

文章编号: 1000-0887(2003) 03_0275_07

由压痕蠕变试验确定材料的蠕变性能参数^{*}

岳珠峰^{1,2}, 万建松¹, 吕震宙¹

(1. 西北工业大学 工程力学系, 西安 710072; 2. Bochum, Ruhr 大学材料所, 德国 44780)

(郑泉水推荐)

摘要: 研究由平头压痕蠕变试验来确定受压材料蠕变性能参数的可行性。利用有限元蠕变分析确定在定压痕应力下的压痕蠕变率, 重点放在稳定压痕蠕变率和受压材料蠕变性能参数的关系上。详细地研究了压头形状、大小和宏观约束对压痕蠕变响应的影响。当压头的尺寸和受压材料为同一数量级时, 宏观约束将有十分明显的影响。提出两种方法来自由压痕蠕变试验来确定受压材料蠕变性能参数, 并给出了算例, 结果有利于准确认识平头压痕蠕变试验, 从而拓宽其应用范围。

关键词: 压痕蠕变试验; 有限元蠕变分析; 蠕变参数确定; 单相材料; 多相材料

中图分类号: TG148 文献标识码: A

引 言

蠕变为时间相关的非线性变形, 它与应力 σ 和温度 T 相关。稳定蠕变率 $\dot{\epsilon}$ 可由下式表示:

$$\dot{\epsilon} = C_c \cdot \sigma^{n_c}, \quad (1)$$

式中 C_c 为常数, n_c 为蠕变应力指数。该公式没有考虑蠕变的第一和第三阶段, 也没有深入研究蠕变的细观机理。材料的蠕变数据是力学^[1], 材料科学^[2,3] 和地理^[4] 等分析的前提, 通常由单轴蠕变试验获得。如果试验材料很小, 即不能进行常规实验, 此时压痕蠕变试验可以帮助获得材料的性能^[4~10]。

在压痕蠕变试验中, 压痕深度 d 是时间 t 、净截面应力 σ_N 和温度 T 的函数。历史上, 压痕蠕变试验由室温下的硬度试验发展而来, 其压头可以是各种形状的, 并且已有国际标准(如 [11])。但尚无压痕蠕变试验标准, 此时压头可以是硬度试验的压头(如 [5, 6]), 也可以是柱状平压头(如 [7])。在压痕蠕变试验中, 压头附近材料的应力状态很复杂, 一般只能由有限元方法获得。对于平压头, 定常应力下压痕率 \dot{d} 与压痕应力 σ_N 的关系为^[7, 8]。

$$\dot{d} = C_1 \cdot \sigma_N^{n_1}, \quad (2)$$

式中 C_1 和 n_1 为常数, 它们反映受压材料的压痕特性。本文试图由压痕特性参数 C_1 和 n_1 (公式(2))推导出材料单轴蠕变参数 C_c 和 n_c (公式(1)), 并详细考虑了压头尺寸、试样大小及宏观约束的影响。

* 收稿日期: 2000_10_10; 修订日期: 2002_11_28

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(50005016)

作者简介: 岳珠峰(1965—), 男, 江苏丹阳人, 教授, 博士(E-mail: zfyue@nwpu.edu.cn)。

1 模型和 FEM 分析

本文同时考虑了单相和两相材料系统。单相材料系统考虑了:

情况 1: 半无限大体(空心 and 实心压头); 情况 2: 无约束的有限大体; 情况 3: 位于刚性基体上薄膜; 情况 4: 受压面自由而其余面刚性约束的柱体。两个材料系统考虑了: 1) 颗粒(P)/基体(M)和薄膜(TF)/基体(S)系统。

利用 ABAQUS^[12] 详细分析了上述情况的压痕蠕变响应。分析前, 考查了不同的网格划分对结果的影响, 以便使分析结果与网格无相关性, 最终取大约 5000 个轴对称单元。净截面压痕应力在 50 至 800MPa 之间至少取 8 个应力水平。假设压头为刚性, 不发生变形。

