

# 爆炸作用下框支式聚乙烯醇缩丁醛夹层玻璃的破坏模式

陈星<sup>1,2</sup>, 陈素文<sup>1,2</sup>, 李国强<sup>1,2</sup>

(1. 同济大学土木工程防灾国家重点实验室, 上海 200092; 2. 同济大学土木工程学院, 上海 200092)

**摘要:** 以工程中广泛应用的框支式聚乙烯醇缩丁醛(Polyvinyl butyral, PVB)夹层玻璃为对象, 通过有限元分析, 结合场地爆炸试验, 对爆炸作用下框支式PVB夹层玻璃的破坏模式展开了系统研究。首先采用LS-DYNA软件建立了框支式PVB夹层玻璃受爆响应的有限元分析模型, 分析发现PVB夹层玻璃在不同爆炸作用下可能发生整体型破坏、局部型(冲切型)破坏或混合型破坏模式, 不同破坏模式与PVB撕裂时刻的面板残余动能比相关。进一步通过场地爆炸试验对不同破坏模式进行验证。结果可为框支式PVB夹层玻璃幕墙的抗爆设计提供参考。

**关键词:** 爆炸作用; 夹层玻璃; 破坏模式; 数值模拟; 场地爆炸试验

中图分类号: TU382; TU524

文献标志码: A

## Failure Mode of Framed Polyvinyl-Butyral-Laminated Glass Subjected to Blast Loading

CHEN Xing<sup>1,2</sup>, CHEN Suwen<sup>1,2</sup>, LI Guoqiang<sup>1,2</sup>

(1. State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China; 2. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

**Abstract:** In this paper, a systematic study on the failure mode of framed PVB laminated glass, which is commonly used in practical engineering, is conducted based on dynamic nonlinear finite element analysis and field blast test. First, a fine finite element model for simulating framed PVB laminated glass subjected to blast loading is developed using LS-DYNA. Based on numerical analysis, three different failure modes, i. e. global failure, local (punching) failure, and mixed failure, are identified for framed PVB laminated glass in different explosions. The

failure mode is found to be dependent on the residual energy ratio of the laminated glass at PVB rupture. Furthermore, the identified failure modes are verified by a series of field blast tests. The results of this study can provide reference for practical engineering blast resistant design of framed PVB laminated glass curtain wall.

**Key words:** blast loading; laminated glass; failure mode; numerical analysis; field blast test

爆炸作用下建筑玻璃幕墙的安全性是近年来人们关注的热点问题。普通玻璃在爆炸作用下易破碎并产生高速飞溅碎片, 造成二次伤害。采用夹层玻璃可以有效减少玻璃碎片飞溅, 且通过夹层材料变形可有效耗散爆炸能量, 提升抗爆性能, 因此在大型公共建筑中得到广泛应用。

国内外许多学者针对聚乙烯醇缩丁醛(Polyvinyl butyral, PVB)夹层玻璃的抗爆性能开展了研究。理论研究方面, Cormie等<sup>[1]</sup>及Morison<sup>[2]</sup>建立了PVB夹层玻璃破碎前及破碎后阶段的抗力曲线, 并结合等效单自由度法分析了爆炸作用下PVB夹层玻璃的动态响应<sup>[1-2]</sup>。但分析中仅考虑整体型破坏模式, 忽略了冲量区爆炸荷载作用下可能发生的冲切型破坏, 因此难以准确获得冲量区荷载作用下PVB夹层玻璃的动态响应。

此外, 国内外学者采用场地试验<sup>[3-5]</sup>、激波管试验<sup>[6-8]</sup>和模爆器试验<sup>[9]</sup>等方式对PVB夹层玻璃的抗爆性能进行了大量研究。研究中涵盖了不同面板类型(浮法玻璃、钢化玻璃)、不同的支承形式(框支式、点支式)。研究重点多集中于夹层玻璃的动态响应、破坏模式以及夹层玻璃的抗爆性能评估。试验所量

收稿日期: 2020-07-30

基金项目: 国家自然科学基金面上项目(51678448)

第一作者: 陈星(1989—), 男, 博士后, 工学博士, 主要研究方向为建筑玻璃幕墙抗爆。E-mail: 14cx@tongji.edu.cn

通信作者: 陈素文(1974—), 女, 教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为钢结构抗震和工程结构抗爆。

E-mail: swchen@tongji.edu.cn



论文  
拓展  
介绍

测到的超压时程和面板位移时程多用于验证有限元模型的验证以及后续分析。但已有的试验研究多限于个别爆炸荷载工况,尚未系统地观测不同爆炸荷载下PVB夹层玻璃的动态响应特性及破坏模式。

在数值研究方面,通常采用弥散模型<sup>[10]</sup>、分层壳模型<sup>[11]</sup>、三维实体模型<sup>[12-15]</sup>或壳单元-实体单元耦合模型<sup>[8,16]</sup>等模拟玻璃面板在爆炸/冲击作用下的破碎情况及动态响应。其中三维实体模型可给出较为精确的结果,但同时会消耗较多的计算时间。很多学者通过有限元模拟展开了不同方面的研究,例如不同几何尺寸、材料性能和炸药参数下夹层玻璃板的破坏概率<sup>[17]</sup>;不同边界条件下夹层玻璃的动力特性<sup>[11]</sup>以及建立PVB夹层玻璃中间膜撕裂临界状态的P-I曲线经验公式<sup>[18]</sup>等。关于不同爆炸超压、冲量组合下PVB夹层玻璃面板的破坏模式尚有待完善。

综上所述,已有研究中对爆炸作用下PVB夹层玻璃的破坏模式研究尚不足,关于破坏模式与爆炸超压、冲量间的关系尚不明确,且尚未考虑冲量区爆炸荷载作用下可能发生的局部型及混合型破坏模式,制约了PVB夹层玻璃的抗爆分析和设计。为此,本文拟通过细致的动力非线性有限元分析和场地爆炸试验对不同爆炸作用下框支式PVB夹层玻璃的破坏模式展开系统研究。

## 1 有限元模型

### 1.1 几何模型及边界条件

采用显式动力有限元分析软件LS-DYNA建立爆炸作用下PVB夹层玻璃的三维实体有限元分析模型。如图1所示,面板的平面尺寸为 $a \times b$ ,并由2层厚度为 $h_g$ 的玻璃面板与1层厚度为 $h_i$ 的PVB中间膜组成。夹层玻璃由钢框架进行夹持,钢板厚度为5mm,夹持深度为50mm。根据实际工程构造,在边框和玻璃面板间建立厚度为2mm的硅酮结构胶层。

