway and Transport, 1999(3):1-4,9.

[3] 韩梅玲. 山区高速公路桥梁高墩极限承载力计算研究[D]. 广州:华南理工大学,2011.
HAN Mei-ling. Limit bearing capacity analysis for high pier of the bridge in mountain highways[D]. Guangzhou: South China University of Technology, 2011.

[4] 仇一颗. 钢筋混凝土框架柱计算长度设计方法研究[D]. 长沙:湖南大学,2001.
QIU Yi-ke. Study on effective length design methods of RC. frame columns[D]. Changsha: Hunan University, 2001.

[5] BARROS H, SILVA V D, FERREIRA C. Second order effects in slender concrete columns-reformulation of the Eurocode 2 method based on nominal curvature[J]. Engineering Structures, 2010, 32(12): 3989-3993.

- [6] BABAZADEH A, BURGUENO R, SILVA P F. P - δ effects on the plastic region of RC bridge columns: Closed-form solution[J]. Journal of Structural Engineering, 2016, 142(11): 04016116.
- [7] 叶列平, 宋世研. 中、美规范中受压构件的正截面承载力计算[J]. 建筑科学与工程学报, 2008, 25(2): 56-63.
- YE Lie-ping, SONG Shi-yan. Calculation of design methods for flexure and axial strength of RC columns in Chinese and American codes[J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2008, 25(2): 56-63.
- [8] 陈永亮, 陈孔令, 夏支贤. 连续刚构高墩横向计算偏心距增大系数探讨[J]. 中外公路, 2015, 35(4): 166-169.
- CHEN Yong-liang, CHEN Kong-ling, XIA Zhi-xian. Discussion on transverse eccentricity magnified coefficient of high pier of continuous rigid frame[J]. Journal of China & Foreign Highway, 2015, 35(4): 166-169.
- [9] 蒋友宝, 黄星星, 冯 鹏. 大偏压 RC 柱中美两国规范抗震承载力设计方法对比与随机偏心距下的可靠度分析[J]. 建筑结构学报, 2015, 36(增 2): 216-222.
- JIANG You-bao, HUANG Xing-xing, FENG Peng. Comparison of seismic capacity design methods in Chinese and American codes for RC columns with tension failure and its reliability analysis under random eccentricity[J]. Journal of Building Structures, 2015, 36(S2): 216-222.
- [10] YUN Y W, LIU X H, JIANG I Y, et al. Research on eccentricity magnification factor of eccentric compression lightweight aggregate concrete member[J]. Advanced Materials Research, 2011, 152/153: 717-721.
- [11] ABDEL AZIM W, MOHAMED H M, BENMOKRANE B, et al. Strength of bridge high-strength concrete slender compression members reinforced with GFRP bars and spirals: Experiments and second-order analysis[J]. Journal of Bridge Engineering, 2020, 25(9): 04020066.
- [12] BURGUENO R, BABAZADEH A, FEDAK L K, et al. Second-order effects on seismic response of slender bridge columns[J]. ACI Structural Journal, 2016, 113(4): 735-46.
- [13] TUBALDI E, TASSOTTI L, DALL'ASTA A, et al. Seismic response analysis of slender bridge piers[J]. Earthquake Engineering & Structural Dynamics, 2014, 43(10): 1503-1519.
- [14] WANG L, CASPEELE R, VAN COILE R, et al. Extension of tabulated design parameters for rectangular columns exposed to fire taking into account second-order effects and various fire models[J]. Structural Concrete, 2015, 16(1): 17-35.
- [15] 李 兵, 王玉镯, 高 英, 等. 型钢混凝土 T 形柱耐火性能试验[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2018, 38(6): 59-68, 78.
- LI Bing, WANG Yu-zhuo, GAO Ying, et al. Fire resistance performance of T-shaped steel reinforced concrete columns under high temperature[J]. Journal of Chang'an University (Natural Science Edition), 2018, 38(6): 59-68, 78.
- [16] 郑小博, 张 岗, 宋一凡. 双塔钢桁斜拉桥斜拉索破坏动态响应[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2017, 37(6): 70-77.
- ZHENG Xiao-bo, ZHANG Gang, SONG Yi-fan. Dynamic response of cable breakage in double-tower cable-stayed bridge with steel truss girder[J]. Journal of Chang'an University (Natural Science Edition), 2017, 37(6): 70-77.
- [17] 戴 杰, 秦凤江, 狄 谨, 等. 斜拉桥成桥索力优化方法研究综述[J]. 中国公路学报, 2019, 32(5): 17-37.
- DAI Jie, QIN Feng-jiang, DI Jin, et al. Review on cable force optimization method for cable-stayed bridge in completed bridge state[J]. China Journal of Highway and Transport, 2019, 32(5): 17-37.
- [18] TB 10092—2017, 铁路桥涵混凝土结构设计规范[S]. TB 10092—2017, Code for design of concrete structures of railway bridge and culvert[S].
- [19] JTG 3362—2018, 公路钢筋混凝土及预应力混凝土桥涵设计规范[S]. JTG 3362—2018, Specifications for design of highway reinforced concrete and prestressed concrete bridges and culverts[S].
- [20] BS EN 1992-1-1: 2004, Eurocode 2: Design of concrete structures — Part 1-1: General rules and rules for buildings[S].
- [21] AASHTO LRFD 2017, Bridge design specifications[S].
- [22] LIN S S, CHEN B C, WU Q X. Discussion on calculation methods for load bearing capacity of concrete arch bridges [C]//IEEE. Proceedings of the 2013 Fourth International Conference on Digital Manufacturing & Automation. New York: IEEE, 2013: 492-496.
- [23] 秦顺全, 徐 伟, 陆勤丰, 等. 常泰长江大桥主航道桥总体设计与方案构思[J]. 桥梁建设, 2020, 50(3): 1-10.
- QIN Shun-quan, XU Wei, LU Qin-feng, et al. Overall design and concept development for main navigational channel bridge of Changtai Changjiang River Bridge [J]. Bridge Construction, 2020, 50(3): 1-10.
- [24] 黄 侨, 宋晓东, 任 远, 等. 常泰大桥主塔结构型式及设计施工方法研究[R]. 南京: 东南大学, 2020.
- HUANG Qiao, SONG Xiao-dong, REN Yuan, et al. Study on structural type and construction method of pylon of Changtai Bridge[R]. Nanjing: Southeast University, 2020.