文章编号:1674-2974(2024)11-0208-10 DOI:10.16339/j.cnki.hdxbzkb.2024122

平面内弯矩作用下T形圆管相贯节点热点应力分布

袁智深[1],姚尧[2†],沈骅[2]
(1. 中南林业科技大学 土木工程学院,湖南 长沙 410004;
2. 浙江树人学院 城建学院,浙江 杭州 310015)

摘 要:本文针对平面内弯矩作用下的T形圆管相贯节点焊缝处热点应力分布开展研究.利用径向拉伸法建立了T形圆管相贯节点的有限元网格模型,对热点应力分析结果的可靠性进行了网格密度分析和试验对比分析,提出了满足计算精度要求的基本密度网格.通过无量纲几何参数分析归纳了热点应力沿相贯线的环向分布规律及几何参数影响规律,发现了冠点波峰分裂现象及分裂过程中波峰曲线的三种变化形态,在此基础上提出了采用以π为周期的系数来修正冠点曲线形状的波形修正方法及分布曲线参数公式.与伦敦大学学院(University College London,UCL)两位学者的公式和试验数据进行对比分析,结果表明本文公式具有更简洁的表达形式和更高的精度.

关键词:T形圆管相贯节点;平面内弯矩;热点应力分布;拟合公式
中图分类号:TU392.3 **文献标志码**:A

Hot Spot Stress Distribution of CHS T-joints under In-plane Bending

YUAN Zhishen[1], YAO Yao[2†], SHEN Hua[2]
(1. School of Civil Engineering, Central South University of Forestry & Technology, Changsha 410004, China;
2. College of Urban Construction, Zhejiang Shuren University, Hangzhou 310015, China)

Abstract: The study on the hot spot stress distribution along the intersecting weld of circular hollow section (CHS) T-joints under in-plane bending moment was carried out. A finite element mesh model of CHS T-joints was established by radial tension method. A mesh density analysis and experimental comparison analysis were conducted on the reliability of the hot spot stress analysis results, and a basic density mesh that meets the calculation accuracy requirements was proposed. The distribution law of hot spot stress along the intersection line and the influence of geometric parameters were summarized through dimensionless geometric parameter analysis. The phenomenon of wave-crest-splitting at the crown point and three pattern of curve near wave crest were discovered during the splitting process. On this basis, by using a coefficient with a period π, a curve shape correction method and distribution curve parameter formula were proposed to correct the curve shape near the crown point. A statistical analysis compared with formulas and experimental data from two scholars at University College London(UCL) shows

* **收稿日期**:2024-02-27
基金项目:国家自然科学基金资助项目(51608544),National Natural Science Foundation of China(51608544);湖南省自然科学基金资助项目(2023JJ31013),Natural Science Foundation of Hunan Province(2023JJ31013);长沙市自然科学基金资助项目(kq2208422),Natural Science Foundation of Changsha City(kq2208422);浙江树人学院引进人才科研启动项目(2022R052),Initiation Project for Introduced Talents of Zhejiang Shuren University (2022R052)
作者简介:袁智深(1982—),男,湖南邵阳人,中南林业科技大学副教授,博士
† 通信联系人,E-mail: yyao1893@163.com

that the formula in this paper has a more concise expression and higher accuracy.

Key words: circular hollow section (CHS) T-joint; in-plane bending; hot spot stress distribution; regression formula

热点应力是表征节点疲劳性能的重要应力指标之一[1],节点的几何外形和内力形式是影响热点应力大小的重要因素.空腹钢管桁架中的T形相贯节点除受轴力F_{ax}外,还承受平面内弯矩M_{ipb}的作用.研究表明,当杆件内力不同时,相贯节点处热点应力沿相贯线环向分布情况也完全不同[2],轴力作用时热点应力极值点可能位于相贯线的冠点、鞍点或两者之间的任意位置,而平面内弯矩作用时极值点可能位于冠点附近[3-4],不同荷载作用下极值点位置受几何参数的影响不尽相同.因此,当轴力和平面内弯矩共同作用时,热点应力的极大值直接采用各自极值的线性叠加可能会偏保守[5].研究尝试其他形式的叠加方程[6-7],但也存在精度和适用性问题[2].解决这一问题最直接的思路是计算相贯线环向各点的热点应力并判断极大值[8],此方法的关键在于解析热点应力沿相贯线的分布方程.目前,国内外热点应力的研究主要围绕极值叠加法解决单一荷载作用下热点应力极值计算的问题[9-10],有些研究在解决极值问题时试验测量了热点应力的分布情况[3,11-12],但这类分布数据并不普遍,伦敦大学学院(简称UCL)的Hellier等[13]和Chang等[14]针对热点应力分布开展有限元数值研究,并建立了参数公式.然而,两套公式均建立在不考虑相贯焊缝的壳单元有限元模型之上,模型简化导致平面内弯矩作用时的热点应力偏高,且高估程度沿相贯线环向变化[2,13],因此,公式的可靠性有待进一步检验.同时,两套公式的表达形式也过于复杂,Hellier公式是以极值点为分段点的三段式方程,计算公式建立在极值点和冠点的位置和大小之上,计算过程较为烦琐;为了避免这一麻烦,Chang公式采用了多项式,增加cos2δ项和常数项,尽管避免了求解冠点和极值点,但多项式中的系数C_0、C_1、C_2均采用复杂的高次多项式(如C_0为4次9项式),两套公式使用起来均不够简便.综上所述,现有研究从有限元模型精度和公式实用性两方面都有待进一步改进.

本文利用有限元分析手段对平面内弯矩作用下T形圆管相贯节点的热点应力分布开展研究,建立精确考虑焊缝形状的实体单元模型,进而开展有限元参数分析并归纳几何参数对热点的应力分布曲线的影响规律,根据分析数据建立热点应力分布系数DIS_{ipb}计算公式.通过与试验结果及现有计算公式进行对比分析,验证本文计算公式的可靠性.

