

高压物理学报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2020 年虚拟主题专刊

· 高压下材料动态响应实验研究 ·

目 次

金属材料在极高应变率下的力学性能测试	王子豪, 郑 航, 文鹤鸣
鸟撞冲击下 TC4 钛合金平板的变形和破坏	贾 林, 李从富, 邹学韬, 姚小虎
石英玻璃球撞击刚性壁的破碎过程	方继松, 王 珠, 熊 迅, 郑宇轩, 周风华
饱水细砂岩动态抗拉与抗压强度试验对比研究	王光勇, 余 锐, 马东方, 侯 远
中空钢化夹层玻璃的动态响应	张英杰, 姚 芬, 刘姗姗, 韩 阳, 李志强
对称与非对称钢化夹层玻璃的抗冲击性能	姚 芬, 张英杰, 姚蓬飞, 韩 阳, 李志强
3D 打印贝壳仿生复合材料的拉伸力学行为	侯祥龙, 雷建银, 李世强, 王志华, 刘志芳
碳纤维增强复合材料层合板的抗冲击性能	李汶蔚, 梅 杰, 黄 威
孔隙率对钨硅粉末混合物冲击反应的影响	凌绪玉, 刘福生, 汪贻高
外界条件对中空结构物内爆冲击波的影响	孟令存, 闫 明, 杜志鹏, 张 磊
聚脲涂覆钢复合结构的抗爆效应	王 琪, 贾子健, 赵鹏铎, 王志军, 张 鹏, 徐豫新
《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录	《高压物理学报》编辑部



官方网站: www.gywlxb.cn

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话: 0816-2490042



《高压物理学报》2020 年虚拟主题专刊名录

- ✧ 高压物性实验研究
- ✧ 高压物性的计算与模拟
- ✧ 高压地球科学
- ✧ 高压实验技术
- ✧ 高压下材料动态响应实验研究
- ✧ 高压下材料动态响应的计算与模拟
- ✧ 复合材料与结构的动态响应计算与模拟
- ✧ 高压科学应用——水下爆炸
- ✧ 高压科学应用——侵彻与防护
- ✧ 高压科学应用——气相爆炸

★ 获取地址: <http://www.gywlxb.cn/topics>

金属材料在极高应变率下的力学性能测试

王子豪, 郑航, 文鹤鸣

(中国科学技术大学中科院材料力学行为和设计重点实验室, 安徽 合肥 230027)

摘要:金属材料广泛应用于国防工业和民用工程中,了解金属材料在强动载荷作用下的力学性能对武器和防护结构的设计和评估具有重要意义。通过在二级轻气炮上进行平板撞击实验,测定了93钨合金和921A钢在极高应变率下的动态屈服强度,详细介绍了实验的设计原理和实验数据的分析方法,并利用公式对93钨合金和921A钢的动态屈服强度进行分析。实验结果表明:93钨合金在应变率(冲击压力)分别为 $1.7 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ (49.5 GPa)和 $3.1 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ (84.1 GPa)下的屈服强度分别为2.10 GPa和2.78 GPa;921A钢在应变率(冲击压力)为 $3.6 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ (38.1 GPa)、 $4.7 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ (62.4 GPa)和 $6.2 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ (90.1 GPa)下的屈服强度分别为2.08、2.67和3.15 GPa;在极高应变率下93钨合金和921A钢的动态增强因子为2~3。

关键词:平板撞击;93钨合金;921A钢;应变率;动态屈服强度

中图分类号:O347.3

文献标识码:A

金属材料因具有良好的延展性和性价比,在军事和民用工程领域中得到了广泛的应用。在爆炸和冲击载荷下,金属材料的响应和破坏伴随着大变形、高应变率和高温。金属材料在较高应变率下会表现出增强效应,在较高温度下会表现出软化效应。

Johnson等^[1]提出了一个预测金属材料应变率(增强)效应的表达式,该表达式因形式简单、参数少得到广泛应用。周琳等^[2]对该表达式的精确性进行评估后发现:当应变率大于 10^3 s^{-1} 时,金属材料的强度明显增强,Johnson等^[1]提出的应变率效应表达式并不能反映这种增加趋势。Steinberg等^[3]提出了一个当应变率大于 10^5 s^{-1} 时可以较好地反映材料动态力学行为的本构模型,将模型中剪切模量和屈服强度表示为等效塑性应变、压力和温度的函数,并认为在高应变率条件下可以忽略应变率对材料强度的影响。

分离式霍普金森拉杆(SHTB)和霍普金森压杆(SHPB)实验是测试金属材料在中低应变率(小于 10^4 s^{-1})下力学响应最常用的测试技术,而材料在极高应变率下的力学行为只能通过气炮实验进行研究。Asay等^[4-5]和Chhabildas等^[6]发展了一种测定材料在冲击压缩条件下剪切强度的方法(AC法),通过对预冲击材料进行再加载或卸载到其上、下屈服面,获得材料在预冲击状态下的强度。

本研究通过在二级轻气炮上进行平板撞击实验,利用AC法对实验数据进行分析,测定93钨合金和921A钢在极高应变率下的动态屈服强度,并结合文献^[7-9]所报道的中低应变率下的相关结果,给出93钨合金和921A钢在应变率为 $10^{-4} \sim 10^6 \text{ s}^{-1}$ 范围内的动态屈服强度,为金属材料动态本构模型的研究提供关键参考依据。

1 实验基本原理

冲击波作用下材料的高压声速就是冲击波后稀疏波的传播速度。目前用于高压声速测量的技术主要是加窗激光干涉测速技术,如DPS、DISAR。利用加窗激光干涉测速技术测量样品/窗口界面的粒

* 收稿日期: 2019-06-19; 修回日期: 2019-07-25

作者简介: 王子豪(1994—),男,硕士,主要从事冲击动力学研究. E-mail: hwangzi@mail.ustc.edu.cn

通信作者: 文鹤鸣(1965—),男,教授,主要从事冲击动力学研究. E-mail: hwmwen@ustc.edu.cn

子速度剖面从而得到声速的原理如图1所示。为简单起见,假定为对称碰撞并形成单一冲击波结构。当飞片与样品发生碰撞时(时间 $t = t_0$),飞片中产生左行冲击波,同时在样品中产生右行冲击波。当样品中的冲击波到达样品窗口界面时(A 点, $t = t_A$),界面的粒子速度突跃为 $u_1 = u_A$;当飞片中的左行冲击波到达后表面时(B 点),将反射一中心卸载稀疏波,中心卸载稀疏波包括传播速度较快的弹性波和相对较慢的塑性波;当传播速度较快的弹性卸载波到达界面时(C 点, $t = t_C$, $u_1 = u_C$),使界面粒子速度下降,在速度剖面上形成第1个拐点;当塑性卸载波到达界面时(D 点, $t = t_D$, $u_1 = u_D$),界面粒子速度再次突变,在速度剖面上形成第2个拐点。由图1(b)所示的几何关系可知,在任意时刻 t_R ,与速度剖面上 R 点(界面速度为 u_R)对应的拉格朗日声速 C_R 可表示为^[10-11]

$$C_R = \frac{h_s + h_f}{D(t_R - t_A) - (h_f - h_s)} D \quad (1)$$

式中: D 为样品中的冲击波速度, h_s 为样品厚度, h_f 为飞片厚度。

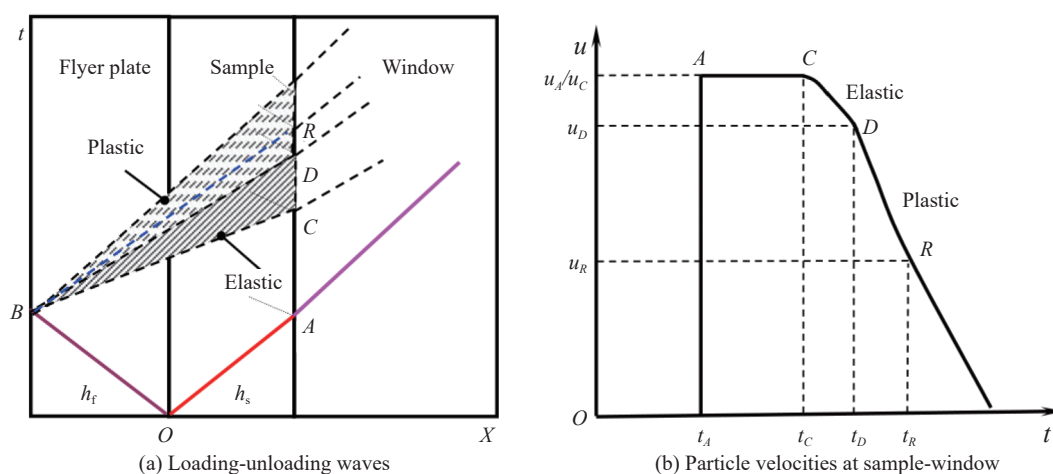


图1 加窗激光干涉测速技术测量声速示意图(实线表示冲击波,虚线表示追赶稀疏波)

Fig. 1 Schematic diagram of the measurement of sound speed by windowed laser interferometry (Solid line indicates shock wave and broken line designates rarefaction wave)

在测得拉格朗日声速的基础上,根据特征线上的相容关系可以进一步得到沿着卸载过程的密度、应力、应变和比容等随时间的变化关系,即卸载路径。由此可以得到沿着卸载路径的欧拉声速

$$c_R = (\rho_0/\rho)C_R \quad (2)$$

式中: ρ_0 为样品的初始密度, ρ 为样品瞬时密度。图1中弹性卸载波(C 点)对应的声速称为 Hugoniot 状态纵波声速 c_l ,对应的体波声速 c_b 需要通过将塑性段声速(DR 段)线性外沿至 Hugoniot 状态得到。在此基础上可以计算得到动态剪切模量

$$G = \frac{3}{4}\rho(c_l^2 - c_b^2) \quad (3)$$

由于93钨合金和921A钢的阻抗比LiF窗口的阻抗高,如果采用图1所示的对称碰撞方式,则样品中冲击波在样品/窗口界面反射的稀疏波(图1(a)中 A 点)将与后续的追赶稀疏波相互作用,从而影响声速测量精度。为此,采用反向碰撞方法^[12](以待测样品为飞片)进行冲击实验,减弱冲击波在样品/窗口界面反射稀疏波的影响,从而提高声速测量精度。

反向碰撞实验原理如图2所示。根据波系传播可以得到与速度剖面上任意速度 u_R 对应的拉格朗日声速^[11-12]

$$C_R = \frac{h_s}{D(t_R - t_A) - h_s} D \quad (4)$$

屈服强度的测量则可以采用双屈服面方法^[5,11]。在该方法中,除了进行上述冲击加载-卸载波剖面

测量外, 还需进行冲击加载-再加载波剖面测量, 并获得卸载和再加载过程声速及工程应变, 如图 3 所示, u_w 表示窗口的粒子速度, u 表示样品-窗口界面的粒子速度。其中沿卸载路径

$$\tau_c + \tau_0 = \frac{3}{4} \rho_0 \int_0^1 (C_l^2 - C_b^2) de \quad (5)$$

沿再加载路径

$$\tau_c - \tau_0 = \frac{3}{4} \rho_0 \int_0^2 (C_l^2 - C_b^2) de \quad (6)$$

式中: C_l 为拉格朗日纵波波速; C_b 为拉格朗日体波波速; τ_0 为 Hugoniot 状态剪应力; τ_c 为临界剪切应力, 即剪切强度; e 为工程应变。

积分上限 1 表示下屈服面位置, 积分上限 2 表示上屈服面位置。由式(5)和式(6)可以得到屈服强度

$$Y = 2\tau_c = (\tau_c + \tau_0) + (\tau_c - \tau_0) \quad (7)$$

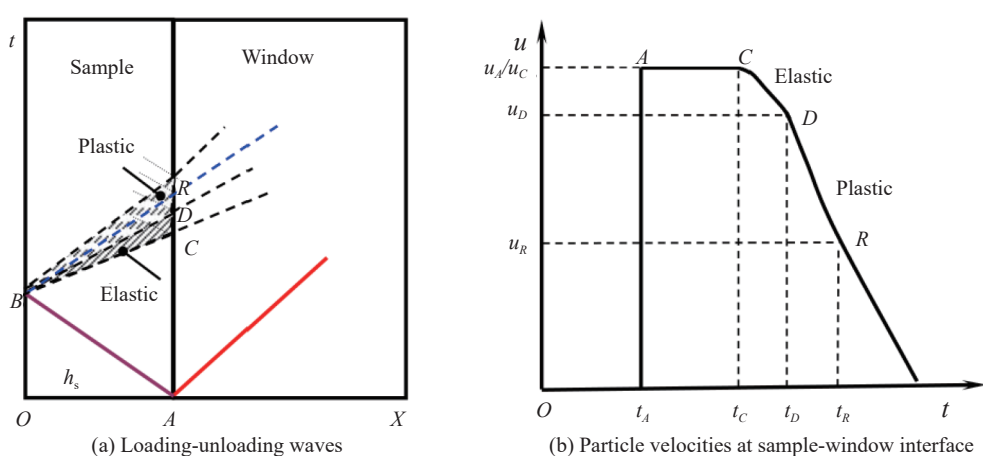


图 2 反向碰撞方法测量声速原理图(实线表示冲击波, 虚线表示追赶稀疏波)

Fig. 2 Schematic diagram of the measurement of sound speed by reverse impact
(Solid line indicates shock wave and broken line designates rarefaction wave)

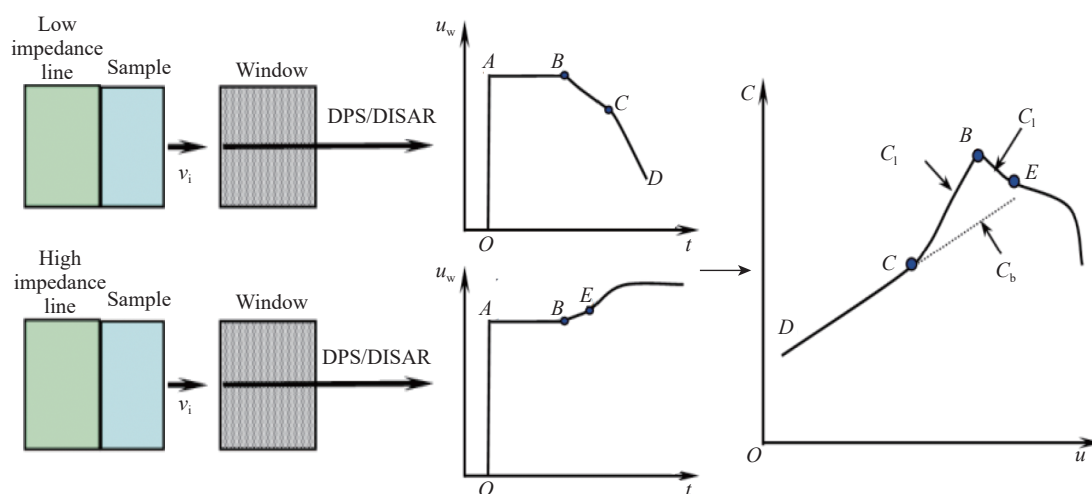


图 3 双屈服面强度测量方法

Fig. 3 Method for measuring technique to measure dynamic yield strength

2 93 钨合金和 921A 钢强度实验

根据图 3 所示的实验原理, 利用反碰法设计实验。实验在发射管口径为 30 mm 的二级轻气炮上进

行, 测量了冲击加载-卸载波剖面的光学信号。93 钨合金进行了 2 发实验, 921A 钢进行了 3 发实验。样品撞击窗口前的飞行速度 v_i 由磁测速装置测量, 典型的磁测速信号如图 4 所示。利用 DPS 测量 LiF 窗口界面的光学信号, 典型的 DPS 光学信号如图 5 所示。

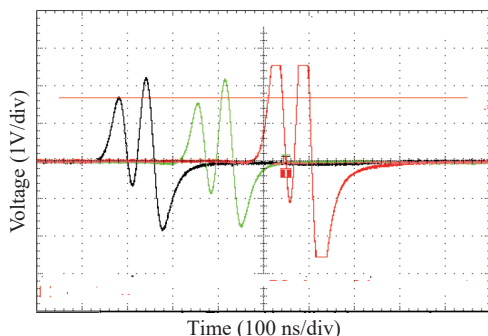


图 4 典型磁测速信号

Fig. 4 Typical magnetic speed signals

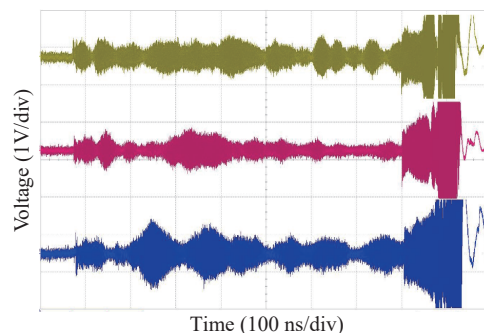


图 5 典型 DPS 光学信号

Fig. 5 Typical DPS optical signals

对于从 DPS 得到的多普勒干涉信号, 需经过下述步骤处理得到一维应力条件下的动态屈服强度和平均应变率。

(1) 由 DPS 光学信号求得样品-窗口界面的粒子速度^[13]。样品-窗口界面的粒子速度 $u(t)$ 为

$$u(t) = \frac{\lambda}{2(1 + \Delta v/v_0)} f(t) \quad (8)$$

式中: λ 为波长; $f(t)$ 为反射干涉光的多普勒频移; $\Delta v/v_0$ 为修正因子, 修正窗口材料在高压下折射率的变化。处理后得到的加载、卸载波历史如图 6 所示, 其中 v_i 为样品撞击窗口的飞行速度。

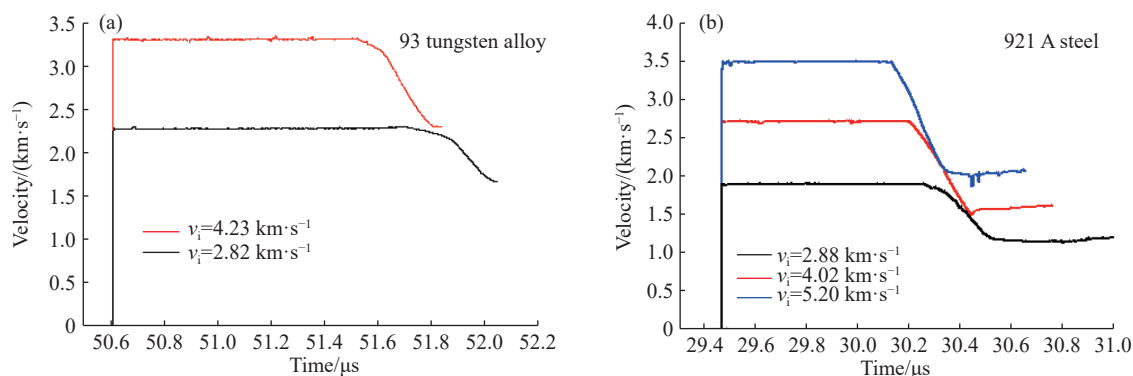


图 6 93 钨合金和 921A 钢加载和卸载速度-时间历史

Fig. 6 Loading and unloading velocity-time histories for 93 tungsten alloy and 921A steel

(2) 采用阻抗匹配法求得冲击后样品材料的粒子速度。由于窗口材料的冲击波阻抗与样品材料的冲击波阻抗并不相同, 所以测得的样品-窗口界面的粒子速度是入射波在样品/窗口界面反射后的粒子速度。需要用阻抗匹配法求出反射后样品窗口的冲击压力 (p_H)。

$$\begin{cases} du_s = \frac{1}{2} \left(du_w + \frac{d\sigma_w}{\rho_0 c} \right) \\ d\sigma_s = \frac{1}{2} (d\sigma_w + \rho_0 c du_w) \end{cases} \quad (9)$$

式中: 下标“w”表示窗口材料, 窗口材料为 LiF, 冲击波速度 D 和粒子速度 u 的关系为 $D = 5.148 + 1.353u$ (km/s)^[14]; 下标“s”表示样品材料, 分别为 93 钨合金和 921A 钢。93 钨合金密度为 17.44 g/cm^3 , 冲击波速度 D 和粒子速度 u 的关系为 $D = 4.007 + 1.276u$ (km/s)^[14]; 921A 钢密度为 7.83 g/cm^3 , 冲击波速度

D 和粒子速度 u 的关系为 $D = 3.694 + 1.706u$ (km/s) (由本研究中 921A 钢实验结果拟合得到)。部分实验阻抗匹配如图 7 所示。

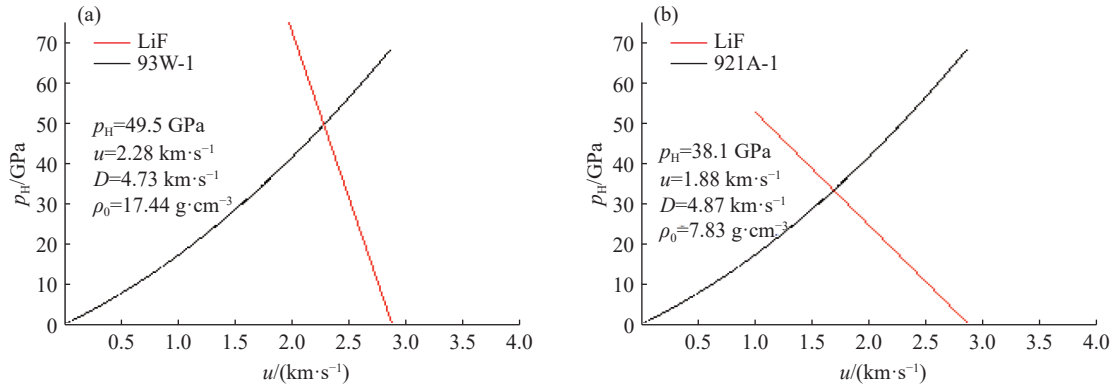


图 7 93 钨合金和 921A 钢阻抗匹配

Fig. 7 Impedance-match for 93 tungsten alloy and 921A steel

(3) 应用式(4)可以得出冲击加载-卸载实验速度剖面处的拉格朗日声速 C 随粒子速度 u 的变化关系, 如图 8 所示。黑色线起始处的声速为 Hugoniot 状态纵波声速, 体波声速则通过将塑性段声速线性外推得到(红色线所示)。利用式(3)和式(2)可以计算处于 Hugoniot 状态材料的剪切模量 G , 再应用式(5)对声速-粒子速度数据进行计算, 得到材料卸载过程的 $\tau_c + \tau_0$ 。

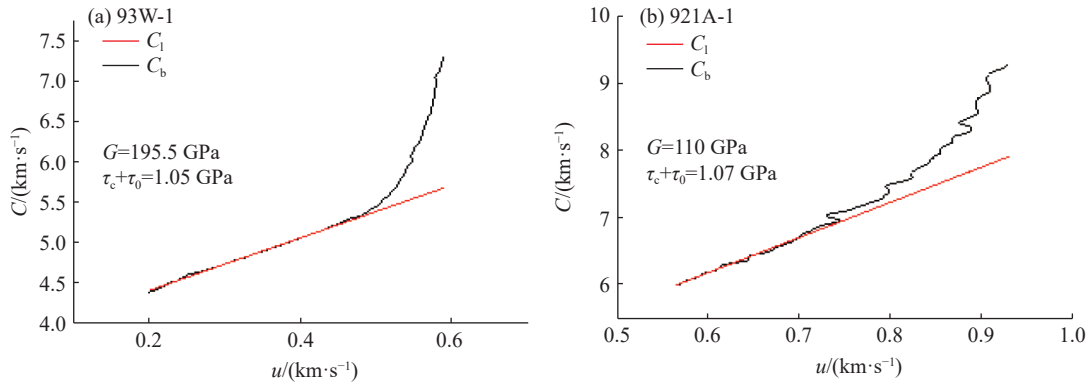


图 8 93 钨合金和 921A 钢的声速-粒子速度拉格朗日分析

Fig. 8 Lagrangian analysis of sound speed-particle velocity for 93 tungsten alloy and 921A steel

(4) 利用 Steinberg 本构模型, 假设 Y_H/G 为常数, 估计动态屈服强度。由于缺乏再加载实验, 因此不能直接得到 Hugoniot 状态下的剪切强度 τ_0 。一般来说, 冲击 Hugoniot 状态剪应力 $0 \leq \tau_0 \leq \tau_c$, 因此可以得到动态屈服强度 $\tau_c + \tau_0 \leq Y_H \leq 2(\tau_c + \tau_0)$ 。动态屈服强度 (Y_H) 与一维应力条件下的动态屈服强度 (σ_d) 的关系可以表示为

$$Y_H = \frac{1-\nu}{1-2\nu} \sigma_d \quad (10)$$

式中: ν 为泊松比。93 钨合金的准静态屈服强度为 0.62 GPa^[7], 准静态剪切模量为 91.81 GPa^[15]; 921A 钢的准静态屈服强度为 0.70 GPa^[8], 由于 Y_H 要满足 $\tau_c + \tau_0 \leq Y_H \leq 2(\tau_c + \tau_0)$ 的要求, 其准静态剪切模量只能在 63.0~66.0 GPa 范围内。

(5) 利用冲击波速和样品厚度估计整个加载过程的平均应变率。加载过程的应变可以表示为 $\varepsilon = \Delta u/C_0$, Δu 为界面粒子速度的变化量, C_0 为纵波波速。在样品产生卸载波之前的时间 $t = h_s/C_0$, h_s 为样品厚度。最终处理得到的实验结果见表 1, 其中: v_i 为撞击速度, p_H 为冲击压力, σ_d 为一维应力条件下的动态屈服强度。

表 1 93 钨合金和 921A 钢的实验结果
Table 1 Test results for 93 tungsten alloy and 921A steel

No.	h_s/mm	$v_i/(\text{km}\cdot\text{s}^{-1})$	p_H/GPa	G/GPa	Strain	Strain rates/ 10^6 s^{-1}	$(\tau_c + \tau_0)/\text{GPa}$	Y_H/GPa	σ_d/GPa
93W-1	3.218	2.82	49.5	196	0.11	0.17	1.05	2.10	1.28
93W-2	2.892	4.23	84.1	254	0.17	0.31	2.26	2.78	1.54
921A-1	2.808	2.88	38.1	110	0.21	0.36	1.07	2.08	1.19
921A-2	2.823	4.02	62.4	141	0.22	0.47	2.62	2.67	1.44
921A-3	2.818	5.20	90.1	166	0.26	0.62	2.99	3.15	1.57

3 讨 论

结合陈青山等^[7]得到的 93 钨合金实验数据和朱锡^[8]、张林等^[9]得到的 921A 钢的实验数据,分析 93 钨合金和 921A 钢的屈服强度随应变率的变化关系,分别如图 9、图 10 所示。其中, DIF 为动态增强因子,是动态屈服强度与准静态屈服强度的比值。对 93 钨合金而言,从图 9 可以发现,在应变率($\dot{\epsilon}$)小于 1 s^{-1} 时动态增强因子(动态屈服强度)随应变率的增加而增加,但增强效应并不明显;当应变率大于 1 s^{-1} ,随着应变率的增加,动态增强因子会明显增加;当应变率超过 10^4 s^{-1} 时,动态增强因子随应变率的增加变化缓慢;随着应变率的进一步提高,动态增强因子几乎接近于一个常数。对 921A 钢而言,从图 10 可以发现:当应变率小于 $1\,000\text{ s}^{-1}$ 时,921 钢的动态屈服强度随应变率几乎没有变化;当应变率大于约 $1\,000\text{ s}^{-1}$ 时,921A 钢的动态屈服强度随应变率增大而迅速增加;当应变率大约为 $3\,000\text{ s}^{-1}$ 时,其动态屈服强度约为静态屈服强度的 2.1 倍;其后动态屈服强度随着应变率的增加变化缓慢。这里需要强调的是,本研究中的 921A 钢的平板撞击实验数据(图 10 中圆圈所示)有点分散,与文献[9]报道的实验结果(图 10 中上三角所示)类似,但动态增强因子的平均值保持在 2.1 左右,几乎是常数。

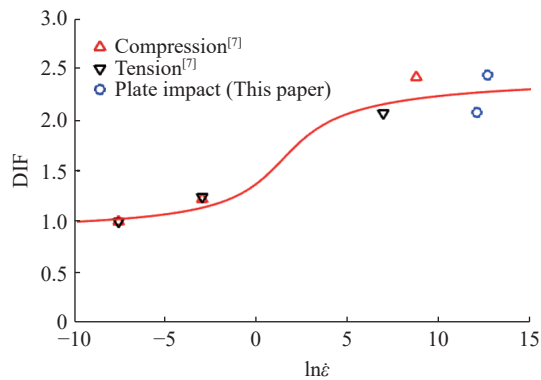


图 9 93 钨合金的 DIF 随应变率的变化
Fig. 9 Variation of DIF with strain rate for 93 tungsten alloy

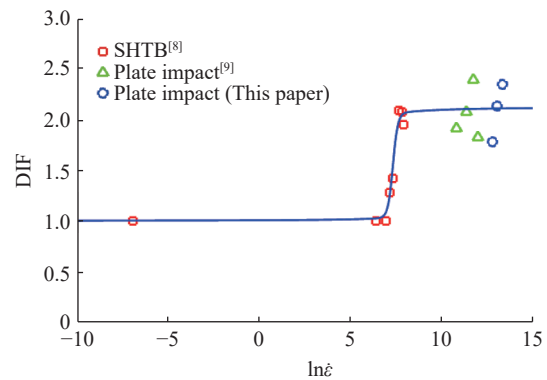


图 10 921A 钢的 DIF 随应变率的变化
Fig. 10 Variation of DIF with strain rate for 921A steel

4 结 论

通过二级轻气炮进行了平板撞击实验,得到了 93 钨合金和 921A 钢冲击加载-卸载波剖面的粒子速度,通过分析处理得到了 93 钨合金和 921A 钢在极高应变率下的动态屈服强度,并结合文献中报道的中低应变率下的实验结果得到了两种材料在较大应变率($10^{-4}\sim 10^6\text{ s}^{-1}$)范围屈服强度随应变率的变化规律,主要结论如下。

(1) 93 钨合金在应变率(冲击压力)为 $1.7\times 10^5\text{ s}^{-1}$ (49.5 GPa)和 $3.1\times 10^5\text{ s}^{-1}$ (84.1 GPa)下的动态屈服强度分别为 2.10 GPa 和 2.78 GPa; 921A 钢在应变率(冲击压力)为 $3.6\times 10^5\text{ s}^{-1}$ (38.1 GPa)、 $4.7\times 10^5\text{ s}^{-1}$ (62.4 GPa)和 $6.2\times 10^5\text{ s}^{-1}$ (90.1 GPa)下的动态屈服强度分别为 2.08、2.67 和 3.15 GPa。

(2) 93 钨合金基本上是应变率敏感材料,屈服强度随着应变率的增加而增加。当应变率大于 1 s^{-1} ,

随着应变率的增加, 动态屈服强度增加明显; 当应变率超过 10^4 s^{-1} 时, 动态屈服强度随应变率的增加变化缓慢; 随着应变率的进一步提高, 动态屈服强度几乎接近于常数。

(3) 921A 钢在应变率小于 $1\,000 \text{ s}^{-1}$ 时, 动态屈服强度随应变率的增加几乎没有变化; 当应变率大于 $1\,000 \text{ s}^{-1}$ 时, 动态屈服强度会随应变率的增大而迅速增加; 而当应变率大约为 $3\,000 \text{ s}^{-1}$ 时, 其动态屈服强度约为静态屈服强度的 2.1 倍; 其后, 动态屈服强度随着应变率的增加变化缓慢。

参考文献:

- [1] JOHNSON G R, COOK W H. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]//Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, 1983, 21: 541–547.
- [2] 周琳, 王子豪, 文鹤鸣. 简论金属材料 JC 本构模型的精确性 [J]. 高压物理学报, 2019, 33(4): 042101.
ZHOU L, WANG Z H, WEN H M. On the accuracy of the Johnson-Cook constitutive model for metals [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2019, 33(4): 042101.
- [3] STEINBERG D J, COCHRAN S G, GUINAN M W. A constitutive model for metals applicable at high-strain rate [J]. *Journal of Applied Physics*, 1980, 51(3): 1498–1504.
- [4] ASAY J R, LIPKIN J. A self-consistent technique for estimating the dynamic yield strength of a shock-loaded material [J]. *Journal of Applied Physics*, 1978, 49(7): 4242–4247.
- [5] ASAY J R, CHHABILDAS L C, DANDEKAR D P. Shear strength of shock-loaded polycrystalline tungsten [J]. *Journal of Applied Physics*, 1980, 51(9): 4774–4783.
- [6] CHHABILDAS L C, ASAY J R, BARKER L M. Shear strength of tungsten under shock and quasi-isentropic loading to 250 GPa: SAND-88-0306 [R]. Sandia National Laboratories, 1988.
- [7] 陈青山, 苗应刚, 郭亚洲, 等. 比较 93 钨合金材料的 3 种本构模型 [J]. 高压物理学报, 2017, 31(6): 753–760.
CHEN Q S, MIAO Y G, GUO Y Z, et al. Comparative analysis of 3 constitutive models for 93 tungsten alloy [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2017, 31(6): 753–760.
- [8] 朱锡. 921A 钢动态屈服应力的实验研究 [J]. 海军工程学院学报, 1991(2): 43–48.
ZHU X. Experimental study of dynamic yielding stress on “921A” steel [J]. Journal of Naval University of Engineering, 1991(2): 43–48.
- [9] 张林, 张祖根, 秦晓云, 等. D6A、921 和 45 钢的动态破坏与低压冲击特性 [J]. 高压物理学报, 2003, 17(4): 305–310.
ZHANG L, ZHANG Z G, QIN X Y, et al. Dynamic fracture and mechanical property of D6A, 921 and 45 steels under low shock pressure [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2003, 17(4): 305–310.
- [10] HU J, ZHOU X, TAN H, et al. Successive phase transitions of tin under shock compression [J]. *Applied Physics Letters*, 2008, 92(11): 111905.
- [11] 谭华. 实验冲击波物理导引 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2007.
- [12] 谭华. 高压声速测量与卸载路径 [J]. 爆轰波与冲击波, 2003, 2: 60–70.
- [13] 王贵林, 王治, 张朝辉, 等. 磁驱动准等熵压缩下单晶氟化锂的光学特性 [J]. 强激光与粒子束, 2014, 26(4): 210–216.
WANG G L, WANG Z, ZHANG Z H, et al. Optical properties of single-crystal lithium fluoride window under magnetically driven quasi-isentropic compression [J]. High Power Laser and Particle Beams, 2014, 26(4): 210–216.
- [14] MARSH S P. LASL shock Hugoniot data [M]. Berkeley: University of California Press, 1980.
- [15] 华劲松. 高温高压下钨合金的本构方程研究 [D]. 绵阳: 中国工程物理研究院, 1999.

Determination of the Mechanical Properties of Metals at Very High Strain Rates

WANG Zihao, ZHENG Hang, WEN Heming

(CAS Key Laboratory for Mechanical Behavior and Design of Materials, University of
Science and Technology of China, Hefei 230027, Anhui, China)

Abstract: Metals are widely used in the defense industry and civil engineering and an understanding of the mechanical properties of metals under intense dynamic loadings is of great significance for the design and assessment of weapons and protective structures. In this paper, the dynamic yield strengths (HELs) of 93 tungsten alloy and 921A steel at very high strain rates are determined by plate impact tests using a two-stage light gas gun system. The paper consists of three parts: firstly, the basic principle of the plate impact experiment is briefly introduced; secondly, the experimental data is analyzed in some details; finally, the dynamic yield strengths of 93 tungsten alloy and 921A steel at very high strain rates are determined. The experimental results show that the dynamic yield strengths of 93 tungsten alloy at strain rates of $1.7 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ and $3.1 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ are 2.10 GPa and 2.78 GPa respectively and the dynamic yield strengths of 921A steel at strain rates of $3.6 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$, $4.7 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ and $6.2 \times 10^5 \text{ s}^{-1}$ are 2.08 GPa, 2.67 GPa and 3.15 GPa, respectively. The experimental results also show that the dynamic increase factors for 93 tungsten alloy and 921A steel at very high strain rates are between 2 and 3.

Keywords: plate impact; 93 tungsten alloy; 921A steel; strain rate; dynamic yield strength

鸟撞冲击下 TC4 钛合金平板的变形和破坏

贾林¹, 李从富¹, 邹学韬², 姚小虎²

(1. 中国航发上海商用航空发动机制造有限责任公司, 上海 201108;

2. 华南理工大学土木与交通学院, 广东 广州 510641)

摘要: 为了分析航空用 TC4 钛合金板材在鸟撞冲击下的动态响应, 通过 3D-DIC 动态变形场测试技术, 研究了鸟撞冲击过程中 TC4 钛合金平板变形场, 并基于显式有限元分析软件 ABAQUS, 建立了鸟撞数值计算模型。将考虑拉压不对称性的修正 von Mises 屈服准则引入 TC4 钛合金材料的 Johnson-Cook 动态本构模型和动态损伤模型中, 采用光滑粒子流体动力学方法 (SPH) 建立了鸟体模型。数值计算和鸟撞实验的对比结果表明, 计算应变与实验结果吻合很好, 验证了 TC4 钛合金鸟撞冲击数值分析模型的合理性和可靠性。

关键词: TC4 钛合金; 鸟撞; 光滑粒子流体动力学方法; 剪切破坏

中图分类号: O347.3

文献标识码: A

TC4 钛合金是一种 $\alpha+\beta$ 型中强度钛合金, 具有较高的强度和较优异的塑性, 在航空、航天、船舶以及兵器领域应用广泛^[1]。鸟撞问题是飞机结构在起降过程中面临的主要威胁之一。鸟撞发生时, 鸟体在毫秒级时间内瞬间冲击机体结构。高速冲击产生的巨大能量将导致机身结构严重损伤, 从而引发伤亡事故。因此, 国际适航标准要求所有向前部件在使用前必须分析其抗鸟撞性能。

大量的研究表明, 鸟体在高速冲击作用下表现出明显的流体流动飞溅特性。近年来, 诸多学者针对飞机结构的抗鸟撞性能开展了大量研究工作。普遍认为, 高速鸟撞冲击问题是一个应变率相关的流固耦合问题。目前结构抗鸟撞性能的数值分析方法主要有 3 种: 拉格朗日有限元法 (Lagrangian finite element)、任意拉格朗日-欧拉法 (Arbitrary Lagrange-Euler, ALE) 和光滑粒子流体动力学方法 (Smooth particle hydro-dynamic, SPH)。采用拉格朗日有限元法分析高速鸟撞冲击时, 因鸟体结构变形大, 致使单元发生畸变, 故拉格朗日有限元法只适合模拟低速鸟撞。SPH 方法是一种基于拉格朗日技术的自适应无网格粒子法, 将其与有限元方法进行耦合, 可在流固耦合问题求解中展现显著的优势^[2-3]。由于 SPH 粒子在空间相互独立, 因此 SPH 法比拉格朗日有限元法和 ALE 法更适于解决高速鸟撞冲击问题^[4]。例如: 刘军等^[5] 通过对比鸟撞平板叶片实验结果和 SPH 法及拉格朗日有限元法数值分析结果, 发现 SPH 方法与实验结果更接近; 刘富等^[6] 采用 SPH 方法进行了 2024-T3 铝合金平板抗高速鸟撞冲击性能研究, 得到了与实验结果相近的模拟结果; Liu 等^[7] 通过不同速度的平板鸟撞冲击实验和数值分析, 研究了适用于不同鸟撞速度的鸟体模型; 姚小虎等^[8] 通过鸟撞圆弧风挡实验和数值计算, 分析了风挡玻璃在鸟撞冲击过程中的损伤破坏。

本研究采用三维图像相关法 (3 dimensional digital correlate, 3D-DIC), 分析 TC4 钛合金平板高速鸟撞过程中的变形场, 基于 SPH 方法和 TC4 钛合金的 Johnson-Cook 动态损伤模型, 建立 TC4 钛合金平板鸟撞数值模型, 并将模拟结果与鸟撞实验进行对比验证。

* 收稿日期: 2020-02-24; 修回日期: 2020-03-17

基金项目: 国家自然科学基金 (11672110, 11472110)

作者简介: 贾林 (1988—), 男, 硕士, 工程师, 主要从事发动机强度试验技术研究。

E-mail: jialin20060598@126.com

通信作者: 姚小虎 (1974—), 男, 博士, 教授, 主要从事爆炸与冲击动力学研究。E-mail: yaoxh@scut.edu.cn

1 钛合金平板鸟撞实验

鸟撞实验装置由鸟弹发射系统、TC4钛合金靶板、速度测试系统、照明系统和高速摄像系统组成。实验装置如图1所示。本实验使用的鸟弹为长 $L = 228\text{ mm}$ 、直径 $D = 114\text{ mm}$ 的明胶弹。鸟弹由空气炮发射,利用激光测速仪记录发射速度,激光测速仪的系统误差小于0.5%。为了解析TC4钛合金靶板背面的三维变形场,在靶板背面设置两台I-SPEED 716型高速摄影机,拍摄帧率设置为 10^4 帧每秒。位于靶板正面的两台SA-X型高速摄影机记录鸟弹飞行轨迹和撞击靶板时的响应,保证鸟弹垂直撞击TC4钛合金靶板。实验开始之前,进行调焦、视场校准和同步设置。将4台高速摄影机的触发开关通过BNC线引至操作间,其中用于动态3D-DIC测量的两台相机使用转接头连接,以实现同步触发。高速摄影机布局如图2所示。

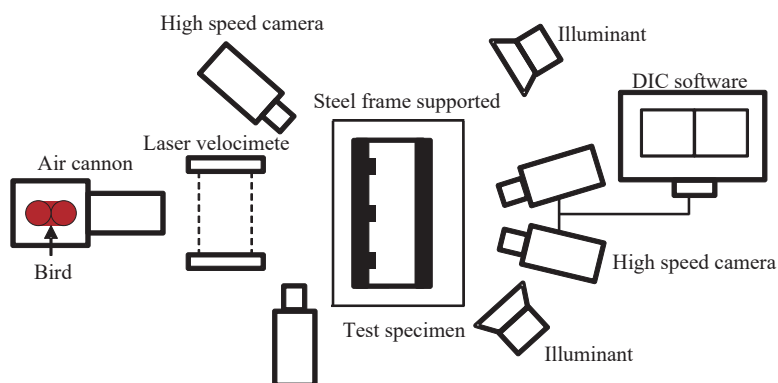


图1 实验装置示意图

Fig. 1 Schematic of experimental apparatus

试件材料为TC4钛合金平板,尺寸为 $600\text{ mm} \times 600\text{ mm} \times 1.6\text{ mm}$ 。通过均匀分布的16颗M10螺栓及4.0 mm厚的夹具,将试件固定在试验工装上,夹具尺寸与螺栓分布如图3所示。



图2 高速摄影机布局

Fig. 2 High speed camera arrangement

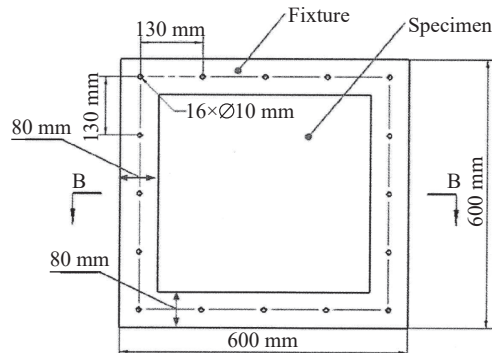


图3 靶板尺寸

Fig. 3 Size of target board

鸟撞实验共设3个发射速度,分别为149、167和180 m/s。每组进行4次重复实验。图4显示了3种速度工况下鸟撞实验结果。图4中第1行的3幅图为平板正面高速摄影图像,可以看出:鸟弹包裹在弹托中由炮管发射,在空气阻力和实验舱入射口的作用下,鸟弹和弹托在撞击TC4钛合金平板前完全分离。弹托保证了鸟弹在发射过程中的整体形状和结构不受炮管内高压气体的破坏,弹托与鸟弹的完全分离消除了弹托对TC4平板鸟撞响应的影响。图4中第2行和第3行图像分别显示了TC4钛合金平板的正面和背面鸟撞冲击结果。发射速度为149 m/s的4次实验中,TC4钛合金平板均未发生破坏;发射速度为167 m/s的4次实验中,2次发生破坏,2次未发生破坏;而发射速度为180 m/s的4次实验中,平板均发生破坏。

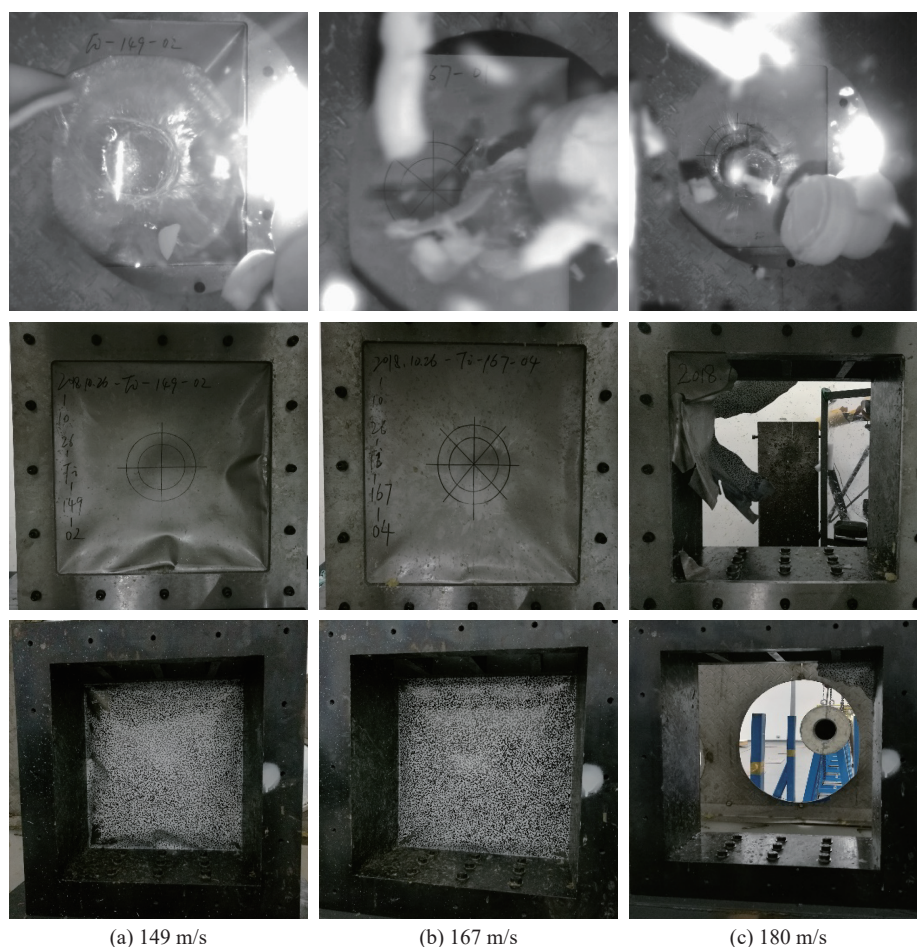


图 4 149、167 和 180 m/s 的鸟撞实验结果

Fig. 4 Results of bird strike experiments at the speed of 149, 167 and 180 m/s

图 5 为 TC4 钛合金平板破坏照片。鸟体撞击平板后产生的拉伸波向外传播, 在螺栓处产生剪切作用, 平板发生了剪切破坏。

2 钛合金平板鸟撞数值计算

2.1 计算模型

数值计算采用的鸟体几何模型与实验相同, 为两端半球状、中间圆柱体的胶囊状柱体, 长径比 $L/D=2$, 如图 6 所示。鸟体模型的质量为 1.8 kg。采用 SPH 单元模拟高速鸟撞冲击过程中的鸟体流体状飞溅, 鸟体材料参数列于表 1。

高速鸟撞实验过程中, 靶板夹具和支撑架的刚度足够大, 夹具和支撑架只发生线弹性变形, 因此采用钢材的线弹性本构模型描述。TC4 钛合金平板在高速鸟撞冲击载荷作用下发生了大变形和损伤破坏。实验发现, TC4 钛合金平板的主要破坏形式是剪切破坏, 因此在数值仿真计算中需要考虑剪应力的影响。大量实验表明, 钛合金材料



图 5 TC4 钛合金平板破坏照片

Fig. 5 Failure of TC4 titanium alloy plate

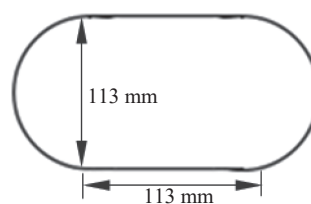


图 6 鸟弹的几何尺寸

Fig. 6 Geometry of bird ball

具有拉压不对称性,需要对 von Mises 屈服准则进行修正。本研究将 Johnson-Cook 动态本构模型和 Johnson-Cook 损伤失效模型引入邹学韬等^[9]提出的 von Mises 修正本构框架中。该本构可以表征 TC4 钛合金在强冲击载荷作用下的塑性流动应力和损伤破坏行为。Johnson-Cook 动态本构模型的表达式为

$$\sigma_s = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 - T^{*m}) \quad (1)$$

式中: σ_s 为塑性流动应力; A 为参考应变率下的屈服应力; B 和 n 为应变强化系数; ε 为等效塑性应变; C 为应变率敏感系数; $\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$ 为无量纲应变率, $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; $T^* = (T - T_r)/(T_m - T_r)$ 为无量纲温度, T 为温度, T_m 为材料熔化温度, T_r 为参考温度; m 为温度软化系数。

表 1 鸟体材料参数

Table 1 Material parameters of bird body

Density/(kg·m ⁻³)	Elastic modulus/GPa	Poisson's ratio	Yield stress/MPa	Failure strain	Tangent modulus/MPa
928	0.068	0.49	0.69	1.25	5

考虑到 TC4 钛合金材料的拉压不对称性,引入拉压不对称因子 $G(\sigma)$ 修正 von Mises 屈服面,得到屈服函数为

$$\phi = f(\sigma)G(\sigma) = 1 \quad (2)$$

$$f(\sigma) = 3J/\sigma_s^2 \quad (3)$$

$$G(\sigma) = \exp[-c(\xi + 1)] = 1 \quad (4)$$

式中: $f(\sigma) = 1$ 为 von Mises 屈服面函数; $\xi = \cos(3\theta) = \frac{27}{2} \cdot \frac{J_3}{(3J_2)^{3/2}}$ 为 Lode 参数,其中 θ 为 Lode 角, J_2 为偏应力第二不变量, J_3 为偏应力第三不变量; c 为不对称系数,可以通过两种简单应力状态求解。本研究中,不对称系数 c 取

$$c = -2 \ln \left(\frac{\sigma_s}{\sqrt{3}\tau_s} \right) = -2 \ln \alpha, \quad \alpha = \frac{\sigma_s}{\sqrt{3}\tau_s} \quad (5)$$

式中: τ_s 为纯剪切加载的屈服应力。于是,根据相关联的流动法则,即屈服面函数等于塑性势函数 $g(\sigma)$,得到该本构的增量表达式

$$\begin{cases} d\sigma_{ij} = D_e(d\varepsilon_{ij} - d\varepsilon_{ij}^p) \\ d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \\ d\lambda = \frac{g(\sigma_{ij}^{\text{trail}}) + \frac{\partial g}{\partial \varepsilon} d\varepsilon}{\frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} Y_{ij} - \frac{\partial g}{\partial \sigma_{eq}^p} H} \\ Y_{ij} = D_e \frac{3}{\sigma_s^2} \exp[2 \ln \alpha (\xi + 1)] \left(\frac{\partial J_2}{\partial \sigma_{ij}} + 2J_2 \ln \alpha \frac{\partial \xi}{\partial \sigma_{ij}} \right) \\ H = \sqrt{\frac{2}{3} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}} \frac{\partial g}{\partial \sigma_{ij}}} \end{cases} \quad (6)$$

式中: D_e 为弹性矩阵, $d\lambda$ 为塑性流动因子, ε_{ij}^p 为塑性应变, $\sigma_{ij}^{\text{trail}}$ 为试探应力, σ_{eq}^p 为等效塑性应力。

Johnson-Cook 损伤失效模型为

$$\varepsilon_f = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^*)](1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 T^*) \quad (7)$$

式中: ε_f 为失效应变; $D_1 \sim D_5$ 为材料参数; $\sigma^* = p/\sigma_{eq}$, 其中 p 为静水压力, σ_{eq} 为等效应力。

数值计算所使用的本构模型参数列于表 2^[10-11], 其中 E 为弹性模量, ρ 为密度, μ 为泊松比。

表 2 TC4 钛合金材料参数^[10-11]
Table 2 Parameters of TC4 titanium alloy^[10-11]

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	μ	T_m/K	A/MPa	B/MPa	n	C	m
4.430	0.33	1 878	1 060	1 090	0.884	0.011 7	1.1
E/GPa	$\dot{\varepsilon}_0/\text{s}^{-1}$	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5	
135	4×10^{-4}	-0.090	0.270	0.480	0.014	3.870	

TC4 钛合金平板高速鸟撞的数值计算有限元模型如图 7 所示。TC4 靶板、夹具和 M10 螺栓均采用 C3D8R 六面体八节点减缩积分单元模拟。通过建立一般接触, 计算鸟体撞击 TC4 钛合金靶板以及螺栓和靶板之间的接触。夹具通过 16 颗 M10 螺栓固定在支架上, 在数值计算中对螺栓进行固支约束。鸟体速度分别设置为 149、167 和 180 m/s。

在 TC4 钛合金平板上选取 6 个具有代表性的观测点, 如图 8 所示, 其中观测点 S_1 、 S_2 和 S_3 沿轴向分布, S_4 、 S_5 和 S_6 沿对角线方向分布。

