

镍基单晶高温合金 Larson-Miller 曲线的预测

Prediction of Larson-Miller Curve of Nickel Base Single Crystal Superalloys

陈志强 韩雅芳 钟振纲 魏朋义 颜鸣皋 (北京航空材料研究院)

Chen Zhiqiang Han Yafang Zhong Zhengang Wei Pengyi Yan Minggao
(Institute of Aeronautical Materials, Beijing)

[摘要] 提出了一种预测镍基单晶高温合金 Larson-Miller 曲线的新方法, 应用于现有镍基单晶高温合金的 Larson-Miller 曲线的预测。对预测的结果与试验结果进行了比较, 证明该方法能够准确地预测镍基单晶高温合金的 Larson-Miller 曲线。

关键词 Larson-Miller 曲线 单晶高温合金

[Abstract] A new prediction method of Larson-Miller curve of nickel base single crystal superalloys was proposed. This method was applied to the prediction of Larson-Miller curves of the available nickel base single crystal superalloys. Compared with the experimental results, it was found that this method can successfully predict the Larson-Miller curves of nickel base single crystal superalloys.

Keywords Larson-Miller curve single crystal superalloys

1 前言

镍基单晶高温合金被成功用作先进航空发动机的热端部件如涡轮叶片等, 已成为航空发动机的关键材料。为了满足航空发动机不断发展的要求, 开发具有良好的高温强度和其它综合性能特别是良好的持久性能和相稳定性的镍基单晶高温合金是非常必要的。

新型镍基单晶高温合金的开发既耗时间又费成本。实践表明借助合金设计方法可以节约开发单晶高温合金的时间和成本。最近我们提出了一种新的镍基单晶高温合金设计方法, 其中包括合金高温持久寿命、抗氧化、抗腐蚀性能、热处理窗口、合金屈服强度的设计以及相稳定性预测的新方法, 其中单晶高温合金屈服强度的设计以及相稳定性预测的新方法已有报道^[1]。本文进一步研究镍基单晶高温合金持久寿命的设计, 即单晶高温合金 Larson-Miller 曲线的预测。

合金设计的关键是持久寿命的设计, 但合金的持久寿命预测一直是一个难题, 对蠕变机制的认识尚不统一, 其中包括位错攀移理论、位错割阶理论、恢复理论、扩散蠕变理论等^[2~4]。因而只有在现有试验基础上, 建立合理的数据模型, 才能预测合金的持久寿命。但是目前报道的镍基单晶高温合金持久寿命的试验条件各不相同^[5~7], 这给数据模型化带来了一定的困难。本研究在 Monkman-Grant 方程^[8]的基础上建立合理的数据模型方程, 应用于镍基单晶高温合金 Larson-Miller 曲线

的预测。

2 理论基础

单晶高温合金的主要设计目标是合金的持久性能, 而有效的持久寿命 t_r 又主要取决于稳态蠕变速率 $\dot{\epsilon}_s$, 它们之间的关系符合 Monkman-Grant 方程^[8]:

$$t_r = \frac{B}{\dot{\epsilon}_s} \quad (1)$$

式中: B 为与合金成分有关的常数。

一般说来, 稳态蠕变速率的表现方程可以表示为^[8]:

$$\dot{\epsilon}_s = A \cdot \left[\frac{\sigma}{E(T)} \right]^{-n} \exp \left(\frac{Q_c}{RT} \right) \quad (2)$$

式中: A 为结构常数; σ 为蠕变应力; $E(T)$ 为纯镍的杨氏弹性模量; Q_c 为表观激活能; R 为气体常数; T 为开氏温度; n 为应力指数, 一般为 3~5。

联立 (1) 和 (2) 式, 得到:

$$t_r = \frac{B}{A} \left[\frac{\sigma}{E(T)} \right]^{-n} \exp \left(\frac{Q_c}{RT} \right) \quad (3)$$

对 (3) 式两边取对数, 则有:

$$\lg t_r = \lg B - \lg A + n \lg [E(T)] + \frac{Q_c}{RT} \lg e - n \lg \sigma \quad (4)$$

式中: e 为自然对数的底。

在恒定温度下, 对于同一种合金, A , B , $E(T)$ 和

Q_e 都为常数, 故令:

$$C = \lg B - \lg A + n \lg [E(T)] + \frac{Q_e}{RT} \lg e \quad (5)$$

则 (4) 式变为:

$$\ln t_r = C - n \ln \sigma \quad (6)$$

3 预测方法

在 (5) 式中, $A, B, E(T)$ 和 Q_e 在一定温度下都是合金成分和结构的函数, 忽略结构因素的影响, 在确定的温度下, C 只是合金成分的函数。这里假设 C 与

