

王世超,张 岗,贾宇煊,等. 爆炸荷载作用下工字钢-混凝土组合梁损伤机理研究[J]. 长安大学学报(自然科学版), 2025, 45(6): 42-57.
WANG Shi-chao, ZHANG Gang, JIA Yu-xuan, et al. Study on damage mechanism of I-beam-concrete composite girders under blast loading[J].
Journal of Chang'an University (Natural Science Edition), 2025, 45(6): 42-57.
DOI:10.19721/j.cnki.1671-8879.2025.06.004

爆炸荷载作用下工字钢-混凝土 组合梁损伤机理研究

王世超¹,张 岗¹,贾宇煊¹,刘昊厅¹,张永飞¹,倪 雅²,郭 彤³

(1. 长安大学 公路学院,陕西 西安 710064; 2. 苏交科集团股份有限公司,江苏 南京 210017;
3. 东南大学 土木工程学院,江苏 南京 211189)

摘要:为明确工字钢-混凝土组合梁在近场爆炸下的空间损伤机理并识别其最不利受爆场景,以 40 m 双向六车道工字钢组合梁作为研究对象,采用 LS-DYNA 构建包含钢梁、桥面板及栓钉的精细化有限元模型;为精确捕捉冲击波传播、反射及绕流等关键现象,采用经试验数据验证的任意拉格朗日-欧拉(ALE)流固耦合算法进行模拟;基于该算法,开展 8 种典型工况的参数分析,分析不同比例爆距(0.100~0.171 m/kg^{1/3})及爆炸源纵、横向位置对结构动态响应与损伤模式的影响;根据钢梁变形与桥面板破损程度,建立包含 4 个等级的定性损伤分级体系。研究表明:结构损伤演化主要集中在爆炸后的前 10 ms 内,且损伤程度与比例爆距呈显著负相关;当比例爆距从 0.171 m/kg^{1/3} 降至 0.100 m/kg^{1/3} 时,桥面板破口面积扩大近 6 倍,跨中峰值挠度增加 1.2 倍;爆炸源横向位置对损伤的控制作用远大于纵向位置,后者仅改变响应区域,而前者则彻底改变损伤模式;当爆炸从桥梁中心线移至边梁正上方时,显著的绕流效应导致能量高度集中,钢梁的上翼缘和腹板吸收了约 70% 的能量,发生严重剪切屈曲和撕裂,构成结构最不利受爆场景;建立的基于 ALE 方法的分析框架可为该类组合梁的抗爆性能评估、薄弱区域识别与防护设计提供关键的数值分析手段与理论依据。

关键词:桥梁工程;工字钢-混凝土组合梁;任意拉格朗日-欧拉方法;爆炸荷载;损伤机理;动态响应
中图分类号:U411 **文献标志码:**A **文章编号:**1671-8879(2025)06-0042-16

Study on damage mechanism of I-beam-concrete composite girders under blast loading

WANG Shi-chao¹, ZHANG Gang¹, JIA Yu-xuan¹, LIU Hao-ting¹, ZHANG Yong-fei¹,
NI Ya², GUO Tong³

(1. School of Highway, Chang'an University, Xi'an 710064, Shaanxi, China; 2. Jiangsu Transportation Institute
Group Co., Ltd., Nanjing 210017, Jiangsu, China; 3. School of Civil Engineering, Southeast University,
Nanjing 211189, Jiangsu, China)

Abstract: To clarify the spatial damage mechanism of I-steel-concrete composite girders under near-field explosions and identify their most critical blast scenarios, a 40 m two-way six-lane I-

收稿日期:2025-05-03

基金项目:国家自然科学基金项目(52408505);陕西省创新能力支撑计划项目(2023-CX-TD-38);

陕西省杰出青年科学基金项目(2022JC-23);中央高校基本科研业务专项资金项目(300102214401,300102214903)

作者简介:王世超(1989-),男,内蒙古赤峰人,讲师,工学博士,博士后,E-mail:wangshichao@chd.edu.cn.

steel-composite girder was studied. A refined finite element model including the steel girder, bridge deck, and shear studs was developed using LS-DYNA. The simulation employed the experimentally validated arbitrary Lagrangian-Eulerian (ALE) fluid-structure interaction algorithm to accurately capture key phenomena such as blast wave propagation, reflection, and flow-around effects. Based on the algorithm, a parametric analysis of eight typical working conditions was conducted to investigate the effects of scaled distance (from 0.100 to 0.171 m/kg^{1/3}) and the longitudinal and transverse positions of the explosion source on structural dynamic response and damage patterns. A qualitative damage classification system consisting of four levels was established according to the deformation of the steel girder and the extent of deck damage. The results show that structural damage evolution primarily occurs within the first 10 ms after detonation, and damage severity exhibits a significant negative correlation with scaled distance. When the scaled distance decreases from 0.171 m/kg^{1/3} to 0.100 m/kg^{1/3}, the breach area in the bridge deck increases nearly sixfold, and the peak mid-span deflection rises by 1.2 times. The transverse position of the explosion source influences damage far more significantly than the longitudinal position. The latter only alters the response region, while the former fundamentally changes the failure mode. When the explosion moves from the bridge centerline to directly above the edge girder, pronounced flow-around effects lead to highly concentrated energy, causing the upper flange and web of the steel girder to absorb about 70% of the energy, resulting in severe shear buckling and tearing. This constitutes the most critical blast scenario for the structure. The ALE-based analytical framework established in this study provides key numerical tools and a theoretical basis for blast resistance evaluation, vulnerable area identification, and protective design of such composite girders. 7 tabs, 26 figs, 36 refs.

Key words: bridge engineering; I-beam-concrete composite girder; ALE method; explosion load; damage mechanism; dynamic response

0 引言

工字钢-混凝土组合梁具有轻质高强、恒载占比低、可装配化施工的特点,在中国交通基础设施建设领域获得了广泛应用^[1-2]。2021年交通运输部公开发布的《装配化工字组合钢桥通用图(JTG/T3911—2021)》^[3],更是从国家层面确立了该结构形式的重要地位与广阔发展前景。然而,当此类结构遭遇爆炸等极端偶然荷载时,其上部混凝土桥面板极易出现冲剪破坏和严重破口,而下部钢梁则可能因材料热软化效应产生局部屈曲^[4-5],2种损伤模式的耦合可能引发结构连续性倒塌,造成灾难性后果。目前,关于爆炸冲击波在工字钢-混凝土组合梁空间体系中的传播规律、结构整体响应与局部损伤间的耦合机制,以及最终的抗爆性能与损伤机理等关键科学问题尚未被系统阐明。因此,深入开展其爆炸损伤机理研究,具有重要的理论价值和迫切的工程需求。

目前,针对结构抗爆性能的研究主要循着理论分析、试验研究和数值模拟3种技术路径展开^[6-8]。在理论分析方面,早期研究常将爆炸荷载简化为三

角形或双直线形式的压力时程曲线,并直接施加于结构表面,但这回避了冲击波与结构间的流固耦合作用,在近场爆炸场景下会引入较大的计算误差。为提升计算精度与效率,有研究学者在已知钢管混凝土柱与钢筋混凝土梁在爆炸荷载作用下响应位移的基础上,采用等效单自由度分析方法^[9]与刚塑性计算方法^[10],对梁、柱等构件的动力响应进行了简化计算。例如,耿少波等^[11-12]基于等效单自由度体系,推出了将爆炸荷载按等效静载计算的关键系数解析式,为工程设计提供了便利。

在试验研究方面,学者们通过接触爆炸试验,观察并归纳了钢筋混凝土及组合构件的典型破坏模式。例如,Zhao等^[13-15]发现了从混凝土冲切到钢梁整体屈曲的一系列失效形态;Li等^[16-17]则通过参数试验,揭示了钢板厚度对抑制变形、改变破坏模式(如向剪切破坏转变)的积极作用。

在数值模拟方面,研究者们利用LS-DYNA等软件,系统探讨了爆炸工况参数(如当量、位置^[18-26])和结构设计参数(如构件尺寸^[27-28]、材料强度^[29]、连接件布置^[29])对组合梁抗爆性能的影响。

综合表明,爆炸位置(特别是横桥向边梁处和纵桥向1/4跨处)是影响破坏模式的关键外部因素,而混凝土强度与钢梁腹板、翼缘厚度是提升抗爆能力最有效的内部设计参数。

已有研究为深入理解组合梁的抗爆性能奠定了重要的理论与试验基础,但仍存在2个亟待解决的核心问题:首先,多数研究侧重于通过参数分析呈现宏观响应规律,或集中于单一构件的局部损伤,对爆炸冲击波在多主梁-桥面板空间体系中的传播、反射与叠加效应,以及由此引发的结构整体能量耗散与分配机理缺乏系统性的阐释;其次,现有成果多停留在对特定工况下破坏现象的描述,尚未从响应机理出发,建立能够关联爆炸场景、结构响应与最终破坏形态的定量化损伤评估准则,从而难以服务于桥梁的抗爆性能设计与风险评估。针对上述不足,本文以工程中广泛采用的40 m跨径工字钢-混凝土组合梁桥为研究对象,采用经过试验验证的任意拉格朗日-欧拉(ALE)流固耦合算法,精确再现空气爆炸冲击波的形成过程、传播过程和绕流现象。通过改变比例爆距、纵桥向及横桥向位置等关键参数,识别并确定结构的最不利爆炸工况,并剖析冲击波在多主梁间的绕流规律、结构的整体动力响应、塑性损伤分布及能量耗散特征,提出爆炸荷载作用下工字钢-混凝土组合梁破坏模式分级方法。研究成果可为同类钢-混凝土组合梁桥的抗爆性能评估、薄弱区域识别与加固设计提供关键的数值分析手段与理论依据。

1 爆炸模拟方法及验证

1.1 爆炸冲击波模拟及验证

LS-DYNA 软件提供要3种爆炸荷载施加方式:简化超压曲线法、经验爆炸模型法和ALE法。简化超压曲线法无法考虑冲击波反射和绕流效应,模拟精度有限;经验爆炸模型法对非TNT炸药仅能通过当量换算,无法精确模拟冲击波传播特性,近场爆炸精度不足;ALE法能精确模拟空气冲击波的反射和绕流现象,但需建立炸药和空气网格,计算成本较高。为准确分析爆炸冲击波在工字钢-混凝土组合结构中的传播过程,本文采用ALE法进行爆炸荷载模拟。

为验证爆炸空气波模拟的准确性,对唐彪^[30]完成的钢筋混凝土桥墩近场爆炸试验数据进行数值模拟结果比较。数值模型采用和试验完全相同的工况数据,钢筋混凝土桥墩半径为0.4 m,高为2.5 m,内设 $\Phi 16@25$ 的纵筋和 $\Phi 12@150$ 的螺旋箍筋,混凝土

