

文章编号: 1000-4750(2017)10-0076-11

# 拉弯荷载下钢管杆塔内外法兰设计计算方法

薛 滨<sup>1,2</sup>, 陈 勇<sup>3</sup>, 陈 聪<sup>3</sup>, 张文杰<sup>2</sup>, 郭 勇<sup>4</sup>, 王激扬<sup>3</sup>, 孙炳楠<sup>3</sup>

(1. 河海大学土木与交通学院, 南京 210098; 2. 国家电网浙江省电力公司湖州供电公司, 湖州 310007;

3. 浙江大学土木工程学系, 杭州 310058; 4. 浙江省电力设计院, 杭州 310012)

**摘 要:** 针对内外法兰在拉弯荷载下的力学行为及承载力计算方法进行研究。基于平截面假定推导了半解析计算方法, 并将该方法的计算结果与非线性有限元分析结果进行了比较验证。通过研究旋转轴、中性轴和承载力随轴向拉力变化, 揭示了其在拉弯荷载下的受力特征。最后对一系列内外法兰的承载力进行计算和分析, 总结了拉弯荷载下的设计计算方法。研究表明, 内外法兰的抗弯承载力随拉力的增加而减少。与有限元分析相比, 半解析计算方法具有足够的计算精度, 更高的计算效率。论文所提出的设计计算方法较传统刚性法兰承载力计算理论更为准确和可靠, 为内外法兰设计计算提供了依据。

**关键词:** 内外法兰; 半解析计算方法; 拉弯荷载; 承载力; 设计计算方法

中图分类号: TU392.3; TU318+1 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2016.05.0382

## CALCULATION METHOD FOR DESIGN OF INNER-AND-OUTER FLANGE JOINTS SUBJECTED TO TENSION AND BENDING LOADS IN TUBULAR TOWERS AND POLES

XUE Bin<sup>1,2</sup>, CHEN Yong<sup>3</sup>, CHEN Cong<sup>3</sup>, ZHANG Wen-jie<sup>2</sup>, GUO Yong<sup>4</sup>, WANG Ji-yang<sup>3</sup>, SUN Bing-nan<sup>3</sup>

(1. College of Civil and Transportation Engineering, Hohai University, Nanjing 210098, China;

2. Huzhou Power Supply Company of The State Grid, Huzhou 310007, China;

3. Department of Civil Engineering, Zhejiang University, Hangzhou 310058, China;

4. Zhejiang Electric Power Design Institute, Hangzhou 310012, China)

**Abstract:** The bearing capacity and mechanical behavior of inner-and-outer flanges subjected to tension and bending loads are studied. A semi-analytic computing method is derived based on plane-section assumption. The results achieved by this method are compared with those obtained using nonlinear finite element analysis (FEA). Mechanical characteristics of the inner-and-outer flange are revealed through investigation on the variation of rotation axis, neutral axis and bearing capacity with the axial tension force. Finally, the bearing capacities of a series of inner-and-outer flanges are computed and analyzed, and a calculation method is proposed for design of an inner-and-outer flange subjected to tension and bending loads. It is found that the flexural capacity of the inner-and-outer flange would decrease with an increasing tension force. Compared with FEA, the semi-analytic method has sufficient accuracy and higher computational efficiency. The proposed calculation method for design has higher reliability and accuracy, compared with the traditional method for computing the bearing capacity of

收稿日期: 2016-05-18; 修改日期: 2016-11-25

基金项目: 国家电网公司科技项目(5211UZ1400AW)

通讯作者: 陈 勇(1974—), 男, 浙江人, 副教授, 博士, 从事钢结构、风工程、振动控制、结构工程等研究(E-mail: cecheny@zju.edu.cn).

作者简介: 薛 滨(1978—), 男, 安徽人, 高工, 博士生, 从事输电线路的工程设计与研究(E-mail: 153735286@163.com);

陈 聪(1992—), 男, 浙江人, 硕士生, 主要从事钢管节点研究(E-mail: chenczj@zju.edu.cn);

张文杰(1969—), 男, 浙江人, 工程师, 本科, 从事输电线路的工程设计与研究(E-mail: 1584870734@qq.com);

郭 勇(1977—), 男, 山东人, 高工, 博士, 从事输电线路的工程设计与研究(E-mail: gy\_guoyong@126.com);

王激扬(1973—), 男, 浙江人, 副教授, 博士, 从事结构工程、地震工程、高性能材料等相关研究(E-mail: kyotowang@zju.edu.cn);

孙炳楠(1940—), 男, 浙江人, 教授, 学士, 从事结构工程、风工程、桥梁工程相关研究(E-mail: sbn@zju.edu.cn).

rigid outer flanges. It can provide the basis for the design and calculation of inner-and-outer flanges.

**Key words:** inner-and-outer flange; semi-analytic computing method; tension and bending loads; bearing capacity; calculation method for design

随着我国电力事业的发展,大跨越输电铁塔的应用越加广泛。大跨越输电铁塔往往为钢管结构,采用大量的法兰进行钢管连接<sup>[1-2]</sup>。邓洪洲等<sup>[3]</sup>于2009年针对大直径钢管提出了一种新型的内外刚性法兰结构(以下简称内外法兰),即在传统刚性外法兰的基础上增加刚性内法兰<sup>[3-5]</sup>。研究表明,内外法兰相较于传统法兰更为经济合理,在多个实际工程中得到了应用<sup>[3-5]</sup>。然而目前还没有规范涉及内外法兰的设计计算,高耸结构设计规范<sup>[5]</sup>及电力行业相关规范<sup>[7-9]</sup>只给出了仅有外法兰的设计方法,通信塔技术规程<sup>[10]</sup>也只给出了仅有内法兰及仅有外法兰的设计方法。因此,对内外法兰承载力进行研究,具有重要意义。

普通法兰的相关研究较为丰富<sup>[6-22]</sup>,而内外法兰的相关研究则较少,国外也未见报道。在内外法兰轴向承载力研究方面,邓洪洲等<sup>[3]</sup>于2009年进行了拉、压试验,研究其破坏模式及法兰受拉时的内、外法兰螺栓拉力之比。潘峰等<sup>[4]</sup>于2010年也对轴向拉力作用下的内外法兰受力特点进行了试验研究。在内外法兰的抗弯性能研究方面,黄誉等<sup>[23]</sup>于2011年对内外法兰在压弯荷载下的力学性能进行了试验和有限元分析研究,建议弯矩为主时的旋转轴取0.7倍钢管半径,并认为可不考虑剪力。2015年,陈哲等<sup>[24]</sup>将内外法兰应用于中空夹层钢管混凝土结构,并进行了试验研究,指出弹性阶段的旋转轴位置约为0.75倍的外钢管半径。2012年,秦力等<sup>[25]</sup>通过有限元计算,比较了内外法兰和内外锻造法兰,指出内外锻造法兰可以达到内外法兰的性能要求。以上研究均未涉及拉弯组合荷载下的内外法兰承载能力。

本文考虑拉弯荷载作用下的内外法兰,利用相关计算假定,推导了半解析计算方法,并与非线性有限元分析结果进行比较验证。分析了内外法兰在拉弯荷载下的受力特征,并研究其随轴向拉力变化的情况。通过对一系列具有不同径厚比钢管、不同螺孔位置、不同拉压承载力之比的法兰结构进行计算分析,总结得到了较为合理可靠的设计计算公式。

## 1 半解析计算方法

有限元分析可以较为准确地捕捉法兰结构的承载能力,但有限元建模时需大量采用接触单元,且内外法兰的螺栓数量及法兰盘数目又比普通法兰要多,所采用的接触单元也大大增加,模型的非线性特征大大增强。由于计算时需兼顾几何非线性和材料非线性,内外法兰在有限元计算分析时收敛速度较慢,耗费计算资源较多。因此,本文推导了半解析计算方法,该方法利用截面受力平衡原理,可以快速地计算中性轴、弯矩-曲率关系曲线并确定内外法兰的承载力。该方法主要采用的假定有:

