

750 kV 钢管混凝土变电构架相贯节点 SCF 试验研究*

杨俊芬^{1†}, 杨超¹, 苏明周¹, 张广平², 刘海峰³

(1. 西安建筑科技大学 土木工程学院, 陕西 西安 710055;

2. 中国能源建设集团甘肃省电力设计院有限公司, 甘肃 兰州 730050; 3. 中国电力科学研究院, 北京 100192)

摘要:以国内首例 750 kV 钢管混凝土变电构架工程为背景, 对 3 个采用不同加强方式(即瓦形板、套管和腋板加强)和一个作为对比的无加强钢管混凝土 Y 型节点在平面内弯矩作用下的应力集中系数(SCF)进行了试验研究. 结果表明: 相比无加强节点, 本文采用的 3 种加强方式均能显著降低节点的 SCF 值; 通过 2 种外推方法的对比表明, 主管的 SCF 可以采用线性外推法, 而支管 SCF 需采用二次外推法; 增大主管轴压比将显著降低节点的 SCF 值, 使 SCF 值分布更为均匀. 将试验 SCF 结果与现有规范的计算公式对比表明, 现有规范计算结果与支管的 SCF 试验结果吻合较好, 而对主管的 SCF 明显均偏于保守.

关键词:750 kV 钢管混凝土变电构架; 试验研究; Y 型相贯节点; 应力集中系数; 平面内弯矩

中图分类号: TU398.9

文献标志码: A

Test Study on Stress Concentration Factors of Y-Joints in 750 kV Concrete Filled Tubular Substation Truss Structure

YANG Junfen^{1†}, YANG Chao¹, SU Mingzhou¹, ZHANG Guangping², LIU Haifeng³

(1. School of Civil Engineering, Xi'an University of Architecture and Technology, Xi'an 710055, China;

2. Gansu Electric Power Design Institute Co., Ltd. of China Energy Construction Group, Lanzhou 730050, China;

3. China Electric Power Research Institute, Beijing 100192, China)

Abstract: The stress concentration factors of concrete-filled tubular Y-joints subject to in-plane bending were studied, based on the engineering background of the first 750 kV concrete filled tubular substation in China. Experimental investigation was performed to investigate the hot spot stress distribution along the intersection between chord and brace. Three tubular Y-joint specimens with circular concrete-filled chords under different forms of reinforced components, including doubler-plate, sleeved and haunched reinforced joints, were tested. In addition, a unreinforced joint specimen was tested for comparison. The test results indicate that three different forms of reinforced components effectively reduce the peak stress concentration factors of Y-joints, compared with that of the unreinforced joint. The current research points out that the linear extrapolation method can be used for chords, whereas the quadratic extrapolation method can be used for braces. The stress concentration factor values are effectively reduced and more evenly distributed when the axial compression ratio in chord is increased. Furthermore, the stress concentration

* 收稿日期: 2016-05-16

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51408569), National Natural Science Foundation of China(51408569); 国家电网公司 2014 年依托工程基建新技术研究项目([2014]9), New Technology Research Project for Infrastructure Projects of State Grid Corporation of China([2014]9)

作者简介: 杨俊芬(1979—), 女, 湖北汉川人, 西安建筑科技大学副教授, 博士后

† 通讯联系人, E-mail: yjf9807@126.com

factors obtained from the test results were compared with the predictions from some well-established existing stress concentration factor equations. Generally, the prediction results are very consistent with the test results of the braces, but very conservative for concrete-filled chords.

Key words: 750 kV CFT substation structures; experimental investigations; Y-joints; Stress Concentration Factor(SCF); in-plane bending

钢管结构以其良好的受力性能及轻巧、简洁、美观等一系列优点,在建筑工程中得到了广泛应用^[1].相贯节点作为圆管结构中最为普遍的节点形式,以其外表美观、构造简便、节省钢材和易于维护等优点而在人字形变电构架结构中广泛使用.相比传统构架,750 kV 特高压变电构架的高度、跨度及荷载水平较高,为了保障节点的强度和刚度,往往需要对节点进行加强.除在构架主管内灌注混凝土对相贯节点来说本身就是一种加强方式以外,其他常见的加强措施还有主管上加瓦形板、主管上加套管、设置上下腋板等^[2].

由于相贯焊缝的内在缺陷和几何不连续将导致相贯部位存在严重的应力集中^[3],疲劳裂纹通常在最大应力点出现、扩展进而导致材料断裂.节点区域的应力分布特征对结构的疲劳性能影响很大,对于需要承受动力荷载的结构来说,疲劳破坏可能会对结构破坏起到控制作用^[4].目前,普遍使用热点应力法来评价管节点的疲劳寿命^[5],对热点应力通常采用一个力学参数——应力集中系数 SCF (Stress Concentration Factor)来评估.国内外对钢管相贯节点的疲劳性能已取得较为充分的认识,而对钢管混凝土相贯节点疲劳性能的研究相对较少.已有的研究多集中于圆管灌浆节点,如文献[6-8]对灌浆相贯节点的疲劳性能进行了研究,提出可以采用主管等效壁厚法、并套用纯钢管节点公式来计算灌浆节点的 SCF;针对灌浆的 T 型相贯节点在轴向力、平面内和平面外弯矩作用下的 SCF, Lalani 等^[9]的研究成果表明灌浆节点的 SCF 明显低于纯钢管节点,而文献[10]的试验结果却有差异,其研究指出仅轴向压力和平面外弯矩作用下节点的 SCF 比纯钢管节点明显降低,而在平面内弯矩作用下变化不大.近年来国内学者也开始对钢管混凝土相贯节点的疲劳性能展开研究,童乐为等^[11]通过 10 个节点的试验研究表明钢管混凝土节点的 SCF 明显低于纯钢管节点;陈娟等^[12-13]对不同工况下钢管混凝土相贯节点的 SCF 进行了试验研究和有限元分析,并与国际上有关规范^[5,8,14]对比,提出了基于等效壁厚原理

