

DOI: 10.11883/bzycj-2023-0147

## 单向砌体填充墙激波管试验和动力行为分析\*

陈 德<sup>1</sup>, 吴 昊<sup>1</sup>, 徐世林<sup>2</sup>, 韦建树<sup>2</sup>

(1. 同济大学土木工程学院, 上海 200092;

2. 上海爵格工业工程有限公司, 上海 200122)

**摘要:** 为研究远场爆炸荷载作用下单向砌体填充墙的动力行为及其失效破坏机理, 首先, 基于研发的压缩空气驱动大截面(3 m×3 m)激波管开展了两面不同厚度单向实心砌体填充墙的面外加载试验, 获得了作用在墙体表面的反射超压荷载时程、墙体面外挠度时程及墙体的变形失效模式。其次, 建立了激波管精细化有限元模型, 提出了砌体墙简化微观有限元建模方法, 以及扩展砖块的 Riedel-Hiermaier-Thoma 材料模型和接缝的内聚力接触模型参数取值计算方法, 对激波管中的压力传播以及试验墙体面外动态响应和损伤破坏开展了数值模拟。最后, 基于爆炸荷载作用下单向砌体填充墙面外抗力方程和等效单自由度模型对试验墙体中心点面外挠度时程进行预测。结果表明: 减小墙体高厚比可以增大框架拱推力, 从而显著提升墙体的抗爆性能, 厚 105 mm 的墙体在经历 1 次激波管试验后发生倒塌, 而厚 235 mm 的墙体在经历 6 次激波管试验后仅有轻微损伤; 墙体表面反射超压荷载时程的试验和数值模拟结果均为均布脉冲型荷载, 且两者吻合很好, 验证了激波管设计和激波管精细化有限元模型的合理性; 数值模拟和理论预测的墙体动力行为与试验结果吻合较好, 可为砌体填充墙抗爆评估与分析提供参考。

**关键词:** 激波管; 爆炸荷载; 砌体填充墙; 动力行为; 面外加载; 反射超压

中图分类号: O383; TU362

国标学科代码: 13035; 56030

文献标志码: A

### Shock tube tests and dynamic behavior analyses on one-way masonry-infilled walls

CHEN De<sup>1</sup>, WU Hao<sup>1</sup>, XU Shilin<sup>2</sup>, WEI Jianshu<sup>2</sup>

(1. College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China;

2. Shanghai Dragon Industrial Engineering Co. Ltd., Shanghai 200122, China)

**Abstract:** Masonry-infilled walls (MIWs) are prone to crack, fragment, and even collapse under blast loads, attributed to their low strength and weak ductility, which threatens the safety of building structures and the inside occupants and equipment. Aiming to study the dynamic behaviors and failure mechanism of one-way solid MIWs under far-field range explosion, the out-of-plane loading tests on two one-way solid MIWs with different thicknesses were first carried out based on the developed compressed air-driven large cross-section (3 m×3 m) shock tube. The reflected overpressures-time histories that acted on the MIWs, the deflection-time histories, and the deformation failure mode of MIWs were obtained. Then, a refined finite element model of the shock tube was established, and the simplified micro finite element modeling approach of MIWs, as well as the parameter calculation methods of the Riedel-Hiermaier-Thoma material model for expanded masonry blocks and the cohesive contact model for joints, were proposed. The pressure propagation in the shock tube and the out-of-plane dynamic responses and damage of MIWs were further numerically simulated. Finally, the central deflection-time histories of test walls were predicted based on the out-of-plane resistance function and equivalent single-degree-of-freedom model of one-way MIWs

\* 收稿日期: 2023-04-23; 修回日期: 2023-07-12

基金项目: 国家自然科学基金(52078379)

第一作者: 陈 德(1992—), 男, 博士, [chende@tongji.edu.cn](mailto:chende@tongji.edu.cn)

通信作者: 吴 昊(1981—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, [wuhaocivil@tongji.edu.cn](mailto:wuhaocivil@tongji.edu.cn)

under blast loads. It indicated that reducing the height-to-thickness ratio of walls can increase the frame arch thrust, which could significantly improve the blast resistance performance of the MIWs. A105-mm-thick MIW collapsed after one shot, while a 235-mm-thick MIW was slightly damaged after six shots. Both the test and simulation results of reflected overpressure-time histories acted on the surface of MIWs were uniform pulse loads and in good agreement, which validated the reasonability of the design and refined finite element model of the shock tube. The predicted dynamic behaviors of MIWs by the numerical simulation and theoretical calculation method were in good accordance with test data, which can provide a reference for blast-resistant assessment and analysis of MIWs.

**Keywords:** shock tube; blast load; masonry-infilled wall; dynamic behavior; out-of-plane loading; reflected overpressure

近年来, 恐怖主义爆炸袭击、工业生产和人民生活的偶然性燃气和危化品爆炸事故均造成了重大的社会影响和经济损失。作为非结构构件, 砌体填充墙因其低强度和弱延性等特性在面外爆炸荷载作用下极易开裂、破碎甚至倒塌破坏, 严重威胁建筑结构及其内部人员和设备的安全。美国国防部统计数据表明, 爆炸事件中高达 60% 的人员伤亡源自墙体和玻璃等产生的飞溅碎片形成的二次伤害<sup>[1]</sup>。因此, 开展爆炸荷载作用下砌体填充墙面外变形破坏模式、失效机理和动力行为研究对于砌体结构抗爆性能评估、防护设计和加固具有重要的研究价值和工程意义。

砌体填充墙根据边界约束条件可分为单向砌体填充墙和双向砌体填充墙(简称单向墙和双向墙), 单向墙边界约束为单边或对边约束(如窗间墙), 双向墙通常为四边约束。由于在爆炸荷载作用下弱约束的单向墙更易破坏, 因此本文以单向墙作为研究对象。

在砌体墙抗爆试验研究方面, Varma 等<sup>[2]</sup>对 27 面尺寸为 3 m×3 m 的普通黏土砖墙开展了野外爆炸试验, 其中 TNT 炸药当量为 3.3~50.6 kg, 爆炸距离为 3.75~11.00 m, 结果表明墙体与框架的连接方式(如栓钉连接)能够有效提升填充墙的抗爆性能, 且墙体抗爆性能与墙厚呈现显著的正相关性。范俊余等<sup>[3]</sup>为研究多孔黏土砖填充墙的抗爆性能开展了 12 次野外爆炸试验, TNT 炸药当量为 0.2~34.2 kg, 爆炸距离为 5.88 m, 探讨了爆炸作用下墙体的破坏模式以及碎片的飞散和分布情况。王军国<sup>[4]</sup>开展了黏土砖单片墙和填充墙的野外爆炸试验, TNT 炸药当量和爆炸距离分别为 2~30 kg 和 1~3 m, 实测了作用于墙体的爆炸反射超压荷载, 定性分析了墙体整体倒塌和局部开坑破坏模式与墙面爆炸波反射超压峰值的关系。Davidson 等<sup>[5]</sup>针对原型空心混凝土砌块墙开展了野外爆炸试验, 炸药当量和爆炸距离因保密未给出, 结果表明提高墙体的灌浆率和配筋率可显著提升墙体的延性和抗爆性能。Yu 等<sup>[6]</sup>为研究蒸压加气混凝土砌块填充墙在远场爆炸荷载作用下的动态响应和破坏模式, 开展了 2 发大当量远距离的野外爆炸试验, TNT 当量分别为 3 和 10 t, 爆炸距离分别为 70 和 100 m, 获取了爆炸入射和反射超压荷载以及墙体的残余损伤。Keys 等<sup>[7]</sup>、Ciornei<sup>[8]</sup>和 Edri 等<sup>[9]</sup>基于大截面激波管开展了均布爆炸荷载作用下砌体填充墙的动力行为、失效破坏模式和砖块飞散规律的试验研究。结果表明, 相较于野外爆炸试验, 室内激波管试验具有平面波加载、荷载峰值和持时可控、量测便捷、安全高效、重复性好和成本低廉的优点, 是远场爆炸作用下砌体墙动力行为研究的重要试验手段。

在砌体墙抗爆数值模拟方面, Wei 等<sup>[10]</sup>基于 Varma 等<sup>[2]</sup>开展的远场爆炸试验进行了数值模拟分析, 其中墙体采用精细化微观有限元模型, 即砌块和砂浆分别建模并赋予相应材料特性。然而其建模过程较复杂、材料参数繁多, 且由于砂浆层网格尺寸较小导致计算效率较低。Hao 等<sup>[11]</sup>将砌体视为均质材料, 通过开发考虑应变率效应的宏观正交均质材料模型分析了砌体墙的抗爆性能。该砌体宏观均质有限元模型可有效提高了数值仿真计算效率, 然而因其忽略了砌块间的接缝从而无法描述砌体沿横向通缝和竖向齿缝开裂的破坏模式。Michaloudis 等<sup>[12]</sup>通过将砂浆层退化为接触, 砌体墙简化为扩展砌块组装体, 简化了墙体建模过程并避免了砂浆网格尺寸较小的问题, 并得到了接触和远场砌体墙爆炸试验的验证, 然而上述简化微观有限元模型中扩展砌块材料及其接触的模型参数确定方法和取值尚不明确。

对于砌体墙面外动态响应的理论计算方法, Edri 等<sup>[13]</sup>和 Moradi 等<sup>[14]</sup>基于三铰拱变形机制, 分别假设砌块为线弹性和刚体材料, 建立了均布荷载作用下的单向空心混凝土砌块填充墙的抗力方程和等效

单自由度(single degree of freedom, SDOF)模型, 并得到远场砌体墙爆炸试验验证。陈德等<sup>[15]</sup>提出了单向实心砌体填充墙的面外抗力方程和均布爆炸荷载作用下动态响应的 SDOF 模型, 在 SDOF 模型中考虑了砌体的宏观非线性特征, 该模型的适用性得到了已有试验数据的验证。此外, 美国陆军工程与发展中心和工程兵团防护设计中心通过大量原型单向砌体填充墙爆炸试验, 基于爆炸威胁设防等级和抗爆防护标准, 提出了砌体墙的抗爆分析与设计方法<sup>[16-17]</sup>。而我国的 GB 50003—2011《砌体结构设计规范》<sup>[18]</sup>建议将面外荷载作用下的砌体填充墙按抗弯构件进行设计计算, 仅考虑了砌体的抗拉强度, 较保守。

本文中, 为分析单向实心砌体填充墙在爆炸荷载作用下的动力行为和失效破坏模式, 首先, 提出砌体填充墙的抗爆性能评估与分析方法, 设计研发压缩空气驱动的大截面(3 m×3 m)激波管, 并开展两面不同厚度(105 和 235 mm)单向砌体填充墙的爆炸波荷载加载试验, 获取作用在墙体表面的反射超压荷载时程、墙体面外挠度时程和变形失效模式; 然后, 建立激波管精细化有限元模型和砌体墙简化微观有限元模型, 对激波管中压力传播和试验墙体动力行为进行数值模拟; 最后, 基于爆炸荷载作用下单向砌体填充墙的面外抗力方程和 SDOF 模型<sup>[15]</sup>对试验墙体中心点面外挠度进行预测。

