

引用本文:赵 瑞,刘永健,姜 磊,等.考虑弯曲应力占比的矩形钢管K型节点疲劳评估[J].建筑科学与工程学报,2023,40(5):119-128.
ZHAO Rui,LIU Yongjian,JIANG Lei,et al. Fatigue assessment of rectangular hollow section K-joints due to degree of bending[J]. Journal of
Architecture and Civil Engineering,2023,40(5):119-128.

DOI:10.19815/j.jace.2022.01040

考虑弯曲应力占比的矩形钢管K型节点疲劳评估

赵 瑞¹,刘永健^{2,3},姜 磊^{2,3},傅一晟²,赵亚东²,赵鑫东²

(1. 同济大学 桥梁工程系,上海 200092; 2. 长安大学 公路学院,陕西 西安 710064;
3. 长安大学 公路大型结构安全教育部工程研究中心,陕西 西安 710064)

摘要:为提高S-N曲线法与断裂力学法等疲劳评估方法的准确性,探讨了矩形钢管K型节点在支管拉压平衡荷载作用下的弯曲应力占比计算方法。首先建立了矩形钢管K型节点有限元模型并结合试验进行了验证,然后通过大量的参数分析得出了节点几何参数对弯曲应力占比的影响,最后通过多元非线性回归分析推导出弯曲应力占比的计算公式及考虑工程实际应用偏安全的修正公式,给出了基于断裂力学的矩形钢管K型节点断裂评估算例。结果表明:建立的模型与试验值相比,弯曲应力占比平均值为1.051,均方差为0.167,两者最大差值仅为7.5%,说明建立的有限元模型可靠;提出的弯曲应力占比计算公式与有限元计算结果相比,其均值为1.073,均方差为0.055,变异系数为0.051,相对差值在10%之内,验证了拟合公式的可靠性;考虑实际工程偏安全应用,在99.73%的保证率下提出乘以0.93倍的安全系数对弯曲应力占比计算公式进行修正;当热点应力相近,弯曲应力占比降低39.3%时,疲劳寿命会降低10%,膜应力变大时会导致其裂纹尖端具有更大的应力强度因子而加快了裂纹扩展的速率。

关键词:疲劳评估;矩形空管K型节点;弯曲应力占比;断裂力学法

中图分类号:U441.4

文献标志码:A

文章编号:1673-2049(2023)05-0119-10

Fatigue assessment of rectangular hollow section K-joints due to degree of bending

ZHAO Rui¹, LIU Yongjian^{2,3}, JIANG Lei^{2,3}, FU Yisheng², ZHAO Yadong², ZHAO Xindong²

(1. Department of Bridge Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China; 3. Research Center of Highway Large Structure Engineering on Safety of Ministry of Education, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China)

Abstract: In order to improve the accuracy of fatigue assessment methods such as S-N curve method and fracture mechanics method, the calculation method of degree of bending (DoB) of rectangular hollow section (RHS) K-joints under tension-compression balanced axial force was discussed. Firstly, the finite element model of RHS K-joints was established and verified by experiments. Then, the influence of joint geometric parameters on the DoB was obtained through a large number of parameter analysis. Finally, the calculation formula of the DoB and the correction formula considering the partial safety of engineering by multivariate nonlinear

收稿日期:2022-01-10

基金项目:国家自然科学基金项目(52008026);长安大学研究生科研创新实践项目(300103714019)

作者简介:赵 瑞(1997-),女,工学博士研究生,E-mail:2310571@tongji.edu.cn.

通信作者:刘永健(1966-),男,工学博士,教授,博士生导师,E-mail:liuyongjian@chd.edu.cn.

regression analysis. An example of fracture evaluation of RHS K-joints based on fracture mechanics method was given. The results show that compared with the experimental values, the average bending stress ratio of the established model is 1.051, the mean square error is 0.167, and the maximum difference between the two is only 7.5%, indicating that the established finite element model is reliable. Compared with the finite element calculation results, the mean value of the proposed DoB calculation formula is 1.073, the mean square error is 0.055, the coefficient of variation is 0.051, and the relative difference is within 10%, which verifies the reliability of the fitting formula. Considering the partial safety application of practical engineering, the formula for calculating the DoB is modified by multiplying the safety factor by 0.93 times under the guarantee rate of 99.73%. When the hot spot stress is similar, DoB is reduced by 39.3%, and the fatigue life will be reduced by 10%. When the membrane stress becomes larger, and the crack tip will have a larger stress intensity factor and accelerate the crack propagation rate.

Key words: fatigue assessment; rectangular hollow section K-joint; degree of bending; fracture mechanics method

0 引言

桁架结构由于各杆件受力以拉压为主,具有节约材料及自重轻的优势,因此在工业与民用建筑、桥梁、海洋平台及水工建筑物中应用广泛。钢桁梁桥中节点的连接方式有铆接、高强螺栓连接和焊接等,焊接连接因具有可靠度高、便于工厂化施工、工期短及精度高等特点而有广阔的应用前景^[1]。支主管相贯线处由于结构不连续与支主管刚度差异存在较大的应力集中,在动荷载等影响下会在应力集中及节点缺陷处产生微小的裂纹,使其疲劳性能变差。此外,考虑到复杂的服役环境、重载及焊接残余应力等的影响,焊接管节点的疲劳问题愈演愈烈^[2-4]。

疲劳问题一直是钢桥界的研究热点^[5-6]。热点应力的 S-N 曲线法可评估焊接钢管节点的疲劳性能,也可考虑支主管相贯线处的应力集中程度。Xu 等^[7]、Tong 等^[8]、Zheng 等^[9]、Musa 等^[10]、Kim 等^[11]和 Jiang 等^[12-17]在焊接管节点的热点应力方面开展了试验并进行了大量的有限元分析,给出了对应的焊接管节点的热点应力计算公式。Mashiri 等^[18]的研究表明,当矩形焊接 T 型管节点的热点应力下降 40%,其疲劳寿命会增大到原来的 1.7 倍。但 Baker^[19]通过试验发现,部分热点应力较低的试件,其疲劳寿命低于热点应力高的试件。产生这一现象的原因是热点应力 S-N 曲线法仅考虑了沿着钢管表面的应力分布,而未考虑沿钢管壁厚的应力分布。此外,热点应力 S-N 曲线的疲劳评估适用于设计阶段无初始缺陷的构件,但是对于具有缺陷及损伤的构件无法评估,断裂力学的疲劳评估正好弥补了