的计算公式.此外,研究相贯节点热点应力的还有王春光等^[15-16],以及从事桥梁工程和海洋工程的很多学者.

然而,除 Hoon 等^[17]对瓦形板加强的 T 型纯钢管节点的疲劳性能进行过研究外,目前对加强型钢管混凝土相贯节点的疲劳性能研究还少有报道.本文沿袭空心圆管焊接节点热点应力测试的基本理论和方法,结合甘肃桥湾 750 kV 变电站工程,对 4 个 1:2 缩尺的 Y 型圆管支管—圆管混凝土主管焊接相贯节点,包括 1 个无加强型与 3 个不同加强型(在主管上加瓦形板、主管上加套管和设置加腋板)的 SCF 进行试验研究,重点研究在主管受轴向压力、支管受平面内弯矩的复合荷载作用下以及主管轴压比变化时,主管和支管上的 SCF 分布规律,并与有关规范对比,以检验有关规范对加强后的相贯节点 SCF 值计算是否合理.

1 试验概况

1.1 试件设计

试件源于在建的甘肃桥湾 750 kV 人字形钢管混凝土变电站结构,考虑到试件制作和加载设备的要求,共设计了 4 个 1:2 缩尺试件.同时,为尽量消除主管端部约束对节点区域的影响,取主管与支管长度均大于其管径的 3 倍.试件几何形状和尺寸如图 1 所示,所有试件的支管均为圆钢管、主管均为钢管混凝土,其中一个试件是作为对比的无加强型节点试件(编号为 SJ1),另外 3 个为加强型节点,包括一个瓦形板加强试件(SJ2)、一个外套管加强试件(SJ3)和一个腋板加强试件(SJ4).钢管均为焊接钢管,主、支管的连接采用二氧化碳气体保护焊,相贯线焊缝为全熔透焊缝,焊缝质量等级为二级.

所有试件的圆管材料均为 Q345B 钢材,其材性试验结果见表 1.主管内填 C30 商品混凝土,按照常规施工方法浇筑,插入式振捣,自然养护,28 d 实测混凝土立方体抗压强度为 36.2 MPa.

