

## 挤压 AZ31B 镁合金多轴疲劳寿命预测 \*

熊 纓<sup>1,2)</sup> 程利霞<sup>1)</sup>

1) 浙江工业大学机械工程学院, 杭州 310032

2) 浙江工业大学特种装备制造与先进加工技术教育部和浙江省重点实验室, 杭州 310032

**摘要** 采用挤压 AZ31B 镁合金薄壁圆筒试样, 分别进行了单轴和多轴加载下的对称应变控制疲劳实验, 研究了不同加载路径对疲劳寿命的影响. 单轴加载包括对称拉压和扭转路径, 多轴加载包括 45° 比例加载和 90° 非比例加载路径. 结果表明, 在加载的等效应变幅值为 0.3%—0.55% 附近, 4 种加载路径下的应变-寿命曲线均出现了不连续的拐点; 比例加载路径在等效应变幅大于 0.45% 时疲劳寿命最高, 拉压路径在等效应变幅小于 0.45% 时疲劳寿命最高; 非比例加载路径的疲劳寿命最低. 使用基于临界平面法的多轴疲劳模型 FS, SWT 以及修正 SWT 分别预测了各个路径加载下的疲劳寿命. 预测结果表明, SWT 模型对于拉压和循环扭转加载下寿命预测结果误差较大; FS 模型与修正 SWT 模型可以较好地预测挤压 AZ31B 镁合金各个路径加载下的疲劳寿命.

**关键词** AZ31B 镁合金, 多轴疲劳, 疲劳寿命, 临界平面法

**中图法分类号** T777.1

**文献标识码** A

**文章编号** 0412-1961(2012)12-1446-07

## MULTIAXIAL FATIGUE LIFE PREDICTION FOR EXTRUDED AZ31B MAGNESIUM ALLOY

XIONG Ying<sup>1,2)</sup>, CHENG Lixia<sup>1)</sup>

1) College of Mechanical Engineering, Zhejiang University of Technology, Hangzhou 310032

2) Key Laboratory of E & M, Ministry of Education & Zhejiang Province, Zhejiang University of Technology, College of Mechanical Engineering, Hangzhou 310032

*Correspondent: XIONG Ying, associate professor, Tel: (0571)88871059, E-mail: yxiong@zjut.edu.cn*

*Supported by National Natural Science Foundation of China (No.51275472), Natural Science Foundation of Zhejiang Province (No.LY12E05024), Public Technology Application Research Project of Science Technology Department of Zhejiang Province (No.2012C21101) and The Major Program of Zhejiang University of Technology (No.20100237)*

Manuscript received 2012-05-28, in revised form 2012-07-25

**ABSTRACT** Magnesium alloy components were widely used in automobile and aircraft industries, due to their light weight, high specific strength, stiffness, damping capacity, machinability, and recyclability. Engineering components subjected cyclic loading inevitably and led to fatigue failure. Most studies on magnesium alloy were focus on uniaxial fatigue, very limited work has been done of magnesium alloys under multiaxial loading. In this study, strain-controlled multiaxial fatigue experiments were conducted on extruded AZ31B magnesium alloy using thin-walled tubular specimens in ambient air. Four loading paths, including fully reversed tension-compression, cyclic torsion, 45° in-phase axial-torsion and 90° out-of-phase axial-torsion, were adopted in the fatigue experiments. It is observed that the strain-life curve displays a distinguishable kink under each loading path at the equivalent strain amplitude around 0.3% to 0.55%. The fatigue life under the proportional loading path is the highest when equivalent strain amplitudes higher than 0.45%, and the fatigue life under the tension-compression loading path is the highest when equivalent strain amplitudes lower than 0.45%. For the same equivalent strain amplitude, fatigue life under nonproportional loading resulted in the

\* 国家自然科学基金项目 51275472, 浙江省自然科学基金项目 LY12E05024, 浙江省科技厅公益应用技术研究类项目 2012C21101 和浙江工业大学校级重点项目 20100237 资助