2 结果与讨论

2.1 单相材料系统

假设一组受压材料的蠕变特性, 计算结果表明压痕蠕变特性取决于受压材料和压头的形状、尺寸和约束。当受压材料尺寸小于压头的 10 倍时, 必须考虑边界约束。本文所有算例表明压痕特性可以用公式(2)表示。如果压痕特性由单相材料控制, 受压材料的蠕变应力指数(n_C)与压痕蠕变应力指数(n_I)相同; 但是受压材料的蠕变系数(C_C)与压痕蠕变系数(C_I)不同。 C_I 取决于受压材料的蠕变特性参数(C_C, n_C)和边界约束状态。

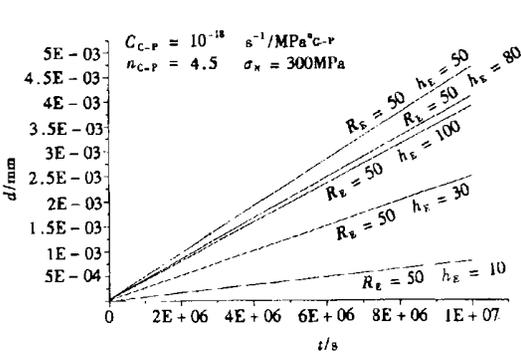


图 1 颗粒/基体系统的压痕蠕变结果椭圆颗粒: (尺寸为半径 R_E (μm)、深度 h_E (μm), 受压应力为 300MPa, 压头半径为 20 μm)

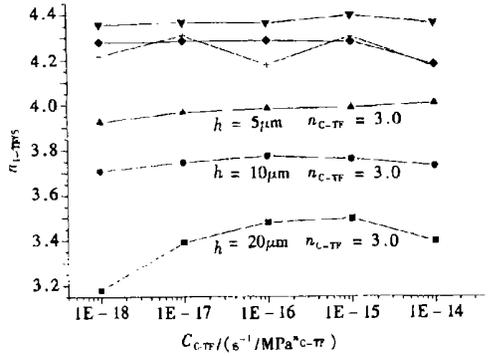


图 2 薄膜/基体系统的压痕蠕变指数 $n_{I-T/TF}$ 为薄膜的蠕变参数 C_{C-TF} 的函数(薄膜的厚度为 $h = 5\mu\text{m}, 10\mu\text{m}$ 和 $20\mu\text{m}$, n_{C-TF} 为 3 和 4; 压头半径为 10 μm)

2.2 两相材料系统

本文考虑了不同颗粒尺寸和形状的颗粒(P)/基体(M)和不同薄膜厚度的薄膜(TF)/基体(S)系统。两系统基体的蠕变性能为 $n_{C-M} = 4.5$ 和 $C_{C-M} = 10^{-16}$, $n_{C-S} = 4.5$ 和 $C_{C-S} = 10^{-16}$ 。所有情况, 都有稳定的压痕蠕变, 并可由公式(2)表示。颗粒/基体系统的稳定压痕蠕变率取决于颗粒尺寸和形状及颗粒与基体蠕变特性, 薄膜/基体系统的稳定压痕蠕变率取决于薄膜的厚度和薄膜与基体的蠕变特性。例如图1给出了一颗粒/基体系统的压痕蠕变规律。计算结果表明圆形颗粒的颗粒/基体系统在相同的情况下有最快的压痕蠕变率, 而扁平颗粒的颗粒/基体系统($h_E = 10\mu\text{m}, R_E = 50\mu\text{m}$)和尖利颗粒的颗粒/基体系统($h_E = 100\mu\text{m}, R_E = 50\mu\text{m}$)的压痕蠕变率较小。公式(2)的参数取决于颗粒尺寸和形状及颗粒与基体蠕变特性, 及薄膜的

厚度和薄膜与基体的蠕变特性。作为示例,图2给出的一种情况表明薄膜/基体系统的压痕蠕变指 $n_{L-TF/S}$ 取决于薄膜的厚度和薄膜与基体的蠕变特性。综观计算结果,可以得出以下结论:

