

基于球形压入法提取材料的塑性力学参数¹⁾

姜 鹏 张泰华²⁾ 杨 荣 梁乃刚

(中国科学院力学研究所非线性力学国家重点实验室, 北京 100190)

摘要 基于球形压入的工作方式, 重点研究材料塑性力学参数的表征方法。首先, 通过对球压入可测量的综合评价, 选取能量比(可释放功和压入总功之比)作为主要分析参数; 其次, 利用孔洞模型、量纲分析和数值模拟等工具, 定义特定的代表性应变, 建立起能量比和材料塑性力学参数之间的关系式, 由此, 提出一种能提取材料屈服应力和硬化指数的力学表征方法, 该方法避免了对接触半径的测量, 确保了方法的可操作性, 并通过参数重组提高其稳定性; 最后, 选用 45 号钢和 6061 铝合金进行压入试验, 与拉伸试验结果比对显示: 该方法识别的塑性力学参数能满足工程测试需要。

关键词 仪器化压入, 球形压头, 屈服应力, 应变硬化指数, 孔洞模型

中图分类号: O348.3, TG115.5 **文献标识码:** A **文章编号:** 0459-1879(2009)05-0730-09

引言

传统的单轴拉伸等试验是基于宏观尺度下的破坏性试验。随着科学技术的发展, 一方面, 如 MEMS/NEMS 等结构需要发展微尺度测试技术; 另一方面, 如航空航天结构等需要发展原位的微区、无损测试技术。压入法作为一种微尺度、微损测试方式, 对样品制备和测试要求相对较低, 逐渐成为微 / 纳米尺度力学和原位测试的主要手段^[1]。

目前, 随着仪器化压入测试技术的日趋成熟, 重点关注如何从载荷 - 深度曲线中提取屈服应力和硬化指数。这方面的主要采用锥形压入法和球形压入法: 锥形压头是自相似的, 在固定锥角的情况下, 力学参数和载荷 - 深度曲线并非单值对应^[2~4], 因此锥形压入方法至少需要更换两个不同锥角的压头, 才有可能提取出两个塑性参数^[5~11], 这显然会增加试验成本和繁琐程度; 而球形压头是非自相似的, 在不更换压头的情况下便有可能达到同样的效果^[3], 所以, 近年来球形压入法逐渐成为研究的重点。但是, 已发展的球压入法^[12~20]存在如下不足: 首先, 以接触半径为分析参数, 需要考虑 pile-up 或 sink-in 的影响, 而该参数在压入测试过程中不易测得, 还会导致关系式过于复杂^[20]; 其次, 方法的稳定性不够理想, 例如, Lan 和 Venkatesh^[21] 分析表明, 对可

测量引入 $\pm 5\%$ 的偏差, 预测结果的偏差可到 $\pm 50\%$ 左右。

本文采用球压入法, 利用孔洞模型、量纲分析和有限元模拟等手段, 建立了两个压深下的能量比与材料塑性力学参数之间的关系式, 试图发展一种理论上可靠、技术上可行、结果可确认的表征方法。

1 塑性参数提取的正分析

1.1 分析参量的选取

压入可测量如图 1 所示: 载荷 F , 压入深度 h , 卸载刚度 S , 残余深度 h_r , 可释放功 W_u 和压入总功 W_t 。选取 W_u/W_t (简称能量比)作为分析参量, 原因

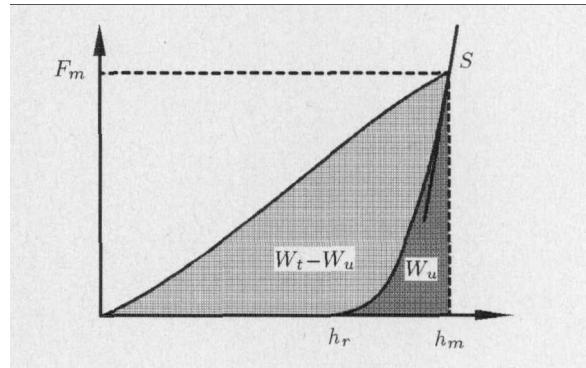


图 1 压入可测量的示意图

Fig.1 Illustration of typical loading and unloading response and notations

2008-03-27 收到第 1 稿, 2008-08-20 收到修改稿。

1) 国家自然科学基金资助项目 (10872200, 10721202)。

2) E-mail: zhangth@lnm.imech.ac.cn

如下: (1) 能量可均化噪声水平等因素的影响, 易于准确测得; (2) 不同材料的压入能量比差异显著, 见图 2; (3) 材料的应力、应变场极其复杂, 而能量为标量, 可简化分析; (4) 在固定泊松比的情况下, 能量比只与 ε_y 和 n 相关^[2,20], 使分析进一步简化.

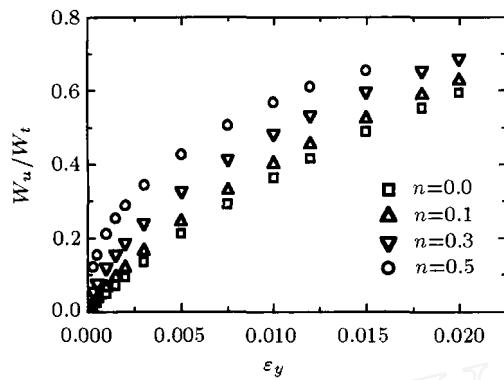


图 2 能量比与塑性力学参数 (ε_y, n) 之间的关系

Fig.2 Relations between W_u/W_t and plastic parameters (ε_y, n)

1.2 弹性能组成的分析

孔洞模型^[22] 将变形区域从内向外划分为核心区、塑性区和弹性区. 其中, 核心区域被假设为不可压缩流体, 因此核心区没有应变能产生. 另外摩擦并不会对载荷 - 深度曲线产生明显影响^[3], 故压入功可以被认为是压头下材料的应变能. 塑性区和弹性区的应力 - 应变分布有解析解, 可以对能量进行估算. 设定 a 为核心区半径, c 为塑性区半径, r 为微元距离初始接触点的距离, 见图 3. 在塑性区 $a \leq r \leq c$, 应力可表示为

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma} &= \sigma_y \\ \sigma_0 &= -2\sigma_y \ln \frac{c}{r} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

在弹性区 $r \geq c$

$$\left. \begin{aligned} \bar{\sigma} &= \sigma_y \left(\frac{c}{r} \right)^3 \\ \sigma_0 &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

式中, $\bar{\sigma}$ 为微元的等效应力, σ_0 为微元的静水压力分量, $c = a \left[\frac{E/\sigma_y \cdot a/R + 4(1-2\nu)}{6(1-\nu)} \right]^{\frac{1}{3}}$, σ_y 为屈服应力, ν 为泊松比.