保护层为40 mm,爆炸模拟采用ALE法,炸药当量2 kg,距离桥墩外表面1 m,爆心高度为0.33 m,试件示意如图1所示。图1中:16 $\Phi 25$ 表示布置了16根公称直径 Φ 为25 mm的纵向钢筋,其他类似。

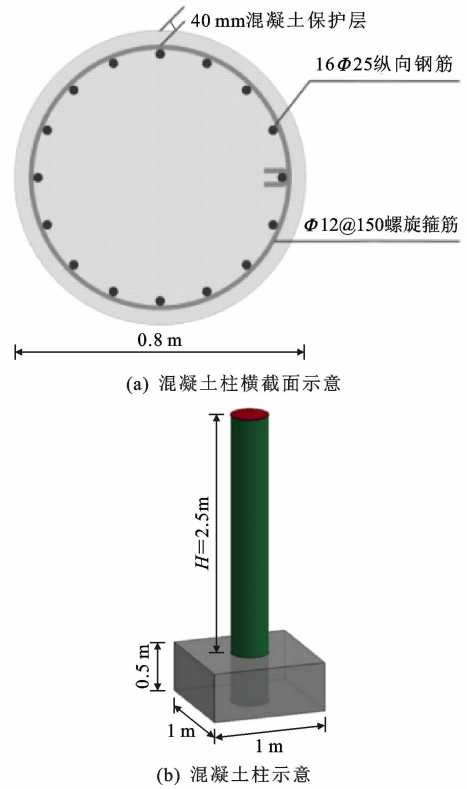


图1 模型验证示意^[31]

Fig. 1 Schematic diagram of model verification^[31]

通过ANSYS参数化设计语言建立钢筋混凝土桥墩、TNT炸药和空气域的几何模型,随后导入HyperMesh进行网格划分,再导入LS-DYNA中定义关键字。通过约束梁在实体中关键字定义混凝土柱与钢筋之间的绑定关系;通过使用有限平面刚性墙关键字定义刚性反射地面;通过无反射边界关键字定义5个无反射边界条件;通过节点集单点约束边界关键字定义墩柱底端的固结边界条件;通过体载荷关键字对结构施加重力;通过任意拉格朗日-欧拉控制关键字给予空气单元0.1 MPa的初始压力以防止泄露;通过起爆初始化关键字定义起爆点和起爆时间;炸药通过几何体积分初始化关键字在空气域中填充,炸药的几何形式采用与文献中相同的正方形,并在0 s即刻起爆;通过拉格朗日实体约束关键字定义空气爆炸冲击波与结构之间的相互作用。在材料定义方面,TNT炸药采用高能炸药燃烧材料模型,并结合JWL状态方程进行模拟。空气单元则采用空材料

模型与线性多项式状态方程进行模拟。最终建立的有限元模型如图 2 所示,空气冲击波的绕流现象以及墩柱的动态响应如图 3 所示。

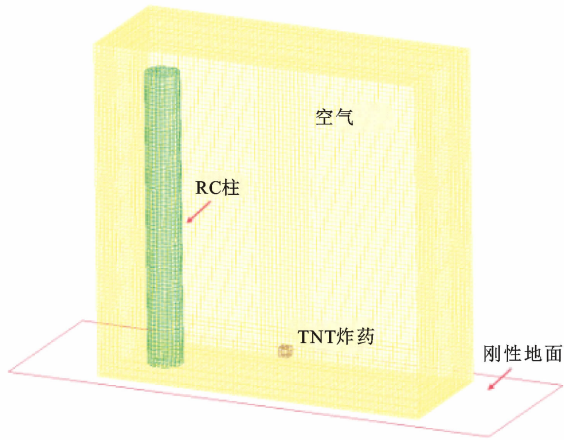


图 2 超压冲量验证建模示意
Fig. 2 Schematic diagram of overpressure impulse verification modeling

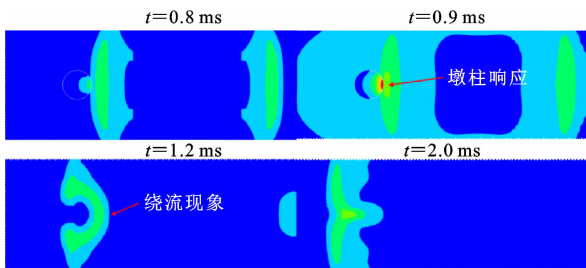
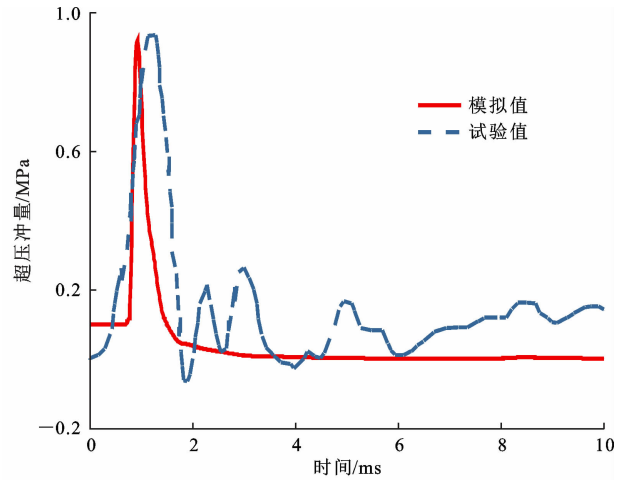


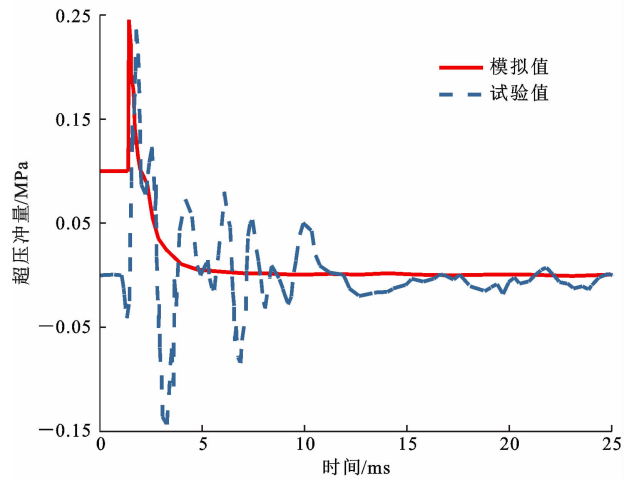
图 3 爆炸冲击波下的墩柱响应及爆炸空气波的绕流现象示意

Fig. 3 Schematic diagrams of pier response under blast shock waves and flow-around phenomena of blast air waves

由于柱顶、柱底分别为爆炸冲击波作用于结构的最近点与最远点,因此提取其试验工况^{9[30]}中距离柱底 330 mm 的 1[#]测点和距离柱顶 370 mm 的 4[#]测点超压试验数据,其与数值模拟结果对比(图 4)。由图 4 可知,本文模拟结果超压峰值为 0.954 MPa 比试验值 0.967 MPa 偏小约 1.4%,两者的正压到达时间和正压作用时间基本相同。但由于试验场景复杂导致测得的超压时程曲线存在剧烈振荡现象,数值模拟结果更接近超压时程理论状况。因此,本节通过再现既有文献中钢筋混凝土墩柱的近场爆炸试验,验证了本文所采用的 ALE 流固耦合算法、无反射边界条件设置、炸药与空气材料模型参数的准确性与可靠性,确保了爆炸冲击波传播、超压峰值及正压作用时间等关键物理过程的模拟精度,参数与建模方法可应用于本文的研究对象——工字钢-混凝土组合梁。



(a) 1[#]测点超压时程



(b) 4[#]测点超压时程

图 4 数值模拟和文献[30]的超压时程曲线对比

Fig. 4 Comparison of overpressure time-history curves between numerical simulation and reference [30]

1.2 材料本构模型

混凝土采用 RHT 本构模型,该模型采用失效面、弹性极限面与残余强度面来表示混凝土失效强度、初始屈服强度与残余强度的动态变化规律。在失效面方程中,应力强度需要通过试件的准静态加载试验来确定,失效力强度为

$$\sigma_t = f_c \sigma(p_s) R_3 F(\epsilon) \quad (1)$$

式中: f_c 为混凝土强度; $\sigma(p_s)$ 为准静态失效面压缩子午线等效应力强度; R_3 为罗德角因子; $F(\epsilon)$ 为应变率动态增强因子; $p_s = p/F(\epsilon)$, 为准静态压力, p 为材料承受的总压力; ϵ 为应变率。

混凝土 RHT 本构模型考虑了材料损伤导致的软化效应,损伤参数 D 的定义如(2)~(4)所示

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_p}{\epsilon_p} \quad D \in [0, 1] \quad (2)$$

$$\epsilon_{p,t} = D_1 (P - H_{TL})^{D_2} \geq E_{t,\min} \quad (3)$$

$$H_{TL} = \frac{H'_{TL}}{f_c} \quad (4)$$

式中: $\Delta\epsilon_p$ 为每个加载步(时间步)内的塑性应变 ϵ_p 增量; $\epsilon_{p,t}$ 为材料失效的最小等效塑性应变; $E_{f,min}$ 为材料失效的最小等效塑性应力; H_{TL} 为失效面的压缩子午线计算参数; H'_{TL} 为原始的压缩子午线参数; P 为归一化静水压力; D_1 与 D_2 均为损伤参数。

采用 mat_johnson_cook(mat_15) 模型来描述 Q345 钢的动态力学及失效特性, 流动应力的表达式为

$$\sigma_y = (A + B\bar{\epsilon}^n)(1 + C \ln \dot{\epsilon})(1 - T) \quad (5)$$

式中: σ_y 为 Mises 应力; A 为静屈服应力; B 为应变硬化常数; C 应变率敏感系数; n 应变硬化指数; m 为温度相关系数; $\bar{\epsilon}$ 为有效塑性应变; $\dot{\epsilon}$ 为等效塑性应变率比值; T 为相对温度。

将栓钉等效为竖向钢筋进行简化, 钢筋及栓钉材料采用关键字 mat_piecewise_linear_plasticity 定义, 选用材料参数如表 1 所示。

表 1 钢筋及栓钉本构模型材料参数

Table 1 Constitutive parameters of steel bars and studs

密度/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	泊松比	屈服强度/ MPa	弹性模量/ MPa	切线模量/ MPa	失效应变
7 850	0.3	335	2.06×10^5	2.06×10^3	0.05

