

DOI: 10.3901/JME.2014.18.050

预测疲劳裂纹扩展的多种理论模型研究*

石凯凯 蔡力勋 包 陈

(西南交通大学力学与工程学院 成都 610031)

摘要: 大多数工程断裂是因疲劳而引起的, 所以金属材料的低周疲劳和裂纹扩展速率性能一直受到安全设计部门的关注。长久以来, 国内外学者在建立金属材料低周疲劳行为和裂纹扩展速率性能之间的关系方面进行了多材料和多角度的研究。基于平面应力裂纹尖端小范围屈服应力应变场和疲劳裂纹扩展失效准则, 提出用于 I 型疲劳裂纹扩展速率的预测模型。针对国内外相关工作的研究, 基于平面应力裂纹尖端小范围屈服应力应变场和疲劳裂纹尖端循环塑性区内的应变能失效准则, 提出一个可用于 I 型疲劳裂纹扩展速率的预测模型。借助已发表的 15 种金属材料对应的低周疲劳和裂纹扩展速率性能数据, 详细分析和比较所提出的预测模型与其他 6 种预测模型的预测规律和结果。研究表明, 所提出的预测模型能够预测更广泛的金属材料疲劳裂纹扩展速率, 并且较其他 6 中预测模型更符合安全设计的理念。

关键词: 低周疲劳; 疲劳裂纹扩展; 裂纹尖端; 应力应变场; 应变能; 金属

中图分类号: O346; TG113

Various Theoretical Models Study of Prediction Fatigue Crack Growth

SHI Kaikai CAI Lixun BAO Chen

(School of Mechanics and Engineering, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031)

Abstract: Most engineering fracture is caused by fatigue, so the low cyclic fatigue and the crack growth properties are always concerned about the safety design department. For years, the relationship between the low cyclic fatigue and the fatigue crack growth is developed by domestic and foreign scholars from multi-material and multi-angle. A series of prediction models for mode-I fatigue crack growth are proposed with considering the small scale yield of plane stress crack tip condition and the failure criteria of fatigue crack tip. In present study, a prediction model for mode-I fatigue crack growth is proposed based on the small scale yield of plane stress crack tip and the strain energy failure criteria of cyclic plastic zone of fatigue crack tip. With the low cyclic fatigue and the fatigue crack growth for fifteen kinds of metals published in literatures, the proposed prediction model and the six kinds of prediction models are detailed analyzed and compared in the prediction law and results. Research shows that the proposed prediction model can be used to predict fatigue cracking for a wide range of metals and obey the safety design conception than other six kinds of prediction models.

Key words: low cycle fatigue(LCF); fatigue crack growth(FCG); crack tip; stress-strain field; strain energy; metal

0 前言

疲劳一直是工程失效的主要原因之一, 一直引起安全设计部门的关注^[1]。金属材料发生疲劳破坏要历经: 裂纹萌生、裂纹稳定扩展和裂纹失稳扩展三个阶段, 所以疲劳分析既要研究裂纹萌生, 又要研究裂纹稳定扩展^[2]。考虑到疲劳裂纹扩展是局部塑性损伤累积的过程, 因此由材料加工而成的机构

在往复载荷作用下, 构件均会发生疲劳破坏^[3]。线弹性断裂力学认为, 疲劳失效分析中裂纹尖端附近的应力场是由应力强度因子 K 控制的, 所以裂纹在疲劳载荷下的扩展行为可利用应力强度因子进行定性和定量的描述。

基于材料低周疲劳行为预测 I 型疲劳裂纹扩展行为, 国外已经提出了多种模型, 其模型从研究对象的角度分为材料微观参量描述的裂纹扩展模型^[4-5]和材料宏观参量表征的裂纹扩展模型, 如 GLINKA 等^[6-7]基于裂尖扩展区内常应变假定, KUJAWSKI 等^[8-12]在裂尖引入钝化假定, SKELTON

* 国家自然科学基金(11202174)和四川省青年科技创新研究团队(2013TD0004)资助项目。20130917 收到初稿, 20140331 收到修改稿

等^[13-16]基于裂尖塑性应变能假定和 CHEN 等^[17]基于裂尖平均塑性损伤。材料微观参量描述的裂纹扩展模型是结合裂纹扩展速率试验和材料微观参量对比、分析后得到该材料的裂纹扩展区尺寸, 继而得到裂纹扩展速率。值得说明的是, 通过对比裂纹扩展速率试验和材料微观参量模型所得到的微观参量仅能描述该材料的微观组织和尺寸, 却无法方便地应用于其他材料的疲劳裂纹扩展速率分析。而基于材料宏观参量表征的裂纹扩展模型由于不涉及材料微观尺寸或其微观参量通过宏观力学参量评估, 所以基于材料宏观参量表征的裂纹扩展模型反映了裂纹扩展的平均速率, 且模型方便应用。

在平面应力分析中, 循环载荷下 I 型裂纹尖端存在两种应力应变场: Rice-Kujawski-Ellyin(RKE)场和 Hutchinson-Rice-Rosengren(HRR)场。基于裂纹尖端的 RKE 场和裂纹尖端循环塑性内的应变能失效准则, 本文提出了用于预测平面应力下 I 型裂纹尖端的疲劳裂纹扩展模型。同时结合 15 种金属材料对应的低周疲劳和疲劳裂纹扩展数据, 研究了所提出的预测模型与其他 6 种预测模型的预测规律和结果。分析指出, 所提出的预测模型在预测 15 种金属材料的疲劳裂纹扩展速率时更符合安全设计的理念。

1 I 型裂纹尖端循环应力应变场

基于材料低周疲劳行为预测 I 型疲劳裂纹扩展的预测模型是由裂纹尖端循环载荷下的应力应变场, 继而结合裂纹尖端失效准则分析疲劳裂纹扩展规律。现有的预测模型采用的循环应力应变场是基于小范围屈服条件下的静应力应变场结合 RICE 的塑性叠加法衍生得到的。

