

# 桥面接触爆炸下泄入 RC 箱梁腔室内冲击波传播机制及底板荷载模型\*

吕辰旭<sup>1</sup>, 闫秋实<sup>2</sup>, 许镇<sup>1</sup>

(1. 北京科技大学未来城市学院城镇化与城市安全研究院, 北京 100083;

2. 北京工业大学桥梁工程安全与韧性全国重点实验室, 北京 100124)

**摘要:** 为探究桥面接触爆炸作用下泄入钢筋混凝土 (reinforced concrete, RC) 箱梁腔室的冲击波传播机制及其引发的爆炸荷载分布特性, 采用显式动力分析程序 LS-DYNA 开展数值模拟研究。首先, 通过模拟已有 RC 板接触爆炸试验和约束空间内爆炸试验, 从局部损伤特征和冲击波传播规律两个方面验证有限元 (finite element, FE) 模拟方法的可靠性。在此基础上, 分析 4 种潜在爆炸威胁下原型箱梁腔室内泄入冲击波的传播演化过程及底板爆炸荷载分布特性, 并考察梁端泄压条件对爆炸荷载的影响; 最后, 基于数值模拟结果, 通过多项式回归建立箱梁底板超压峰值和正冲量预测模型。结果表明: 泄入冲击波在腔室内主要经历泄入冲击波入射、规则反射、非规则反射和平面波传播 4 个阶段, 箱梁内表面爆炸荷载总体随传播距离增加而衰减。横向上, 受冲击波反射与汇聚作用影响, 腔室角隅区域爆炸荷载显著增强; 纵向上, 冲击波经多次反射整形后逐渐演化为平面波, 呈现出类似坑道爆炸的传播模式。与梁端开放条件相比, 梁端封闭会导致平面波在梁端发生全截面反射, 使邻近区域爆炸荷载明显回升。所建立的超压峰值和正冲量预测模型可实现桥面接触爆炸作用下 RC 箱梁底板内表面爆炸荷载的快速预测, 为考虑腔室内泄入冲击波效应的 RC 箱梁抗爆分析提供参考。

**关键词:** 钢筋混凝土箱梁; 桥面接触爆炸; 泄入冲击波; 传播机制; 爆炸荷载模型

**中图分类号:** U442.5+9

**国标学科代码:** 13035

**文献标识码:** A

## Propagation mechanism of inflowing shock waves in an RC box-girder cell and a load model for the bottom slab under bridge-deck contact explosions

LYU Chenxu<sup>1</sup>, YAN Qiushi<sup>2</sup>, XU Zhen<sup>1</sup>

(1. Research Institute of Urbanization and Urban Safety, School of Future Cities, University of Science and Technology Beijing, Beijing 100083, China; 2. National Key Laboratory of Bridge Safety and Resilience, Beijing University of Technology, Beijing 100124, China)

**Abstract:** To investigate the propagation mechanism of shock waves entering reinforced concrete (RC) box-girder cells under above deck contact explosions and the resulting distribution characteristics of internal blast loads, numerical simulations were conducted using the explicit dynamic analysis code LS-DYNA. The finite element approach was first validated against published contact-explosion tests on RC slabs and confined internal-explosion tests. The validation focused on two key physical processes

\*收稿日期: 2026-04-14; 修回日期: 2026-08-28

基金项目: 国家自然科学基金 (52578544)

第一作者: 吕辰旭 (1996—), 男, 博士, 博士后. E-mail: chenxu.lyu@foxmail.com

通信作者: 许镇 (1986—), 男, 博士, 教授. E-mail: xuzhen@ustb.edu.cn

involved in the problem, namely the local damage characteristics of RC members subjected to contact explosions and the propagation behavior of shock waves in confined spaces. Good agreement between the numerical and experimental results in terms of damage patterns, damage dimensions, and pressure histories demonstrated the reliability of the adopted numerical method. Based on the validated approach, a prototype single-cell RC box girder was modeled to investigate the evolution of inflowing shock waves and the spatial distribution of blast loads on the inner surface of the bottom slab under four representative explosion threats. A locally refined modeling strategy was adopted in the region near the explosive charge to reproduce deck perforation and the subsequent inflow of shock waves into the girder cell. The influence of girder-end venting conditions was further examined by comparing open-end and closed-end cases. Finally, regression analysis was performed using the numerical results to establish prediction models for the peak overpressure and positive impulse on the bottom slab. The results show that the propagation of inflowing shock waves inside the box-girder cell mainly consists of four stages: incidence of the inflowing shock wave, regular reflection, irregular reflection, and planar-wave propagation. The internal blast loads generally decrease with increasing propagation distance. In the transverse direction, wave reflection and convergence significantly amplify the blast loads in the corner regions of the cell. In the longitudinal direction, repeated reflections and wavefront reshaping gradually transform the shock wave into a planar wave, resulting in a propagation pattern similar to that observed in tunnel explosions. Compared with the open-end condition, the closed-end condition causes full cross-sectional reflection of the planar wave at the girder end, leading to a marked increase in blast loads in the adjacent region. The developed peak-overpressure and positive-impulse prediction models enable rapid estimation of blast loads on the inner surface of the RC box-girder bottom slab under bridge-deck contact explosions and provide a practical basis for blast-resistant analysis considering the effects of inflowing shock waves.

**Keywords:** reinforced concrete box girder; above-deck contact explosion; inflowing shock wave; propagation mechanism; blast load model

钢筋混凝土 (reinforced concrete, RC) 箱梁凭借优异的承载性能, 被广泛应用于现代城市桥梁工程中。当前, 在全球局部冲突加剧、恐怖主义威胁上升的背景下, 爆炸已成为威胁城市安全的风险之一<sup>[1]</sup>。桥梁作为城市交通系统的关键节点, 其在爆炸威胁下的安全问题引发了研究人员的广泛关注。随着爆炸风险的多样化, 近场爆炸、接触爆炸以及约束空间爆炸等复杂爆炸场景逐渐增多。在复杂爆炸场景中, 冲击波的传播及其引发的爆炸荷载与结构的性状和损伤状态相关。因此, 理想化爆炸荷载模型不再适用。RC 箱梁具有典型的封闭腔室构造, 当桥面接触爆炸导致顶板贯穿后, 泄入腔室的爆炸波会在约束空间内发生复杂的反射和汇聚, 其破坏威力会进一步增强。因此, 有必要针对桥面接触爆炸下泄入 RC 箱梁腔室内冲击波的传播机制及其诱发箱梁内表面爆炸荷载开展研究, 为桥梁抗爆防护提供参考。

目前, 针对桥梁爆炸荷载的研究已积累了一定基础, 已形成了成熟的 RC 墩柱外表面爆炸荷载模型<sup>[2-5]</sup>。相较而言, 主梁爆炸荷载研究尚处于起步阶段。院素静等<sup>[6]</sup>通过模型试验与数值模拟分析了桥下爆炸冲击波与 T 梁的相互作用过程, 并建立了 T 梁外表面的爆炸压力场。高超等<sup>[7]</sup>基于连续 T 梁桥模型试验和数值模拟分析了比例爆高等参数对桥面爆炸荷载的影响, 并拟合建立了桥面爆炸荷载模型。杜晓庆等<sup>[8]</sup>结合高保真数值模拟与机器学习算法, 建立了远场爆炸场景下箱梁外表面爆炸预测模型。由上可知, 现有桥梁爆炸荷载模型主要针对外表面荷载, 且均以非接触爆炸场景为基准。对于桥面接触爆炸场景, 目前主要采用经验/半经验模型 (例如, Morishita 模型<sup>[9]</sup>、Lönnqvist 模型<sup>[10]</sup>) 计算顶板局部损伤并将其作为桥梁损伤评估的依据。然而, 这忽略了桥面贯穿后泄入腔室冲击波引发的荷载效应, 低估了桥面接触爆炸对箱梁的破坏。

对于箱梁内部爆炸荷载的研究, 目前主要集中在内爆炸场景。Yao 等<sup>[11]</sup>通过试验与数值模拟揭示了钢箱结构内爆炸传播过程以及整体失效机制。Wu 等<sup>[12]</sup>通过小当量内爆炸试验研究了箱型结构内表面爆炸荷载的分布特性, 并量化了后燃效应对爆炸荷载及结构响应的影响。李军润等<sup>[13]</sup>基于数值模拟探究了内爆炸荷载作用下 RC 箱型结构内表面荷载分布特性, 并建立了泄爆面积与超压峰值、正

冲量之间的关系。刘洁宁等<sup>[14]</sup>通过全尺寸内爆炸试验与数值模拟揭示了 RC 箱型结构内爆炸荷载分布特征及结构失效机理,并归纳了 5 种典型破坏模式。陈飞翔等<sup>[15]</sup>基于数值模拟揭示了温压炸药在箱型隧道内爆炸冲击波及爆炸火团的演化传播规律,并建立了火团传播距离与装药质量的拟合关系。此外,部分研究关注到外部爆炸场景下泄入波引发的结构内部爆炸荷载。Ram 等<sup>[16]</sup>通过全尺寸试验分析了外爆炸作用下开洞建筑内部压力分布及频率特征,发现泄入波在结构内的复杂传播能够显著降低冲击波高频分量的比例。范进等<sup>[17]</sup>基于刚性数值模型研究了外表面接触爆炸下带孔防护结构内部冲击波的传播规律,并结合量纲分析建立了爆炸荷载预测公式,但并未考虑结构局部损伤对泄入波的影响。Lyu 等<sup>[18]</sup>结合 1/4 比例模型桥爆炸试验与数值模拟全面地揭示了桥面接触爆炸场景下 RC 箱梁桥的损伤机理,并指出顶板贯穿后泄入腔室内的冲击波是导致箱梁底板损伤的关键因素,但并未定量分析泄入波引发的爆炸荷载。

综上所述,现有研究存在以下不足:(1)既有桥梁爆炸荷载模型聚焦于非接触爆炸场景下的结构外表面荷载效应。针对桥面接触爆炸场景,现有评估方法仅考虑顶板的局部损伤,忽略了泄入波的潜在破坏效应;(2)现有关于箱梁腔室内表面爆炸荷载的研究主要集中于内爆炸场景,而对外表面接触爆炸作用下冲击波泄入腔室后的传播机制及其引起的内表面荷载分布规律,仍缺乏系统认识。

