

基于局部应变能密度的厚板 T 形接头 焊趾和焊根疲劳性能分析

刘夕¹, 陈广冉², 孟庆禹¹, 龚宝明², 王灿¹

(1. 江苏徐工工程机械研究院有限公司, 徐州, 221004; 2. 天津大学, 天津, 300350)

摘要: 以装载机前车架疲劳寿命评估为目的, 从前车架焊接结构关键部位中提取三种典型焊接接头, 对其进行疲劳试验和分析. 以局部应变能密度法为理论基础, 对获得的试验数据进行处理, 得到了基于局部应变能密度的疲劳寿命曲线, 并采用文献中十字接头的疲劳数据验证该理论的准确性和适用性. 结果表明, 局部应变能密度法既可用于焊根失效疲劳评估, 也可以用于焊趾失效疲劳评估; 不同位置的疲劳裂纹会影响结构的刚度, 进而影响结构的疲劳寿命. 此外, 研究了焊脚尺寸和熔深对焊接接头疲劳寿命的影响, 推导了基于局部应变能密度法的疲劳失效位置转换区间, 并通过文献中的疲劳数据验证了文中提出的焊趾失效和焊根失效转换区间的准确性, 为合理设计未焊透厚板 T 形接头抗疲劳性能提供依据.

关键词: 疲劳评估; 有限元; 应变能密度

中图分类号: TG 405

文献标识码: A

doi: 10.12073/j.hjxb.20191112001

0 序言

工程机械领域的大型焊接结构件在工作过程中多承受循环载荷, 易于焊缝处产生疲劳开裂而导致结构件失效. 据统计, 在焊接结构的失效中, 有 70%~90% 是由于焊接接头的疲劳断裂造成的^[1-2]. 因此, 研究准确的焊接结构疲劳寿命评估方法和接头抗疲劳设计具有重要的意义.

目前有三种以 $S-N$ 曲线为基础的方法^[3-4], 包括名义应力方法、热点应力方法和等效缺口应力方法. 以上设计方法已经纳入国际焊接学会钢结构疲劳设计规范中^[5]. 同时也纳入了一些国际行业设计规范, 如挪威船级社的海洋钢结构疲劳设计规范 DNV-RP-C203^[6]. 然而, 由于这些方法自身的缺点大大限制其在大型复杂结构中的疲劳评估. 名义应力方法虽然简单, 但由于忽略了过多的结构细节, 导致很多接头形式未被标准收纳, 因此容易造成评估结果的较大偏差; 热点应力法通过有限元计算或试验测量将结构性应力集中考虑在循环应力中, 但是对于焊根疲劳失效及破坏厚度方向应力线

性分布的假设的结构形式是不适用的; 缺口应力法的优点是采用一条标准的设计曲线, 可以针对几乎所有不同细节焊接接头进行疲劳设计, 但是需要建立考虑构件所有焊接部位的焊趾、焊根几何形状与相对位置并且包含错边、角变形等细节的有限元模型, 等效缺口应力法要求精细网格、单元数量过多、计算规模巨大, 因而对设计人员和计算机软硬件配置均提出很高要求, 对大型结构的设计是比较困难的^[4].

为了改善传统焊接结构疲劳评定方法的局限性, Lazzarin 等人^[7]在断裂力学的基础上, 结合能量法推导出了局部应变能密度法, 并用其对大量焊接疲劳数据进行处理, 证明了该方法在焊接结构疲劳评估领域的适用性和优越性. 该方法不仅考虑了载荷模式、接头类型以及几何尺寸对疲劳寿命的影响, 克服了传统疲劳评估方法存在的网格敏感性问题, 而且能统一考虑焊趾失效和焊根失效及不同失效位置之间的转换.

有鉴于此, 采用局部应变能密度法处理厚板 T 形接头的疲劳数据, 得到了基于局部应变能密度的疲劳寿命曲线, 以及疲劳失效位置转换区间图, 为焊接接头疲劳设计和失效位置控制提供了理论依据.

1 局部应变能密度法

局部应变能密度法是以缺口尖端定长半径扇形内的应变能密度为参量,来描述结构的疲劳行为.能量法认为,结构受到外载荷作用时由于发生变形,会在内部积累一定的能量,当这种能量达到一定值时,结构会发生破坏而失效.对于焊接结构,主要关心焊根和焊趾缺口尖端处扇形内的应变能密度,如图 1 所示.