- 1) 平截面假定;
- 2) 压区的钢管压应力和肋板压应力沿厚度方向不变;
- 3) 拉区仅考虑螺栓拉力。

### 1.1 符号定义

内外法兰的尺寸及部分参数的定义如图1所示。相关物理量的定义为: $t_s$ 为钢管的管壁厚度; $t_{IR}$ 、 $t_{OR}$ 为内、外肋板的厚度; $t_{FL}$ 为法兰板的厚度; $r_s$ 为钢管管壁中心线的半径; $r_{It}$ 、 $r_{Ot}$ 为内、外螺栓孔中心的圆周线半径; $r_{IR}$ 、 $r_{OR}$ 为内肋板内边缘半径、外肋板外边缘半径; $L_{IR}$ 、 $L_{OR}$ 为内、外肋板的宽度; $d_{It}$ 、 $d_{Ot}$ 为内、外法兰螺栓的直径; $Y_i$ 为第*i*个螺栓的中心到旋转轴的距离; $Y_1$ 为受力最大螺栓中心到旋转轴的距离; $\bar{Y}_i$ 为第*i*个螺栓的中心到中轴的距离; $\tilde{Y}$ 为旋转轴相对于中轴的位置,按图示箭头取正值; $y_0$ 为中性轴相对于中轴的位置,按图示箭头取正值; $y_y$ 为压区屈服线相对于中轴的位置,按图示箭头取正值; $\theta$ 为压区的压力积分方向,即压区各点在极坐标中的角度; $\theta_{IRi}$ 、 $\theta_{ORi}$ 为第*i*个内、外肋板的中心线与截面竖轴的夹角; $\theta_{Sy}$ 为钢管管壁中心线与压屈服线交点至圆心连线与竖轴的夹角,取值范围 $[0, \pi]$ ; $\theta_{S0}$ 为钢管管壁中心线与中性轴交点至圆心连线与竖轴的夹角,取值范围 $[0, \pi]$ ; $r_{IRyi}$ 为第*i*块内法兰肋板的中心线与压区屈服线交点至圆心的距离,取值范围 $[r_{IR}, r_s - t_s / 2]$ ; $r_{ORYi}$ 为第*i*块外法兰肋板的

中心线与压区屈服线交点至圆心的距离, 取值范围  $[r_S + t_S/2, r_{OR}]$ ;  $r_{IR0i}$  为第  $i$  块内法兰肋板的中心线与中性轴交点至圆心的距离, 取值范围  $[r_{IR}, r_S - t_S/2]$ ;  $r_{OR0i}$  为第  $i$  块外法兰肋板的中心线与中性轴交点至圆心的距离, 取值范围  $[r_S + t_S/2, r_{OR}]$ ;  $\varphi$  为法兰受弯时曲率;  $\varepsilon$  为法兰

截面上某高度处应变;  $\varepsilon_{sy}$  为压区屈服线对应的压应变;  $f_y$  为肋板、法兰板及钢管的屈服强度;  $f_{yt}$  为法兰螺栓的屈服强度;  $E_t$ 、 $E_S$  分别为法兰螺栓和其他组件的弹性模量; 中轴为法兰截面的水平对称轴; 压区屈服线为高于该压屈服线的钢管、肋板均出现压屈服; 中性轴为截面拉、压分界线。

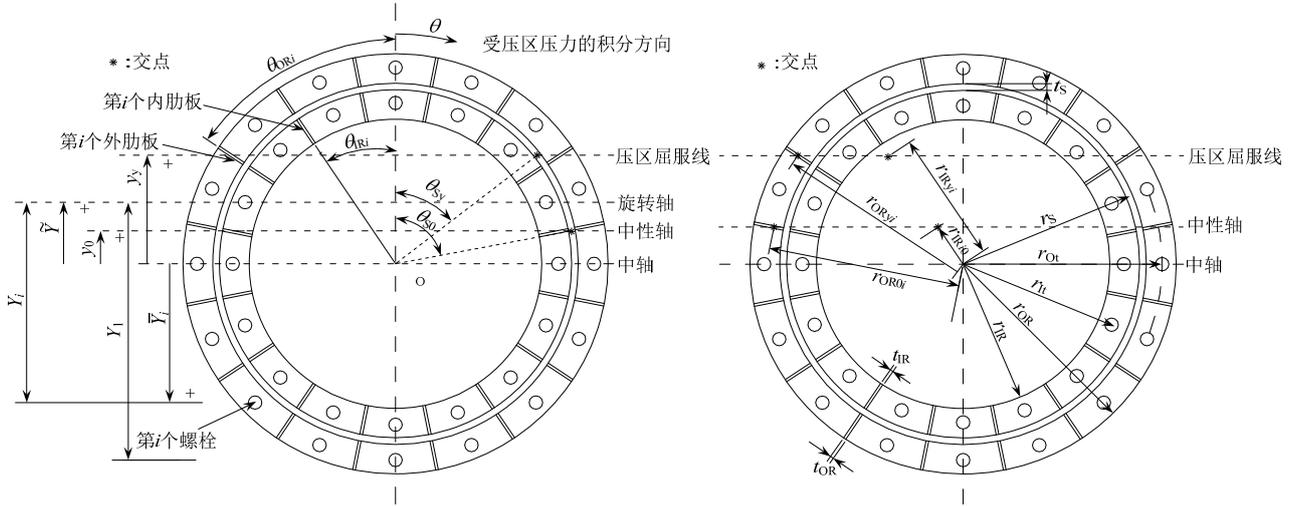


图 1 尺寸与变量

Fig.1 Dimensions and variables

## 1.2 中性轴位置

计算法兰承载力时需确定中性轴位置。中性轴以上区域(简称压区)的法兰各组件受压, 中性轴以下区域(简称拉区)的法兰各组件受拉。法兰的接触受力特征决定了法兰中性轴在大多数情况下并不与中轴重合。在法兰板发生接触之前, 法兰截面上的肋板和钢管并不受力。在法兰板发生接触后, 外法兰盘首先接触产生压力, 并传力给钢管和肋板。内外法兰在拉弯荷载作用下, 其中性轴随着弯矩增加而逐渐下移, 但始终在中轴上方。

法兰截面的受力平衡条件为:

$$N + F^- = F^+ \quad (1)$$

式中:  $F^-$  为压区法兰各组件的合压力值;  $F^+$  为拉区各螺栓的合拉力值;  $N$  为轴向拉力。

由图 1, 钢管压力可在极坐标下进行积分求得, 即:

$$F_S = 2 \int_{\theta_{S0}}^{\theta_{S0}} E_S \varphi (r_S \cos \theta - y_0) t_S r_S d\theta + 2 f_y r_S t_S \theta_{S0} = 2 E_S \varphi t_S r_S^2 \left[ \sin \theta_{S0} - \sin \theta_{S0} - \frac{y_0}{r_S} \theta_{S0} + \theta_{S0} \cos \theta_{S0} \right] \quad (2)$$

当压区屈服线超出钢管范围, 则全截面处于弹性阶段时,  $\theta_{S0}$  取零。

所有外法兰肋板受到的合压力  $F_{OR}$  为中性轴上方各个肋板压力  $F_{ORi}$  的和, 若将各外法兰肋板分为屈服与未屈服区域, 则:

$$F_{OR} = \sum F_{ORi} = \sum \left[ \int_{r_{OR0i}}^{r_{ORyi}} E_S \varphi (r \cos \theta_{ORi} - y_0) t_{OR} dr + \iint_{\Omega} f_y dA \right] = \varphi \sum E_S t_{OR} \left[ \frac{1}{2} \cos \theta_{ORi} (r_{ORyi}^2 - r_{OR0i}^2) - y_0 (r_{OR} - r_{OR0i}) + (r_{OR} - r_{ORyi}) y_y \right] \quad (3)$$