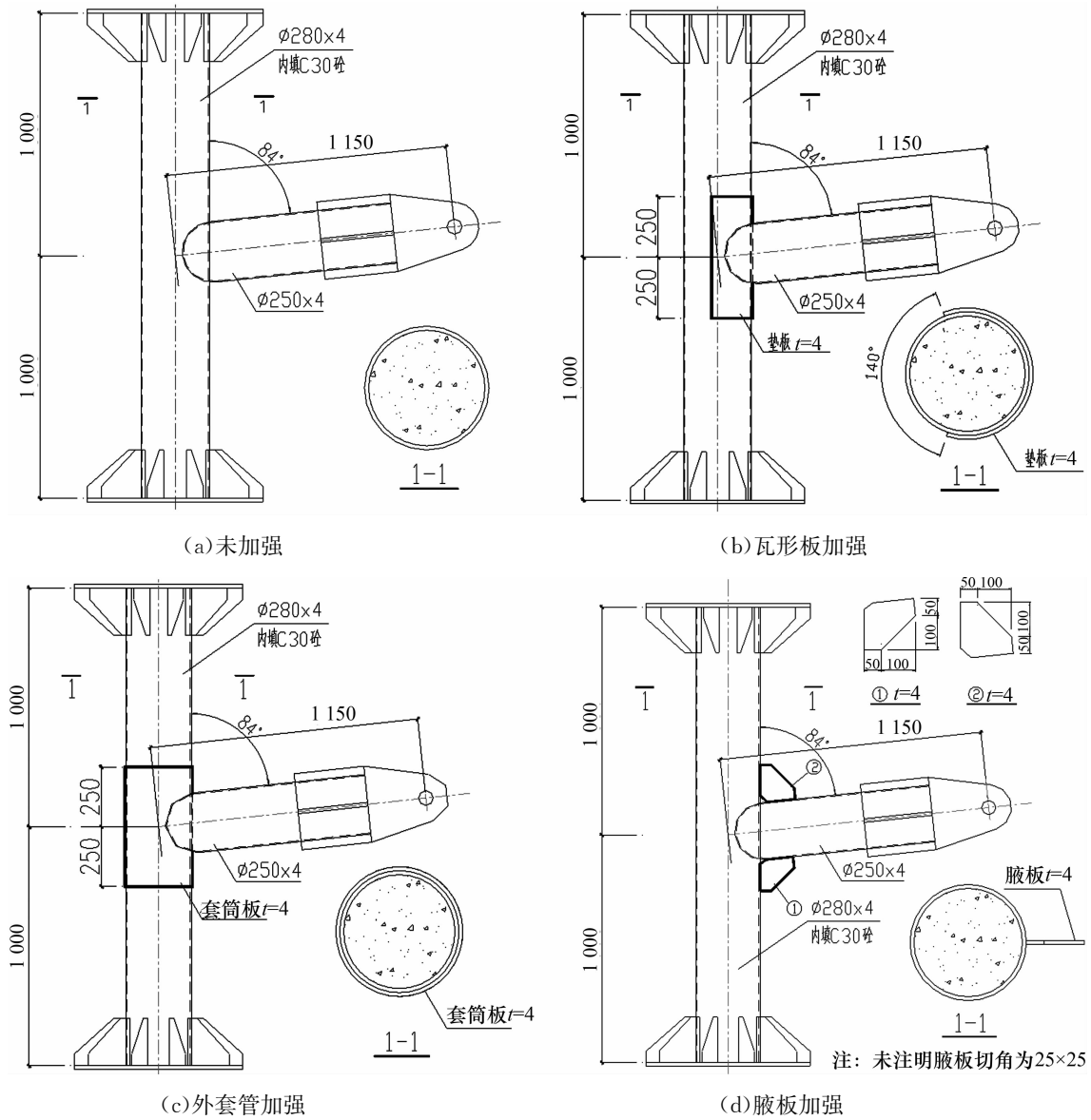


图 1 试件几何尺寸(单位:mm)
Fig.1 Geometry of specimens (Unit:mm)

表 1 钢材材性

Tab.1 Material properties of steel

| 试样 | t/mm | f_y /MPa | f_u /MPa | δ /% | E/GPa | f_u/f_y |
|----|------|------------|------------|-------------|-------|-----------|
| S4 | 3.5 | 405 | 490 | 31 | 195 | 1.21 |

注:S4表示名义厚度为4mm的材性试验试件;t为试件厚度; f_y 为屈服强度; f_u 为抗拉强度; δ 为伸长率;E为弹性模量.

1.2 试验装置和加载方案

试验装置如图 2 所示.试验中,主管柱脚与底座刚接,底座通过放置于其上表面压梁两端的锚栓固定于试验台面,上端铰接.主管顶部放置一个 100 t 液压千斤顶,且并联于一套自主研发的稳压装置,以保证千斤顶荷载恒定不变.支管端部通过带销轴的连接件与 50 t MTS 作动器连接,以施加垂直于支管方向的竖向荷载,使节点受平面内弯矩作用.试

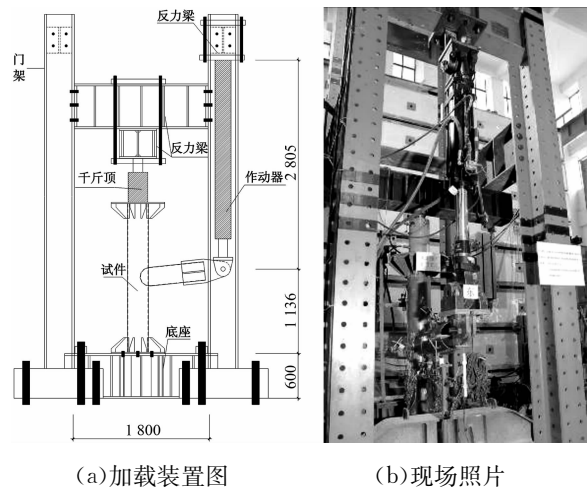


图 2 试验装置
Fig.2 Test setup

验中通过改变主管轴压比(分别为 0.2 和 0.4)以考虑其对节点应力集中系数的影响.每个试件平面内弯矩按照有限元模拟得到的最小屈服弯矩的 30%、40%和 50%分别加载 3 次,以计算平均热点应力值.

1.3 测试方案

1.3.1 测试原理

应力集中系数 SCF 易于反映节点处不均匀分布的热点应力特性以及应力集中程度,便于工程设计应用.本文通过在节点相贯线焊趾处粘贴电阻应变片,由应变片测试数据得到节点的应变集中系数 SNCF,再通过应变集中系数换算出应力集中系数.应变集中系数 SNCF 定义为:

$$\text{SNCF} = \epsilon_{\perp} / \epsilon_n \quad (1)$$

式中: ϵ_{\perp} 为焊缝处的垂直应变,由垂直于焊缝的应变值外推得到; ϵ_n 为管节点的名义应变,即在支管中远离焊缝端部的应变,可由基本力学原理得到,支管名义应变与主管边界条件无关.

平面内弯矩作用下名义应变 $\epsilon_{n,1}$ 可由下式计算:

$$\epsilon_{n,1} = \frac{32dM_1}{\pi[d^4 - (d-2t)^4]E} \quad (2)$$

式中: M_1 为平面内弯矩; d 和 t 分别为支管直径和壁厚; E 为弹性模量.

