

DOI:10.16356/j.1005-2615.2024.01.019

## 基于 Berkovich 压痕应变能量密度的钢材断裂韧性 评价方法

宗源, 王谦之

(南京航空航天大学机电学院, 南京 210016)

**摘要:** 为改善压痕法测试断裂韧性过程中测量标准不同和精度不足的问题, 基于临界压痕能量 (Critical indentation energy, CIE) 法, 提出了基于 Berkovich 压痕应变能量密度 (Strain energy density, SED) 评估钢材断裂韧性的方法。同时考虑弹性和塑性能量并修正临界总压深, 评价了 9 种钢材的韧性。结果表明, 发现仅考虑塑性能量所测量韧性的相对误差在 5%~20%, 而本文同时考虑弹性和塑性能量所测量韧性的相对误差在 5% 以内。同时, 确定临界总压深的拟合范围需要避开材料近表面弹性模量上升的区域, 改善了基于 CIE 法使用 Berkovich 压头评估钢材断裂韧性的精确度。

**关键词:** 断裂韧性; 应变能量密度; 压痕; 钢材表面; 测试

中图分类号: TB302

文献标志码: A

文章编号: 1005-2615(2024)01-0182-06

## Evaluation of Steel Fracture Toughness Based on Strain Energy Density of Berkovich Indentation

ZONG Yuan, WANG Qianzhi

(College of Mechanical and Electrical Engineering, Nanjing University of Aeronautics & Astronautics,  
Nanjing 210016, China)

**Abstract:** In order to improve the problem of insufficient measurement scale and accuracy in the process of fracture toughness testing by indentation method, a method for assessing the fracture toughness of steel based on Berkovich indentation strain energy density (SED) is proposed based on the critical indentation energy (CIE) method. The fracture toughness of nine steels is evaluated by considering both elastic and plastic energies and correcting the critical total pressure depth. The results show that the relative error of the toughness measured by considering only the plastic energy is found to be in the range of 5% to 20%, whereas the relative error of the toughness measured by considering both the elastic and plastic energies is found to be within 5%. At the same time, determining the fitting range for the critical total indentation depth requires avoiding the region where the elastic modulus of the material rises near the surface. These improve the accuracy of evaluating the fracture toughness of steel based on the CIE method using the Berkovich indenter.

**Key words:** fracture toughness; strain energy density; indentation; steel surface; test

随着航空业的发展, 对于各部件的性能需求越来越高。这些部件的工作环境较为恶劣, 经常面临高温、高压、高速等极端条件, 尤其是涡轮叶片、传动轴、齿轮等重要的零部件在工作时都需要承受复

杂且较高的交变应力<sup>[1]</sup>, 如果这些材料的断裂韧性不足, 则容易产生疲劳裂纹, 裂纹的扩展延伸引起零件损坏, 从而导致飞行器的失效, 这不仅会对飞行器的飞行安全构成威胁, 还会导致高昂的维修和

收稿日期: 2023-11-08; 修订日期: 2024-01-28

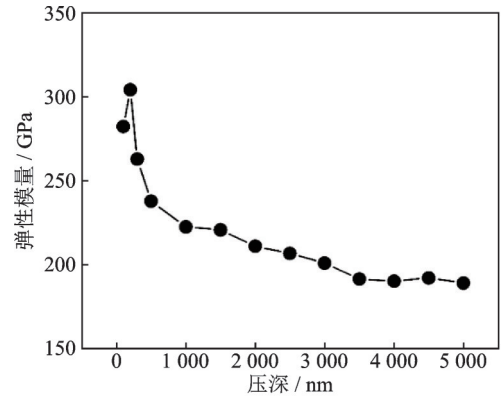
通信作者: 王谦之, 男, 博士, 副教授, 硕士生导师, E-mail: qz.wang@nuaa.edu.cn。

引用格式: 宗源, 王谦之. 基于 Berkovich 压痕应变能量密度的钢材断裂韧性评价方法[J]. 南京航空航天大学学报, 2024, 56(1): 182-187. ZONG Yuan, WANG Qianzhi. Evaluation of steel fracture toughness based on strain energy density of berkovich indentation[J]. Journal of Nanjing University of Aeronautics & Astronautics, 2024, 56(1): 182-187.