1.1 静态拉伸下的裂纹尖端应力应变场

目前可用于描述平面应力条件下裂尖区的应力应变场主要有两类。

一类是 KUJAWSKI 等^[18]将 RICE^[19]对 III 型裂纹尖端的应力应变场, 扩展应用至 I 型裂纹尖端小范围屈服应力应变场

$$\begin{cases} \sigma = \sigma_y \left[\frac{K^2}{(1+n)\pi\sigma_y^2 r} \right]^{n/(1+n)} \\ \varepsilon = \varepsilon_y \left[\frac{K^2}{(1+n)\pi\sigma_y^2 r} \right]^{n/(1+n)} + \varepsilon_y \left[\frac{K^2}{(1+n)\pi\sigma_y^2 r} \right]^{1/(1+n)} \end{cases} \quad (1)$$

式中 σ, ε ——裂纹尖端应力和应变;
 σ_y, ε_y ——屈服强度和屈服应变;
 n ——材料应变硬化指数;
 r ——离裂纹尖端的距离。

另一类是由 GLINKA^[6]根据 HUTCHINSON^[20]的平面应力解, 给出了垂直于 I 型裂纹面的应力应变场

$$\begin{cases} \sigma = \sigma_y \left(\frac{K^2}{\alpha I \sigma_y^2 r} \right)^{1/(N+1)} \tilde{\sigma}_\theta \\ \varepsilon = \frac{\sigma_y}{E} \left(\frac{K^2}{\alpha I \sigma_y^2 r} \right)^{1/(N+1)} (\tilde{\sigma}_\theta - \nu \tilde{\sigma}_r) + \frac{\sigma_y}{E} \alpha \left(\frac{K^2}{\alpha I \sigma_y^2 r} \right)^{N/(N+1)} (\tilde{\sigma}_\theta - 0.5 \tilde{\sigma}_r) \end{cases} \quad (2)$$

式中 E ——弹性模量;

ν ——泊松比;

N ——材料应变硬化指数($N=1/n$);

α ——Ramberg-Osgood 模型中的材料常数;

$\tilde{\sigma}_\theta, \tilde{\sigma}_r, I$ ——HRR 场中量纲一参量。

1.2 循环载荷下的裂纹尖端应力应变场

将静态拉伸 I 型裂纹尖端小范围屈服下的应力应变场扩展至循环载荷下裂纹尖端的应力应变场。RICE^[21]基于塑性分析提出了塑性叠加法, 给出了描述循环载荷下裂纹尖端小范围屈服的应力应变场。因此将式(1)改写成循环载荷下的裂纹尖端应力应变场

$$\begin{cases} \Delta\sigma = 2\sigma_{yc} \left[\frac{\Delta K^2}{4(1+n_c)\pi\sigma_{yc}^2 r} \right]^{n_c/(1+n_c)} \\ \Delta\varepsilon = 2\varepsilon_{yc} \left[\frac{\Delta K^2}{4(1+n_c)\pi\sigma_{yc}^2 r} \right]^{n_c/(1+n_c)} + 2\varepsilon_{yc} \left[\frac{\Delta K^2}{4(1+n_c)\pi\sigma_{yc}^2 r} \right]^{1/(1+n_c)} \end{cases} \quad (3)$$

式中 $\Delta\sigma, \Delta\varepsilon$ ——裂纹尖端的应力幅和应变;

$\sigma_{yc}, \varepsilon_{yc}$ ——循环屈服强度和循环屈服应变;

n_c ——循环应变硬化指数;

ΔK ——应力强度因子幅。

同样的方式, 基于塑性叠加法将式(2)改写成循环载荷下的裂纹尖端应力应变场

$$\begin{cases} \Delta\sigma = 2\sigma_{yc} \left(\frac{\Delta K^2}{4\alpha_c I \sigma_{yc}^2 r} \right)^{1/(N_c+1)} \tilde{\sigma}_\theta \\ \Delta\varepsilon = 2 \frac{\sigma_{yc}}{E} \left(\frac{\Delta K^2}{4\alpha_c I \sigma_{yc}^2 r} \right)^{1/(N_c+1)} (\tilde{\sigma}_\theta - \nu \tilde{\sigma}_r) + 2 \frac{\sigma_{yc}}{E} \alpha_c \left(\frac{\Delta K^2}{4\alpha_c I \sigma_{yc}^2 r} \right)^{N_c/(N_c+1)} (\tilde{\sigma}_\theta - 0.5 \tilde{\sigma}_r) \end{cases} \quad (4)$$

式中 N_c ——循环应变硬化指数($N_c=1/n_c$);

α_c ——Ramberg-Osgood 循环应力应变模型中的材料常数。

考虑材料的 Ramberg-Osgood 循环应力应变关系

$$\frac{\Delta \varepsilon}{2} = \frac{\Delta \sigma}{2E} + \left(\frac{\Delta \sigma}{2K_c} \right)^{N_c} \quad (5)$$

式中 K_c ——循环应变强度系数。

式(4)中 α_c 通过式(6)计算得到

$$\alpha_c = \frac{2E}{(2K_c)^{N_c} (2\sigma_{yc})^{1-N_c}} \quad (6)$$

为方便应用式(4), 需要将 HRR 场裂纹面上的平面应力数值解^[22]拟合后给出对应于裂纹扩展面上的 HRR 场中量纲一的表达式

$$\begin{cases} \tilde{\sigma}_\theta = -0.56168 \exp(-0.99531N_c) - \\ \quad 0.03151 \exp(-0.16508N_c) + 1.15310 \\ \tilde{\sigma}_r = 0.44386 \exp(-0.45292N_c) + \\ \quad 0.09435 \exp(-0.08423N_c) + 0.58278 \\ I = 0.69424 \exp(-0.06251N_c) + \\ \quad 2.18980 \exp(-0.36520N_c) + 2.54772 \end{cases} \quad (7)$$

