

文章编号: 1000-4750(2011)09-0143-06

撑杆式预应力钢压杆最佳初始预拉力完备理论解

*唐柏鉴, 朱晶晶

(江苏科技大学土木工程系, 镇江 212003)

摘 要: 初始预拉力取值是撑杆式预应力钢压杆的关键技术。基于撑杆式预应力钢压杆一般力学模型, 通过静力平衡方程, 建立最佳初始预拉力与最大屈曲临界荷载关系式; 基于预应力钢压杆完备屈曲形态函数, 通过能量方程, 建立最大屈曲临界荷载求解式; 最终建立最优初始预拉力完备理论公式。进一步通过三个数值模型, 变化拉索直径和撑杆长度, 从数值试验上验证了上述理论公式的可靠性。

关键词: 结构工程; 屈曲荷载; 能量方程; 预应力钢压杆; 初始预拉力; 形态函数

中图分类号: TU323.2 **文献标志码:** A

PERFECT THEORETICAL EQUATION OF OPTIMUM INITIAL PRESTRESS OF STAYED STEEL COLUMN

*TANG Bai-jian, ZHU Jing-jing

(Department of Civil Engineering, Jiangsu University of Science and Technology, Zhenjiang 212003, China)

Abstract: Initial prestress value is the key parameter when designing stayed steel column. Based on general mechanical model of stayed steel column, static equilibrium equation was introduced, further the relationship between optimum initial prestress and maximum critical load was set up. Based on complete buckling mode function, the equation of maximum critical load was founded with energy method, thus perfect theory on optimum initial prestress was achieved. Finally numerical analysis based on three models was performed to verify the precision of the proposed theory.

Key words: structure engineering; buckling load; energy equation; stayed steel column; initial prestress; mode function

1 研究概况

撑杆式预应力钢压杆应用范围较广^[1-2], 国外自 20 世纪 60 年代开始, 对其展开研究。Hafez 等^[3]对节间数为 2 的预应力钢压杆进行了研究, 根据其屈曲方式的不同, 将初始预应力划分为 3 个范围, 这个重要发现为后人的研究奠定了基础。Chan S L 等^[4]基于节间数为 2 的预应力钢压杆, 采用有限元分析方法, 研究了关键参数对于其屈曲荷载的影响规律。Daisuke Satio、Ahmer Wadee M^[5-7]同样基于

节间数为 2 的预应力钢压杆, 从理论上系统研究了撑杆式预应力钢压杆屈曲后性能, 包括初始几何缺陷敏感性分析和相关屈曲分析。de Araujo R R 等^[8]采用模型实验与数值分析方法, 研究了节间数为 2 的预应力钢压杆极限承载力, 数值分析方法的可靠性得到验证。国内陆赐麟等^[9]在预应力钢压杆部分, 采用单个正弦函数推导了屈曲临界荷载, 给出了初始预拉力的下限值, 并进行了模型试验。唐柏鉴^[10]则基于极限状态给出了预应力钢压杆初始预拉力的上限值、下限值。

收稿日期: 2010-01-05; 修改日期: 2010-04-12

基金项目: 国家自然科学基金项目(50948035); 江苏省自然科学基金项目(BK2009723)

作者简介: *唐柏鉴(1976—), 男, 江苏人, 副教授, 博士, 主要从事新型钢结构及消能减振研究(E-mail: tangbaijian@163.com);

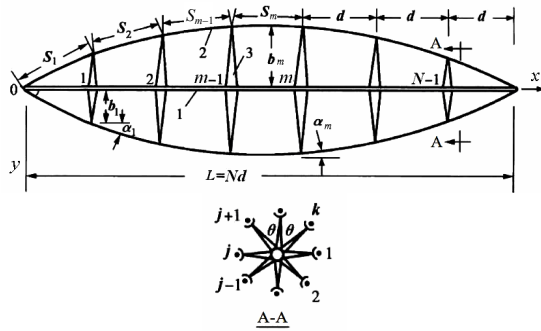
朱晶晶(1985—), 女, 江苏人, 硕士生, 主要从事钢结构研究(E-mail: zhujingjing529@163.com).