2.2 计算结果

图 9 为鸟撞速度为 149 m/s 时 TC4 钛合金平板的等效应力云图。鸟体撞击平板后, 鸟体前端受到冲击压缩后解体并呈流体状飞溅, 鸟体后端仍保持固体状态。平板受鸟体冲击后产生拉伸波, 并向平板四周传播。1.66 ms 时鸟体完全解体, 鸟体撞击的冲击能量完全耗散, 此时 TC4 钛合金平板的应力、应变和位移达到最大值, 随后开始一定程度回弹。

图 10 为鸟撞击后 TC4 钛合金平板变形的数值计算结果和 3D-DIC 实验结果对比。图 10 中 149 m/s 和 167 m/s 工况下的最大位移($S_{\max}$)图像选自未破坏实验, 180 m/s 工况下的最大位移图像选自平板破坏飞出前(2.00 ms 前)。鸟撞过程中, TC4 钛合金平板的变形大, 对角线方向隆起, 隆起处亮度明显增大, 使得平板部分区域被遮挡, 同时也遮挡了高速摄影机, 因此出现部分区域未追踪到变形场的问题。由图 10 可知, 计算得到的最大位移场与实验结果吻合较好。3 种工况下数值仿真和实验得到的观测点最大位移如表 3 所示。

图 11 为计算得到的 180 m/s 工况下 TC4 钛合金平板破坏过程中的等效塑性应变云图。从图 11 可以看出: 0.40 ms 时, 位于轴线上的 4 颗螺栓附近开始出现裂纹; 0.68 ms 时, 平板与夹具接触处进入塑性阶段; 1.04 ms 时, 平板对角线和夹具接触处开始起裂, 并沿着夹具边缘和对角线方向扩展; 2.00 ms 时, 最先起裂的 4 颗螺栓孔处裂纹贯穿。对比可见, 计算得到的螺栓孔处的损伤和破坏形式与实验结果基本一致。

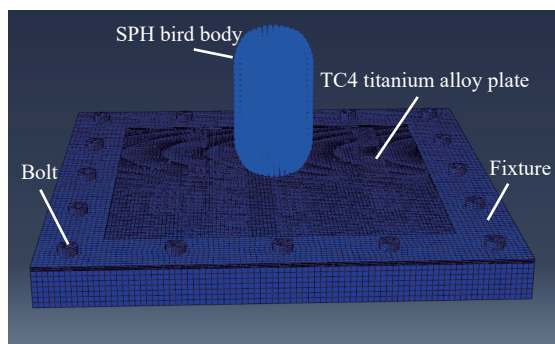


图 7 鸟撞数值计算模型

Fig. 7 Numerical model of bird strike

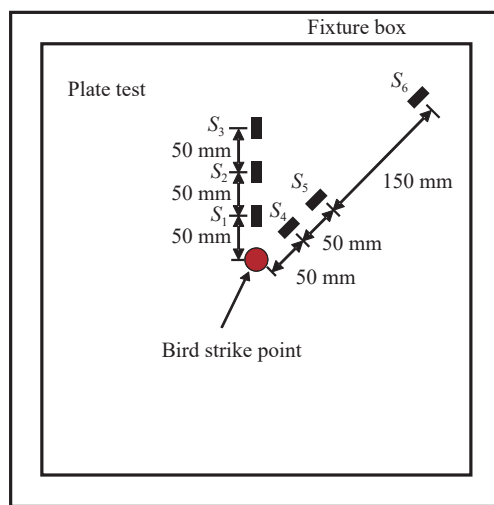


图 8 观测点布局

Fig. 8 Distribution of observation points

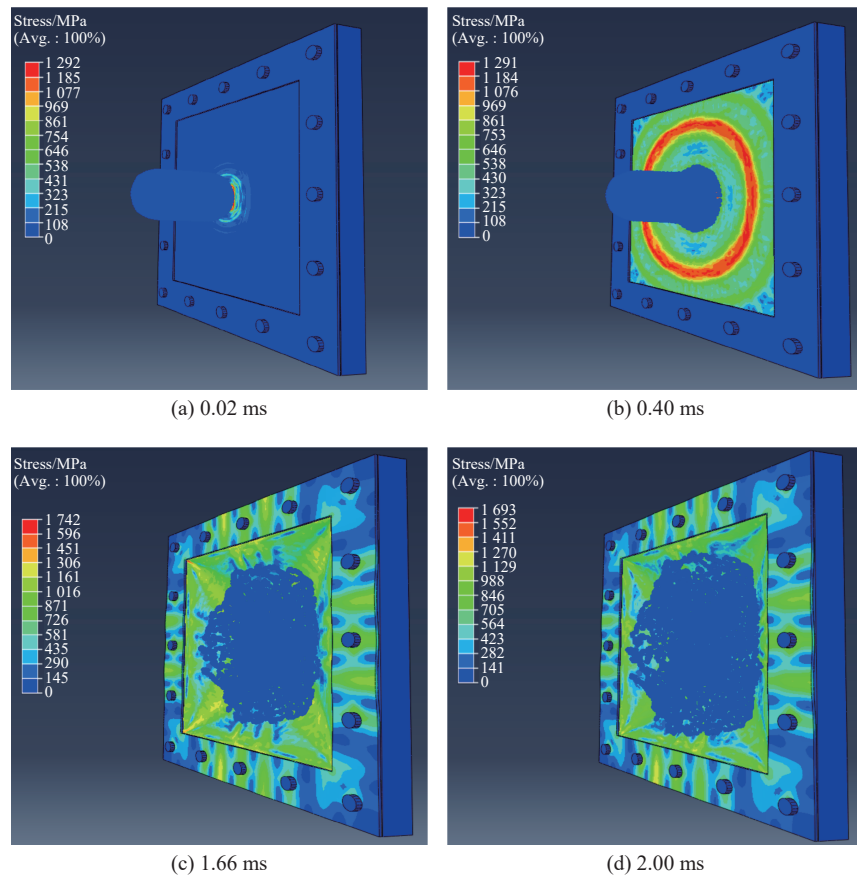


图 9 149 m/s 鸟撞等效应力云图

Fig. 9 Equivalent stress nephograms of bird impacting with the velocity of 149 m/s

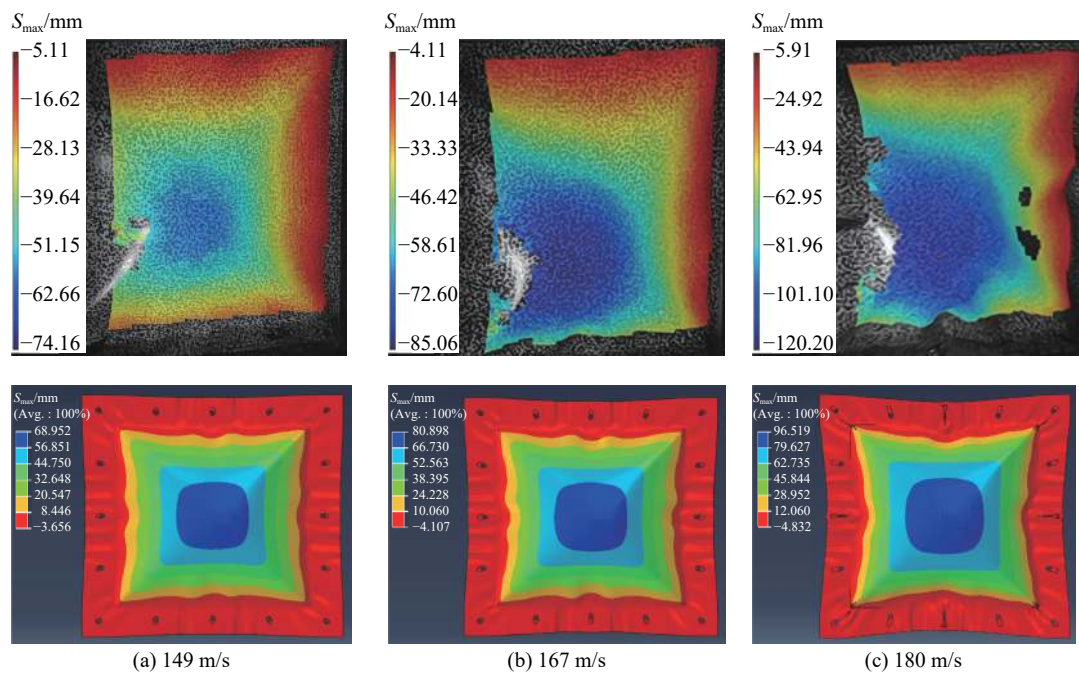


图 10 TC4 钛合金平板鸟撞变形结果

Fig. 10 Deformation of TC4 titanium alloy plate under the bird impact

表 3 TC4 钛合金平板鸟撞最大位移
Table 3 Maximum displacement of titanium alloy plate impacted by a bird

Velocity/(m·s ⁻¹)	Method	Maximum displacement/mm					
		S_1	S_2	S_3	S_4	S_5	S_6
149	Sim.	65	51	36	64	55	23
	Exp.	68	60	38	63	53	25
167	Sim.	75	60	48	76	65	27
	Exp.	80	59	47	76	63	24
180	Sim.	119	101	63	118	103	54
	Exp.	117	90	53	103	95	50

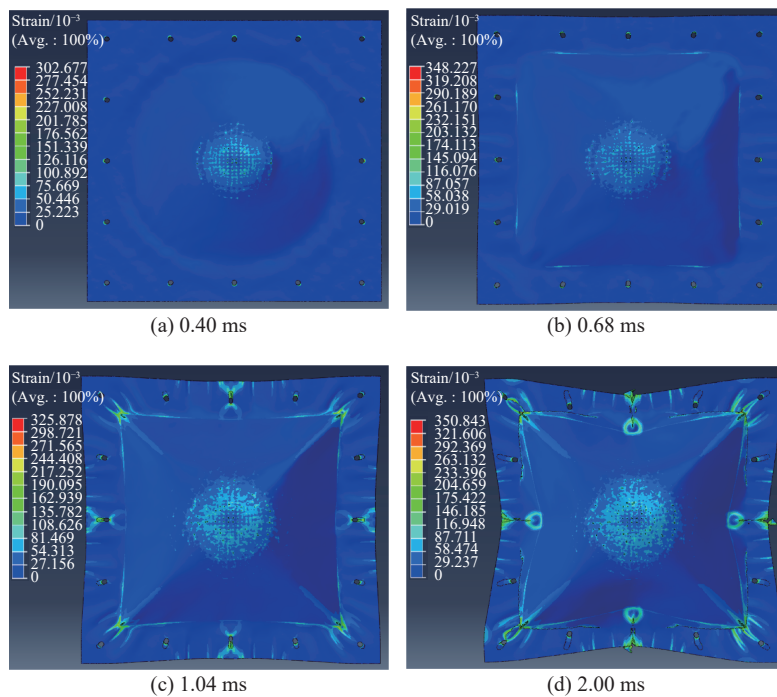


图 11 180 m/s 工况下计算得到的 TC4 钛合金平板破坏过程

Fig. 11 Failure process of TC4 titanium alloy plate calculated at 180 m/s

计算与实验得到的位移-时间曲线对比如图 12 所示。从图 12 中可以看出, 计算得到的位移变化趋势及大小与实验结果基本吻合, 表明本研究使用的 Johnson-Cook 动态本构和损伤失效模型对于模拟 TC4 钛合金高速鸟撞冲击问题是比较准确的。

图 13 对比了 6 个观测点的应变时程曲线。数值计算得到的 6 个观测点应变与实验数据的整体吻合度较高。从图 13 中可以看出, 最靠近鸟撞点的观测点 S_1 和 S_4 的等效应变在 0~0.2 ms 内增大, 0.2~1.0 ms 内保持平稳, 1.0~1.4 ms 再次增大, 1.4 ms 后再次保持不变, 呈现双台阶模式。其余观测点均未表现出此双台阶模式。观测点 S_1 和 S_2 的等效应变出现双台阶的原因在于这两个点位于鸟弹半径范围之内。鸟弹撞击 TC4 钛合金平板瞬间, 应变瞬间增大; 0.2~1.0 ms 内应力波向边界传递并在边界处反向, 此时 S_1 和 S_2 区域内材料包裹着鸟弹运动, 因此应变出现平台段; 1.0 ms 时, 边界反射的应力波再次到达 S_1 和 S_2 区域, 使得应变再次增大。

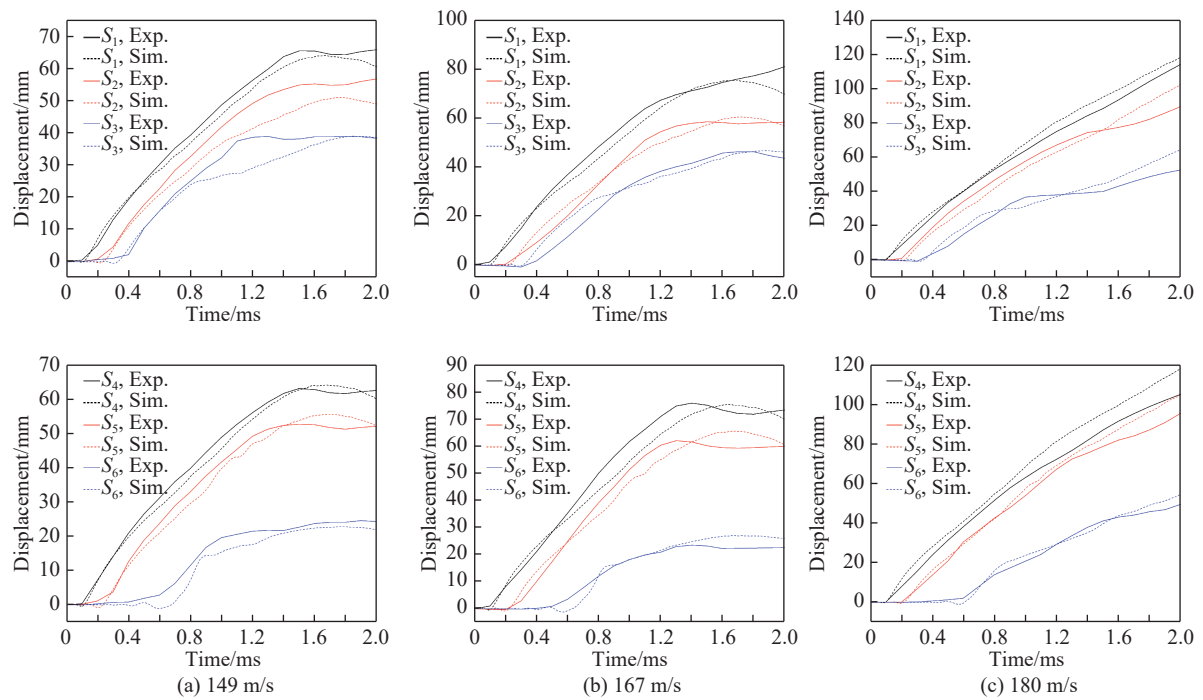


图 12 位移-时间曲线的计算和实验结果对比

Fig. 12 Comparison of calculated displacement-time curves with experimental results

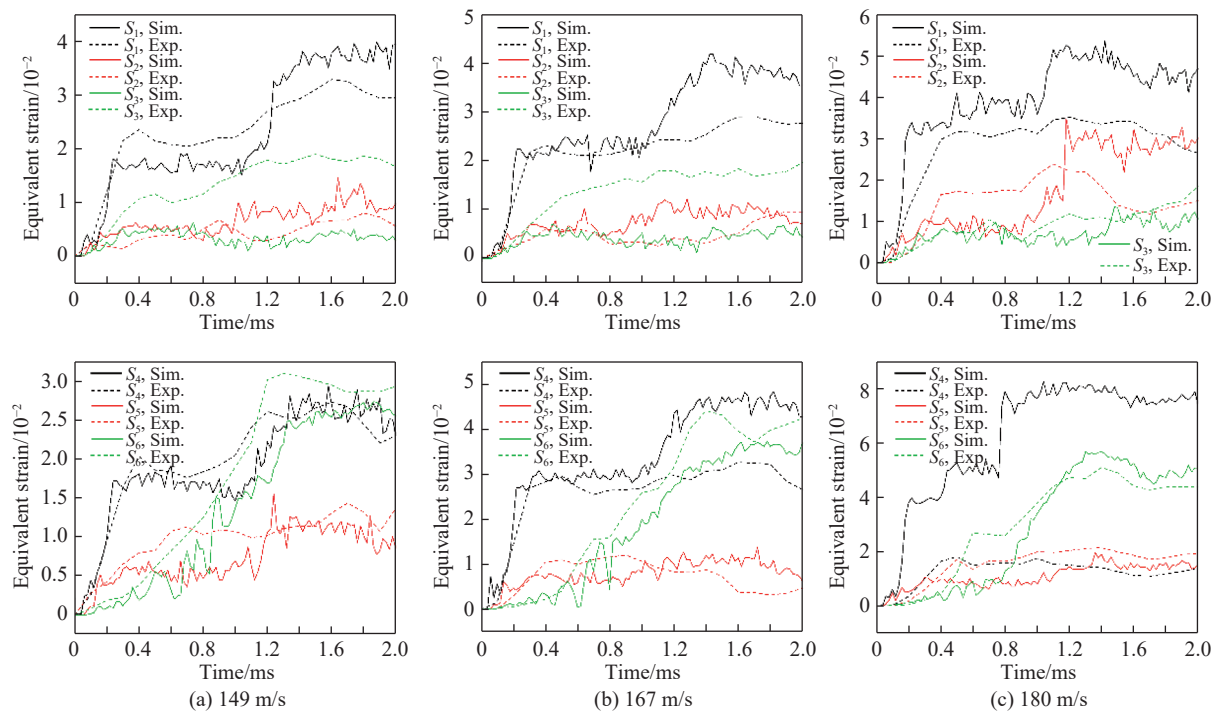


图 13 应变-时间曲线的计算与实验结果对比

Fig. 13 Comparison of calculated strain-time curves with experimental results

3 结 论

通过 3D-DIC 实验和数值计算方法,研究了 1.8 kg 鸟体高速撞击 1.6 mm 厚 TC4 钛合金平板的动态响应和损伤破坏,得到了较精确、有效的有限元模型,并得到如下结论。

(1) 1.6 mm 厚的 TC4 钛合金在 1.8 kg 鸟体高速撞击下的临界破坏速度为 167 m/s。撞击过程中平板内部未破坏, 而螺栓和夹具处发生剪切破坏。

(2) 3D-DIC 测试技术能够比较准确地测定鸟撞冲击过程中 TC4 钛合金平板的变形场。高速冲击过程中平板的变形较大, 易出现光线遮挡和反光, 需要设置补充高速摄影机。

(3) 实验表明, 鸟撞冲击后 TC4 钛合金平板破坏主要为螺栓等边界处的剪切破坏。将修正的 von Mises 屈服准则引入 Johnson-Cook 动态本构和损伤模型中, 在本构中同时考虑拉伸和剪切两种应力状态。该本构能够准确地模拟鸟撞平板问题。

参考文献:

- [1] 黄旭, 朱知寿, 王红红. 先进航空钛合金材料与应用 [M]. 北京: 国防工业出版社, 2012.
HUANG X, ZHU Z S, WANG H H. Advanced aeronautical titanium alloys and applications [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2012.
- [2] GUIDA M, MARULO F, MEO M, et al. SPH-Lagrangian study of bird impact on leading edge wing [J]. *Composite Structures*, 2011, 93(3): 1060–1071.
- [3] DE VUYST T, VIGNJEVIC R, CAMPBELL J C. Coupling between meshless and finite element methods [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005, 31(8): 1054–1064.
- [4] 张鼎逆, 上官倩苒, 刘富. 基于 SPH 方法的 LY12-CZ 铝合金平板鸟撞模型 [J]. *江苏大学学报: 自然科学版*, 2016, 37(4): 418–422.
ZHANG D N, SHANGGUAN Q Q, LIU F. Model of bird impact on LY12-CZ aluminum alloy plate based on SPH [J]. *Journal of Jiangsu University (Natural Science Edition)*, 2016, 37(4): 418–422.
- [5] 刘军, 李玉龙, 刘元镭. 基于 SPH 方法的叶片鸟撞数值模拟研究 [J]. *振动与冲击*, 2008, 27(9): 90–93.
LIU J, LI Y L, LIU Y Y. Numerical simulation study of bird-impact on a blade using SPH method [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2008, 27(9): 90–93.
- [6] 刘富, 张嘉振, 童明波, 等. 2024-T3 铝合金动力学实验及其平板鸟撞动态响应分析 [J]. *振动与冲击*, 2014, 33(4): 113–118.
LIU F, ZHANG J Z, TONG M B, et al. Dynamic tests and bird impact dynamic response analysis for a 2024-T3 aluminum alloy plate [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014, 33(4): 113–118.
- [7] LIU J, LI Y L, GAO X S. Bird strike on a flat plate: experiments and numerical simulations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 70: 21–37.
- [8] 姚小虎, 韩强, 赵隆茂, 等. 飞机圆弧风挡的抗鸟撞击问题研究 [J]. *华南理工大学学报 (自然科学版)*, 2007, 35(2): 6–12.
YAO X H, HAN Q, ZHAO L M, et al. Investigation into arc windshield of aircraft subjected to bird impact [J]. *Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition)*, 2007, 35(2): 6–12.
- [9] 邹学韬, 张晓晴, 姚小虎. 压剪载荷作用下 TB6 钛合金的动态力学性能 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(2): 024206.
ZOU X T, ZHANG X Q, YAO X H. Dynamic behavior of TB6 titanium alloy under shear-compression loading [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(2): 024206.
- [10] 惠旭龙, 牟让科, 白春玉, 等. TC4 钛合金动态力学性能及本构模型研究 [J]. *振动与冲击*, 2016, 35(22): 161–168.
HUI X L, MU R K, BAI C Y, et al. Dynamic mechanical property and constitutive model for TC4 titanium alloy [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(22): 161–168.
- [11] KAY G. Failure modeling of titanium 6Al-4V and aluminum 2024-T3 with the Johnson-Cook material model: DOT/FAA/AR-03/57 [R]. Washington: U.S. Department of Transportation, Federal Aviation Administration, 2003: 1–11.

Deformation and Destruction of TC4 Titanium Alloy Plate under the Bird Impact

JIA Lin¹, LI Congfu¹, ZOU Xuetao², YAO Xiaohu²

(1. AECC Commercial Aircraft Engine Manufacturing Co., Ltd., Shanghai 201108, China;

2. Civil Engineering and Transportation College, South University of Technology, Guangzhou 510641, Guangdong, China)

Abstract: In order to analyze the dynamic behavior of aerospace TC4 titanium alloy plane under the bird impact, the deformation field of TC4 titanium alloy plate subjected to the bird impact was studied by 3D-DIC dynamic deformation field test technology. Meanwhile, a numerical simulation model was established based on explicit finite element analysis software ABAQUS. In this model the Johnson-Cook dynamic constitutive relations was used to describe the property of TC4 titanium alloy, and the bird model was established with smooth particle method (SPH). Comparing the numerical and experimental results, it is concluded that the calculated strain can match the experimental results well. The rationality and reliability of numerical analysis of the bird impact on the TC4 titanium alloy model are verified.

Keywords: TC4 titanium alloy; bird impact; smoothed particle hydrodynamics method; shear failure

石英玻璃球撞击刚性壁的破碎过程

方继松, 王 珠, 熊 迅, 郑宇轩, 周风华

(宁波大学冲击与安全工程教育部重点实验室, 浙江 宁波 315211)

摘要: 利用高速枪对石英玻璃球撞击刚性靶板进行了实验研究, 分析了不同速度下球体的破碎过程和失效模式。当冲击速度低于临界破坏速度时, 石英玻璃球以略低于原速从靶板回弹; 当超过临界破坏速度时, 球体呈现“压缩破碎区—表面剥落区—剪切破坏区”的破坏结构; 进一步提高碰撞速度, 剪切破坏区的扩展导致球体碎裂为若干“月牙状”的碎块; 更高撞击速度下, 石英玻璃球发生坍塌式破碎, 在远离撞击端处产生层裂现象。利用离散元软件对球体的撞击破坏过程进行了模拟研究, 球体在高速碰撞下的破碎可以分为弹性压缩、整体破碎和二次撞击3个阶段。球体碎裂前 Hertz 接触理论可以较好描述其撞击力, 而破碎后的撞击力由于碎裂卸载远小于理论值, 且偏差随冲击速度逐渐增加。

关键词: 石英玻璃; 碎裂; 层裂; 离散元

中图分类号: O347

文献标识码: A

球体的冲击破碎是颗粒物质力学的基本问题。球体结构材料广泛存在于日常生活和工程应用中, 例如煤粒破碎^[1-2]、落石灾害^[3]、化工产品^[4]等。研究球体材料在冲击载荷下的破碎, 对于提高颗粒物质的加工技术、节约能源、促进经济发展、有效监控及预防自然灾害等具有重要价值。

早期国内外研究人员对单颗粒的冲击破碎开展了大量的实验研究, 研究的重点是颗粒的临界破碎速度、颗粒的破碎模式、碎片形貌以及碎块的统计特征等。Andrews 等^[5-6]对钠钙玻璃球和陶瓷球进行了研究, 在临界速度下, 球体从刚性靶板回弹; 超过临界速度后, 钠钙玻璃球碎裂为大量尺寸不均的细小碎片, 而陶瓷球则碎裂为若干大小均匀形似“月牙状”的碎块, 并将钠钙玻璃球体破碎归因于球体压缩端的剪切应力, 而将陶瓷球体破碎归因于球体中部的冲击拉伸应力。Salman 等^[7-9]对不同类型材料和大小的脆性球体进行试验, 结果表明大部分脆性材料的破坏模式是相似的, 即: 在中低速下, 球体的局部裂纹扩展导致局部破碎, 在撞击端形成压缩平台; 在高速下, 球体碎裂为大量难以识别的粉状碎片。Chau^[10]、Wu^[11]等根据冲击动能的转换分析了脆性球体破碎后碎块的统计特征。

在数值计算方面, 易洪昇等^[12]使用 ABAQUS 软件模拟了冲击过程中的球体内部应力情况, 由于颗粒破碎涉及大变形, 采用有限元方法会出现网格畸变问题, 因此不适合模拟大变形和损伤现象。离散元方法 (Discrete element method, DEM) 能够满足岩体工程中破裂和裂纹发展等问题的研究, 适合于从本质上研究固体介质的力学特性^[13]。Shen 等^[14]利用离散元软件分析了球形岩石在不同应变率情况下碎块特征、碎块数量、损伤率等的变化情况。Carmona 等^[15]采用离散元方法研究了球体碎裂过程中裂纹的扩展过程, 发现碎裂的大块碎片质量符合两参数的 Weibull 分布。

以石英玻璃球作为典型的脆性球体, 开展了较广泛冲击速度下石英玻璃球撞击刚性壁的破坏现象研究, 利用离散元数值软件 PFC^{3D} 分析了石英玻璃球在不同撞击速度下的撞击碎裂过程。

* 收稿日期: 2019-04-23; 修回日期: 2019-05-15

基金项目: 国家自然科学基金(11390361)

作者简介: 方继松(1993—), 男, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: 2633186318@qq.com

通信作者: 周风华(1964—), 男, 博士, 研究员, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: zhoulfenghua@nbu.edu.cn

1 实验装置及试件

实验采用高速气枪作为石英玻璃球的加载发射装置, 撞击区域使用碳化钨材料作为近似刚性靶板, 碳化钨的弹性模量为 720 GPa, 密度为 15.6 g/cm^3 , 泊松比为 0.21。碳化钨周围附有厚壁钢块, 如图 1 所示。采用 Kirana 超高速摄像机记录球体的破碎过程, 拍摄幅频为 2×10^5 帧每秒, 高速相机采用断路方式触发, 触发线设置在气枪的出口位置。在球体撞击区域的外围设计了一个有机玻璃防护装置用于收集碎片。

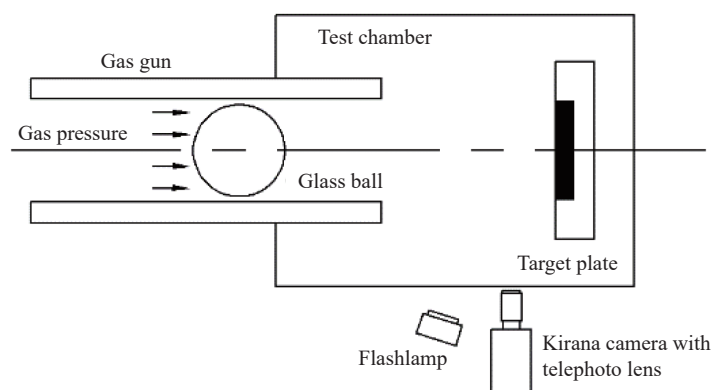


图 1 实验装置示意图

Fig. 1 Schematic of experimental device

高速气枪出口距离靶板 250 mm, 通过圆柱形长杆调节高速气枪和靶板的垂直度, 从而实现玻璃球的正撞破坏。通过水平放置和位于球体上方放置的高速相机, 实验观察石英玻璃球的飞行姿态, 结果表明玻璃球体未发生明显偏转, 撞击靶板位置为初始预设位置。根据超高速相机拍摄可获得玻璃球体的飞行时间, 从而确定玻璃球体飞行的平均速度, 近似等效为球体撞击速度。

实验试件采用昊天玻璃制品有限公司生产的超纯石英玻璃球, 其 SiO_2 的质量分数大于 99.99%。球体直径为 $(10.00 \pm 0.02) \text{ mm}$, 质量为 $(1.150 \pm 0.015) \text{ g}$, 具有良好的透光性, 且表面无明显缺陷。

2 碎裂过程及结果分析

为了研究玻璃球的临界冲击破碎速度, 在低速下开展了大量的实验。实验结果表明: 当石英玻璃球以 11.87 m/s 撞击刚性靶板时, 碰撞为近似弹性碰撞, 球体以略低于原速(回弹速度 10.25 m/s) 从刚性壁回弹, 除却撞击点应力集中破坏外, 球体内部没有产生宏观可见裂纹。石英玻璃球撞击前和回弹后如图 2 所示。

图 3 是冲击速度为 78 m/s 的冲击破碎过程。从图 3 可以看出, 球体的破碎可以分为 3 个阶段。在初始阶段, 撞击端首先发生破坏, 形成经过子午面的宏观裂纹, 同时形成细条状碎片, 这些碎片以撞击点为中心向四周扩散, 而在远离撞击端部分还保持相对完整; 随着撞击的持续进行, 在撞击端的碎片继续向四周运动, 在远离撞击端的部分产生“龟甲状”的裂纹, 并最终碎裂为若干“圆锥状”的碎块。

当冲击速度为 35 m/s 时, 球体从刚性壁回弹, 在撞击端产生了一些细小的碎片, 如图 4(a) 所示。图 5(a) 表明, 实验回收后的碎片存在 3 个破坏区域, 分别为压缩破碎区、表面剥落区以及剪切破坏区。

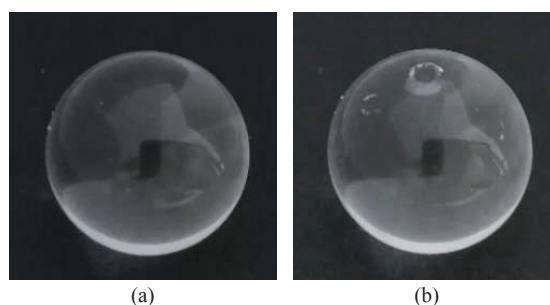


图 2 临界速度以下碰撞前(a)、后(b)球体形貌

Fig. 2 Sphere before (a) and after (b) impact under critical velocity

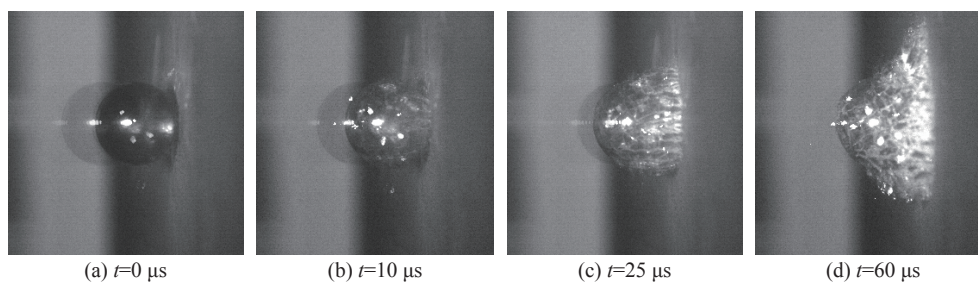


图 3 石英玻璃球撞击刚性壁典型的破碎过程

Fig. 3 Typical fracture process of sphere impact rigid wall

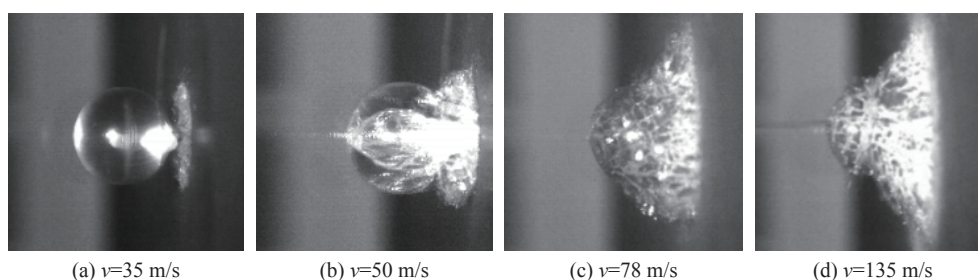


图 4 不同撞击速度下球体的破碎形貌

Fig. 4 Shape of spheres under different impact velocities

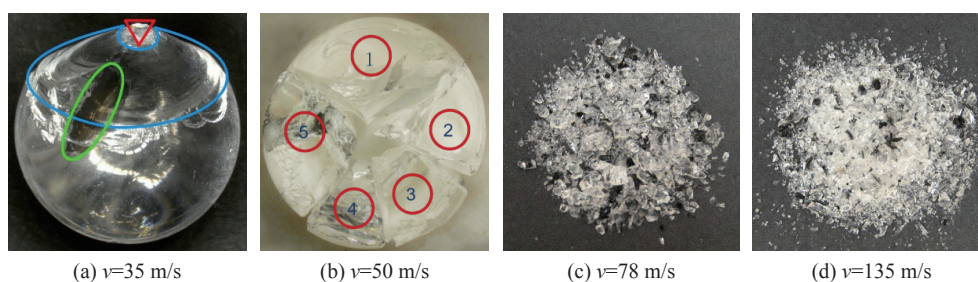


图 5 不同冲击速度下碎片回收形貌

Fig. 5 Shape of the fragments at different impact velocities

其中压缩破碎区是一个圆锥状的区域, 这块区域的石英玻璃已不具备透光性, 说明这一区域的石英玻璃发生了剧烈的压缩破碎, 但是这些碎块还有部分镶嵌在球体上并没有从球体上脱落。在压缩破碎区的周围是一个环形的表面剥落区, 受到表面波作用一些片状的碎片从球体上剥落, 产生层片状的碎片。在球体内部, 石英玻璃的折光性发生了改变, 说明在剪切力的作用下石英玻璃内部产生剪切裂纹带, 剪切裂纹带由压缩破碎区开始起裂, 沿着子午面由撞击端向试件内部扩展。

当冲击速度为 50 m/s 时, 从球体的透光性可以看出, 球体完全碎裂为若干碎块, 如图 4(b) 所示。在撞击端同样会出现类似于 35 m/s 时的压缩破碎现象, 并且涉及的范围更大。由于冲击动能的增加, 剪切破碎区完全贯穿了球体的子午面, 最终导致石英玻璃球碎裂成若干类似于“月牙状”的碎块, 如图 5(b) 所示。

当冲击速度为 78 m/s 时, 与上述几种破碎情况完全不同, 石英玻璃球不再从刚性壁回弹, 而是发生了“坍塌式”的破碎, 如图 4(c) 所示。在撞击端, 产生大量细小的碎块, 在球体的另一端表面有许多类似于“经线形”和“纬线形”的宏观裂纹, 最终产生大量类似于“龟甲状”的碎片, 内部也产生大量细小碎片, 如图 5(c) 所示。

当冲击速度为 135 m/s 时, 发生“蘑菇云”似的破碎现象, 如图 4(d) 所示。产生的碎片更加细小, 在远离撞击端的地方发生明显的“层裂”现象。球体在高速撞击过程中碎裂为极细小的碎片, 透明球体不

易观察裂纹发展,将石英玻璃球表面涂黑,有利于观测球体表面裂纹扩展。由图 5(d)可知,随着速度的增加,球体内部破碎更为剧烈,产生大量粉末状细小碎片。

综上所述,动态冲击下石英玻璃球的破坏形式主要有 4 种特征:(1)局部破碎,在球体上形成 3 个破碎区域;(2)中心劈裂,沿着冲击轴线碎裂为类似于“月牙状”的碎片;(3)坍塌破坏,石英玻璃球整体破碎,碎裂为若干碎块;(4)层裂破坏,在远离撞击端的地方产生“蘑菇云”似的“层裂”破坏。

3 离散元数值计算

3.1 离散元模型的建立

选择目前离散元中使用广泛的平行黏结模型(Linear parallel bond mode)。平行黏结模型本质上是用一层线性的黏结体将相互重叠的颗粒绑定起来,这些黏结的颗粒能很好地模拟岩石、玻璃等脆性材料的压缩破坏过程^[16]。

为了使模型具有较高的密实度,将模型中的孔隙率设定为 0.2,最大颗粒与最小颗粒的粒径比为 3:2。颗粒间的摩擦系数对材料的宏观参数影响不大^[17],故取经验值 0.577。

根据文献[18–19]的标定方法,通过单轴压缩标定了模型的弹性模量、泊松比和抗压强度,通过单轴拉伸标定抗拉强度,由三点弯标定弯曲强度,带缺口的三点弯标定断裂韧性和颗粒半径。最终得到的主要微观参数如表 1 所示。标定的宏观参数如表 2 所示,得到石英玻璃的宏观参数与制造商提供的材料参数基本一致,因此可以用于模拟石英玻璃的冲击破碎。

表 1 石英玻璃离散元模型的主要微观参数

Table 1 Main microscopic parameters of discrete element mode of quartz glass

Effective modulus of linear contact/GPa	Normal to shear stiffness ratio of linear contact	Porosity	Minimum radius of particles/mm	Size ratio of maximum and minimum particles	Tensile strength of contact/MPa	Shear strength of contact/MPa
55	2.9	0.2	0.1	1.5	300	600

表 2 石英玻璃在常态下的物理参数

Table 2 Physical properties of quartz glass under ambient condition

Method	Equivalent density/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	Elastic modulus/GPa	Poisson's ratio	Compressive strength/MPa	Tensile strength/MPa	Bending strength/MPa	Fracture toughness/($\text{N}\cdot\text{m}^{-3/2}$)
Manufacture provide	2.203	77.8	0.170	860	50	67.0	0.78
DEM numerical simulation	2.203	78.0	0.172	798	50	67.4	0.85

根据上述标定的离散元微观参数建立与实验同尺寸的几何模型。采用刚性墙面模拟实验中的刚性壁,在模拟初始时刻,给所有颗粒施加垂直撞击刚性壁的速度,使其匀速撞击刚性壁。

3.2 石英玻璃球冲击刚性壁破碎过程

图 6 是球体以 78 m/s 撞击刚性壁的过程。模拟中不同颜色代表的是碰撞过程中产生的不同碎块。对比图 3 和图 6 可知,模拟与实验吻合较好,模拟中玻璃球的破坏过程存在明显的时序性。在初始时刻,在撞击端发生局部的破碎,产生细小的碎片,同时裂纹向远离撞击端的地方传播;随着撞击的进行,撞击端产生的碎片向外运动,远离撞击端的地方碎裂为较大的锥形碎块,当撞击端处的细小碎片运动到更远处时,这些较大的锥形碎块以一定的速度继续撞击刚性壁。

球体以 78 m/s 撞击刚性壁的过程中,球体速度(左端粒子平均速度)、球体内部裂纹数量(粒子之间的力键)以及球体撞击力的时程曲线如图 7 所示。石英玻璃球撞击破碎过程大致可分为 3 个阶段:

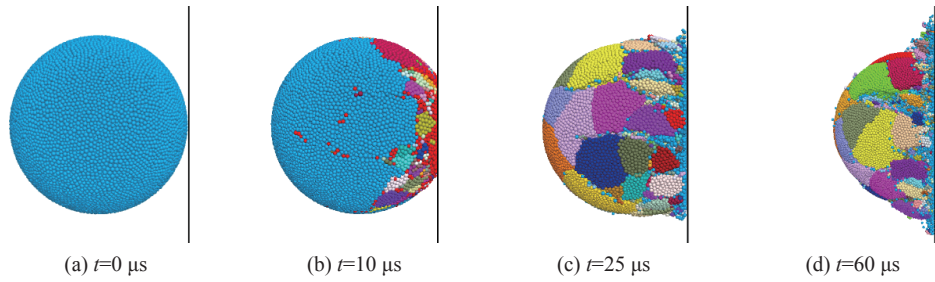


图 6 78 m/s 冲击速度下石英玻璃球的破碎过程

Fig. 6 Fragmentation process of quartz glass sphere at 78 m/s

第 1 阶段, 可近似为弹性压缩过程, 球体所受到的冲击载荷也近似线性增加, 大约经历 $3 \mu\text{s}$ 后撞击力达到最大值, 在弹性波还未传播至左端时, 球体速度保持不变, 之后速度下降, 在球体撞击端裂纹发展并产生少量碎片, 球体整体裂纹发展较缓慢; 第 2 阶段, 为球体破碎阶段, 撞击力在碎裂过程中发生明显振荡, 同时球体速度也存在显著振荡, 这是由于该阶段大量密集裂纹的生成, 使弹性卸载波在球体中传播并来回反射, 最终球体撞击端(右端粒子)几乎完全破坏, 球体裂纹数整体稳定, 撞击力也卸载为零附近; 第 3 阶段, 为球体二次撞击阶段, 远离撞击端(左端粒子)在碎裂过程中还保留残余速度, 在球体整体破碎后仍以较低的速度再次撞击刚性壁, 但对石英玻璃球整体的撞击力和裂纹增长影响甚微。

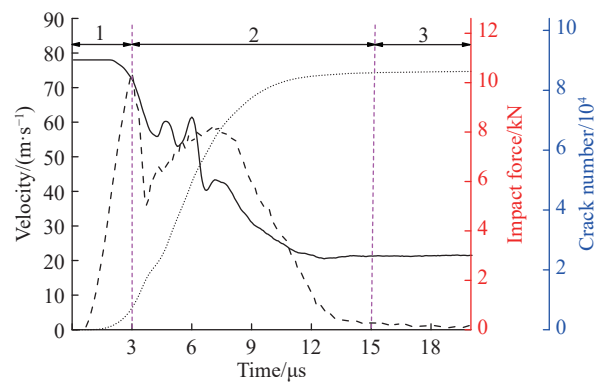


图 7 球体速度、所受载荷和内部裂纹随时间变化曲线

Fig. 7 Sphere velocity, impact force and internal crack versus time

图 8 为在不同速度下石英玻璃球速度随时间变化的曲线。图 8(a) 显示了撞击速度低于临界破碎速度时球体速度的变化过程。可以看出, 球体撞击靶板后匀速下降, 最终几乎以原速从靶板回弹。图 8(b) 显示了撞击速度高于临界破碎速度时球体速度的变化过程。可以看出, 球体左端粒子在撞击刚性壁后平均速度急剧下降并保留部分残余速度, 撞击速度越大, 速度下降越快, 残余速度也越大。球体左端粒子以残余速度自由飞行, 石英玻璃球撞击端(右端粒子)完全破碎, 左端粒子在向右运动过程中没有任何阻力, 将球体匀速运动部分对时间积分, 发现球体的运动距离均约为球体直径的 $1/2$ 。

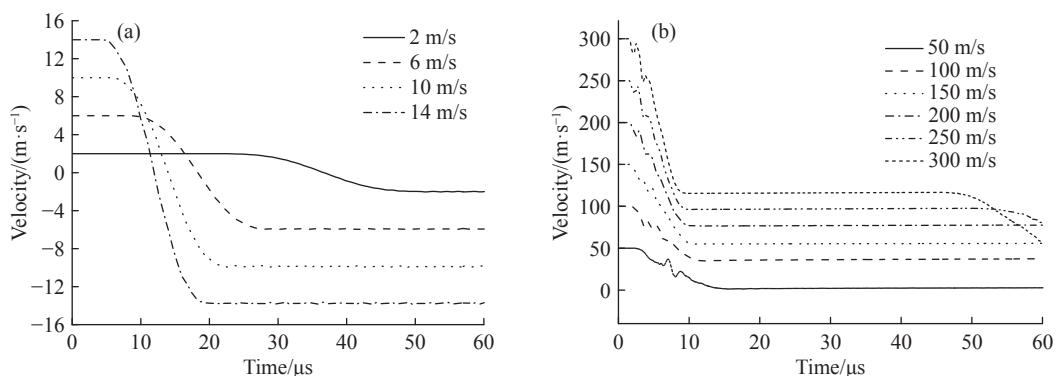


图 8 不同冲击速度下球体速度-时间曲线

Fig. 8 Velocity-time curves at different impact velocities

图 9 给出了 $0 \sim 300 \text{ m/s}$ 撞击速度下石英玻璃球撞击力随撞击速度的变化规律。从图 9 可以看出, 撞击速度为 20 m/s 左右时为撞击力增长规律的临界转折点, 此前球体未产生明显破碎, 此后球体破碎

使得撞击力上涨趋势大幅衰减。

在临界转折速度前,石英玻璃球撞击刚性靶板过程可近似认为是弹性碰撞,通过 Hertz 接触理论可得弹性碰撞接触力^[20]

$$P_m = \left(\frac{5}{3} \pi \rho \right)^{\frac{3}{5}} \left(\frac{3}{4} K_1 \right)^{-\frac{2}{5}} V^{\frac{6}{5}} R^2 \quad (1)$$

式中: $K_1 = \frac{1-\mu_1^2}{E_1} + \frac{1-\mu_2^2}{E_2}$, 其中 E_1 、 μ_1 和 E_2 、 μ_2 分别为球体材料和刚性靶板的弹性模量和泊松比; ρ 为球体材料的密度; R 为球体的半径。

图 10 给出了临界转折速度附近石英玻璃球撞击力随撞击速度的变化规律。从图 10 可以看出: 当速度低于临界转折速度时, 球体不破碎, 内部几乎不产生裂纹, 球体整体近似弹性碰撞, Hertz 接触理论可以较好地预测石英玻璃球的撞击力; 而速度高于临界转折速度时, 球体发生破碎, 不再具有球体整体性, 破碎过程将卸载撞击力, 并消耗部分能量, 飞散的碎片也将带走大量动能; 随着冲击速度的增加, 石英玻璃球的极限撞击将等效于流体撞击。

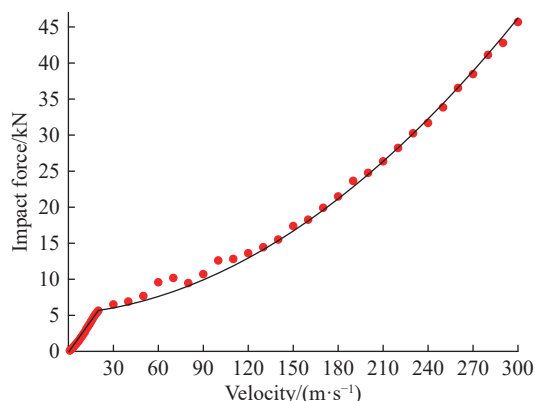


图 9 不同冲击速度下球体所受载荷

Fig. 9 Impact forces of spheres under different impact velocities

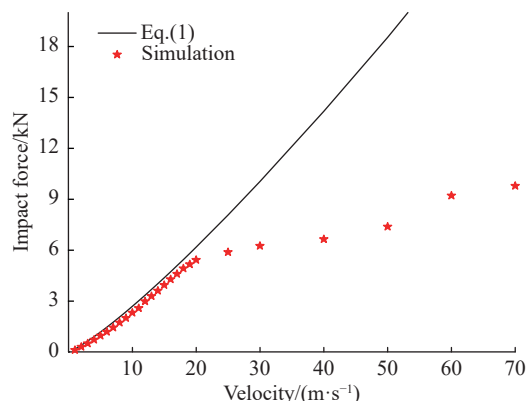


图 10 模拟撞击力与 Hertz 接触理论对比

Fig. 10 Comparison of simulated impact forces with Hertz contact theory

4 结 论

冲击速度在临界破坏速度下为弹性碰撞, 球体以略低于原速从刚性壁回弹, 除却撞击点应力集中破坏外, 球体内部没有产生宏观可见裂纹。低速碰撞时, 球体呈现“压缩破碎区—表面剥落区—剪切破坏区”的破坏结构, 剪切裂纹沿着子午面由撞击端向试件内部扩展, 并还不足以形成碎片; 中速碰撞时, 由于剪切破坏区充分扩展, 致使球体碎裂为若干“月牙状”的碎块; 高速碰撞时, 石英玻璃球发生坍塌式破碎, 表面产生大量类似于“龟甲状”的碎片, 内部也产生大量细小碎片; 当速度更高时, 在远离撞击端有明显的层裂现象产生, 球体破碎产生大量粉末状碎片。

离散元软件 PFC^{3D} 再现了石英玻璃球撞击刚性壁的过程, 球体在高速碰撞下破碎可以分为弹性压缩、整体破碎和二次撞击 3 个阶段。石英玻璃球撞击力随撞击速度呈两段式增长, 在球体碎裂前, 撞击过程近似为弹性碰撞过程, Hertz 接触理论可以较好地描述其撞击力, 在球体碎裂后, 破碎过程将卸载撞击力, 并消耗部分能量, 飞散的碎片也将带走大量动能, 撞击力远低于 Hertz 接触理论值, 并且随着撞击速度增大, 偏差越大。

参考文献:

- [1] 刘瑜, 杜长龙, 付林, 等. 煤块冲击破碎速度研究 [J]. 振动与冲击, 2011, 30(3): 18-21.

- LIU Y, DU C L, FU L, et al. Impact crushing velocity of lump coal [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2011, 30(3): 18–21.
- [2] 李艳焕, 邵良杉, 徐振亮. 煤粒冲击粉碎临界速度的数值实验分析 [J]. 振动与冲击, 2017, 36(5): 227–230.
- LI Y H, SHAO L B, XU Z L. Numerical analysis for critical velocity of coal impacting and comminution [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2017, 36(5): 227–230.
- [3] 沈位刚, 赵涛, 唐川, 等. 落石冲击破碎特征的加载率相关性研究 [J]. 工程科学与技术, 2018(1): 43–50.
- SHEN W G, ZHAO T, TANG C, et al. Loading rate dependency of impact induced rock fragmentation during rockfall [J]. *Advanced Engineering Sciences*, 2018(1): 43–50.
- [4] 房丽娜, 马正先, 李慧, 等. 粉碎设备技术的发展历程与研究进展 [J]. 有色矿冶, 2005(Suppl 1): 178–180.
- FANG L N, MA Z X, LI H, et al. Development history and research progress of crushing equipment and technology [J]. *Non-Ferrous Mining and Metallurgy*, 2005(Suppl 1): 178–180.
- [5] ANDREWS E W, KIM K S. Threshold conditions for dynamic fragmentation of glass particles [J]. *Mechanics of Materials*, 1999, 31(11): 689–703.
- [6] ANDREWS E W, KIM K S. Threshold conditions for dynamic fragmentation of ceramic particles [J]. *Mechanics of Materials*, 1998, 29(11): 161–180.
- [7] SALMAN A D, GORHAM D A. The fracture of glass spheres [J]. *Powder Technology*, 2000, 107(1): 179–185.
- [8] SALMAN A D, GORHAM D A, VERBA A. A study of solid particle failure under normal and oblique impact [J]. *Wear*, 1995, 186(95): 92–98.
- [9] SALMAN A D, REYNOLDS G K, FU J S, et al. Descriptive classification of the impact failure modes of spherical particles [J]. *Powder Technology*, 2004, 143(26): 19–30.
- [10] CHAU K T, WEI X X, WONG R H C, et al. Fragmentation of brittle spheres under static and dynamic compressions: experiments and analyses [J]. *Mechanics of Materials*, 2000, 32(9): 543–554.
- [11] WU S Z, CHAU K T, YU T X. Crushing and fragmentation of brittle spheres under double impact test [J]. *Powder Technology*, 2004, 143/144: 41–55.
- [12] 易洪昇, 徐松林, 单俊芳, 等. 不同加载速度下脆性颗粒的破坏特性 [J]. 爆炸与冲击, 2017, 37(5): 913–922.
- YI H S, XU S L, SHAN J F, et al. Fracture characteristics of brittle particles at different loading velocities [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(5): 913–922.
- [13] POTYONDY D O. A bonded-particle model for rock [J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2004, 41(8): 1329–1364.
- [14] SHEN W G, ZHAO T, CROSTA G B, et al. Analysis of impact-induced rock fragmentation using a discrete element approach [J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2017, 98: 33–38.
- [15] CARMONA H A, WITTEL F K, KUN F, et al. Fragmentation processes in impact of spheres [J]. *Physical Review E*, 2008, 77(5): 051302.
- [16] XIA M, ZHAO C B. Simulation of rock deformation and mechanical characteristics using clump parallel-bond models [J]. *Journal of Central South University*, 2014, 21(7): 2885–2893.
- [17] YANG B, JIAO Y, LEI S. A study on the effects of microparameters on macroproperties for specimens created by bonded particles [J]. *Engineering Computations*, 2006, 23(6): 607–631.
- [18] PARK J W, SONG J J. Numerical simulation of a direct shear test on a rock joint using a bonded-particle model [J]. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences*, 2009, 46(8): 1315–1328.
- [19] 熊迅, 李天密, 马棋棋, 等. 石英玻璃圆环高速膨胀碎裂过程的离散元模拟 [J]. 力学学报, 2018, 50(3): 178–188.
- XIONG X, LI T M, MA Q Q, et al. Discrete element simulation of the high velocity expansion and fragmentation of quartz glass rings [J]. *Chinese Journal Theoretical and Applied Mechanics*, 2018, 50(3): 178–188.
- [20] KNIGHT C G, SWAIN M V, CHAUDHRI M M. Impact of small steel spheres on glass surfaces [J]. *Journal of Materials Science*, 1977, 12(8): 1573–1586.

