

钢化玻璃的 JH-2 本构模型参数 与冲击波毁伤准则*

杜浩源, 韩磊, 任云燕, 蒋博楠

(北京理工大学爆炸科学与安全防护全国重点实验室, 北京 100081)

摘要: 钢化玻璃作为应用广泛的建筑材料之一, 其在爆炸冲击波作用下的破坏行为与毁伤阈值是安全防护距离以及爆炸毁伤范围计算的重要支撑, 研究其在爆炸冲击波作用下的失效机理与毁伤准则具有重要的工程意义。通过电子万能试验机、分离式霍普金森压杆和场发射扫描电镜, 研究了钢化玻璃在 10^{-5} ~ 978 s^{-1} 应变率下的力学行为和失效机理; 针对 Johnson-Holmquist-Ceramics (JH-2) 本构模型, 基于力学性能试验, 通过分析获得了钢化玻璃的本构模型参数, 并采用激波管开展了可控爆炸冲击波毁伤效应试验, 建立了有限元模型, 通过对比验证了本构模型参数的有效性。最终, 基于验证后的模型参数进行数值模拟, 得到了四周固支 2 mm 厚钢化玻璃在爆炸冲击波作用下的超压-冲量毁伤曲线。研究结果可为钢化玻璃结构的安全设计与毁伤评估提供理论模型与分析方法。

关键词: 钢化玻璃; 力学性能; JH-2 本构模型; 超压-冲量毁伤准则

中图分类号: O347.3; TB321; O521.9

文献标识码: A

钢化玻璃是通过热处理工艺在表面形成预压应力层的安全玻璃, 因其较高的强度及碎裂后呈细小颗粒状的安全特性, 被广泛应用于建筑幕墙、车辆玻璃及各类防护设施中^[1-3], 其全球市场规模已超过 4000 亿元人民币。然而, 在意外爆炸、恐怖袭击等极端事件产生的强冲击波载荷作用下, 钢化玻璃极易发生破坏, 其产生的高速飞溅碎片可能对人员安全和关键设备造成严重的次生威胁。因此, 研究钢化玻璃在冲击波作用下的失效机理与毁伤准则, 对于提升防护设计的精准性具有重要意义。

钢化玻璃属于典型的脆性材料, 其在爆炸冲击波载荷下的失效过程主要由微裂纹的萌生、扩展与汇集主导, 并伴随损伤的连续累积^[4], 力学响应机制较为复杂。目前描述脆性材料较为成熟的本构模型是 Johnson-Holmquist-Ceramics (JH-2) 模型。该模型引入连续损伤演化机制, 相较于传统模型在描述脆性材料冲击响应方面具有更好的适用性。

针对玻璃材料的力学性能, 学术界已开展了广泛研究。Holmquist 等^[5]通过实验证实了无机玻璃的高应变率特性, 并在此基础上完成了相应的本构建模工作。Dandekar 与 Alexander 等^[6-7]对无机玻璃的 Hugoniot 弹性极限开展了研究, 结果表明其弹塑性响应行为较为复杂, 仅通过试验手段进行表征存在一定困难。Zhang 等^[8]使用改进的分离霍普金森压杆(SHPB)设备, 对退火玻璃进行了动态压缩试验和巴西试验。结果表明, 玻璃的抗压强度和抗拉强度随应变率的增加而增加。程文煜等^[9]则基于现有文献数据, 采用试验与数值模拟相结合的方法, 成功获取了车用防护玻璃无机玻璃层的 JH-2 本构模型参数。

尽管上述研究掌握了玻璃材料的本构模型, 但在面向实际工程结构的毁伤评估与安全设计应用

*收稿日期: 2026-02-05; 修回日期: 2026-03-26

作者简介: 杜浩源 (2000—), 男, 硕士研究生, 主要从事钢化玻璃的破坏机理及冲击波毁伤准则研究。

E-mail: 13990122286@163.com

通讯作者: 韩磊 (1975—), 女, 博士, 副教授, 主要从事武器系统运用工程研究。

E-mail: llhanlei@bit.edu.cn

中仍存在不足。一方面, 现有研究多集中于基于力学试验数据拟合玻璃材料的本构模型参数, 而缺乏利用独立的爆炸冲击试验对模型参数进行验证, 从而限制了模型在真实爆炸工况下预测结果的可靠性; 另一方面, 针对钢化玻璃在爆炸载荷作用下的毁伤评估研究仍相对有限, 尚无钢化玻璃超压-冲量(P-I)等毁伤曲线, 难以实现精确评估。

基于上述研究现状, 本文以建筑常用钠钙物理钢化玻璃为研究对象, 开展其在爆炸冲击波作用下的力学行为研究。首先通过准静态与动态力学试验获取钢化玻璃的应变率相关力学性能, 结合碎片微观形貌分析其失效机理; 其次, 基于试验结果获得钢化玻璃的 JH-2 本构模型参数, 采用激波管对钢化玻璃开展可控爆炸冲击波毁伤效应试验, 通过对比试验与仿真中试样的破坏模式, 对模型参数的有效性进行验证; 最后, 基于验证后的本构模型参数对不同超压-冲量组合下的爆炸冲击波载荷进行分析, 依据经验公式计算钢化玻璃的 P-I 等毁伤曲线, 为安全防护距离以及爆炸毁伤范围的计算提供分析方法。

1 静动态力学行为

钢化玻璃由上海奥光鑫耀玻璃科技有限公司提供, 生产工艺符合 GB/T 15763-2005^[10]相关要求。如图 1 所示, 为了满足不同的测试要求, 试样的直径分别设计为 10 mm、10 mm、30 mm。试样的化学成分通过 XRF 测试由表 1 给出。



图 1 钢化玻璃试样

Fig.1 Tempered glass specimens

表 1 本文采用的钢化玻璃试样的化学成分

Table 1 The chemical composition of the tempered glass specimen employed

Oxides	SiO ₂	Na ₂ O	CaO	MgO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	Others
Wt %	76.6	10.7	8.4	3.5	0.4	0.2	0.2

1.1 准静态压缩试验

使用电子万能试验机(MTS)进行准静态加载, 如图 2 所示。玻璃试样为直径 10 mm、长 15 mm 的圆柱, 试样上、下表面进行研磨抛光处理。在试样与压头之间加入碳化钨垫块。为减小摩擦效应, 在试样两端涂抹凡士林。加载速率设置为 0.1 mm/min、1 mm/min、10 mm/min, 每个工况进行 3 次重复试验。

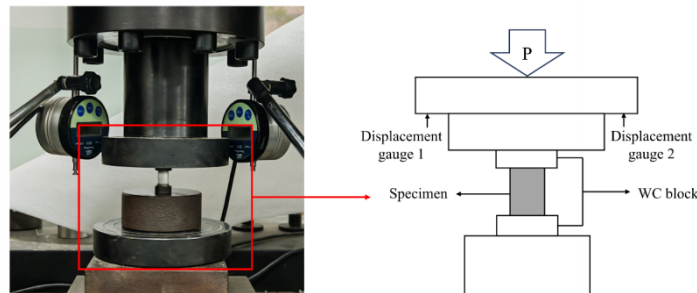


图 2 准静态轴压试验

Fig.2 Quasi-static axial compression tests

图 3 给出了应变率为 10^{-4} s^{-1} 时钢化玻璃试样的应力应变曲线，表 2 给出了准静态轴压试验的结果，在 $10^{-5} \text{ s}^{-1} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ 范围内未观察到显著应变率效应，表明钢化玻璃在准静态压缩条件下具有较稳定的力学性能。因此取平均值 622 MPa 作为钢化玻璃的准静态压缩强度，失效应变为 0.009，杨氏模量取平均值 71.5 GPa。

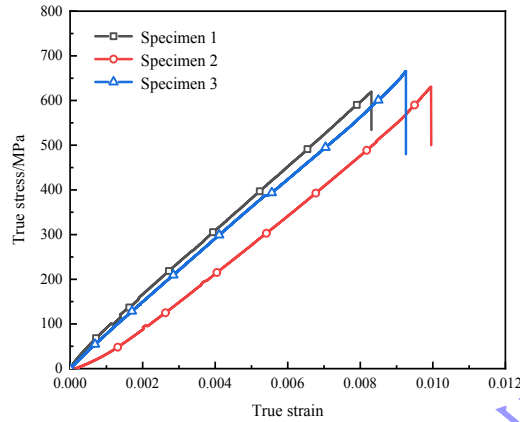


图 3 典型应力应变曲线 (应变率为 10^{-4} s^{-1})

