

应力梯形波加载下的循环蠕变曲线函数

于 强

(四川理工学院理学院,四川 自贡 643000)

摘 要:为了确定循环蠕变应变与有载时间的函数关系式,通过对高温合金蠕变试验曲线的分析,发现静蠕变寿命分数曲线遵循与加载应力的大小无关,与循环蠕变寿命分数曲线基本重合的规律,这规律显示了材料本身的蠕变特性。由这规律导出了静蠕变应变与循环蠕变应变之间的关系式,找到了由静蠕变函数确定循环蠕变函数的方法,该方法得到了 DZ417G 高温合金钢在 870 °C、梯形应力波加载下蠕变实验数据的支持。

关键词:蠕变实验;循环蠕变曲线;应力梯形波;高温合金

中图分类号:TH142.2;0.346.2

文献标志码:A

引 言

当金属构件受到保持不变的应力作用时,构件的应变会随时间而缓慢增长的现象称为该构件的静蠕变现象,静蠕变的应变与时间的关系曲线称为静蠕变曲线。在温度 $T \geq 0.4T_m$ (T_m 为熔点绝对温度)的高温条件下,静蠕变现象十分明显,静蠕变曲线是静蠕变问题中的基本曲线。

实际中的高温构件,通常是在平均应力不为零的循环应力作用下工作,如锅炉、热管道、压力容器、航空发动机涡轮叶片等高温构件一般都以加载启动—保载运行—卸载停车的过程工作,这工作过程的典型加载为应力梯形波。在梯形应力波作用下的构件由于受到不对称循环应力的作用,构件会产生循环积累的蠕变应变,同时又因应力循环而产生非弹性疲劳变形的积累疲劳应变,并且还有因疲劳与蠕变二者交互作用所产生的应变影响。这时构件所产生的既不是单纯的疲劳应变也不是静蠕变应变,而是一种综合的应变,并称之为循环蠕变应变。循环蠕变应变与有载时间的关系曲线称为循环蠕变曲线,循环蠕变曲线则应是循环蠕变问题中的

基本曲线。

近二十多年来静蠕变曲线函数已经有了较为成熟的表达式,如用 θ 函数法对静蠕变实验曲线进行数学物理模拟^[1-2],如许多金属材料服从的 Norton 静蠕变定律^[3],又如静蠕变曲线的损伤力学模型^[4]等用实验拟合的公式。在最近的几年才开始了对循环蠕变曲线的研究,仅对循环蠕变曲线做了测绘、定义、形态特点分析等作了初步探讨^[5-6],而对循环蠕变曲线函数如何确定的问题却鲜见报导,在一定温度、加载应力波形的条件下,确定构件的循环蠕变曲线函数有着重要的工程的价值和理论价值,为此做了如下的探索:

(1) 对 DZ471G 高温合金的蠕变实验曲线作了蠕变寿命分数变换,得到了静蠕变与循环蠕变寿命分数曲线是基本重合的实验规律(称为应变寿命分数重合律)。

(2) 由文献[7-8]归纳出:在温度和材料一定的条件下,若循环蠕变应力保载时间较长,蠕变起主导作用时,应变寿命分数重合律就会显现,并且与保载应力值无关,故认为应变寿命分数重合律是材料本身的蠕变性质。

(3) 根据应变寿命分数重合律,导出了静蠕变应变

与循环蠕变应变的关系式,找到了一种由静蠕变曲线函数确定循环蠕变曲线函数的方法。

(4) 应用这一方法,导出了 DZ471G 高温合金在给定条件下的循环蠕变曲线函数,该函数的预测值与实验值基本吻合。

1 循环蠕变实验曲线

1.1 实验相关因素

(1) 实验加载应力梯形波

实验采用的应力梯形波,如图 1 所示。在 t_m 时间内的应力增大波形曲线(1-2)段,以及在对称的应力减小波形曲线(3-4)段内,会产生非弹性疲劳应变和部分蠕变应变,在最小应力 σ_{min} 作用下产生的蠕变应变较小,在波形曲线的(2-3)段,即最大应力 σ_{max} 的保载时间 t_H 内会产生主要的蠕变应变。

