

FGH97 粉末高温合金缺口试样小裂纹 闭合特性数值模拟

胡 晨^{1,2}, 魏大盛^{1,2}, 王延荣^{1,2}

(1. 北京航空航天大学 能源与动力工程学院, 北京 100191;

2. 先进航空发动机协同创新中心, 北京 100191)

摘 要: 采用有限元方法研究了 FGH97 粉末高温合金缺口试样小裂纹的塑性诱导裂纹闭合效应, 分析了网格单元尺寸、缺口形式及外载大小、应力比和本构模型对裂纹闭合的影响, 同时采用 Walker 公式计算裂纹扩展速率, 并与试验结果进行对比以考察有限元方法的准确性。结果表明: 当前塑性区尺寸大于 10 倍裂纹尖端网格单元尺寸时, 裂纹闭合程度会趋于收敛; 缺口形式在裂纹闭合未稳定前会产生影响, 外载荷将决定闭合程度的稳定值; 应力比的增大会降低裂纹闭合程度直至消失; 相对于理想弹塑性本构模型, 多线性弹塑性本构模型对网格的依赖性较低。缺口试样小裂纹扩展试验结果表明: 考虑裂纹闭合效应之后, 裂纹扩展速率计算结果与试验符合良好。

关 键 词: 粉末高温合金; 小裂纹; 裂纹闭合; 裂纹尖端塑性区; 缺口塑性区; 裂纹扩展

中图分类号: V256

文献标志码: A

Numerical simulation of small crack closure characteristic of the notched FGH97 powder metallurgy superalloy specimen

HU Chen^{1,2}, WEI Dasheng^{1,2}, WANG Yanrong^{1,2}

(1. School of Energy and Power Engineering,

Beijing University of Aeronautics and Astronautics, Beijing 100191, China;

2. Collaborative Innovation Center for Advanced Aero-Engine, Beijing 100191, China)

Abstract: Plasticity-induced crack closure (PICC) effect of small crack of notched FGH97 powder metallurgy superalloy specimen was investigated by finite element method (FEM). The influences of five principle factors, namely mesh element size, notch profile, load level, stress ratio and the constitutive model, on crack closure were analyzed. Crack propagation rate was predicted via Walker formula and compared with the test results to confirm the accuracy of FEM. The results show that crack closure level tends to converge if the size of forward plastic zone is ten times bigger than the element size around the crack tip; notch profiles affect crack closure in the closure transient zone, the load determines the crack closure stabilization level; crack closure level decreases with the increase of stress ratio till disappearance; compared with perfectly elastic-plastic constitutive model, the multi-linear elastic-plastic constitutive model shows much less dependency on mesh element size. The predicted crack propagation rate in consideration of crack closure fits well with test results.

收稿日期: 2016-11-12

基金项目: 国家自然科学基金(51475024)

作者简介: 胡晨(1995—), 男, 硕士生, 主要从事航空发动机疲劳强度研究。

引用格式: 胡晨, 魏大盛, 王延荣. FGH97 粉末高温合金缺口试样小裂纹闭合特性数值模拟[J]. 航空动力学报, 2018, 33(5): 1151-1157. HU Chen, WEI Dasheng, WANG Yanrong. Numerical simulation of small crack closure characteristic of the notched FGH97 powder metallurgy superalloy specimen[J]. Journal of Aerospace Power, 2018, 33(5): 1151-1157.

Key words: powder metallurgy superalloy; small crack; crack closure; crack tip plastic zone; notch plastic zone; crack propagation

粉末高温合金具有组织均匀、疲劳性能好、屈服极限高等优点,已经成为制造航空发动机涡轮盘的理想材料^[1-2]。同时,其力学性能又体现出对缺陷的敏感性,缺陷尺寸小,其扩展规律在某种程度上与小裂纹具有相似性,因此有必要在裂纹扩展性能方面,特别是小裂纹扩展方面进行深入研究。Elber^[3]首次发现了裂纹闭合现象,认为裂纹面在疲劳载荷作用下会发生闭合。在此之后许多学者对裂纹闭合现象进行了研究^[4-9]。Newman、Lankford等^[10-11]首先研究了小裂纹扩展规律。目前缺口小裂纹扩展的力学机理还有待进一步研究,但是普遍认为缺口根部塑性、裂纹尖端塑性和材料微观结构都对裂纹扩展速率具有重要影响^[12]。