2 基于 RKE 场的预测模型

考虑到裂纹尖端循环塑性区内塑性应变幅要远大于弹性应变幅, 因此可以忽略掉裂纹尖端循环塑性区内弹性应变幅。因此式(3)可以进一步表达为

$$\begin{cases} \Delta \varepsilon_p = \frac{2\sigma_{yc}}{E} \left[\frac{\Delta K^2}{4(1+n_c)\pi\sigma_{yc}^2 r} \right]^{1/(1+n_c)} \\ \Delta \sigma = 2K_c \left(\frac{\Delta \varepsilon_p}{2} \right)^{n_c} \end{cases} \quad (8)$$

根据式(8)定义裂纹尖端循环塑性区尺寸

$$r_c = \frac{1}{4(1+n_c)\pi} \frac{\Delta K^2}{\sigma_{yc}^2} \quad (9)$$

由式(8)可以看出, 裂纹尖端存在奇异性。然而实际情况中裂纹尖端由于产生钝化而导致裂纹尖端塑性重新分布, 因此裂纹尖端应力应变必定为一个有限值。考虑到疲劳裂纹尖端在低于应力强度因子幅门槛值时, 裂纹不发生扩展。因此为消除裂纹尖端奇异性, 基于式(9)引入裂纹尖端钝化半径 ρ_c (图 1)

$$\rho_c = \frac{1}{4(1+n_c)\pi} \frac{\Delta K_{th}^2}{\sigma_{yc}^2} \quad (10)$$

式中 ΔK_{th} ——应力强度因子幅门槛值。

基于式(8)得到裂纹尖端的塑性应变能分布

$$\Delta \sigma \Delta \varepsilon_p = 4K_c \left(\frac{\sigma_{yc}}{E} \right)^{1+n_c} \frac{r_c}{r + \rho_c} \quad (11)$$

将式(11)在裂纹尖端循环塑性区内积分

$$\int_0^{r_c - \rho_c} \Delta \sigma \Delta \varepsilon_p dr = 4K_c \left(\frac{\sigma_{yc}}{E} \right)^{1+n_c} r_c (\ln r_c - \ln \rho_c) \quad (12)$$

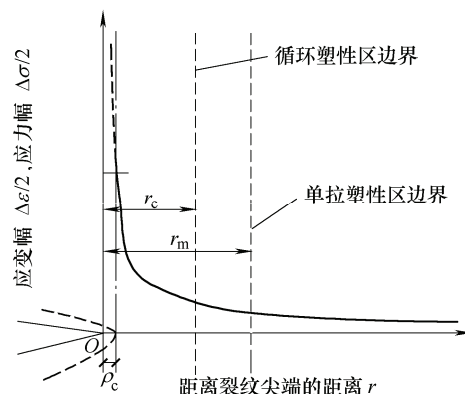


图1 引入钝化半径的裂纹尖端循环应力应变场

考虑到裂纹前端的疲劳阻力受裂纹尖端局部应力幅和应变幅的控制, 可以假定裂纹尖端循环塑性区内疲劳失效。同时考虑到 Manson-Coffin 材料低周疲劳寿命经验公式

$$\begin{cases} \Delta \sigma = 2\sigma_f (2N_f)^b \\ \Delta \varepsilon_p = 2\varepsilon_f (2N_f)^c \end{cases} \quad (13)$$

式中 σ_f ——疲劳强度系数;

ε_f ——疲劳延性系数;

b ——疲劳强度指数;

c ——疲劳延性指数;

N_f ——疲劳失效寿命。

结合式(13)考虑裂纹尖端循环区尺寸内的塑性应变能, 可以得到

$$\Delta \sigma \Delta \varepsilon_p (r_c - \rho_c) = 4\sigma_f \varepsilon_f (2N_f)^{b+c} (r_c - \rho_c) \quad (14)$$

结合式(12)和式(14)可以得到裂纹尖端的失效循环数

$$N_f = \frac{1}{2} \left[\frac{K_c}{\sigma_f \varepsilon_f} \left(\frac{\sigma_{yc}}{E} \right)^{n_c+1} \frac{r_c}{r_c - \rho_c} (\ln r_c - \ln \rho_c) \right]^{\frac{1}{b+c}} \quad (15)$$

因此得到了 I 型疲劳裂纹扩展速率模型

$$\frac{da}{dN} = \frac{r_c - \rho_c}{N_f} \quad (16)$$

3 现有的预测模型

Glinka(HRR)模型^[6]: 将裂纹尖端分为四个区域, 第一个区域 r^* 内应变幅为常值, 第二个区域即循环塑性区服从 HRR 场, 第三个区域为单轴拉伸塑性区, 第四个区域为单轴拉伸塑性区外即弹性区域服从弹性应力应变场。Glinka(HRR)模型指出裂纹每失效循环数 N^* 对应着一次裂纹扩展 r^* 。

$$\frac{da}{dN} = \frac{r^*}{N^*} = C_6 (\Delta K)^{-2N_c/[c(N_c+1)]} \quad (17)$$

式(17)中每次裂纹扩展量需要依据裂纹扩展速率试验标定得到, 或者令疲劳寿命 $N_f=10^7$ 并结合材料应力强度因子幅门槛值和式(14)评估得到。然而 Glinka(HRR)模型指出, 无论何种方式评估得到的 r^* 均不能表征材料的微观特性, 但定性地表征了不同强度材料组织的差异; 同时指出材料每次扩展量会随着材料强度的增高而减小。

Ellyin(HRR)模型^[8]: 基于裂纹尖端循环 HRR 场并引入裂纹尖端钝化方程, 在裂纹扩展区 r^* 内依据塑性应变能失效准则, 建立了疲劳裂纹扩展的模型。Ellyin(HRR)模型认为裂纹每失效循环数 N^* 对应着一次裂纹扩展 r^* 。

