

DOI:10.19344/j.cnki.issn1671-5276.2025.02.009

IC10 合金蠕变持久寿命分析

宁文杰, 李云鹏

(大连理工大学 工业装备结构分析国家重点实验室, 辽宁 大连 116024)

摘 要:基于 Lemaitre 损伤理论的蠕变持久寿命分析模型, 结合修正 θ 投影法提出一种改进的参数拟合方法。介绍两种不同修正 θ 投影模型的适用工况, 详细说明改进参数拟合方法的具体流程。利用 Lemaitre 蠕变损伤模型对 IC10 合金的蠕变寿命进行分析, 将结果与传统 Larson-Miller 方法和 Masson-Sokop 方法的寿命分析结果进行比较。研究结果表明: 改进后的模型具有更高的分析精度。

关键词:IC10 合金; 蠕变持久寿命; 修正 θ 投影模型; Lemaitre 损伤

中图分类号:TP391.9 **文献标志码:**B **文章编号:**1671-5276(2025)02-0047-05

Creep Lifetime Prediction of IC10 Alloy

NING Wenjie, LI Yunpeng

(State Key Laboratory of Structural Analysis of Industrial Equipment, Dalian University of Technology, Dalian 116024, China)

Abstract: A creep lifetime analysis model based on the Lemaitre damage theory was studied, and an improved parameter fitting method combining the modified θ projection technique was proposed. Two different modified θ projection models suitable for different working conditions were introduced, and the specific process of the improved parameter fitting method was described in detail. The creep life of IC10 alloy was analyzed using the Lemaitre creep damage model, and the results were compared with the lifespan analysis results of the traditional Larson-Miller method and Masson-Sokop method. The research results show that the improved model has higher analysis accuracy.

Keywords: IC10 alloy; creep lifetime; modified θ projection model; lemaitre damage

0 引言

航空发动机是一种高度复杂和精密的机械装置, 被誉为“工业之花”。涡轮叶片是这朵工业之花中绽放的最鲜艳的一瓣。涡轮叶片长期在高转速($0 \sim 16\,000\text{ r/min}$)、高温($0\text{ }^{\circ}\text{C} \sim 1\,200\text{ }^{\circ}\text{C}$)等多种复杂物理场耦合的恶劣工况下服役, 会出现疲劳断裂、蠕变断裂以及氧化损伤等失效模式。蠕变断裂是涡轮叶片的主要失效模式之一。为了减少事故发生, 保障涡轮叶片正常工作, 对制作涡轮叶片材料进行蠕变持久寿命分析具有十分重要的意义。目前蠕变持久寿命分析有两种方法: 第 1 种方法为通过蠕变试验来获得蠕变持久寿命; 第 2 种方法基于现有蠕变试验数据, 建立一种数学模型来分析不同温度和应力水平下的蠕变持久寿命。第 1 种方法存在耗时长、成本高等缺点, 第 2 种方法依赖于现有蠕变试验数据但精确度不高。因此开发一种具有高精度的蠕变持久寿命分析模型十分重要。

目前蠕变持久统一方程有 Larson-Miller (L-M) 方程、Masson-Sokop (M-S) 方程、Manson-Havert (M-H) 方程, 其中 L-M 方程^[1]已经被广泛应用于各行业中。国内外学者对于蠕变持久寿命分析方法进行了许多研究。张效成等^[2]研究发现, 使用 L-M 法外推耐热钢长时持久寿命时会大于实际寿命, 通过蠕变断裂寿命外推过程中数据分散性进行处理, 可显著改善外推结果。刘薪月等^[3]基于 25Cr35Ni 耐热钢在不同应力水平和不同温度工况下的蠕变数据, 引入参数 Z 分析蠕变数据的分散度。通过验证表明基于 Z 参数法分析得到的持久寿命与实测持久寿命接近, 数据分散程度较小。王峥等^[4]提出一种基于 Ω 方法的加速试验方案, 利用 Ω 方法分析 T/P91 耐热钢的蠕变持久寿命, 其分析结果要比等温线法和 L-M 参数法的分析结果准确。黄佳等^[5]研究了镍基高温合金的蠕变性能, 通过引入与拉伸强度相关的晶体取向函数对 Wilshire 方法和传统的 L-M 法进行修正, 结果显示该修正方法可以分析不同晶体