Fig.3 Typical stress-strain curves (at a strain rate of 10^{-4} s^{-1})

表 2 准静态轴压试验结果

Table 2 Quasi-static axial compression test results

No.	Strain rate/ s^{-1}	Compressive strength/MPa	Average/MPa	Std. dev./MPa	Elastic modulus/GPa
A1	10^{-5}	615.24	621.45	5.49	74.22
A2		625.67			
A3		623.44			
A4	10^{-4}	639.56	638.69	7.51	69.98
A5		630.79			
A6		645.73			
A7	10^{-3}	608.28	606.18	7.05	70.34
A8		611.94			
A9		598.32			

1.2 巴西圆盘劈裂试验

使用 MTS 进行钢化玻璃的准静态巴西圆盘劈裂试验，试样为直径 10 mm、高 10 mm 的圆柱，在试样与碳化钨垫块之间贴合长度略大于试样长度的 PTFE 软条，确保应力均匀加载，如图 4 所示。加载应变率设置为 0.1 mm/min、1 mm/min、10 mm/min，每个工况进行 3 次重复试验。钢化玻璃试样的拉伸强度由以下公式得出

$$\sigma_{TS} = \frac{2P_m}{\pi dh} \quad (1)$$

式中： σ_{TS} 代表拉伸强度， P_m 代表最大拉伸应力， d 和 h 分别为试样的直径与长度。

表 3 给出了劈裂试验的结果，在 $10^{-5} \text{ s}^{-1} \sim 10^{-3} \text{ s}^{-1}$ 范围内未观察到显著应变率效应，表明钢化玻璃在低应变率条件下的抗拉性能较为稳定，因此取平均值 81 MPa 作为钢化玻璃的准静态拉伸强度。

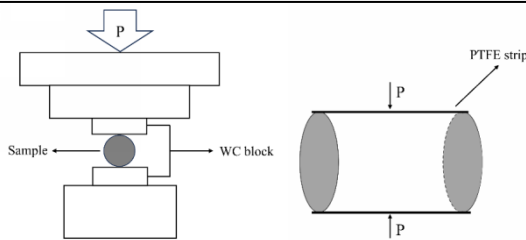


图 4 巴西圆盘劈裂试验示意图

Fig.4 Schematic diagram of brazilian disc splitting test

表 3 巴西圆盘劈裂试验结果

Table 3 Brazilian disc splitting test results

No.	Strain rate /s ⁻¹	Tensile strength/MPa	Std. dev./MPa	Average/MPa
B1		78.29		
B2	10 ⁻⁵	78.50	3.35	80.33
B3		84.20		
B4		88.35		
B5	10 ⁻⁴	86.56	3.91	85.26
B6		80.87		
B7		79.08		
B8	10 ⁻³	77.65	1.80	77.41
B9		75.50		

1.3 动态压缩试验

采用 SHPB 装置对钢化玻璃进行动态压缩试验，试验装置如图 5 所示。压杆为高强度合金钢，直径为 50 mm，入射杆和透射杆的长度分别为 3000 mm 和 2500 mm。为避免惯性效应带来的误差，试样设计为直径 30 mm、长 15 mm 的圆柱。为减小摩擦效应，在试样和杆的接触面上涂抹凡士林。图 6 给出了动态压缩试验的典型波形和不同应变率下的应力应变曲线。

依据一维应力波假设的应力平衡条件，试样在 t 时刻的应力 $\sigma(t)$ 、应变 ε 和应变率 $\dot{\varepsilon}$ 可由以下公式计算

$$\sigma(t) = \frac{AE}{A_0} \varepsilon_t \quad (2)$$

$$\varepsilon = -\frac{2c_0}{l_0} \int_0^t \varepsilon_r d\tau \quad (3)$$

$$\dot{\varepsilon} = -\frac{2c_0}{l_0} \varepsilon_r \quad (4)$$

式中： A_0 和 l_0 分别为试样横截面积和原始长度， A 、 E 和 c_0 分别为压杆的横截面积、弹性模量和弹性波速， ε_t 和 ε_r 分别为透射波和反射波对应的杆中应变。

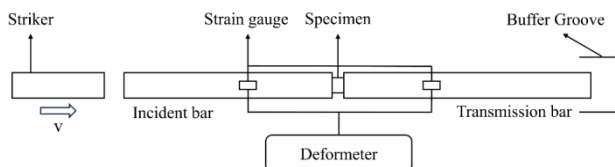


图 5 SHPB 试验装置示意图

Fig.5 Schematic diagram of the SHPB test setup

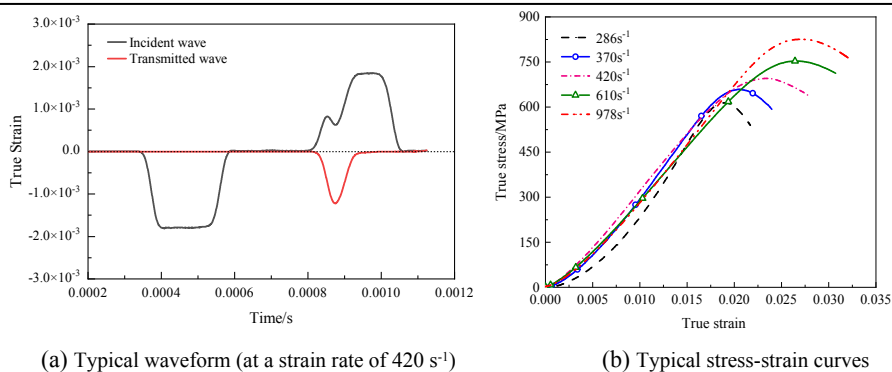


图 6 动态压缩试验结果

Fig.6 Results of dynamic compression tests

应变率 420 s⁻¹ 试样的应变时程曲线如图 6(a)所示, 反射波呈现出明显的双峰特征。第一个峰值对应钢化玻璃在弹性波作用下表面预压应力层产生的初始应力响应, 第二个峰值的出现伴随着透射波信号的急剧减小, 随后出现的短暂平台段对应于脆性材料内部微裂纹的萌生汇集并贯穿试样的过程, 最终整体结构压溃。动态压缩试验的典型应力应变曲线如图 6(b)所示, 动态加载下失效应变增大, 范围在 0.019~0.026 之间, 最小值相比准静态提高了 110%。相较于高应变率工况, 低应变率下钢化玻璃表现出更小的失效应变, 且随着应变率的增大而增大, 具有明显的应变率效应。

1.4 形貌分析

钢化玻璃在准静态压缩和巴西圆盘劈裂下的碎片形貌如图 7 所示。图 7(a)中准静态压缩下的碎片近似呈现粉末状, 且试样压溃瞬间产生出巨大的爆炸声, 表明材料内部裂纹得到充分扩展; 图 7(b)中巴西圆盘劈裂下的碎片则呈现出更大的宏观尺寸, 表明劈裂下产生的次生裂纹较少。