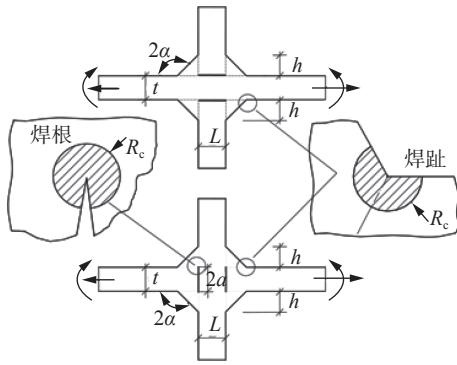


图 1 焊根和焊趾处的几何参数

Fig. 1 Geometric parameters at the root and weld toe

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_i-1} K_I^N}{(1+\lambda_i) + \chi_1(1-\lambda_i)} \begin{Bmatrix} (1+\lambda_i)\cos(1+\lambda_i)\theta \\ (3-\lambda_i)\cos(1-\lambda_i)\theta \\ (1+\lambda_i)\sin(1-\lambda_i)\theta \end{Bmatrix} + \chi_1(1-\lambda_i) \begin{Bmatrix} \cos(1+\lambda_i)\theta \\ -\cos(1+\lambda_i)\theta \\ \sin(1+\lambda_i)\theta \end{Bmatrix} \quad (4)$$

式中: \$\chi\$ 为应力函数. 在 II 型载荷作用下, 缺口尖端的应力分布为

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{\theta\theta} \\ \sigma_{rr} \\ \tau_{r\theta} \end{Bmatrix} = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \frac{r^{\lambda_i-1} K_I^N}{(1+\lambda_i) + \chi_1(1-\lambda_i)} \begin{Bmatrix} (1+\lambda_i)\cos(1+\lambda_i)\theta \\ (3-\lambda_i)\cos(1-\lambda_i)\theta \\ (1+\lambda_i)\sin(1-\lambda_i)\theta \end{Bmatrix} + \chi_1(1-\lambda_i) \begin{Bmatrix} \cos(1+\lambda_i)\theta \\ -\cos(1+\lambda_i)\theta \\ \sin(1+\lambda_i)\theta \end{Bmatrix} \quad (5)$$

在 III 型载荷作用下, 缺口尖端的应力分布为

$$\tau_{zr} = \frac{K_3^N}{\sqrt{2\pi}} r^{\lambda_3-1} \sin(\lambda_3\theta) \quad (6)$$

$$\tau_{z\theta} = \frac{K_3^N}{\sqrt{2\pi}} r^{\lambda_3-1} \cos(\lambda_3\theta) \quad (7)$$

式 (1)~式 (7) 中的参数, 只和缺口的张开角有关, 表 1 给出了 I 型、II 型及 III 型三种载荷模式作用下的参数和缺口张开角的关系.

如上所述计算应变能密度时, 最关键的步骤是临界半径 \$R_c\$ 的确定, 该参数只和材料有关. Livi-eri 等人^[12] 通过对各种焊接接头疲劳数据进行处理, 认为对钢材质的接头, 取 \$R_c=0.28\$ mm 是最合理的. 文中对应变能密度的计算采用应变能除以相应体积的方式, 该方法的正确性已被大量试验数据验

Williams^[8] 通过研究量化了 I 型和 II 型两种载荷模式下, 由于缺口存在而造成的应力场的奇异性. 如图 1 所示的焊接接头中, 在焊根和焊趾缺口尖端处划定半径为 \$R_c\$ 的扇形区域, 当焊趾处的半径为 0 时, 靠近缺口尖端的应力场的强度可以用应力强度因子来描述. 通过在扇形区域内引入极坐标系 \$(r, \theta)\$, I 型和 II 型两种情况下的应力强度因子为^[9]

$$K_I^N = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} r^{1-\lambda_1} \sigma_{\theta\theta}(r, \theta = 0) \quad (1)$$

$$K_2^N = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} r^{1-\lambda_2} \tau_{r\theta}(r, \theta = 0) \quad (2)$$

式中: \$\sigma_{\theta\theta}\$ 和 \$\tau_{r\theta}\$ 是焊根和焊趾缺口平分线上的应力分量, \$\lambda_i\$ (\$i=1, 2, 3\$) 分别为 I 型、II 型和 III 型载荷作用下的特征值. 在 III 型载荷作用下, Zappa-lorto 等人^[10] 扩展了应力强度因子的定义, 其表达式为

$$K_3^N = \sqrt{2\pi} \lim_{r \rightarrow 0^+} r^{1-\lambda_3} \tau_{\theta z}(r, \theta = 0) \quad (3)$$

进一步可以得到用于描述缺口尖端应力场的 Williams 公式. 在 I 型模式下, 缺口尖端的应力分布为^[11]

证过^[13-14].