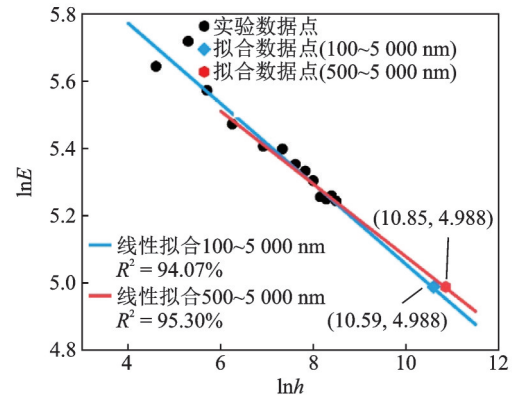
更换成本。因此,准确测量材料的断裂韧性是确保零件可靠性的关键因素<sup>[2]</sup>,对于推动航空工程的发展和进步也具有重要作用。目前,人们提出了各种方法来测量韧性。传统方法包括紧凑拉伸(Compact tension, CT)试验、三点弯曲试验和夏比冲击试验,用来评估材料的断裂韧性<sup>[3-4]</sup>。然而,传统方法需要制备标准样品,耗时耗力。而压痕测试作为一种评估机械性能的常用方法,已成为测量断裂韧性的一种可行方法,因为其测试过程简单快捷,无须制备标准样品<sup>[5-6]</sup>。

目前已有许多学者基于压痕法提出了一些方法用来评估材料的断裂韧性<sup>[7-9]</sup>。得益于棱柱体压头更锐利的尖部,在棱锥体压头测试中很容易使材料产生塑性变形,Berkovich等棱锥形压头得到了越来越广泛的引用。He等<sup>[10]</sup>将损伤力学引入压痕测试中确定临界塑性压深,从而基于临界压痕能量(Critical indentation energy, CIE)方法通过 Berkovich 压痕试验计算了材料的断裂韧性。但是计算过程中,He等只考虑了塑性变形所吸收的塑性能量。而 Lee等<sup>[11]</sup>最初使用球形压头提出 CIE 方法时是需要同时考虑弹性能量和塑性能量的。因此,He等在使用 Berkovich 压痕试验时,只考虑塑性能量计算材料断裂韧性是不全面的,因此其结果与传统方法计算的值存在较大的误差。更为重要的是,应用 CIE 方法计算材料断裂韧性时需要通过拟合  $\ln E$  和  $\ln h$  的线性关系确定临界总压深。但是,弹性模量  $E$  随着压深  $h$  的变化并不是单调递减的,弹性模量  $E$  在材料近表面会有一段增加趋势。如图 1(a)所示,316 不锈钢压深为 200 nm 时的弹性模量  $E$  高于深度为 100 nm 时的弹性模量,是由于材料表面的尺寸效应,当压深超过 400 nm 后,弹性模量降低趋势趋于平缓,表明材料表面尺寸效应不明显。因此,选取不同的压深拟合区间拟合  $\ln E$  和  $\ln h$  的线性关系,会得到不同的拟合结果,如图 1(b)所示,且使用 500~5 000 nm 范围内的数据进行  $\ln E$  和  $\ln h$  的拟合度为 95.3%,优于使用 100~5 000 nm 范围的拟合度 94.07%。这个结果会很大程度地影响最终材料断裂韧性的计算结果,将会在结果与讨论中进行对比。然而,文献[10-11]的研究中均没有分析合适的压深拟合范围。

因此,本文将基于 CIE 方法,应用 Berkovich 压痕试验,通过考虑压痕试验加载过程中的弹性能量和塑性能量来评估 9 种钢材的断裂韧性。同时分析了压深拟合范围对确定临界总压深的影响,给出建议压深拟合范围。为了证明测量结果的准确度,将本文与文献中传统方法的测量结果进行比较,并



(a) Variation of elastic modulus  $E$  of 316 stainless steel as a function of indentation depth



(b) Fitting results of  $\ln E$  and  $\ln h$  with different ranges

图 1 316 不锈钢弹性模量随压痕深度的变化和不同拟合范围的  $\ln E$  和  $\ln h$  的线性关系

Fig.1 Variation of elastic modulus  $E$  of 316 stainless steel as a function of indentation depth and fitting results of  $\ln E$  and  $\ln h$  with different ranges