式(3)中下标 'OR' 标示外肋板;  $\Omega$  表示屈服区域。用下标 'IR' 标示内肋板, 同理可得所有内法兰肋板受到的合压力  $F_{IR}$  为:

$$F_{IR} = \varphi \sum E_S t_{IR} \left\{ \frac{1}{2} \cos \theta_{IRi} (r_{IRyi}^2 - r_{IR0i}^2) - y_0 (r_S - t_S/2 - r_{IR0i}) + (r_S - t_S/2 - r_{IRyi}) y_y \right\} \quad (4)$$

根据计算假定, 拉区的拉力仅由螺栓提供。设拉区有部分螺栓出现屈服, 则所有外法兰螺栓提供的合拉力为:

$$F_{Ot} = E_t \varphi \beta_0 r_S A_0 \sum_{i=1}^m \left( \frac{y_0}{r_S} - \frac{r_{Ot}}{r_S} \cos \theta_{Oi} \right) + m_2 f_{yt} A_0 \quad (5)$$

同理，所有内法兰螺栓提供的合力为：

$$F_{It} = E_t \varphi \beta_1 r_s A_1 \sum_{i=1}^{n_1} \left( \frac{y_0}{r_s} - \frac{r_{It}}{r_s} \cos \theta_{li} \right) + n_2 f_{yt} A_1 \quad (6)$$

式中下标 ‘O’ 和 ‘I’ 分别表示该螺栓属于外法兰和内法兰；A 表示的是螺栓的截面积，内、外螺栓的截面积各自相同；m 和 n 分别表示法兰拉区的外、内螺栓数目，而它们的下标 ‘1’ 和 ‘2’ 分别表示其处于弹性阶段和处于屈服阶段。为便于工程应用，螺栓材性可考虑采用一个等效的理想弹塑性模型。

为更具一般性，在式(5)和式(6)中引入了系数  $\beta$  来考虑弹性阶段由于法兰板变形引起的螺栓变形和法兰板变形不协调，即  $\varepsilon_t = \beta \varepsilon_{FL}$ ，其中  $\varepsilon_t$  为螺栓应变， $\varepsilon_{FL}$  为按平截面假定确定的螺栓位置的应变。考虑刚性法兰，规范计算公式表明该系数可取 1.0，分析表明这种取值并不影响法兰的极限承载力计算结果。当法兰板面外刚度趋于无穷时， $\beta$  的值趋于 1.0；当法兰板面外刚度相对于螺栓拉伸刚度较弱时， $\beta$  值较小。考察由相邻两个肋板所围的法兰板，其受螺栓拉力而发生面外变形时的面外刚度记为  $k_{FL}$ ，螺栓的拉伸刚度记为  $k_t$ ，则可由变形协调关系得到  $\beta \approx k_{FL} / (k_{FL} + k_t)$ ， $0 < \beta < 1$ 。当  $k_{FL} = k_t$  时， $\beta$  值为 0.5。

由式(2)~式(6)，式(1)可重写为：

$$N + F_S + F_{OR} + F_{IR} = F_{Ot} + F_{It} \quad (7)$$

鉴于无法得到一个显式中性轴位置计算公式，因此需利用迭代计算的方法来求解式(7)中各项包含的  $y_0$ 。

### 1.3 拉弯共同作用下的计算

拉、弯作用下，法兰截面总抵抗弯矩  $M_{FL}$  为：

$$M_{FL} = M^- + M^+ - N y_0 \quad (8)$$

式中： $M^-$  为压区法兰各组件压力对中性轴的矩；

$M^+$  为拉区法兰各组件拉力对中性轴的矩。

压区外钢管压力对中性轴的矩  $M_S$ ，包括其弹性部分和屈服部分压力对中性轴的矩，即：

$$\begin{aligned} M_S &= 2E_S \varphi r_s^3 t_s \int_{\theta_{Sy}}^{\theta_{S0}} \left( \cos \theta - \frac{y_0}{r_s} \right)^2 d\theta + \\ &2 \int_0^{\theta_{Sy}} f_y (r_s \cos \theta - y_0) dA = \\ &2E_S \varphi r_s^3 t_s \left\{ \frac{1}{2} (\theta_{S0} - \theta_{Sy}) + \frac{1}{2} [\sin(\theta_{S0}) \cos(\theta_{S0}) - \right. \\ &\left. \sin(\theta_{Sy}) \cos(\theta_{Sy})] - 2 \frac{y_0}{r_s} [\sin(\theta_{S0}) - \sin(\theta_{Sy})] + \right. \end{aligned}$$

$$\left. \left( \frac{y_0}{r_s} \right)^2 (\theta_{S0} - \theta_{Sy}) \right\} + 2E_S \varphi r_s^2 t_s (y_y - y_0) \cdot \left( \sin \theta_{Sy} - \theta_{Sy} \frac{y_0}{r_s} \right) \quad (9)$$

压区所有外法兰肋板压力对中性轴的矩  $M_{OR}$ ，同样包括其屈服部分和弹性部分压力对中性轴的矩，即：

$$\begin{aligned} M_{OR} &= \sum \int_{r_{OR0i}}^{r_{ORyi}} E_s \varphi t_{OR} (r \cos \theta_{ORi} - y_0)^2 dr + \\ &\sum \int_{r_{ORyi}}^{r_{OR}} f_y t_{OR} (r \cos \theta_{ORi} - y_0) dr = \\ &\varphi \sum E_s t_{OR} \left\{ r_{ORyi} \left[ y_0^2 - r_{ORyi} \left( \cos \theta_{ORi} y_0 - \right. \right. \right. \\ &\left. \left. \frac{1}{3} r_{ORyi} \cos^2 \theta_{ORi} \right) \right] - r_{OR0i} \cdot \\ &\left[ y_0^2 - r_{OR0i} \left( \cos \theta_{ORi} y_0 - \frac{1}{3} r_{OR0i} \cos^2 \theta_{ORi} \right) \right] + \\ &(y_y - y_0) \left[ \frac{1}{2} \cos \theta_{ORi} (r_{OR}^2 - r_{ORyi}^2) - \right. \\ &\left. y_0 (r_{OR} - r_{ORyi}) \right] \left. \right\} \quad (10) \end{aligned}$$

类似地，所有内法兰肋板压力对中性轴的矩为：

$$\begin{aligned} M_{IR} &= \varphi \sum E_s t_{IR} \cdot \\ &\left\{ r_{IRyi} \left[ y_0^2 - r_{IRyi} \left( \cos \theta_{IRi} y_0 - \frac{1}{3} r_{IRyi} \cos^2 \theta_{IRi} \right) \right] - \right. \\ &r_{IR0i} \left[ y_0^2 - r_{IR0i} \left( \cos \theta_{IRi} y_0 - \frac{1}{3} r_{IR0i} \cos^2 \theta_{IRi} \right) \right] + \\ &(y_y - y_0) \left\{ \frac{1}{2} \cos \theta_{IRi} [(r_s - t_s / 2)^2 - r_{IRyi}^2] - \right. \\ &\left. y_0 (r_s - t_s / 2 - r_{IRyi}) \right\} \left. \right\} \quad (11) \end{aligned}$$

根据计算假定， $M^+$  的值等于拉区所有螺栓的拉力对中性轴的矩。其中，外法兰螺栓的拉力对中性轴的矩  $M_{Ot}$  为：

$$\begin{aligned} M_{Ot} &= E_t \varphi A_o \beta_o \sum_{i=1}^{m_1} (y_0 - r_{Ot} \cos \theta_{Oi})^2 + \\ &f_{yt} A_o \sum_{j=1}^{m_2} (y_0 - r_{Ot} \cos \theta_{Oj}) \quad (12) \end{aligned}$$