合金成分成线性关系, 即:

$$C = C_0 + \sum_i k_i C_i^A \quad (7)$$

式中: C_0 为常数; k_i 为合金元素 i 的系数; C_i^A 为合金元素 i 在单晶合金中的浓度, at%。

为了求出 (7) 式中的系数, 这里根据文献 [5, 6, 7, 9] 中 160 多种成分的单晶合金持久寿命试验值计算得到合金 982 的 C 值, 表 1 中列出了其中部分单晶合金的成分及其 982 时的持久寿命和 C 值。根据 (7) 式, 统计得到 (7) 式中的系数。统计的标准误差为 0.7%, 可见误差非常小, 这恰恰说明了 (7) 式假设的合理性。

表1 一些单晶合金成分及其982 / 248.2MPa 的持久寿命 t_r 和 C

Table 1 Composition, creep-rupture lives t_r at 982 / 248.2MPa and C of some available single crystal superalloys

Alloy	Ni	Al	Cr	Co	Mo	W	Re	Ta	Ti	Nb	Hf	t_r	C
B1	65.8	5.4	7.9	5	2	6.9	0	5.9	1	0	0.1	107.5	17.48
B10	62.2	5.5	7.5	10	2	4.9	2.9	3.9	1	0	0.1	164.7	17.66
B18	59.5	5.5	7	10	2	6	3	6.9	0	0	0.1	271.5	17.88
B21	59.1	5.4	7.1	10	2.1	7	3	6.2	0	0	0.1	299.2	17.92
B35	59	5.5	7	10	0	3.5	4	11	0	0	0.1	272.9	17.88
B48	59.3	5.6	5	10	2	4	3.1	11	0	0	0.1	319.6	17.95
CMSX-10A	60.87	6	2.9	8.5	0.7	7.4	5.1	7.5	0.7	0.3	0.1	435.4	18.08
CMSX-10B	61.9	6	2.7	8.1	0.7	7.0	4.8	7.8	0.7	0.3	0.1	519.7	18.16
CM SX-10C	62.9	5.7	2.6	7.7	0.7	6.4	4.7	8.3	0.6	0.3	0.1	610.0	18.23
CM SX-10D	65.2	5.4	4	5	0.6	6	4.7	8.1	0.6	0.3	0.1	428	18.08
CM SX-10E	63.6	5.9	2.2	7.2	0.7	6.4	4.8	8.2	0.6	0.3	0.1	601.2	18.23
CMSX-10F	63.0	6.0	2.4	7.7	0.7	6.4	5	7.9	0.6	0.3	0.1	628.4	18.25
CMSX-12A	65.7	5.6	3	4.6	0.4	5.3	5	9.4	0.9	0	0.1	424.9	18.08
CMSX-12B	66.7	5.5	3.5	3	0.4	5.1	6.1	8.8	0.8	0	0.1	452.0	18.10
CM SX-12C	66.7	5.6	2.7	3.5	0.5	5.4	6	8.8	0.8	0	0.1	544.3	18.18
CMSX-12Ri	62.52	5.5	3.4	8	0.5	6.1	5.3	7.6	1.0	0	0.1	605.0	18.23

计算步骤如下:

- (1) 单晶合金成分换算为原子浓度, 根据 (7) 式计算 982 合金的常数 C ;
- (2) 由 (6) 式计算得到合金在 982 时不同外应力作用下的持久寿命;
- (3) 由 (8) 式^[9] 计算得到不同应力作用下的 P 值, 作出 Larson-Miller 曲线图。

$$T(\lg t_r + 20) = P \quad (8)$$

式中: P 为依赖于外应力的常数。

为了验证这种方法的可行性, 应用这种方法预测 Rene N5 和 CMSX-4 合金的 Larson-Miller 曲线。

4 计算结果及讨论

图 1 和图 2 分别给出了 CMSX-4 和 Rene N5 单晶合金的 Larson-Miller 曲线, 实线为试验值^[10, 11], 虚线为计算值。很明显, 计算的 Larson-Miller 曲线和试验曲线较吻合。说明该方法对于预测单晶合金的持久寿命以及 Larson-Miller 曲线切实可行。

