

文章编号: 1000-4750(2013)04-0331-06

基于断裂力学的圆钢管混凝土 T 型焊接 节点疲劳寿命预测

童乐为^{1,2}, 顾敏^{1,2}, 朱俊³, 王柯⁴

(1. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学土木工程学院建筑工程系, 上海 200092;
3. 华东建筑设计研究院有限公司, 上海 200002; 4. 香港大学土木工程系, 香港)

摘 要: 该文应用线弹性断裂力学基本原理预测圆钢管混凝土桁架焊接 T 型节点的疲劳寿命。首先, 进行了一些节点的疲劳试验, 作为验证节点疲劳寿命预测是否可靠的参考数据; 其次, 建立了基于断裂力学的疲劳寿命数值模拟的模型和流程图, 采用 ANSYS 软件编制了 APDL 宏命令, 实现了节点疲劳寿命的计算; 最后, 分析了节点疲劳裂纹的扩展特性。研究表明: 断裂力学数值模型能较好地预测这种复杂的钢混组合节点的疲劳寿命; 在正常的焊接质量条件下, 不同的初始裂纹尺度对节点疲劳扩展寿命的影响不大; 裂纹在长度方向的扩展速度大于在深度方向的扩展速度; 裂纹深度在达到 1/2 主管壁厚之前, 裂纹沿深度方向的扩展非常缓慢, 大部分的疲劳寿命消耗在此阶段, 之后裂纹沿深度方向的扩展较快。

关键词: 圆钢管混凝土; T 焊接节点; 断裂力学模型; 疲劳寿命预测; 裂纹扩展特性

中图分类号: TU391; TU392.5 文献标志码: A doi: 10.6052/j.issn.1000-4750.2011.12.0888

PREDICTION OF FATIGUE LIFE FOR WELDED T-JOINTS OF CONCRETE-FILLED CIRCULAR HOLLOW SECTIONS BASED ON FRACTURE MECHANICS

TONG Le-wei^{1,2}, GU Min^{1,2}, ZHU Jun³, WANG Ke⁴

(1. State Key Laboratory for Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Department of Building Engineering, College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

3. East China Architecture Design & Research Institute Co., Ltd., Shanghai 200002, China;

4. Department of Civil Engineering, The University of Hong Kong, Hong Kong, China)

Abstract: The basic theory of linear elastic fracture mechanics was used to predict the fatigue life of welded T-joints in concrete-filled steel circular hollow section trusses. Firstly, some fatigue tests of the joints was carried out, which would be reference data for the validation of fatigue life prediction. Secondly, a model and a flowchart were set up for the numerical simulation of fatigue life based on fracture mechanics. APDL macro commands were developed by means of the software ANSYS, and then the prediction of fatigue life of the joints was implemented. Finally, the behavior of fatigue crack propagation was investigated. It is concluded that the numerical model based on fracture mechanics can better predict the fatigue life of complicated steel-concrete composite joints. The different size of an initial crack does not cause a significant influence in the condition of normal welding quality. The rate of crack propagation in length is faster than that in depth. Before the depth of a

收稿日期: 2011-12-27; 修改日期: 2012-07-27

基金项目: 国家自然科学基金项目(50478108)

通讯作者: 童乐为(1961—), 男, 上海人, 教授, 工学博士, 博导, 从事钢结构及组合结构研究(E-mail: tonglw@tongji.edu.cn).

作者简介: 顾敏(1978—), 女, 江苏启东人, 工学博士, 从事钢结构及组合结构研究(E-mail: g.m22@163.com);

朱俊(1983—), 男, 安徽合肥人, 硕士, 从事结构设计(E-mail: amzhujun@163.com);

王柯(1979—), 男, 河南郑州人, 工学博士, 从事大型交通工程的设计(E-mail: wangke2004ok@hotmail.com).

crack come to a half of the chord thickness, the crack propagates quite slowly in depth and a large proportion of fatigue life undergoes this period. Hereafter, it propagates more quickly in the direction of depth.