## 1 激波管试验

### 1.1 激波管及试验布置

为开展足尺砌体填充墙的爆炸波荷载加载试验, 设计了由高压驱动段(drive section)、过渡段(transition section)、膨胀段(expansion section)和泄压段(pressure relief section)组成的激波管, 如图 1 所示, 其中高压驱动段长度在 1~15 m 范围内可调, 膨胀段末端的截面尺寸为 3 m×3 m, 泄压段左右侧面各预留 4 个边长为 300 mm 的泄压孔。驱动段和过渡段之间采用液压千斤顶夹持铝膜片, 通过空气压缩机模块向高压驱动段内充入干燥的压缩空气, 当内部空气压力超过膜片的承载能力, 膜片破裂, 高压空气流出, 在膨胀段中形成往前传播的压力波并作用在测试墙体表面。相较于 Ciornei<sup>[8]</sup>和 Edri 等<sup>[9]</sup>试验所用的激波管, 本文中研发的激波管将末端截面尺寸由约 2 m×2 m 和 2 m×1.5 m 增大到 3 m×3 m, 可针对我国墙体构件开展足尺试验测试; 而且采用压缩空气驱动方式, 避免氢氧爆轰可能产生的危险, 较安全。

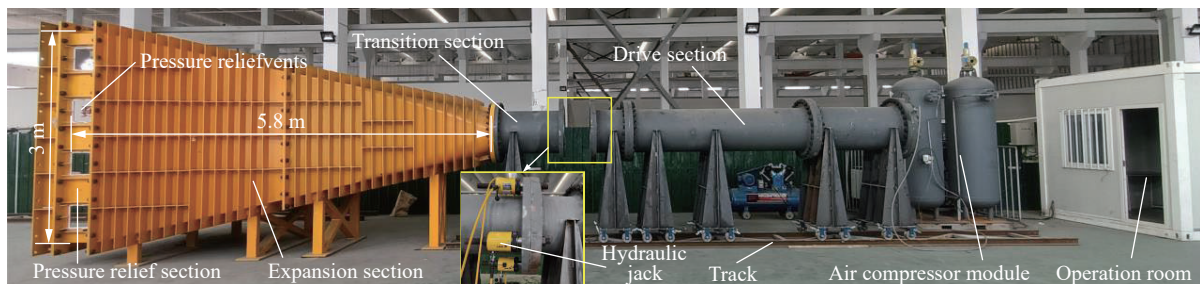


图 1 激波管

Fig. 1 The shock tube

试验分为荷载均布性校核预试验和墙体响应试验 2 个阶段, 预试验中激波管末端用钢制封板封堵。分别在封板角部、中心和泄压段顶部中心安装超压传感器(型号为 PCB 102B16, 量程为 690 kPa, 灵敏度为 7 Pa, 采样频率为 100 kHz), 以测试作用在结构表面荷载的均匀性, 如图 2(a) 所示。墙体响应试验中将封板拆除, 安装框架砌体填充墙, 并在墙体背爆面布置位移传感器, 在泄压段顶部和侧面中心布置超压传感器, 如图 2(b) 所示。

设计了 2 面高 3 m、宽 3 m 的钢框架单向砌体填充墙试件, 墙体左右两侧与钢框架脱开, 仅底部和顶部与钢框架间填充砂浆, 保证墙体在爆炸荷载作用下单向变形。墙体 1 和 2 分别采用顺砌和梅花丁工艺砌筑, 厚度分别为 105 和 235 mm; 实心砖块尺寸为 235 mm×105 mm×45 mm, 强度等级为 MU10; 砌筑砂浆为 M10 水泥砂浆。



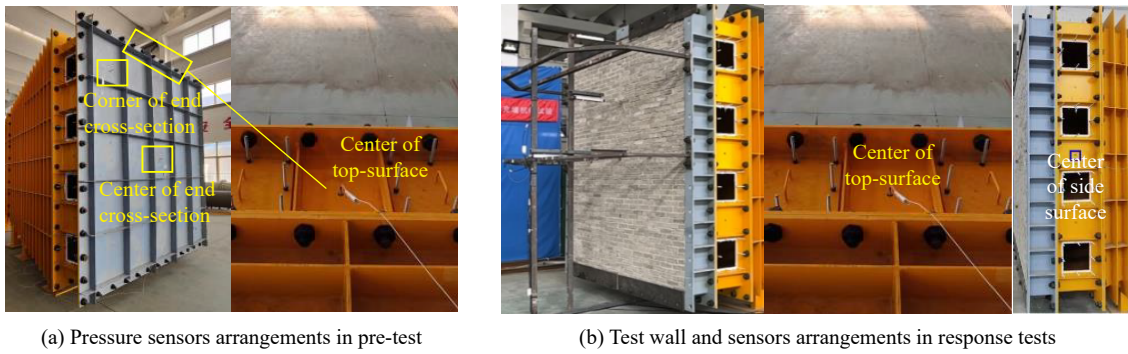


图 2 激波管试验布置

Fig. 2 Layout of shock tube tests

### 1.2 试验结果和分析

预试验中测得的封板中心和角部以及泄压段顶面中心测点的反射超压荷载时程如图 3(a) 所示。可以看出, 3 个测点的反射超压时程曲线吻合较好, 荷载的均布性很好, 并且在泄压段顶面中心测量的爆炸荷载可代表作用于构件表面的反射超压荷载, 因此后续墙体响应试验中仅测量泄压段顶面和侧壁中心的反射超压荷载, 可避免墙体变形对荷载测试结果的影响。需要指出的是, 超压时程曲线中的多次峰值主要是由于激波管内冲击波的多次反射导致的, 这与激波管的几何尺寸和压缩空气物理特性等相关。例如: 当高压驱动段长度增加到 5 m 时, 其末端反射超压的多次反射峰值显著降低, 如图 3(b) 所示。图 3 进一步分别对比了激波管末端反射超压时程与 UFC 3-340-02 规范<sup>[19]</sup> 计算得到的 30 kg TNT 炸药在 30 m 爆心距处和 2 500 kg TNT 炸药在 120 m 爆心距处地面的爆炸反射超压时程。可以看出, 2 种工况中激波管试验和 TNT 炸药爆炸波峰值超压分别为 30.6 和 33.2 kPa 以及 35.7 和 37.8 kPa, 正压持续时间分别为 14.6 和 14.7 ms 以及 60.8 和 62.4 ms, 表明本文中研发的激波管可用于开展远场爆炸试验。

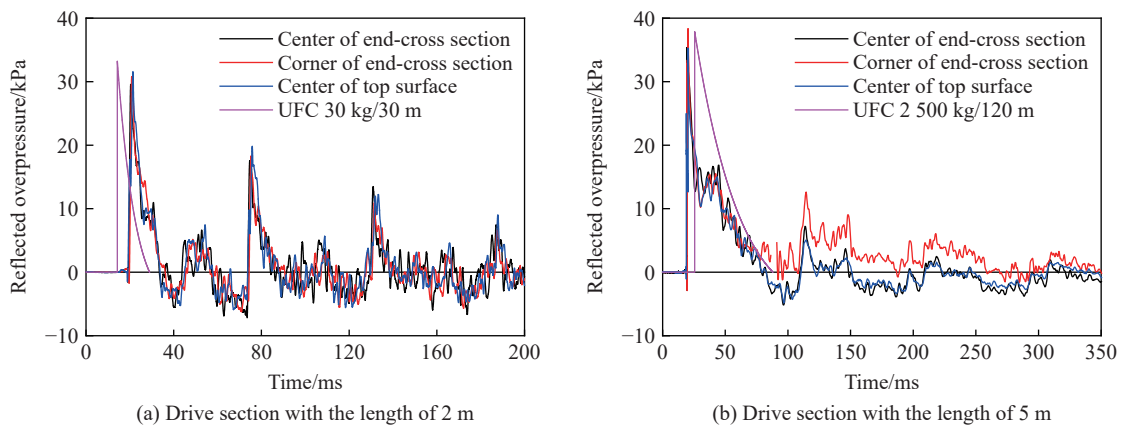


图 3 预试验中不同测点的反射超压时程

Fig. 3 Reflected overpressure-time histories at different measuring points in pre-test

墙体响应试验中, 墙体 1 为厚 105 mm 的单向砌体填充墙, 为测量墙体在均布爆炸荷载作用下的位移响应, 在墙体背爆面设置 6 个测点(D1~D6), 分别布置 1 个拉杆式位移传感器, 测点 D3 处位移传感器的量程为 300 mm, 其余位移传感器的量程为 200 mm, 精度均为 2%, 采样频率为 100 kHz, 测点位置如图 4 所示。试验中墙体泄压段顶部和侧面中心位置的反射超压时程曲线, 以及墙体测点 D1~D6 的位移时程曲线分别如图 5 所示。可以看出: 2 个超压测点的峰值超压分别为 60.3 和 56.8 kPa, 最大冲量分别为 508 和 509 kPa·ms, 荷载的重合性很好; 测点 D1 的位移明显小于其他 5 个测点的, 其峰值位移小于 20 mm, 表明墙体顶部与钢框架未发生明显滑移; 测点 D3~D6 的位移曲线斜率基本一致, 直至超过传感器量程, 即



速度基本相同,表明墙体横向未发生弯曲变形,呈现单向变形模式。图 6 进一步给出了墙体 1 倒塌破坏过程的照片,可以看出,墙体呈现明显的竖向弯曲变形,墙体发生面外大变形后在重力作用下发生倒塌破坏。需要指出的是,由于位移传感器支架的阻挡导致墙体中部出现内凹现象。

墙体 2 与墙体 1 边界条件相同,仅墙体厚度增大为 235 mm,共开展了 6 炮次连续加载试验,墙体仍未发生倒塌破坏。图 7(a) 给出了第 1 炮次中激波管末端的反射超压时程曲线,2 个测点的荷载基本重合。图 7(b) 给出了 6 炮次中墙体中心点的挠度时程,其中第 1 炮次后墙体背爆面中间高度砂浆层发生开裂,墙体中心点峰值挠度为 16.7 mm,第 6 炮次后墙体中心点峰值挠度达到 45.4 mm,几乎无残余面外变形。图 7(c) 展示了 6 炮次试验后墙体的残余损伤,最终墙体背爆面中间高度的水平砂浆缝处出现微裂纹,以及顶部和底部的局部砂浆压碎。表 1 中详细列出了 6 炮次试验中的荷载峰值超压和第 1 个正压持时平均值、墙体的中心峰值和残余挠度以及累积损伤。

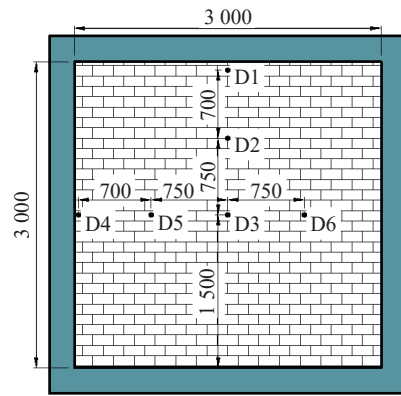


图 4 墙体 1 测点布置 (单位: mm)

Fig. 4 Deflection measuring points of the wall 1 (unit: mm)