第一作者简介: 宁文杰 (1998—), 男, 山西晋中人, 硕士研究生, 研究方向为航空发动机涡轮叶片蠕变及疲劳寿命分析, 32103111nwj@mail.dlut.edu.cn。

取向蠕变持久寿命。GUŠTIN 等^[6]研究了与应力水平相关的参数 C 以及两种线性拟合和多项式拟合对 L-M 模型拟合的影响,分析证明了不同的 C 值可以显著改变估计的断裂时间。

针对 L-M 分析方法存在分析寿命误差较大的问题,本文研究了基于 Lemaitre 损伤理论的蠕变持久寿命分析模型,并结合修正 θ 投影法提出了一种改进的参数拟合方法。该方法减少了蠕变试验数据的需求量,并提高了蠕变寿命分析的精度。

1 修正的 θ 投影模型

θ 投影模型由 EVANS^[7]提出,用于描述完整的蠕变行为。其模型主要包括两部分,第 1 部分用于描述蠕变速率逐渐减小的第 1 阶段,第 2 部分描述蠕变速率逐渐增大的第 3 阶段,具体如式(1)所示。

$$\varepsilon_{cr} = \theta_1(1 - e^{-\theta_2 t}) + \theta_3(e^{\theta_4 t} - 1) \quad (1)$$

式中: ε_{cr} 为蠕变应变; $\theta_1, \theta_2, \theta_3, \theta_4$ 分别为与温度、应力相关的参数,通常用对数坐标下的线性关系来描述 θ_i 与温度 T 和应力 σ 的相关性,如式(2)所示。

$$\lg(\theta_i) = a_i + b_i \sigma + c_i T + d_i \sigma T \quad (2)$$

式中 a_i, b_i, c_i, d_i 分别为相关系数,可以用多元回归方法求解。

θ 投影法虽然可以评估蠕变的第 3 阶段,但该方法并不能适用于所有材料。主要原因是材料蠕变曲线在不同温度和不同应力水平下具有不同的形式。金属材料在高温工况下的蠕变曲线主要以第 2 阶段和第 3 阶段为主,金属材料在低温工况下的蠕变曲线以第 1 阶段和第 2 阶段为主,但是该模型中没有描述蠕变第 2 阶段的部分。因此许多学者对 θ 投影模型进行了修正,提出两种新的模型。

第 1 种修正的 θ 模型在原模型基础上引入了一个额外的线性项用于描述蠕变的第 2 阶段,该模型可以描述蠕变的 3 个阶段,其具体形式如式(3)所示。

$$\varepsilon_{cr} = \theta_1(1 - e^{-\theta_2 t}) + \theta_m t + \theta_3(e^{\theta_4 t} - 1) \quad (3)$$

式中 $\theta_m = A\sigma e^{[-Q/(RT)]}$ 为稳态蠕变速率,其中 A 为待定系数, Q 为蠕变激活能, R 为气体常数。

第 2 种模型将原模型中的第 1 项删除,引入了线性项来描述蠕变第 2 阶段,其具体形式如式(4)所示。

$$\varepsilon_{cr} = \theta_1 t + \theta_2(e^{\theta_3 t} - 1) \quad (4)$$

两种不同的修正 θ 投影模型适用于不同情况。第 1 种模型适用于评估包含完整的蠕变 3 个

阶段的工况,第 2 种模型适用于评估包含蠕变第 2 阶段和第 3 阶段的工况。因此要根据不同的蠕变工况来选择合适的模型。

基于 Lemaitre 损伤理论的寿命分析模型需要同一温度下不同应力水平的蠕变数据,所以从一些现有蠕变数据插值作为其他温度和应力水平下的蠕变数据可以减少实验损耗。YU 等^[8]提出了一种基于第 1 种修正 θ 投影模型式(3)的新型插值方法来获得其他工况下蠕变数据,该方法同样适用于第 2 种修正 θ 投影模型式(4)。