1) 当 $n_{G-TF} = n_{G-S}$ 时, $n_{L-TF/S}$ 与 C_{G-TF} 弱相关。

2) 当 $n_{G-TF} > n_{G-S}$ 时,如果薄膜的应力指数大于基体的应力指数($n_{G-S} = 4.5$),那么 i) 所有的 $n_{L-TF/S}$ 位于 n_{G-S} (下限) 和 n_{G-TF} (上限) 之间, ii) C_{G-TF} 随 $n_{L-TF/S}$ 增加,趋进 n_{G-TF} 小的压头的 $n_{L-TF/S}$ 比大压头更接近 n_{G-TF} 。

3) 当 $n_{G-TF} > n_{G-S}$ 时, $n_{G-TF/S}$ 位于 n_{G-S} (下限) 和 n_{G-TF} (上限) 之间。如果 n_{G-TF} 小于 3, $n_{L-TF/S}$ 随 C_{G-TF} 增加,而当 n_{G-TF} 为于 3 和 4.5 之间, $n_{L-TF/S}$ 随 C_{G-TF} 减少。

4) 薄膜的厚度对薄膜/基体系统的压痕蠕变特性有影响。一个主要因素为改变压头半径与厚度的比例 (r/h),从而改变基体蠕变对系统压痕蠕变特性的影响程度。

这些结果定性可以由表1概括,结论同样适用于颗粒/基体系统。

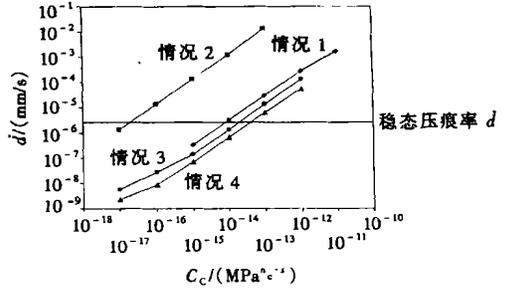


图3 确定材料蠕变系数的方法 (x _轴为假设的材料蠕变系数, y _轴为FEM结果, $P = 300\text{MPa}$ 分析结果为: 情况1: $C_C = 9.0879 \times 10^{-15}$, $n_C = 3.8$; 情况2: $C_C = 1.9975 \times 10^{-17}$, $n_C = 3.8$; 情况3: $C_C = 1.1702 \times 10^{-14}$, $n_C = 3.8$; 情况4: $C_C = 1.9244 \times 10^{-14}$, $n_C = 3.8$)

表1 薄膜/基体系统的压痕蠕变特性的定性结论(1:小压头,2:大压头)

{条件}	$n_{G-TF} > n_{G-S}$	$n_{G-TF} < n_{G-S}$	$n_{G-TF} = n_{G-S}$
{结论1}	$n_{G-S} < n_{L-TF/S} < n_{G-TF}$	$n_{G-S} > n_{L-TF/S} > n_{G-TF}$	$n_{L-TF/S} \leq n_{G-TF} = n_{G-S}$
{结论2}	$n_{L-TF/S}(1) > n_{L-TF/S}(2)$	$n_{L-TF/S}(1) < n_{L-TF/S}(2)$	$n_{L-TF/S}(1) \leq n_{L-TF/S}(2)$
$C_{G-TF} \rightarrow$ 大	$n_{L-TF/S} \rightarrow n_{G-TF}$		

3 由压痕试验推导材料蠕变参数的方法与步骤

3.1 单相材料系统

对于单相材料系统,可以很简单的由公式(2)推的材料公式(1)蠕变应力指数,因为 n_C 总等于 n_1 。但一般 C_C 和 C_1 是不相同的,因为 C_1 强烈地取决于边界条件。我们举例说明确定 C_C 的方法。压头应力水平取 300MPa ,假设压痕规律为 $C_1 = 10^{-15}$ 和 $N_1 = 3.8$ 。直接可得 n_C 为 3.8 。现在需要假设一组 C_C ,例如在 $(C_1/100) < C_C < (C_1 \cdot 100)$ 之间。我们取5组 C_C ,并进行FEM分析。图3给出计算结果。通过试验可知,稳定的压痕率为 $2.6 \cdot 10^{-6} \text{s}^{-1}$,因此在图3中可划一水平线。该水平线与FEM计算曲线的交点对应的 C_C^* 即为所求的值。