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = \frac{r^*}{N^*} = 2r^* \left[\frac{\Delta K^2}{(4\psi E \sigma_f \varepsilon_f)^{1/2}} \right]^{2/\beta} \\ \psi = I / [\tilde{\sigma}_\theta (\tilde{\sigma}_\theta - 0.5\tilde{\sigma}_r)] \\ \beta = -(b+c) \end{cases} \quad (18)$$

然而式(18)中每次裂纹扩展量 r^* 却需要通过应力强度因子幅极限值 ΔK_c 评估得到。尽管如此其评估得到的裂纹扩展量 r^* 并不能反映不同材料之间强度的差异。

Ellyin(RKE)模型^[9]: 基于与 Ellyin(HRR)模型相同的理论分析基础, 通过采用两种不同的裂纹尖端循环应力应变场研究了预测 I 型疲劳裂纹扩展速率模型。

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = \frac{r^*}{N^*} = 2r^* \left[\frac{\Delta K^2}{(4\psi E \sigma_f \varepsilon_f)^{1/2}} \right]^{2/\beta} \\ \psi = (1+n_c)\pi \\ \beta = -(b+c) \end{cases} \quad (19)$$

式(19)模型结果指出, 在应力强度因子幅较大区域, 基于裂纹尖端循环 HRR 场和循环 RKE 场分析得到

的疲劳裂纹扩展速率会存在一定差异。

Ellyin-Li(RKE)模型^[12]: 1998 年 LI 等通过在 Kujawski-Ellyin(RKE)模型中引入了裂纹尖端的钝化半径, 改进了 Kujawski-Ellyin(RKE)模型中通过疲劳裂纹扩展速率试验标定获取材料扩展区尺寸的问题。

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = \frac{r^*}{\Delta N} = \frac{\Delta K^2 - \Delta K_{th}^2}{0.5\pi E (\sigma_{yc})^{1-1/\beta} [4\varepsilon_f (1+n_c) (\sigma_f - \sigma_m)]^{1/\beta}} \\ \beta = -(b+c) \\ \rho_c = \frac{\Delta K_{th}}{\pi E \sigma_{yc}} \end{cases} \quad (20)$$

从 LI 等的改进思路可以看出, 所引入的裂纹尖端钝化方程会影响 Ellyin-Li(RKE)模型的预测结果。

Pandey(HRR)模型^[14]: 基于裂纹尖端能量耗散分析疲劳裂纹扩展行为, 其假定当裂纹尖端的能量耗散达到失效临界值 W_c 时, 裂纹即发生一次扩展。通过在裂纹扩展区尺寸内引入每单位每循环下所对应的耗散能 ϕ_p , 可以得到模型

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = \frac{\phi_p}{W_c} = \left(\frac{1-n_c}{1+n_c} \right) \frac{(\Delta K - \Delta K_{th})^2}{E\psi \left(\frac{4}{1+n_c} \sigma_f \varepsilon_f \right)} \\ \psi = I / [\tilde{\sigma}_\theta (\tilde{\sigma}_\theta - 0.5\tilde{\sigma}_r)] \\ W_c = \frac{4}{1+n_c} \sigma_f \varepsilon_f \end{cases} \quad (21)$$

Pandey(HRR)模型中虽引入了裂纹扩展区尺寸, 但在模型的建立过程中通过扩展区内单位能量耗散消除了所引入裂纹扩展区尺寸的影响。

CHEN-CAI(RKE)模型^[17]: 为消除裂纹尖端应力应变场的奇异性, 通过在裂纹尖端引入假定的钝化方程。基于裂纹尖端循环 RKE 场和裂纹尖端循环塑性区(裂纹扩展区)内 Miner 线性损伤累积, 建立了可用于预测 I 型疲劳裂纹扩展的模型。

$$\begin{cases} \frac{da}{dN} = \frac{r_c - \rho_c}{N^*} = 2 \left(\frac{E \varepsilon_f}{\sigma_{yc}} \right)^{1/c} \frac{c + n_c}{c + n_c + 1} r_c \left[1 - \left(\frac{\rho_c}{r_c} \right)^{1 + \frac{1}{c+n_c}} \right] \\ r_c = \frac{1}{4\pi(1+n_c)} \frac{\Delta K^2}{\sigma_{yc}^2} \\ \rho_c = \frac{1}{4\pi(1+n_c)} \frac{\Delta K_{th}^2}{\sigma_{yc}^2} \end{cases} \quad (22)$$

式(22)考虑了裂纹尖端循环塑性区内的线性累计损失,且每次裂纹扩展的尺寸等于对应循环塑性区尺寸的大小。

4 模型预测结果与讨论

为了详细分析和比较上述 7 种模型预测 I 型裂纹扩展速率的规律,利用 15 种金属材料的低周疲劳性能数据(表 1)与裂纹扩展速率的数据进行了分析和比较。图 2~16 分别给出了 I 型裂纹扩展速率模型和试验数据的比较。其中将模型的预测结果分为三类:“偏于危险”、“良好”和“偏于安全”,三类预测结果分别用相应代码表示“1”、“O”和“2”。表 2 给出了 7 种模型结合 15 种金属材料的统计结果。分析表 2 得到, Glinka(HRR)模型预测良好的占 13.3%,偏于危险的占 53.3%,偏于安全的占 33.4%。Ellyin-Li(RKE)模型预测良好的占 13.3%,偏于危险的占 13.3%,偏于安全的占 73.4。Pandey(HRR)模型

预测良好的占 26.7%,偏于危险的占 46.7%,偏于安全的占 26.6%。SHI-CAI(RKE)模型(所提模型)预测良好的占 33.3%,偏于危险的占 0%,偏于安全的占 66.7%。CHEN-CAI(RKE)模型预测良好的占 6.7%,偏于危险的占 0%,偏于安全的占 93.3%。

