

远场爆炸荷载作用下钢箱梁桥的动力响应及毁伤评估

张磊, 余振鹏, 于祥敏, 杜晓庆, 徐旭
(上海大学 力学与工程科学学院 土木工程系, 上海 200444)

摘要: 针对大规模爆炸后桥梁结构的毁伤评估问题, 以三跨连续钢箱梁为对象, 采用计算流体动力学 (Computational Fluid Dynamics, CFD) 和显式动力学方法, 研究了冲击波入射角度与冲击波强度对桥梁结构破坏模式的影响规律, 建立了桥梁毁伤程度与冲击波特性之间的映射关系。结果表明: 通过 CFD 数值模拟得到的爆炸荷载可以反映冲击波的绕射和消波效应, 可以为桥梁结构的抗爆计算提供可靠的爆炸荷载; 桥梁的破坏模式与冲击波入射角有关, 而桥梁的毁伤程度与冲击波强度有关; 入射角度为 0° 时, 桥梁的迎爆面腹板发生局部屈曲, 非迎爆面桥墩发生破坏。

关键词: 钢箱梁桥; 远场爆炸; 动力响应; 毁伤评估

中图分类号: U448.21

文献标志码: A

文章编号: 2097-2741(2024)01-034-12

Dynamic Response and Damage Assessment of Steel Box Girder Bridges under Far-field Blast Loading

ZHANG Lei, YU Zhenpeng, YU Xiangmin, DU Xiaoqing, XU Xu
(Department of Civil Engineering, School of Mechanics and Engineering Science, Shanghai University, Shanghai 200444)

ABSTRACT: Addressing the issue of damage assessment of bridge structures following large-scale explosions, the study took the three-span continuous steel box girder as object to study the influence of the incidence angle and shock wave intensity on the damage pattern of bridge structures and established the mapping relationship between the degree of bridge damage and shock wave characteristics by computational fluid dynamics (CFD) and explicit dynamic methods. Results showed that the explosion loads obtained by CFD numerical simulations can accurately reflect the diffraction and wave attenuation effects of shock waves, which provides reliable explosion loads for the blast resistance analysis of bridge structures. The destruction mode of the bridge is related to the incidence angle of the shock wave, while the extent of damage is associated with the intensity of the shock wave. At an incidence angle of 0° , the blast-facing web of the bridge occurs localized buckling, and the non-blast-facing piers are damaged. However, at incidence angles between 30° and 90° , the bridge undergoes bending failure in the girder. Through

收稿日期: 2023-11-05

第一作者: 张磊 (1995—), 男, 博士研究生, 主要从事桥梁抗爆研究。E-mail: leizhang996@shu.edu.cn

通信作者: 杜晓庆 (1973—), 男, 教授, 博士, 主要从事桥梁抗风和桥梁抗爆研究。E-mail: dxq@shu.edu.cn

引用格式: 张磊, 余振鹏, 于祥敏, 等. 远场爆炸荷载作用下钢箱梁桥的动力响应及毁伤评估[J]. 火箭军工程大学学报, 2024, 38(1): 34-45.

analysis, the study identifies the inherent connection between the damage mode and severity of bridge structures and the characteristics of the shock waves.

KEYWORDS: steel box girder bridge; far-field explosion; dynamic response; damage assessment

钢箱梁桥因其卓越的力学性能而被广泛应用于交通运输领域。然而, 近些年由于工业迅速发展和国际形势的不确定, 导致爆炸事故频繁发生, 从而使桥梁面临一些潜在爆炸事故的威胁。尽管桥梁设计规范考虑到了恒荷载、活荷载、地震荷载以及风荷载等作用, 但通常并没有考虑爆炸荷载, 因此, 桥梁在爆炸荷载下的结构性能仍值得深入研究。

目前, 一些学者已对桥梁构件在爆炸荷载下的动力响应和破坏模式进行了研究^[1]。然而, 由于未考虑构件之间的相互作用, 这些研究结果仍然存在一定局限性。为此, 院素静^[2]开展了缩尺桥梁接触爆炸试验, 对两跨连续梁桥的抗爆性能进行了研究。Pan 等^[3]采用数值模拟分别研究了简支梁桥桥面上和桥梁下发生近场爆炸时的破坏模式。然而, 除了发生近场(接触)爆炸以外, 也存在一些大规模爆炸事件^[4-7], 在这种情况下, 爆炸产生的是远场爆炸荷载, 即冲击波荷载。Magnusson 等^[8]在远场爆炸荷载下混凝土梁的力学性能研究中指出, 远场爆炸荷载下构件的破坏模式和近场(接触)爆炸存在差异。因此, Yang 等^[9]对远场爆炸荷载下桥梁的破坏模式进行研究, 发现在极端远场爆炸荷载下桥梁可能完全垮塌。尽管这些研究关注了桥梁在不同爆炸荷载下的动力响应和破坏模式, 却很少对桥梁的毁伤程度进行系统性的评估。