Fragmentation Process of Quartz Glass Spheres Impacting Rigid Wall

FANG Jisong, WANG Zhu, XIONG Xun, ZHENG Yuxuan, ZHOU Fenghua

(MOE Key Laboratory of Impact and Safety Engineering, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China)

Abstract: The high-speed gun is used to study the impact of quartz glass ball on rigid target plate. The crushing process and failure mode of the ball at different speeds are analyzed. When the impact velocity is lower than the critical failure velocity, the quartz glass ball rebounds from the target plate, and the rebounding speed is slightly below the original speed; when the critical speed is exceeded, the sphere exhibits a “compressed fracture zone–surface spalling zone–shear failure zone” failure structure; further increasing the collision velocity, the expansion of the shear failure zone causes the sphere to be fragmented into several “crescent” fragments. At higher impact speeds, the quartz glass ball collapses and spalls at a distance away from the impact end. Furthermore, the discrete element software is utilized to simulate the impact damage process of the sphere. The crushing of the sphere under high-speed collision can be divided into three stages: elastic compression, integral crushing, secondary impact. Before the ball breaks, the Hertz contact theory can describe its impact force well, but the crushing force is much smaller than the theoretical value due to the fracture unloading, and the deviation gradually increases with the increasing impact speed.

Keywords: quartz glass; fragmentation; spallation; discrete element method

饱水细砂岩动态抗拉与抗压强度试验对比研究

王光勇¹, 余锐¹, 马东方², 侯远¹

(1. 河南理工大学土木工程学院, 河南 焦作 454000;

2. 宁波大学科学技术学院, 浙江 宁波 315211)

摘要: 使用霍普金森压杆 (SHPB) 装置对天然状态和饱水状态下的细砂岩进行单轴动态压缩试验和动态劈裂试验, 研究水和加载速率对细砂岩动态抗拉、抗压强度的影响及其差异性, 并且结合数字图像相关 (DIC) 技术, 分析细砂岩动态抗拉、抗压时的破坏机制。试验结果表明: 两种状态下的细砂岩动态抗拉、抗压强度有明显的率效应, 随着加载速率的增大而增大, 且相同加载速率下, 细砂岩在饱水状态下比天然状态下的动态抗压强度小, 而抗拉强度比天然状态下的大; 水的存在对细砂岩动态抗压强度和抗拉强度的应变率效应影响不大, 但水能提高细砂岩动态抗压和抗拉强度增强因子, 并且对细砂岩动态抗拉强度增强因子的提高更显著; 在动态受压过程中饱水状态岩样表面的应变集中处较天然状态下明显更少, 应变梯度更显著, 在动态受拉过程中拉剪效果被削弱。

关键词: 饱水细砂岩; 动态强度; 动态强度增强因子; 数字图像相关; 破坏机制

中图分类号: O347.3; TU45

文献标识码: A

当前, 矿井建设越来越向深部发展, 深部矿井安全也成为人们关注的焦点。深部岩石常处于饱水状态, 并且容易受到爆破、冲击地压、岩爆等动载作用的影响, 因此岩石在水饱和状态下的动态力学响应受到了广泛的关注。饱水状态下的岩石因水的存在而表现出与天然状态下的岩石不同的力学特性, 近年来学者们对饱水岩石的力学特性展开了大量研究, 并取得了丰富成果。目前关于饱水岩石的静态力学特征研究比较成熟, 例如: 王宇等^[1]通过扫描电镜 (SEM) 对饱水砂岩破坏断口进行分析, 总结出饱水砂岩细观损伤特征; 吴疆宇等^[2]探讨了孔隙水在饱水砂岩破坏过程中对耗能特征的影响; Hawkins 等^[3]、Dyke 等^[4]探讨了不同含水率下砂岩抗压强度的变化特征; 高峰等^[5]建立了饱水砂岩在冻融循环作用下的强度模型; Zhang 等^[6]探讨了水对红砂岩破坏过程能量演化的影响; Wu 等^[7]研究了水对砂岩加载扩容的影响。相对于静态, 饱水砂岩的动态特性研究比较滞后。王斌等^[8-9]研究了单轴荷载下饱水砂岩动态抗压强度特性, 并从细观力学角度分析了水在其中的作用; Zhou 等^[10]、Selyutina 等^[11]、褚夫蛟等^[12]基于分离式霍普金森压杆 (SHPB) 试验研究了饱水砂岩在高应变率动态压缩过程中的率效应, 并讨论了水的存在对砂岩率效应的影响; 高富强等^[13]发现在相同围压作用下砂岩强度随含水率的增加而增大, 表现出明显的含水硬化特征; 郑广辉等^[14]探讨了不同饱水度红砂岩的动态力学特征, 得出水一方面对岩石有弱化作用, 另一方面与高应变率和岩石结构形成水-岩-力的动力耦合, 对岩石强度有强化作用; Weng 等^[15]讨论了不同温度下饱水粉砂岩的动态能量耗散; Kim 等^[16]探讨了砂岩动、静态物理力学性质与含水率和加载速率之间的相关性; Zhou 等^[17]分析了含水率对砂岩冲击断裂过程的影响。

虽然对饱水砂岩的动、静态力学性能研究取得了丰富成果, 但大部分只考虑了水对砂岩的抗压强度特性的影响, 对于饱水岩石动态抗拉强度的研究很少, 综合研究水对岩石动态抗拉、抗压强度影响的

* 收稿日期: 2019-11-15; 修回日期: 2019-12-01

基金项目: 国家自然科学基金-山西煤基低碳联合基金重点支持项目 (U1810203)

作者简介: 王光勇 (1977—), 男, 博士, 副教授, 硕士生导师, 主要从事岩土工程动载试验研究。

E-mail: wgy2003@mail.ustc.edu.cn

差异性则更少。由文献[18]可知,岩石的抗拉和抗压有一定内在联系,故探讨饱水砂岩动态抗拉、抗压破坏的差异性将有助于揭示饱水砂岩在动载下的破坏规律以及水所起到的作用。本研究将对天然状态和饱水状态下的细砂岩进行动态压缩试验和动态劈裂试验,分析水和加载速率对于岩石动态抗拉强度、抗压强度的差异性影响,并结合数字图像相关(DIC)分析技术,探讨水对细砂岩动态抗拉和抗压强度影响的原因。

1 试验

1.1 试验原理

SHPB 试验主要包括子弹发射系统、杆件系统和测试系统 3 部分。子弹发射系统包括高压气室和直径为 74 mm、长 500 mm、与入射杆同材料的圆柱形子弹。杆件系统主要由入射杆、透射杆和吸能装置组成。测试系统主要为通用电阻应变片、超动态应变仪、示波器及计算机记录系统。本试验中,入射杆和透射杆材料均采用 40Cr 合金钢,直径 74 mm,抗拉强度大于或等于 980 MPa,入射杆长 2 745 mm,透射杆长 1 800 mm。装置实物如图 1 所示。

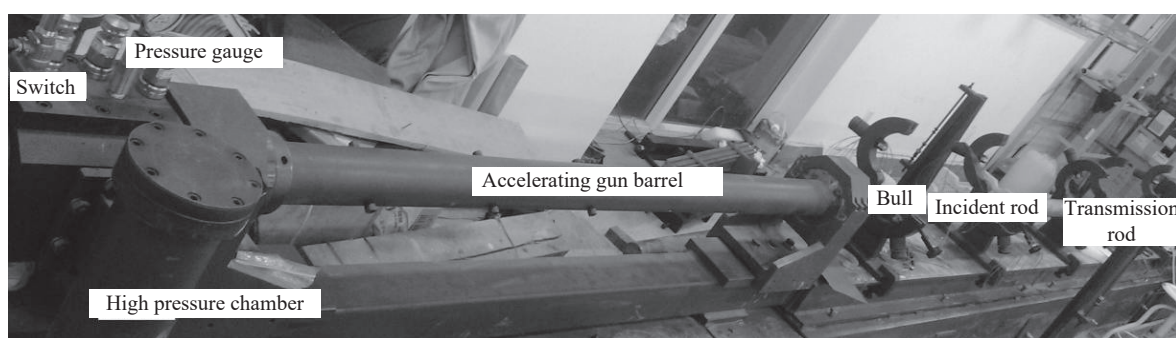


图 1 SHPB 装置实物

Fig. 1 Picture of actual SHPB equipment

考虑到试件为岩石材料,尺寸相对较大,为使应力波能在试件中传播时在到达应力峰值前达到平衡,需要使应力波上升段变缓。本试验最终选定直径为 15 mm、厚度为 0.8 mm 和 1.2 mm 的两种紫铜片作为波形整形器,放在子弹与入射杆之间,使原具有前驱振荡的方波变为三角波,如图 2 所示,波形上升段时间由整形前的 170 μs 增加到 269 μs 。此外,试验过程中使用 Kirana 超高速摄像机记录岩石试件在整个动态压缩和劈裂过程中的变形,该设备的记录频率高达每秒 500 万张,曝光时间可达到 100 ns。试验时将超高速相机置于压杆侧面,用短路触发装置触发,当子弹从加速炮管冲出时触发摄像机,在控制计算机中通过调整相关的记录参数,确保拍到试样发生变形和破坏的形貌。然后将高速摄像机采集到的照片信息采用 Vic2d/3d 分析软件进行 DIC 分析,得到试件在动态受压、受拉破坏时的应变场。DIC 分析的基本原理:预先对试样表面进行喷斑处理,通过分析软件将高速摄像机采集的试样表面照片分为多个小面积区域,识别每个区域的灰度值,再利用相关搜索功能对试件变形前后的照片进行匹配,分析出试样在试验过程中发生的位移和应变的变化。

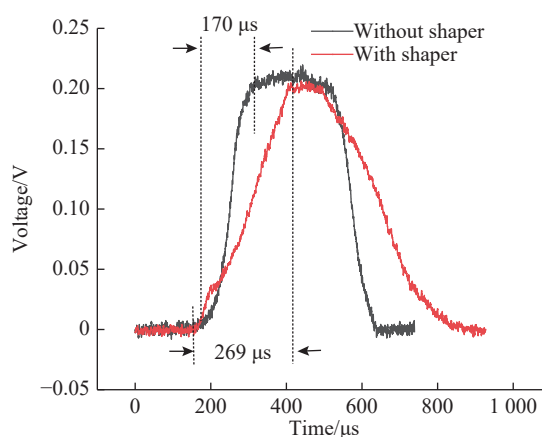


图 2 波形整形前后对比

Fig. 2 Comparison before and after waveform shaping

根据一维弹性波原理

$$\sigma_s(t) = \frac{AE}{2A_s} [\varepsilon_i(X_{G_1}, t) + \varepsilon_r(X_{G_1}, t) + \varepsilon_t(X_{G_2}, t)] \quad (1)$$

$$\varepsilon_s(t) = \frac{C_0}{l_s} \int_0^t [\varepsilon_i(X_{G_1}, t) - \varepsilon_r(X_{G_2}, t) - \varepsilon_t(X_{G_1}, t)] dt \quad (2)$$

式中: A 为压杆材料的横截面面积; E 为压杆材料的弹性模量; C_0 为压杆材料的纵波波速, 并且 $C_0 = \sqrt{E/\rho}$, ρ 为密度; A_s 为试样的横截面面积; l_s 为试样沿轴向的长度; t 为试验所产生的应力波持续时间; $\varepsilon_i(X_{G_1}, t)$ 为入射应变; $\varepsilon_r(X_{G_1}, t)$ 为反射应变; $\varepsilon_t(X_{G_2}, t)$ 为透射应变。

$$\sigma_t = \frac{2p(t)}{\pi Dh} = \frac{2EA\varepsilon_t(t)}{\pi Dh} \quad (3)$$

式中: σ_t 为岩石的抗拉强度, p 为试样的破坏荷载, D 为试样直径, h 为试样厚度。当动态载荷 $p(t)$ 达到最大值 $p(t)_{\max}$ 时, 所得到的拉伸应力即为岩石的动态抗拉强度 σ_t 。由式(3)可知, 最大拉伸应力对应于透射波的峰值, 此时动态载荷最大, 岩石发生破坏。

对于压缩试验, 原理如图 3 所示, 当压杆为弹性状态时, 可由式(1)、式(2)算出试件平均应力和应变, 消去时间变量可得出试件应力-应变关系, 继而得到试件动态抗压强度。对于劈裂试验, 只需将试件旋转 90° 放置即可, 根据式(3)可得到岩石动态抗拉强度。

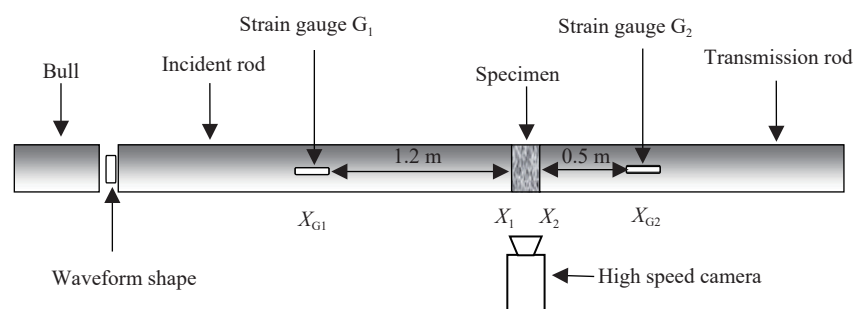


图 3 SHPB 装置示意图

Fig. 3 Schematic of SHPB experiment

1.2 试验材料制备与方案设计

试验岩样来自山西潞安集团余吾煤业有限公司深部矿井 800 m 井下细砂岩。该细砂岩整体呈灰白色, 岩块较为完整, 质地较为均匀, 颗粒细密, 岩样密度为 2 500 kg/m³, 弹性模量为 20 GPa, 泊松比为 0.3, 单轴抗压强度为 120.9 MPa, 巴西劈裂抗拉强度为 10 MPa。综合考虑上述因素以及试件端部效应, 结合现有的试验条件, 岩石动态冲击试验所用试样确定为 $\phi 50$ mm、高 25 mm 的圆柱形试样, 如图 4 所示。

为研究水对细砂岩动态力学性能的影响, 采用《工程岩体试验方法标准》(GB/T 50266—2013)^[19] 中的自由浸水法来制作饱和水状态下的岩石试样。

测得准静态条件下饱水岩样的单轴抗压强度为 82.9 MPa, 巴西劈裂抗拉强度为 7.3 MPa, 表明此细砂岩在静载作用下有明显的遇水软化现象。表 1 列出了动态试验分组情况。为保证试验的准确性, 每种方案重复 5 次, 挑取合理数据中最接近平均值的一组数据进行分析。

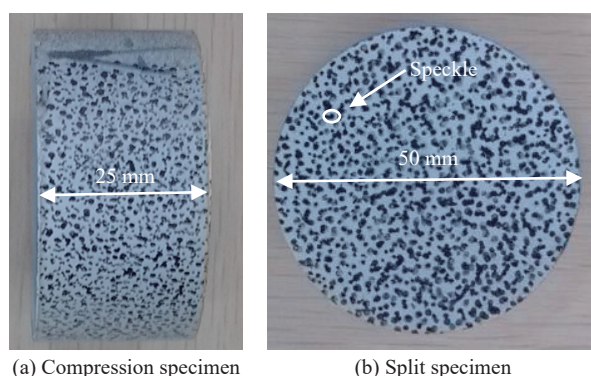


图 4 动态试验试样

Fig. 4 Specimens under dynamic tests

表 1 试验分组
Table 1 Test group

Type of test	State of rock samples	Group	Loading rate/(m·s ⁻¹)	Temperature/℃
Compression test	Natural state	A-1	8.01	20
		A-2	5.62	20
		A-3	2.93	20
	Saturation state	A-4	8.27	20
		A-5	5.12	20
		A-6	2.05	20
Splitting test	Natural state	B-1	8.65	20
		B-2	5.28	20
		B-3	1.87	20
	Saturation state	B-4	8.89	20
		B-5	5.34	20
		B-6	1.44	20

2 试验结果分析与比较

2.1 动态应力平衡分析

在 SHPB 试验中, 试件能否在破坏前达到动态应力平衡是试验数据是否可信的关键。图 5 为动态压缩过程中试件典型的动态应力平衡曲线。从图 5 中可以看出: 在应力波的加载段, 入射应力波和反射应力波之和与透射应力波高度重合, 说明应力波在试件中达到应力平衡状态, 证明了试验数据的有效性。

2.2 细砂岩动态压缩试验结果分析

饱水状态和天然状态下细砂岩在不同加载速率下的压缩应力-应变曲线图 6 所示。分析图 6 可知: 在单轴动态压缩试验中, 细砂岩变形曲线主要分为压密阶段、弹性阶段、塑性阶段、破裂和破

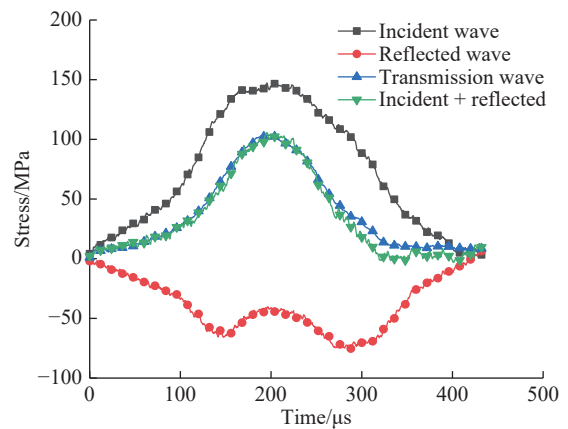


图 5 应力平衡曲线

Fig. 5 Curves of stress balance

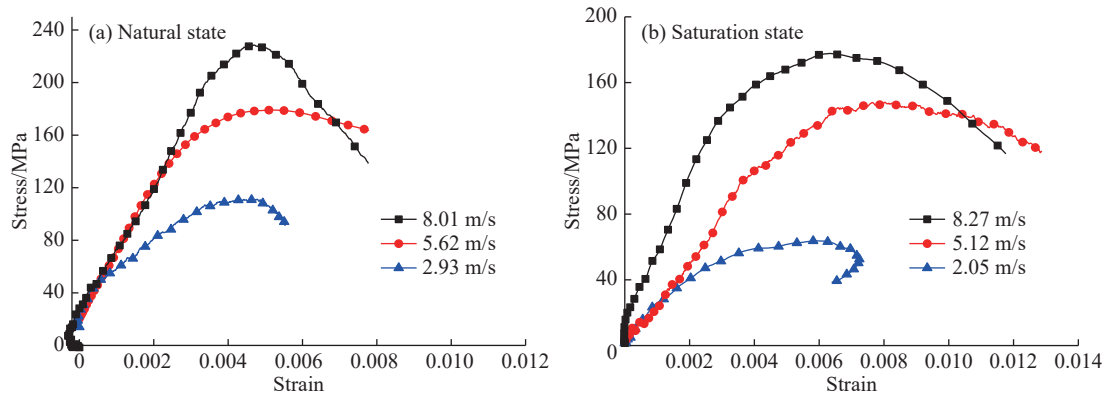


图 6 不同加载速率下细砂岩的应力-应变曲线

Fig. 6 Stress-strain curves of the fine sandstone under different loading rates

坏 4 个阶段; 由于加载速率较高, 压密阶段在很短的时间内完成; 两种状态下, 随着加载速率增大, 弹性变形越来越大, 具有明显的应变率效应。

取每组岩样动态抗压强度, 绘制动态抗压强度-加载速率关系曲线, 如图 7 所示。可见, 饱水状态和天然状态下细砂岩的动态抗压强度随着加载速率的增大而明显地提高, 且提高的速度随着加载速率的增大有所下降; 饱水状态和天然状态下细砂岩峰值应变的应变率效应不显著, 但相同加载速率作用下, 饱水状态下细砂岩峰值应变明显比天然状态下细砂岩峰值应变大, 分别保持在 0.006 5、0.004 5 左右; 在相同加载速率作用下, 饱水状态下的细砂岩动态抗压强度比天然状态下要低, 并随着加载速率的增大, 两种状态下细砂岩动态抗压强度相差越来越大。

为了进一步说明饱水细砂岩在动载作用下的应变率效应, 将高速摄像机捕获的照片用 Vic-2D/3D 软件处理, 获得了动态压缩下两种状态岩样表面出现裂纹瞬时的代表性应变云图, 如图 8、图 9 所示, 其中 ε_{yy} 为垂直于动载作用方向上的应变。压缩试验中因 A-3、A-6 两组试验的加载速率较低, 首次应力脉冲作用时, 试样没有发生破坏, 未拍到试样的破坏过程, 故暂未列入图中进行分析。从图 8 和图 9 中可以看出, 岩样受动态压缩时, 表面应变场分布不均, 多处出现应变集中, 此应变集中部位也是岩样最可能出现裂纹的地方。饱水状态下岩样表面的应变集中处较天然状态下明显更少, 应变梯度更显著, 即饱水状态下岩样的受力不如天然状态下均匀, 整体受力效果不如天然状态的岩样好, 因此在动载作用下饱水状态的岩样较天然状态的岩样更容易发生破坏, 表现为在相同加载速率下饱水状态下的岩样抗压强度比天然状态下小。饱水状态下岩样表面出现裂纹的瞬时垂直受拉应变较天然状态下明显增大, 并且都比水平方向受压应变大, 说明由于水与砂岩中的亲水矿物发生反应, 降低了岩样内部颗粒间的摩擦力, 使得岩样脆性降低, 变形能力增强, 因而峰值应变增大。

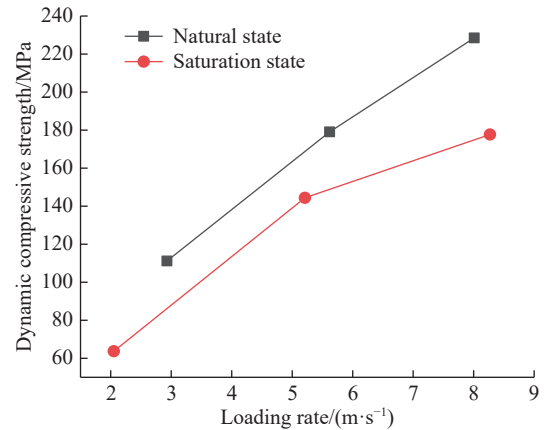


图 7 不同加载速率下细砂岩的动态抗压强度曲线

Fig. 7 Relationship curves of dynamic compressive strength with different loading rates of the fine sandstone

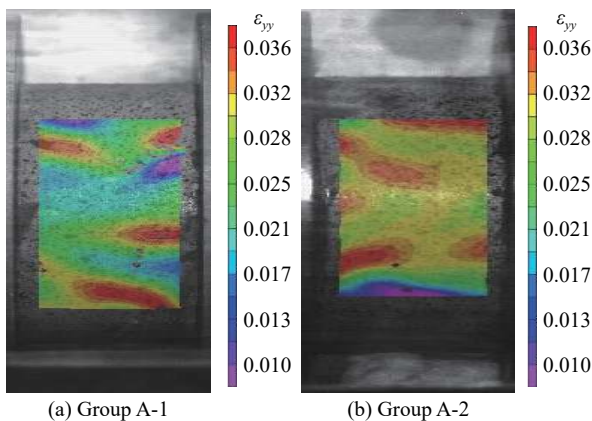


图 8 动载下天然岩样表面出现裂纹瞬时应变云图

Fig. 8 Instantaneous strain nephogram of a natural rock specimen with the crack appearing on the surface under dynamic load

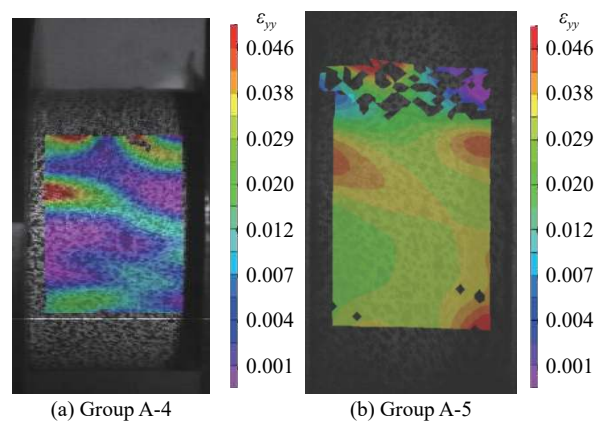


图 9 动载下饱水岩样表面出现裂纹瞬时应变云图

Fig. 9 Instantaneous strain nephogram of a saturated rock specimen with the crack appearing on the surface under dynamic load

2.3 细砂岩动态劈裂试验结果分析

饱水状态和天然状态下细砂岩在不同加载速率下的拉伸应力时程曲线如图 10 所示。从图 10 可

以看出:该曲线是典型的动态劈裂应力时程曲线,在加载前期的压密阶段,曲线出现明显的下凹趋势;后期加载力随时间增加而增加,呈线性变化趋势,说明试验中力的加载较为均匀、线性。图 11 是取两种状态下的抗拉强度制成的抗拉强度与加载速率关系曲线,结果表明:两种状态下细砂岩的动态抗拉强度随着加载速率变化的规律相似,都表现出一定的应变率效应,并随着加载速率的增大,应变率效应越弱;饱水状态和天然状态下细砂岩峰值应变随着加载速率的增大越来越小,应变率效应非常明显;在加载速率小于 8 m/s 范围内,相同的加载速率作用下,饱水状态下的细砂岩动态抗拉强度比天然状态细砂岩动态抗拉强度要高,并随着加载速率的增大,两种状态下细砂岩动态抗拉强度相差越来越小。

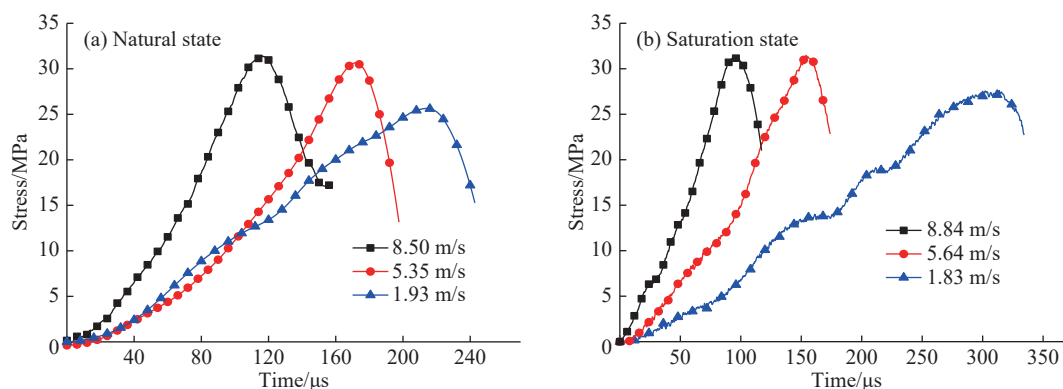


图 10 不同加载速率下细砂岩动态拉应力-时间曲线

Fig. 10 Dynamic tensile stress-time curves of the fine sandstone under different loading rates

图 12 和图 13 分别是天然状态和饱水状态下动态劈裂试验岩样表面出现的裂纹瞬时应变云图。从图 12、图 13 中可以看出,在动态劈裂试验中,各组试件表面应变场分布基本相同,应变由中心向两侧逐渐减小,呈对称条带状分布,且天然状态下岩样中间的“最大应变带”明显都带有一定“弧度”,说明岩样破坏过程中不仅受到“拉”的作用,也同时受到了“剪”的作用,受剪可能是岩石非均匀性造成的。随着加载速率的增大,受剪越来越明显,由于受剪越大表明抗拉强度越大,因此表现为天然状态下岩样动态抗拉强度随着加载速率增加而增大。由于水会弱化岩石结构的非均匀性,因而饱水岩样受剪作用不明显。

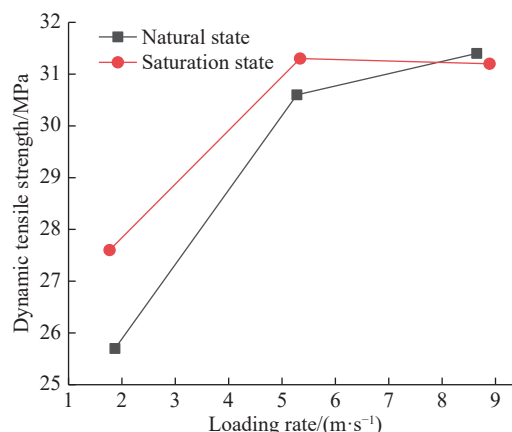


图 11 不同加载速率下细砂岩的动态抗拉强度曲线

Fig. 11 Relationship curves of dynamic tensile strength with different loading rates of the fine sandstone

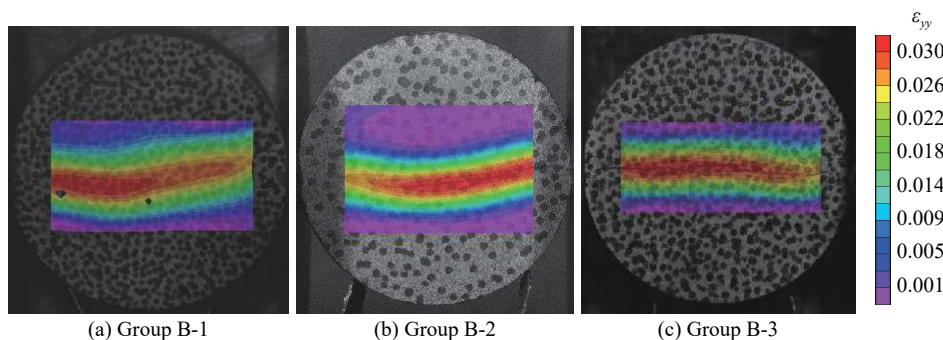


图 12 动态劈裂试验中天然状态岩样表面出现裂纹瞬时应变云图

Fig. 12 Instantaneous strain nephogram of a natural rock sample with the crack appearing on the surface in dynamic splitting test

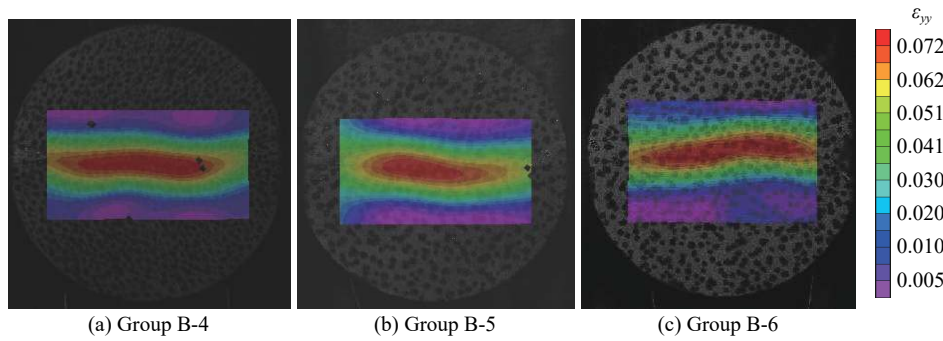


图 13 动态劈裂试验中饱水状态岩样表面出现裂纹瞬时应变云图

Fig. 13 Instantaneous strain nephogram of a saturated rock sample with the crack appearing on the surface in dynamic splitting test

2.4 水和加载速率对细砂岩动态抗压、抗拉强度的影响

为进一步探讨加载速率和水对细砂岩动态抗压强度和动态抗拉强度的影响, 弱化静载的影响, 利用式(4)求得饱水状态和天然状态下细砂岩岩样在不同加载速率下的动态抗压强度增强因子和动态抗拉强度增强因子, 如图 14 所示。在图 14 中, a 、 b 两条曲线表示两种状态下岩样抗压强度增强因子, c 、 d 两条曲线表示两种状态下岩样抗拉强度增强因子。

$$\text{DIF}_c = \frac{f_{cd}}{f_c}, \quad \text{DIF}_t = \frac{f_{td}}{f_t} \quad (4)$$

式中: DIF_c 为动态抗压强度增强因子, f_{cd} 为动态抗压强度, f_c 为准静态抗压强度; DIF_t 为动态抗拉强度增强因子, f_{td} 为动态抗拉强度, f_t 为准静态抗拉强度。

对比图 14 中 a 、 b 两条曲线可以看到, 整体上两种状态下的细砂岩动态抗压强度增强因子随着加载速率的增大而增大。加载为低速率时, 两种状态下岩样的 DIF_c 均小于 1.0, 可能是由于在 SHPB 试验中只采集岩样受到的首次脉冲的数据计算岩样抗压强度, 然而由于岩样致密性较好, 强度较高, 较低加载速率情况下, 首次脉冲未导致岩样破坏, 故得到的动态抗压强度略小于真实值, 从而出现 DIF_c 小于 1.0 的情况。在相同加载速率下, 饱水细砂岩的 DIF_c 略大于天然细砂岩, 两种状态下随着加载速度增加, 岩样 DIF_c 的增长幅度相当。对比图 14 中 c 、 d 两条曲线可知, 饱水岩样的 DIF_t 明显比天然状态下的大, 两种状态下岩样 DIF_t 都随着加载速率的增大而增大, 增长幅度基本一样。综上所述, 两种状态下细砂岩动态抗压和抗拉强度增强因子都具有应变率效应, 且细砂岩动态抗拉强度增强因子明显大于动态抗压强度增强因子; 由于两种状态下 DIF_c 和 DIF_t 的变化趋势相近, 说明水的存在对于细砂岩动态抗压强度和抗拉强度的应变率效应影响不大, 但水可以提高细砂岩动态抗压和抗拉强度增强因子, 并且对提高细砂岩动态抗拉强度增强因子的影响更显著。

3 饱水细砂岩动态破坏机制分析

众所周知, 对于动载作用下的饱水岩石, 一方面水对岩石颗粒结构弱化, 存在水对岩石的软化作用; 另一方面在自由水表面形成阻碍裂纹扩展的黏结力 F_l ^[20] 以及由于 Stefan 效应产生的阻碍裂纹扩展

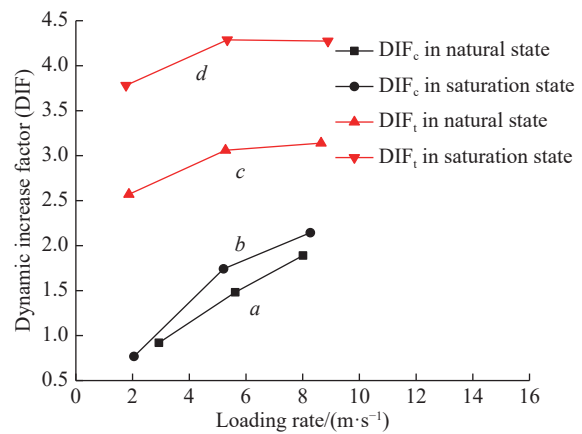


图 14 不同加载速率下饱水状态和天然状态岩样的动态强度增强因子关系曲线

Fig. 14 Relationship curves of dynamic strength increasing factors for saturated and natural rock specimens under different loading rates

的阻力 $F_2^{[21]}$, 起到强化岩石作用。

$$F_1 = \frac{V\gamma}{2R^2 \cos\varphi} \quad (5)$$

$$F_2 = \frac{3\eta V}{2\pi h^5} \frac{du}{dt} \quad (6)$$

式中: V 为液体体积, γ 为表面能, φ 为润湿角, R 为水的月牙面半径, η 为液体黏度, h 为平板间距, u 为平板分离相对速度。

在动载作用下岩样的最终强度与水的这两种作用的效能发挥密切相关。由于本试验所采用的细砂岩颗粒细密, 质地较均匀, 试件内部的微裂纹比较细, 所以液体体积 V 比较小, 另外从图8和图9可以得到岩样受压剪张拉破坏比较明显, 裂纹扩展速度有所降低, 故水对岩石的强化作用较弱, 从而导致饱水状态下细砂岩的动态抗压强度比天然状态下要低。而动态劈裂岩样主要沿着直径方向发生受拉劈裂破坏, 是集中受力, 所以裂纹扩展速度明显比动态抗压破坏裂纹扩展速度高, 水对岩石的强化作用明显加强, 故饱水状态下细砂岩的抗拉强度普遍比天然状态下高。由于动态抗压强度增强因子和动态抗拉强度增强因子主要体现动载对强度的提高作用, 故水对岩石的软化作用被弱化, 主要表现水对岩石的强化作用, 所以饱水细砂岩的动态抗压强度增强因子和动态抗拉强度增强因子比天然细砂岩大, 并且动态抗拉强度增强因子的提高更显著。

4 结 论

(1) 饱水状态和天然状态下的细砂岩动态抗压和抗拉强度都存在明显的应变率效应。随着加载速率的增大, 动态抗压和抗拉强度均增大, 但应变率效应有减弱趋势。相同加载速率下, 细砂岩饱水状态下的动态抗压强度弱于天然状态下的动态抗压强度, 而细砂岩饱水状态下的动态抗拉强度大于天然状态下的动态抗拉强度。

(2) 饱水状态和天然状态下细砂岩动态抗压和抗拉强度增强因子都具有应变率效应, 随着加载速率的增大而增大。水的存在对细砂岩动态抗压强度和抗拉强度的应变率效应影响不大, 但水可以提高细砂岩动态抗压和抗拉强度增强因子, 并且对细砂岩动态抗拉强度增强因子的提高更显著。

(3) 水的增加使细砂岩的脆性降低, 变形能力增强, 使得饱水状态下的岩样在动态受压过程中表面应变场变化梯度大于天然状态下岩样的表面应变场变化梯度。同时水的作用减小了细砂岩动态压缩破坏过程中应变集中范围, 也削弱了细砂岩受拉破坏过程中因材质不均而产生的拉剪效果。

(4) 饱水细砂岩的动态抗压和抗拉强度与细砂岩自身结构特征和水的作用密切相关。由于在动载下自由水表面的黏结力和 Stefan 效应对岩石起到强化作用, 并且在动态受拉破坏过程中的强化效果更明显, 所以表现出饱水细砂岩动态抗拉强度对水的敏感性强于动态抗压强度。

参考文献:

- [1] 王宇, 常德龙, 李建林, 等. 复杂应力路径下饱水砂岩宏细观力学特性研究 [J]. 岩土力学, 2016, 37(11): 3105–3114.
WANG Y, CHANG D L, LI J L, et al. Research on macro- and meso-mechanical properties of water-saturated sandstone under complex stress path [J]. Rock and Soil Mechanics, 2016, 37(11): 3105–3114.
- [2] 吴疆宇, 冯梅梅, 张文力, 等. 围压及孔隙水压对饱水砂岩能耗特征的影响 [J]. 应用基础与工程科学学报, 2019(1): 180–193.
WU J Y, FENG M M, ZHANG W L, et al. Confining pressure and pore pressure effect on the energy dissipation of water-saturated sandstone [J]. Journal of Basic Science and Engineering, 2019(1): 180–193.
- [3] HAWKINS A B, MCCONNELL B J. Sensitivity of sandstone strength and deformability to changes in moisture content [J]. Quarterly Journal of Engineering Geology and Hydrogeology, 1992, 25(2): 115–130.
- [4] DYKE C G, DOBEREINER L. Evaluating the strength and deformability of sandstones [J]. Quarterly Journal of Engineering

- Geology and Hydrogeology*, 1991, 24(1): 123.
- [5] 高峰, 熊信, 周科平, 等. 冻融循环作用下饱水砂岩的强度劣化模型 [J]. 岩土力学, 2019, 40(3): 926–932.
GAO F, XIONG X, ZHOU K P, et al. Strength deterioration model of saturated sandstone under freeze-thaw cycles [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, 40(3): 926–932.
- [6] ZHANG Z, GAO F. Experimental investigation on the energy evolution of dry and water-saturated red sandstones [J]. *International Journal of Mining Science and Technology*, 2015, 25(3): 383–388.
- [7] WU J, FENG M, YU B, et al. Experimental investigation on dilatancy behavior of water-saturated sandstone [J]. *International Journal of Mining Science and Technology*, 2018, 28(2): 323–329.
- [8] 王斌, 李夕兵. 单轴荷载下饱水岩石静态和动态抗压强度的细观力学分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2012, 32(4): 423–431.
WANG B, LI X B. Mesomechanics analysis of static compressive strength and dynamic compressive strength of water-saturated rock under uniaxial load [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2012, 32(4): 423–431.
- [9] 王斌, 李夕兵, 尹士兵, 等. 饱水砂岩动态强度的 SHPB 试验研究 [J]. 岩石力学与工程学报, 2010, 29(5): 1003–1009.
WANG B, LI X B, YIN T B, et al. Split Hopkinson pressure bar (SHPB) experiments on dynamic strength of water-saturated sandstone [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, 29(5): 1003–1009.
- [10] ZHOU Z L, CAI X, ZHAO Y, et al. Strength characteristics of dry and saturated rock at different strain rates [J]. *Transactions of Nonferrous Metals Society of China*, 2016, 26(7): 1919–1925.
- [11] SELYUTINA N S, PETROV Y V. The water-saturation effect for concretes and rocks subjected to high strain rates [J]. *Procedia Structural Integrity*, 2018, 13: 705–709.
- [12] 褚夫蛟, 刘敦文, 陶明, 等. 基于 SHPB 的不同含水状态砂岩动态响应 [J]. 工程科学学报, 2017, 39(12): 1783–1790.
CHU F J, LIU D W, TAO M, et al. Dynamic response of sandstones with different water contents based on SHPB [J]. *Chinese Journal of Engineering*, 2017, 39(12): 1783–1790.
- [13] 高富强, 张军, 何朋立. 不同围压荷载和含水状态下砂岩 SHPB 试验研究 [J]. 矿业研究与开发, 2018, 38(6): 65–68.
GAO F Q, ZHANG J, HE P L. SHPB test of sandstone with different confining loads and moisture contents [J]. *Mining Research and Development*, 2018, 38(6): 65–68.
- [14] 郑广辉, 许金余, 王鹏, 等. 不同饱水度红砂岩静态本构关系及动态力学性能研究 [J]. 振动与冲击, 2018, 37(16): 31–37.
ZHENG G H, XU J Y, WANG P, et al. Static constitutive relation and dynamic mechanical properties of red sandstone with different water saturation [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(16): 31–37.
- [15] WENG L, WU Z, LIU Q, et al. Energy dissipation and dynamic fragmentation of dry and water-saturated siltstones under sub-zero temperatures [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2019, 220: 106659.
- [16] KIM E, STINE M A, DE OLIVEIRA D B M, et al. Correlations between the physical and mechanical properties of sandstones with changes of water content and loading rates [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2017, 100: 255–262.
- [17] ZHOU Z, CAI X, MA D, et al. Water saturation effects on dynamic fracture behavior of sandstone [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2019, 114: 46–61.
- [18] 王茹, 唐春安, 王述红. 岩石点荷载试验若干问题的研究 [J]. 东北大学学报(自然科学版), 2008(1): 130–132, 140.
WANG R, TANG C A, WANG S H. Study on several problems about point load test of rock [J]. *Journal of Northeastern University (Natural Science)*, 2008(1): 130–132, 140.
- [19] 中国水电顾问集团成都勘测设计研究院. 工程岩体试验方法标准: GB/T 50266—2013 [S]. 北京: 中国计划出版社, 2013.
- [20] 王海龙, 李庆斌. 饱和混凝土静动力抗压强度变化的细观力学机理 [J]. *水利学报*, 2006, 37(8): 958–962.
WANG H L, LI Q B. Micro-mechanism of static and dynamic strengths for saturated concrete [J]. *Journal of Hydraulic Engineering*, 2006, 37(8): 958–962.
- [21] ZHENG D, LI Q. An explanation for rate effect of concrete strength based on fracture toughness including free water viscosity [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2004, 71(16/17): 2319–2327.

Comparative Study on Dynamic Tensile and Compressive Strength of the Saturated Fine Sandstone

WANG Guangyong¹, YU Rui¹, MA Dongfang², HOU Yuan¹

(1. *School of Civil Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, Henan, China;*

2. *College of Science & Technology, Ningbo University, Ningbo 315211, Zhejiang, China*)

Abstract: Using split Hopkinson compression bar (SHPB) device, uniaxial dynamic compression tests and dynamic split tests on fine sandstone in natural state and saturated state were carried out. The influence and difference of water and loading rate on dynamic tensile and compressive strength of fine sandstone were studied, and the failure mechanism of the fine sandstone in dynamic tension and compression was analyzed with digital image correlation (DIC) technology. The test results show that the dynamic compressive strength and tensile strength of the fine sandstone under the two states have obvious strain rate dependent effect, and they increase with the increase of loading rate. Under the same loading rate, the dynamic compressive strength of fine sandstone in saturated state is smaller than that in natural state, while the tensile strength in saturated state is larger. Water has little effect on the strain rate effect of dynamic compressive strength and tensile strength for the fine sandstone. However, water can improve the dynamic compressive strength and tensile strength enhancement factor of the fine sandstone, and has a more significant effect on the dynamic tensile strength enhancement factor. In the process of dynamic compression, the surface strain concentration of the rock specimen in saturated state is significantly less than that in natural state, the strain gradient is more significant, and the tensile-shear effect is weakened during the dynamic tensile process.

Keywords: saturated fine sandstone; dynamic strength; dynamic increase factor; digital image correlation; failure mechanism

中空钢化夹层玻璃的动态响应

张英杰¹, 姚 芬¹, 刘姗姗¹, 韩 阳¹, 李志强^{1,2,3}

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024;

2. 太原理工大学材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024;

3. 力学国家级实验教学示范中心, 山西 太原 030024)

摘要: 利用 DHR-9401 型落锤冲击试验机, 结合最小碎裂能方法, 研究了中空钢化夹层玻璃的厚度、结构配置对其抗冲击性能的影响, 并从冲击力载荷峰值、能量吸收率、应变等方面对影响效应进行评估。实验结果表明: 玻璃作为日常生活中的承载结构, 其厚度和结构配置对性能有很大影响, 在控制试样总厚度相同或不同的前提下, 随着冲击层厚度的增加, 中空钢化夹层玻璃的抗冲击性能明显提高; 在试样总厚度不同的前提下, 随着内层玻璃厚度的增加, 中空钢化夹层玻璃的承载能力显著提高。

关键词: 落锤冲击实验; 中空钢化夹层玻璃; 结构配置; 抗冲击性能

中图分类号: O342

文献标识码: A

玻璃板材具有透明度高^[1]、耐疲劳、抗风化性强等优点, 然而作为典型的脆性材料, 玻璃也具有易破碎的特点, 随之而来的问题是: 自然灾害和爆炸事故中往往伴随超强冲击波, 由此产生的玻璃碎片^[2]会对周围人员产生伤害^[3], 因此建筑行业中玻璃幕墙的安全性受到格外关注。其中应用最广泛的是钢化玻璃, 人们使用物理、化学方法对普通浮法玻璃进行钢化处理^[4], 使其具有更高的抗拉和抗弯强度; 在此基础上, 又出现了能够隔音、隔热、遮挡自然光辐射的中空钢化玻璃^[5], 具有不同夹层材料, 如聚乙烯醇缩丁醛(PVB)、乙烯-甲基丙烯酸酯共聚物(SGP)、乙烯-醋酸乙烯共聚物(EVA)、聚氨酯(PU)等^[6]的钢化夹层玻璃^[7]以及兼具二者加工工艺特点的中空钢化夹层玻璃^[8]。

与此同时, 玻璃抗冲击性能的研究也受到了国内外的广泛关注。安二峰等^[9]通过使用分离式霍普金森杆对普通浮法玻璃和钢化玻璃进行了动态响应分析, 探索了上述两种材料在动态冲击下的力学性能和破坏形态; 刘永华等^[10]对经过风冷处理的钢化玻璃进行了实验研究, 讨论了玻璃的弹性模量、断裂韧性、抗弯强度和硬度对其自身性能的影响, 同时明确了损伤容限和平均强度等安全参数; Mohagheghian 等^[11]对夹层玻璃进行了高、低速冲击实验, 研究了夹层厚度、聚合物类型和玻璃类型对玻璃结构性能的影响; Chen 等^[12]开展了落锤冲击实验, 用数值计算分析方法研究了夹层玻璃径向裂纹和环向裂纹的扩展; 韩阳^[13]研究了中空钢化玻璃和中空钢化夹层玻璃在刚体低速冲击载荷作用下的力学行为。

以上研究大多集中于小质量的冲击载荷, 并且玻璃试样的尺寸普遍较小, 玻璃结构类型比较单一, 与现实生活当中使用的玻璃幕墙^[14]有一定差距。本实验使用质量为 18.01 kg 的刚性锤头, 对边长为 1 000 mm × 1 000 mm 的中空钢化夹层玻璃(其中部分试样为非对称结构的中空钢化夹层玻璃)进行冲击实验, 对冲击过程中的冲击力、能量和应变等进行监测和分析, 研究中空钢化夹层玻璃的损伤演化、断裂形态和抗冲击性能。

* 收稿日期: 2020-02-21; 修回日期: 2020-03-17

基金项目: 国家自然科学基金(11672199, 11972244); 山西省自然科学基金项目(201601D011011)

作者简介: 张英杰(1993-), 男, 硕士研究生, 主要从事爆炸冲击研究。E-mail: zhangyingjie1102@163.com

通信作者: 李志强(1973-), 男, 教授, 主要从事爆炸冲击与计算力学研究。E-mail: lizhiqiang@tyut.edu.cn

1 实 验

1.1 实验材料

实验试样采用中空钢化夹层玻璃,由两块钢化夹层玻璃中间密封一定厚度的空气组成,如图 1 所示。玻璃试样的边长尺寸为 1 000 mm × 1 000 mm,单层玻璃有 4 种厚度,分别为 6、8、10 和 12 mm,聚合物夹层材料为 PVB,夹层厚度为 1.52 mm,中间的空气层通过铝合金空心框实现,空气层厚度为 6 mm,试样四周使用硅酮结构胶进行整体密封。

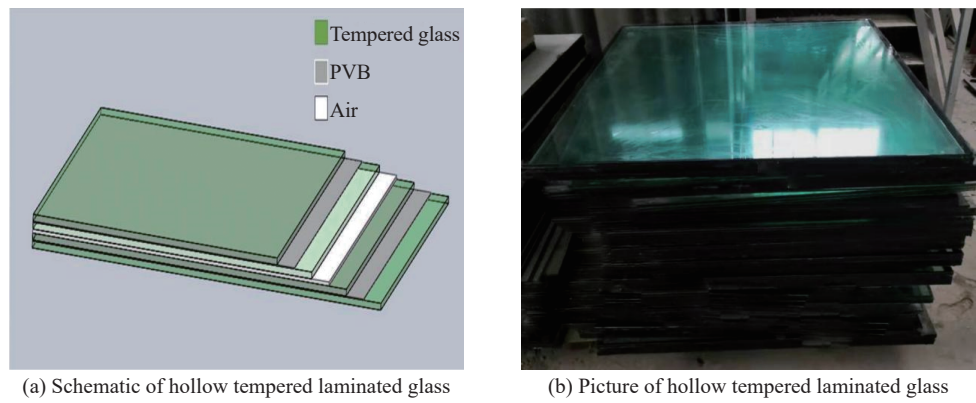


图 1 中空钢化夹层玻璃示意图和实物

Fig. 1 Schematic and picture of hollow tempered laminated glass

1.2 实验方案

按照玻璃的不同组合,设计了 3 种实验方案,方案 1、方案 2、方案 3 的结构配置分别如表 1、表 2、表 3 所示,其中, d_t 为试样总厚度, d 分别对应试样中玻璃、PVB 和空气层的厚度, d_s 为受冲击层玻璃的厚度。

方案 1: 控制每组玻璃样品的总厚度相同,紧贴空气层两侧的玻璃对称,外层玻璃包含对称和非对称结构,分析受冲击层玻璃厚度改变对中空钢化夹层玻璃抗冲击性能的影响。

方案 2: 控制每组玻璃样品的总厚度不同,紧贴空气层两侧的玻璃对称,外层玻璃对称,分析受冲击层玻璃厚度改变对中空钢化夹层玻璃抗冲击性能的影响。

方案 3: 控制每组玻璃样品的总厚度不同,紧贴空气层两侧的玻璃对称,外层玻璃对称,分析内层玻璃厚度改变对中空钢化夹层玻璃抗冲击性能的影响。

表 1 方案 1 结构配置

Table 1 Structure configuration of scheme 1

Group No.	d_t/mm	Serial No.	d/mm							d_s/mm
			Glass	PVB	Glass	Air	Glass	PVB	Glass	
1	41.04	D4(1)	6	1.52	8	6	8	1.52	10	6
	41.04	D1	8	1.52	8	6	8	1.52	8	8
	41.04	D4(2)	10	1.52	8	6	8	1.52	6	10
2	49.04	D8(1)	8	1.52	10	6	10	1.52	12	8
	49.04	D7	10	1.52	10	6	10	1.52	10	10
	49.04	D8(2)	12	1.52	10	6	10	1.52	8	12

表 2 方案 2 结构配置
Table 2 Structure configuration of scheme 2

Group No.	d_i/mm	Serial No.	d/mm							d_s/mm
			Glass	PVB	Glass	Air	Glass	PVB	Glass	
3	41.04	D1	8	1.52	8	6	8	1.52	8	8
	45.04	D6	10	1.52	8	6	8	1.52	10	10
	49.04	D10	12	1.52	8	6	8	1.52	12	12
4	41.04	D2	6	1.52	10	6	10	1.52	6	6
	45.04	D5	8	1.52	10	6	10	1.52	8	8
	49.04	D7	10	1.52	10	6	10	1.52	10	10