阐明内在原因。

## 1 试验方法与基本原理

### 1.1 样品处理及压痕测试

本文中选用 9 种常用钢材,其主要化学成分如表 1 所示。进行压痕测试前,样品经过抛光机(UNIPOL-820)进行抛光,使样品表面粗糙度约 40 nm。随后,使用动态超显微硬度仪(DUH211S)在样品表面进行不同压深的压痕试验(100, 200, 300, 500, 1 000, 1 500, 2 000, 2 500, 3 000, 3 500, 4 000, 4 500 和 5 000 nm)。在每一个压深下,选取 5 个点进行压痕试验,载荷加载速率设定为 5 mN/s。

### 1.2 确定临界总压深

通过不同的加载-卸载曲线,根据 Oliver-Pharr 理论计算出各材料在不同深度下的弹性模量<sup>[12]</sup>

$$E_d = \frac{1 - \nu^2}{\left( \frac{1}{E_r} - \frac{1 - \nu_i^2}{E_i} \right)} \quad (1)$$

表1 9种钢材的主要化学成分(重量百分比)

钢材	C	Si	Mn	Mo	P	Cr	Ni	S	Cu	Fe
A36	0.20	0.35	0.30	—	0.045	—	—	0.045	—	余量
1020	0.20	0.35	0.30	—	0.04	0.25	0.25	0.05	0.25	余量
1045	0.45	0.17	0.60	—	0.05	0.25	0.25	0.05	0.25	余量
1065	0.65	0.37	0.50	—	0.035	0.25	0.30	0.035	0.25	余量
1095	0.95	—	0.40	—	0.04	—	—	0.05	—	余量
304L	0.08	1.00	2.00	—	0.045	19.00	8.00	0.03	—	余量
316	0.08	1.00	2.00	2.00	0.045	16.00	14.00	0.03	—	余量
440C	0.60	1.00	1.00	0.75	0.04	16.00	—	0.03	—	余量
G8Cr15	0.85	0.35	0.45	0.08	0.025	1.65	0.30	0.025	0.25	余量

$$E_r = \frac{\sqrt{\pi}}{2} \cdot \frac{S}{\sqrt{A_c}} \quad (2)$$

式中  $E_r$ 、 $E_i$ 、 $\nu_i$ 、 $\nu_c$ 、 $A_c$ 、 $S$  分别为被测材料减缩弹性模量、压头弹性模量、被测材料泊松比、压头泊松比、压痕接触深度下的投影面积和载荷-深度曲线中卸载斜率即卸载刚度。

根据连续损伤力学, Kachanov<sup>[13]</sup> 引入如式(3)所示的损伤变量  $D$ 。其中  $E$  表示在不同压深下的弹性模量,  $E_i$  表示未损伤时的初始弹性模量。一般而言, 100 nm 下的压痕对材料不造成损伤, 因此, 本文选取 100 nm 压深下的弹性模量作为  $E_i$ 。

$$D = 1 - \frac{E}{E_i} \quad (3)$$

随着压深的增加, 弹性模量  $E$  不断降低, 当材料在临界压深发生损伤时, 弹性模量  $E$  降至临界弹性模量  $E_c$ , 损伤变量  $D$  达到临界值  $D_c$ 。由于压痕载荷沿加载轴施加压应力, 压痕下的变形区域承受压应力。因此, 由于压应力的作用, 孔隙将通过局部剪切成核。因此, 临界损伤变量  $D_c$  可表示如下

$$D_c = \frac{\pi}{\left(\frac{4}{3}\pi\right)^{\frac{2}{3}}} f^{\frac{2}{3}} \quad (4)$$

式中  $f$  为材料的孔隙率。由于本文中的材料是弹塑性钢材, 因此, 孔隙率  $f$  可取为 0.25<sup>[11]</sup>。根据式(4), 临界损伤变量  $D_c=0.48$ 。再根据式(3)可求得与  $D_c$  相对应的临界弹性模量  $E_c$ 。通过 1.1 节中不同压深  $h$  下获得的弹性模量  $E$ , 拟合建立  $\ln E$  和  $\ln h$  的线性关系, 从而根据临界弹性模量  $E_c$  确定本文中 9 种钢材的临界总压深  $h_i^*$ 。本文中选取两段压深区间(100~5 000 nm 和 500~5 000 nm)进行拟合对比。