在平面应变情况下, 扇形内的平均应变能密度为^[13-14]

$$\bar{W} = \frac{1}{E} \left[e_1 (K_1^N)^2 R_c^{2(\lambda_1-1)} + e_2 (K_2^N)^2 R_c^{2(\lambda_2-1)} \right] \quad (8)$$

其中,

$$e_1(2\alpha) = -5.373 \times 10^{-6} (2\alpha)^2 + 6.151 \times 10^{-4} (2\alpha) + 0.133 \quad (9)$$

$$e_2(2\alpha) = 4.809 \times 10^{-6} (2\alpha)^2 - 2.346 \times 10^{-3} (2\alpha) + 0.340 \quad (10)$$

式中: \$E\$ 为材料的弹性模量; \$R_c\$ 为扇形半径; \$\Delta K_i^N\$ 为不同载荷模式作用下的应力强度因子; \$e_i\$ 和 \$\lambda_i\$ 是只和缺口张开角有关 \$2\alpha\$ 的参数, 具体数值如表 1 所示.

Fig. 2 Geometrical characteristic of joint. (a) lack of penetration; (b) full penetration; (c) dimensions of joints

采用 ANSYS 软件进行有限元仿真,为节省计算时间,建立二分之一模型,如图3所示.建模分为两步,第一步是根据焊缝处单个单元长度上的应变能密度进行网格敏感性分析,以确定焊缝方向上最合适的单元长度.设置焊缝长度的单个单元长度为 $2 \sim 10 \text{ mm}$ 之间不等的数值,分别取焊缝端部单个单元和整条焊缝的应变能密度,分析其与单元长度之间的关系.模拟结果显示:随着单元长度的增加,整条焊缝和单个单元长度内的应变能密度均先减小再增加;在单元长度小于 5 mm 时,焊缝和单个单元内的应变能密度变化较小.为后续建模及计算方便,焊缝方向的单元长度设为 5 mm .采用 Solid186 单元,材料属性设置弹性模量为 206 GPa ,泊松比为 0.3 .在焊根和焊趾处分别建立半径为 0.28 mm 的扇形,扇形内最小网格尺寸为 $1 \times 10^{-3} \text{ mm}$.在焊根和焊趾较近的区域建立细网格,远离焊根和焊趾的地方逐渐过渡为粗网格.有限元模型包含 366 596 个节点,172 700 个单元,如图3所示.

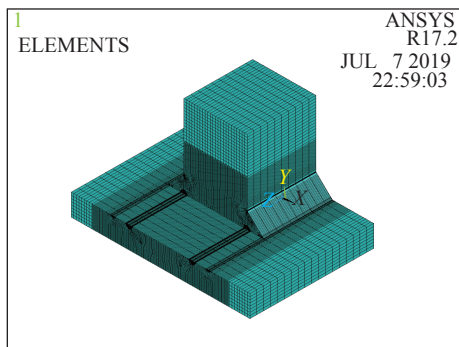


图3 有限元网格

Fig. 3 Finite mesh of T-joint

3 结果分析

3.1 应变能密度曲线分析

以局部应变能密度法为理论基础,对试验和模拟数据进行处理,得到了基于应变能密度的 $S-N$ 曲线,如图4所示.为了验证该 $S-N$ 曲线的准确性和适用性,文中选取了文献[15]中的部分疲劳数据进行拟合.可以看到,两者具有相同的斜率,但是文献[15]的试样疲劳寿命略大于三种 T 形接头.考虑到文献[15]试样均在焊趾处断裂,文中的 T 形接头均在焊根处断裂,可能是由于不同位置的疲劳裂纹导致结构的刚度不同,进而导致疲劳寿命的不同.

为验证上述猜想,进行了如下研究.采用如图5所示的十字接头,分别在焊根和焊趾处预置不同长

度的裂纹,施加轴向拉伸载荷,用载荷施加端的最大位移代替刚度,结果如图6所示.由图可以看出,裂纹长度一定时,在焊根处预置裂纹,其载荷施加端的最大位移大于在焊趾处预置裂纹时载荷施加端的最大位移.相应的,在焊根预置裂纹时其结构刚度小于在焊趾预置裂纹,进而疲劳寿命较小,与图3的结果相吻合.