收到初稿日期: 2012-05-28, 收到修改稿日期: 2012-07-25

作者简介: 熊 纓, 女, 1969 年生, 副教授, 博士

DOI: 10.3724/SP.J.1037.2012.00307

shortest fatigue life. Three critical plane multiaxial fatigue criteria were employed to predict fatigue life. Predictions by Smith–Waston–Topper (SWT) parameter do not agree well with the fatigue life for the tension–compression and cyclic torsion loading, and 76% predicted results are within factor–of–five boundaries. The Fatemi–Socie (FS) parameter and a modified SWT parameter are found to be able to predict fatigue lives reasonably well for all loading paths, and 95% predicted results are within factor–of–five boundaries. In addition, crack initiation of extruded AZ31B and AZ61A magnesium alloy based on experimental observation were discussed to explain prediction results vary much for the same multiaxial fatigue criterion between the two materials. It was demonstrated that AZ31B magnesium alloy and AZ61A magnesium alloy has different damage mechanism due to different microstructures. Optical microscopy observations exhibited lamellar twinning exist in a little big elongated grains with an average grain size of 50  $\mu\text{m}$  in extruded AZ31B magnesium alloy at strain amplitude of 1%. In the same situation, mechanical twins were observed in almost every equiaxed grain with an average grain size of 20  $\mu\text{m}$  in extruded AZ61A magnesium. Ex–situ SEM microscopic observation of the microstructure evolution showed fatigue micro–cracks were at the grain boundaries or slip bands in extruded AZ31B magnesium alloy, while at twin boundary in extruded AZ61A magnesium alloy.

**KEY WORDS** AZ31B magnesium alloy, multiaxial fatigue, fatigue life, critical plane approach

镁合金是一种密度较低的金属结构材料,特别是变形镁合金具有良好的机械性能和工艺性能,在汽车和航天等工业中得到越来越广泛的应用<sup>[1–4]</sup>。汽车或航空航天器的零部件,尤其是运动构件,工作过程中不可避免地要承受循环载荷,最终导致疲劳失效,故对变形镁合金的疲劳特性和寿命预测的研究受到越来越多研究者的重视。过去的十几年,许多研究者针对镁合金的单轴疲劳行为进行了详细的研究<sup>[5–15]</sup>。研究<sup>[5–8]</sup>发现,镁合金在压缩和拉伸加载下发生孪晶和去孪晶现象,从而导致迟滞回线的不对称,而孪晶引起的变形是镁合金疲劳裂纹产生的主要原因。Chamos 等<sup>[16]</sup>观察到 AZ31 镁合金和 AZ61 镁合金的应变–寿命曲线从低周到高周疲劳区是光滑过渡的。一些研究<sup>[5,6,17]</sup>发现,采用 Manson–Coffin 公式描述 AZ31 镁合金的疲劳寿命时,应变–寿命曲线呈现出双线性特征。Hasegawa 等<sup>[18]</sup>发现 Manson–Coffin 公式可以预测应力控制下的疲劳寿命,但不适用于存在平均应力的应变控制加载条件,同时还指出,各种平均应力修正模型只适用于立方晶体结构材料而对镁合金无效,进而提出了一个新的修正 Manson–Coffin 公式。Park 等<sup>[19]</sup>为了统计平均应力和应变的影响,发展了一个包含弹性应变能密度和塑性应变能密度的基于能量的模型。Zhang 等<sup>[20]</sup>对挤压 AZ61A 镁合金进行了单轴和多轴加载的疲劳实验,发现加载路径和应变幅对材料的循环变形均有显著的影响。Yu 等<sup>[21]</sup>采用基于临界平面法的 FS 模型<sup>[22]</sup>和 SWT 模型<sup>[23]</sup>对挤压 AZ61A 镁合金的多轴疲劳寿命进行了预测,发现 FS 模型预测的高周疲劳寿命与实验结果间存在较大偏差,而使用修正 SWT 模型<sup>[24]</sup>在低周和高周区间的寿命预测结果均与实验结果符合较好。由于处于工作状态下的汽车或飞机零部件大多数要承受复杂的多轴比例与非比例循环载荷的交互作用,因此研究镁合金材料的多轴疲劳行为并进行疲劳寿命预测具有工程应用价值和实际意义。

本工作针对挤压 AZ31B 镁合金在应变控制模式下的单轴和多轴疲劳行为进行了研究。采用 3 种基于临界平面法的疲劳模型预测不同加载路径下的疲劳寿命。通过对疲劳裂纹的微观观察,对比 AZ61A 镁合金讨论了影响镁合金疲劳寿命预测的因素。

## 1 实验方法

实验材料为直径 46 mm 的挤压 AZ31B 镁合金圆棒,其化学成分(质量分数,%)为: Al 3.0, Zn 1.0, Mn 0.2, Si 0.3, Cu 0.05, Ni 0.005, Fe 0.005, Mg 余量。在室温下分别进行拉伸和压缩实验,得到材料的拉伸屈服强度为 244 MPa,抗拉强度为 291 MPa,伸长率为 10.45%,断面收缩率为 12%;材料的压缩屈服强度为 151 MPa,抗压强度为 417 MPa,压缩率为 9.29%。材料在拉伸和压缩载荷作用下的屈服行为表现出明显地不对称。

