

缺口件长短裂纹的分界及其确定^x

尚德广 王德俊 韩楠林
; 东北大学机械工程学院 沈阳 110006 G

摘 要 以 45 号钢正火材料单边 V 形缺口试件为研究对象, 对缺口根部应力应变场进行了仔细地分析和研究, 利用弹塑性断裂力学理论, 提出缺口根部分布 J 积分的概念, 给出了一种新的确定长短裂纹分界点的方法. 此方法具有明确的物理意义, 其理论值与实测结果吻合较好.

关键词 疲劳短裂纹; 疲劳长裂纹; 循环 J 积分; 应力强度因子.

分类号 TH 114

近些年来, 随着人们对疲劳短裂纹研究的深入, 将构件疲劳寿命看成由三部分组成: 疲劳裂纹萌生、短裂纹扩展和长裂纹亚临界扩展. 从工程观点来看, 确定构件长短裂纹分界点是估算缺口件疲劳寿命的关键, 但此分界点如何确定, 目前仍未取得共识. 本文采用弹塑性断裂力学理论定量分析缺口根部应力应变场来确定长短裂纹的分界点.

1 疲劳试验

试验材料为正火 45 号钢, 热处理后材料的屈服强度为 377 MPa, 抗拉强度为 623 MPa, 延伸率为 26.13%. 试样的几何形状为板状单边 60° V 形缺口, 厚度为 4 mm. 试验是在 Schenck 电液伺服疲劳试验机上进行. 在应力比取 $R = 0$ 和 $R = -1$ 两种情况下, 控制应力恒幅加载, 加载频率为 50 Hz, 室温空气介质. 用放大 100 倍的光学显微镜双面观测裂纹, 取 5~8 mm 裂纹长以前的数据来分析研究缺口短裂纹扩展.

2 缺口根部裂纹扩展理论分析

在拉压循环载荷下缺口件根部的弹性局部应力范围分布可由下式计算^[1]

$$\sigma_R = \frac{1}{2} K_{t1} f_1 \sigma_s \left[\left(1 + 2 \frac{x}{Q} \right)^{-\frac{1}{2}} + \left(1 + 2 \frac{x}{Q} \right)^{-\frac{3}{2}} \right] \quad (1)$$

其中 K_{t1} 为理论应力集中系数, σ_s 为名义应力幅度, Q 为缺口根部半径, x 为距缺口根部的距离, f_1 为修正因子. 具体计算如下:

x 1996203211 收到 男 33 岁 博士研究生 M 男 36 岁 教授 博士生导师
国家教委博士点基金资助项目; 编号 P9014515G

$$f = 1 \quad \text{当 } x/Q < 0.12$$

$$f = 1 + \frac{\lg \left(\frac{2k}{218} \left(\frac{x}{Q} - 0.12 \right) \right)}{218} \quad \text{当 } x/Q > 0.12 \quad (2)$$

循环载荷作用下Y缺口塑性区的应变范围分布可由缺口根部的局部应力幅与应变幅之间的关系得到^①

$$\sigma_p = 2 \left(\frac{R}{2k} \right)^{1/n} \quad (3)$$

其中 k 为循环强度系数 n 为循环应变硬化指数

将式(2)代入式(3)中Y令 $R = \sigma_p$ Y可得到缺口塑性区的塑性应变分布Y结果如图1所示 从图中看出缺口根部的塑性应变随着距缺口根部距离增加而急剧降低

对于缺口裂纹的早期扩展Y目前较为成功的表征参量是 J 积分 根据Dowling的关系式Y并经Hoshide等人^[2]的修正Y其表达式如下

$$J = 2PF^2 \left[\frac{R^2}{2E} + f \left(\frac{R}{S} \right)^{1/n} \right] a \quad (4)$$

其中 F 为形状因子 R 分别为裂纹尖端的局部应力幅度和塑性应变幅度 a 为裂纹长度 E 为弹性模量 f 为循环应变硬化指数 n 的函数^①

$$f(S) = [3185 - n \sqrt{n} + Pn] S^{1/n} + n \sqrt{2P} \quad (5)$$

如果将式(4)中的 R 分别用缺口场内的应力范围分布和塑性应变范围分布值来代替Y则此时的 J 即为缺口场内的 J 分布Y用此参数可以说明本文所提出的弹塑性向线弹性过渡的理论