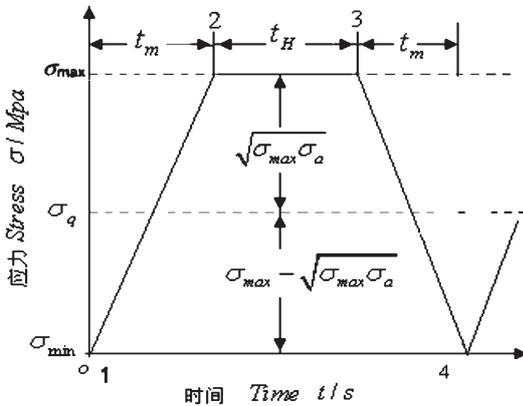


图 1 梯形波加载应力与时间的关系

(2) 循环蠕变曲线

取梯形应力波的有载时间为横坐标,有载时间为积累保载时间 $t_c = N t_H$ (N 为循环次数);取应变为纵坐标,将各个循环达到的最大应变测量值(或者取各个循环达到的应变平均值)连接成应变包络线,以这包络线上的包络应变(envelope strain)代表循环蠕变应变 $\varepsilon_c(t_c)$,包络应变与有载时间的曲线为循环蠕变曲线^[5]。

图 2 是文献[6]报导的 DZ471G 高温合金圆棒形标准试件在 870℃、梯形应力波加载、保载应力 420MPa、最小应力 42MPa,循环保载时间 t_H 条件(简称为图 2 条件)下的循环蠕变以及静蠕变实验曲线,可见其差异很大。

图 2 中曲线的部分实验数据见表 1。

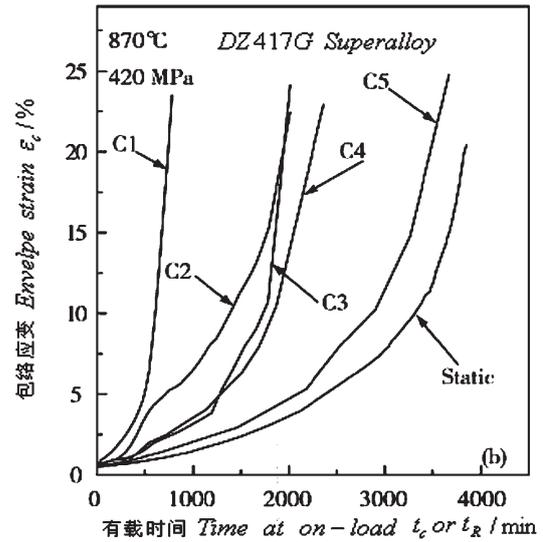


图 2 DZ471G 高温合金包络应变和静蠕变与有载时间的关系

表 1 图 2 中曲线的部分实验数据

曲线代号	保载时间 t_H 10^3 min	断裂有载时间 t_{ef} 10^3 min %	断裂应变 ε_{ef}
C_1	0.03	0.74	20.61
C_3	0.12	2.306	21.39
C_5	0.36	3.525	21.28
static	3.84	3.84	20.42

注:其中 C_i 中的脚标 i 为试验曲线的编号

1.2 蠕变寿命分数曲线

将图 2 中的曲线做寿命分数变换,就得到如图 3 所示循环蠕变寿命分数以及静蠕变寿命分数曲线,变换基本步骤分为两步:

(1) 时间寿命分数和应变寿命分数

设构件循环蠕变应变为 $\varepsilon_c = \varepsilon_c(t_c)$, t_c 为循环蠕变有载时间,构件(断裂)有载时间寿命为 t_{ef} ,循环蠕变延性(断裂应变)为 ε_{ef} ,则 t_c 时刻所对应的循环蠕变时间寿命分数为:

$$x_c = \frac{t_c}{t_{ef}} \quad (1)$$

循环蠕变应变寿命分数为:

$$y_c = \frac{\varepsilon_c(t_c)}{\varepsilon_{ef}} \quad (2)$$

设构件静蠕变应变为 $\varepsilon_R = \varepsilon_R(t_R)$, t_R 为静蠕变时间,构件(断裂)时间寿命 t_{Rf} ,静蠕变延性(断裂应变)为 ε_{Rf} ,则 t_R 时刻的静蠕变时间寿命分数:

$$x_R = \frac{t_R}{t_{Rf}} \quad (3)$$

静蠕变应变寿命分数:

$$y_R = \frac{\varepsilon_R(t_R)}{\varepsilon_{Rf}} \quad (4)$$

定义时间寿命比例系数:

$$\beta_t = \frac{t_{Rf}}{t_{cf}} \quad (5)$$

应变寿命比例系数:

$$\beta_\varepsilon = \frac{\varepsilon_{Rf}}{\varepsilon_{cf}} \quad (6)$$

(2) 测绘蠕变寿命分数曲线

对图2中 C_i 试验曲线取点, 坐标点值为 $(\varepsilon_{cij}, t_{cj})$ 及 $(\varepsilon_{Rij}, t_{Rj})$, j 为第 i 条曲线上所取点的编号, 再由式(1)~式(4)将所取坐标点换算成相应的寿命分数坐标点 (x_{cij}, y_{cij}) 及 (x_{Rij}, y_{Rij}) 。

以 x_c (或者 x_R) 为横坐标, y_c (或者 y_R) 为纵坐标, 绘出图2的蠕变分数曲线如图3所示。

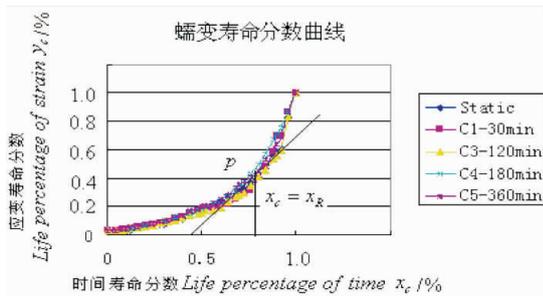


图3 图2中 DZ417G 高温合金的蠕变应变与时间的寿命分数曲线

由图3可见, 静蠕变与各不同保载时间的循环蠕变寿命分数曲线具有基本重合的规律(简称为蠕变分数重合律), 这规律在其他高温合金应变实验中也曾出现。

1.3 蠕变分数重合律是材料蠕变性质的显示

文献[7]报导了 X12CrMoWVNbB10-1-1 钢在 600 °C 梯形波加载, 保载应力 284 MPa、应力比 $R = 0.1$ 、不同保载时间下的蠕变分数实验曲线的重合现象, 如图4所示。

对图4显示的曲线:(1)当保载时间较长 (>2 min) 时, 静蠕变与循环蠕变寿命分数曲线几乎完全重合, 这是由于最大应力的保载时间较长, 蠕变在构件的变形中占据了主导的作用, 蠕变分数重合律就凸显了出来, 这反映了试件的蠕变性;(2)当保载时间较短 (≤ 2 min) 时, 循环蠕变寿命分数曲线低于静蠕变寿命分数曲线,

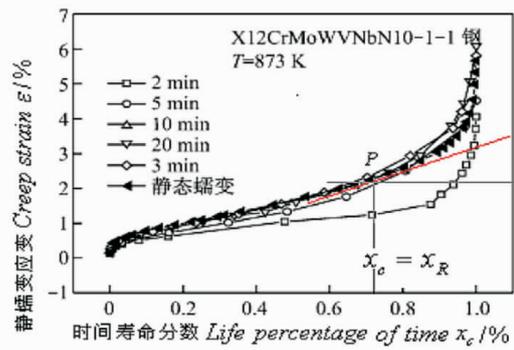


图4 X12CrMoWVNbB10-1-1 材料的循环蠕变应变与静蠕变应变时间寿命分数曲线

这是由于保载时间较短, 蠕变未起到主导作用, 蠕变分数重合律就不显现, 这是蠕变性与疲劳性的共同作用效果。

文献[8]报导了 P19 钢关于静蠕变实验的结果为: 当温度和材料一定, 改变加载应力大小时, 静蠕变时间寿命分数曲线是基本重合的; 当加载应力不变, 改变温度或材料时, 静蠕变时间寿命分数曲线不再重合。即温度一定时, 静蠕变分数重合律与应力无关, 仅与材料的本身性质相关。