SCF 可以通过应变集中系数 SNCF 得到:

$$\text{SCF} = \frac{(1 + \nu\epsilon_{//} / \epsilon_{\perp})}{(1 - \nu^2)} \text{SNCF} = c \times \text{SNCF} \quad (3)$$

式中: ν 为钢材的泊松比,取 0.3; $\epsilon_{//}$ 为焊缝处的平行应变,以平行于焊缝的应变片读数外推得到; c 为应力集中系数 SCF 与应变集中系数 SNCF 的比值,可以通过平行于焊缝的应变和垂直于焊缝的应变之间的比值来确定,通常在 1.1~1.2 之间,本文取 1.2^[5].

1.3.2 应变片布置

应变片具体的粘贴位置可根据文献[5]确定,首先应根据距离焊趾的最大和最小距离定义一个插值区域,在此区域内取 3 个参考点,本文根据钢管壁厚分别取距离焊趾 4、6 和 8 mm 位置.为了便于布置,应变片为 BX120-0.5AA 微型应变片,其栅格尺寸仅为 0.5 mm×0.5 mm.试验可先测量这 3 个参考点的应变值,则焊缝处的应变值可通过 3 点二次插值或 2 点线性插值得到.

研究表明^[11],圆管节点的热点应力通常在相贯线的冠点或鞍点处较大,为了考察主管填充混凝土后是否在冠点与鞍点之间还存在较大的热点应力,本次试验还沿相贯焊缝周围每 45°在主管和支管上

分别粘贴 3 片应变片,以测量垂直于相贯焊缝的应变 ϵ_{\perp} ;在冠点和鞍点处分别沿着平行于焊缝方向粘贴应变片,以测量平行于相贯焊缝的应变 $\epsilon_{//}$.相贯处主要应变片具体布置如图 3 所示.

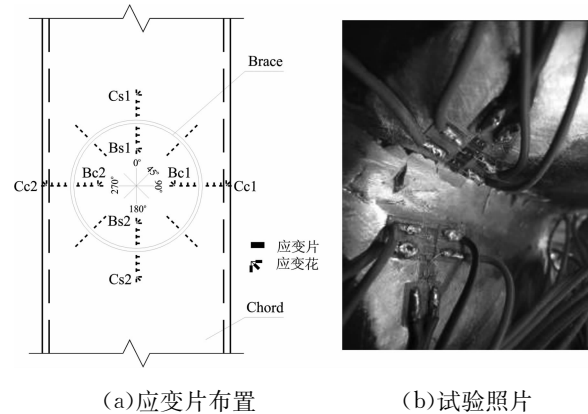


图 3 应变片布置图

Fig.3 Arrangement of strain gauges

2 试验结果对比分析

2.1 不同外推方法的 SCF 结果对比

文献[5]规定热点应力外推方法有线性外推和二次外推法,两种外推方法所得结果差别在 15%以内时可以采用线性外推法,否则应采用二次外推法.HSE^[10]建议对 90°的 T 型节点可以采用线性外推方法,而对于 Y 型节点在有些情况下应该采用二次外推法.文献[6]对 67 个 T/Y 节点的研究热点应力结果表明,两种外推方法在轴向力作用下结果相差不大,而在平面内弯矩作用下支管冠点的 SCF 值却差异较大.

为了避免外推方法的选用对试验结果造成影响,本试验在相贯区域布置了 3 层应变片,且分别采用两种外推方法进行求解,测得的结果如图 4 所示.由图 4 可知,由线性插值和二次插值所计算的各试件 SCF 规律一致,数值也基本吻合;两种插值方法所计算各试件 SCF 值在支管冠点处差异比较明显,其中 SJ1 在支管冠点处差异为 18%,SJ3 在支管冠点处差异为 21%;而各试件中,主管处 SCF 值差异最大的是 SJ1 和 SJ3 试件,分别为 13%和 8%.

总的来说,线性插值和二次插值所计算各试件主管的 SCF 值差别不大,均不超过 15%,因此主管上热点应力可以采用线性外推法.然而,在支管上的最大误差却达到 21%,建议参考文献[11]的结论,主管可以采用线性外推法,而支管应采用二次外推法.