这一不足。基于断裂力学的疲劳评估是依靠求解裂纹尖端应力强度因子而给出裂纹扩展率及剩余疲劳寿命。Yang 等^[20]、Wang 等^[21]、Yagi 等^[22]、Li 等^[23]、Pang 等^[24]、Mohamed 等^[25]采用有限元法或边界元法对焊接管节点应力强度因子开展了试验并进行了有限元分析,提出了参数简化计算公式。Shen 等^[26]研究表明,沿着钢管壁厚应力场中膜应力的大小正相关于裂纹尖端应力强度因子值的大小。因此,不论是热点应力 S-N 曲线法还是断裂力学法,在评估构件疲劳性能时,都必须考虑沿钢管壁厚的应力场分布。

沿钢管壁厚的应力由三部分组成,即弯曲应力、膜应力和非线性峰值应力。其中,非线性峰值应力由焊缝几何形状决定,一般很难实测得到。Chang 等^[27]的研究表明,非线性峰值应力对于深裂纹影响较小,可忽略不计,故本文假设沿壁厚的应力由弯曲应力与膜应力线性叠加而成,如图 1 所示。用弯曲应力占比 D 来表示沿壁厚的应力场分布,表达式为

$$D = \frac{\sigma_B}{\sigma_T} = \frac{\sigma_B}{\sigma_B + \sigma_M} \quad (1)$$

式中: σ_T 为应力和; σ_B 为弯曲应力; σ_M 为膜应力。

目前,弯曲应力占比的研究成果主要集中于海洋平台常见的构造形式及受力模式。Morgan 等^[28]对圆形钢管 K 型节点进行了试验研究与有限元验证,揭示了裂纹一般萌生于主管热点应力最大的部位,提出了支管平衡轴向力下弯曲应力占比的参数方程,结合工程实际进行了验证。Ahmadi 等^[29-31]提出了圆形钢管 KT 型节点在支管轴向荷载和面内/面外弯矩、K 型节点在面外弯矩荷载下弯曲应力

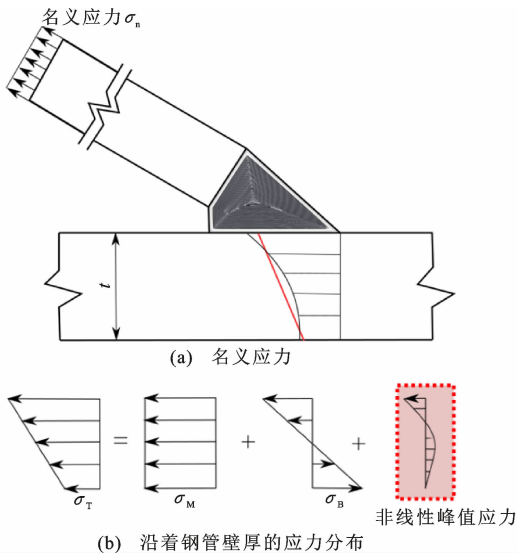


图 1 沿主管壁厚焊趾处热点应力分布

Fig. 1 Stress distribution through chord wall thickness at weld toe

占比的参数方程。Thorpe 等^[32]针对圆管焊接节点提出了采用沿壁厚弯曲应力与膜应力计算裂纹尖端应力强度因子的表达式。总体而言,目前相关弯曲应力占比的研究主要以圆形焊接管节点为主。相比于圆形焊接管节点,矩形焊接管节点制造时只需平直切割,焊接存放运输简便、施工快速且质量易于保障,其对于桥梁装配化与工业化的发展举足轻重^[33]。

本文建立了矩形钢管 K 型节点的有限元模型,开展了矩形钢管节点试验与有限元模型验证。研究了各几何条件下对应模型的弯曲应力占比,给出了弯曲应力占比与节点几何参数的关系,即支主管宽度比 β 、主管宽厚比 2γ 、支主管厚度比 τ 与支主管夹角 θ 分别与弯曲应力占比的关系。最终给出了矩形钢管 K 型节点弯曲应力占比的多元非线性回归方程,以便于工程上预测此类节点沿钢管壁厚的应力场。

1 有限元建模与验证

1.1 有限元建模

本文研究问题主要针对高周疲劳,采用 ABAQUS 软件模拟矩形钢管 K 型节点在线弹性条件下的应力场。支主管及焊缝采用《公路钢结构桥梁设计规范》(JTG D64—2015)中的 Q345 钢模拟,即屈服强度 f_y 为 345 MPa,弹性模量 $E_s = 205$ GPa,泊松比 $\nu_s = 0.28$ 。焊缝几何形状参考《钢结构焊接规范》(GB 50661—2011)来模拟。

矩形钢管 K 型节点的有限元建模过程如图 2 所示。图 2(a)给出了矩形钢管 K 型节点的支管拉压平衡荷载的加载模式。具体模拟时,在主管两端施加铰约束从而确保主管端部不承受弯矩只传递轴力,支管两端分别施加 1 MPa 拉和压的名义应力 P 。图 2(b)给出了单元的选取与网格的划分。采用 ABAQUS 单元库中 20 节点二次三维实体单元 (C3D20R) 模拟支主管与焊缝。由于该节点以支管与主管轴线构成的平面为对称面形成轴对称结构,为提高计算效率节约计算成本,本文建立 1/2 的模型并在对称截面上施加对称边界条件。利用结构化网格划分技术,支主管相贯线附近采用尺寸为 1 mm 的加密网格保证模拟应力场的准确性,在远离相贯线的区域采用尺寸为 10 mm 的粗网格以节约运算成本。

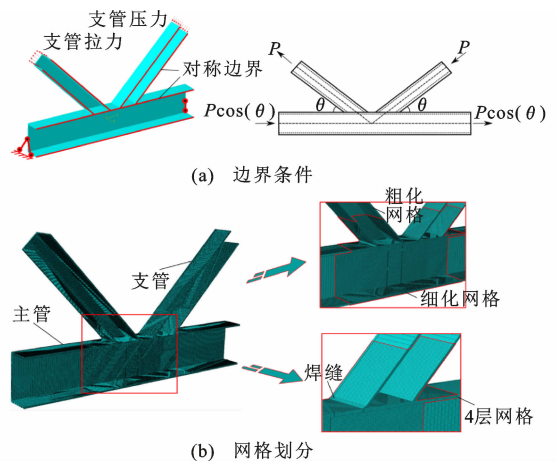


图 2 矩形钢管 K 型节点建模细节

Fig. 2 Modeling details of rectangular hollow section K-joints

沿钢管壁厚网格密度对弯曲应力占比的数值有较大的影响,网格划分密度过小会导致计算精度不足且使弯曲应力占比的数值失真,而网格划分密度过大会导致计算效率低下。因此在进行有限元分析之前进行了收敛性分析,从而确定沿着钢管壁厚网格划分方案,确保网格密度既符合精度要求又满足计算经济性要求。图 3 给出了沿着钢管壁厚划分不同网格层数时推导出的弯曲应力占比,当网格层数大于等于 4 层时弯曲应力占比基本趋于稳定,因此取 4 层网格作为本文所有模型的划分方案。