由上可见: 当蠕变起主导作用时, 蠕变分数重合律就被遵循, 并且该重合律与应力无关, 仅与材料相关, 故蠕变分数重合律是材料本身蠕变性质的显示。

2 循环蠕变曲线函数

2.1 循环蠕变与静蠕变关系

由蠕变分数重合律, 在相同的寿命分数 $x_c = x_R$ 点处, 即

$$t_R = \frac{t_{Rf}}{t_{cf}} t_c = \beta_t t_c \quad (7)$$

如图3(或者图4)中蠕变寿命分数曲线上的 P 点有:

$$y_c(x_c) \approx y_R(x_R) \quad (8)$$

成立, 则 P 点处循环蠕变与静蠕变寿命分数曲线的切线斜率也近似相等, 即在 $t_c \sim t_c + dt_c$ 的增量 dt_c 以及 $t_R \sim t_R + dt_R$ 的增量 dt_R 内有:

$$\frac{dy_c}{dx_c} \approx \frac{dy_R}{dx_R} \quad (9)$$

成立。其中: dy_c 为 $y_c \sim y_c + dy_c$ 内的增量, dx_c 为 $x_c \sim x_c + dx_c$ 内的增量。 dy_R 为 $y_R \sim y_R + dy_R$ 内的增量, dx_R 为 $x_R \sim x_R + dx_R$ 内的增量。

由式(1)在 $t_c \sim t_c + dt_c$ 的增量 dt_c 内有:

$$dx_c = \frac{dt_c}{t_{cf}} \quad (10)$$

由式(3)在 $t_R \sim t_R + dt_R$ 的增量 dt_R 内有:

$$dx_R = \frac{dt_R}{t_{Rf}} \quad (11)$$

将式(10)和式(11)代入式(9),则:

$$dy_c \approx \frac{t_{Rf}}{t_{cf}} dy_R \quad (12)$$

将式(5)、式(2)、式(4)、式(6)代入式(12)则得到循环蠕变速率与静蠕变速率的关系:

$$\frac{d\varepsilon_c}{dt_c} = \frac{\beta_t}{\beta_\varepsilon} \frac{d\varepsilon_R}{dt_R} \quad (13)$$

若 $t_c = 0$ 时,循环蠕变应变初始值为 ε_{c0} ; $t_R = 0$ 时,静蠕变应变初始值为 ε_{R0} 。对式(13)积分则得到循环蠕变应变 $\varepsilon_c(t_c)$ 与静蠕变应变 $\varepsilon_R(t_R)$ 之间的一般关系式:

$$\varepsilon_c(t_c) \approx \frac{1}{\beta_\varepsilon} [\varepsilon_R(t_R) - \varepsilon_{R0}] + \varepsilon_{c0} \quad (14)$$

其中 $t_R = \beta_t t_c$ (即式(7))。

可见若确定了 $\varepsilon_R(t_R)$ 以及 β_t 和 β_ε , 则确定了在相同温度、加载应力等于静蠕变恒定应力条件下的循环蠕变应变函数 $\varepsilon_c(t_c)$ 。

2.2 静蠕变函数 $\varepsilon_R(t_R)$ 的确定

(1) 两种常用模型

第一种是 1985 年 Evans 和 Wilshire 基于沉淀硬化合金的蠕变是一个硬化和碳化物析出、聚集、长大及空洞形成引起材料弱化这一物理模型,而提出的描述整个静蠕变曲线的特征方程^[1-2](称 θ 函数模型),即

$$\varepsilon_R(t_R) = \theta_1(1 - e^{-\theta_2 t_R}) + \theta_3(e^{\theta_2 t_R} - 1) \quad (15)$$

式(15)中各个 θ_k 值与温度和应力分别呈线性关系(k 为 θ 参数的顺序号),当温度和应力一定时 θ_k 只与材料相关,各个 θ_k 值可由不同温度和不同应力作用下的静蠕变实验拟合确定; θ 函数方程适用于静蠕变应变速率与应变呈线性关系的情况,详见文献[8]。