通过以上的分析可以发现,由于 Ellyin(HRR)模型和 Ellyin(RKE)模型中需要一个极限应力强度因子幅 ΔK_c 来评估材料裂纹尖端扩展区尺寸,因此较其余 5 种模型的应用受到一定的限制;研究还表明,虽然 Ellyin(HRR)模型和 Ellyin(RKE)模型针对裂纹尖端采用了两种不同的应力应变场,但是对于 10Ni 钢和 2219 T 851 铝两种材料通过 Ellyin(HRR)模型和 Ellyin(RKE)模型预测结果几乎重合;Ellyin(HRR)模型的预测结果比 Ellyin(RKE)模型预测结果偏于安全的幅度很小。可见对于 10Ni 钢和 2219 T 851 铝两种材料,在裂纹尖端选平面应力的 RKE 场或选平面应力的 HRR 场对 Ellyin(HRR)模型和 Ellyin(RKE)模型的预测结果影响不大。

表 1 材料及疲劳特性

材料	弹性模量 E/GPa	循环屈服强度 σ_{yc}/MPa	循环应变 强度系数 K_c/MPa	循环应变 硬化指数 n_c	疲劳强度 系数 σ_f/MPa	疲劳强度 指数 b	疲劳延性 系数 ϵ_f	疲劳延性 指数 c	加载比 R	应力强度因子 幅门槛值 $\Delta K_{th}/(\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2})$
7075 T6 铝 ^[16]	71.0	469	781	0.088	781	-0.045 0	0.19	-0.520	0.5	1.98
4340 钢 ^[16]	200.0	889	1 910	0.123	1 879	-0.089 5	0.64	-0.636	0.7	4.56
A5333-B1 钢 ^[12]	200.0	345	1 047	0.163	869	-0.085 0	0.32	-0.520	0.1	7.70
SAE 1020 钢 ^[23]	205.0	270	941	0.180	815	-0.114 0	0.25	-0.540	0.1	11.6
API5L X60 钢 ^[23]	200.0	370	840	0.132	720	-0.076 0	0.31	-0.530	0.1	8.00
E36 钢 ^[7, 14-15, 24]	206.0	350	1 255	0.210	1 194	-0.124 0	0.60	-0.570	0	5.00
10Ni 钢 ^[14, 25]	207.0	1 106	2 177	0.109	2 019	-0.080 0	0.54	-0.645	0.1	5.00
2219 T 851 铝 ^[6-7, 9, 14-15]	71.0	334	710	0.121	613	-0.075 6	0.35	-0.550	0.1	2.70
8630 钢 ^[14-15, 26]	207.0	661	2 267	0.195	1 936	-0.121 0	0.42	-0.693	0.5	10.0
C-Mn 钢 ^[14-15, 26]	208.0	372	896	0.141	868	-0.101 0	0.15	-0.514	0.0	13.0
35CD4 钢 ^[15, 24]	209.0	800	1 180	0.150	1 818	-0.100 0	1.15	-0.710	0.0	3.00
TA12 钢 ^[17]	113.0	903	1 494	0.077	1 609	-0.081 0	0.29	-0.662	0.1	8.00
35 NDC 16 钢 ^[7]	190.6	1 405	3 580	0.150	3 050	-0.110 0	0.58	-0.760	0.1	5.00
2024 T351 铝 ^[16]	70.0	404	751	0.100	738	-0.081 0	0.30	-0.600	0	2.68
弹簧钢(500 ℃) ^[12]	210.0	1 490	3 190	0.150	2 970	-0.106 0	0.62	-0.709	0.1	2.05

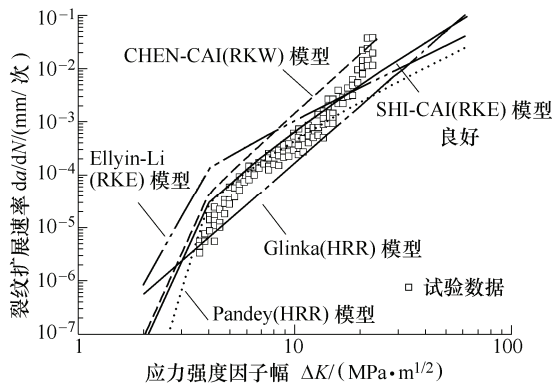


图 2 7075-T6 铝裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.5$, $\Delta K_{th}=1.98 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

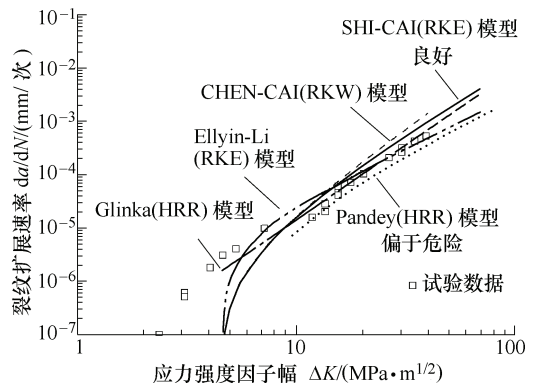


图 3 4340 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.7$, $\Delta K_{th}=4.56 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

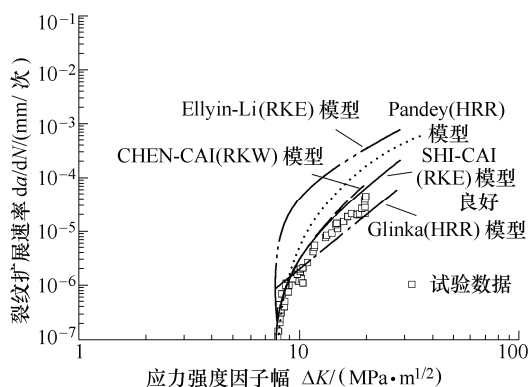


图 4 A5333-B1 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=7.7 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

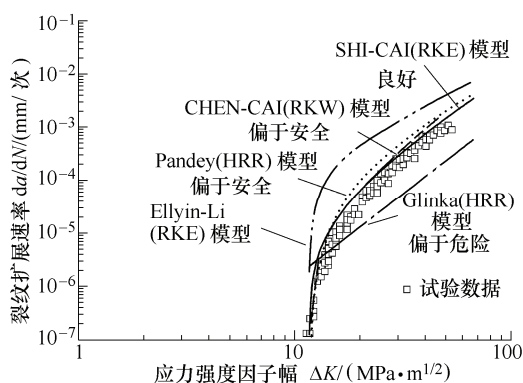


图 5 SAE 1020 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=11.6 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