2 Lemaitre 蠕变寿命分析模型

基于连续损伤力学的蠕变寿命评估方法通过引入损伤变量描述材料的宏观力学行为,从而分析高温蠕变断裂寿命。KACHANOV^[9]最初提出连续损伤力学的概念,利用连续性因子来描述材料微观损伤的离散过程。RABOTNOV 等^[10]随后引入有效应力 $\sigma_e = \sigma/(1-D)$ 的概念,将本构方程和损伤耦合起来,建立了经典的 Kachanov - Rabotnov 模型。JEAN^[11]把完好材料本构模型中的应力替换为有效应力描述单轴或多轴应力状态下受损材料的变形特性。基于 Lemaitre 蠕变损伤理论的多轴蠕变损伤模型如式(5)所示。

$$D_c = 1 - \left[1 - T_{sc}(1+\alpha) \left(\frac{\sigma_{eq}}{\beta} \right)^\gamma t \right]^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (5)$$

式中: α, β, γ 为相关的材料常数; T_{sc} 为应力三轴度; σ_{eq} 为等效应力; t 为蠕变时间; D_c 为蠕变损伤。

当 $D_c = 1$ 时,材料完全损坏并发生蠕变断裂,可得蠕变寿命分析方程式(6)。

$$t_r = \frac{1}{T_{sc}(1+\alpha)} \left(\frac{\sigma_{eq}}{\beta} \right)^{-\gamma} \quad (6)$$

式中 t_r 为蠕变断裂时间。

将式(6)代入式(5)中可以得到蠕变损伤随时间变化的表达式(7)。

$$D_c = 1 - \left(1 - \frac{t}{t_r} \right)^{\frac{1}{1+\alpha}} \quad (7)$$

根据蠕变曲线的特征,第 1 阶段的蠕变速率逐渐减小,第 2 阶段的蠕变速率保持稳定,第 3 阶段的蠕变速率逐渐增大,因此认为蠕变损伤 D_c 出现在第 3 阶段。蠕变第 2 阶段的稳态蠕变速率

$\dot{\varepsilon}^*$ 根据 Norton 定律可以描述为

$$\dot{\varepsilon}^* = A\sigma^n \quad (8)$$

将有效应力的概率引入 Norton 定律,可以得

到第 3 阶段的蠕变速率为

$$\dot{\varepsilon} = A \left[\frac{\sigma}{(1-D_c)} \right]^n \quad (9)$$

式中: $\dot{\varepsilon}$ 为第 3 阶段蠕变速率; n 为待空系数。将式(8)和式(9)结合可以得到基于 Norton 定律的蠕变损伤因子:

$$D_c = 1 - \left(\frac{\dot{\varepsilon}^*}{\dot{\varepsilon}} \right)^{\frac{1}{n}} \quad (10)$$

该方法的具体流程主要包括 5 个步骤, 如下所述。

第 1 步, 将式(6)两边取对数后可得到式(11), 将蠕变断裂时间和应力水平根据式(11)进行拟合可以求解出参数 γ 。

$$\log t_r = -\gamma \log \sigma + \gamma \log \beta - T_{sc} \log(1+\alpha) \quad (11)$$

第 2 步, 将各应力水平下的蠕变应变-时间曲线根据式(4)进行拟合, 获得蠕变参数 θ_i 。

第 3 步, 将第 2 步所拟合出的参数 θ_i 利用修正 θ 投影模型计算出稳态蠕变速率 $\dot{\varepsilon}^*$ 和第 3 阶段的蠕变速率 $\dot{\varepsilon}$ 。

$$\dot{\varepsilon}^* = \theta_1 + \theta_2 \theta_3 \quad (12)$$

$$\dot{\varepsilon} = \theta_1 + \theta_2 \theta_3 \exp(\theta_3 t) \quad (13)$$

第 4 步, 将第 3 步所计算出的 $\dot{\varepsilon}^*$ 和第 3 阶段 $\dot{\varepsilon}$ 利用式(8)获得参数 A 和 n ; 利用式(10)计算蠕变损伤因子 D_c 。