针对上述不足,本文在全面验证有限元(finite element, FE)模拟方法可靠性的基础上,建立 RC 箱梁高保真有限元模型,探究 4 种典型爆炸威胁下泄入冲击波在箱梁腔室内的传播过程及其引发爆炸荷载的分布特性,并进一步分析梁端泄压条件的影响。最后,建立箱梁底板爆炸荷载计算模型。

## 1 有限元模拟方法准确性验证

为验证本文所采用有限元模拟方法的准确性与适用性,本节基于现有爆炸试验,开展了模型验证。验证工作聚焦于本研究涉及的两个核心物理过程,即 RC 结构在接触爆炸作用下的局部毁伤效应,以及爆炸冲击波在受限空间内部的传播演化规律。

### 1.1 RC 结构接触爆炸损伤模拟准确性验证

本节对汪维等<sup>[19]</sup>(Case-I)、Yang 等<sup>[20]</sup>(Case-II)开展的 RC 板接触爆炸试验进行了有限元模拟,以验证采用的有限元模拟方法预测接触爆炸破坏效应的准确性。根据文献中的设计参数建立有限元模型(图 1)。有限元模型中混凝土采用 Lagrange 实体单元模拟,板内钢筋采用 Beam 单元模拟,两者共用节点。空气欧拉域采用结构化任意拉格朗日-欧拉(structured arbitrary Lagrangian-Eulerian, S-ALE)方法建立,并通过体积填充生成三硝基甲苯(trinitrotoluene, TNT)装药,欧拉域的六个表面添加无反射边界以模拟无限空气域。空气、炸药与结构之间的流固耦合通过 \*ALE\_STRUCTURED\_FSI 关键字实现。单元尺寸依据相关研究中的敏感性分析结果确定,其中欧拉域单元尺寸参考 Si 等<sup>[21]</sup>的研究取为 10 mm, Lagrange 单元尺寸参考作者前期研究<sup>[18]</sup>取为 12.5 mm。

材料模型方面,混凝土材料采用 K&C 模型(\*MAT\_072R3)模拟并结合侵蚀算法(\*MAT\_ADD\_EROSION)近似模拟材料剥落及贯穿破口形成,具体输入参数见表 1。鉴于侵蚀准则具有一定经验性,本文采用相对保守的侵蚀阈值,并通过 2 组试验对破坏形态及损伤尺寸进行校核。混凝土的应变率效应采用 Malvar 等<sup>[22]</sup>提出的混凝土抗压、抗拉强度动力放大系数( $d_c$ 和 $d_t$ )进行模拟,其表达式如下:

$$d_c = \frac{f_{dc}}{f_c} = \begin{cases} (\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_s)^{1.026\alpha} & \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma (\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_s)^{1/3} & \dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (1)$$

$$d_t = \frac{f_{dt}}{f_t} = \begin{cases} (\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_s)^\delta, & \dot{\epsilon} \leq 1 \text{ s}^{-1} \\ \beta (\dot{\epsilon} / \dot{\epsilon}_s)^{1/3}, & \dot{\epsilon} > 1 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

式中,  $f_{dc}$  和  $f_{dt}$  分别为混凝土动态抗压、抗拉强度;  $f_c$  和  $f_t$  分别为静态抗压、抗拉强度;  $\dot{\varepsilon}$  和  $\dot{\varepsilon}_s$  分别为应变率和准静态参考应变率。  $\alpha$ 、 $\gamma$ 、 $\delta$  以及  $\beta$  均为关系式参数, 其具体取值可参考文献[23]。

钢筋使用随动硬化材料模型 (\*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC) 模拟, 应变率效应通过 Cowper-Symonds 模型考虑, 本构方程及应变率效应表达式如下:

$$\sigma_y = \left[ 1 + (\dot{\varepsilon}_r / C)^{1/P_r} \right] (\sigma_0 + E_p \varepsilon_{eff}) \quad (3)$$

式中,  $\sigma_y$  为钢筋应力;  $\sigma_0$  为初始屈服强度;  $E_p$  为塑性硬化模量;  $\varepsilon_{eff}$  为有效塑性应变。  $\dot{\varepsilon}_r$  为钢筋应变率,  $C$  和  $P_r$  为应变率效应参数, 具体参数取值见表 1。

空气采用 \*MAT\_NULL (\*MAT\_009) 材料模型和线性多项式状态方程 \*EOS\_LINEAR\_POLYNOMIAL 进行模拟。线性多项式状态方程的表达式如下:

$$p_a = C_0 + C_1 \mu + C_2 \mu^2 + C_3 \mu^3 + (C_4 + C_5 \mu + C_6 \mu^2) E_a \quad (4)$$

式中,  $p_a$  为空气压力,  $C_0 \sim C_6$  为状态方程参数,  $\mu = 1/V - 1$ ,  $V$  为相对体积。  $E_a$  为单位体积初始内能。具体输入模型参数如表 1 中所示。

TNT 炸药采用高能炸药材料模型 \*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN (\*MAT\_008) 和琼斯-威尔金斯-李 (Jones-Wilkins-Lee equation, JWL) 状态方程 \*EOS\_JWL (\*EOS\_002) 进行模拟。JWL 状态方程的表达式如下:

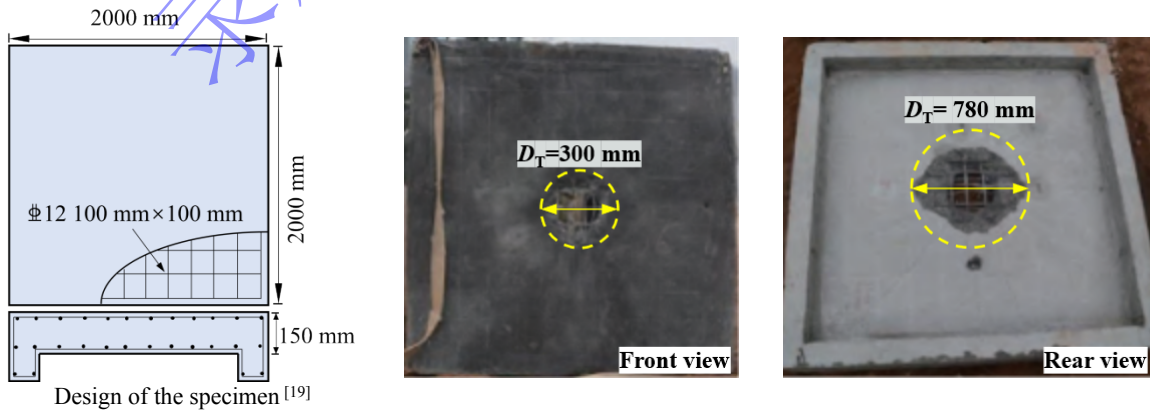
$$p_d = A \left( 1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left( 1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_e}{V} \quad (5)$$

式中,  $p_d$  为爆轰产物压力,  $V$  为相对体积,  $E_e$  为单位体积初始内能,  $A$ 、 $B$ 、 $R_1$ 、 $R_2$  以及  $\omega$  为基于试验确定的炸药材料常数。方程中所需参数见表 1。

图 1 为有限元模拟得到 RC 板破坏形态与试验结果的对比。由图可知, 有限元模型较好地表征了试验中 RC 板所呈现的典型损伤特征, 包括迎爆面的开坑、贯穿孔洞以及背爆面的震塌剥落坑。模拟损伤尺寸与试验测量值相比误差均不超过 3%。

## 1.2 约束空间内爆炸波传播模拟准确性验证

本节通过模拟刘洁宁等<sup>[14]</sup> (工况 III) 开展的 RC 箱形结构内爆炸试验, 对本文所采用有限元模型对约束空间内爆炸波传播规律预测的准确性进行验证。如图 2(a)所示, 根据文献中试验设计细节, 在 LS-DYNA 中建立了相应的有限元模型。由图 2(b)可知, 装药引爆后, 初期以规则波形态向房间壁面传播。当冲击波抵达壁面后发生反射, 随后在门洞位置出现泄压。泄压使得反射后的冲击波在空间内呈现不规则传播特征, 其中靠近门洞处角隅的冲击波汇集效应强度相比其他角隅位置显著偏弱。图 2(c)中超压时程曲线对比显示, 有限元模拟结果与试验结果的变化趋势基本一致。除测点 P3 外, 其余测点的超压峰值误差均在 15% 以内。P3 测点误差较大的原因, 推测与试验中超压传感器损坏对测量结果产生干扰有关。通过以上对 RC 板破坏效应和爆炸波传播规律的模拟对比, 验证了采用的有限元数值模拟方法的准确性与可靠性, 可用于后续分析。