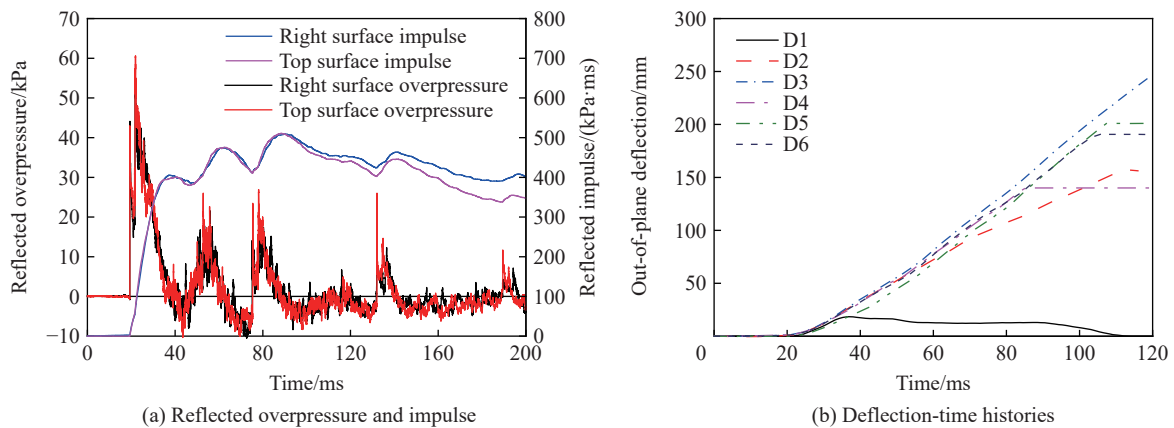


图 5 墙体 1 的墙体响应试验结果

Fig. 5 Wall response test results of the wall 1



图 6 墙体 1 变形和倒塌过程

Fig. 6 Deformation and collapse process of the wall 1

对比墙体 1 和 2 的试验结果可以看出,当墙厚度为 105 mm,即高厚比为 28.6 时,墙体的抗爆性能较差,墙体在均布爆炸超压荷载作用下发生弯曲开裂,并进一步发展为倒塌破坏。而当墙体厚度增大到 235 mm,即高厚比降为 12.8 时,其抗爆性能显著增强,6 炮次试验中墙体中心点最大位移仅约为 45 mm,

且几乎无面外残余变形。从破坏现象可以看出, 墙体 2 与框架之间有强烈的挤压作用, 偏心拱推力导致墙体背爆面顶部和底部受压区砂浆压碎。这表明, 墙体与框架之间的偏心拱推力可显著提升墙体的抗爆性能。高厚比较大的墙体由于拱推力不显著而产生弯曲破坏, 其抗拉强度是提升墙体抗爆性能的关键, 而高厚比较小的墙体受压区发生压碎破坏, 砌体的抗压强度是影响其抗爆性能的重要因素, 但是上述变形破坏模式转变的高厚比阈值仍需进一步研究。

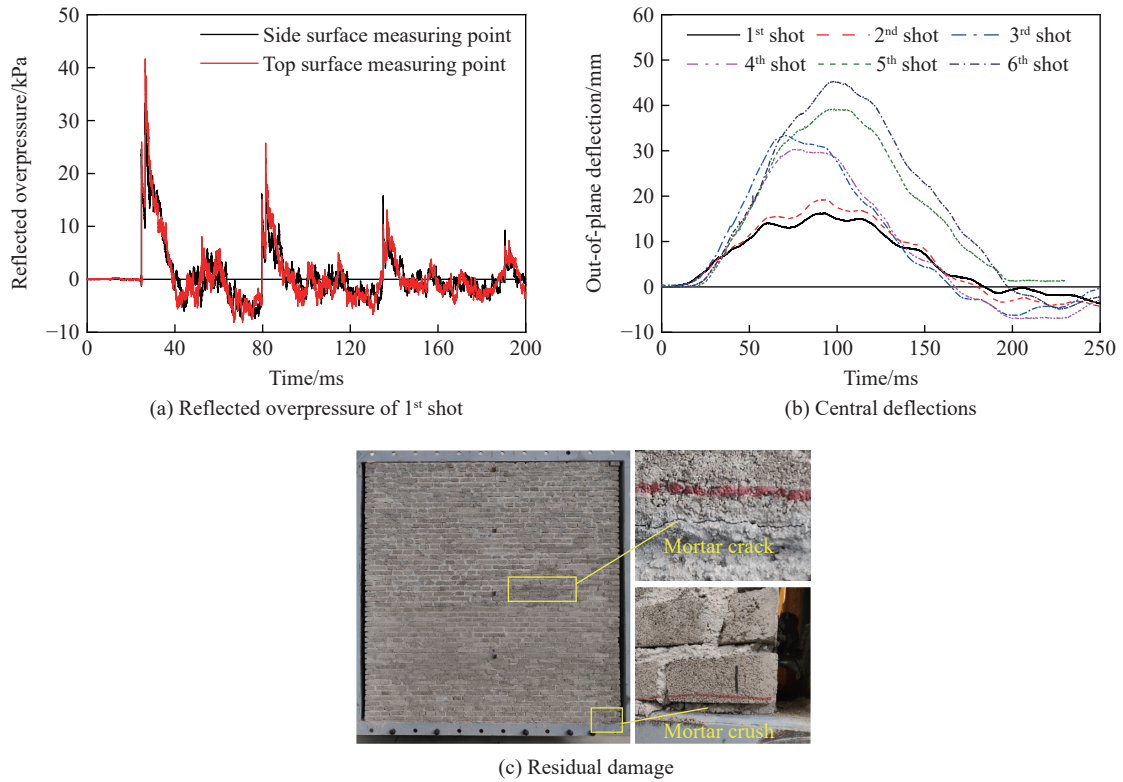


图 7 墙体 2 试验结果  
Fig. 7 Test results of the wall 2

表 1 墙体 2 的试验结果  
Table 1 Test results of the wall 2

试验编号	平均峰值超压/kPa	平均正压持时/ms	中心挠度/mm		累积损伤
			峰值	残余	
第1炮次	37.5	14.0	16.7	0.8	背爆面中间高度砂浆缝开裂
第2炮次	36.9	14.8	19.7	0.3	裂缝未进一步扩展
第3炮次	62.2	15.1	34.1	2.6	迎爆面中间高度砂浆缝开裂
第4炮次	58.7	14.8	30.4	0.8	裂缝未进一步扩展
第5炮次	63.9	15.5	39.1	2.4	墙体背爆面顶、底端砂浆局部压碎
第6炮次	63.1	15.2	45.4	1.7	墙体破坏未进一步扩展

## 2 砌体填充墙面外动力行为分析方法

首先, 建立激波管精细化有限元模型, 提出砌体墙简化微观有限元建模方法, 以及扩展砖块的 Riedel-Hiermaier-Thoma (RHT) 材料模型和接缝的内聚力接触模型参数取值计算方法, 基于显示动力学有限元软件 ANSYS/LS-DYNA, 对激波管中的压力传播以及试验墙体面外动态响应和损伤破坏开展数值模

拟。然后, 基于爆炸荷载作用下单向砌体填充墙面外动态响应理论计算方法<sup>[15]</sup>对试验墙体中心点面外挠度时程进行预测。

## 2.1 数值模拟方法

### 2.1.1 激波管精细化模型

考虑到激波管的对称性, 为提升计算效率建立 1/2 对称的有限元模型, 由激波管管壁、封板、内部压缩空气和常压空气以及外部常压空气组成, 如图 8 所示。其中对称面所有节点沿 Z 轴方向的平动自由度, 以及绕 X 和 Y 轴的转动自由度通过关键字\*BOUNDARY\_SPC\_SET 进行约束。空气采用六面体多物质 Euler 单元, 壳体和封板采用缩减积分六面体 Lagrange 单元, 其相互作用采用 ALE (arbitrary Lagrangian-Eulerian) 流固耦合算法描述, 由关键字\*CONSTRAINED\_LAGRANGE\_IN\_SOLID 实现。为保证网格的连续性, 变截面膨胀段管壁及内部空气划分为渐变网格, 基于网格敏感性分析确定模型高压段网格尺寸为 15 mm, 膨胀段末端网格尺寸为 70 mm。如图 1~2 所示, 激波管管壁和封板有大量的横向和纵向加劲肋, 抗弯刚度较大, 因此将它们简化为刚体材料(\*MAT\_RIGID), 同时约束管壁空间平动和转动自由度。

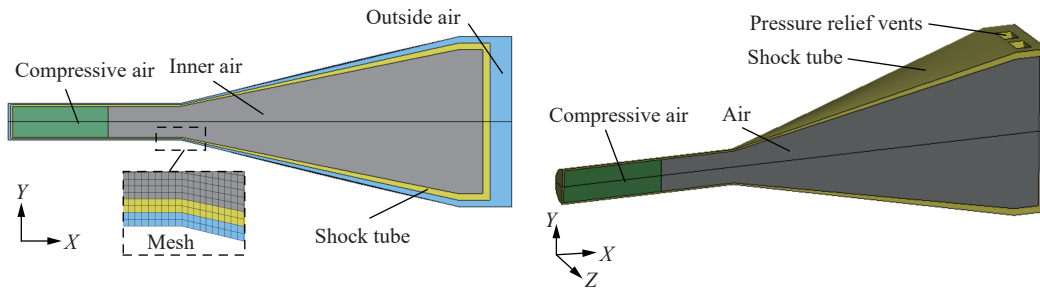


图 8 激波管有限元模型

Fig. 8 Finite element model of a shock tube

对激波管内部和外部常压空气以及驱动段内部压缩空气均采用\*MAT\_NULL 材料模型, 其中高压段内部压缩空气的压力低于 1 MPa, 基本满足理想气体状态方程:

$$pM = \rho R \theta \tag{1}$$

式中:  $p$ 、 $M$ 、 $\rho$ 、 $R$  和  $\theta$  分别为理想气体的压强、摩尔质量、密度、气体常数和温度。

忽略气体温度的变化, 由式 (1) 可以得到:

$$\frac{p_h}{p_l} = \frac{\rho_h}{\rho_l} \tag{2}$$

式中:  $p_h$ 、 $\rho_h$  和  $p_l$ 、 $\rho_l$  分别为压缩空气和常压空气的初始压强和密度。

采用线性多项式描述空气的状态方程:

$$p_0 = c_0 + c_1\mu + c_2\mu^2 + c_3\mu^3 + (c_4 + c_5\mu + c_6\mu^2)e_0 \tag{3}$$

式中:  $c_0 \sim c_6$  为与空气性质有关的常数,  $e_0$  为空气初始体积内能,  $\mu$  为空气膨胀过程中体积相对变化率; 对于理想气体,  $c_0 = c_1 = c_2 = c_3 = 0$ ,  $c_4 = c_5 = 0.4$ ,  $c_6 = 0$ 。

由式 (2)~(3) 可知, 空气的初始密度和初始体积内能均与其初始压强成正比。因此, 常压空气和压缩空气的参数取值见表 2, 其中  $N$  为压缩空气初始压强与常压空气初始压强的比。

### 2.1.2 砌体墙简化微观有限元模型

与图 9(a)~(b) 所示的宏观均质和精细化微观砌体模型不同, 图 9(c) 所示的简化微观有限元模型中

表 2 空气的材料参数

Table 2 Material parameters of air

空气类型	初始压强/MPa	初始密度/(kg·m <sup>-3</sup> )	体积内能/(MJ·m <sup>-3</sup> )
常压空气	0.1	1.29	0.25
压缩空气	0.1N	1.29N	0.25N



将砖块和其相邻的 1/2 砂浆层合并为扩展砖块, 将砂浆层与相邻砖块的黏接面简化为接缝。该简化微观有限元模型可以简化考虑砌体墙的通缝和齿缝等主要几何特性, 其建模过程较精细化微观模型简单且避免了复杂砂浆的建模, 较宏观均质模型可描述砌体沿通缝和齿缝的开裂过程, 计算效率介于宏观均质模型和精细化微观模型之间<sup>[20]</sup>。对扩展砖块之间的接缝采用双线性内聚力接触模型描述, 对扩展砖块采用 RHT 材料模型表征, 下文重点阐述上述简化微观有限元模型参数取值的确定方法。