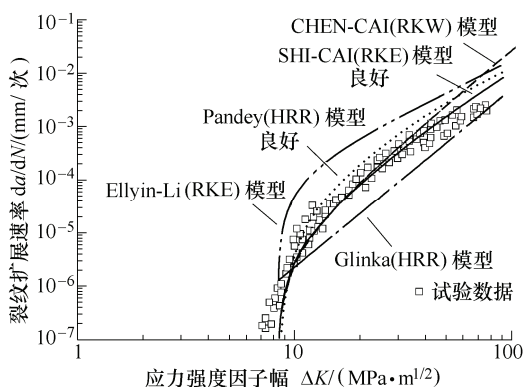


图 6 API5L X60 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=8 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

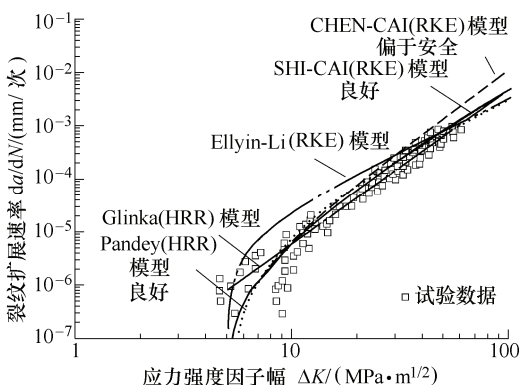


图 7 E36 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0$, $\Delta K_{th}=5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

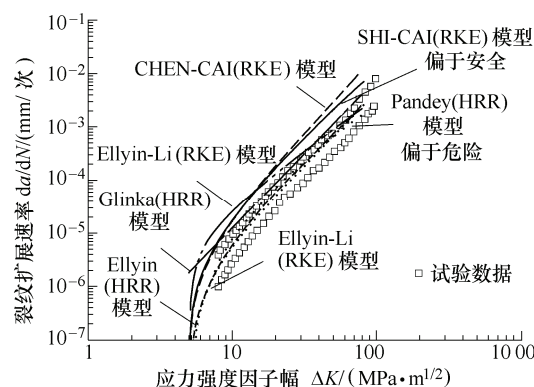


图 8 10Ni 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=5 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

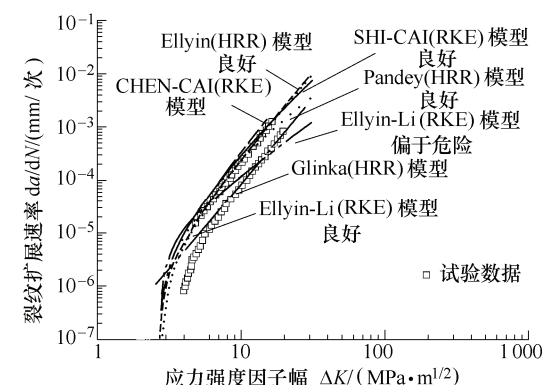


图 9 2219 T 851 铝裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=2.7 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

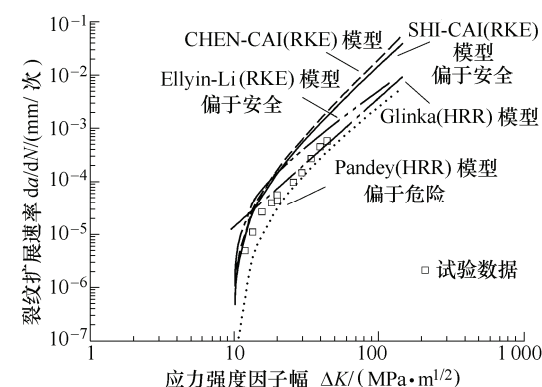


图 10 8630 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.5$, $\Delta K_{th}=10 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

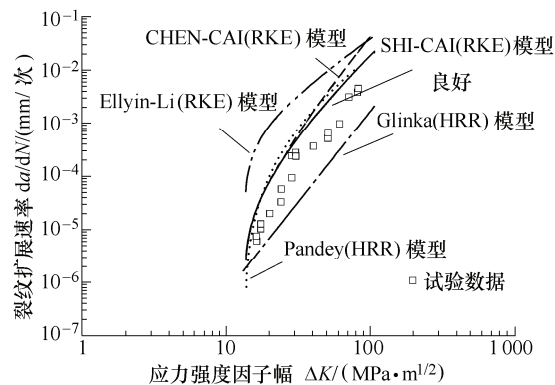


图 11 C-Mn 钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=13 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

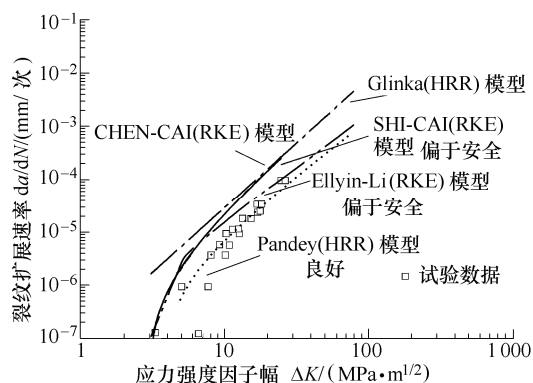


图12 35CD4钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0$, $\Delta K_{th}=3$ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