模型中约束边框外表面节点的3个平动自由度,以模拟边框完全固定的情况。需要注意的是这一边界条件只适用于刚性幕墙支承结构。对于柔性幕墙支承结构的情况(如索网支承体系等),支承结构的变形可能对夹层玻璃板的动力响应和破坏模式产生较大影响。

模型中各接触面(包含玻璃与PVB夹层、结构胶与玻璃以及结构胶与钢框架3种接触面)均采用共节点处理。由于夹层玻璃在制作过程中会经历高

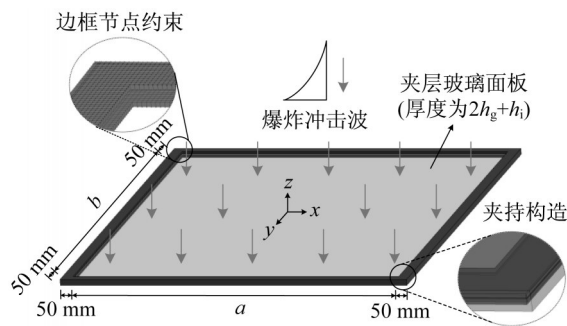


图1 有限元模型

Fig. 1 Finite element model

温高压,进而产生较强的粘结应力,一般不会对玻璃破碎前发生脱胶或粘结滑移(图2),因此在模型可不考虑PVB与玻璃粘结界面的分离<sup>[19]</sup>。另外,模型中通过共节点方式来模拟结构胶-玻璃以及结构胶-钢框架间的界面粘结,不考虑脱胶,结构胶自身的破坏通过设定失效准则进行模拟。



图2 破碎后夹层玻璃的碎片黏结情况<sup>[5]</sup>

Fig. 2 Fragment adhesion of cracked laminated glass<sup>[5]</sup>

### 1.2 爆炸冲击荷载

爆炸发生后,能量以冲击波的形式向周围传播,当冲击波传播到空间某点后,该处压力会在极短时间内上升至超压峰值,然后随时间快速降低,甚至低于环境压力,形成负压区,然后回升至环境压力。压力变化过程如图3所示<sup>[1]</sup>。

在常用高级炸药的爆炸过程中,冲击波超压作用时间往往很短,常采用等效冲量的简化方法,即根据正冲量等效的原则,将爆炸冲击荷载等效成简化倒三角荷载,并忽略了负压段作用。有研究表明,负压段对玻璃面板的动态响应可能造成较大影响,在反向运动过程中,弹性恢复力与爆炸荷载的负压段联合作用,可能导致玻璃面板发生反向破坏<sup>[20-21]</sup>。但也有研究表明,负压段对于刚性支承夹层玻璃的动态响应、能量吸收和支承反力影响不大<sup>[22]</sup>。本文考虑刚性支承边界,因此忽略负压段影响,采用简化倒

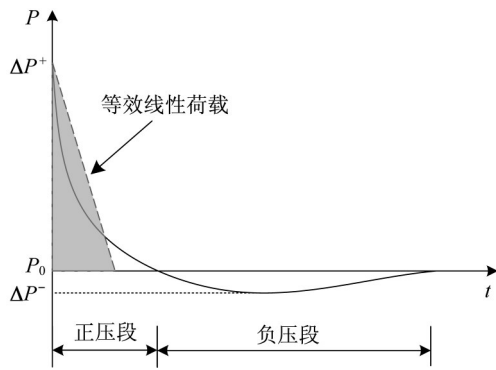


图 3 爆炸冲击荷载压力时程<sup>[1]</sup>

Fig. 3 Pressure time history of blast loading<sup>[1]</sup>

三角爆炸荷载。有限元分析中输入的爆炸荷载参数包括:超压峰值  $p$  (kPa) 以及正冲量  $i$  (kPa·ms)。

本研究主要考虑非近场爆炸的情况,因此将爆炸荷载简化为均匀分布在面板表面的压力,这在非近场爆炸情况下是合理的。在近场爆炸情况下,由于爆源至面板表面各点的距离及入射角度差别较大,会导致面板上的爆炸荷载呈现不均匀分布,且这

种不均匀性不能忽略。但在近场爆炸情况下,通常大家更加关注的是结构构件的破坏而非玻璃幕墙的破坏。

由于爆炸作用到结构上的时间远小于热量传递至结构上所需的时间,分析时忽略爆炸热量的传递。

### 1.3 材料模型及失效准则

有限元模型中包含的材料有浮法玻璃、PVB 中间膜、钢边框及硅酮结构胶垫层,其主要性能参数和材料模型如表 1 所示。

玻璃是一种弹脆性材料,因此采用弹性材料模型,并采用最大主应力破坏准则<sup>[5,8]</sup>。实际上玻璃材料的破坏源于内部微裂纹的发展,整个过程需要一定的时间,因此玻璃材料强度有一定的应变率效应<sup>[23]</sup>。由于本研究考虑非近场爆炸的情况,面板响应速率受自振周期限制,材料的应变率通常不会很高,且玻璃的抗拉强度提高对整体破坏模式不会产生显著影响。综合考虑以上因素,将玻璃的动态抗拉强度统一取为 80MPa<sup>[3,8]</sup>。

表 1 材料参数

Tab. 1 Material parameters

材料	$\rho$ ( $10^3\text{kg/m}^3$ )	$E$ ( $\text{N/m}^2$ )	$\nu$	材料模型	失效准则
浮法玻璃	2.56	$7.2 \times 10^{10}$	0.220	Elastic (Mat_001)	最大主应力 $\sigma_1 = 80 \text{ MPa}$ <sup>[3,8]</sup>
PVB 中间膜	1.10		0.495	*Mat Finite Elastic Strain Plasticity (Mat_112)	最大主应变 $\epsilon_1 = 1.05$ <sup>[24]</sup>
钢材	7.86	$2.1 \times 10^{11}$	0.288	Plastic Kinematic (Mat_003)	
硅酮结构胶	1.00	$3.5 \times 10^6$	0.495	Elastic (Mat_001)	最大主应变 $\epsilon_1 = 1.6$ <sup>[26]</sup>