表 3 方案 3 结构配置
Table 3 Structure configuration of scheme 3

Group No.	d_i/mm	Serial No.	d/mm							d_s/mm
			Glass	PVB	Glass	Air	Glass	PVB	Glass	
5	41.04	D1	8	1.52	8	6	8	1.52	8	8
	45.04	D5	8	1.52	10	6	10	1.52	8	8
	49.04	D9	8	1.52	12	6	12	1.52	8	8
6	41.04	D3	10	1.52	6	6	6	1.52	10	10
	45.04	D6	10	1.52	8	6	8	1.52	10	10
	49.04	D7	10	1.52	10	6	10	1.52	10	10

1.3 实验方法和计算公式

该实验采用最小碎裂能方法^[15], 通过逐次提高刚性锤头的下落高度来控制初始冲击速度和冲击能量, 直至玻璃试样出现破裂现象。利用应变仪和示波器获得电压和时间的数据, 经过相关换算求得冲击力 F 和应变 ε 。冲击速度 v 的关系式^[16] 为

$$v(t) = v_0 + g \cdot t - \int_0^t \frac{F(\tau)}{m} d\tau \quad (1)$$

式中: $v(t)$ 为 t 时刻的冲击速度 ($t=0$ 为锤头刚接触冲击面的时刻), v_0 为锤头的初始冲击速度, m 为锤头的总质量。

对速度积分, 可得 t 时刻的位移

$$x(t) = x_0 + v_0 \cdot t + g \cdot \frac{t^2}{2} - \int_0^t \left(\int_0^t \frac{F(\tau)}{m} d\tau \right) d\tau \quad (2)$$

式中: $x(t)$ 为 t 时刻的位移, x_0 为初始位移。

最后求得冲击能量 E

$$E(t) = \int_{x_0}^{x_t} F dx \quad (3)$$

1.4 实验系统设计

落锤冲击实验系统包括 DHR-9401 型落锤冲击试验机、应变仪、高速摄像机等部分。落锤冲击试验机的实验装置如图 2 所示, 该装置由刚性底座、锤头、落锤导轨和玻璃夹具 4 部分组成。刚性底座位于试验机底部, 完全水平, 主要功能是支撑固定玻璃夹具以及接收玻璃碎片。锤头是撞击试样的部分, 总质量为 18.01 kg, 其冲击头端部为半球体, 半径为 40 mm, 所用材质为 40Cr 钢。压电式力传感器通过铁圈固定在锤头颈部。落锤导轨竖直固定在水平地面上, 其主要作用是为锤头提供运动轨道, 保证锤

头落在试样中心。自主设计的玻璃夹具如图3所示,将玻璃试样夹持在两块钢板之间,上、下两块钢板使用40条M16螺栓进行固定。为了避免玻璃表面出现划痕或应力集中^[17],钢板与玻璃表面直接接触的位置均垫有橡胶垫,以此来模拟玻璃四周固支的边界条件。



图2 实验装置

Fig. 2 Experimental device



图3 玻璃夹具

Fig. 3 Glass clamp

实验采用单向应变片,考虑到玻璃产生裂纹或破碎后,应变片很容易撕裂损坏^[18],导致实验数据收集困难,为了尽可能保证所测应变数据的可靠性、准确性,将应变片贴在如图4所示的位置,每个玻璃样品使用6片应变片,其中3片粘贴在受冲击面(编号为1、2、3),另外3片粘贴在被冲击面(编号为4、5、6)。应变片与SDY2107B型超动态应变仪通过桥盒连接,为了减少外部干扰,应变片和桥盒之间使用屏蔽线连接,实验数据最后传输到终端的WaveRunner604Zi示波器。另外使用i-SPEED716高速摄像机捕捉玻璃裂纹的扩展行为,由于帧率较高导致曝光时间较短,所以必须使用聚光灯补充光照。

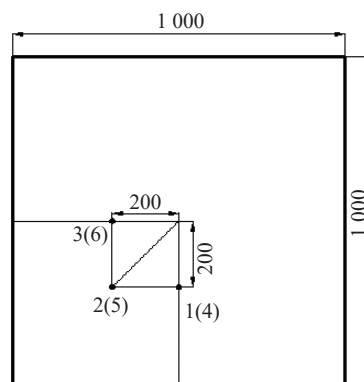


图4 应变片分布位置(单位: mm)

Fig. 4 Distribution of strain gauge(Unit: mm)

2 实验结果分析

2.1 裂纹形态分析

图5所示为落锤从1000 mm的高度冲击玻璃试样D6时,第2层玻璃破裂产生的两种宏观裂纹形态——径向裂纹和环向裂纹。按照裂纹扩展的时间顺序选取图像序列,先是在以玻璃受冲击点为中心的位置出现小范围的细密放射状裂纹,如图5(a)所示;随着锤头继续向下运动,中心放射状裂纹范围扩大,裂纹加宽加深,此时可以明显观察到径向裂纹,如图5(b)所示;随着冲击力继续增大,中心位置的放射状裂纹继续向外扩展,玻璃四周出现了大量的径向裂纹,由于环向裂纹的产生与表面声波(“Rayleigh Wave”^[19])有关,且环向应力大于径向应力,所以此时可以看到稀疏的环向裂纹,如图5(c)所示;图5(d)和图6为裂纹扩展演化的最终模态,可以看到径向裂纹从冲击点一直延伸到玻璃四周,以冲击点为圆心,在半径约为200 mm的范围内有明显的连续环向裂纹,但是由于径向裂纹先于环向裂纹产生^[20]而导致玻璃发生破裂,所以玻璃四周的环向裂纹是稀疏且不连续的。

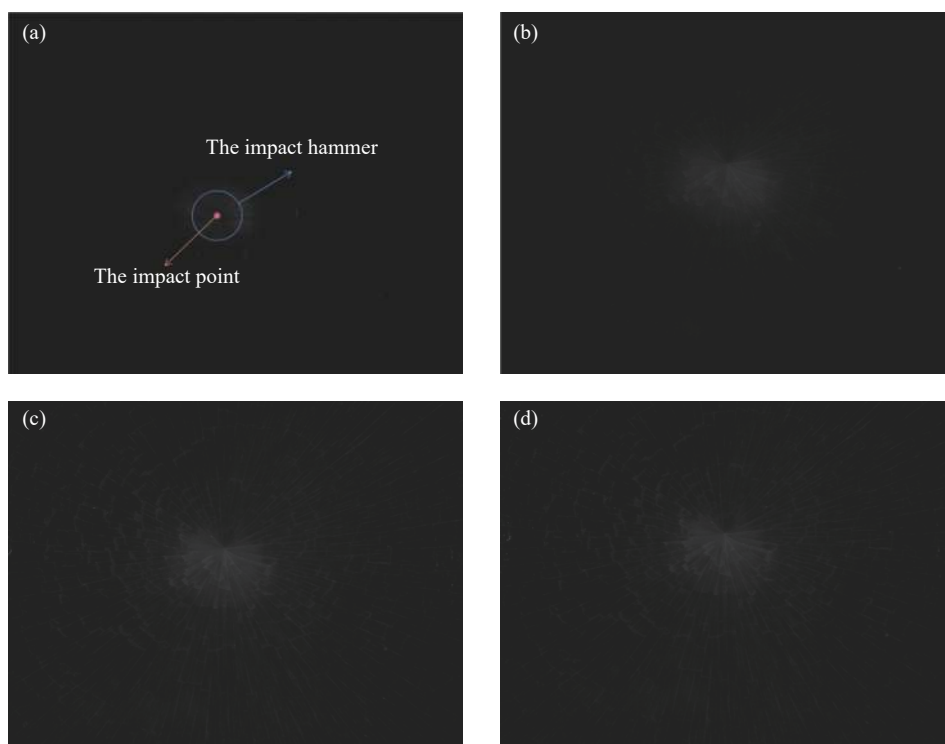


图 5 试样 D6 裂纹扩展的高速摄影图

Fig. 5 High-speed photogram of crack growth of sample D6

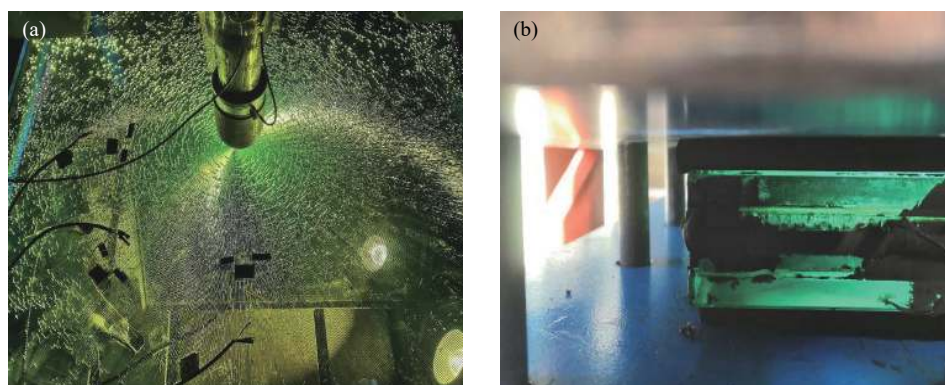


图 6 试样 D6 裂纹扩展的最终模式

Fig. 6 Final mode of crack propagation of sample D6

2.2 方案 1 实验结果分析

2.2.1 冲击力-时间曲线分析

第 1 组和第 2 组玻璃样品在不同时间段内的冲击力-时间曲线如图 7 所示。两组样品对应的冲击力-时间曲线从整体来看具有相同的变化趋势, 锤头刚接触冲击面时, 冲击力急剧增长直至出现第一个峰值, 此时玻璃发生破裂, 因 PVB 夹层材料具有可压缩性, 冲击力随之急剧下降。随着锤头因惯性继续向下运动, 冲击力又随时间增加, 此时第 1、第 2 层玻璃之间的 PVB 层产生了较大的拉伸形变, 冲击力上升至次峰值, 随着玻璃裂纹的持续扩展, 冲击力再次下降。最后锤头回弹并开始连续撞击, 由于受到玻璃破裂产生的残余强度以及 PVB 夹层材料的影响, 裂纹继续扩展演化并达到最终模式。

第 1 组试样 D4(1)、D1、D4(2) 对应的冲击力峰值分别为 31.254、51.852 和 64.488 kN, 第 2 组试样 D8(1)、D7、D8(2) 对应的冲击力峰值分别为 52.196、73.359 和 83.535 kN, 表明冲击层玻璃越厚, 中空钢化夹层玻璃的整体刚度越强, 首次破碎所需的冲击载荷越大, 即结构的抗冲击性能越好。

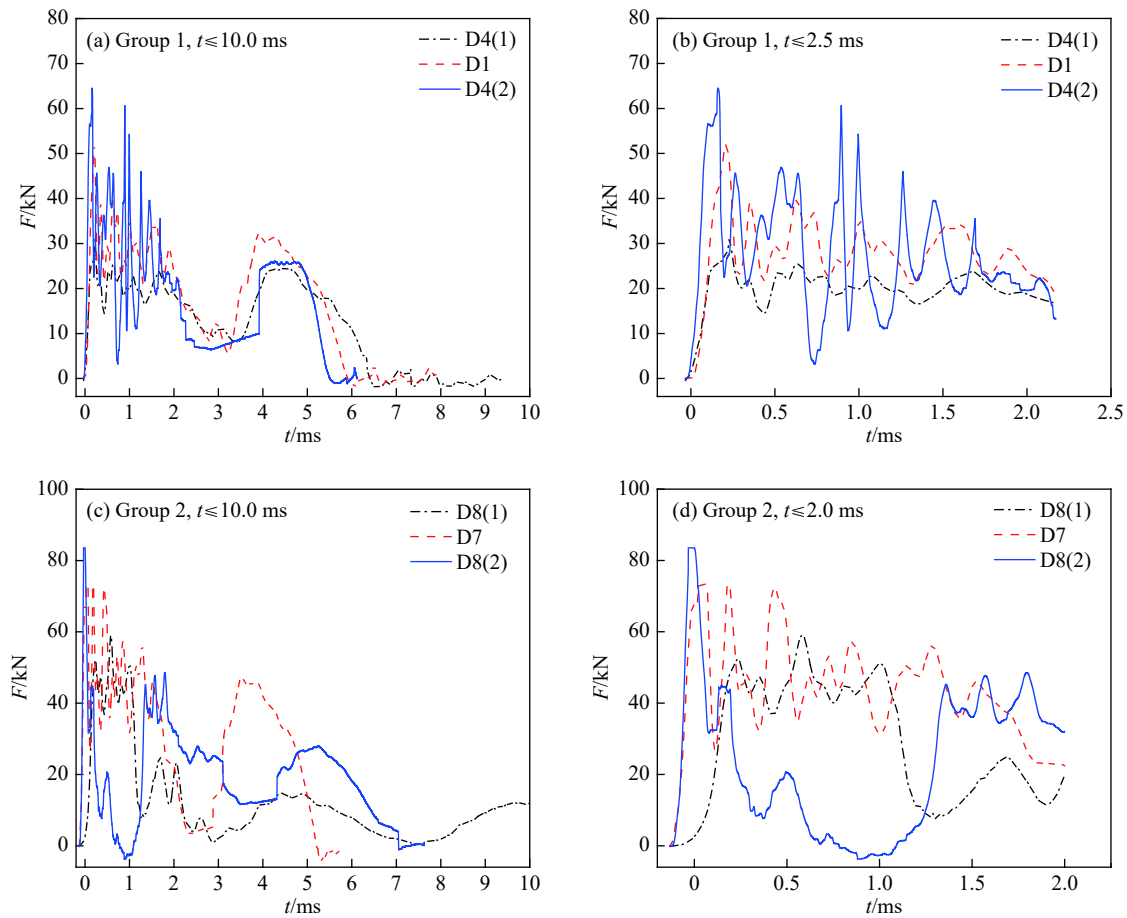


图7 第1组和第2组玻璃样品在不同时间段内的冲击力-时间曲线

Fig. 7 Impact force curves of the group 1 and group 2 glass samples at different times

2.2.2 能量-时间曲线分析

第1组和第2组玻璃样品的能量-时间曲线如图8所示。曲线峰值表示冲击能,冲击后曲线平稳部分的值定义为吸收能,冲击能与吸收能之差为弹性能^[21],该能量相当于落锤从冲击面回弹后玻璃传给落锤的反弹能量。吸收能与冲击能的比值定义为能量吸收率^[22],用于评估中空钢化夹层玻璃在撞击过程中的能量吸收效率。

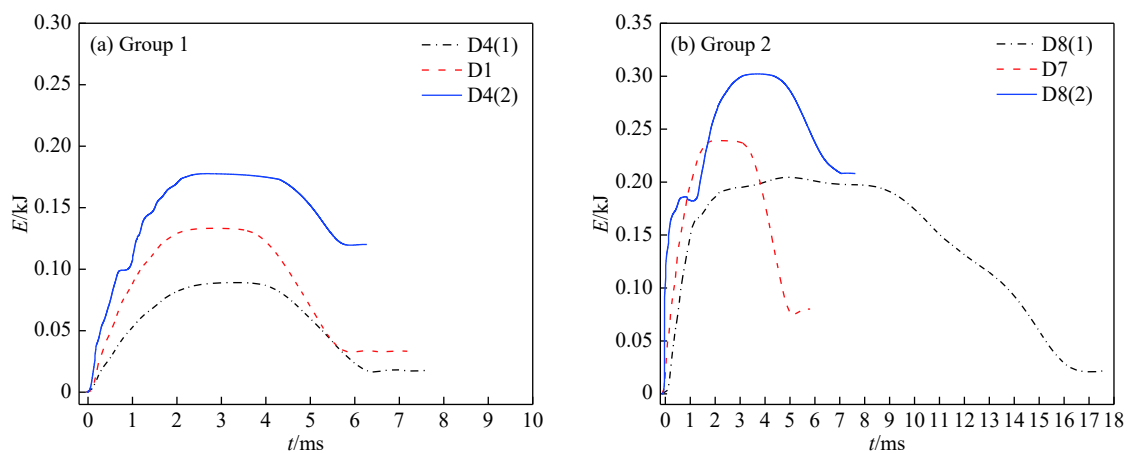


图8 第1组(a)和第2组(b)玻璃样品的能量-时间曲线

Fig. 8 Energy-time diagram of group 1 (a) and group 2 (b) glass samples

由图 8 可知, 第 1 组试样 D4(1)、D1、D4(2) 对应的冲击能分别为 0.089、0.133 和 0.176 kJ, 吸收能分别为 0.017、0.033 和 0.120 kJ, 能量吸收率分别为 19.101%、24.812% 和 68.820%; 第 2 组试样 D8(1)、D7、D8(2) 对应的冲击能分别为 0.204、0.239 和 0.302 kJ, 吸收能分别为 0.021、0.080 和 0.208 kJ, 能量吸收率分别为 10.294%、33.473% 和 68.874%。这表明随着冲击层玻璃厚度的增加, 试样破碎所需的冲击能增大, 对应的能量吸收率也在增大。

2.2.3 应变-时间曲线分析

不同应变片所测试样 D4(2) 的应变-时间曲线如图 9 所示。由图 9(a) 可知, 1、2、3 号应变片所测的应变趋势大致相同。由于实验过程中无法完全消除外界磁场的干扰, 所以在锤头刚接触玻璃表面的瞬间, 会有少量曲线位于平衡位置以下^[23]。随着锤头继续冲击玻璃试样, 冲击波在玻璃的自由端面反射为拉伸波^[24], 玻璃表面受到拉应力的作用, 此时应变片表现为拉应变, 当试样发生极限变形时, 应变达到最大值。随后锤头开始回弹, 冲击载荷逐渐减小, 由于玻璃和具有黏弹性的 PVB 相黏结, 所以玻璃会随 PVB 一起向上运动, 拉应变会一直减小到零, 当越过平衡位置时, 玻璃表面承受压应力, 应变片表现为压应变。4、5、6 号应变片所测的应变规律与 1、2、3 号应变片大致相同, 如图 9(b) 所示, 但因 4、5、6 号应变片贴在被冲击面, 所以相应的应变峰值较小, 且各峰值出现的时间较晚。由图 9 可知, 同一试样的应变趋势大致相同, 为方便得出应变规律, 本研究选择 1 号应变片所测的应变数据进行比较, 1 号应变片所测的第 1 组和第 2 组玻璃样品的应变-时间曲线如图 10 所示。

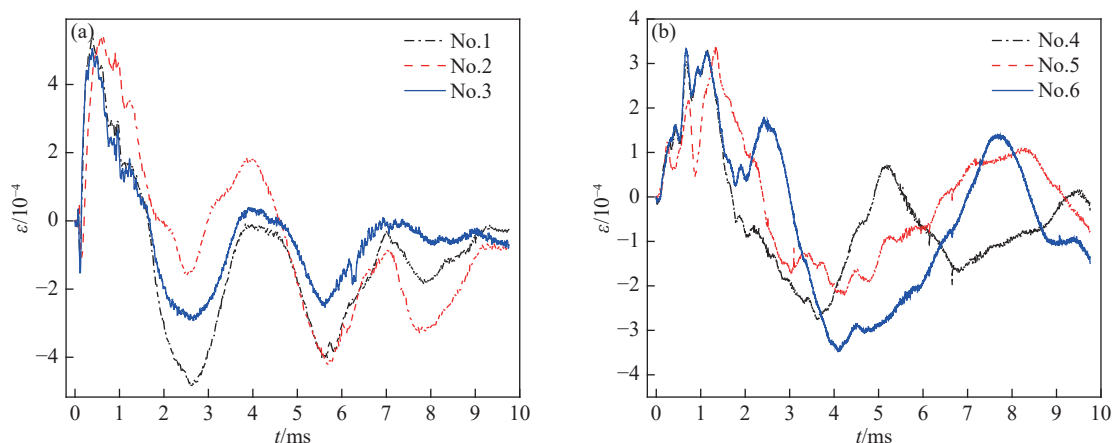


图 9 不同应变片所测试样 D4(2) 的应变-时间曲线

Fig. 9 Strain-time diagram of sample D4 (2) measured by different strain gauges

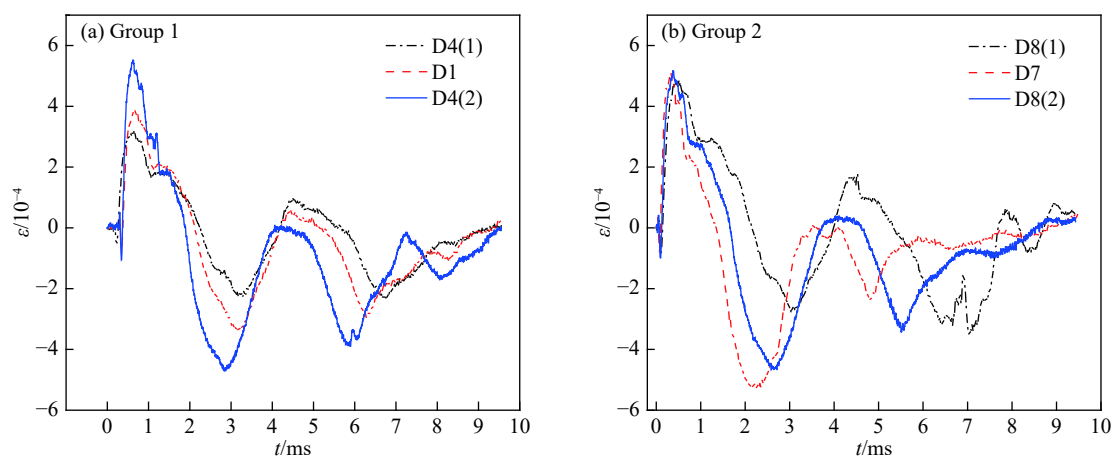


图 10 利用 1 号应变片所测的第 1 组(a)和第 2 组(b)玻璃样品的应变-时间曲线

Fig. 10 Strain-time diagram of group 1 (a) and group 2 (b) measured by strain gauge No.1

由图10可知,第1组试样D4(1)、D1、D4(2)的最大拉应变分别为 3.185×10^{-4} 、 3.910×10^{-4} 、 5.511×10^{-4} ,第2组试样D8(1)、D7、D8(2)的最大拉应变分别为 4.885×10^{-4} 、 5.107×10^{-4} 、 5.208×10^{-4} ,表明最大拉应变越大,中空钢化夹层玻璃破裂后变形越大,回弹能力越强。

2.3 方案2实验结果分析

2.3.1 冲击力-时间曲线分析

第3组和第4组玻璃样品在不同时间段内的冲击力-时间曲线如图11所示。由图11可知:第3组试样D1、D6、D10的冲击力峰值分别为51.852、54.905和73.278 kN;第4组试样D2、D5、D7的冲击力峰值分别为50.057、57.971和73.359 kN。这表明随着最外层玻璃厚度的增加,对应冲击力-时间曲线的峰值依次升高,即试样破裂所需的冲击载荷越大,中空钢化夹层玻璃的承载能力越强。

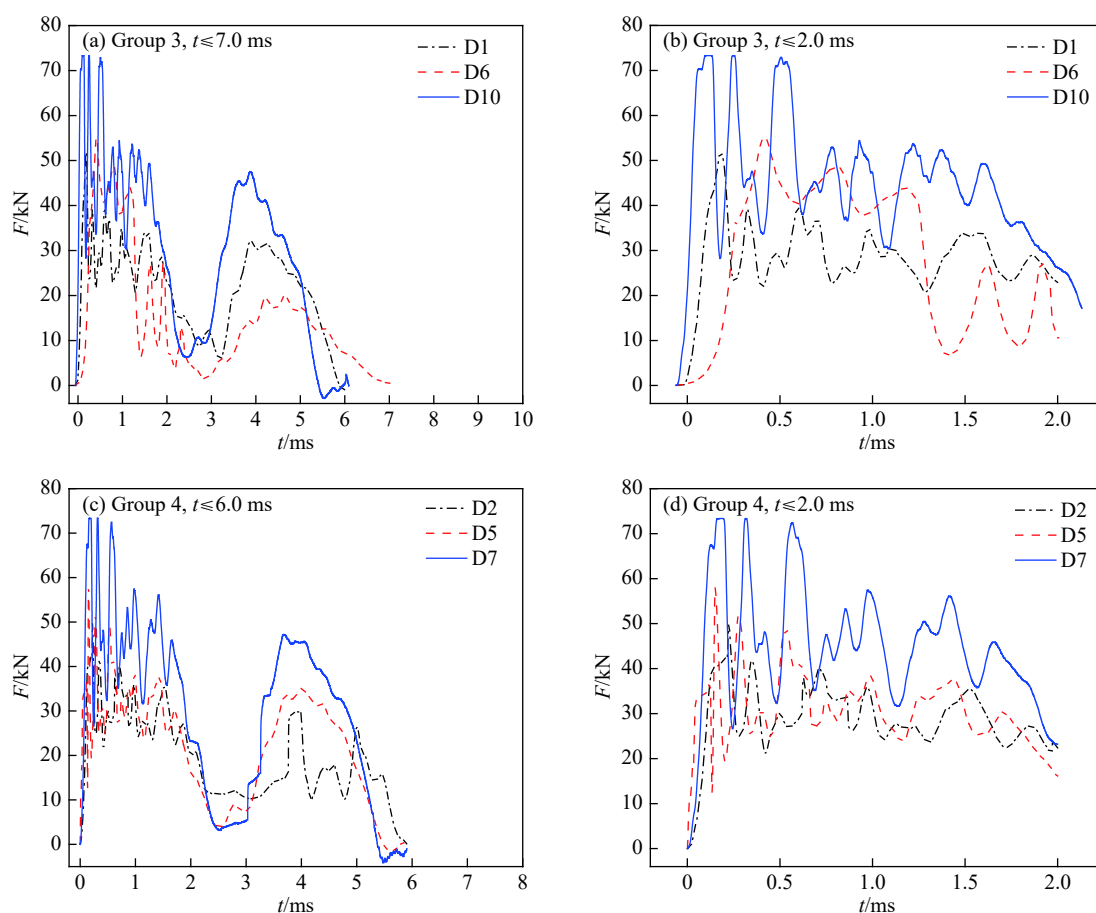


图11 第3组和第4组玻璃样品在不同时间段内的冲击力-时间曲线

Fig. 11 Impact force curves of the group 3 and group 4 glass samples at different times

2.3.2 能量-时间曲线分析

第3组和第4组玻璃样品的能量-时间曲线如图12所示。当试样发生破碎时,第3组试样D1、D6、D10对应的冲击能分别为0.133、0.159和0.266 kJ,吸收能分别为0.033、0.048和0.083 kJ,能量吸收率分别为24.812%、30.189%和31.203%;第4组试样D2、D5、D7对应的冲击能分别为0.124、0.142和0.239 kJ,吸收能分别为0.031、0.045和0.080 kJ,能量吸收率分别为25.081%、31.690%和33.473%。这表明随着受冲击层玻璃厚度的增加,试样破裂需要的冲击能越大,通过玻璃破裂和PVB夹层变形吸收的能量也越多。

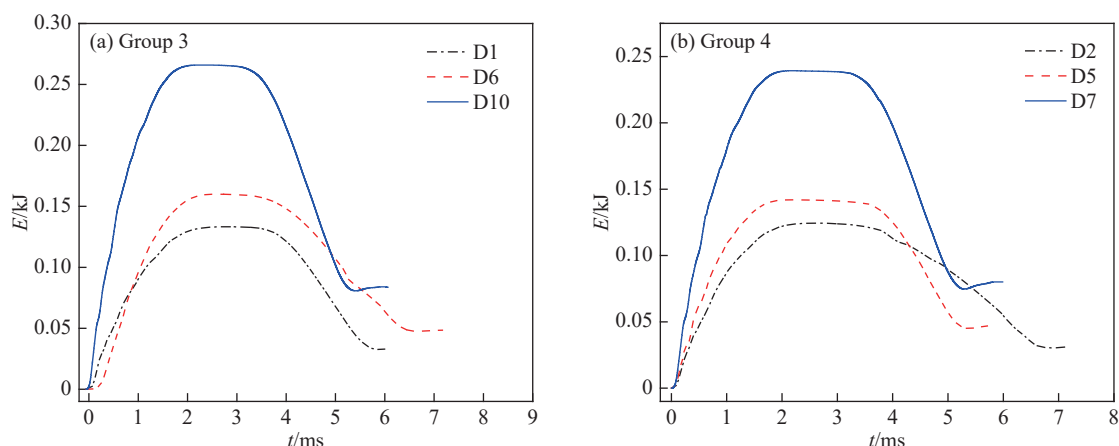


图 12 第 3 组 (a) 和第 4 组 (b) 玻璃样品的能量-时间曲线

Fig. 12 Energy-time diagram of group 3 (a) and group 4 (b) glass samples

2.3.3 应变-时间曲线分析

利用 1 号应变片所测的第 3 组和第 4 组玻璃样品的应变-时间曲线如图 13 所示。第 3 组试样 D1、D6、D10 的最大拉应变分别为 3.910×10^{-4} 、 4.310×10^{-4} 、 4.492×10^{-4} ，第 4 组试样 D2、D5、D7 的最大拉应变分别为 3.174×10^{-4} 、 4.082×10^{-4} 、 5.107×10^{-4} ，表明随着冲击层厚度的增加，中空钢化夹层玻璃破碎后对应的最大拉应变增大，其极限变形也在增大。

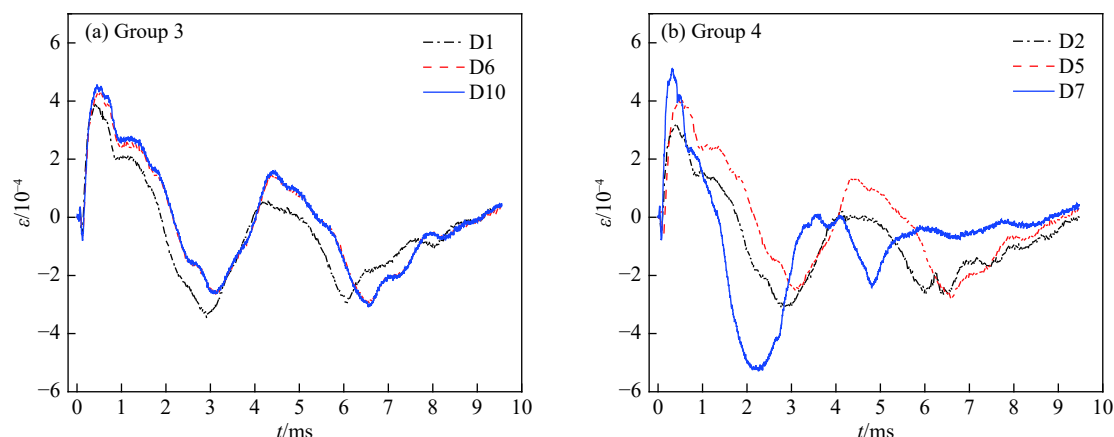


图 13 利用 1 号应变片所测的第 3 组 (a) 和第 4 组 (b) 玻璃样品的应变-时间曲线

Fig. 13 Strain-time diagram of group 3 (a) and group 4 (b) measured by strain gauge No.1

2.4 方案 3 实验结果分析

2.4.1 冲击力-时间曲线分析

第 5 组和第 6 组玻璃样品在不同时间段内的冲击力-时间曲线如图 14 所示。第 5 组试样 D1、D5、D9 对应的冲击力峰值分别为 51.852、57.971 和 74.835 kN，第 6 组试样 D3、D6、D7 对应的冲击力峰值分别为 46.033、54.905 和 73.359 kN，表明内层玻璃越厚，试样破碎所需的冲击载荷越大，中空钢化夹层玻璃整体的性能随着内层玻璃厚度的增加而增强，即拥有更高的强度和硬度。

2.4.2 能量-时间曲线分析

第 5 组和第 6 组玻璃样品的能量-时间曲线如图 15 所示。第 5 组试样 D1、D5、D9 破碎对应的冲击能分别为 0.133、0.142 和 0.159 kJ，吸收能分别为 0.033、0.045 和 0.051 kJ，能量吸收率分别为 24.812%、31.690% 和 32.075%；第 6 组试样 D3、D6、D7 破碎对应的冲击能分别为 0.089、0.159 和 0.239 kJ，吸收能

分别为 0.014、0.048 和 0.080 kJ, 能量吸收率分别为 15.730%、30.189% 和 33.473%, 表明随着内层玻璃厚度的增加, 冲击破碎中空钢化夹层玻璃所需的能量逐渐增大, 对应的能量吸收率也在增大。

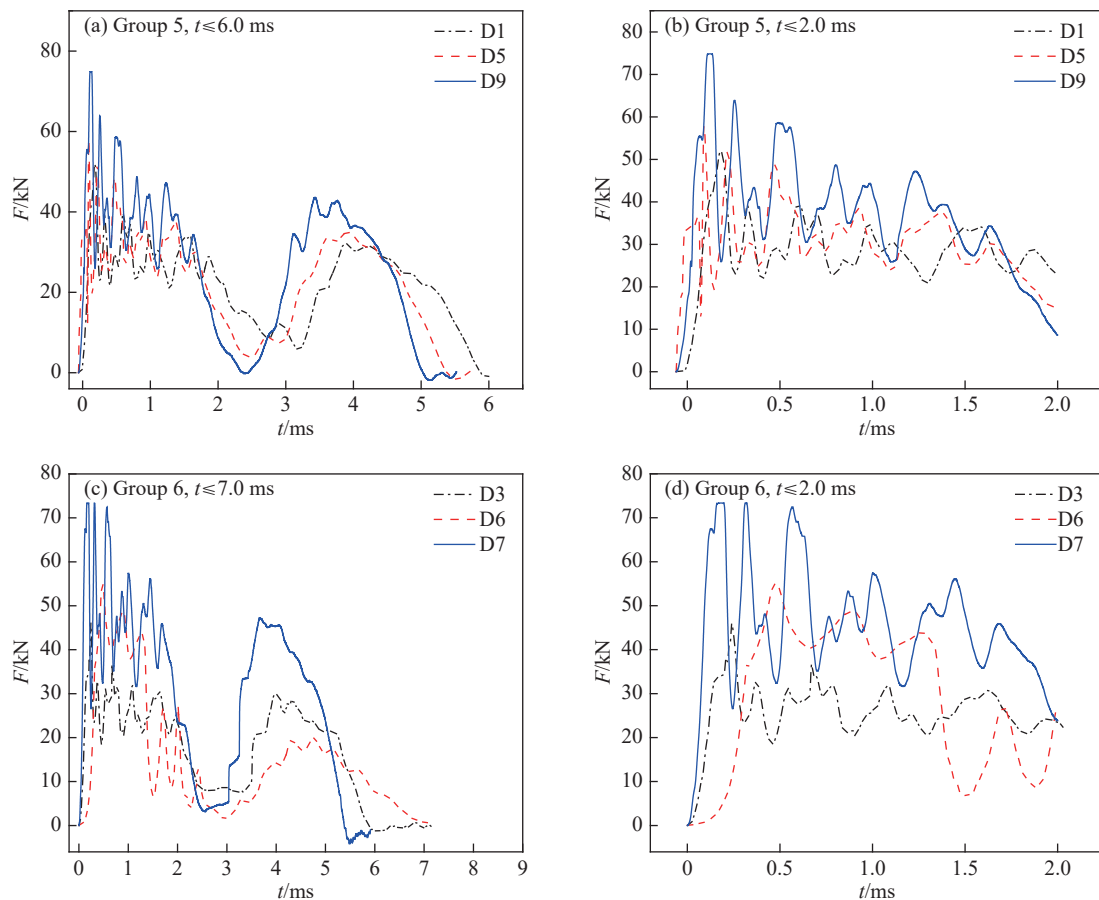


图 14 第 5 组和第 6 组玻璃样品在不同时间段内的冲击力-时间曲线

Fig. 14 Impact force curves of the group 5 and group 6 glass samples at different times

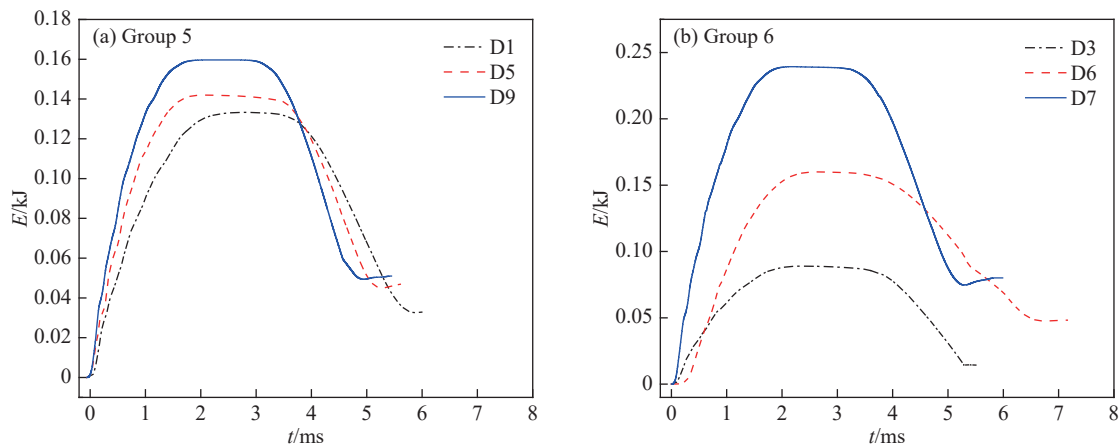


图 15 第 5 组 (a) 和第 6 组 (b) 玻璃样品的能量-时间曲线

Fig. 15 Energy-time diagram of group 5 (a) and group 6 (b) glass samples

2.4.3 应变-时间曲线分析

利用 1 号应变片所测的第 5 组和第 6 组玻璃样品的应变-时间曲线如图 16 所示。第 5 组试样 D1、D5、D9 对应的最大拉应变分别为 3.910×10^{-4} 、 4.082×10^{-4} 、 4.350×10^{-4} , 第 6 组试样 D3、D6、D7 对应的最

大拉应变分别为 3.858×10^{-4} 、 4.310×10^{-4} 、 5.107×10^{-4} , 表明随着内层玻璃厚度的增加, 最大拉应变呈增大趋势, 在受冲击层玻璃厚度相同的前提下, 试样的承载能力随内层玻璃厚度的增加而增强。

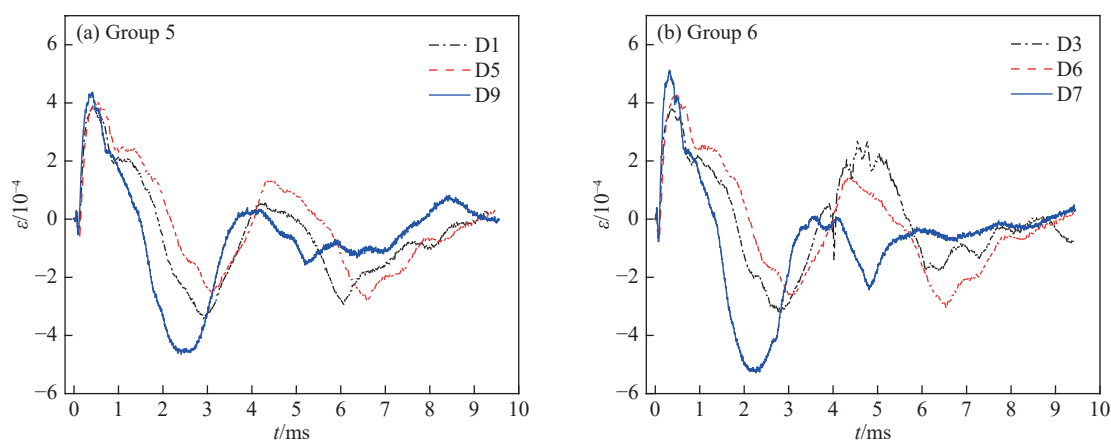


图 16 利用 1 号应变片所测的第 5 组 (a) 和第 6 组 (b) 玻璃样品的应变-时间曲线

Fig. 16 Strain-time curves of group 5 (a) and group 6 (b) glass samples measured by strain gauge No. 1

3 结 论

以中空钢化夹层玻璃为研究对象, 使用最小碎裂能方法开展了落锤冲击实验, 研究其在刚体冲击下的动态响应, 分析了厚度和结构配置改变对其抗冲击性能的影响, 并从冲击力峰值、能量吸收、应变等方面对影响效应进行评估, 得出以下结论。

(1) 对于中空钢化夹层玻璃, 当冲击层玻璃及内层玻璃越厚时, 结构整体的刚度和强度越大, 发生破碎所需的冲击载荷和冲击能量越大, 对应的抗冲击性能越强。

(2) 在不考虑结构是否对称及总厚度是否相同的前提下, 中空钢化夹层玻璃的抗冲击性能随受冲击层玻璃厚度的增加而增强。

(3) 即使对于相同尺寸的玻璃板材和 PVB 胶层, 二者的不同组合也会影响中空钢化夹层玻璃的整体性能, 紧贴空气层两侧的玻璃越厚, 中空钢化夹层玻璃的抗冲击性能越强。

参考文献:

- [1] LI M X, LU G J, HU Z R, et al. Research on fire endurance of tempered glass based on infrared imaging technology [J]. *Procedia Engineering*, 2014, 84: 553–557.
- [2] ZHANG X H, HAO H, WANG Z Q. Experimental investigation of monolithic tempered glass fragment characteristics subjected to blast loads [J]. *Engineering Structures*, 2014, 75: 259–275.
- [3] THOMPSON D, BROWN S, MALLONEE S, et al. Fatal and non-fatal injuries among US air force personnel resulting from the terrorist bombing of the Khobar Towers [J]. *Journal of Trauma Injury Infection and Critical Care*, 2004, 57(2): 208–215.
- [4] 马志宏. 化学钢化玻璃 [J]. *中国玻璃*, 2012(4): 45–47.
MA Z H. Chemically toughened glass [J]. *China Glass*, 2012(4): 45–47.
- [5] 郑立新. 中空玻璃在我国的应用与发展 [J]. *科技创新导报*, 2008(13): 7.
ZHENG L X. Application and development of insulating glass in China [J]. *Science and Technology Innovation Herald*, 2008(13): 7.
- [6] CASTORI G, SPERANZINI E. Structural analysis of failure behavior of laminated glass [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2017, 125: 89–99.
- [7] CHEN X D, CHAN A H C, YANG J. FEM/DEM modelling of hard body impact on the laminated glass [J]. *Applied Mechanics and Materials*, 2014, 553: 786–791.

- [8] 郑金峰. 公共建筑节能设计标准与玻璃幕墙 [J]. *建设科技*, 2005(20): 37–38.
ZHENG J F. Design standards for energy saving in public buildings and glass curtain wall [J]. *Construction Science and Technology*, 2005(20): 37–38.
- [9] 安二峰, 李磊, 杨军. 典型玻璃材料冲击力学性能研究 [J]. *北京理工大学学报*, 2010, 30(2): 127–130.
AN E F, LI L, YANG J. A study on the impact properties of typical glassy materials [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2010, 30(2): 127–130.
- [10] 刘永华, 祖成奎, 包亦望, 等. 无碱铝硅酸盐钢化玻璃的安全性评价 [J]. *硅酸盐通报*, 2011, 30(6): 1264–1267.
LIU Y H, ZU C K, BAO Y W, et al. Safety evaluation of alkali-free alumina silicate glass [J]. *Bulletin of the Chinese Ceramic Society*, 2011, 30(6): 1264–1267.
- [11] MOHAGHEGHIAN I, WANG Y, JIANG L, et al. Quasi-static bending and low velocity impact performance of monolithic and laminated glass windows employing chemically strengthened glass [J]. *European Journal of Mechanics A/Solids*, 2017, 63: 165–186.
- [12] CHEN J J, XU J, YAO X F, et al. Experimental investigation on the radial and circular crack propagation of PVB laminated glass subject to dynamic out-of-plane loading [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2013, 112/113: 26–40.
- [13] 韩阳. 冲击载荷下中空钢化和中空钢化夹层玻璃动态响应研究 [D]. 太原: 太原理工大学, 2019.
HAN Y. Dynamic response of hollow toughened glass and hollow toughened laminated glass under impact loading [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2019.
- [14] 凌洁, 陈峻. 中国中央电视台 (CCTV) 新台址工程玻璃幕墙设计 [J]. *上海建设科技*, 2006(2): 38–40.
LING J, CHEN J. Curtain wall glass design of new constructed China central television station project [J]. *Shanghai Construction Science & Technology*, 2006(2): 38–40.
- [15] 张杨梅, 王星尔, 杨健, 等. 多层 SGP 夹层玻璃受刚体冲击作用的实验研究 [J]. *无机材料学报*, 2018, 33(10): 1110–1118.
ZHANG Y M, WANG X E, YANG J, et al. Experimental study of multiple layered SGP laminated glass under hard body impact [J]. *Journal of Inorganic Materials*, 2018, 33(10): 1110–1118.
- [16] CHOCRON S, DANNEMANN K A, WALKER J D, et al. Static and dynamic confined compression of borosilicate glass [C]// DYMAT 2009-9th International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading. France: EDP Sciences, 2009: 67–72.
- [17] TANG T, ZHANG W G, YIN H F, et al. Crushing analysis of thin-walled beams with various section geometries under lateral impact [J]. *Thin-Walled Structures*, 2016, 102(1): 43–57.
- [18] 李胜杰. 爆炸载荷下夹层玻璃的动态响应及裂纹扩展的研究 [D]. 太原: 太原理工大学, 2015.
LI S J. Study on the dynamic response and cracks propagation of laminated glass subjected to blast load [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2015.
- [19] SINGH R P, KAVATURU M, SHUKLA A. Initiation, propagation and arrest of an interface crack subjected to controlled stress wave loading [J]. *International Journal of Fracture*, 1997, 83(3): 291–304.
- [20] XU J, LI Y B, CHEN X, et al. Characteristics of windshield cracking upon low-speed impact: numerical simulation based on the extended finite element method [J]. *Computational Materials Science*, 2010, 48(3): 582–588.
- [21] BOUMBIMBA R M, COULIBALY M, KHABOUCI A, et al. Glass fibers reinforced acrylic thermoplastic resin-based tri-block copolymer composites: low velocity impact response at various temperatures [J]. *Composite Structures*, 2017, 160: 939–951.
- [22] 熊杰, 唐菊, 顾伯洪, 等. 层压复合材料靶板的动态点冲击响应 [J]. *纺织学报*, 2003(1): 32–35.
XIONG J, TANG J, GU B H, et al. The response to point impact on target board from laminated composite [J]. *Journal of Textile Research*, 2003(1): 32–35.
- [23] 张晓颖, 李胜杰, 李志强. 爆炸载荷作用下夹层玻璃动态响应的数值模拟 [J]. *兵工学报*, 2018, 39(7): 1379–1388.
ZHANG X Y, LI S J, LI Z Q. Numerical simulation of dynamic response of laminated glass subjected to blast load [J]. *Acta Armamentarii*, 2018, 39(7): 1379–1388.
- [24] 王礼立, 朱兆祥. 应力波基础 [M]. 2 版. 北京: 国防工业出版社, 2005: 41–42.
WANG L L, ZHU Z X. Foundation of stress wave [M]. 2nd ed. Beijing: National Defense Industry Press, 2005: 41–42.

Dynamic Response of Hollow Tempered Laminated Glass

ZHANG Yingjie¹, YAO Fen¹, LIU Shanshan¹, HAN Yang¹, LI Zhiqiang^{1,2,3}

(1. *Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering,*

Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

2. *Shanxi Key Laboratory of Material Strength & Structural Impact,*

Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

3. *National Demonstration Center for Experimental Mechanics Education, Taiyuan 030024, Shanxi, China)*

Abstract: In order to study the influence of thickness and structure configuration of hollow tempered laminated glass on its impact resistance, DHR-9401 drop hammer impact testing machine combined with the method of minimum fragmentation energy was used in this experiment, and the impact effect was evaluated from the impact load peak, energy absorption rate and strain. The experimental results show that the glass as a bearing structure in daily life, its thickness and configuration have a great influence on its performance. Under the condition that the total thickness of the sample is the same or different, with the increase of the thickness of the impact layer, the impact resistance of the hollow tempered laminated glass is obviously improved. Under the premise that the total thickness of the sample is different, with the increase of the thickness of the inner glass, the bearing capacity of the hollow tempered laminated glass is improved obviously.