1.3 模型参数验证

为验证模型参数、流固耦合算法及边界条件的准确性, 本文以 Zhao 等^[13] 的爆炸试验为基础, 建立了栓钉连接钢-混凝土组合板在爆炸荷载作用下的数值分析模型。模型包含钢-混凝土组合板、TNT 炸药和空气域, 板件尺寸及模型构造如图 5、6 所示。模型中, 选用高能炸药燃烧材料模型、JWL 状态方程和任意拉格朗日-欧拉单元算法, 以实现针对不同炸药类型和形状的模拟; 同时, 采用空材料模型和线性多项式状态方程建立空气网格, 并通过拉格朗日实体约束关键字定义流固耦合算法, 以模拟冲击波与结构的相互作用。通过任意拉格朗日-欧拉控制关键字赋予空气单元 0.1 MPa 的初始压力; 起爆时间设定为 0; 炸药几何形式采用与参考文献相同的正方形; 通过拉格朗日实体约束关键字定义空气爆炸冲击波与结构之间的相互作用。

模型网格尺寸取 10 mm, TNT 当量为 250 g, 爆炸类型为接触爆炸。钢板与混凝土板之间通过面面固连接关键字建立接触关系。图 7、8 为钢-混凝土组合板的试验与数值模拟结果对比。由图 7、8 可知: 爆炸冲击波作用下混凝土板发生冲剪破坏并形成贯穿破口, 钢板产生局部压弯变形, 栓钉与混凝土

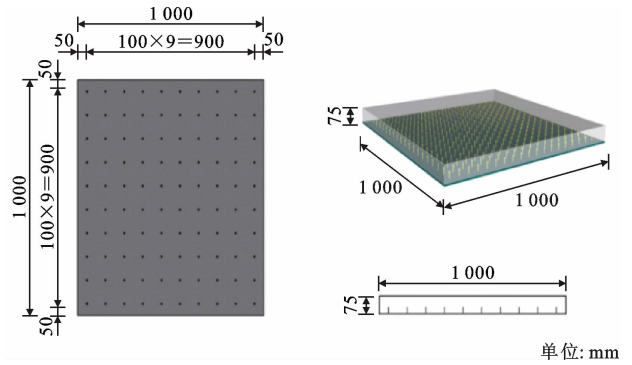


图 5 栓钉连接钢-混凝土组合板尺寸

Fig. 5 Dimensions of steel-concrete composite slabs connected by stud bolts

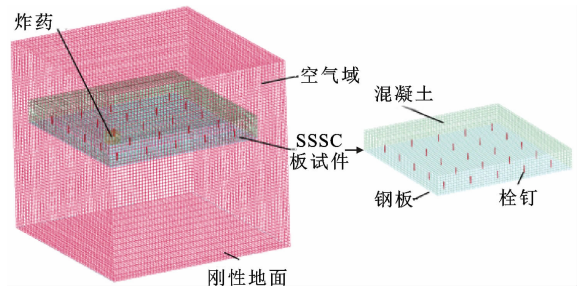


图 6 1/4 模型示意

Fig. 6 1/4 Model schematic diagram

土发生脱离, 背爆面因剪力钉拔出而产生剪切损伤。数值模拟与试验结果对比见表 2 和图 9。由表 2、图 9 可知: 各试件迎爆面、背爆面破损面积及挠度的计算值与试验值吻合良好, 误差在可接受范围内, 验证了所采用材料本构模型的有效性。

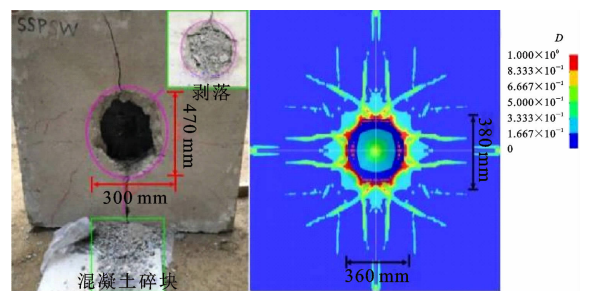


图 7 板损伤对比

Fig. 7 Comparison of damage of plate

2 工字钢-混凝土组合梁最不利受爆场景

选取《装配化工字组合梁钢桥通用图(JTGT 3911—2021)》^[3] 中 40 m 双向六车道工字组合梁(图 10)作为研究对象, 建立有限元模型如图 11 所示。模型桥宽为 16.5 m, 采用 4 片工字主梁, 内设 3 道横梁连结。工字梁上下翼缘宽度均为 600 mm, 加

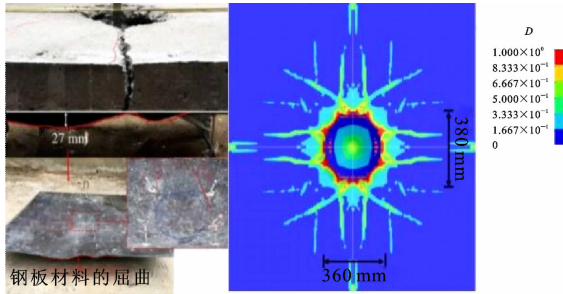


图 8 钢板与混凝土分离对比

Fig. 8 Comparison of steel plate and concrete separation

表 2 文献[13]试验数据与数值模拟破损面积对比

Table 2 Comparison of damaged area between experimental data and numerical simulation in reference [13]

板件类型	混凝土迎爆面破损面积 (长×宽)/mm ²		迎爆面 错误率/%
	试验	数值模拟	
钢-混凝土组合板	470×300	360×380	2.98

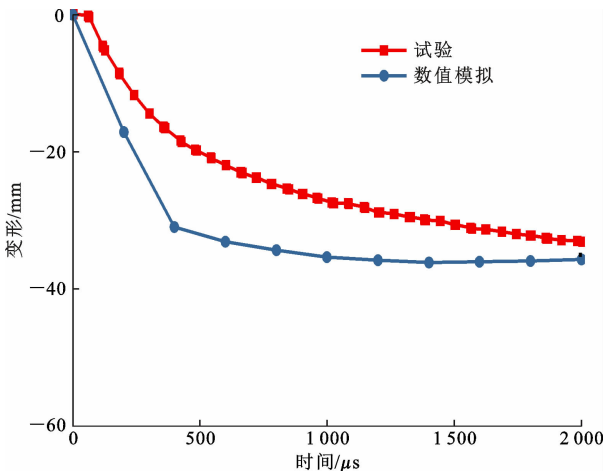


图 9 数值模拟与文献[13]试验挠度结果对比

Fig. 9 Comparison of deflection results between numerical simulation and test in reference [13]

劲板厚度为 18 mm;横梁梁高为 1.1 m,工字梁上翼缘厚度为 25 mm,工字梁下翼缘厚度为 25 mm,腹

板厚度为 13 mm,横梁加劲板厚度为 12 mm,工字梁所有钢材均采用 Q345B 耐候钢。混凝土桥面板采用 C50 混凝土预制,内设 125 mm 间距的纵向钢筋及箍筋。

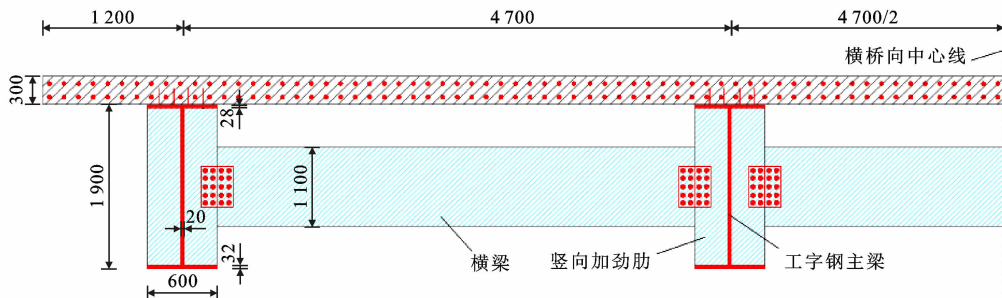
为简化计算,将钢筋直径设定为 16 mm。剪力钉被简化为分布在混凝土桥面板内的钢筋,并通过面面固连接关键字在钢材与混凝土之间建立连接;利用体载荷关键字对结构施加重力荷载;工字钢-混凝土组合梁桥的边界条件按简支形式处理,通过单点约束边界关键字约束结构在 x 、 y 、 z 三个方向上的平移自由度。

2.1 最不利工况

综合已有研究成果^[32-35],将恐怖袭击威胁进行分级并转化为等效 TNT 当量进行量化分析,本文给出的各类爆炸荷载的等量 TNT 当量及爆心距离如表 3 所示。根据桥梁可能遭受的爆炸荷载状况及荷载等级,选取对于工字钢-混凝土组合梁损伤程度最大的桥上汽车爆炸场景,结合桥梁的实际车道划分状况,设计爆炸荷载工况如表 4 所示。

2.2 不同爆炸威胁等级下最不利工况

选取工况 1~4 四种不同比例爆距的工况,对比不同爆炸威胁等级下工字钢-混凝土组合梁的动力响应及损伤特征,4 种工况下桥面板损伤、钢筋应力、钢主梁位移和塑性应变如图 12 所示。由图 12 可知:当工况 1 下,钢筋混凝土板发生局部冲剪破坏,爆心正下方混凝土首先开始剥裂,桥面板钢筋未达到承载能力极限状态。钢主梁在跨中产生 37.8 cm 的峰值挠度,爆心正下方工字钢横梁上翼缘处 0.75 m 范围内产生微小塑性应变。工况 2 下钢筋混凝土板先产生局部冲剪破口,破口范围为 4.98 m×3.91 m,破损面积为 19.47 m²,钢主梁在跨中产生 47.8 cm 的峰值挠度响应,在爆心正下方横梁处 0.84 m 范围内产生塑性应变。



单位: mm

图 10 工字组合梁构造示意

Fig. 10 Structural schematic of I-shaped composite girder

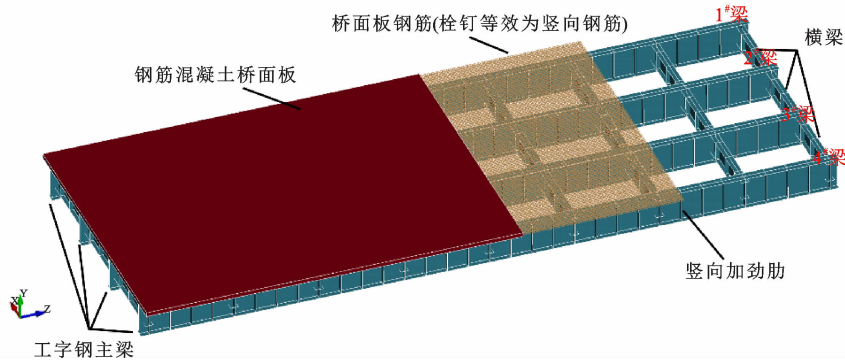


图 11 工字钢-混凝土组合梁数值分析模型

Fig. 11 Numerical analysis model of I-beam-concrete composite girder

表 3 桥梁爆炸荷载等级划分及爆心高度

Table 3 Classification of bridge explosion load and blast center height

袭击方式	便携式炸弹			汽车炸弹				
	典型载体	背包/公文包	手提箱/旅行箱	无人机	小轿车	小客车	小货车	重型卡车
TNT 当量/kg	10	25	50	200	300	500	1 000	
爆心高度/m	接触爆炸	接触爆炸		1	1	1	1	