本文基于撑杆式预应力钢压杆一般力学模型,采用完备形态函数,推导最佳初始预应力理论公式,并给出数值实验验证。

2 最佳初始预应力与最大屈曲临界荷载关系

2.1 理论模型

撑杆式预应力钢压杆一般模型如图 1 所示,柱身长度划分为等节间 $d = L / N$, 柱身截面上的撑杆夹角相等, $\theta = 2\pi / k$ 。



1-中心柱; 2-拉索; 3-撑杆; N-节点数; k-撑杆数;
 b_m -撑杆高度; α_m -拉索与中心杆轴线夹角; S-节间拉索长度;
 d -节间中心杆长度; θ -撑杆间夹角

图 1 撑杆式预应力钢压杆
Fig.1 Stayed steel column

基本假设如下:

- 1) 钢压杆两端简支。
- 2) 中心杆与撑杆刚性连接, 中心杆与拉索、撑杆与拉索均为理想铰接。
- 3) 中心杆初始状态保持直线, 并且施加荷载不存在偏心。
- 4) 忽略撑杆轴向变形和拉索的弯曲变形。
- 5) 中心杆及预应力拉索保持弹性工作状态。

2.2 初始预应力与临界荷载关系曲线

根据已有研究^[3], $m+1$ 节间拉索初始预应力与预应力钢压杆临界荷载关系曲线如图 2 所示。

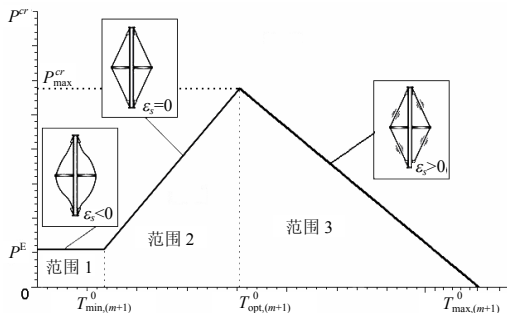


图 2 初始预应力与预应力钢压杆临界荷载关系
Fig.2 Relationship between initial prestress and critical load

图 2 中横坐标为初始预应力 T_{m+1}^0 ; 纵坐标为屈曲临界荷载 P^{cr} ; $T_{\min, (m+1)}^0$ 为预应力钢压杆的最小初始预应力; $T_{\text{opt}, (m+1)}^0$ 为最佳初始预应力; $T_{\max, (m+1)}^0$ 为最大初始预应力。曲线分为三段:

范围 1: 初始预应力 $T_{m+1}^0 \leq T_{\min, m+1}^0$, 在轴向荷载 P 的作用下, 拉索中的预应力先变为 0, 然后中心杆开始屈曲。该阶段临界荷载等同于中心杆欧拉临界力。

范围 2: 初始预应力 $T_{\min, m+1}^0 \leq T_{m+1}^0 \leq T_{\text{opt}, m+1}^0$, 在轴向荷载 P 的作用下, 拉索中的预应力变为 0 的同时中心杆开始屈曲, 拉索拉力为 0 时所对应的外荷载即为临界荷载, 所以此范围内临界荷载与初始预应力为线性增加的关系。

范围 3: 初始预应力 $T_{m+1}^0 \geq T_{\text{opt}, m+1}^0$, 在轴向荷载 P 的作用下, 中心杆屈曲瞬间拉索中的应力大于 0。在范围 3, 临界荷载与初始预应力呈线性减小的关系。

可见, 初始预应力取 $T_{\text{opt}, (m+1)}^0$ 时, 钢压杆获得最大的屈曲临界荷载, 它是范围 2 与范围 3 的分界点, 既属于范围 2 曲线, 也属于范围 3 曲线。

2.3 最佳初始预应力与最大屈曲临界荷载关系式

根据范围 2 推导 $T_{\text{opt}, (m+1)}^0$ 。范围 2 中, 预应力拉索一直有效(至屈曲瞬间, 其拉力值为 0), 故可取如图 3 所示脱离体。