根据塑性理论^[23], 微元的弹性应变能密度 w_e 由弹性畸变能密度 w_{e1} 和体积应变能密度 w_{e2} 组成

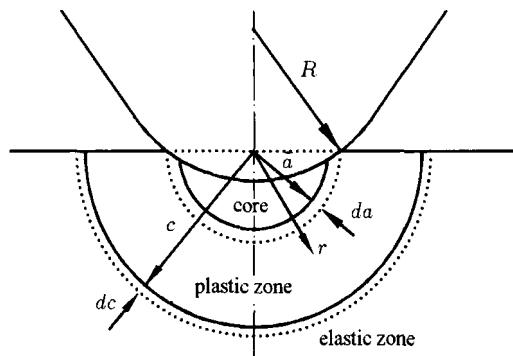


图 3 孔洞模型示意图

Fig.3 Schematic illustration of ECM

$$\begin{aligned} w_e &= w_{e1} + w_{e2} = \int \sigma'_{ij} d\varepsilon_{ij}^e + 3 \int \sigma_0 d\varepsilon_0 = \\ &= \int \frac{(1+\nu)}{E} \sigma'_{ij} d\sigma'_{ij} + 3 \int \frac{1-2\nu}{E} \sigma_0 d\sigma_0 = \\ &= \frac{2(1+\nu)}{3E} \bar{\sigma}^2 + \frac{3(1-2\nu)}{2E} \sigma_0^2 \end{aligned} \quad (3)$$

式中, E 为弹性模量. 对于一般金属材料, 可取 $\nu = 0.3$ ^[3,20], 得出

$$w_e = 0.87 \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} + 1.2 \frac{\sigma_0^2}{2E} \quad (4)$$

对微元弹性应变能密度积分, 可得总弹性能

$$\begin{aligned} W_e &= W_{e1} + W_{e2} = \\ &= \left(\int_a^c w_{e1} dv + \int_c^\infty w_{e1} dv \right) + \int_a^c w_{e2} dv = \\ &= \int_a^\infty 0.87 \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} \cdot 2\pi r^2 dr + \int_a^c 1.2 \frac{\sigma_0^2}{2E} \cdot 2\pi r^2 dr = \\ &= \frac{13\pi\sigma_y^2}{45E} (2c^3 - a^3) + \frac{8\pi\sigma_y^2}{5E} \cdot \\ &\quad \left[\frac{2}{9}c^3 - a^3 \left(\ln^2 \frac{a}{c} - \frac{2}{3} \ln \frac{a}{c} + \frac{2}{9} \right) \right] \end{aligned} \quad (5)$$

式中, 第 1 项为弹性畸变能, 第 2 项为体积应变能. 如果视孔洞的卸载过程为弹性恢复, 由式 (2) 可知, 卸载过程不产生体积变形, 可释放功是畸变能的恢复.

由于采用的压深较浅 ($h/R \leq 0.10$), 大部分畸变能是可以释放的. 为了验证上述结论, 本文利用式 (5) 计算出畸变能在总弹性能中所占的比率 (W_{e1}/W_e), 另一方面通过数值模拟可计算出可释放功在压入总功中所占的比重 (W_u/W_e), 其中 W_u 和 W_e 可分别由 ABQUS 软件中的 ALLWK(external work) 和 ALLSE(strain energy for whole model) 给出, 数值模拟的详细参数设置见 1.4 节. 将模拟结果和孔洞模型的计算结果对比, 见图 4, 结果表明畸变能和可释放功在总弹性能中所占的比重基本相等, 因此可以认为 $W_u \approx W_{e1}$.

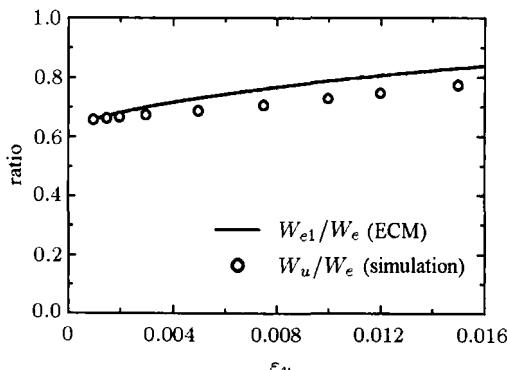


图4 压入弹性畸变能和卸载释放能与总弹性能的比率

Fig.4 Ratios of distortional strain energy and releasable work to total elastic energy

1.3 代表性应变的定义

首先, 单轴应力状态下弹性应变能密度 u_e (见图5)可表示为

$$u_e = \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} \quad (6)$$

根据塑性理论^[23], 单轴应力状态下总应变能密度 u_t (见图5)可表示为

$$u_t = u_e + u_p = \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} + \int_0^{\varepsilon_p} \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}_p \quad (7)$$