内法兰螺栓的拉力对中性轴的矩  $M_{It}$  为：

$$M_{It} = E_t \varphi A_i \beta_i \sum_{i=1}^{n_1} (y_0 - r_{It} \cos \theta_{li})^2 +$$

$$f_{yt} A_t \sum_{j=1}^{n_2} (y_0 - r_{It} \cos \theta_{lj}) \quad (13)$$

由式(9)~式(13), 式(8)可重写为:

$$M_{FL} = M_S + M_{OR} + M_{IR} + M_{Ot} + M_{It} - N y_0 \quad (14)$$

由式(14)可得在不同拉力水平下的法兰弯矩和曲率的关系曲线。显然对于一个给定的极限曲率, 可由此得到法兰的极限弯矩。另外, 受力最大螺栓的应变  $\varepsilon_{tB}$  的值为:

$$\varepsilon_{tB} = \beta_O \varphi (r_{Ot} + y_0) \quad (15)$$

设  $\varepsilon_{tmax}$  为给定的螺栓极限应变值。当  $\varepsilon_{tB} = \varepsilon_{tmax}$  时的弯矩也可视为法兰的极限弯矩。确定极限弯矩的第 3 种方法是将最大的外法兰肋板压应变值  $\varepsilon_{ORB}$  达到给定应变限值  $\varepsilon_{ORmax}$  时的弯矩作为极限弯矩, 即:

$$\varepsilon_{ORB} = \varphi (r_{OR} - y_0) \leq \varepsilon_{ORmax} \quad (16)$$

## 2 有限元分析结果及比较

考虑如表 1 所示的法兰尺寸, 表中  $r_{Sw}$  为钢管的外径。内、外法兰螺栓数目均为 16, 弹性模量为  $2.06 \times 10^5$  MPa, 螺栓屈服强度  $f_{yt}$  取 640 MPa。法兰各组件屈服强度  $f_y$  取 345 MPa, 弹性模量为  $2.06 \times 10^5$  MPa。

表 1 法兰的主要尺寸

Table 1 Dimensions of the flange

编号	$r_{Sw}/mm$	$t_s/mm$	$t_{OR}/mm$	$t_{IR}/mm$	$L_{OR}/mm$
FL1	306	12	16	16	94
编号	$L_{IR}/mm$	$r_{ot}/mm$	$r_{It}/mm$	$d_{It}=d_{Ot}/mm$	$t_{FL}/mm$
FL1	94	350	250	18	20

采用 ANSYS 有限元分析软件。利用 SOLID185 单元来模拟钢管、法兰板、螺栓以及肋板。采用 3D 接触单元 CONTA174 和 TARGE170 来模拟螺栓与法兰的接触以及两侧法兰板之间的接触。接触面不发生滑移, 为理想粗糙接触模式。螺栓预紧力采用预紧单元 PRETS179 来模拟, 预紧应力为螺栓屈服强度的 10%。内外法兰各组件的本构关系均为理想弹塑性模型, 泊松比均取 0.31, 采用双线性随动强化 von Mises 屈服准则。内外法兰的有限元模型见图 2。

将两端部截面的各节点采用刚性杆连接于相应的截面中心点, 形成辐射状结构, 如图 2(d)所示。约束左端辐射状结构中心节点的除钢管轴向外的其他平动方向位移, 约束右端辐射状结构中心节点

所有平动方向位移, 试件整体的约束形式为简支, 如图 2(d)所示。内外法兰的轴向拉力通过左端辐射状结构中心节点处施加向左的轴向力实现。内外法兰的弯曲荷载通过在离法兰两侧约 1 倍钢管直径的位置分别施加两个相同大小的竖向荷载来实现。

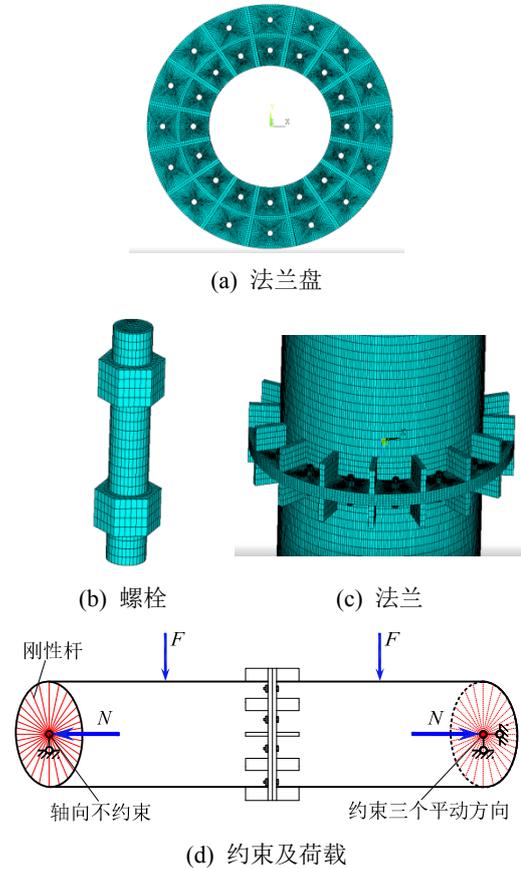


图 2 有限元模型、约束及荷载  
Fig.2 FEA model, constraints, and loads.

由于有限元计算难以准确获得法兰截面处的曲率, 可采用名义转角来描述内外法兰的弯曲变形。如图 3 所示的两种变形情况, 定义名义转角  $\alpha$  为:

$$\alpha = 0.5(\delta_B - \delta_T) / r_{OR} \quad (17)$$

式中  $\delta_B$  为内外法兰底部的张开量, 而  $\delta_T$  为内外法兰顶部的张开量。当法兰板发生接触时, 顶部张开量  $\delta_T$  取零。

需指出名义转角和法兰实际转角是不同的。在小变形假设下, 实际转角应是内外法兰底部张开量与中性轴相对于内外法兰底部的高度的比值。名义转角和曲率之间的换算关系为:

$$\alpha = [(y_0 + r_{OR}) - (y_0 - r_{OR})H(y_0 - r_{OR})] \varphi_{FL} / r_{OR} \quad (18)$$

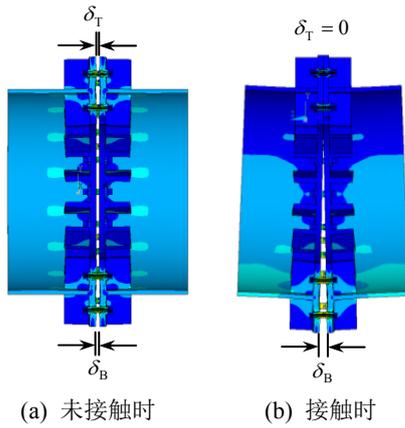
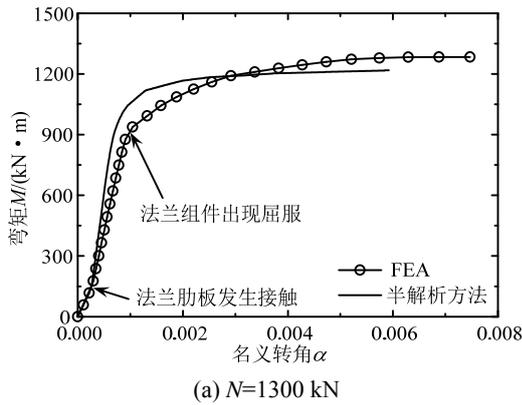