第二种是 1969 年 Rdbotnv^[4]为了描述静蠕变的第三阶段(即由于蠕变试件会产生微裂纹、孔洞等引起材料的劣化而导致蠕变应变快速增长的阶段),引入损伤变量 D 对静蠕变第二阶段的 Norton 蠕变方程进行改造,所得到的静蠕变第三阶段蠕变应变速率方程(称损伤力学模型)。即温度不变,恒定应力 σ 下的静蠕变速率:

$$\dot{\varepsilon}_R = \frac{B\sigma^n}{(1-D)^m} \quad (16)$$

材料损伤变量的速率:

$$\dot{D} = \frac{A\sigma^\nu}{(1-D)^\varphi} \quad (17)$$

当 $t_R = 0$ 时: $\varepsilon_R = 0, D_0 = 0$; 当 $t_R = t_{Rf}$ 时: $\varepsilon_R = \varepsilon_{Rf}, D_f = 1$ 。取 $m = n$ 对式(16)与式(17)分别积分得到材料时间寿命:

$$t_{Rf} = \frac{1}{A\sigma^\nu(1+\varphi)} \quad (18)$$

材料静蠕变延性:

$$\varepsilon_{Rf} = \frac{B\sigma^{n-\nu}}{A(1-n+\varphi)} \quad (19)$$

整理出静蠕变曲线方程为:

$$\frac{\varepsilon_R(t_R)}{\varepsilon_{Rf}} = 1 - \left(1 - \frac{t_R}{t_{Rf}}\right)^\Delta \quad (20)$$

指数

$$\Delta = 1 - \frac{n}{1+\varphi} \quad (21)$$

在式(16)~式(21)中, B, A, n, ν 是材料参数, φ 是损伤参数,各参数值由不同温度和不同恒定应力下的静蠕变实验确定,详见文献[9]。

(2) DZ417G 高温合金静蠕变函数

对图 2 中的静蠕变实验曲线,忽略(约占总应变 5%)加速段,用 θ 指数函数直接拟合出该条件下恒速、加速段的静蠕变函数如图 5 所示:

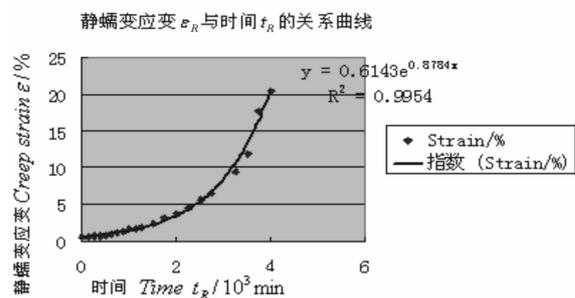


图 5 图 2 中静蠕变应变与时间的关系

静蠕变应变函数为:

$$\varepsilon_R(t_R) = 0.6143e^{0.8784t_R} \quad (22)$$

相关系数 $R^2 = 0.9954$ 。

2.3 时间寿命系数 β_t 的确定

(1) 设循环蠕变时间寿命

$$t_{cf} = N_f t_H \quad (23)$$

N_f 为构件(断裂)的循环寿命,循环寿命预测是构件疲劳研究的重要内容,针对各种不同的适用条件现在已经有多种寿命预测模型^[10-13],图 1 所示梯形应力波形加载

下的循环寿命预测可见文献[11],有:

$$N_f = \left[A_0 \left(\frac{\Delta\sigma_{eq}}{\dot{\sigma}} + t_H \right)^m + C_0 \right] \left[\left(\frac{\Delta\sigma_T}{K'} \right)^{n'} + \dot{\epsilon}_{av} \right]^{-1} \quad (24)$$