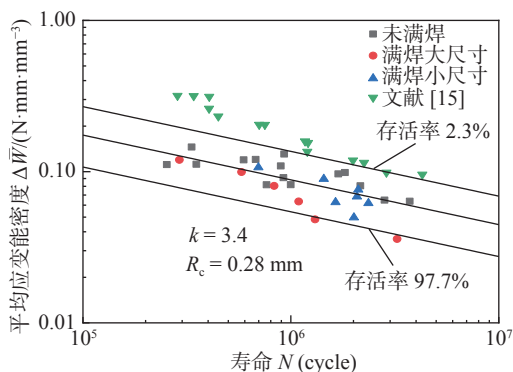
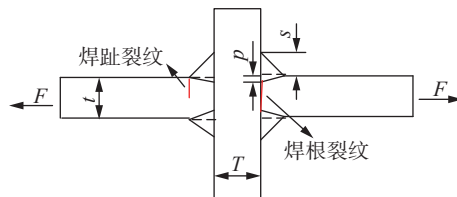
图4 基于应变能密度的 $S-N$ 曲线Fig. 4 $S-N$ curve based on strain energy density

图5 预置裂纹的十字接头

Fig. 5 Pre-cracked cruciform joint

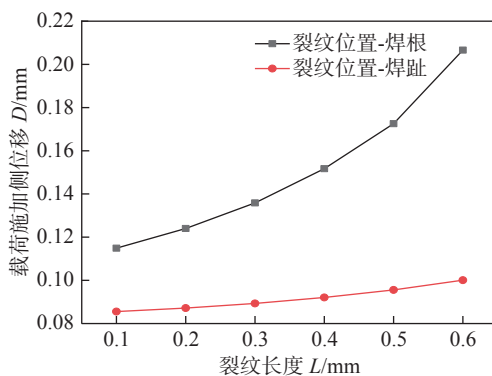


图6 位移和裂纹位置的关系

Fig. 6 Relationship between displacement and crack position

3.2 疲劳失效位置转换区间分析

尺寸效应对疲劳寿命的影响不可忽视,并且 Kihl 等人^[16]已经研究了板厚的影响.鉴于此,文中基于上述的结果,主要研究焊脚尺寸 (s) 和熔深 (p) 对疲劳寿命的影响.依然采用图5所示的十字接

头, 设置板厚为 $T = t = 10$ mm, 改变熔深和相对焊脚尺寸, 分别取焊趾和焊根处的应变能密度, 结果如图 7 所示. 从图 7a 和 7b 中可以看出, 焊脚尺寸固定时, 其应变能密度均随着熔深的增加而减小; 即应变能密度在焊趾和焊根处变化趋势相似.

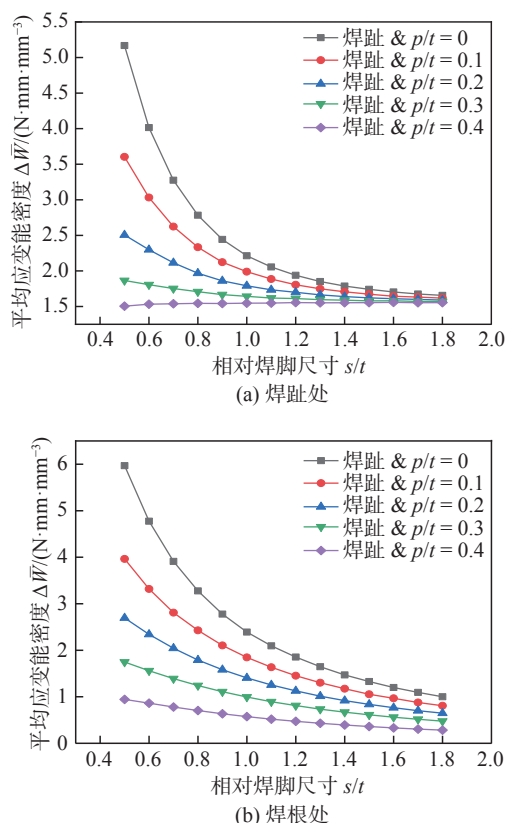


图 7 应变能密度与焊脚和熔深的关系

Fig. 7 Relationship between strain energy density and weld size and penetration. (a) weld toe; (b) weld root

