

钛制压力容器的室温蠕变极限载荷研究

李 建, 周昌玉, 彭 剑, 常 乐, 贺小华

(南京工业大学, 江苏 南京 211816)

摘 要: 根据工业纯钛的室温蠕变等时应力-应变曲线, 应用有限元方法研究了钛制压力容器的蠕变极限载荷。结果发现, 随着室温蠕变时间的增加, 压力容器蠕变极限载荷由快速下降趋于缓慢下降。以圆筒型压力容器为例, 详细分析了径比 K 对极限载荷的影响规律, 给出了室温蠕变极限载荷的预测公式。该公式能够体现蠕变时间对极限载荷的劣化作用, 以及许用应变和径比 K 对极限载荷的影响。

关键词: 工业纯钛; 室温蠕变; 压力容器; 蠕变极限载荷

中图分类号: TG146.2⁺3

文献标识码: A

文章编号: 1002-185X(2017)10-3011-06

钛材比强度高、耐腐蚀性能好, 同时具有较强的断裂韧性, 克服了普通结构材料在比强度与断裂韧性上不可兼得的缺点^[1]。由于工业纯钛良好的耐蚀性能和可加工变形性能使其应用普遍^[2], 成为化工设备的主要材料之一^[3]。虽然工业纯钛具有较好的综合性能, 在使用过程中同样会出现损伤、失效, 严重影响了钛制设备的安全运行。随着钛材在压力容器中的大量使用, 承压结构的安全问题越来越引起广泛重视。众所周知, 金属材料在高温下会产生显著地蠕变行为, 并且影响高温结构的安全运行^[4]。不少材料在中低温甚至室温下也存在显著的蠕变现象^[5-8]。其中工业纯钛的室温蠕变行为较为显著^[5]。近年来关于工业纯钛室温蠕变行为的研究也比较丰富, 包括蠕变特征与变形机制的研究, 本构方程与寿命预测方法的研究^[9-12]。当材料不考虑蠕变行为时, 运用应力-应变曲线就能得到材料许用应力进行结构强度设计。当材料考虑蠕变行为时, 结构设计需要考虑蠕变的影响。综合考虑材料的拉伸与蠕变时, 等时应力-应变曲线可应用于存在显著蠕变变形的结构^[13]。中外学者给出了各种材料高温等时应力-应变曲线^[14-16], 同时也广泛地应用于计算高温结构的承载能力^[17]以及构建与时间相关的失效评定图^[18,19]。彭剑^[20]根据工业纯钛的拉伸与蠕变试验结果提出了不同温度下的等时应力-应变曲线, 这在一定程度上为钛制结构的评定提供了可能。

极限载荷理论作为衡量结构最大承载能力的参量, 已经得到深入广泛的研究。对于存在蠕变特征的材料, 其极限载荷与室温极限载荷不同。薛吉林等^[21,22]

根据等时应力-应变的概念提出了蠕变极限载荷高温环境下服役结构的极限载荷, 并且将此概念应用到了含缺陷高温管道的安全评定。本研究针对室温下钛制压力容器的蠕变极限载荷进行分析与讨论, 为钛制压力容器的安全评定提供参考。

1 研究背景

高温下材料性能随服役时间的增长而不断劣化, 即高温下材料本构关系依赖于时间而变化, 因此等时应力-应变曲线可描述高温下材料本构关系。文献[22]中进一步指出高温压力管道的蠕变极限载荷是与时间相关的, 是蠕变损伤量达到临界损伤值, 即结构发生失效时的极限载荷, 反映了结构在高温环境下长时服役的承载能力。室温蠕变和高温蠕变有明显的不同, 如室温蠕变没有快速蠕变阶段。文献[23]中提到在室温或较低温度下, 金属材料塑性变形主要通过晶内滑移和孪晶两种机制进行。晶粒边界是位错运动的障碍, 致使塑变抗力提高。细化晶粒是室温强韧化金属的重要手段, 但在高温下则不然, 不会产生孪晶变形, 也不用担心由于孪晶或位错塞积导致的脆性解理断裂。高温下晶界强度会大幅度降低, 对塑性变形直接提供贡献。室温与高温下两者之间有着不同的蠕变损伤机理。

图 1 给出了 P91 钢的高温蠕变曲线^[24]与工业纯钛 TA2 的室温蠕变曲线^[20]。虽然在 183 h 的蠕变时间下同时达到 6.74% 的蠕变变形量, 但是可以发现两者的蠕变历程相差很大。室温下钛材表现出明显的第 1 阶