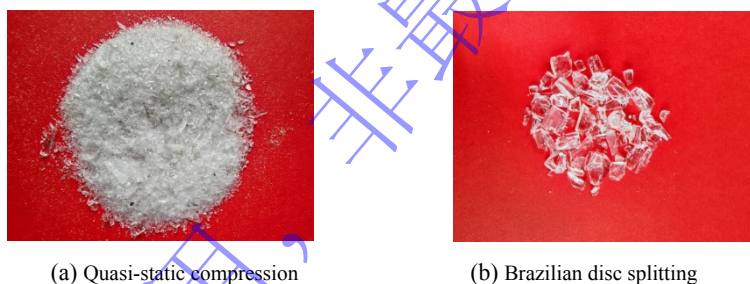


图 7 准静态加载下的碎片形貌

Fig.7 Morphology of fragments under quasi-static loading

为研究钢化玻璃在不同动态加载条件下的破坏机理, 将回收的试样碎片喷金处理, 使用场发射扫描电镜观察其微观形貌。由图 8 可见, 在动态压缩条件下, 钢化玻璃的破坏形貌随着应变率的提高呈现出由稳定脆性断裂到完全粉碎的规律, 应变率的提高显著加剧了玻璃的破碎程度并导致碎片尺寸的细化。钢化玻璃的典型断口形貌如图 9 所示, 呈现出与晶体类似的解理面与河流花样。裂纹在断裂源萌生并在扩展过程中前缘与横向弹性应力波互相干涉, 形成大致以裂纹源为圆心的波浪形同心条纹, 称为“瓦纳线”^[11-12], 其凸面指向裂纹扩展方向; 裂纹在扩展过程中受到扰动使传播路径发生分叉, 次生裂纹间的材料在剪切应力作用下发生局部剥落形成锯齿带; 不同平面上的裂纹在传播过程中相互交汇时, 会在断口表面形成具有高度差的台阶状结构即解理台阶。三者分别对应裂纹的扩展、分叉与汇集, 这表明材料破坏并非瞬时完成而是连续的渐进过程, 是 JH-2 模型连续损伤演化假设在材料微观尺度上的具体体现。

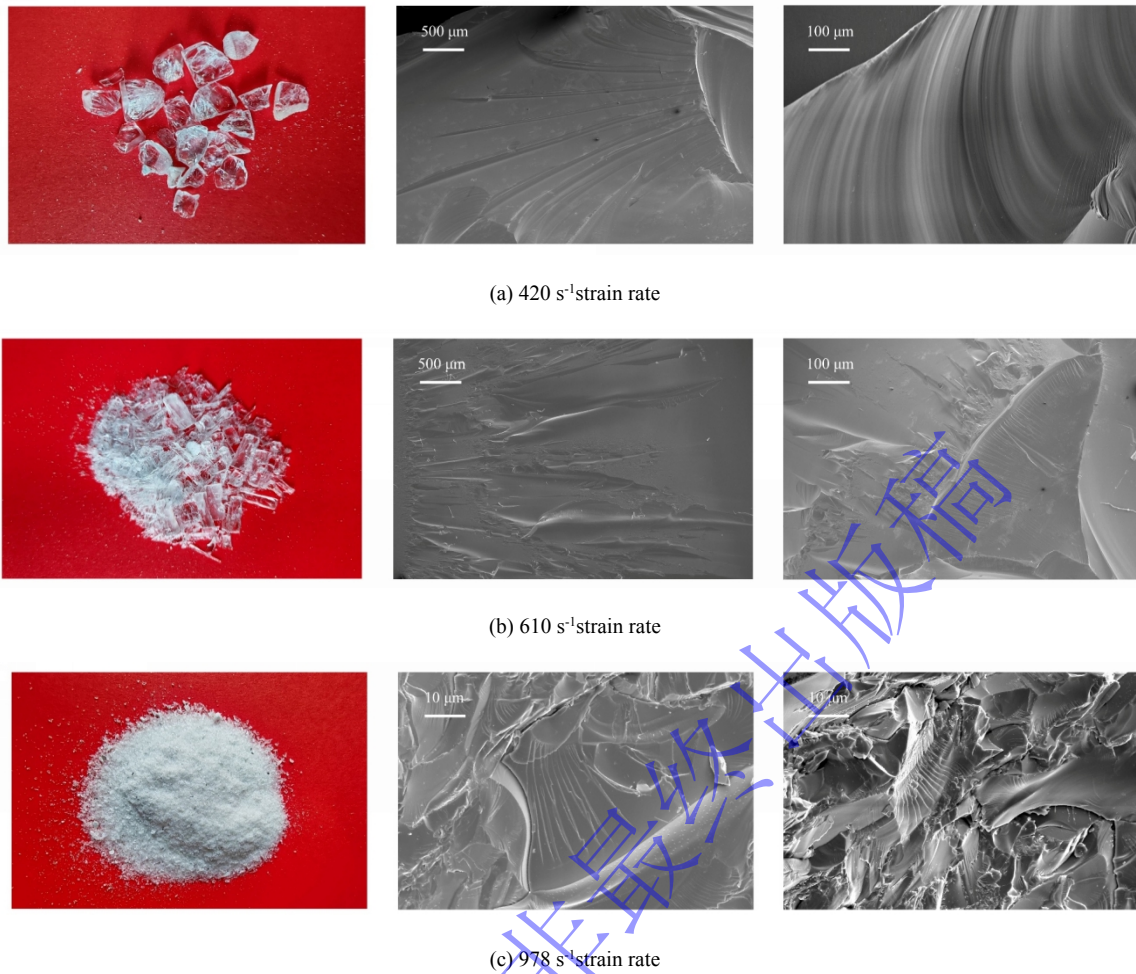


图 8 动态压缩碎片形貌

Fig.8 Morphology of fragments under dynamic compression

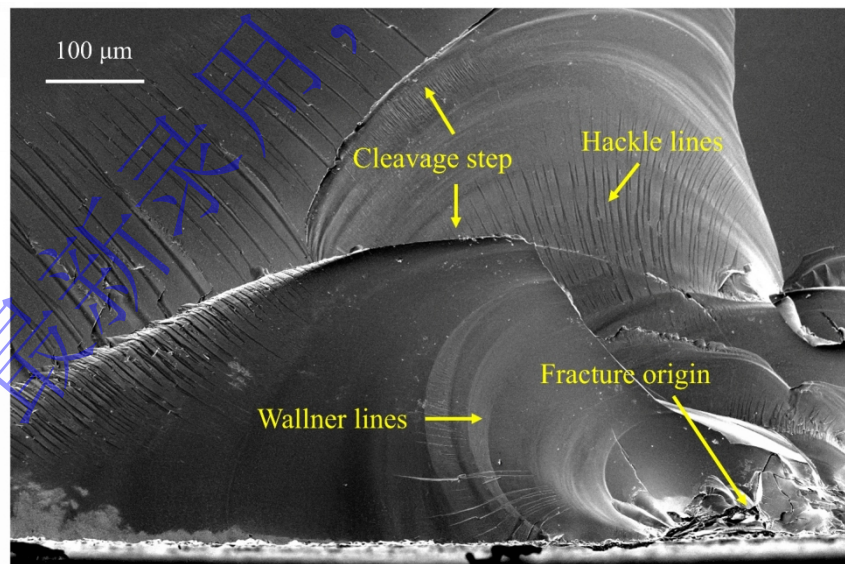


图 9 钢化玻璃断口形貌

Fig.9 Fracture surface morphology of tempered glass

2 JH-2 模型参数

本研究采用 JH-2 本构模型表征钢化玻璃，该模型包含了多项式形式的状态方程、应变率、静

水压力以及与损伤相关的强度模型^[13]。

2.1 状态方程

在爆炸冲击波导致的高应变率下，状态方程应采用高阶形式，在材料未损伤时可表示为

$$P = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 \quad (5)$$

$$\mu = \rho / \rho_0 - 1 \quad (6)$$

式中： P 为静水压力， K_1 、 K_2 、 K_3 为常数， μ 为材料的体应变， ρ 为材料压缩时的密度， ρ_0 为材料的原始密度。材料的体积模量 K_1 可由弹性模量 E 和泊松比 ν 得到：

$$K_1 = \frac{E}{3(1-2\nu)} \quad (7)$$

脆性材料损伤后表现为径向应变并产生体积膨胀，同时弹性能在压力作用下转化为内能。JH-2模型采用能量转化系数 β_0 与静水能量压力增量 ΔP 来共同表征该能量转化机制，方程为

$$(\Delta P_{t+\Delta t} - \Delta P_t)\mu_{t+\Delta t} + \frac{\Delta P_{t+\Delta t}^2 - \Delta P_t^2}{2K_1} = \beta_0 \Delta U \quad (8)$$