1.2 弯曲应力占比的推导

根据公式(1)可知,若想求出弯曲应力占比,必须先分别求出弯曲应力与膜应力,二者推导公式为

$$\sigma_B = \frac{\sigma_0 - \sigma_1}{2} \quad (2)$$

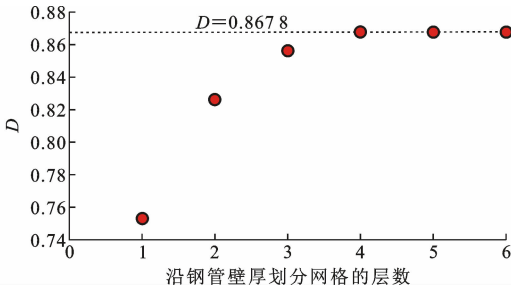


图3 沿着钢管壁厚网格划分方案的确定
($\beta=0.4, 2\gamma=35, \tau=0.5, \theta=45^\circ$)

Fig. 3 Determination of meshing scheme through tube thickness ($\beta=0.4, 2\gamma=35, \tau=0.5, \theta=45^\circ$)

$$\sigma_M = \frac{\sigma_0 + \sigma_1}{2} \quad (3)$$

式中: σ_0 为从钢管壁外表面推得的热点应力; σ_1 为从钢管壁内表面推得的热点应力。

结合公式(1)~(3),弯曲应力占比可进一步表示为

$$D = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{\sigma_1}{\sigma_0} \right) \quad (4)$$

对热点应力的推导细节做简要介绍。依据 IIW Document XV-1035-99^[34],采用二次外推法对矩形钢管节点的热点应力进行求解,外推点可分别安排在距离焊缝焊趾 $0.4t, 0.9t, 1.4t$ 的位置,如图4所示。因此,热点应力 σ_h 计算公式为

$$\sigma_h = 2.52\sigma_1 - 2.24\sigma_2 + 0.72\sigma_3 \quad (5)$$

式中: $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ 分别为 $0.4t, 0.9t, 1.4t$ 处的应力。

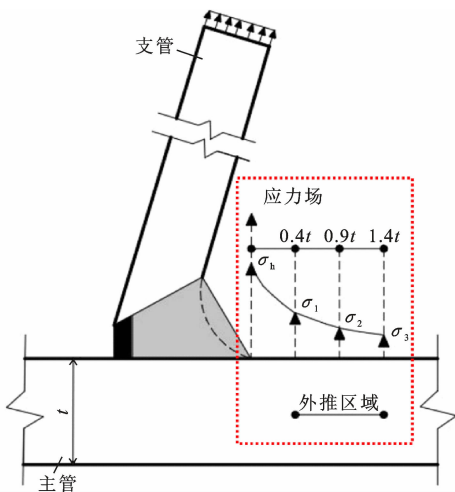


图4 热点应力的二次外推法图示

Fig. 4 Graph of quadratic extrapolation method for hot spot stress

值得注意的是,热点应力理论上应垂直于焊缝方向,对于外推点处不垂直于焊缝的应力应进行坐标转换。

1.3 有限元验证

由于在钢管节点相贯线处沿壁厚无法布置应变片,因此截至目前并无相关论文报道证明可通过试验直接测得管节点的弯曲应力占比。但是根据公式(4)可间接根据沿钢管内外壁表面的热点应力推导出弯曲应力占比,因此本文根据沿钢管壁表面的热点应力来验证模型的正确性。

由于无相关矩形钢管 K 型节点的热点应力试验,故采用 Jiang 等^[16]的矩形钢管 Y 型节点热点应力的试验数据对第 1.1 节中建模方法进行验证。试件尺寸为:主管 $150 \text{ mm} \times 150 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$,支管 $150 \text{ mm} \times 90 \text{ mm} \times 6 \text{ mm}$,支主管夹角为 60° 。主管和支管均采用 Q235 钢材,其屈服强度 f_y 为 280 MPa,弹性模量 $E_s = 205 \text{ GPa}$,泊松比 $\nu_s = 0.28$ 。在支管端部施加 50 MPa 的轴向拉力,主管两端铰接,对焊趾与焊根处热点应力分别进行了测试,测点布置如图 5(a) 所示。

图 5(b) 给出了有限元计算值与试验值的对比,其中,有限元计算值与试验值比值的平均值 $\mu = 1.051$,均方差 $\sigma = 0.167$,变异系数 $\sigma/\mu = 0.159$,两者最大差值仅为 7.5%,说明本文有限元计算值与试验实测值吻合度高。此外,Jiang 等^[16]还记录了疲劳荷载下裂纹萌生的位置及形态,裂纹萌生于主管处且位于主管热点应力最大点处。

2 矩形钢管 K 型节点弯曲应力占比参数分析

2.1 参数拟定

本文采用 190 个模型建立弯曲应力占比数据库,来评价矩形钢管 K 型节点在支管拉压平衡荷载下随节点几何参数的响应。参数的拟定参考 CI-DECT 规范,分别考虑节点 $\beta, 2\gamma, \tau, \theta$,各参数取值范围为: $0.4 \leq \beta \leq 1; 10 \leq 2\gamma \leq 35; 0.25 \leq \tau \leq 1; 30^\circ \leq \theta \leq 60^\circ$,如图 6 所示。具体参数取值见表 1,节点实际几何尺寸的选取参照文献[10],参数还应满足以下假设:

(1)不考虑节点偏心,认为支管与主管的中心线相交于一点。

(2)忽略两侧支管不对称带来的影响,即假设两侧支管长度相等,其支主管夹角相等。

(3)忽略主管形状的改变带来的影响,即假设主管为方形截面。

(4)参考桥梁工程中均为间隙节点,故只考虑 $g' > 0$ 的节点。

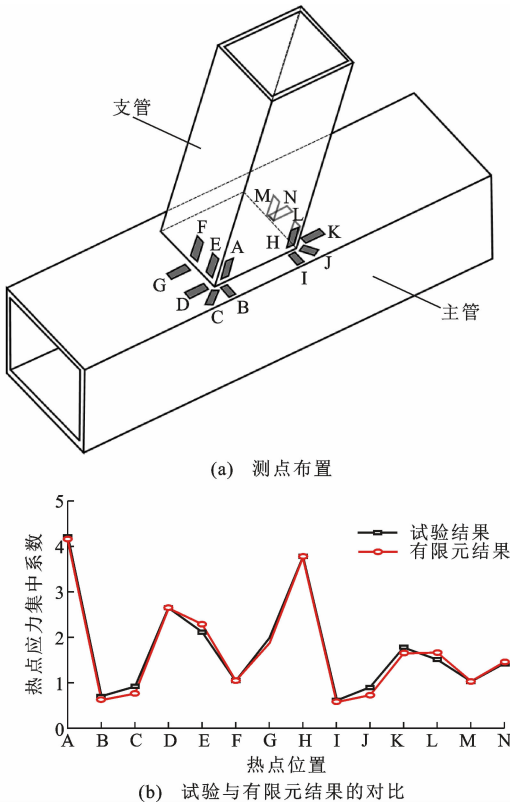


图 5 有限元建模方法的验证

Fig. 5 Validation of finite element modeling method

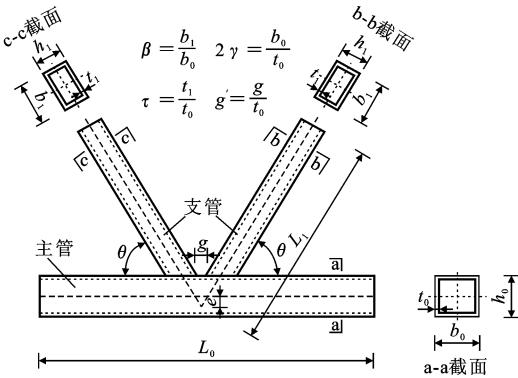


图 6 矩形钢管 K 型节点参数

Fig. 6 Parameters of RHS K-joints

表 1 参数取值

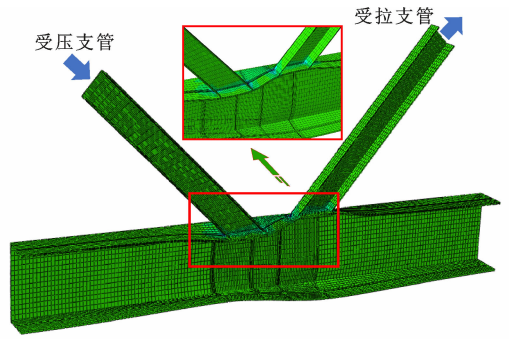
Table 1 Value of parameters

参数	取值
β	0.4, 0.55, 0.7, 0.85, 1
2γ	10, 15, 20, 25, 30, 35
τ	0.25, 0.5, 0.75, 1
$\theta/(^\circ)$	30, 45, 60

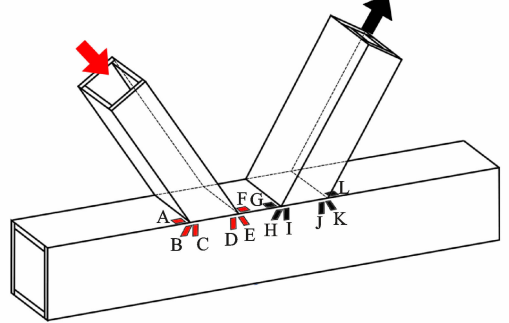
2.2 从有限元模型中提取弯曲应力占比

以参数 $\beta=0.4, 2\gamma=35, \tau=0.25, \theta=60^\circ$ 的模型为例, 给出完整的弯曲应力占比提取流程(图 7):

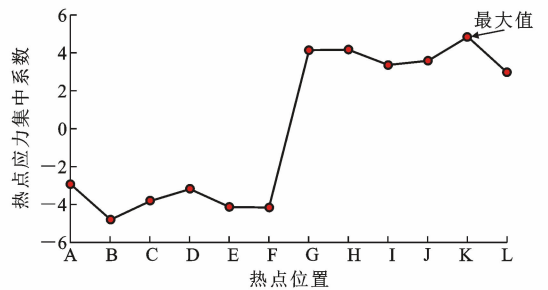
(1)用 ABAQUS 计算节点应力场, 采用外推法



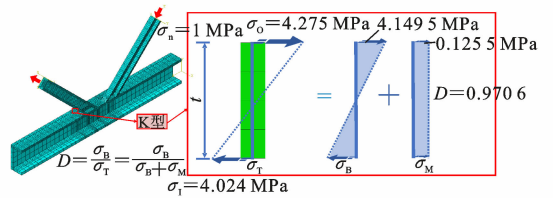
(a) 计算矩形钢管 K 型节点应力场



(b) 热点位置



(c) 热点应力分布



(d) D 的计算

图 7 弯曲应力占比的提取过程

($\beta=0.4, 2\gamma=35, \tau=0.25, \theta=60^\circ$)

Fig. 7 Extraction process of degree of bending

($\beta=0.4, 2\gamma=35, \tau=0.25, \theta=60^\circ$)

获得沿支主管相贯线处各点热点应力。

(2)对比各点处沿钢管外壁热点应力数值大小, 并确定出热点应力最大点位置。

(3)采用公式(4)计算热点应力最大点处的弯曲应力占比。

(4)形成弯曲应力占比数据库, 总结其变化规律。

当不考虑构件初始缺陷时, 在疲劳荷载下构件的裂纹往往萌生于应力集中程度最大的位置, 即热

点应力最大点(应力集中系数最大值)处。因此,本文选取热点应力最大点的位置作为弯曲应力占比的提取点。在总应力相等的前提下,当弯曲应力占比的值较小时,易导致构件开裂及裂纹快速扩展的膜应力占比较大,即意味着构件越易开裂。

2.3 β 对弯曲应力占比的影响

图 8 为支管拉压平衡荷载下支主管宽度比 β 对弯曲应力占比 D 的影响。可以看出,弯曲应力占比 D 与 β 呈负相关关系。当保持支管宽度不变时, 2γ 越大,对应的主管宽度 b_0 越小,主管横截面积越小,而主管单位面积所承受的膜应力变大而总应力不变,从而导致 D 变小。这一现象也可从刚度角度解释,即钢管节点沿着壁厚应力场主要由弯曲应力和膜应力两部分组成,随着主管宽度变小,主管刚度相对支管刚度而变小,从而导致主管承受的膜应力占比增大,进而使得 D 变小。