收稿日期: 2016-10-18

基金项目: 国家自然科学基金(51475223, 51075199); 江苏省研究生科研创新计划(KYLX15_0801)

作者简介: 李 建, 男, 1989年生, 博士生, 南京工业大学机械与动力工程学院, 江苏 南京 211816, 电话: 025-58139951, E-mail: lijian83675215@163.com

段蠕变特性，并无稳态和加速阶段。而高温下 P91 表现出明显的蠕变加速阶段。这一结果也充分说明了高温蠕变与室温蠕变的区别。

对于需要考虑蠕变行为的材料，在设计过程中需要综合考虑弹塑性行为和蠕变行为。因为两者均会使材料产生变形，从而最终造成结构的失效。研究人员提出运用等时应力-应变曲线表征材料的拉伸和蠕变综合力学性能。为了同时考虑拉伸弹塑性变形和蠕变变形，等时应力-应变曲线综合考虑了弹塑性变形和蠕变变形的两种变形行为，因此根据等时应力-应变曲线进行设计可以避免结构发生与塑性变形和蠕变变形相关的失效。当材料存在显著的蠕变变形时，总应变将由弹性应变、塑性应变和蠕变应变 3 部分组成，如下式：

$$\epsilon^t(\sigma, t) = \epsilon^e(\sigma) + \epsilon^p(\sigma) + \epsilon^c(\sigma, t) \quad (1)$$

式(1)为彭剑等给出的工业纯钛 TA2 室温蠕变本构方程具体表现形式^[20]。其中弹性应变 $\epsilon^e(\sigma)$ ，塑性应变 $\epsilon^p(\sigma)$ 和蠕变应变 $\epsilon^c(\sigma, t)$ 可分别由式(2)，式(3)和式(4)描述：

$$\epsilon^e(\sigma) = \frac{\sigma}{E} \quad (2)$$

$$\epsilon^p(\sigma) = D \left[\frac{\sigma}{\sigma_y} \right]^m \quad (3)$$

$$\epsilon^c(\sigma, t) = \beta(\sigma) t^{n(\sigma)} \quad (4)$$

而蠕变参数可以运用如下关系式确定^[20]：

$$\log(\beta) = -3.71 + 0.00809\sigma \quad (5)$$

$$\log(n) = -1.35 + 0.00248\sigma \quad (6)$$

根据式(1)-式(6)以及表 1 中的材料常数，即可建立工业纯钛不同温度不同寿命的等时应力-应变曲线。图 2 给出了室温下工业纯钛 TA2 的等时应力-应变曲

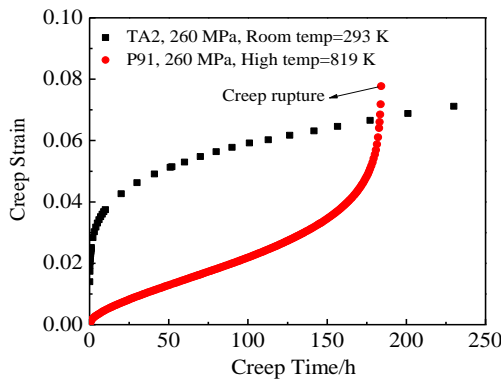


图 1 P91 的高温蠕变曲线与 TA2 的室温蠕变曲线对比

Fig.1 Comparison of creep curves of TA2 at room temperature and P91 at elevated temperature

表 1 工业纯钛 TA2 的室温拉伸力学性能的本构参量

Table 1 Tensile constitutive parameters of CP-Ti^[20]

E/MPa	σ_y/MPa	$D/\times 10^{-3}$	m
115 604	237.06	3.52	7.30

线。由图 2 可知，考虑蠕变后的等时应力-应变曲线与拉伸曲线相比显著地下降了。如果不考虑蠕变行为直接采用拉伸曲线进行设计，钛制结构在服役过程中可能会由于蠕变大变形而造成失效。因此为了保障钛制压力容器的安全，需考虑室温蠕变的影响。