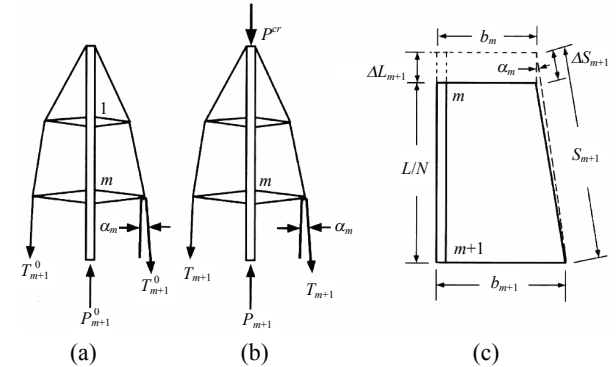


图 3 $m+1$ 节间脱离体及变形图

Fig.3 Mechanics and deformation pattern of $m+1$ section

如图 3(a)所示压杆引入预应力后, 在第 $m+1$ 节间处取自由体, 平衡方程为:

$$-P_{m+1}^0 + kT_{m+1}^0 \cos \alpha_m = 0 \quad (1)$$

承受轴向荷载 P^{cr} 后(图 3(b)), 可得平衡方程:

$$-P_{m+1} + kT_{m+1} \cos \alpha_m + P^{cr} = 0 \quad (2)$$

式中: T_{m+1}^0 、 T_{m+1} 为 $m+1$ 节间拉索初始预应力及

加载后拉索内力； P_{m+1}^0 、 P_{m+1} 为 $m+1$ 节间中心杆的加载前内力及加载后内力。

假设外载由零增至 P^{cr} 时，中心杆内力增量为 ΔP_{m+1} ，拉索内力增量为 ΔT_{m+1} 。根据几何变形关系(图 3(c))，得：

$$\Delta S_{m+1} = \Delta L_{m+1} \cos \alpha_m \quad (3)$$

$$S_{m+1} = \frac{L/N}{\cos \alpha_m} \quad (4)$$

正常受荷过程中，中心杆及拉索保持弹性变形，因此：

$$\Delta P_{m+1} = \frac{\Delta L_{m+1}}{L/N} E_1 A_1 \quad (5)$$

$$\Delta T_{m+1} = \frac{\Delta S_{m+1}}{S_{m+1}} E_2 A_2 \quad (6)$$

式中： A_1 为中心杆截面面积； A_2 为拉索截面面积； E_1 为中心杆弹性模量； E_2 为拉索弹性模量。

将式(3)、式(4)代入式(6)，得：

$$\Delta T_{m+1} = \frac{\Delta L_{m+1}}{L/N} E_2 A_2 \cos^2 \alpha_m \quad (7)$$

联立式(5)、式(7)，得：

$$\Delta T_{m+1} = \frac{\Delta P_{m+1}}{E_1 A_1} E_2 A_2 \cos^2 \alpha_m = \eta \Delta P_{m+1} \cos^2 \alpha_m \quad (8)$$

其中， $\eta = \frac{E_2 A_2}{E_1 A_1}$ ，即拉索与中心柱抗拉刚度的比值。

外载增量应该等于内力增量，即各拉索纵向分力增量与中心杆轴力增量之和应该等于外载增量(在外部压力荷载作用下，拉索分力增量为负值，其方向与中心杆内力增量同向)：

$$\Delta P_{m+1} + k \Delta T_{m+1} \cos \alpha_m = P^{cr} \quad (9)$$

将式(8)代入式(9)，可以求得内力增量：

$$\Delta P_{m+1} = \frac{P^{cr}}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (10)$$

$$\Delta T_{m+1} = \frac{P^{cr} \eta \cos^2 \alpha_m}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (11)$$

进一步求得杆件内力：

$$P_{m+1} = P_{m+1}^0 + \Delta P_{m+1} = k T_{m+1}^0 \cos \alpha_m + \frac{P^{cr}}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (12)$$

$$T_{m+1} = T_{m+1}^0 - \Delta T_{m+1} = T_{m+1}^0 - \frac{P^{cr} \eta \cos^2 \alpha_m}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (13)$$

$$0 \leq m \leq N-1。$$

令 $T_{m+1} = 0$ ，预应力钢压杆屈曲时，初始预拉力为：

$$T_{(m+1)}^0 = \frac{P^{cr} \eta \cos^2 \alpha_m}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (14)$$