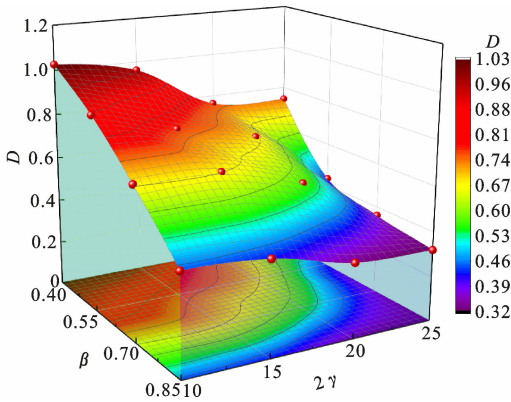


图 8 支管拉压平衡荷载下 β 对 D 的影响
($\tau=0.5, \theta=30^\circ$)

Fig. 8 Influence of β on D under balanced axial force
($\tau=0.5, \theta=30^\circ$)

2.4 2γ 对弯曲应力占比的影响

图 9 为支管拉压平衡荷载下主管宽厚比 2γ 对弯曲应力占比 D 的影响。可以看出,弯曲应力占比 D 与 2γ 呈负相关关系。当保持主管宽度不变时, 2γ 越大,对应的主管厚度 t_0 越小,主管横截面积越小,即导致主管单位面积上承受的膜应力增大,膜应力占总应力比值增大。相反,弯曲应力占比减小,进而导致 D 减小。产生这一现象的原因也可从刚度角度解释,随着主管管壁变薄,主管刚度相对支管变小,从而导致主管承受的膜应力占比增大,进而使得 D 变小。

2.5 τ 对弯曲应力占比的影响

图 10 为支管拉压平衡荷载下 τ 对 D 的影响。可以看出,弯曲应力占比 D 与 τ 呈负相关关系。当

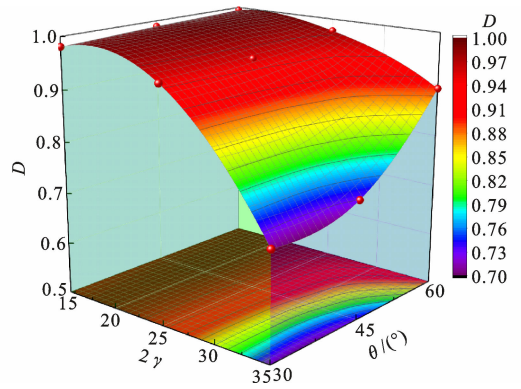


图 9 支管拉压平衡荷载下 2γ 对 D 的影响 ($\beta=0.4, \tau=1$)

Fig. 9 Influence of 2γ on D under balanced axial force
($\beta=0.4, \tau=1$)

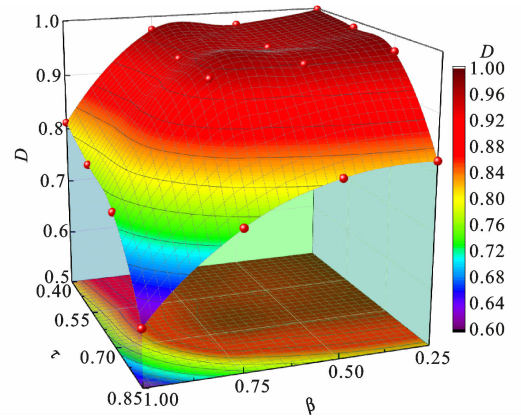


图 10 支管拉压平衡荷载下 τ 对 D 的影响
($2\gamma=30, \theta=30^\circ$)

Fig. 10 Influence of τ on D under balanced axial force
($2\gamma=30, \theta=30^\circ$)

保持支管壁厚不变时, τ 越大,对应的主管壁厚越小,与主管宽厚比 2γ 影响规律基本相似,此时主管刚度变小使热点应力最大点处承受的膜应力占比增大,进而使得 D 变小。

2.6 θ 对弯曲应力占比的影响

图 11 为支管拉压平衡荷载下 θ 对 D 的影响。可以看出,弯曲应力占比 D 与支主管夹角 θ 呈正相关关系。随着 θ 的增大,支管轴向力的水平分力越来越小,即使得主管单位面积上的膜应力减小,膜应力占总应力比值减小。相反,弯曲应力随着支管轴向力竖向分力的增大而增大,进而使 D 增大。

3 弯曲应力占比的计算公式

3.1 参数方程形式的确定

为便于指导设计,拟合了矩形钢管 K 型节点在支管拉压平衡荷载作用下弯曲应力占比的参数方程。参考圆形钢管 K 型节点弯曲应力占比的参数

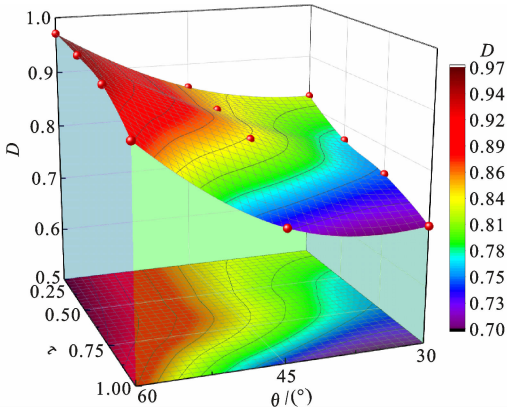


图 11 支管拉压平衡荷载下 θ 对 D 的影响
($\beta=0.4, 2\gamma=35$)

Fig. 11 Influence of θ on D under balanced axial force
($\beta=0.4, 2\gamma=35$)

方程形式^[29-31]并经过多次拟合后得到矩形钢管 K 型节点的参数方程为

$$D = [A' + B'\beta + C'\beta^2 + D'\gamma + E'\tau + F'\sin(\theta) + G'g']g'H'(2\gamma)^{I'+J'\beta+K'\beta^2}\tau^{L'+M'\beta}[\sin(\theta)]^{N'} \quad (6)$$

$$R^2 = 0.963$$

式中: $A' \sim N'$ 为拟合参数,具体拟合值见表 2; R^2 为判定系数。

表 2 公式(6)中各参数拟合值

Table 2 Fitted value of parameters in Eq. (6)

参数	拟合值	参数	拟合值
A'	0.949 15	H'	0.042 84
B'	-3.876 54	I'	-0.559 28
C'	1.043 10	J'	0.387 19
D'	0.058 36	K'	-0.137 43
E'	1.228 22	L'	-0.148 49
F'	2.028 29	M'	-0.765 73
G'	-0.010 99	N'	-0.380 75