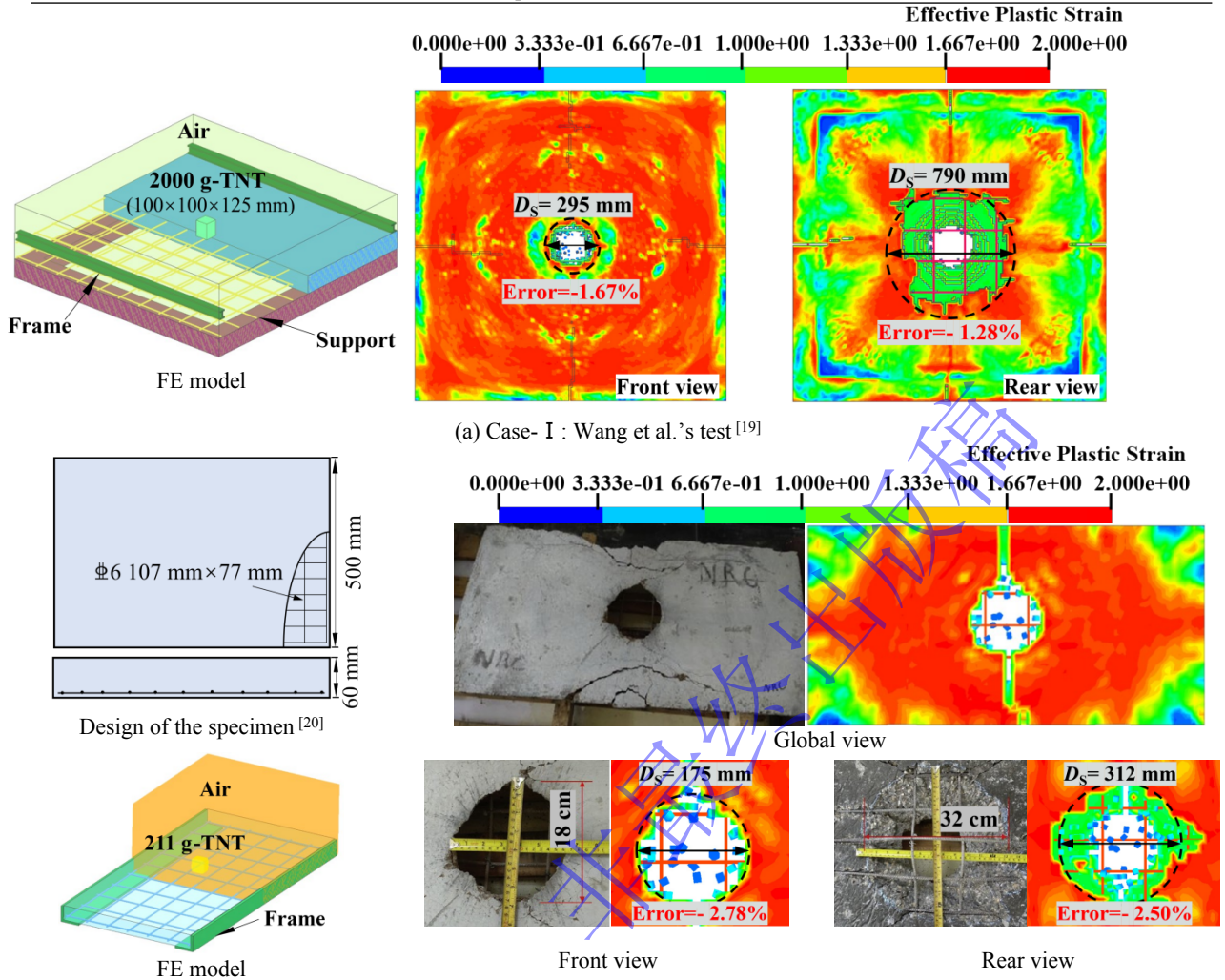


图1 RC板破坏效应模拟与试验对比

Fig.1 Comparison of experimental and numerical results of RC slab damage characteristics

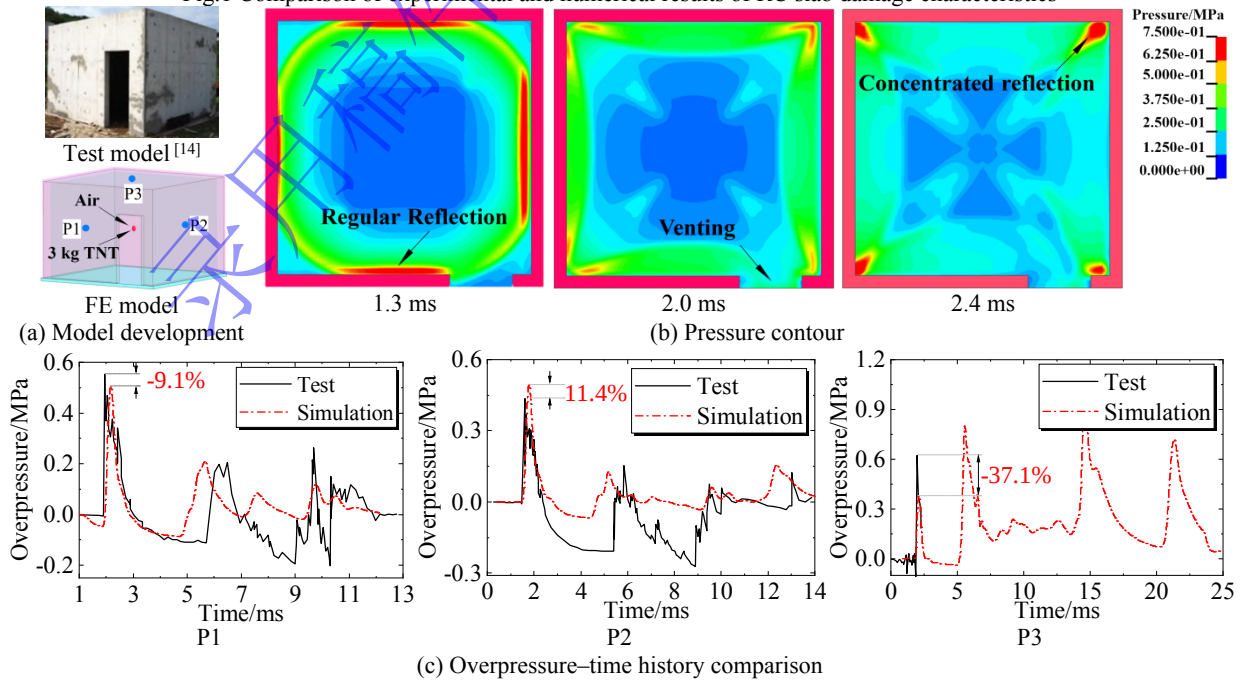


图2 约束空间内爆炸冲击波超压时程对比及压力云图  
Fig.2 Comparison of overpressure time-histories and pressure contours in a confined space

表1 材料模型输入参数

Table 1 Input parameters for material models

| 材料  | 材料模型                      | 状态方程                      | 主要输入参数          |           |       |       |          |         |       |
|-----|---------------------------|---------------------------|-----------------|-----------|-------|-------|----------|---------|-------|
| 混凝土 | *MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3 | *EOS_TABULATED_COMPACTION | 无侧限抗压强度：        |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 工况Ⅰ：-28.0 MPa   |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 工况Ⅱ：-30.4 MPa   |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 工况Ⅲ：-32.0 MPa   |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 密度：2400.0 kg/m³ |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 泊松比：0.2         |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 主应变侵蚀阈值：0.4     |           |       |       |          |         |       |
| 钢筋  | *MAT_PLASTIC_KINEMATIC    | 无                         | 纵筋屈服强度：         |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 工况Ⅰ：425.0 MPa   |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 工况Ⅱ：400.0 MPa   |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 工况Ⅲ：400.0 MPa   |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 切线模量：2000.0 MPa |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 断裂应变：0.14       |           |       |       |          |         |       |
|     |                           |                           | 弹性模量：210.0 GPa  |           |       |       |          |         |       |
| 空气  | *MAT_NULL                 | *EOS_LINEAR_POLYNOMIAL    | $C_0$           | $C_1$     | $C_2$ | $C_3$ | $C_4$    | $C_5$   | $C_6$ |
|     |                           |                           | 0               | 0         | 0     | 0     | 0.4      | 0.4     | 0     |
| TNT | *MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN  | *EOS_JWL                  | $A$             | $B$       | $R_1$ | $R_2$ | $\omega$ | $E_0$   |       |
|     |                           |                           | 373.8 GPa       | 3.747 GPa | 4.15  | 0.9   | 0.35     | 7.0 GPa |       |
|     |                           |                           |                 |           |       |       |          |         |       |

## 2 典型威胁场景及原型箱梁有限元模型

### 2.1 典型威胁场景

如图3所示,桥梁面临的潜在接触爆炸威胁场景主要分为两类:一类是恐怖袭击场景,具体为恐怖分子驾车行至桥面后,将**简易爆炸装置(improvised explosive device, IED)**抛掷至桥面并引爆;另一类是军事打击场景,具体为空基、陆基投送的**通用高爆炸弹(general-purpose high-explosive bomb, GP bomb)**直接命中桥面并通过接触引信引爆。

对于恐怖袭击场景,依据**美国联邦应急管理局(Federal Emergency Management Agency, FEMA)**建议的恐怖爆炸袭击类型<sup>[24]</sup>,选取箱包型IED进行分析。对于军事打击场景,选取Mk系列中3种型号的通用高爆炸弹进行分析。考虑不同爆炸威胁类型及箱梁梁端的泄压边界条件(腔室开放/腔室封端),共设计了5种计算工况(表2)。本文主要针对装药位于单箱单室箱梁跨中顶板正上方这一基准场景开展研究。因此,所有工况中装药均置于箱梁跨中位置,装药形状均采用立方体,并在几何中心位置引爆。

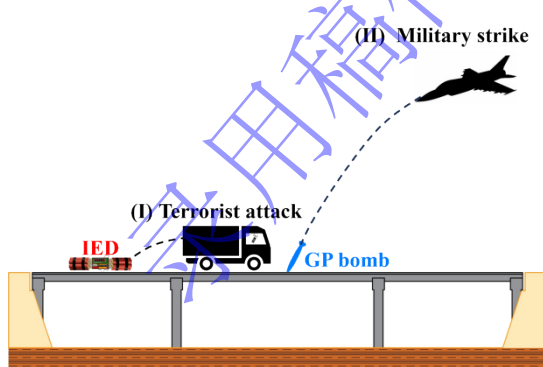


图3 潜在接触爆炸场景  
Fig.3 Potential contact explosion scenarios

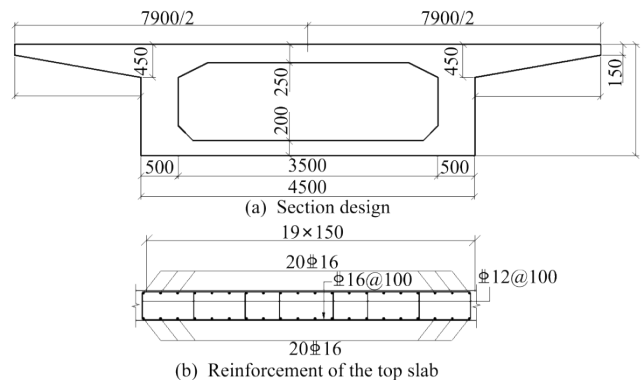
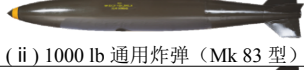
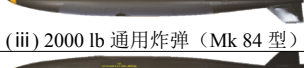
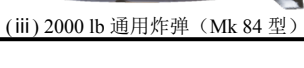