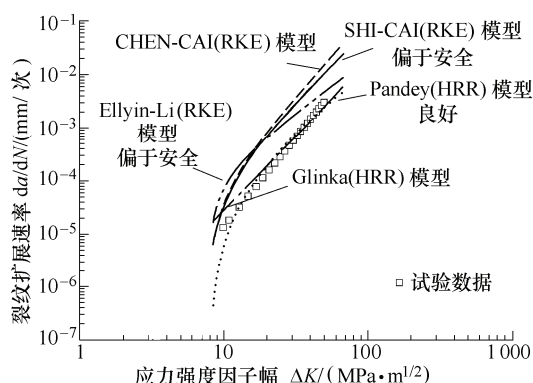


图13 TA12钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=8$ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

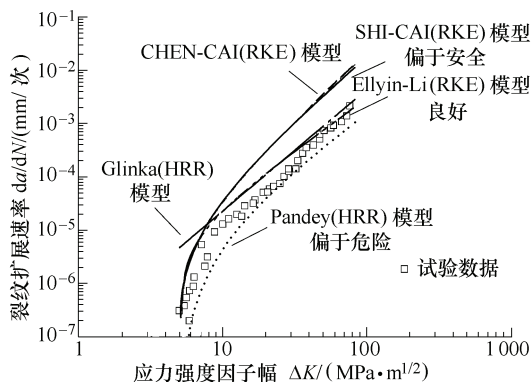


图14 35NDC16钢裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=5$ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

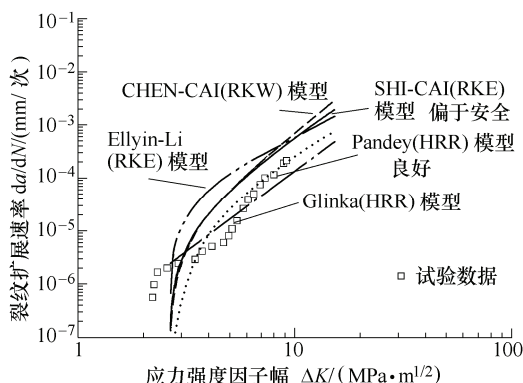


图15 2024-T351铝裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.3$, $\Delta K_{th}=2.68$ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

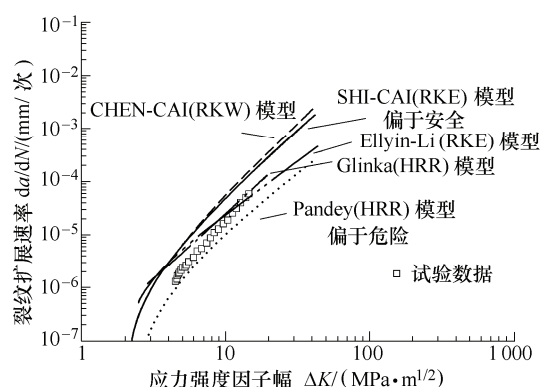


图16 弹簧钢(500 °C)裂纹扩展速率模型和试验数据($R=0.1$, $\Delta K_{th}=2.05$ $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$)比较

对15种金属材料裂纹进行扩展分析, SHI-CAI(RKE)模型和CHEN-CAI(RKE)模型可以看出,在裂纹扩展的起始期(应力强度因子幅门槛值附近)和中期(裂纹稳定扩展的前半阶段),SHI-CAI(RKE)模型和CHEN-CAI(RKE)模型预测结果几乎重合;而裂纹扩展的后期(裂纹稳定扩展的后半阶段)SHI-CAI(RKE)模型的预测结果要强于CHEN-CAI(RKE)模型的预测结果。另外,虽然CHEN-CAI(RKE)模型预测结果中没有出现偏于危险的情况,但相比较SHI-CAI(RKE)模型预测结果看CHEN-CAI(RKE)模型预测结果安全系数较大;从经济的角度CHEN-CAI(RKE)模型提供了过度的安全裕度。

5 结论

考虑平面应力裂纹尖端两种不同的循环应力应变场(HRR场和RKE场)并结合裂纹尖端不同的失效准则,基于材料低周疲劳特性构建可用于预测I型疲劳裂纹扩展的模型。通过结合15种金属材料的低周疲劳性能和7种I型裂纹扩展理论预测结果分析可以得出以下结论。

(1) 考虑到I型裂纹尖端平面应力状态,裂纹尖端在循环载荷作用下的应力应变场可通过将单拉下的裂纹尖端应力应变场(RKE场和HRR场)利用Rice的塑性叠加原理推广得到。

(2) 对7种理论模型的预测结果分析可以看出,SHI-CAI(RKE)模型和CHEN-CAI(RKE)模型均没有出现偏于危险的预测结果;且SHI-CAI(RKE)模型预测良好的比例达到33.3%远高于CHEN-CAI(RKE)模型的6.7%。从安全和经济的角度看推荐使用SHI-CAI(RKE)模型分析I型裂纹扩展速率。

(3) 7种理论模型中,除了CHEN-CAI(RKE)模型采用了裂纹尖端塑性损伤的失效准则外,其余6种模型则利用裂纹尖端塑性应变能失效准则,可见

表 2 理论模型预测结果分析

材料	模型						
	Glinka(HRR)	Ellyin(HRR)	Ellyin(RKE)	Ellyin-Li(RKE)	Pandey(HRR)	SHI-CAI(RKE)	CHEN-CAI(RKE)
7075 T6 铝	1	—	—	1	1	O	2
4340 钢	O	—	—	O	1	2	2
A5333-B1 钢	1	—	—	2	2	O	2
SAE 1020 钢	1	—	—	2	2	O	2
API5L X60 钢	1	—	—	2	2	O	2
E36 钢	O	—	—	2	O	O	O
10Ni 钢	1	1	1	1	1	2	2
2219 T 851 铝	1	2	2	2	1	2	2
8630 钢	2	—	—	2	1	2	2
C-Mn 钢	1	—	—	2	2	2	2
35CD4 钢	2	—	—	2	O	2	2
TA12 钢	2	—	—	2	O	2	2
35 NDC 16 钢	2	—	—	O	1	2	2
2024 T351 铝	1	—	—	2	O	2	2
弹簧钢(500 ℃)	2	—	—	2	1	2	2