Keywords: drop hammer impact test; hollow tempered laminated glass; structure configuration; impact resistance

对称与非对称钢化夹层玻璃的抗冲击性能

姚芬¹, 张英杰¹, 姚蓬飞¹, 韩阳¹, 李志强^{1,2,3}

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 山西 太原 030024;

2. 太原理工大学材料强度与结构冲击山西省重点实验室, 山西 太原 030024;

3. 太原理工大学力学国家级实验教学示范中心, 山西 太原 030024)

摘要: 钢化夹层玻璃的透光性好、安全性能高, 广泛应用于汽车、高层建筑等领域。为了研究不同玻璃厚度分布钢化夹层玻璃的抗冲击性能, 进行了9种PVB钢化夹层玻璃的落锤冲击实验, 分析未破裂状态和破裂状态下钢化夹层玻璃的冲击力、应变和位移随时间的变化规律。同时, 利用高速摄像机记录裂纹的产生和扩展情况, 分析破裂状态下夹层玻璃的裂纹分布形态。结果表明: 钢化夹层玻璃的抗冲击性能与玻璃层数、厚度分布密切相关。双层钢化夹层玻璃中, 外层玻璃越厚, 内层玻璃越薄, 抗冲击性能越好; 三层钢化夹层玻璃中, 外层玻璃越薄, 内层玻璃越厚, 抗冲击性能越好。

关键词: PVB夹层玻璃; 落锤冲击实验; 裂纹分布; 抗冲击性能

中图分类号: O347

文献标识码: A

夹层玻璃起源于20世纪初, 最早仅被用于汽车的风挡玻璃; 随着建筑行业的发展, 夹层玻璃以玻璃幕墙等形式被广泛应用于建筑物^[1]。夹层玻璃由平板玻璃和聚乙烯醇缩丁醛(PVB)胶层粘接而成^[2]。平板玻璃以钢化玻璃为主, 钢化玻璃属于安全玻璃, 通常是通过化学和物理方法在玻璃表面形成压应力^[3], 从而提高玻璃的强度, 发生破裂时, 整块玻璃呈现较小蜂窝状颗粒且外形相对规整, 无尖锐碎片, 有效避免伤人^[4]。PVB胶是一种具有良好的抗冲击性能和黏结性能的超弹性材料, 玻璃破裂时, 玻璃碎片会黏接在PVB胶层上, 从而保证了人身安全。

近年来, 世界恐怖主义的袭击事件越来越多, 袭击对象多为高层建筑, 而玻璃幕墙作为整栋建筑中最薄弱的环节^[5], 其动力学性能成为国内外最热门的研究课题。在实验方面, Behr等^[6]采用不同质量的钢球对夹层玻璃进行撞击, 研究冲击时玻璃的应变; Saxe等^[7]采用不同质量钢球撞击不同尺寸的夹层玻璃, 实验过程中逐步提高撞击速度直至夹层玻璃发生破坏, 找到玻璃面板破裂的最小撞击速度, 而后采用相同方法对已破裂的玻璃进行撞击直至夹层玻璃的所有玻璃面板破裂; 张宗恒等^[8]通过落锤冲击实验, 研究了PVB夹层玻璃在不同冲击能量下的裂纹模态以及冲击力和位移随时间变化曲线; 陈晶晶等^[9-10]对PVB夹层玻璃进行落锤冲击实验, 借助高速摄影系统记录正背面裂纹的起裂和扩展, 并从理论上分析裂纹的起裂和扩展机理。在数值仿真方面, 许骏等^[11]通过准静态3点弯曲实验获取夹层玻璃的力学性能, 建立弹性本构关系, 并将该本构关系嵌入有限元软件, 模拟了夹层玻璃的吸能特性和应力扩散模式; 臧孟炎等^[12]提出采用一层壳单元模拟PVB两侧玻璃, PVB膜片使用六面体单元, 用风挡玻璃等效模型化方法模拟刚性冲头与风挡玻璃的冲击破坏过程, 更好地再现了夹层玻璃的冲击特性; 林德佳等^[13]建立了适用于夹层玻璃冲击破坏现象的有限元模型, 在有限元模型中嵌入内聚力模型, 通

* 收稿日期: 2019-12-06; 修回日期: 2020-01-12

基金项目: 国家自然科学基金(11672199); 山西省自然科学基金项目(201601D011011)

作者简介: 姚芬(1995—), 女, 硕士研究生, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: yaofen4429@163.com

通信作者: 李志强(1973—), 男, 教授, 主要从事冲击动力学和计算力学研究. E-mail: lizhiqiang@tyut.edu.cn

过有限元软件 LS-DYNA 分析夹层玻璃的冲击破坏过程,并设计简易实验与模拟结果进行对比。

早期对玻璃的研究主要集中于玻璃材料的特殊性能^[14-15]、单层玻璃和 PVB 夹层玻璃的静态力学性能^[16-17]以及夹层玻璃在低速冲击下的动态力学响应等^[18-21],但缺乏足够的实验数据,并且大多针对内、外层平板玻璃厚度相同的双层对称夹层玻璃,对内、外层平板玻璃厚度不同的非对称夹层玻璃及三层夹层玻璃的研究比较少。本研究的创新之处在于:保持玻璃总厚度不变,对双层夹层玻璃和三层夹层玻璃的内、外玻璃层厚度进行对称与非对称组合,系统地研究对称与非对称夹层玻璃在低速冲击下动态响应的区别,同时对破裂状态下夹层玻璃的不同裂纹分布形态进行分析,为夹层玻璃的安全设计提供参考。

1 实验方法

1.1 实验系统设计

夹层玻璃落锤冲击实验系统包括 DHR940 型落锤、玻璃支撑台架、压电式力传感器、示波器、应变仪、高速摄像机和夹层玻璃试件等,如图 1 所示。

DHR940 型落锤为冲击加载装置,最高下落高度为 13 m。实验用冲头为一头部呈半球形的圆柱体,通过压电式力传感器与配重块连接,总质量达 18.01 kg。玻璃支撑台架由上方夹持框体和下方立柱承载结构组成,整体高度 500 mm。在玻璃支撑台架正下方,与地面成 45°方向倾斜放置一块平面反光镜。在玻璃支撑台架正前方架设一台高速摄像机(英国 IX 公司,型号 I-speed 716),利用平面反光镜的反射原理记录冲击过程中夹层玻璃试件的破碎过程。为了防止实验过程中冲头穿透玻璃试样后直接冲破平面反光镜,在试件和反光镜之间放置有机玻璃板作为防护板。

冲击端玻璃为外层玻璃,自由端玻璃为内层玻璃,三层夹层玻璃中间面板为中间层玻璃。为了分析冲击过程中夹层玻璃试样内外层玻璃不同位置应变随时间的变化,在夹层玻璃内外表面相同的面内位置分别粘贴 3 枚应变片,位于外层玻璃表面的应变片分别记为 1[#]、2[#]和 3[#],相应的内层玻璃表面的应变片记为 4[#]、5[#]和 6[#],如图 2 所示。利用超动态应变仪和动态示波器记录各测点的应变变化情况。

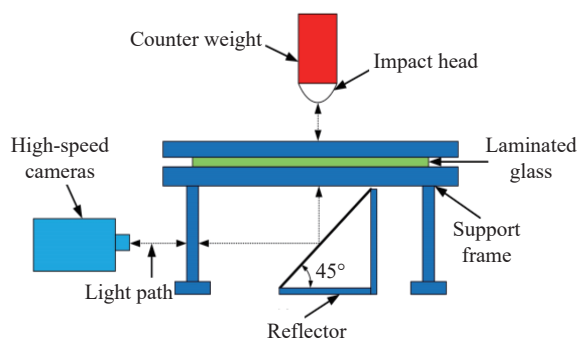


图 1 夹层玻璃冲击实验系统

Fig. 1 Impact test system for laminated glass

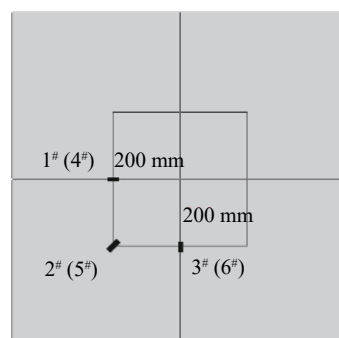


图 2 应变片粘贴位置

Fig. 2 Locations of strain gauges

1.2 实验试样设计

本研究采用的钢化夹层玻璃试样包括双层钢化夹层玻璃(总厚度为 20.76 mm)和三层钢化夹层玻璃(总厚度分别为 24.76 和 30.76 mm),面内尺寸均为 1 000 mm × 1 000 mm。总厚度相同的夹层玻璃,每层面板的厚度根据不同比例分配成对称结构与非对称结构。双层夹层玻璃的胶层厚度为 0.76 mm,三层夹层玻璃的两层胶层厚度均为 0.38 mm。钢化夹层玻璃试件分组如表 1 所示,其中 G 表示钢化玻璃。

表 1 实验试样
Table 1 Experimental specimens

No.	Total thickness/mm	Structure	Thickness/mm	Quantity of glass layer/piece
G1	20.76	G/PVB/G	8/0.76/12	2
G2			10/0.76/10	
G3			12/0.76/8	
G4	24.76	G/PVB/G/PVB/G	6/0.38/8/0.38/10	3
G5			8/0.38/8/0.38/8	
G6			10/0.38/8/0.38/6	
G7	30.76	G/PVB/G/PVB/G	8/0.38/10/0.38/12	3
G8			10/0.38/10/0.38/10	
G9			12/0.38/10/0.38/8	

1.3 实验测试流程

实验采用平均最小破坏速度(MMBV)测试法^[7],即通过不断提高冲头下落高度,使玻璃面板逐次破裂,直到所有玻璃面板破裂为止。该方法可以测定钢化夹层玻璃试样每层玻璃面板在破裂时对应的冲击高度。本研究将冲头的初始高度均设置为 300 mm,逐次提高 50 mm,直至玻璃面板发生破裂。

2 实验结果和讨论

2.1 冲头位移、初始能量和吸能比计算

实验中初始冲击能量为冲头的重力势能,冲头位移由力传感器记录的数据积分获得,试件吸收能量由力传感器记录的数据和位移进行积分获得,计算公式为

$$E = mgh \quad (1)$$

$$v(t) = v_i + gt - \int_0^t \frac{p(\tau)}{m} d\tau \quad (2)$$

$$d(t) = d_i + \int_0^t v(\tau) d\tau \quad (3)$$

$$E_a(d) = \int_0^x p(d) dx \quad (4)$$

式中: E 为初始冲击能量; m 为冲头质量; g 为重力加速度; h 为冲击高度,即冲头和外层玻璃表面的初始落差高度; d 和 v 分别为某时刻 t 对应的冲头位移和冲头速度; p 为冲击力(压电式力传感器记录,通过示波器电压信号得到); v_i 和 d_i 分别为冲头的入射速度和初始位移; E_a 为冲头位移 d 对应试件的吸收能量; 积分上限 τ 为冲头与钢化夹层玻璃面板准备回弹的时刻, 积分上限 x 为回弹前的最大位移。

2.2 有限元分析

在进行实验前,利用 ABAQUS 软件进行了初步的数值模拟,确定实验中的初始冲击高度为 300 mm。图 3 给出了模拟得到的试件 G1 冲击力时程曲线。仿真结果与实验得到的冲击力时程曲线趋势大致相同,冲击力达到峰值的时间差别不大。实验得到冲击力峰值为 40.44 kN,冲击总时

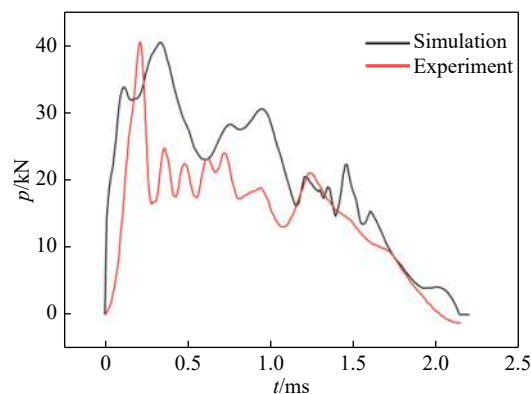


图 3 实验与模拟的冲击力时程曲线对比
Fig. 3 Comparison of impact-time curves obtained from the experiment and simulation

长为 2.143 ms; 模拟得到冲击力峰值为 40.38 kN, 冲击总时长为 2.196 ms, 冲击力峰值和冲击力时间吻合, 验证了该模型具有可行性。

2.3 对称和非对称钢化夹层玻璃的冲击力、位移和能量分析

2.3.1 未破裂状态下夹层玻璃的冲击力变化

综合实验中所有试件的破坏情况, 给出冲头冲击能量为 52.985 J(对应下落高度为 300 mm)、夹层玻璃未破裂时的冲击力时程曲线对比, 如图 4(a)~图 4(c)所示。从图 4 中可以看出, 冲击过程中所有试件的冲击力随时间的变化趋势基本相似, 当冲头接触夹层玻璃时, 冲击力迅速增大至峰值, 由于 PVB 夹层具有可压缩性, 冲头和钢化夹层玻璃发生回弹, 而后冲击力缓慢减小。

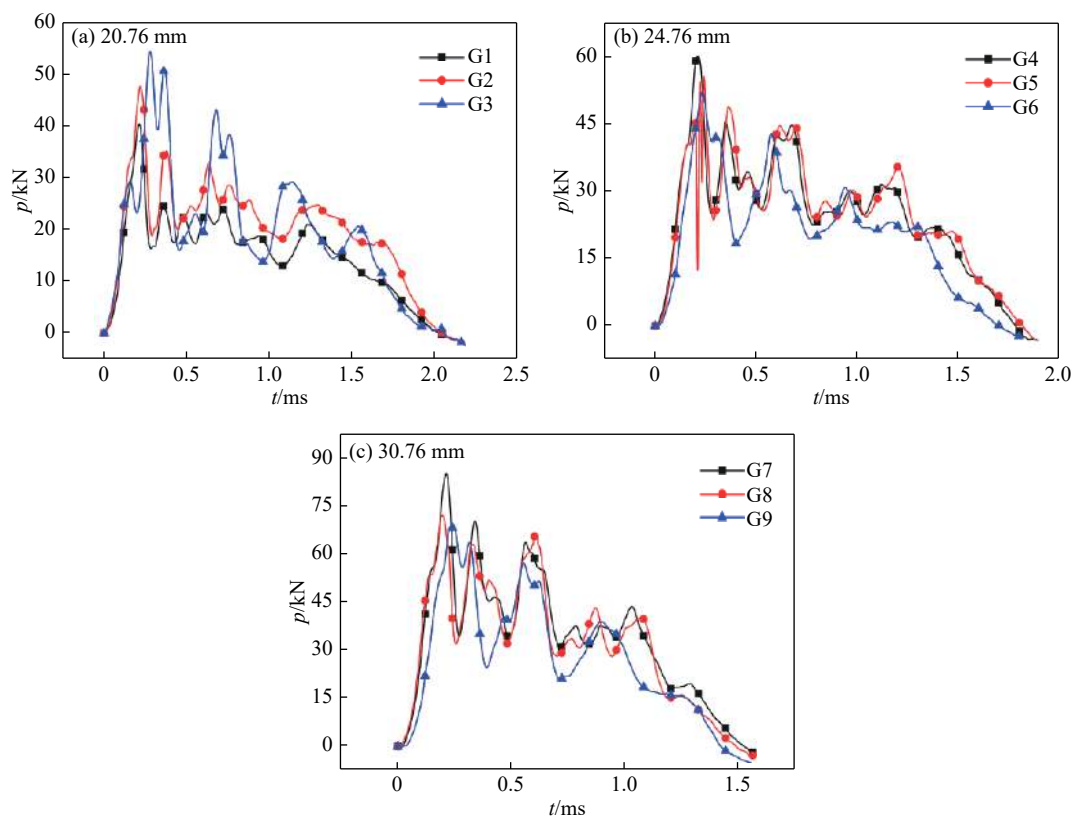


图 4 不同厚度钢化夹层玻璃的冲击力时程曲线

Fig. 4 Impact-time curves of tempered laminated glass with different thicknesses

初始冲击能量相同、玻璃总厚度为 20.76 mm 时, G1、G2 和 G3 的冲击力峰值分别为 40.44、47.80 和 54.52 kN; 玻璃总厚度为 24.76 mm 时, G4、G5 和 G6 的冲击力峰值分别为 60.03、55.51 和 52.17 kN; 玻璃总厚度为 30.76 mm 时, G7、G8 和 G9 的冲击力峰值分别为 85.13、72.24 和 68.37 kN。结果表明: 双层钢化夹层玻璃的外层玻璃越厚, 内层玻璃越薄, 夹层玻璃的刚度越大; 三层钢化夹层玻璃的外层玻璃越薄, 内层玻璃越厚, 夹层玻璃的刚度越大, 较大刚度很难通过玻璃的弹性变形消耗冲击能量, 导致玻璃对冲头的反作用力更强, 故而冲击力峰值越大。

2.3.2 未破裂状态下夹层玻璃的位移分析

冲击能量为 52.985 J 时, 钢化夹层玻璃的位移时间曲线如图 5 所示。玻璃总厚度为 20.76 mm 时, G1、G2 和 G3 的最大位移分别为 2.93、2.27 和 2.15 mm, 外层玻璃越厚, 内层玻璃越薄, 最终位移越小; 玻璃总厚度为 24.76 mm 时, G4、G5 和 G6 的最大位移分别为 1.72、1.77 和 2.14 mm; 玻璃总厚度为 30.76 mm 时, G7、G8 和 G9 的最大位移分别为 1.24、1.29 和 1.54 mm, 外层玻璃越薄, 内层玻璃越厚, 最终位移越小。结果表明, 相同冲击能量下玻璃的厚度、分布影响其刚度, 刚度较大能够有效减小位移。

2.3.3 未破裂状态下夹层玻璃的能量分析

为了研究各种钢化夹层玻璃的吸能效率, 利用公式计算得到各试件吸收的能量位移曲线见图 6。当冲头冲击能量为 52.985 J 时, 试件 G1~G9 吸收的能量分别为 49.209、52.277、52.185、50.600、52.208、48.465、52.217、52.224 和 52.211 J。实验中可能发生冲头松动, 导致测试的冲击力有误差, 多次积分后得到的能量偏小。忽略实验误差, 可以认为玻璃厚度相同, 吸收能量相同, 这可能是由于夹层玻璃受冲击时 PVB 层起到吸收能量的作用。相同厚度玻璃的 PVB 中间层厚度相同时, 吸收的能量也相同。

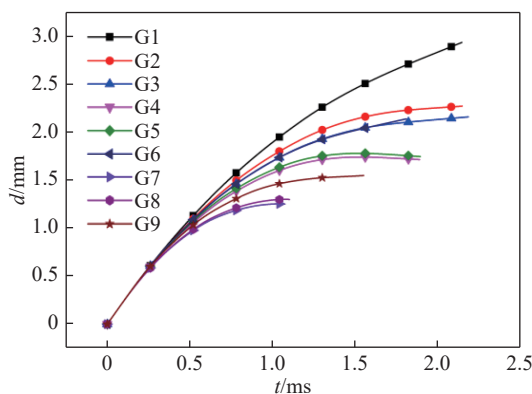


图 5 钢化夹层玻璃的位移时程曲线

Fig. 5 Displacement-time curves of tempered laminated glass

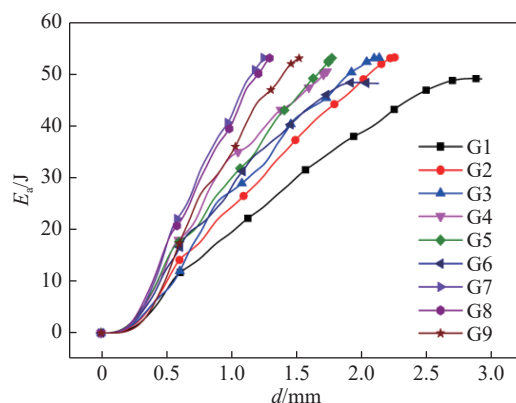


图 6 未破裂时钢化夹层玻璃的能量位移曲线

Fig. 6 Energy-deformation curves of tempered laminated glass at fracture state

2.3.4 破裂状态下夹层玻璃的应力分析

实验中所有试件破裂的冲击力时程曲线如图 7(a)~图 7(c) 所示。

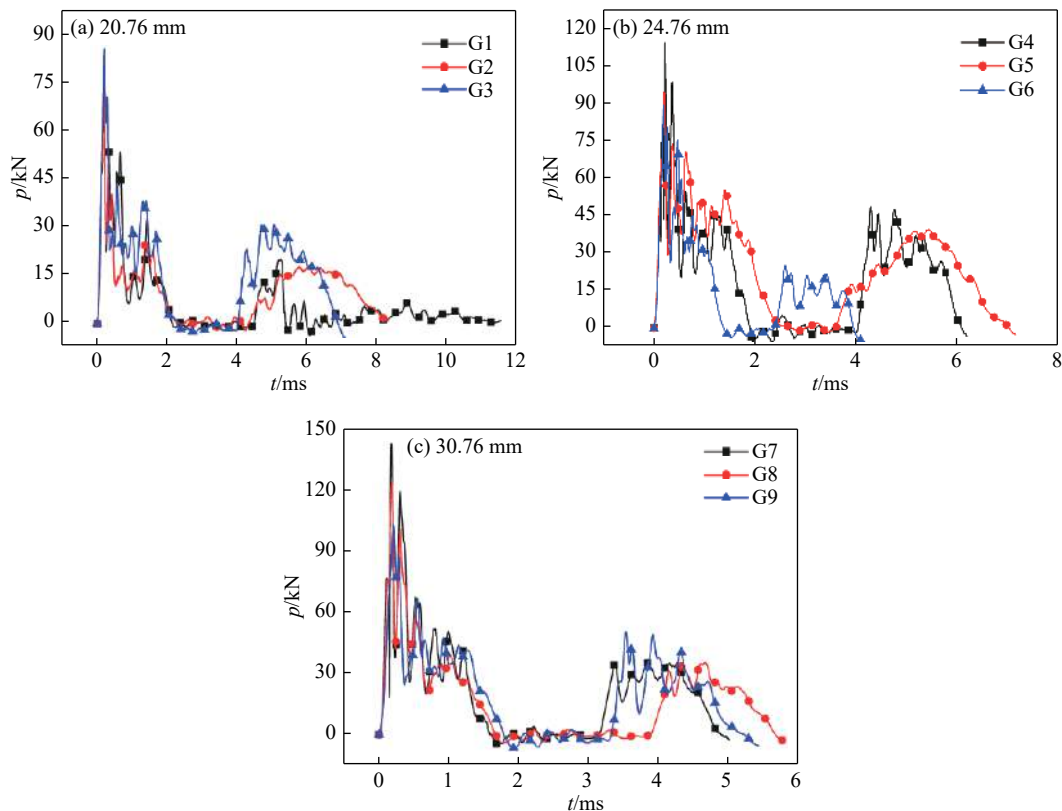


图 7 破裂时钢化夹层玻璃的冲击力时程曲线

Fig. 7 Impact-time curves of tempered laminated glass at fracture state

冲击力时程曲线可以分为两个阶段:第1阶段的冲击力峰值在冲头接触到玻璃的瞬间产生,随后由于PVB的可压缩性,冲击力缓慢降低到零;第2阶段的冲击力峰值在内层玻璃受冲击作用时产生,由于内层玻璃破裂、裂纹扩展,且冲头和钢化夹层玻璃回弹,冲击力再次缓慢降低至零。

表2给出了G1~G9玻璃破裂时的下落高度、初始冲击能量、冲击力峰值及破坏模式。其中,G1和G6的内外层玻璃均破裂,G2~G5、G7~G9仅内层玻璃破裂。当玻璃发生破裂时,对于双层钢化夹层玻璃,外层玻璃越厚,内层玻璃越薄,所需冲击能量和冲击力峰值越大;对于三层钢化夹层玻璃,外层玻璃越薄,内层玻璃越厚,所需冲击能量和冲击力峰值越大。这表明玻璃的较大刚度可以减小位移,从而抵抗玻璃变形,提高夹层玻璃的抗冲击性能。

表2 落锤冲击实验的实验结果

Table 2 Experimental results from drop hammer impact test

No.	Drop height/mm	Impact energy/J	Peak impact force/kN	Fracture mode
G1	650	114.802	63.51	Inner and outer glass fracture
G2	700	123.632	73.62	Inner glass fracture
G3	800	141.294	85.54	Inner glass fracture
G4	900	158.960	114.25	Inner glass fracture
G5	850	150.125	95.03	Inner glass fracture
G6	850	150.125	89.12	Inner and outer glass fracture
G7	850	150.125	142.93	Inner glass fracture
G8	650	114.802	124.36	Inner glass fracture
G9	600	105.970	103.24	Inner glass fracture

2.4 对称与非对称钢化夹层玻璃的应变分析

冲头初始冲击能量为52.985 J时,G1试件的应变时程曲线如图8所示,其他8种钢化夹层玻璃的应变时程曲线的变化趋势与G1基本一致。对比冲击力时程曲线可知:冲击力达到峰值时,应变片测试信号显示拉(压)应变也达到最大值,由于中间层的可压缩性和回弹,冲击力缓慢下降,应变片测试信号也慢慢降低,最终变为压(拉)信号。外层玻璃上的应变片1#和3#与内层玻璃上的应变片4#和6#的应变趋势及应变值均相同。冲头接触到夹层玻璃的瞬间,外层玻璃各点表现为拉应变,内层玻璃各点表现为压应变。随后冲头继续向下运动,外层玻璃各点由拉应变转化为压应变,内层玻璃各点由压应变转化为拉应变,内外层玻璃对应位置处的应变信号完全相反。这是由于冲头与外层玻璃接触产生压缩应力波,压缩波迅速传到内层玻璃的自由端并反射为拉伸波,内外层玻璃所受波的类型相反,导致应变信号完全不同。

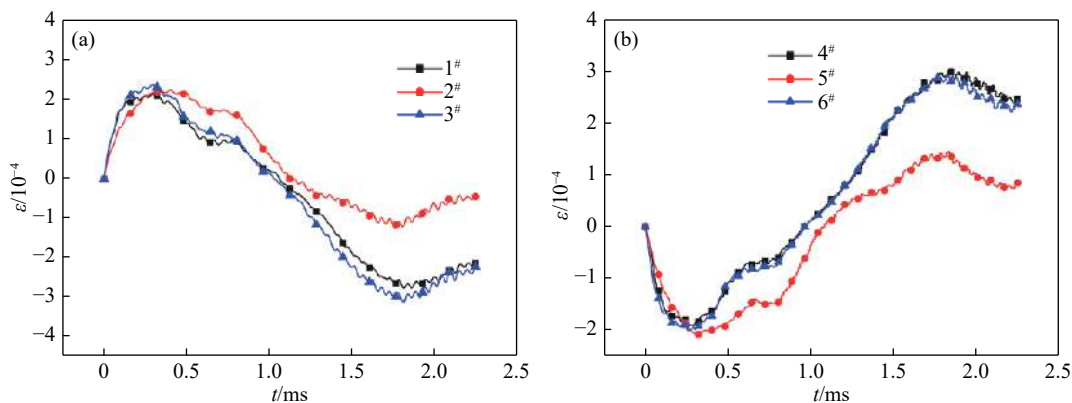


图8 试件G1各测点的应变时程曲线

Fig. 8 Strain-time curves of each measuring point of test piece G1

玻璃总厚度为 20.76 mm 时, 表 3 为内、外层玻璃各测点的最大压(-)、拉(+)应变。外层玻璃拉应变最大值为 2.39×10^{-4} , 最小值为 1.85×10^{-4} , 最大值与最小值的差值为 0.54×10^{-4} ; 内层玻璃压应变最大值为 -2.10×10^{-4} , 最小值为 -1.90×10^{-4} , 最大值与最小值的差值为 0.20×10^{-4} 。忽略实验误差, 可认为玻璃厚度相同时, 外(内)层玻璃各测点的最大拉(压)应变大致相等, 其他厚度玻璃也遵循同样的规律, 这可能是由于玻璃吸收的能量相同, 使得各测点的应变大致相同。结合 2.3.4 节, 初始冲击能量相同, 玻璃厚度相同, 玻璃的冲击力峰值不同, 但是外层玻璃最大拉应变和内层玻璃的最大压应变均相同, 推理得到: 在冲击力相同时, 双层钢化夹层玻璃的外层玻璃越厚, 内层玻璃越薄, 夹层玻璃的应变越小, 抗冲击性能越好; 三层钢化夹层玻璃的外层玻璃越薄, 内层玻璃越厚, 夹层玻璃的应变越小, 抗冲击性能越好。再一次验证了各种夹层玻璃的抗冲击性能。

表 3 外层玻璃的最大拉应变和内层玻璃的最大压应变

Table 3 Maximum tensile strains of the outer glass and maximum compressive strain of the inner glass

No.	Test point	Strain/ 10^{-4}	Glassy layer	No.	Test point	Strain/ 10^{-4}	Glassy layer
G1	1	2.14	Outer glass	G1	4	-1.90	Inner glass
	2	2.24			5	-2.09	
	3	2.38			6	-2.00	
G2	1	2.17		G2	4	-2.08	
	2	1.91			5	-1.94	
	3	1.85			6	-2.03	
G3	1	2.13		G3	4	-1.90	
	2	2.24			5	-2.10	
	3	2.39			6	-2.00	

2.5 对称与非对称钢化夹层玻璃的裂纹分布形态

将反光镜放置在内层玻璃正下方, 实验中利用反光镜记录夹层玻璃试件的破裂过程: G2~G5、G7~G9 仅内层玻璃破裂, 试件的多层结构对裂纹观察结果没有影响; G1 和 G6 的内外层玻璃均破裂, 由于夹层玻璃破裂时内、外层玻璃的裂纹重合^[10], 试件的多层结构对外层玻璃裂纹观察影响不大, 因此高速摄像记录的裂纹图案可以代表实际裂纹图案。

如图 9 所示, 以试件 G1 为例对裂纹扩展规律进行分析: 冲头接触外层玻璃产生压缩应力波, 压缩应力波在玻璃层中沿着玻璃的厚度方向向 PVB 层传播; 到达 PVB 黏性层后 PVB 吸收了部分能量, 应力波减弱并继续向下传播, 到达内层玻璃表面反射成为拉伸波, 随着拉伸波越来越多, 拉应力逐渐积累, 致使内层玻璃出现放射型裂纹; 放射型裂纹扩展后, PVB 中间层作为连续介质将断开的玻璃连接为一个整体, 此时拉应力还在积累, 内层玻璃形成涟漪型裂纹消耗多余的冲击能量; 当拉伸应力波增大到一定值时, 由于 PVB 的弹性很大, 裂纹会在厚度方向上越过弹性层, 在外层玻璃厚度方向上相同位置处重新起裂。放射型裂纹的起裂时刻比冲击开始时刻延后了 1 500 μs , 是压缩应力波在厚度方向上的传播、反射以及拉伸应力波的积累导致的。

图 10 给出了 9 种玻璃的最终裂纹分布形态。G6 出现不规则裂纹形态, 在外层玻璃冲击点附近形成了直径为 25.5 mm 的圆形区域, 称之为夹层玻璃的层裂现象, 可能是因为内层玻璃破裂后拉伸应力波逐渐积累, 超过了玻璃的层裂强度, 越过弹性层, 在外层玻璃处产生层裂, 从而形成图中的大块圆形区域。观察其他规则的玻璃裂纹发现: 双层钢化夹层玻璃中, 随着内层玻璃厚度增加, 涟漪型裂纹和放射型裂纹的密度增大; 三层钢化夹层玻璃中, 随着内层玻璃厚度减小, 涟漪型裂纹和放射型裂纹的密度增大。这可能是由于玻璃的抗冲击性能越强, 抵抗裂纹扩展的能力越强, 裂纹的密度就越小。

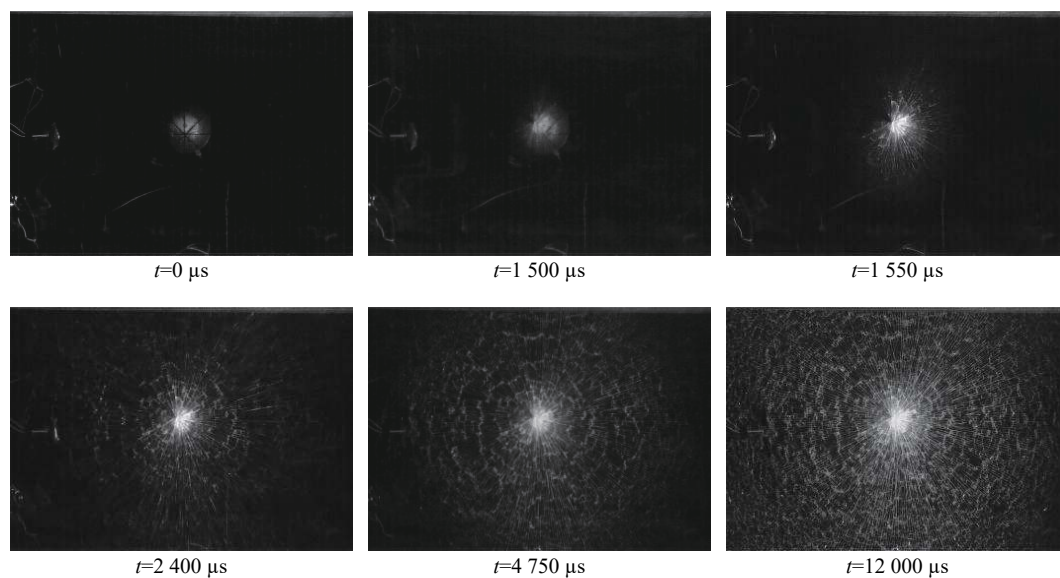


图9 G1试件的裂纹随时间演化过程

Fig. 9 Time evolution of cracks in the specimen G1

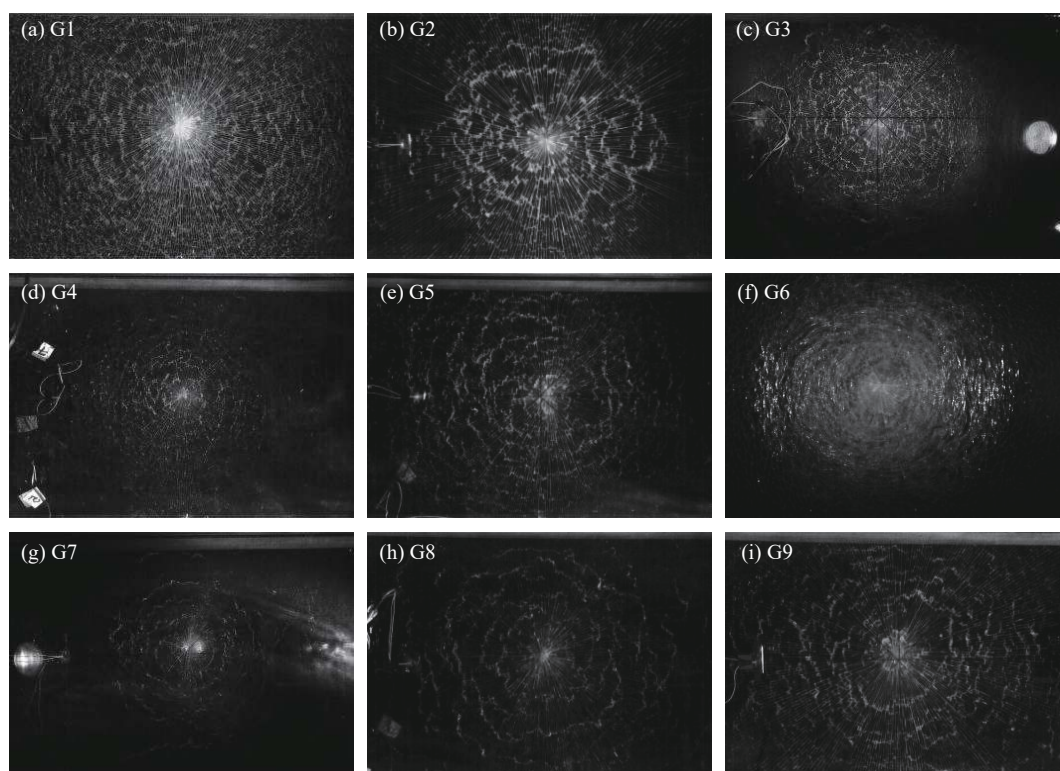


图10 9种玻璃的最终裂纹分布形态

Fig. 10 Final crack distributions of 9 types of glass

3 结 论

通过实验研究了低速冲击下钢化夹层玻璃的抗冲击性能,采用平均最小破坏速度的方法研究玻璃面板未破裂阶段和破裂阶段的冲击力、应变和位移随时间的变化以及破裂阶段玻璃面板的裂纹模态,分析了玻璃总厚度相同时对称和非对称结构钢化夹层玻璃抗冲击性能的差异,得到以下结论。

(1) 双层钢化夹层玻璃中外层玻璃越厚,内层玻璃越薄,夹层玻璃的刚度越大,相同冲击能量下的

位移越小, 抵抗变形的能力越大, 从而抗冲击性能越强; 三层钢化夹层玻璃中外层玻璃越薄, 内层玻璃越厚, 夹层玻璃的刚度越大, 相同冲击能量下的位移越小, 抵抗变形的能力越大, 从而抗冲击性能越强。

(2) 夹层玻璃厚度越大, 玻璃刚度则越大^[8]。总厚度相同时, 厚度分布不同的玻璃, 其抗冲击性能展现出较大的差异, 可能是由于面板厚度的不同组合导致了夹层玻璃的整体刚度不同, 从而导致抗冲击性能不同。

参考文献:

- [1] 李胜杰. 爆炸载荷下夹层玻璃的动态响应及裂纹扩展的研究 [D]. 太原: 太原理工大学, 2015.
LI S J. Study on the dynamic response and cracks propagation of laminated glass subjected to blast load [D]. Taiyuan: Taiyuan University of Technology, 2015.
- [2] 张晓颖, 李胜杰, 李志强. 爆炸载荷作用下夹层玻璃动态响应的数值模拟 [J]. 兵工学报, 2018, 39(7): 1379–1388.
ZHANG X Y, LI S J, LI Z Q. Numerical simulation of dynamic response of laminated glass subjected to blast load [J]. *Acta Armamentarii*, 2018, 39(7): 1379–1388.
- [3] LE J, SONG L X, PENG X F, et al. Fracture mechanics analysis of thermally tempered glass plate: fracture induced by an embedded crack [J]. *International Journal of Fracture*, 2005, 132(4): 299–309.
- [4] 庞世红. 夹层玻璃等效厚度研究 [D]. 北京: 中国建筑材料科学研究总院, 2009.
PANG S H. Effective thickness research of laminated glass [D]. Beijing: China Building Materials Academy, 2009.
- [5] 李胜杰, 李志强, 王志华, 等. 爆炸载荷作用下夹层玻璃裂纹扩展的研究 [J]. 兵工学报, 2014, 35(Suppl 2): 72–77.
LI S J, LI Z Q, WANG Z H, et al. Study of crack propagation in laminated glass under blast loads [J]. *Acta Armamentarii*, 2014, 35(Suppl 2): 72–77.
- [6] BEHR R A, KREMER P A, DHARANI L R, et al. Dynamic strains in architectural laminated glass subjected to low velocity impacts from small projectiles [J]. *Journal of Materials Science*, 1999, 34(23): 5749–5756.
- [7] SAXE T J, BEHR R A, MINOR J E, et al. Effects of missile size and glass type on impact resistance of “Sacrificial Ply” laminated glass [J]. *Journal of Architectural Engineering*, 2002, 8(1): 24–39.
- [8] 张宗恒, 张红, 姚小虎, 等. 低速冲击下 PVB 夹层玻璃的破坏模式试验研究 [J]. 兵工学报, 2017, 38(Suppl 1): 113–119.
ZHANG Z H, ZHANG H, YAO X H, et al. Experimental study of failure modes of PVB laminated glass under low-velocity impact [J]. *Acta Armamentarii*, 2017, 38(Suppl 1): 113–119.
- [9] 陈晶晶, 许骏, 刘博涵, 等. PVB 夹层玻璃裂纹扩展的参数化实验研究 [J]. 汽车工程, 2015, 37(2): 235–240.
CHEN J J, XU J, LIU B H, et al. Parametric experimental study on the crack propagation of PVB laminated glass [J]. *Automotive Engineering*, 2015, 37(2): 235–240.
- [10] CHEN J J, XU J, YAO X F, et al. Different driving mechanisms of in-plane cracking on two brittle layers of laminated glass [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 69: 80–85.
- [11] 许骏, 刘博涵, 葛东云, 等. 低速冲击下的聚乙烯醇缩丁醛夹层风挡玻璃动态响应研究 [J]. 兵工学报, 2010, 31(Suppl 1): 136–139.
XU J, LIU B H, GE D Y, et al. Research on dynamic response of PVB laminated windshield subjected to low velocity impact [J]. *Acta Armamentarii*, 2010, 31(Suppl 1): 136–139.
- [12] 臧孟炎, 宋子林, 杨忠高. 行人保护分析用风挡玻璃的有限元模型 [J]. 华南理工大学学报 (自然科学版), 2014, 42(4): 143–148.
ZANG M Y, SONG Z L, YANG Z G. Finite element model of windscreen for pedestrian protection [J]. *Journal of South China University of Technology (Natural Science Edition)*, 2014, 42(4): 143–148.
- [13] 林德佳, 臧孟炎. 基于内聚力模型的夹层玻璃冲击破坏仿真分析 [J]. 机械工程学报, 2017, 53(22): 176–181.
LIN D J, ZANG M Y. Research on impact fracture behavior of the laminated glass based on cohesive zone model [J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2017, 53(22): 176–181.
- [14] 王欣, 李科峰, 凡思军, 等. Tm^{3+} 掺杂 $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2\text{-PbO}$ 玻璃的 $\sim 2\ \mu\text{m}$ 发光光谱性质 [J]. 无机材料学报, 2013, 28(2): 165–170.
WANG X, LI K F, FAN S J, et al. Spectral properties of $\sim 2\ \mu\text{m}$ emission of Tm^{3+} doped $\text{Bi}_2\text{O}_3\text{-SiO}_2\text{-PbO}$ glass [J]. *Journal of*

- [Inorganic Materials](#), 2013, 28(2): 165–170.
- [15] ZHAO X L, LIANG X J, LUO H Y, et al. Third-order nonlinear optical properties of silver quantum dots doped in sodium borosilicate glass [J]. [Journal of Inorganic Materials](#), 2013, 28(9): 1003–1008.
- [16] XU X Q, XU J, CHEN J J, et al. Investigation of dynamic multi-cracking behavior in PVB laminated glass plates [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2017, 100: 62–74.
- [17] 包亦望, 刘正权. 钢化玻璃自爆机理与自爆准则及其影响因素 [J]. [无机材料学报](#), 2016, 31(4): 401–406.
- BAO Y W, LIU Z Q. Mechanism and criterion of spontaneous breakage of tempered glass [J]. [Journal of Inorganic Materials](#), 2016, 31(4): 401–406.
- [18] LIU B H, XU T N, XU X Q, et al. Energy absorption mechanism of polyvinyl butyral laminated windshield subjected to head impact: experiment and numerical simulations [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2016, 90: 26–36.
- [19] ZHANG X H, HAO H, MA G W. Laboratory test and numerical simulation of laminated glass window vulnerability to debris impact [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2013, 55: 49–62.
- [20] ALTER C, KOLLING S, SCHNEIDER J. An enhanced non-local failure criterion for laminated glass under low velocity impact [J]. [International Journal of Impact Engineering](#), 2017, 109: 342–353.
- [21] CHEN S H, ZANG M Y, WANG D, et al. Finite element modelling of impact damage in polyvinyl butyral laminated glass [J]. [Composite Structures](#), 2016, 138: 1–11.

Impact Resistance of Symmetrical and Asymmetric Tempered Laminated Glass

YAO Fen¹, ZHANG Yingjie¹, YAO Pengfei¹, HAN Yang¹, LI Zhiqiang^{1,2,3}

(1. *Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering,*

Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

2. *Shanxi Key Laboratory of Material Strength & Structural Impact,*

Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China;

3. *National Demonstration Center for Experimental Mechanics Education*

(Taiyuan University of Technology), Taiyuan 030024, Shanxi, China)

Abstract: Due to good light transmittance and great safety performance, tempered laminated glass has been widely used in automobiles, high-rise buildings and other fields. To explore the effect of glass thickness distribution on the impact resistance of tempered laminated glass, the drop hammer impact tests were performed on nine kinds of PVB tempered laminated glass, and the changes of impact force, strain and displacement of the tempered laminated glass with time were obtained under unfracture state and fracture state. Meanwhile, high-speed cameras were used to record the generation and expansion of cracks, and the crack distributions of the laminated glass were analyzed under the fracture state. The results show that the impact resistance is closely related to the number of layers and the thickness distribution of tempered laminated glass. For double-layer tempered laminated glass, when the outer glass is thicker and the inner glass is thinner, the impact resistance is better. For the three-layer tempered laminated glass, when the outer glass is thinner and the inner glass is thicker, the impact resistance is better.

Keywords: PVB laminated glass; drop hammer impact test; crack distribution; impact resistance

3D 打印贝壳仿生复合材料的拉伸力学行为

侯祥龙, 雷建银, 李世强, 王志华, 刘志芳

(太原理工大学应用力学研究所, 山西 太原 030024)

摘要: 采用硬质和软质双组分材料, 通过调控两种基体材料的装配夹角, 采用光固化 3D 打印技术制备了不同装配方式的仿贝壳珍珠层复合材料, 开展了准静态拉伸实验, 结合扫描电镜观察, 分析了其拉伸力学性能、断裂及能量耗散机理。研究表明, 保持胞元边长不变, 随着面内装配角度增加, 仿贝壳珍珠层复合材料的强度呈线性增加趋势, 断裂应变呈线性减小的趋势; 随着面外装配角度增大, 断裂应变呈线性减小趋势, 而强度在面外装配角小于 45° 时呈增强趋势, 超过 45° 时趋于稳定; 面外装配角度为 45° 时, 材料的强度达到最大值。试样在断裂前主要通过硬质材料的拔出、软/硬相界面处微裂纹的生成及微裂纹在扩展过程中的合并和偏转等方式耗散能量。

关键词: 3D 打印; 拉伸力学行为; 仿生材料; 能量耗散

中图分类号: O341

文献标识码: A

贝壳珍珠层是一种具有高强度和高韧性的天然材料, 这种优异的性能主要与其由无机质和小体积分数的有机质所组成的“砖墙”式微结构有关, 其中文石片(无机质)的内聚和滑动以及有机质的桥接作用是其高韧性、止裂的关键因素^[1-2]。在受到外界作用时, 无机硬物质主要影响材料的强度, 有机软物质则影响材料的韧性, 在材料断裂前, 两种物质之间的耦合变形可以耗散大量能量^[3]。借鉴贝壳珍珠层的微结构设计的保护装置(如头盔和防弹衣), 在受到外界碰撞时能够有效吸收和耗散外部的冲击能量, 从而减小伤害^[4]。珍珠层软/硬镶嵌微结构可用于陶瓷、黏土等高强与聚合物高韧材料的复合, 能够实现高强高韧性能的结合, 拓宽了结构材料领域^[5]。珍珠层有机/无机界面复合材料还可用于陶瓷/金属材料的叠层复合, 很大程度提高了复合材料的断裂韧性与断裂功^[6]。贝壳由内到外具有 3 层组织结构, 如图 1(a) 所示。外层是角质层, 主要成分为有机质, 作用是防止外界的腐蚀; 中间层是棱柱层, 主要成分为方解石, 具有很高的强度; 内层为珍珠层, 该层有两种结构, 见图 1(b), 由文石片镶嵌在有机物质中构成, 具有比强度高、韧性好、止裂等独特力学性能, 其增韧机制主要包含裂纹偏转及钝化、无机质(文石片)拔出和有机质桥接^[7-9]。Barthelat 等^[10]对红鲍鱼珍珠层进行电子显微镜扫描, 发现珍珠层中片层成分主要是表面粗糙的单晶文石, 珍珠层在拉伸过程中粗糙文石会产生阻止相对滑动的阻力, 从而产生宏观拉伸应力, 文石片在纳米级尺度下的相对滑动使贝壳在宏观尺度上有较好的延展性, 同时也是珍珠层的主要增韧机制之一。

在不同受力条件下仿贝壳珍珠层“砖墙”结构的断裂模式及增韧机理是目前研究的热点问题^[11-12]。国内外的研究者利用 3D 打印方式仿造贝壳微结构进行了一系列的结构设计, 并取得了不少成果。马骁勇等^[13]利用立体光固化三维打印技术制备了仿贝壳复合材料, 结合有限元模拟和准静态拉伸实验探究了砖块长宽比与材料弹性模量的关系, 并对其整体破坏模式进行了分析, 结果表明调控材料微观尺

* 收稿日期: 2019-04-29; 修回日期: 2019-05-11

基金项目: 国家自然科学基金(11602161, 11772216); 山西省 1331 重点创新团队项目

作者简介: 侯祥龙(1988—), 男, 硕士, 主要从事材料冲击动力学行为研究. E-mail: 592285804@qq.com

通信作者: 李世强(1986—), 男, 博士, 讲师, 主要从事材料及结构冲击动力学行为研究.

E-mail: lishiqiang@tyut.edu.cn

寸可以控制宏观力学性能及破坏模式。Begley 等^[14]使用陶瓷与聚合物仿造贝壳珍珠层软硬镶嵌结构合成陶瓷/聚合物复合结构,探究了其在拉伸条件下弹性模量、强度和失效等力学行为与其内部胞元尺寸的关系,结果表明对胞元尺寸进行优化,可以调控结构的弹性模量、强度和失效模式等力学性能。总体来说,贝壳仿生复合材料具有优越的力学性能,“砖墙”式镶嵌微结构是控制其力学性能的关键因素。

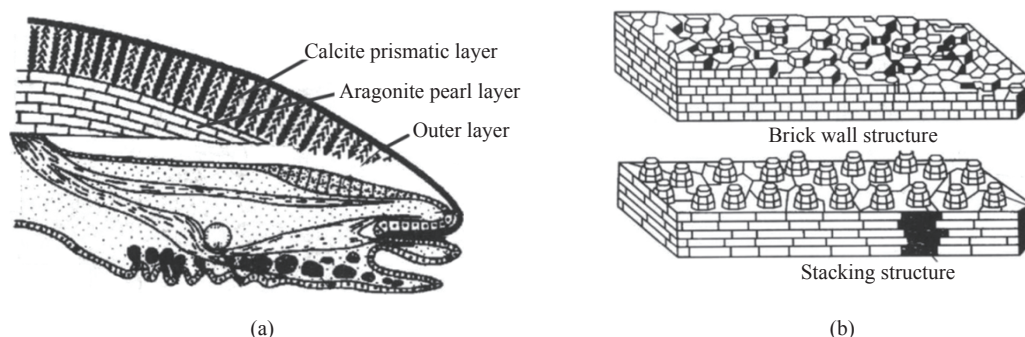


图 1 贝壳结构示意图^[1]

Fig. 1 Schematic diagram of shell structure^[1]

借鉴贝壳珍珠层“砖墙”式微观结构,通过对微结构组合方式的优化设计,利用光固化 3D 打印技术制备了具有介观“砖墙”式构型的仿贝壳珍珠层材料,探究了这类材料在准静态拉伸条件下的力学响应、能量耗散及增韧机理。

1 几何模型及材料属性

利用 Objet Connex350 光固化 3D 打印机,制备如图 2(a) 所示的仿贝壳珍珠层材料。软质材料(T 组分)为 Tangoblackplus,硬质材料(V 组分)为 Veromagenta,其中 T 组分的几何尺寸为 $t_1=0.1$ mm, $b=1$ mm。试件标距长度 $L_0=8$ mm,宽度 $W=8$ mm,厚度 $t=1$ mm,过渡角半径 $R=4$ mm。通过调控软质材料

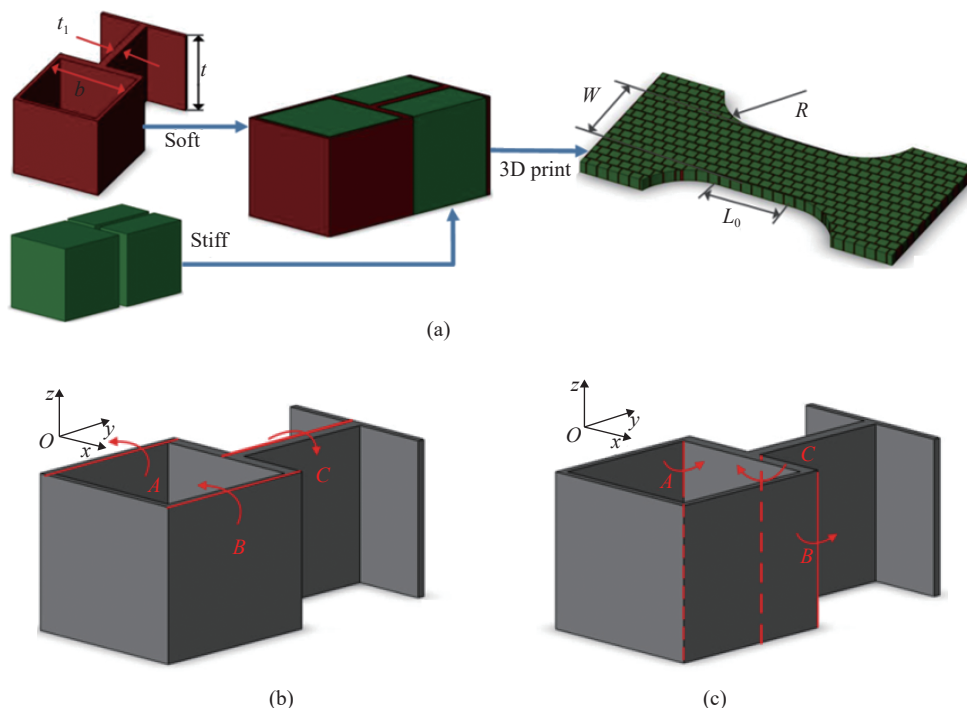
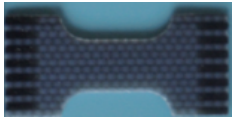
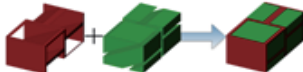
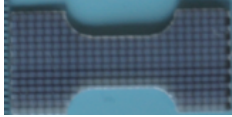
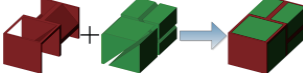
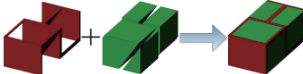
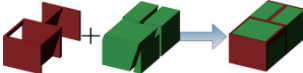
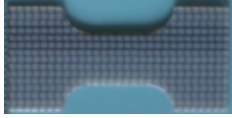


图 2 双相材料介观几何构型与组合方式以及结构优化示意图

Fig. 2 Mesoscale structure and combination of biphas materials and structural-optimized diagrams

与试件面内方向(y 轴, 图 2(b))和面外方向(z 轴, 图 2(c))的夹角, 得到不同的组合装配方式的试样。试样编号如表 1 所示, 其中单纯的软质材料和硬质材料试件分别记为 Soft 和 Stiff。复合材料初始构型(即传统砖墙式结构, 图 2(a))记为 B-M, 面内旋转记为 I, 面外旋转记为 O, 例如面内绕 y 轴旋转 15° 的试样记为 I-15, 面外绕 z 轴旋转 15° 的试样记为 O-15。

表 1 模型及试件编号
Table 1 Number of models and specimens

Type	Unit cell	Specimens
B-M		
I-15		
I-30		
I-45		
I-60		
I-75		
O-15		
O-30		
O-45		
O-60		
O-75		

采用 Instron5544 实验机, 在室温条件下分别对软质材料 Tangoblackplus 与硬质材料 Veromagenta 进行准静态拉伸, 应变率采用 0.001 s^{-1} , 其应力-应变关系如图 3 所示。可以看出, 两种材料在准静态拉伸下均未表现出明显的塑性变形和强化行为, 软质材料的抗拉强度约为 0.27 MPa, 失效应变约为 2.1, 硬质材料的抗拉强度约为 62 MPa, 失效应变约为 0.12。

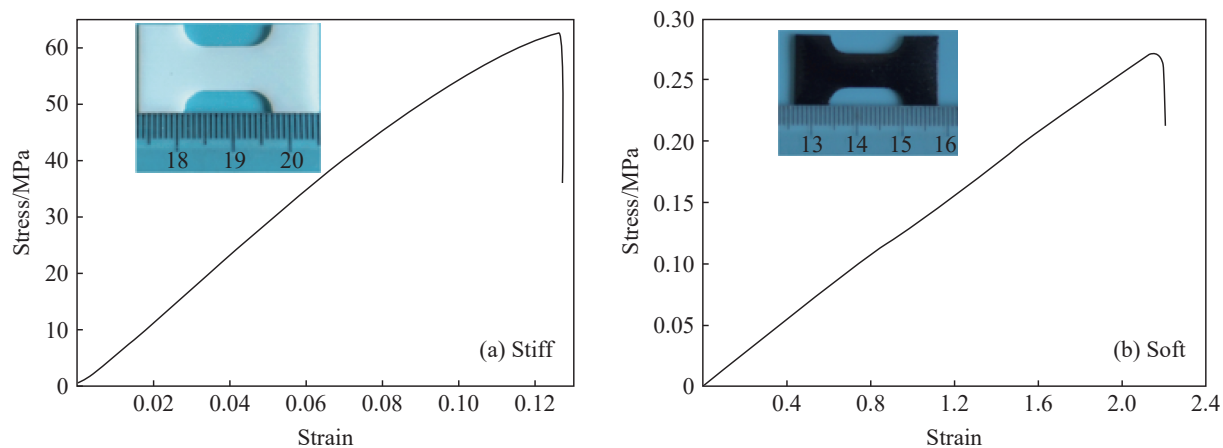


图 3 硬质材料 (a) 与软质材料 (b) 在准静态拉伸下的应力-应变关系

Fig. 3 Stress-strain curve of stiff (a) and soft (b) phases under quasi-static tensile

2 结果与讨论

2.1 准静态力学性能

对 I 系列试样进行准静态拉伸, 实验应力-应变关系如图 4(a) 所示。可以看出, I 系列试样受拉时具有明显的弹塑性区域, 应力-应变曲线近似为双线性模型。拉伸强度与断裂应变随调控角度的变化关系如图 4(b) 所示, 可以看出, 断裂应变、拉伸强度与调控角度均呈线性关系, 随着面内调控角度的增大, 拉伸强度均有明显提升, 而断裂应变明显降低。