疲劳实验均采用薄壁圆筒试样,如图 1 所示。实验前,将试样的标距段及过渡圆弧部分用砂纸进行打磨。图 2 示出了试样标距段的三维微观结构 OM 像。可见,在垂直于挤压方向的截面上,存在着许多形态各异不均匀的小晶粒和大晶粒;小晶粒呈等轴状且平均尺寸为 8  $\mu\text{m}$ ,大晶粒呈拉长状且平均尺寸达到 50  $\mu\text{m}$ ;在平行于挤压方向的截面上,镁合金呈现条带状纤维组织特征;变形前的试样中没有观察到孪晶。

疲劳实验在 Instron 液压拉扭伺服实验机上进行,实验机能够提供  $\pm 222$  kN 的轴向荷载和  $\pm 2800$  Nm 的扭矩。试件在实验中产生的轴向应变、剪应变采用修正的 MTS 引伸计装置进行测量。室温条件下,采用正弦波分别进行 4 种对称应变控制模式的疲劳实验,加载路径分别为拉伸–压缩加载路径(路径 a),循环扭转加载路径(路径 b),45° 比例加载路径(路径 c)和 90° 非比例加载路径(路径 d),如图 3 所示。其中,45° 比例加载路径和 90° 非比例加载路径属于多轴加载路径,其剪应变幅值控制为轴向应变幅值的  $\sqrt{3}$  倍。

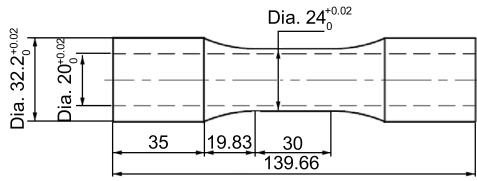


图 1 试件几何尺寸  
Fig.1 Geometries of tubular specimen (unit: mm)

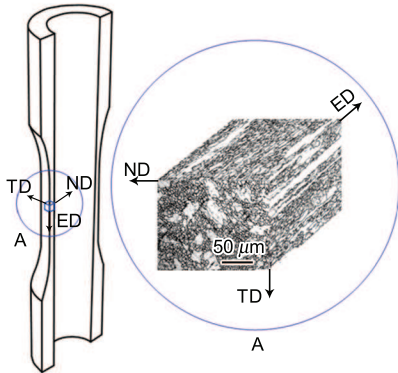


图 2 挤压 AZ31B 镁合金三维微观结构 OM 像  
Fig.2 OM image of extruded AZ31B magnesium alloy in three dimensions

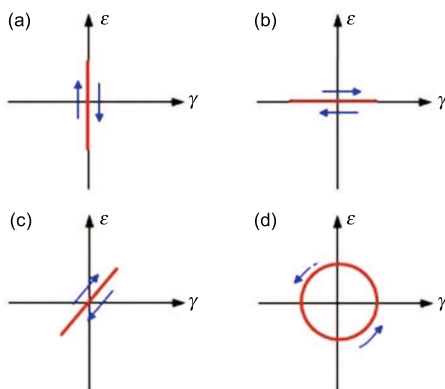


图 3 疲劳实验的加载路径示意图  
Fig.3 Schematics of the loading paths used for fatigue experiments  
(a) tensile-compress (path a)  
(b) cyclic torsion (path b)  
(c) 45° in-phase axial-torsion (path c)  
(d) 90° out-of-phase axial-torsion (path d)

## 2 实验结果

图 4 是不同路径加载下的等效应变 - 寿命曲线, 疲劳寿命是应力幅值稳定后最大应力下降 5% 时所对应的循环次数. 可见, 4 种加载路径的应变 - 寿命曲线上都出现了一个明显的拐点, 路径 a—d 出现的拐点所对应的等效应变幅分别为 0.45%, 0.47%, 0.55% 和 0.3%, 对应的

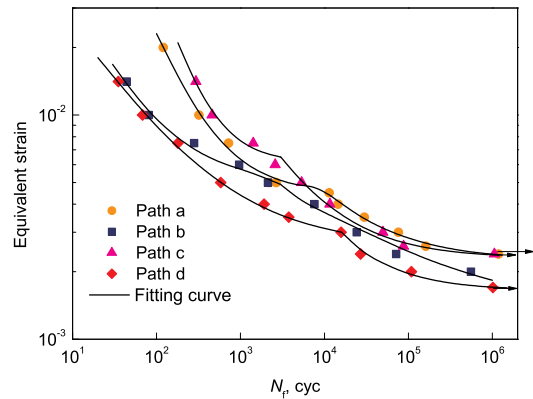


图 4 AZ31B 镁合金在不同加载路径下的应变 - 寿命曲线  
Fig.4 Strain-life curves under different axial-torsion loading paths shown in Fig.3