2 研究方法

本研究采用非线性有限元分析软件 ABAQUS 计算钛制圆筒的室温蠕变极限载荷。其中内径统一取为 $r_i=100 \text{ mm}$ ，径比 K 分别为 1.02, 1.05, 1.1, 1.2, 1.4, 1.6, 1.8, 2.0, 2.4, 2.8, 3.2。根据模型的特点，为了简化分析，尽可能地减少计算时间，采用 1/4 的二维轴对称模型建模分析。有限元网格划分所用的单元为四边形 4 节点平面应变单元 (CPE4)，如图 3 所示。沿厚度方向分 8 份，沿环向分 40 份。经过网格无关性验证，有限元结果变化小于 0.02%，满足精度要求。

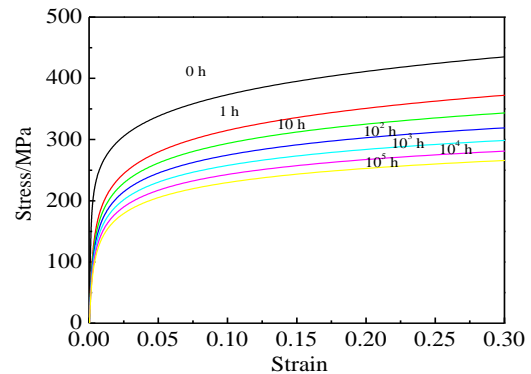


图 2 工业纯钛 TA2 的室温等时应力-应变曲线

Fig.2 Isochronous stress-strain curves of CP-Ti TA2 at room temperature

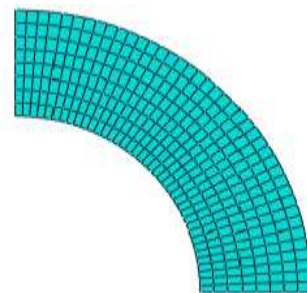


图 3 有限元网格

Fig.3 Finite element mesh

式(7)~式(10)表示计算内压下圆筒形压力容器极限爆破压力的几个经验公式。其中式(7)为容器器壁材料全屈服时的压力,式(8)被称为计算圆筒形容器爆破压力的密赛斯(Mises)公式,公式(9)即为计算圆筒形压力容器爆破压力的福贝尔(Faupel)公式,式(10)是文献[25]中作者根据圆筒爆破压力的实测值改进的公式。本研究根据有限元结果对这几个公式做了对照,实验数据是完全根据文献[25]中提到的13组数据。图4中的结果形象地表明有限元结果与实验结果以及式(10)非常吻合。这充分验证了有限元分析方法是可靠的。

$$P_L / \ln K = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s \tag{7}$$

$$P_L / \ln K = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_b \tag{8}$$

$$P_L / \ln K = \frac{2}{\sqrt{3}} \sigma_s (2 - \frac{\sigma_s}{\sigma_b}) \tag{9}$$

$$P_L / \ln K = 0.245 \sigma_b + (40 \frac{K-1}{K+1} + 5 \frac{K^2-1}{K^2+1}) / \ln K \tag{10}$$

3 结果与讨论

钛材往往表现出很好的塑形变形行为,尤其是在高于屈服强度的应力水平下的蠕变变形能力。与高温蠕变有着明显的区别,室温蠕变应变速率随着蠕变时间和蠕变应变的增加而不断减小,但是变形会不断累积,可能造成结构大变形引起的失效。即使容器没有破裂也会因为过量的塑形变形而导致诸如结构失稳以及其它模式的失效。因此,控制好规定的应变准则以满足设计需要,对于室温蠕变下承压结构极限载荷确定是至关重要的。应变控制准则有着很好的工程价值,可以通过约束其变形上限确定结构的使用寿命以及相

应的寿命所允许的极限承载能力。其中等效屈服强度 σ_f 是连接材料力学特性与具体结构之间的桥梁,在蠕变极限载荷的评定中尤为重要。等效屈服强度定义为等时应力-应变曲线上相应的应变所对应的应力值,根据等效屈服强度对应的载荷定义为极限载荷。