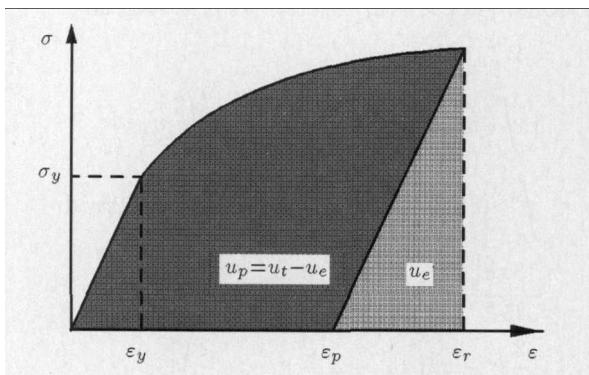


图5 幂硬化型应力-应变关系及相关参数示意图

Fig.5 Illustration of the power law stress-strain relationship

另外, 根据单一曲线假设, 结合式(7)和式(4)可计算出微元的总应变能密度为

$$w_t = 0.87 \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} + 1.2 \frac{\sigma_0^2}{2E} + \int_0^{\varepsilon_p} \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon}_p \quad (8)$$

由此可得

$$u_t = w_t + 0.13 \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} - 1.2 \frac{\sigma_0^2}{2E} \quad (9)$$

根据1.1节得出的结论 $W_u \approx W_{e1}$, 结合式(4)和式(6)可得

$$\frac{W_u}{W_t} \approx \frac{W_{e1}}{W_t} = \frac{\int 0.87 \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} dV_i}{\int w_t dV_i} = \frac{\int 0.87 u_e dV_i}{\int w_t dV_i} \quad (10)$$

由图4可知, W_{e1}, W_{e2} 分别约为 W_e 的 80% 和 20%, 由第1.4节的数值模拟结果可知, 对于常见材料 W_{e1} 约为 W_t 的 5% 到 50%(见表1). 根据这个比例关系, $|0.13W_{e1} - W_{e2}|$ 不超过 W_t 的 6%, 一般情况下小于 W_t 的 3%. 为了便于分析, 可将 $0.13W_{e1} - W_{e2}$ 看作 W_t 的小量做如下近似

$$\begin{aligned} \frac{W_u}{W_t} &\approx \frac{\int 0.87 u_e dV_i}{W_t} \approx \frac{\int 0.87 \frac{u_e}{u_t} u_t dV_i}{W_t + 0.13W_{e1} - W_{e2}} = \\ &= \frac{\int 0.87 \frac{u_e}{u_t} u_t dV_i}{\int (w_t + 0.13w_{e1} - w_{e2}) dV_i} = \\ &= \frac{\int 0.87 \frac{u_e}{u_t} u_t dV_i}{\int (w_t + 0.13 \frac{\bar{\sigma}^2}{2E} - 1.2 \frac{\sigma_0^2}{2E}) dV_i} = \\ &= \frac{\int 0.87 \frac{u_e}{u_t} u_t dV_i}{\int u_t dV_i} = 0.87 \left(\frac{u_e}{u_t} \right) = 0.87 \frac{u_e}{u_t} \Big|_{\varepsilon_r} \end{aligned} \quad (11)$$

式中, dV_i 为微元的体积. 可见 W_u/W_t 可近似表示为每个微元 u_e/u_t 在能量空间的平均值, 或某应变水平 ε_r 下的 u_e/u_t . 至此, 本文给出了代表性应变 ε_r 的定义(图5). 材料的单轴应力-应变关系可假设如下^[2,20]

$$\left. \begin{array}{l} \sigma = E\varepsilon, \quad \varepsilon \leq \varepsilon_y \\ \sigma = C\varepsilon^n = E\varepsilon_y^{1-n}\varepsilon^n, \quad \varepsilon \geq \varepsilon_y \end{array} \right\} \quad (12)$$

由此可得

$$\left. \frac{u_e}{u_t} \right|_{\varepsilon_r} = \frac{\frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_r} \right)^{1-n}}{\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n+1} \right) \left(\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_r} \right)^{1+n} + \frac{1}{n+1}} \quad (13)$$

余下就是如何确定代表性应变 ε_r , 以使式(11)成立.

1.4 代表性应变及正分析关系式确定

影响代表性应变的因素有: 材料的力学参数 (E, ν, σ_y, n) , 摩擦系数 f_c , 压入深度 h 和压头半径 R . 具体为

$$\varepsilon_r = f_\varepsilon(E, \nu; \sigma_y, n; f_c; h, R) \quad (14)$$

忽略摩擦次要因素的影响^[24], 取 $\nu = 0.3$, 这时, 选用 E 和 h 为基本量, 经量纲分析^[2,20]可得

$$\varepsilon_r = \prod_{\varepsilon} \left(\varepsilon_y, n; \frac{h}{R} \right) \quad (15)$$

下面采用数值模拟方法 (ABAQUS 软件) 获得式 (15) 的具体形式。根据常见金属材料力学特性, ε_y 从 0.001 变化到 0.02, n 在 0 到 0.5 之间; 压头假设为刚体, 固定泊松比为 0.3, 这里不考虑摩擦影响。通过将加密网格的计算结果与目前的计算结果相比较, 发现目前模型能够保证计算的收敛性。对数值模拟

的结果进行处理, 可得到不同材料在两个固定压深下的能量比, 如表 1 所示。根据前面对代表性应变的定义, 结合式 (11) 和式 (13) 对表 1 的数据进行处理, 发现代表性应变几乎与 n 无关, 具体形式可表示如下

$$\varepsilon_r = A \cdot \varepsilon_y + B \quad (16)$$

对于 h/R 分别为 0.05 和 0.10 两种压深, 确定的参数 A, B 如表 2 所示。当按上式取代表性应变后, W_u/W_t 和 u_e/u_t 在 0.05R 和 0.10R 压深下的关系见图 6。

表 1 不同材料在两个压深下 ($h/R = 0.05$ 和 $h/R = 0.10$) 能量比的数值模拟结果

Table 1 Energy ratio obtained from two certain indentation depths ($h/R = 0.05$ and $h/R = 0.10$) in numerical simulation