### 1.3 计算断裂韧性

He 等<sup>[10]</sup> 和 Lee 等<sup>[11]</sup> 指出, 压头下方产生的应力三轴性与裂纹尖端前方的应力三轴性相似, 在裂

纹尖端前方, 有限的塑性变形受到周围弹性材料的约束。因此, He 等将 CIE 方法从圆形压头应用到 Berkovich 压痕试验上, 但是只用了塑性变形吸收的能量  $G_{IEF}^*$  作为断裂能, 从而来计算材料的断裂韧性  $K_{JC}$ , 如式(5, 6)所示。

$$G_{IEF}^* = \int_0^{h_p^*} P(h_p) dh_p = \int_0^{h_p^*} \frac{F(h_p)}{A_p(h_p)} dh_p \quad (5)$$

$$K_{JC} = \sqrt{2E_i G_{IEF}^*} \quad (6)$$

式中:  $P(h_p)$  为压痕的塑性压力;  $F(h_p)$  和  $A_p(h_p)$  为施加的压痕载荷和塑性变形引起的压痕投影面积, 均为塑性压深  $h_p$  的函数;  $h_p$  和  $h_p^*$  分别为塑性压深和临界塑性压深。如前文中所述, CIE 方法计算断裂韧性时需要同时考虑弹性能量和塑性能量, 因此, 式(5)中相应的塑性压深应该替换为相应的总压深, 即式(5, 6)修正为式(7, 8)。

$$G_c^* = \int_0^{h_i^*} P(h) dh = \int_0^{h_i^*} \frac{F(h)}{A(h)} dh \quad (7)$$

$$K_c = \sqrt{2E_i G_c^*} \quad (8)$$

式中:  $h_i^*$  表示临界总压深,  $G_c^*$  表示考虑弹性和塑性能量之和的总断裂能量。为了简化总断裂能量  $G_c^*$  的计算过程, Sih 等<sup>[14]</sup> 提出了应变能量密度(Strain energy density, SED)的概念, 即式(9)所示, 经过转换可以得到式(10)。

$$SED = \frac{dW}{dV} = \frac{dW}{dA} \cdot \frac{dA}{dV} \quad (9)$$

$$\frac{dW}{dA} = \frac{dW}{dV} \cdot \frac{dV}{dA} = SED \cdot dh \quad (10)$$

式中:  $W$  为吸收功,  $V$  为体积。

将式(10)对发生断裂时的临界总压深  $h_i^*$  进行积分, 会发现积分的结果就是等于断裂总能量  $G_c^*$ 。

$$G_c^* = \int_0^{h_i^*} \frac{F(h)}{A(h)} dh = \int_0^{h_i^*} \frac{dW}{dA} = \int_0^{h_i^*} SED \cdot dh \quad (11)$$

## 2 结果与讨论

### 2.1 钢材的应变能量密度

本文中使用的中心线与棱面夹角为  $65.03^\circ$  的 Berkovich 压头,因而压头下方投影面积为<sup>[15]</sup>

$$A_p = 3\sqrt{3}h^2 \tan^2 65.03^\circ = 23.96h^2 \quad (12)$$

根据式(9)中 SED 的定义,可以直接根据加载曲线计算出 5 000 nm 以内的 SED 随压深  $h$  变化的曲线。而从 5 000 nm 到临界总压深的 SED 必须根据拟合加载曲线来确定。加载力  $F$  是关于压痕深度  $h$  的二次函数,因此 SED 关于压深  $h$  的函数为

$$\text{SED} = \frac{dW}{dV} = \frac{dF}{dA} = \frac{Ah^2 + Bh + C}{23.96h^2} = \frac{A}{23.96} + \frac{B}{23.96h} + \frac{C}{23.96h^2} \quad (13)$$

通过对 9 种钢材的载荷-位移曲线进行二次函数拟合,从而得出 SED 与压痕深度  $h$  之间的关系,如图 2 所示为 A36、1045、1065 等 9 种钢材的 SED 曲线。