其中, A_0 、 m 、 C_0 为与环境相关的材料系数, $\Delta\sigma_{eq} = \sqrt{\sigma_{max}\sigma_a}$ 为等效应力幅, σ_{max} 为最大应力, σ_a 为应力幅, $\dot{\sigma}$ 为应力变化的速率, $\Delta\sigma_T = \sigma_{max} - \sigma_{min}$ 为循环应力最大范围, σ_{min} 为最小应力, $\dot{\epsilon}_{av}$ 为半寿命处的平均应变速率, K' 为循环强度系数, n' 为循环应变硬化指数。式(24)中的材料参数由不同最大应力、不同保载时间的应力梯形波加载实验来测定。

(2) 对图2中C1-C5循环蠕变曲线,拟合出 N_f 与 t_H 的曲线如图6所示。

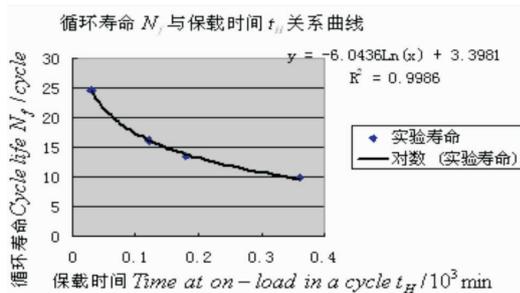


图6 图2中C1-C5曲线的循环寿命 N_f 与保载时间 t_H 的关系

拟合函数为:

$$N_f = -6.0436 \ln(t_H) + 3.3981 \quad (25)$$

其相关系数 $R^2 = 0.9986$, 参数 $t_H \in [30, 360]$ min。

(3) 静蠕变时间寿命 t_{Rf} 可由式(18)计算,也可由实验获得,图2中静蠕变曲线的实验值(见表1)

$$t_{Rf} = 3.84 \times 10^3 \text{ min} \quad (26)$$

(4) 将式(23)、(25)、(26)代入式(5),则得到图2中蠕变曲线的时间寿命比例系数:

$$\beta_i = \frac{3.84}{[3.3981 - 6.0436 \ln(t_H)] t_H} \quad (27)$$

2.4 应变寿命比例系数 β_e 的确定

静蠕变延性可由式(19)计算,文献[14]也报导了316H钢的有静蠕变延性 ϵ_{Rf} 与所加恒定应力 σ 呈线性增加的关系的实验结果;循环蠕变延性 ϵ_{cf} 暂由实验测定。由式(6)可得图2中部分曲线的应变寿命比例系数 β_e (见表1),实验值为:

$$\begin{cases} C1: \beta_{e1} = 0.99.78 \\ C3: \beta_{e3} = 0.93114 \\ C5: \beta_{e5} = 0.95958 \end{cases} \quad (28)$$

2.5 循环蠕变函数的确定

(1) 将已经确定的 β_i 、 β_e 和 $\epsilon_R(t)$ 代入式(14)中则得到循环蠕变函数的一般表达式(因较长而未赘述)。

(2) 对图2中的试验曲线,将式(22)、(27)、(28)代入式(14),则循环蠕变应变为:

$$\epsilon_c(t_c) \approx \frac{0.6143}{\beta_e} [(e^{\beta_i t_c} - 1) + \beta_e] \quad (29)$$

其中指数:

$$\beta = \frac{1}{[1.00742472 - 1.79172833182 \ln(t_H)] t_H} \quad (30)$$

t_H 和 t_c 单位为 $\times 10^3$ min。

至此循环蠕变应变函数与静蠕变应变函数之间的基本关系式(14)等号右边的各个物理量皆被确定,即循环蠕变应变函数也就确定了。

3 循环蠕变函数的验证

3.1 验证的方法

由于式(14)是根据蠕变分数重合律推导出来的一般关系式,等号右边的物理量皆是由实验拟合规律的方法来确定的,式(29)应是式(14)在图2特定条件下的关系式,若式(29)预测的循环蠕变函数曲线与图2中的实验曲线相符合,则式(14)在此条件下应是正确的,即基于应变寿命分数重合律导出循环蠕变函数的方法也就是可行的。更为普遍性的验证需要不同温度、不同保载应力的实验数据来拟合所需的材料参数。