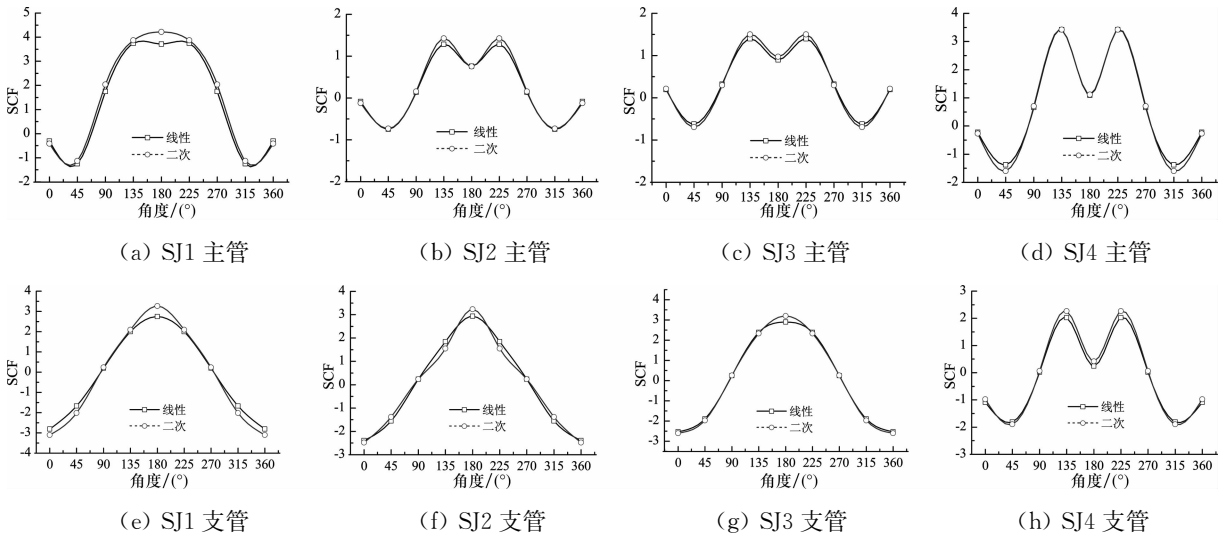


图 4 线性外推与二次外推的 SCF 结果对比

Fig.4 SCF comparison between linear and quadratic extrapolation

2.2 不同加强方式的 SCF 结果对比

图 5 所示为平面内弯矩作用下各试件主管和支管的 SCF 分布规律,具体计算结果对比见表 2.

由图 5 和表 2 可知,在节点处加强的 SJ2, SJ3 和 SJ4 主管上的 SCF 有明显的降低趋势,在 SCF 值最大的下冠点(对应 180°位置),SJ2, SJ3 和 SJ4 试件的 SCF 值分别仅为无加强节点 SJ1 的 18%,23% 和 26%,可见本文采用的节点加强方式对节点主管

上的热点应力有显著的降低作用.然而,对于支管来说,其降低程度却不甚明显,其中 SJ2 和 SJ3 试件的 SCF 值较 SJ1 仅仅降低 1%~3%,仅有腋板加强的 SJ4 试件较 SJ1 减小 87%.对比 SJ2, SJ3 和 SJ4 三种加强型节点可知:瓦形板和外套管加强的 SJ2 和 SJ3 试件主管和支管上的 SCF 分布特征和数值均无明显差异,表明这两种加强措施的效果基本一致;对于腋板加强的 SJ4,其主管和支管冠点处 SCF 虽

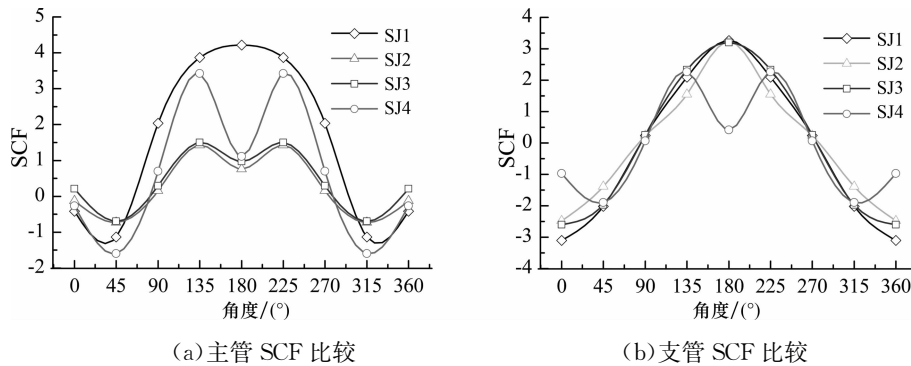


图 5 不同加强方式节点的 SCF 分布对比

Fig.5 SCF distribution comparison between different forms of reinforced joints

表 2 不同加强方式节点的 SCF 值结果对比

Tab.2 Comparison of SCF between different forms of reinforced joints

| 角度 / (°) | SJ1 | | SJ2 | | | | SJ3 | | | | SJ4 | | | |
|----------|-------|-------|-------|-------------------|-------|-------------------|-------|-------------------|-------|-------------------|-------|-------------------|-------|-------------------|
| | 主管 | | 主管 | | 支管 | | 主管 | | 支管 | | 主管 | | 支管 | |
| | SCF | SCF | SCF | $\frac{SJ2}{SJ1}$ | SCF | $\frac{SJ2}{SJ1}$ | SCF | $\frac{SJ3}{SJ1}$ | SCF | $\frac{SJ3}{SJ1}$ | SCF | $\frac{SJ4}{SJ1}$ | SCF | $\frac{SJ4}{SJ1}$ |
| 0 | -0.41 | -3.10 | -0.12 | 0.30 | -2.48 | 0.80 | 0.21 | -0.51 | -2.61 | 0.84 | -0.27 | 0.64 | -0.97 | 0.31 |
| 45 | -1.14 | -2.02 | -0.73 | 0.64 | -1.38 | 0.69 | -0.69 | 0.61 | -1.97 | 0.98 | -1.59 | 1.40 | -1.90 | 0.94 |
| 90 | 2.04 | 0.23 | 0.15 | 0.08 | 0.23 | 1.00 | 0.30 | 0.15 | 0.26 | 1.10 | 0.70 | 0.34 | 0.06 | 0.26 |
| 135 | 3.87 | 2.09 | 1.42 | 0.37 | 1.55 | 0.74 | 1.50 | 0.39 | 2.33 | 1.11 | 3.42 | 0.88 | 2.27 | 1.08 |
| 180 | 4.22 | 3.27 | 0.75 | 0.18 | 3.23 | 0.99 | 0.97 | 0.23 | 3.20 | 0.97 | 1.12 | 0.26 | 0.42 | 0.13 |

明显降低,但其主管 135°附近 SCF 却与无加强节点基本相当;瓦形板和外套管加强的措施对主管 SCF 分布和大小十分有利而对支管效果却不甚明显,而腋板加强措施则正好有与之相反的规律.