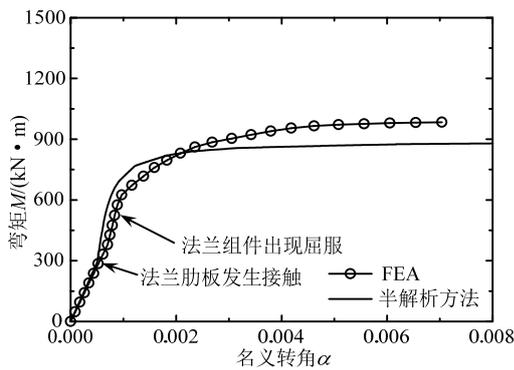
图 3 名义转角

Fig.3 Nominal rotation angle

式中  $H(\cdot)$  为 Heaviside 函数。将半解析方法计算结果和有限元结果进行比较, 并绘于图 4 中。根据  $\beta$  定义, 不同的  $\beta$  取值对屈服承载力计算结果有一定影响, 而对极限承载力计算结果的影响可忽略。根据表 1 所列的法兰结构尺寸,  $\beta$  可近似地取 0.3, 此时的半解析计算和有限元分析结果较为接近, 如图 4 所示。



(a)  $N=1300$  kN



(b)  $N=2500$  kN

图 4 有限元和半解析计算得到的荷载-变位曲线

Fig.4 Loading-deflection curves obtained by FEA and semi-analytic method, respectively

由图 4 可发现, 内外法兰在拉弯组合荷载作用下, 当拉力较小时, 其受力过程为: 1) 闭合阶段,

即两侧法兰板从脱离到发生接触前, 此时内外法兰仅有螺栓参与受力; 2) 弹性阶段, 法兰板虽然已发生接触, 但法兰整体尚处于弹性阶段, 此时荷载-位移曲线近似为直线, 由于此时钢管和法兰肋板也参与工作, 法兰结构的整体刚度较闭合阶段更刚; 3) 弹塑性阶段, 此时部分法兰组件发生屈服, 截面内力随变形发生非线性的缓慢增长, 内外法兰的整体刚度显著降低。

在闭合阶段, 可以发现有限元分析结果和半解析方法计算结果完全一致。这是由于法兰板接触前的内外法兰抗弯能力主要由螺栓提供, 结构整体处于弹性阶段, 这些特征在半解析方法中得到了准确体现。而在弹性阶段, 考察螺栓屈服时荷载, 半解析方法和有限元两个方法所获得的结果相差并不大。在弹塑性阶段, 以  $N=1300$  kN 为例, 当名义转角为 0.005 时, 有限元分析获得的法兰弯矩为 1267 kN, 而半解析方法的结果则为 1211 kN, 两者误差小于 5%, 并且半解析方法获得的结果相对保守。以上分析表明, 采用半解析方法也能较好地捕捉到法兰受拉弯共同作用时的力学特征。

有限元分析结果中的螺栓截面内的应力分布并不均匀, 为便于比较对其进行了平均。当受力最大螺栓的平均应力达到屈服强度时的弯矩作为该工况下的屈服弯矩, 将受力最大螺栓的平均应变(含塑性应变)达到 0.1 时的弯矩作为极限弯矩。有限元分析和半解析计算分析结果的比较见表 2 及图 5。可以发现两种方法获得的极限弯矩较为接近, 有限元获得的屈服弯矩较半解析计算结果略大。

表 2 有限元和半解析计算结果的比较

Table 2 Comparison of FEA and Semi-analytical results

轴向拉力/kN	半解析计算结果/(kN·m)		FEA 结果/(kN·m)	
	屈服弯矩	极限弯矩	屈服弯矩	极限弯矩
0	1084	1507	1160	1473
1300	725	1167	861	1217
2500	382	882	576	926
3800	187	488	303	579
5000	28	79	40	160

### 3 轴向拉力的影响

图 6 给出了在不同的轴向拉力水平下的中性轴位置随曲率变化的情况。由图可见, 中性轴高度随着曲率/弯矩的增加而不断减小, 即越来越接近法兰的中轴, 并收敛于一个常数值。从图 6 还可看出, 曲率相同时, 轴向拉力越大则中性轴位置越偏离中轴。

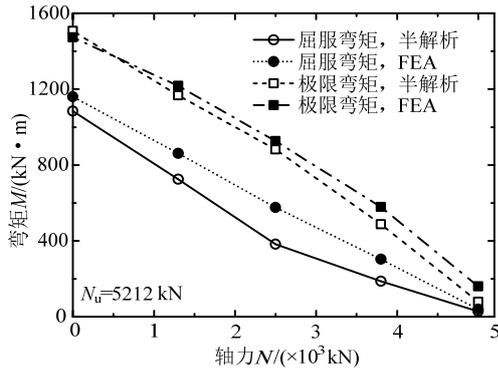


图5 半解析计算方法和有限元分析结果的比较  
Fig.5 Comparison of results obtained by FEA and semi-analytic method

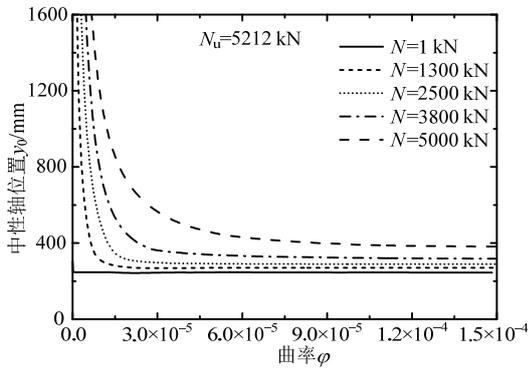


图6 中性轴位置随曲率变化  
Fig.6 Position of neutral axis varying with curvature

我国几个规范<sup>[5-8]</sup>所给出的传统法兰计算方法基本一致。以《架空输电线路钢管塔设计技术规定》(DL/T 5254-2010, 以下简称规范)<sup>[8]</sup>为例, 其规定了法兰压弯或拉弯时受力最大螺栓的拉力应按下式进行计算, 即:

$$N_{t\max} = \frac{MY_1}{\sum Y_i^2} \pm \frac{N}{Z} \leq N_t^b \quad (19)$$

式中:  $N_{t\max}$  为受力最大螺栓的拉力;  $Z$  为所有螺栓数目;  $N_t^b$  为螺栓承载力设计值。  $M$  为法兰的弯曲荷载; 旋转轴位置  $\tilde{Y}$  根据  $M/N$  的比值确定, 当该比值大于  $0.8r_{Sw}$  时, 则  $\tilde{Y} = 0.8r_{Sw}$ , 若该比值小于  $0.8r_{Sw}$  时, 则  $\tilde{Y} = 0$ 。需指出的是, 某些规范中的旋转轴位置与该规定不同, 例如《高耸结构设计规范》<sup>[6]</sup>规定拉弯时先按照  $\tilde{Y} = 0$  计算, 一旦按式(19)计算后出现受压螺栓时, 则旋转轴取  $\tilde{Y} = 1.0r_{Sw}$ 。式(19)同时表明, 弯矩承载力和轴向承载力呈不连续的分段线性关系。

定义名义弯曲中性轴  $y'_0$  为:

$$y'_0 = y_0 - \varepsilon_{Pt} / \varphi \quad (20)$$

式中  $\varepsilon_{Pt}$  为拉力产生的螺栓应变, 当螺栓数目为  $Z$ ,

且截面积相同均为  $A_t$  时,  $\varepsilon_{Pt} = N / (ZA_t E_t)$ 。显然当法兰的轴力为零时, 名义弯曲中性轴即为法兰纯弯时的中性轴。将式(20)获得的结果绘制于图7中。由图可发现, 扣除螺栓拉力影响后的中性轴变化规律在不同的张力水平下的曲线并不重合, 该变化规律曲线与法兰受纯弯时的中性轴变化规律曲线也不一致, 表明法兰受拉、弯共同作用时的螺栓拉力无法通过简单叠加受拉和受弯时的拉力获得。这是由于法兰受拉、弯共同作用时, 两个法兰面在拉区会发生分离, 而压区则发生接触。这样拉区承受拉力的为螺栓, 压区的承受压力的包括法兰面、肋板及钢管, 受力的不对称性使得名义弯曲中性轴偏离中轴。上述分析还表明, 当法兰面发生接触之前, 名义弯曲中性轴应与中轴重合, 这个结论在图7中得到了反映。