$\varepsilon_y \times 10^3$	$n=0$		$n=0.1$		$n=0.3$		$n=0.5$	
	$h/R=0.05$	$h/R=0.10$	$h/R=0.05$	$h/R=0.10$	$h/R=0.05$	$h/R=0.10$	$h/R=0.05$	$h/R=0.10$
1	0.0263	0.0184	0.0403	0.0301	0.0827	0.069	0.1626	0.1468
1.5	0.0396	0.0277	0.0573	0.0433	0.1085	0.0908	0.1964	0.1769
2	0.0526	0.0371	0.0738	0.0559	0.1312	0.1099	0.2239	0.2018
3	0.0789	0.056	0.1045	0.0799	0.1708	0.1438	0.2687	0.2418
5	0.1292	0.0938	0.1601	0.1245	0.2358	0.1993	0.3368	0.3025
7.5	0.1876	0.1395	0.2206	0.1747	0.3015	0.2559	0.4016	0.3602
10	0.2393	0.1827	0.2739	0.2195	0.3574	0.3099	0.454	0.4067
12	0.2761	0.2155	0.313	0.2524	0.3972	0.3381	0.4902	0.4387
15	0.3293	0.2606	0.367	0.298	0.4505	0.3842	0.5377	0.4809

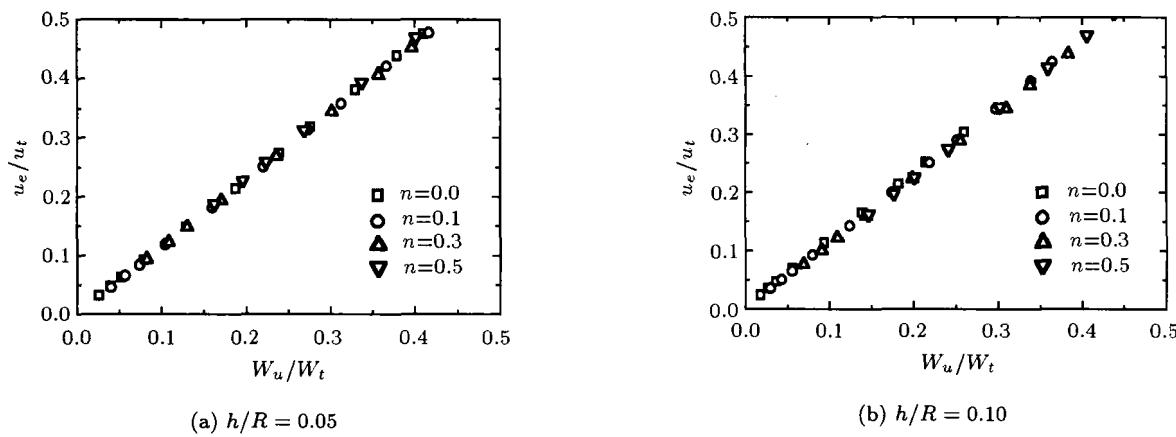


图 6 按式 (16) 取代表性应变之后 u_e/u_t 和 W_u/W_t 之间的关系

Fig.6 Relationship between u_e/u_t and W_u/W_t corresponding to the ε_r calculated by equation (16)

表 2 参数 A 和 B 的取值

Table 2 Value of A and B

h/R	A	B
0.05	0.7781	0.0155
0.10	0.7616	0.0208

力学参数 (ε_y, n) 之间的关系式

$$W_1 = \frac{0.87 \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_y}{0.7781\varepsilon_y + 0.0155} \right)^{1-n}}{\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n+1} \right) \left(\frac{\varepsilon_y}{0.7781\varepsilon_y + 0.0155} \right)^{1+n} + \frac{1}{n+1}} \quad (17)$$

至此, 结合式 (11), (13), (16), 可建立 W_u/W_t 与

$$W_2 = \frac{0.87 \cdot \frac{1}{2} \left(\frac{\varepsilon_y}{0.7616\varepsilon_y + 0.0208} \right)^{1-n}}{\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n+1} \right) \left(\frac{\varepsilon_y}{0.7616\varepsilon_y + 0.0208} \right)^{1+n} + \frac{1}{n+1}} \quad (18)$$

式中, W_1 和 W_2 分别为 $h/R = 0.05$ 和 $h/R = 0.10$ 两种压深下的能量比.

2 塑性参数提取的反分析

2.1 塑性参数的提取

前面通过对代表性应变的定义, 建立了两个压深下 W_u/W_t 和力学参数 (ε_y, n) 之间的关系式. 然而如果对本次数值模拟结果进行处理, 将两个压深下的能量比代入式(17)和式(18), 解系如图7(a)所示, 方程组的解系趋于病态, 稳定性难以保证. 这是因为两个方程的形式过于接近, 而且主要影响因素是 ε_y . 如果能找到和 n 关系明显的可测量, 将有利于方法的稳定性. 根据式(11)和式(13)可得

$$\frac{W_1}{W_2} = \left(\frac{\varepsilon_{r2}}{\varepsilon_{r1}} \right)^{1-n} \frac{\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n+1} \right) \left(\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_{r2}} \right)^{1+n} + \frac{1}{n+1}}{\left(\frac{1}{2} - \frac{1}{n+1} \right) \left(\frac{\varepsilon_y}{\varepsilon_{r1}} \right)^{1+n} + \frac{1}{n+1}} \quad (19)$$

ε_{r1} 和 ε_{r2} 则分别为对应压深下的代表性应变. 由于 n 介于 0 至 0.5 之间, ε_y 介于 0.001 与 0.02 之间, 结合式(16), 可知上式中 $(1/2 - 1/(n+1))(\varepsilon_y/\varepsilon_r)^{1+n}$ 的绝对值不超过 $1/(n+1)$ 的 0.2 倍. 忽略它的影响, 可得

$$\frac{W_1}{W_2} \approx \left(\frac{\varepsilon_{r2}}{\varepsilon_{r1}} \right)^{1-n} \quad (20)$$

由式(16)可知, $\varepsilon_{r2}/\varepsilon_{r1}$ 在这个范围内接近常数 1.4. 这样由式(20)可得, W_1/W_2 主要和 n 相关. 数值模拟的结果也证实上述结论, 见图 8.