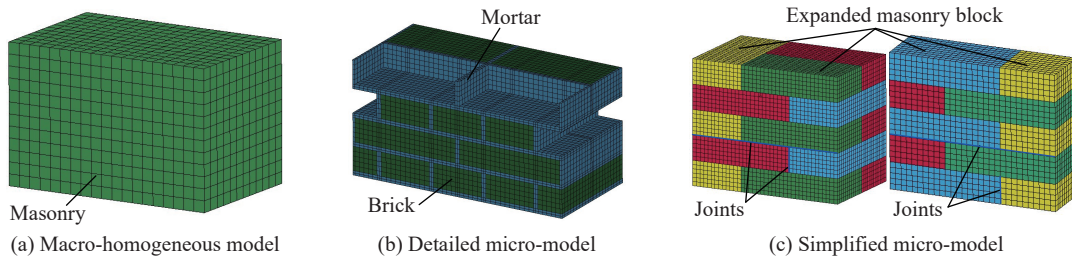


图 9 砌体的有限元模型

Fig. 9 Finite element models of masonry

(1) 内聚力接触模型

如图 10 所示, 采用基于牵引-分离准则的双线性内聚力接触模型来描述扩展砖块之间接缝界面的相互作用, 在 ANSYS/LS-DYNA 中通过关键字 \*Contact\_Automatic\_Surface\_To\_Surface\_Tiebreak Option=9 实现。该内聚力接触模型由损伤前的线性增强阶段和损伤后的线性软化阶段组成, 并包含可考虑压(拉)剪耦合的混合模式。接缝界面在荷载作用下会产生法向和切向变形, 当变形量小于峰值变形量  $\delta_n^0$  和  $\delta_s^0$  时, 界面接触不产生损伤, 基于线弹性牵引-分离准则传递法向和切向荷载, 表达式为:

$$\begin{pmatrix} \sigma_n \\ \tau_s \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} k_n & 0 \\ 0 & k_s \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \delta_n \\ \delta_s \end{pmatrix} = \mathbf{K} \boldsymbol{\delta} \quad (4)$$

式中:  $\sigma_n$  为正应力,  $\tau_s$  为切应力;  $\mathbf{K}$  为界面刚度矩阵;  $\boldsymbol{\delta}$  为相应的分离矢量。随着牵引力的增大, 当界面的牵引力达到  $S$  或  $T$  时, 内聚力接触开始出现损伤, 传递的牵引力随着变形的增加而线性下降, 当变形达到失效位移  $\delta_n^f$  和  $\delta_s^f$  时, 牵引力降为零, 接触失效, 接触关系退化为普通面面接触, 界面不再传递拉力, 但是可以传递接缝闭合产生的压力和摩擦导致的剪力。结合式 (4) 和图 10 可以看出, 当内聚力接触的法向和切向等效刚度  $k_n$  和  $k_s$ 、峰值牵引力  $T$  和  $S$ 、以及界面断裂能  $G_I$  和  $G_{II}$  (即曲线包围的面积) 确定时, 内聚力接触属性可被完整定义。

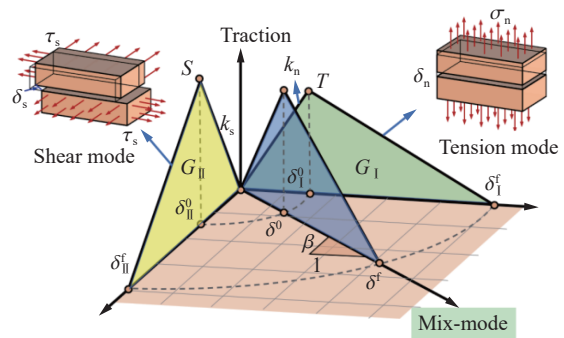


图 10 双线性内聚力接触模型

Fig. 10 Bilinear cohesive contact model

对于接缝界面等效刚度, 假设接触应力均匀分布在砖块和砂浆上, 接缝界面的等效刚度  $k_n$  和  $k_s$  可以表示为砖块和砂浆的弹性模量和剪切模量以及砂浆层厚度的函数<sup>[21]</sup>:

$$k_n = \frac{E_b E_m}{h_m (E_b - E_m)}, \quad k_s = \frac{G_b G_m}{h_m (G_b - G_m)} \quad (5)$$

式中:  $E$  和  $G$  分别为弹性模量和剪切模量, 下标  $b$  和  $m$  分别表示砖块和砂浆,  $h_m$  为砂浆的厚度。砖块和砂浆的泊松比均取 0.16, 根据剪切模量和弹性模量的换算关系, 有  $k_s=0.43k_n$ 。此外, 由式 (5) 可以看出, 砂浆和砖块的弹性模量接近会导致不合理的法向刚度和计算不收敛。考虑到简化微观有限元模型中的接缝界面实际位于砂浆层的中间截面, 本文中提出了修正的界面接触刚度计算公式:

$$k_n = \min\left(\frac{E_b E_m}{h_m |E_b - E_m|}, \frac{E_m}{0.5h_m}\right), k_s = 0.43k_n \quad (6)$$

刘桂秋等<sup>[22]</sup>通过对试验数据进行回归分析, 建议砖块和砂浆的弹性模量与其抗压强度的关系为:

$$E_b = 4467f_1^{0.22}, E_m = 1057f_2^{0.84} \quad (7)$$

式中:  $f_1$  和  $f_2$  分别为砖块和砂浆的抗压强度。

界面之间峰值牵引力  $T$  和  $S$  主要由砖块与砂浆的黏结强度决定, GB 50003—2011《砌体结构设计规范》<sup>[18]</sup> 给出了砖砌体平均轴心抗拉强度  $f_{t,mean}$  和名义平均剪切强度  $f_{s,mean}$  与砂浆强度  $f_2$  的关系式:

$$f_{t,mean} = 0.141\sqrt{f_2}, f_{s,mean} = 0.125\sqrt{f_2} \quad (8)$$

对于切向峰值牵引力  $S$ , 参考蒋济同等<sup>[23]</sup> 的建议, 有  $S = 2f_{s,mean}$ 。因此, 扩展砖块接缝界面的峰值牵引力  $T$  和  $S$  可表示为:

$$T = 0.141\sqrt{f_2}, S = 0.25\sqrt{f_2} \quad (9)$$

此外, 已有试验结果<sup>[24]</sup> 表明界面断裂能  $G_I$  和  $G_{II}$  随着砂浆强度的提高而增大, 然而相应的定量关系式仍旧缺失, 通常基于试错法确定的基准值依据砂浆强度进行等比缩放。通过对 Pluijm 等<sup>[24]</sup> 开展的砖-砂浆-砖组合体的拉伸和压缩-剪切试验进行仿真, 确定界面断裂能的基准值, 有限元模型如图 11 所示。试验黏土砖块的尺寸为 212 mm×53 mm×100 mm, 弹性模量为 16.7 GPa; 砂浆的厚度和强度分别为 12.5 mm 和 3 MPa; 压缩-剪切试验中预压力为 0.1 MPa。基于网格敏感性分析, 网格尺寸取 5 mm。界面刚度  $k_n$  和  $k_s$  由式 (6) 得到,  $T$  和  $S$  采用试验测试结果。表 3 和图 12 分别给出了采用的内聚力接触模型参数, 以及拉伸和压缩-剪切的试验和数值模拟结果对比。可以看出, 数值模拟结果和试验数据吻合较好, 证明了表 3 中参数取值的合理性, 也表明在简化微观有限元模型中应用双线性内聚力接触模型能够表征扩展砖块接缝界面的拉伸和剪切特性。因此, 在下文数值模拟中, 根据不同的墙体砂浆强度,  $G_I$  和  $G_{II}$  根据  $T$  和  $S$  的取值进行缩放, 例如: 强度为 10 MPa 的砂浆, 由式 (9) 得出  $T$  和  $S$  分别为 0.45 MPa 和 0.79 MPa, 则相应的  $G_I$  和  $G_{II}$  取值由表 3 中数值等比缩放得到, 分别为 0.015 MPa·mm 和 0.04 MPa·mm。

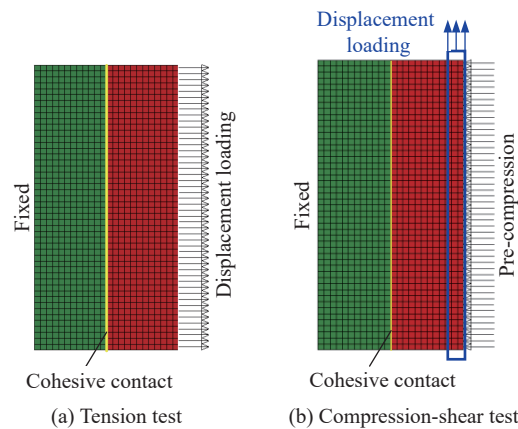


图 11 砖-砂浆-砖组合体试验示意图

Fig. 11 Schematic diagrams of brick-mortar-brick assembly tests

表 3 内聚力接触模型参数

Table 3 Parameters of the cohesive contact model

$k_s/(\text{MPa}\cdot\text{mm}^{-1})$	$k_n/(\text{MPa}\cdot\text{mm}^{-1})$	$T/\text{MPa}$	$S/\text{MPa}$	$G_I/(\text{MPa}\cdot\text{mm})$	$G_{II}/(\text{MPa}\cdot\text{mm})$
108	250	0.3	0.9	0.01	0.045

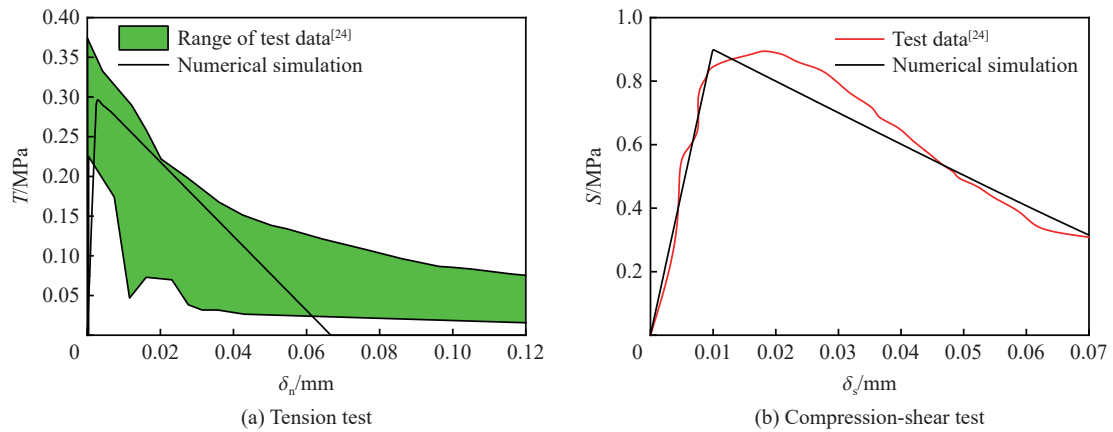


图 12 模拟结果与试验数据对比

Fig. 12 Comparisons of simulated results and test data

(2) 扩展砖块材料模型

考虑到砌体材料宏观力学性能与混凝土类似, 采用 ANSYS/LS-DYNA 中参数可自动生成的混凝土 RHT 材料模型描述扩展砖块材料。该模型由状态方程和强度面本构方程组成, 状态方程参数参考 Michaloudis 等<sup>[12]</sup>, Sauer 等<sup>[25]</sup> 基于平板冲击试验等标定和验证的参数取值, 见表 4。下文进一步对扩展砖块 RHT 材料模型的强度面参数和应变率效应参数进行确定。