1　热点应力的获得

1.1　计算简图

T形圆管相贯节点的分析计算采用固支梁模型,主管两端刚接,支管端部施加平面内弯矩M_{ipb},计算简图如图1所示.图中,L、D、T分别表示主管的长度、外直径和壁厚,l、d、t分别对应支管相应参数.M_{ipb}在支管端面产生的最大正应力σ_{nm}与支管截面模量W成反比,如式(1),σ_{nm}是未考虑应力集中的杆应力,通常又称为名义应力.

$$\sigma_{nm}=\frac{M_{ipb}}{W} \tag{1}$$

研究相贯节点热点应力时,通常采用4个无量纲几何参数描述节点的几何外形,即主管长细比$\alpha=2L/D$,支主管外径比$\beta=d/D$,主管径厚比$\gamma=D/(2T)$及支管与主管壁厚比$\tau=t/T$.

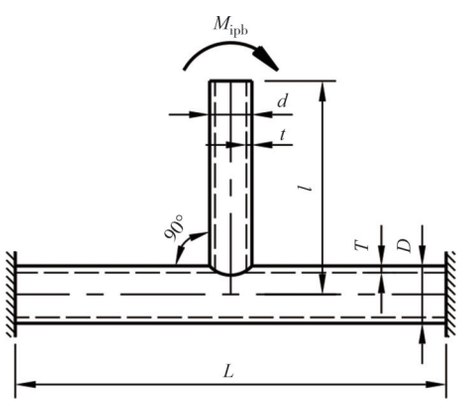


图1　T形钢管相贯节点计算简图

Fig.1　Calculation diagram of CHS T-joints

1.2　热点应力的获得

相贯节点在焊缝焊趾线处的几何突变导致近焊趾区应力集中显著且应力梯度高.同时,受焊缝建造

形状不规则及焊缝缺陷等因素的影响,直接测量焊趾的真实应力较为困难且存在较大不确定性,通常采用近焊趾区的递推应力作为焊趾应力表征值,即热点应力,该近焊趾区位于距焊趾某一距离的范围内,既能体现节点处的应力集中,又要避开焊趾缺陷等影响,称为热点应力递推区[15-16]. 为了精确捕捉应力的梯度规律,在热点应力递推区内[15]沿梯度方向等间距布置多个应力测点,例如,试验时垂直焊趾方向排列一列微型单向应变片组成应变片组(图2),有限元分析时加密沿垂直焊趾方向的网格. 随后根据各测点应力值归纳应力梯度规律,获得焊趾处的热点应力σ_{hs},圆管相贯节点近似满足线性的应力梯度规律[16],如式(2).

$$\sigma_{hs}=\frac{L_2\sigma_1-L_1\sigma_2}{L_2-L_1} \tag{2}$$

式中,L_i、σ_i(i=1、2分别代表近端测点和远端测点)分别表示测点到焊趾的距离和垂直于焊趾的应力.

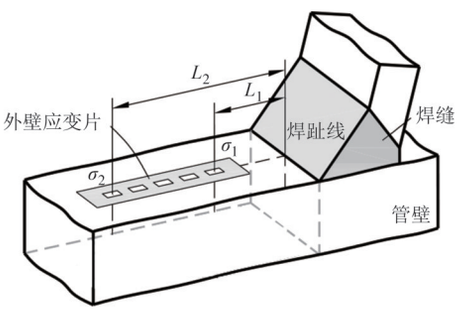


图2 应变片组大样

Fig.2 Detail of a set of strain gauges

受局部几何刚度分布不均的影响,应力集中沿相贯线的环向分布呈现出明显的不均匀性和规律性,而在不同支管荷载作用下,这一分布规律又存在着较大的差异. 为方便描述热点应力沿相贯线的环向分布规律,以支管圆心角δ为定位角来表示相贯线,左冠点设为定位起始点,逆时针转动为正,则相贯线上各关键点的定位角如图3所示. 通过在应力递推区内沿相贯线环向等间隔布置应力测点可准确地拟合热点应力的环向分布曲线,记为$\sigma_{hs}(\delta)$.

平面内弯矩M_{ipb}作用时热点应力极值点往往位于相贯线冠点及其临近区域,目前,研究普遍采用热点应力σ_{hs}与名义应力σ_{nm}无量纲的比值来描述应力集中程度,即应力集中系数SCF,针对冠点的热点应力集中系数$SCF_{ipb,cc}$的研究已经非常成熟,因此,研究热点应力沿相贯线的分布规律时,计算相贯线上各点热点应力$\sigma_{hs}(\delta)$与冠点热点应力的比值即可确

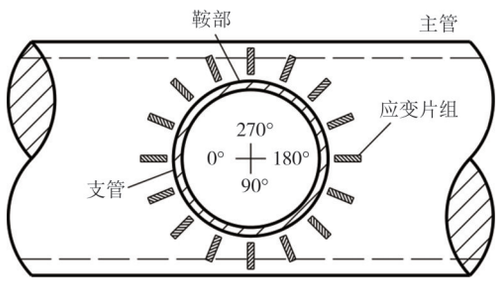


图3 应力测点布置图

Fig.3 Layout of stress measuring points

定应力分布曲线的形状,该比值定义为M_{ipb}作用下的热点应力分布系数DIS_{ipb}:

$$DIS_{ipb}=\frac{\sigma_{hs}(\delta)}{SCF_{ipb,cc}\cdot\sigma_{nm}} \tag{3}$$

2 有限元模型的建立及验证

2.1 建模及网格划分方法

有限元建模时,支座和荷载通过耦合法模拟,即设置刚臂将杆端所有单元结点耦合于端面中心点. 支座和荷载均作用于对应的端面中心点处,主管两端通过约束端面中心点的所有平动和转动自由度来模拟刚性支座,而平面内弯矩则作用于支管端部中心点. 应力集中系数反映了节点在弹性阶段的应力集中程度,与施加的荷载大小无关,故平面内弯矩采用1 MPa的名义应力施加在模型加载点处. 同时,影响热点应力的主要材料因素是弹性模量和泊松比,本文模型的钢材和焊材均采用弹性模量E=2.06×10^5 MPa、泊松比μ=0.3.

在有限元应力分析过程中,当分析对象存在应力高梯度区时,例如相贯节点的相贯区,为了保证应力分析精度,常采用三维20结点实体单元为分析单元[17-19],如图4所示,本文的有限元分析模型均采用ANSYS中的SOLID95实体单元[20].