基于上述理论,本文主要从塑性致闭的角度研究 FGH97 粉末高温合金缺口试样小裂纹扩展规律,采用有限元方法分析了裂纹尖端单元尺寸、缺口形式及外载、应力比和本构模型对裂纹闭合的影响,在考虑裂纹闭合的基础上计算裂纹扩展速率并和试验结果进行对比,验证了有限元计算结果的准确性。

1 塑性致闭的有限元模型

1.1 裂纹尖端塑性区模型

根据塑性致闭理论,裂纹尖端塑性区包括前塑性区(forward plastic zone)、反向塑性区(reversed plastic zone)和塑性尾迹区(plastic wake),见图 1,其中 a 为裂纹长度^[13]。

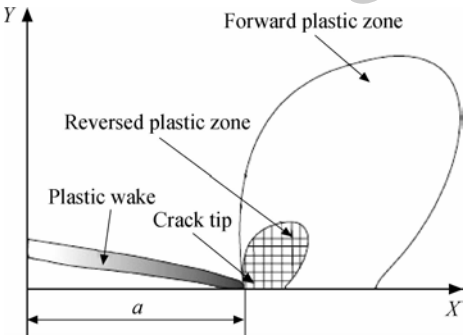


图 1 裂纹尖端塑性区

Fig. 1 Plastic zone around the crack tip

Dougherty 等^[5]指出可以用以下公式计算前塑性区大小:

$$2r_f = \frac{1}{\alpha \pi} \left(\frac{K_{\max}}{\sigma_0} \right)^2 \tag{1}$$

其中 $2r_f$ 为前塑性区直径, α 为约束系数, $K_{\max}$ 为最大应力强度因子, σ_0 为材料的屈服应力。

1.2 裂纹面接触方式

为了避免裂纹面闭合时相互渗透, Park、Solanki 等^[7-8]提出了不同方法。本文采用刚性线法:设置一条刚性线作为主接触面,刚性线具有刚体性质,其与试样表面建立接触对,用两者的接触模拟裂纹面的相互接触和裂纹闭合现象,同时由于刚性线不能被试样表面穿透,这也避免了裂纹闭合时两者相互渗透。

1.3 裂纹扩展技术

采用节点释放技术实现裂纹扩展:主从接触面通过节点粘连在一起,当满足一定条件时裂纹尖端节点会被释放,并更新主从接触面实现裂纹扩展,见图 2。指定在周期载荷最大时释放节点,每次释放后间隔一个周期,这样能更准确地模拟裂纹闭合特性^[9]。

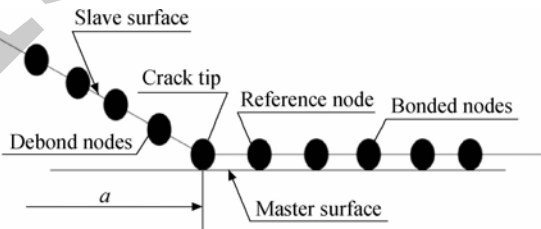


图 2 节点释放技术

Fig. 2 Debond technique

1.4 裂纹张开闭合判据

常见的裂纹张开闭合判据有节点位移法^[14]和节点应力法^[15]。本文采用节点位移法:当参考节点的裂纹面张开位移变为零时认为发生了闭合,反之认为裂纹张开。

1.5 计算模型

FGH97 粉末高温合金缺口试样如图 3 所示,包含半圆和半椭圆两种缺口形式。由于试样几何对称,取其一半进行有限元建模,有限元网格单元类型为四边形平面应力单元。对裂纹扩展路径及缺口进行网格加密,对称面未开裂处施加对称约束,载荷施加于模型右侧,见图 4。计算所需材料参数见表 1^[16]。

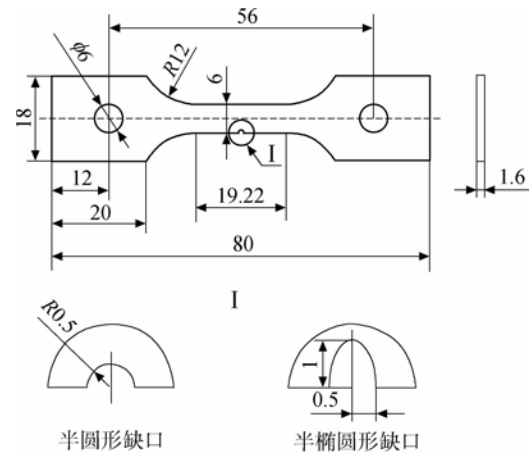


图3 FGH97 粉末高温合金缺口试样(单位:mm)
Fig.3 Notched FGH97 powder metallurgy superalloy specimen (unit:mm)