图 12 为弯曲应力占比计算值 D_P 与有限元计算值 D_R 的对比。 D_P 与 D_R 比值的均值 $\mu=1.073$, 均方差 $\sigma=0.055$, 变异系数 $\sigma/\mu=0.051$, D_P 与 D_R 的相对差值在 10% 之内,说明公式计算值与有限元计算值吻合良好。

此外,图 12 中的点均匀分布于 $Y=X$ 线两侧,即计算值 D_P 相对于有限元值 D_R 忽大忽小,应用于实际工程时可靠度较低。为便于工程应用,对公式(6)进行偏安全修正,弯曲应力占比取均值往下偏移 3 倍标准差的位置处,即保证 99.73% 的计算值在安全范围内。因此,对公式(6)乘以 0.93 倍的安全系数,从而得到矩形钢管 K 型节点在支管拉压平衡荷载作用下的弯曲应力占比计算公式为

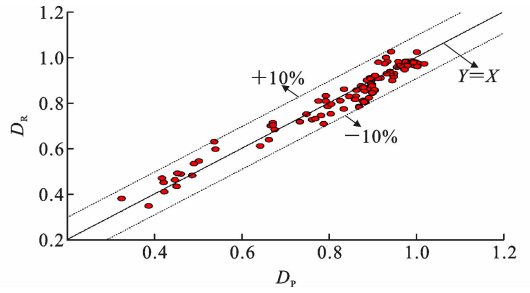


图 12 有限元计算值与公式预测值对比

Fig. 12 Comparison of FE calculation values and equation predicted values

$$D = 0.93[A' + B'\beta + C'\beta^2 + D'\gamma + E'\tau + F'\sin(\theta) + G'g']g'H'(2\gamma)^{I'+J'\beta+K'\beta^2}\tau^{L'+M'\beta}[\sin(\theta)]^{N'} \quad (7)$$

3.2 矩形与圆形钢管 K 型节点对比

为进一步评估结构截面形式的改变对应力场带来的影响,本文结合 CIDECT 中矩形钢管 K 型节点热点应力集中系数计算公式、Morgan 等^[28]对圆形钢管 K 型管节点的热点应力集中系数和弯曲应力占比计算公式与本文矩形钢管 K 型节点弯曲应力占比计算公式,在表 1 参数范围内对比了矩形与圆形钢管 K 型节点在支管拉压平衡荷载作用下的三维应力场(即热点应力集中系数与弯曲应力占比)。

图 13 为矩形与圆形钢管 K 型节点承受支管拉压平衡荷载作用下热点应力集中系数的比较。矩形钢管 K 型节点热点应力集中系数 S_{RHS} 与圆形钢管 K 型节点热点应力集中系数 S_{CHS} 的比值在 0.3 ~ 7.2 范围内,平均值为 2.49,且 83% 的比值大于等于 1,表明矩形钢管应力集中程度较圆形钢管的较大。

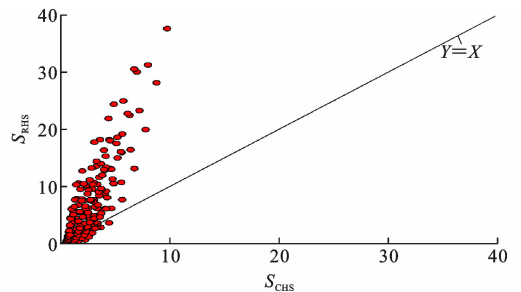


图 13 矩形和圆形钢管 K 型节点热点应力集中系数对比

Fig. 13 Comparison of stress concentration factor between RHS and CHS K-joints

图 14 为矩形与圆形钢管节点承受支管拉压平衡荷载时弯曲应力占比的比较。可以看出,矩形钢管弯曲应力占比 D_{RHS} 与圆形钢管弯曲应力占比 D_{CHS} 比值在 0.1 ~ 1.8 范围内,均值为 1.08,且 78% 的比值大于等于 1。 D_{CHS} 变化范围较小,在 0.6 ~ 1.0 范围内浮动; D_{RHS} 变化范围较大,在 0 ~ 1 范围内

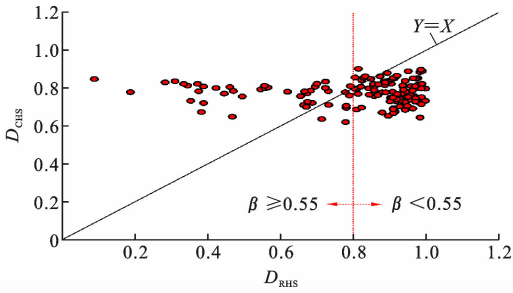


图 14 矩形和圆形钢管 K 型节点 D 对比

Fig. 14 Comparison of D between RHS and CHS K-joints

浮动。同时, D_{RHS} 与 $D_{\text{CHS}}/D_{\text{RHS}}$ 表现出与 β 的强相关性, 当 $\beta \geq 0.55$ 时, D_{RHS} 值在 $0 \sim 0.8$ 范围内浮动, $D_{\text{CHS}}/D_{\text{RHS}}$ 在 $Y=X$ 线上方; 当 $\beta < 0.55$ 时, D_{RHS} 值在 $0.8 \sim 1$ 范围内浮动, $D_{\text{CHS}}/D_{\text{RHS}}$ 在 $Y=X$ 线下方。

综上, 圆形截面更适应力流的传递, 可有效降低应力集中程度并使沿壁厚的应力分布更加均匀。当 $\beta \geq 0.55$ 时, 圆形截面 D 较大, 膜应力较小, 推荐 K 型节点在承受支管轴向力时优先使用圆形截面; 当 $\beta < 0.55$ 时推荐使用矩形截面。

4 弯曲应力占比在疲劳评估中的应用

4.1 弯曲应力占比在断裂力学法的应用

采用线弹性断裂力学法来评估焊接管节点, 步骤如下:

(1) 根据焊接管节点的实际受力与几何参数给出其应力幅。假设焊接管节点的初始裂纹为半椭圆形, 给出初始裂纹深度 a_0 和初始裂纹长度 $2c$ 作为初始扩展条件, 也给出临界裂纹深度 a_c 和临界裂纹长度 c_c 作为控制指标。

(2) 计算应力强度因子及应力强度因子幅值 ΔK 。在线弹性断裂力学中, 结合热点应力集中系数与弯曲应力占比得到应力场, 采用裂纹尖端应力强度因子来评估裂纹尖端应力场, 其数值的大小直接控制着裂纹扩展的速率。常用 Paris 准则[式(8)]计算裂纹的扩展。