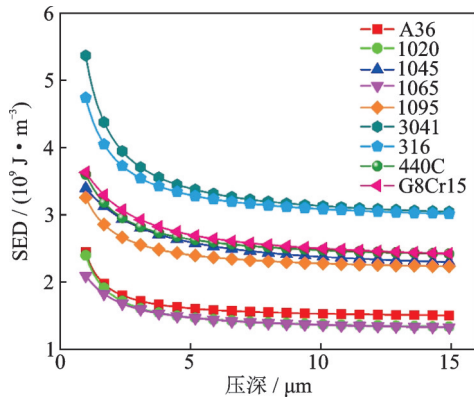


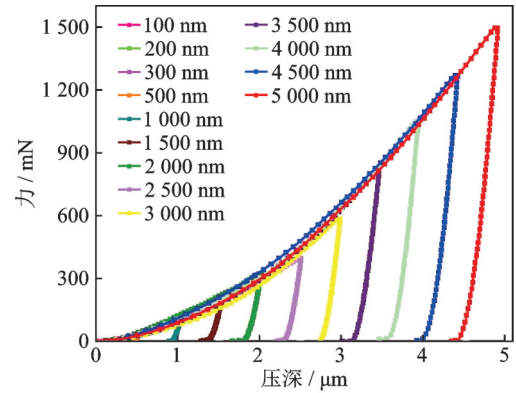
图 2 9 种钢材的 SED 随压深  $h$  的变化曲线

Fig.2 Variation of SED as a function of indentation depth  $h$  for steels

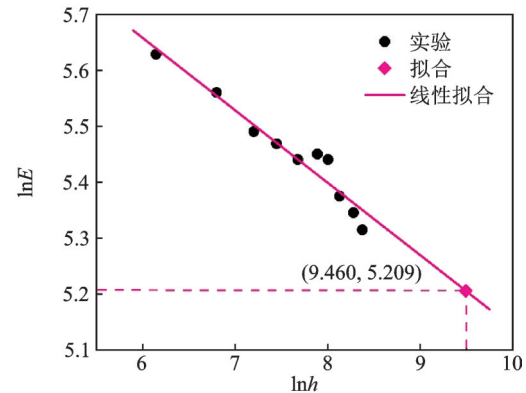
### 2.2 临界总压深 $h_i^*$ 及断裂总能量 $G_c^*$

如图 3(a)所示为 1045 碳钢在不同压深下的加载卸载曲线。按照 1.2 节所述方法,可测量并计算获得 1045 碳钢的初始弹性模量  $E_i$  为 352 GPa 和临界弹性模量  $E_c$  为 183 GPa。根据在不同压痕深度下获得的弹性模量  $E$ ,可以建立 1045 碳钢的  $\ln E$  与  $\ln h$  之间的线性关系,如图 3(b)所示,从而获得临界总压深  $h_i^*$  为 12.83  $\mu\text{m}$ 。

再根据式(11)计算出 1045 碳钢的断裂总能量  $G_c^*$  为 39.81  $\text{J}/\text{m}^2$ 。根据同样的方法及步骤,其余 8 种钢材的初始弹性模量  $E_i$ 、临界弹性模量  $E_c$ 、临界总压痕  $h_i^*$  以及断裂总能量  $G_c^*$  均可获得,如表 2 所示。



(a) Load-unloading curves of 1045 carbon steel at different indentation depths



(b) Linear relationship between  $\ln E$  and  $\ln h$

图 3 1045 碳钢在不同压深的加载-卸载曲线以及  $\ln E$  与  $\ln h$  间的线性关系

Fig.3 Load-unloading curves of 1045 carbon steel at different indentation depths and linear relationship between  $\ln E$  and  $\ln h$

表 2 9 种钢的初始弹性模量、临界弹性模量、临界总压深和压痕断裂能

Table 2 Initial elastic modulus, critical elastic modulus, critical total depth and indentation energy to fracture of nine steels

钢材	$E_i/\text{GPa}$	$E_c/\text{GPa}$	$h_i^*/\mu\text{m}$	$G_c^*/(\text{J}\cdot\text{m}^{-2})$
A36	279	145	11.96	21.16
1020	312	162	16.04	25.38
1045	352	183	12.83	39.81
1065	290	151	66.17	91.79
1095	332	173	15.83	41.71
304L	284	148	65.97	229.89
316	283	147	45.70	160.86
440C	335	174	14.90	42.87
G8Cr15	252	131	37.79	94.62