造成这种现象的原因主要是节点的热点应力及其分布与节点的刚度分布密切相关,主管内填充混凝土和采用不同形式的加强措施改变了相贯节点的刚度,导致相贯焊缝周围的应力分布特征发生变化,特别是腋板加强的 SJ4 试件,腋板的存在将承担大部分的节点弯矩,导致冠点处应力显著降低.

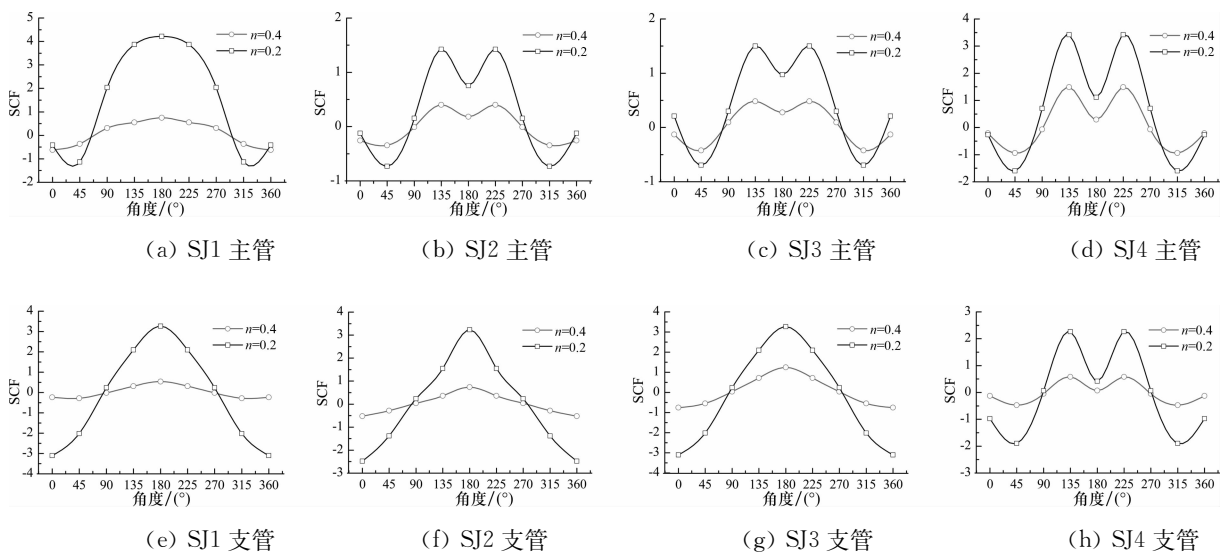


图6 轴压比对节点 SCF 分布的影响

Fig.6 Effect of axial compression ratio on SCF distribution at joint intersection

3 试验结果与规范的对比

3.1 各规范中 SCF 的计算公式

对于钢管相贯节点在不同荷载作用下应力集中系数的计算方法,国内相关规范尚无这方面的计算公式.国外对相贯节点应力集中系数的计算提出了较多计算公式,其中具有代表性的有国际管结构研究和发展委员会 CIDECT 设计指南^[5]、美国石油协会 API 规范^[14]和英国劳氏船级社 LR 规范^[6]等.上述规范对于平面内弯矩作用下 SCF 计算公式如下:

1) CIDECT 设计指南.

$$SCF_{cc} = 1.45\beta\tau^{0.85}\gamma^{(1-0.68\beta)}\sin^{0.7}\theta \quad (4a)$$

$$SCF_{cb} = 1 + 0.65\beta\tau^{0.4}\gamma^{(1.09-0.77\beta)}\sin^{(0.6\gamma-1.16)}\theta \quad (4b)$$

2.3 不同轴压比作用下的 SCF 结果对比

图 6 为不同主管轴压比作用下各试件主管和支管的 SCF 分布规律.由图 6 可知,主管轴压比对不同加强形式的钢管混凝土相贯节点来说,其影响规律是一致的,主管轴压比不会改变节点 SCF 的分布规律,仅造成其数值明显变化;随着主管轴压比从 0.2 增加到 0.4,各试件主管和支管应力集中系数值也几乎成倍地降低,高轴压比下的 SCF 沿相贯线分布也越来越均匀.可见,对于承受平面内弯矩作用的钢管混凝土相贯节点来说,增大轴压比对于节点的 SCF 的大小和分布规律有利.

2) API 规范.

$$SCF_c = 1.2\sqrt{\gamma}\tau\sin\theta \quad (5a)$$

$$SCF_b = 1.0 + 0.375(1 + \sqrt{\tau/\beta}SCF_c) \geq 1.8 \quad (5b)$$

3) LR 规范

$$SCF_c = 1.22\beta\tau^{0.8}\gamma^{(1-0.68\beta)}\sin^{(1-\beta)}\theta \quad (6a)$$

$$SCF_b = 1 + \beta\tau^{0.2}\gamma(0.26 - 0.21\beta)\sin^{1.5}\theta \quad (6b)$$

式中: β 为支管与主管的直径之比; γ 为主管直径与以 2 倍壁厚之比; τ 为支管壁厚与主管壁厚之比; θ 为主管与支管间夹角; SCF_{cc} 、 SCF_{cb} 分别对应主、支管冠点处应力集中系数; SCF_c 、 SCF_b 分别对应主、支管的应力集中系数.