注: $\rho$ 为密度; $E$ 为弹性模量; $\nu$ 为泊松比;括号内数值为LS-DYNA材料编号。

对于PVB中间膜,在低应变率下可采用超弹性或黏弹性模型模拟,而在高应变率下,PVB会表现出类似于弹塑性材料的屈服现象<sup>[24]</sup>,因此也有学者采用弹塑性模型模拟。根据Chen等<sup>[24]</sup>获得的PVB单轴动态拉伸试验结果,采用分段线性弹塑性模型模拟PVB动态本构关系。不同应变率下PVB的真实应力-真实应变关系拟合曲线与原始试验结果对比见图4。此外,试验结果表明常温下PVB的工程极限应变主要在1.5~2.5范围内,且随应变率上升略有下降<sup>[24]</sup>。因此有限元模型中采用最大主应变失效准则来模拟PVB的撕裂,真实破坏应变取图示试验数据的平均值1.05。

硅酮结构胶是一种常用于建筑玻璃粘结的材料,弹性模量较低,变形能力较强。在低应变速率下,硅酮结构胶与橡胶材料特性相似,可以认为是一

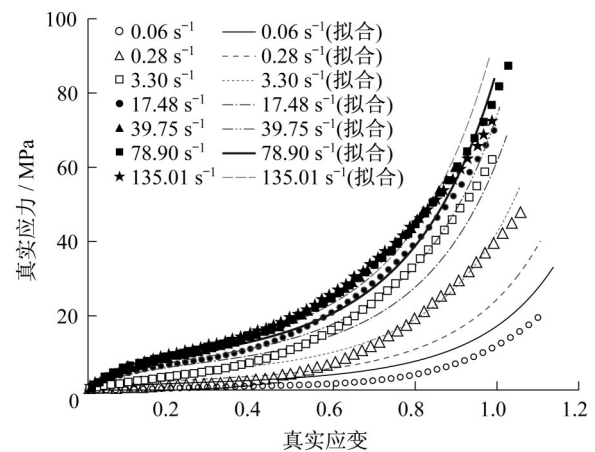


图 4 PVB 夹层材料动态本构关系<sup>[24]</sup>

Fig. 4 Dynamic constitutive relationship of the PVB interlayer<sup>[24]</sup>



种超弹性材料<sup>[8]</sup>。在高应变速率下,硅酮结构胶会表现出“弹塑性”的行为<sup>[25]</sup>。此外,也有研究采用线性弹性材料模拟并取得了满意的结果<sup>[26]</sup>。本研究中采用简化线弹性材料模型模拟硅酮结构胶。根据已有研究<sup>[26]</sup>,结构胶的弹性模量、泊松比和密度分别取为 $E=3.5\text{MPa}$ 、 $\nu=0.495$ 和 $\rho=1\,000\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$ ,并采用最大主应变失效准则,真实破坏应变取为1.6。

模型中采用单元删除算法来模拟材料失效(玻璃的破碎及PVB中间膜的撕裂),并通过LS-DYNA中的“MAT\_EROSION”关键字来实现。当某单元达到预设的失效准则时(如主应变、主应力、等效应力等),该单元会从模型中删除。各材料失效准则根据已有研究结果确定,汇总于表1。由于本研究主要关注夹层玻璃的动态响应及破坏模式,因此未考虑钢边框的破坏。需要指出,尽管单元删除方法是目前最广泛用于模拟材料破坏的方法,但该方法无法准确地预测材料的裂纹开展模式。这主要是由于采用单元删除算法得到的裂纹模式具有高度的网格依赖性。尽管如此,研究表明该方法对框支式夹层玻璃面板的整体受爆响应影响较小<sup>[8]</sup>。

#### 1.4 单元选取及网格划分

对于有限元模型中的各部分组件,如玻璃面板、PVB中间膜、结构胶垫层和钢边框均采用LS-DYNA中的Solid164单元进行建模。该单元是8节点六面体实体单元,单元每个节点上有3个方向的位移、速度及加速度共9个自由度。该单元可以采用某些节点重复来退化成6节点楔形单元或4节点、5节点锥形单元。这个单元只用于动力显式分析,支持所有许可的非线性特性,且适用于本研究考虑的各种材料模型。

Solid164单元支持全积分算法与缩减积分算法,由于缩减积分可以大幅减少计算时间且计算精度高,因此本研究中采用缩减积分算法进行数值计算。另一方面,缩减积分单元容易产生零能模式(沙漏模式),导致结果无效,因此在数值计算中需要采用沙漏控制来避免零能模式。在LS-DYNA中提供了多种沙漏控制算法,其原理可分为2类,第一类为基于刚性的沙漏控制(增加抵抗沙漏模式的刚度,抑制单元向未变形方向变形);第二类为基于黏性的沙漏控制(在沙漏的方向上施加阻尼,抑制沙漏模式发展)。基于刚性的沙漏控制适用于低速问题,如冲击、碰撞问题等。而基于黏性的沙漏控制适用于高速问题,如爆炸问题等,因此本研究中采用基于黏性的沙漏控制算法。

由于缩减积分单元只在单元的中心有一个积分点,在纯弯受力状态下无法准确模拟厚度上应力分布,因此对玻璃面板沿厚度方向划分3层单元,对PVB中间膜沿厚度方向仅划分1层单元(图5),这是由于PVB中间膜在玻璃破碎之前主要承受剪力,在玻璃破碎后主要承受拉力,1层缩减积分单元可较好地模拟以上2种受力状态下的内力及变形。

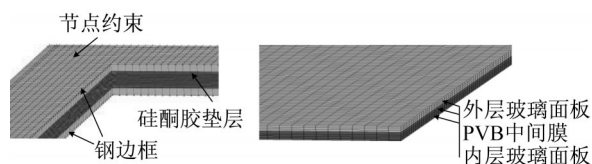


图5 有限元模型网格划分

Fig. 5 Meshing

在有限元分析中,网格尺寸会对计算结果产生影响,因此需进行网格尺寸收敛性分析。分析中选取了从50mm至2.5mm范围内5组不同网格尺寸进行收敛性分析,并通过Kranzer等<sup>[6]</sup>的激波管试验结果进行验证。试验面板尺寸为 $1\,100\text{mm}\times 900\text{mm}$ ,名义厚度为7.52mm(3mm浮法玻璃+1.52mm PVB中间膜+3mm浮法玻璃),边界条件为四边夹持,夹持宽度为50mm。收敛性分析中采用简化倒三角形荷载,爆炸超压为99.5kPa,冲量为 $59.7\text{kPa}\cdot\text{ms}$ <sup>[6]</sup>。各不同网格尺寸下面板中点位移时程汇总于图6。可以看到,当网格尺寸小于10mm时,分析结果逐渐收敛,并与试验量测结果相吻合。

