

LY12 蠕变时效成形机制及回弹规律研究

马振武,童国权,陈峰,崔保金

(南京航空航天大学机电学院,南京 210016)

[摘要] 研究了 LY12 的蠕变时效成形过程中第二相的析出演变特征,从微观角度分析了蠕变时效成形的强化机制。修正蠕变本构方程并开发为 ABAQUS/CREEP,模拟研究了时效时间、时效温度和预弯半径对回弹规律的影响,建立了回弹函数。验证结果表明,回弹函数的计算准确率较高。

关键词: 蠕变时效;成形机制;回弹规律;模拟

Investigation of the Creep Age Forming Mechanism and Springback Behavior of LY12

MA Zhenwu, TONG Guoquan, CHEN Feng, CUI Baojin

(College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, Nanjing 210016, China)

[ABSTRACT] Based on the goal of creep age forming of LY12, we have studied the evolution characteristics of the second phase which was precipitated and analyzed the strengthening mechanism from the points of microscopic view. In the article we modified the constitutive equation of creep and developed ABAQUS/CREEP, simulated the aging time, aging temperature and prebending radius influencing on springback laws, establish unified springback simulation function. The feasibility of this method can be proved by comparing the calculated value and experimental value.

Keywords: Creep age forming; Forming mechanism; Springback law; Simulation

DOI: 10.16080/j.issn1671-833x.2017.05.067

蠕变时效成形是一种将蠕变成形与时效强化相结合的金属成形工艺。成形后的零件具有强度高,韧性好、耐疲劳和应力腐蚀性能好的特点。因此,蠕变时效成形被认为是最有发展前景的航空制造工艺之一。典型的蠕变时效成形工艺包括弹性加载、蠕变时效和卸载回弹 3 个步骤^[1-3]。在国外,这项工艺已获得深入研究并已应用于实际生产。例如:BAE 航空公司制造的 Hawk 飞机的上机翼板;湾流 GIV 的上机翼板;B-1B 远程轰炸机和空客 A330/A340 客机的机翼制造都采用了该工艺。在国内,该工艺的研究主要集中于各高校和科研院所,且处于基础研究阶段^[1-3]。随着我国大飞机项目的开展,该工艺迫切需要发展。

蠕变时效阶段,强化相析出,使材料的微观组织发生改变,材料的屈服强度发生相应的变化。铝合金的时效过程复杂,各合金系的时效序列不同,LY12 铝合金的蠕变时效微观组织转变研究较少。为获取最佳材料性能,时效时间不能无限长,因此,蠕变时效回弹不可消除。现有的建立回弹函数的试验方法,周期较长,费用较高。本文以飞机壁板广泛采用的 LY12 铝合金为对象,研究其蠕变时效过程的微观组织演变特征。开发

ABAQUS/CREEP,提出模拟研究蠕变时效回弹规律的方法。

1 试验材料与方法

试验所用材料为轧制 LY12 铝合金板材,厚度为 2.0 mm,热处理工艺为淬火和自然时效(CZ),其化学成分见表 1。在加热炉内进行固溶处理,固溶再结晶温度为 500℃,时间为 1h^[4]。按照国家标准(GB/T 2039—2012)^[5]制备试样,如图 1 所示,在持久蠕变试验机上进行蠕变拉伸试验。蠕变时效温度分别为 160℃、175℃、190℃和 210℃,蠕变时效时间分别为 0.5h、3h、6h、12h、18h 和 24h,蠕变应力分别为 150MPa、175MPa、200MPa 和 225MPa。透射样品制备方法:样品机械减薄至 0.08mm 左右,然后进行双喷减薄。使用 JEM-2010F 型透射电镜进行 TEM 分析,加速电压为 200 kV^[6-8]。

表1 LY12化学成分表

Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Cr	Zn	Ti	其他	Al
0.50	0.50	3.8~4.9	0.30~0.9	1.2~1.8	0.10	0.25	0.15	0.15	余量