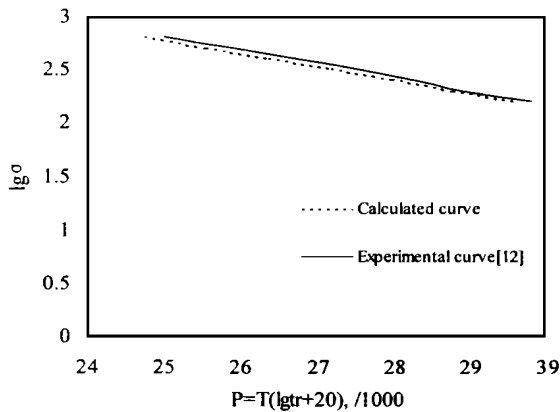


图1 CMSX-4合金 Larson-Miller 曲线的
计算结果与试验结果比较

Fig. 1 Comparison of calculated and experimental
Larson-Miller curves of CMSX-4

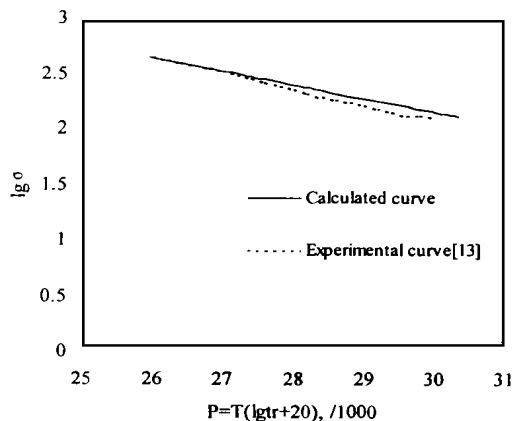


图2 Rene N5合金 Larson-Miller 曲线的
计算结果与试验结果比较

Fig. 2 Comparison of calculated and experimental
Larson-Miller curves of Rene N5

由 (6) 式可知, 在恒定温度下, C 是一个常数。图3和图4给出了 Rene N6和 CMSX-4合金的 $lgtr-lg\sigma$ 图, 持久寿命的试验值出自文献 [10, 11] 中的 Larson-Miller 曲线图。从图中可以看出, 在恒温情况下, $lgtr$ 与 $lg\sigma$ 呈线性关系, 而且不同温度下的 $lgtr$ 与 $lg\sigma$ 线互相平行。进一步说明在恒温情况下 C 是一个常数, 而且 n 与温度无关。对于目前报导的镍基单晶高温合金基本上都有982 的持久寿命值, 虽然它们的加载应力不同, 但通过 (6) 式可以求出该温度下的 C 值, 而且 C 值只与温度和合金成分有关。这样 C 值具有良好的试验基础, 保证了统计分析过程中的精度, 从而保证了该方法预测单晶高温合金的精度。

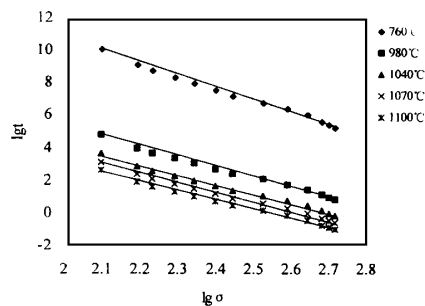


图3 Rene N6合金的 $lgtr-lg\sigma$ 图

Fig. 3 $lgtr-lg\sigma$ map of Rene N6

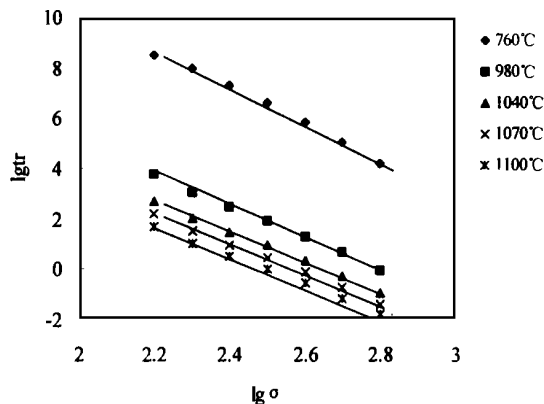


图4 CMSX-4合金的 $lgtr-lg\sigma$ 图

Fig. 4 $lgtr-lg\sigma$ map of CMSX-4

5 结论

在 Monkman-Grant 方程基础上, 提出的镍基单晶高温合金 Larson-Miller 曲线的预测方法, 具有良好的预测精度, 可以成功地预测镍基单晶高温合金的 Larson-Miller 曲线。