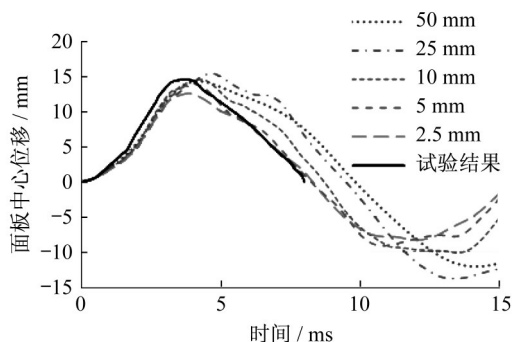


图6 不同网格尺寸下面板中点位移时程

Fig. 6 Displacement time histories at panel center for different grid sizes

采用单元删除法模拟裂纹开展时,裂纹的开展模式具有高度的网格依赖性,因此分析不同网格划分方式(规则矩形网格、规则放射网格和随机网格)的影响。图7给出了不同网格划分方式下的裂纹开展模式,当采用矩形网格时,裂纹趋向于水平和竖直方向开展。而当采用放射性网格时,裂纹趋向于径

向和环向开展。当采用随机网格时,裂纹开展模式介于前 2 种网格之间。但 3 种网格划分方式均反映出面板裂纹主要开展在中心区域。

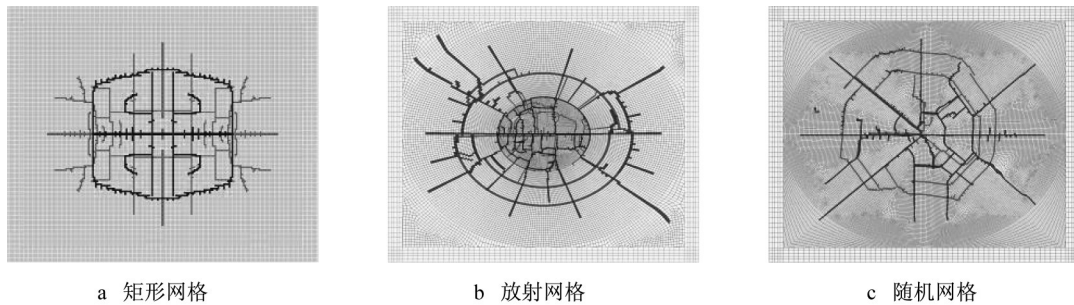


图 7 不同网格划分方式下裂纹开展模式

Fig. 7 Crack patterns for different grid shapes

图 8 中给出了不同网格方式下面板中点的位移时程。可以看到,网格划分方式对面板的位移影响较小。若以面板峰值位移以及到达峰值位移的时间作为判定指标,随机形式的网格划分可以最好地拟合试验结果。主要原因可能是采用随机网格划分可以减弱网格本身形状对裂纹开展方向的影响。

综合考虑面板响应、裂纹模拟效果及计算耗时等因素后,最终采用平面尺寸为 5mm×5mm 的矩形网格进行后续分析。

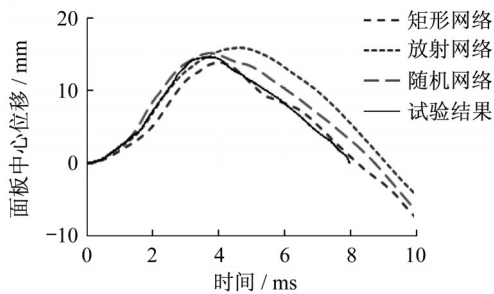


图 8 不同网格划分方式下面板中点位移时程对比

Fig. 8 Displacement time histories at panel center for different grid shapes

## 2 破坏模式分析

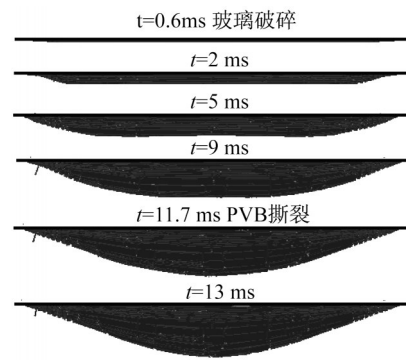
对框支式 PVB 夹层玻璃在不同爆炸作用下的破坏模式进行有限元分析。在实际工程中由于夹层玻璃与边框间的锚固方式及锚固深度不同,在爆炸作用下可能发生锚固破坏,这种锚固破坏应在实际抗爆设计中尽量避免。本文重点关注夹层玻璃自身的破坏,不考虑锚固破坏。

当炸药当量及爆距不同时,所产生的爆炸荷载特性也不同。根据爆炸荷载持时与面板自振周期的比例关系,可将爆炸荷载区分为冲量区荷载、动力区

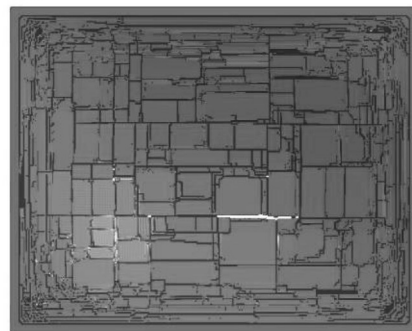
荷载与准静态区荷载。夹层玻璃是由玻璃与 PVB 组成的叠合构件,其破坏状态可分为玻璃破碎和夹层撕裂 2 种,本研究重点关注夹层撕裂状态下的破坏模式。基于有限元分析,框支式 PVB 夹层玻璃在不同爆炸作用下可能发生整体破坏、局部破坏或混合破坏 3 种典型模式。

### 2.1 整体型破坏模式

图 9 展示了整体型破坏模式下 PVB 夹层面板变形的发展过程,对应的爆炸荷载为:  $i=400\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,  $p=1\,000\text{kPa}$ 。模拟结果发现,初始阶段变形集



a 侧视图



b 平面图 ( $t=13\text{ms}$ )

图 9 整体型破坏模式 ( $i=400\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,  $p=1\,000\text{kPa}$ )

Fig. 9 Global failure mode ( $i=400\text{ kPa}\cdot\text{ms}$  and  $p=1\,000\text{ kPa}$ )

中在靠近边框处,并逐渐向中心区域发展。玻璃面板首先在边框附近发生破碎,并向中心区域扩展。由于PVB夹层的粘结作用,破碎后的夹层玻璃仍然能作为一个整体继续变形,最终逐渐发展为整体变形,并在 $t=13\text{ms}$ 时发生PVB撕裂。在动力区荷载的作用下,可观察到同样的破坏模式。整体型破坏模式的特点是面板破碎较为均匀。虽然初期变形主要集中在边框附近,但最终边框附近及中间区域的PVB夹层都参与受力并产生均匀拉伸,最终在中心区域发生PVB撕裂。