塑性应变能失效准则具有一定优势。

在以后的研究中应进一步明确裂纹尖端失效准则，结合现有理论模型构建预测精度更高的理论模型；同时还可以考虑将上述理论模型推广应用于表面裂纹的扩展，如角裂纹、表面裂纹、深埋裂纹等的裂纹扩展速率预测。如在含缺陷或是应力集中构件中，应用理论模型模型分析裂纹扩展的速率，以指导安全工程中的构件寿命的预测。

参 考 文 献

[1] 赵荣国, 罗希延, 任璐璐, 等. 航空发动机涡轮盘用 GH4133B 合金疲劳裂纹扩展行为研究[J]. 机械工程学报, 2011, 47(18): 55-65.
ZHAO Rongguo, LUO Xiyan, REN Lulu, et al. Research on fatigue crack propagation behavior of GH4133B superalloy used in turbine disk of aero-engine[J]. Journal of Mechanical Engineering, 2011, 47(18): 55-65.

[2] 刘春孝, 王海燕. 疲劳裂纹扩展研究综述[J]. 焦作大学学报, 2008, 2(4): 91-93.
LIU Chunxiao, WANG Haiyan. Fatigue crack growth review[J]. Journal of Jiaozuo University, 2008, 2(4): 91-93.

[3] 高文柱, 吴欢, 赵永庆. 金属材料疲劳裂纹扩展研究综述[J]. 钛工业进展, 2007, 24(6): 33-37.
GAO Wenzhu, WU Huan, ZHAO Yongqing. Summary of fatigue crack growth study on metallic material[J]. Titanium, 2007, 24(6): 33-37.

[4] ANTOLOVICH S D, SAXENA A, CHANANI G R. A model for fatigue crack propagation[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1975, 7(4): 649-652.

[5] KUJAWSKI D, ELLYIN F. A fatigue crack growth model with load ratio effects[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1987, 28(4): 367-378.

[6] GLINKA G. A cumulative model of fatigue crack growth[J]. International Journal of Fatigue, 1982, 4(2): 59-67.

[7] GLINKA G, ROBIN C, PLUVINAGE G. A cumulative model of fatigue crack growth and the crack closure effect[J]. International Journal of Fatigue, 1984, 6(1): 37-47.

[8] KUJAWSKI D, ELLYIN F. A fatigue crack propagation model[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1984, 20(5): 695-704.

[9] ELLYIN F. Crack growth rate under cyclic loading and effect of different singularity fields[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1986, 25(4): 463-473.

[10] ELLYIN F. Stochastic modelling of crack growth based on damage accumulation[J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 1986, 6(2): 95-101.

[11] WU S X, MAI Y W, COTTERELL B. A model of fatigue crack growth based on Dugdale model and damage accumulation[J]. International Journal of Fracture, 1992, 57(3): 253-267.

[12] LI D M, NAM W J, LEE C S. An improvement on prediction of fatigue crack growth from low cycle fatigue properties[J]. Engineering Fracture Mechanics, 1998, 60(4): 397-406.

[13] SKELTON R P, VILHELMSSEN T, WEBSTER G A. Energy criteria and cumulative damage during fatigue crack growth[J]. International Journal of Fatigue, 1998,

- 20(9): 641-649.
- [14] PANDEY K N, CHAND S. An energy based fatigue crack growth model[J]. *International Journal of Fatigue*, 2003, 25(8): 771-778.
- [15] PANDEY K N, CHAND S. Fatigue crack growth model for constant amplitude loading[J]. *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, 2004, 27(6): 459-472.
- [16] NOROOZI A H, GLINKA G, LAMBERT S. A two parameter driving force for fatigue crack growth analysis[J]. *International Journal of Fatigue*, 2005, 27(10): 1277-1296.
- [17] CHEN L, CAI L X, YAO D. A new method to predict fatigue crack growth rate of materials based on average cyclic plasticity strain damage accumulation[J]. *Chinese Journal of Aeronautics*, 2013, 26(1): 130-135.
- [18] KUJAWSKI D, ELLYIN F. On the size of plastic zone ahead of crack tip[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1986, 25(2): 229-236.
- [19] RICE J R. Stresses due to a sharp notch in a work-hardening elastic-plastic material loaded by longitudinal shear[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1967, 34(2): 287-298.
- [20] HUTCHINSON J W. Singular behaviour at the end of a tensile crack in a hardening material[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1968, 16(1): 13-31.
- [21] RICE J R. The mechanics of crack tip deformation and extension by fatigue[J]. *ASTM STP*, 1967, 415: 247-309.
- [22] SHIH C F. Tables of hutchinson-rice-rosengren singular field quantities[R]. Brown University Materials Research Laboratory Rep. MRL E-147, 1983.
- [23] CASTRO J T P, MEGGIOLARO M A, MIRANDA A C O. Singular and non-singular approaches for predicting fatigue crack growth behavior[J]. *International Journal of Fatigue*, 2005, 27(10): 1366-1388.
- [24] GLINKA G. A notch stress-strain analysis approach to fatigue crack growth[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1985, 21(2): 245-261.
- [25] BARSOM J M. Fatigue-crack propagation in steels of various yield strengths[J]. *Journal of Engineering for Industry*, 1971, 93(4): 1190-1196.
- [26] STEPHENS R I, CHUNG J H, FATEMI A. Constant and variable amplitude fatigue behavior of five cast steels at room temperature and 45 °C[J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1984, 106(1): 25-37.
-
- 作者简介: 石凯凯, 男, 1987 年出生, 博士研究生。主要研究方向为材料的疲劳与断裂。
E-mail: shikai1000@163.com
- 蔡力勋(通信作者), 男, 1959 年出生, 教授, 博士研究生导师。主要研究方向为材料的疲劳与断裂。
E-mail: lix_cai@263.net
- 包陈, 男, 1982 年出生, 博士, 讲师。主要研究方向为材料的疲劳与断裂。
E-mail: bchxx@163.com