Key words: concrete-filled steel circular hollow sections; welded T-joints; fracture mechanics model; prediction of fatigue life; behavior of crack propagation

近年来, 主管内填充混凝土的圆钢管混凝土桁架结构在我国拱桥结构中得到了推广应用。填充的混凝土不但提高了整个拱架结构的抗压能力和稳定性能, 也改善了支管与主管焊接节点的刚度和应力分布, 从而增强了节点的强度、局部稳定和高周疲劳性能^[1-2]。目前钢管桁架国内外都几乎采用支管与主管直接焊接的方式制造, 由于难以避免的焊接残余应力和缺陷, 以及结构几何变换引起的应力集中, 无论是钢管还是钢管混凝土焊接节点(尽管后者的应力集中有所改善), 在反复荷载的长期作用下都易于疲劳开裂。

钢管桁架焊接节点的高周疲劳性能, 近 30 年来国际上持续进行了广泛的研究, 取得了许多成果, 主要是提出了基于热点应力概念的应力集中系数 SCF、S-N 曲线的疲劳强度评估方法^[3]。尽管这种方法比传统的一般钢结构疲劳基于名义应力的构造法有了进步, 但是, 它们都主要依赖于试验, 耗时费钱。当前, 基于断裂力学的疲劳评估方法, 是焊接钢结构疲劳性能分析的发展方向。断裂力学是一门研究裂纹体及其扩展断裂的学科, 焊接钢结构不可避免地存在类似裂纹的初始缺陷, 其疲劳寿命主要是裂纹扩展的寿命, 因此, 该方法大有用武之地, 显示出注重于机理分析、寿命预测的先进性, 但难度较高^[4]。基于断裂力学的疲劳分析, 已在航空、机械、海洋等结构中广泛应用, 但在土木结构领域少有应用。

目前国内外有关圆管混凝土焊接节点疲劳性能的研究非常有限, 本文针对最基本的圆管混凝土 T 型焊接节点, 尝试应用线弹性断裂力学基本原理探索研究在支管轴力作用下节点的疲劳性能, 首先进行少量的节点疲劳试验, 了解节点疲劳开裂的位置和断裂寿命; 然后着重进行断裂力学疲劳裂纹扩展的数值分析; 最后预测寿命, 并与试验获得的寿命进行比较, 验证断裂力学疲劳分析的可行性。

1 节点疲劳试验及破坏概况

疲劳试验采用的 T 型节点试件如图 1 所示, 支管为圆钢管, 主管为圆钢管混凝土, 本文简称圆管

混凝土节点。4 个节点试件的圆管尺寸和材料列于表 1。疲劳试验时, T 型节点试件的主管两端铰支。由于疲劳机只能输出推力, 故将试件倒置, 采用一个刚性框架将疲劳机荷载与支管联系起来, 形成对支管施加轴向拉力的荷载幅 ΔF , 频率 3Hz~4Hz, 疲劳试验加载如图 2 所示。本文研究的高周疲劳试验,

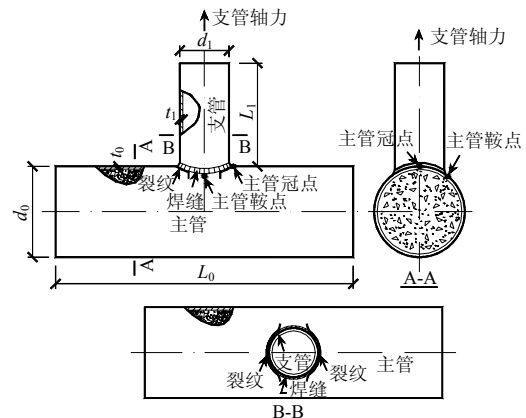


图 1 T 型节点试件与疲劳裂纹

Fig.1 T-joint specimen and fatigue crack

表 1 试件参数和试验获得的疲劳寿命

Table 1 Specimen parameter and fatigue life from tests

| 节点试件 编号 | 主管 $d_0 \times t_0 / \text{mm}$ | 支管 $d_1 \times t_1 / \text{mm}$ | 钢号 | 混凝土 标号 | 荷载幅 $\Delta F / \text{kN}$ | 疲劳断裂寿命 $N_f / \text{次}$ |
|------------|------------------------------------|------------------------------------|-------|-----------|-------------------------------|----------------------------|
| 1 | 180×6 | 133×6 | Q345B | C50 | 60 | 410994 |
| 2 | 133×4.5 | 133×4.5 | Q345B | C50 | 60 | 20295 |
| 3 | 245×8 | 133×8 | Q345B | C20 | 90 | 394800 |
| 4 | 245×8 | 133×8 | Q345B | C70 | 80 | 1351350 |