### 2.3 钢材的断裂韧性

根据式(5, 6),计算出 9 种钢材只考虑塑性能量的断裂韧性  $K_{\text{IC}}$ 。同时,使用式(8, 11),计算出 9 种钢材同时考虑弹性和塑性能量的断裂韧性  $K_{\text{C}}$ 。其中,使用 100~5 000 nm 的数据拟合  $\ln E$  和  $\ln h$  得到临界总压深计算的断裂韧性为  $K_{\text{C}100}$ ,而使用



500~5 000 nm 的数据拟合  $\ln E$  和  $\ln h$  得到临界总压深计算的断裂韧性为  $K_{C500}$ , 并列于表 3 中。表 3 中还列出了文献[16-24]中应用传统方法测量的 9 种钢材的断裂韧性作为参考。由于文献中报道的钢材韧性值是以夏比冲击能  $K_V$  或  $J$ -积分 ( $J_{IC}$ ) 的形式表示的, 因此应将这些值转换为断裂韧性  $K_{IC}$  进行比较, 如式(14, 15)所示。

表 3 临界压痕能法、本研究中的修正方法和文献中获得的断裂韧性的比较

Table 3 Comparison of fracture toughness obtained by critical indentation energy method, the modified method in this study and literatures

钢材	$K_{IC}/$ (MPa· $\frac{1}{m^2}$ )	$K_{JC}/$ (MPa· $\frac{1}{m^2}$ )	相对 误差/ %	$K_{C100}/$ (MPa· $\frac{1}{m^2}$ )	相对 误差/ %	$K_{C500}/$ (MPa· $\frac{1}{m^2}$ )	相对 误差/ %
A36	80 <sup>[16]</sup>	110.89	38.89	113.44	42.08	78.36	1.85
1020	94 <sup>[17]</sup>	97.90	4.15	83.64	11.03	90.75	3.45
1045	127 <sup>[18]</sup>	151.99	19.98	104.94	12.55	120.72	4.71
1065	166 <sup>[19]</sup>	180.28	8.60	116.30	29.94	166.38	0.23
1095	125 <sup>[20]</sup>	132.09	5.73	135.60	14.92	120.01	3.94
304L	264 <sup>[21]</sup>	291.58	10.62	245.47	6.87	260.58	1.14
316	222 <sup>[22]</sup>	242.32	8.04	185.13	16.62	217.59	2.00
440C	117 <sup>[23]</sup>	137.80	18.18	150.48	29.06	122.21	4.81
G8Cr15	153 <sup>[24]</sup>	167.59	9.68	177.01	15.69	157.47	2.92

$$\left(\frac{K_{IC}}{\sigma_y}\right)^2 = 0.64\left(\frac{K_V}{\sigma_y} - 0.01\right) \quad (14)$$

$$K_{IC} = \left(\frac{J_{IC} \cdot E}{1 - \nu^2}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (15)$$

式中:  $\sigma_y$  为抗拉强度,  $E$  和  $\nu$  分别为弹性模量和泊松比。

如表 3 所示, 只考虑塑性能量计算获得的  $K_{JC}$  与文献中所报道的  $K_{IC}$  的相对误差主要集中在 5%~20%, 这与文献[10]中采用相同测试方法的测量结果误差值相似。当同时考虑弹性和塑性能量后计算获得的  $K_{C500}$  与文献中传统测试方法获得的  $K_{IC}$  相比, 相对误差基本保持在 5% 以内, 很大程度上提高了测量的准确性。同时, 根据表 3 中的  $K_{C100}$  和  $K_{C500}$  发现, 使用 100~5 000 nm 数据拟合得到临界总压深计算的断裂韧性  $K_{C100}$  的相对误差很大, 有些甚至超过了  $K_{JC}$  的相对误差。

如上所述, 本文中同时考虑弹性及塑性能量且选取合适拟合范围获得临界总压深计算的断裂韧性  $K_{C500}$  与表 3 中列出的已报道韧性数据  $K_{IC}$  非常接近。主要原因是当考虑弹性能量后, 总能量与总体积增加率不同。例如 A36 钢, 在压痕深度为 5  $\mu\text{m}$  且深度变化 1 nm 的区间内, 塑性功  $dW_p$  和塑性体积  $dV_p$  的增量分别为  $9.56 \times 10^{-10}$  J 和  $0.525 \mu\text{m}^3$ , 而