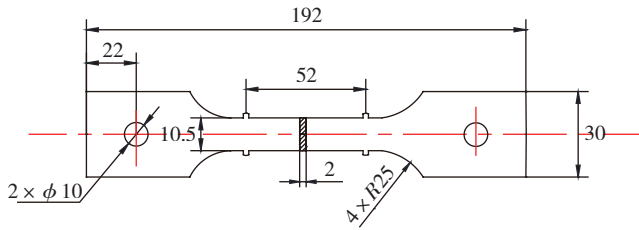


图1 蠕变拉伸试样
Fig.1 Creep tensile sample

2 结果与分析

2.1 蠕变时效强化机制

2.1.1 微观组织变化

LY12 铝合金主要强化相为时效析出强化相 Al_2CuMg (S 相) 和不可溶解弥散相 $Al_{20}Cu_2Mn_3$ (T 相)。对温度为 $190\text{ }^\circ\text{C}$ ，应力为 200MPa 下的蠕变样品进行 TEM 分析, 研究 LY12 铝合金不同时效处理阶段的微观组织的演变与强化机制。

(1) S 相颗粒的 TEM 形貌观察。

S 相是 LY12 铝合金的主要析出相, 其形状为板条状, 结构稳定, 属于热力学稳定相。S 相一般与基体形成非共格界面, 界面能较大, 形核功较大。S' 相形成时与基体完全或部分共格, 界面能较小, 形核功较小。因此析出相首先形成形核功较小的 S' 相作为过渡相, 再演变为平衡稳定相 S 相。S 相在不同时效阶段的变化过程如图 2 所示。

图 2 (a) 为时效 0.5h 的 TEM 像, 过饱和固溶体中的 Cu 和 Mg 原子从 Al 基体中不断扩散释放出来, 析出偏聚形成 GP 区, 形状呈蝶形薄片状。

图 2 (b) 为时效 3h 的 TEM 像, Cu 和 Mg 原子大量地扩散释放出来, S' 相开始形成, 但其数量还是较少, S' 相的形貌为板条状, 分布不均匀。同时出现大量黑色衬度的椭圆状短线, 类似于 S' 相的衬度, 但并不完全等于 S' 相, 它有明显不同于基体衬度的薄片状析出相结构, 宽度为 $2\sim 4\text{nm}$, 厚度为 1nm 左右。

图 2 (c)、2 (d)、2 (e) 分别为时效 6h、12h、18h 的 TEM 像, 主要为 S' 相的长大过程。6h 时 S' 相吸收铝基体中的 Cu、Mg 原子, 继续长大, 其体积分数也增大, 但仍保持薄板状。12h 时 S' 相主要在宽度上有所长大, 厚度变化很小, 说明了 S' 相在宽度方向上长大的速度大于 S' 相在厚度方向上的增长速度。18h 时 S' 相数量与 12h 相比, 宽度厚度明显增加, 其体积分数也增大, 但仍然保持薄板状。