表 4 荷载工况设置

Table 4 Load condition setting

工况	炸弹类型	等效 TNT 当量/kg	爆炸位置		爆心高度/m	比例爆距/ ($m \cdot kg^{-1/3}$)
			横桥向位置	纵桥向位置		
工况 1	小轿车	200	横桥向中心	跨中	1	0.171
工况 2	小客车	300	横桥向中心	跨中	1	0.149
工况 3	小货车	500	横桥向中心	跨中	1	0.126
工况 4	重型卡车	1 000	横桥向中心	跨中	1	0.100
工况 5	重型卡车	1 000	横桥向中心	四分点	1	0.100
工况 6	重型卡车	1 000	横桥向中心	支座正上方	1	0.100
工况 7	重型卡车	1 000	2# 梁正上方	跨中	1	0.100
工况 8	重型卡车	1 000	1# 梁正上方	跨中	1	0.100

计算 4 种工况下工字钢-混凝土组合梁的破坏情况,如表 5 所示。由表 5 可知:随着比例爆距的增加,桥面板破口面积、工字钢主梁下翼缘峰值挠度、工字钢主梁有效塑性应变长度、横梁腹板塑性应变高度以及钢梁最大有效塑性应变均在增加,说明在比例爆距在 $0.1 \sim 0.171 m/kg^{1/3}$ 时,比例爆距与结构破坏呈负相关。此外,随着桥面板破口面积的增大,工字钢主梁下翼缘峰值挠度、横梁腹板塑性应变以及主梁有效应变也在增加,说明工字钢-混凝土组合梁起到了很好的荷载传递作用,侧面体现了组合结构的组合效应。

通过 database_cross_section_plane 关键字定义积分截面的位置,以提取爆炸发生后结构的跨中截面弯矩与支点截面剪力,其数值模拟与试验对比如图 13~16 所示。由图 13、14 可见,爆炸冲击波传播极为迅速,爆炸发生约 1 ms 时,爆心正下方截面超

压值及弯矩即达到峰值,分别为 278 MPa 和 $-7.5 \times 10^6 N \cdot m$ 。各工况结构响应趋势相似:在工况 1、2 下,工字钢-混凝土组合梁未达到正常使用极限状态,仅需更换破损桥面板;在工况 3、4 下,钢梁严重受损,达到或超过承载能力极限状态。因此,工况 3、4 为最不利工况。

2.3 不同纵桥向爆炸位置下最不利工况

选取比例爆距为 $0.1 m/kg^{1/3}$ 的工况 4~6,提取桥面板损伤、钢筋应力及钢主梁挠度和应变,如图 17 所示。由图 17 可知:在比例爆距恒定条件下,改变纵桥向爆炸位置对桥面板的整体破损面积和钢梁的峰值塑性应变影响有限,但显著改变了桥面板的开裂模式。当爆炸发生在跨中(工况 4)和四分点位置(工况 5)时,桥面板因整体弯曲变形而产生贯穿纵向主裂缝,并伴有混凝土成块断裂剥落的现象。

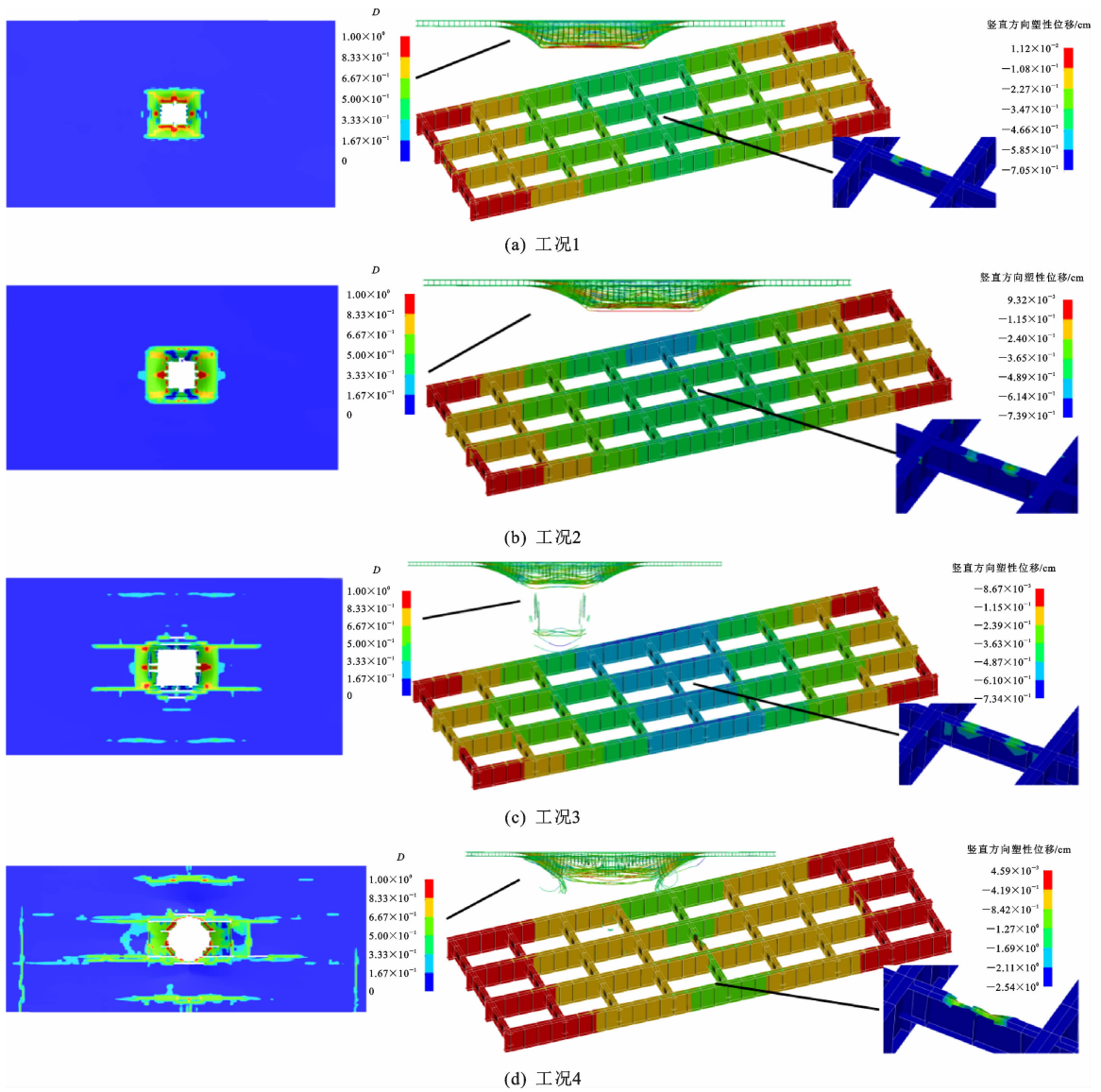


图 12 不同爆炸威胁等级下工字钢-混凝土组合梁动力响应及损伤特征

Fig. 12 Dynamic responses and damage characteristics of I-beam-concrete composite girder under different explosion threat levels

表 5 不同工况下(工况 1~4)工字钢-混凝土组合梁破坏情况

Table 5 Damages of I-beam-concrete composite girder in different cases (Cases 1 to 4)

工况	桥面板破口面积(纵桥向×横桥向)/m	跨中工字钢主梁下翼缘峰值挠度/cm	工字钢主梁有效塑性应变长度/m	工字钢横梁腹板塑性应变高度/m	钢梁最大有效塑性应变
工况 1	2.97×1.85	37.8	0.75×2	0.273	0.052
工况 2	4.98×3.91	47.8	0.84×2	0.366	0.058
工况 3	5.72×4.37	54.2	1.87	0.425	0.126
工况 4	6.78×5.68	82.4	2.24	0.488	0.295

注：“×2”是出于工程分析完整性考虑的参数修正系数，确保数据从单梁扩展到整体结构，从而准确量化爆炸荷载下组合梁的整体损伤规模。该工字钢-混凝土组合梁桥在横桥向通常采用双主梁布置形式(即两侧各设 1 根工字钢主梁)。

然而，在支点上方爆炸时(工况 6)，横向裂缝扩展则更为迅速。其原因在于，桥梁支座的强约束显著限制了该区域桥面板的整体变形，使得结构响应由整体弯曲主导转变为局部冲剪主导，爆炸冲击荷载的直接冲剪效应导致裂缝沿横桥向快速扩展。表 6 为

3 种工况下不同纵桥向爆炸位置所造成的主要损伤特征。

在比例爆距和横桥向爆炸位置恒定的条件下，纵桥向爆炸位置显著改变了工字钢-混凝土组合梁的损伤程度与响应峰值。如图 18、19 所示，当爆炸

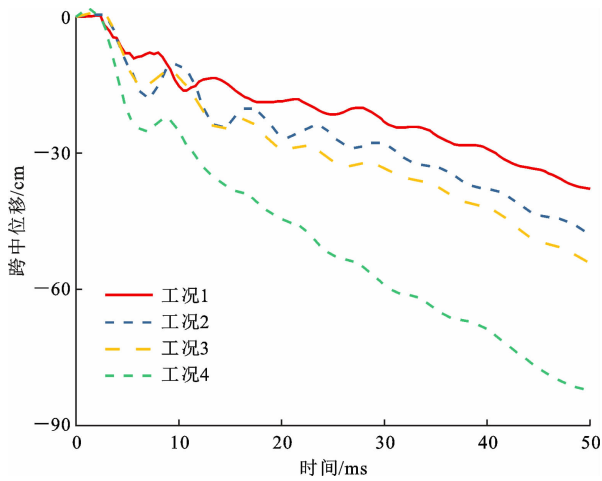


图 13 不同工况下爆心正下方跨中位移时程

Fig. 13 Time histories of midspan displacement in different cases

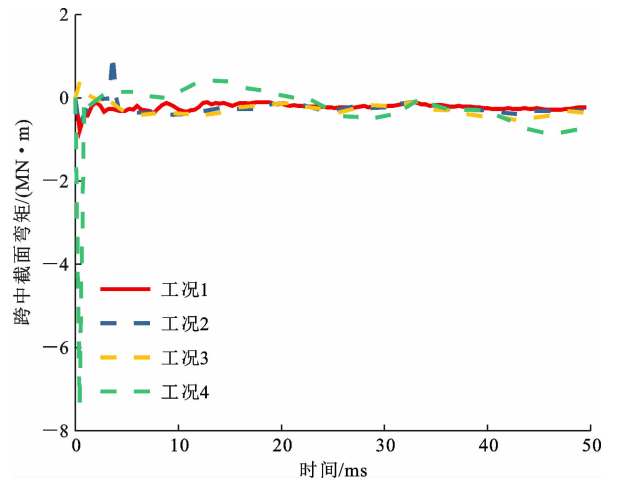


图 15 跨中截面弯矩时程对比

Fig. 15 Time-history comparison of bending moment in midspan section

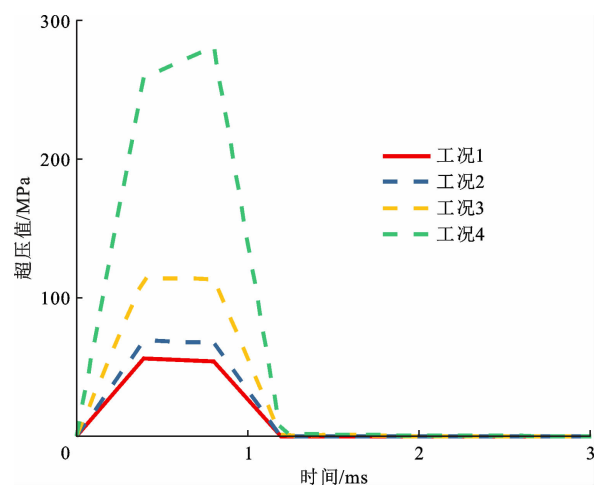


图 14 不同工况下爆心正下方超压时程

Fig. 14 Time histories of overpressure directly below explosion center in different cases