当求得 C_C^* ,一般需要缩小假设 C_C 的区间,重新作FEM分析以取得更精确的 C_C^* 。

3.2 由颗粒/基体系统的压痕蠕变特性确定颗粒的蠕变参数(方法1)

假设颗粒为球形, $R_C = h_C = 40\mu\text{m}$ 。压头的半径为 $10(\text{压头 } 1)$ 和 $20\mu\text{m}(\text{压头 } 2)$ 。关于试验结果有两种可能性, 即小压头的压痕蠕变应力指数 ($n_{I-P/S}(10)$) i) 等于和 ii) 不等于大压头的压痕蠕变应力指数 ($n_{I-P/S}(20)$)。我们分析这两种情况。

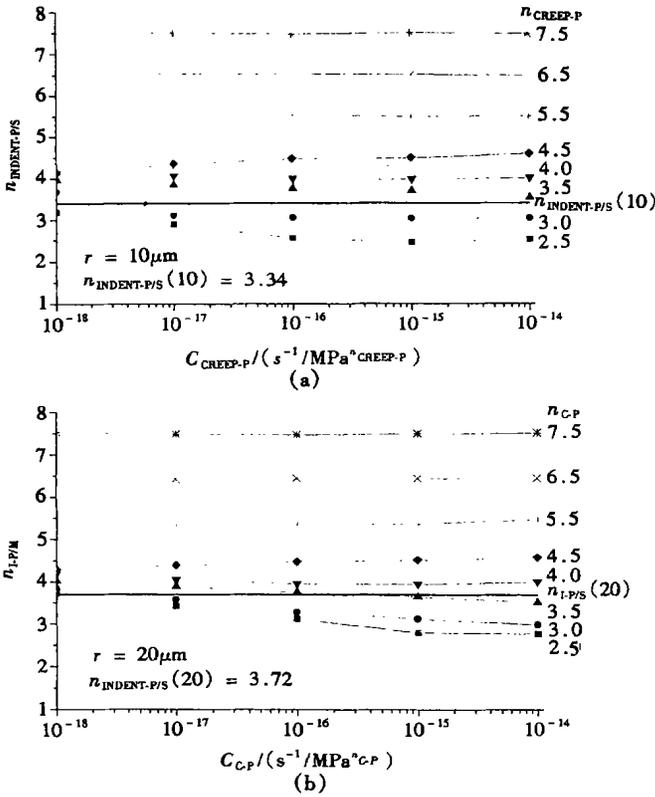


图 4 颗粒/基体系统的压痕蠕变应力指数 $n_{I-P/M}$ 与假设的颗粒蠕变性 (C_{C-P} , n_{C-P}) 的关系(两水平线为实验结果)

1) 大小压头的压痕蠕变应力指数相同, 可以直接推得下列结论:

$$n_{C-P} = n_{I-P/S}(20) = n_{I-P/S}(10) \tag{3}$$

因此只要确定 C_{C-P} 方法和单相材料的方法完全相同, 即假设一组 C_{C-P} 进行 FEM 分析, 先确定 C_{C-P} 一个大致值, 之后再缩小 C_{C-P} 的假设区间, 得到较精确的 C_{C-P} 。

2) 大小压头的压痕蠕变应力指数不相等。对此需要计算一组假设 n_{C-P} 和 C_{C-P} 下的 $n_{I-P/S}$ 。计算结果位于图 4(a) (小压头: $10\mu\text{m}$) 和 (b) (大压头: $20\mu\text{m}$)。如果实验结果给出的大小压头的压痕 $n_{I-P/S}$ 为 $10\mu\text{m}$: 3.34, $20\mu\text{m}$: 3.72, 在图 4(a) 和 (b) 中分别为两条水平线。它们的交点为图 5 的两条线。图 5 中两条线的交点即为所要求的值, 示于表 2 中。与 3.1 相同, 需要根据此时 n_{C-P} 和 C_{C-P} 来缩小 C_{C-P} 和 n_{C-P} 的假设区间, 以得到更精确的结果, 结果也示于表 2 中。