## 2.2 局部型破坏模式

当爆炸荷载进一步增加时( $i=700\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,  $p=1\ 000\text{kPa}$ ),夹层玻璃在边框附近形成环带状的损伤区域(图10)。损伤区域初始宽度较小,并随着变形的发展逐渐增大。由于损伤区域内玻璃破碎严重(几乎完全丧失抗弯及抗拉刚度),导致整个面板的抗力只能由损伤区域内PVB夹层提供,最终导致损伤区域内PVB夹层发生撕裂,整个面板脱离边框。

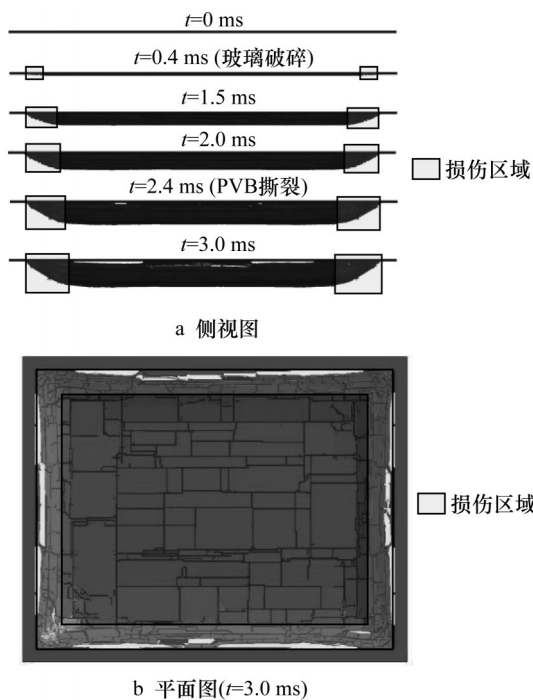


图10 局部型破坏模式( $i=700\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,  $p=1\ 000\text{kPa}$ )  
Fig. 10 Local failure mode ( $i=700\text{ kPa}\cdot\text{ms}$  and  $p=1\ 000\text{ kPa}$ )

可以发现,PVB局部型破坏模式主要是由于爆炸荷载较大时局部变形发展非常迅速,导致面板没有足够的时间发展整体变形。因此局部型破坏模式主要在冲量区荷载作用下发生,在动力区和准静态区荷载作用下较难发生。在这种破坏模式下,爆炸

能量中仅有小部分被玻璃面板破碎以及边界附近损伤区域内的PVB变形所耗散,其余大部分能量转化为面板动能。

## 2.3 混合型破坏模式

在局部型破坏与整体型破坏间存在一种混合破坏模式。如图11所示,当爆炸荷载不足以引起初始阶段PVB局部撕裂时,如 $i=550\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,  $p=1\ 000\text{kPa}$ 工况,夹层玻璃面板将逐渐从局部变形模式转变为整体变形模式,混合破坏发生在这个过渡过程中。该破坏模式主要发生在冲量区和动力区。

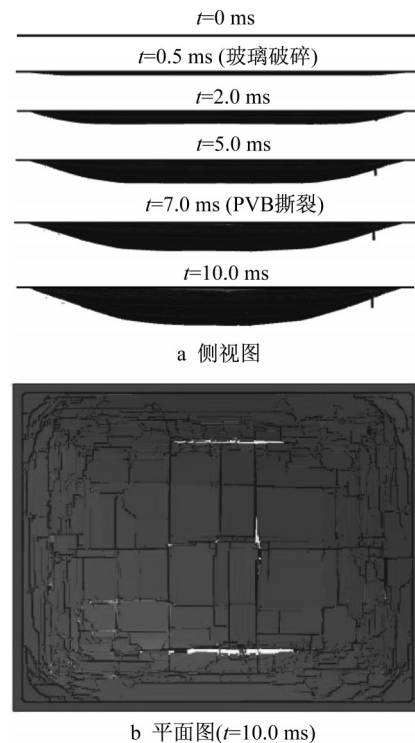


图11 混合型破坏模式( $i=550\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,  $p=1\ 000\text{kPa}$ )  
Fig. 11 Mixed failure mode ( $i=550\text{ kPa}\cdot\text{ms}$  and  $p=1\ 000\text{ kPa}$ )

## 2.4 残余动能比与破坏模式的关系

在夹层玻璃受爆响应过程中,爆炸能量主要转化为面板动能、应变能以及玻璃破碎能。在响应初期,面板获得初始动能,此时变形集中在边界区域,面板应变能较小。当面板到达峰值位移时,面板动能约为零,面板应变能最大。将PVB撕裂时刻夹层玻璃动能与面板总能量的比值定义为残余动能比 $\lambda$ ,即 $\lambda$ 为面板动能除以面板动能、面板应变能之和,可发现:与整体型破坏模式相比,夹层玻璃发生局部型破坏时,PVB撕裂时刻面板的残余动能比显著增加。

图12中给出了不同爆炸反射冲量 $i$ 与残余动能比 $\lambda$ 的关系,图中 $v_i$ 表示不同爆炸反射冲量下的面板



整体抛射速度。在 PVB 撕裂临界状态(对应  $i=377\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,  $p=1\ 000\text{kPa}$ ),所施加的爆炸能量完全转化为破碎后夹层玻璃的内能,最终无残余动能( $\lambda=0$ ),因此 $\lambda=0$ ,这种情况下面板失效模式为整体型破坏。当施加的爆炸冲量增加为  $650\text{kPa}\cdot\text{ms}$ ,夹层玻璃面板发生局部型破坏,抛射速度约为  $25\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ ( $\lambda=0.7$ )。随着爆炸冲量继续增加,面板抛射速度增加,而局部型破坏模式越发突出,而 PVB 撕裂时刻所对应的能量比  $\lambda$  也随之增大。残余动能比与破坏模式之间的相关关系说明,只有当面板残余动能足够大时,才可能发生局部型破坏。

基于参数分析结果,建议采用  $\lambda_c=0.7$  作为面板发生局部型破坏的临界能量比。临界能量比  $\lambda_c$  界定了面板能够发生局部型破坏(冲切破坏)的最小残余动能。根据 2.1 节讨论可知,夹层玻璃面板在爆炸作用下变形模式会由初期的局部变形发展为后期的整体变形。因此若面板发生局部破坏,必然处于初