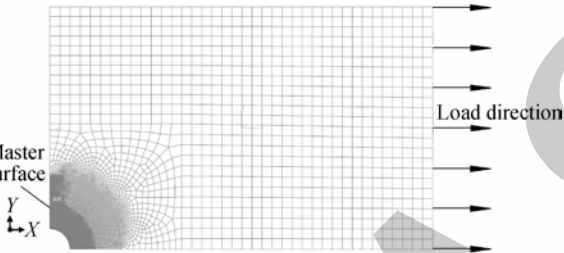


图4 有限元模型
Fig.4 Finite element model

表1 FGH97 粉末高温合金材料参数
Table 1 Material parameters of FGH97 power metallurgy superalloy

温度/℃	弹性模量/MPa	泊松比	屈服强度/MPa
550	178 030.0	0.331	986.4
750	177 290.6	0.331	1 080.0

2 计算结果分析

弹塑性有限元计算只能得到 J 积分值,再通过 $K = \sqrt{EJ}$ 求得应力强度因子,其中 E 为弹性模量,裂尖塑性区的变大会使这种换算产生一定的误差^[17]。定义应力强度因子范围 $\Delta K = K_{\max} - K_{\min}$,有效应力强度因子范围 $\Delta K_{\text{eff}} = K_{\max} - K_{\text{op}}$,其中 $K_{\max}$ 、 $K_{\min}$ 和 K_{op} 分别为最大、最小和裂纹开始张开时刻的应力强度因子。

2.1 网格单元尺寸的影响

有限元是研究塑性致闭的主要手段,其中裂尖网格单元尺寸对计算结果影响很大。选取有限元网格单元尺寸(d)时,需要参考其相对于前塑

性区尺寸(r_f)的大小。针对温度 $t = 550\text{ }^{\circ}\text{C}$,最大载荷 $F_{\max} = 690\text{ MPa}$,应力比 $R = 0.1$ 的载荷条件,采用理想弹塑性模型,计算了不同网格单元尺寸 d/r_f 的裂纹扩展规律,得到 $\Delta K_{\text{eff}}-a$ 曲线,见图5。采用闭合比 $U = K_{\text{op}}/K_{\max}$,张开应力比 $P = S_{\text{op}}/S_{\max}$ 衡量裂纹闭合程度,见图6,其中 S_{op} 为裂纹张开时刻的外载, $S_{\max}$ 为最大外载。

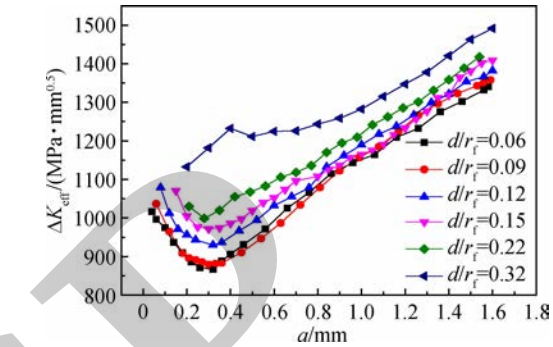


图5 不同网格单元尺寸的有效应力强度因子范围
Fig.5 Effective stress-intensity factor range of different mesh element sizes

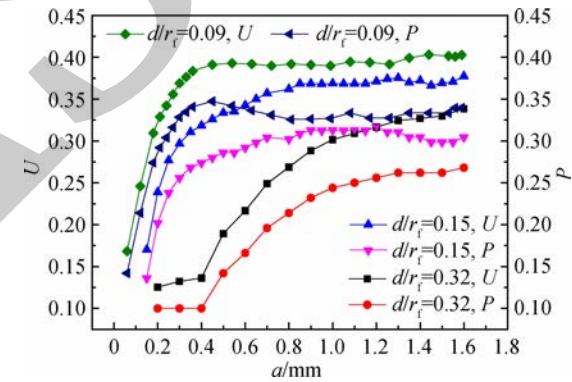


图6 不同网格单元尺寸的闭合比和张开应力比
Fig.6 Crack closure ratio and crack-opening stress ratio of different mesh element sizes