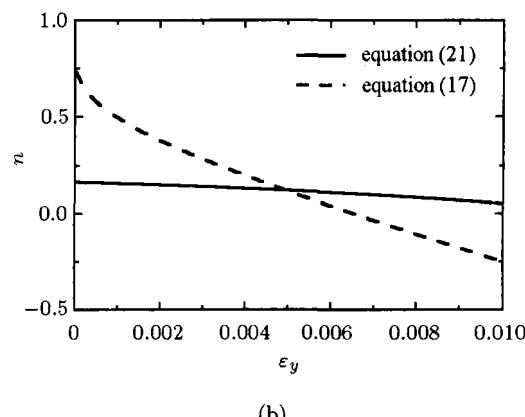
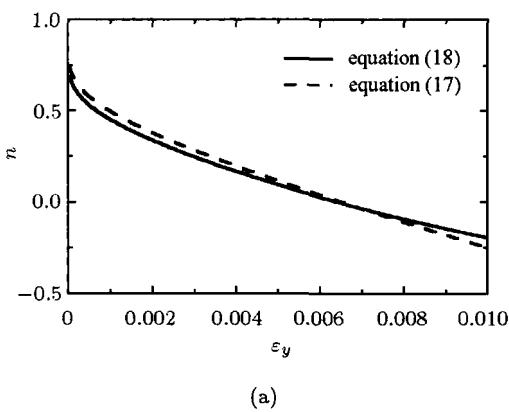


图 7 方程组的解系情况

Fig.7 Condition of solution set of equations

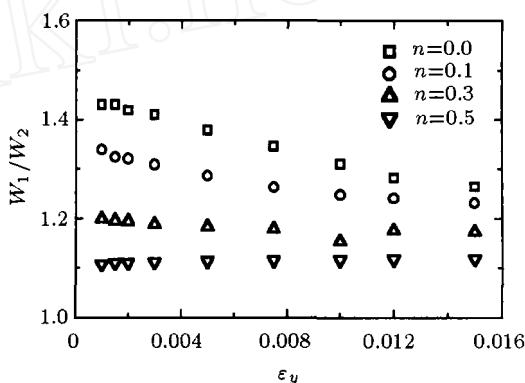


图 7(a) 方程组的解系情况

Fig.8 Relationships between W_1/W_2 and plastic parameters (ε_y, n)

通过对关系式的拟合, 可得 W_1/W_2 与材料塑性力学参数的具体关系式如下

$$\frac{W_1}{W_2} = (-48.755n^2 + 50.885n - 12.615)\varepsilon_y + 0.845n^2 - 1.085n + 1.440 \quad (21)$$

另外, 由图 7(a) 可知, 式(17)的解系更陡一些, 故联立式(21)和式(17)求解会更稳定, 见图 7(b), 可见方程组解的稳定性得到改善.

2.2 方法的评价

通过两个固定压深下的完整试验曲线, 可以得到 W_1 和 W_2 . 将其代入到式(21)和式(17), 便可求解得到材料塑性参数 $(\varepsilon_y$ 和 n). 然而需要注意的是, 所得到的结果包含两部分误差: 一部分是方法本身的误差, 这主要是由关系式拟合过程所带来的, 这里默认数值模拟可以代表理想情况; 另一部分则是由于 W_1 和 W_2 的测量误差所导致的. 为保证方法的可用性, 需要分别对这两部分误差进行分析.

(1) 方法本身的误差。对本次数值模拟的数据进行处理, 得出 W_1 和 W_2 并代入到式(21)和式(17), 求解得到 ε_y 和 n , 结果见表 3。可见, 屈服应变的

相对误差基本可以控制在 10% 以内, 一般在 5% 左右; 硬化指数的绝对误差可以控制在 0.02 以内, 一般在 0.01 左右。

表 3 利用本文的压入表征方法对数值模拟数据处理并和设定值对比

Table 3 Processed numerical data with proposed method to identify plastic properties and a comparison with exact value

$\varepsilon_{y0} \times 10^3$	$n_0=0$		$n_0=0.1$		$n_0=0.3$		$n_0=0.5$	
	n	ε_y	n	ε_y	n	ε_y	n	ε_y
1	-0.002	0.00101	0.090	0.00103	0.28	0.00107	0.506	0.00095
1.5	-0.009	0.00154	0.105	0.00148	0.287	0.00158	0.496	0.00155
2	-0.004	0.00203	0.104	0.00201	0.287	0.00215	0.501	0.00201
3	-0.010	0.00302	0.110	0.00300	0.294	0.00315	0.496	0.00311
5	-0.0035	0.00510	0.121	0.00491	0.296	0.00512	0.493	0.00525
7.5	-0.0030	0.00761	0.132	0.00735	0.297	0.00765	0.493	0.00775
10	0.0161	0.01010	0.132	0.00945	0.313	0.00983	0.494	0.01016
12	0.0341	0.01175	0.117	0.01155	0.280	0.01245	0.494	0.01209
15					0.251	0.01649	0.500	0.01518

注: ε_{y0} 和 n_0 代表设定值, ε_y 和 n 代表计算值。

Note: ε_{y0} and n_0 stands for the input parameters in simulations, ε_y and n stands for the results predicted by the present method.