因此，

$$T_{\text{opt},(m+1)}^0 = \frac{P_{\text{max}}^{cr} \eta \cos^2 \alpha_m}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (15)$$

3 最大屈曲临界荷载完备理论解

按照范围 3，采用能量法求解最大屈曲临界荷载，发生最大屈曲临界荷载瞬间，预应力拉索剩余接近于零的少量拉力。预应力钢压杆最可能按照两种基本模态失稳，即正对称屈曲和反对称屈曲。假设中心杆变形曲线为：

模态 1(正对称屈曲)：

$$y = \sum_{i=1}^n f_{(2i-1)} \sin \frac{(2i-1)\pi x}{L} \quad (16)$$

模态 2(反对称屈曲)：

$$y = \sum_{i=1}^n f_{2i} \sin \frac{2i\pi x}{L} \quad (17)$$

式中， n 为正弦曲线叠加的项数。

3.1 模态 1

3.1.1 撑杆平移

取中心杆挠曲平面为 x - y 坐标平面，与 x - y 平面呈夹角为 $j\theta$ 的任意节间拉索因撑杆平移而引起的变形如图 4 所示。

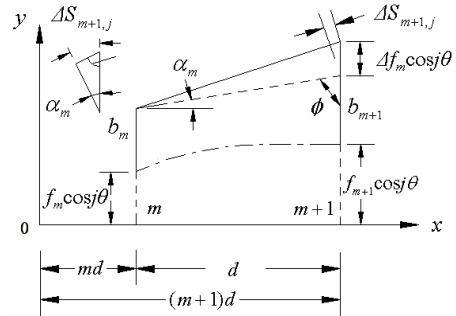


图 4 撑杆平移变形图

Fig.4 Translation pattern of crossarm

相邻撑杆侧向平移的差值：

$$\Delta f_{m,(2i-1)} = y_{m+1} - y_m = \sum_{i=1}^n B_{m,(2i-1)} f_{(2i-1)} \quad (18)$$

其中：

$$B_{m,(2i-1)} = \sin \frac{(2i-1)(m+1)\pi}{N} - \sin \frac{(2i-1)m\pi}{N}。$$

杆件屈曲按小挠度理论，认为撑杆侧向平移的差值与节间长度相比很小，因此拉索与撑杆间的夹角 ϕ_m 认为不变。从而得出平移后拉索变形增量为：

$$\Delta S_{m+1,j} = \Delta f_{m,(2i-1)} \cos \phi_m \cos(j\theta) = \sum_{i=1}^n B_{m,(2i-1)} f_{(2i-1)} \sin \alpha_m \cos(j\theta) \quad (19)$$

3.1.2 撑杆转动

因撑杆平面转动而引起 $m+1$ 节间拉索变形如图 5 所示。

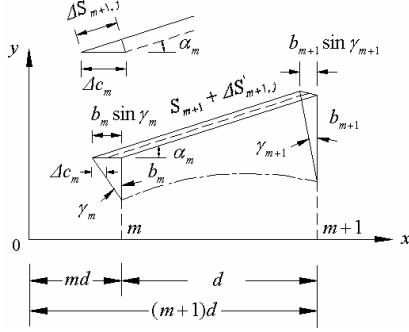


图 5 撑杆转动变形图

Fig.5 Rotation pattern of crossarm

按小挠度理论，存在：

$$\gamma_m \approx \sin \gamma_m \approx \tan \gamma_m \approx \left. \frac{dy}{dx} \right|_{x=mL/N} \quad (20)$$

$$\gamma_{m+1} \approx \sin \gamma_{m+1} \approx \tan \gamma_{m+1} \approx \left. \frac{dy}{dx} \right|_{x=(m+1)L/N} \quad (21)$$