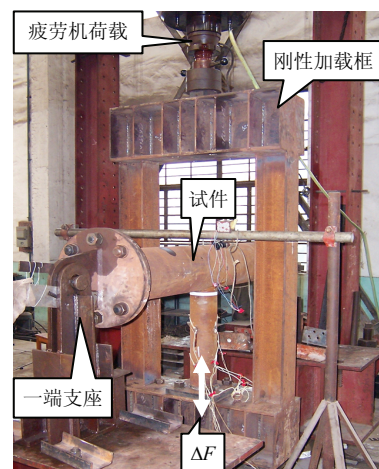


图 2 疲劳试验加载图

Fig.2 Fatigue experiment picture

因此疲劳加载时尽量使节点试件处在弹性受力范围。疲劳试验结果列于表 1, 4 个节点的疲劳裂纹都起始于冠点位置的主管焊趾, 然后沿着焊趾边线向两侧扩展, 并同时沿着主管壁厚方向扩展。图 3 为试件 3 的疲劳破坏实况, 具有代表性。当裂纹扩展到穿透主管壁厚时, 作为最终的疲劳寿命(国际上管节点疲劳的准则)^[3], 此时肉眼可看见内部的混凝土。



图 3 典型的疲劳裂纹起始与扩展

Fig.3 Typical fatigue crack initiation and propagation

2 断裂力学疲劳裂纹扩展关键问题

鉴于本文讨论的问题属于高周疲劳, 节点应力状况处在弹性范围, 因此, 本文应用线弹性断裂力学理论来分析结构疲劳裂纹扩展及其寿命预测。需要解决的关键科学问题是: 1) 节点初始裂纹的位置; 2) 初始裂纹(或缺陷)的尺寸; 3) 应力强度因子 K 的求解; 4) 裂纹扩展模型。本文前一节的疲劳试验已指明节点的初始裂纹处在主管冠点的焊趾位置, 以下讨论其他 3 个问题。

2.1 初始裂纹确定

基于断裂力学原理和本文疲劳试验结果, 对支管轴向循环拉力作用下圆钢管混凝土 T 型焊接节点的初始裂纹作如下假定:

1) 初始裂纹位于主管上的 2 个冠点位置, 裂纹面沿主管焊趾扩展, 平面上展开呈半椭圆表面裂纹, 裂纹长 $2c$, 裂纹深 a (如图 4 所示)。

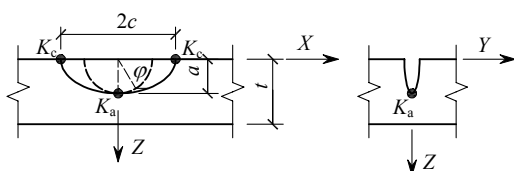


图 4 半椭圆表面裂纹模型

Fig.4 Semi-elliptical surface crack model

2) 在文献 HSE1995^[5]中, 焊接管节点焊趾部位的类裂纹状的初始缺陷深度建议值为 $0.15\text{mm} \sim 0.4\text{mm}$, 典型尺寸为 $a_i=c_i=0.25\text{mm}$ 。为此, 本文钢

管混凝土节点初始裂纹尺寸取 $a_i=c_i=0.25\text{mm}$ 。

3) 鉴于垂直于主管壁厚方向裂纹扩展所需能量最小, 本文假定裂纹深度沿垂直于主管壁厚扩展, 长度沿焊趾扩展。裂纹前沿主要考虑裂纹最深点的应力强度因子 K_a 和裂纹末端的应力强度因子 K_c (见图 4), 它们共同影响着裂纹的扩展。

2.2 应力强度因子求解

按照断裂力学理论, 应力强度因子 K 表征着裂纹尖端应力-应变场强度的特征参数, 是驱动裂纹扩展的重要因素。目前针对一些简单的受力状况、张拉型平板裂纹体(例如中心裂纹、板边裂纹等), T 型搭接板已有 K 的计算公式, 其他复杂情况下需要数值迭代求解。针对空钢管节点呈现图 4 所示半椭圆表面裂纹的情况, 国际上有学者提出了简化为 T 型板件模型的 K 值求解方法。本文所讨论的主管内填充混凝土的钢管节点, 显然更加复杂。为了更加切实地考虑实际情况, 同时提高精度, 本文作者在文献[4]提出了基于三维参数变换建模法的圆钢管混凝土节点半椭圆表面裂纹的 K 值求解模型, 推导了主管、支管和混凝土各部分的参数变换公式, 应用 ANSYS 软件中的 APDL 工具编制程序实现了有限元建模、裂纹尖端奇异单元构造, 最后采用位移外推法计算了 K 值。因此, 本文直接采用了该方法和结果, 图 5 为节点裂纹区域的有限元分析模型。网格划分时, 裂纹尖端周围采用四串单元按照 1:1.4 尺寸扩大, 每串单元面上划分 8 个小单元, 裂纹尖端长度方向保证每 10 度至少有一个单元。在靠近裂纹末端的时候, 由于裂纹斜率变化快, 此时单元尺寸采用其他处的一半。楔形奇异单元横截面采用等腰三角形, 腰长不大于 $0.08a$ 。相对于裂纹块, 非裂纹块网格可以划分的粗一些。网格过渡时, 相邻网格尺寸比不超过 1/4。裂纹尖端处理细节详见文献[4], 这里不再赘述。