图 5 给出了等效屈服强度曲线。从图中可以看出,等效屈服强度随着时间不断下降,而随着应变不断上升。这反映了时间的劣化以及应变的硬化效果。

根据有限元结果可以得到不同的应变控制准则下极限载荷 P_L 与蠕变时间之间的关系以及极限载荷 P_L 与径比 K 之间的关系,分别如图 6 和图 7 所示。由图 6 可以看出, P_L 随着蠕变时间的增加逐渐减小。径比 K 对极限载荷 P_L 影响特别显著。随着 K 的增加,极限载荷 P_L 也不断增加。在应变较大时,不同的径比 K 下极限载荷 P_L 差距更加显著。这说明容器的壁厚对承载能力影响很大,尤其是结构的许用应变较大,比如控制峰值在 5% 时。此外由图 6 可以看出,随着蠕变时间的增加,这种不同径比 K 下极限载荷 P_L 的差距逐渐变小。由图 7 可以看出,随着蠕变时间的增加, P_L 下降的速度先快后慢,在 $0 \text{ h} \leq t \leq 100 \text{ h}$ 时,极限载荷下降显著,但是随后在 $100 \text{ h} \leq t \leq 100\,000 \text{ h}$ 时,极限载荷变化缓慢了。这反映了蠕变时间对蠕变极限载荷的弱化作用。随着 K 的增加,极限载荷 P_L 的变化速度也不断减小。这个趋势与式(10)中室温下不考虑蠕变的压力容器的极限载荷变化趋势是相同的。此外还可以发现,随着蠕变时间增加,这种变化趋势更加明显。

将任意时间下的极限载荷 $P(t)$ 与给定时间下的极限载荷 $P(t_{ref})$ 比较,得到式(11):

$$p(t) = P(t) / P(t_{ref}) \tag{11}$$

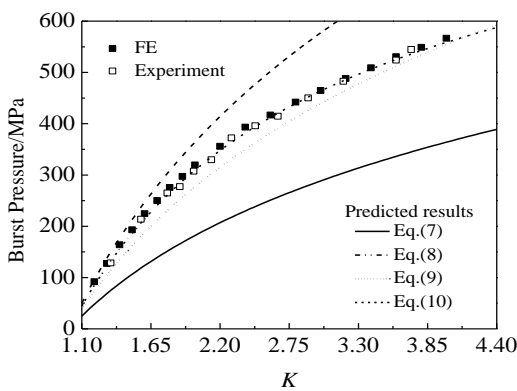


图 4 钢管爆破压力不同预测结果对比

Fig.4 Comparison of different predicted results for burst pressure of steel cylinder

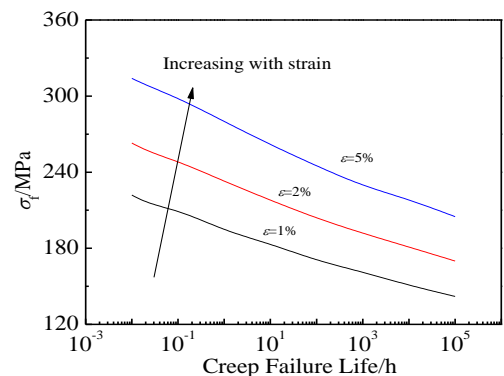


图 5 工业纯钛的室温等效屈服强度曲线

Fig.5 Equivalent yield strength curves of CP-Ti at room temperature

其中 t_{ref} 取 $t=0$ h。由式(11)给出具有代表性的归一化载荷因子 $p(t)$ ，反映蠕变时间对载荷的削弱作用， $0 < p(t) \leq 1$ 。图 8 表示不同的应变控制下 $p(t)$ 随时间的变化。根据图 8 可以看出， $p(t)$ 随蠕变时间不断下降，不同径比 K 下各条曲线变化趋势很接近，尤其是变形量变大时差距越来越小。应变较高时， $p(t)$ 整体偏高，而应变较低时， $p(t)$ 整体偏低。具体表现为 $p(t)$ 随着蠕变时间

先急剧下降，然后缓慢下降。在 $0 \text{ h} \leq t \leq 100 \text{ h}$ 时，极限载荷急剧下降，大约降到初始时刻的 60%。随后在 $100 \text{ h} \leq t \leq 100\,000 \text{ h}$ 时，极限载荷下降非常缓慢，极限载荷降到初始时刻的 50% 左右。这说明蠕变初始阶段应力发生松弛，且因为应力再分布时间较短，导致载荷发生如此变化。所以蠕变时间对极限载荷的影响是很明显的。不考虑蠕变，极限载荷预测结果将会