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \quad (8)$$

式中: da 为裂纹扩展步长; C 和 m 为与材料相关的常量。

Newman 等^[35] 给出的应力强度因子 K 的计算表达式为

$$K = (\sigma_M + H\sigma_B) \sqrt{\frac{\pi a}{Q}} F\left(\frac{a}{t}, \frac{a}{c}, \frac{c}{b}, \phi\right) \quad (9)$$

式中: H 、 Q 、 F 分别为裂纹深度 a 、壁板厚度 t 、裂纹扩展角度 ϕ 的函数; b 为构件宽度; c 为半裂纹长度。

当 ΔK 未达到断裂韧性值, 或者裂纹未扩展至临界裂纹尺寸时, 不断循环步骤(2); 反之, 停止扩展, 执行步骤(3)。

(3) 根据裂纹的扩展计算剩余疲劳寿命, 对 Paris 准则积分可得

$$N = \sum_{i=1}^n \Delta N_i = \frac{1}{C} \sum_{i=1}^n \frac{\Delta a_i}{(\Delta K)_i^m} \quad (10)$$

式中: i 为裂纹的扩展步; Δa_i 为第 i 步扩展的步长。

表 3 为矩形钢管 K 型节点剩余疲劳寿命的预测。根据上述步骤和表 3 中的预测数据, 计算出矩形钢管 K 型节点在单位支管拉压平衡荷载作用下节点 a 剩余疲劳寿命为 2.0×10^5 次, 节点 b 剩余疲劳寿命为 1.8×10^5 次。节点 a 与节点 b 热点应力集中系数仅相差 1%, D 相差 39.3%, 而疲劳寿命却相差 10%。节点 b 承受的膜应力较节点 a 的更大, 导致其裂纹尖端具有更大的应力强度因子而加快了裂纹扩展的速率, 与 Shen 等^[26] 学者的研究结果一致。

表 3 矩形钢管 K 型节点剩余疲劳寿命的预测

Table 3 Remaining fatigue life prediction of RHS K-joints

参数	节点 a	节点 b
β	0.40	0.85
2γ	10	30
τ	0.75	0.75
$\theta/(\circ)$	60	30
断裂韧性/ $(\text{N} \cdot \text{mm}^{-3/2})$	63	
裂纹扩展率	Paris 准则	
$C/(\text{N} \cdot \text{mm}^{-3/2})$	5.21×10^{-13}	
m	3	
初始裂纹深度 a_0/mm	0.1	0.1
初始裂纹长度 $2c/\text{mm}$	0.3	0.3
热点应力集中系数 S	2.95	2.92
弯曲应力占比 D	0.99	0.60
剩余疲劳寿命/次	2.0×10^5	1.8×10^5

4.2 弯曲应力占比在热点应力 $S-N$ 曲线法的应用

根据第 4.1 节的研究结果可得, 当两节点热点应力相近时, 弯曲应力占比减小会导致疲劳寿命缩短。因此, 提出热点应力 $S-N$ 曲线法的修正公式, 从而弥补其未考虑沿钢管壁厚应力场的分布而导致无法准确预估疲劳寿命的缺陷。

假设存在一个 D 的临界值, 命名为 D_0 , 当构件 D 小于 D_0 时, 沿钢管壁厚膜应力占比较大从而加快裂纹扩展的速率, 导致构件提前失效。因此, 对热点应力 $S-N$ 曲线计算的疲劳寿命 N_0 进行折减得到修正后的寿命 N 为

$$N = N_0 \left(\frac{D}{D_0} \right)^\alpha \quad (11)$$

式中: D_0 、 α 分别为与矩形钢管 K 型节点几何参数和荷载模式相关的系数,根据试验确定。

5 结 语

(1)给出了矩形钢管 K 型节点弯曲应力占比研究的有限元建模方法和根据内外表面热点应力推导弯曲应力占比的计算公式。

(2)矩形钢管 K 型节点在支管拉压平衡荷载下,在节点几何参数范围内其弯曲应力占比与 β 、 2γ 、 τ 呈负相关关系,与 θ 呈正相关关系。

(3)根据建立的矩形钢管 K 型节点弯曲应力占比数据库进行多元非线性回归分析,给出了在支管平衡轴向力下矩形钢管 K 型节点弯曲应力占比回归方程。

(4)对比矩形与圆形钢管 K 型节点在支管拉压荷载下三维应力场,发现圆形截面更适应力流的传递,可有效降低应力集中程度并使沿壁厚的应力分布更加均匀。当 $\beta \geq 0.55$ 时,圆形截面弯曲应力占比较大,膜应力较小,推荐 K 型节点在承受支管轴向力时优先使用圆形截面;当 $\beta < 0.55$ 时推荐使用矩形截面。

(5)膜应力变大时会导致其裂纹尖端具有更大的应力强度因子而加快了裂纹扩展的速率。

参考文献:

References:

- [1] 陈以一,王 伟,周 锋. 钢管结构——新需求驱动的形式拓展和性能提升[J]. 建筑结构学报,2019,40(3):1-20.
CHEN Yiyi, WANG Wei, ZHOU Feng. Steel tubular structures; configuration innovation and performance improvement driven by new requirements[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(3): 1-20.
- [2] 姜 磊,刘永健,龙 辛,等. 基于热点应力法的矩形钢管混凝土组合桁梁桥节点疲劳评估[J]. 交通运输工程学报,2020,20(6):104-116.
JIANG Lei, LIU Yongjian, LONG Xin, et al. Fatigue assessment of joints in concrete-filled rectangular hollow section composite truss bridges based on hot spot stress method[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2020, 20(6): 104-116.
- [3] 姜 磊,刘永健,王康宁. 焊接管节点结构形式发展及疲劳性能对比[J]. 建筑结构学报,2019,40(3):180-191.