图4 原型箱梁设计  
Fig.4 Design of the prototype box girder

表2 工况设计

Table 2 Simulation case design

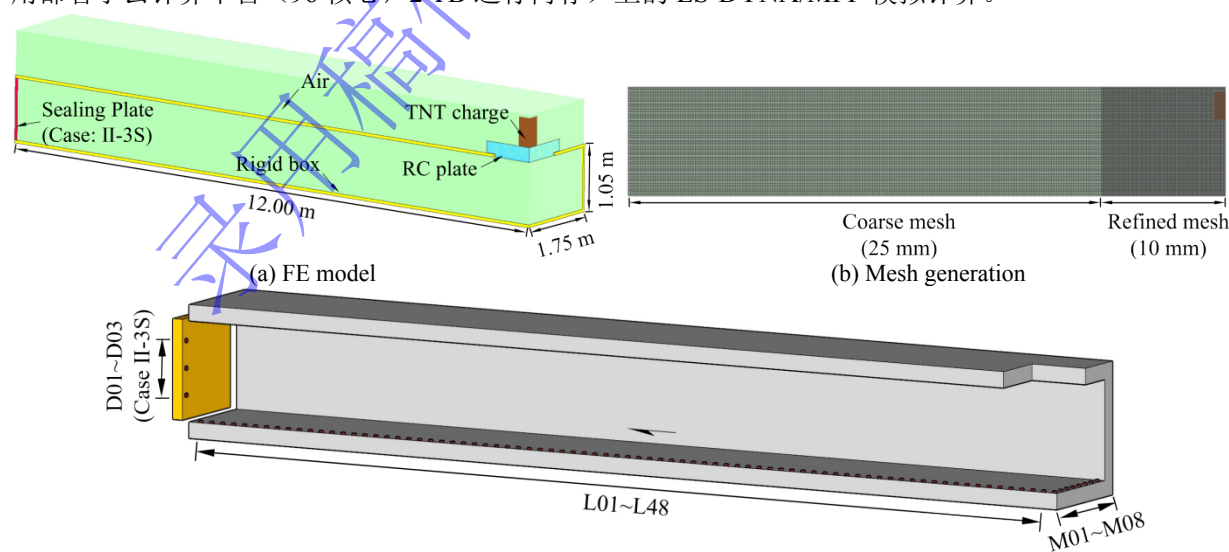
| 威胁场景 | 工况编号 | 威胁类型                                                                                              | 等效 TNT 装药质量 | 梁端泄压条件 | 数据来源                     |
|------|------|---------------------------------------------------------------------------------------------------|-------------|--------|--------------------------|
| 恐怖袭击 | I-1  | <br>IED (箱包炸弹) | 23 kg       | 开放     | FEMA-428 <sup>[24]</sup> |

|      |        |                                                                                   |        |    |                    |
|------|--------|-----------------------------------------------------------------------------------|--------|----|--------------------|
| 军事打击 | II -1  |  | 87 kg  | 开放 | 文献 <sup>[25]</sup> |
|      | (i)    | 500 lb 通用炸弹 (Mk 82 型)                                                             |        |    |                    |
|      | II -2  |  | 202 kg | 开放 | 文献 <sup>[25]</sup> |
|      | (ii)   | 1000 lb 通用炸弹 (Mk 83 型)                                                            |        |    |                    |
|      | II -3  |  | 428 kg | 开放 | 文献 <sup>[25]</sup> |
|      | (iii)  | 2000 lb 通用炸弹 (Mk 84 型)                                                            |        |    |                    |
|      | II -3S |  | 428 kg | 封闭 | 文献 <sup>[25]</sup> |
|      | (iii)  | 2000 lb 通用炸弹 (Mk 84 型)                                                            |        |    |                    |

## 2.2 原型箱梁有限元模型

如图 4 所示,以国内某公路桥跨径 24 m 的钢筋混凝土简支箱梁为原型建立有限元模型。该主梁为单箱单室等截面钢筋混凝土箱形箱梁,腔室尺寸为 3500 mm×1050 mm,设计混凝土强度等级为 C50。箱梁顶板厚度为 250 mm,板内采用双层双向配筋方案。纵向钢筋与横向钢筋均采用直径 16 mm 的 HRB400 钢筋,分别按 150 mm、100 mm 间距布置,拉结钢筋采用直径 12 mm 的 HRB400 钢筋,按 100 mm 间距布置。

采用前文验证的有限元模拟方法建立箱梁有限元模型。如图 5(a)所示,为捕捉冲击波泄入腔室后的传播过程,装药附近区域按照原型结构顶板进行精细化建模,以保证在相同爆炸荷载下,模型能够复现原型箱梁的局部损伤及冲击波经贯穿孔洞泄入腔室的过程。精细化区域尺寸依据经验/半经验模型<sup>[9-10]</sup>对顶板局部损伤范围的初步预测结果确定。如表 3 所示,各模型预测的最大局部损伤直径约为 1.62 m,因此将精细化区域尺寸取为 2.0 m×2.0 m。其余箱体区域采用 \*MAT\_PLASTIC\_KINEMATIC 材料模型,通过设置较高的弹性模量(250 GPa)和屈服强度(1200 MPa)并施加固定约束,将其近似模拟为刚性结构。同时,刚性箱体与 RC 顶板采用共节点连接,避免冲击波在界面处发生泄漏。考虑结构与荷载的对称性,采用 1/4 模型进行计算,并分区离散 ALE 区域。如图 5(b)所示,为准确捕捉装药附近冲击波的强间断特征及顶板局部破坏,距装药中心 2.5 m 范围内采用与模型验证一致的 10 mm 网格。随着传播距离增加,冲击波波前压力梯度趋于平缓,对网格尺寸的敏感性相应降低<sup>[26]</sup>,因此其余区域采用 25 mm 网格,以提高计算效率。在模型跨中横截面、纵向截面及梁端盖板处布置压力测点。相邻测点间距为 250 mm,如图 5(c)所示。所有工况均采用部署于云计算平台(96 核心,2 TB 运行内存)上的 LS-DYNA/MPP 模拟计算。



(c) Layout of measuring points  
图 5 有限元模型及测点布置  
Fig.5 Finite element model and layout of measuring points

表3 桥面局部损伤尺寸预测

Table 3 Prediction of localized damage dimensions of the bridge deck

| 预测模型                       | TNT 装药质量/kg | 开坑直径/m | 贯穿孔洞直径/m |
|----------------------------|-------------|--------|----------|
| Morishita 等 <sup>[9]</sup> | 428         | 1.62   | 1.48     |
| Lönnqvist <sup>[10]</sup>  | 428         | -      | 1.44     |

### 3 泄入波传播机制及内表面爆炸荷载分布特性

#### 3.1 泄入波传播机制

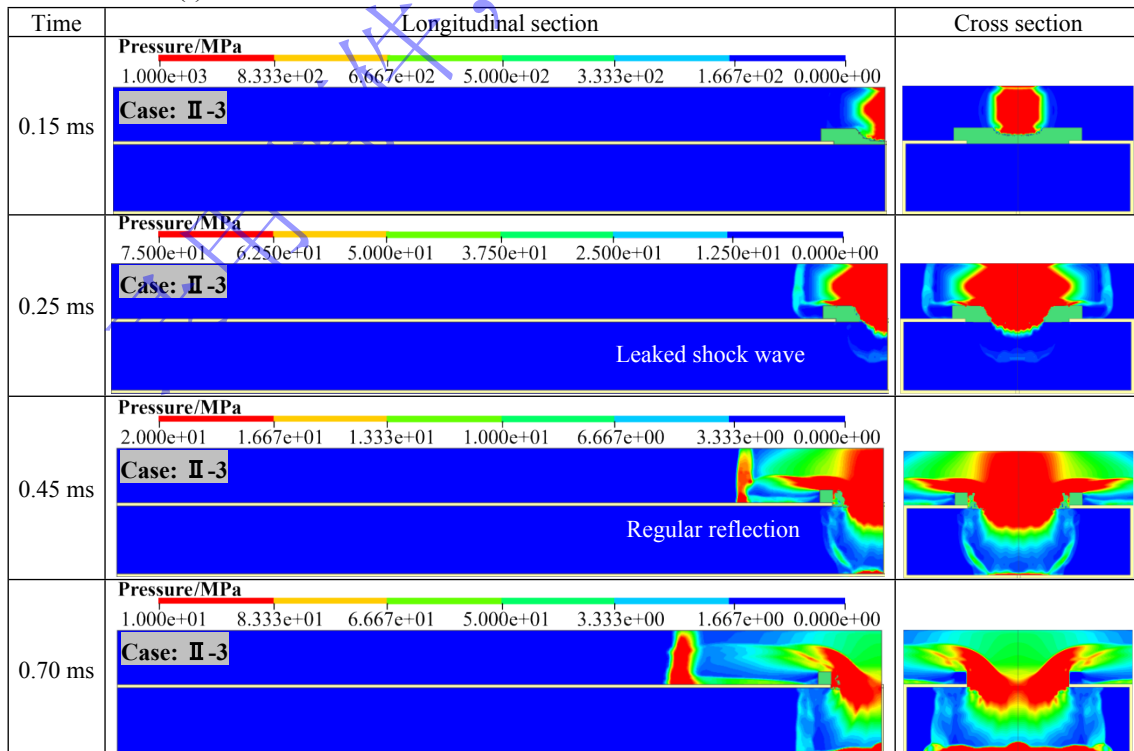
以工况 II-3 为例，对泄入波在腔室内的传播机制进行分析。如图 6 所示，泄入波的传播过程主要经历 4 个典型阶段：

阶段 I：泄入波入射。装药引爆后，在箱型结构外部顶面产生沿桥面传播的马赫波。在  $t=0.25$  ms 时，桥面板发生贯穿破坏，爆炸波泄入腔室，并以近似球形波向底板传播（图 6(a)）。

阶段 II：冲击波规则反射。当  $t=0.45$  ms 时，冲击波前到达底板并发生正反射（图 6(b)），装药下方测点记录到峰值高达 134 MPa 的反射超压（图 7(a)）。