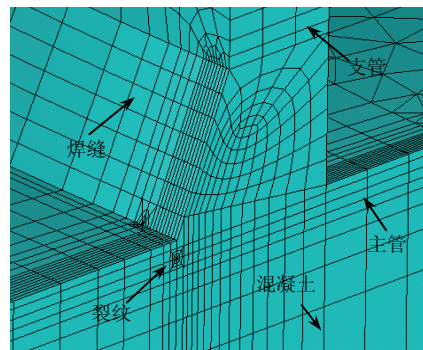


图 5 裂纹区域的节点有限元模型

Fig.5 FE model for joint near crack

2.3 裂纹扩展规律及数值模型

2.3.1 Paris 准则

早在 20 世纪 60 年代, Paris 和 Erdogan^[6]在大量疲劳试验的基础上首先提出金属材料疲劳裂纹扩展速率 da/dN 与应力强度因子幅 ΔK 密切相关, 并给出了定律公式(简称 Paris 定律):

$$\frac{da}{dN} = C_a (\Delta K_a)^m \quad (1)$$

式中: a 为裂纹尺寸; N 为应力循环次数; $\Delta K_a = K_{\max} - K_{\min}$ 为应力强度因子幅; C_a 和 m 为材料的裂纹扩展参数。

以后许多学者在 Paris 定律的基础上, 提出了一些考虑裂纹扩展门槛值、裂纹闭合效应的模型^[7]。尽管如此, Paris 定律由于简单实用又不失一定精度而被广泛应用。由 Paris 定律, 依据 a_0 和 a_f (本文分别是初始裂纹深度和最终裂纹深度)以及 ΔK_a , 进行如下积分可直接得到简单问题的疲劳寿命 N 。

$$\int_0^N dN = \int_{a_0}^{a_f} \frac{da}{C_a (\Delta K_a)^m} \quad (2)$$

对于本文复杂的圆管混凝土节点, 2.2 节求解得到的 $\Delta K_a = K_{\max} - K_{\min}$ 为逐步迭代的 ΔK_{a_i} 。鉴于 Paris 公式是个带初值的常微分方程, 可采用尤拉公式将式(2)转化为式(3)迭代计算:

$$N_{i+1} = N_i + \frac{da}{C_a (\Delta K_{a_i})^m}, \quad i = 0, 1, 2, \dots, t \quad (3)$$

式中: t 为子步数。

针对材料的裂纹扩展参数 C_a 、 m , 国内外的研究已提出了一些数据。对结构钢, 比较权威的国际焊接协会(IIW)基于文献[8]的研究于 1998 年提出 $C_a = 1.832 \times 10^{-13}$ 、 $m=3.00$, 本文采用此数据。

2.3.2 裂纹扩展过程中的形状比

Paris 定律只涉及裂纹一个方向的扩展, Newman^[7]等的研究进一步指出裂纹在深度和长度方向的扩展存在一定的相互作用和联系, 可假定保持着半椭圆的形状, 可同时使用以下两个耦合的 Paris 公式计算裂纹在深度和长度方向的增长:

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = C_a (\Delta K_a)^m \\ \frac{dc}{dN} = C_c (\Delta K_c)^m \end{cases} \quad (4)$$

式中: ΔK_a 、 ΔK_c 分别为表面裂纹在深度和长度方向上的应力强度因子幅; C_a 由试验获得; C_c 为考虑表面裂纹层的效应, 与 C_a 有一定的关系, 可取值

$$C_c = 0.9^m C_a。$$

目前关于 $C_c = C_a$ 和 $C_c = 0.9^m C_a$ 到底取哪种表达式比较好, 还有不同见解。一般来说, 假定 $C_c = 0.9^m C_a$ 的结果更加接近试验, 而 $C_c = C_a$ 产生的结果更为保守。目前国际上计算管节点疲劳寿命时, 都采用两点加半椭圆法假定, 同时取 $C_c = C_a$ 。

综合式(3)、式(4)得:

$$\begin{cases} a_{n+1,i} = a_{n,i} + \Delta N [C (\Delta K_{a,i})^m] \\ c_{n+1,i} = c_{n,i} + \Delta N [C (\Delta K_{c,i})^m] \end{cases}, \quad i = 0, 1, 2, \dots, t \quad (5)$$