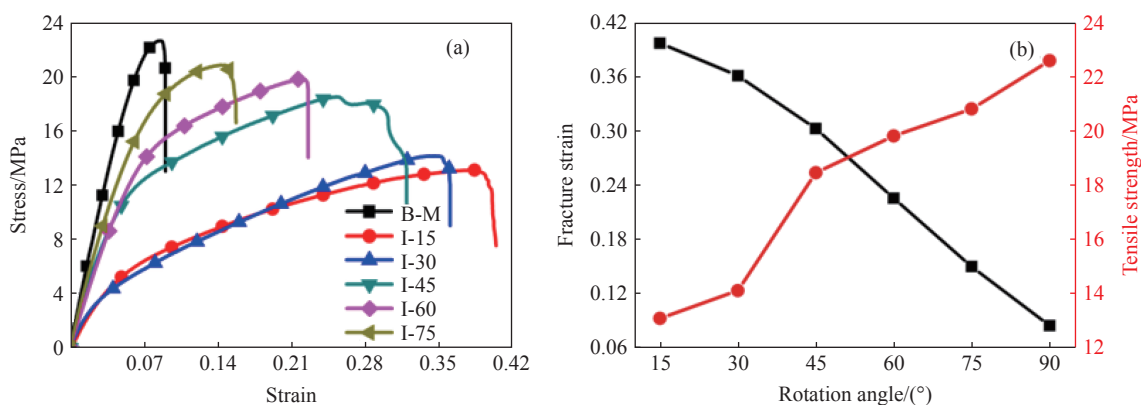


图 4 (a) I-15~I-75 及 B-M 试样准静态拉伸应力-应变曲线, (b) I-15~I-75 及 B-M 试样断裂应变及拉伸强度

Fig. 4 (a) Stress-strain curve of I-15~I-75 and B-M specimens under quasi-static tensile;

(b) fracture strain and tensile strength of I-15~I-75 and B-M specimens

对 O 系列试样进行准静态拉伸实验, 结果如图 5(a) 所示。由图可知, O 系列试样的受拉过程分为 3 个阶段: 首先复合试样进入初始拉伸的弹性阶段, 随后试样表面开始出现横向裂纹, 弹性段结束进入塑性阶段, 此阶段横向裂纹稳定扩展, 使得应力接近于平台阶段, 结合电镜扫描断面形貌分析发现, 主裂纹是由微裂纹扩展形成的, 主裂纹的失稳扩展, 表明材料进入软化断裂阶段。由图 5(b) 可知, 对于面

外优化的 5 种试样, 随着调控角度的增大, 断裂应变整体呈减小趋势, 而拉伸强度初始呈线性增大趋势, 当调控角超过 45°时, 拉伸强度趋于稳定状态, 不再增大。

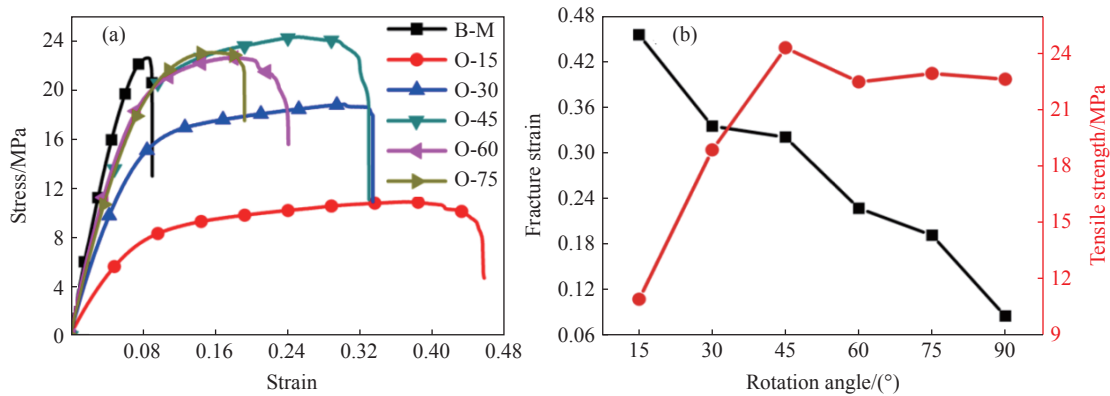


图 5 (a) O-15~O-75 及 B-M 试样准静态拉伸应力-应变曲线, (b) O-15~O-75 及 B-M 试样断裂应变及拉伸强度

Fig. 5 (a) Stress-strain curve of O-15~O-75 and B-M specimens under quasi-static tensile, and (b) fracture strain and tensile strength of O-15~O-75 and B-M specimens

2.2 能量耗散

图 6 给出了不同试样断裂前能量耗散情况, 试件断裂前的能量耗散记为 $W^{[13]}$

$$W = \int F d\delta$$

式中: F 与 δ 分别是拉伸的力与位移。由图 6 可以看出, I、O 两种系列试样在断裂前吸收的能量均大于 B-M 结构吸收的能量。在旋转同样角度的情况下, 面外旋转吸收的能量大约为面内旋转时的 1.2~1.4 倍。在 I 系列试样中, I-45 试样在断裂前吸收的能量最大, 约为 294 N·mm; 在 O 系列试样中, O-45 试样在断裂前吸收的能量最大, 约为 423 N·mm。由此可以看出, O-45 试样的断裂韧性最高。

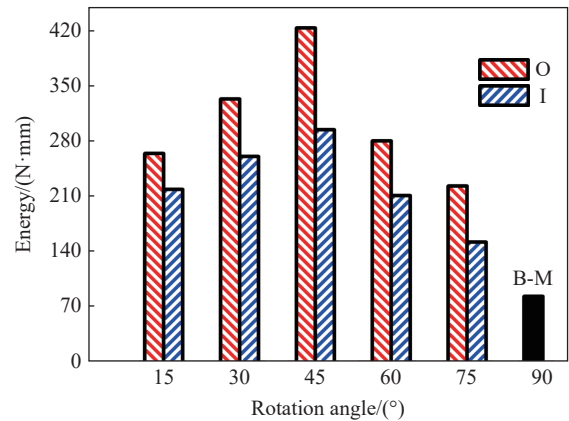


图 6 断裂前试样的能量吸收

Fig. 6 Energy absorption of specimens before fracture

图 7(a) 给出了 B-M 试样发生断裂后的裂纹形态。从图中可以看出, 发生拉伸断裂时, “砖块”会发生相对滑移, 界面即软材料会受到剪切作用而发生破坏。另一方面, 软硬材料之间的相互作用力超过其剪切黏结强度时, “砖块”拔出也会消耗能量。图 7(b) 给出了 O-45 试样发生断裂后的裂纹形态。从图中可以看出, 试样在发生断裂时会出现与试样边界成 45°的微裂纹, 与结构设计时软材料的分布方向相同, 微裂纹主要在软材料处产生, 微裂纹产生与扩展过程中能够耗散更多的外界能量, 从而增强结构的断裂韧性。图 7(c) 给出了 I-15 试样发生断裂后产生的裂纹形态。从图 7(c) 中可以发现, 在试样发生完全失效前, 试样的边界处生成 3 条微裂纹, 随着拉伸的继续, 微裂纹继续扩展, 最终形成一条主裂纹, 这条裂纹会导致结构的最终断裂, 在主裂纹附近伴有新的微裂纹的生成。与脆性材料相比, 多条微裂纹生成这一力学行为能够耗散更多的能量, 缓冲结构的断裂, 有效增强结构的断裂韧性。图 7(d) 和图 7(e) 给出了 I-30 试样发生断裂后的裂纹形态, 从图中可以看出, 在主裂纹附近会产生多条偏转的裂纹, 裂纹产生、扩展、偏转及支裂纹的生成能够耗散外界能量, 从而增强结构的韧性。图 7(f) 给出了 O-60 试样发生断裂后的侧面裂纹形态。从图中可以看出, 主裂纹附近的微裂纹在扩展过程中发生偏转, 这是由于裂纹扩展过程中能量逐渐减小, 当剩余能量不足以穿过硬质材料时, 会绕过硬材料沿着软材料继续扩展, 裂纹发生偏转过程中会耗散外界能量, 从而增强结构的断裂韧性。

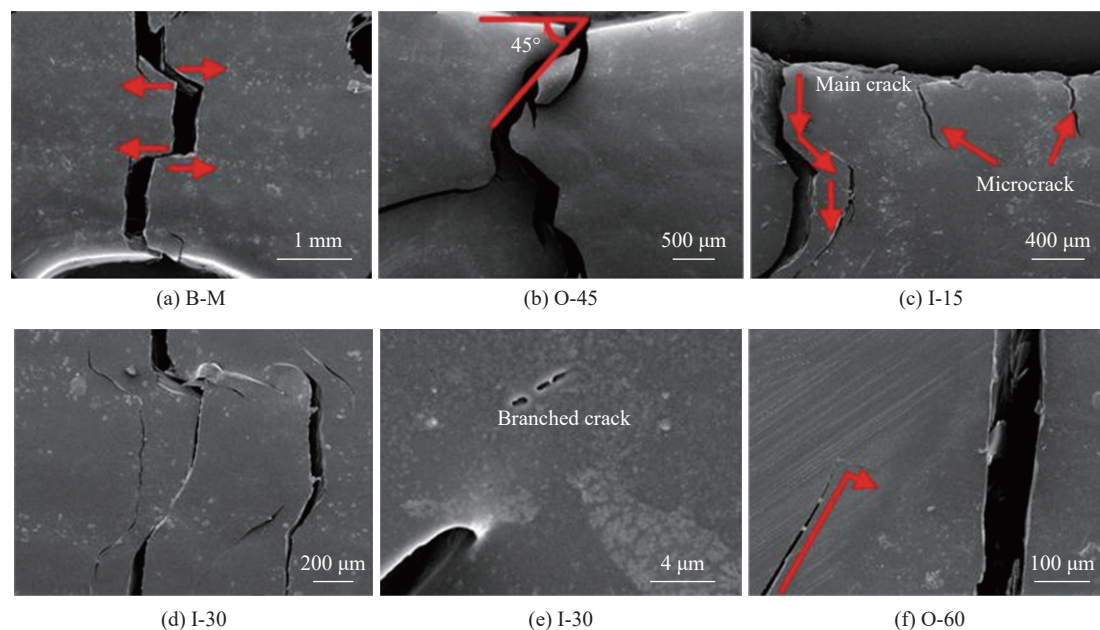


图7 试样的扫描电镜图像

Fig. 7 SEM images of specimens

3 结 论

借鉴贝壳珍珠层“砖墙”式微观结构,通过对微结构组合方式及优化设计,利用光固化3D打印技术制备了具有“砖墙”构型的仿贝壳珍珠层及其结构优化复合材料,探究了这类复合材料在准静态拉伸条件下的力学行为及能量耗散机理。

(1)保持胞元的边长不变,沿面外方向调控软、硬质材料的组合角度,随着角度的增大,材料韧性呈线性降低,组合角小于 45° 时,强度线性增大,大于 45° 时强度趋于稳定状态;沿面内方向改变软、硬质材料的组合角度,随着角度的增大,材料断裂应变整体呈线性降低,强度整体呈线性升高。

(2)与B-M试样相比,I、O系列试样断裂前吸收的能量均有提升,且O-45试样断裂前吸收的能量最多,即断裂韧性最好。

(3)硬质材料的拔出,微裂纹的生成、传播、合并,以及裂纹在传播过程中发生偏转等行为是这类复合材料能量耗散的主要途径。

参考文献:

- [1] 贾贤. 天然生物材料及其仿生工程材料 [M]. 北京: 化学工业出版社, 2007.
JIA X. Natural biomaterials and biomimetic engineering materials [M]. Beijing: Chemical Industry Press, 2007.
- [2] YARAGHI N A, KISAILUS D. Biomimetic structural materials: inspiration from design and assembly [J]. *Annual Review of Physical Chemistry*, 2018, 69: 23–57.
- [3] SONG F, SOH A K, BAI Y L. Structural and mechanical properties of the organic matrix layers of nacre [J]. *Biomaterials*, 2003, 24(20): 3623–3631.
- [4] GU G X, TAKAFFOLI M, BUEHLER M J. Hierarchically enhanced impact resistance of bioinspired composites [J]. *Advanced Materials*, 2017, 29(28): 1700060.
- [5] 赵赫威, 郭林. 仿贝壳珍珠母层状复合材料的制备及应用 [J]. 科学通报, 2017, 62(6): 576–589.
ZHAO H W, GUO L. Synthesis and applications of layered structural composites inspired by nacre [J]. *Chinese Science Bulletin*, 2017, 62(6): 576–589.
- [6] 赵建民, 麦康森, 张文兵, 等. 贝壳珍珠层及其仿生应用 [J]. 高技术通讯, 2003, 13(11): 94–98.

- ZHAO J M, MAI K S, ZHANG W B, et al. A review on characteristic of nacre and its potential for biomimetic applications [J]. *High Technology Letters*, 2003, 13(11): 94–98.
- [7] 李恒德, 冯庆玲, 崔福斋, 等. 贝壳珍珠层及仿生制备研究 [J]. 清华大学学报(自然科学版), 2001, 41(4/5): 41–47.
- LI H D, FENG Q L, CUI F Z, et al. Biomimetic research based on the study of nacre structure [J]. *Journal of Tsinghua University (Science and Technology)*, 2001, 41(4/5): 41–47.
- [8] 梁艳, 赵杰, 王来, 等. 贝壳的力学性能和增韧机制 [J]. *机械强度*, 2007, 29(3): 507–511.
- LIANG Y, ZHAO J, WANG L, et al. Mechanical properties and toughening mechanisms of mollusk shell [J]. *Journal of Mechanical Strength*, 2007, 29(3): 507–511.
- [9] MENIG R, MEYERS M H, MEYERS M A, et al. Quasi-static and dynamic mechanical response of *Haliotis rufescens* (abalone) shells [J]. *Acta Materialia*, 2000, 48(9): 2383–2398.
- [10] BARTHELAT F, LI C M, COMI C, et al. Mechanical properties of nacre constituents and their impact on mechanical performance [J]. *Journal of Materials Research*, 2006, 21(8): 1977–1986.
- [11] 张勋, 刘书海, 肖华平. 冷冻铸造技术制备仿贝壳层状结构陶瓷复合材料研究进展 [J]. 材料导报, 2017, 31(7): 99–112.
- ZHANG X, LIU S H, XIAO H P. Applying freeze-casting technique to the fabrication of nacre-like lamellar structured ceramic composites: a state-of-the-art review [J]. *Materials Review*, 2017, 31(7): 99–112.
- [12] 侯东芳, 周根树, 郑茂盛. 贝壳珍珠层断裂过程的原位观察及其增韧机制分析 [J]. *材料科学与工程学报*, 2007, 25(3): 388–391.
- HOU D F, ZHOU G S, ZHENG M S. *In situ* SEM observation of crack propagation and analysis of the toughening mechanism in nacre [J]. *Journal of Materials Science & Engineering*, 2007, 25(3): 388–391.
- [13] 马骁勇, 梁海弋, 王联凤. 三维打印贝壳仿生结构的力学性能 [J]. 科学通报, 2016, 61(7): 728–734.
- MA X Y, LIANG H Y, WANG L F. Multi-materials 3D printing application of shell biomimetic structure [J]. *Chinese Science Bulletin*, 2016, 61(7): 728–734.
- [14] BEGLEY M R, PHILIPS N R, COMPTON B G, et al. Micromechanical models to guide the development of synthetic ‘brick and mortar’ composites [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2012, 60(8): 1545–1560.

Tension Mechanical Behavior of 3D Printed Composite Materials Inspired by Nacre

HOU Xianglong, LEI Jianyin, LI Shiqiang, WANG Zhihua, LIU Zhifang

(*Institute of Applied Mechanics, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, Shanxi, China*)

Abstract: Nacre inspired composite materials with different assembly modes were fabricated by photocurable 3D printing. The composite materials consist of two kinds of matrix materials. The tension mechanical properties, fracture and energy dissipation mechanism were analyzed by quasi-static tensile tests combined with scanning electron microscope (SEM). The results show that, keeping the length of the cell constant, the strength of nacre inspired composite materials increase linearly, while the fracture strain decreases linearly with the increasing of in-plane assembly angle. The fracture strain decreases linearly with the increasing of out-plane assembly angle. When the out-plane assembly angle is less than 45° , the strength of nacre inspired composite materials increases linearly with increasing such angle, but it tends to be stable when such angle exceeds 45° . The strength of the material reaches the maximum value when the out-plane assembly angle is 45° . Most of the tension energy is dissipated by pull-out of the hard materials, generation, propagation and combination of micro-cracks at the soft/hard interface and the crack deflection in the propagation process.

Keywords: 3D printing; tension mechanical behavior; bio-inspired material; energy dissipation

碳纤维增强复合材料层合板的抗冲击性能

李汶蔚¹, 梅杰², 黄威²

(1. 中国原子能科学研究院, 北京 102413;

2. 华中科技大学船舶与海洋工程学院, 湖北 武汉 430074)

摘要: 为了研究碳纤维增强环氧树脂基复合材料层合梁的抗冲击性能, 应用金属泡沫弹撞击加载的方式, 结合高速摄像机, 对等厚度层合梁结构的动态响应和失效行为展开实验研究。研究不同冲击加载强度对层合梁的动态失效过程、变形轮廓、中点变形、失效模式及能量耗散比的影响。结果表明: 随着冲击强度的增加, 中点变形响应速度随之增加, 层合梁变形模式由整体变形转变为局部变形, 且局部化效应随之增加, 并伴随严重的基体和纤维断裂失效。层合梁能量耗散比随冲击强度的增加而增加, 并展现出与结构失效模式直接关联的弹性变形、中心断裂和完全失效3个不同阶段。

关键词: 冲击载荷; 碳纤维复合材料; 动态响应; 失效模式

中图分类号: O347

文献标识码: A

轻质结构的抗冲击性能近年来得到了十分广泛和深入的研究, 涉及的载荷有接触和非接触式的空气以及水下爆炸、高速破片侵彻和撞击等, 对于其工程应用有重要的指导意义。碳纤维增强复合材料层合板凭借其高比强度、高比模量以及较好的隐身吸波性能, 在航空航天领域以及快速响应舰船工业中已经取代了部分传统的金属材料, 成为现代三航工业领域不可或缺的一部分。

早期开展的纤维增强复合材料层合板结构动态失效行为研究工作主要以落锤撞击和弹体侵彻形成的接触式冲击加载为主^[1-2]。研究表明, 纤维增强复合材料层合板的主要失效模式包含基体和纤维断裂、层裂等。Hashin^[3]指出, 纤维和基体材料、铺层方式、几何尺寸和加载面积等均会对层合板的失效模式造成重要影响。Heimbs等^[4]针对层合板的高速侵彻开展了实验和数值模拟, 得出侵彻载荷下层合板除了纤维失效外, 还包含层裂和基体开裂等。侵彻速度、侵彻角度、纤维铺层、层合板结构形式等对层合板结构在冲击载荷作用下的动态行为和失效均有较为丰富的研究成果^[5-9]。Yang等^[10]采用三维DIC对碳纤维编织层合板材料在弹体侵彻下的横向动态响应过程进行了研究。Li等^[11]对编织的玄武岩/环氧树脂层合板的平板和曲面板结构在爆炸载荷作用下的动态失效行为进行了对比分析, 强调了结构曲率对动态响应的重要影响。Huang^[12]、Avachat等^[13]研究了水下冲击载荷作用下层合板的动态行为和失效机理。Schiffer等^[14]采用水下冲击加载模拟装置, 对层合板在高强度水下冲击载荷作用下的响应进行研究, 建立了复合材料层合板动态响应理论分析模型。为了降低对复杂空气爆炸实验的依赖, 利用泡沫弹高速撞击形成的冲击载荷来模拟空气爆炸载荷是当前的一种常规有效手段^[15-17]。目前这种加载方式下层合梁的动态响应和失效研究公开文献较少。

本工作针对碳纤维增强复合材料层合板在泡沫铝子弹撞击产生的冲击载荷加载下的动态响应和失效模式, 利用高速摄影系统, 研究层合板在不同冲击强度下的动态响应特性和抗冲击性能。

* 收稿日期: 2019-08-16; 修回日期: 2019-09-06

基金项目: 国家自然科学基金(11802100)

作者简介: 李汶蔚(1985—), 男, 硕士, 主要从事爆炸物理研究. E-mail: wenweili@gmail.com

通信作者: 黄威(1987—), 男, 博士, 讲师, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: weihuang@hust.edu.cn

1 实验方法

1.1 实验材料

本实验所用的层合板为 T700 碳纤维增强环氧树脂基复合材料,层合板所采用的铺层顺序为 $[0/90/0/90/0]_{2s}$,总厚度为 2.4 mm。

T700 碳纤维复合材料单层板的材料属性:纵向刚度 $E_1 = 100$ GPa,横向刚度 $E_2 = 80$ GPa,泊松比 $\nu_{12} = 0.21$,剪切模量 $G_{12} = 4$ GPa,纵向拉伸强度 $X_T = 2\ 100$ MPa,纵向压缩强度 $X_C = 700$ MPa,横向拉伸强度 $Y_T = 42$ MPa,横向抗压强度 $Y_C = 160$ MPa,层间剪切强度 $S = 104$ MPa,密度 $\rho = 1\ 500$ kg/m³。

为了获得碳纤维增强环氧树脂基复合材料(CFRP/Epoxy)层合板在不同冲击强度下的动态响应特点与失效模式,本实验通过采用密度为 460 kg/m³ 的泡沫铝子弹以不同速度进行加载。泡沫铝弹体的屈服强度 $\sigma_y = 3.4$ MPa,平台应力 $\sigma_p = 2.16$ MPa,压实应变 $\varepsilon_D = 0.74$ 。泡沫铝弹体为 $\varnothing 39.6$ mm $\times$ 50 mm 的圆柱体。层合板在实验前被切割成几何尺寸为 240 mm $\times$ 42 mm 的梁结构。

1.2 实验装置

实验装置主要由一级轻气炮、激光测速装置、实验靶舱、固定支架以及高速相机等组成,如图 1 所示。通过控制一级轻气炮气室高压气体压力,达到控制泡沫弹初始速度的目的。实验过程中,利用 Photron Fastcam Sa-Z 高速摄影机捕捉泡沫弹冲击复合材料层合梁的全过程,高速相机采样频率为 60 000 帧每秒,分辨率为 896 $\times$ 368 像素。层合板梁采用螺栓固定的方式紧固于固定支架上。

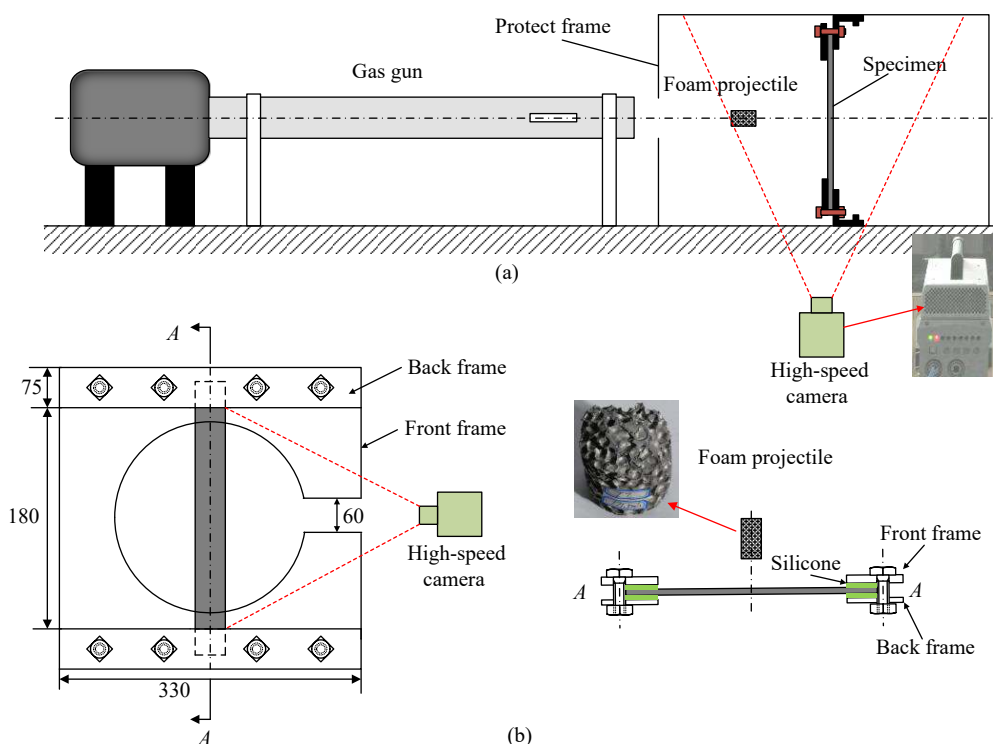


图 1 高速冲击加载实验装置 (a) 及固定夹具装置 (b) 示意图(单位: mm)

Fig. 1 Schematics of (a) the experimental set-up and (b) the clamped device (Unit: mm)

1.3 实验工况

为了研究层合板梁动态响应与失效随冲击强度的变化,采用 5 种不同的弹体冲击速度,初始速度分别为 50.1、71.4、138.8、173.5 和 204.2 m/s,对应的量纲一冲量(见下文)分别为 0.24、0.33、0.67、0.83 和 0.99。

2 实验结果与讨论

与金属梁结构在局部冲击载荷下形成的两个动态塑性铰链不同, 复合材料层合板受冲击后无塑性变形发生。层合板的横向变形是在弯曲波的驱动下发生的, 这种随着弯曲波传播而发生的横向变形过程在一定冲击强度下与塑性铰的运动形式基本相似^[12]。然而, 无塑性变形的碳纤维层合板的冲击响应也必然与金属梁的响应存在不同。

泡沫弹加载形成的初始冲量为 $I_0 = mv_0$, 其中 m 为泡沫弹质量, v_0 为弹体初始速度。本研究采用量纲一冲量 $\bar{I} = 10^3 I = 10^3 I_0 / L \sqrt{\rho \sigma}$, 其中 ρ 和 σ 分别为层合板的密度与拉伸强度, L 为梁的半跨长度。碳纤维增强层合板由于无剩余变形, 结构在冲击变形过程中的横向变形是评估其抗冲击性能的重要参数。

2.1 层合板失效模式和机理

在金属铝泡沫弹的局部冲击载荷加载下, CFRP/Epoxy 层合板随着冲击强度的变化会发生一系列的变形和失效。由于边界简支, 层合板梁的中心加载区域受到由弯曲/拉伸导致的最大应力。柱形泡沫弹在与层合板梁接触的边缘由于入射压缩应力波和弯曲波的作用会形成局部褶皱和横向变形。压缩应力波经由层合板背面反射形成拉伸波, 当拉伸波强度足够大时, 层合板出现纤维与基体之间的层裂。在足够大的初始冲击强度下, 随着横向变形和轴向拉伸的增加, 层合板发生基体和纤维的断裂失效。

2.2 层合板梁动态响应过程

以初始冲击速度为 138.8 m/s、量纲一冲量为 0.67 的泡沫铝弹体的冲击加载为例, 图 2 展示了泡沫弹加载过程中层合板梁结构的动态变形和失效过程。整个变形过程可以分为两个典型阶段: (1) 由中心局部加载形成的弯曲波向两端传播, 直至到达端点处; (2) 层合板在拉伸/弯曲下开始发生结构整体变形。这与金属梁受局部载荷作用的典型响应阶段相同。包括后续脱离靶架的运动过程, 整个响应阶段的持续时间大约为 2.00 ms。由图 2 可见, 弯曲波在 0.30 ms 达到两端后, 层合板的变形轮廓在弹体两侧呈直线, 直到 0.80 ms 后脱离靶架。这种直线的变形在固定端约束的情况下, 使得层合板在中心弹体加载位置发生明显的对折现象, 进而导致基体和纤维拉伸断裂的发生。在 1.26 ms, 层合板已发生明显的对折折断。

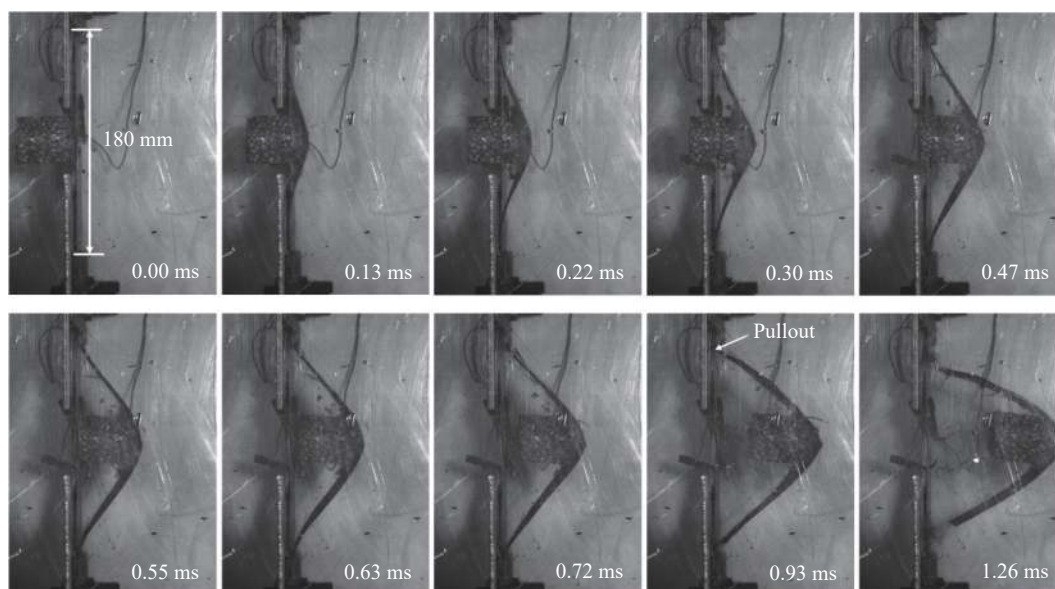


图 2 CFRP/Epoxy 层合板梁在 $\bar{I} = 0.67$ 冲击下的动态响应过程

Fig. 2 Sequence of high-speed photographs of the CFRP/Epoxy laminate subjected to $\bar{I} = 0.67$

层合板在变形过程中的变形呈较好的对称性,以下半跨长度为 L 的层合板上不同位置点随时间变化绘制层合板变形轮廓时程曲线,如图3(a)所示。可以清晰地看到冲击载荷作用下随着弯曲波的运动,层合板从局部变形到结构整体变形的过程。结合图2可以发现,由于层合板梁变形轮廓呈近似直线,在弹体装置位置未与弹体头部完全贴合时,整个变形在弯曲波到达左侧端点后开始以中点和端点两点为“铰”,发生轴向拉伸,最终发生对折失效。图3(b)所示的中点随时间的变形过程中可见在0.47 ms前是线性增长,在0.47 ms后由于固支端的作用,曲线斜率有所下降,直至0.68 ms开始逐步脱离夹具,随弹体向靶舱壁运动。

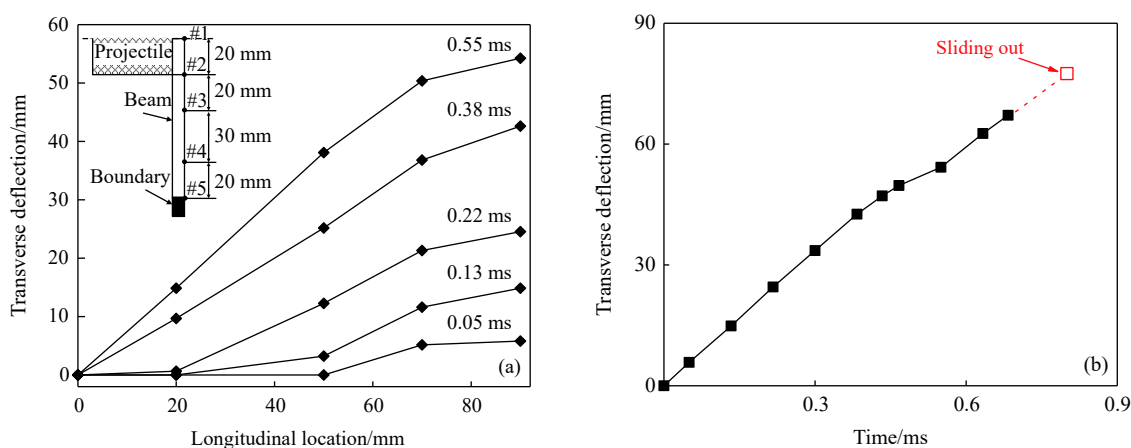


图3 CFRP/Epoxy层合板梁在 $\bar{I} = 0.67$ 冲击下的变形轮廓(a)和中点变形(b)

Fig. 3 Histories of deformation profiles (a), and midpoint deflection (b) of the CFRP/Epoxy laminate subjected to $\bar{I} = 0.67$

图4为上述泡沫弹撞击下碳纤维/环氧树脂层合板梁的失效模式。层合板从中间断裂为两等分的同时,可以看到在中心撞击位置处层合板发生了明显的沿厚度方向的压缩失效。与此同时,泡沫弹撞击端也有一定的压缩发生。而泡沫弹端部的严重不对称压缩的主要原因是加载过程中弹体的轻微偏转以及以此姿态发生的与靶舱缓冲垫的二次撞击,如图2所示。从图4(c)所示的齐整断裂面可以看到明显的基体和纤维脆性断裂、层裂、基体裂纹和纤维拔出等失效模式,并且在加载区域两侧,由于层合板的弯曲,也出现了明显的层裂失效。

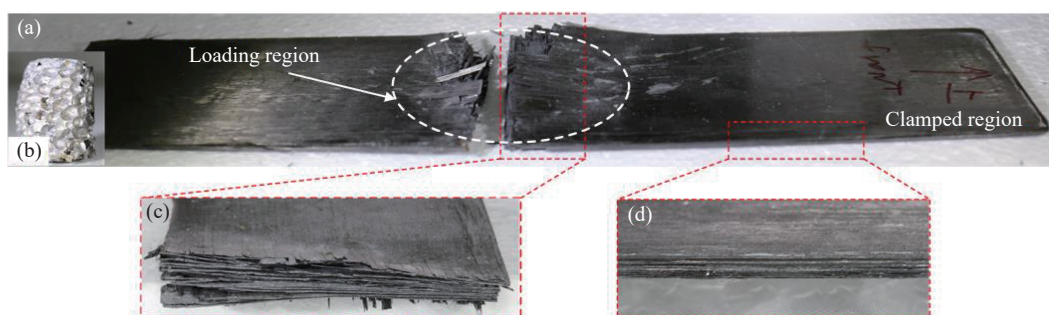


图4 CFRP/Epoxy层合板梁在 $\bar{I} = 0.67$ 冲击下的失效模式

Fig. 4 Failure mode of the CFRP/Epoxy laminate subjected to $\bar{I} = 0.67$

2.3 加载强度的影响

为了研究不同加载强度对层合板动态响应过程和抗冲击性能的影响,本研究开展了另外4组不同初始冲击强度加载的实验研究。泡沫弹体质量基本相同,冲击初始速度和量纲一加载强度如上所述。图5为不同初始冲击强度下层合板梁的动态变形和失效过程,呈现出明显不同的变形机制:低于中等冲击强度($v_0 = 138.8$ m/s)加载时,层合板梁的变形以结构整体的横向变形为主;高于中等冲击强度时,层合

板的变形出现明显的局部化, 并且局部化区域随着加载强度的增加而减小。出现这种局部化效应的主要原因可以归结为在强冲击载荷作用下碳纤维层合板的横向变形速度大于弯曲波在层合板中沿径向的传播速度。在较低冲击强度加载下, 层合板随着整体变形的进行, 在泡沫弹作用下呈现明显的平台, 如图 5(a) 中 0.43 ms 图像, 并随着变形的持续增加, 最终呈整体圆拱状。强冲击作用下, 层合板在发生局部明显横向变形的初始时刻便发生了明显的基体和纤维断裂等失效, 尤其当弹体冲击速度为 204.2 m/s 时, 在 0.33 ms 时便出现清晰的纤维基体破碎, 在 0.73 ms 时基本完全失效。

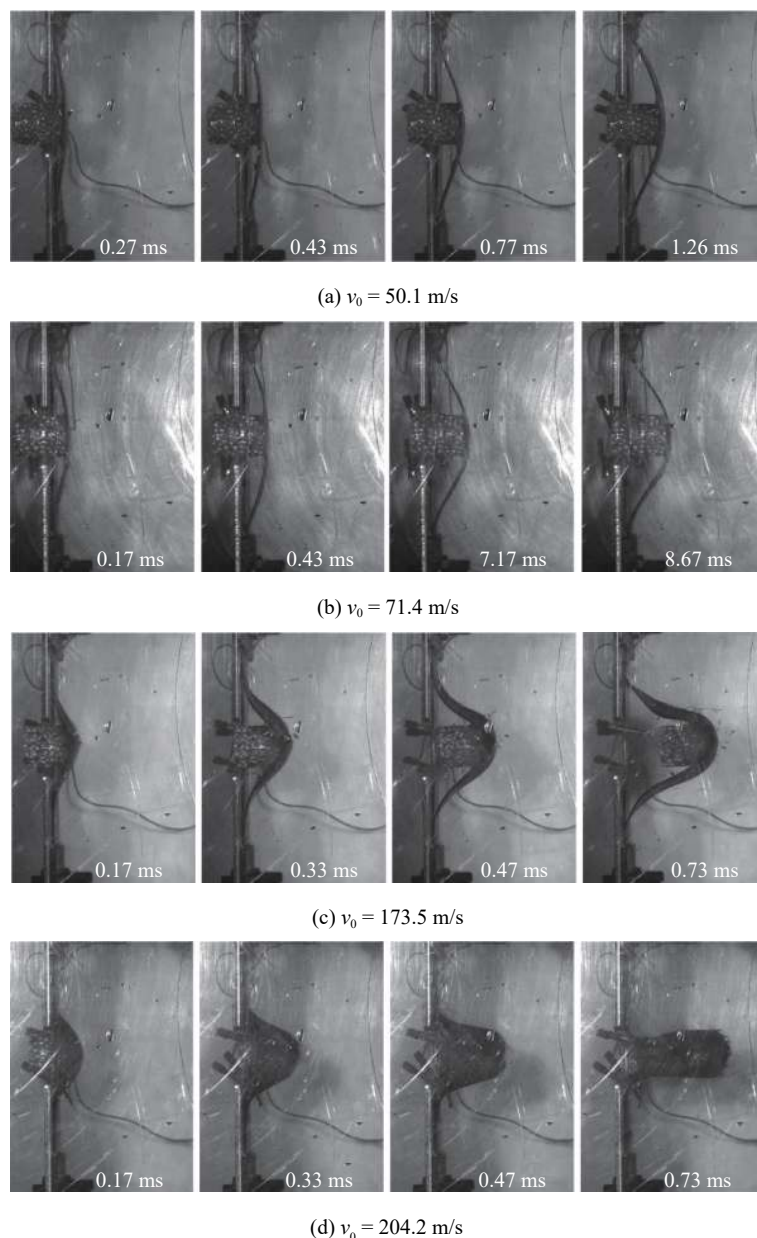


图 5 不同冲击强度下层合板动态变形和失效

Fig. 5 Dynamic deformation and failure of CFRP/Epoxy laminate under different impulses

图 6(a)对比了最低和最高两种冲击强度下的变形轮廓线随时间变化关系, 显示了明显的变形局部化的特点。当弹体以 204.2 m/s 速度冲击时, 层合板两侧部分始终沿着径向滑移, 未发生横向变形; 在距离中点 20~50 mm 段的变形较小; 在靠近中心的 40 mm 段则发生急剧的变形增长。低速冲击时, 在 0.13 ms 之后, 结构发生整体变形。取不同冲击强度下层合板的中点变形, 得到如图 6(b)所示的时程曲

线。随着结构变形的增加,最终靶板脱离夹具,继续以一定的动能运动(见图5,以空心点的形式表示)。随着冲击强度的增加,曲线斜率明显增加,中点响应速度增加而靶板脱离夹具的时间减小。这种冲击强度的影响在冲击速度为50.1~138.8 m/s时明显地大于冲击速度为138.8~204.2 m/s。当冲击强度较小时,结构整体响应时间长,并在停止前发生了较明显的变形恢复阶段。当冲击强度增加时,随着响应速度的增加和局部化失效的发生,层合板的最大变形在138.8 m/s时达到最大的67.2 mm后开始降低。

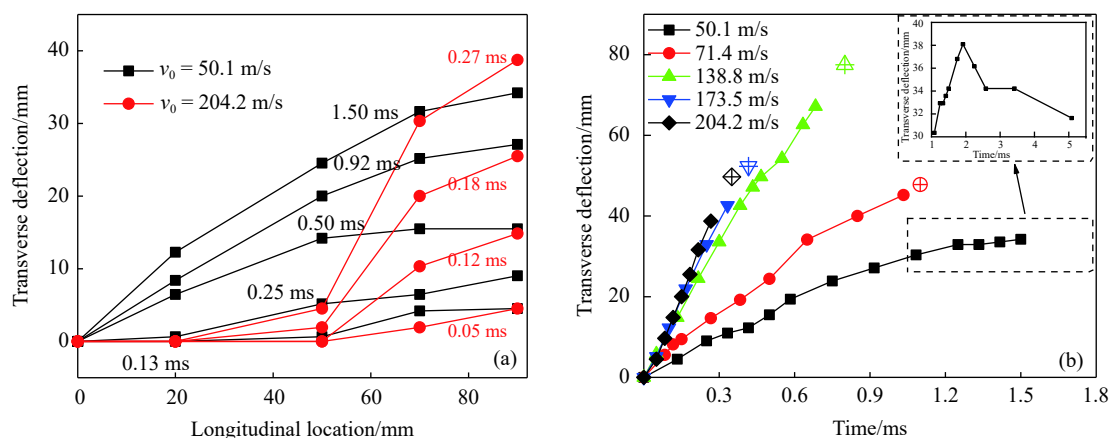


图6 层合板在不同冲击强度下的中点变形(a)和变形轮廓线(b)

Fig. 6 Midpoints-deflection histories (a) and deformation profiles (b) of CFRP laminates under impulsive loadings

当弹体冲击速度小于138.8 m/s时,层合板主要发生弹性变形,在层合板表面无明显失效发生。在弹体冲击速度达到或超过138.8 m/s时,层合板随冲击强度的增加,发生折断失效。速度到达204.2 m/s时层合板完全破碎,如图7所示。

2.4 层合板能量吸收

由获得的动态变形过程中的图像可以发现,泡沫弹在与层合板撞击过程中的变形较小,其主要变形发生在与靶舱的二次碰撞。因此,本研究忽略泡沫弹的变形吸能。层合板在泡沫弹冲击加载下的能量耗散方式主要有结构变形和层合板失效两种。层合板的耗能 E_d 可以通过弹体初始动能 E_0 和靶板与弹体脱离夹具时获得的剩余动能 E_r 之差来获取。在实验过程中,靶板在拔出之前

与固支部分及夹具发生摩擦,但是由于作用时间短,做功相较于前后动能很小,本研究将此忽略。在弹体冲击下,靶板和弹体同步向初始速度方向运动,在不考虑靶板速度沿跨长分布的情况下,假定在脱离靶板后,层合板和泡沫弹以相同速度向前运动。因此, $E_d = E_0 - E_r$ 。其中剩余能量 $E_r = (1/2) m_t v_r^2$, m_t 和 v_r 是靶板和弹体的总质量和共同速度。而碳纤维层合板材料的能量耗散比可记为 $SEA = E_d/\rho$ 。如图7所示,层合板能量耗散比随初始冲击强度增加呈上升趋势,并呈现出明显的3个阶段,表现出与层合板失效模式的直接对应关系。在低速撞击情况下,层合板发生以弹性变形为主的失效,能量耗散比上升较快;随着中心折断失效的发生,能量耗散伴随着更大面积的基体和纤维断裂而有所增加,但增加幅度明显降低;在最大冲击强度下,层合板整体在初始撞击时刻便发生严重的大面积失效,致使能量耗散有了明显的增加。

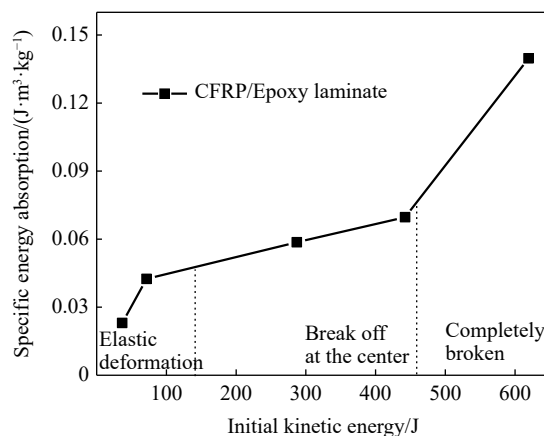


图7 CFRP/Epoxy层合板失效模式与能量耗散比的关系

Fig. 7 Failure modes versus specific energy absorption of the CFRP/Epoxy laminate

3 结 论

采用泡沫铝子弹撞击形成的冲击载荷, 对等厚度的碳纤维增强复合材料层合板的抗冲击性能展开了实验研究, 讨论了冲击强度对层合板的动态失效过程、变形轮廓、中点变形、失效模式及能量耗散比的影响。

(1) 低于该临界加载强度时, 层合梁的变形以整体的横向变形为主, 在弹体撞击位置呈较为明显的平台; 高于该临界加载强度时, 层合梁的变形发生明显的局部化, 并且局部化区域随着加载强度的增加而减小。

(2) 中点的变形响应速度随冲击强度的增加而增加。随着响应速度的增加和局部化失效的发生, 层合梁临界冲击速度下的最大变形开始降低。层合梁的弹性最大变形不能作为一个独立的抗冲击性能评价参数。

(3) 随着冲击强度的增加, 层合梁的失效主要分为低速冲击下的弹性变形、中等强度冲击下的对折断裂以及高强度冲击下的完全破碎。层合梁能量耗散比随冲击强度的增加而增加, 并展现出与这 3 类结构失效模式直接关联的 3 个不同阶段。

参考文献:

- [1] SHAH S Z H, KARUPPANAN S, MEGAT-YUSOFF P S M, et al. Impact resistance and damage tolerance of fiber reinforced composites: a review [J]. *Composite Structures*, 2019, 217: 100–121.
- [2] ABTEW M A, BOUSSU F, BRUNIAUX P, et al. Ballistic impact mechanisms: a review on textiles and fibre-reinforced composites impact responses [J]. *Composite Structures*, 2019, 223: 110966.
- [3] HASHIN Z. Analysis of stiffness reduction of cracked cross-ply laminates [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1986, 25(5/6): 771–778.
- [4] HEIMBS S, BERGMANN T, SCHUELER D, et al. High velocity impact on preloaded composite plates [J]. *Composite Structures*, 2014, 111: 158–168.
- [5] XIE W B, ZHANG W, KUANG N H, et al. Experimental investigation of normal and oblique impacts on CFRPs by high velocity steel sphere [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2016, 99: 483–493.
- [6] ZHOU W, LIU D, LIU N. Analyzing dynamic fracture process in fiber-reinforced composite materials with a peridynamic model [J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2017, 178: 60–76.
- [7] CHANG F K, CHANG K Y. A progressive damage model for laminated composites containing stress concentrations [J]. *Journal of Composite Materials*, 1987, 21(9): 834–855.
- [8] PERNAS-SANCHEZ J, ARTERO-GUERRERO J A, VARAS D, et al. Experimental analysis of normal and oblique high velocity impacts on carbon/epoxy tape laminates [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2014, 60: 24–31.
- [9] SIKARWAR R S, VELMURUGAN R, GUPTA N K. Influence of fiber orientation and thickness on the response of glass/epoxy composites subjected to impact loading [J]. *Composites Part B: Engineering*, 2014, 60: 627–636.
- [10] YANG Y Q, ZHANG L, GUO L C, et al. Dynamic response and research of 3D braided carbon fiber reinforced plastics subjected to ballistic impact loading [J]. *Composite Structures*, 2018, 206: 578–587.
- [11] LI X, YAHYA M Y, NIA A B, et al. Dynamic failure of basalt/epoxy laminates under blast-experimental observation [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 102: 16–26.
- [12] HUANG W, ZHANG W, CHEN T, et al. Dynamic response of circular composite laminates subjected to underwater impulsive loading [J]. *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, 2018, 109: 63–74.
- [13] AVACHAT S, ZHOU M. High-speed digital imaging and computational modeling of dynamic failure in composite structures subjected to underwater impulsive loads [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 77: 147–165.
- [14] SCHIFFER A, TAGARIELLI V L. The dynamic response of composite plates to underwater blast: theoretical and numerical modelling [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 70: 1–13.
- [15] 叶楠, 张伟, 黄威, 等. PVC 夹芯板在冲击载荷下的动态响应与失效模式 [J]. *爆炸与冲击*, 2017, 37(1): 37–45.

- YE N, ZHANG W, HUANG W, et al. Dynamic response and failure mode of PVC sandwich plates subjected to impact loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2017, 37(1): 37–45.
- [16] 敬霖, 王志华, 赵隆茂, 等. 撞击载荷下泡沫铝夹芯梁的塑性动力响应 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(6): 561–568.
- JIN L, WANG Z H, ZHAO L M, et al. Dynamic plastic response of foam sandwich beams subjected to impact loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(6): 561–568.
- [17] RADFORD D D, MCSHANE G J, DESHPANDE V S, et al. The response of clamped sandwich plates with metallic foam cores to simulated blast loading [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2006, 43(7/8): 2243–2259.

Impulsive Resistance of the CFRP/Epoxy Laminate

LI Wenwei¹, MEI Jie², HUANG Wei²

(1. *China Institute of Atomic Energy, Beijing 102413, China;*

2. *School of Naval Architecture and Ocean Engineering, Huazhong University of Science and Technology, Wuhan 430074, Hubei, China*)

Abstract: To investigate the impulsive resistance property of the carbon fiber reinforced polymer and epoxy (CFRP/Epoxy) laminate, the dynamic response and failure behaviors of the CFRP/Epoxy laminate beam subjected to varying impulsive intensities were experimental studied. The impulsive loading was generated by the impact of aluminum foam projectile which was fired by a one-stage light gas gun system. To capture the dynamic process of the impacts, a high-speed camera was employed. The impulsive resistance property in terms of dynamic failures, deformation profiles, midpoint deflections, failure modes and specific energy absorption was analyzed by considering the intensity effects of the impulsive loading. The results indicate that the rate of midpoint deflection response increases with the increasing impulses. The deformation regime of the composite beam changes from structural deformation to local deformation with the increasing impulses, accompanying with server matrix and fiber damages. With the impulse increasing, the specific energy absorption (SEA) undergoes three stages which are directly related to the failure modes of the laminates.