阶段 III：冲击波非规则反射。随着冲击波的进一步演化，反射冲击波与后续入射波耦合，形成马赫波前（图 6(c)），对应区域内测点超压时程曲线正压区被拉宽（图 7(b)）。随后，横向冲击波波前抵达侧壁面时再次发生反射并与其他壁面反射波、入射波在空间内产生复杂的反射叠加，导致箱型结构角隅区域产生明显的汇聚效应（图 6(c)），对应测点时程曲线出现多峰特征，超压峰值与正冲量（I）出现回升（图 7(c)）。

阶段 IV：平面波传播。随着时间的推移，洞口附近区域压力逐渐恢复到平稳状态。沿纵向传播的冲击波在经历非规则反射的整形后，形成近似平面波并持续向腔室端部传播（图 6(d)），呈现出类似坑道内爆炸波的演化特性。随着纵向传播距离的增加，波阵面强度逐渐降低，到达梁端位置泄入到外部大气。对于梁端封闭工况，其传播过程在抵达梁端前与梁端开放工况一致。相比梁端开放工况下冲击波直接从梁端泄出，当平面波抵达端板时，发生全截面正反射（图 6(d)），压力骤升并形成反向冲击波（图 7(f)）。



爆炸与冲击  
Explosion and Shock Waves

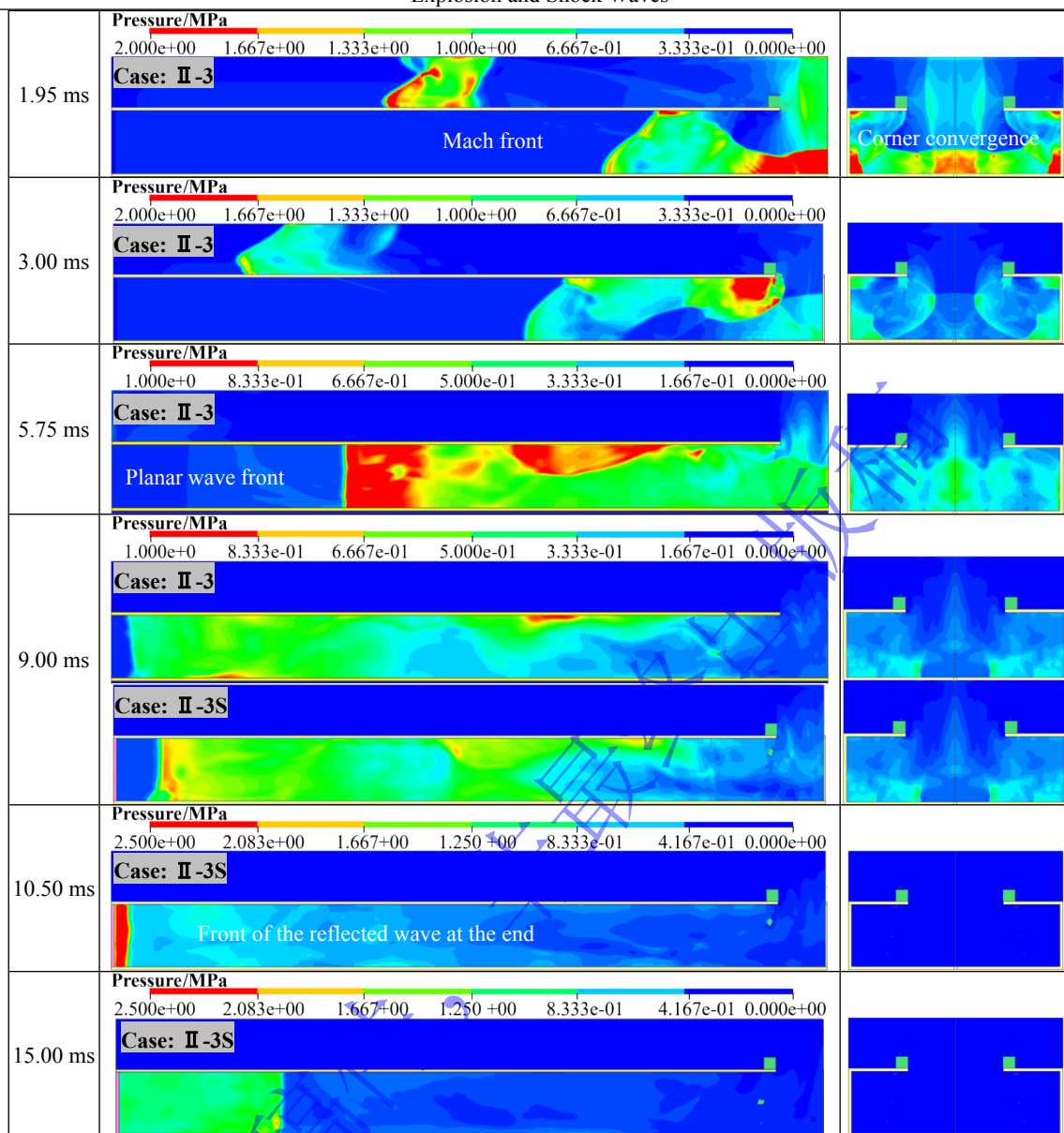
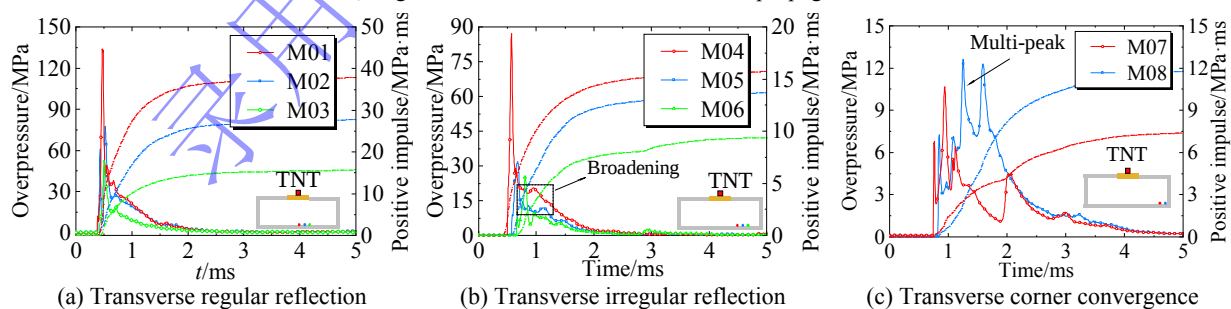


图 6 冲击波压力演化云图

Fig.6 Pressure contours of shock wave propagation



## 爆炸与冲击 Explosion and Shock Waves

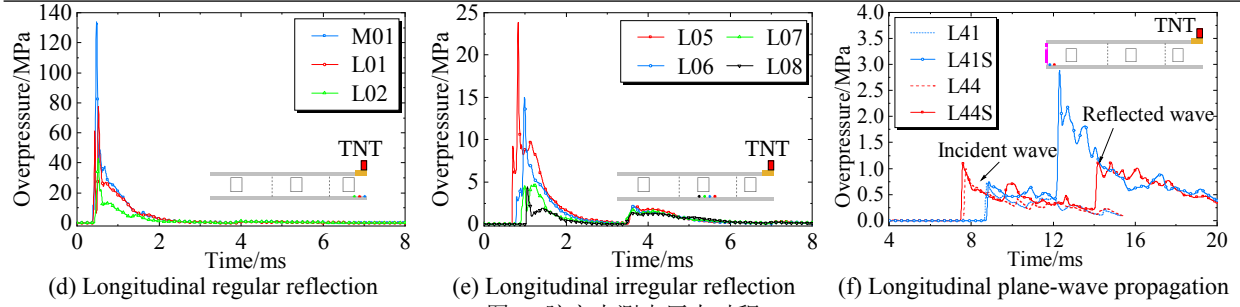


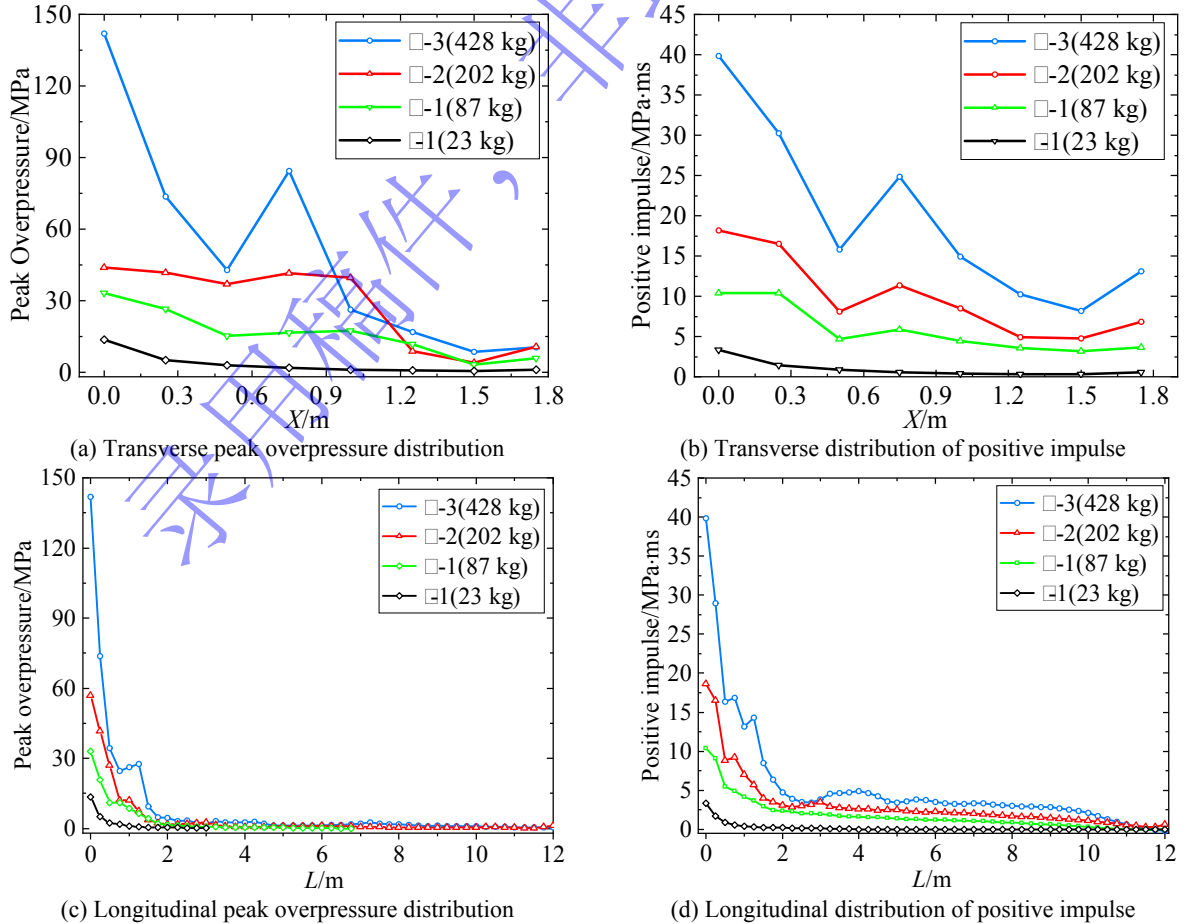
图 7 腔室内测点压力历程

### 3.2 腔室底面荷载分布特性

#### 3.2.1 爆炸威胁影响

图 8 给出了不同爆炸威胁下腔室底板的超压峰值与正冲量的分布。由图可知，爆炸荷载总体上随横向和纵向爆心距的增加而衰减。受规则反射向非规则反射转变过程中波系重构的影响，横向和纵向荷载分布均出现一定程度的非单调变化。