表 4 扩展砖块的 RHT 材料模型参数

Table 4 RHT material model parameters of expanded masonry block

类别	参数	解释	取值	来源
状态方程参数	$\alpha_0$	初始孔隙度	1.32	文献[12]
	$P_E$	破碎压力	40 MPa	文献[12]
	$P_C$	密实压力	2 500 MPa	文献[12]
	$\psi$	指数	3	文献[12]
	$\Gamma$	Grüneisen系数	0.028 9	文献[12]
	$A_1$	Hugoniot参数	13 GPa	—
	$A_2$	Hugoniot参数	39.58 GPa	—
	$A_3$	Hugoniot参数	9.04 GPa	—
	$B_0$	参数	1.22	文献[25]
	$B_1$	参数	1.22	文献[25]
	$T_1$	参数	13 GPa	—
	$T_2$	参数	0	文献[25]
强度面方程参数	$f_c$	单轴压缩强度		式(10)
	$G_c$	剪切模量		式(10)
	$f_t^*$	拉伸强度与压缩强度的比	0.1	—
	$f_s^*$	剪切强度与压缩强度的比	0.2	—
	$g_c^*$	压缩屈服比	0.53	—
	$g_t^*$	拉伸屈服比	0.7	—
	$\xi$	剪切模量衰减系数	0.9	—
	$A$	失效强度面参数	1.6	—



表 4 (续)  
Table 4 (Continued)

类别	参数	解释	取值	来源
强度面方程参数	$n$	失效强度面参数	0.61	—
	$Q_0$	罗德角参数	0.6805	—
	$B$	罗德角参数	0.0105	—
	$A_f$	残余强度面参数	1.6	—
	$n_f$	残余强度面参数	0.61	—
	$D_1$	损伤参数	0.04	—
	$D_2$	损伤参数	1.0	—
应变率增强因子参数	$\dot{\epsilon}_0^c$	参考应变率	$1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$	式(12)
	$\dot{\epsilon}_p^c$	转换应变率	$30 \text{ s}^{-1}$	式(12)
	$\beta_c$	指数	0.01244	式(12)

注: 表中符号“—”表示该参数取值为ANSYS/LS-DYNA软件中RHT材料模型的自动计算的默认值。

对于强度面参数, 由于砌体的单轴抗压强度  $f$  和弹性模量  $E$  是在由砖块和砂浆组成的棱柱试件上测试确定的, 无法直接作为扩展砖块的 RHT 模型参数。对于扩展砖块的压缩强度  $f_c$  和剪切模量  $G_e$ , 参考 GB/T 50129—2011《砌体基本力学性能试验方法标准》<sup>[26]</sup>, 建立了如图 13(a) 所示的砌体棱柱体模型, 该模型由 12 层共 36 块扩展砖块组成, 扩展砖块的尺寸为 240 mm×120 mm×60 mm。采用 6 种不同尺寸的实体单元对扩展砖块进行离散并开展网格敏感性分析, 相应的砌体单轴压缩应力-应变曲线如图 13(b) 所示。可以看出, 当单个扩展砖块划分为  $20 \times 10 \times 5 = 1000$  个单元时计算结果趋于收敛, 因此下文分析中均采用该网格划分原则。

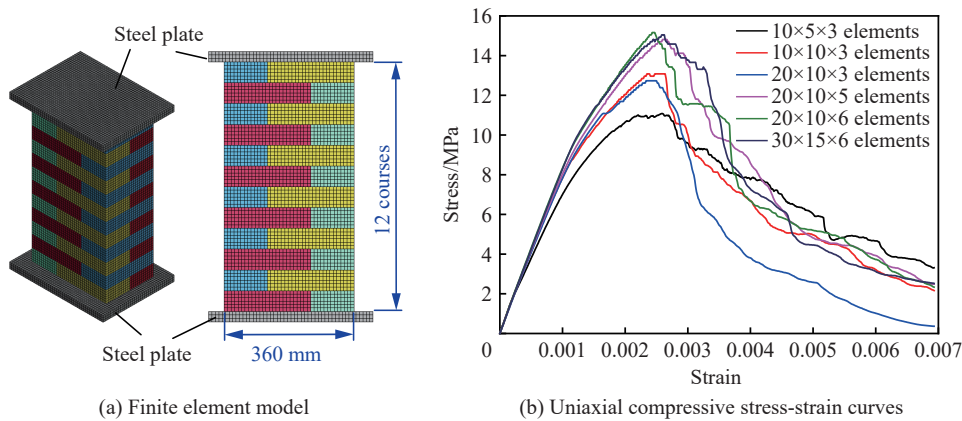


图 13 砌体棱柱体模型和网格敏感性分析

Fig. 13 The masonry prism model and its mesh sensitive analyses

基于上述棱柱体有限元模型, 通过改变扩展砖块的压缩强度  $f_c$  和剪切模量  $G_e$  以及接缝界面内聚力接触参数, 共开展 120 组数值模拟, 根据得到的压缩应力-应变曲线确定砌体的单轴压缩强度  $f$  和弹性模量  $E$ , 如图 14 所示。进一步拟合得到:

$$\begin{cases} f = 3.45 \times 10^{-4} G_e + 0.58 f_c - 6.01 \times 10^{-8} G_e^2 - 6.08 \times 10^{-3} f_c^2 + 3.46 \times 10^{-5} G_e f_c \\ E = 4.1 \times 10^2 f_2 + 1.5 G_e - 36.1 f_2^2 - 8.6 \times 10^{-5} G_e^2 + 5.6 \times 10^{-2} G_e f_2 \end{cases} \quad (10)$$

当砂浆强度  $f_2$ 、砌体的单轴压缩强度  $f$  和弹性模量  $E$  已知时, 即可由式 (10) 求得扩展砖块的抗压强度  $f_c$  和剪切模量  $G_e$ 。当试验数据缺失时, 可参考 GB 50003—2011《砌体结构设计规范》<sup>[18]</sup>, 根据砖块和砂

浆的强度计算砌体的单轴压缩强度  $f$  和弹性模量  $E$ , 表达式为:

$$f = k_1 f_1^\alpha (1 + 0.07 f_2) k_2, \quad E = 1600 f \quad (11)$$

式中:  $k_1$ 、 $k_2$  和  $\alpha$  通常分别取 0.78、1 和 0.5。

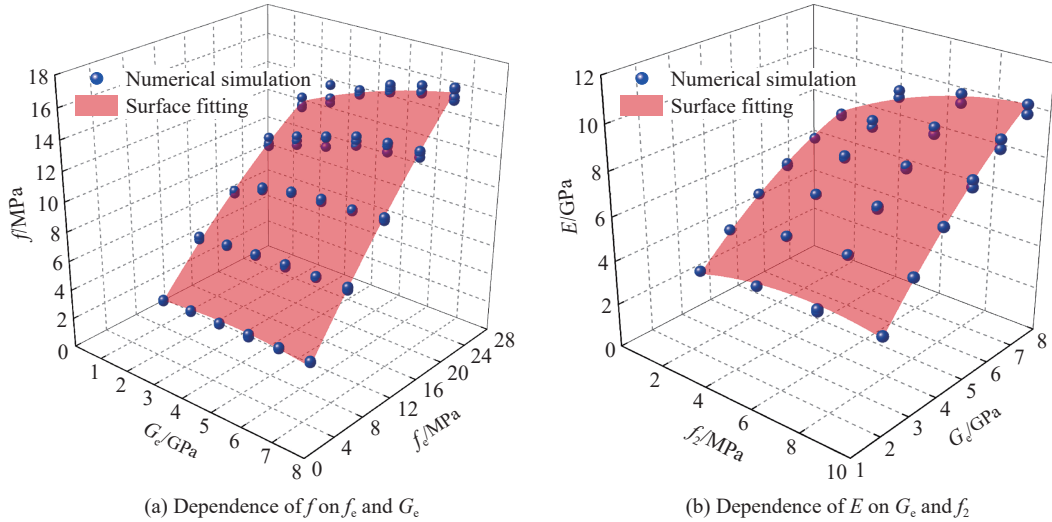


图 14 砌体单轴压缩强度和弹性模量的模拟结果和曲面拟合

Fig. 14 Simulated results and surface fitting of uniaxial compressive strength and elastic modulus of masonry

此外, 砌体材料的应变率效应对墙体动力行为的影响不可忽略, 本文中采用黏土砖的压缩应变率增强效应来表征扩展砖块的压缩应变率效应。如图 15 所示, RHT 材料模型中默认的应变率增强因子与试验结果差异较明显, 通过对 Shi 等<sup>[27]</sup>、Hao 等<sup>[28]</sup> 和 Zhang 等<sup>[29]</sup> 的黏土砖动态压缩试验数据进行拟合, 可以得到扩展砖块的压缩动态增强因子  $\gamma$ , 即动态强度和静态强度的比值, 表达式为:

$$\gamma = \begin{cases} (\dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0^c)^{\beta_c} & \dot{\epsilon} \leq \dot{\epsilon}_p^c \\ e^{-0.41736 \sqrt{\dot{\epsilon}}} & \dot{\epsilon} > \dot{\epsilon}_p^c \end{cases} \quad (12)$$

式中: 参考应变率  $\dot{\epsilon}_0^c$  取  $1 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$ , 转换应变率  $\dot{\epsilon}_p^c$  取  $30 \text{ s}^{-1}$ , 指数  $\beta_c = 0.01244$ 。拉伸动态增强因子参数和其余参数取值采用 ANSYS/LS-DYNA 中 RHT 材料模型的默认值, 见表 4。

## 2.2 理论计算方法

对于单向砌体填充墙的动态响应计算方法, 作者前期基于三铰拱变形机制和合理拱轴线假设, 考虑砌体非线性特性, 建立了面外均布爆炸荷载作用下单向砌体填充墙的抗力方程和 SDOF 模型<sup>[15]</sup>。为了验证上述理论计算方法预测本文试验墙体中心点挠度时程的可靠性, 本节对其进行简述。

### 2.2.1 抗力方程

在面外均布荷载作用下, 单向填充墙通常在墙体顶部、中间高度和底部开裂, 形成如图 16(a) 所示三铰拱变形模式。当墙体中部开裂后, 由于墙体发生转动几何大变形, 在框架的强约束下, 墙体顶部、中部和底部开裂处出现压缩塑性铰区, 框架与填充墙之间产生了不可忽略的相互作用的拱推力  $F_b$ , 如图 16(b) 所示。图 16(c) 给出了墙体中部受压区荷载的矩形均布等效应力块。对墙体底部 A 点和中部受压区

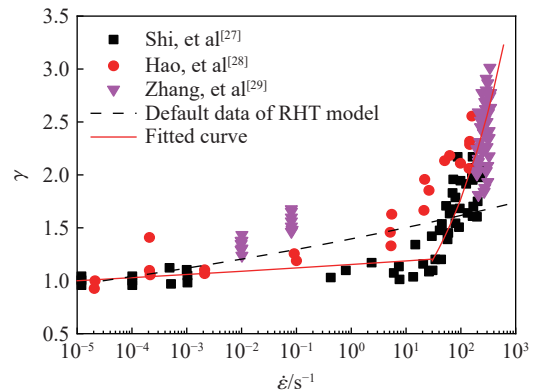


图 15 不同应变率下黏土砖的压缩动态增强因子

Fig. 15 Dynamic increase factors of compressive strength of clay brick at different strain rates