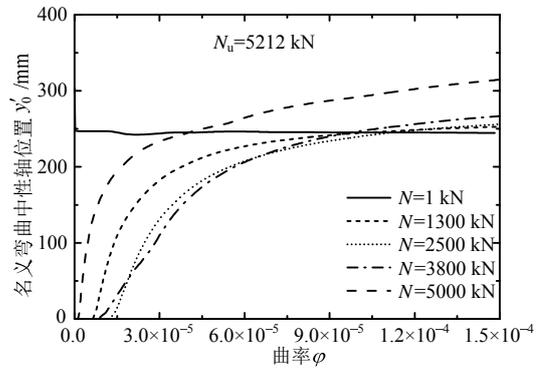


图7 名义弯曲中性轴位置随曲率变化  
Fig.7 Position of nominal neutral axis of bending varying with curvature

陈哲等<sup>[19]</sup>给出了内外法兰纯弯时的旋转轴计算方法, 可对其做进一步改进, 从而求得法兰在给定轴向拉力和弯矩时的旋转轴。只需定义:

$$N_{t\max}^b = N_{t\max} - \frac{N}{Z} \quad (21)$$

则由式(19)有:

$$N_{t\max}^b = \frac{MY_1}{\sum Y_i^2} \quad (22)$$

因此

$$n'\tilde{Y}^2 + \left(2\sum \bar{Y}_i - \frac{M}{N_{t\max}^b}\right)\tilde{Y} + \sum \bar{Y}_i^2 - \frac{M}{N_{t\max}^b}\bar{Y}_1 = 0 \quad (23)$$

则

$$\tilde{Y}_{1,2} = \frac{1}{2n'} \cdot \left\{ \frac{M}{N_{t\max}^b} - 2\sum \bar{Y}_i \pm \right.$$

$$\sqrt{\left[ \frac{M}{N_{tmax}^b} - 2 \sum \bar{Y}_i \right]^2 - 4n' \left[ \sum \bar{Y}_i^2 - \frac{M}{N_{tmax}^b} \bar{Y}_1 \right]} \quad (24)$$

式中  $n'$  为根据旋转轴位置所需计入的受拉螺栓数目。对于受拉、弯作用下的法兰，需满足  $\tilde{Y} > 0$ 。由于求和计算时仅考虑旋转轴下方(拉区)的螺栓，而旋转轴位置又是待求的，因此在应用式(24)计算时，应该反复迭代计算以获得正确的  $\tilde{Y}$ 。

根据式(24)可获得法兰旋转轴随弯矩变化的曲线，如图 8 所示。由图可见，旋转轴位置在小弯矩下保持不变，此时螺栓未屈服，随着弯矩的增加，一旦螺栓发生屈服则旋转轴会快速偏离中轴。但需指出的是，当轴向拉力足够小时，在螺栓屈服前法兰板就会发生接触，法兰板一旦接触则旋转轴位置就不会保持不变，而会随弯矩增加而缓慢偏离中轴，直至螺栓达到屈服。螺栓屈服后的旋转轴持续偏离中轴的原因为：受力最大螺栓发生屈服后，其拉力保持不变，其他螺栓则随着弯矩的增加而相继进入屈服阶段，在受力最大螺栓达到极限应变前，法兰可继续承受弯曲荷载。

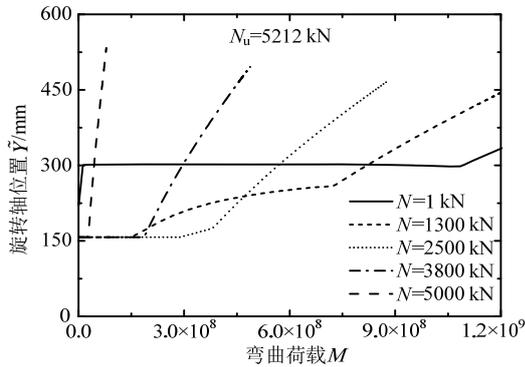


图 8 旋转轴随弯曲荷载变化

Fig.8 Position of rotation axis varying with bending

图 9 给出了基于半解析计算方法和规范方法获得的归一化后的抗弯和抗拉承载力关系曲线，以及有限元计算结果。图中  $M_{uu}^B$  为法兰纯弯时的极限承载力， $N_u^T$  为法兰纯拉时的极限承载力。图中的极限弯矩对应于受力最大螺栓的应变达到 0.1，屈服弯矩则对应于该螺栓应变达到屈服值。由图 9 可见，法兰的极限弯矩随着轴向拉力的增加近似呈线性降低，但其值仍大大超过规范结果。根据图 10 所给出的旋转轴位置，可发现极限状态下的旋转轴位置大大高于规范规定值。在极限状态时，部分螺栓已进入屈服阶段，一旦结构承受反向荷载，已屈服的受拉螺栓就会出现卸载，螺栓出现残余变形，易

发生松动。而螺栓发生松动是工程设计中需避免的，因此这里不建议对法兰节点采用极限弯矩进行设计。

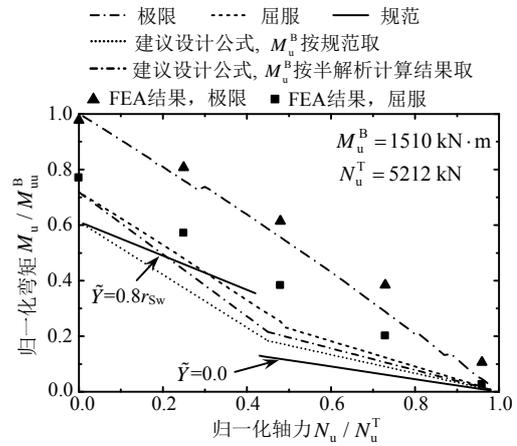


图 9 抗弯承载力随轴力变化

Fig.9 Flexural capacity varies with tension force

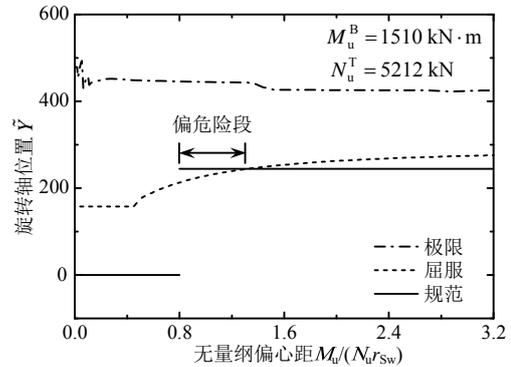


图 10 旋转轴位置随无量纲偏心距变化

Fig.10 Position of rotation axis varies with non-dimensional eccentricity

由图 9 还可看出，内外法兰的屈服弯矩也随着轴向拉力的增加而下降，两者的关系曲线近似为连续的分段直线。轴力较小时，规范结果偏于安全，但当随拉力增加而减小的偏心距接近  $0.8r_{sw}$  时，规范结果会偏于危险。从图 10 也可发现，当无量纲偏心距略大于 0.8 时，规范所确定的旋转轴位置高于实际旋转轴位置。

## 4 设计计算公式

以表 1 的内外法兰尺寸为基础，改变螺栓直径、螺栓数量、法兰板宽度、螺孔离钢管壁距离、钢管及肋板厚度，从而获得了一系列的内外法兰试件。在改变某参数时，其他参数仍按表 1 取值。参数变化方式有：1) 内、外法兰螺栓直径相等，螺栓直径的变化范围为 12 mm~34 mm；2) 内、外法兰螺栓数量相等，螺栓总数的变化范围为 12 个~48 个；3)