第 5 步, 将第 4 步所计算的 D_c 对式(11)进行拟合求解参数 α , 最后代入式(11)求解参数 β 。

通过上述流程即可求解出所有参数, 完成蠕变寿命分析。

3 IC10 合金蠕变寿命分析

该部分主要采用上述方法对 IC10 合金在 1 100 °C 下的蠕变寿命进行分析, 并与 L-M 方法、M-S 方法分析结果进行分析。

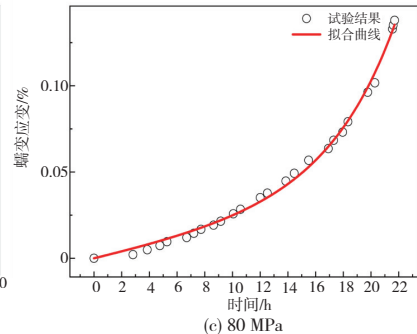
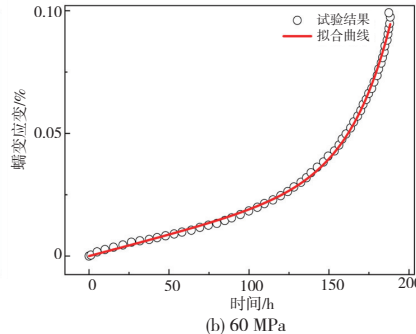
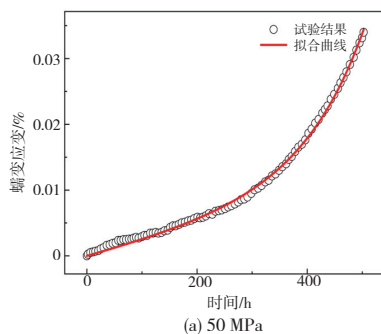


图 3 修正 θ 投影法拟合得到的蠕变曲线

3.1 Lemaitre 蠕变寿命分析

为了验证该模型的精度与适用性, 对 IC10 合金的单轴蠕变寿命进行评估并与试验寿命对比。参考文献[12]对 IC10 合金进行了单轴蠕变试验, 蠕变过程中沿试样轴向拉伸并且保持应力不变。测得 1 100 °C 不同应力下的蠕变曲线如图 1 所示。

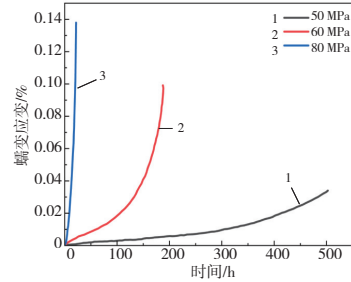


图 1 IC10 合金 1 100 °C 蠕变曲线

对 IC10 合金的蠕变试验数据进行处理, 单轴蠕变时, $T_{sc} = 1$, 式(11)变为

$$\log t_r = -\gamma \log \sigma + \gamma \log \beta - \log(1+\alpha) \quad (14)$$

应用 Origin 软件对对数蠕变断裂时间 $\log(t_r)$ 和对数应力水平 $\log(\sigma)$ 进行线性拟合, 如图 2 所示。相关系数为 0.99, 材料常数 γ 为 14.167。

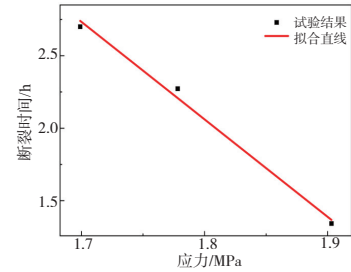


图 2 断裂时间与应力的关系

本文认为基于 Norton 定律的蠕变损伤因子能直接反映材料的实际损伤, 以此作为蠕变损伤的试验值。因此, 将应用修正 θ 投影法拟合蠕变变形曲线来计算稳态蠕变速率第 3 阶段的蠕变速率, 如图 3 所示。

图 3 是通过 Origin 软件拟合出的蠕变试验数据的结果,可以看出修正 θ 投影法的拟合效果很好。表 1 是不同应力条件下 θ_i 的值。

表 1 修正 θ 投影法拟合参数

应力/MPa	θ_1	θ_2	θ_3
50	2.145×10^{-5}	2.623×10^{-4}	0.008 97
60	1.705×10^{-4}	4.183×10^{-5}	0.038 81
80	1.732×10^{-3}	1.081×10^{-3}	0.208 23