式中： ΔU 为能量损失增量， β_0 为表征能量转化率的比例系数。本文假设弹性能完全转化为材料内能，即 $\beta_0 = 1$ 。

钢化玻璃体积应变和压力关系的通常由平板冲击试验获得，图10整理了文献中相关试验结果，并得出钠钙硅酸盐玻璃状态方程的拟合曲线，方程为

$$P = 42.6\mu - 87.7\mu^2 + 181\mu^3 \quad (9)$$

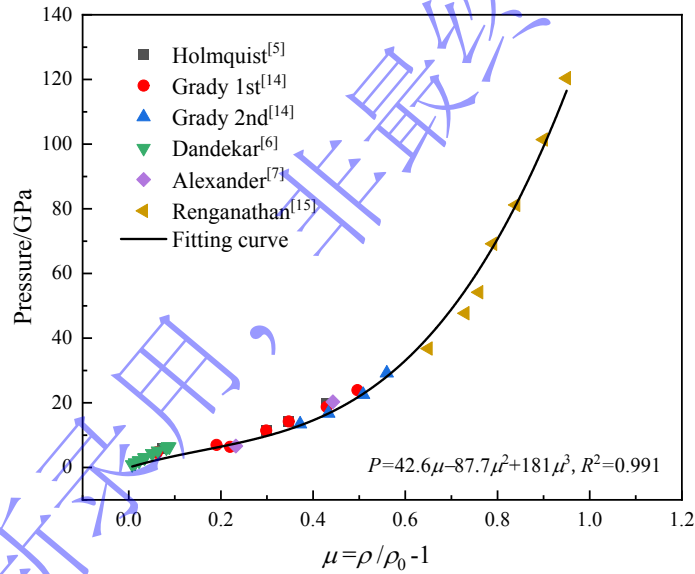


图10 钠钙硅酸盐玻璃压力-体积关系

Fig.10 Pressure-volume relationship of soda-lime-silicate glass

2.2 强度模型

首先对等效应力 σ 、静水压力 P 、最大静水拉伸强度 T 以及应变率 $\dot{\epsilon}$ 进行无量纲处理：

$\sigma^* = \sigma / \sigma_{HEL}$ ， $T^* = T / P_{HEL}$ ， $P^* = P / P_{HEL}$ ， $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_0$ ，其中 σ_{HEL} 和 P_{HEL} 分别是Hugoniot弹性极限处的等效应力和静水压力。无量纲强度模型将材料的等效应力表示为静水压力的幂函数，且考虑应变率 $\dot{\epsilon}$ 和损伤因子 D ，定义如下方程：

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*) \quad (10)$$

材料未发生损伤($D=0$)时的等效应力 σ_i^* 和完全损伤($D=1$)时的等效应力 σ_f^* 分别为

$$\sigma_i^* = A(P^* + T^*)^N (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (11)$$

$$\sigma_f^* = B(P^*)^M (1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (12)$$

式中： A 、 N 为未损伤下的强度参数， B 、 M 为完全损伤下的强度参数， C 为应变率系数。

玻璃的 Hugoniot 弹性极限(HEL)需要超高速撞击试验使其达到 HEL 状态，一般试验条件难以满足，且容易受到各种因素的影响。相关研究表明^{[5-7],[14-15]}，玻璃的 HEL 值在 3.1~7.5 GPa 之间。钢化玻璃由于表面预压应力比普通退火玻璃强度更高，一个较高的 HEL 值更能反映材料强度，因此本文 σ_{HEL} 取 7.5 GPa。Hugoniot 弹性极限可以采用静水压力 P_{HEL} 和偏应力 S_{HEL} 来表示，三者关系如下：

$$\sigma_{HEL} = P_{HEL} + \frac{2}{3} S_{HEL} \quad (13)$$

式中：偏应力 S_{HEL} 可表示为

$$S_{HEL} = 2G \frac{\mu_{HEL}}{1 + \mu_{HEL}} \quad (14)$$

将静水压力和偏应力代入式(13)，得到

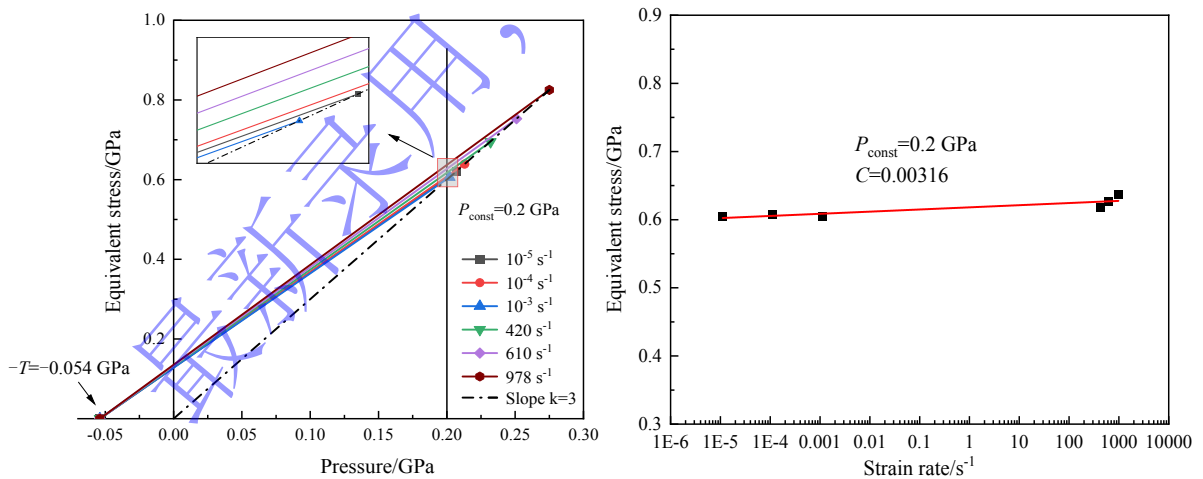
$$\sigma_{HEL} = K_1 \mu_{HEL} + K_2 \mu_{HEL}^2 + K_3 \mu_{HEL}^3 + \frac{4}{3} G \frac{\mu_{HEL}}{1 + \mu_{HEL}} \quad (15)$$

将 K_1 、 K_2 、 K_3 、 E 和 ν 代入式(15)可得玻璃在 Hugoniot 弹性极限状态下的体应变 $\mu_{HEL} = 0.11$ 。代入静水压力表达式可得 $P_{HEL} = 3.75$ GPa。

T 是材料能承受的最大静水拉伸强度，目前尚无直接获取该值的方法，本文采用单轴拉伸应力三分之二的假设^[8]，即 $T=0.054$ GPa，无量纲最大静水拉伸强度

$$T^* = \frac{T}{P_{HEL}} = 0.0166 \quad (16)$$

与应变率效应相关的常数 C 可通过单轴压缩试验获得^[5]。钢化玻璃在轴向压缩下的 $\sigma - P$ 数据如图 11(a)所示。压缩试验严格为单轴且无额外围压存在，试验数据位于直线 $\sigma = 3P$ 上。图 11(a)中的第一个数据点是材料的最大静水拉伸强度，每个试样相同。当 T 与每个数据点连接时，每条直线的斜率变化代表应变率效应。将试验数据点归一化到相同压力 $P=0.2$ GPa，以消除压力对试验数据的影响。获得的数据点如图 11(b)所示，直线斜率代表材料的应变率敏感性。参考应变率取 1.0 s^{-1} ，可得 $C=0.00316$ 。



(a) Plots of σ - P curves at different strain rates

(b) Relationship of equivalent stress and strain rate

图 11 应变率敏感系数 C 的拟合

Fig.11 Fitting of the strain rate sensitivity coefficient C

当材料未破坏($D=0$)时，其无损强度方程会经过 $(-T^*, 0)$ 和不同应变率下的 (P^*, σ^*) 。以轴向压缩试验数据为基础拟合未损伤材料的强度模型，可得 $A=0.92$ ， $N=0.71$ 。

当材料完全破坏($D=1$)时，在实验室条件下测试破坏强度是困难的，式(12)的参数 B 和 M 通常根据数值模拟与试验结果的比较间接获得。钢化玻璃在完全破坏后其表面压应力场消失，可视为普