法兰板宽度和螺孔中心离管壁距离同步变化, 内、外法兰板宽度的变化范围为 34 mm~164 mm, 内、外法兰螺孔中心离管壁距离的变化范围为 14 mm~124 mm; 4) 钢管厚度和法兰肋板厚度同步变化, 钢管厚度的变化范围为 4 mm~48 mm, 内、外法兰肋板厚度的变化范围为 6 mm~64 mm。这里没有考虑钢管直径的变化, 钢管直径的影响可通过改变其与其他参数之间的相对比值体现。

对这一系列内外法兰试件进行计算, 取其屈服弯矩, 则可绘制归一化的抗弯承载力和轴力之间的关系曲线, 如图 11 所示。图中的  $S_{It}$  和  $S_{Ot}$  分别为内、外法兰螺孔中心到钢管壁的距离,  $M_u^B$  为法兰

纯弯时的屈服弯矩。记内外法兰的抗拉承载力和抗压承载力分别为  $N_u$  和  $P_u$ , 则拉压强度比  $\mu$  定义为:

$$\mu = \frac{N_u}{P_u} = \frac{f_{yt}}{f_y} \left( \frac{\sum A_{O} + \sum A_{I}}{\sum L_{OR}t_{OR} + \sum L_{IR}t_{IR} + A_S} \right) \quad (25)$$

式中,  $A_S$  为钢管截面积。拉压强度比  $\mu$  表征了螺栓和法兰其他组件之间的强弱情况, 显然内外法兰极限状态下的中性轴位置与其有关。图 11 中的各条曲线基本涵盖了钢管径厚比  $D/t_s$  在 153~12.75, 内外法兰螺孔所在的圆半径之比  $r_{It}/r_{Ot}$  在 0.4~0.88, 以及拉压强度比  $\mu$  在 0.054~0.762 的内外法兰。

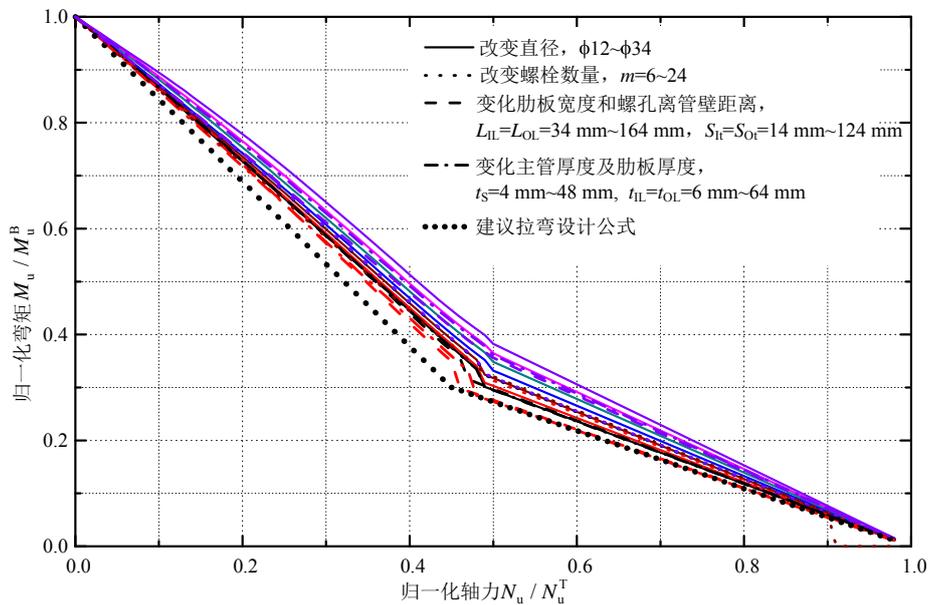


图 11 归一化的抗弯承载能力和轴力的关系

Fig.11 Relationship between normalized flexural capacity and tension force

由图 11, 若内外法兰受到弯矩为  $M$  和轴向拉力为  $N$  的荷载作用, 则在进行设计计算时应满足:

$$\frac{M}{M_u^B} + 1.556 \frac{N}{N_u^T} \leq 1, \quad \frac{N}{N_u^T} < 0.45 \text{ 或 } \frac{M}{M_u^B} > 0.3 \quad (26a)$$

$$1.833 \frac{M}{M_u^B} + \frac{N}{N_u^T} \leq 1, \quad \frac{N}{N_u^T} > 0.45 \text{ 或 } \frac{M}{M_u^B} < 0.3 \quad (26b)$$

式中的  $M_u^B$ 、 $N_u^T$  在没有明确试验数据时, 可按规范取:

$$M_u^B = \frac{N_t^b \sum Y_i^2}{Y_1} \quad (27a)$$

$$N_u^T = ZN_t^b \quad (27b)$$

式(27a)中的旋转轴可根据规范, 取内外法兰仅受弯时的值, 即  $\tilde{Y} = 0.8r_{sw}$ 。式(26)所得到的结果也绘于图 11, 可见建议公式结果为下包络线, 偏于保守。在图 9 中, 式(26)和有限元分析结果、规范结果进行了比较, 可以发现建议公式结果较规范结果更为准确, 与有限元分析结果相比偏于保守。

将式(27)代入式(26), 可获得受力最大螺栓的拉力, 即:

$$N_{t\max} = \frac{MY_1}{\sum Y_i^2} + 1.556 \frac{N}{Z} \leq N_t^b, \quad \frac{N}{N_u^T} < 0.45 \text{ 或 } \frac{M}{M_u^B} > 0.3 \quad (28a)$$

$$N_{t\max} = 1.833 \frac{MY_1}{\sum Y_i^2} + \frac{N}{Z} \leq N_t^b,$$

$$\frac{N}{N_u^T} > 0.45 \text{ 或 } \frac{M}{M_u^B} < 0.3 \quad (28b)$$

需说明的是, 当有明确的法兰纯弯试验研究结果时, 旋转轴还可按照试验数据确定。

## 5 结论

基于内外法兰受力特征, 推导了半解析计算方法, 在与有限元结果进行比较并验证有效性的基础上, 应用该方法对一系列法兰试件进行了计算, 总结了拉弯组合荷载下的设计计算公式。主要结论有:

(1) 半解析计算方法可以快速准确获得荷载-变位曲线。计算结果与非线性有限元计算结果十分接近, 表明该方法具有准确性和快速计算能力。

(2) 简单套用规范计算方法计算内外法兰在拉弯荷载下的承载力, 在某些工况下会偏于危险。

(3) 通过对一系列具有不同径厚比钢管、不同螺孔中心离钢管壁距离、不同拉压承载力之比的内外法兰进行了计算分析, 并提出了最大螺栓拉力设计计算方法。该方法兼顾了经济性和安全性。