利用式(12)计算出稳态蠕变速率 $\dot{\epsilon}^*$, 对对数稳态蠕变速率 $\log(\dot{\epsilon}^*)$ 和对数应力水平 $\log(\sigma)$ 进行线性拟合, 拟合结果如图 4 所示, 拟合系数为 0.995 3, 参数 A 的值为 4.568×10^{-21} , 参数 n 的值为 9.28。

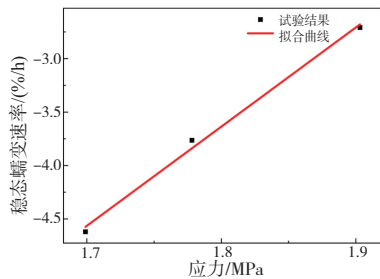


图 4 稳态蠕变速率与应力关系

用式(10)算出蠕变损伤因子 D_c 得到材料的实际损伤程度随时间的变化。利用 Origin 软件进行数据处理, 拟合式(7), 建立损伤因子 D_c 与材料寿命分数 t/t_r 的关系, 拟合结果如图 5 所示, 求解出参数 α 的值为 11.295, 参数 β 的值为 185.57。

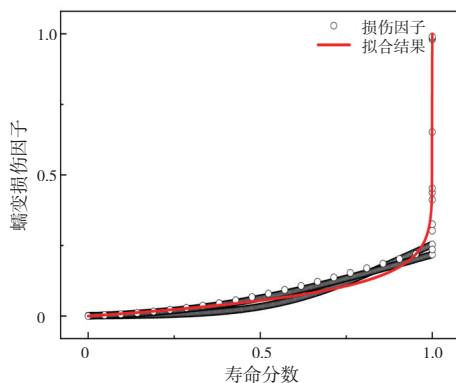


图 5 损伤因子拟合结果

本章提出的蠕变损伤演化模型和蠕变断裂寿命分析模型的相关参数如表 2 所示。

表 2 蠕变分析模型参数值

参数	A	n	β	α	γ
数值	4.568×10^{-21}	9.28	185.57	11.30	14.2

3.2 Larson-Miller 蠕变寿命分析

工程中通常采用推荐的 L-M 方程来分析材料的蠕变断裂寿命, 其公式为:

$$p = (\lg t_r + C) T \quad (15)$$

$$P(\sigma) = a + b \lg \sigma + c \times 2 [\lg \sigma]^2 + d \times [\lg \sigma]^3 \quad (16)$$

$$T = \left(\frac{9}{5} F + 32 \right) + 460 \quad (17)$$

式中: P 为 L-M 方程参数, 与应力水平相关; a 、 b 、 c 、 d 、 C 为材料常数; t_r 为蠕变断裂时间; F 为温度。

根据 IC10 蠕变持久应力实验数据如表 3 所示。

表 3 IC10 合金持久试验数据 单位: MPa

时间/h	温度/℃			
	800	900	1 000	1 100
30	701	374	176	74
100	623	324	149	61
300	557	283	128	51
1 000	490	243	107	42

用式(16)计算出 L-M 方程的 P 参数, 利用 Origin 软件拟合式(16), 拟合结果如图 6 所示, 拟合系数为 0.994, 求解参数如表 4 所示。

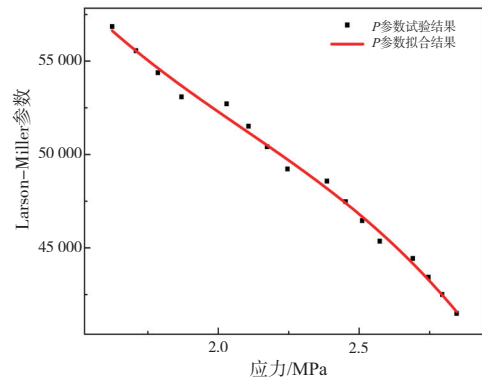


图 6 L-M 方法拟合结果

表 4 L-M 参数拟合结果

参数	a	b	c	d	C
数值	114 120	-69 595	28 381	-4 531	20

3.3 Masson-Sokop 蠕变寿命分析

IC10 蠕变持久寿命采用了 M-S 方程的形式

进行分析。M-S 方程形式与 L-M 方程形式接近。

$$\lg \sigma = a_0 + a_1 q + a_2 q^2 + a_3 q^3 \quad (18)$$

$$q = (\lg t_r - CT) \quad (19)$$

利用数值模型式(20)和式(21)来分析蠕变寿命。

$$\lg \sigma = 1.71 + 0.188p - 5.61 \times 10^{-3} p^2 + 1.686 \times 10^{-5} p^3 \quad (20)$$