通退火玻璃，因此本文沿用退火玻璃三轴围压的试验结果^[16]，取 $B=0.36$ 和 $M=0.83$ 。

2.3 连续损伤模型

JH-2 模型中的损伤模型与 Johnson-Cook 的相同，损伤因子 D 可以表示为：

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_p^f} \quad (17)$$

式中： $\Delta \varepsilon_p$ 是每一次积分循环中的等效塑性应变， ε_p^f 是在压力 P 下断裂的塑性应变，其表达式为

$$\varepsilon_p^f = D_1(P^* + T^*)^{D_2} \quad (18)$$

式中： D_1 、 D_2 为损伤常数。

钢化玻璃应变阈值极小， D_1 和 D_2 通常无法通过试验手段直接测得，损伤模型通常通过数值模拟和试验对比确定^[17]。本文采用基于平板撞击试验数据的迭代法进行计算^[18]，表 4 给出了基于平板实验数据确定断裂塑性应变的计算结果。纵向应力 σ_z 和体应变 μ 由文献^[19]给出，且等效应力 σ 满足如下关系式：

$$\sigma = \frac{3}{2}(\sigma_z - P) \quad (19)$$

根据式(10)，损伤因子 D 可表示为：

$$D = \frac{\sigma_i - \sigma}{\sigma_i - \sigma_f} \quad (20)$$

式中：未损伤等效应力 σ_i 和完全损伤等效应力可分别由式(11)和式(12)求解。基于一维应变假设，在到达 Hugoniot 弹性极限前材料为弹性应变，当材料到达 HEL 状态时，满足 $\varepsilon_z^{elastic} = \mu_{HEL}$ ；在超出 HEL 后，总应变中会包含塑性应变分量，关系式为：

$$\varepsilon_z^{total} = \varepsilon_z^{elastic} + \varepsilon_z^{plastic} \quad (21)$$

式中： $\varepsilon_z^{elastic}$ 、 $\varepsilon_z^{plastic}$ 分别为材料的弹性应变和塑性应变。材料在完全损伤下的塑性应变 ε_z^f 为

$$\varepsilon_z^f = \frac{\varepsilon_z^{plastic}}{D} \quad (22)$$

在压力 P 下，断裂塑性应变定义为

$$\varepsilon_p^f = \sqrt{\frac{2}{9} \left[(\varepsilon_x^f - \varepsilon_y^f)^2 + (\varepsilon_x^f - \varepsilon_z^f)^2 + (\varepsilon_y^f - \varepsilon_z^f)^2 + \frac{3}{2}(\gamma_{xy}^{f2} + \gamma_{xz}^{f2} + \gamma_{yz}^{f2}) \right]} \quad (23)$$

式中： ε_x^f 、 ε_y^f 、 ε_z^f 为正应变， γ_{xy}^f 、 γ_{xz}^f 、 γ_{yz}^f 为剪应变。在一维应变下式(23)可简化为

$$\varepsilon_p^f = \frac{2}{3} \varepsilon_z^f \quad (24)$$

将 (P^*, ε_p^f) 代入式(18)进行拟合，可得损伤常数 $D_1=0.019$ ， $D_2=1.77$ ，损伤模型如图 12 所示，可以看出随着压力载荷的增加，钢化玻璃的断裂塑性应变有逐渐增大的趋势。

表 4 基于平板试验数据^[19]确定断裂塑性应变

Table 4 Experimental data^[19] by plate impact tests and the corresponding calculation results

σ_z /GPa	μ	P /GPa	P^*	σ /GPa	σ_i /GPa	σ_f /GPa	D	ε_z^{total}	$\varepsilon_z^{elastic}$	$\varepsilon_z^{plastic}$	ε_z^f	ε_p^f
8.7	0.149	5.00	1.33	5.55	8.79	3.53	0.62	0.130	0.110	0.020	0.032	0.021
9.8	0.181	5.91	1.58	5.83	9.88	4.05	0.70	0.153	0.110	0.043	0.062	0.042
10.6	0.198	6.40	1.71	6.30	10.45	4.33	0.68	0.165	0.110	0.055	0.081	0.054
11.0	0.216	6.93	1.85	6.10	11.06	4.63	0.77	0.178	0.110	0.068	0.088	0.058
11.6	0.224	7.18	1.91	6.64	11.32	4.76	0.72	0.183	0.110	0.073	0.102	0.068
14.2	0.289	9.36	2.50	7.27	13.65	5.93	0.83	0.224	0.110	0.114	0.138	0.092

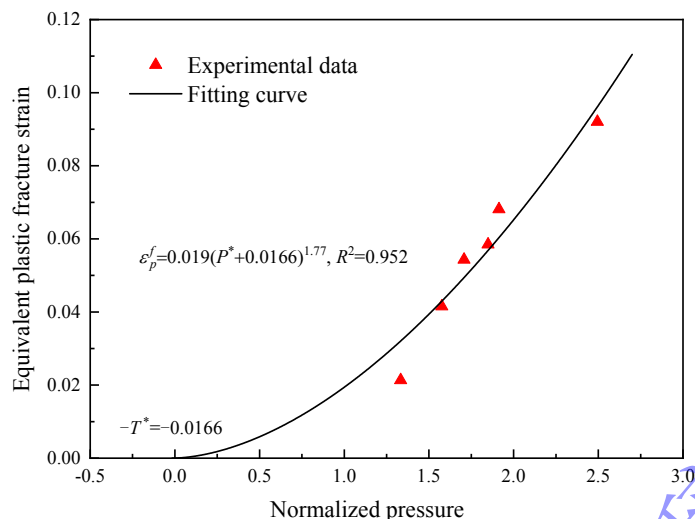


图 12 钢化玻璃的损伤模型
Fig.12 Damage model for tempered glass

3 数值模拟

3.1 激波管试验

作为外场炸药爆炸的替代方案，激波管装置能够很好地模拟炸药在理想状态下产生的远场平面冲击波^[20]。本研究中用于获得可控动态冲击载荷的激波管装置如图 13 所示。该装置由一个刚性长圆筒组成，分为高压驱动段和低压驱动段，两者由隔膜分隔。通过对高压段加压，在隔膜两侧产生压力差。当该压力差达到临界值时隔膜破裂，随后高压气体产生冲击波沿低压段传播并对试件施加冲击载荷，由标定完成的 PCB 传感器记录入射和反射压力时程曲线。采用 MEMRECAM ACS-1 高速摄影仪观察试样的失效过程，帧率设置为 60 kHz。激波管炮口直径为 80 mm，钢化玻璃圆板试样直径 100 mm 厚 2 mm，边界条件为四周固支，通过两块钢制法兰盘进行夹持，试样两侧黏附橡胶垫圈以避免应力集中。

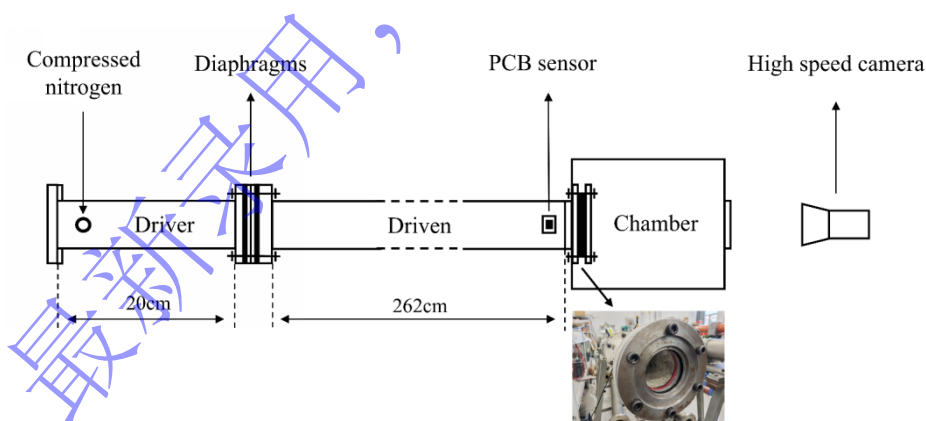


图 13 激波管装置示意图

Fig.13 Schematic diagram of the shock tube apparatus

3.2 有限元模型

基于 LS-DYNA 有限元软件，对 JH-2 本构模型参数的有效性进行验证，有限元模型如图 14 所示。仿真条件与试验设置保持一致，边界条件为四周固支约束，钢化玻璃使用 Lagrange 网格。对厚度方向网格层数进行收敛性分析，如图 15 所示，随着轴向网格层数的增多，板中心位移逐渐下降并趋于一个稳定的值，其中 5 层网格和 10 层网格的计算结果仅相差 2.44%。综合考虑计算精度和时间，厚度方向设置为 5 层网格，网格总数设置为 39200 个。本文数值模拟采用的 JH-2 模型参