(2) 方法对测量误差的敏感性。由于压入试验易受样品均匀度、样品表面、压头几何形状以及试验环境的影响, 故测量结果必定会包含有一定的误差。

为确保这种误差不至于对结果造成较大影响, 需要对其进行敏感性分析。根据力学参数提取的算法, 屈服应力可表示如下

$$\sigma_y = E\varepsilon_y = E \cdot f\left(W_1, \frac{W_1}{W_2}\right) \quad (22)$$

对 W_1 和 W_1/W_2 分别引入 $\pm 5\%$ 的偏差, 考查屈服应力的偏差 ($\Delta\sigma_y/\sigma_y$)。从图 9 可见, 在选定的材料属性范围内, 可以将偏差控制在 15% 左右。

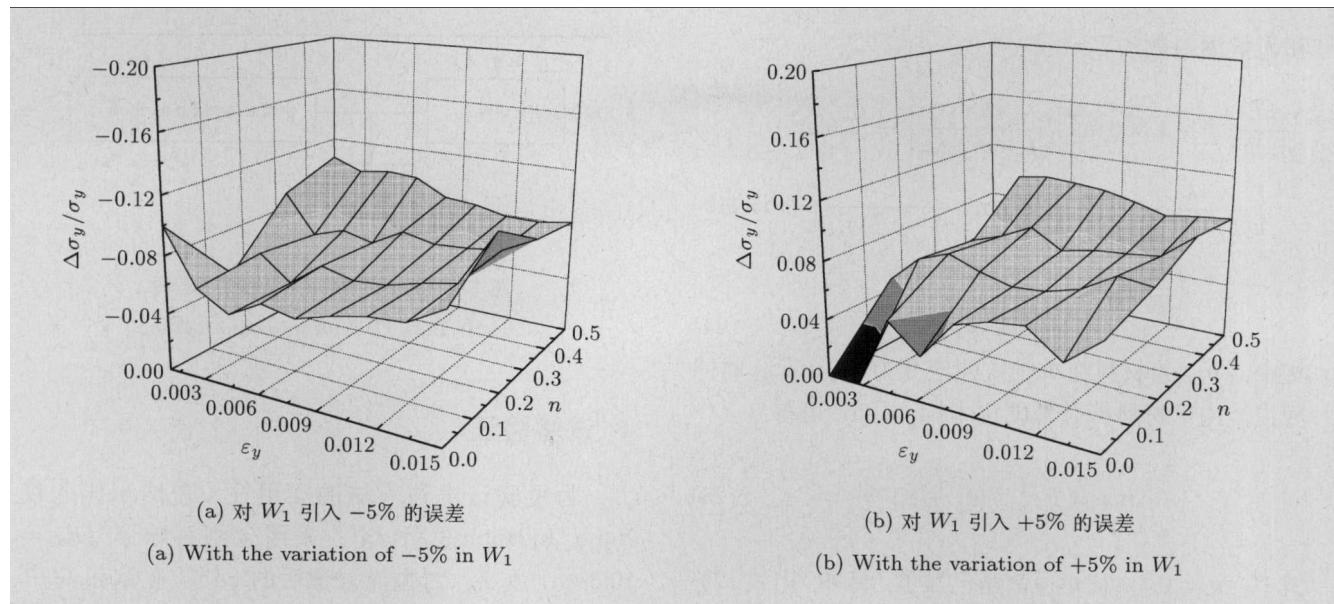


图 9 方法的稳定性分析结果

Fig.9 Stability analysis results of the proposed method

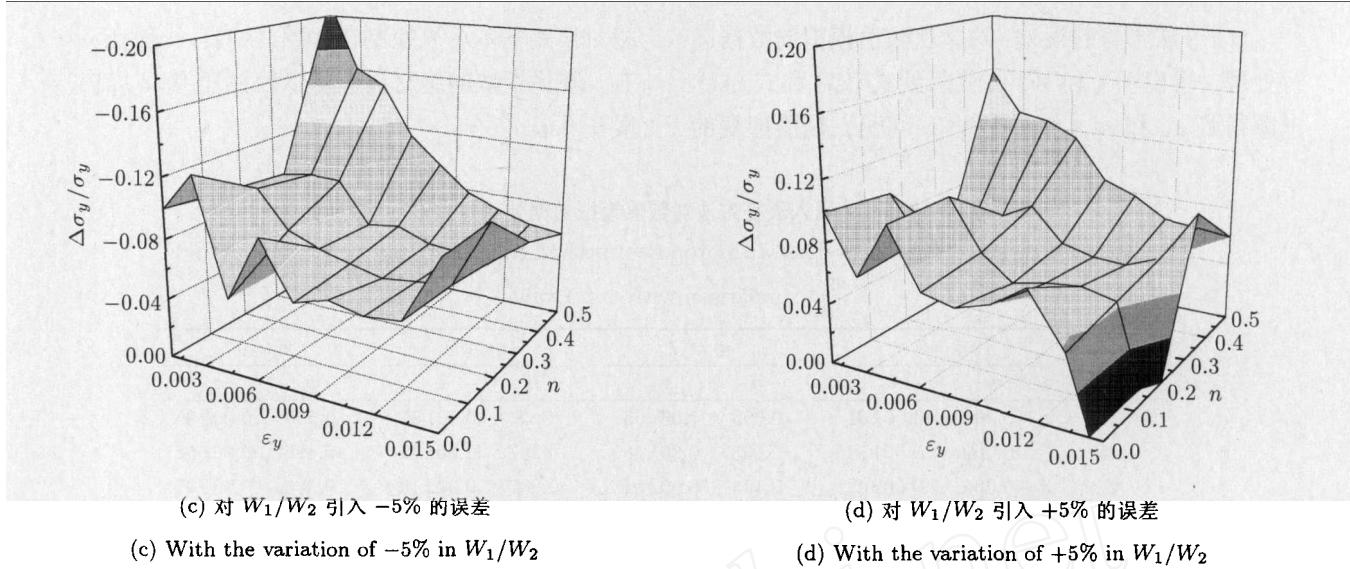


图 9 方法的稳定性分析结果 (续)

Fig.9 Stability analysis results of the proposed method (continued)

3 弹性模量的提取

通过前面的方法, 可得到材料的塑性参数 (ε_y , n). 如果要表征材料的应力 - 应变关系, 尚需确定材料的弹性模量. 为此, 引入了 Cao 和 Lu^[25] 定义的代表性应变 ε_{rc} (为了和本文定义的代表性应变区别, 用下标 rc 表示)

$$\varepsilon_{rc} = 0.00939 + 0.435 \frac{h}{R} - 1.106 \left(\frac{h}{R} \right)^2 \quad (23)$$