将挠曲方程代入式(20)、式(21)，得：

$$\sin \gamma_m = \sum_{i=1}^n \frac{(2i-1)f_{(2i-1)}\pi}{L} \cos \frac{(2i-1)m\pi}{N} \quad (22)$$

$$\sin \gamma_{m+1} = \sum_{i=1}^n \frac{(2i-1)f_{(2i-1)}\pi}{L} \cos \frac{(2i-1)(m+1)\pi}{N} \quad (23)$$

撑杆转角近似取：

$$\gamma_{m+1} = \sum_{i=1}^n \frac{(2i-1)f_{(2i-1)}\pi}{L} \cos \frac{(2i-1)(m+1)\pi}{N} \quad (24)$$

所以撑杆变形引起的拉索变形增量为：

$$\Delta S'_{m+1,j} = (b_m \sin \gamma_m \cos \alpha_m - b_{m+1} \sin \gamma_{m+1} \cos \alpha_m) \cdot \cos(j\theta) = \sum_{i=1}^n C_{m,(2i-1)} \frac{(2i-1)f_{(2i-1)}\pi}{L} b_{\max} \cos \alpha_m \cos(j\theta) \quad (25)$$

$$\text{其中, } C_{m,(2i-1)} = \left[\frac{b_m}{b_{\max}} \cos \frac{(2i-1)m\pi}{N} - \frac{b_{m+1}}{b_{\max}} \cos \frac{(2i-1)(m+1)\pi}{N} \right]。$$

因此，与挠曲平面 $x-y$ 呈夹角 $j\theta$ 拉索的内力增量为：

$$\Delta T_{m+1,j} = \frac{\Delta S_{m+1,j} + \Delta S'_{m+1,j}}{S_{m+1,j}} \cdot E_2 A_2 =$$

$$\sum_{i=1}^n \frac{f_{(2i-1)} N E_2 A_2 \cos \alpha_m \cos(j\theta)}{L^2} \cdot [B_{m,(2i-1)} \sin \alpha_m L + (2i-1) C_{m,(2i-1)} \pi b_{\max} \cos \alpha_m] \quad (26)$$

3.1.3 临界状态下全部拉索的内能增量

施加预应力时，同一节间各拉索初始预拉力相同，因此可以认为在临界状态前的各向拉索内力也应相等。

中心杆屈曲瞬间，弯曲两侧的拉索都保持有少量的剩余内力，因此全部拉索参与工作，故其内能增量为：

$$\Delta U_2 = \sum_{m=0}^{N-1} \sum_{j=1}^k \frac{S_{m+1}}{2E_2 A_2} [(T_{m+1,j} + \Delta T_{m+1,j})^2 - T_{m+1,j}^2] = \sum_{m=0}^{N-1} \sum_{j=1}^k \frac{S_{m+1}}{2E_2 A_2} [2T_{m+1,j} \Delta T_{m+1,j} + \Delta T_{m+1,j}^2] \quad (27)$$

由于撑杆沿截面均匀对称分布，则

$\sum_{j=1}^k \cos(j\theta) = 0$ ，因此：

$$\sum_{j=1}^k \frac{S_{m+1}}{2E_2 A_2} 2T_{m+1,j} \Delta T_{m+1,j} = 0 \quad (28)$$

将式(26)及式(28)代入式(27)，得：

$$\Delta U_2 = \sum_{m=0}^{N-1} \sum_{j=1}^k \frac{S_{m+1}}{2E_2 A_2} \Delta T_{m+1,j}^2 = \frac{N E_2 I_2}{2L^3} \sum_{m=0}^{N-1} \left\{ \sum_{i=1}^n f_{(2i-1)} \left[B_{m,(2i-1)} \frac{L}{b_{\max}} \sin \alpha_m + (2i-1) C_{m,(2i-1)} \pi \cos \alpha_m \right]^2 \cos^2 \alpha_m \right\} \quad (29)$$

式中： $I_2 = \sum_{j=1}^k A_2 (b_{\max} \cos(j\theta))^2$ ，为全部拉索面积

对形心轴的最大惯性矩。

3.1.4 中心杆在临界状态下的内能增量

中心杆在最大屈曲临界荷载 $P_{1,\max}^{cr}$ 下按正弦曲线挠曲，不计轴力和剪力的影响，只计杆件弯曲产生的应变能 ΔU_1 ，其表达式可写为：

$$\Delta U_1 = \frac{E_1 I_1}{2} \int_0^L \left(\frac{d^2 y}{dx^2} \right)^2 dx = \sum_{i=1}^n \frac{(2i-1)^4 f_{(2i-1)}^2 \pi^4 E_1 I_1}{4L^3} \quad (30)$$