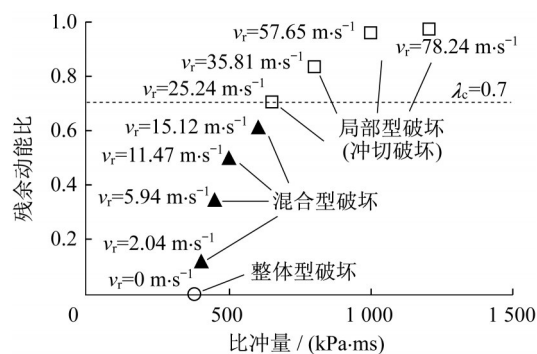


图 12 残余动能比与破坏模式的关系

Fig. 12 Energy ratio versus failure mode

期局部变形阶段。此时面板动能所占比重较高(速度较大),应变能所占比重较低,因此能量比  $\lambda$  较大。如图 13 所示,可以认为只有当  $\lambda$  足够大( $\lambda \geq \lambda_c$ )时,才可能发生局部型破坏;反之,面板将发生整体型破坏( $\lambda=0$ )或混合破坏( $0 < \lambda < \lambda_c$ )。

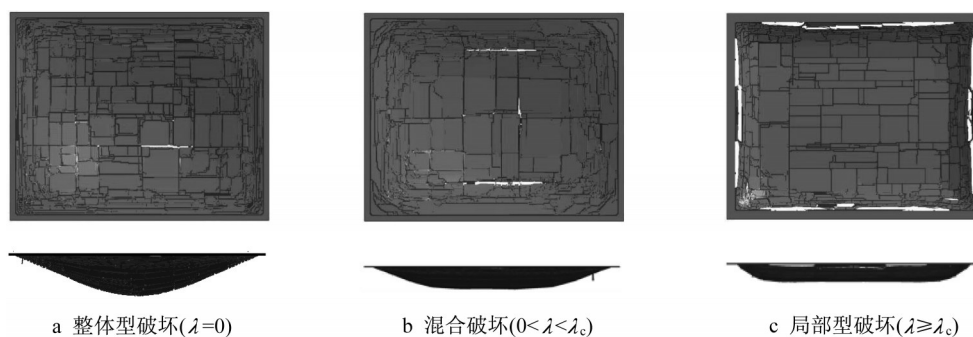


图 13 破坏模式转化

Fig. 13 Transformation of failure mode

### 3 场地爆炸试验

通过系列场地爆炸试验对破坏模式进行验证。试验于野外开阔平坦场地。试验场地布置如图 14 所示,在测试间迎爆面墙体上对称布置了 6 个压力传感器,用于量测爆炸反射超压。测试间背爆面布置了 2 台高速摄像机,用于追踪试验过程中夹层玻璃试件表面的散斑场,并结合三维数字图像相关算法(3D-DIC)来获取试验过程中面板位移场。

试验中采用的夹层玻璃面板尺寸为  $1\ 600\text{mm} \times 1\ 300\text{mm} \times 8.76\text{mm}$ ( $4\text{mm}$  超白玻璃 +  $0.76\text{mm}$  PVB 夹层 +  $4\text{mm}$  超白玻璃)。试件由金刚玻璃有限公司加工,玻璃原片采用南玻超白玻璃, PVB 原片采用 DuPont TMButacite® PVB。为考察框支式 PVB 夹层玻璃在不同爆炸作用下的动态响应特性及破坏模

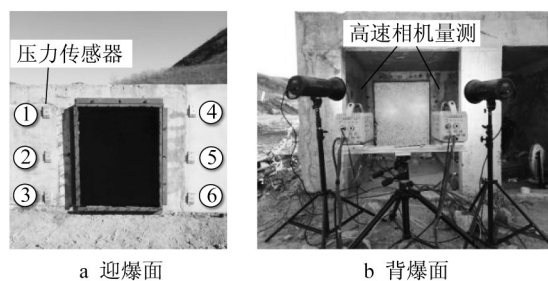


图 14 试验现场布置

Fig. 14 Onsite images

式,本次试验设置 4 个不同爆炸工况,如表 2 所示。

各工况下 PVB 夹层玻璃破坏情况见图 15~17。其中,工况 1( $1\text{kg TNT}@18\text{m}$ )为弹性工况,玻璃面板未发生破碎。工况 2( $5\text{kg TNT}@12\text{m}$ )面板表面呈现平滑的弯曲, PVB 夹层在中间区域撕裂,符合整体型破坏模式。工况 3( $10\text{kg TNT}@10\text{m}$ ) PVB 夹层沿对

表2 场地爆炸试验工况

Tab. 2 Field blasting test scenarios

试验编号	$W/\text{kg}$	$R/\text{m}$	$Z/(\text{m}\cdot\text{kg}^{-1/3})$	$p/\text{kPa}$	$i/(\text{kPa}\cdot\text{ms})$
1	1	18	5.85	12.39	29.10
2	5	12	3.71	50.20	119.53
3	10	10	2.94	108.40	264.10
4	10	8	2.57	169.00	407.80

注:  $W$ 为等效TNT当量;  $R$ 为爆炸距离;  $Z$ 为比例爆距;  $p$ 为超压峰值;  $i$ 为正冲量

角线及上、下边框处撕裂。上部碎块仅靠中间区域与其余部分连接,几乎脱离,下部碎块脱离为混合型破坏模式。工况4(10kgTNT@8m)中PVB沿上、下、右边框附近撕裂,面板中心区域无PVB夹层撕裂,为局部型破坏模式。

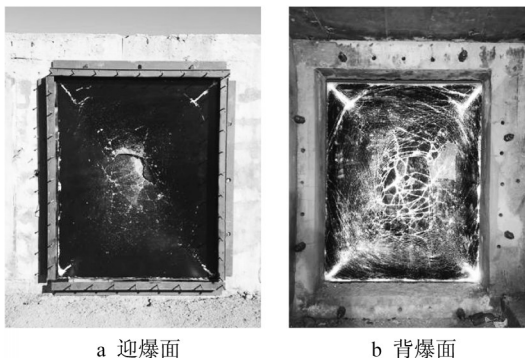


图15 整体破坏(5kg@12m)

Fig. 15 Global failure (5 kg@12 m)



图16 混合型破坏(10kg@10m)

Fig. 16 Mixed failure (10 kg@10 m)

进一步观察面板表面裂纹分布(图18a)可以发现,工况2~4中均主要呈现对角线裂纹与环形裂纹交错的裂纹模式。由于整体型破坏模式下(工况2)夹层玻璃面板变形均匀,因此表面的玻璃碎片尺寸及分布都比较均匀。局部型破坏模式下(工况4),由于变形主要集中于边框附近,因此该区域内碎片分布密集,而中心区域碎片尺寸相对较大且数量较少。混合破坏模式下(工况3)碎片尺寸及分布区域介于