和无量纲函数

$$\begin{aligned} \frac{F}{\sigma_{rc} h^2} &= -1.356 \ln^3 \left[\frac{E}{(1-\nu^2)\sigma_{rc}} \right] + 11.5 \ln^2 \cdot \\ &\left[\frac{E}{(1-\nu^2)\sigma_{rc}} \right] + 25.055 \ln \left[\frac{E}{(1-\nu^2)\sigma_{rc}} \right] - 64.419 \\ &\left(\frac{h}{R} = 0.1 \right) \end{aligned} \quad (24)$$

式中, σ_{rc} 为材料在单轴拉伸应变为 $(\varepsilon_y + \varepsilon_{rc})$ 时的应力, 由于材料符合幂硬化本构 (图 5), 可得

$$\sigma_{rc} = E \varepsilon_y^{1-n} (\varepsilon_y + \varepsilon_{rc})^n \quad (25)$$

式中, $\nu = 0.3$; ε_y , n 也都是已知量. 另外, 由式 (23) 可知, 当 $h/R = 0.1$ 时 $\varepsilon_{rc} = 0.0418$. 将式 (25) 代入到式 (24) 中, 便可求得弹性模量. 至此, 本文提出获取材料力学参数的压入表征方法可总结成如图 10 所示.

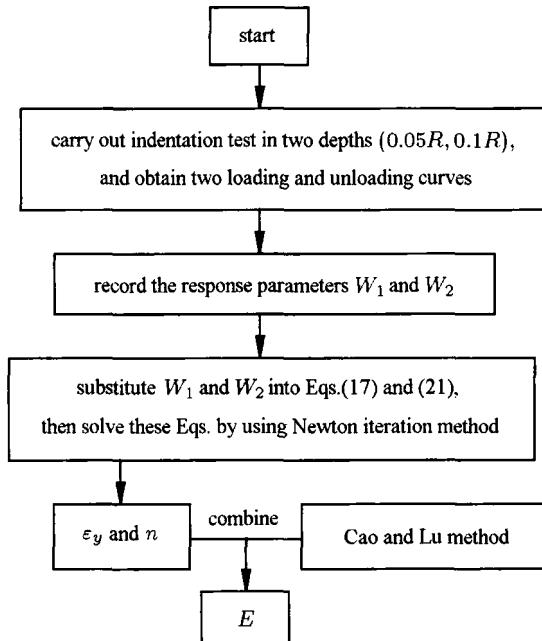


图 10 材料塑性参数提取方法的流程图

Fig.10 Flow chart of proposed method

4 试验验证

为了验证上述方法的实用性, 在纳米压入仪 Nano Indenter® XP 上, 采用金刚石球形 ($R = 10.8\mu\text{m}$) 压头, 对抛光处理后的 S45C 碳钢和 6061 铝合金进行了压入试验, 压深分别为 $0.54\mu\text{m}$ 和 $1.08\mu\text{m}$, 加载速率控制为 1mN/s . 为确保结果的可靠性, 每组试验在样品表面不同位置重复测试 10 次, 然后取平均值, 测量结果见表 4.

表 4 能量比测量结果

Table 4 Measuring results of energy ratio

Material	W_1	W_2
Al 6061	0.1833	0.1403
Steel 45C	0.1078	0.087

利用本文中所提供的方法，对表 4 中的数据进行处理。将上述两种材料的处理结果和文献 [26] 所提供的相应的单轴应力 - 应变关系比较，见图 11。利用该方法提取的屈服应力以及单轴的试验结果见表 5，其中 σ_{yp} 和 σ_{yt} 分别代表预测结果和单轴试验结果。

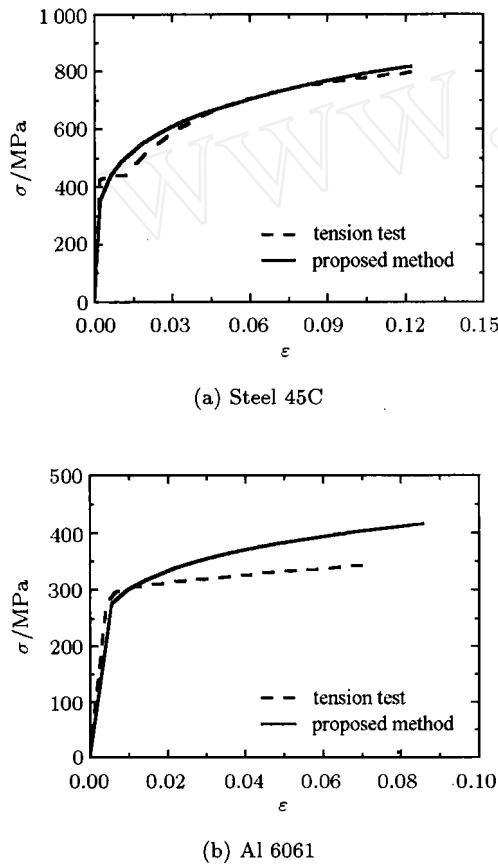


图 11 压入和拉伸试验结果的对比

Fig.11 Comparison of results of tension test and proposed method

表 5 压入表征方法提取的屈服应力及与单轴试验结果的比对

Table 5 Relative errors of the yield strengths estimated by proposed method

Materials	σ_{yp} /MPa	σ_{yt} /MPa	$(\sigma_{yp} - \sigma_{yt})/\sigma_{yt}$
Steel S45C	380	425	-11%
Al 6061	277	275	0.7%

5 结 论

综上所述，选用球压入能量比作为主要分析参数，避免了对接触半径的测量，确保了方法的可操作性。通过定义特定的代表性应变，建立起能量比和材料塑性力学参数之间的关系式，提出一种提取材料屈服应力和硬化指数的力学表征方法。当对该方法的测量参数引入 $\pm 5\%$ 偏差时，屈服应力的偏差可控制在 $\pm 15\%$ 左右。对比两种典型材料的压入试验和拉伸试验，结果显示该方法识别的力学参数能满足工程测试需要。