如果将式(4)中的 J 用缺口场内的 J 分布值来代替Y则 $\sqrt{J_{FE}}$ 即相应于裂纹扩展驱动力的分布值 图2为缺口场内循环 J 积分分布所描述的裂纹扩展驱动力的分布曲线Y从中可以看出Y在循环塑性区内Y其扩展驱动力的分布值很大Y随着距缺口根部的距离增大而迅速下降Y超出循环塑性区以后Y下降幅度减少Y并且逐渐回升Y最后以线性增大 这说明Y当裂纹尖端一开始位于塑性区之内时Y塑性应变对扩展驱动力有相当大的贡献Y此时裂纹有一些增大时Y其裂尖的塑性应变便急剧降低Y导致扩展驱动力降低Y从而会反应出裂纹扩展速率有下降的现象 当裂纹尖端达到一定的长度后Y此时裂纹扩展驱动力的分布值呈线性Y即裂尖的塑性区应变很小Y扩展驱动力中以弹性占优Y塑性是很微小的控制裂纹扩展的参量Y即开始向线弹性状态转换

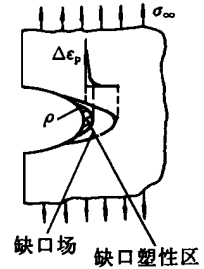


图1 缺口根部塑性应变分布

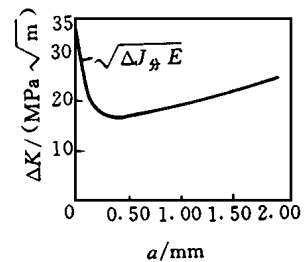


图2 裂纹扩展驱动力的分布曲线

$$k_1 = 516 \left[\frac{S}{187169 \text{ MPa}} \right]$$

3 长短裂纹分界点的确定

如果由理论定量地确定出长短裂纹分界点的裂纹尺寸Y则会大大提高疲劳寿命估算精度 对于长裂纹Y应力强度因子可由LEFM得到^①

$$K_L = F S \sqrt{P \pi + a S} \quad (6)$$

其中 Y_F 为形状因子[S_s 为名义应力幅[D 为缺口深度[a 为裂纹长度@不含缺口深 S 图 3 为利用式@S即长裂纹扩展驱动力 k_L 所描述的缺口短裂纹扩展速率曲线 从中可以看出Y缺口短裂纹扩展到一定长度后进入线弹性扩展阶段Y而此裂纹长度就是大约对应于图 3 中短裂纹扩展速率降速区极限点@ 点S的裂纹长度 因此Y确定缺口短裂纹降速区的极限点Y即可确定长短裂纹的分界点 从前面所述的内容可知Y缺口根部短裂纹的应力强度因子为

$$k_s = F \cdot f \frac{k_L S_s}{2} \left[\left(1 + 2 \frac{a}{Q} \right)^{-\frac{1}{2}} + \left(1 + 2 \frac{a}{Q} \right)^{-\frac{3}{2}} \right] \sqrt{P_a}$$

把由式@S得出的 $k_s 2a$ 关系曲线与弹塑性驱动力 $\sqrt{J_{\text{分}} E 2a}$ 的分布曲线绘到同一图中Y如图 4aY两曲线相交于 C 点后便重合在一起 由两条曲线的物理意义可知YC 点对应的裂纹长度就是缺口长短裂纹的分界点Y也为缺口场尺寸的大小 在裂纹长度小于 C 点所对应的裂纹长度时Y其裂纹扩展速率是由缺口场内的局部应力应变控制[当大于 C 点所对应的裂纹长度时Y其扩展速率由外场控制 实测短裂纹 da/dN 2a 曲线如图 4b Y可见预测值与实测值比较吻合Y其结果列于表 1.