图 2 (f) 为时效 24h 的 TEM 像, 是析出相的粗化过程 (S 相), 析出相数量明显减少, 错综复杂, 相互缠结, 表明合金已经处于过时效阶段。

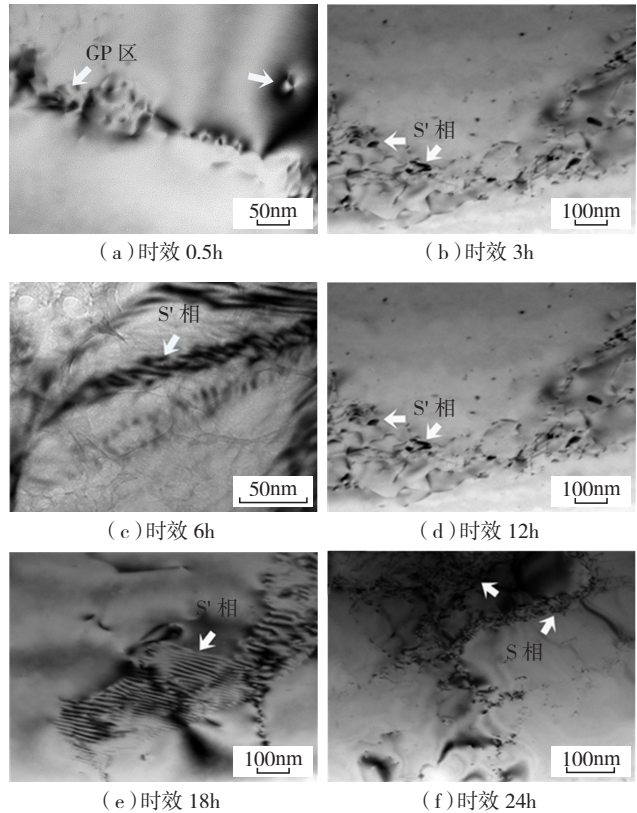


图2 S相演变特征
Fig.2 Evolution characteristics of S facie

(2) T 相颗粒的 TEM 形貌观察。

LY12 铝合金中 T 相颗粒是在均匀化热处理过程中析出的, 主要作用是在高温热处理或者形变热处理过程中阻碍晶界滑移, 起到高温强化作用。T 相颗粒主要合金元素为 Al、Cu 和 Mn, 还有少量的 Fe 和 Si 元素。图 3 (a) 为固溶处理, 图 3 (b) 为时效 10min, 图 3 (c) 为

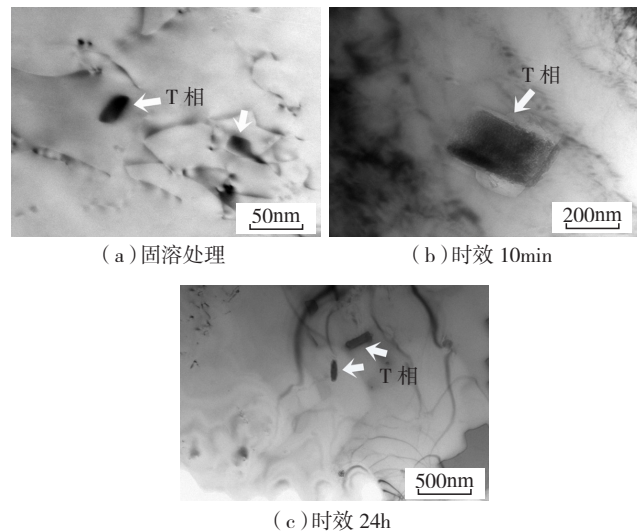


图3 T相演变特征
Fig.3 Evolution characteristics of T facie

时效 24h 状态下的 T 相图,可知棒状 T 相颗粒在时效阶段很稳定,时效状态与均匀化热处理过程的 T 相颗粒尺寸一致。如图 3 (b)所示 T 相颗粒横截面类似长方形,其宽度大约为 130nm,垂直于长轴方向投影形状为长棒形,其长度约为 500nm。由图 3 (c)可知 T 相在合金中的分布较为凌乱,并无明显取向特征。

2.1.2 对屈服强度的影响

时效材料的屈服强度反映了析出相的强化作用和固溶量减少引起的弱化作用的综合效果,如图 4 所示。时效开始阶段,材料的屈服强度随着析出相的形核而逐渐增加(图 2 (a))。随着析出相数量上的增多及尺寸上的增大,母体中固溶量减少,这使得由过饱和固溶溶质所诱发的强化作用减小。然而,此时析出相对整体屈服强度的强化作用要高于固溶量减少所引起的弱化作用,因此,整体屈服强度表现为随时效时间继续增强(图 2 (b)、图 2 (c)、图 2 (d))。随后,由固溶量减少所引起的弱化能力趋于平衡值,同时,析出相的厚度、宽度及密度达到最优值,此时,屈服强度达到最大值(图 2 (e))。随着时效时间的继续增加,析出相开始粗化(图 2 (f)),析出相数量减小,间隙增大,这使得对位错的阻碍作用减少,宏观反应为整体屈服强度的下降。