3.1.5 临界状态下外载做功

最大屈曲临界荷载 $P_{1,\max}^{cr}$ 下，拉索剩余接近于零的拉力，压杆体系两端的纵向接近值为：

$$\delta = \frac{1}{2} \int_0^L \left(\frac{dy}{dx} \right)^2 dx = \sum_{i=1}^n \frac{(2i-1)^2 f_{(2i-1)}^2 \pi^2}{4L} \quad (31)$$

所以最大屈曲临界荷载作功为:

$$W_1 = P_{1,\max}^{cr} \delta = P_{1,\max}^{cr} \sum_{i=1}^n \frac{(2i-1)^2 f_{(2i-1)}^2 \pi^2}{4L} \quad (32)$$

$$P_{1,\max}^{cr} = \frac{\sum_{i=1}^n (2i-1)^4 f_{(2i-1)}^2}{\sum_{i=1}^n (2i-1)^2 f_{(2i-1)}^2} \frac{\pi^2 E_1 I_1}{L^2} + \frac{\pi^2 E_2 I_2}{L^2} \cdot \frac{2N \sum_{m=0}^{N-1} \left\{ \sum_{i=1}^n f_{(2i-1)} \left[B_{m,(2i-1)} \frac{L}{b_{\max}} \sin \alpha_m + (2i-1) C_{m,(2i-1)} \pi \cos \alpha_m \right] \right\}^2 \cos^2 \alpha_m}{\sum_{i=1}^n (2i-1)^2 f_{(2i-1)}^2} \quad (33)$$

通过 $\frac{\partial P_{1,\max}^{cr}}{\partial f_{(2i-1)}} = 0$, 联立方程组, 即可解得

$$T_{1,\text{opt},(m+1)}^0 = \frac{P_{1,\max}^{cr} \eta \cos^2 \alpha_m}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (34)$$

$P_{1,\max}^{cr}$ 。

将式(33)代入式(15), 得模态 1 拉索初始预应力最佳值 $T_{1,\text{opt},(m+1)}^0$:

$$P_{2,\max}^{cr} = \frac{\sum_{i=1}^n (2i)^4 f_{2i}^2}{\sum_{i=1}^n (2i)^2 f_{2i}^2} \frac{\pi^2 E_1 I_1}{L^2} + \frac{\pi^2 E_2 I_2}{L^2} \cdot \frac{2N \sum_{m=0}^{N-1} \left\{ \sum_{i=1}^n f_{2i} \left[B_{m,2i} \frac{L}{b_{\max}} \sin \alpha_m + 2i C_{m,2i} \pi \cos \alpha_m \right] \right\}^2 \cos^2 \alpha_m}{\sum_{i=1}^n (2i)^2 f_{2i}^2} \quad (35)$$

其中:

$$B_{m,2i} = \sin \frac{2i(m+1)\pi}{N} - \sin \frac{2im\pi}{N};$$

$$C_{m,2i} = \left[\frac{b_m}{b_{\max}} \cos \frac{2im\pi}{N} - \frac{b_{m+1}}{b_{\max}} \cos \frac{2i(m+1)\pi}{N} \right].$$

通过 $\frac{\partial P_{2,\max}^{cr}}{\partial f_{2i}} = 0$, 联立方程组, 即可解得 $P_{2,\max}^{cr}$ 。

将式(35)代入式(15), 得模态 2 拉索初始预应力最佳值 $T_{2,\text{opt},(m+1)}^0$:

$$T_{2,\text{opt},(m+1)}^0 = \frac{P_{2,\max}^{cr} \eta \cos^2 \alpha_m}{1 + k \eta \cos^3 \alpha_m} \quad (36)$$