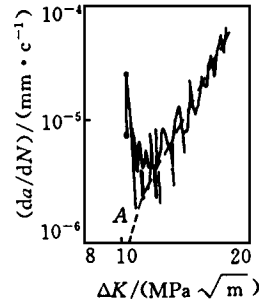


图 3 长裂纹 k_L 所描述的短裂纹扩展速率
2·2·2短裂纹[22222长裂纹[
 $k_L = 516$ [$S_s = 187169$ M Pa

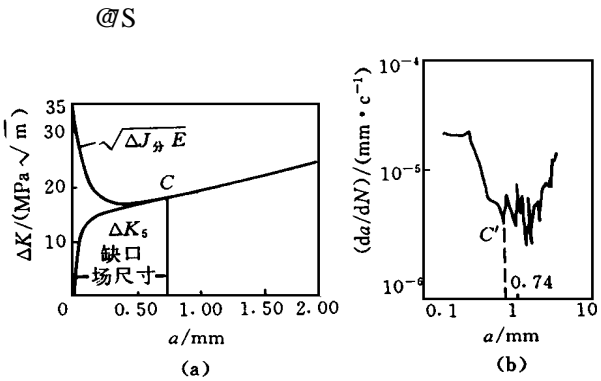


图 4 长短裂纹分界点的确定方法理论曲线与实测结果
; aG—理论曲线[; bG—实测 da/dN 2a 曲线YR = - 1.
 $k_L = 516$ [$Q = 013$ [$S_s = 187169$ M Pa

表 1 长短裂纹分界点理论预测值与实测曲线结果比较

缺口深/mm	缺口半径/mm	k_L	R	名义应力/M Pa	理论预测值/mm	实测值@ 点S/mm
5	013	516	- 1	187169	0175	0174
5	013	516	0	187169	0175	0176
3	013	511	- 1	182120	0156	0158
3	013	511	0	177132	0150	0147
3	016	317	- 1	263110	0178	0180
3	016	317	0	184116	0150	0147
3	110	312	- 1	263110	1113	1125
3	110	312	0	229128	0195	1100

从表 1 中看出Y在同一缺口情况下Y随着载荷的增大Y分界点的尺寸增大Y即缺口场尺寸增大 说明缺口场的尺寸不仅仅由缺口几何形状决定Y而且与所加外载有关 此结果与 Kfoury^[3] 用有限元法计算椭圆缺口的结果相类似 这也说明缺口根部短裂纹的上界与外载有关Y外载大Y相应短裂纹范围增大 本文结果表明Y文献[4~ 7]将缺口场尺寸即短裂纹上界看成只与缺

口几何形状有关的一个常数是不确切的, 实际则要复杂得多。

4 结 论

① 确定缺口长短裂纹分界点的新方法具有明确的物理意义, 其分界点与实测值吻合较好。

② 缺口根部缺口场尺寸的大小不仅与缺口形状有关, 而且与外载有关, 外载越大, 缺口场的尺寸越大。

参考文献

- 1 Kujawski D. Estimations of stress intensity factors for small cracks at notches. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 1991; 14(10): 953~965
- 2 Hoshida T, Tanaka K. Analysis of fatigue crack propagation from surface flaws by elastic-plastic fracture mechanics. *Trans JSM E* 1982; 110(4): 1102~1110
- 3 Kfoury A, Kwong H D, Miller K J. Elastic-plastic finite element analyses of cracked notches in plates under mixed mode loading. *Fatigue Fract Engng Mater Struct* 1992; 15(8): 743~762
- 4 Jergues H A. A simple formula for the stress intensity factors of cracks in side notches. *Int Journ of Fracture* 1978; 14(1): 113~116
- 5 Dowling N E. Notched member fatigue life prediction combining crack initiation and propagation. *Fatigue Engng Mater Struct* 1979; 2(1): 129~138
- 6 Smith R A, Miller K J. Fatigue cracks at notches. *Int J Mech Sci* 1977; 19(1): 1~12
- 7 周敬恩. 缺口疲劳裂纹的萌生和扩展. *机械工程学报* 1987; 23(4): 77~86
- 8 韩楠林. 疲劳裂纹形成与扩展分界点确定方法研究[学位论文]. 东北大学 1991

A Method of Determining the Separating Points for Fatigue Short and Long Cracks at Notch

Shang Deguang, Wang Dejun

ABSTRACT The single edge V shaped notch specimens are used as the research subject. The stress strain field at notch root is studied and analyzed in detail. The concept of distribution J integral at notch root is put forward by means of elastic-plastic theory. A kind of new method for determining the separating points for fatigue short cracks and long cracks is given, which has a clear physical significance. Good agreement between theoretical results and experimental results has been achieved.

KEY WORDS fatigue short crack; fatigue long crack; cyclic J integral; stress intensity factor

Received March 11, 1996