横向上，在靠近侧壁的角隅区域，受汇聚效应的影响，荷载出现回升。对比不同工况下爆炸荷载的横向分布可知，角隅汇聚效应与装药质量呈正相关，在装药质量较小时，角隅汇聚效应不明显。纵向上，超压峰值、正冲量呈两阶段衰减特征。在爆炸近区 ( $0 \leq L \leq 2$  m,  $L$  为纵向爆心距)，超压峰值与正冲量幅值较高并随  $L$  的增加急剧衰减。在爆炸远区 ( $L > 2$  m)，峰值与正冲量的衰减速度缓慢并逐渐趋向于稳定值。此外，如图 8(e)和图 8(f)所示，在本文关注的 4 种爆炸威胁下，近区正冲量占底板总正冲量比例均超过 50%，且近区荷载主要为高峰值、短持时的脉冲荷载。这表明，泄入波对箱梁的强动态冲击作用主要集中在爆炸近区，对远区的影响相对有限。



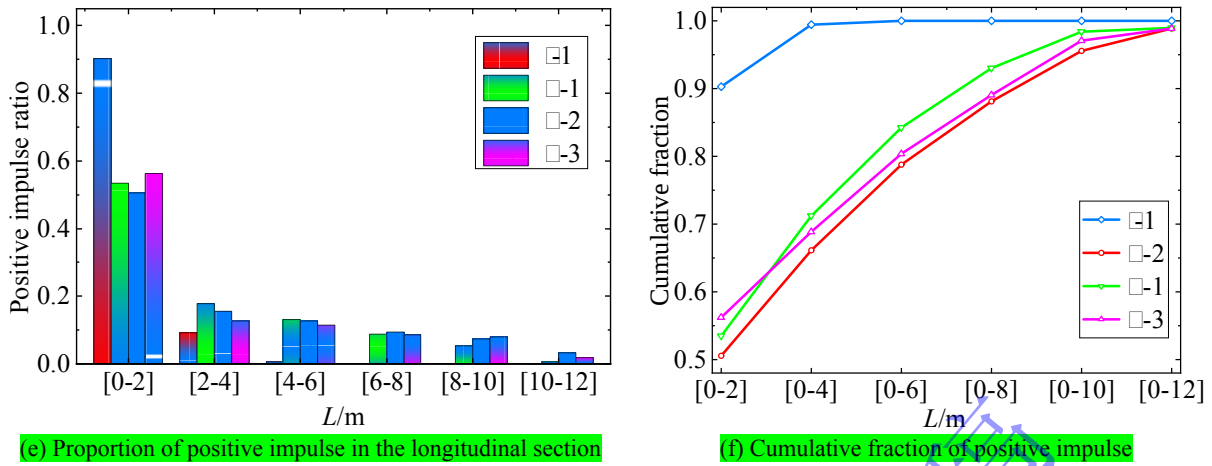


图 8 腔室底面荷载分布特性

Fig.8 Distribution characteristics of peak overpressure and positive impulse on the bottom slab of the cell

### 3.2.2 泄压条件影响

图 9 对比了两种泄压边界条件下，腔室底板超压峰值与正冲量的分布特性。在横向分布上，两种梁端泄压条件下的荷载曲线呈现出高度的一致性。在纵向分布上，位于爆炸近场区的超压峰值与正冲量在两种工况下基本吻合，这表明梁端边界对近场冲击波流场影响微弱。

荷载差异主要体现在梁端区域。受封闭端板的反射增强效应影响，封闭工况下的超压峰值和冲量曲线末端出现了显著回升。其中，正冲量的回升幅度相比超压峰值更为显著。这可归因于冲击波在传播过程中逐渐演化为低频、长持时的准平面波，导致冲量增加。上述结果表明，梁端封闭条件主要影响泄入波在平面波传播阶段的演化，对近区爆炸荷载的影响相对有限。

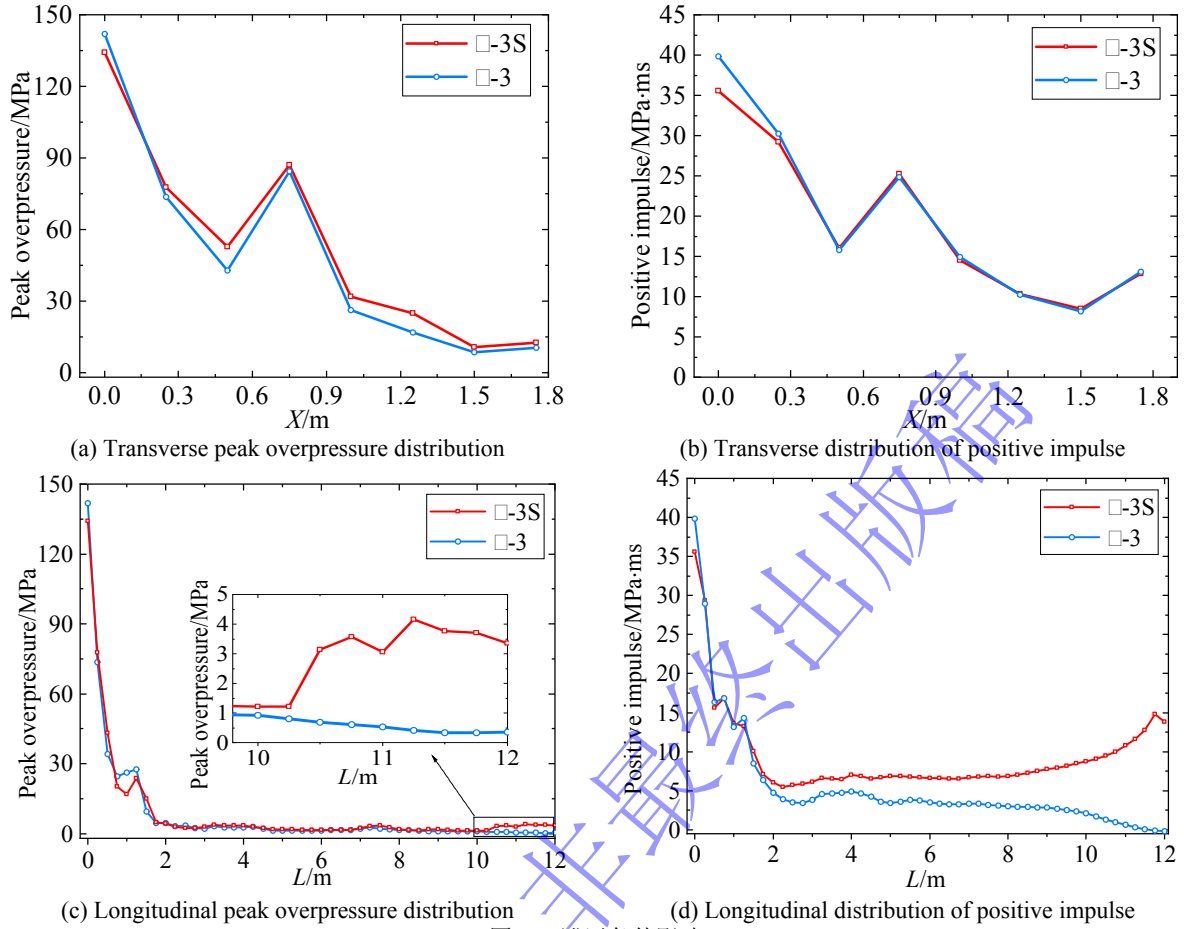


图 9 泄压条件影响  
Fig.9 Effect of venting conditions

## 4 腔室底面爆炸荷载预测模型

### 4.1 腔室底面爆炸荷载预测模型建立

本节基于第 3 节获得的泄入冲击波传播规律及荷载分布特征，结合现有约束空间爆炸荷载模型研究成果，针对装药位于单箱单室 RC 箱梁跨中顶板正上方这一基准工况，建立开放边界条件下箱梁腔室底板泄入冲击波荷载基准模型。

由第 3 节中对泄入腔室内冲击波的分布特征分析可知，泄入冲击波在腔室内的传播过程、荷载分布特性与坑道爆炸类似。因此，借鉴坑道爆炸荷载模型的方程形式建立桥面接触爆炸作用下 RC 箱梁泄入波致底板爆炸荷载的近似模型。如图 10 所示，爆炸荷载的时程衰减被简化为三角形荷载。 $p$ 、 $I$  及  $t_d$  分别表示超压峰值、正冲量及等效正压持时。在此基础上，分别拟合建立  $p$ 、 $I$  的计算公式。横向上，忽略超压峰值、正冲量沿底板宽度方向的非均匀分布，并将其等效施加于底板全宽范围。由于实际荷载整体随横向爆心距增大而衰减，该简化方法一定程度上高估了底板爆炸荷载，因而总体偏于保守。纵向上，采用 Pokrovskii 等<sup>[27]</sup>基于能量相似原理建立的坑道爆炸超压峰值与装药质量、纵向爆心距以及断面属性等参数的关系式拟合建立超压峰值计算模型，关系式如下：

$$p = a_1 \left( \frac{m}{SL} \right)^{1/3} + a_2 \left( \frac{m}{SL} \right)^{2/3} + a_3 \frac{m}{SL} \quad (6)$$