为了精确捕捉高梯度应力区的应力,网格划分需要特别注意该区域的网格质量,而采用实体单元增加了相贯节点网格划分及网格质量控制的难度. 结合薄壁管闭口截面以及相贯面弧形曲面的特点,本文利用径向拉伸算法[2]建立了T形圆管相贯节点的网格模型,如图4所示. 具体建模流程如图5所示,该算法较法向量拉伸算法的优势在于其可根据外部边界曲面的形状自动调整内部拉伸向量的方向,而内部拉伸向量方向采用的线性插值算法降低了网格的翘曲和平行偏差,从而最大限度地保证了相贯区实体单元的质量.

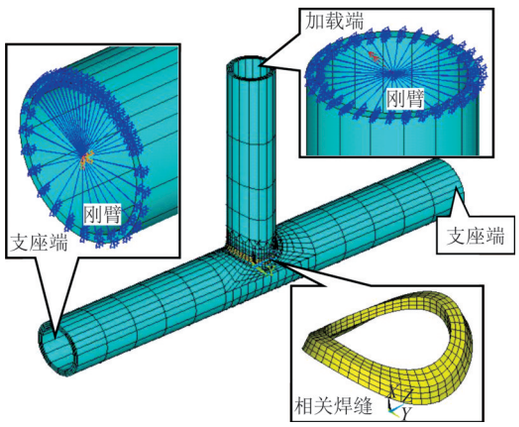
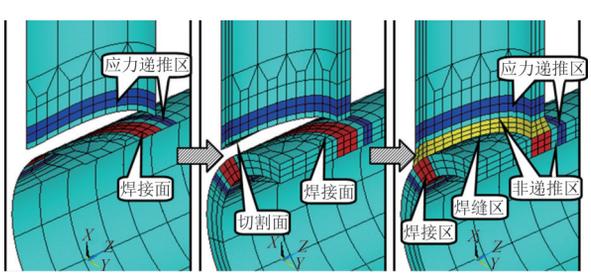


图4　T形节点有限元整体模型

Fig.4　Overall model of T-joint for FEA

需要注意的是,壳面网格划分时应按照应力测量方式的要求[15-16],在近焊趾区内增设环状的应力递推区,以便于利用外推法获得焊趾处的热点应力.因此,模型的近焊趾区被划分为焊缝区、焊接区、应力递推区和非递推区4个功能分区,网格如图5所示.近焊趾区,尤其是应力递推区的网格密度对外推结果影响显著,2.2节将对此展开收敛分析.



(a)外壁网格划分　(b)拉伸　(c)焊缝填充

图5　T形节点有限元建模步骤

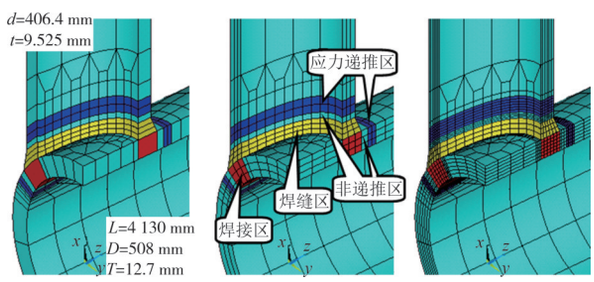
Fig.5　FEA modeling process of T-joints

相贯焊缝形状对热点应力的影响不容忽视[21-22],相贯焊缝断面尺寸与相贯线的二面角直接相关,因此,相贯焊缝的断面形状沿相贯线环向往往是连续变化的,规范*API RP2A-WSD*[6]对尺寸进行了严格规定,文献[2]在此基础上拟合了关于二面角的连续光滑的焊缝断面方程,本文利用该焊缝断面方程分别在主管外壁和支管端部精确构建了焊接面和切割面,然后通过在焊接面和切割面之间填充实体单元来模拟实际建造时的相贯焊缝形状.

2.2　有限元结果可靠性验证

本节通过应力收敛分析和试验对比确定用于分析相贯节点热点应力的合理网格密度,同时检验径向拉伸模型的可靠性.随着模型核心区网格加密,当应力计算值逐渐收敛时,应力的可靠性提高,但是模型的计算效率会降低.合理的网格密度要求模型能够在计算精度和计算效率之间达到最佳平衡.

收敛分析时首先对文献[3]中节点试件建立了3个不同密度等级的网格模型,分别为稀疏网格、基本网格和加密网格.对于有限元热点应力分析这类任务,网格加密的关键区域为热点应力相关的近焊趾区,3组模型的近焊趾区网格如图6所示.受相贯线环向弧形曲线的影响,网格的环向尺寸控制在10°以内,过大的环向尺寸可能增加网格的翘曲度而降低网格质量,因此3组模型环向的单元均为48格,收敛分析重点考察了模型近焊趾区沿应力递推方向(径向)和钢管壁厚方向(法向)的网格密度差异的影响,单元数量如表1所示.其中基本网格的密度约为加密网格的1/4,是稀疏网格的4倍.



(a)稀疏网格　(b)基本网格　(c)加密网格

图6　近焊趾区网格

Fig.6　Mesh of region near weld toe

表1　近焊趾区网格密度

Tab.1　Mesh density of region near weld toe

	网格矩阵(环向×径向×法向)				网格
	应力递推区	非递推区	焊接区	焊缝区	数量
稀疏网格	48×2×1	48×1×1	48×1×1	48×3×1	336
基本网格	48×2×3	48×1×3	48×3×3	48×3×3	1 296
加密网格	48×6×6	48×3×6	48×6×6	48×3×6	5 184

3组密度等级的网格模型计算得到的热点应力分布曲线如图7所示.对比3条曲线可以看出:稀疏网格和基本网格模型的计算曲线略有差别,两模型在同一测点的应力数据最大相差达到6%;随着网格细化,基本网格和加密网格之间的差别缩小至不超过2%.由此可以判断采用外推法获得的热点应力随网格细化而逐渐收敛,基本网格和加密网格的计算精度相当.

本文整理了伦敦大学学院等科研机构完成的6组不同几何参数的节点试验数据[3,11-13],试验节点参数如表2所示.通过与基本网格模型的计算结果对比来进一步验证有限元计算结果的可靠性,图8以T_1~T_3为例展示了两者的对比曲线.对比结果表明:

基本网格模型计算曲线与模拟试验测量点分布基本一致,该模型分析相贯节点热点应力具有较高的可靠性.基本网格模型兼顾计算精度高、速度快的优点,后续分析均采用基本网格.