疲劳寿命分别为 11360, 4000, 4332 和 5780 cyc; 疲劳寿命受加载路径的影响较大, 当等效应变幅高于 0.45% 时, 按路径 a 和 c 加载的疲劳寿命接近, 且明显高于另 2 个加载路径下的疲劳寿命; 当应变幅低于 0.45% 时, 按路径 c 加载的疲劳寿命高于路径 a 加载的疲劳寿命; 在相同的等效应变幅加载下, 按路径 d 加载的疲劳寿命最低. 对图 4 中实验数据拟合, 发现等效应变幅与疲劳寿命的关系可用下式表示:

$$\left(\left(\frac{\Delta \varepsilon}{2}\right)_{\text{eq}} - \varepsilon_0\right)^\xi N_f = C \quad (1)$$

式中,  $(\Delta \varepsilon / 2)_{\text{eq}}$  为等效应变幅;  $N_f$  为疲劳寿命;  $\varepsilon_0$ ,  $\xi$  和  $C$  是通过实验数据拟合得出的参数.

## 3 分析讨论

### 3.1 FS 疲劳模型

Fatemi 和 Socie<sup>[22]</sup> 定义了一个基于剪应变参量的多轴疲劳参数  $P_{\text{FS}}$ , 表达式如下:

$$P_{\text{FS}} = \frac{\Delta \gamma}{2} \left(1 + K \frac{\sigma_{n\text{max}}}{S_y}\right) \quad (2)$$

式中,  $\Delta \gamma / 2$  为临界面上的剪应变幅, 临界面为最大剪切应变幅值所在的平面;  $K$  是与材料有关的常数, 选取时需使拉压和循环扭转加载所得的实验数据尽量拟合在一条曲线上;  $\sigma_{n\text{max}}$  为临界面上的最大法向应力,  $S_y$  为材料的屈服强度. 采用式 (2) 计算挤压 AZ31B 镁合金对应于不同疲劳寿命的  $P_{\text{FS}}$ , 结果如图 5 所示. 可见, 在疲劳寿命低于 200 cyc 时, 路径 a 和 b 对应的  $P_{\text{FS}}$  差别较大; 当疲劳寿命高于 1000 cyc 时, 路径 a 和 b 对应的  $P_{\text{FS}}$  差别较小. 在得到材料在加载条件下的  $P_{\text{FS}}$  后, 可根据下式计算疲劳寿命:

$$(P_{\text{FS}} - P_{\text{FS0}})^\nu N_f = C \quad (3)$$

式中,  $P_{FS0}$ ,  $\nu$  和  $C$  是根据实验数据拟合得到的常数. 对于挤压 AZ31B 镁合金, 对拉压和扭转疲劳实验数据进行拟合, 得到  $\nu=2.6042$ ,  $P_{FS0}=0.00289$ ,  $C=0.0028$ .

### 3.2 SWT 疲劳模型

Smith, Waston 和 Topper<sup>[23]</sup> 提出的疲劳参数与临界面上的正应变幅和最大轴向应力有关, 它们之间的关系可用下式表示:

$$P_{SWT} = \sigma_{max} \frac{\Delta\varepsilon}{2} \quad (4)$$

式中,  $P_{SWT}$  是 SWT 模型中的疲劳参数;  $\Delta\varepsilon/2$  为临界面上的轴向应变幅, 临界面为最大轴向应变幅所在平面;  $\sigma_{max}$  是临界平面上的最大轴向应力.

采用式 (4) 计算挤压 AZ31B 镁合金对应路径 a 和 b 的疲劳寿命的  $P_{SWT}$ , 结果如图 6 所示. 可以看出, 挤压 AZ31B 镁合金在疲劳参数  $P_{SWT}$  相等时, 路径 a 的疲劳寿命明显高于路径 b; 采用与式 (3) 形式相似的公式对实验数据拟合, 拟合曲线与实验结果偏离较大.

### 3.3 修正 SWT 疲劳模型

SWT 模型主要用于因拉伸型裂纹扩展而导致疲劳失效的材料. 考虑到所有的应力状态和裂纹行为, Jiang 和 Sehitoglu<sup>[24]</sup> 提出了修正 SWT 模型, 定义临界面为最大疲劳参数值所在平面, 疲劳参数  $P_{SWT-M}$  的表达式如下:

$$P_{SWT-M} = 2b\Delta\varepsilon\langle\sigma_{max}\rangle + \frac{1-b}{2}\Delta\tau\Delta\gamma \quad (5)$$

式中,  $\sigma_{max}$  为最大法向正应力;  $\tau$  为剪切应力;  $\varepsilon$  为正应变;  $\gamma$  为切应变;  $b$  是与材料有关的常数, 且  $0 \leq b \leq 1$ , 其大小可反映裂纹的不同启裂方式. 为避免应力出现负值, 定义  $\langle\sigma_{max}\rangle=0.5(\sigma_{max} + |\sigma_{max}|)$ . 当  $0 \leq b \leq 0.37$ , 模型预测的是剪切型裂纹; 当  $b \geq 0.5$ , 为拉伸型裂纹; 当  $b$  的值在 0.37 到 0.5 之间, 为混合型裂纹.