式中， $m$ 、 $S$ 、 $L$  分别为 TNT 装药质量 (kg)、腔室截面面积 (m<sup>2</sup>) 和纵向爆心距 (m)； $p$  为超压峰值 (MPa)； $(SL/m)^{1/3}$  为等效比例距离，单位为 m·kg<sup>-1/3</sup>； $a_1$ 、 $a_2$ 、 $a_3$  为拟合参数，拟合值分别为 0.058、1.083、-2.243，拟合结果如图 11(a)所示。

采用杨科之等<sup>[28]</sup>针对长坑道内爆炸冲击波传播提出的正冲量经验关系式，建立正冲量计算模型，关系式如下：

$$I = \frac{\sqrt[3]{m}}{\sqrt{S}} \left( b_1 \left( \frac{m}{SL} \right)^{1/3} + b_2 \left( \frac{m}{SL} \right)^{2/3} + b_3 \frac{m}{SL} \right) \quad (7)$$

式中， $I$  为正冲量 ( $\text{MPa} \cdot \text{ms}$ )； $b_1$ 、 $b_2$ 、 $b_3$  为拟合参数，拟合值分别为-0.0112、0.1586、-0.004，拟合结果如图 11(b)所示。

由图 11 可知，超压峰值与正冲量的拟合决定系数 ( $R^2$ ) 均不低于 0.90，表明模型能较好地描述自变量与因变量之间的关系。模型的适用范围为  $23 \text{ kg} \leq m \leq 428 \text{ kg}$ ， $0.13 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3} \leq (SL/m)^{1/3} \leq 0.78 \text{ m} \cdot \text{kg}^{-1/3}$ 。模型中  $m$  为桥面接触装药总质量，用于表征外部爆炸威胁强度，并非泄入腔室的等效内爆药量。本文借鉴的坑道内爆炸荷载关系式主要用于描述冲击波演化为平面波后的荷载衰减规律。鉴于泄入波近区荷载随装药质量和传播距离呈现出相似的衰减特征，本文将该关系式的函数形式扩展用于近区荷载拟合。因此，所建立模型属于基于数值模拟结果的经验预测模型，其具有一定经验性。此外，该模型基于特定尺寸单箱单室 RC 箱梁跨中接触爆炸这一基准场景建立。对于装药位置偏移、近梁端爆炸等不同爆炸场景，以及单箱多室截面、中横梁等复杂箱梁内部构造条件下腔室底板的爆炸荷载，仍需开展进一步的参数分析，并在此基础上对模型进行修正。

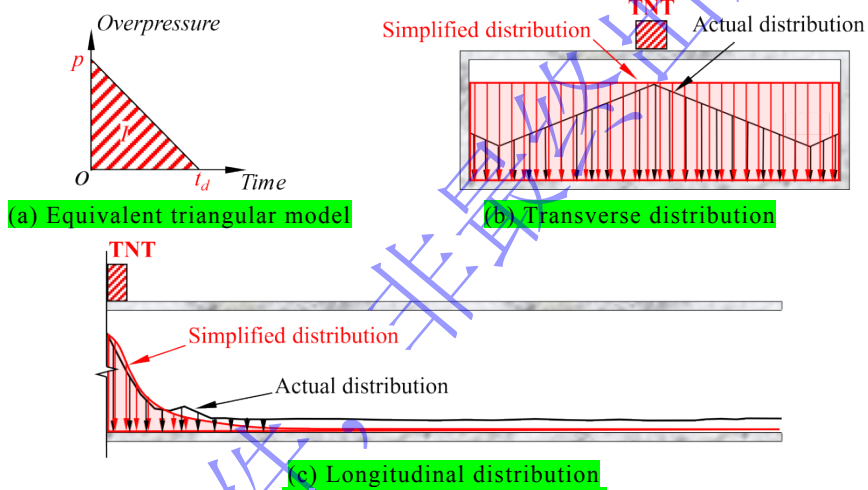


图 10 腔室底面近似荷载模型  
Fig.10 Approximate loading distribution model on the cell floor

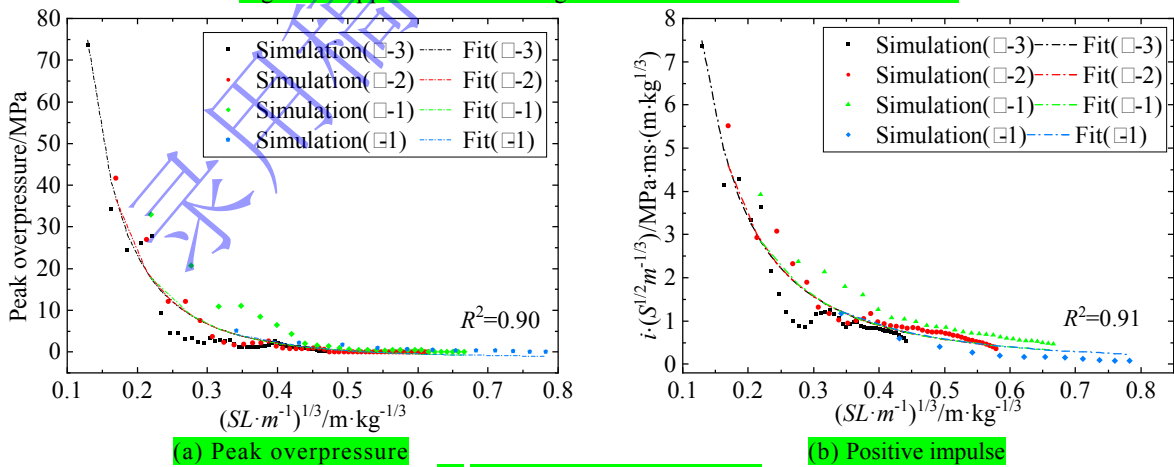


图 11 腔室底板荷载计算模型  
Fig.11 Load model for the bottom slab of the cell

## 4.2 模型适用性验证

为验证本文荷载预测模型对不同截面尺寸箱梁的适用性，选取两种截面积不同于基准箱梁的箱

梁腔室进行对比分析, 其截面参数见表 4, 并将底板爆炸荷载的模型预测结果与数值模拟结果进行对比。如图 12 所示, 本文模型能够较好反映底板超压峰值和正冲量随箱梁截面积的变化趋势, 超压和正冲量对应的  $R^2$  均不低于 0.85。受近区复杂波系反射与叠加影响, 部分近区数据预测偏差相对显著, 但在本文验证范围内, 模型预测结果与数值模拟结果总体吻合, 能够较好反映底板峰值超压和正冲量的变化规律。因此, 该模型可为 RC 箱梁泄入波荷载的近似计算及抗爆设计分析提供参考。

表 4 适用性验证工况设计

Table 4 Cases for model applicability validation

| 工况编号 | TNT 装药质量/kg | 腔室尺寸/m   | 腔室截面积/m <sup>2</sup> | 腔室宽高比 |
|------|-------------|----------|----------------------|-------|
| V-1  | 428         | 3.5×0.85 | 2.98                 | 4.12  |
| V-2  | 428         | 3.5×1.25 | 4.38                 | 2.80  |

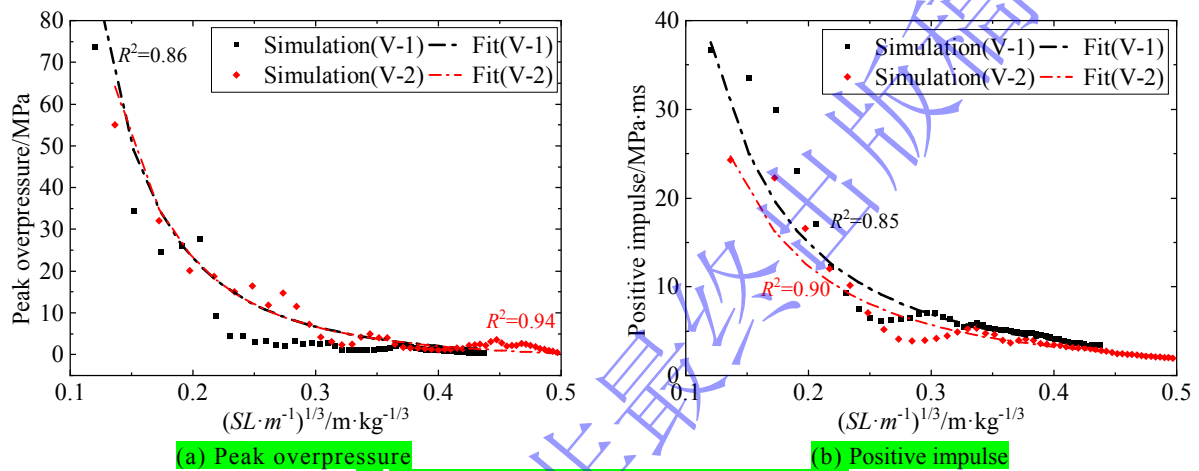


图 12 模型预测爆炸荷载与数值模拟结果对比

Fig.12 Comparison of blast loads predicted by the model and numerical simulation results

## 5 结论

本文在模型验证的基础上, 采用高保真有限元模拟方法分析了典型桥面接触爆炸威胁下泄入腔室内冲击波的传播机制及其引发的爆炸荷载分布特性, 并建立了简化荷载预测模型。主要结论如下:

(1) 揭示了泄入冲击波的传播演化机制。接触爆炸致使箱梁顶板贯穿后, 泄入腔室冲击波的传播过程经历入射、规则反射、非规则反射及平面波传播 4 个阶段。泄入冲击波经过在近区的反射汇聚后被整形为平面波向梁端传播, 呈现出类似坑道爆炸的传播机制。

(2) 明确了腔室底面爆炸荷载的分布特性。横向上, 底板超压峰值与正冲量整体随水平爆心距衰减。受汇聚效应影响, 在角隅区域荷载出现回升。纵向上, 超压峰值与正冲量呈两段式分布, 在爆炸近区衰减迅速。近区正冲量占总冲量比例超过 50%。这表明泄入波对箱梁的动态冲击作用主要集中在近区, 对远区的影响有限。