2.4 疲劳裂纹扩展至最终裂纹尺寸的确定

钢结构疲劳裂纹扩展至最终裂纹尺寸的确定, 取决于疲劳破坏的准则, 可以一定的长度为限, 也可以一定的壁厚深度为限。对于钢管节点, 国际上通常以容易定义的壁厚深度为限, 例如 Walbridge^[9]等采用裂纹深度为 50%钢管壁厚的破坏准则, Nussbaumer 等^[10-11]采用裂纹深度为 90%钢管壁厚的破坏准则。然而, 比较公认的准则是以裂纹穿透钢管壁厚为疲劳破坏, 因为此时裂纹在长度上扩展相当可观, 十分醒目, 同时就疲劳试验而言, 贯穿壁厚的疲劳破坏容易被大家统一遵守。因此, 本文采用裂纹穿透圆管壁厚作为最终的疲劳裂纹尺寸, 这也与本文疲劳试验所记录的寿命对应。

综上所述, 节点疲劳寿命三维有限元计算的具体过程用图 6 列出。

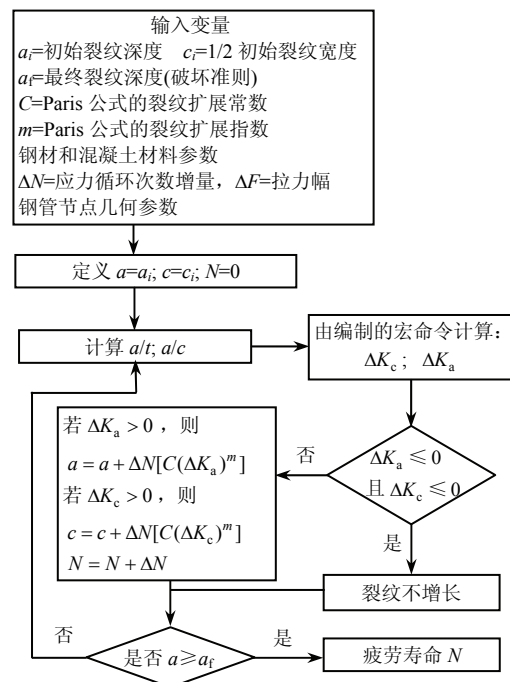


图 6 节点疲劳寿命三维有限元计算框图

Fig.6 A flowchart of fatigue life calculation by 3D FE

3 疲劳寿命预测结果

基于框图 6 及文献[4]中本文作者提出的参数变换建模法圆钢管混凝土节点半椭圆表面裂纹的应力强度因子 K 的计算方法, 采用 ANSYS 软件的 APDL 实现了节点疲劳寿命计算。以表 1 中节点试件 1 为例(并参见图 1): $d_0=180\text{mm}$, $t_0=6\text{mm}$, $d_1=133\text{mm}$, $t_1=6\text{mm}$, $L_0=1520\text{mm}$, $L_1=753\text{mm}$, 混凝土标号为 C50, $\Delta F=60\text{kN}$ (其中 $F_{\max}=80\text{kN}$, $F_{\min}=20\text{kN}$)。另外, 钢材和焊缝的弹性模量取 $E=2.06\times 10^6\text{MPa}$, 泊松比 0.3, 混凝土弹性模量取 $E=1.6\times 10^4\text{MPa}$, 泊松比 0.2。计算分 25 步, 预测得到第 26 步时裂纹穿透钢管壁厚, 节点疲劳寿命 $N=34.7$ 万次。图 7 给出了 $a/t_0=0.85$ 时裂纹区域应力分布。

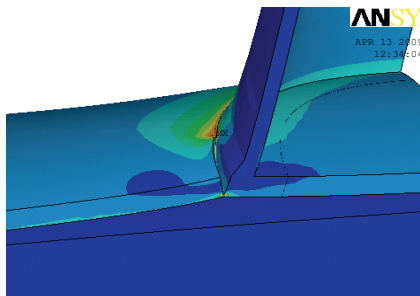


图 7 $a/t_0=0.85$ 时裂纹区域应力分布

Fig.7 Stress distribution when $a/t_0=0.85$ near the crack

4 个节点达到裂纹贯穿主管壁厚时的疲劳寿命预测结果列于表 2, 并与试验结果进行比较。4 个节点预测结果的误差分别在 16%、19%、11%和 34%, 前 3 个误差在 20%以内, 第 4 个不够理想, 但是, 鉴于疲劳问题的复杂性, 这样的预测结果还是可以接受的, 反映了应用断裂力学原理分析、预测圆管混凝土节点疲劳寿命的可行性和适应性。误差的原因来自各个环节的综合结果, 1) 有关节点的初始裂纹或缺陷、Paris 公式及其材料参数 C 和 m 、应力强度因子 K 等取值、模型不可能达到完全的精确; 2) 试验人为确定的贯穿钢管壁厚的疲劳寿命本身具有一定的局限性, 不可能恰好记录到裂纹贯穿壁厚时刻的寿命, 通常会滞后。