Keywords: impulsive loading; carbon fiber reinforced polymer; dynamic response; failure mode

孔隙率对铌硅粉末混合物冲击反应的影响

凌绪玉^{1,2}, 刘福生¹, 汪贻高¹

(1. 西南交通大学高温高压物理研究所, 四川 成都 610031;

2. 西南民族大学电气信息工程学院应用物理系, 四川 成都 610041)

摘要:借助二级轻气炮加载平台和飞片撞击技术, 在高冲击速度下实现不同初始孔隙率铌硅粉末混合物的冲击回收。对回收产物进行表征分析并探讨高冲击速度下孔隙率对铌硅粉末冲击化学反应的影响, 实验结果表明: 低孔隙率(10%)铌硅粉末混合物几乎不发生反应; 20%孔隙率铌硅粉末发生不完全化学反应并生成了 NbSi_2 ; 高孔隙率(35%)样品在相同冲击速度(飞片速度约为2.35 km/s)下发生完全反应获得单组分 Nb_5Si_3 。在高孔隙率的粉末混合物中, 孔隙崩塌产生的高温是导致铌硅粉末反应物发生完全反应的主要原因。

关键词:铌硅粉末混合物; 高冲击速度; 冲击回收; 孔隙率; 冲击反应

中图分类号: O521.23

文献标识码: A

冲击波加载多孔固体介质过程中形成的极端高温高压条件可激活常规温压条件难以发生的化学反应, 为材料合成开辟了一条新途径, 尤其是对合成条件苛刻的材料具有显著优势。然而, 冲击波作用导致粉末从初始状态至孔隙湮灭的过程中涉及多种机械、物理和化学变化, 因而冲击波压缩下的反应过程十分复杂^[1]。冲击诱导化学反应取决于外部加载条件和粉末混合物的初始状态等多种因素^[2-3], 反应物粉末的初始孔隙率是控制冲击反应热力学和动力学的一个非常重要因素^[4]。Cooper等^[5]应用理论模拟证实, 冲击波和孔隙表面相互作用导致孔隙崩塌产生的大量能量集聚有利于激活化学反应, 因此探讨粉末初始孔隙率对诱发超快冲击化学反应的影响极为重要。

铌硅二元金属间化合物因具有低密度和优良的高温强度等物理特性, 可作为潜在的高温结构材料和金属含能材料^[6-7]。根据铌-硅二元相图, 铌-硅系存在 Nb_5Si_3 、 Nb_3Si 和 NbSi_2 共3种金属间化合物^[8]。其中 Nb_5Si_3 的熔点(2 515 °C)最高, 密度(7.16 g/cm³)相对较低, 因其具有优良的高温性能受到关注^[9]。这类材料的熔点高、晶体结构复杂, 采用常规方法难以合成, 但该类材料的合成反应能够放热, 理论上讲, 一旦被激活便可自维持发生反应。由于该激活势垒高, 传统方法难以达到激活条件, 而冲击波加载产生的极端高温高压对于激活该类反应具有一定优势。目前, 已经开展了铌硅化合物的冲击合成工作。Vecchio等^[10]应用冲击波加载合成了 NbSi_2 , 发现其冲击诱导反应机制与传统固态反应机制不同; Meyers等^[11]也通过铌硅粉末混合物的冲击回收, 发现塑性变形可以影响铌硅粉末间的反应。此外, 还有一些理论模拟研究对铌硅金属间化合物的冲击合成进行探讨^[12]。但是, 所有铌硅粉末混合物的冲击反应研究, 无论是实验结果还是理论分析都仅局限于较低冲击强度条件(飞片速度在2.0 km/s以下), 冲击产物也仅获得了较低熔点的 NbSi_2 , 而且这些结果对于冲击化学反应的程度和机理解释存在分歧。而且, 高熔点金属间化合物(如 Nb_5Si_3)这类传统方法较难合成的材料在高冲击强度范围(飞片速度在2.0 km/s以上)的冲击合成及反应机制未有报道。

* 收稿日期: 2019-10-30; 修回日期: 2019-11-15

基金项目: 国家自然科学基金(11574254)

作者简介: 凌绪玉(1974—), 女, 博士研究生, 主要从事高压材料的合成研究. E-mail: lingxymx@163.com

通信作者: 刘福生(1966—), 男, 博士, 研究员, 主要从事凝聚态物理、冲击波技术研究。

E-mail: fusheng_l@163.com

课题组前期开展了铌硅粉末混合物的冲击回收实验,通过高冲击强度下的冲击回收获得了高熔点 Nb_5Si_3 化合物^[13],发现相同组分配比的铌硅粉末混合物在不同的冲击强度下合成了不同组成的铌硅化合物,且反应特征不同。为更清楚地理解高冲击强度下铌硅粉末混合物的冲击合成及反应机制,在前期工作基础上,本研究进一步对不同孔隙率的铌硅粉末混合物样品进行高冲击强度下回收,通过对冲击回收产物进行表征分析,探讨不同初始孔隙率对铌硅混合物冲击反应的影响。

1 实验材料与方法

1.1 冲击样品制备

实验使用高纯 Nb(约 325 目, Alfa Aesar 公司)和 Si(约 325 目, Alfa Aesar 公司)粉末原料。将铌粉和硅粉按原子比为 5 : 3 称量, V 型混料器中氩气气氛下将粉末混合 2 h, 通过不同压力将混合好的粉末冷压成直径约为 12 mm、厚度约为 3 mm 的圆片状试样。冲击样品的准备过程(原料称量、混合前的真空封装、压片和铜回收盒的真空封装)均在水氧监测氩气气氛保护的手套箱中完成。将装有样品的铜制回收盒密封。样品孔隙率的计算方法参考文献 [14]。

1.2 冲击回收实验

应用二级轻气炮加载装置对样片进行冲击回收,装置示意图和实物如图 1 所示。将铜飞片($\varnothing 24 \text{ mm} \times 3.0 \text{ mm}$)粘在发射弹丸上,由磁测速系统测量飞片速度,在飞片速度约 2.35 km/s 的最高冲击速度下进行冲击回收实验。利用质量平均法计算混合物样品的雨贡纽参数^[15-16],采用阻抗匹配法和疏松粉末状态方程计算样品的冲击压力和温度^[15,17],表 1 列出了不同孔隙率粉末混合物的冲击回收实验参数和计算结果。

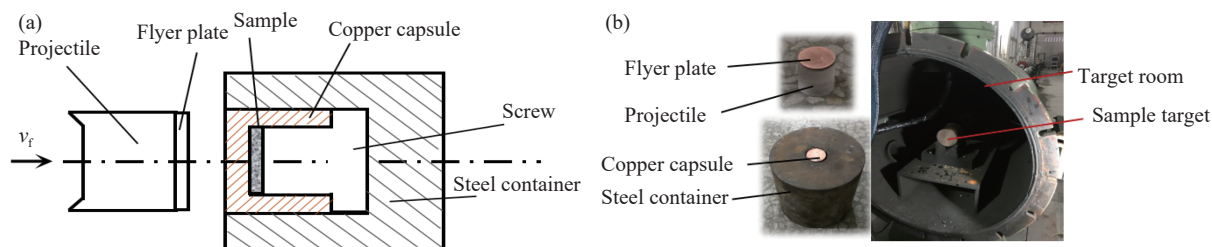


图 1 冲击回收实验装置示意图和实物

Fig. 1 Schematic and photographs of the assembly for the shock recovery experiment

表 1 不同孔隙度的粉末混合物的冲击回收实验参数

Table 1 Shock loading conditions of Nb-Si powder mixtures with different porosity

Sample	Flyer velocity/ ($\text{km} \cdot \text{s}^{-1}$)	Density/ ($\text{g} \cdot \text{cm}^{-3}$)	Porosity/ %	Shock pressure/GPa	Second shock pressure/GPa	Shock temperature/K
Nb-Si-P1	2.35 ± 0.02	5.505	10	45	60	1 173
Nb-Si-P2		4.895	20	39	60	1 625
Nb-Si-P3		3.980	35	29	60	2 256

1.3 冲击回收产物表征

图 2 显示了完整回收的铜回收盒在冲击前、后的外形变化。用机械切割方式从铜制回收盒中将回收的冲击产物分离取出,切掉产物样品外围边缘的含铜部分,留下中心主体部分用于表征分析。将产物样块逐级打磨,并清洗、干燥,储存在真空干燥箱中待表征。

使用 X 射线衍射仪(丹东浩元仪器有限公司, DX-2700 型)对样品进行物相表征,采用 $\text{CuK}\alpha$ 靶($\lambda = 0.154 06 \text{ nm}$)射线,衍射角 2θ 为 $20^\circ \sim 80^\circ$,步长为 0.03° ,每步计数时间 1 s。使用日本电子公司 JSM-7001F 型场发射扫描电子显微镜(SEM)进行微观形貌观察,并用 SEM 配备的能谱仪分析各物相的成

分。使用差示扫描量热计(DSC)测量冲击回收产物的热响应曲线(Ar 气氛下, 加热速率为 10 °C/min)。

2 结果和讨论

2.1 冲击回收产物的 XRD 结果分析

图 3 为不同孔隙率铌硅粉末冲击产物的 XRD 图谱。从图 3(a) 中 10% 孔隙率冲击样品的 XRD 结果可见, 产物主要为 Nb 和 Si 的特征衍射峰及较弱的 NbSi₂ 衍射峰, 表明仍有大部分 Nb 和 Si 未发生反应, 仅有极少部分 NbSi₂ 相生成。由

图 3(b) 中 20% 孔隙率铌硅粉末冲击产物的 XRD 结果可见, 该孔隙率产物中虽仍有部分未反应的 Nb 和 Si, 但生成 NbSi₂ 相的程度有所提高, 初始孔隙率提高后, 冲击化学反应更易进行。此外, 图 3(c) 中 35% 孔隙率铌硅粉末混合物的冲击产物 XRD 图谱显示, 其衍射峰仅由 Nb₅Si₃ (包括 α -Nb₅Si₃ 相和 β -Nb₅Si₃ 相) 的特征峰组成。与低孔隙率样品相比, 在相同冲击强度下高孔隙率粉末样品更容易获得高熔点 Nb₅Si₃ 金属间化合物。因此, 初始孔隙率对粉末混合物在冲击压缩下物相生成、固相化学反应的影响非常明显。参考表 1 估算的冲击平均温度也可看出, 随着样品初始孔隙率增加, 较高的冲击温度 (2 256 K) 更有利于铌硅金属间化合物发生反应。

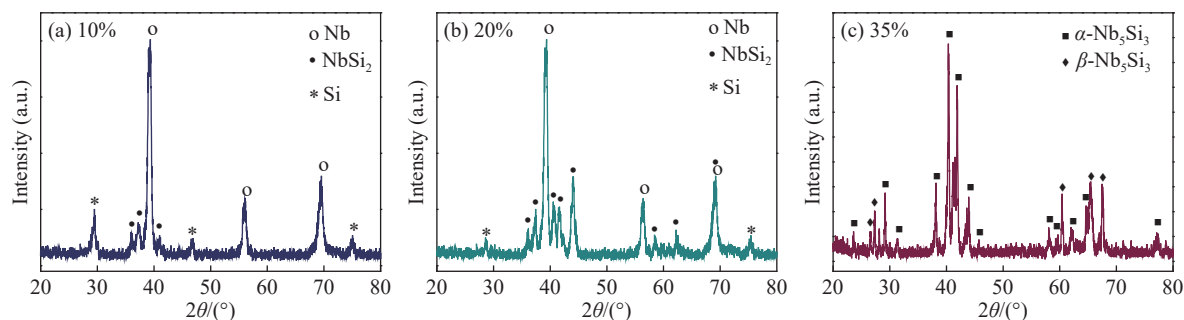


图 3 不同孔隙率铌硅粉末冲击回收产物的 XRD 结果

Fig. 3 XRD patterns of the recycled samples of Nb-Si powder mixtures with different porosity

2.2 冲击回收产物的 SEM 结果分析

图 4 为 10% 初始孔隙率铌硅粉末冲击产物的 SEM 结果, 其中图 4(b) 为图 4(a) 的局部放大图, 图 4(c) 为样品 EDS 能谱分析结果, w 为质量分数。由图 4(a) 可以看出, 样品在该冲击压力 (约为 45 GPa) 下铌硅颗粒被明显压实, 没有明显物相生成或发生化学反应。图 4(b) 中局部区域放大图显示, 与初态未冲击样品相比, 冲击后的粉末颗粒呈细粒化、等轴状, 说明冲击加载作用导致颗粒发生崩裂和相互嵌合。EDS 能谱显示图 4(b) 中亮灰色细粒子的为 Nb, 周围相对较暗细粒为 Si, 可能由于 NbSi₂ 量极少, 在图中未能明确分辨。在较小孔隙率即相对密实的混合反应物样品中, 冲击波更多作用于粉末颗粒的机械和物理变形。由于孔隙率低, 孔隙崩塌所致的能量贮集弱, 极少能够激活并促发冲击化学反应。

图 5 为 20% 初始孔隙率铌硅粉末冲击回收产物的 SEM 结果, 其中图 5(b) 为图 5(a) 的局部放大图, 图 5(c) 为样品 EDS 能谱分析结果。图 5(a) 中, 经冲击加载后 20% 孔隙率回收产物与 10% 孔隙率回收产物明显不同, 随着冲击作用下温度不断升高, 由于 Si 的熔点较低, 而 Nb 的屈服强度和熔点较高, Si 会发生熔融, 并分布于变形的 Nb 周围, 与基体特征类似, 并且其中弥散着新相。如图 5(b) 所示, 对富 Si 区域高倍放大观察可见, Si 基体中分布着球形、结节状粒子, 表现出发生反应的微观特征。对图 5(b) 方框内粒子进行 EDS 元素分析发现, 其化学组成与 NbSi₂ 化学式的原子个数比相符, 与 XRD 结果中出

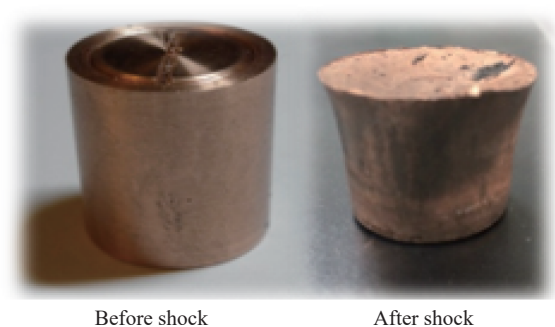


图 2 冲击回收前、后铜回收盒

Fig. 2 Copper capsule before and after shock loading

现 NbSi_2 衍射峰一致。由此可见, 与 10% 孔隙率样品相比, 在相同飞片速度冲击下, 随着冲击温度升高, 高初始孔隙率反应产物中的铌硅颗粒发生严重变形并伴随硅发生熔融, 并且 NbSi_2 产物增多, 表明发生了明显的冲击化学反应。

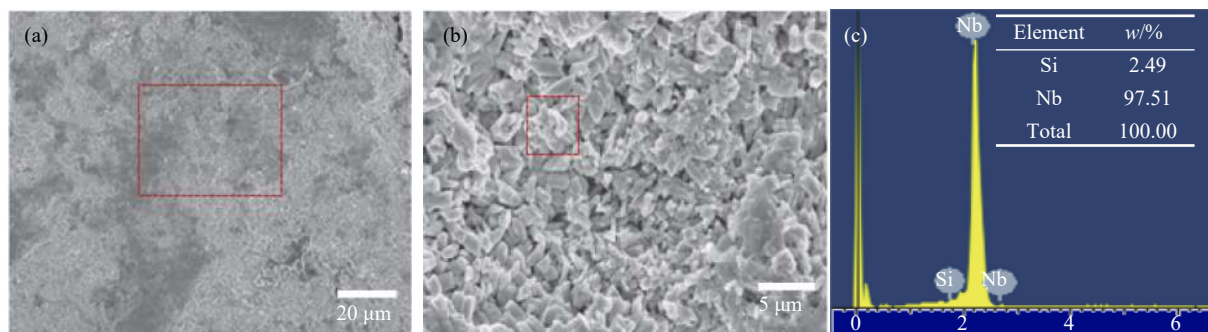


图 4 10% 孔隙率铌硅粉末冲击回收产物的 SEM 结果和 EDS 分析

Fig. 4 SEM morphology and EDS spectra of the recycled samples of Nb-Si powder mixtures with the porosity of 10%

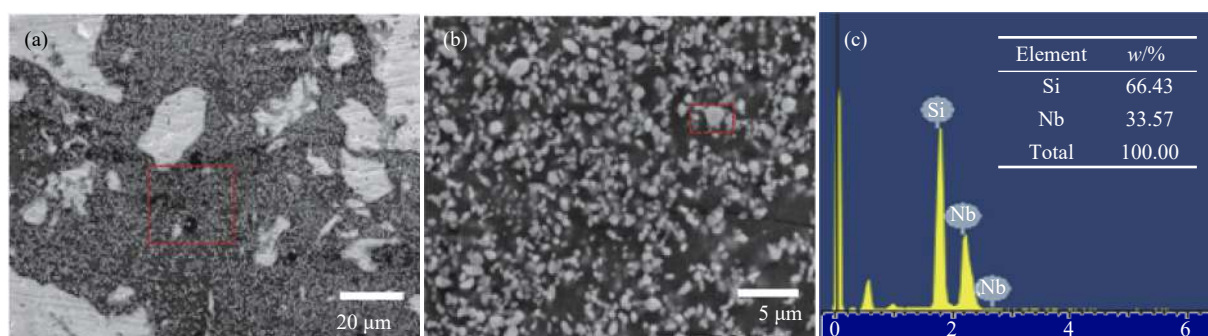


图 5 20% 孔隙率铌硅粉末冲击回收产物的 SEM 结果和 EDS 分析

Fig. 5 SEM morphology and EDS spectra of the recycled samples of Nb-Si powder mixtures with the porosity of 20%

图 6 为高孔隙率 (35%) 铌硅粉末混合物冲击回收样品的 SEM 结果。由图 6(a) 可知, 样品已转化为相对均匀的单一微观组织结构, 表明该孔隙率样品在相同冲击速度下已发生完全反应形成新的相结构。图 6(b) 为图 6(a) 中方框内区域局部放大图, 图中的新相为枝条状结构, 其间有微纳孔 (孔隙率约为 4.7%, 孔隙尺寸介于 $0.2 \sim 4 \mu\text{m}$ 之间)。EDS 能谱分析结果显示, 铌和硅的原子比约为 63.02: 36.98, 与 Nb_5Si_3 化学式的原子个数比接近, 表明冲击反应生成物为 Nb_5Si_3 化合物。35% 孔隙率样品中, 冲击加载创造了极高的温度条件 (估算冲击样品中的平均温度达 2 256 K), 相同冲击速度作用于铌硅粉末在物相生成和反应程度上与前述低孔隙率样品相比显著提高, 并且其物相形态有明显不同。

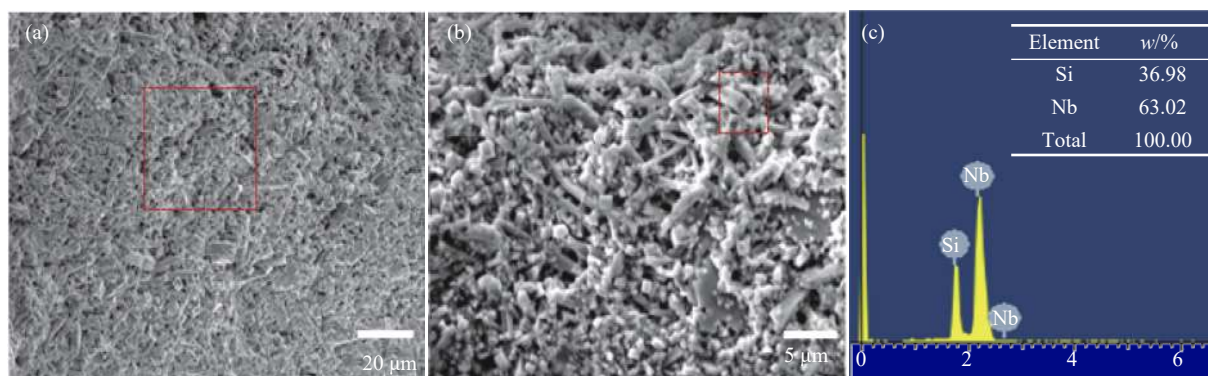


图 6 35% 孔隙率铌硅粉末冲击回收产物的 SEM 结果和 EDS 分析

Fig. 6 SEM morphology and EDS spectra of the recycled samples of Nb-Si powder mixtures with the porosity of 35%

值得注意的是,高孔隙率样品在飞片速度约为 2.35 km/s 时就发生了完全反应,而前期对不同冲击速度下反应行为的研究发现,较低孔隙率(20%)样品^[13]需要更高的冲击速度(飞片速度约为 2.63 km/s)才能发生完全反应。因此,高孔隙率样品崩塌所致的高能量聚集产生的高温是发生完全反应的重要条件。

2.3 冲击回收产物的 DSC 分析

图 7 为不同孔隙率铌硅粉末冲击产物的 DSC 曲线。由图 7 可知,孔隙率为 10% 和 20% 冲击产物的 DSC 曲线分别在 720 °C 和 810 °C 附近出现了两个放热峰。结合冲击产物的 XRD 结果分析可知,720 °C 放热峰可能是冲击产物中未反应的 Nb 和 Si 之间进一步发生反应放热所致。可能因为未发生完全化学反应的冲击产物中,未反应的铌和硅粒子在比自蔓延燃烧反应开始温度低约 200 °C 时就开始发生化学反应^[18]。该异常是由于冲击作用引起粒子粉末发生塑性流动和混合,表面清洁以及样品自身缺陷导致在冲击压缩加载期间粒子粉末被活化。而 810 °C 放热峰可能是由于冲击塑变的 Nb 颗粒发生再结晶。35% 孔隙度冲击回收产物的 DSC 结果呈现光滑的曲线,在测试加热范围内未出现放热峰,表明冲击回收产物为稳定的化合物。这与前述的物相表征和形貌分析结果一致,也证实了 35% 孔隙度样品完全反应生成了 Nb₅Si₃ 金属间化合物。

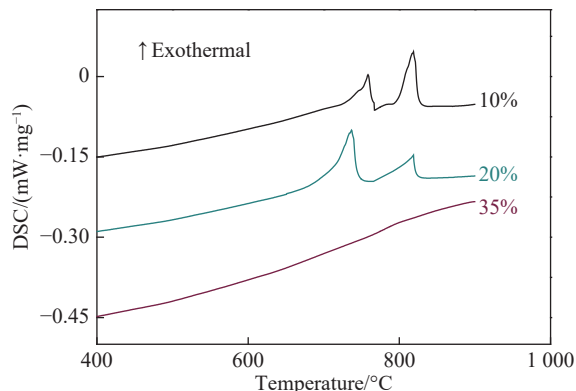


图 7 不同孔隙率铌硅粉末冲击回收产物的 DSC 曲线

Fig. 7 DSC curves of the shock recycled samples of Nb-Si powder mixtures with different porosity

粉末颗粒混合物的初始状态涵盖颗粒自身组成结构及混合颗粒间的相互接触等条件^[19-22]。冲击加载时,在冲击波的高压作用下,样品颗粒的变化不是孤立发生的,而受相互间直接作用和颗粒自身物理性质的限制,表现为样品内颗粒的整体协调变形及交互作用。这些作用对于颗粒的变形方式、变形程度和融合都会产生直接影响。更重要的是,不同变化方式和程度会导致不同的能量集聚,从而产生温度升高和局域热效应^[23],这些变化又反过来影响物质的扩散、相互渗透甚至激活化学反应。研究表明^[24-25],合适的孔隙率对于粉末颗粒反应物的冲击化学合成非常重要。

由表征分析结果可知,孔隙率对于铌硅粉末混合物冲击反应的影响,是导致其反应发生及反应机制变化的重要因素。20% 孔隙率冲击反应伴随着铌硅颗粒间强烈的相互作用、较低的相互约束以及大面积的孔隙塌陷或湮灭,冲击加热效果显著提升,不仅导致硅粒子发生熔化,变形的铌粒子嵌入到熔融的硅中,而且以铌粒子所在位置为形核中心,铌与周围的硅粒子发生半“固-液”化学反应生成相应的铌硅化合物,不过该激活程度仍处于仅能激发 NbSi₂ 反应物生成的条件。在更高孔隙率(35%)下,铌硅颗粒交互作用、变形及孔隙塌陷引起的能量集聚很高,使得样品内部急剧升温,引发高熔点的铌熔化,熔融的铌硅原子发生自由迁移,在极高温度激活下,铌硅间发生“液相”化学反应获得相应的铌硅化合物,即全面激活了铌硅间的自维持反应,并获得高熔点的 Nb₅Si₃ 金属间化合物且反应完全。值得注意的是,过大孔隙率会在样品中留下微纳尺度孔隙,可能会对样品的块体性能产生影响。此外,实验研究发现,若孔隙率过高,孔隙崩塌产生的过高温度可能使冲击回收样品盒局部熔化,出现破漏或样品内气体相较多导致回收盒爆裂,从而导致冲击回收样品失败。

3 结 论

通过 3 种不同初始孔隙率(10%、20% 和 35%)铌硅粉末混合物的冲击化学反应实验,对冲击回收产物物相、微观形貌表征分析及冲击产物热响应行为进行研究分析,发现不同孔隙率铌硅粉末混合物冲击反应的发生情况、产物特征及反应程度有所不同。低孔隙率(10%)样品几乎不发生反应;当孔隙

率提高至 20% 时, 铌硅粉末混合物发生不完全化学反应, 生成 NbSi_2 化合物; 当孔隙率增大到 35% 时, 相同冲击速度下铌硅粉末混合物发生完全反应, 并获得与初始配比一致的 Nb_5Si_3 化合物。实验结果证实, 适当增大铌硅粉末的初始孔隙率有利于发生冲击化学反应。

参考文献:

- [1] 乔良, 张先锋, 何勇. 颗粒金属材料冲击压缩细观数值模拟 [J]. 高压物理学报, 2013, 27(6): 863–871.
QIAO L, ZHANG X F, HE Y. Meso-scale numerical simulation of the shock compression of particle metal materials [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2013, 27(6): 863–871.
- [2] EAKINS D E, THADHANI N N. Shock compression of reactive powder mixtures [J]. International Materials Reviews, 2013, 54(4): 181–213.
- [3] 崔乃夫, 陈鹏万, 周强. 冲击引发 Ti-Si 活性粉体反应过程研究 [J]. 高压物理学报, 2017, 31(4): 478–485.
CUI N F, CHEN P W, ZHOU Q. Shock induced reaction process of Ti-Si reactive powder [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2017, 31(4): 478–485.
- [4] HERBOLD E B, THADHANI N N, JORDIN J L. Observation of a minimum reaction initiation threshold in ball-milled Ni+Al under high-rate mechanical loading [J]. Journal of Applied Physics, 2011, 109(6): 66108.
- [5] COOPER S R, BENSON D J, NESTERENKO V F. A numerical exploration of the role of void geometry on void collapse and hot spot formation in ductile materials [J]. International Journal of Plasticity, 2000, 16(5): 525–540.
- [6] SEIFERT M, SHEN Z, KRENKEL W. Nb(Si, C, N) composite materials densified by spark plasma sintering [J]. Journal of the European Ceramic Society, 2015, 35(12): 3319–3327.
- [7] WAN B, XIAO F, ZHANG Y. Theoretical study of structural characteristics, mechanical properties and electronic structure of metal (TM = V, Nb and Ta) silicides [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2016, 681: 412–420.
- [8] SCHIESINGER M E, GOKHALE A B, ABBASCHIAN R. The Nb-Si (Niobium-Silicon) system [J]. Journal of Phase Equilibria, 1993, 14(4): 502–509.
- [9] SHI S, ZHU L, JIA L. Ab-initio study of alloying effects on structure stability and mechanical properties of $\alpha\text{-Nb}_5\text{Si}_3$ [J]. Computational Materials Science, 2015, 108: 121–127.
- [10] VECCHIO K S, YU L H, MEYERS M A. Shock synthesis of silicides-I. experimentation and microstructural evolution [J]. Acta Metallurgica et Materialia, 1994, 42(3): 701–714.
- [11] MEYERS M A, BATSANOV S S, GAVRILKIN S M. Effect of shock pressure and plastic strain on chemical reactions in Nb-Si and Mo-Si systems [J]. Materials Science and Engineering A, 1995, 201(1/2): 150–158.
- [12] PRASAD A V S S, BASU S. Numerical modelling of shock-induced chemical reactions (SICR) in reactive powder mixtures using smoothed particle hydrodynamics (SPH) [J]. Modelling and Simulation in Materials Science and Engineering, 2015, 23: 1–23.
- [13] LING X Y, LIU F S, ZHANG M J. Shock synthesis of niobium silicide (Nb_5Si_3) via the flyer plate impact technique with high impact velocities [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2018, 740: 1032–1036.
- [14] QIN L, HU J, CUI C. Effect of Al content on reaction laser sintering of Ni-Al powder [J]. Journal of Alloys and Compounds, 2009, 473(1/2): 227–230.
- [15] 经福谦. 实验物态方程导引 [M]. 第 2 版. 北京: 科学出版社, 1999: 197–199, 204–207.
JING F Q. Introduction to experimental equation of state [M]. 2nd ed. Beijing: Science Press, 1999: 197–199, 204–207.
- [16] 尹昊. 碳基纳米材料的爆炸合成及其机理研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2014: 13–16.
YIN H. Study on the explosive synthesis and mechanism of carbon-based nanomaterials [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2014: 13–16.
- [17] 汤文辉, 张若棋. 物态方程理论及计算概论 [M]. 长沙: 国防科技大学出版社, 1999: 273–274.
TANG W H, ZHANG R Q. Introduction to the theory of state of matter equations and calculations [M]. Changsha: National Defense Science and Technology University Press, 1999: 273–274.
- [18] MA C L, KASAMA A, TANAKA H. Microstructures and mechanical properties of Nb/Nb-silicide in-situ composites synthesized by reactive of ball milled powders [J]. Materials Transactions, 2000, 40(3): 444–451.

- [19] QIAO L, ZHANG X F, HE Y. Multiscale modelling on the shock-induced chemical reactions of multifunctional energetic structural materials [J]. *Journal of Applied Physics*, 2013, 113: 173513.
- [20] AYYAR A, CHAWLA N. Microstructure-based modeling of the influence of particle spatial distribution and fracture on crack growth in particle-reinforced composites [J]. *Acta Materialia*, 2007, 55(18): 6064–6073.
- [21] 张先锋, 赵晓宁, 乔良. 反应金属冲击反应过程的理论分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(2): 145–151.
ZHANG X F, ZHAO X N, QIAO L. The theoretical analysis of metal shock reaction process [J]. *Explosion and Shock waves*, 2010, 30(2): 145–151.
- [22] BAER M R. Modeling heterogeneous energetic materials at the mesoscale [J]. *Thermochimica Acta*, 2002, 384(1): 351–367.
- [23] 陈俊祥, 耿华运. 多孔材料温压状态方程计算简要评述 [J]. *高压物理学报*, 2019, 33(3): 030111.
CHEN J X, GENG H Y. Review on evaluation of temperature-pressure equation of state of porous materials [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(3): 030111.
- [24] VREELAND T, MONTILLA K L, MUTZ A H. Shock wave initiation of the Ti_5Si_3 reaction in elemental powders [J]. *Journal of Applied Physics*, 1997, 82(6): 2840–2844.
- [25] VOGLER T J, LEE M Y, GRADY D E. Static and dynamic compaction of ceramic powders [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2007, 44(2): 636–658.

Influence of Initial Porosity on Shock Chemical Reaction of Nibium-Silicon Powder Mixture

LING Xuyu^{1,2}, LIU Fusheng¹, WANG Yigao¹

(1. *Institute of High Pressure and High Temperature Physics, Southwest Jiaotong University, Chengdu 610031, Sichuan, China;*

2. *Department of Applied Physics, College of Electrical and Information Engineering, Southwest University for Nationalities, Chengdu 610041, Sichuan, China*)

Abstract: By employing the two-stage light gas gun and flyer impact technology, the impact recovery experiments of niobium-silicon powder mixtures with different initial porosity at high impact intensity were achieved. The recycled products were characterized to investigate the effect of porosity on the impact chemical reaction of niobium-silicon powder at high impact strength. The results showed that the sample with low porosity (10%) was hardly reacted; When the porosity is 20%, the niobium-silicon powder experienced a partial chemical reaction to form a NbSi_2 compound; As the porosity was increased to 35%, a complete reaction has occurred to generate a Nb_5Si_3 intermetallic compound under the same impact strength (the flyer velocity about 2.35 km/s). Such results have shown that the complete reaction in the powder reactant of high-porosity powder mixture is mainly due to the high temperature generated by the pore collapse.

Keywords: niobium-silicon powder mixtures; high impact velocity; shock recovery; porosity; shock reaction

DOI: 10.11858/gywlxb.20190849

外界条件对中空结构物内爆冲击波的影响

孟令存^{1,2}, 闫明¹, 杜志鹏², 张磊²

(1. 沈阳工业大学机械工程学院, 辽宁 沈阳 110870;

2. 海军研究院, 北京 100161)

摘要: 在深水中工作的中空结构物承受巨大的静水压, 突然被压溃时会发生内爆, 产生冲击波, 对周围结构造成损伤。针对内爆冲击波受静水压力、真空体积影响机理不清的问题, 开展了光电倍增管水下内爆试验, 验证了 ABAQUS 中 CEL 耦合计算方法满足光电倍增管内爆模拟精度的要求, 并通过数值模拟分析了外界静水压、中空结构物的真空体积对内爆冲击波的影响规律。结果表明: 随着静水压、真空体积的增加, 冲击波压力峰值呈线性增加, 且距离内爆中心越远, 冲击波峰值增加越缓慢; 冲击波脉宽随静水压力的增加基本保持不变, 随真空半径的增加缓慢降低。

关键词: 水下内爆; 光电倍增管; 内爆机理; 内爆仿真; 内爆冲击波

中图分类号: O381; U663.85

文献标识码: A

中空结构物在深水环境下工作时, 表面将会承受高静水压力, 当中空结构物突然被压溃, 高压水流向压溃中心汇聚相撞, 形成内爆 (Implosion)^[1-2], 产生内爆冲击波, 对周围物体造成破坏。2014 年美国深海科研潜艇在深海工作时, 中空结构的外部工作设备在静水压下被压溃引发内爆, 对潜艇壳体造成损伤, 使其“遇难”。在中微子探测领域^[3-4], 由玻璃制成的具有中空结构的光电倍增管 (Photomultiplier tube, PMT) 是中微子探测的核心部件, 工作在深水环境时容易发生内爆。2001 年, 日本“超级神冈”中微子试验站发生 PMT 连锁爆炸事故, 炸毁近 8 000 个 PMT, 直接经济损失达 3 000 万美元^[5]。除此之外, 其他水下工作设备如管道、照明灯、摄像机等都有可能发生内爆, 因此内爆机理研究具有重要意义。

国内外学者针对水下内爆问题开展了诸多研究。美国海军作战中心 (NSWC)^[6] 在装有水的压力罐中进行了圆柱壳的水下内爆实验, 得到了铝制圆柱壳的内爆冲击波压力曲线, 并结合仿真研究了圆柱壳的内爆冲击波压力曲线的主要特征; Diwan 等^[7] 在压力罐中对 PMT 进行了 2 次水下内爆试验, 得到了 PMT 内爆发生过程及内爆冲击波压力曲线, 并利用任意拉格朗日欧拉 (ALE) 方法对 PMT 内爆进行了仿真, 得到的仿真结果与试验结果吻合较好; 杜志鹏等^[8] 将水下爆炸气泡动力学与水下内爆相结合, 基于能量守恒关系, 推导出不可压缩流体中球形容器内爆理论模型; 黄治新等^[9] 根据应力波原理, 提出了利用大型压力罐进行内爆试验的方法, 并通过此方法测得了 PMT 内爆冲击波。

上述研究主要针对特定结构的圆柱壳、PMT 进行试验和数值模拟研究, 没有考虑静水压、真空体积对中空结构物内爆的影响。本研究拟开展 PMT 水下内爆试验, 以验证 ABAQUS 软件 CEL 耦合计算方法模拟水下内爆的准确性, 并通过有限元模拟方式探究外界静水压力、真空体积对内爆冲击波的影响规律, 为深入分析中空结构物的水下内爆提供参考。

* 收稿日期: 2019-10-24; 修回日期: 2019-11-09

基金项目: 国家自然科学基金 (10672181)

作者简介: 孟令存 (1994—), 男, 硕士研究生, 主要从事光电倍增管内爆研究。

E-mail: 1605733924@qq.com

通信作者: 闫明 (1978—), 男, 博士, 教授, 主要从事设备抗冲击研究。

E-mail: yanming7802@163.com

1 PMT 内爆试验与数值模拟

1.1 PMT 水下内爆试验

PMT 实物见图1,其形状如灯泡,总高度0.700 m,头部球体直径0.508 m,尾部圆柱直径0.100 m;其外壳材料为玻璃,厚度为5 mm,内部真空度为 10^{-4} Pa。PMT 水下内爆试验装置为直径3 m、长度5 m、壁厚30 mm的圆柱形钢制压力罐,其示意图见图2。压力罐侧面设有透明视窗,用于照明并放置高速摄影设备,可清晰地记录内爆全过程;压力罐内部设有工作平台,工作平台上放置液压式挤压装置,用于安装和引爆 PMT。受试验装置尺寸限制,将压力罐装入水时,无法模拟 PMT 在50 m水深的工作环境,为此利用外置空压机对压力罐内施加0.5 MPa压力进行模拟。通常情况下,采用水中压力值代表冲击波压力,故在试验过程中主要测量水中压力值。试验前,压力罐内共布置4个PCB 动水压传感器,测点 F_1 位于PMT正上方,距PMT中心0.41 m;测点 F_2 位于PMT赤道平面靠近压力罐入口处,距PMT中心0.55 m;测点 F_3 、测点 F_4 位于PMT赤道平面远离压力罐入口处,分别距PMT中心0.55和1.35 m。试验时,液压装置挤压PMT发生内爆,试验成功测得PMT水下内爆过程和压力数据。

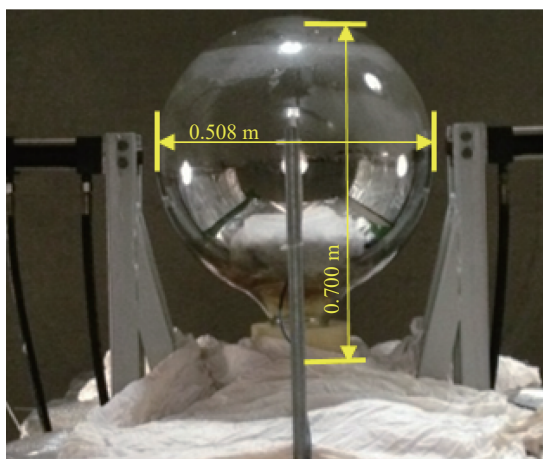


图1 PMT 实物

Fig. 1 Picture of actual PMT

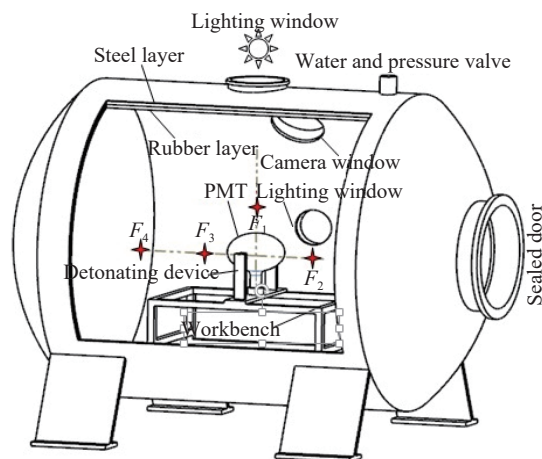


图2 压力罐示意图

Fig. 2 Schematic of the pressure tank

1.2 水下内爆试验结果分析

完成PMT内爆试验后,根据高速摄影所记录的影像,对内爆过程进行详细分析。将PMT水下内爆发生时间点记为零时刻($t=0$ ms),图3为PMT发生内爆典型特征时刻的图像。可以看出,PMT内爆过程可分为4个典型阶段:(1)挤压阶段($-16.00\sim-14.00$ ms),挤压装置挤压PMT使玻璃外壳产生微小变形,挤压装置附近玻璃外壳亮点缩小;(2)裂纹传播阶段($-14.00\sim-8.00$ ms),PMT玻璃外壳在 -12.33 ms产生初始裂纹, -8.00 ms裂纹迅速传播至整个球面;(3)整体压溃阶段($-8.00\sim0$ ms),PMT玻璃外壳在0 ms完全被压溃,碎片迅速向中心运动,各方向水流发生碰撞,产生内爆冲击波;(4)冲击波传播阶段(0 ms以后),玻璃碎片迅速向外飞散,冲击波以近似声速向外传播,图像出现黑色斑点,这是因为冲击波到达罐壁时发生反射,反射波与入射波发生叠加产生了空化气泡。上述阶段划分充分展现了PMT水下内爆发生过程及内爆冲击波的产生过程,对水下内爆数值模拟具有一定的指导意义。

1.3 PMT 水下内爆数值模拟

基于PMT水下内爆的试验结果,对PMT水下内爆进行数值模拟。由试验结果可知,在PMT内爆过程中,从裂纹产生到内爆发生共经历了14 ms,具有瞬时性;此外,考虑到PMT所处的环境,在内爆发生过程中还会存在流体与玻璃之间的耦合作用。根据上述分析,可利用有限元软件ABAQUS中的CEL算法对PMT水下内爆进行数值模拟。

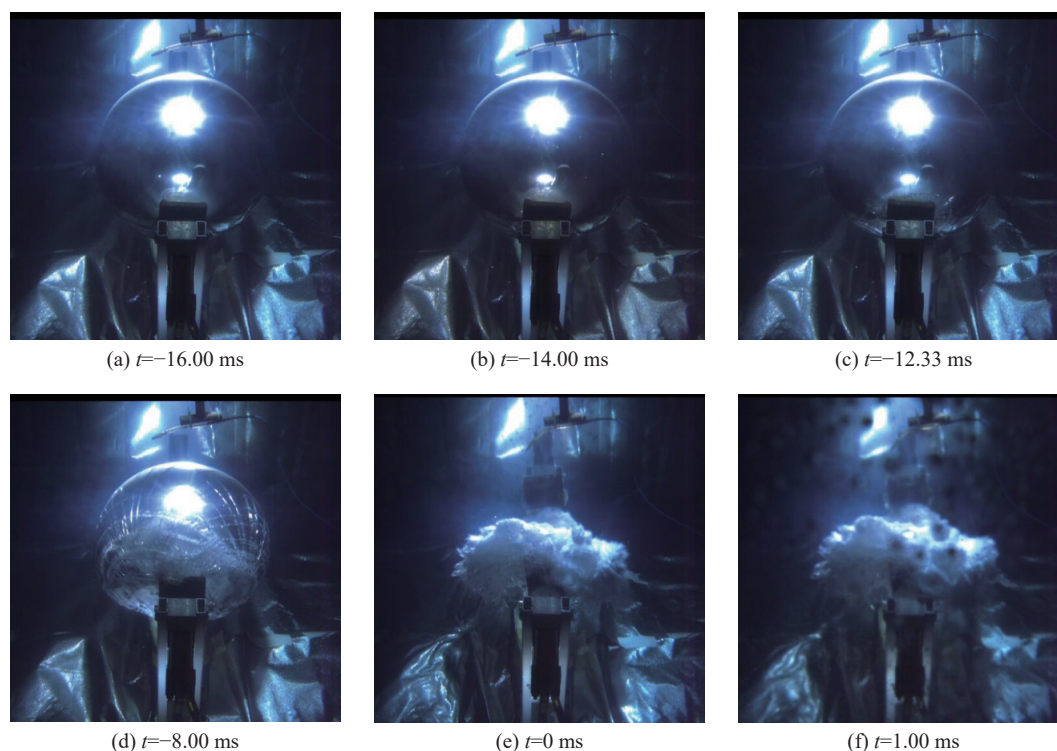


图 3 PMT 内爆过程

Fig. 3 Implosion process of PMT

图 4 为 PMT 内爆有限元模型中部截面图, 整个球体水域采用欧拉单元(EC3D8R), 中间网格密度大, 外部网格密度小, 以减小计算时间。红色部分的欧拉单元赋予水材料属性, 水采用 Grüneisen 状态方程描述, 密度为 1.0 g/cm^3 , 波速为 1480 m/s , 黏度为 $1 \times 10^{-3} \text{ Pa}\cdot\text{s}$, 在水域中利用初始应力场施加 0.5 MPa 的初始静压力, 且在水域外边界设置冲击波无反射、流体自由流入和流出的边界条件, 以模拟无限水域。蓝色部分的欧拉网格赋予真空材料属性。红色部分与蓝色部分交界处为 PMT 玻璃外壳, 采用六面体拉格朗日单元(C3D8R), 材料参数如下: 密度为 2230 kg/m^3 , 弹性模量为 2.77 GPa , 泊松比为 0.376 , 断裂极限为 40 MPa , 玻璃失效位移为 $0.1 \mu\text{m}$ 。在模型中输出与试验相同测点的压力值, 用于后期数据的相互验证及对比分析。数值模拟开始时, 对 PMT 外表面局部区域施加瞬时压力, 以模拟液压装置对 PMT 的挤压, 使得 PMT 破碎, 从而发生水下内爆。

欧拉网格具有与材料完全隔离的特性, 根据网格内材料的占比不同, 会呈现不同的网格颜色。当网格呈红色时, 欧拉网格中水的占比为 100% , 即水填满整个网格; 当网格呈蓝色时, 水的占比为零, 即没有水填充到网格。图 5 为数值模拟得到的流场运动过程。当 PMT 受到挤压时, 局部发生破碎, 水流从挤压位置涌入 PMT 内, 导致 PMT 的玻璃外壳全部压溃, 各方向水流迅速向 PMT 中心处汇聚并发生碰撞, 产生冲击波。整个 PMT 内爆过程共经历 13.6 ms , 与高速摄像拍摄的内爆过程及发生内爆的时间相近, 说明采用 CEL 耦合计算方法能够准确地模拟 PMT 发生内爆时水域流场变化过程。

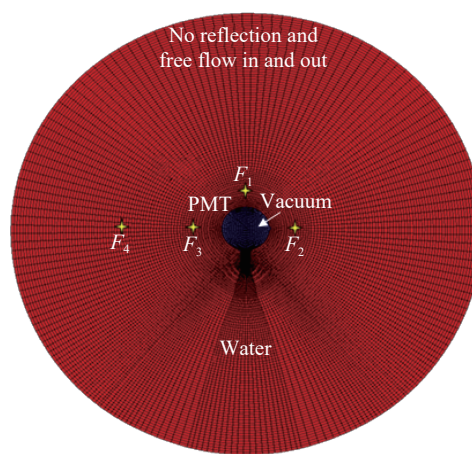


图 4 PMT 内爆仿真模型

Fig. 4 Implosion simulation model of PMT

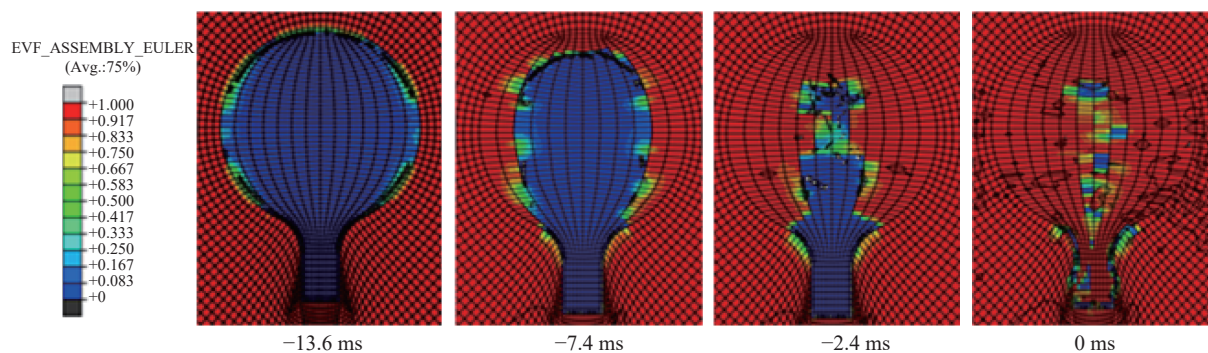


图 5 水域流场变化过程

Fig. 5 Change process of flow field in the water

1.4 试验与数值模拟结果对比分析

为进一步验证 PMT 内爆数值模拟方法的正确性,对数值模拟和试验的压力测点数据进行对比分析。由于试验中使用的是动压传感器,无法测出水中的初始静压力,所以将试验中的压力值均增加 0.5 MPa,以模拟所受的静水压作用。进一步调整试验压力值的起始位置,使试验与数值模拟压力峰值相对应。图 6 为各测点的内爆冲击波压力对比曲线,可以看出:无论是试验还是数值模拟,内爆冲击波压力峰值均较高,脉宽较小。数值模拟的压力曲线在零时刻附近出现振荡,这是由数值模拟过程中测点处的能量平衡引起的。在未达到压力峰值的曲线段,数值模拟与试验中均出现微弱压力降,这是由 PMT 玻璃外壳完全破碎后水流内涌存在速度势导致的。达到压力峰值后,数值模拟曲线快速恢复到平

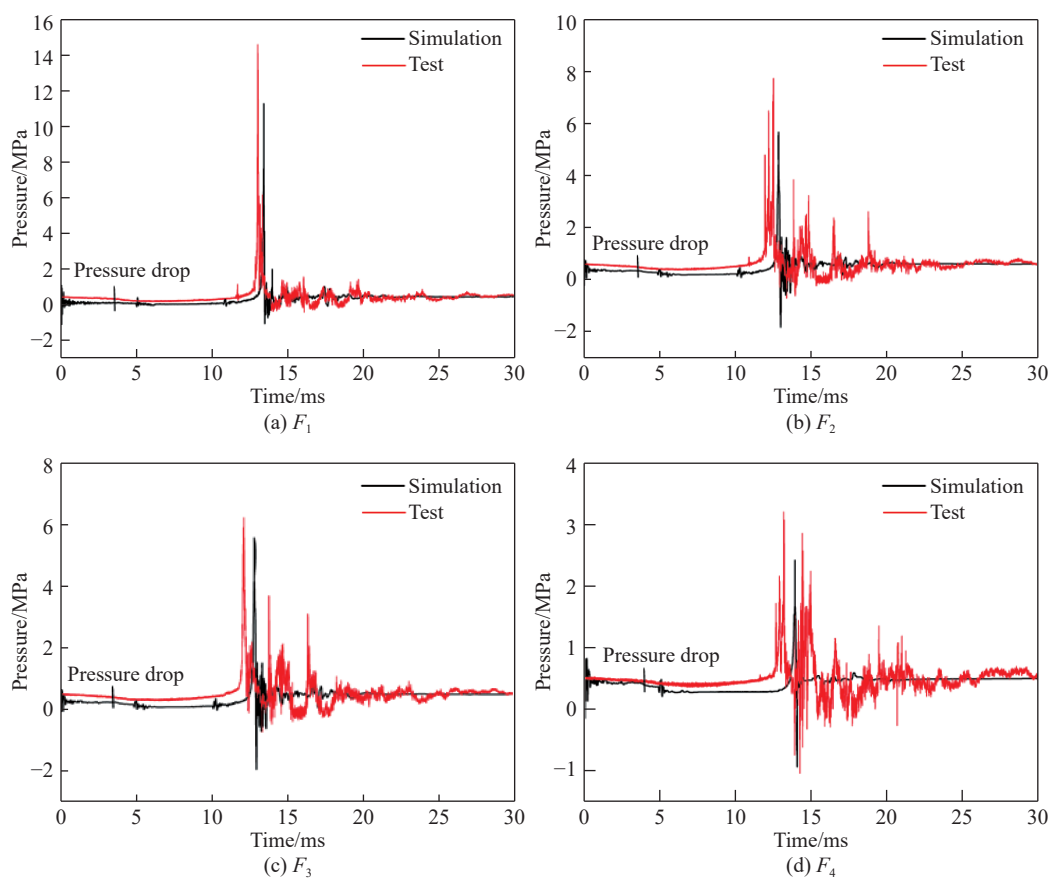


图 6 内爆压力对比曲线

Fig. 6 Comparison curves of implosion pressure

衡位置,而试验曲线出现振荡式衰减,这是由于数值模拟中设置了无反射边界的水域条件,而试验中由于压力罐尺寸的限制,罐壁对冲击波具有一定的反射作用。总体而言,数值模拟得到的内爆冲击波脉宽、峰值与试验结果吻合较好。

进一步对试验与数值模拟得到的压力峰值进行对比,结果列于表 1。各测点峰值中,模拟峰值普遍小于试验峰值,这是由于数值模拟中玻璃材料本构方程与实际存在差异,致使玻璃的破碎速率不同,从而对内爆冲击波压力峰值产生一定的影响;此外,模拟时模型网格大小对结果精度也有一定的影响,使得冲击波压力峰值降低,但整体平均误差为 20.8%,满足实际工程需求。选取内爆试验压力测点 F_1 的压力数据进行积分,得到比冲量峰值为 2 700 Pa·s,该能量相当于 50 g 标准 TNT 炸药按 Geers & Hunter 水下爆炸理论公式计算所得的能量。

表 1 试验和模拟得到的冲击波压力峰值对比

Table 1 Comparison of tested and simulated shock wave pressure peaks

Measuring point	Pressure peak/MPa		Error/%
	Test	Simulation	
F_1	14.63	11.28	22.90
F_2	7.68	5.53	27.90
F_3	6.18	5.53	10.51
F_4	3.19	2.49	21.90

2 内爆冲击波影响因素分析

在 PMT 水下内爆数值模拟方法正确建立的基础上,利用数值模拟对内爆冲击波的影响因素进行研究。为了方便建模,采用体积等效的方式将 PMT 等效为直径 0.5 m 的真空球体。

2.1 静水压力的影响

水下内爆发生时 PMT 玻璃外壳瞬间破碎,水流急速碰撞产生冲击波。为了简化计算,仅建立水域及真空球体区域模型。图 7 为建立的有限元简化模型。外部水域直径为 5 m,内部真空球体直径为 0.5 m;共设置 5 个压力测点,编号为 $S_1 \sim S_5$,分别距球心 0.25、0.35、0.45、0.55、0.65 m;简化模型的材料本构、边界条件、载荷等计算参数保持不变;根据 PMT 的实际工作环境,共设置了静水压分别为 0.3、0.4、0.5、0.6 及 0.7 MPa 的 5 种内爆工况进行数值模拟。

图 8 显示了 0.5 MPa 静水压作用下水域流场的变化过程。可以看出:计算开始时,水流迅速向中心流动,初始阶段,水流速度由零开始进行加速,水流总体运动较慢;随着时间的延长,水流获得了较大的运动速度,向中心加快运动,经历 10.25 ms 后,水流发生碰撞产生内爆冲击波。

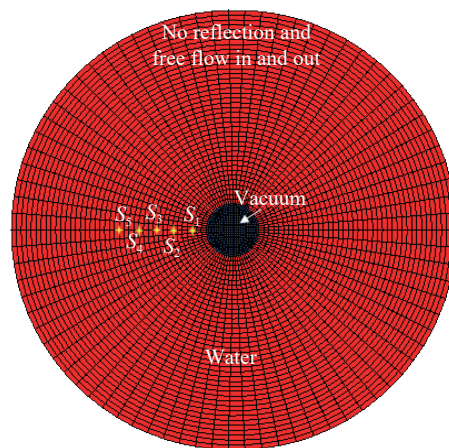


图 7 内爆简化模型

Fig. 7 Simplified model of implosion

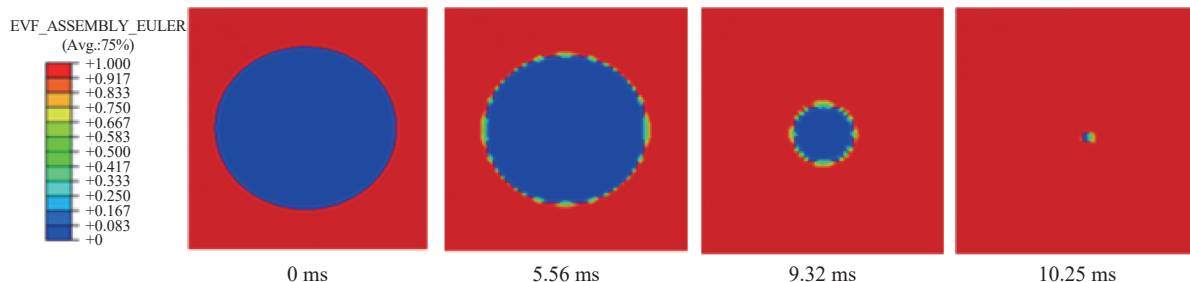


图 8 内爆水流涌入过程

Fig. 8 Water influx of implosion

进一步对测点的压力情况进行分析,图9为真空球体在5种工况下,水流高速碰撞产生冲击波,各测点的冲击波压力时程曲线。可以看出:各工况下压力曲线的变化趋势大致相同,首先在短时间内达到内爆冲击波峰值,随后压力值出现了不同程度的振荡,最后均稳定为零压力,且各测点的振荡形式相似;同一静水压下,随着测点距离的增大,内爆冲击波压力峰值显著减小。比较各工况下同一测点测得的冲击波压力峰值对应的时间可知,随着静水压力的增加,内爆发生的时刻提前。