(3) 明确了泄压条件对箱梁内表面爆炸荷载的影响。泄压条件对爆炸近区荷载影响轻微。封闭泄压条件受反射增强效应影响, 超压峰值和正冲量分布曲线末端出现了回升。受冲击波演化特性影响, 正冲量的回升幅度相比超压峰值更为显著。

(4) 建立了箱梁底板内表面爆炸荷载预测模型。基于模拟数据拟合构建了涵盖 TNT 装药质量与爆心距等参数的超压峰值与正冲量预测模型, 并验证了模型对不同截面面积箱梁的适用性, 可实现桥面接触爆炸下 RC 箱梁底板内表面爆炸荷载的快速预测。本文建立的荷载预测模型主要适用于跨中桥面接触爆炸下的单箱单室箱梁, 对于爆炸位置偏移等其他爆炸场景, 以及具有中横梁等复杂内部构造箱梁的腔室内爆炸荷载, 仍需进一步研究。

## 参考文献

- [1] 岳清瑞, 陆新征, 许镇, 等. 城市安全“风险源-承灾体-减灾力”理论框架[J]. 工程力学, 2025, 42(7): 19-27. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2023.08.0602.  
YUE Q R, LU X Z, XU Z, et al. Theoretical framework of “hazard sources-hazard bearing bodies-disaster reduction capability” for urban safety[J]. Engineering Mechanics, 2025, 42(7): 19-27. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2023.08.0602.
- [2] WILLIAMS G D, WILLIAMSON E B. Procedure for predicting blast loads acting on bridge columns[J]. Journal of Bridge Engineering, 2012, 17(3): 490-499. DOI: 10.1061/(ASCE)BE.1943-5592.0000265.
- [3] American Association of State Highway and Transportation Officials (AASHTO). Bridge Security Guidelines[S]. Washington, DC: American Association of State Highway and Transportation Officials, 2022.
- [4] 彭玉林, 吴昊, 方秦. 爆炸荷载在圆截面桥梁墩柱上的分布规律[J]. 爆炸与冲击, 2019, 39(12): 24-35. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0248.  
PENG Y L, WU H, FANG Q. Distribution laws of blast loads on circular cross-section bridge piers[J]. Explosion and Shock Waves, 2019, 39(12): 24-35. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0248.
- [5] MA L L, WU H, FANG Q. Performance-based blast-resistant design of RC bridge piers under vehicular bombs[J]. Engineering Structures, 2023, 291: 116492. DOI: 10.1016/j.engstruct.2023.116492.
- [6] 院素静, 潘亚豪, 宗周红, 等. 混凝土梁桥桥下爆炸压力场分析[J]. 东南大学学报(自然科学版), 2023, 53(3): 471-484. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0505.2023.03.012.  
YUAN S J, PAN Y H, ZONG Z H, et al. Analysis of explosion pressure field under concrete girder bridge[J]. Journal of Southeast University (Natural Science Edition), 2023, 53(3): 471-484. DOI: 10.3969/j.issn.1001-0505.2023.03.012.
- [7] 高超, 宗周红, 娄凡, 等. 预应力混凝土连续梁桥桥面爆炸荷载模型试验[J]. 中国公路学报, 2022, 35(12): 106-114. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2022.12.011.  
GAO C, ZONG Z H, LOU F, et al. Model test on blast loading of prestressed concrete continuous girder bridge deck[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(12): 106-114. DOI: 10.19721/j.cnki.1001-7372.2022.12.011.
- [8] 杜晓庆, 何益平, 邱涛, 等. 基于 PCA-BPNN 的桥梁爆炸荷载时程预测[J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(3): 77-91. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0343.  
DU X Q, HE Y P, QIU T, et al. Prediction of bridge explosion load time history based on PCA-BPNN[J]. Explosion and Shock Waves, 2025, 45(3): 77-91. DOI: 10.11883/bzycj-2023-0343.
- [9] MORISHITA M, TANAKA H, ANDO T, et al. Effects of concrete strength and reinforcing clear distance on the damage of reinforced concrete slabs subjected to contact detonations[J]. Concrete Research and Technology, 2004, 15(2): 89-98. DOI: 10.3151/crt1990.15.2\_89.
- [10] LÖNNQVIST L. The effects of high explosives in contact with reinforced concrete slabs[C]//Proceedings of the Sixth International Symposium on Interaction of Nonnuclear Munitions with Structures. Panama City Beach, FL: Wright Laboratory, 1993: 262-266.
- [11] YAO S J, CHEN F, WANG Y, et al. Experimental and numerical investigation on the dynamic response and damage of large-scale multi-box structure under internal blast loading[J]. Thin-Walled Structures, 2023, 183: 110430. DOI: 10.1016/j.tws.2022.110430.
- [12] WU C, ZHANG G, HE Y, et al. Dynamic response of blast doors enhanced by enclosed-space TNT explosions: Experimental and numerical study[J]. Defence Technology, 2025, 48: 173-186. DOI: 10.1016/j.dt.2024.05.012.
- [13] 李军润, 卢永刚, 冯晓伟, 等. RC 箱型结构内爆炸载荷特性和动力行为分析[J]. 爆炸与冲击, 2026, 46(1): 013101. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0388.  
LI J R, LU Y G, FENG X W, et al. Analysis of internal blast loading characteristics and dynamic behavior of RC box structures[J]. Explosion and Shock Waves, 2026, 46(1): 013101. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0388.

- [14] 刘洁宁, 汪维, 李奕硕, 等. 内爆炸荷载下钢筋混凝土单房间的抗爆性能[J/OL]. 爆炸与冲击, 1-16[2026-08-24]. <https://link.cnki.net/urlid/51.1148.o3.20250909.1501.031>. DOI: 10.11883/bzycj-2025-0071.  
LIU J N, WANG W, LI Y S, et al. Blast resistance of reinforced concrete single room under internal blast loading[J/OL]. Explosion and Shock Waves, 1-16[2026-08-24]. <https://link.cnki.net/urlid/51.1148.o3.20250909.1501.031>. DOI: 10.11883/bzycj-2025-0071.
- [15] 陈飞翔, 张国凯, 何勇, 等. 温压炸药隧道内爆炸结构约束对冲击波及爆炸火团的影响规律[J]. 爆炸与冲击, 2025, 45(12): 122202. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0486.  
CHEN F X, ZHANG G K, HE Y, et al. Study on the influence of explosive structure constraints on shock wave and explosive fireball in tunnel with thermobaric explosives[J]. Explosion and Shock Waves, 2025, 45(12): 122202. DOI: 10.11883/bzycj-2024-0486.
- [16] RAM O, NOF E, SADOT O. Dependence of the blast load penetrating into a structure on initial conditions and internal geometry[J]. Experimental Thermal and Fluid Science, 2016, 78: 65-74. DOI: 10.1016/j.expthermflusci.2016.05.012.
- [17] 范进, 徐大立, 任新见. 接触爆炸荷载作用下带孔防护结构内冲击波的传播规律[J]. 爆炸与冲击, 2014, 34(6): 658-666. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)06-0658-09.  
FAN J, XU D L, REN X J. Propagation law of shock wave inside perforated protective structure under contact explosion load[J]. Explosion and Shock Waves, 2014, 34(6): 658-666. DOI: 10.11883/1001-1455(2014)06-0658-09.
- [18] LYU C X, YAN Q S, LI S T, et al. Investigation of damage mechanisms in NRC box girder bridges subjected to above-deck contact explosions[J]. Engineering Failure Analysis, 2025, 176: 109599. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2025.109599.
- [19] 汪维, 刘光昆, 汪琴, 等. 四边固支方形钢筋混凝土板抗爆试验研究[J]. 兵工学报, 2018, 39(S1): 108-113. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2018.S1.018.  
WANG W, LIU G K, WANG Q, et al. Experimental study on blast resistance of fully clamped square reinforced concrete slabs[J]. Acta Armamentarii, 2018, 39(S1): 108-113. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2018.S1.018.
- [20] YANG G D, WANG G H, LU W, et al. Experimental and numerical study of damage characteristics of RC slabs subjected to air and underwater contact explosions[J]. Marine Structures, 2019, 66: 242-257. DOI: 10.1016/j.marstruc.2019.04.007.
- [21] SI D D, PAN Z F, ZHANG H P. Determination method of mesh size for numerical simulation of blast load in near-ground detonation[J]. Defence Technology, 2024, 38: 111-125. DOI: 10.1016/j.dt.2023.08.004.
- [22] MALVAR L J, ROSS C A. A review of strain rate effects for concrete in tension[J]. ACI Materials Journal, 1998, 95(6): 735-739. DOI: 10.14359/421.
- [23] LV C X, YAN Q S, LI L, et al. Field test and probabilistic vulnerability assessment of a reinforced concrete bridge pier subjected to blast loads[J]. Engineering Failure Analysis, 2023, 143: 106802. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2022.106802.
- [24] Department of Homeland Security (DHS). Primer to design safe school projects in case of terrorist attacks and school shootings (FEMA-428)[R]. Washington, DC: FEMA, 2012.
- [25] MKE USA. Catalogue: Medium and Large Calibers[EB/OL]. [2026-03-28]. <https://www.mkeusa.com/en-US/catalogue/medium-and-large-calibers>.
- [26] POWELL D A, BOGOSIAN D, SCHWER L. Mesh sensitivity of blast wave propagation[C]//Proceedings of the 15th International LS-DYNA Users Conference. Dearborn, Michigan, 2018: 1-13.
- [27] POKROVSKII G I, FEDOROV I S. Action of Shock and Explosion in Deformable Media[M]. Moscow: Gosstroyizdat, 1961: 276.
- [28] 杨科之, 杨秀敏. 坑道内化爆冲击波的传播规律[J]. 爆炸与冲击, 2003, 23(1): 37-40. DOI: 10.11883/1001-1455(2003)01-0037-4.  
YANG K Z, YANG X M. Propagation law of shock wave of chemical explosion in tunnel[J]. Explosion and Shock Waves, 2003, 23(1): 37-40. DOI: 10.11883/1001-1455(2003)01-0037-4.