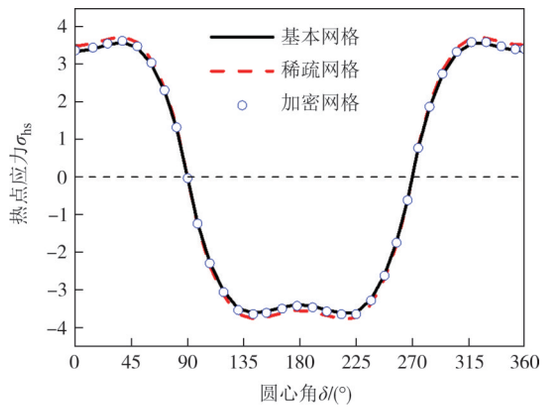


图7 不同网格密度模型热点应力环向分布

Fig.7 Hot spot stress distribution for models of different grid density

表2 DIS试验试件参数

Tab.2 Parameters of DIS test specimens

节点编号	试件几何参数				
	D	α	β	γ	τ
T_1[3]	508	16.26	0.8	20	0.75
T_2[11]	355.6	23.228	0.768	6.396	0.914
T_3[13]	457	8.01	0.71	14.28	0.78
T_4[12]	273	14.65	0.49	22.75	1.00
T_5[12]	273	14.65	0.49	17.06	0.75
T_6[12]	250	16	0.53	15.63	0.75

3 参数分析

为分析几何参数对相贯节点在平面内弯矩M_{ipb}作用下热点应力分布的影响规律,本节建立了一个由α、β、γ、τ 4个无量纲几何参数组成的多维参数空间,通过逐一变换其中一个几何参数来分析其与热点应力分布曲线的相关性.对于多影响因素的参数分析,为了既保证分析可靠性又提高分析效率,采用正交分析法从上述多维参数空间中选取代表性节点,选点遵守均匀分散且齐整可比的原则,工程中常用节点参数区间及正交分析的具体参数取值详见表3.按照2.1节的建模方法,对正交分析的总计400个代表性节点进行有限元分析,分别获得400条DIS_{ipb}曲线,为便于分析比较,选取其中一个代表性节点模型作为基本模型,其无量纲几何参数如表3所示,通过变换单一参数得到多条DIS_{ipb}曲线,再对其描点连接成连续曲面,分别获得与α、β、γ、τ相关的4组曲面,如图9所示.