为了进一步分析焊脚和熔深的影响, 根据 Xing 等人^[17]的建议, 取熔深为 0 和 0.2 时的数据, 如图 8 所示. 从图 8a 中可以看出, 熔深为 0.2 时, 相对焊脚尺寸小于 0.64 时, 焊根处的应变能密度大于焊趾处的应变能密度, 此时认为焊根为疲劳失效位置; 当相对焊脚尺寸大于 0.64 时, 焊根处的应变能密度小于焊趾处的应变能密度, 此时认为焊趾是疲劳失效位置. 从图 8b 中可以看出, 当熔深为 0 时, 焊根和焊趾处应变能密度曲线交点为 $s/t = 1.12$. 综合图 8 可以得到基于平均应变能密度的疲劳失效位置转换区间, 如图 9 所示. 在区间左侧, 均为焊根失效, 在区间右侧均为焊趾失效, 在区间内部既存在焊根失效也存在焊趾失效.

为验证上述转换区间的准确性, 截取了文献^[17]的部分疲劳数据, 其采用十字接头, 板厚

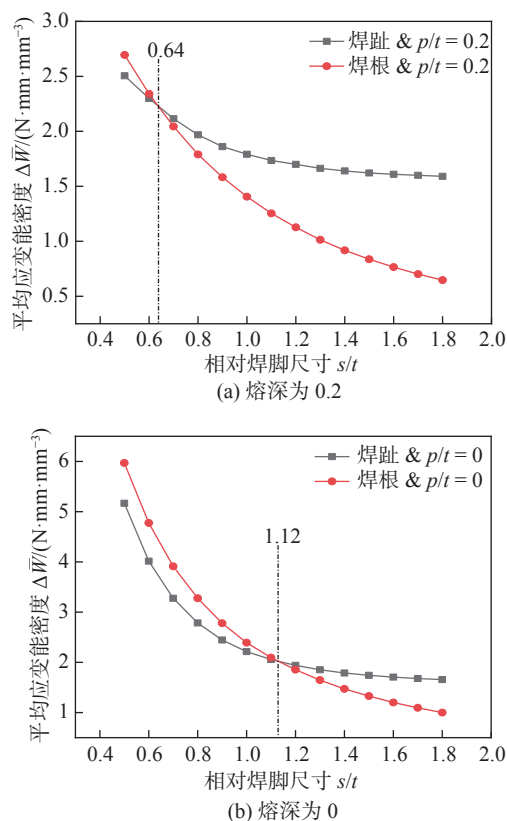


图 8 固定熔深下的应变能密度

Fig. 8 Strain energy density at fixed penetration. (a) the penetration is 0.2; (b) the penetration is 0

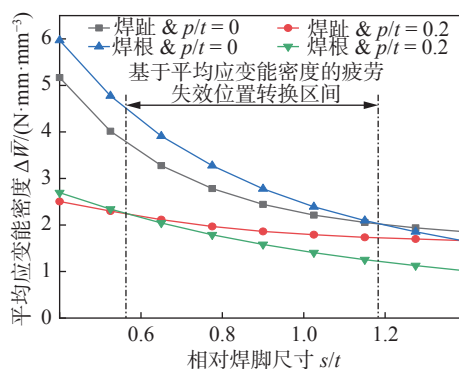


图 9 转换区间

Fig. 9 Transition interval

固定为 5 mm 和 10 mm, 焊脚尺寸 3 ~ 12 mm 不等; 疲劳试验分两组, 分别施加 207 MPa 和 414 MPa 的载荷^[17]. 将其疲劳数据和文中得到的转换区间结合, 如图 10 所示. 从图中可以看出, 不论是施加 207 MPa 的载荷(图 10a) 还是 414 MPa 的载荷(图 10b), 在转换区间的左侧都是焊根失效的疲劳点, 在转换区间右侧都是焊趾失效的疲劳点, 而在区间内部既有焊根失效也有焊趾失效. 这验证了文中基于应变能密度得到的疲劳失效位置转换区间的正确性.