3.2 SCF 试验值与规范值比较

表 3—表 5 为试验结果与上述公式计算的结果对比.

表 3 SCF 试验值与 CIDECT 公式的对比

Tab.3 Comparison of SCF between test results and CIDECT design formulas

| 试件 | 试验值 | | CIDECT 设计指南 | | 试验值/规范值 | |
|-----|-------------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|-------------------|
| | SCF _{cc} (180) | SCF _{cb} | SCF _{cc} | SCF _{cb} | SCF _{cc} | SCF _{cb} |
| SJ1 | 4.22 | 3.27 | 5.49 | 3.28 | 0.77 | 1.00 |
| SJ2 | 0.75 | 3.23 | 5.49 | 3.28 | 0.14 | 0.99 |
| SJ3 | 0.97 | 3.20 | 5.49 | 3.28 | 0.18 | 0.98 |
| SJ4 | 1.12 | 0.42 | 5.49 | 3.28 | 0.20 | 0.13 |

表 4 SCF 试验值与 API 公式的对比

Tab.4 Comparison of SCF between test results and API design formulas

| 试件 | 试验值 | | API 规范 | | 试验值/规范值 | |
|-----|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|
| | SCF _c | SCF _b | SCF _c | SCF _b | SCF _c | SCF _b |
| SJ1 | 4.22 | 3.27 | 7.55 | 4.37 | 0.56 | 0.75 |
| SJ2 | 1.42 | 3.23 | 7.55 | 4.37 | 0.19 | 0.74 |
| SJ3 | 0.97 | 3.20 | 7.55 | 4.37 | 0.13 | 0.73 |
| SJ4 | 3.42 | 2.27 | 7.55 | 4.37 | 0.45 | 0.52 |

表 5 SCF 试验值与 LR 公式的对比

Tab.5 Comparison of SCF between test results and LR design formulas

| 试件 | 试验值 | | LR 规范 | | 试验值/规范值 | |
|-----|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|------------------|
| | SCF _c | SCF _b | SCF _c | SCF _b | SCF _c | SCF _b |
| SJ1 | 4.22 | 3.27 | 4.63 | 3.57 | 0.91 | 0.91 |
| SJ2 | 1.42 | 3.23 | 4.63 | 3.57 | 0.31 | 0.91 |
| SJ3 | 0.97 | 3.20 | 4.63 | 3.57 | 0.21 | 0.90 |
| SJ4 | 3.42 | 2.27 | 4.63 | 3.57 | 0.74 | 0.63 |

从表 3—表 5 中可以看出:1)对于主管 SCF 来说,由于主管内灌注了混凝土并在节点处采用了加强措施,导致现有规范的计算结果对本文采用的节点类型主管的 SCF 计算值相差较大,均偏于保守,特别是对采用了不同加强形式的节点来说,采用现有规范进行设计将会造成很大的浪费;2)对支管的 SCF 来说,试验结果与各规范的计算值差异较小,说明主管内灌注混凝土和各加强措施对支管的 SCF 影响较小,采用现有规范计算支管的 SCF 仍是可靠的,但腋板加强的节点需单独考虑;3)对比 CIDECT, API 和 LR 三种规范计算的支管 SCF 值,可以发现 API 最为保守,而 CIDECT 和 LR 规范的计算结果比较贴近试验值.造成这种差异的主要原因在于 CIDECT 和 LR 规范的主管和支管的 SCF 计算公式都是通过 β, γ, τ 和 θ 参数分别拟合得到的,主管和支管单独拟合且无关联,见式(4a)和(4b),式(6a)和(6b); API 规范在进行主管 SCF 拟合时,仅考虑了 γ, τ 和 θ 三个参数,并没有考虑支管与主管的直径之比 β 的影响,拟合公式的形式过于简单(见式(5a)),其支管 SCF 公式的拟合又建立在主管

SCF 值的基础上,势必造成公式在计算支管 SCF 值时误差较大,见式(5b).

需要说明的是,由于本试验的试件数量较少,仅测定了 4 种不同形式节点的 SCF 值,并与现有规范中的结算结果简要对比,欲提出适用于各类节点 SCF 的计算公式,还需借助大量的试验和数值模拟工作.

4 结 论

1)通过对线性插值和二次插值计算结果比较,建议主管上热点应力可以采用线性外推法,而支管上热点应力应采用二次外推法.

2)本文采用的不同加强方式均能显著降低 SCF 值,从而提高节点疲劳强度.瓦形板和外套管加强的措施对降低主管 SCF 值十分有利,但对支管效果却不甚明显;腋板加强措施则正好有与瓦形板和外套管加强措施相反的规律.