数如表 5 所示。

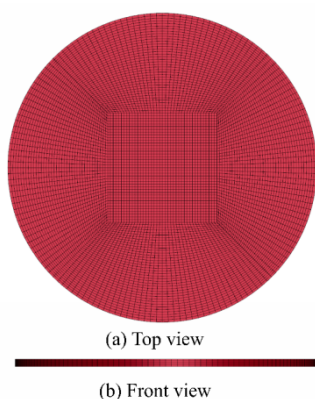


图 14 有限元模型

Fig.14 Finite element model

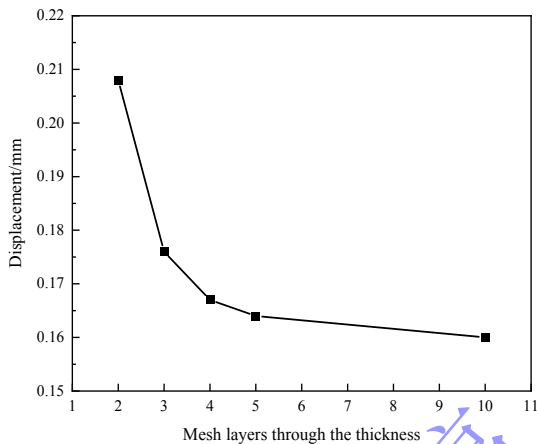


图 15 厚度方向网格层数收敛性分析

Fig.15 Convergence study of mesh layers in the thickness direction of glass

表 5 钢化玻璃 JH-2 模型参数

Table 5 Parameters of the JH-2 constitutive model for tempered glass

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	G/GPa	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa	T/GPa	$\sigma_{\text{HEL}}/\text{GPa}$	$P_{\text{HEL}}/\text{GPa}$
2530	29.3	42.6	-87.7	181	0.054	7.5	3.75
A	B	C	M	N	D_1	D_2	S_{fmax}
0.92	0.36	0.00316	0.83	0.71	0.019	1.77	0.5

CONWEP 是一款依据美国军方常规武器防护标准开发的爆炸冲击波计算程序，其可靠性已被广泛验证，用于高效计算各类爆炸载荷^[21-22]。本文采用 CONWEP 模型实现爆炸载荷加载，对试样施加理想平面冲击波载荷，通过设定合适的炸药量和爆心距匹配每个工况测得的反射超压时程曲线，对比相同载荷下试验和仿真的破坏情况。

3.3 结果分析

本次试验总共对钢化玻璃进行了 8 次冲击载荷测试，激波管典型压力时程曲线如图 16 所示，试验结果和仿真结果由表 6 给出。表中 P_{max} 为反射超压峰值， t_+ 为正压作用时间， I_+ 为正反射冲量，观察试样 2-2 的破坏历程发现起裂位置严重偏离圆心，为紧固时应力集中导致实测阈值偏低，因此视为异常工况。其余 7 个工况的试验结果与仿真结果的破坏状态保持一致，验证了本构模型参数的有效性。以冲击波到达时刻为零时刻，试样 2-7 破坏过程的应力云图和损伤云图如表 7 所示。结果表明，钢化玻璃试样在受到理想平面冲击波加载时从圆心起裂， $t=87 \mu\text{s}$ 时，钢化玻璃内部的应力波强度超过 Hugoniot 弹性极限，内部微裂纹汇集并开始产生宏观裂纹。破坏过程中出现了星芒状的径向裂纹与蝴蝶状的周向裂纹，且两者的密集度随着时间推移而同步增加。

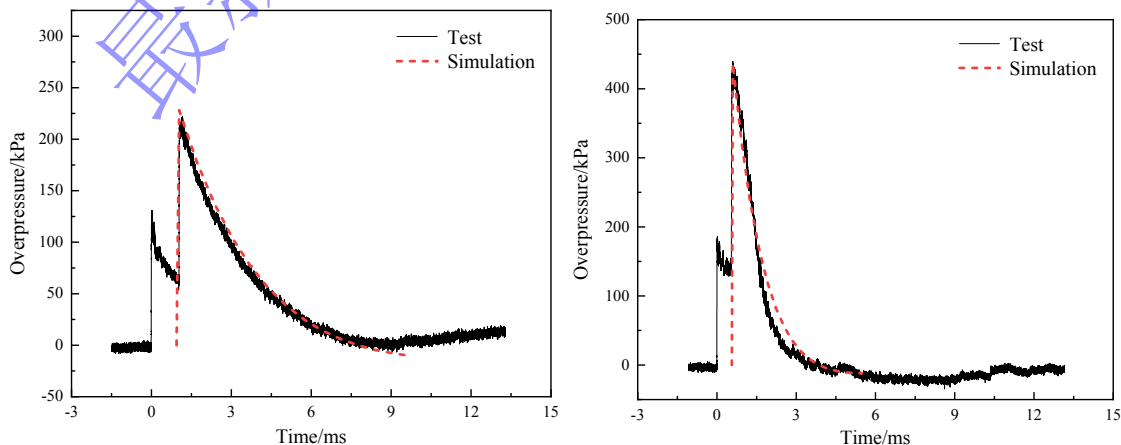


图 16 激波管典型压力时程曲线

Fig.16 Typical shock tube pressure profile

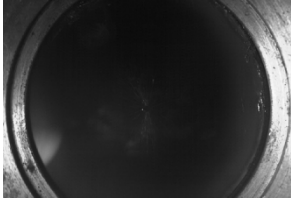
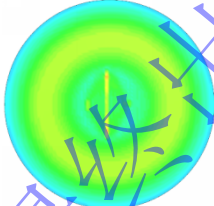

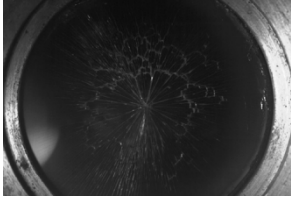
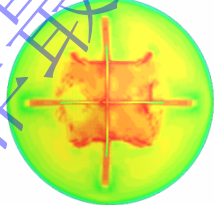
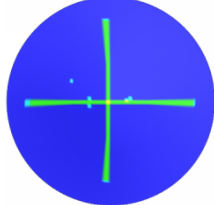
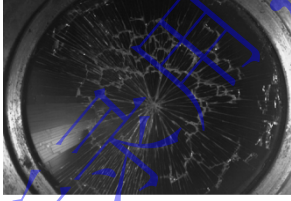
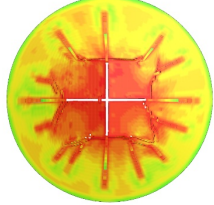
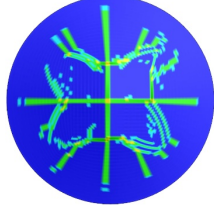
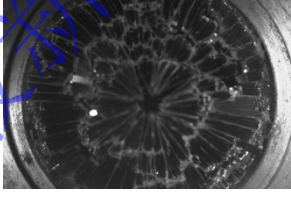
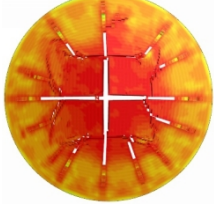
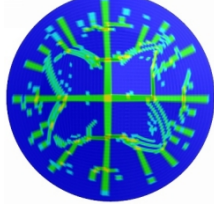
表 6 试验与仿真预测结果对比

Table 6 Comparison of test and simulation predicted results

No.	P_{\max}/kPa	t_+/ ms	$I_+/\text{kPa} \cdot \text{ms}$	Fracture(test)	Fracture(simulation)
2-1	98	5.2	198	×	×
2-2	163	2.5	96	√	×
2-3	89	5.1	177	×	×
2-4	220	6.8	512	×	×
2-5	185	6.1	379	×	×
2-6	332	3.4	348	√	√
2-7	417	3.3	421	√	√
2-8	800	4.8	1008	√	√