本文方法也适用于下面将要讨论的薄膜/基体系统。

3.3 由薄膜/基体系统的压痕蠕变特性确定薄膜的蠕变参数(方法 2)

以薄膜厚度为 $5\mu\text{m}$ 的薄膜/基体系统为例, 计算在 100MPa 压痕应力下的压痕稳定蠕变率 \dot{d}_V (压头半径为 10 和 $20\mu\text{m}$), 获得一组 n_{C-TF} 和 C_{C-TF} 和 C_{C-TF} 下的 \dot{d} , 示于图 6(a) (压头半径: $10\mu\text{m}$) 和图 6(b) (压头半径: $20\mu\text{m}$)。需要指出的是此时的 100MPa 是任意的, 可以是其它值, 对两压头也可以不等, 与 3.1 与 3.2 一样, 用试验值在图 6(a) 和(b) 中划两条水平线, 它们分别为 $\dot{d}_1 = 6.5 \cdot 10^{-9} \text{mm/s}$ (压头半径: $10\mu\text{m}$, 图 6(a)) 和 $\dot{d}_2 = 1.82 \cdot 10^{-8} \text{mm/s}$ (压头半径: $20\mu\text{m}$, 图 6(b))。由图 6 的交点可以作出图 7, 图 7 中的两条线的交点即为所求结果。通常此结果为近似的, 需要缩小 n_{C-TF} 和 C_{C-TF} 的假设区间, 重复上述步骤, 直到获得满意的结果。结果示于表 3。

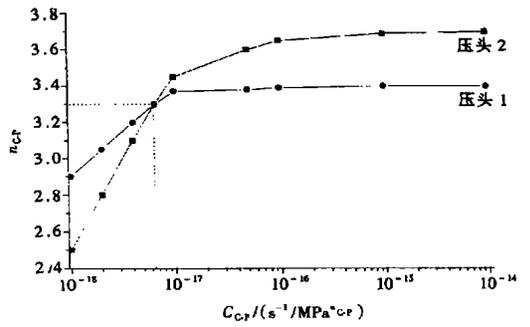
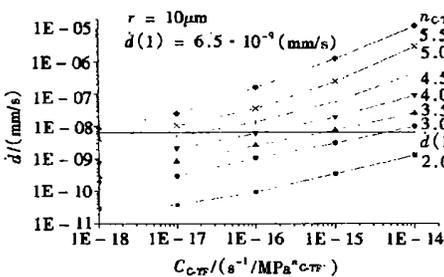


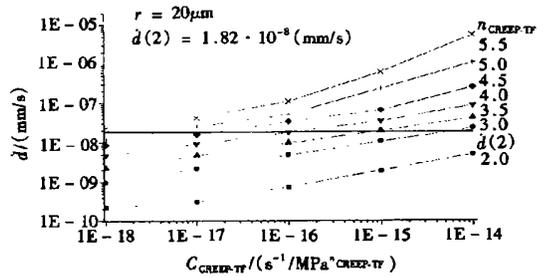
图 5 由图 4(a), (b) 交点作出的曲线, 其交点即为所求的颗粒蠕变性能

表 2 由 $n_{F-P/S}$ (方法 1) 和压痕稳定蠕变率 \dot{d} (mm/s) 方法(2) 确定颗粒蠕变性能 n_{C-P} 和 $C_{C-P} (\text{s}^{-1}/\text{MPa}^{n_{C-P}})$ 颗粒为 $R_C = h_C = 40\mu\text{m}$ (条件 1); 压头半径 1 为 $r = 10\mu\text{m}$, 压头半径 2 为 $r = 20\mu\text{m}$ (条件 2); 基体的蠕变性能为 $n_{C-P} = 4.5$ 和 $C_{C-P} = 10^{-16}$ (条件 3)