图5~图6显示:①不同网格单元尺寸的 ΔK_{eff} 都先减后增;裂纹较短时裂尖塑性区尺寸较小,闭合程度较低, U 、 P 也都较小,随着裂纹扩展尾迹区迅速发展,闭合程度也迅速提高,一定长度后尾迹区的增大不会产生进一步影响,闭合程度也趋于稳定。②网格单元尺寸较大时,裂纹只有在扩展到一定长度后才发生闭合,如 $d/r_f = 0.32$ 裂纹长度小于 0.4 mm 时始终张开,此阶段近似取 $K_{\text{op}} = K_{\min}$, $S_{\text{op}} = S_{\min}$, $S_{\min}$ 为最小外载。③随着网格细化 ΔK_{eff} 逐渐降低, U 、 P 逐渐增大。 $d/r_f = 0.06$ 和 $d/r_f = 0.09$ 的结果非常接近,为节约计算成本后续计算取 $d/r_f = 0.09$ 。

计算了不同网格单元尺寸的应力强度因子, 见图 7。可见, 随着网格的细化 K_{op} 会逐渐增加, 原因如下: ①网格单元尺寸越小参考节点距离裂尖越近, 裂纹逐渐张开过程中会最后张开; ②网格单元尺寸越小裂尖塑性区内包含的单元越多, 能更好地反映裂尖的循环塑性。

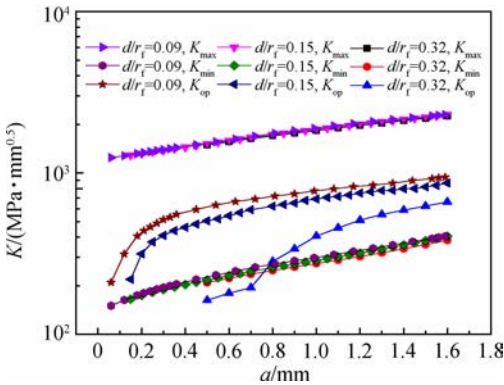


图 7 不同网格单元尺寸的应力强度因子

Fig. 7 Stress-intensity factor of different mesh element sizes

2.2 缺口形式与外载的影响

两种缺口的理论应力集中系数分别为 2.91 和 5.05, 应力集中系数(K_t)有限元计算结果见图 8, 与理论值符合良好, 可以看出半椭圆形缺口根部的应力变化更为剧烈。

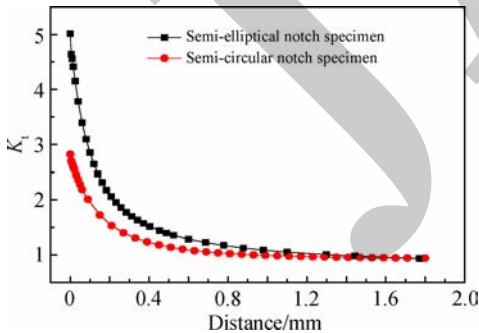


图 8 缺口的应力集中系数

Fig. 8 Stress concentration factor of notch

采用理想弹塑性模型, 取 $d/r_i = 0.09$, 在温度 $t = 550\text{ }^{\circ}\text{C}$, 应力比 $R = 0.1$, 半圆形缺口试件最大载荷 $F_{\max} = 690, 750\text{ MPa}$, 半椭圆形缺口试件最大载荷 $F_{\max} = 690\text{ MPa}$ 条件下, 进行了裂纹扩展规律计算, 得到 $\Delta K_{\text{eff}}-a$ 、 $U-a$ 、 $P-a$ 曲线, 见图 9、图 10。可以看出: ①增大外载会引起 ΔK_{eff} 的增大和 U 、 P 的降低; ②半椭圆形缺口的 U 、 P 在初始阶段上升得更快, 这是由于其缺口根部应力变化更