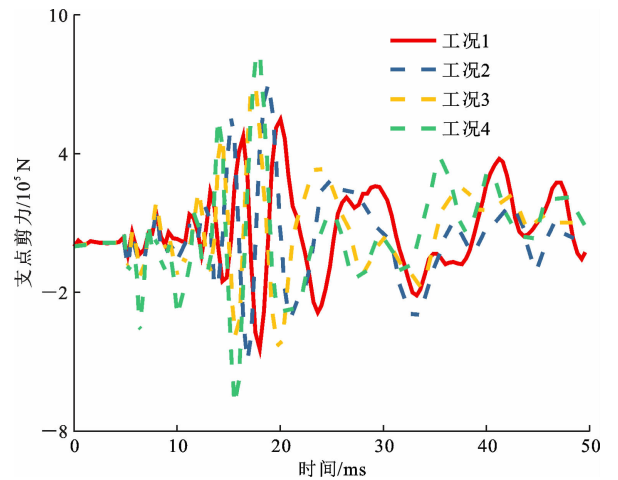


图 16 支点截面剪力时程对比

Fig. 16 Time-history comparison of shear force of fulcrum section

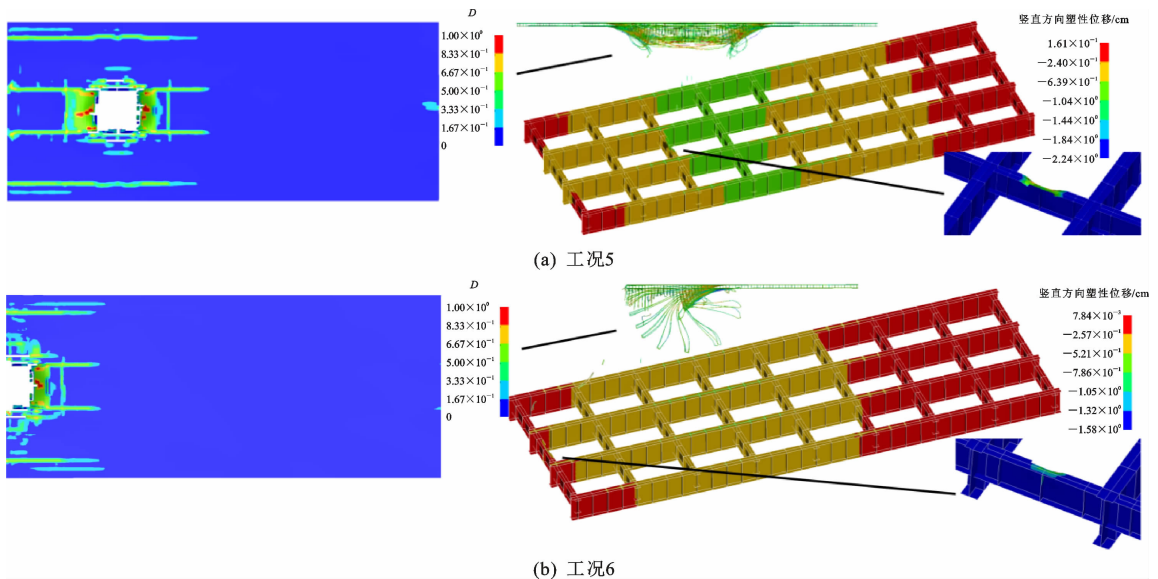


图 17 不同纵桥向受爆位置下工字钢-混凝土组合梁动力响应及损伤特征

Fig. 17 Dynamic responses and damage characteristics of I-beam-concrete composite girder bridge under different longitudinal blasting positions

表 6 不同工况下(工况 4~6)工字钢-混凝土组合梁破坏情况

Table 6 Damages of I-beam-concrete composite girder in different cases (Cases 4 to 6)

工况	混凝土破口面积 (纵桥向×横桥向)/m	跨中工字钢主梁底缘 峰值挠度/cm	工字钢主梁有效塑性 应变长度/m	工字钢横梁腹板塑性 应变高度/m	工字钢主梁最大有效 塑性应变
工况 4	6.78×5.68	82.4	2.24	0.488	0.295
工况 5	6.57×5.56	61.7	2.28	0.475	0.287
工况 6	2.76×5.45	37.1	1.94	0.415	0.299

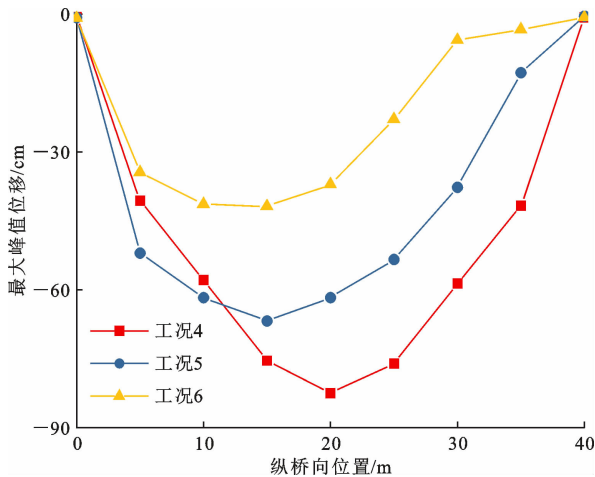


图 18 不同纵桥向位置下爆炸的峰值位移

Fig. 18 Peak displacements at different longitudinal bridge positions under explosions

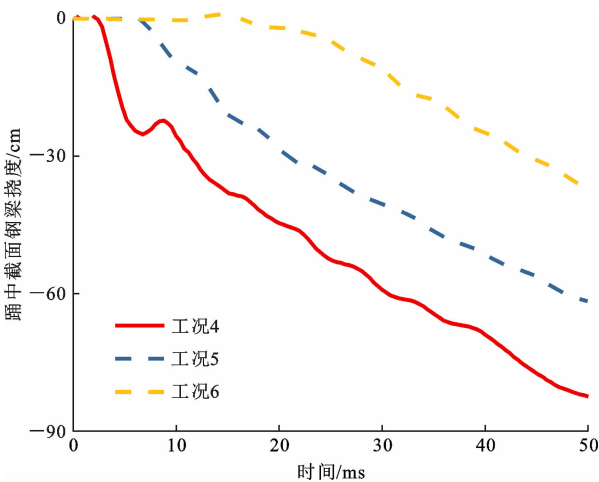


图 19 不同纵桥向位置爆炸下的跨中位移

Fig. 19 Midspan displacements at different longitudinal bridge positions under explosion

位置沿纵桥向从跨中(工况 4)向四分点(工况 5)再向支座(工况 6)移动时,混凝土破口面积、主梁跨中峰值挠度、主梁有效塑性应变区域长度以及横梁腹板塑性应变范围等关键损伤指标均呈显著的单调递减趋势。这一规律清晰地表明,桥梁支座的强约束效应是控制结构响应的关键因素。当爆源靠近支座时,结构的整体变形受到极大限制,能量吸收和塑性发展被有效抑制,从而显著降低了损伤程度。相反,

当爆源位于跨中时,结构整体弯曲变形最充分,能量吸收最多,导致桥面板破口面积、钢梁峰值挠度及横梁腹板塑性应变范围均达到最大值。因此,对于沿纵桥向移动的爆炸荷载而言,跨中位置构成最不利受爆工况。

2.4 不同横桥向爆炸位置下最不利工况

选取比例爆距均为 $0.1 \text{ m/kg}^{1/3}$ 的工况 4、7、8,分析混凝土桥面损伤、钢筋应力及钢主梁位移和应变的变化规律。图 20(a)为工况 7 条件下炸药在 2# 梁正上方爆炸时的动力响应。由图 20(a)可知:钢筋混凝土桥面板的响应与工况 4 相似,破口面积为 $(6.41 \times 5.25) \text{ m}^2$ [工况 4 为 $(6.78 \times 5.68) \text{ m}^2$];冲击波以炸药中心为圆心向周围扩散,纵筋断裂,箍筋发生挠曲变形;由于爆炸位置移至 2# 梁正上方,且工字钢主梁上翼缘通过栓钉与混凝土紧密连接,主梁的动态响应和塑性损伤明显加剧。2# 工字钢主梁上翼缘和腹板损伤严重,主梁上翼缘向下挠曲,横梁虽未出现明显损伤但存在局部屈曲现象。

图 20(b)为炸药在 1# 梁正上方爆炸时的动力响应。由图 20(b)可知:桥面板破口面积达 $(9.34 \times 4.37) \text{ m}^2$,纵桥向出现明显剪切裂缝,横桥向悬臂部分桥面板与主体完全剥落,承载能力完全丧失;桥面板纵筋大量断裂,箍筋严重失效。1# 工字钢主梁腹板在爆炸中心 5 m 范围内完全失效,主梁上翼缘断裂,横梁发生严重扭曲,结构基本丧失承载力,损毁程度极其严重。

通过对比工况 7、8 的分析结果可以发现,横梁对限制钢主梁腹板屈曲具有重要作用,而单侧横梁对结构横向抗力的贡献明显不足。在工况 8(单侧横梁)条件下,爆炸冲击导致工字钢主梁上翼缘向下挠曲,进而压迫腹板发生屈曲失稳。由于缺乏足够的横向约束,腹板连同横梁向同一方向扭曲变形,造成大范围的钢梁屈曲失效。相比之下,工况 7 在双侧横梁的共同作用下表现出更好的抗爆性能。当工字钢主梁上翼缘受爆炸荷载向下挠曲并压迫腹板时,双侧横梁提供了较大的结构抗扭刚度,有效防止了结构的整体扭曲变形,仅出现局部腹板失效和工