宏观的屈服强度显示了微观位错的迁移程度,大量

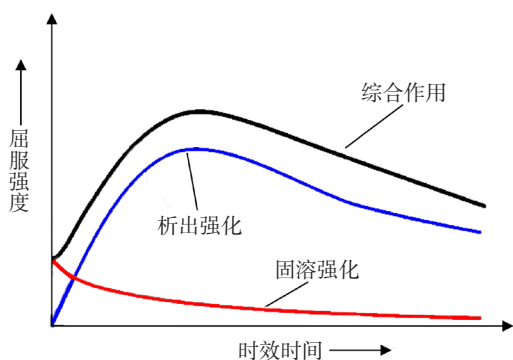


图4 综合机制
Fig.4 Comprehensive mechanism

位错在沿滑移面的运动过程中,如果遇到障碍物(如析出相)的阻碍,会造成位错缠结,引起屈服强度的增大,障碍物的尺寸大小和间距共同决定了对位错的阻碍程度。获取材料的最大屈服强度需合理控制时效机制,保证析出相在尺寸、数量和间距上达到最优组合。

2.2 回弹函数

经典本构模型^[9]为:

$$\dot{\varepsilon}_c = A\sigma^n t^{m-1} \quad (1)$$

经典本构模型形式较简单、材料常数偏少、缺少材料内应力的描述项。为更好地描述蠕变时效过程,根据蠕变时效的变形特征,对经典模型进行修正并建立如下

蠕变时效本构模型

$$\varepsilon = A(\sigma - \sigma_0)^n (t^m + Bt + C) \quad (2)$$

式中: A, B, C, m, n ,材料常数; ε 为应变,%; σ 为应力,MPa; t 为时间,h; σ_0 为内应力,MPa。

采用 Matlab 结合最小二乘法非线性多参数(麦夸特法(Levenberg-Marquardt)+通用全局优化算法)对 160℃、175℃、190℃和 210℃的蠕变拉伸曲线进行拟合,得到蠕变本构方程中材料常数如表 2 所示。

将建立的非线性蠕变本构方程(1)采用 FORTRAN95 语言开发为 ABAQUS/CREEP。根据蠕变时效成形的工艺过程,取模型 1/4 建立有限元模型,如图 5 所示。模具型面为单曲率圆柱面,采用解析刚体单元。板料采用 S4R 壳单元。对工装型面进行全约束,板料加对称边界条件,分别约束一个方向的位移和其余两个方向的自由度约束。加载方式为气压均布载荷,大小为 140MPa,线性加载。

表2 材料常数

材料常数	160℃	175℃	190℃	210℃
A	-1.43E-6	2.84E-15	7.48E-5	8.64E-8
m	1.19	2.36E-7	3.49	4.32
n	1.8	8.46	0.35	5.1
σ_0 /MPa	71.34	-58.47	169.28	83.67
B	-2.44	-1.3E-9	2257.5	-35.42
C	-37.11	-1	-221.08	-76.56

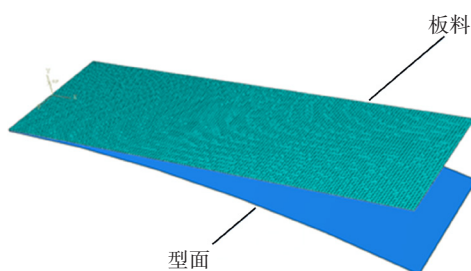


图5 有限元模型
Fig.5 Finite element model

板料卸载回弹后,提取板料的曲率半径,定义公式

$$\Delta R_N = R_N - R_0 \quad (3)$$

$$\alpha = \left(\frac{\Delta R_N}{R_0} \right) 100\% = \left(\frac{R_N - R_0}{R_0} \right) 100\% = \left(\frac{R_N}{R_0} - 1 \right) 100\% \quad (4)$$

式(3)中, R_0 为完全贴模时的曲率半径, R_N 为蠕变时效 N 小时后卸载回弹的曲率半径, ΔR_N 为曲率半径差。式(4)中 α 为回弹率。

分析回弹时,在 ABAQUS 中新建一个分析模块进

行回弹计算。将蠕变时效的分析结果导入该模块,然后卸载回弹。设定 LY12 的弹性模量 $E=68600\text{MPa}$ (常温卸载回弹)。将各条件下模拟的时效回弹结果进行数据处理,得到相应的回弹关系式。