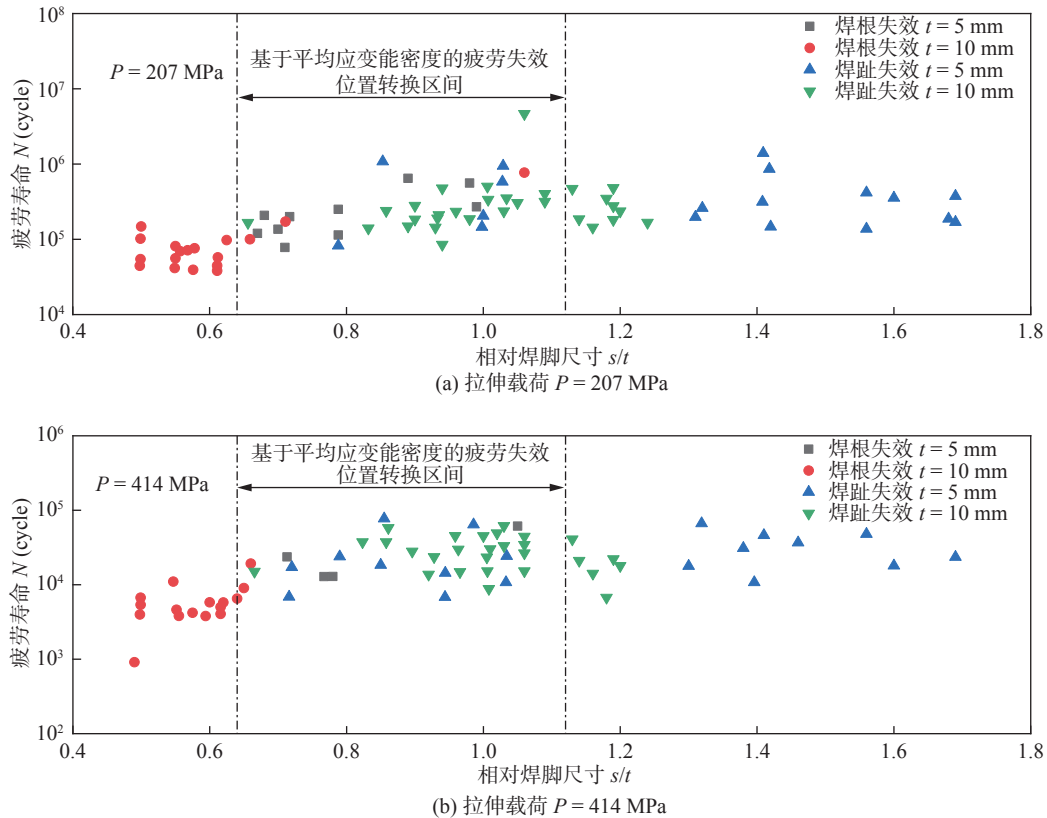


图 10 结合疲劳数据的失效位置转换区间

Fig. 10 Failure position transition interval combined with fatigue data. (a) tensile load $P = 207$ MPa; (b) tensile load $P = 414$ MPa

4 结论

(1) 局部应变能密度法既可用于焊根失效疲劳评估,也可以用于焊趾失效疲劳评估.不同位置的疲劳裂纹会影响结构的刚度,进而影响结构的疲劳寿命.

(2) 焊接接头的焊脚尺寸和熔深影响接头的疲劳性能.焊根和焊趾处的应变能密度值均随着焊脚和熔深的增大而减小.

(3) 得到了基于应变能密度的疲劳失效位置转换区间,并通过疲劳数据验证了其合理和可行性.接头熔深在 $0 \sim 0.2$ 之间时,疲劳失效位置转换区间对应的相对焊脚尺寸是 $0.64 \sim 1.12$.

参考文献

- [1] 霍立兴. 焊接结构的断裂行为及评定 [M]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2000.
Huo Lixing. Fracture behavior and evaluation of welded structure[M]. Beijing: China Architecture & Building Press, 2000.
- [2] 王文先. 焊接结构 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2018.
- [3] Radaj D. Review of fatigue strength assessment of non-welded and welded structures based on local parameters[J]. International Journal of Fatigue, 1996, 18(3): 153 – 170.
- [4] Frick W. Review of fatigue analysis of welded joints: state of development[J]. Marine Structure, 2003, 16: 185 – 200.
- [5] Hobbacher A. Recommendations for fatigue design of welded joints and components[M]. Springer International Publishing, 2016.
- [6] Veritas D N. Fatigue design of offshore steel structures[S]. Norway: DNV Recommended Practice DNVGL-RP-C203, 2016.
- [7] Lazzarin P. A finite-volume-energy based approach to predict the static and fatigue behavior of components with sharp V-shaped notches[J]. International Journal of Fatigue, 2001, 112(3): 275 – 298.
- [8] Williams M L. Stress singularities resulting from various boundary conditions in angular corners of plates in tension[J]. Journal of Applied Mechanics, 1952, 19: 526 – 528.
- [9] Gross B, Mendelson A. Plane elastostatic analysis of V-notched plates[J]. International Journal of Fracture Mechanics, 1972, 8: 267 – 276.
- [10] Zappalorto M, Lazzarin P, Yates J R. Elastic stress distributions for hyperbolic and parabolic notches in round shafts under torsion

Wang Wenxian. Welding structure[M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2018.