3.2 对式(29)的验证

3.2.1 预测值和实验值

(1) 对不同的 t_H , 取横坐标为 t_c , 纵坐标为应变,应变的预测值 $\epsilon_c(t_c)$ 由式(29)计算,实验值 $\epsilon_c^{ex}(t_c)$ 在图2的试验曲线上测绘,然后比较预测值和实验值的符合程度。

(2) 预测图2中的C1、C3、C5曲线,将式(28)代入式(29)可得到预测方程分别为

$$\begin{cases} \epsilon_{c1} = 0.62e^{\beta_{e1} t_c} - 0.006 \\ \beta_1 = 4.5723333 \end{cases} \quad (31)$$

$$\begin{cases} \epsilon_{c3} = 0.65973e^{\beta_{e3} t_c} - 0.005 \\ \beta_3 = 1.7338135 \end{cases} \quad (32)$$

$$\begin{cases} \epsilon_{c5} = 0.64017e^{\beta_{e5} t_c} - 0.026 \\ \beta_5 = 0.978801 \end{cases} \quad (33)$$

(3) 测绘图2中C5曲线的实验值,由式(33)计算

其预测值,实验值和预测值列于表 2 中。

表 2 图 2 中 DZ417G 高温合金钢 C5 曲线的预测值与实验值

有载时间 t_{c5} (E-3 min)	预测值 ε_{c5} (%)	实验值 $\varepsilon_{c5}^{\#}$ (%)
0.000	0.614	0.625
0.125	0.624	0.625
0.250	0.791	0.87
0.375	0.898	1.11
0.500	1.018	1.25
0.750	1.308	1.75
0.875	1.480	1.86
1.00	1.678	2.12
1.25	2.151	2.51
1.50	2.750	3.25
2.00	4.508	4.87
2.25	5.765	5.98
2.50	7.373	7.70
2.75	9.421	9.25
3.00	12.040	11.50
3.25	15.384	14.75
3.50	19.657	21.25
3.525	20.145	21.28

3.2.2 实验曲线预测图和比较图

(1)由表 2 数据作图 2 中 C5 曲线的预测(图 7)。

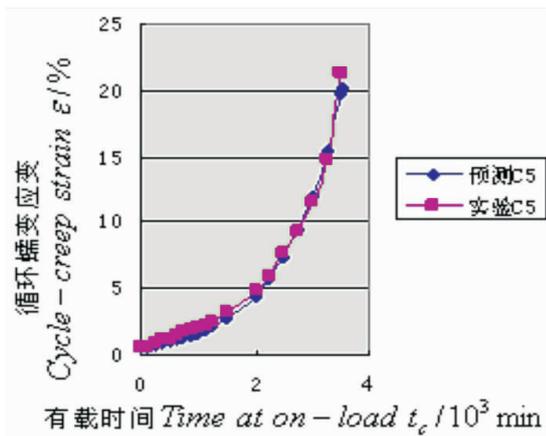


图 7 图 2 中 C5 实验曲线的预测

(2) 图 2 中 C1、C3、C5 曲线实验值与预测值的比较如图 8 所示(C1、C3 曲线测绘与计算的数据未列出)。

3.2.3 预测结果及分析

(1) 由图 7 和图 8 可见,除少数的点以外,实验值与预测值相当的吻合,式(29)对图 2 中 C1、C3、C5 各条实验曲线的预测皆有较好的准确性。

(2) 分析循环蠕变预测中产生误差的因素,其中以式(25)拟合值的偏差对应变式(29)的影响为最大,因为它对应变的影响是指数关系的影响;当实验数据充分时,选用多项式函数拟合式(25)则较为精确。

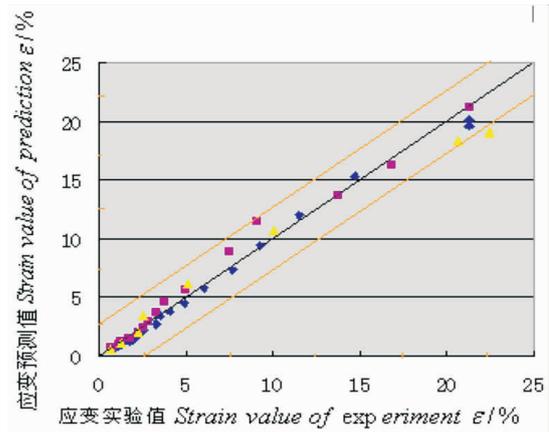


图 8 图 2 中 C1、C3、C5 曲线实验值与预测值比较

4 结论

为了确定循环蠕变曲线的应变函数,分析了静蠕变实验曲线与循环蠕变实验曲线之间的关系,得到了如下的结论:

(1) 部分高温合金的静蠕变寿命分数曲线与循环蠕变寿命分数曲线是基本重合的,这是材料本身的蠕变性质的显示。

(2) 根据蠕变分数重合律可以导出静蠕变应变与循环蠕变应变的关系式。

(3) 由此导出的 DZ471G 高温合金的循环蠕变应变函数与实验曲线基本吻合。

即基于蠕变分数重合律,由静蠕变曲线函数确定循环蠕变曲线函数的方法是可行的。

参考文献:

[1] Evans R W, Wilshire B. Analysis of the creep fracture characteristics of austenitic ferritic steel transition welds [J].Mechanics of Materials,1985,4(1):51-65.

[2] Evans R W, Wilshire B. Creep behaviour of superalloy blade materials [J]. Materials science and technology, 1986,3(9):701-705.

[3] 杨宜科,吴天禄,江先美.金属高温强度及实验[M].上海:上海科学技术出版社,1984.

[4] Rabotnov Y N. Creep problems in structural members [M]. Amsterdam: North holland Publication Co. Ltd, 1969.

[5] Hu D, WANG R. Eeperimental study on creep-fatigue interaction behavior of GH 4133B superalloy[J].Materials

- Science and Engineering:A,2009,515(1-2):183-189.
- [6] 关 逊,刘 庆,郭建亭.高温合金循环蠕变实验[J].工程与实验,2008(3):24-29.
- [7] 赵 鹏,轩福贞,涂善东.超超临界汽轮机转子X12CrMoWVNbB10-1-1 钢棘轮效应的实验研究[J].动力工程学报,2010,30(4):309-313.
- [8] 郝玉龙.P19 钢蠕变特性及蠕变疲劳交互作用研究[D].成都:西南交通大学,2005.
- [9] 束国刚,赵彦飞,薛 飞,等.P91 钢蠕变损伤实验研究与数值模拟[J].中国机电工程学报,2010,30(23):103-107.
- [10] CodeCase N-47-29,ASME Case of ASME Boiler and Pressure Vessel Code,Section III -Cass I Components in Elevated Temperature[S].
- [11] 范志超,陈学东,陈 凌.基于延性耗竭理论的疲劳蠕变寿命预测方法[J].金属学报,2006,42(4):415-420.
- [12] 艾智斌,范志超,陈学东,等.一种压力容器常用钢疲劳及疲劳蠕变寿命预测方法[J].化工设备与管道,2007,44(6):13-17.
- [13] 于 强.循环蠕变加载下疲劳裂纹扩展速率的探讨[J].四川理工学院学报:自然科学版,2012,25(2):22-27.
- [14] 姜 恒,姜惠丰,范志超,等.保载应力和加载速率对316 不锈钢蠕变行为的影响[J].压力容器,2011,28(8):6-8.

Ascertainment of Cycle Creeping Function Under Stress Control of Trapezium Waveforms

YU Qiang

(School of Science, Sichuan University of Science & Engineering, Zigong 643000, China)

Abstract: In order to ascertain the relationships between cycle-creep strain and on-load time, by analysis of the high temperature alloy-creep curve, the life percentage of creep curve has been found to obey the rule that it is irrelevant to on-load stress and curve of cycle-creep percentage of life are almost superposed. The rule has demonstrated one of the creeping properties of material in cycle creeping behavior. Based on it, an equation of a function about creep strain curve and cycle-creep curve can be derived. Therefore, a method of ascertaining cycle-creep function by creep strain function is found. It is supported by cycle-creep test data of superalloy steel DZ417G at 870 °C under stress control of trapezium waveforms.

Key words: creep test; cycle-creep curve; stress trapezium waveform; superalloy