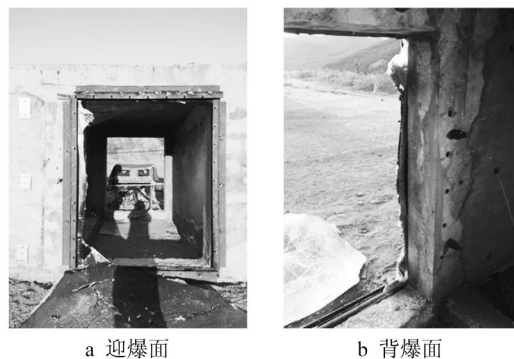


图17 局部型破坏(10kg@8m)

Fig. 17 Local failure (10 kg@8 m)

整体型和局部型破坏模式之间。

基于有限元分析(有限元模型见第1节)对场地爆炸试验的工况2~4进行了模拟。爆炸荷载采用忽略负压段的简化倒三角荷载,荷载参数根据实测超压时程确定,详见表2。如图18所示,有限元模拟得到的破坏模式与试验观测结果一致。基于有限元结果,进一步提取了工况2~4中PVB撕裂时刻面板的动能与应变能,计算得到各工况下的残余动能比 $\lambda$ 分别为0.21、0.42及0.72,与前文提出的局部型破坏模式的临界能量比 $\lambda_c=0.7$ 相符。

## 4 结论

首先建立了精细的动力非线性有限元模型,系统分析确定了框支式PVB夹层玻璃在不同爆炸作用下可能出现的破坏模式,并通过场地爆炸试验进行了验证。主要结论如下:

(1)通过单元收敛性分析确定了满足分析精度的最大网格尺寸(不大于 $5\text{mm}\times 5\text{mm}$ ),并对比了不同网格划分形式对夹层玻璃面板位移响应及开裂模式的影响,发现不同网格划分形式对面板开裂模式影响显著,但对于位移响应影响较小。

(2)夹层玻璃面板在不同爆炸作用下可能出现整体型破坏、局部型破坏和混合破坏等3种模式。当爆炸荷载位于冲量区时,随着爆炸冲量增加,面板破坏模式由整体型逐渐转变为局部型。当爆炸荷载位于动力区时,主要为混合破坏模式。

(3)夹层玻璃面板在爆炸作用下的不同破坏模式与残余动能比 $\lambda$ 相关,可以采用临界能量比 $\lambda_c=0.7$ 作为面板发生局部型破坏(冲切破坏)的判别条件。



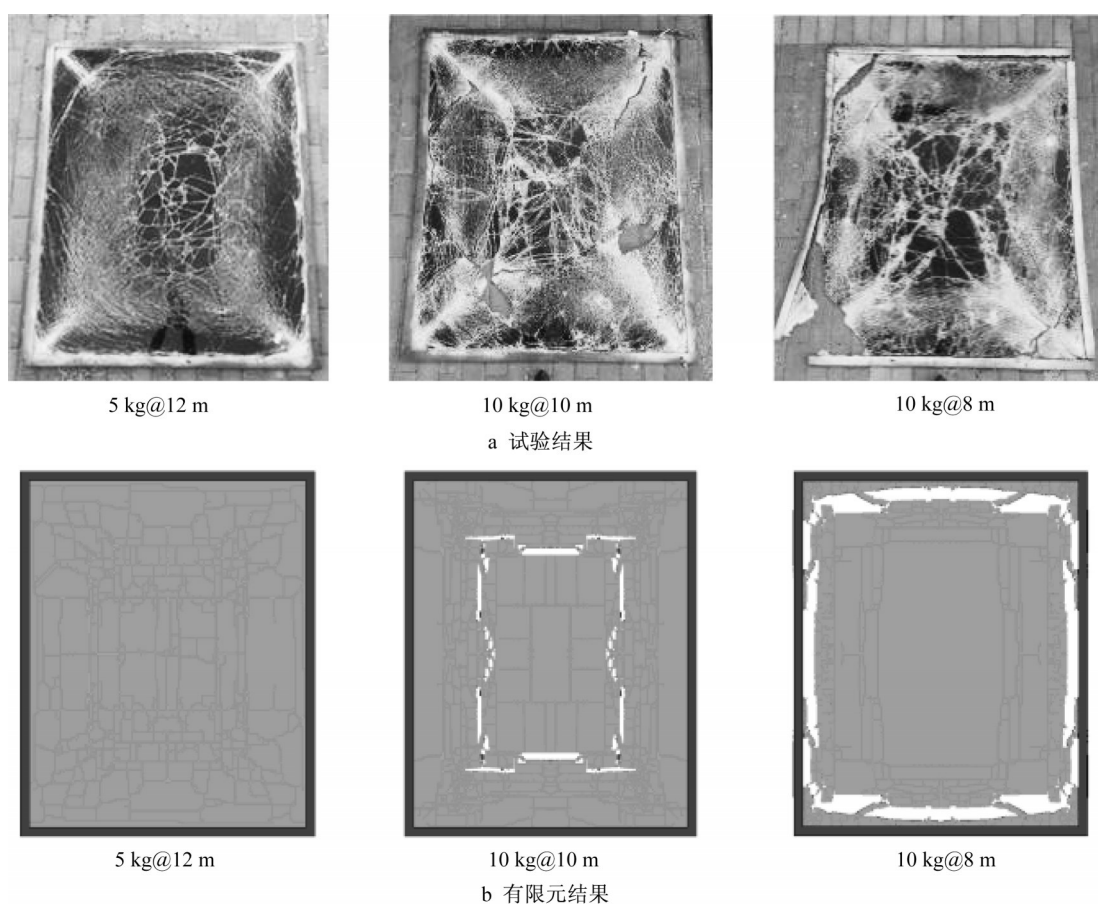


图 18 试验及有限元破坏模式对比

Fig. 18 Comparison of failure modes between blast tests and numerical simulations