$$p = \lg t_r + 0.014 280 5T \quad (21)$$

3.4 蠕变寿命分析结果比较

通过上述 3 种模型进行寿命分析,结果如表 5 所示。从表 6 可以看出,L-M 方程分析误差最大,M-S 方程分析误差次之,而本文提出的基于 Lemaitre 蠕变损伤模型分析蠕变寿命精度更高,效果更好。

表 5 各模型分析结果 单位:h

应力/MPa	试验值	L-M	M-S	Lemaitre
80	21.700	36.000	15.325	23.290
60	187.417	134.900	157.376	161.254
50	502.490	329.155	396.300	549.600

表 6 各模型相对误差分析 单位:%

应力/MPa	L-M	M-S	Lemaitre
80	65.90	29.50	7.33
60	28.02	16.02	13.96
50	34.50	21.13	9.38

4 结语

本文首先阐述了两种不同修正 θ 投影模型的适用工况。第 1 种模型适用于包含蠕变 3 个阶段的工况,第 2 种模型适用于仅包含蠕变第 2 阶段和第 3 阶段的工况。将插值外推方法应用到第 2 种修正 θ 投影模型中,可外推不同工况下的蠕变曲线,为后续分析蠕变持久寿命提供数据。其次是研究了基于 Lemaitre 损伤理论的蠕变持久寿命分析模型,并结合修正 θ 投影法提出了一种改进的参数拟合方法。用该方法对 IC10 合金的蠕变寿命进行分析,并与传统的 L-M 方法和 M-S 方

法的寿命分析结果进行了比较,本模型的分析精度要优于上述另外两种方法。

参考文献:

- [1] THOMAS M C, HELMINKR C, FRASIERD J, et al. Property and turbine engine performance of CMSX-4 single crystal airfoils [C]. Liege, Belgium: Allison manufacturing, 1994.
- [2] 张效成,宫建国,轩福贞. 蠕变断裂寿命外推方法及数据分散性处理研究[J]. 压力容器,2017,34(7): 11-18.
- [3] 刘薪月,曹铁山,李会芳,等. 基于参数 Z₀ 预测 25Cr35Ni 耐热钢的蠕变行为与持久寿命[J]. 机械工程材料, 2018,42(6):26-29.
- [4] 王峥,王延峰,万海波. 基于 Ω 方法的 T/P91 耐热钢蠕变持久寿命预测[J]. 动力工程学报,2019,39(5): 425-432.
- [5] 黄佳,贺斟酌,杨晓光,等. 镍基定向凝固高温合金蠕变寿命预测的改进方法[J]. 机械工程学报,2022, 58(22):258-268.
- [6] GUŠTIN A Z, ŽUŽEK B, PODGORNIK B. Creep life prediction of 10CrMo9-10 steel by larson-miller model[J]. Materials,2022,15(13):4431.
- [7] EVANS R W, PARKER J D, WILSHIRE B. The θ projection concept—a model-based approach to design and life extension of engineering plant[J]. International Journal of Pressure Vessels and Piping, 1992, 50(1/2/3):147-160.
- [8] YU P, MA W M. A modified theta projection model for creep behavior of RPV steel 16MND5[J]. Journal of Materials Science & Technology,2020,47:231-242.
- [9] KACHANOV L M. Time of the rupture process under creep conditions, Izy Akad [J]. Nank SSR Otd Tech Nauk, 1958, 8:26-31.
- [10] RABOTNOV Y N, LECKIE F A, PRAGER W. Creep problems in structural members[J]. Journal of Applied Mechanics,1970,37(1):249.
- [11] JEAN L. How to use damage mechanics[J]. Nuclear Engineering and Design,1984,80(2):233-245.
- [12] 程荣辉. 某型航空发动机设计用材料力学性能手册[M]. 北京:航空工业出版社,2019.

收稿日期:2023-07-04