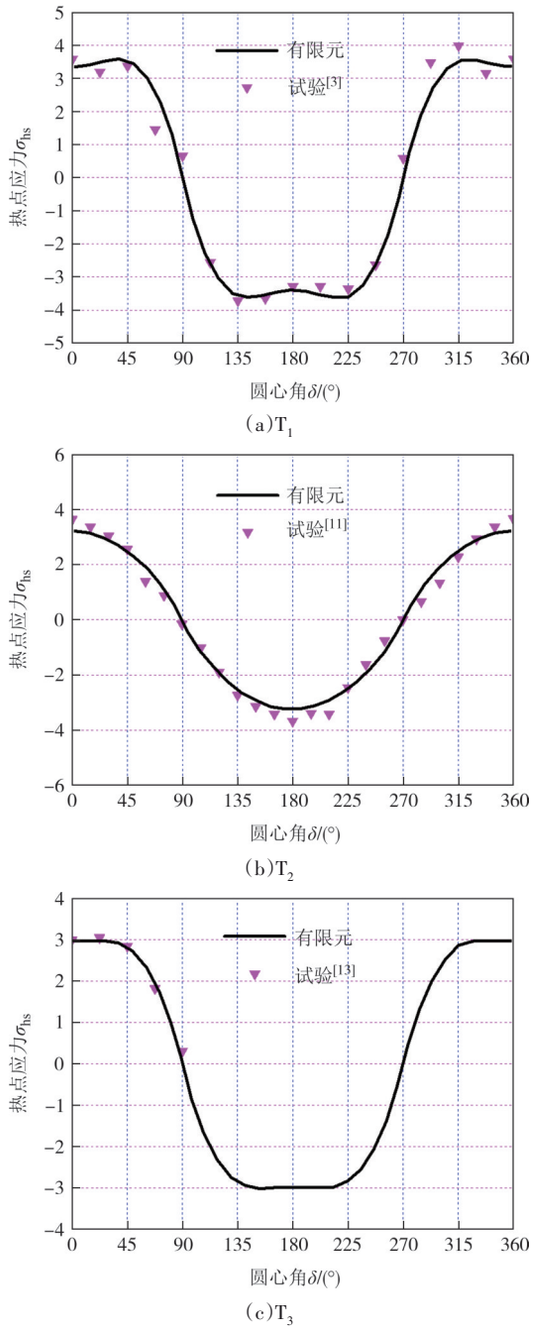


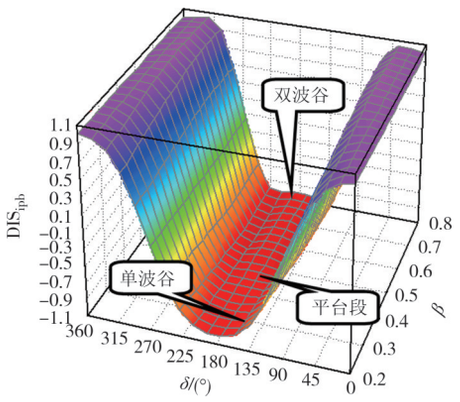
图8 有限元计算结果与试验结果对比

Fig.8 Comparison between FEA calculation results and test results

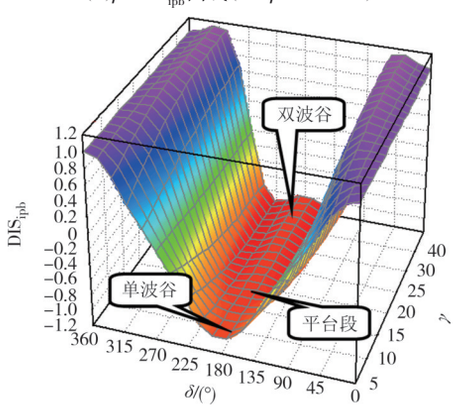
表3 无量纲参数取值

Tab.3 Value of dimensionless parameters

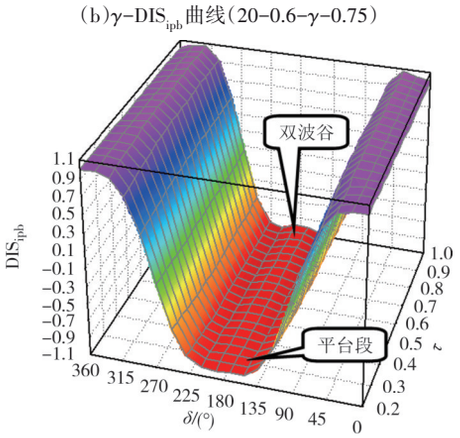
无量纲参数	参数区间	正交分析取值
α	[5,40]	5、10、20(基本模型)、30、40
β	[0.2,0.8]	0.2、0.4、0.6(基本模型)、0.8
γ	[5,40]	5、10、20(基本模型)、30、40
τ	[0.2,1]	0.2、0.5、0.75(基本模型)、1.0



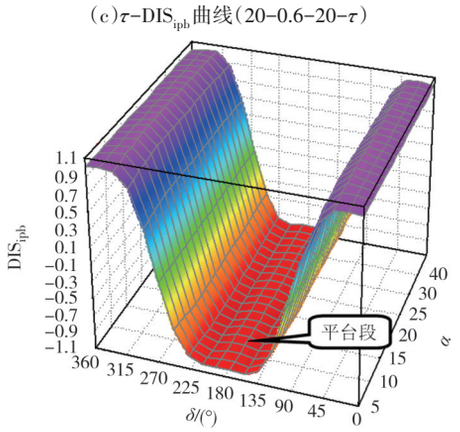
(a)β–DIS_{ipb}曲线(20–β–20–0.75)



(b)γ–DIS_{ipb}曲线(20–0.6–γ–0.75)



(c)τ–DIS_{ipb}曲线(20–0.6–20–τ)



(d)α–DIS_{ipb}曲线(α–0.6–20–0.75)

图 9　几何参数与 DIS_{ipb} 的相关曲线

Fig.9　Correlation curves between geometric paraments and DIS_{ipb}

3.1　β、γ和τ对热点应力分布的影响

β、γ、τ与DIS_{ipb}之间的相关曲面如图9(a)~(c)所示,除变化参数外,节点的其他3个参数均与基本模型相同.由图9可以看出,DIS_{ipb}曲线形状与平面内弯矩作用下的名义应力分布相似,呈余弦分布且反对称轴为相贯线鞍点连线.两者的不同之处是冠点附近的波形.

相贯节点的β、γ和τ值不同时,DIS_{ipb}曲线在冠点附近的波形差异明显.对于β、γ和τ较小的节点,DIS_{ipb}曲线形状和余弦曲线相似;随着β、γ和τ的增大,DIS_{ipb}曲线冠点处的单波峰(谷)缓慢分裂为沿冠点对称的双波峰(谷)并朝鞍点移动,分裂前期两波峰(谷)间隔较近,并不能明显分辨两个波峰(谷)形状,主要表现为一个平台段,随着分裂的持续发展,双波峰(谷)距离逐渐拉大,波峰峰值也逐渐上升,波峰之间的冠点区产生轻微凹陷段,随着凹陷深度逐渐增加,双波峰(谷)形状越发明显,本文中称为波峰分裂现象.由图9(a)~(c)可以看出,双波峰之间的距离可扩展至冠点±45°,波峰峰值可上升至接近1.2.鞍点附近曲线受平台段的挤压,斜率相应变大.

在3个无量纲参数中,τ与β、γ相比,对DIS_{ipb}曲线形状影响较小.随着τ的增大,双波峰之间的距离不变,仅波峰峰值略微增加.

产生冠点波峰分裂现象的主要原因是沿相贯线主管局部刚度分布不均,圆主管顶部的局部刚度显然要小于主管两侧[23],小β节点的相贯线鞍点接近主管顶部.因此,主管沿相贯线局部刚度分布较为均匀,其DIS_{ipb}曲线更加接近余弦函数,而大β节点的相贯线鞍点更加接近主管两侧,加剧了主管沿相贯线局部刚度分布的不均匀性,而这种不均匀性与支管名义应力分布相反,从而导致了DIS_{ipb}曲线在冠点附近产生波峰分裂现象.DIS_{ipb}曲线形状对γ的变化更加敏感,主要是由于主管局部弯曲刚度与其壁厚的三次方成正比,因此,改变主管壁厚,DIS_{ipb}曲线变化较明显.参数τ改变了支管壁厚,对主管局部刚度改变不大,因此对热点应力分布影响较小.

3.2　α对热点应力分布的影响

α与DIS_{ipb}之间的相关曲面如图9(d)所示,由图9(d)可以看出,随着α的增加,DIS_{ipb}曲线波形基本不变,单调区间始终保持一致,其对DIS_{ipb}几乎无影响.

综上所述,DIS_{ipb}曲线整体呈余弦分布,且波形随几何参数变化发生局部改变.不同β、γ和τ值节点在冠点附近的波形差异明显,β、γ和τ值较大的节点易出现波峰分裂现象,且双波峰(谷)距离和峰值会

随参数变大而递增.在四个参数中,γ对曲线波形影响最大,β影响次之,τ影响较小,α几乎无影响.

4 参数公式拟合及可靠性分析

4.1 参数公式拟合

从上述的参数分析结果不难发现,建立M_{ipb}作用下的热点应力分布计算公式时,DIS_{ipb}曲线的波幅、周期及冠点附近波形应满足下面两个基本条件:①曲线沿鞍点连线反对称,周期为2π,单调性接近余弦三角函数,曲线冠点处波幅等于2;②冠点附近的波形变化较大,受几何参数的影响可表现为单波峰(谷)、平台段和双波峰(谷)3种形态,平台段宽度和双波峰最远位置可扩展至冠点±45°.