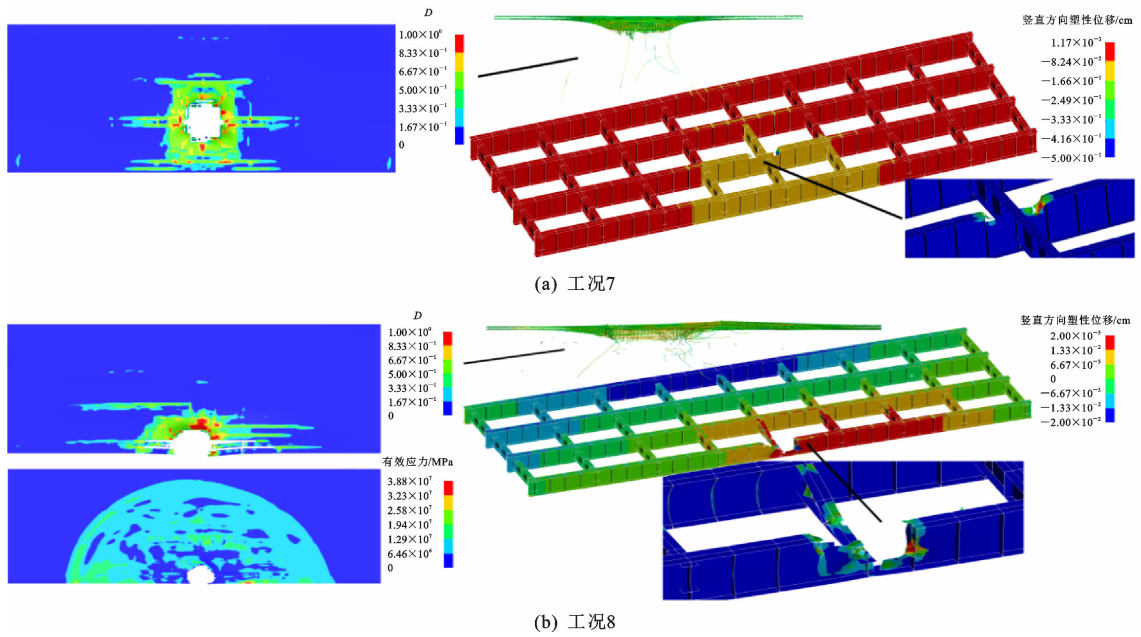


图 20 横桥向不同位置、不同工况下主梁的动能响应及损伤特征

Fig. 20 Kinetic energy response and damage characteristics of the main girder at different transverse bridge positions and under different working conditions

字钢主梁上翼缘的下挠断裂破损。

提取 3 种工况下主梁的动能响应,如图 21 所示。由图 21 可知:工况 7、8 的主梁动能响应与工况 4 情况下的动能响应存在相似性,动能主要由横梁承担并向横桥向传递,主梁承担的动能相对较少。由于混凝土桥面板和横梁之间存在一定距离,爆炸冲击波在空气中快速消散,因此 2[#]、3[#] 梁的动能响应峰值相比工况 7、8 明显较小。在工况 7、8 条件下,主梁直接承受较大的爆炸冲击波作用,产生更大的位移响应,钢主梁的损伤面积明显增加。特别是爆炸中心正下方的主梁,其动力响应远大于其他梁体,直接承受爆炸冲击荷载,产生显著的动能响应。这一现象表明,爆炸位置对结构动力响应的分布具有决定性影响:当爆炸发生在桥面板上方时,横梁起到主要的能量传递作用;当爆炸发生在主梁正上方时,主

梁成为主要的受力构件,承受更为直接和严重的爆炸荷载作用。

综合损伤区域、钢主梁位移及动力响应等指标分析,爆炸位置在边梁正上方(1[#]、4[#] 梁)为最不利工况。这主要由于:爆炸冲击波动能消散受限,单侧横梁约束不足导致钢主梁屈曲响应显著,同时混凝土桥面板纵向裂缝扩展更为严重。

3 爆炸荷载作用下工字钢-混凝土组合梁损伤机理

3.1 应力传播过程

重型卡车爆炸场景(工况 8)最接近最不利工况,基于此工况分析工字钢-混凝土组合梁破坏机理,结合图 22、23,探究爆炸冲击波传播过程、波-结构相互作用及钢主梁变形演化过程。爆炸冲击波在

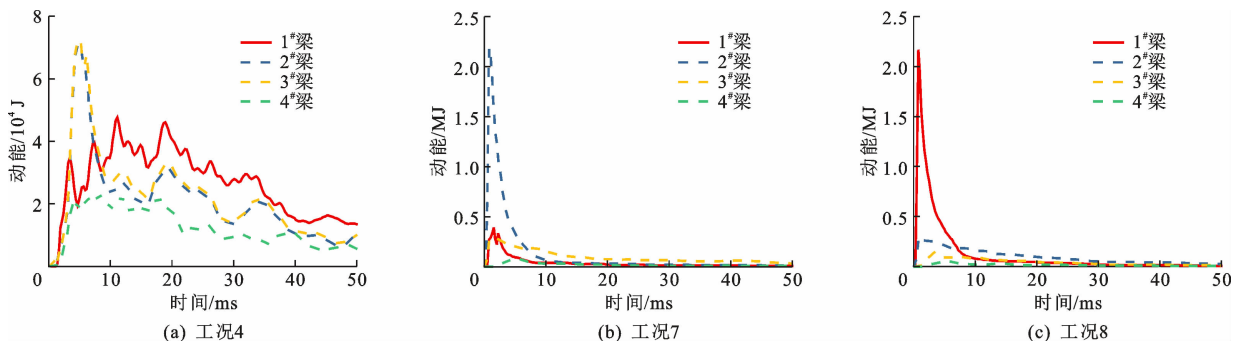


图 21 横桥向不同位置下不同主梁的动能响应

Fig. 21 Kinetic energy responses of different main girders at various transverse bridge locations

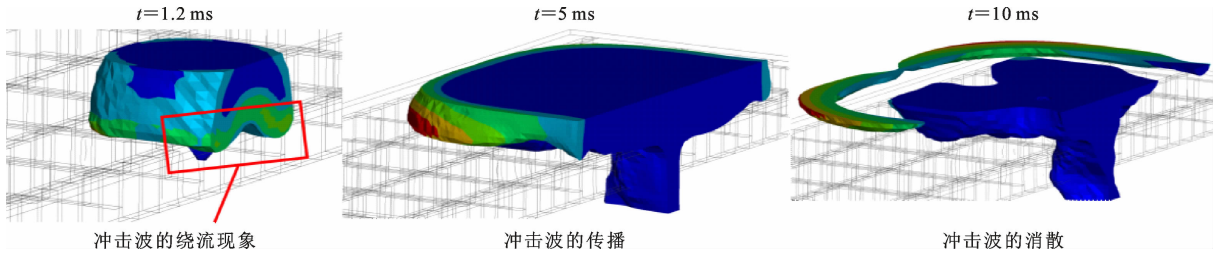


图 22 工况 8 爆炸冲击波的传播时程

Fig. 22 Propagation time history of explosion shock wave in case 8

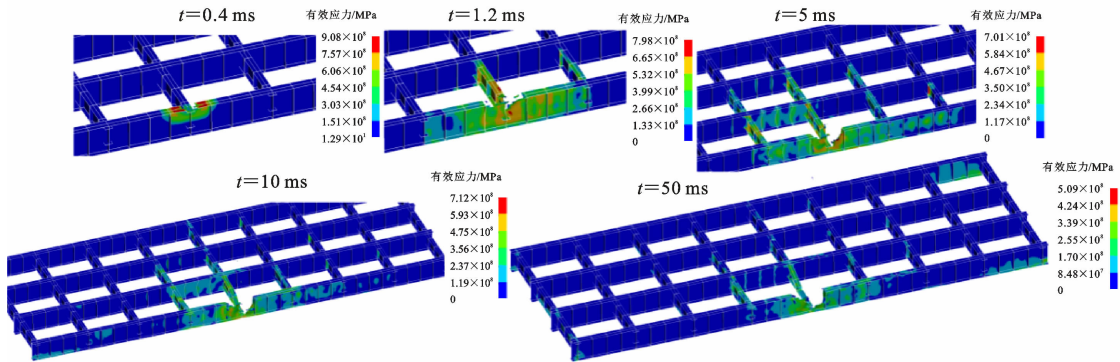


图 23 工况 8 钢主梁的应力时程分布

Fig. 23 Stress time-history distributions of steel main girder in case 8

约 0.4 ms 时已贯穿混凝土桥面板并直接作用于钢梁体系,其能量在约 10 ms 后趋于耗散。由于爆源紧邻桥面板自由边界,冲击波在 1.2 ms 内便发生显著的绕射效应(即绕流现象)。此时,高压冲击波绕过 1[#] 梁,在其迎爆面与背爆面之间形成巨大的瞬时不平衡压力差,这是导致腹板发生严重剪切屈曲与撕裂破坏的关键力学机制。同时,桥面板破口的存在为冲击波提供了在板下传播的通道,导致邻近的 2[#]、3[#] 梁加劲肋也出现了不同程度的屈曲。与爆炸发生在跨中的工况 4 相比,工况 8 的结构应力响应表现出高度的局部化特征:损伤与高应力区几乎完全集中于 1[#] 梁及其下方的横梁区域,而远端的 4[#] 梁则几乎不受影响,表明能量传递范围受限。

3.2 损伤行为分析

图 24 为了工况 8 中钢梁与桥面板的损伤时程,清晰再现了结构从局部失效到整体承载力崩溃的渐进退化路径。由图 24 可知:失效过程表现为典型的多阶段、多构件耦合破坏,在爆炸初始阶段($t=0.4$ ms),冲击波首先导致 1[#] 梁的上翼缘、腹板和加劲肋等关键承力构件发生局部屈曲与断裂,引发主梁抗弯与抗剪承载力的首次突降。随之($t=0.8$ ms),横梁的翼缘与腹板接续失效,这标志着主梁间的横向约束与荷载传递路径被切断,结构整体稳定性的基础遭到破坏,承载力进入快速衰减阶段。最终,破坏演化为钢主梁腹板的持续撕裂和横梁的严重扭转,爆心下方形成主梁完