对于挤压 AZ31B 镁合金, 只有当  $b=0$  时, 拉压和扭转加载下的  $P_{SWT-M}$  与  $N_f$  关系曲线与实验结果拟合最

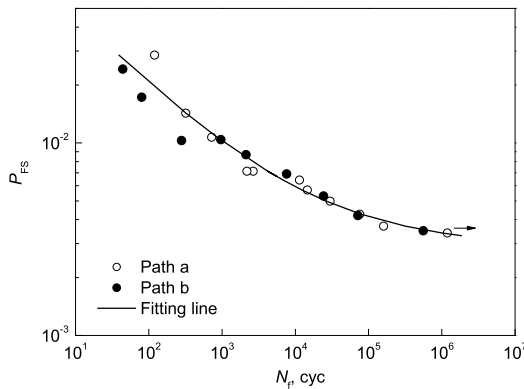


图 5 疲劳参数  $P_{FS}$  与疲劳寿命的关系  
Fig.5 Relationship between  $P_{FS}$  and fatigue life

好, 如图 7 所示. 各个路径加载下的疲劳参数通过式 (5) 算出, 根据实验数据拟合得到的三参数方程如下式所示:

$$(P_{SWT-M} - 0.3)^{1.85} N_f = 2200 \quad (6)$$

### 3.4 疲劳寿命预测结果与讨论

使用上述 3 个模型预测的疲劳寿命与实验结果的关系如图 8 所示, 其中, 实线代表预测结果与实验结果一致, 2 条点线之间区域标记预测结果与实验结果比值介于 0.5—2.0 之间的区域, 而 2 条虚线之间的区域标记预测结果与实验结果比值介于 0.2—5.0 之间的区域. 可见, 95% 的 FS 疲劳模型的预测结果与实验结果的比值介于 0.2—5.0 之间, 62% 在 0.5—2.0 之间; 使用 SWT 疲劳模型预测, 76% 的预测结果与实验结果比值介于 0.2—5.0 之间, 在此范围外的预测结果的加载路径是单轴拉压和循环扭转; 修正 SWT 模型的预测结果与实验结果的相符程度有所提高, 95% 的预测结果与实验结果的比值介于 0.2—5.0 之间, 仅在高周疲劳区域存在 2 个试样的结果超出了此范围.

预测结果显示, 与原始 SWT 模型相比, FS 模型和

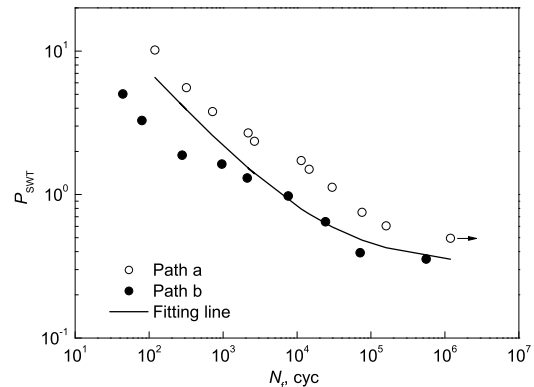


图 6 疲劳参数  $P_{SWT}$  与疲劳寿命的关系  
Fig.6 Relationship between  $P_{SWT}$  and fatigue life

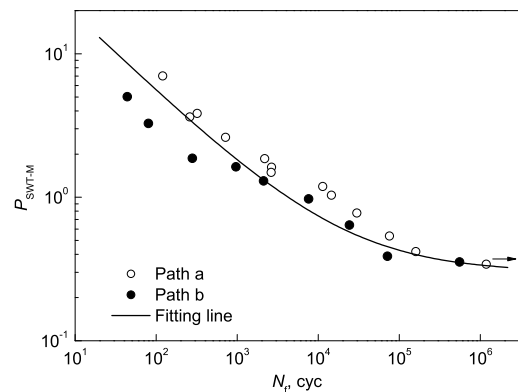


图 7 疲劳参数  $P_{SWT-M}$  与疲劳寿命的关系 ( $b=0$ )  
Fig.7 Relationship between  $P_{SWT-M}$  and fatigue life ( $b=0$ )