总功  $dW$  和总体积  $dV$  的增量分别为  $9.80 \times 10^{-10}$  J 和  $0.596 \mu\text{m}^3$ 。这说明考虑弹性能量后, 总功和体积的增长率分别为 2.51% 和 13.52%。因此, 根据式(9)计算的 SED 会降低, 从而导致断裂韧性值降低, 更加接近已报道韧性数据  $K_{IC}$ 。从另一个角度看, SED 等于压头下方的压力  $P$ , 表达式为

$$\text{SED} = \frac{dW}{dV} = \frac{Fdh}{Adh} = \frac{F}{A} = P \quad (16)$$

图 4 比较了塑性部分的塑性压力  $P_p$  和整体总压力  $P$ 。可以发现, 在考虑总能量时, 压头下方的总压力  $P$  均低于仅考虑塑性能量时的塑性压力  $P_p$ , 最大下降率可达 49.1%。这从另一个角度也说明 SED 降低, 则断裂韧性值也降低。

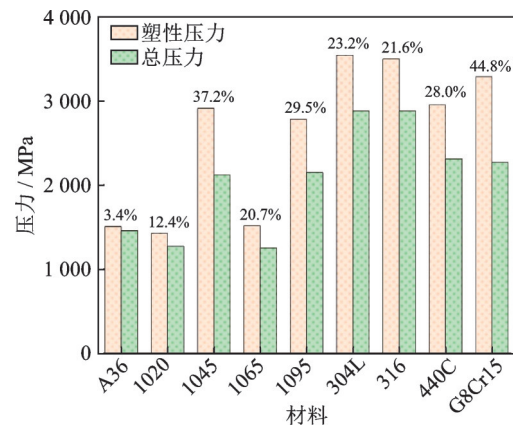


图 4 9 种钢的塑性压力和总压力比较

Fig.4 Comparison of plastic pressure and total pressure for nine kinds of steels

### 3 结 论

基于 CIE 方法, 应用 Berkovich 压痕试验, 对确定临界压深时的弹性模量与压深的拟合范围进行了讨论, 提出了一种考虑弹性能和塑性能的改进方法, 并将其用于评估 9 种钢的断裂韧性。结果得出以下结论:

(1) 针对 CIE 法在 Berkovich 压头的运用上, 没有考虑弹性功的问题, 提出了修正的方法, 通过同时考虑弹性功与塑性功对材料断裂韧性的影响, 提出了修正方法计算出的断裂韧性  $K_{C500}$  与已报道的韧性  $K_{IC}$ , 相对误差减小到 5%。

(2) 为减少材料表面附近弹性模量因尺寸效应对  $\ln E$  与  $\ln h$  拟合结果的影响, 提高所确定临界压深的精确度, 建议初始拟合深度应大于 500 nm, 或拟合深度应大于表面粗糙度的 10 倍。

#### 参考文献:

- [1] 许昌淦, 曾忠屏. 航空用超高强度钢的动态断裂韧性 [J]. 金属学报, 1990(6): 63-67.  
XU Changgan, ZENG Zhongping. Dynamic fracture