表 7 钢化玻璃破坏过程应力云图和损伤云图

Table 7 Stress and damage contours during the fracture process of tempered glass

Time/ μs	Fracture morphology	Stress contour	Damage contour
1			
285			
440			
650			

试样 2-7 在 440 μs 时的损伤云图与使用其他文献模型参数的结果对比如图 17 所示, (c)中试样未观察到损伤, 证明 Holmquist 高估了材料的强度; (d)的结果显示试样从边缘起裂, 表明其模型参数对钢化玻璃材料破坏行为的预测存在偏差或不适用于其他玻璃。通过对比文献数据, 进一步验证了本文所得模型参数的有效性。

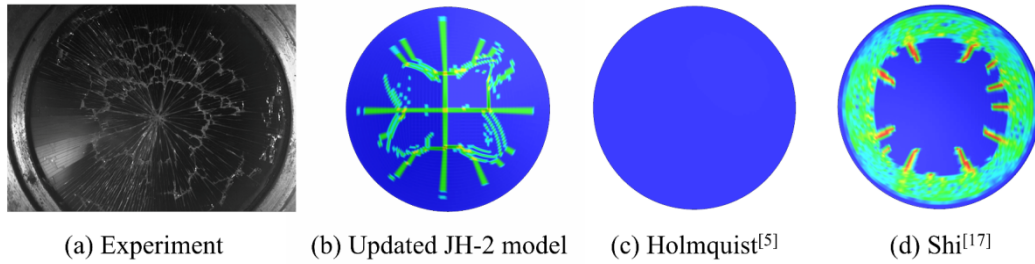


图 17 本文与其他文献模型参数损伤云图对比

Fig.17 Comparison of model parameter damage contours between this study and other literature

3.4 P-I 毁伤准则

超压-冲量 (P-I) 毁伤准则因能同时考虑超压峰值与正反射冲量, 可以更全面地描述结构在爆炸荷载下的真实响应与破坏机理, 从而克服了单一超压或冲量准则的局限性^[23]。该毁伤准则由 P-I 等毁伤曲线描述, 基于本研究计算得到的 JH-2 本构模型参数, 在确定 P-I 等毁伤曲线的临界点时, 采用了固定超压的数值搜索策略^[24]; 在选定一个特定超压值后, 基于 LS-DYNA 平台通过 CONWEP 计算程序输入不同的炸药当量与爆心距组合以调整冲量的大小, 定位由安全区进入失效区的临界状态。若当前数值解位于安全区内, 则逐步增加冲量直至组合点进入失效区; 反之, 若当前组合已处于失效区, 则逐步降低冲量直至退回安全区边界。最终, 得到该规格钢化玻璃的一系列临界超压-冲量数值解, 如表 8 所示。

表 8 临界超压-冲量数值解

Table 8 Numerical solution for the critical overpressure-impulse threshold

No.	P_{\max}/kPa	$I_+/ \text{kPa}\cdot\text{ms}$	No.	P_{\max}/kPa	$I_+/ \text{kPa}\cdot\text{ms}$
1	236	4476	8	312	78
2	237	630	9	352	62
3	241	332	10	417	53
4	262	275	11	478	45
5	272	170	12	660	40
6	285	152	13	1814	37
7	302	109	14	4025	36

一般地, P-I 等毁伤曲线的经验公式^[25]为

$$(P - P_0)(I - I_0) = A \left(\frac{P_0 + I_0}{2} \right)^\beta \quad (25)$$

式中: A , β 是与结构尺寸和破坏等级有关的常数, P_0 , I_0 分别为反射超压峰值与正反射冲量的渐近线值。

由表 7 的计算结果, 取超压渐近线 $P_0=235$ kPa, 冲量渐近线 $I_0=35$ kPa·ms。通过对临界数值解进行拟合, 得到该规格钢化玻璃的 P-I 曲线经验公式为:

$$(P - 235)(I - 35) = 2.36 \left(\frac{235 + 35}{2} \right)^{1.49} \quad (26)$$

根据超压-冲量毁伤准则, P-I 等毁伤曲线将坐标空间分成两个区域, 左下方为安全区, 右上方为破坏区。若超压峰值低于临界值 235 kPa, 即使冲量值很高, 钢化玻璃也不会破坏; 同理, 若正反射冲量低于临界值 35 kPa·ms, 即使超压峰值很高, 结构也不会失效。P-I 曲线靠近冲量渐近线 $I_0=35$ kPa·ms 的部分为脉冲加载区, 材料最大响应取决于载荷冲量, 常见于高能炸药的近场和接触爆炸; 靠近超压渐近线 $P_0=235$ kPa 的部分为准静态加载区, 结构有充足的时间到达最大变形, 最大响应取决于载荷超压峰值, 常见于大型燃料空气爆炸和大型炸药的内爆; 两者的过渡部分为动态加载区, 破坏阈值由超压和冲量共同决定。为验证获得的钢化玻璃 P-I 毁伤准则的有效性, 将激波管试验的结果绘制于图中。如图 18 所示, 所有试验落点均与数值预测结果吻合, 验证了所建立钢

化玻璃 P-I 等毁伤曲线的有效性。

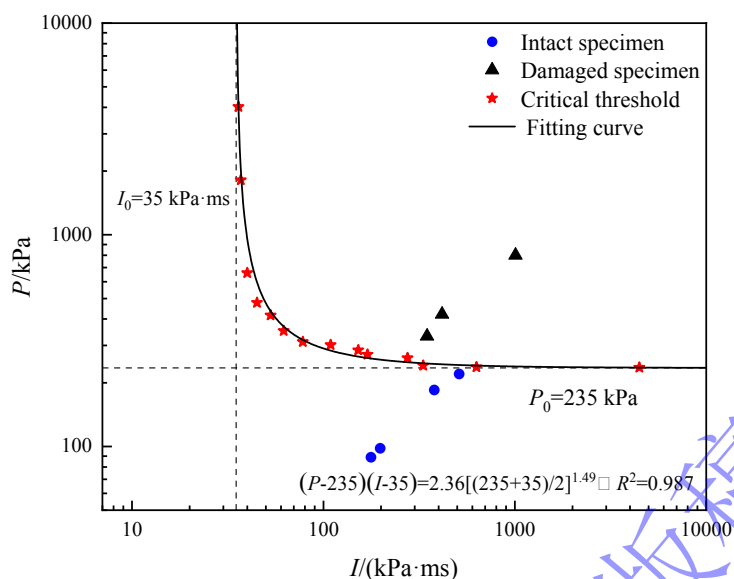


图 18 2 mm 钢化玻璃的 P-I 等毁伤曲线

Fig.18 Pressure-Impulse diagram for 2 mm thick tempered glass

4 结论

本文围绕钢化玻璃在爆炸冲击波作用下的失效行为与毁伤准则问题，开展了力学试验、本构模型参数、爆炸冲击试验以及 P-I 毁伤准则的构建研究。主要结论如下：

(1) 钢化玻璃在高应变率加载条件下表现出显著的应变率效应，其失效应变随应变率的增大而明显提高，动态加载下失效应变增大，范围在 0.019~0.026 之间，最小值相比准静态提高了 110%，断口形貌分析表明，微裂纹在断裂源处萌生并不断扩展、分叉和汇集，最终形成宏观裂纹，符合 JH-2 模型的连续损伤假设；

(2) 基于准静态与动态力学试验结果获得了 JH-2 本构模型参数，通过激波管试验与数值模拟结果对比，在 7 个有效工况下试样的破坏状态与仿真结果保持一致，表明获得的 JH-2 模型参数能够较好地描述钢化玻璃在爆炸冲击波作用下的动态响应，通过与其他文献数据的对比进一步验证了模型参数的有效性；

(3) 基于验证后的本构模型参数，计算得到了四周固支 2 mm 钢化玻璃圆板在冲击波作用下的 P-I 等毁伤曲线，结果表明，该规格下钢化玻璃的超压和冲量临界破坏阈值分别为 235 kPa、35 kPa·ms，不同支承方式和形状尺寸钢化玻璃结构的 P-I 等毁伤曲线有待进一步研究。