参 考 文 献

- 张泰华. 微 / 纳米力学测试技术及其应用. 北京: 机械工业出版社, 2004. 1~6 (Zhang Taihua. Experimental Technique of Micro-nano Mechanics and Its Application. Beijing: China Machine Press, 2004. 1~6 (in Chinese))
- Cheng YT, Cheng CM. Can stress-strain relationships be obtained from indentation curves using conical and pyramidal indenters. *Journal of Materials Research*, 1999, 14(9): 3493~3496
- Cheng YT, Cheng CM. Scaling, dimensional analysis and indentation measurements. *Materials Science and Engineering*, 2004, 44: 91~149
- Chen X, Ogasawara N, Zhao MH, et al. On the uniqueness of measuring elasto-plastic properties from indentation: The indistinguishable mystical materials. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2007, 55(8): 1618~1660
- Dao M, Chollacoop N, Van Vliet KJ, et al. Computational modeling of the forward and reverse problems in instrumented sharp indentation. *Acta Materialia*, 2001, 49: 3899~3918
- Chollacoop N, Dao M, Suresh S. Depth-sensing instrumented indentation with dual sharp indenters. *Acta Materialia*, 2003, 51: 3713~3729
- Cao YP, Qian XQ, Lu J, et al. A energy-based method to extract plastic properties of metal materials from conical indentation tests. *Journal of Materials Research*, 2005, 20(5): 1194~1206
- Ogasawara N, Chiba N, Chen X. Representative strain of indentation analysis. *Journal of Materials Research*, 2005, 20(8): 2225~2234
- Bucaille JL, Stauss S, Felder E, et al. Determination of plastic properties of metals by instrumented indentation using different sharp indenters. *Acta Materialia*, 2003, 51: 1663~1678
- Swaddiwudhipong S, Tho KK, Liu ZS, et al. Material characterization based on dual indenters. *International Journal of Solids and Structures*, 2005, 42: 69~83
- Tabor D. Hardness of Metals. Oxford: Clarendon Press, 1951. 73~76
- Kucharski S, Mroz Z. Identification of plastic hardening parameters of metals from spherical indentation tests. *Materials Science and Engineering*, 2001, A318: 65~76

- 13 Taljat B, Zacharia T, Kosel F. New analytical procedure to determine stress-strain curve from spherical indentation data. *International Journal of Solids and Structures*, 1998, 35 (33): 4411~4426
- 14 Nayebi A, El Abdi R, Bartier O, et al. New procedure to determine steel mechanical parameters from the spherical indentation technique. *Mechanics of Materials*, 2002, 34: 243~254
- 15 Kim JY, Lee KW, Lee JS, et al. Determination of tensile properties by instrumented indentation technique: Representative stress and strain approach. *Surface and Coatings Technology*, 2006, 201: 4278~4283
- 16 Murty KL, Mathew MD, Wang Y, et al. Nondestructive determination of tensile properties and fracture toughness of cold worked A36 steel. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 1998, 75(11): 831~840
- 17 Alcala J, Giannakopoulos AE, Suresh S. Continuous measurements of load-penetration curves with spherical microindenters and the estimation of mechanical properties. *Journal of Materials Research*, 1998, 13(5): 1390~1400
- 18 Field JS, Swain MV. Determining the mechanical properties of small volumes of material from submicron spherical indentations. *Journal of Materials Research*, 1995, 10(1): 101~112
- 19 Yu WP, Blanchard JP. An elastic-plastic indentation model and its solutions. *Journal of Materials Research*, 1996, 11 (9): 2358~2367
- 20 Ni W, Cheng YT, Cheng CM. An energy-based method for analyzing instrumented spherical indentation experiments. *Journal of Materials Research*, 2004, 19(1): 149~157
- 21 Lan H, Venkatesh TA. On the sensitivity characteristics in the determination of the elastic and properties of materials through multiple indentation. *Journal of Materials Research*, 2007, 22(4): 1043~1063
- 22 Johnson KL. The correlation of indentation experiments. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1990, 18: 115~126
- 23 Hill R. *The Mathematical Theory of Plasticity*. London: Oxford University Press, 1950
- 24 Mesarovic SD, Fleck NA. Spherical indentation of elastic-plastic solids. In: Proceedings of the Royal Society of London, 1999, A455. 2707~2728
- 25 Cao YP, Lu J. A new method to extract the plastic properties of metal materials from an instrumented spherical indentation loading curve. *Acta Materialia*, 2004, 52: 4023~4032
- 26 Ma DJ, Zhang TH, Ong CW. Revelation of a functional dependence of the sum of two uniaxial strengths/hardness on elastic work/total work of indentation. *Journal of Materials Research*, 2006, 21(4): 895~903

(责任编辑: 何漫丽)

A NEW SPHERICAL INDENTATION-BASED METHOD TO EXTRACT PLASTIC MATERIAL PARAMETERS¹⁾

Jiang Peng Zhang Taihua²⁾ Yang Rong Liang Naigang

(The State Key Laboratory of Nonlinear Mechanics (LNM), Institute of Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100190, China)

Abstract This paper presents a new spherical indentation-based method to extract plastic properties of materials. With the specific evaluation on the response parameters in indentation tests, the energy ratio (the ratio of releasable work to total work) was chose and investigated in order to avoid the estimation of contact radius. Based on expanding cavity models, finite element computations and dimensional analysis, the relationships between energy ratio and plastic parameters are established. With these relationships, the plastic properties of materials can be consequently solved from instrumented spherical indentation test data. Furthermore, the stability of the method has been improved by reorganization of parameters. Finally, the veracity and simplicity of this method is checked by using two typical materials (Steel 45C and Al 6061), which have known true stress-true strain curves.

Key words instrumented indentation, spherical indenter, yield stress, work-hardening exponent, expanding cavity models

Received 27 March 2008, revised 20 August 2008.

1) The project supported by the National Natural Science Foundation of China (10872200, 10721202).

2) E-mail: zhangth@lnm.imech.ac.cn