C 点进行力矩平衡分析, 有:

$$V_B h + \frac{W}{2} b_3 + \frac{W}{2} b_3 - \frac{q h^2}{2} = 0, \quad V_B \frac{h}{2} - F_B b_2 - \frac{W}{2} b_1 - \frac{q h^2}{8} = 0, \quad b_2 = 2b_1 = 2b_3 = d - \delta - a \quad (13)$$

式中:  $W$  为墙体总重量,  $d$  为墙厚,  $h$  为墙高,  $V_B$  为墙顶剪力,  $b_1 \sim b_3$  为力臂;  $a$  为墙体底端、中部和顶端受压区的等效均布荷载作用宽度。求解式 (13) 得面外均布荷载  $q$  与墙中部挠度  $\delta$  和拱推力  $F_B$  的关系式为:

$$q(\delta) = \frac{8}{h^2} \left( \frac{W}{2} + F_B \right) (d - \delta - a) \quad (14)$$

从式 (14) 可以看出, 当墙体中部受压区的合力作用线与顶端和底端作用力连线重合时, 即  $\delta = d - a$ , 墙体达到临界失稳状态而无法继续承受面外荷载。此外, 由于拱推力  $F_B$  为未知量, 需进一步建立拱推力  $F_B$  与墙体中部挠度  $\delta$  的关系。忽略墙体自重对拱推力的影响, 从图 16(c) 中可以得到:

$$F_B = \lambda f(\varepsilon) a \quad (15)$$

式中:  $a$  和  $\lambda f(\varepsilon)$  分别为等效均布应力力块的宽度和高度,  $f(\varepsilon)$  为砌体的单轴压缩本构关系,  $\varepsilon$  为砌体的压缩应变, 即合理拱轴线长度变化量与初始长度的比值。

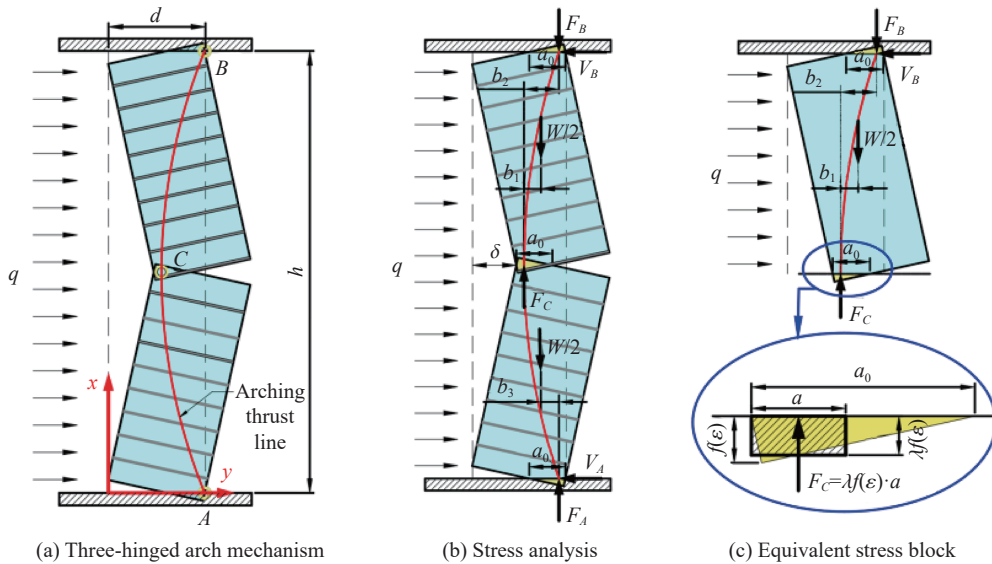


图 16 中间高度开裂后单向填充墙的变形模式和受力分析

Fig. 16 Deformation mode and stress analysis of one-way masonry infilled wall after crack at mid-height

联立式 (14) 和式 (15) 得到单向砌体填充墙面外荷载  $q$  和跨中挠度  $\delta$  的关系, 即抗力方程为:

$$q(\delta) = \frac{8}{h^2} \left( \frac{W}{2} + \lambda f(\varepsilon) a \right) (d - \delta - a) \quad (16)$$

式中:  $\lambda = 0.5$ ,  $a = (2d - \delta)/6$ <sup>[15]</sup>。

对于砌体材料的单轴压缩应力-应变关系, 当试验数据缺失时, 可采用杨卫忠<sup>[30]</sup> 提出的砌体材料单轴压缩本构关系进行计算:

$$\frac{\sigma}{f} = \frac{\kappa}{1 + (\kappa - 1)(\varepsilon/\varepsilon_{\max})^{\kappa/(\kappa-1)}} \cdot \frac{\varepsilon}{\varepsilon_{\max}} \quad (17)$$

式中:  $\varepsilon_{\max}$  为砌体峰值强度  $f$  对应的峰值应变,  $\kappa = 1.633$ 。峰值应变  $\varepsilon_{\max}$  与砖块强度  $f_1$  和砂浆强度  $f_2$  密切相关, 肖遥等<sup>[31]</sup> 推荐的峰值应变  $\varepsilon_{\max}$  计算式为:

$$\varepsilon_{\max} = \frac{0.27}{f_1^{0.25}} \frac{f}{E^{0.469} 9 f_2^{0.1265}} \quad (18)$$

式中: 强度  $f$ ,  $f_1$ ,  $f_2$  和弹性模量  $E$  的单位均为 MPa。



### 2.2.2 SDOF 模型

采用 Biggs<sup>[32]</sup> 基于弯曲破坏模式建立的 SDOF 模型进行砌体墙面外动态响应分析, 运动方程为:

$$K_{LM}w\ddot{\delta}(t) + c\dot{\delta}(t) + r(\delta(t)) = P(t) \tag{19}$$

式中:  $K_{LM}$  为等效荷载质量系数,  $w$  为墙体质量,  $t$  为时间,  $c$  为墙体阻尼系数,  $\delta(t)$  为墙体中心点挠度,  $r(\delta(t))$  为抗力,  $P(t)$  为爆炸荷载。其中  $r(\delta(t))=q(\delta)S_w$ ,  $q(\delta)$  由式 (16) 给出,  $S_w$  为墙体受荷面积。由于爆炸荷载作用下砌体填充墙的峰值位移通常发生在前半个响应周期内, 可忽略阻尼的影响, 即  $c=0$ 。对于单向砌体填充墙, 墙体中部开裂至倒塌全过程中框架拱推力均会对墙体产生抵抗变形的负弯矩, 因此  $K_{LM}$  按照 UFC 3-340-02 规范<sup>[18]</sup> 中固支边界弹塑性阶段取值, 为 0.78。

## 3 结果对比与分析

首先采用 2.1.1 节中的激波管精细化有限元模型对荷载均布性校核预试验开展数值模拟分析, 验证激波管末端超压荷载的平面均布性。进一步基于 2.1.2 节中建立的砌体墙简化微观有限元模型对墙体响应试验中砌体墙面外动态响应和损伤破坏开展数值模拟, 同时基于 2.2 节中的理论计算方法预测墙体中心点的挠度时程, 通过与试验数据进行对比, 验证其适用性。

### 3.1 荷载平面均布性

图 17 对比了数值模拟和预试验中激波管末端封板中心和角部, 以及泄压段顶部中心测点的反射超压时程, 峰值超压和第一个正压脉冲持时的试验和模拟值相对误差均小于 5%, 验证了有限元模型的准确性。图 18 给出了不同时刻激波管中气体压力云图, 忽略膜片破碎对气体流出的扰动, 高压驱动段气

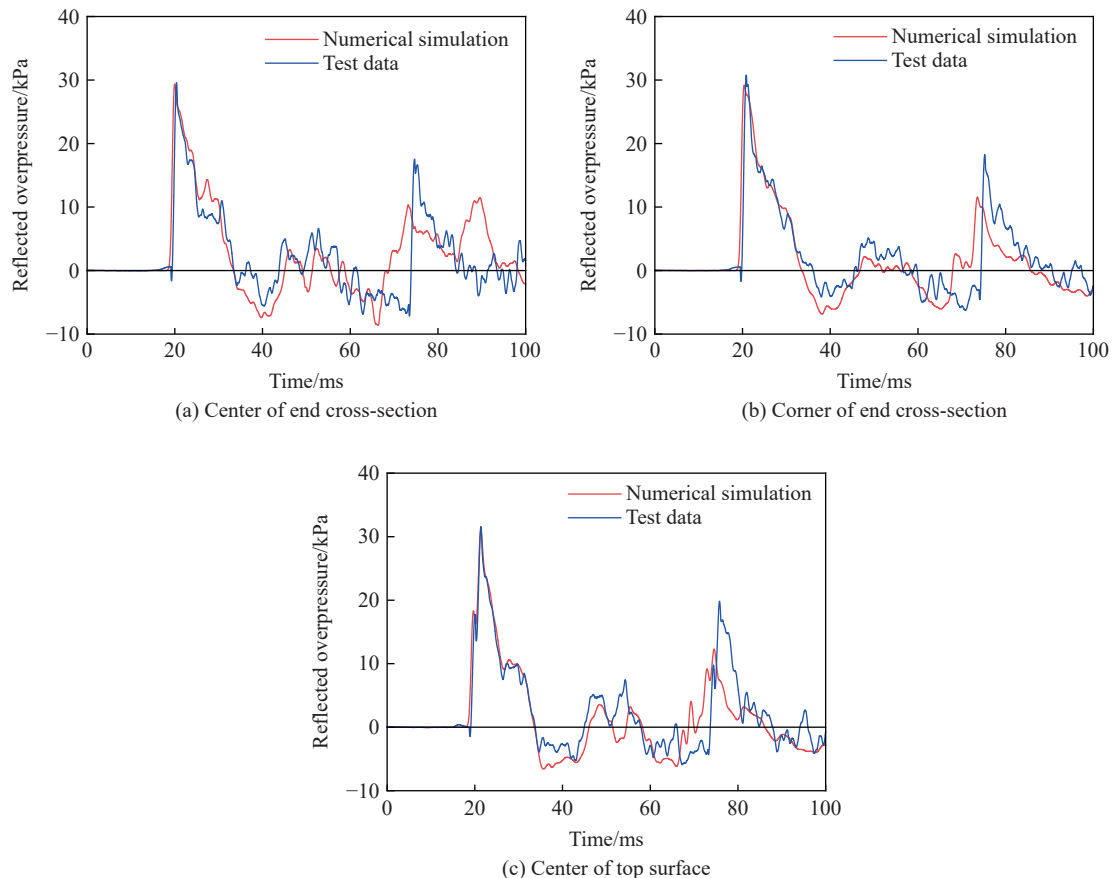


图 17 激波管荷载的数值模拟和试验结果对比  
Fig. 17 Comparisons of simulated and test loads of shock tube

体快速流出后在膨胀段内形成往前传播的冲击波,当冲击波前沿到达末端封板时发生反射,形成反射超压荷载。此后,气体从泄压孔流出导致在末端形成负压区。进一步提取了激波管末端封板 12 个测点的超压时程曲线,如图 19 所示。可以看出各测点的超压荷载重合性很好,表明激波管产生的作用于墙体表面的超压荷载为平面均布荷载,同时也验证了激波管设计的合理性。