3)主管轴压比对文中 4 种不同构造措施的钢管混凝土相贯节点的 SCF 影响规律是一致的:主管轴

压比仅改变节点 SCF 值大小而不会改变其分布规律;增大轴压比对于节点的 SCF 大小和分布规律是有利的。

4)由于主管内灌注了混凝土并在节点处采用了加强措施,采用现有各规范的热点应力公式计算加强的钢管混凝土节点主管的 SCF 值均显得过于保守;而对支管的 SCF 值来说,试验结果与各规范的计算值差异较小.因此,后续工作中还需借助大量的试验和数值模拟工作,提出适用于计算各类节点主管 SCF 的计算公式。

5)对比 CIDECT, API 和 LR 三种规范计算的 SCF 结果可知,API 规范的 SCF 公式形式虽最为简单,但精度相对较差;而 CIDECT 和 LR 规范的 SCF 公式形式相对复杂,但精度相对较高.建议在拟合有关 SCF 公式时候,可以优先借鉴 CIDECT 和 LR 规范的 SCF 公式。

参考文献

- [1] 舒兴平,郑伯兴.KT 型相贯节点极限承载力非线性有限元分析[J].湖南大学学报:自然科学版,2006,33(6):1-5.
SHU Xingping,ZHENG Boxing.Nonlinear finite element analysis of the ultimate strength on tubular KT-joints[J].Journal of Hunan University:Natural Sciences,2006,33(6):1-5. (In Chinese)
- [2] 丁芸孙.圆管结构相贯节点几个问题的探讨 [J].空间结构,2002,8(2):56-64.
DING Yunsun.Discussion on several problems of circular tubular joints [J].Spatial Structures,2002,8(2):56-64. (In Chinese)
- [3] FRICKE W. Recommended hot spot analysis procedure for structural details of FPSO's and ships based on round-robin FE analyses [J].International Journal of Offshore and Engineering,2002,12(1):40-47.
- [4] 周芬,欧阳卿,杜运兴,等.螺栓球网架节点高强螺栓的疲劳性能研究[J].湖南大学学报:自然科学版,2014,41(11):32-36.
ZHOU Fen,OUYANG Qing,DU Yunxing,et al.Nonlinear finite element analysis of the ultimate strength on tubular kt-joints[J].Journal of Hunan University:Natural Sciences,2014,41(11):32-36. (In Chinese)
- [5] ZHAO X L,HERION S,PACKER J A,et al.Design guide for circular and rectangular hollow section joints under fatigue loading[M].Germany:TUV-Verlag(Koln),2000.
- [6] Lloyd's Register of Shipping.Fatigue analysis of fixed steel platform tubular joints;fatigue appendix,issue 5,July[R].London:Lloyd's Register of Shipping,1980.
- [7] MARSHALL E W.Interpretive report on grouted K-joints[R].Hauge;Shell Oil Company,1977.
- [8] DNV RP-C203.Recommended practice for fatigue strength analysis of offshore steel structure[S].Norway;GCS AS,2001.
- [9] LALANI M,MORAN D J,VAN FROKEN R J, et al.Fatigue behavior and ultimate capacity of grouted tubular joints [C]//Proceedings of 7th International Symposium on Tubular Structures. Miskolc, Hungary: The Netherlands Organization for Applied Scientific Research(TNO),1996:349-354.
- [10] OTH92 368. Offshore technology report-fatigue life enhancement of tubular joints by grouted injection [S]. Liverpool; Health and Safety Executive(HSE),1993.
- [11] 童乐为,王柯,史炜洲,等.圆管混凝土 T 型焊接节点热点应力试验研究[J].同济大学学报:自然科学版,2010,38(3):329-334.
TONG Lewei,WANG Ke,SHI Weizhou, et al. Experimental study on hot spot stress of welded concrete filled CHS T-joints [J]. Journal of Tongji University: Natural Science, 2010, 38(3):329-334. (In Chinese)
- [12] 陈娟.圆钢管混凝土 T 型相贯节点动力性能试验和理论研究 [D].杭州:浙江大学建筑工程学院,2011:19-48.
CHEN Juan.Experiment and theoretical study of dynamic performance of concrete-filled steel tubular T-joints [D]. Hangzhou: College of Civil Engineering and Architecture, Zhejiang University,2011:19-48. (In Chinese)
- [13] CHEN Juan,CHEN Ju,JIN Weiliang.Experiment investigation of stress concentration factor of concrete-filled tubular T-joints [J].Journal of Constructional Steel Research,2010,66(12):1510-1515.
- [14] API RP 2A-LRFD.Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms[S].Washington DC: American Petroleum Institute,1993.
- [15] 王春光,李少甫,石永久.焊接钢管节点热点应力集中系数参数方程的适用性研究 [J].工程力学,1999,12(6):44-53.
WANG Chunguang,LI Shaofu,SHI Yongjiu. Research on applicability of stress concentration factor parameter equations of welded steel tubular joints [J].Engineering Mechanics,1999,12(6):44-53. (In Chinese)
- [16] SHAO Y B.Fatigue behaviour of uni-planar CHS gap K-joints under axial and in-plane bending loads [D].Singapore:Nanyang Technological University,2005.
- [17] HOON K H, WONG L K, SOH A K. Experimental investigation of a doubler-plate reinforced tubular T-joint subjected to combined loadings[J].Journal of Constructional Steel Research,2001,57(9):1015-1039.