显著^[12]; ③ U 、 P 的稳定值与缺口形式无关而主要取决于外载大小, 原因为远离缺口之后其对裂纹的影响逐渐消失。

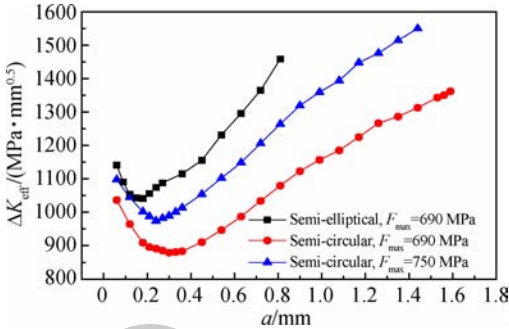


图 9 不同缺口的有效应力强度因子范围

Fig. 9 Effective stress-intensity factor range of different notches

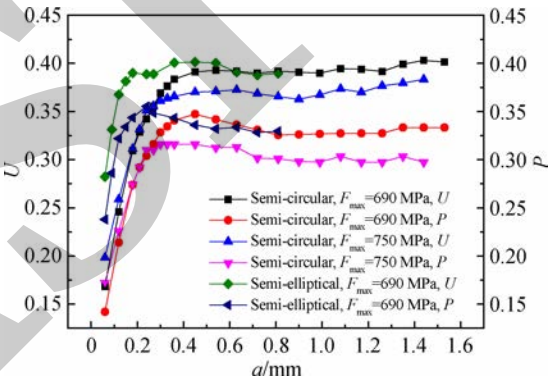


图 10 不同缺口的闭合比和张开应力比

Fig. 10 Crack closure ratio and crack-opening stress ratio of different notches

2.3 应力比的影响

采用理想弹塑性模型, 取 $d/r_i = 0.09$, 计算了温度 $t = 550\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、最大载荷 $F_{\max} = 690\text{ MPa}$ 的半圆形缺口试样在不同应力比下的裂纹扩展规律。应力比 $R = 0, 0.1, 0.2, 0.3, 0.4, 0.5$, 得到 $\Delta K_{\text{eff}}-a$ 曲线, 见图 11。可见, 应力比的减小会引起相同裂纹长度的 ΔK_{eff} 增大; 应力比 $R = 0.5$ 时裂纹扩展到 1.0 mm 时才表现出裂纹闭合现象, 对于未表现出裂纹闭合的阶段, 用 $K_{\min}$ 近似代表 K_{op} 。用 $(K_{op} - K_{\min}) / (K_{\max} - K_{\min})$ 衡量裂纹闭合程度, 见图 12。可以看出, 随着应力比的减小裂纹闭合程度逐渐升高。这是因为应力比过小时外载将无法抵消尾迹区的残余压应力, 导致裂纹面被压在一起从而产生裂纹闭合现象。

为了研究应力比的影响机理, 计算了不同应力比的应力强度因子, 见图 13。可以看出不同应

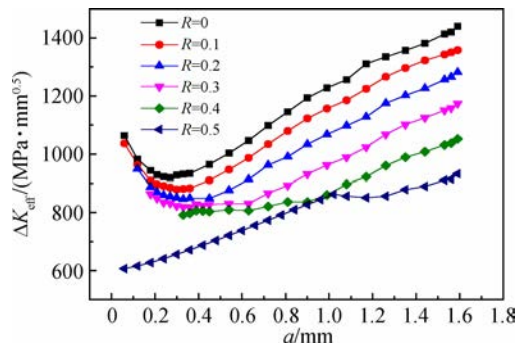


图 11 不同应力比的有效应力强度因子范围
Fig. 11 Effective stress-intensity factor range with different stress ratios