参考文献

- [1] 刘志海, 胡桂萍. 钢化玻璃发展现状及趋势 [J]. 玻璃, 2004(02): 49-52.
LIU Z H, Hu G P. Development status and trends of tempered glass [J]. Glass, 2004, (02): 49-52.
- [2] SHIM G I, KIM S H, EOM H W, et al. Improvement in ballistic impact resistance of a transparent bulletproof material laminated with strengthened soda-lime silicate glass [J]. Composites (Part B): Engineering, 2015, 77: 169-178.
- [3] 何建辉. 钢化玻璃在建筑上的应用 [J]. 玻璃, 2012, 39(12): 46-49.
HE J H. Application of tempered glass in architecture [J]. Glass, 2012, 39(12): 46-49.
- [4] JOHNSON G R, HOLMQUIST, T J. Response of boron carbide subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [J]. Journal of Applied Physics, 1999, 85(12): 8060-8073.
- [5] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, GRADY D E, et al. High strain rate properties and constitutive

- modeling of glass [C]//Mayseless M, Bodner S R. Proceedings of 15th international symposium on ballistics, Jerusalem, Israel, 1995: 234-44.
- [6] DANDEKAR D P. Index of refraction and mechanical behavior of soda lime glass under shock and release wave propagations [J]. *Journal of Applied Physics*, 1998, 84(12): 6614-6622.
- [7] ALEXANDER C S, CHHABILDAS L C, REINHART W D, et al. Changes to the shock response of fused quartz due to glass modification [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(12): 1376-1385.
- [8] ZHANG X H, HAO H, MA G W. Dynamic material model of annealed soda-lime glass [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 77: 108-119.
- [9] 程文煜. 超薄汽车防护玻璃结构优化及仿真设计 [D]. 浙江大学, 2016: 25-46.
CHENG W Y. Structural optimization and simulation design of ultra-thin automotive protective glass [D]. Zhejiang University, 2016: 25-46.
- [10] 国家质量监督检验检疫总局, 国家标准化管理委员会. 建筑用安全玻璃: GB/T 15763-2005 [S]. 北京: 中国标准出版社, 2005.
General Administration of Quality Supervision, Inspection and Quarantine, Standardization Administration of the People's Republic of China. Safety glazing in building: GB/T 15763-2005 [S]. Beijing: Standards Press of China, 2005.
- [11] 赫尔·D. 断口形貌学——观察、测量和分析断口表面形貌的科学 [M]. 李晓刚, 董超芳, 杜翠薇, 译. 北京: 科学出版社, 2009: 262-273.
HULL D. Fractography - Observing, Measuring and Interpreting Fracture Surface Topography [M]. LI X G, DONG C F, DU C W, et al., Jr. Beijing: Science Press, 2009: 262-273.
- [12] 钟群鹏, 赵子华. 断口学 [M]. 北京: 高等教育出版社, 2006: 314-169.
ZHONG Q P, ZHAO Z H. Fracture surface topography [M]. Beijing: Higher Education Press, 2006: 314-169.
- [13] 杨震琦, 庞宝君, 王立闻, 等. JH-2 模型及其在Al₂O₃陶瓷低速撞击数值模拟中的应用 [J]. *爆炸与冲击*, 2010, 30(5): 463-471.
YANG Z Q, PANG B J, WANG L W, et al. JH-2 model and its application to numerical simulation on Al₂O₃ ceramic under low-velocity impact [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2010, 30(5): 463-471.
- [14] GRADY D E, CHHABILDAS L C. Shock-wave properties of soda-lime glass [R]. Albuquerque: Sandia National Laboratories, 1996: 4-6.
- [15] RENGANATHAN P, DUFFY T S, GUPTA Y M. Hugoniot states and optical response of soda lime glass shock compressed to 120GPa [J]. *Journal of Applied Physics*, 2020, 127(20): 205901.
- [16] 史刘彤, 黄友奇, 高玉波, 等. 含损伤的无机防弹玻璃的JH2 本构模型 [J]. *高压物理学报*, 2024, 38(04): 114-125.
SHI L T, HUANG Y Q, GAO Y B, et al. JH-2 constitutive model for inorganic bulletproof glass with damage [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2024, 38(4): 114-125.
- [17] 吴嘉炜. 基于蓝宝石JH-2 本构模型的透明复合装甲性能研究 [D]. 南京航空航天大学, 2023: 36-39.
WU J W. Research on performance of transparent composite armor based on sapphire JH-2 constitutive model [D]. Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 2023: 36-39.
- [18] HOLMQUIST T J, TEMPLETON D W, BISHNOI K D. Constitutive modeling of aluminum nitride for large strain, high strain rate, and high-pressure applications [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 25(3): 211-231.
- [19] HIERMAIER S, SCHÄFER F, BAUER S. New insights into the failure front phenomenon and the equation of state of soda-lime glass under planar plate impact [J]. *Journal of Dynamic Behavior of*

- Materials, 2021, 7(1): 81-106.
- [20] Osnes K B, Børvik T, Hopperstad O S. Shock tube testing and modelling of annealed float glass [C]//EPJ Web of Conferences. Les Ulis: EDP Sciences, 2018: 01035.
- [21] 崔子鑫, 李海超, 庞彧, 等. Conwep算法和压力时程曲线荷载施加法在爆炸毁伤分析中的适用性 [J]. 军事交通学院学报, 2021, 23(1): 88-94.
CUI Z X, LI H C, PANG Y, et al. Applicability of Conwep algorithm and pressure-time curve load application method in explosion damage analysis [J]. Journal of Military Transportation University, 2021, 23(1): 88-94.
- [22] 尚雨露, 徐轩, 张帝, 等. CONWEP与流固耦合爆炸加载差异性及其砌体墙动力响应特征 [J]. 兵工学报, 2023, 44(12): 3897-3908.
SHANG Y L, XU X, ZHANG D, et al. The loading discrepancies in CONWEP and fluid-structure interaction methods and the dynamic response characteristics of masonry wall [J]. Acta Armamentarii, 2023, 44(12): 3897-3908.
- [23] 冯顺山, 王芳, 等. “超压-冲量”毁伤准则及其等毁伤曲线研究 [J]. 弹箭与制导学报, 2003, 23(2): 126-130.
FENG S S, WANG F, et al. "Overpressure-Impulse" damage criterion and its iso-damage curves [J]. Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance, 2003, 23(2): 126-130.
- [24] Ng P H, Krauthammer T. Pressure-impulse diagrams for reinforced concrete slabs: PTC-TR-002-2004 [R]. University Park, PA: Protective Technology Center, Pennsylvania State University, 2004.
- [25] 董尚委. 建筑玻璃的抗爆特性研究 [D]. 中国地震局工程力学研究所, 2019: 71-80.
DONG S W. Study on blast-resistant characteristics of architectural glass [D]. Harbin: Institute of Engineering Mechanics, China Earthquake Administration, 2019: 71-80.

JH-2 Constitutive Model Parameters and Blast Damage Criterion for Tempered Glass

DU Haoyuan, HAN Lei, REN Yunyan, JIANG Bonan

(State Key Laboratory of Explosion Science and Safety Protection, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: Tempered glass is widely used in building structures, and its failure behavior under blast loading is crucial for safety design and explosion damage assessment. In this study, the mechanical responses and failure mechanisms of tempered glass under quasi-static and high strain-rate loading were investigated using a universal testing machine, a split Hopkinson pressure bar, and scanning electron microscopy. Based on the experimental results, the parameters of the Johnson-Holmquist-Ceramics (JH-2) constitutive model were determined for tempered glass. Controlled blast loading experiments were subsequently conducted using a shock tube, and a finite element model was established to simulate the dynamic response and damage process. Comparisons between experimental observations and numerical results confirmed the validity of the calibrated constitutive parameters. Using the validated model parameters, numerical simulations were performed to establish the pressure-impulse (P-I) damage curve for a clamped tempered glass plate subjected to blast shock waves. The results provide a theoretical basis for the blast-resistant design and damage assessment of tempered glass structures.

Keywords: tempered glass; mechanical properties; JH-2 constitutive model; pressure-impulse damage

criterion

最新录用，非最终出版稿