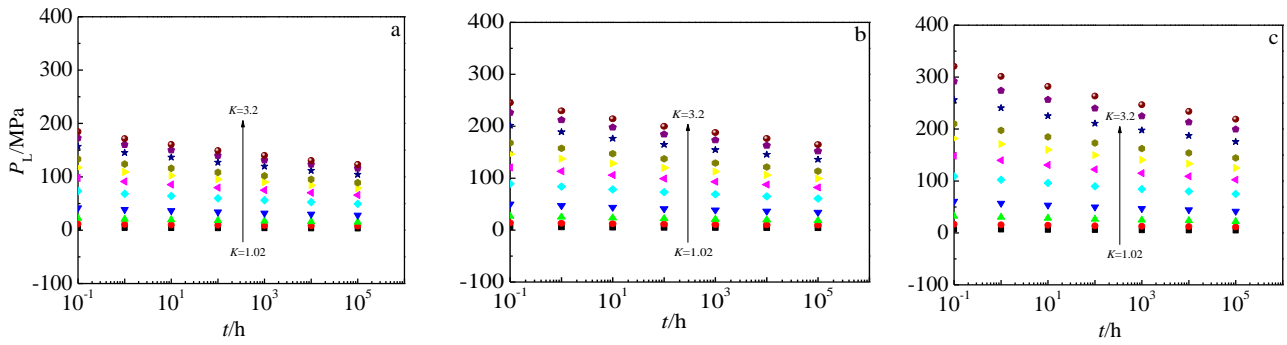


图 6 不同应变控制准则下极限载荷与蠕变时间的关系

Fig.6 Relationship of creep limit loads P_L and t at different typical strain values: (a) $\epsilon=1\%$, (b) $\epsilon=2\%$, and (c) $\epsilon=5\%$

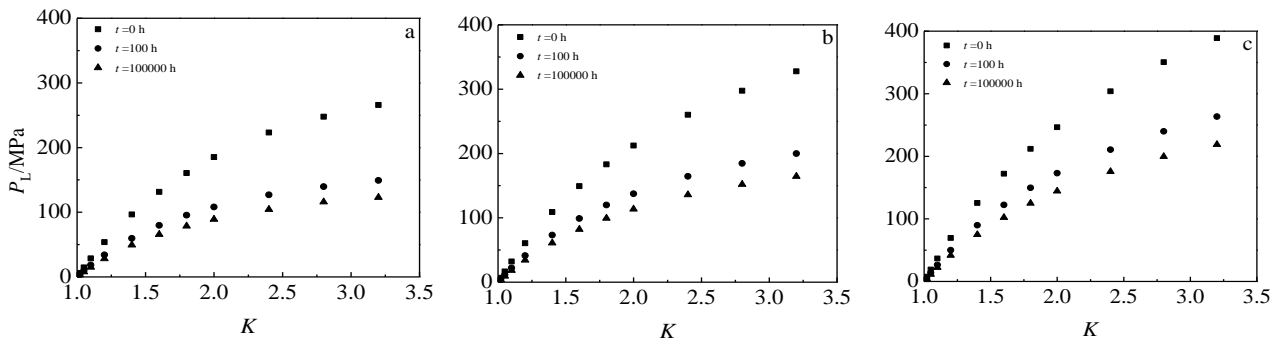


图 7 不同的应变控制下极限载荷与径比 K 的关系

Fig.7 Relationship of creep limit loads P_L and radial ratio K at different typical strain values: (a) $\epsilon=1\%$, (b) $\epsilon=2\%$, and (c) $\epsilon=5\%$

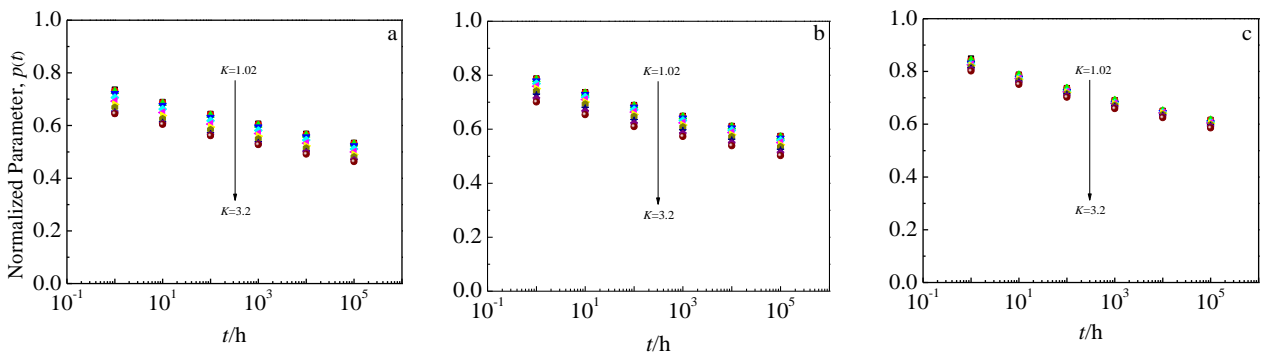


图 8 不同的应变控制下 $p(t)$ 与蠕变时间的关系

Fig.8 Relationship of $p(t)$ and creep time at different typical strain values: (a) $\epsilon=1\%$, (b) $\epsilon=2\%$, and (c) $\epsilon=5\%$