表 2 疲劳寿命预测值与试验值的比较

Table 2 Comparison in fatigue life between prediction and tests

| 节点试件编号 | 疲劳寿命预测值 N_p /次 | 疲劳寿命试验值 N_t /次 | N_p/N_t |
|--------|------------------|------------------|-----------|
| 1 | 346930 | 410994 | 0.84 |
| 2 | 16350 | 20295 | 0.81 |
| 3 | 438680 | 394800 | 1.11 |
| 4 | 896300 | 1351350 | 0.66 |

4 初始裂纹尺度对疲劳寿命的影响

表 2 是基于初始裂纹 $a_i=c_i=0.25\text{mm}$ 计算得到的, 为考察初始裂纹尺度对节点疲劳寿命的影响, 本文仍以试件节点 1 为例, 依据 HSE1995^[5]焊接初始缺陷深度建议值范围 0.15mm~0.4mm 中选取 $a_i=c_i=0.15\text{mm}$ 、 $a_i=c_i=0.20\text{mm}$ 、 $a_i=c_i=0.30\text{mm}$ 、 $a_i=c_i=0.35\text{mm}$, 分别预测节点疲劳寿命, 预测结果见表 3。当初始裂纹在以上这些数据变化时, 计算结果是 $a_i=c_i=0.25\text{mm}$ 的 0.9 倍~1.04 倍, 且初始裂纹越小, 疲劳寿命越长。可见在正常焊接质量范围内, 初始裂纹的大小不会对疲劳寿命产生数量级的影响。

表 3 初始裂纹尺寸对节点疲劳寿命的影响

Table 3 Influence of initial crack size on fatigue life

| 初始裂纹尺寸 | 疲劳寿命/万次 | 相对 $a_i=c_i=0.25\text{mm}$ 疲劳寿命的比值 |
|-------------------------|---------|------------------------------------|
| $a_i=c_i=0.15\text{mm}$ | 36.1 | 1.04 |
| $a_i=c_i=0.20\text{mm}$ | 34.8 | 1.00 |
| $a_i=c_i=0.25\text{mm}$ | 34.7 | 1.00 |
| $a_i=c_i=0.30\text{mm}$ | 31.9 | 0.92 |
| $a_i=c_i=0.35\text{mm}$ | 31.2 | 0.90 |

5 疲劳裂纹扩展特性

目前疲劳试验过程中还缺乏非常先进的检测仪器来跟踪记录疲劳裂纹早期阶段的扩展以及后期阶段裂纹深度的扩展特性, 而数值计算可以弥补这方面的不足, 揭示裂纹扩展行为。本文对 4 个试件节点的裂纹扩展过程都进行了数值模拟, 了解到它们具有一定的共性, 现以试件节点 1 为代表予以说明(见图 8)。

由图 8(a)发现, 裂纹深度与主管壁厚比 a/t 大致在 0.5 之时, 裂纹扩展寿命已达到总寿命的 70%~80%, 表明寿命消耗在深度较浅的裂纹上, 此阶段裂纹沿深度方向的扩展缓慢; a/t 对于 0.5 之后, 裂纹沿深度方向的扩展较快。

由图 8(b)发现, a/t 约在 0.05 之前, 裂纹深度与长度的形状比 a/c 从 1.0 开始迅速减小到 0.35 左右; a/t 约在 0.05~0.5 时, a/c 固定在 0.35 左右; a/t 约在 0.5~1.0 时, a/c 维持在 0.3~0.35。表明裂纹在整个扩展过程中, 除早期阶段外, 裂纹形状变化很小, 都是长度大于深度。

以上这些特性可用例子来通俗地说明, 例如, 壁厚为 8mm 的主管, 有一深度 a =长度 $c=0.25\text{mm}$ 的初始裂纹, 作用疲劳荷载后开始扩展, 裂纹达到 4mm(1/2 壁厚)时, 耗费了 70%~80%的总寿命, 此时裂纹长度为 12mm; 以后裂纹深度从 4mm 扩展到