3.3 最佳初始预拉力

综合式(34)及式(36), 得:

$$T_{\text{opt},(m+1)}^0 = \min \{ T_{1,\text{opt},(m+1)}^0, T_{2,\text{opt},(m+1)}^0 \} \quad (37)$$

一般情况下, 拉索的初始预拉力可以由跨中节间的最大值决定。

4 数值试验

4.1 模型参数

采用四撑杆预应力钢压杆。中心杆截面外径: 38mm, 内径: 25mm; 撑杆截面外径: 20mm, 内

3.1.6 最大屈曲临界荷载

根据能量原理, 有: $W_1 = \Delta U_1 + \Delta U_2$, 将式(14)、式(15)及式(17)代入, 得:

3.2 模态 2

模态 2 与模态 1 推导过程类似, 最大屈曲临界荷载 $P_{2,\max}^{cr}$ 为:

径: 12mm; 构件弹性模量均为: 206kN/mm²; 不考虑构件材料屈服; 预应力钢压杆总长: 3000mm。

上述参数不变, 其余参数按照工程实际并适当拓宽取值, 详见图 6。

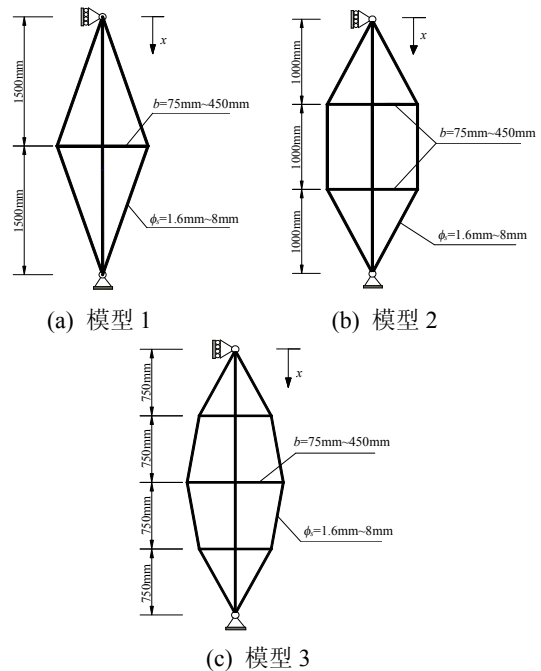


图 6 模型参数

Fig.6 Models' parameters

4.2 中心杆模拟曲线

理论计算首先要确定模拟中心杆变形的正弦曲线数量,数量越多也就越接近真实变形,但是曲线的增多会加大计算的难度。根据作者^[11]研究,正弦曲线数取节间数,可以获得较好的精确度。对节间数为 2、3、4 的预应力钢压杆模拟曲线分别采用二、三、四项正弦函数。

4.3 理论公式验证

将理论计算所得的最大屈曲临界荷载与 SAP2000 分析结果进行对比,对比结果见图 7~图 9。图中横坐标 ϕ_s 为拉索直径; b/L 为撑杆长度与中心杆长度比值。

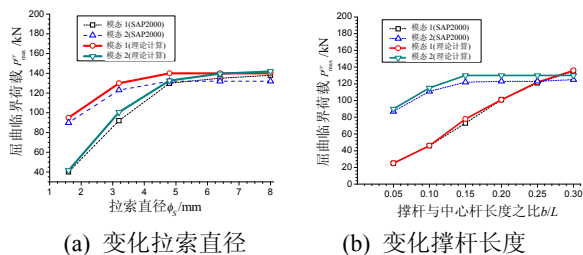


图 7 模型 1(N=2)

Fig.7 Model 1 (N=2)

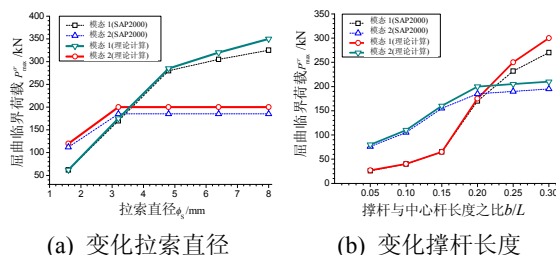


图 8 模型 2(N=3)