偏危险。工业纯钛的室温极限载荷必须要考虑蠕变的影响。以上结果还说明容器尺寸径比 K 对归一化载荷的影响较小。随着应变增加, 容器尺寸径比 K 对反映时间劣化的归一化载荷因子 $p(t)$ 影响越来越小。

根据文献[22]中 P91 在 873 K 温度下的等时应力-应变曲线, 可以得到类似的 $p(t)$ 随时间的变化曲线。图 9 表示的是钛与钢的数据对照。可以看出对于 P91 钢而言, $p(t)$ 随着蠕变时间先急剧下降, 然后缓慢下降。但是与 TA2 相比, P91 下降的幅度更加明显, 随着蠕变时间的增加, 与 TA2 的差距也越来越大。在 $0 \text{ h} \leq t \leq 100 \text{ h}$ 时, 大约降到初始时刻的 40% 左右。随后在 $100 \text{ h} \leq t \leq 100\,000 \text{ h}$ 时, 极限载荷降到初始时刻的 15% 左右。径比 K 对 $p(t)$ 影响较小。这说明蠕变对工业纯钛极限载荷的劣化作用远不如 P91。

将极限载荷与尺寸参数径比 K 按照式(7)~(10)中的形式进行组合, 得到一个新的参量, 定义为当量载荷 P_{eq} , 如式(12)所示:

$$P_{eq} = P_L / \ln K \quad (12)$$

图 10 与图 11 分别给出了当量载荷与蠕变时间的关系以及当量载荷与 K 的关系。根据图 10 中的结果可以发现, 随着蠕变时间的增加, P_{eq} 不断下降。径比 K

对当量载荷有一定的影响, 在变形量较大时不同曲线之间的差距略微减小。根据图 11 中的结果可以看出, 当量载荷随着 K 的增加线性下降。从图中还可以看出, 当量载荷随时间的劣化效果。工业纯钛的室温当量极限载荷 P_{eq} 不仅与 K 有关, 还受到蠕变时间以及应变控制准则的显著影响。根据有限元结果给出了预测公式(13)。从图中可以看出预测结果比较吻合。

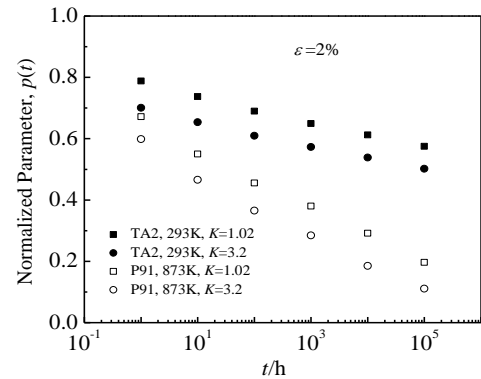


图 9 钢的高温蠕变极限载荷与钛的室温蠕变极限载荷(归一化载荷因子 $p(t)$)对比

Fig.9 Comparison of creep limit load with $p(t)$ of titanium at room temperature and steel at elevated temperature