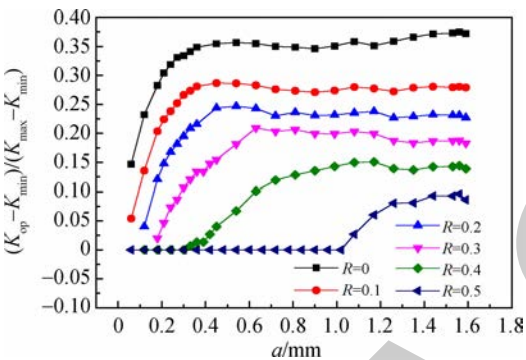


图 12 不同应力比的闭合程度
Fig. 12 Crack closure level with different stress ratios

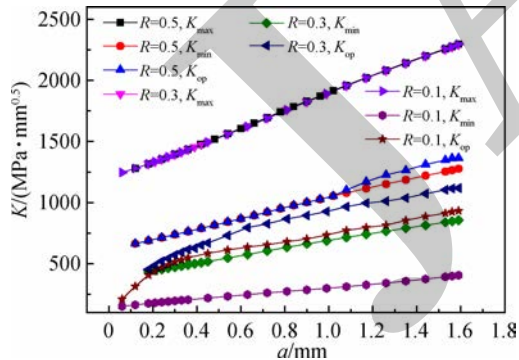


图 13 不同应力比的应力强度因子
Fig. 13 Stress-intensity factor with different stress ratios

力比的 $K_{\max}$ 几乎相等,对应的 $K_{\min}$ 差值接近,较大应力比的 K_{op} 也较大。

2.4 本构模型的影响

考察了各向同性强化的理想弹塑性本构模型(EPP)以及多线性弹塑性本构模型(ML)对裂纹闭合的影响,两者的应力应变关系参考试验数据获得^[16]。

应用 ML 时,首先考虑了网格单元尺寸对计算结果的影响,计算条件与文中第 2.1 节一致,得

到 $\Delta K_{\text{eff}}-a$ 、 $U-a$ 曲线,见图 14、图 15。两者计算结果均与 EPP 规律类似,主要差别在于 ML 在不同网格单元尺寸下的计算结果较为集中,说明其对网格的依赖性较低,这是因为其更能反映材料的实际应力应变关系。

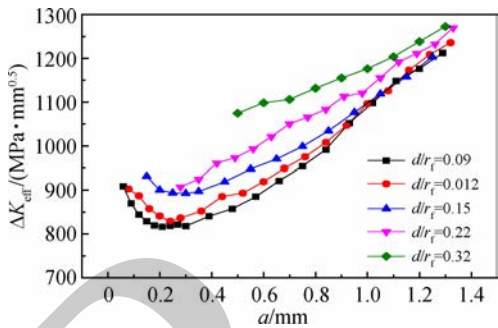


图 14 ML 的有效应力强度因子范围
Fig. 14 Effective stress-intensity factor range of ML

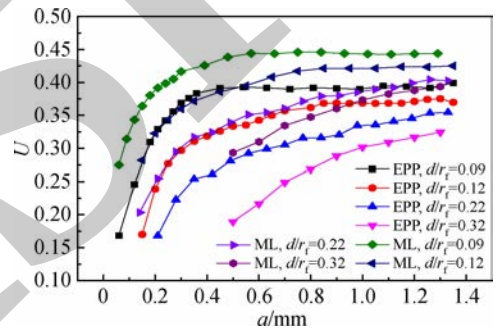


图 15 不同本构模型的闭合比
Fig. 15 Opening-closure ratio of different constitutive models

相同单元尺寸下 ML 的闭合比要大于 EPP 模型,可以用应力强度因子计算结果来解释这种现象,见图 16、图 17。ML 模型的最小应力强度因子和张开应力强度因子明显大于 EPP 模型;从张开应力强度因子还可以看出,ML 模型不同单

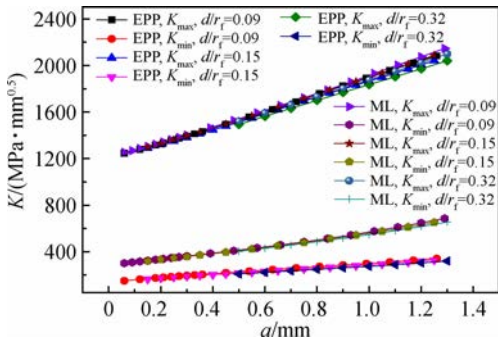


图 16 不同本构模型的最大和最小应力强度因子
Fig. 16 Max and min stress-intensity factor of different constitutive models

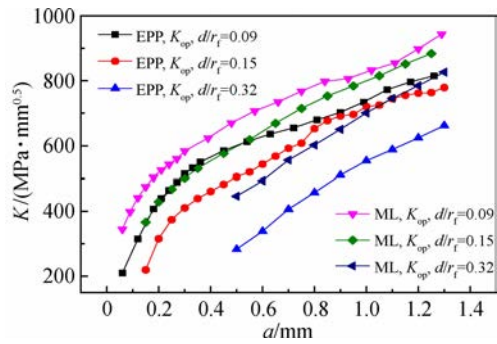


图 17 不同本构模型的张开应力强度因子
Fig. 17 Crack-opening stress-intensity factor
of different constitutive models