8mm 时, 仅耗费 20%~30% 的总寿命, 此时裂纹长度达到 27mm 左右。

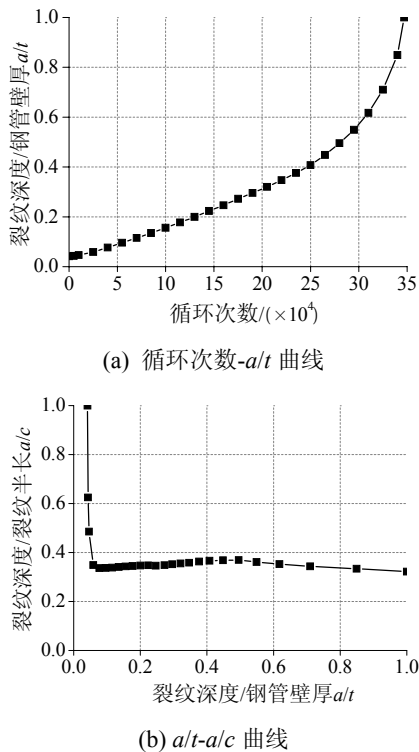


图 8 试件 1 的疲劳裂纹扩展特性

Fig.8 Behavior of fatigue crack propagation of specimen 1

以上数值模拟揭示的特性解释了疲劳试验过程中观察到的现象, 即疲劳试验加载后, 大部分寿命(或时间)期内肉眼未观察到裂纹, 其实裂纹已在深度(沿壁厚)方向浅浅地、慢慢地扩展。即使此时已存在长度方向的裂纹, 但是由于裂纹长度不大, 且深度浅, 则宽度势必很小(钢材裂纹不像混凝土裂纹), 因此, 肉眼很难观察到, 即使采用放大镜观察, 也是似是似非, 难以判断。当一目了然观察到裂纹时, 相对较少部分的寿命期内裂纹就被观察到扩展到了整个壁厚。

“疲劳裂纹扩展总寿命的 70%~80% 已消耗于裂纹深度扩展到壁厚的一半”这一特性, 说明前述的 Walbridge 破坏准则(裂纹深度达到 50% 的钢管壁厚)和 Nussbaumer 破坏准则(裂纹深度达到 90% 的钢管壁厚)与国际上常用的裂纹贯穿钢管壁厚的准则相比, 尽管差别不是很大, 但是, 后者更加合理, 且在疲劳试验时更加容易掌握和记录。

4 个试件节点, 当裂纹贯穿主管壁厚时裂纹总长度分别为: 37mm、26mm、57mm、55mm。裂纹处主管钢材间相互牵扯力的丧失最终导致裂纹沿着主管周向扩展(见图 2), 这一点与试验现象也基本

吻合。可见, 本文的三维数值模拟方法是行之有效的。

裂纹扩展特点还说明: 一旦在节点的最大热点应力处发现肉眼可见的疲劳裂纹, 应采取止裂或加固措施以防止裂纹不断扩展而丧失节点承载力。

6 结论

(1) 本文在钢管混凝土 T 型焊接节点疲劳试验的基础上, 提出了应用线弹性断裂力学原理分析疲劳裂纹扩展特性的模型, 涉及初始裂纹位置、形状、大小、应力强度因子、裂纹扩展参数等; 提出了疲劳寿命预测的流程图, 采用 ANSYS 软件 APDL 宏命令, 实现了这种复杂的钢混组合节点的疲劳寿命预测, 达到了可以接受的预测精度, 表明分析模型和方法是行之有效的。

(2) 在正常焊接质量范围内, 不同初始裂纹的尺度对节点疲劳扩展寿命的影响不大, 在 90% 以内。

(3) 疲劳裂纹深度在达到 1/2 主管壁厚之前, 裂纹在深度方向的扩展缓慢, 总寿命的 70%~80% 消耗在浅表面裂纹上; 裂纹深度达到 1/2 主管壁厚之后, 裂纹沿深度方向的扩展较快。

(4) 除早期阶段外, 裂纹扩展过程中的裂纹形状变化很小, 裂纹长度方向的扩展速度大于深度方向的扩展速度。

参考文献:

- [1] 孙传祺. 圆管混凝土 K 型焊接节点热点应力与承载力试验研究[D]. 上海: 同济大学, 2008.
Sun Chuanqi. Experimental study on hot spot stress and loading capacity of concrete-filled circular hollow section K-joints [D]. Shanghai: Tongji University, 2008. (in Chinese)
- [2] 王柯. 圆管-圆管混凝土 T 型焊接节点热点应力和疲劳强度研究[D]. 上海: 同济大学, 2008.
Wang Ke. Study on the hot spot stress and fatigue strength of welded circular hollow section (CHS) T-joints with concrete-filled chords [D]. Shanghai: Tongji University, 2008. (in Chinese)
- [3] Zhao X L, Herion S, Packer J A, et al. Design guide for circular and rectangular hollow section welded joints under fatigue loading [M]. German: CIDECT and TUV-Verlag, 2001: 19-30.