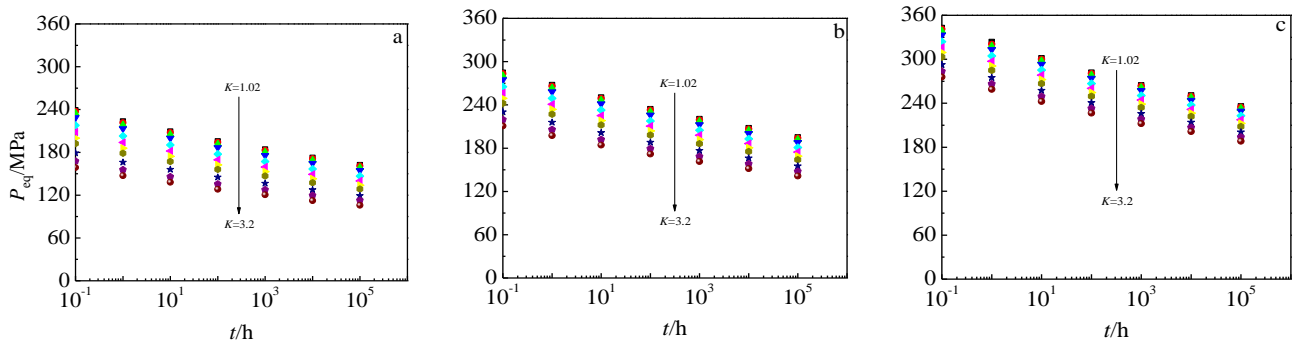


图 10 不同的应变控制下当量载荷 P_{eq} 与蠕变时间的关系

Fig.10 Relationship of P_{eq} and creep time at different typical strain values: (a) $\epsilon=1\%$, (b) $\epsilon=2\%$, and (c) $\epsilon=5\%$

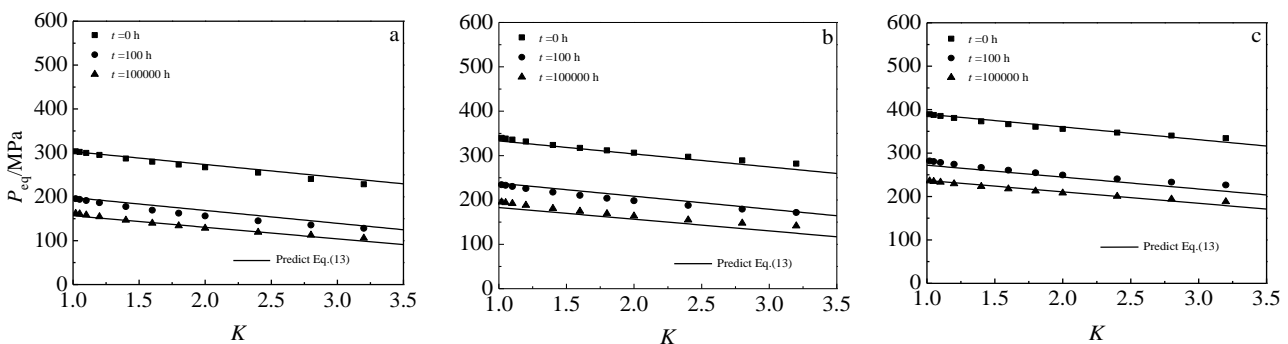


图 11 不同应变控制准则下当量载荷 P_{eq} 与径比 K 的关系

Fig.11 Relationship of equivalent load P_{eq} and radial ratio K at different typical strain values: (a) $\epsilon=1\%$, (b) $\epsilon=2\%$, and (c) $\epsilon=5\%$

$$P_{\text{eq}} = \begin{cases} 313.5 \exp(5.7\varepsilon - 0.07 \ln(t+1)) - 26.3K & (0 \text{ h} \leq t \leq 100 \text{ h}) \\ 236.4 \exp(7.6\varepsilon - 0.02 \ln(t+1)) - 26.3K & (t=100 \text{ 000 h}) \end{cases} \quad (13)$$

式(13)反映了不同的应变控制下, 压力容器的使用寿命与极限载荷之间的关系。100 h < t ≤ 100 000 h 的极限载荷可以用差值确定。基于不同的变形准则, 既可以预测不同寿命下的许用载荷, 也能预测不同载荷下的使用寿命。此公式能够同时体现蠕变时间对极限载荷的劣化作用, 以及许用应变对极限载荷影响作用, 还能反映径比 K 对极限载荷的增强作用。能够很好地实现应变控制准则下的蠕变极限载荷预测。

4 结 论

1) 随着蠕变时间的增加, 极限载荷先快速下降然后缓慢下降, 在 0 h ≤ t ≤ 100 h 时, 极限载荷下降显著, 但是随后在 100 h ≤ t ≤ 100 000 h 时, 极限载荷变化趋缓。

2) 根据有限元结果给出了 TA2 压力容器室温极限载荷的预测公式。该公式能够同时体现蠕变时间对极限载荷的劣化作用以及许用应变对极限载荷的强化作用, 还能反应径比 K 对极限载荷的增强作用。