参考文献

- 1 Chen Zhiqiang, Han Yafang, Zhong Zhengang et al. Calculation of Yield Strength in Nickel Base Single Crystal Superalloys. Chinese Journal of Aeronautics (in English), 1998, to be published
- 2 陈国良著. 高温合金学. 北京: 冶金工业出版社, 1988, 52 ~ 69
- 3 Stevens R A, Flewitt P E J. the Dependence of Creep Rate on Microstructure in a γ Strengthened Superalloy. Acta Metallurgica, 1981, 29: 867 ~ 882
- 4 Xie X S, Chen G L, Mchugh P J et al. Including Stacking Fault Energy into the Resisting Stress Model for Creep of Particle Strengthened Alloys. Scripta Metallurgica, 1982, 16: 483 ~ 488
- 5 Sato Koje, Yasuji-Shi et al. Patent EUP0560296A1, 1993, 11

(下转第31页)

高,使内外圈发生过热现象,引起滚道和轴肩的塑性融化,如图4所示。



图4 滚道和轴肩的塑性融化 ×10

Fig. 4 Plastic melting of roll way nest and shaft shoulders

3.2.3 磨损

磨损是大量的轴承材料从接触表面均匀或不大均匀地磨下来,这种失效形式的特点是在润滑液中和接触表面上存在着磨损的废渣,它能引起钢球和滚道的间隙增大。

3.2.4 相关失效

磨损也可能发生于轴承外圈和轴承夹具之间,由它们之间的相对运动引起。

对一套轴承而言,其失效形式可超过一种,即可能同时发生两种或两种以上的失效。

4 结论

(1) 本文选用25套复合材料滚动轴承进行疲劳试验,采用定数截尾试验法,用最佳线性不变估计法进行数据处理来估算轴承寿命的韦布尔分布两参数,方法简

* * * * *

(上接第37页)

- 6 Wukusick C S. Patent GBP 22365697A, 1991, 1
- 7 Schweizer F A, Hartford N Y and Xuan N D. USP 5077004, 1991, 12
- 8 Durber G. Strength & Stability Considerations in Alloy Formation. Proceedings of the 8th International Symposium on Superalloys, Seven Springs Mountain Resort, PA, 1996, 111 ~ 115
- 9 Wukusick C S and Leo B. USP 5154884 1992, 10
- 10 Erickson G L. the Development and Application of CMSX-10. Proceedings of the 8th International Symposium on Superal-

loy, Seven Springs Mountain Resort, PA, 1996, 35 ~ 44

(2) 玻纤增强尼龙66的204型复合材料滚动轴承在载荷588N, 转速12800r/min, 油润滑的条件下, 其额定疲劳寿命为 3.1×10^6 转, 证明了复合材料制造滚动轴承的可行性。

(3) 对疲劳破坏的复合材料滚动轴承进行了观察, 提出了表面疲劳、塑性流动、磨损和相关失效四种失效形式。为复合材料滚动轴承的性能、使用寿命和可靠性设计提供有价值的参考。

参考文献

- 1 J. W. Whitney, I. M. Danid, R. B. Pips 著. 王弘胜等译. 纤维增强复合材料试验力学. 北京: 科学出版社, 1990
- 2 张茹彦等译. 塑料注射成型与模具. 北京: 轻工业出版社, 1987
- 3 万长森. 滚动轴承的理论和设计. 北京: 机械工业出版社, 1985, 192 ~ 214
- 4 浙江大学高等数学教研室编. 概率论与数理统计. 北京: 高等教育出版社, 1997, 127 ~ 140
- 5 洛阳轴承研究所译. 滚动轴承国际标准译文集. 北京: 科学技术文献出版社, 1979, 56
- 6 杨勇. 复合材料滚动轴承的力学性能分析. 硕士学位论文, 洛阳: 洛阳工学院, 1996

稿件收到日期: 1998.3.22.

张力, 女, 1959年生, 洛阳工学院副教授, 现为武汉工业大学博士生。主要从事机械学和复合材料高技术产品的研究和开发工作, 在国内外发表学术论文20余篇。联系地址: 河南洛阳工学院机械设计系 (邮编471039)。

- 11 Walston W S, OHara K S, Ross E W et al. Rene N6: Third Generation Single Crystal Superalloy. Proceedings of the 8th International Symposium on Superalloys, Seven Springs Mountain Resort, PA, 1996, 27 ~ 34

稿件收到日期: 1998.8.28

陈志强, 男, 1970年10月出生, 博士研究生, 现从事单晶高温合金设计方面的研究工作。联系地址: 北京81信箱1分箱 (100095)。