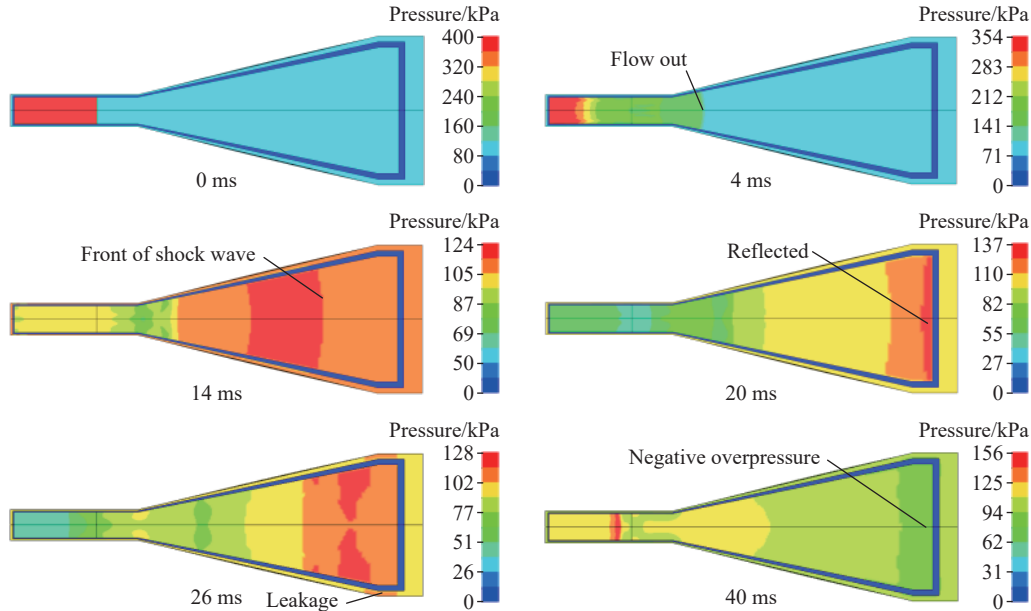


图 18 激波管中压力传播

Fig. 18 Pressure propagation in shock tube

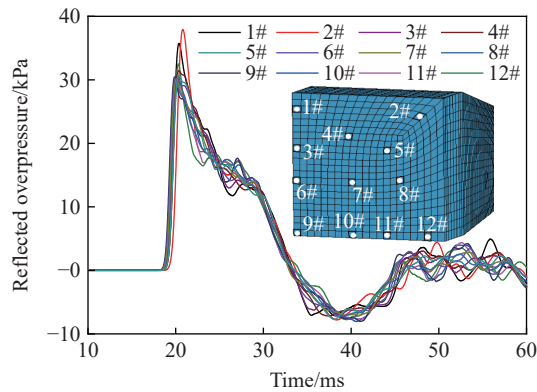


图 19 激波管末端反射超压荷载

Fig. 19 Reflected overpressures of its end cross-section

### 3.2 墙体动力行为

基于试验墙体砖块和砂浆的抗压强度,即  $f_1=f_2=10\text{ MPa}$ ,由式 (11) 得到砌体单轴压缩强度和弹性模量分别为  $f=4.19\text{ MPa}$  和  $E=6\ 710\text{ MPa}$ 。进一步基于式 (17)~(18),确定砌体的单轴压缩应力-应变关系如图 20(a) 所示。采用 2.1.2 节中墙体简化微观有限元模型内聚力接触和 RHT 模型参数取值确定方法,相应的关键参数取值见表 5。基于 2.2.1 节中的抗力方程计算方法,两面墙体的面外抗力曲线分别如图 20(b) 和图 20(c) 所示,可以看出墙体 2 的峰值抗力约为墙体 1 的 19 倍。图 21 进一步对比了数值模拟和理论计算方法预测以及试验墙体第 1 炮次中心点面外挠度时程。可以看出,预测结果与试验结果吻合较好,其中墙体 1 中心点挠度超过其临界倒塌挠度  $\delta=d-a\approx 88\text{ mm}$ ,发生倒塌破坏,120 ms 时刻,预测和试验的面外挠度相对误差小于 14%;墙体 2 在第 1 炮次中仅发生较小的弯曲变形,预测和试验的面外挠度绝对

误差仅约为 2.7 mm, 理论计算结果与试验数据下降段误差较大的原因在于理论计算方法中假设墙体的卸载刚度等于其初始弹性刚度, 未考虑其刚度衰减。

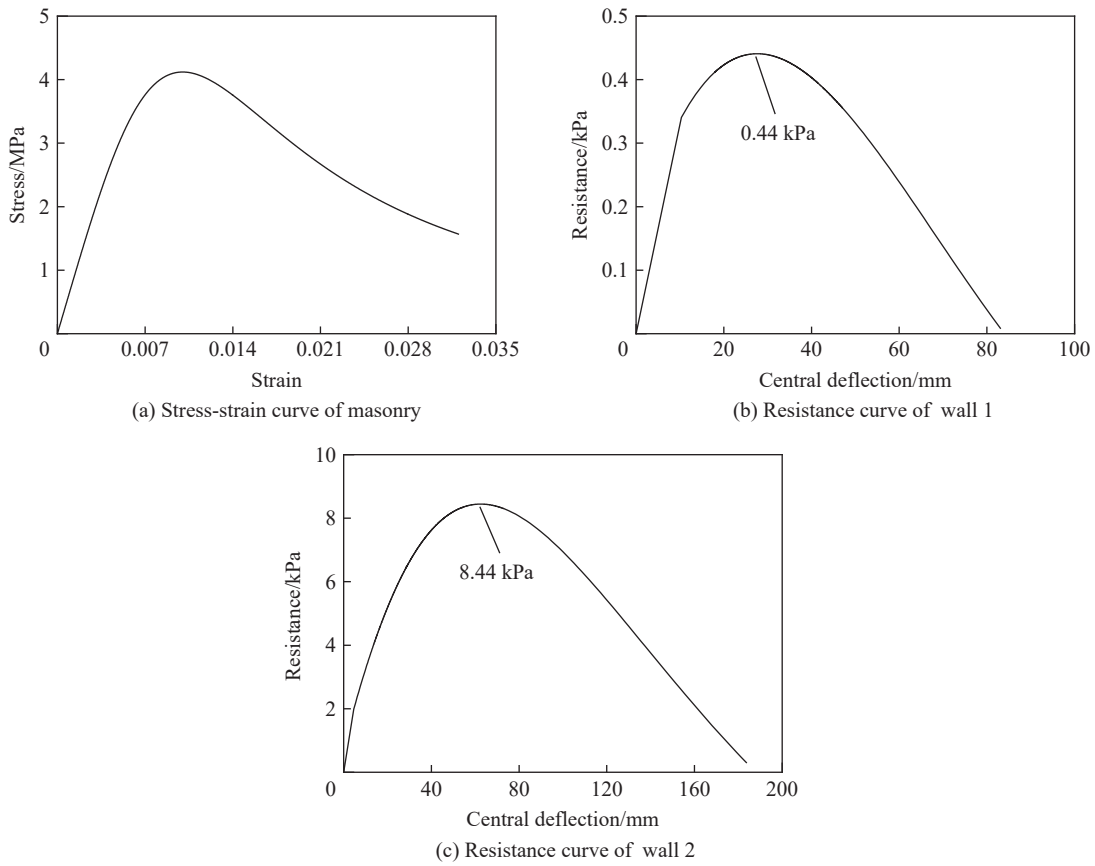


图 20 砌体单轴压缩特性和墙体抗力曲线

Fig. 20 Uniaxial compressive property of masonry and resistance curves of walls

表 5 内聚力接触和 RHT 模型关键参数

Table 5 Key parameters of the cohesive contact and the RHT model

$k_n/(\text{MPa}\cdot\text{mm}^{-1})$	$k_s/(\text{MPa}\cdot\text{mm}^{-1})$	$T/\text{MPa}$	$S/\text{MPa}$	$G_t/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	$G_{II}/(\text{N}\cdot\text{mm}^{-1})$	$f_c/\text{MPa}$	$G_c/\text{GPa}$
1460	630	0.45	0.79	0.015	0.040	5.57	3.5

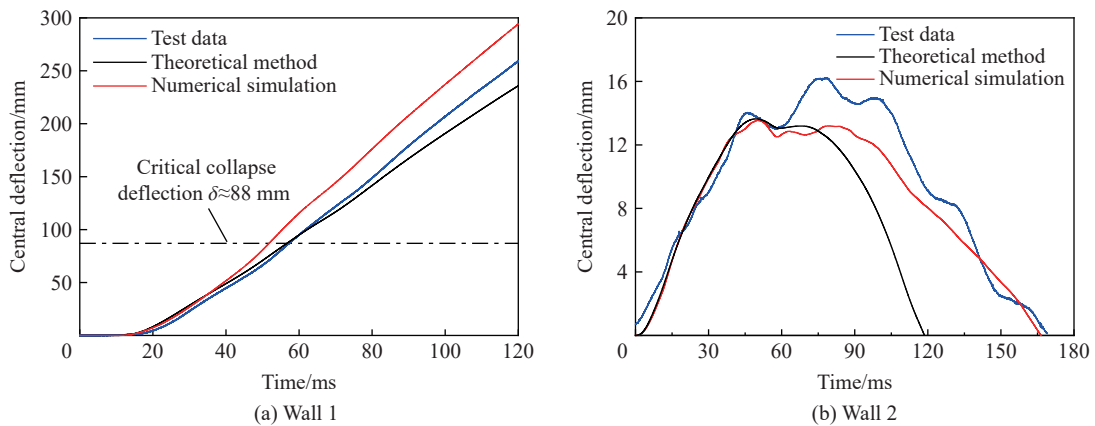


图 21 墙体中心点挠度时程预测结果和试验数据对比

Fig. 21 Comparisons of predicted and test central deflection-time histories of the walls 1 and 2



由于墙体 2 的中心点峰值挠度仅为 16.7 mm, 图 22 仅对比了墙体 1 试验和数值模拟中的破坏过程。由于墙体 1 厚度较小, 初始时刻框架拱推力不显著, 墙体在平面均布爆炸荷载作用下呈现明显的弯曲破坏, 在墙体中上部和中部(位置 Y1 和 Y2)开裂, 位置 Y1 和 Y2 间墙体基本保持竖直, 与试验现象吻合较好; 随着面外挠度变形的增加, 在顶部和底部的框架拱推力作用下, 开裂位置逐步向墙体中间高度转移, 最终墙体在中间高度处发生折断, 进一步在重力作用下发生倒塌破坏。