条件 4	结果: 第 1 次试探		结果: 第 3 次试探	
	方法 1	方法 2	方法 1	方法 2
压头 1 $n_{F-P/S} = 3.34$ (方法 1) 或 \dot{d} (MPa/s) = 4.9×10^{-11} (方法 2)	$C_{C-P} = 4.5 \cdot 10^{-18}$	$C_{C-P} = 8.1 \cdot 10^{-18}$	$C_{C-P} = 6.2 \cdot 10^{-18}$	$C_{C-P} = 6.7 \cdot 10^{-18}$
压头 2 $n_{F-P/S} = 3.72$ (方法 1) 或 \dot{d} (MPa/s) = 9.2×10^{-12} (方法 2)	$n_{C-P} = 3.35$	$n_{C-P} = 3.22$	$n_{C-P} = 3.31$	$n_{C-P} = 3.30$
理论解	$C_{C-P} = 6.5 \cdot 10^{-18}, n_{C-P} = 3.30$			



(a)



(b)

图 6 薄膜/基体系统的压痕蠕变率 \dot{d} 与假设的薄膜蠕变性 (C_{C-P}, n_{C-P}) 的关系 (两水平线为实验结果)

本方法也可用于颗粒/基体系统, 步骤相同, 分析结果列于表 2, 方法 1 和方法 2 都能给出较精确的结果, 它们相差小于 10% 。

4 结 论

本文利用有限元方法(FEM)分析了平头压痕蠕变试验,得到了如下结论:

表 3 由压痕稳定蠕变率 $\dot{\epsilon}$ (mm/s) (方法 2) 确定薄膜蠕变性能 n_{C-TF} 和 $C_{G-TF}(s^{-1}/MPa^{n_{C-TF}})$ (薄膜厚度 $h = 5\mu m$ {条件 1}; 压头半径 1 为 $r = 10\mu m$, 压头半径 2 为 $r = 20\mu m$ {条件 2}; 基体的蠕变性能为 $n_{C-S} = 4.5$ 和 $C_{C-S} = 10^{-16}$ {条件 3})

{条件 4}	{结果: 第 1 次试探}	{结果: 第 3 次试探}
压头 1	$C_{G-TF} = 3.5 \cdot 10^{-18}$, $n_{C-TF} = 3.75$	$C_{C-TF} = 4.6 \cdot 10^{-18}$, $n_{C-TF} = 3.61$
压头 2		
$\dot{\epsilon}/(MPa/s) = 6.5 \times 10^{-9}$		
$\dot{\epsilon}/(MPa/s) = 1.82 \times 10^{-8}$		
理论解	$C_{G-TF} = 5.0 \cdot 10^{-18}$, $n_{C-TF} = 3.60$	

1. 单相材料系统的压痕蠕变特性取决于受压材料和压头的形状、尺寸和约束。当受压材料尺寸小于压头的 10 倍时, 必须考虑边界约束。受压材料的蠕变应力指数 (n_C) 与压痕蠕变应力指数 (n_I) 相同; 但是受压材料的蠕变系数 (C_C) 与压痕蠕变系数 (C_I) 不相同。 C_I 取决于受压材料的蠕变特性参数 (C_C, n_C) 和边界约束状态。本文提出一简单方法可能过 FEM 分析得到材料的蠕变特性参数 (C_C, n_C)。