- JIANG Lei, LIU Yongjian, WANG Kangning. Development of welded tubular joints and comparison of fatigue behaviour[J]. Journal of Building Structures, 2019, 40(3): 180-191.
- [4] 黄汉辉,陈康明,吴庆雄,等. 某中承式钢管混凝土桁式拱肋节点疲劳开裂分析[J]. 工程力学,2017,34(增1):167-173.
HUANG Hanhui, CHEN Kangming, WU Qingxiong, et al. Study on fatigue cracking of joint in a half-through CFST truss arch rib joint[J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(S1): 167-173.
- [5] 姜 磊. 矩形钢管混凝土桁梁桥节点疲劳性能和计算方法研究[D]. 西安:长安大学,2019.
JIANG Lei. Research on fatigue behaviour and calculation method of joints in concrete-filled rectangular hollow section truss bridge[D]. Xi'an: Chang'an University, 2019.
- [6] 刘永健,姜 磊,熊治华,等. PBL 加劲型矩形钢管混凝土受拉节点热点应力集中系数计算方法[J]. 交通运输工程学报,2017,17(5):1-15.
LIU Yongjian, JIANG Lei, XIONG Zhihua, et al. Hot spot SCF computation method of concrete-filled and PBL-stiffened rectangular hollow section joint subjected to axial tensions[J]. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 2017, 17(5): 1-15.
- [7] XU F, CHEN J, JIN W L. Experimental investigation of SCF distribution for thin-walled concrete-filled CHS joints under axial tension loading [J]. Thin-walled Structures, 2015, 93: 149-157.
- [8] TONG L W, CHEN K P, XU G W, et al. Formulae for hot-spot stress concentration factors of concrete-filled CHS T-joints based on experiments and FE analysis[J]. Thin-walled Structures, 2019, 136: 113-128.
- [9] ZHENG J, NAKAMURA S, OKUMATSU T, et al. Formulation of stress concentration factors for concrete-filled steel tubular (CFST) K-joints under three loading conditions without shear forces[J]. Engineering Structures, 2019, 190: 90-100.
- [10] MUSA I A, MASHIRI F R, ZHU X Q, et al. Experimental stress concentration factor in concrete-filled steel tubular T-joints[J]. Journal of Constructional Steel Research, 2018, 150: 442-451.
- [11] KIM I G, CHUNG C H, SHIM C S, et al. Stress concentration factors of N-joints of concrete-filled tubes subjected to axial loads[J]. International Journal of Steel Structures, 2014, 14(1): 1-11.
- [12] JIANG L, LIU Y J, FAM A. Stress concentration fac-

- tors in joints of square hollow section (SHS) brace and concrete-filled SHS chord under axial tension in brace[J]. *Thin-walled Structures*, 2018, 132: 79-92.
- [13] JIANG L, LIU Y J, FAM A. Stress concentration factors in concrete-filled square hollow section joints with perfbond ribs [J]. *Engineering Structures*, 2019, 181: 165-180.
- [14] JIANG L, LIU Y J, FAM A, et al. Stress concentration factor parametric formulae for concrete-filled rectangular hollow section K-joints with perfbond ribs [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2019, 160: 579-597.
- [15] JIANG L, LIU Y J, LIU J A, et al. Experimental and numerical analysis of the stress concentration factor for concrete-filled square hollow section Y-joints[J]. *Advances in Structural Engineering*, 2019, 23(5): 869-883.
- [16] JIANG L, LIU Y J, FAM A, et al. Fatigue behavior of integral built-up box Y-joints between concrete-filled chords with perfbond ribs and hollow braces [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2020, 146 (3): 04019218.
- [17] JIANG L, LIU Y J, FAM A, et al. Fatigue behaviour of non-integral Y-joint of concrete-filled rectangular hollow section continuous chord stiffened with perfbond ribs[J]. *Engineering Structures*, 2019, 191: 611-624.
- [18] MASHIRI F R, ZHAO X L. Square hollow section (SHS) T-joints with concrete-filled chords subjected to in-plane fatigue loading in the brace [J]. *Thin-walled Structures*, 2010, 48(2): 150-158.
- [19] BAKER J. Fatigue life enhancement of tubular joints by grout injection [R]. Glasgow: Health and Safety Executive, 1993.
- [20] YANG Z M, LIE S T, GHOSH W M. Fatigue crack growth analysis of a square hollow section T-joint [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2007, 63(9): 1184-1193.
- [21] WANG Z Y, ZHANG Y F, WANG Y Q, et al. Numerical study on fatigue behavior of tubular joints for signal support structures[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 143: 1-10.
- [22] YAGI K, TANAKA S, KAWAHARA T, et al. Evaluation of crack propagation behaviors in a T-shaped tubular joint employing tetrahedral FE modeling[J]. *International Journal of Fatigue*, 2017, 96: 270-282.
- [23] LI X, DONG S E, MOHAMED H S, et al. Prediction of tubular T/Y-joint SIF by GA-BP neural network [J]. *KSCE Journal of Civil Engineering*, 2020, 24(9): 2706-2715.
- [24] PANG J H L, TSANG K S, HOH H J. 3D stress intensity factors for weld toe semi-elliptical surface cracks using XFEM[J]. *Marine Structures*, 2016, 48: 1-14.
- [25] MOHAMED H S, LI X, DONG S E, et al. Parametric equation to predict the SIF of cracked tubular T/Y-joints[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2020, 164: 105773.
- [26] SHEN W, CHOO Y S. Stress intensity factor for a tubular T-joint with grouted chord [J]. *Engineering Structures*, 2012, 35: 37-47.
- [27] CHANG E, DOVER W D. Prediction of degree of bending in tubular X and DT joints[J]. *International Journal of Fatigue*, 1999, 21(2): 147-161.
- [28] MORGAN M R, LEE M M K. Prediction of stress concentrations and degrees of bending in axially loaded tubular K-joints[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 1998, 45(1): 67-97.
- [29] AHMADI H, ALI LOTFOLLAHI-YAGHIN M, ASOODEH S. Degree of bending (DoB) in tubular K-joints of offshore structures subjected to in-plane bending (IPB) loads: study of geometrical effects and parametric formulation[J]. *Ocean Engineering*, 2015, 102: 105-116.
- [30] AHMADI H, ASOODEH S. Parametric study of geometrical effects on the degree of bending (DoB) in offshore tubular K-joints under out-of-plane bending loads[J]. *Applied Ocean Research*, 2016, 58: 1-10.
- [31] AHMADI H, ZAVVAR E. Degree of bending (DoB) in offshore tubular KT-joints under the axial, in-plane bending (IPB), and out-of-plane bending (OPB) loads [J]. *Applied Ocean Research*, 2020, 95: 102015.
- [32] THORPE T W. A simple model of fatigue crack growth in welded joints [R]. London: UKAEA Harwell Lab, 1986.
- [33] 刘永健, 姜磊, 王康宁. 焊接管节点疲劳研究综述 [J]. *建筑科学与工程学报*, 2017, 34(5): 1-20.
- LIU Yongjian, JIANG Lei, WANG Kangning. Review of fatigue behavior in welded tubular joints [J]. *Journal of Architecture and Civil Engineering*, 2017, 34(5): 1-20.
- [34] Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms-working stress design; IIW Document XV-1035-99 [S]. Washington DC: American Petroleum Institute, 2002.
- [35] NEWMAN J C, RAJU I S. An empirical stress-intensity factor equation for the surface crack [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1981, 15(1/2): 185-192.