基于上述条件①,DIS_{ipb}曲线参数公式的基本表达形式采用其对应名义应力分布曲线$\cos\delta$,函数周期为2π;基于规律②,引入波形修正系数K_{ipb},通过调整K_{ipb}中的系数m、指数k来修正冠点附近曲线形状,为了便于单独控制冠点和鞍点的修正值,K_{ipb}采用周期为π的函数.修正形式如式(4)所示,通过改变式中系数m和指数k得到一系列曲线,如图10所示.当指数k等于0时,曲线为标准余弦曲线,即M_{ipb}作用时的名义应力分布曲线;随着系数m、指数k的增大,波峰(谷)位置逐渐趋于平缓并呈现平台段,当m、k超过某一临界值后,曲线波峰(谷)一分为二,且逐渐向鞍点移动,幅值超过2.通过调整K_{ipb}中的系数m、指数k对余弦函数进行修正,可满足波幅、周期和冠点附近波形的要求.利用表3中节点的有限元分析结果,对K_{ipb}中的系数m、指数k进行了拟合,得到其与无量纲几何参数β、γ和τ之间的相关公式如下:

$$DIS_{ipb}=K_{ipb}\cos\delta \tag{4}$$

式中:波形修正系数$K_{ipb}=m(|\cos\delta|^k-1)+1$,$m=-3.32\gamma^{0.178}\tau^{0.041}+4.589$,$k=2.059\beta^{0.75}$.

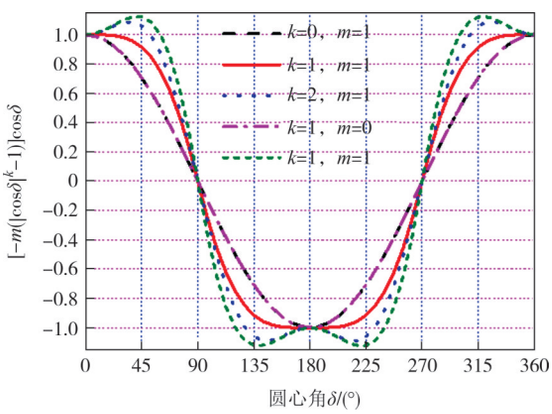


图10 修正的三角余弦函数曲线

Fig.10 Revised trigonometric cosine function curve

4.2 冠点波形修正比较

伦敦大学学院的Hellier和Chang先后利用有限元分析数据拟合了两套计算热点应力分布的参数公式[13-14],虽然公式针对的是Y形圆管相贯节点,但令式中的主支管夹角θ=90°可得到T形节点公式,如表4所示.可以看出,两套公式均建立在三角余弦函数的核心基础之上,但修正冠点附近波形的方式却截然不同.

表4 现有热点应力分布计算公式

Tab.4 The existing hot spot stress distribution curve formulae

公式名称	计算公式	适用范围
Hellier公式[13]	$SCF_{ipb}(\delta)=\begin{cases}[(SCF_c+SCF_{hs})+(SCF_c-SCF_{hs})\cos(\pi\delta/\delta_{hs})]/2, & (0\leqslant\delta\leqslant\delta_{hs};\\ SCF_{hs}\cos[\frac{\pi}{2}(\delta-\delta_{hs})/(\frac{\pi}{2}-\delta_{hs})], & (\delta_{hs}\leqslant\delta\leqslant\pi-\delta_{hs});\\ -\{(SCF_c+SCF_{hs})-(SCF_c+SCF_{hs})\cos[\pi(\pi-\delta_{hs})/\delta_{hs}]\}/2, & (\pi-\delta_{hs}\leqslant\delta\leqslant 180)\end{cases}$	6.21≤α,0.2≤β≤0.8, 7.6≤γ≤32,0.2≤τ≤1.0
Chang公式[14]	$SCF_{ipb}(\delta)=C_0+C_1\cos\delta+C_2\cos2\delta$	6≤α≤40,0.2≤β≤0.8, 7.6≤γ≤32,0.2≤τ≤1.0
本文公式	$DIS_{ipb}=K_{ipb}\cos\delta$	5≤α≤40,0.2≤β≤0.8, 5≤γ≤40,0.2≤τ≤1.0

注:1)δ为弧度表示的圆心角;2)δ_{hs}为弧度表示的极值点圆心角;3)SCF_c、SCF_{hs}分别表示冠点、极值点的热点应力集中系数,计算公式详见文献[13];4)常数项C_0以及$\cos\delta$项、$\cos2\delta$项的系数C_1、C_2详见文献[14];5)波形修正系数K_{ipb}详见式(4).

Hellier公式采用分段函数法来模拟冠点平台段和凹陷段,热点应力极值点为分段函数的分段点,公式建立在冠点热点应力集中系数SCF_c和极值点热点应力集中系数SCF_{hs}的基础之上,试验证实Hellier公式中SCF_{hs}、SCF_c的预测值存在误差[2],因此公式可靠性有待进一步证实;同时,确定热点极值点的位置和大小本身存在一定难度,导致Hellier公式求解步骤复杂.

为了避免Hellier公式计算过程中求解关键点和极值点的热点应力,Chang公式通过增加cos2δ项和常数项来修正冠点波形,公式中的常数项C_0以及cosδ项、cos2δ项的系数C_1、C_2均为β、γ、τ的高次多项式,如C_0为4次9项式,实际工程中求解起来仍然十分不便.

而本文公式直接乘周期为π的波形修正系数来进行修正,公式整体形式上还是保持了对应名义应力的三角余弦函数表达式,无须求解关键点和极值点的热点应力以及烦琐的系数,表达式更简洁,使用起来更方便.

4.3　公式准确性分析

考虑到Hellier和Chang公式的复杂性及有限元简化模型导致的DIS曲线误差[13],本文通过精确模拟相贯焊缝的形状来消除焊缝尺寸效应的影响,为了验证本文公式的准确性和适用性,与2.2节表2中的试验数据[3,11-13]进行了比较,同时与Hellier公式和Chang公式进行了对比.

将试验节点几何参数代入公式分别计算应力分布系数$DIS_{hellier}$、DIS_{chang}、$DIS_{本文公式}$,统称为DIS_F,其中,Hellier公式和Chang公式直接计算得到的SCF(δ)需经标准化处理后方可得到DIS. 为了验证本文公式的可靠性,图11分别绘制了3组公式计算的DIS曲线及试验测量点以进行比较.