图 6 为 175°C , 不同模具半径下, 回弹率随保温时间的变化曲线。由数据可知, 回弹率随保温时间的增长逐渐降低, 并趋于平衡值。在保温时间一定时, 回弹率随模具半径的减小而降低。试验研究得知^[10]: 回弹率与保温时间的对数函数有线性相关性。对试验数据进行拟合, 得关系式

$$P(R, t)_{T175} = 11.16R^{0.29} - 3.42R^2 - 0.005R + 6.8 Ln^t \quad (5)$$

图 7 为模具半径为 500mm , 不同时效温度下, 回弹率随保温时间的变化曲线。由数据可知, 回弹率随保温时间的增长逐渐降低。在时效时间和模具半径一定时, 回弹率随时效温度的升高而降低。对试验数据进行拟合, 得关系式

$$P(T, t)_{R500} = 165.2T^{-0.17} - 0.0064T^{1.14} Ln^t \quad (6)$$

图 8 为时效时间为 6h , 不同模具半径下, 回弹率随时效温度的变化曲线。由数据可知, 回弹率随时效温度的增长逐渐降低。在时效时间和时效温度一定时, 回弹

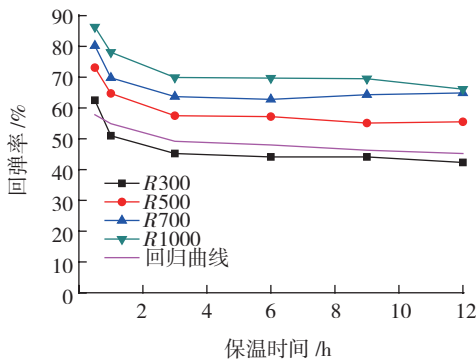


图6 回弹-保温时间半径关系 (不同模具半径)

Fig.6 Relation between springback and holding time (different mould radii)

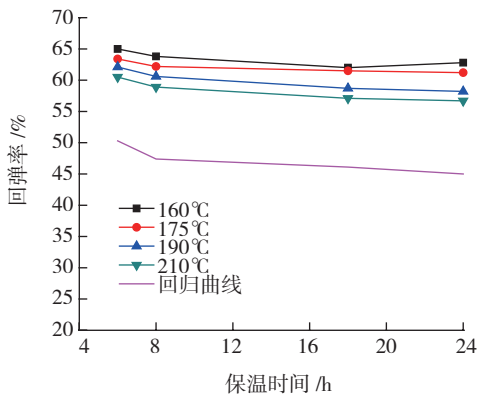


图7 回弹-保温时间关系图 (不同温度)

Fig.7 Relation between springback and holding time (different temperatures)

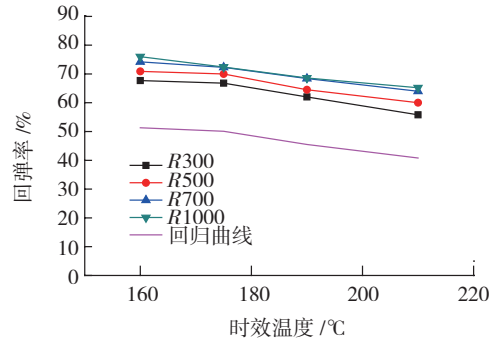


图8 回弹-温度关系

Fig.8 Relation between springback and temperature

率随模具半径的减小而降低。对试验数据进行拟合, 得关系式:

$$P(R, T)_{t6} = 130.3e^{-T/102.5R^{0.16}} \quad (7)$$

将同模具半径的温度 / 时间 - 回弹公式、同温度的模具半径 / 时间 - 回弹、同时间的温度 / 半径 - 回弹公式进行统一回归, 构造统一回弹函数:

$$P(R, T, t) = 246.9 - 0.35P_1P_2Ln^t + 1.3P_3 + 0.25P_4 - 4.18P_5 \quad (8)$$

式中, $P_1 = (3.4 \times 10^{-6}R^2 - 0.005R + 6.84) Ln^t$, $P_2 = 0.0064T^{1.14} Ln^t$, $P_3 = 130.3e^{-(T/102.5 \times R^{0.16})}$, $P_4 = 11.16R^{0.29}$, $P_5 = 165.22T^{-0.17}$ 。