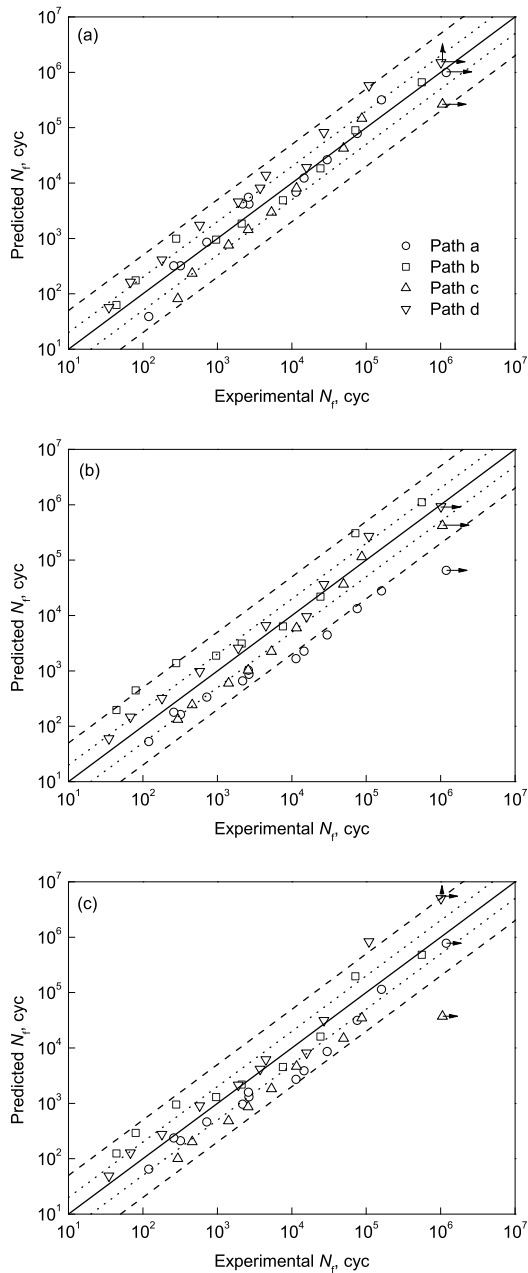


图 8 使用 FS, SWT 和修正 SWT 模型预测的疲劳寿命与实验结果的关系

Fig.8 Comparison of experimental and predicted  $N_f$  using FS model (a), SWT model (b) and modified SWT model (c)

修正 SWT 模型能较好预测挤压 AZ31B 镁合金单轴和多轴加载下的疲劳寿命. Yu 等<sup>[21]</sup> 研究挤压 AZ61A 镁合金的疲劳寿命预测时也使用了 FS 疲劳模型和修正 SWT 疲劳模型. 预测结果表明, FS 疲劳模型能够准确预测 AZ61A 镁合金的低周疲劳寿命, 但是高周疲劳的寿命预测结果误差较大. 挤压 AZ61A 镁合金多轴加载下的高周疲劳失效受轴向应变幅影响较大, 而挤压 AZ31B 镁合金的疲劳失效受剪切应变幅影响较大, FS 疲劳模型是适用于剪切型裂纹的多轴疲劳模型<sup>[22]</sup>. 所以 FS 疲劳模型

能够较好地预测挤压 AZ31B 镁合金从低周疲劳到高周疲劳的寿命, 而挤压 AZ61A 镁合金仅在低周疲劳下才能得到较准确的疲劳寿命预测结果. Yu 等<sup>[21]</sup> 使用修正 SWT 疲劳模型时, 通过选取与塑性应变能密度相关的材料常数  $b$ , 较好地预测了挤压 AZ61A 镁合金的多轴疲劳寿命, 86% 的预测结果与实验结果比值介于 0.5—2.0 之间. 但是, 采用修正 SWT 模型预测挤压 AZ31B 镁合金时, 仅当  $b=0$  才能得到最优的预测结果, 95% 的预测结果与实验结果比值介于 0.2—5.0 之间, 但仅有 45% 的预测结果与实验结果比值介于 0.5—2.0 之间. 如前所述, 在  $b=0$  时, 修正 SWT 模型预测的是剪切型裂纹,  $b$  在 0.37 与 0.5 之间时预测的是混合型裂纹. 对于挤压 AZ31B 镁合金, 所有试样中都为剪切型裂纹; 而对于挤压 AZ61A 镁合金, 在低周疲劳区域,  $b$  值接近 0, 预测为剪切型裂纹; 在高周疲劳区,  $b$  值恰在 0.37 与 0.5 之间, 预测为混合型裂纹. 对这 2 种材料的裂纹类型预测结果与实验结果相符, 这说明修正 SWT 模型可以准确地反应裂纹的启裂形式.