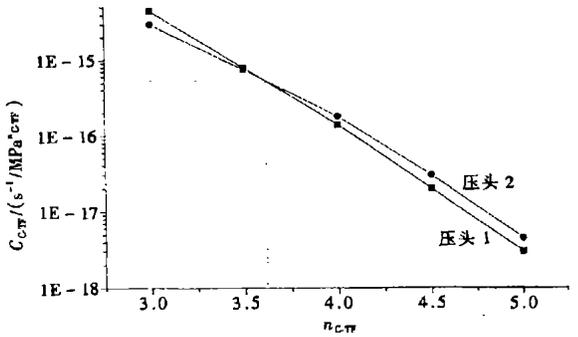


图 7 由图 6(a), (b) 交点作出的曲线, 其交点即为所求的薄膜蠕变性能

2. 颗粒/基体系统的稳定压痕蠕变规律

取决于颗粒尺寸和形状及颗粒与基体蠕变特性, 薄膜/基体系统的稳定压痕蠕变规律取决于薄膜的厚度和薄膜与基体的蠕变特性, 也与压头的尺寸有关。

3. 提出两种方法来由压痕蠕变试验确定材料的蠕变性能参数。它们分别为从(方法 1)压痕稳定蠕变应力指数 n_I 和(方法 2)压痕稳定蠕变率 $\dot{\epsilon}_w$ 出发。需要两个压头。步骤为假设一组材料的蠕变性能参数 n_C 和 C_C , FEM 分析 $\dot{\epsilon}$ 和 n_I , 作出相应的图, 利用试验结果 ($\dot{\epsilon}$ 和 n_I) 与 FEM 结果相交。对两个压头分别获得两条曲线, 该两条线的交点即为所求结果。一般此结果为近似的, 需要根据此结果缩小 n_C 和 C_C 的假设区间, 重复上述步骤, 直到获得满意的结果。

4. 本文提出两种方法和步骤可适用于一般材料受压痕系统。

感谢: 作者感谢德国宏堡基金会为其提供在德国学习和研究的机会, 感谢他的合作教授 Gunther Eggeler 教授博士。

[参 考 文 献]

[1] Webster G A, Ainsworth R A. High Temperature Component Life Assessment [M]. London: Chapman & Hall, 1994.

- [2] Cadek J. Creep in Metallic Materials [M]. Amsterdam: Elsevier, 1988.
- [3] Nabarro F R N, de Villiers H L. The Physics of Creep [M]. London: Taylor and Francis, 1995.
- [4] Evans B, Indentation testing [J]. J Geophys Res, 1984, **89**(10): 4213—4222.
- [5] Li W B, Henshall J L, Hooper R M, et al. The mechanism of Indentation creep [J]. Acta Metall Mater, 1991, **39**(8): 3099—3109.
- [6] Pandorf R, Broeckmann C, Bems H. Indentationskriechen [J]. MP Materialpr fung, 1999, **41**(2): 294—300.
- [7] Li J C M, Creep of Sn_Pb eutectic alloy, In: J C Earthman, F A Mohamed Eds. Proceedings of the seventh international conference on creep and fracture of engineering materials and structures [A]. The Minerals, Metals & Materials Society [C]. Warrendale, 1997, 109—117.
- [8] Lucas B N, Oliver W C. Indentation power law creep of high_purity indium [J]. Metallurgical and Materials Transactions, 1999, **30A**(3): 601—610.
- [9] Becker A A, Hyde T H, Xia L. Numerical analysis of creep in components [J]. J Strain Analysis, 1994, **29**(3): 27—34.
- [10] Hyde T H, Yehia K A, Becker A A. Application of the reference stress method for interpreting impression creep test data [J]. Materials at High Temperatures, 1995, **13**(3): 133—137.
- [11] Dieter G E. Mechanical Metallurgy [M]. New York: McGraw Hill Book Company, 1988.
- [12] H K S. ABAQUS User's Manual [M]. Version 5. 6, 1988.

Determination of Creep Parameters from Indentation Creep Experiments

YUE Zhu_feng^{1,2}, WAN Jian_song¹, LÜ Zhen_zhou¹

(1. Department of Applied Mechanics, Northwestern Polytechnical University, 710072 Xian, P. R. China;

2 Institute f r Werkstoffe, Ruhr_University Bochum, 44801 Bochum, Germany)

Abstract: The possibilities of determining creep parameters for a simple Norton law material are explored from indentation creep testing. Using creep finite element analysis the creep indentation test technique is analyzed in terms of indentation rates at constant loads. Emphasis is placed on the relationships between the steady creep behavior of indentation systems and the creep property of the indented materials. The role of indenter geometry, size effects and macroscopic constraints is explicitly considered on indentation creep experiments. The influence of macroscopic constraints from the material systems becomes important when the size of the indenter is of the same order of magnitude as the size of the testing material. Two methods have been presented to assess the creep property of the indented material from the indentation experimental results on the single_phase_material and two_phase_material systems. The results contribute to a better mechanical understanding and extending the application of indentation creep testing.

Key words: indentation creep testing; finite element creep stress analysis; determination of creep parameter; single_phase_material system; two_phase_material system