由图11可以看出,3条公式曲线不仅反映了节点热点应力沿相贯线环向的整体走势,同时准确捕捉了冠点附近波形的局部细节变化,例如T_1、T_4的双波峰及凹陷段,T_2的单波峰以及T_3、T_5、T_6的平台段. 除个别数据点外,试验数据点围绕在公式曲线附近较小的范围内波动,也反映了公式计算曲线与试验测量数据吻合较好.

为了对比3个公式精度,进一步对公式计算误差进行量化分析,对各测点的公式计算值(DIS_F)与试验测量值(DIS_E)之比R进行统计分析,得到了包括均值、标准差在内的主要统计参数并绘制了误差棒图,如图12所示. 由于M_{ipb}作用时鞍点的理论应力值为0,鞍点邻近点的应力值较小,这些位置的R随机性较大,没有比较意义,统计时剔除了这些无效数据点.

由图12可以看出,利用3组公式预测M_{ipb}作用下节点的热点应力分布时,Hellier公式在数据均值方面与试验测量值最为接近,但其数据离散性最差,σ_R

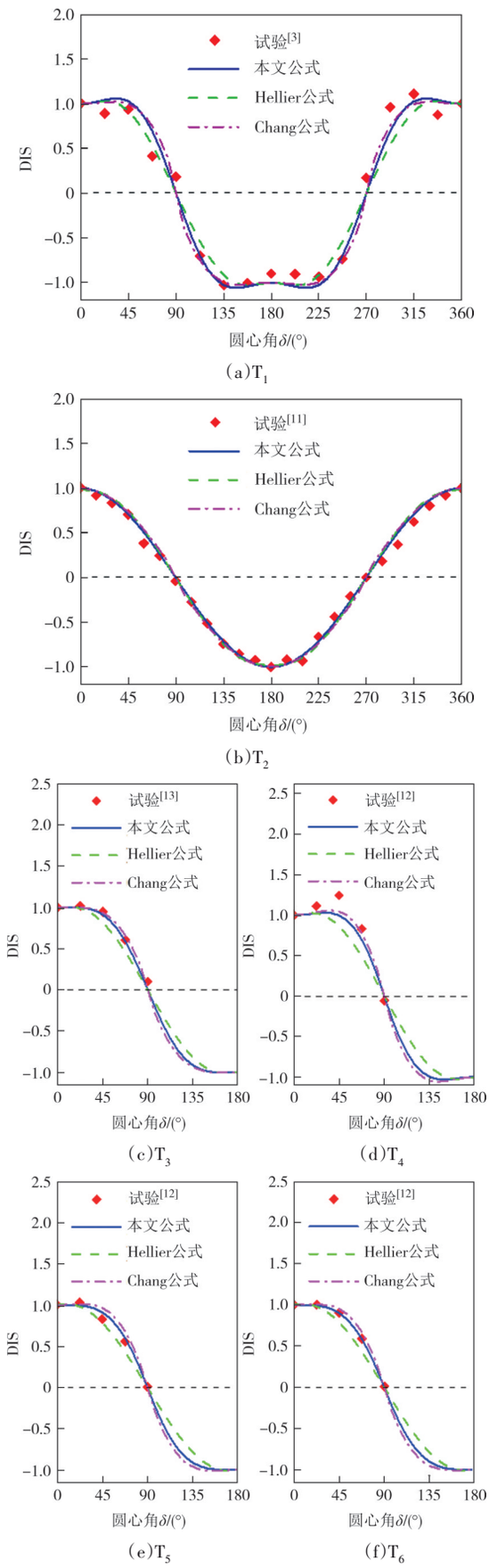


图11　DIS曲线对比

Fig.11　Comparison between DIS curves

超过了0.18;Chang公式的均值和离散性均较差,μ_R超过试验值接近9%,σ_R也超过了0.18;本文公式μ_R比Hellier公式略大,但相差不超过4%,而σ_R较Hellier公式和Chang公式减小分别达到21%和18%,表明本文公式对各测点应力预测误差的波动性较小,因此预测更可靠.

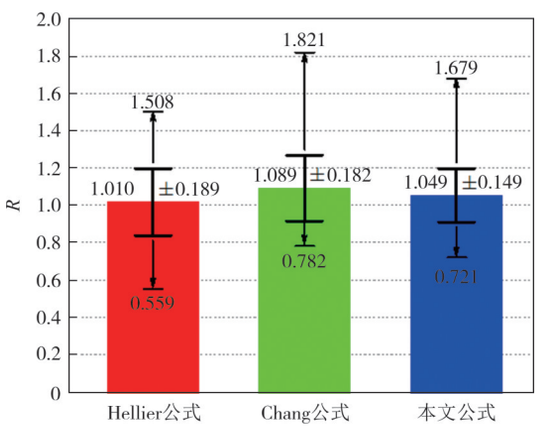


图12 误差棒图及统计参数

Fig.12 Error bar chart and statistical parameters

综合分析均值和离散性两个方面,本文公式较Hellier公式和Chang公式能够更准确地捕捉热点应力分布曲线的整体波形,同时表达更简洁,便于实际操作.

5 结 论

本文对平面内弯矩作用下T形圆管相贯节点的热点应力分布开展研究,根据有限元参数分析数据,总结热点应力的分布规律,并建立DIS_{ipb}计算公式,与试验结果进行对比,同时对本文计算公式和现有计算公式进行可靠性分析,得到以下结论.

1)对3个不同密度等级的有限元网格模型进行对比分析,热点应力随网格密度的增加逐渐收敛,稀疏网格模型计算结果误差不容忽视,而加密网格模型计算量偏大,基本网格较好地兼顾了计算精度和效率两方面要求.

2)有限元参数分析结果表明,DIS_{ipb}曲线整体呈余弦分布且波形随几何参数变化发生局部改变.β、γ和τ值不同,节点在冠点附近的波形差异明显.其中,γ影响最大,β影响次之,τ影响较小,α对曲线波形几乎无影响.前三者对局部波形的影响主要表现为冠点附近产生的波峰(谷)分裂现象,分裂前期表现为平台段,后期随着平台段加宽,平台段中部出现凹陷段,表现为明显的双波峰(谷),平台段宽度和双波峰最远位置达到冠点±45°,波峰峰值可上升至接近1.2.鞍点附近曲线受冠点波形的挤压,斜率相应变大.