文献 [10] 采用刚性单曲率圆柱模具和机械加载的方式进行了 LY12 的回弹研究。本文将公式 (8) 的计算值与文献 [10] 中的蠕变试验值对比, 如表 3 所示。

表3 数据对比

计算类型	试验值 /%	计算值 /%	误差值 /%
$R=1000\text{mm}, T=175^\circ\text{C}, t=12\text{h}$	59.94	67.93	7.99
$R=1000\text{mm}, T=150^\circ\text{C}, t=24\text{h}$	55.39	60.83	5.44

由表 3 知, 回弹函数计算值和试验值较为接近, 证明该函数模拟回弹精度较高。计算值与试验值存在一定误差, 误差值分别为 7.99% 和 5.44%。分析认为: 计算值是基于理想状态进行的, 试验时在取放工件时会有热量散失, 同时很难将温度一直控制在恒定理想状态。

3 结论

(1) 研究了 LY12 蠕变时效成形过程析出相的演变特征, 其中 S 相随时效过程形核、长大和粗化, T 相在整个时效过程较稳定, 随机取向。合理控制析出相的尺寸、数量和间距, 得到的最优组合就是获取材料最佳蠕变时效性能的必要条件。

(2) 采用开发 ABAQUS/CREEP 的方法建立了蠕变回弹函数, 验证结果表明计算精度较高。

参考文献

- [1] HO K C, LIN J, DEAN T A. Constitutive modeling of primary creep for age forming an aluminium alloy[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2004, 153(1): 122–127.
- [2] RIBEIRO F C, MARINHO E P, INFORZAT D J, et al. Creep age forming: a short review of fundamentals and applications[J]. *Journal of Achievements in Materials & Manufacturing Engineering*, 2010, 43(1): 353–361.
- [3] CHEN G Q, FU X S, ZHAO F. Microstructure and mechanical properties of 2A12 aluminum alloy after age forming [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2012, 22(8):1975–1980.
- [4] 窦连福, 刘建华. 固溶温度对硬铝 LY12 组织性能的影响 [J]. *物理测试*, 2000(5):16–18.
- DOU Lianfu, LIU Jianhua. Effect of solution temperature on microstructures and properties of hard aluminium LY12[J]. *Physics Examination and Testing*, 2000(5):16–18.
- [5] GB/T 2039—1997 金属材料单轴拉伸蠕变试验方法 [S].
- GB/T 2039—1997 Metallic materials—Uniaxial creep testing method in tension[S].
- [6] 韩德伟, 张建新, 金相试样制备与显示技术 [M]. 长沙: 中南大学出版社, 2005, 188–206.
- HAN Dewei, ZHANG Jianxin. *Metallographic sample preparation and display technology*[M]. Changsha: Central South University Press, 2005: 158–206.
- [7] 湛利华, 李杰, 黄明辉, 等. 2524 铝合金的蠕变时效行为 [J]. *中国有色金属学报*, 2013, 23(2): 320–326.
- ZHAN Lihua, LI Jie, HUANG Minghui, et al. Creep ageing behavior of 2524 aluminum alloy[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2013, 23(2): 320–326.
- [8] 黄遐, 曾元松. 铝合金 7075 蠕变时效成形回弹规律 [J]. *塑性工程学报*, 2012, 19(2): 79–82.
- HUANG Xia, ZENG Yuansong. Study on springback during creep age forming of aluminium alloy 7075[J]. *Journal of Plasticity Engineering*, 2012, 19(2): 79–82.
- [9] 穆霞英. 蠕变力学 [M]. 北京: 西安交通大学出版社, 1990: 14–16.
- MU Xiaying. *Creep mechanics* [M]. Beijing: Xi'an Jiaotong University Press, 1990: 14–16.
- [10] 洪江波. LY12CZ 铝合金材料的时效成形理论与试验研究 [D]. 西安: 西北工业大学, 2005.
- HONG Jiangbo. *Theoretical and experimental research on creep age forming of aluminium alloy LY12CZ*[D]. Xi'an: Northwestern Polytechnical University, 2005.