参考文献 References

- [1] Lu K. *Science*[J], 2010, 16: 319
- [2] Ren Tiemei(任铁梅). *Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 1983, 12(4): 100
- [3] Zhou Lian(周 廉). *Rare Metal Materials and Engineering*(稀有金属材料与工程)[J], 2003, 32(8): 577
- [4] Tu Shandong(涂善东). *High Temperature Structural Integrity* (高温结构完整性原理)[M]. Beijing: Science Press, 2003
- [5] Yamada T, Kawabata K, Sato E *et al. Mater Sci Eng A*[J], 2004, 387: 719
- [6] Matsunaga T, Takahashi K, Kameyama T *et al. Mater Sci Eng A*[J], 2009, 510: 356
- [7] Oberson P G, Ankem S. *Int J Plasticity*[J], 2009, 25: 881
- [8] Sandström R. *Acta Materialia*[J], 2012, 60(1): 314
- [9] Tanaka H, Yamada T, Sato E *et al. Scripta Mater*[J], 2006, 54: 121
- [10] Ma Qiulin(马秋林), Zhang Li(张 莉), Xu Hong(徐 宏) *et al. Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2007, 36(1): 11
- [11] Zhang Li, Xu Hong, Ma Qiulin *et al. Rare Metal Materials and Engineering*[J], 2008, 37(12): 2114
- [12] Peng J, Zhou C Y, Dai Q *et al. Materials Science And Engineering A* [J], 2014, 611-612: 123.
- [13] Schaefer AO. *The Generation of Isochronous Stress-Strain Curves*[M]. New York: ASME, 1972
- [14] Ganesh Kumar J, Ganesan V, Laha K *et al. Nucl Eng Des*[J], 2013, 265: 949
- [15] Kim W G, Yin S N, Koo G H. *Met Mater Int*[J], 2009, 15(5): 727
- [16] Ma C W. *Acta Metall Sin-Engl*[J], 2009, 17(4): 612
- [17] Peng J, Zhou C Y, Xue J L *et al. Mater Sci Forum*[J], 2012, 704: 1291
- [18] Xuan Fuzhen(轩福贞), Tu Shandong(涂善东), Wang Zhengdong(王正东) *et al. Nuclear Power Engineering* (核动力工程)[J], 2004, 25(6): 505
- [19] Dai Qiao(代 巧), Zhou Changyu(周昌玉), Peng Jian(彭 剑) *et al. Rare Metal Materials and Engineering* (稀有金属材料与工程)[J], 2015, 44(5): 1154
- [20] Peng Jian(彭 剑). *Thesis for Doctorate*(博士论文)[D]. Nanjing: Nanjing Tech University, 2014
- [21] Xue J L, Zhou C Y, Peng J. *International Journal of Mechanical Sciences*[J], 2015, 93: 136
- [22] Xue Jilin(薛吉林). *Thesis for Doctorate*(博士论文)[D]. Nanjing: Nanjing Tech University, 2014
- [23] Mo Tao(莫 涛). *Thesis for Doctorate*(博士论文)[D]. Dalian: Dalian University of Technology, 2005
- [24] Shu Guogang(束国刚), Zhao Yanfen(赵彦芬), Xue Fei(薛 飞) *et al. Proceedings of the CSEE*(中国电机工程学报)[J], 2010, 30(23): 103
- [25] Liu Aiqun(柳爱群), Yang Zhong(杨 中), Yang Ye(杨 烨). *Journal of Mechanical Strength* (机械强度)[J], 2013, 35(5): 652

Creep Limit Load Analyses for Titanium Pressure Vessels at Ambient Temperature

Li Jian, Zhou Changyu, Peng Jian, Chang Le, He Xiaohua
(Nanjing Tech University, Nanjing 211816, China)

Abstract: Creep limit loads for TA2 made pressure vessels have been investigated by finite element (FE) method based on the isochronous stress-strain curves of commercial pure titanium at ambient temperature. The results show that creep limit loads will firstly decrease quickly and then decrease slowly with the time increasing. Taking the cylindrical pressure vessels as example, the influence of the radial ratio K on creep limit load has been analyzed, which provides estimating solutions for ambient temperature creep limit load prediction. These solutions can reflect the effect of the time degradation on limit load, and also the effect of allowable strain and radial ratio K on the limit load.

Key words: commercial pure titanium; ambient temperature creep; pressure vessels; creep limit load

Corresponding author: Zhou Changyu, Professor, School of Mechanical and Power Engineering, Nanjing Tech University, Nanjing 211816, P. R. China, Tel: 0086-25-58139951, E-mail: changyu_zhou@163.com