3)本文公式采用周期为π的波形修正系数修正的余弦函数准确模拟了单波峰、平台段和双波峰等不同曲线波形,与试验和现有公式相比精度高,相较于现有公式的两种波形修正方式更简洁,便于实际操作.

参考文献

[1] RADAJ D, SONSINO C M, FRICKE W. Fatigue assessment of welded joints by local approaches[M]. 2nd ed. Cambridge, England: Woodhead, 2006: 15-20.

[2] 姚尧. 钢管相贯焊接节点热点应力计算方法研究[D]. 长沙: 湖南大学, 2020: 94-95.
YAO Y. Research on hot spot stress calculating method of tubular joints [D]. Changsha: Hunan University, 2020: 94-95 (in Chinese).

[3] BAO S L, WANG W H, ZHOU J K, et al. Experimental study of hot spot stress for three-planar tubular Y-joint: I. Basic loads [J]. Thin-Walled Structures, 2022, 177: 109418.

[4] BAO S L, WANG W H, LI X, et al. Experimental study of hot spot stress for three-planar tubular Y-joint: II. Combined loads [J]. Thin-Walled Structures, 2022, 177: 109416.

[5] YEOH S K, SOH A K, SOH C K. Behaviour of tubular T-joints subjected to combined loadings[J]. Journal of Constructional Steel Research, 1995, 32(3): 259-280.

[6] API RP2A-WSD: Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms[S]. Washington D.C.: API Publishing Services, 2014: 155-161.

[7] 姚尧, 舒兴平, 袁智深, 等. 支管轴力和弯矩联合作用下T形圆钢管相贯节点热点应力分析与计算[J]. 建筑结构, 2013, 43(22): 26-32.
YAO Y, SHU X P, YUAN Z S, et al. Hot spot stress analysis of CHS T-joint under combined loads[J]. Building Structure, 2013, 43(22): 26-32. (in Chinese)

[8] GULATI K C, WANG W J, KAN D K Y. An analytical study of stress concentration effects in multibrace joints under combined loading[C]//Proceedings of the 14th Annual Offshore Technology Conference. Houston, Texas, 1982: 337-355.

[9] 季跃. 相贯节点承载性能研究现状简述[J]. 结构工程师, 2018, 34(6): 168-174.
JI Y. State-of-the-art of research on the load bearing behavior of tubular joints[J]. Structural Engineers, 2018, 34(6): 168-174. (in Chinese)

[10] 董事尔, 李潇, HAZEM, 等. 圆管状钢结构节点的应力集中因子研究现状[J]. 机械, 2018, 45(9): 1-5.

DONG S E, LI X, HAZEM, et al. A review of stress concentration factors in tubular joints [J]. Machinery, 2018, 45(9):1-5.(in Chinese)

[11] CHIEW S P, LIE S T, LEE C K, et al. Fatigue performance of cracked tubular T joints under combined loads. I: experimental [J]. Journal of Structural Engineering, 2004, 130(4): 562-571.

[12] 杨洲. 平面内弯矩作用下Q460C高强钢T型圆管节点疲劳性能研究[D]. 重庆: 重庆大学,2017:28-36.
YANG Z. Fatigue behavior of CHS T-joints with high strength steel Q460C under cyclic in-plane bending [D]. Chongqing: Chongqing University, 2017: 28-36 (in Chinese).

[13] HELLIER A K, CONNOLLY M P, KARÉ R F, et al. Prediction of the stress distribution in tubular Y-and T-joints [J]. International Journal of Fatigue, 1990, 12(1): 25-33.

[14] CHANG E, DOVER W D. Prediction of stress distributions along the intersection of tubular Y and T-joints [J]. International Journal of Fatigue,1999,21(4): 361-381.

[15] CIDECT Design Guide 8: Design guide for circular and rectangular hollow section welded joints under fatigue loading[S]. 2nd Edition. Germany:TÜV-Verlag,2008:1-10.

[16] IIW Document XIII-I804-99: Fatigue design procedures for welded hollow section joints[S]. Cambridge: Abington Publishing Limited, 2000: 1-15.

[17] ROMEIJN A. Stress and strain concentration factors of welded multiplanar tubular joints [D]. Delft: Delft university, 1994: 1-10.

[18] ROMEIJN A, PUTHLI R S, WARDENIER J. Guidelines on the numerical determination of stress concentration factors of tubular joints [C]//Proceeding of the fifth international Symposium on Tubular Structures. Nottingham,UK. 1993:625-639.

[19] 袁智深, 舒兴平, 胡习兵. 内隐藏焊缝对N形方圆钢管节点受力性能影响[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2018, 45(7): 10-19.
YUAN Z S, SHU X P, HU X B. Influence of hidden weld on mechanical properties of overlapped CHS-to-SHS N-joints [J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2018, 45(7): 10-19.(in Chinese)

[20] 王新敏. ANSYS工程结构数值分析[M]. 北京: 人民交通出版社, 2007: 7-18.
WANG X M. Numerical analysis of engineering structures with ANSYS[M]. Beijing: China Communications Press, 2007: 7-18.(in Chinese)

[21] SMEDLEY P, FISHER P. Stress concentration factors for simple tubular joints [C]//Proceedings of the 1st international offshore and polar engineering conference. Edinburgh, UK. 1991: 475-483.

[22] DOVER W D, CHAUDHURY G K, DHARMAVASAN S. Experimental and finite element comparisons of local stress and compliance in tubular welded T and Y joints [C]//International conference on steel in marine structures. Paris: 1981, paper No.4.3: 27-40.

[23] 袁智深, 姚尧, 卢微然, 等. 平面外弯矩作用下T形圆管节点热点应力分布[J]. 湖南大学学报(自然科学版), 2022, 49(5): 151-159.
YUAN Z S, YAO Y, LU W R, et al. Hot spot stress distribution of CHS T-joints under out-of-plane bending[J]. Journal of Hunan University (Natural Sciences), 2022, 49(5): 151-159.(in Chinese)