- China Aeronautical Materials Handbook Editorial. *China aeronautical materials handbook*[M]. Beijing: Standards Press of China, 2002, 253–273.
- [14] 陈日曜. 金属铣削原理 [M]. 第 2 版. 北京: 机械工业出版社, 2011.
- CHEN Riyao. *Principles of metal cutting*[M]. 2ed. Beijing: China Machine Press, 2011.
- [15] ULUTAN D, OZEL T. Machining induced surface integrity in titanium and nickel alloys: a review[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2011, 51(3): 250–280.
- [16] GINTING A, NOUARI M. Surface integrity of dry machined titanium alloys[J]. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 2009, 49(3–4): 325–332.
- [17] BOYER R R. Aerospace applications of beta titanium alloys[J]. *JOM*, 1994, 46(7): 20–23.
- [18] 王素玉. 高速铣削加工表面质量的研究 [D]. 济南: 山东大学, 2006.
- WANG Suyu. *Machined surface quality for high-speed milling*[D]. Ji'nan: Shandong University, 2006.
- [19] 艾剑波, 郭俊贤, 覃海鹰, 等. Ti1023 主桨毂中央件的微动疲劳及其防护 [J]. *直升机技术*, 2011(2): 25–29.
- AI Jianbo, GUO Junxian, TAN haiying, et al. Fretting fatigue of Ti1023 main rotor hub central part and protection[J]. *Helicopter Technique*, 2011(2):25–29.
- [20] 雷景文, 曾卫东, 吴欢, 等. 热机械处理对 Ti-10V-2Fe-3Al 钛合金组织和性能的影响 [J]. *中国有色金属学报*, 2010, 20(1): 603–605.
- LEI Jingwen, ZENG Weidong, WU Huan, et al. Effects of mechanical heat-treatment on microstructure and properties of Ti-10V-2Fe-3Al titanium alloy[J]. *The Chinese Journal of Nonferrous Metals*, 2010, 20(1):603–605.
- [21] NAKAYAMA K, ARAI M. Burr formation in metal cutting[J]. *CIRP Annals—Manufacturing Technology*, 1987, 36(1): 33–36.
- [22] GILLESPIE L K, BLOTTER P T. The formation and properties of machining burrs[J]. *Journal of Manufacturing Science & Engineering*, 1976, 98(1):66–74.
- [23] HASHIMURA M, HASSAMONTR J, DOMFELD DA. Effect of in-plane exit angle and rake angles on burr height and thickness in face milling operation[J]. *Journal of Manufacturing Science & Engineering*, 1999, 121(1):13–19.
- [24] DORMFELD D, MIN S. A review of burr formation in machining[M]. Berlin: Springer, 2010.
- [25] WYEN C F, JAEGER D, WEGENER K. Influence of cutting edge radius on surface integrity and burr formation in milling titanium[J]. *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, 2013, 67(1):589–599.
- [26] MACHAI C, BIERMANN D. Machining of β -titanium-alloy Ti-10V-2Fe-3Al under cryogenic conditions: cooling with carbon dioxide snow[J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2011, 211(6):1175–1183.
- 通讯作者: 童国权, 教授、博导, 主要从事钣金成形工艺、材料超塑性变形和钛板成形专用装备等的研究, E-mail: meegqtong@nuaa.edu.cn.
- (责编 慕雪)
- (上接第 66 页)
- [13] 中国航空材料手册编委会. 中国航空材料手册 [M]. 北京: 中国标准出版社, 2002(12): 253–273.
- 通讯作者: 杨后川, 博士, 副教授, 研究方向为数控加工过程参数优化、高性能材料高效加工, E-mail: xyyanghc@126.com.
- (责编 大漠)