## 作者贡献声明:

陈 星:数值模拟,场地爆炸试验,数据分析,论文初稿撰写,论文修订。

陈素文:研究目标及内容制定,基金支撑,论文修订。

李国强:研究目标及内容制定,论文修订。

## 参考文献:

- [1] CORMIE D, MAYS G C, SMITH P D. Blast effects on buildings [M]. London : England Thomas Telford Publications, 2009.
- [2] MORISON C. The resistance of laminated glass to blast pressure loading and the coefficients for single degree of freedom analysis of laminated glass [D]. Cranfield : Cranfield University, 2010.
- [3] HOOPER P, SUKHRAM R, BLACKMAN B, *et al.* On the blast resistance of laminated glass [J]. International Journal of Solids & Structures, 2012, 49 (6) : 899. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2011.12.008.
- [4] ZHANG X H, HAO H, WANG Z Q. Experimental study of laminated glass window responses under impulsive and blast loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 78: 1. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.11.020.
- [5] CHEN S W, ZHU C G, LI G Q, *et al.* Blast test and numerical simulation of point-supported glazing [J]. Advances in Structural Engineering, 2016, 19 (12) : 1841. DOI: 10.1177/1369433216649387.
- [6] KRANZER C, GÜRKE G, MAYRHOFER C. Testing of bomb resistant glazing systems experimental investigation of the time dependent deflection of blast loaded 7.5 mm laminated glass [C]// Glass Processing Days, the 9th International Conference on Architectural and Automotive Glass. Tampere: Tamglass, 2005.
- [7] LARCHER M, SOLOMOS G, CASADEI F, *et al.* Experimental and numerical investigations of laminated glass subjected to blast loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2012, 39 (1) : 42. DOI: doi.org/10.1016/j.ijimpeng.2011.09.006.
- [8] PELFRENE J, KUNTSCHE J, DAM S, *et al.* Critical assessment of the post-breakage performance of blast loaded laminated glazing: experiments and simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 88: 61. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.09.008.
- [9] 张其林,陶志雄,王勋,等. 爆炸作用下夹层玻璃幕墙动力响应试验研究 [J]. 建筑结构学报, 2013, 34(4): 74. DOI: CNKI: SUN:JZJB.0.2013-04-008.

ZHANG Qilin, TAO Zhixiong, WANG Xun, *et al.* Dynamic response research of laminated glass curtain wall subjected to

- blast loading[J]. *Journal of Building Structures*, 2013, 34(4): 74. DOI: CNKI:SUN:JZJB.0.2013-04-008.
- [10] TIMMEL M, KOLLING S, OSTERRIEDER P, *et al.* A finite element model for impact simulation with laminated glass [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(8): 1465. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2006.07.008.
- [11] WEGGEL D, ZAPATA B. Laminated glass curtain walls and laminated glass lites subjected to low-level blast loading [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2008, 134(3): 466. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(2008)134:3(466).
- [12] NAWAR M, SALIM H, LUSK B, *et al.* Modeling and shock tube testing of architectural glazing systems for blast resistance [J]. *Journal of Structural Engineering*, 2015, 141(7): 04014174. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0001130.
- [13] 师燕超,于海涛,李忠献.爆炸荷载作用下建筑玻璃的破碎分析[J]. *天津大学学报(自然科学与工程技术版)*, 2015, 48(10): 888. DOI: 10.11784/tdxbz201411025.
- SHI Yanchao, YU Haitao, LI Zhongxian. Analysis of architecture glass breaking under explosion load [J]. *Journal of Tianjin University (Science and Technology)*, 2015, 48(10): 888. DOI: 10.11784/tdxbz201411025.
- [14] 高轩能,王书鹏.建筑夹层玻璃在静力及爆炸荷载下的挠度[J]. *硅酸盐学报*, 2008, 10: 1477. DOI: 10.3321/j.issn:0454-5648.2008.10.025.
- GAO Xuanneng, WANG Shupeng. Deflection of architectural laminated glasses under static and explosive loads [J]. *Journal of the Chinese Ceramic Society*, 2008, 10: 1477. DOI: 10.3321/j.issn:0454-5648.2008.10.025.
- [15] 臧孟炎,陈超,辛崇飞.夹层玻璃的冲击破坏仿真分析研究[J]. *中国制造业信息化*, 2008, 37(21): 45. DOI: 10.3969/j.issn.1672-1616.2008.21.011.
- ZANG Mengyan, CHEN Chao, XIN Chongfei. Simulation analysis on impact fracture behavior of laminated glass [J]. *Manufacture Information Engineering of China*, 2008, 37(21): 45. DOI: 10.3969/j.issn.1672-1616.2008.21.011.
- [16] 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. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2017.07.014.
- [17] WEI J, SHETTY M, DHARANI L. Failure analysis of architectural glazing subjected to blast loading [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2006, 13(7): 1029. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2005.07.010.
- [18] ZHANG X, HAO H, MA G. Parametric study of laminated glass window response to blast loads [J]. *Engineering Structures*, 2013, 56: 1707. DOI: 10.1016/j.engstruct.2013.08.007.
- [19] 陈素文,朱晨光,李国强,等.点支式夹层玻璃幕墙爆炸试验研究及有限元分析[J]. *建筑结构学报*, 2012, 33(12): 99. DOI: CNKI:SUN:JZJB.0.2012-12-014.
- CHEN Suwen, ZHU Chenguang, LI Guoqiang, *et al.* Blast test and finite element analysis of pointed-supported glass curtain wall [J]. *Journal of Building Structures*, 2012, 33(12): 99. DOI: CNKI:SUN:JZJB.0.2012-12-014.
- [20] WEI J, DHARANI L. Response of laminated architectural glazing subjected to blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2006, 32(12): 2032. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2005.05.012.
- [21] 章宇宽.框支式SGP夹层玻璃的抗爆性能研究[D].上海:同济大学, 2019.
- ZHANG Yukuan. Study on the blast resistance of framed SGP-laminated glass [D]. Shanghai: Tongji University, 2019.
- [22] TEICH M, GEBBEKEN N. The influence of the underpressure phase on the dynamic response of structures subjected to blast loads [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2010, 1(2): 219. DOI: 10.1260/2041-4196.1.2.219.
- [23] 王昌众.建筑玻璃的动态力学性能试验研究[D].上海:同济大学, 2015.
- WANG Changzhong. Experimental study on dynamic properties of float glass [D]. Shanghai: Tongji University, 2015.
- [24] CHEN S, CHEN X, WU X. The mechanical behaviour of polyvinyl butyral at intermediate strain rates and different temperatures [J]. *Construction & Building Materials*, 2018, 182(10): 66. DOI: doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2018.06.080.
- [25] HIDALLANA-GAMAGE H, THAMBIRATNAM D, PERERA N. Numerical modelling and analysis of the blast performance of laminated glass panels and the influence of material parameters [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2014, 45(8): 65. DOI: doi.org/10.1016/j.engfailanal.2014.06.013.
- [26] LARCHER M, ARRIGONI M, BEDON C, *et al.* Design of blast-loaded glazing windows and facades: a review of essential requirements towards standardization [J]. *Advances in Civil Engineering*, 2016, 2016: 1. DOI: 10.1155/2016/2604232.