- and uniform antiplane shear loadings[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2008, 45: 4879 – 4901.
- [11] Lazzarin P, Tovo R. A unified approach to the evaluation of linear elastic stress fields in the neighborhood of cracks and notches[J]. *International Journal of Fracture*, 1996, 78: 3 – 19.
- [12] Livieri P, Lazzarin P. Fatigue strength of steel and aluminium welded joints based on generalised stress intensity factors and local strain energy values[J]. *International Journal of Fracture Mechanics*, 2005, 133: 247 – 76.
- [13] Lazzarin P, Berto F, Gómez F J. Some advantages derived from the use of the strain energy density over a control volume in fatigue strength assessments of welded joints[J]. *International Journal of Fatigue*, 2008, 30: 1345 – 1357.
- [14] Berto F, Lazzarin P. A review of the volume-based strain energy density approach applied to V-notches and welded structures[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2009, 52: 183 – 194.
- [15] Wang D, Zhang H, Gong B. Residual stress effects on fatigue behaviour of welded T-joint: A finite fracture mechanics approach[J]. *Materials & Design*, 2016, 91: 211 – 217.
- [16] Kihl P and Sarkani S. Thickness effects on the fatigue strength of welded steel cruciform[J]. *International Journal of Fatigue*, 1997, 19: 311 – 316.
- [17] Xing S, Dong P, Threatha A. Analysis of fatigue failure mode transition in load-carrying fillet-welded connections[J]. *Marine Structures*, 2016, 46: 102 – 126.
-
- 第一作者简介: 刘夕, 1986 年出生, 硕士研究生. 主要从事焊接结构疲劳方面研究工作. Email: beyondlx@tju.edu.cn.

(编辑: 周珍珍)

[上接第 59 页]

- [22] Pisarev V, Odintsev I, Eleonsky S, *et al.* Residual stress determination by optical interferometric measurements of hole diameter increments[J]. *Optics and Lasers in Engineering*, 2018, 110: 437 – 456.
- [23] Shokrieh M M, Jalili S M, Kamangar M A. An eigen-strain approach on the estimation of non-uniform residual stress distribution using incremental hole-drilling and slitting techniques[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2018, 148: 383 – 392.
- [24] 张清东, 陈先霖, 王长松, 等. 冷轧宽带钢横向内应力分布的试测与计算 [J]. *北京科技大学学报*, 1994(s2): 81 – 85.
- Zhang Qingdong, Chen Xianlin, Wang Changsong, *et al.* Measurement and calculation of transversal internal stress distribution in the Off-line cold rolled strip[J]. *Journal of University of Science and Technology Beijing*, 1994(s2): 81 – 85.
- [25] 李博, 张清东, 张晓峰. 带钢平整轧制残余应力场的二维数值模拟 [J]. *轧钢*, 2014, 31(1): 14 – 18.
- Li Bo, Zhang Qingdong, Zhang Xiaofeng, *et al.* Two-dimensional numerical simulation of residual stress of strip in temper rolling process[J]. *Steel Rolling*, 2014, 31(1): 14 – 18.
- [26] 翟传明, 邸小坛, 白伟亮, 等. 盲孔法检测既有金属结构应力的研究 [J]. *建筑科学*, 2011, 27(s1): 116 – 120.
- Zhai Chuanming, Di Xiaotan, Bai Weiliang, *et al.* Research on stress inspected by blind hole method in the existing metal structures[J]. *Bulding Science*, 2011, 27(s1): 116 – 120.
-
- 第一作者简介: 黄钢, 1992 年出生, 博士. 主要研究方向为残余应力消减与检测技术. Email: HGhuangAY@163.com.
- 通信作者简介: 张清东, 博士, 教授, 博士研究生导师. Email: zhang_qd@me.ustb.edu.cn.

(编辑: 周珍珍)