尽管挤压 AZ31B 镁合金与 AZ61A 镁合金疲劳实验采用了相同的加载路径, 但是由应变—寿命曲线看出, 材料的疲劳特性出现了相异之处, 采用同样的多轴疲劳模型对两种材料进行寿命预测的结果也出现了较大的差异. 究其原因是材料微观结构的差异导致损伤机制的不同所致. 挤压 AZ31B 镁合金与挤压 AZ61A 镁合金的微观结构不同<sup>[21,25]</sup>, 挤压 AZ31B 镁合金中既有拉长的大晶粒又有等轴小晶粒, 其等轴小晶粒的平均大小为  $8\ \mu\text{m}$ ; 挤压 AZ61A 镁合金的等轴晶粒平均大小为  $20\ \mu\text{m}$ <sup>[21]</sup>. 单轴对称拉伸加载, 等效应变幅为 1% 时挤压 AZ31B 和 AZ61A 镁合金的微观组织如图 9 所示. 可以看出, 这 2 种镁合金在疲劳过程中产生孪晶的程度不同, 挤压 AZ31B 镁合金仅在较大的拉长晶粒内出现了少量孪晶, 而挤压 AZ61A 镁合金几乎在所有等轴晶粒内都出现了孪晶. 对挤压 AZ31B 镁合金进一步用 SEM 观察, 如图 10 所示. 可见, 疲劳微裂纹产生在晶界或滑移带上. 与此不同, 挤压 AZ61A 镁合金的疲劳裂纹较多出现在晶粒内部的孪晶界上<sup>[20]</sup>.

另外, 不同于 bcc 和 fcc 结构的材料, 具有 hcp 结构的镁合金的疲劳寿命曲线在低周疲劳和高周疲劳区之间出现了拐点 (图 4). 分析认为, 镁合金低周疲劳和高周疲劳阶段的疲劳损伤机制不同, 在低周疲劳条件下, 裂纹从萌生到断裂是瞬间过程, 疲劳裂纹的形核过程支配整个疲劳寿命; 但是, 在高周疲劳条件下, 微观尺度下的循环变形更复杂<sup>[26]</sup>. 也就是说微观结构的变化以及尺寸效应在高周疲劳区更显著, 这意味着高周疲劳裂纹形成过程中, 微观结构几个晶粒尺度下的微小裂纹扩展行为对疲劳寿命起重要作用, 不容忽视. 迄今为止, 还没有令人满意的

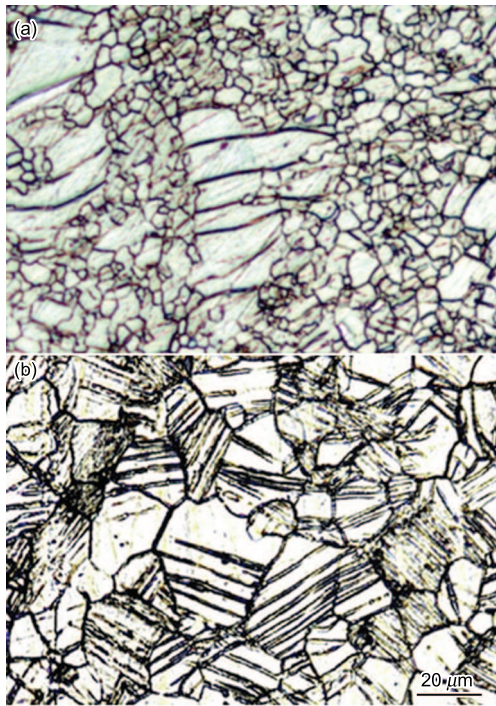


图 9 挤压 AZ31B 镁合金和挤压 AZ61A 镁合金<sup>[20]</sup> 在应变幅为 1% 时单轴拉压疲劳实验后的微观组织  
 Fig.9 Microstructures of extruded AZ31B magnesium alloy (a) and extruded AZ61A magnesium alloy<sup>[20]</sup> (b) after fatigue experiments under tension-compression with the equivalent strain amplitude of 1%

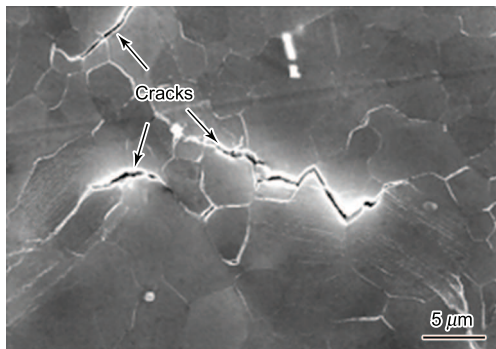


图 10 挤压 AZ31B 镁合金在应变幅为 1% 时单轴拉压疲劳实验后的裂纹 SEM 像  
 Fig.10 SEM image showing the cracks in extruded AZ31B magnesium alloy after fatigue experiments under tension-compression with the equivalent strain amplitude of 1%