- toughness of ultra-strength steels for aircraft use[J]. *Acta Metallurgica Sinica*, 1990(6): 63-67.
- [2] 李鹤飞. 高强钢断裂韧性与裂纹扩展机制研究[D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2019.  
LI Hefei. Investigation on fracture toughness and crack growth mechanism of high-strength steels[D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2019.
- [3] ZHANG Z, MAO H, CHEN Y, et al. Dynamic fracture toughness and damage mechanism of 38CrMoAl steel under salt spray corrosion[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2022, 119: 103382.
- [4] WIANGKHAM A, ARIYARIT A, AENGCHUAN P. Prediction of the mixed mode I / II fracture toughness of PMMA by an artificial intelligence approach [J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2021, 112: 102910.
- [5] 陈今龙, 周素洪, 叶兵, 等. 纳米压痕表征技术的应用与发展[J]. *热加工工艺*, 2018, 47(16): 13-17.  
CHEN Jinlong, ZHOU Suhong, YE Bing, et al. Application and development of nanoindentation characterization technology[J]. *Hot Working Technology*, 2018, 47(16): 13-17.
- [6] AMIRI S, LECIS N, MANES A, et al. A study of a micro-indentation technique for estimating the fracture toughness of Al6061-T6[J]. *Mechanics Research Communications*, 2014, 58: 10-16.
- [7] HAGGAG F M, BYUN T S, HONG J H, et al. Indentation-energy-to-fracture (IEF) parameter for characterization of DBTT in carbon steels using nondestructive automated ball indentation (ABI) technique [J]. *Scripta Materialia*, 1998, 38(4): 645-651.
- [8] ZHANG T, WANG S, WANG W. A unified energy release rate based model to determine the fracture toughness of ductile metals from unnotched specimens [J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 2019, 150: 35-50.
- [9] JEON S W, LEE K W, KIM J Y, et al. Estimation of fracture toughness of metallic materials using instrumented indentation: Critical indentation stress and strain model[J]. *Experimental Mechanics*, 2017, 57(7): 1013-1025.
- [10] HE M, LI F, CAI J, et al. An indentation technique for estimating the energy density as fracture toughness with Berkovich indenter for ductile bulk materials[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2011, 56(2): 104-111.
- [11] LEE J S, JANG J IL, LEE B W, et al. An instrumented indentation technique for estimating fracture toughness of ductile materials: A critical indentation energy model based on continuum damage mechanics [J]. *Acta Materialia*, 2006, 54(4): 1101-1109.
- [12] OLIVER W C, PHARR G M. An improved technique for determining hardness and elastic modulus using load and displacement sensing indentation experiments[J]. *Journal of Materials Research*, 1992, 7(6): 1564-1583.
- [13] KACHANOV L. Introduction to continuum damage mechanics[M]. [S.l.]: Springer Science & Business Media, 1986.
- [14] SIH G C, MADENCI E. Crack growth resistance characterized by the strain energy density function[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1983, 18(6): 1159-1171.
- [15] LARSSON P L, GIANNAKOPOULOS A E, SÖDERLUND E, et al. Analysis of Berkovich indentation[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 1996, 33(2): 221-248.
- [16] HAO Y, MENG W, GUAN J, et al. Specific application method for determining the strength and fracture toughness of metal materials[J]. *Theoretical and Applied Fracture Mechanics*, 2023, 124: 103822.
- [17] LEE S. Void initiation in ductile fracture[J]. *Scripta Metallurgica*, 1988, 22(1): 59-64.
- [18] BAYOUMI M R, BASSIM M N. Study of the relationship between fracture toughness ( $J_{IC}$ ) and bulge ductility[J]. *International Journal of Fracture*, 1983, 23(1): 71-79.
- [19] ABDULKAREEM S, BUSARI R, FASHOLA L, et al. Characteristics of notched high strength materials under tension, torsion and impact loading[J]. *International Journal of Engineering Materials and Manufacturing*, 2020, 5(3): 68-75.
- [20] DHAR S, DIXIT P M, SETHURAMAN R. A continuum damage mechanics model for ductile fracture [J]. *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, 2000, 77(6): 335-344.
- [21] SHINDO Y, YAMAGUCHI Y, HORIGUCHI K. Small punch testing for determining the cryogenic fracture properties of 304 and 316 austenitic stainless steels in a high magnetic field[J]. *Cryogenics*, 2004, 44(11): 789-792.
- [22] MILLS W J. Fracture toughness of type 304 and 316 stainless steels and their welds[J]. *International Materials Reviews*, 1997, 42(2): 45-82.
- [23] BESWICK J M. Bearing steel technology[M]. West Conshohocken, PA: ASTM, 2002.
- [24] 尤蕾蕾, 王红伟, 侯俊, 等. G8Cr15 轴承钢的工业化应用分析[J]. *中国冶金*, 2020, 30(9): 91-97, 128.  
YOU Leilei, WANG Hongwei, HOU Jun, et al. Analysis of industrial application of G8Cr15 bearing steel[J]. *China Metallurgy*, 2020, 30(9): 91-97, 128.