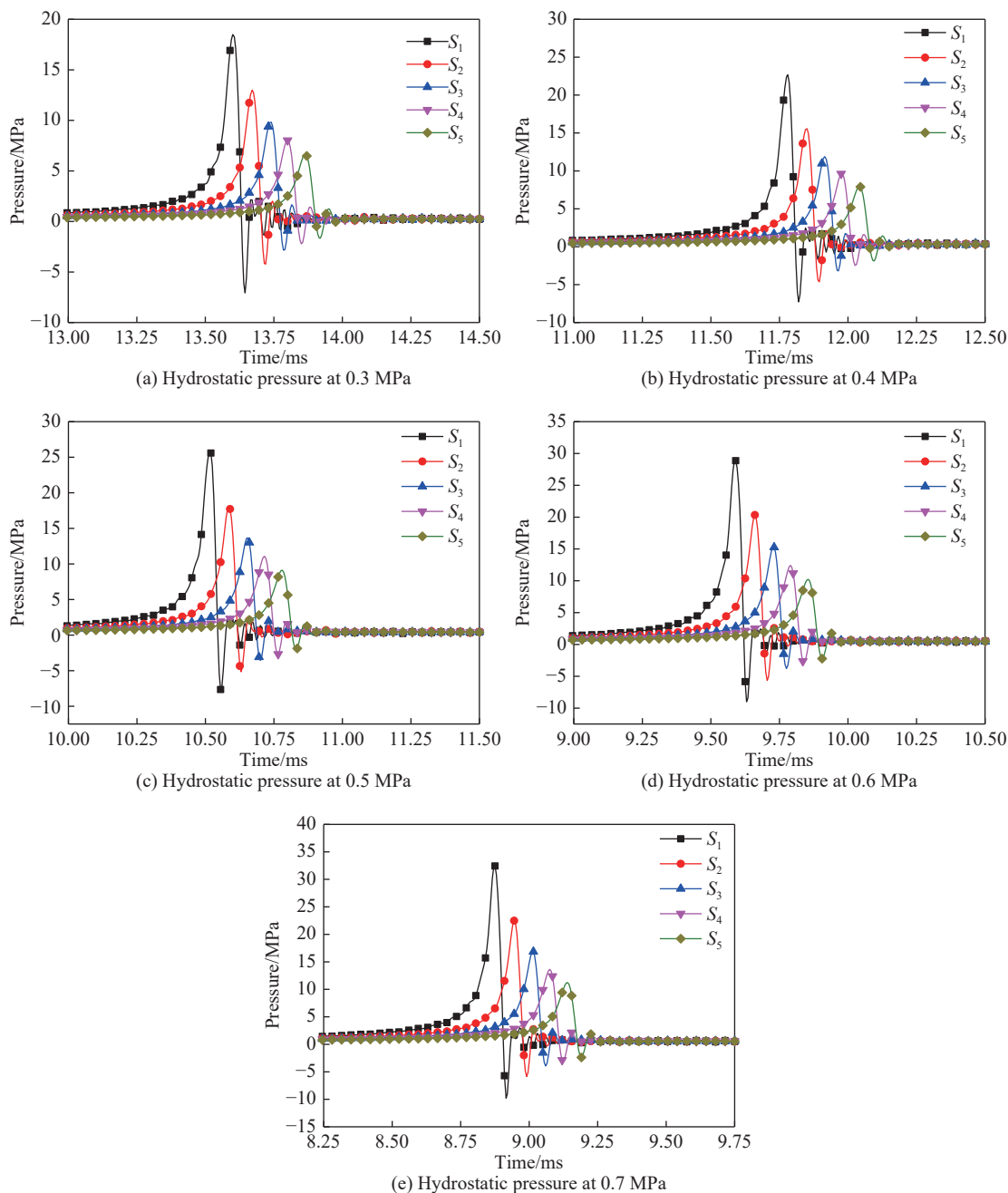


图9 压力时程曲线

Fig. 9 Curves of pressure varied with time

对图9中的冲击波压力峰值进行分析,以测点距离为横坐标,各测点冲击波压力峰值为纵坐标,绘制出各静水压下冲击波压力峰值随测点距离的变化规律,如图10(a)所示。分析发现,同一静水压下,冲击波压力峰值 p_m 随测点距离 x 的变化规律可用指数函数 $p_m = ax^b$ 进行拟合,拟合结果如表2所示。冲击波峰值衰减指数 b 在 $-1.067 \sim -1.107$ 范围,同比炸药的水下爆炸冲击波传播衰减指数(1.18)偏小。

以冲击波压力峰值的 10% 对应的两个时刻之间的差值定义为内爆冲击波脉宽, 选取 0.3 MPa 静水压下各测点脉宽进行讨论, 脉宽随测点距离变化曲线如图 10(b) 所示, 脉宽随距离的增大缓慢增大。

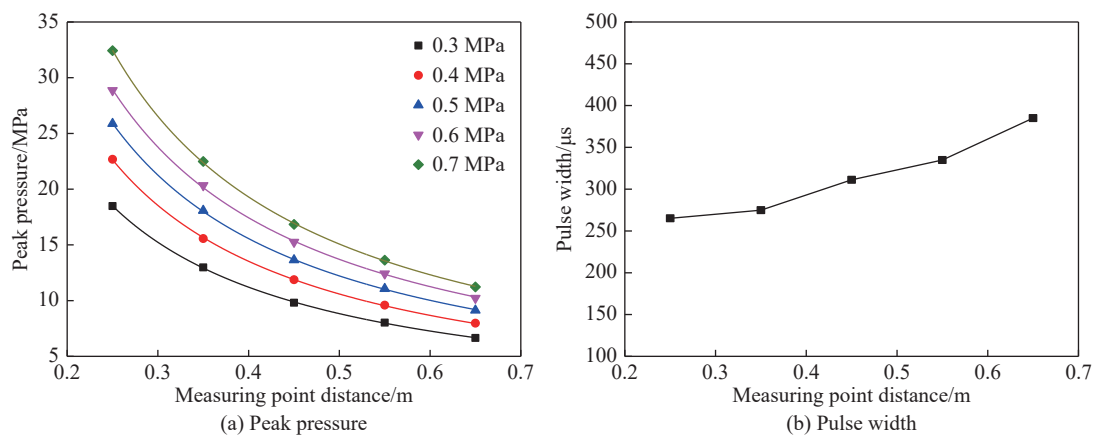


图 10 冲击波压力峰值和脉宽随测点距离变化曲线

Fig. 10 Curves of shock wave peak and pulse width with measuring point distance

为准确分析静水压对内爆冲击波的影响规律, 以静水压为横坐标, 测点的冲击波压力峰值为纵坐标, 对图 9 中各工况下不同测点冲击波压力峰值重新进行统计, 如图 11(a) 所示。可以看出, 对于同一测点, 冲击波峰值压力 p_m 随外界静水压力 p_h 呈线性增长趋势, 可用函数 $p_m = cp_h + d$ 对其进行线性拟合, 所得拟合系数值如表 3 所示, 斜率 c 随测点距离的增大而减小, 即距离内爆中心越远, 冲击波压力峰值变化越平缓。选取各静水压下 0.25 m 处测点脉宽进行讨论, 脉宽随静水压变化曲线如图 11(b) 所示, 脉宽随静水压力的增加基本保持不变。

表 2 拟合系数值

Table 2 Fitting coefficient values

Hydrostatic pressure/MPa	a	b
0.3	4.216	-1.067
0.4	4.957	-1.096
0.5	5.761	-1.084
0.6	6.488	-1.079
0.7	7.001	-1.107

表 3 拟合系数值

Table 3 Fitting coefficient values

Measuring point distance/m	c	d
0.25	34.075	8.631
0.35	23.771	6.004
0.45	17.434	4.770
0.55	14.026	3.932
0.65	11.409	3.338

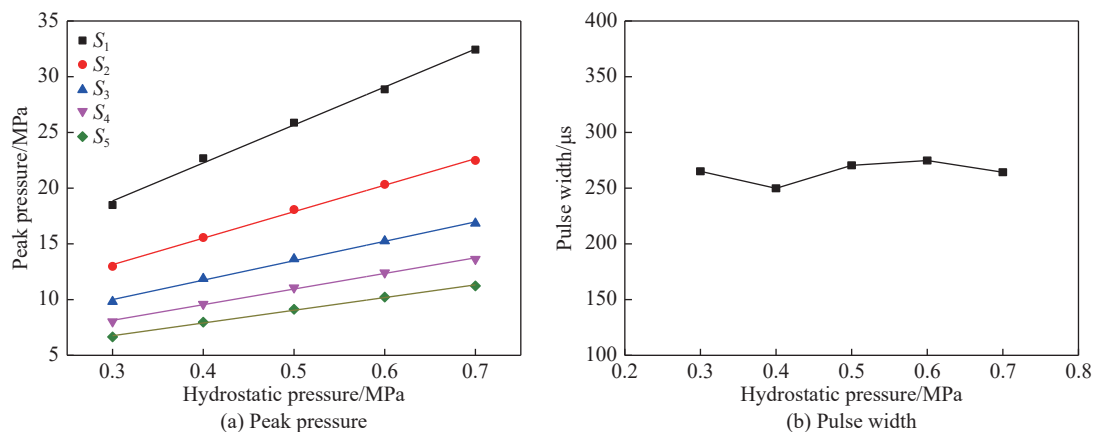


图 11 冲击波压力峰值和脉宽随静水压变化曲线

Fig. 11 Curves of shock wave peak and pulse width with hydrostatic pressure

2.2 真空体积的影响

将静水压设为 0.5 MPa, 选取与 2.1 节相同的压力测点, 真空球体半径依次修改为 0.15、0.20、0.25、0.30 及 0.35 m, 进行 5 种工况下的内爆数值模拟, 研究真空体积对内爆冲击波压力峰值的影响规律。

图 12 为不同工况各测点的内爆冲击波压力曲线。从图 12 可以看出: 真空球体半径越大, 内爆发生的时刻延后, 冲击波峰值越大。

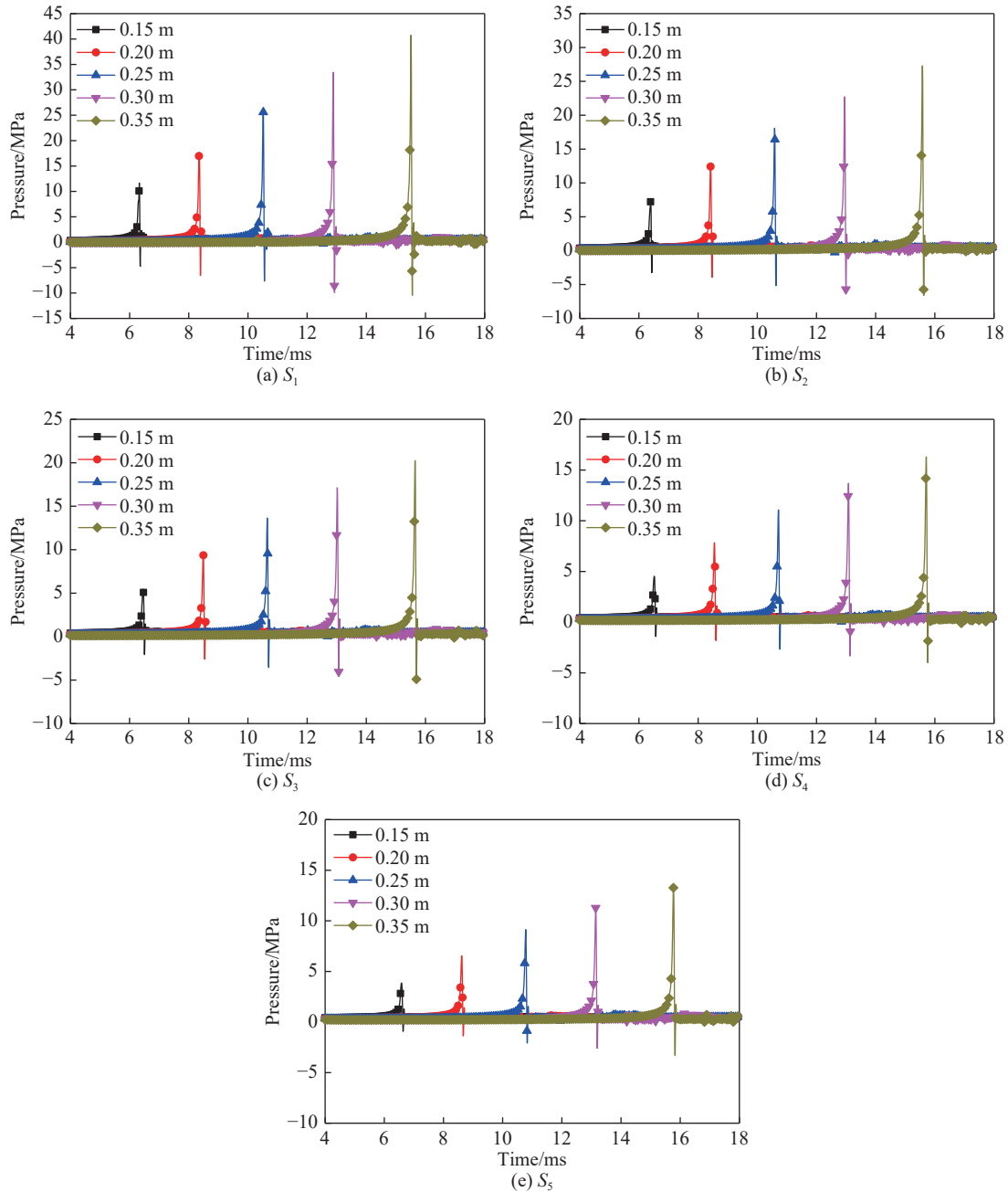


图 12 不同真空球体半径的冲击波压力时域曲线

Fig. 12 Curves of shock wave pressure with time under different vacuum sphere radii

对图 12 中的冲击波压力峰值数据进行统计, 以真空球体半径为横坐标, 冲击波压力峰值为纵坐标, 绘制图像如图 13(a) 所示。

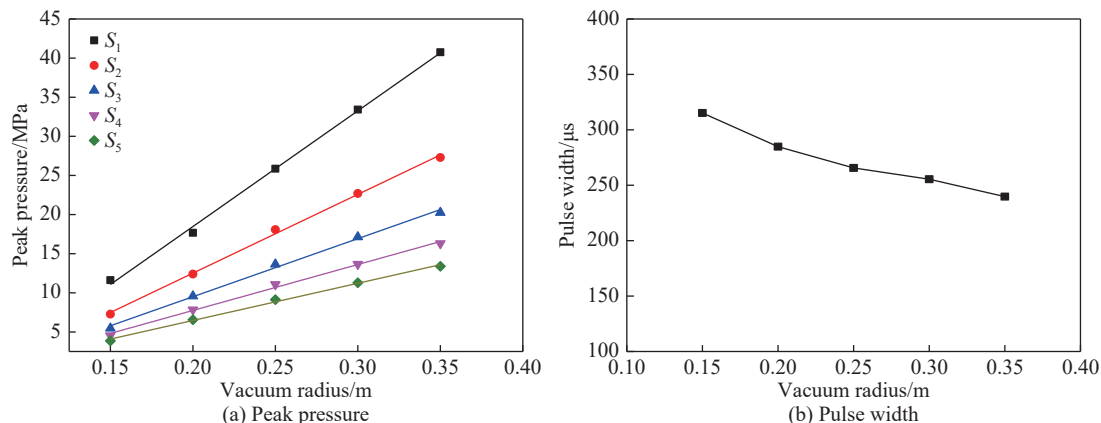


图 13 冲击波压力峰值和脉宽随真空半径变化曲线

Fig. 13 Curves of shock wave peak and pulse width with vacuum radius

从图 13(a) 可以看出, 冲击波压力峰值 p_m 随真空球体半径 r 呈线性变化。利用 $p_m = mr + n$ 进行线性拟合, 拟合系数值列于表 4。分析可得, 当距内爆中心位置一定时, 冲击波压力峰值随真空体积的增大呈线性增大, 且距离内爆中心越近的位置增长越快。选取各工况下 0.25 m 处测点进行脉宽讨论, 脉宽随真空半径变化曲线如图 13(b) 所示, 脉宽随真空半径的增大缓慢降低。

表 4 拟合系数值

Table 4 Fitting coefficient values

Measuring point distance/m	m	n
0.25	147.97	-11.125
0.35	100.68	-7.623
0.45	74.26	-5.351
0.55	58.72	-3.998
0.65	47.55	-3.045

3 结 论

(1) 对比 PMT 内爆试验与数值模拟结果可知, ABAQUS 的 CEL 数值模拟方法在模拟水下内爆发生过程、水域流场变化过程、冲击波压力峰值和脉宽等方面具有较高的模拟精度, 能够准确、全面地模拟 PMT 内爆的物理过程。

(2) 通过对不同静水压力下的内爆进行数值模拟, 得到了静水压力对内爆的影响规律: 内爆发生的时刻随静水压力的增加而提前; 内爆产生的冲击波压力峰值随测点距离增大呈指数衰减, 且衰减系数比水下炸药爆炸冲击波衰减系数小; 同一位置的内爆冲击波压力峰值随静水压力增加呈线性增长趋势, 且距离内爆中心越远, 冲击波压力峰值增长越缓慢; 冲击波脉宽随静水压力的增加基本保持不变。

(3) 通过对不同真空体积的内爆进行模拟, 得到了真空体积对内爆的影响规律: 内爆发生时刻随着真空体积的增大而延后; 同一位置的内爆冲击波峰值随真空球体体积的增大呈线性增长, 且距离内爆中心越近, 冲击波峰值变化越快; 冲击波脉宽随真空半径的增大缓慢降低。

参考文献:

- [1] HARBEN P E, BORO C. Implosion source development and diego garcia reflections [C]//23rd Seismic Research Review Worldwide Monitoring of Nuclear Explosions. Jackson Hole, WY, 2001: 21-23.
- [2] TACEY R K. Implosion research [J]. Sea Frame, 2008, 4(1): 13-15.
- [3] LING J J, MARY B, MILIND D. Implosion chain reaction mitigation in underwater assemblies of photomultiplier tubes [J]. Nuclear Instruments and Methods in Physics Research, 2013, 729: 491-499.
- [4] 曹俊. 大亚湾与江门中微子试验 [J]. 中国科学(物理学 力学 天文学), 2014, 44(10): 1025-1040.
CAO J. Daya bay and Jiangmen underground neutrino observatory (JUNO) neutrino experiments [J]. Scientia Sinica Physica, Mechanica & Astronomica, 2014, 44(10): 1025-1040.

- [5] 吉村太彦. 超级神冈事故原因究明等委员会报告 [R]. 日本: 宇宙科学研究所, 2002.
YOSHIMURA M. Report on the Super-Kamiokande accident [R]. Japan: Institute of Space and Astronautical Science, 2002.
- [6] NAVAL U W C. Underwater implosion of cylindrical metal tubes [J]. Journal of Applied Mechanics, 2013, 80: 1–11.
- [7] DIWAN M, DOLPH J, LING J J, et al. Underwater implosions of large format photo-multiplier tubes [J]. Nuclear Instruments and Methods in Physics Research Section A: Accelerators, Spectrometers, Detectors and Associated Equipment, 2012, 670: 61–67.
- [8] 杜志鹏, 杜俭业, 李营, 等. 不可压缩流体中球型容器内爆理论模型研究 [J]. 兵工学报, 2015, 36(Suppl 1): 92–96.
DU Z P, DU J Y, LI Y, et al. An implosion theory for the spherical hollow vessel in the incompressible fluid [J]. Acta Armamentarii, 2015, 36(Suppl 1): 92–96.
- [9] 黄治新, 喻敏, 杜志鹏, 等. 水下中空结构物内爆试验方法研究 [J]. 振动与冲击, 2017, 36(3): 27–31.
HUANG Z X, YU M, DU Z P, et al. Implosion test method for underwater hollow structures [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(3): 27–31.

Influence of External Conditions on Implosion Shock Wave of Hollow Structure

MENG Lingcun^{1,2}, YAN Ming¹, DU Zhipeng², ZHANG Lei²

(1. School of Mechanical Engineering, Shenyang University of Technology, Shenyang 110870, Liaoning, China;

2. Naval Research Academy, Beijing 100161, China)

Abstract: The hollow structure working in deep water is subjected to huge hydrostatic pressure. When it is suddenly crushed, it will explode and generate shock waves, and cause damages to the surrounding structure. Aiming at the problem that the implosion shock wave is affected unclearly by hydrostatic pressure and vacuum volume, the underwater implosion test of photomultiplier tube (PMT) was carried out. It was verified that the CEL coupling calculation method in ABAQUS satisfies the requirements of PMT implosion simulation accuracy, and then the effects of external hydrostatic pressure and vacuum volume of hollow structures on implosion shock waves were analyzed by simulation. The results show that with the increase of hydrostatic pressure and vacuum volume, the peak value of the shock wave increases linearly, and the farther away from the implosion center, the slower the increase of peak value of the shock wave. The pulse width of the shock wave remains basically unchanged with the increase of hydrostatic pressure, and decreases slowly with the increase of vacuum radius.

Keywords: underwater implosion; photomultiplier tube; mechanism of implosion; simulation of implosion; shock wave of implosion

聚脲涂覆钢复合结构的抗爆效应

王琪¹, 贾子健², 赵鹏铎¹, 王志军³, 张鹏^{1,3}, 徐豫新^{4,5,6}

(1. 海军研究院, 北京 100161;

2. 瞬态冲击技术重点实验室, 北京 102202;

3. 中北大学机电工程学院, 山西 太原 030051;

4. 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;

5. 北京理工大学重庆创新中心, 重庆 401120;

6. 北京理工大学高能量密度材料教育部重点实验室, 北京 100081)

摘要: 为研究不同涂覆方式下聚脲涂覆钢复合结构的抗爆性能及聚脲涂层的吸能机理。针对等面密度、等钢板厚度的无涂覆、迎爆面涂覆和背爆面涂覆3种结构, 分别开展抗40和60 g TNT爆炸加载试验。通过对比复合结构破坏模式, 分析聚脲涂层对复合结构抗爆性能的影响以及聚脲涂层防护机理。研究表明: 等面密度条件下, 迎爆面涂覆聚脲涂层不能提高复合结构的抗爆性能; 等钢板厚度条件下, 聚脲涂层可以提高复合结构的抗爆性能, 且背爆面涂覆效果最佳; 聚脲涂覆钢板复合结构的抗爆性能与聚脲涂层的本构弥散、界面弥散以及热软化效应等相关。

关键词: 聚脲涂层; 切线模量; 递减硬化; 软化效应

中图分类号: O389

文献标识码: A

在军事工程领域, 战斗部爆炸产生的冲击波及破片等毁伤元严重影响舰船等结构体的使用寿命, 提高结构体的防护能力已成为当前研究的热点。聚脲材料具有质量轻、断裂伸长率高且能够充分吸收爆炸冲击波能量等特点, 不仅可以较好地抵御破片侵入, 而且可以在一定程度上缓冲吸收爆炸冲击波^[1]。美国海军研究发现, 军用车底盘喷涂聚脲涂层之后, 可以在很大程度上减少地雷等爆炸物对车辆底盘及人员的毁伤^[2]。王殿玺等^[3]研究了爆心距、炸药质量、涂层厚度等对钢板变形的影响规律, 发现钢板中心最大位移随爆心距的增加近似呈指数递减趋势; 当改变炸药质量时, 钢板中心最大位移随炸药质量的增加近似呈线性递增趋势; 当改变聚脲涂层厚度时, 钢板中心最大位移随涂层厚度的增加近似呈线性递减趋势。高照等^[4]利用球形弹丸对涂覆聚脲涂层的钢板结构进行了弹道冲击试验, 研究了复合结构的抗侵彻性能, 发现前面涂覆聚脲涂层可以提高复合结构的弹道极限, 背面涂覆聚脲涂层可形成质量块吸能。甘云丹等^[5]通过数值模拟方法研究了涂覆聚脲涂层后的复合结构在水下爆炸载荷加载下的抗爆能力, 发现涂覆聚脲的钢板复合结构的抗爆能力提升约20%。Amini等^[6]通过分析单位厚度的破坏能量后得出, 在钢板背面涂覆聚脲时可以较明显地提高钢板的抗爆性能。Rotariu等^[7]、Wang等^[8]也研究发现, 聚脲材料能够显著提高钢板复合结构的防护性能, 证明该材料在防护领域具有潜在的应用价值。王小伟等^[9]研究了聚脲弹性体夹层结构在爆炸载荷下的动态响应, 在厚度及质量分别保持一定的条件下, 给出了该复合夹层结构中钢板厚度与聚脲层厚度的最佳比值。

目前国内外对聚脲防护性能的研究主要集中在防护效果上, 对聚脲涂层提高结构体防护作用机理

* 收稿日期: 2020-04-11; 修回日期: 2020-05-02

基金项目: 国家自然科学基金(11302259, 11402027)

作者简介: 王琪(1987—), 女, 博士, 工程师, 主要从事舰船爆炸毁伤和防护技术研究。

E-mail: 406024194@qq.com

通信作者: 贾子健(1992—), 男, 硕士, 工程师, 主要从事终点杀伤技术和防护技术研究。

E-mail: zjjr116@163.com

研究尚少。本研究针对涂覆聚脲涂层的钢板复合结构,按照外爆载荷加载单板结构的思路开展试验,通过对比爆炸载荷作用下复合结构的变形失效情况,并结合涂层的微观分析,探究聚脲涂层提高复合结构抗爆性能的作用机理。

1 试验概况

1.1 试验材料

采用定量 TNT 药柱对等面密度、等钢板厚度两组靶板结构进行爆炸载荷加载。Q235 钢板为聚脲涂覆的底材,其尺寸为 $400\text{ mm} \times 400\text{ mm} \times H$, H 为钢板厚度,分别为 1.2、1.5 和 2.0 mm,边界通过螺栓进行约束,约束后钢板的实际受载面积为 $250\text{ mm} \times 250\text{ mm}$,具体尺寸及实物如图 1 和图 2 所示。在喷涂聚脲涂层之前,需对 Q235 钢板进行清洁喷砂处理,并喷涂专用底漆以增大防护涂层和钢板之间的附着力^[10]。试验中所采用聚脲材料的密度为 1.02 g/cm^3 ,抗拉强度为 35 MPa,撕裂强度为 135 kN/m,断裂伸长率为 300%。

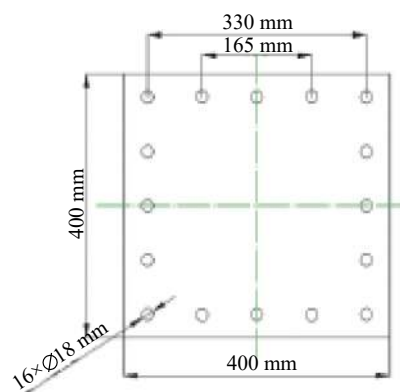
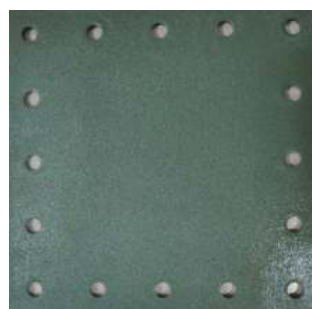


图 1 靶板结构尺寸

Fig. 1 Dimensions of target plate



(a) Q235 steel panel



(b) Polyurea panel

图 2 靶板实物

Fig. 2 Target board

1.2 试验原理及试验工况

试验工装布置如图 3 所示,将圆柱形 TNT 药柱安装在靶板中心上方 50 mm 处,试验药量分别为 40 和 60 g, TNT 药柱尺寸分别为 $\varnothing 30\text{ mm} \times 36\text{ mm}$ 、 $\varnothing 30\text{ mm} \times 54\text{ mm}$,按表 1 所示试验工况开展试验。对于 Shot 01~Shot 03,在等面密度条件下,分析涂覆在钢板迎爆面时,聚脲涂层的厚度对结构抗爆性能的影响;对于 Shot 04~Shot 06,在等钢板厚度条件下,分析聚脲涂层作为复合结构的迎爆面和背爆面时,不同结构抗爆性能的优劣。



图 3 试验工装布置

Fig. 3 Test tooling arrangement

表 1 静爆试验工况

Table 1 Experimental conditions

Shot No.	Condition	Charge mass/g	Collapse distance/mm	Steel plate thickness/mm	Coating thickness/mm	Coating position
01	Same areal density	40	50	2.0		
02		40	50	1.5	4.0	Front face
03		40	50	1.2	6.0	Front face
04	Same thickness of steel plate	60	50	1.2		
05		60	50	1.2	6.0	Front face
06		60	50	1.2	6.0	Back face

2 聚脲涂层抗爆作用机理

2.1 弥散效应

在工程防护领域,涂覆聚脲涂层的钢板复合结构在爆轰波加载作用下会发生较严重的大面积失效变形,该响应过程具有显著的非线性特征^[11]。当涂覆聚脲涂层的靶板材料的屈服强度低于爆炸冲击波强度时,靶板材料在一定程度上会发生塑性变形,同时冲击波转变为弹塑性应力波在靶板材料内部传播加载,此时弹塑性应力波波速取决于所作用材料的密度和切线模量,表达式为

$$c = \sqrt{\frac{1}{\rho_0} \frac{d\sigma}{d\varepsilon}} \quad (1)$$

式中: ρ_0 为所作用材料的密度; $d\sigma/d\varepsilon$ 为所作用材料的切线模量,该切线模量与聚脲防护涂层对能量的弥散效应密切相关。

由聚脲材料的力学性能研究可知:在塑性变形段内,聚脲材料的切线模量在动态力学性能测试中随着应变的增大而逐渐降低,与准静态测试相反,表现出一定的“递减硬化”特性,如图 4 和图 5 所示。

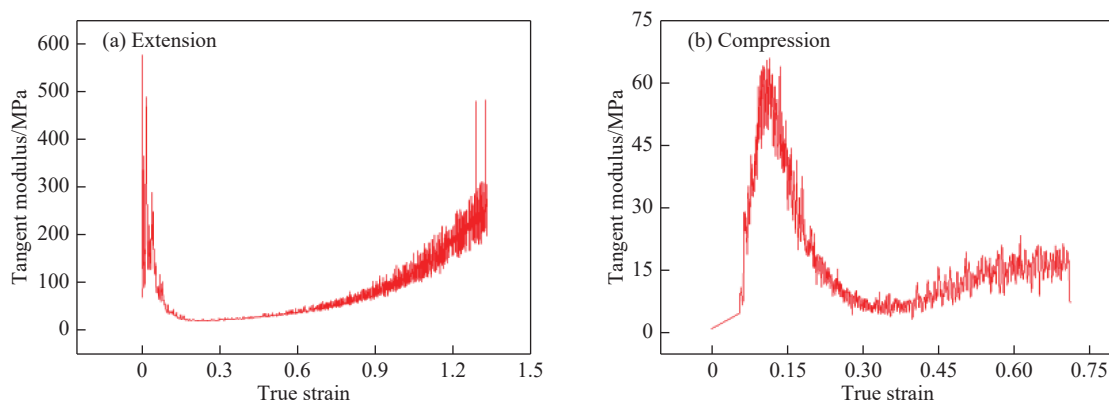


图 4 准静态测试时聚脲材料切线模量的变化趋势

Fig. 4 Trend of tangent modulus of polyurea materials under quasi-static tests

自由场静爆试验属于高应变率加载试验,因此对聚脲涂覆钢复合结构抗爆性能的分析主要以动态测试结果为主。由图 4 和图 5 可以看出:在动态载荷作用下,聚脲材料的切线模量呈现出“递减硬化”特性,随着加载应力的不断增大,塑性应力波波速逐渐降低。该现象表明应力波在高幅值加载扰动下的传播速度明显低于低幅值加载扰动。因此加载应力波剖面在传播过程中逐渐变得平坦,形成应力波的弥散现象,即本构弥散,意味着塑性应力波在传播过程中自身能量逐渐降低。当加载应力波作用于材料界面时,原先较为陡峭的加载波阵面会在连续的弹性卸载应力波作用下出现多个阶梯,最终的应力

时程变化曲线较明显地显示出波形弥散现象,即界面弥散。相较于材料的本构弥散,界面弥散效应更强、更明显,并且当界面处介质的波阻抗差值越大时,应力波弥散效应越显著,同时也意味着对应力波能量吸收的效果越好^[12]。

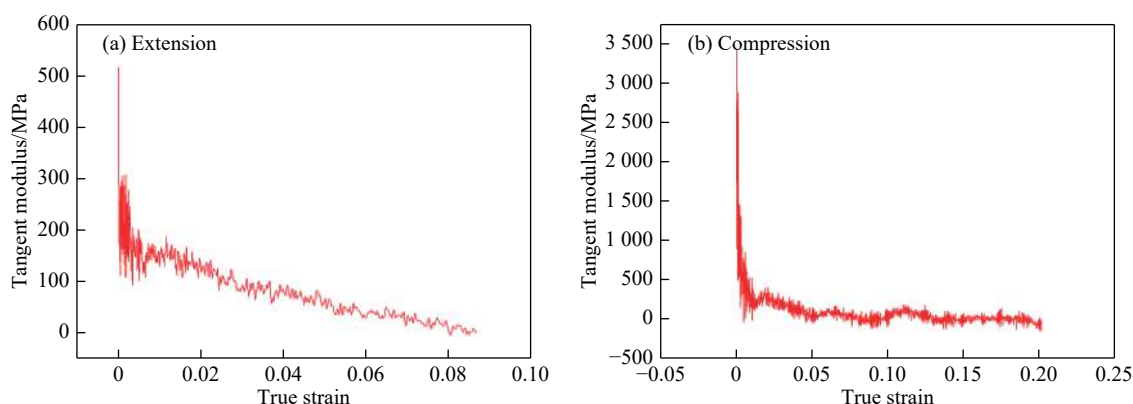


图5 动态测试时聚脲材料切线模量的变化趋势

Fig. 5 Trend of tangent modulus of polyurea materials under dynamic tests

2.2 热软化效应

TNT爆炸加载是一个高应变率动态载荷作用过程。由于聚脲材料具有显著的应变率效应,当应变率不断增大时,聚脲材料的强度也不断增大;爆轰波的加载作用也会使爆炸产生的大量热量积聚在聚脲面板内部,短时间无法散播出去,可以看成绝热过程,使得聚脲材料局部变形区的温度不断升高,此时聚脲材料的绝热温升为

$$dT = \beta \sigma de / (\rho c_v) \quad (2)$$

式中: σ 为材料应力; ρ 为材料密度; c_v 为材料比定容热容; β 为流变功转化为热量的转化率,通常取 0.9。热软化效应可表示为

$$\varphi = -(\partial \sigma / \partial T) \quad (3)$$

式中: φ 为表征热软化效应的量。通过热软化效应,促使流动应力下降(软化效应),从而抵消掉聚脲材料一定的应变率强化效应

$$d\sigma = (\partial \sigma / \partial T) dT = -\varphi dT \quad (4)$$

随着循环软化的作用,熔点低、热传导性差的聚脲材料的本构关系及各项参数极易发生变化,从而进一步影响材料的性能;一旦软化影响超过硬化的影响,材料吸收剪切波能量后将发生塑性失稳而迅速断裂。

3 试验结果分析

3.1 等面密度试验结果分析

在 40 g TNT 载荷加载下,3 种复合结构的变形失效情况如图 6 所示。由图 6 可知,无涂覆钢板与迎弹面涂覆 4 mm 聚脲涂层的钢板复合结构均发生了大鼓包变形,挠度分别为 41 和 43 mm,其中涂覆聚脲的钢板复合结构的鼓包变形处产生了一条长度约 20 mm 的裂缝,如图 6(b) 所示,说明该靶板结构已处于临界破坏状态;涂覆 6 mm 聚脲涂层的钢板复合结构发生近似圆形花瓣型开裂破坏,破口直径约为 80 mm,如图 6(c) 所示。

两种靶板表面的聚脲涂层均发生了直径约为 100 mm 的圆形试样剪切脱落。这是因为:圆柱形 TNT 炸药起爆后,形成一个半球形的爆炸冲击波,并向靶板传播加载;当作用到聚脲涂层表面时,在面板内部形成如图 7 所示的剪切应力波,接触区范围内的目标靶板迅速进入塑性状态;随着爆轰波压力

的增大,板内剪切应力波迅速上升,板内剪切应力区扩展,形成完整的剪切波阵面在板内传播^[13-14],最终导致试样脱落。

综合对比 3 种靶板结构的变形结果,发现随着迎爆面涂覆聚脲涂层厚度的增加,底材钢板的变形破坏程度逐渐增大,说明在等面密度条件下,迎爆面涂覆聚脲涂层降低了靶板结构的抗爆性能,且破坏程度随着聚脲涂层厚度的增加而增大。

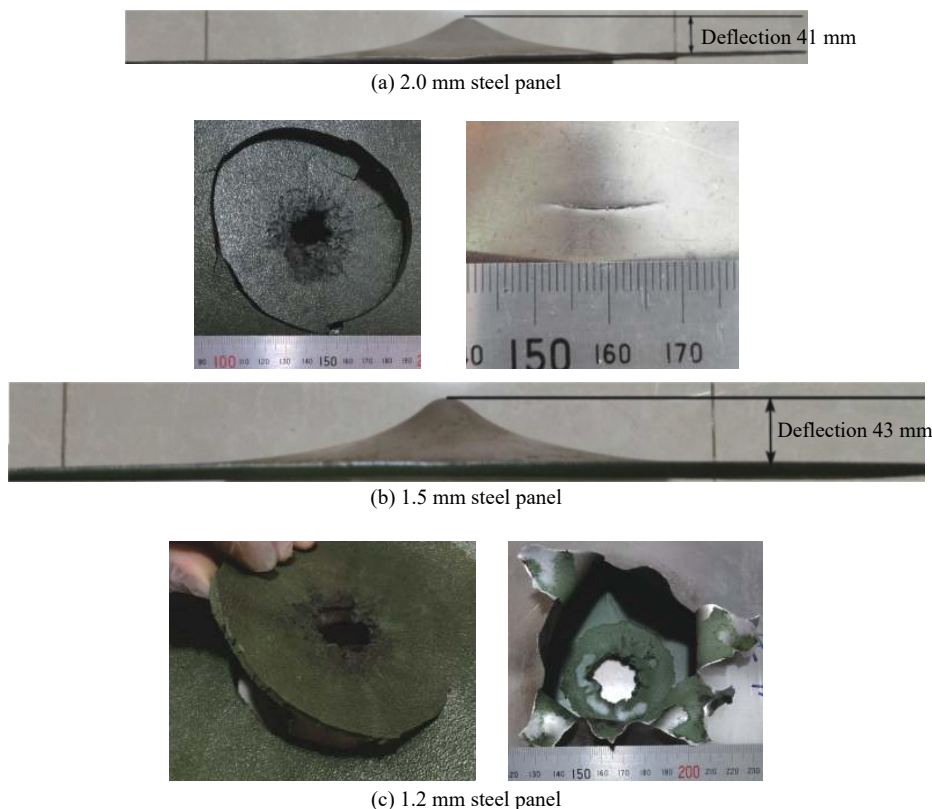


图 6 靶板变形及破坏情况

Fig. 6 Deformation and failure of targets

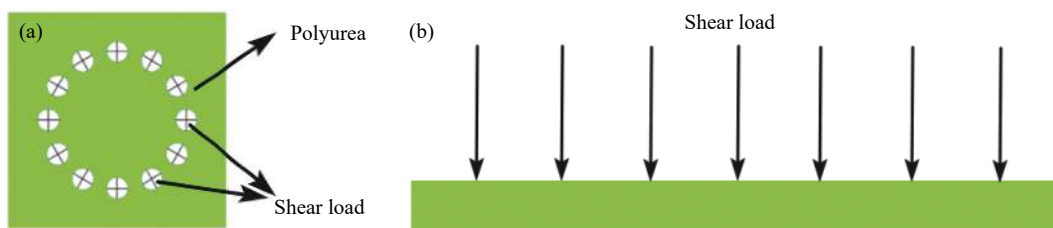


图 7 球形冲击波载荷

Fig. 7 Spherical shock wave loading

3.2 等钢板厚度试验结果分析

基于 3.1 节的等面密度试验,研究在钢板厚度相同的条件下,聚脲涂层涂覆位置对钢板复合结构抗爆性能的影响,3 种靶板结构的变形失效如图 8 所示。

由图 8 可知,靶板表面涂覆聚脲防护涂层后可以显著降低爆炸载荷加载下靶板结构的破坏程度。无涂覆钢板呈现出近似圆形破口,直径约 180 mm,如图 8(a) 所示;迎爆面涂覆聚脲涂层的钢板复合结构呈现出椭圆形破口,如图 8(b) 所示,破损长轴沿着钢板的塑性绞线方向扩展,破口尺寸约 130 mm × 80 mm;而背爆面涂覆聚脲涂层的钢板复合结构呈现出约 85 mm 的规则圆形破口,如图 8(c) 所示。综合

对比可知:在钢板厚度相同的条件下,涂覆聚脲涂层的钢板复合结构的破坏程度均小于无涂覆钢板复合结构,其中背爆面涂覆聚脲的钢板复合结构破坏程度最小,说明涂覆聚脲涂层可以显著提高靶板结构的抗爆性能,其中背爆面涂覆聚脲涂层对结构抗爆性的提高更显著,且破口更规则。

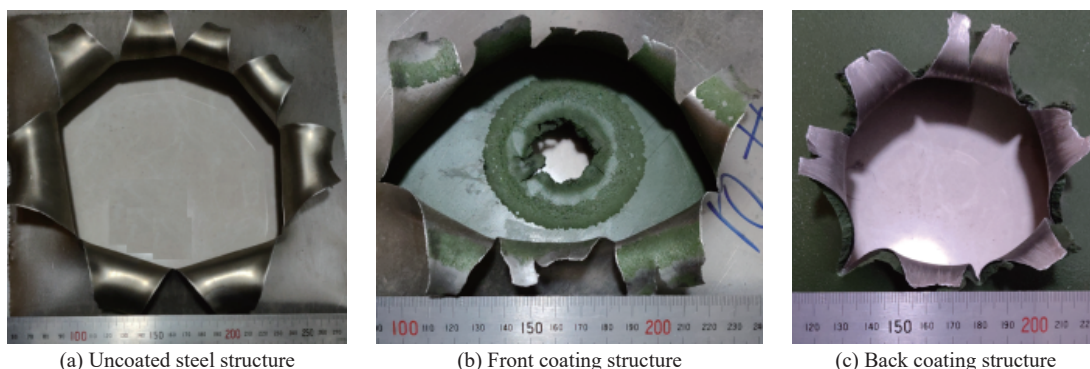


图8 靶板变形及破坏情况

Fig. 8 Deformation and failure of targets

基于聚脲涂层涂覆钢板抗外爆载荷作用的结果,赵鹏铎等^[15]对聚脲涂覆箱体结构的抗内爆载荷性能进行研究,采用140 g药量对无涂覆、迎爆面涂覆和背爆面涂覆聚脲箱体3种结构进行内爆加载试验,箱体变形破坏情况如图9所示。研究发现:涂覆聚脲涂层可以提高箱体结构在内爆载荷作用下的抗爆性能,且迎爆面涂覆聚脲结构的抗爆性能优于背爆面涂覆结构,主要表现在降低了箱体结构的变形破坏程度。该试验结果与本研究相同厚度条件下涂覆钢板复合结构的抗爆性能试验结果一致,即涂覆聚脲涂层可以提高结构的抗爆性能,其中涂覆于背爆面时的提升效果更显著。

采集迎爆面涂覆钢板脱落的聚脲试样进行微观分析,发现试样内部局部区域发生显著的拉伸失效变形,呈现出一种高温烧蚀状,如图10所示。聚脲面板产生的动态响应与高应变率加载下的应变率效应、绝热升温导致的热软化等密切相关。

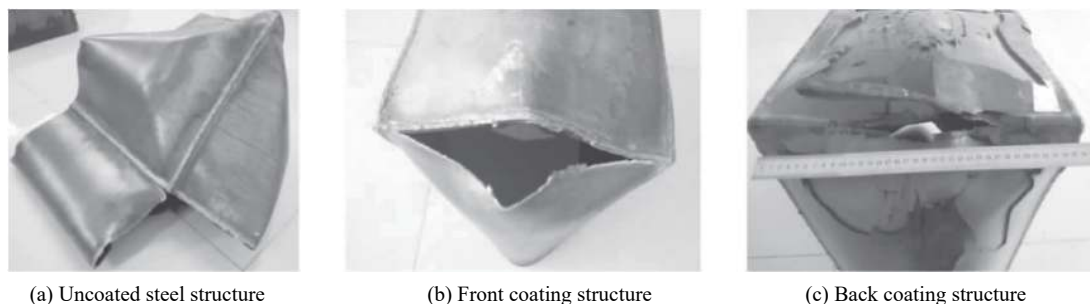


图9 箱体变形

Fig. 9 Deformation and failure of boxes

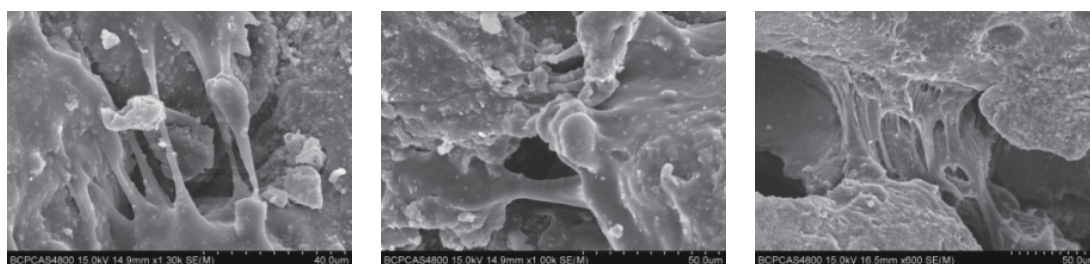


图10 聚脲试样微观结构

Fig. 10 Microstructure of polyurea sample

涂覆聚脲涂层的钢复合结构的抗爆性能之所以优于无涂覆结构, 是因为聚脲材料在高应变率载荷下表现出“递减硬化”特性, 在爆轰波作用下形成了该材料特有的“本构弥散”效应, 即在爆轰波作用初期, 聚脲材料主要受到波的压缩作用, 通过压缩变形消耗爆轰波的部分能量; 随着爆轰波能量逐渐增大, 靶板复合结构的变形逐渐增大, 同时聚脲材料也沿着爆轰波传播方向发生拉伸变形, 继续增大对爆轰波能量的消耗; 另外由于聚脲涂覆复合结构的两介质界面处波阻抗差值较大, 产生了比“本构弥散”效应更强、更明显的“界面弥散”效应, 通过这两种波的弥散效应, 促进了聚脲涂层对爆轰波能量的吸收。

除此之外, 由于聚脲材料的断裂延伸率高, 拉伸性能优异, 因而背爆面涂覆的聚脲涂层通过拉伸变形消耗爆轰波能量, 同时作为钢板的支撑面板抑制了钢面板的变形破坏, 降低了破坏程度。由图 10 可以看出: 在爆轰波作用下, 迎爆面聚脲涂层材料发生了严重的热软化效应, 很大程度上抵消了高应变率下聚脲材料的硬化效应, 导致材料性能下降, 从而发生严重的失效破坏。对比之下, 背爆面涂覆的聚脲涂层可以更强、更显著地吸收爆轰波的能量, 降低靶板钢板的变形程度。综合以上分析, 背爆面涂覆聚脲涂层复合结构的抗爆性能优于迎爆面涂覆聚脲复合结构。

4 结 论

从等面密度、等钢板厚度两个方面对涂覆聚脲涂层钢板复合结构的抗爆性能进行了研究, 分析聚脲涂层对复合结构抗爆性能的防护机理, 得出以下结论。

(1) 等面密度条件下, 聚脲涂层降低了复合结构的抗爆性能, 且随着聚脲涂层厚度的增加, 复合结构的抗爆性能逐渐降低。

(2) 等钢板厚度条件下, 聚脲涂层可以提高复合结构的抗爆性能, 其中在背爆面涂覆效果更佳。

(3) 涂覆聚脲涂层的钢板复合结构的抗爆性能与聚脲材料的本构弥散、界面弥散以及热软化效应密切相关。

参考文献:

- [1] 黄阳洋. 聚脲涂层复合结构抗破片侵入机理研究 [D]. 太原: 中北大学, 2018.
HUANG Y Y. Study on mechanism of anti-fragment penetration of polyurea coated composite structure [D]. Taiyuan: North University of China, 2018.
- [2] 孙静, 陈酒姜, 卢敏, 等. 聚脲在美国海军舰船上的应用 [J]. 现代涂料与涂装, 2009, 12(3): 57–60.
SUN J, CHEN J J, LU M, et al. Application of polyurea on US Navy ships [J]. Modern Paint & Finishing, 2009, 12(3): 57–60.
- [3] 王殿玺, 郭香华, 张庆明. 聚脲涂覆钢板在爆炸载荷作用下的动态响应 [J]. 高压物理学报, 2019, 33(2): 024103.
WANG D X, GUO X H, ZHANG Q M. Dynamic response of polyurea coated steel plate under blast loading [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2019, 33(2): 024103.
- [4] 高照, 李永清, 侯海量, 等. 聚脲涂层复合结构抗侵入机理实验研究 [J]. 高压物理学报, 2019, 33(2): 025102.
GAO Z, LI Y Q, HOU H L, et al. Penetration mechanism of polyurea coating composite structure [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2019, 33(2): 025102.
- [5] 甘云丹, 宋力, 杨黎明. 弹性体涂覆钢板抗冲击性能的数值模拟 [J]. 兵工学报, 2009, 30(Suppl 2): 15–18.
GAN Y D, SONG L, YANG L M. Numerical simulation for anti-blast performances of steel plate coated with elastomer [J]. Acta Armamentarii, 2009, 30(Suppl 2): 15–18.
- [6] AMINI M R, SIMON J, NEMAT-NASSER S. Numerical modeling of effect of polyurea on response of steel plates to impulse loads in direct pressure-pulse experiments [J]. Mechanics of Materials, 2010, 42(6): 615–627.
- [7] ROTARIU A, BUCUR F, TOADER G, et al. Experimental study on polyurea coating effects on deformation of metallic plates subjected to air blast loads [J]. Materiale Plastice, 2016, 53(4): 670–674.
- [8] WANG J G, REN H Q, WU X Y, et al. Blast response of polymer-retrofitted masonry unit walls [J]. Composites Part B: Engineering, 2017, 128: 174–181.
- [9] 王小伟, 何金迎, 祖旭东, 等. 聚脲弹性体复合夹层结构的防爆性能 [J]. 工程塑料应用, 2017, 45(5): 63–68.

- WANG X W, HE J Y, ZU X D, et al. Antidetonation properties on composite sandwich structure with polyurea elastomer [J]. *Engineering Plastics Application*, 2017, 45(5): 63–68.
- [10] 张鹏, 王志军, 赵鹏铎, 等. 聚脲弹性体涂覆结构抗侵性能与层间作用机制研究 [J]. 北京理工大学学报, 2019, 39(4): 337–342, 358.
- ZHANG P, WANG Z J, ZHAO P D, et al. Penetration resistance and layers mutual effect of polyurea coated structures [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2019, 39(4): 337–342, 358.
- [11] 杨冬梅. 板壳结构在冲击载荷作用下的破坏机理研究 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2004.
- YANG D M. The destroy mechanism study of plate structure under shock load [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2004.
- [12] 许帅. 聚脲弹性体复合结构抗冲击防护性能研究 [D]. 北京: 北京理工大学, 2015.
- XU S. The impact resistance study of polyurea composite structures [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2015.
- [13] 王飞, 陈卫东. 爆炸冲击载荷作用下板壳结构数值仿真分析 [J]. *强度与环境*, 2010, 37(4): 36–39.
- WANG F, CHEN W D. The numerical simulation analysis of the shell structure subjected to contact explosion [J]. *Structure & Environment Engineering*, 2010, 37(4): 36–39.
- [14] 张铁军. 板壳结构在爆炸载荷作用下的破坏分析 [D]. 哈尔滨: 哈尔滨工程大学, 2005.
- ZHANG T J. The destroy study of plate structure under explosive loading [D]. Harbin: Harbin Engineering University, 2005.
- [15] 赵鹏铎, 张鹏, 张磊, 等. 聚脲涂覆钢板结构抗爆性能试验研究 [J]. 北京理工大学学报, 2018, 38(2): 118–123.
- ZHAO P D, ZHANG P, ZHANG L, et al. Experimental investigation on the performance of polyurea-coated structure under blast loads [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2018, 38(2): 118–123.

Anti-Explosion Effect of Polyurea Coated Steel Composite Structures

WANG Qi¹, JIA Zijian², ZHAO Pengduo¹, WANG Zhijun³, ZHANG Peng^{1,3}, XU Yuxin^{4,5,6}

(1. *Naval Academy of Armament, Beijing 100161, China;*

2. *Science and Technology on Transient Impact Laboratory, Beijing 102202, China;*

3. *School of Mechatronics Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, Shanxi, China;*

4. *State Key Laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China;*

5. *Beijing Institute of Technology Chongqing Innovation Center, Chongqing 401120, China;*

6. *Key Laboratory of High Energy Density Materials of Ministry of Education,
Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)*

Abstract: In order to investigate the antiknock performance of polyurea coated steel composite structures and the energy absorption mechanism of polyurea coatings, the 40 and 60 g TNT explosion loading tests were carried out for the uncoated, equal-face coating and back-explosion coating structures with equal surface density and other steel plate thicknesses. Then the polyurea coatings' effects on the antiknock performance of composite structures and their protective mechanism were analyzed in comparison of the failure modes of composite plates. It was found that the anti-explosion performance decreases with the thickening polyurea coating for the composite structure with uniform surface density, while improves under the same steel plate thickness conditions. In addition, coating on the rear surface proves to be the best. It was also shown that the antiknock performance of polyurea-coated steel composite structures is closely related to the characteristics of constitutive dispersion, interface dispersion and softening effect of the polyurea protective coating.

Keywords: polyuria coating; Tangent modulus; decreasing hardening; softening effect