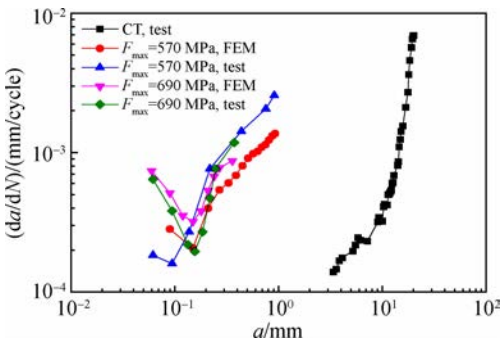


图 19 半椭圆形缺口裂纹扩展速率试验与计算结果对比
($t=700^{\circ}\text{C}$)

Fig. 19 Comparison of crack propagation rate of
semi-elliptical notch between FEM results
and test results ($t=700^{\circ}\text{C}$)

元尺寸的结果集中性较好。

3 裂纹扩展速率计算及试验验证

根据有限元计算结果,采用 Walker 公式计算裂纹扩展速率,其中 N 为循环数,材料参数 c 、 m 、 n 通过拟合 FGH97 粉末高温合金标准紧凑拉伸(CT)试样的试验结果获得, ΔK_{eff} 为有效应力强度因子范围,其试验条件为温度 $t=550, 700^{\circ}\text{C}$, 应力比 $R=0.1$, 载荷为 8 kN。

$$\frac{da}{dN} = c [(1 - R)^m \Delta K_{\text{eff}}]^n \tag{2}$$

缺口试样试验载荷波形为三角波,频率为 0.33 Hz, 应力比 $R=0.1$ 。对比了半圆形缺口 550°C 下最大载荷 $F_{\text{max}}=810, 870\text{ MPa}$, 半椭圆形缺口 700°C 下最大载荷 $F_{\text{max}}=570, 690\text{ MPa}$ 的试验和计算结果。有限元模型的裂尖网格单元尺寸 $d/r_i=0.09$, 采用多线性弹塑性模型。同时给出了 CT 试样的试验结果,用于比较长裂纹和小裂纹的扩展规律,见图 18、图 19。

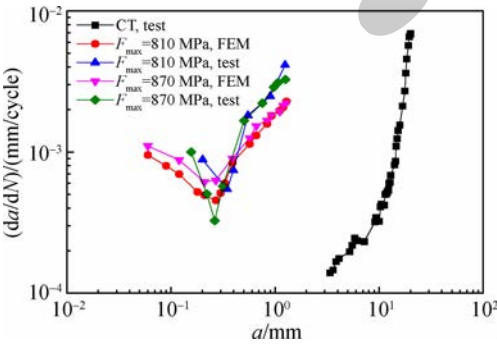


图 18 半圆形缺口裂纹扩展速率试验与计算结果对比
($t=550^{\circ}\text{C}$)

Fig. 18 Comparison of crack propagation rate of
semi-circular notch between FEM results
and test results ($t=550^{\circ}\text{C}$)

图 18、图 19 显示:①小裂纹扩展速率表现出“V”形变化且大于长裂纹扩展速率;②有限元计算裂纹扩展速率都偏小,原因是认为裂纹在闭合后停止扩展,而实际裂纹可能仍在继续扩展^[18];③裂纹长度较短时误差较大,原因是此时裂纹更接近于平面应变状态^[17]。

4 结 论

- 根据以上计算结果,可以得到以下结论:
- 1) 小裂纹扩展速率会先减后增,缺口塑性区和裂纹尖端塑性区共同控制小裂纹扩展。
 - 2) 网格细化会增大裂纹闭合程度,网格单元尺寸的选取要参考前塑性区大小。
 - 3) 裂纹闭合未稳定之前,缺口形式影响较大,外载大小会影响稳定后的闭合程度。
 - 4) 应力比越大闭合程度越低,应力比增大到一定程度时裂纹不发生闭合。
 - 5) 相比于理想弹塑性本构模型,多线性弹塑性本构模型对网格的依赖性较低。
 - 6) 考虑裂纹闭合效应之后,裂纹扩展速率计算结果与试验符合良好。

参考文献:

[1] 张义文, 刘建涛. 粉末高温合金研究进展[J]. 中国材料进展, 2013, 32(1): 1-11, 38.
ZHANG Yiwen, LIU Jiantao. Development in powder metallurgy superalloy[J]. Materials China, 2013, 32(1): 1-11, 38. (in Chinese)

[2] 宋迎东, 温卫东, 高德平. 粉末冶金涡轮盘的应用及寿命研究[J]. 航空动力学报, 1996, 11(3): 72-76, 111.
SONG Yingdong, WEN Weidong, GAO Deping. Application and life research of powder metallurgy turbine disks [J]. Journal of Aerospace Power, 1996, 11(3): 72-76, 111.