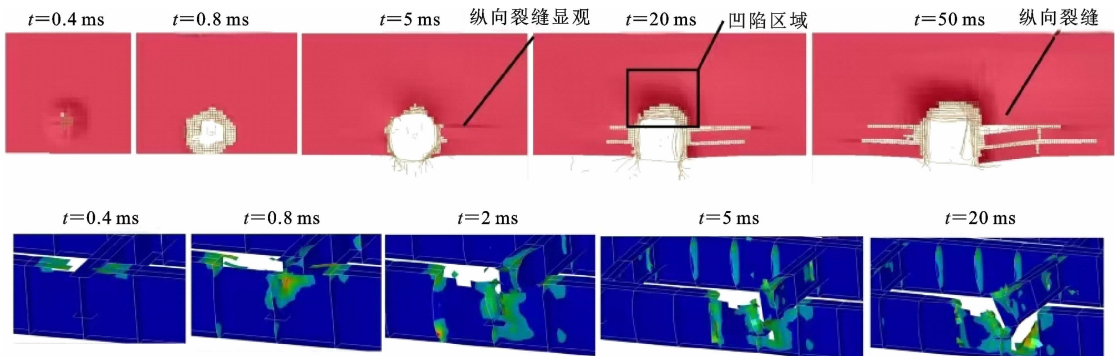


图 24 工况 8 下工字钢-混凝土组合梁桥面板及钢主梁破坏形态时程

Fig. 24 Time histories of failure modes of deck and steel main girder of I-beam-concrete composite girder in case 8

全断裂、节点连接损毁的最终形态。此时,该区域不仅自身承载力已完全丧失,且荷载无法通过横梁进行有效重分布,整个结构体系面临连续倒塌的风险。

桥面板的损伤演化反映了其破坏模式从局部到整体的转变。当 $t=5$ ms 时,桥面板损伤基本到达最大的圆形破口面积,表明爆心区域混凝土抗冲切能力完全耗尽;随着时间延长,破口形式从圆形逐步转化为矩形破口,纵向裂缝开始显现,当 $t=20$ ms 时,纵向裂缝扩展迅速,揭示了破坏模式的转变与整体承载功能的退化。这一转变归因于:一方面,板的整体弯曲变形受主梁约束而产生拉膜效应;另一方面,纵筋与混凝土间的变形不协调引发了黏结失效。纵向裂缝的大规模生成与扩展,标志着桥面板的破坏模式已从局部冲切破坏转向了整体弯曲破坏,其传递和分配荷载的核心功能已严重受损。最终,裂缝沿主梁上翼缘的持续扩展预示着桥面板可能发生大范围的剥离与塌落,从而完全丧失其使用功能。

3.3 耗能机理研究

提取工况 8 下工字钢-混凝土组合梁各构件内能时程曲线,如图 25 所示。由图 25 可知:爆炸初期混凝土板承受主要爆炸能量并迅速形成破口,大部分能量传递至桥面板钢筋,引起钢筋显著振动效应,促使钢筋周围裂缝持续扩展,而钢主梁仅吸收少量能量。

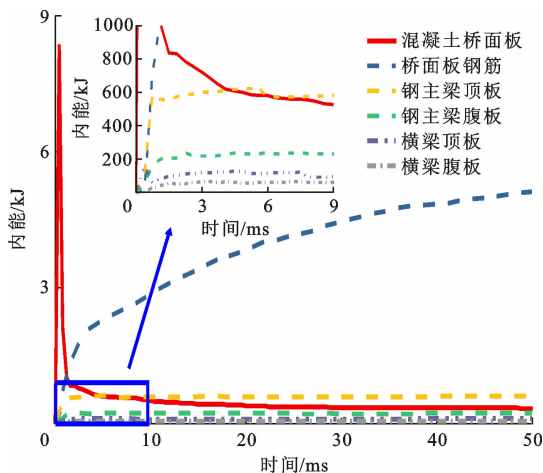


图 25 工况 8 下工字钢-混凝土组合梁内能分布时程曲线

Fig. 25 Time-history curves of internal energy distribution of I-beam-concrete composite girder in case 8

为进一步分析钢主梁耗能能力,对横桥向中心爆炸(工况 4)和 1[#]梁正上方爆炸(工况 8)2 种典型场景在不同等效 TNT 当量下进行模拟,提取钢主梁内能并计算内能占比,如图 26 所示。由图 26 可知:横桥向中心爆炸场景中,传递至钢梁的爆炸能量

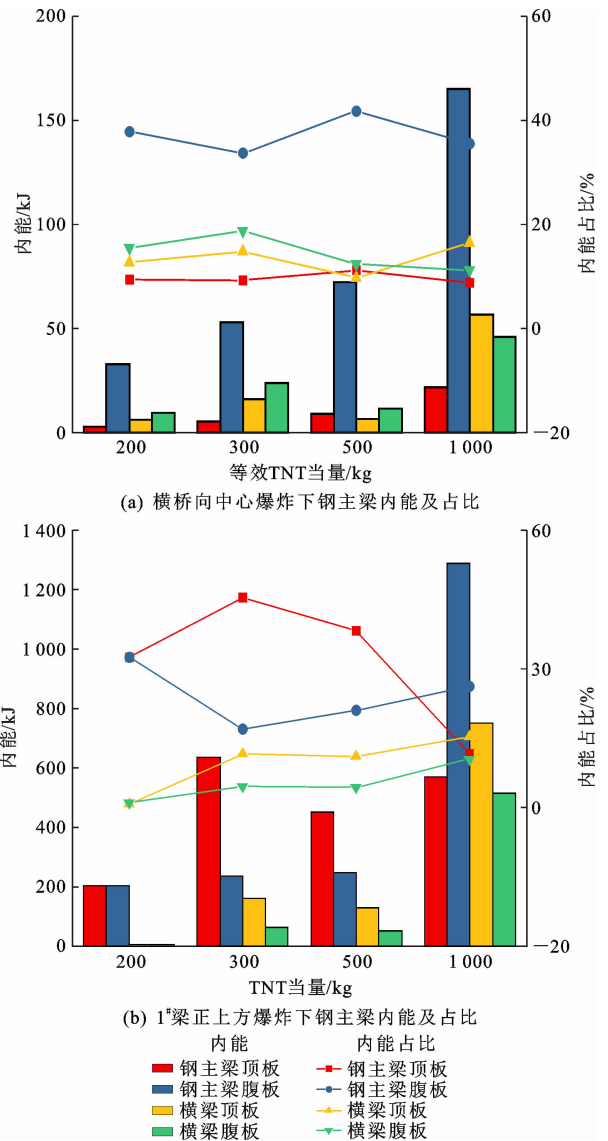


图 26 爆炸荷载作用下工字钢主梁各部分的内能及耗能贡献

Fig. 26 Internal energy and energy consumption contribution of each part of steel main girder under explosion load

主要由腹板吸收,约占钢主梁总吸收能量的 30%; 1[#]梁正上方爆炸场景中,主要由上翼缘和腹板共同吸收,两者合计约占 70%。钢主梁腹板和上翼缘吸收了大部分爆炸能量,损伤极为严重。因此,钢主梁耗能机理与爆炸位置密切相关,多数情况下腹板与上翼缘的能量吸收占比最高。

3.4 爆炸荷载作用下工字钢-混凝土组合梁破坏模式

基于第 3.2 节分析,爆炸荷载作用下工字钢-混凝土组合梁破坏模式主要表现为直接作用区的局部破坏,随装药量增加呈现桥面板破裂、混凝土压碎、钢主梁腹板撕裂至横梁扭转等特征。参照美国建筑物最低限度反恐恐怖主义标准(MASB)损伤等级^[36],

表 7 工字钢-混凝土组合梁的损伤程度等级

Table 7 Damage grades of I-beam-concrete composite girder

损伤程度分级	MASB 中整体结构损伤程度 ^[36]	工字钢-混凝土组合梁损伤描述
失效破坏	结构可能发生倒塌或者大规模的破坏,结构所在地及周边区域无法使用	工字钢主梁发生严重扭曲,部分钢板撕裂开口,混凝土桥面板严重破口,裂缝既长又多,桥面板钢筋断裂,结构丧失剩余承载能力,有倒塌风险
严重损伤	结构的破坏程度已超过可修复的程度,但不会发生连续倒塌,主要构件发生较小变形,次要结构和非结构构件发生较大变形	爆心正下方钢主梁出现塑性变形,混凝土桥面板有大面积破口,桥面板钢筋断裂,结构无倒塌风险,但影响行车安全
中度损伤	结构可以修复,主要结构未发生永久性变形,次要和非结构构件发生较小变形	钢主梁大部分处于弹性阶段,仅小部分钢梁出现微小变形,混凝土桥面板有小范围破口,桥面板钢筋挠曲,结构修复后可恢复到正常承载状态
轻度损伤	结构表面轻微损伤,但各种结构构件均不发生永久性变形	钢主梁均在弹性阶段,混凝土桥面板有少量裂缝,钢筋变形但承载力足够,结构整体无较大变形,不需要修复通行正常

结合不同炸药当量下组合梁破坏特征,将爆炸损伤程度定性划分为 4 级,损伤等级标准见表 7。考虑装配式工字钢-混凝土组合梁桥面板可快速更换特性,损伤评估以钢梁受损程度为主。本文基于特定跨径(40 m)组合梁模型在设定爆炸场景下提出的损伤等级评定,可为同类结构抗爆设计提供概念依据,并为灾后快速评估和安全决策提供参考。

4 结 语

(1)揭示了近场爆炸冲击波与桥梁空间结构的相互作用机理,为精准评估爆炸荷载提供了方法依据。数值模拟结果表明,ALE 法能精确再现爆炸冲击波的形成、传播、反射以及与主梁、横梁、墩柱相互作用的复杂流固耦合过程。

(2)明确了爆炸位置是影响结构破坏模式与损伤程度的关键控制因素,横桥向位置对损伤分布的影响远大于纵桥向位置。边梁正上方是最不利爆炸工况,其破坏性显著大于跨中爆炸。在安全防护设计中,应优先对边梁及其邻近区域进行局部增强。

(3)量化揭示了比例爆距与结构损伤响应的内在规律,桥面板的峰值超压,只在爆炸中心 5~10 m 内较大,边梁正上方在爆炸瞬间结构的绕流现象明显,爆炸冲击波能量传播到钢主梁更多。比例爆距为 0.1~0.171 m/kg^{1/3}时,桥面板破口面积、主梁下翼缘峰值挠度及关键构件塑性应变均随比例爆距减小而单调递增,并呈现出良好的相关性。在爆炸荷载下,荷载仍能通过剪力键从桥面板有效传递至钢主梁,共同参与抗爆,主梁与桥面板的应变发展协调,这从动力学角度证实了工字钢-混凝土组合梁在极端荷载下依然具备可靠的组合作用。