模型能够描述镁合金的多轴疲劳行为。

鉴于修正 SWT 疲劳模型在以拉伸型裂纹破坏为主的 7075-T651 铝合金<sup>[27]</sup>、以剪切型裂纹和混合型裂纹破坏为主的 16Mn<sup>[28]</sup> 钢以及挤压 AZ61A 镁合金<sup>[21]</sup> 中都得到了较准确的疲劳寿命预测结果。作者认为, 考虑镁合金微观结构对疲劳损伤的影响, 引入微观因素的影响参数, 进一步改进修正 SWT 模型, 将能够建立准确预测镁合金疲劳寿命的普适多轴疲劳准则。

## 4 结论

(1) 加载路径对疲劳寿命有显著影响。在相同的等效应变幅下, 非比例加载路径的疲劳寿命最低; 当应变幅高于 0.45% 时, 比例加载路径下的疲劳寿命最高, 当应变幅低于 0.45% 时, 拉伸-压缩加载路径下的疲劳寿命最高。

(2) 基于临界平面法的 FS 模型和修正 SWT 模型比 SWT 模型能够更好地预测挤压 AZ31B 镁合金的疲劳寿命。

(3) 采用不同的路径进行加载, 挤压镁合金的应变-寿命曲线都存在拐点, 表明挤压镁合金在低周疲劳区和高周疲劳区的疲劳损伤机制不同。

## 参考文献

- [1] Kojima Y, Aizawa T, Kamado S. *Mater Sci Forum*, 2000; 350-351: 3
- [2] Bettles C J, Gibson M A. *JOM*, 2005; 57: 46
- [3] Yu H, Li W X, Li S R. *Light Alloy Fabric Technol*, 2001; 29(7): 6
- [4] Wang Q D, Ding W J. *World Nonferrous Met*, 2004; 1(7): 8
- [5] Kwon S, Song K, Shin K S, Kwun S I. *Trans Nonferrous Met Soc China*, 2010; 20: 533
- [6] Michael H, Martin L, Katrin B, Walter R. *Mater sci Eng*, 2010; A527: 5514
- [7] Nascimento L, Yi S, Bohlen J, Fuskova L, Letzig D, Kainer K U. *Procedia Eng*, 2010; 2: 743
- [8] Begum S, Chen D L, Xu S, Luo A. *Int J Fatigue*, 2009; 31: 726
- [9] Park S H, Hong S G, Lee B H, Bang W, Lee C S. *Int J Fatigue*, 2010; 32: 1835
- [10] Tokaji K, Kamakura M, Ishiizumi Y, Hsegawa N. *Int J Fatigue*, 2004; 26: 1217
- [11] Nan Z Y, Ishihara S, Goshima T, Nakanishi R. *Scr Mater*, 2004; 50: 429
- [12] Begum S, Chen D L, Xu S, Luo A. *Mater Sci Eng*, 2009; A517: 334
- [13] Begum S, Chen D L, Xu S, Luo A. *Int J Fatigue*, 2009; 31: 726
- [14] Srivatsan T S, Wei L, Chang C F. *Eng Fract Mech*, 1997; 56: 735
- [15] Michael H, Martin L, Katrin B, Walter R. *Mater sci Eng*, 2010; A527: 5514
- [16] Chamos A N, Pantelakis S G, Haidemenopoulos G N, Karmousti E. *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 2008; 31: 812
- [17] Matsuzuki M, Horibe S. *Mater Sci Eng*, 2009; A504: 169
- [18] Hasegawa S, Tsuchida Y, Yano H, Matsui M. *Int J Fatigue*, 2007; 29: 1839
- [19] Park S H, Hong S, Lee B H, Lee C S. *Int J Mod Phys*, 2008; 22B: 5503
- [20] Zhang J X, Yu Q, Jiang Y Y, Li Q Z. *Int J Plast*, 2011; 27: 768
- [21] Yu Q, Zhang J X, Jiang Y Y, Li Q Z. *Int J Fatigue*, 2011;

- 33: 437
- [22] Fatemi A, Socie D F. *Fatigue Fract Eng Mater Struct*, 2013-01 1988; 11: 149
- [23] Smith R N, Warson P, Topper T H. *J Mater*, 1970; 5: 767
- [24] Jiang Y, Sehitoglu H. *Fatigue and Stress Analysis of Rolling Contact, Report No.161, UILU-ENG 92-3602*, College of Engineering, University of Illinois at Urbana-Champaign, 1992
- [25] Xiong Y, Yu Q, Jiang Y Y. *Mater sci Eng*, 2012; A546: 119
- [26] Bennett V P, McDowell D L. *Int J Fatigue*, 2003; 25: 27
- [27] Zhao T W, Jiang Y Y. *Int J Fatigue*, 2008; 30: 834
- [28] Gao Z L, Zhao T W, Wang X G, Jiang Y Y. *J Pressure Vessel Technol*, 2009; 131: 021403

(责任编辑: 陈新贵)