(in Chinese)

[3] ELBER W. Fatigue crack closure under cycle tension[J]. Engineering Fracture Mechanics,1970,2(1):37-45.

[4] SOLANKI K,DANIEWICZ S R,NEWMAN J C,Jr. Finite element modeling of plasticity-induced crack closure with emphasis on geometry and mesh refinement effects[J]. Engineering Fracture Mechanics,2003,70(12):1475-1489.

[5] DOUGHERTY J D,PADOVNA J,SRIVATSNA T S. Fatigue crack propagation and closure behavior of modified 1071 steel:finite element study[J]. Engineering Fracture Mechanics,1997,56(2):189-212.

[6] 陈亚龙,杨晓光,石多奇. 带保载平面应变塑性诱发裂纹闭合效应[J]. 航空动力学报,2010,25(9):2030-2035.
CHEN Yalong, YANG Xiaoguang, SHI Duoqi. Plasticity induced fatigue crack closure under plane strain condition with dwelling[J]. Journal of Aerospace Power, 2010, 25 (9):2030-2035. (in Chinese)

[7] PARK S J,EARMME Y Y,SONG J H. Determination of the most appropriate mesh size for a 2-D finite element analysis of fatigue crack closure behavior[J]. Fatigue Fracture Engineering Material Structure, 1997, 20 (4): 533-545.

[8] SOLANKI K,DANIEWICZ S R,NEWMAN J C,Jr. Finite element analysis of plasticity-induced fatigue crack closure: an overview [J]. Engineering Fracture Mechanics, 2004,71(2):149-171.

[9] ANTUNES F V,RODRIGUES D M. Numerical simulation of plasticity induced crack closure: Identification and discussion of parameters [J]. Engineering Fracture Mechanics,2008,75(10):3101-3120.

[10] NEWMAN J C,Jr,WU X R,VENNERI S L,et al. Small-crack effects in high-strength aluminum alloys[R]. Hampton,US:NASA Reference Publication 1309,1994.

[11] LANKFORD J. The growth of small crack in 7075-T6 aluminum alloy[J]. Fatigue and Engineering Material and Structure,1982,5(3):233-248.

[12] LI Wenfong. Short fatigue crack propagation and effect of notch plastic field[J]. Nuclear Engineering and Design, 2003,220(2):193-200.

[13] 左平,魏大盛,王延荣. FGH95 粉末高温合金裂纹闭合效应及裂纹扩展特性研究[J]. 材料工程, 2015, 43 (8): 56-61.
ZUO Ping,WEI Dasheng,WANG Yanrong. Crack closure behavior and crack propagation charcteristic of FGH95 powder metallurgy superalloy[J]. Journal of Materials Engineering,2015,43(8):56-61. (in Chinese)

[14] MCCLUNG R C,SEHITOGLU H. On the finite element analysis of fatigue crack closure: 1 basic modeling issues [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1983, 33 (2): 237-252.

[15] BLANDFORD R S,DANIEWICZ S R,SKINNER J D. Determination of the opening load for a growing crack; evaluation of experimental data reduction techniques and analytical models[J]. Fatigue Fracture Engineering Material Structure,2002,25(1):17-26.

[16] 袁善虎. 粉末冶金材料及结构的力学行为试验与数模模拟[D]. 北京:北京航空航天大学,2014.
YUAN Shanhu. Experiment and numerical modeling of the mechanical behaviors of a P/M superalloy and its structures[D]. Beijing: Beijing University of Aeronautics and Astronautic,2014. (in Chinese)

[17] NEWMAN J C,Jr,RUSCHAU J J. The stress-level effect on fatigue-crack growth under constant-amplitude loading [J]. International Journal of Fatigue,2007,29(9/10/11): 1608-1615.

[18] JIANG Yanyao,FENG Miaolin,DING Fei. A reexamination of plasticity induced crack closure in fatigue crack propagation[J]. International Journal of Plasticity,2007, 21(9):1720-1740.

(编辑:陈 越)