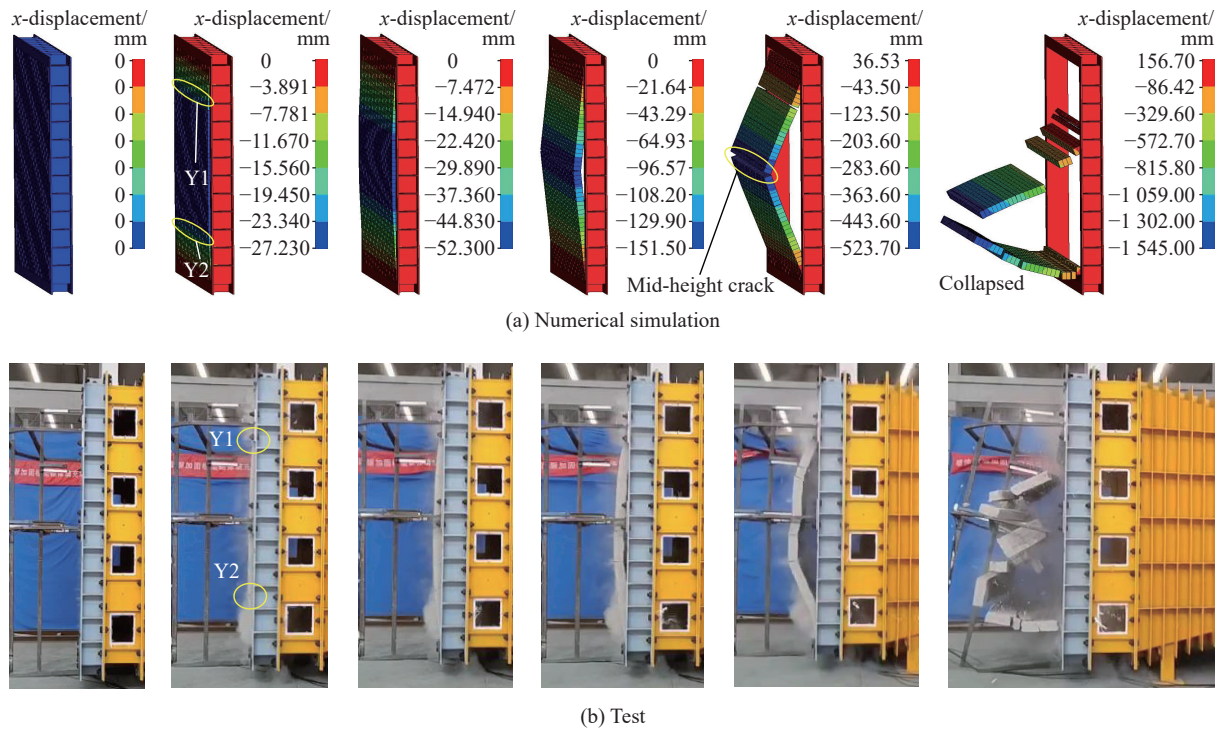


图 22 墙体 1 倒塌过程

Fig. 22 Collapse process of the wall 1

## 4 结 论

基于研发的压缩空气驱动大截面(3 m×3 m)激波管, 开展了两面不同厚度单向砌体填充墙的面外加载试验, 获取了作用于墙体表面的反射超压荷载时程、墙体面外挠度时程及其变形失效模式; 进一步基于激波管精细化有限元模型、砌体墙简化微观有限元模型和 SDOF 模型, 分别对激波管中的压力传播和试验墙体的动力行为进行数值模拟和理论预测; 获得的主要结论如下。

(1) 所研发的激波管能够实现平面均布爆炸波加载, 可用于开展墙板等构件的面外均布脉冲型荷载加载试验, 泄压段侧壁测量荷载可表征作用于测试构件表面的超压荷载。

(2) 高厚比较大和较小的单向填充墙抗爆性能分别主要受砌体抗拉和抗压强度的影响; 墙体与框架间相互作用的拱推力能够显著影响墙体的抗爆性能, 减小墙体高厚比可以增大拱推力从而显著提升单向填充墙的抗爆性能, 本文试验中 235 mm 厚墙体的面外峰值抗力约为 105 mm 厚墙体的 19 倍。

(3) 提出的砌体墙简化微观有限元建模方法, 以及扩展砖块接缝的内聚力接触模型和扩展砖块的 RHT 材料模型参数取值计算方法均得到了试验墙体动态响应和倒塌过程的验证。

(4) 采用本文中提出的基于单向填充墙面外抗力方程和等效单自由度模型的理论计算方法, 能够准确预测均布脉冲型荷载作用下单向砌体填充墙中心点的动态面外挠度响应, 并快速判断墙体是否倒塌破坏。

## 参考文献:

- [1] THOMPSON D, BROWN S, MALLONEE S, et al. Fatal and non-fatal injuries among U. S. air force personnel resulting from the terrorist bombing of the Khobar towers [J]. *The Journal of Trauma: Injury, Infection, and Critical Care*, 2004, 57(2): 208–215. DOI: 10.1097/01.TA.0000142672.99660.80.
- [2] VARMA R K, TOMAR C P S, PARKASH S, et al. Damage to brick masonry panel walls under high explosive detonations [C]// ASME PVP Conference. New York, USA: American Society of Mechanical Engineers, 1997, 351: 207–216.
- [3] 范俊余, 方秦, 陈力, 等. 砌体填充墙的抗爆性能 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(1): 59–66. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)01-0059-08.
- FAN J Y, FANG Q, CHEN L, et al. Anti-blast properties of masonry infill walls [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(1): 59–66. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)01-0059-08.
- [4] 王军国. 喷涂聚脲加固粘土砖砌体抗动载性能试验研究及数值分析 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2017.
- WANG J G. Experimental and numerical investigation of clay brick masonry walls strengthened with Spary polyurea elastomer under blast loads [D]. Heifei, Anhui, China: University of Science and Technology of China, 2017.
- [5] DAVIDSON J S, HOEMANN J M, SHULL J S, et al. Full-scale experimental evaluation of partially grouted minimally reinforced concrete masonry unit (CMU) walls against blast demands [R]. Auburn, USA: Department of Civil Engineering, Auburn University, 2010.
- [6] YU Q, ZENG D, XU X, et al. Experimental and numerical investigation of polymer-reinforced and normal autoclaved aerated concrete masonry walls under large TNT explosive loads [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2022, 164: 104188. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104188.
- [7] KEYS R A, CLUBLEY S K. Experimental analysis of debris distribution of masonry panels subjected to long duration blast loading [J]. *Engineering Structures*, 2017, 130: 229–241. DOI: 10.1016/j.engstruct.2016.10.054.
- [8] CIORNEI L. Performance of polyurea retrofitted unreinforced concrete masonry walls under blast loading [D]. Ottawa: University of Ottawa (Canada), 2012. DOI: 10.20381/ruor-5935.
- [9] EDRI I E, YANKELEVSKY D Z, REMENNIKOV A M, et al. Combined experimental and theoretical study on the blast response of arching masonry walls [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 174: 104495. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104495.
- [10] WEI X Y, STEWART M G. Model validation and parametric study on the blast response of unreinforced brick masonry walls [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(11): 1150–1159. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2010.04.003.
- [11] HAO H. Numerical modelling of masonry wall response to blast loads [J]. *Australian Journal of Structural Engineering*, 2009, 10(1): 37–52. DOI: 10.1080/13287982.2009.11465031.
- [12] MICHALOUDIS G, GEBBEKEN N. Modeling masonry walls under far-field and contact detonations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 123: 84–97. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.09.019.
- [13] EDRI I E, YANKELEVSKY D Z. An analytical model for the out-of-plane response of URM walls to different lateral static loads [J]. *Engineering Structures*, 2017, 136: 194–209. DOI: 10.1016/j.engstruct.2017.01.001.
- [14] MORADI L G, DAVIDSON J S, DINAN R J. Resistance of membrane retrofit concrete masonry walls to lateral pressure [J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2008, 22(3): 131–142. DOI: 10.1061/(ASCE)0887-3828(2008)22:3(131).
- [15] 陈德, 吴昊, 方秦. 爆炸荷载作用下单向砌体填充墙动态响应计算方法 [J/OL]. *建筑结构学报*, 2022 (2022-09-09)[2023-04-23]. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2022.0130.
- CHEN D, WU H, FANG Q. Dynamic responses calculation method of one-way masonry infill wall under blast loadings [J/OL]. *Journal of Building Structures*, 2022 (2022-09-09)[2023-04-23]. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2022.0130.
- [16] SLAWSON T R. Wall response to air blast loads: the wall analysis code (WAC) [R]. Vicksburg, MS, USA: US Army Engineering and Development Center, 1995.
- [17] Protect Design Center. Methodology manual for the single-degree-of freedom blast effects design spreadsheets (SBEDS) [M]. USA: United States Army Corps of Engineers, 2008.
- [18] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 砌体结构设计规范: GB 50003—2011 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2012.
- [19] United States Army Corps of Engineers. Structures to resist the effects of accidental explosions: UFC 3-340-02 [S]. Washington, USA: Department of the Army, the Navy and the Air Force, 2008.

- [20] CHEN D, WU H, FANG Q. Simplified micro-model for brick masonry walls under out-of-plane quasi-static and blast loadings [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2023, 174: 104529. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2023.104529.
- [21] LOURENÇO P B, ROTS J G, BLAAUWENDRAAD J. Continuum model for masonry: parameter estimation and validation [J]. *Journal of Structural Engineering*, 1998, 124(6): 642–652. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:6(642).
- [22] 刘桂秋. 砌体结构基本受力性能的研究 [D]. 长沙: 湖南大学, 2005.  
LIU G Q. The research on the basic mechanical behavior of masonry structure [D]. Changsha, Hunan, China: Hunan University, 2005.
- [23] 蒋济同, 周新智. 基于分离式建模的砌体墙力学性能有限元分析参数探讨 [J]. *建筑结构*, 2019, 49(S1): 640–644. DOI: 10.19701/j.jzjg.2019.S1.133.  
JIANG J T, ZHOU X Z. Discussion on parameters in finite element analysis of mechanical properties of masonry wall based on separation modeling [J]. *Building Structure*, 2019, 49(S1): 640–644. DOI: 10.19701/j.jzjg.2019.S1.133.
- [24] TNO B, VAN DER PLUIJM R. Out-of-plane bending of masonry behaviour and strength [D]. Eindhoven, the Netherlands: Eindhoven University of Technology, 1999.
- [25] SAUER C, HEINE A, BAGUSAT F, et al. Ballistic impact on fired clay masonry bricks [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2020, 11(3): 304–318. DOI: 10.1177/2041419619893708.
- [26] 中华人民共和国住房和城乡建设部. 砌体基本力学性能试验方法标准: GB/T 50129—2011 [S]. 北京: 中国建筑工业出版社, 2011.
- [27] SHI Y C, WANG N, LI Z X, et al. Experimental studies on the dynamic compressive and tensile strength of clay brick under high strain rates [J]. *Construction and Building Materials*, 2021, 272: 121908. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.121908.
- [28] HAO H, TARASOV B G. Experimental study of dynamic material properties of clay brick and mortar at different strain rates [J]. *Australian Journal of Structural Engineering*, 2008, 8(2): 117–132. DOI: 10.1080/13287982.2008.11464992.
- [29] ZHANG X H, CHIU Y W, HAO H, et al. Dynamic compressive material properties of clay bricks at different strain rates [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 192: 754–767. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.10.150.
- [30] 杨卫忠. 砌体受压本构关系模型 [J]. *建筑结构*, 2008, 38(10): 80–82. DOI: 10.19701/j.jzjg.2008.10.027.  
YANG W Z. Constitutive relationship model for masonry materials in compression [J]. *Building Structure*, 2008, 38(10): 80–82. DOI: 10.19701/j.jzjg.2008.10.027.
- [31] 肖遥, 底欣欣, 黄河. 砖砌体单轴压缩与拉伸应力应变关系 [J]. *世界地震工程*, 2019, 35(1): 210–219.  
XIAO Y, DI X X, HUANG H. Stress-strain relationships of brick masonry under uniaxial compression and tension [J]. *World Earthquake Engineering*, 2019, 35(1): 210–219.
- [32] BIGGS J M. Introduction to structural dynamics [M]. New York, USA: McGraw-Hill, 1964.

(责任编辑 张凌云)