(4)根据不同炸药当量爆炸荷载作用下工字钢-

混凝土组合梁的破坏特征,对爆炸荷载下工字钢-混凝土组合梁的破坏进行了定性划分:轻度损伤、中度损伤、严重损伤、失效破坏。

(5)本文结论基于 40 m 标准跨径工字钢-混凝土组合梁桥得出,其揭示的机理和规律为同类桥梁的抗爆设计提供了重要参考。未来研究可进一步拓展至不同跨径、桥宽及结构形式的组合梁,以验证本评价体系的普适性,进一步探讨通过增加横梁数量、优化横梁连接节点刚度、设置跨间横撑以及改变栓钉间距和数量等结构优化措施来提升整体抗爆性能,并发展更具针对性的防护设计细则。

参考文献:

References:

- [1] 张 岗,宋超杰,李徐阳,等. 碳氢火灾下钢-混凝土组合梁破坏试验研究[J]. 中国公路学报, 2022, 35(6): 135-146.
ZHANG Gang, SONG Chao-jie, LI Xu-yang, et al. Experimental study on failure of steel-concrete composite beams under hydrocarbon fire[J]. China Journal of Highway and Transport, 2022, 35(6): 135-146.
- [2] SONG C J, ZHANG G, LI X Y, et al. Experimental and numerical study on failure mechanism of steel-concrete composite bridge beam under fuel fire exposure [J]. Engineering Structures, 2021, 247: 113230.
- [3] 夏志成,蔡 萌,孔新立. 钢板夹薄壁钢管组合板抗接触爆炸数值模拟[J]. 工程爆破, 2018, 24(5): 1-7.
XIA Zhi-cheng, CAI Meng, KONG Xin-li. Numerical simulation of anti contact explosion of sandwich panel with steel sheet clamped thin-walled steel pipe [J]. Engineering Blasting, 2018, 24(5): 1-7.
- [4] 李忠献,师燕超. 建筑结构抗爆分析理论[M]. 北京:

- 科学出版社,2015.
- LI Zhong-xian, SHI Yan-chao. Anti-explosion analysis theory of building structures [M]. Beijing: Science press, 2015.
- [5] 耿少波,葛培杰,李洪,等.爆炸荷载结构等效静载动力系数研究[J].兵工学报,2019,40(10):2088-2095.
- GENG Shao-bo, GE Pei-jie, LI Hong, et al. Study on equivalent static load dynamic coefficient of explosive load structure [J]. Journal of Ordnance, 2019, 40(10): 2088-2095.
- [6] 甘露,宗周红.装药形状对爆炸作用下钢板面板损伤的影响研究[J].中国公路学报,2024,37(5):80-93.
- GAN Lu, ZONG Zhou-hong. Study on the influence of charge shape on the damage of steel bridge deck under explosion [J]. China Journal of Highway and Transport, 2024, 37(5): 80-93.
- [7] 胡志坚,唐杏红,方建桥.近场爆炸时混凝土桥梁压力场与响应分析[J].中国公路学报,2014,27(5):141-147,157.
- HU Zhi-jian, TANG Xing-hong, FANG Jian-qiao. Pressure field and response analysis of concrete bridge during near-field explosion [J]. China Journal of Highway and Transport, 2014, 27(5): 141-147, 157.
- [8] 杜文超.爆炸荷载作用下CFRP方钢管混凝土柱动力响应研究[D].西安:长安大学,2017.
- DU Wen-chao. Study on dynamic response of CFRP concrete-filled square steel tubular columns under explosive loading [D]. Xi'an: Chang'an University, 2017.
- [9] KANG K W, LEE S C, LIEW R J Y. Analysis of steel-concrete composite column subject to blast [J]. Proceedings of the Institution of Civil Engineers-Structures and Buildings, 2013, 166(1): 15-27.
- [10] 耿少波,李洪,葛培杰.考虑跃迁的指数型炸药空爆荷载等效静载动力系数[J].爆炸与冲击,2019,39(3):33-41.
- GENG Shao-bo, LI Hong, GE Pei-jie. Equivalent static dynamic coefficient of air explosion load of exponential explosive considering transition [J]. Explosion and Shock Waves, 2019, 39(3): 33-41.
- [11] 耿少波,葛培杰,刘亚玲,等.化学爆炸等效单自由度结构体系抗力动力系数分析[J].振动与冲击,2019,38(6):166-171.
- GENG Shao-bo, GE Pei-jie, LIU Ya-ling, et al. Dynamic coefficient analysis of resistance of equivalent single-degree-of-freedom structural system in chemical explosion [J]. Vibration and shock, 2019, 38(6): 166-171.
- [12] ZHAO C, CHEN Y, JIN Q, et al. Blast resistance of single steel-concrete composite slabs under contact explosion [J]. Structural Concrete, 2023, 24: 6025-6048.
- [13] ZHAO C, LU X, WANG Q, et al. Experimental and numerical investigation of steel-concrete (SC) slabs under contact blast loading [J]. Engineering Structures, 2019, 196: 109337.
- [14] ZHAO C, HE K, ZHI L, et al. Blast behavior of steel-concrete-steel sandwich panel: Experiment and numerical simulation [J]. Engineering Structures, 2021, 246: 112998.
- [15] 姜鹏飞,叶琳,伍俊.爆炸冲击波作用下钢板-混凝土组合结构受力性能分析[J].武汉理工大学学报,2013,35(5):95-98.
- JIANG Peng-fei, YE Lin, WU Jun. Mechanical performance analysis of steel plate-concrete composite structure under explosion shock wave [J]. Journal of Wuhan University of Technology, 2013, 35(5): 95-98.
- [16] LI G Q, YANG T C, CHEN S W. Behavior and simplified analysis of steel-concrete composite beams subjected to localized blast loading [J]. Structural Engineering and Mechanics, 2009, 32(2): 337-350.
- [17] 杨涛春,李国强.爆炸荷载作用下钢-混凝土组合梁的动力响应及破坏形态分析[J].建筑钢结构进展,2008(4):26-31,38.
- YANG Tao-chun, LI Guo-qiang. Dynamic response and failure mode analysis of steel-concrete composite beams under explosion load [J]. Progress of Building Steel Structure, 2008(4): 26-31, 38.
- [18] 杨涛春,李国强,陈素文.接触爆炸荷载位置对钢-混凝土组合梁的影响[J].建筑结构,2010,40(增1):240-242.
- YANG Tao-chun, LI Guo-qiang, CHEN Su-wen. Influence of contact explosion load position on steel-concrete composite beam [J]. Architectural structure, 2010, 40(S1): 240-242.
- [19] 杨涛春,李国强.接触爆炸荷载下钢-混凝土组合梁的破坏模式研究[J].结构工程师,2009,25(1):34-40.
- YANG Tao-chun, LI Guo-qiang. Study on failure mode of steel-concrete composite beam under contact explosion load [J]. Construction Engineer, 2009, 25(1): 34-40.
- [20] ZHU Z, LI Y, HE S, et al. Analysis of the failure mechanism of multi-beam steel-concrete composite

- bridge under car explosion [J]. *Advances In Structural Engineering*, 2020, 23(3): 538-548.
- [21] MOHAMMED T A, ABEBE S. Numerical investigation of steel-concrete composite (SCC) beam subjected to combined blast-impact loading [J]. *Heliyon*, 2022, 8(9): 10672.
- [22] 刘建昱. 爆炸荷载作用下钢-混凝土组合梁桥动力学响应及损伤机理研究[D]. 西安: 长安大学, 2023.
LIU Jian-yu. Study on dynamic mechanical response and damage mechanism of steel-concrete composite beam bridge under explosive load [D]. Xi'an: Chang'an University, 2023.
- [23] ANANDAVALLI N, LAKSHMANAN N, IYER N R, et al. A novel modelling technique for blast analysis of steel-concrete composite panels [J]. *Procedia Engineering*, 2011, 14: 2429-2437.
- [24] LI Y, HE S. Research of steel-concrete composite bridge under blasting loads [J]. *Advances in Civil Engineering*, 2018, 2018: 5748278.
- [25] LIU J, LI Y. Analysis of the explosion resistance of an I-shaped steel-concrete composite structure under contact explosion [J]. *Advances in Structural Engineering*, 2023, 26(8): 1453-1467.
- [26] THIRUMALASELVI A, ANANDAVALLI N, RAJASANKAR J, et al. Numerical evaluation of deformation capacity of laced steel-concrete composite beams under monotonic loading [J]. *Steel and Composite Structures*, 2016, 20(1): 167-184.
- [27] ANANDAVALLI N, LAKSHMANAN N, IYER N R, et al. A novel modelling technique for blast analysis of steel-concrete composite panels [J]. *Procedia Engineering*, 2011, 14: 2429-2437.
- [28] 秦彦帅. 爆炸荷载作用下钢板混凝土组合结构的动力学响应[D]. 锦州: 辽宁工业大学, 2022.
QIN Yan-shuai. Dynamic response of steel plate concrete composite structure under explosion load [D]. Jinzhou: Liaoning University of Technology, 2022.
- [29] KINGERY C N, BULMASH G. Air blast parameters from TNT spherical air burst and hemispherical surface burst [R]. Washington DC: US Army Ballistic Research Laboratory, 1984.
- [30] 唐彪. 钢筋混凝土墩柱的抗爆性能试验研究[D]. 南京: 东南大学, 2017.
TANG Biao. Experimental study on blast resistance of reinforced concrete piers [D]. Nanjing: Southeast University, 2017.
- [31] 李明鸿. 双层钢管混凝土组合墩柱爆炸损伤机理和评估方法研究[D]. 南京: 东南大学, 2022.
LI Ming-hong. Study on explosion damage mechanism and evaluation method of double-layer concrete-filled steel tubular composite pier [D]. Nanjing: Southeast University, 2022.
- [32] FEMA-428/BIPS-07, Primer to design safe school projects in case of terrorist attacks and school shootings [S].
- [33] 孔新立, 金丰年, 蒋美蓉. 恐怖爆炸袭击方式及规模分析 [J]. *爆破*, 2007(3): 88-92.
KONG Xin-li, JIN Feng-nian, JIANG Mei-rong. Analysis on the attack mode and scale of terrorist explosion [J]. *Blasting*, 2007(3): 88-92.
- [34] JIANG J, XIA C, YAO J, et al. Vulnerability analysis of HSR bridge under near-field blast based on response surface method [J]. *Structures*, 2023, 55: 983-994.
- [35] 高超, 宗周红, 伍俊. 爆炸荷载下钢筋混凝土框架结构倒塌破坏试验研究 [J]. *土木工程学报*, 2013, 46(7): 9-20.
GAO Chao, ZONG Zhou-hong, WU Jun. Experimental study on collapse failure of reinforced concrete frame structure under explosion load [J]. *China Civil Engineering Journal*, 2013, 46(7): 9-20.
- [36] UFC 3-340-02, Structures to resist the effects of accidental explosion [S].