### 参考文献:

- [1] 付豪, 周雪宁, 海晓涛, 周洪. 输电线路钢管塔法兰节点承载性能研究[J]. 陕西电力, 2011, 2011(5): 24-28.  
Fu Hao, Zhou Xuening, Hai Xiaotao, Zhou Hong. Study on flange joint bearing performance for transmission steel tower [J]. Shanxi Electric Power, 2011, 2011(5): 24-28. (in Chinese)
- [2] Pietraszkiewicz W, Konopinska V. Junctions in shell structures: A review [J]. Thin-Walled Structures, 2015, 95: 310-334.
- [3] 邓洪洲, 黄誉, 金晓华. 钢管塔新型内外法兰节点试验研究与有限元分析[J]. 建筑结构学报, 2009, 30(5): 140-148.  
Deng Hongzhou, Huang Yu, Jin Xiaohua. Experimental research and finite element analysis on a new-type flange joint used in steel tube towers [J]. Journal of Building Structures, 2009, 30(5): 140-148. (in Chinese)
- [4] 潘峰, 叶尹, 胡文侃. 输电线路大跨越钢管塔法兰盘连接试验及研究[J]. 钢结构, 2010, 25(5): 17-22.  
Pan Feng, Ye Yin, Hu Wenkan. Test and nonlinear analysis of flange connection joint for long-span transmission steel tower [J]. Steel Construction, 2010, 25(5): 17-22. (in Chinese)
- [5] 戴刚平, 王淑红, 包镇回, 张国勋. 输电塔大直径钢管与内外圈螺孔法兰焊接变形控制技术[J]. 电力建设, 2011, 32(11): 99-102.  
Dai Gangping, Wang Shuhong, Bao Zhenhui, Zhang Guoxun. Welding deformation control between large diameter steel pipe and flange with bolt holes on inner and outer circle in transmission tower [J]. Electric Power Construction, 2011, 32(11): 99-102. (in Chinese)
- [6] GB 50135-2006, 高耸结构设计规范[S]. 北京: 中国计划出版社, 2007.  
GB 50135-2006, Code for design of high-rising structures [S]. Beijing: China Planning Press, 2007. (in Chinese)
- [7] Q/GDW 391-2009, 输电线路钢管塔构造设计规定[S]. 北京: 中国电力出版社, 2009.  
Q/GDW 391-2009, Technical regulation for conformation design of steel tubular towers of transmission lines [S]. Beijing: China Electric Power Press, 2009. (in Chinese)
- [8] DL/T 5254-2010, 架空输电线路钢管塔设计技术规定[S]. 北京: 中国电力出版社出版, 2011.  
DL/T 5254-2010, Technical regulation of design for steel tubular tower structures of overhead transmission line [S]. Beijing: China Electric Power Press, 2011. (in Chinese)
- [9] DL/T 5130-2001, 架空送电线路钢管杆设计技术规定[S]. 北京: 中国电力出版社出版, 2001.  
DL/T 5130-2001, Technical regulation for design of steel transmission pole [S]. Beijing: China Electric Power Press, 2001. (in Chinese)
- [10] CECS236: 2008, 钢结构单管通信塔技术规程[S]. 北京: 中国计划出版社, 2008.  
CECS236: 2008, Technical specification for steel communication monopole [S]. Beijing: China Planning Press, 2008. (in Chinese)
- [11] 王宇强, 张大长, 李步辉, 孙铭泽. 圆管刚性法兰加劲肋角焊缝受力特性及强度计算理论[J]. 工程力学, 2015, 32(7): 143-148.  
Wang Yuqiang, Zhang Dachang, Li Buhui, Sun Mingze. Mechanical behavior and strength calculation theory of stiffener fillet weld in circle rigid flange [J]. Engineering Mechanics, 2015, 32(7): 143-148. (in Chinese)
- [12] 汪楚清, 郭咏华, 孙清, 张斌. Q690 钢管塔柔性法兰极限承载力试验研究及有限元分析[J]. 工程力学, 2013, 30(3): 206-213, 238.  
Wang Chuqing, Guo Yonghua, Sun Qing, Zhang Bin. Experimental and numerical analyses on the ultimate bearing capacity of Q690 flange joint used in steel tube towers [J]. Engineering Mechanics, 2013, 30(3): 206-213, 238. (in Chinese)
- [13] 宗亮, 王元清, 石永久. 钢管结构法兰连接节点现有设计方法比较分析[J]. 四川建筑科学研究, 2012, 38(2): 18-22.  
Zong Liang, Wang Yuanqing, Shi Yongjiu. Comparative study on existing design methods for flange-plate connections of steel tubular structures [J]. Sichuan Building Science, 2012, 38(2): 18-22. (in Chinese)

- [14] Blachowski B, Gutkowski W. Effect of damaged circular flange-bolted connections on behaviour of tall towers, modelled by multilevel substructuring [J]. *Engineering Structures*, 2016, 111: 93–103.
- [15] Hoang V L, Jaspert J P, Demonceau J F. Behaviour of bolted flange joints in tubular structures under monotonic, repeated and fatigue loadings I: Experimental tests [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2013, 85: 1–11.
- [16] Cao J J, Bell A J. Determination of bolt forces in a circular flange joint under tension force [J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1996, 68(1): 63–71.
- [17] Agerskov H, Bjornbak-Hansen J. Bolted connections in round bar steel structures [J]. *Journal of Structural Engineering*, ASCE, 1985, 111(4): 840–856.
- [18] 罗烈, 陈加伟. 单管塔法兰节点螺栓拉力的计算[J]. *特种结构*, 2008, 25(3): 61–64.  
Luo Lie, Chen Jiawei. Calculation of tension force of flange bolts in monopole towers [J]. *Special Structures*, 2008, 25(3): 61–64. (in Chinese)
- [19] 高湛, 彭少民, 刘宗辉, 胡小龙, 程超. 变电构架中刚性法兰的有限元分析[J]. *工业建筑*, 2005, 35(增刊): 294–297.  
Gao Zhan, Peng Shaomin, Liu Zonghui, Hu Xiaolong, Cheng Chao. An finite element analysis of flange joint with stiffening rib in power-transformed frames [J]. *Industrial Construction*, 2005, 35(Suppl): 294–297. (in Chinese)
- [20] 王岩, 彭奕亮, 魏霞冰, 杨俊芬. 螺栓预紧力对法兰节点刚度影响的试验研究[J]. *武汉大学学报(工学版)*, 2013, 46(增刊): 139–143.  
Wang Yan, Peng Yiliang, Wei Xiabing, Yang Junfen. Experimental study of influence of bolt pretension on flange joints rigidity in substation steel structure [J]. *Engineering Journal of Wuhan University*, 2013, 46(Suppl): 139–143. (in Chinese)
- [21] 向洋, 苏明周, 杨俊芬, 强若辉. 法兰盘厚度对刚性法兰连接节点刚度影响的有限元分析[J]. *水利与建筑工程学报*, 2012, 10(6): 69–73, 132.  
Xiang Yang, Su Mingzhou, Yang Junfen, Qiang Ruohui. Finite element analysis about influence of thickness of flange to rigidity of rigid flange joints [J]. *Journal of Water Resources and Architectural Engineering*, 2012, 10(6): 69–73, 132. (in Chinese)
- [22] 陈俊岭, 马人乐, 何敏娟. 塔桅结构中有加劲肋法兰连接的受力研究[J]. *结构工程师*, 1999, 4: 16–20.  
Chen Junling, Ma Renle, He Minjuan. The study of flange joint with stiffening rib under tension in tower and guy mast structures [J]. *Structural Engineers*, 1999, 4: 16–20. (in Chinese)
- [23] 黄誉, 邓洪洲, 金晓华. 钢管杆塔新型内外法兰受弯性能试验研究及有限元分析[J]. *建筑结构学报*, 2011, 32(10): 73–81.  
Huang Yu, Deng Hongzhou, Jin Xiaohua. Experimental research and finite element analysis on flexural performance of innovative flange joint used in steel poles [J]. *Journal of Building Structures*, 2011, 32(10): 73–81. (in Chinese)
- [24] 陈哲, 邢月龙, 郭勇, 陈勇, 王激扬. 中空夹层钢管混凝土刚性双层法兰受弯性能试验研究[J]. *钢结构*, 2015, 2015(7): 6–11, 18.  
Chen Zhe, Xing Yuelong, Guo Yong, Chen Yong, Wang Jiyang. Experimental study on flexural performance of rigid double-ring flange connected to concrete-filled double-skin steel tube [J]. *Steel Construction*, 2015, 2015(7): 6–11, 18. (in Chinese)
- [25] 秦力, 苗远, 黄鹏. 钢管塔内外锻造法兰及内外刚性法兰的承载力和变形性能对比分析[J]. *水电能源科学*, 2012, 30(10): 153–156.  
Qin Li, Miao Yuan, Huang Peng. Comparative analysis of bearing capacity and deformation of inner and outer forging flange and rigid flange in steel pipe tower [J]. *Water Resources and Power*, 2012, 30(10): 153–156. (in Chinese)