(参考文献[4]—[11]转第 354 页)

- optimization [J]. *Journal of Machine Design*, 2006, 23(10): 3—6. (in Chinese)
- [4] 郑玲, 谢熔炉, 王宜, 李以农. 基于优化准则的约束阻尼材料优化配置[J]. *振动与冲击*, 2010, 29(11): 156—159.
Zheng Ling, Xie Ronglu, Wang Yi, Li Yinong. Optimal placement of constrained damping material in structures based on optimality criteria [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2010, 29(11): 156—159. (in Chinese)
- [5] 韦勇, 陈国平. 一般阻尼结构的模态阻尼比优化设计[J]. *振动工程学报*, 2006, 19(4): 433—437.
Wei Yong, Chen Guoping. Modal damping optimization for general damped structures [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2006, 19(4): 433—437. (in Chinese)
- [6] Onck P R, Andrews E W, Gibson L J. Size effects in ductile cellular solids. Part I: modeling [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2001, 43: 681—699.
- [7] Tantikom K, Aizawa T, Mukai T. Symmetric and asymmetric deformation transition in the regularly cell-structured materials Part I: Experimental study [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, 42: 2199—2210.
- [8] Burgueno R, Quagliata M J, Mohantyc A K, et al. Hierarchical cellular designs for load-bearing biocomposite beams and plates [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2005, 39(1/2): 178—187.
- [9] 吕奇峰, 张卫红, 张桥, 等. 随机振动响应下的组件结构布局优化设计[J]. *航空学报*, 2010, 31(9): 1769—1775.
Lü Qifeng, Zhang Weihong, Zhang Qiao, et al. Layout design optimization of component structure with random vibration response [J]. *Acta Aeronautica Et Astronautica*, 2010, 31(9): 1769—1775. (in Chinese)
- [10] Xie Y M, Steven G P. Evolutionary structural optimizations [M]. Berlin, Heidelberg, New York: Springer, 1997: 12—29.
- [11] Bendsoe M P, Sigmund O. Topology optimization: Theory methods and applications [M]. Berlin: Springer Verlag, 2003.
- [12] Knight W. Microscopic holes are the secret of wood's resilience [J]. *New Scientists*, 2005, 8: 2520.

(上接第 336 页)

- [4] 顾敏, 童乐为, Zhao Xiao-ling, 王笑峰. 圆钢管混凝土 T 型焊接节点应力强度因子计算方法研究[J]. *工程力学*, 2011, 28(5): 178—185.
Gu Min, Tong Lewei, Zhao Xiaoling, Wang Xiaofeng. Numerical calculation methodology for stress intensity factors of CFCHS welded T-joints [J]. *Engineering Mechanics*, 2011, 28(5): 178—185.
- [5] Health and safety executive. Background to new fatigue guidance for steel joints and connections in offshore structures O/S technical report [M]. England: Health and Safety Executive, 1995.
- [6] Paris P C, Edorgan F. Critical analysis of crack propagation laws [J]. *ASME Journal of Basic Engineering*, 1963, 85: 528—534.
- [7] Newman J C, Raju I S. An empirical stress intensity factor equation for the surface crack [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1981, 15(1): 185—192.
- [8] Dover W D, Hibberd R D. The influence of mean stress and amplitude distribution on random load fatigue crack growth [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1977, 15: 251—263.
- [9] Schumacher A, Nussbaumer A, Haldimann-Sturm S, Walbridge S. Fatigue of bridge joints using welded tubes or cast steel node solutions [C]. Montreal: 7th International Conference on Short and Medium Span Bridges, 2006.
- [10] Borges L, Nussbaumer A. Advanced numerical modeling of fatigue size effects in welded CHS K-joints [C]. China: 12th International Symposium on Tubular Structures, 2008.
- [11] Nussbaumer A, Haldimann-Sturm S C. Fatigue of bridge joints using welded tubes or cast steel node solutions [C]. London: Tubular Structures XI, 2004.