Fig.8 Model 2 (N=3)

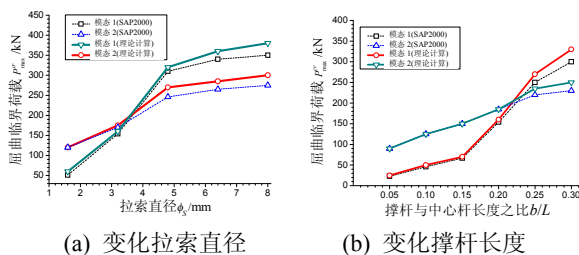


图 9 模型 3(N=4)

Fig.9 Model 3(N=4)

从图 7~图 9 可以看出,理论结果与 SAP2000 分析结果吻合良好,说明理论公式可靠;可以预见,当模拟曲线项数取更大值时,理论解更加逼近于数值解。随着拉索直径和撑杆长度的增加,模式 1 的最大屈曲临界荷载增幅大于模式 2,这是因为拉索直径和撑杆长度越大,发生模式 2 屈曲时撑杆处的转角就会越来越小,最终趋于 0,这样使得模式 2 的屈曲临界荷载不受拉索直径和撑杆长度的影响,

而趋向于一个稳定值。

5 结论

基于一般撑杆式预应力钢压杆力学模型,通过静力平衡方程,建立了最优初始预拉力与最大屈曲临界荷载关系式;基于预应力钢压杆完备屈曲形态函数,通过能量方程,建立了最大屈曲荷载求解式;最终建立最优初始预拉力完备理论公式。

进一步通过 3 个数值模型,变化拉索直径和撑杆长度,从数值试验上验证了上述理论公式的可靠性。

参考文献:

- [1] de Andrade SAL, Vellasco PCGdaS, da Silva JGS. Sistema construtivo e montagem estrutural do palco principal do Rock in Rio III [J]. Constr Mag, 2003, 7: 30—35. (in Portuguese)
- [2] de Andrade SAL, Vellasco PCGdaS, da Silva JGS. Concepção e projecto estrutural do palco principal do Rock in Rio III [J]. Constr Mag 2003, 6: 4—11. (in Portuguese)
- [3] Hafez H H, Temple M C, Ellis J S. Pretensioning of single-crossarm stayed columns [J]. Journal of the Structural Division ASCE, 1979, 105(2): 359—375.
- [4] Chan S L, Shu G, Lv Z. Stability analysis and parametric study of pre-stressed stayed columns [J]. Engineering Structures, 2002, 24: 115—124.
- [5] Daisuke Saito, Ahmer Wadee M. Post-buckling behaviour of prestressed steel stayed columns [J]. Engineering Structures, 2008, 30(5): 1224—1239.
- [6] Daisuke Saito, Ahmer Wadee M. Buckling behaviour of prestressed steel stayed columns with imperfections and stress limitation [J]. Engineering Structures, 2009, 31(2): 1—15.
- [7] Daisuke Saito, Ahmer Wadee M. Numerical studies of interactive buckling in prestressed steel stayed columns [J]. Engineering Structures, 2009, 31(3): 432—443.
- [8] de Araujo R R. Experimental and numerical assessment of stayed steel columns [J]. Journal of Constructional Steel Research, 2008, 64: 1020—1029.
- [9] 陆赐麟, 刘锡良, 尹思明. 现代预应力钢结构[M]. 北京: 人民交通出版社, 2006.
- [10] 唐柏鉴, 董军. 首部《预应力钢结构技术规程》的几点探讨[J]. 江苏科技大学学报(自然科学版), 2009, 23(3): 202—205.
- [11] Tang Baijian, Dong Jun. Discussion on first specification of prestressed steel structure [J]. Journal of Jiangsu University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2009, 23(3): 202—205. (in Chinese)
- [12] 朱晶晶. 预应力钢压杆初始预拉力取值研究[D]. 镇江: 江苏科技大学, 2010.
- [13] Zhu Jingjing. Research on initial prestress value of steel stayed columns [D]. Zhenjiang: Jiangsu University of Science and Technology, 2010. (in Chinese)