在发生大型爆炸事故后, 对桥梁进行快速的毁伤评估, 可以为救援和桥梁修复提供技术支持。本文通过桥梁构件延性的不同阶段, 把桥梁的毁伤等级划分为: 无损伤、中等损伤、重度损伤、完全摧毁。通过数值模拟方法研究冲击波超压峰值和入射角与梁桥破坏模式和毁伤等级之间的关系, 明确不同毁伤等级对应桥梁构件的延性阶段。最终, 基于超压峰值与构件延性之间的关系, 建立毁伤等级的定量评估模型。

本文首先通过激波管试验数据验证了数值激波管模型, 并引用远场爆炸试验验证了本文所使用的弱耦合方法。其次, 介绍了弱耦合数值模拟和钢箱梁桥的动力响应计算结果。最后, 阐述了

远场爆炸荷载下钢箱梁桥的毁伤评估准则和毁伤阈值。

1 数值方法和验证

本文旨在研究远场爆炸荷载下钢箱梁桥动力响应及毁伤评估。因此, 选择了一座三跨连续钢箱梁桥作为研究对象, 以深入了解在远场爆炸荷载下的结构动力响应和破坏模式。图1展示了钢箱梁桥的细节, 该桥符合 JTG D60—2015 和 JTG D64—2015 等国家规范的要求, 桥面宽度为 26.6 m, 主梁高度为 1.9 m, 桥墩高度为 6 m。整座桥梁采用统一的墩柱形式, 其矩形截面尺寸为 1.4 m × 1.6 m, 横向间距为 11.16 m。

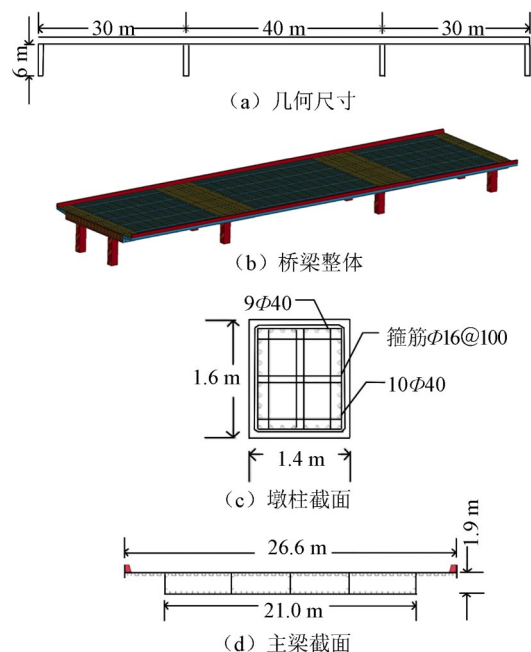


图1 钢箱梁桥模型

Fig. 1 The model of steel box girder bridge

1.1 数值模拟方法

爆炸数值模拟方法通常分为强耦合和弱耦合2种: 强耦合方法能够考虑流体和固体之间的相互作用, 具有较高的计算精度, 但计算成本也相对较高; 相反, 弱耦合方法则忽略了流体和固体的相互作用, 计算精度不及强耦合, 但计算成本较

低。在接触和近场爆炸模拟中,由于爆炸源离构件较近,所需建立的空气域较小,因此,采用强耦合能够在较小的计算成本下获得更为精确的结果。然而,在远场爆炸模拟中,需要建立更大的空气域。因此,采用强耦合方法将需要耗费大量的计算成本。Yang 等^[10]使用弱耦合进行了T梁的动力响应计算,发现计算结果可信。鉴于本文主要研究远场爆炸荷载下钢箱梁桥的抗爆性能,所以,采用弱耦合方法进行数值模拟。

1.2 荷载验证

在弱耦合方法中,获得爆炸荷载的方式至关重要。以往的研究中,常通过理论分析获得爆炸荷载,这种方法在处理作用于单一表面的爆炸荷载时是可靠的。然而,由于钢箱梁桥断面的复杂性较高,存在绕射和消波效应。因此,采用传统的荷载简化方法进行桥梁的动力响应计算存在问题。随着数值模拟技术的进步,通过计算流体动力学(Computational Fluid Dynamics, CFD)方法获得远场爆炸荷载的方式被众多学者认可。因此,本文使用CFD获取远场爆炸荷载。CFD计算域和边界条件如图2所示,入口处设有压力-温度边界,其中,压力包括总压、静压,出口处采用无反射边界,上下壁采用无滑动边界。

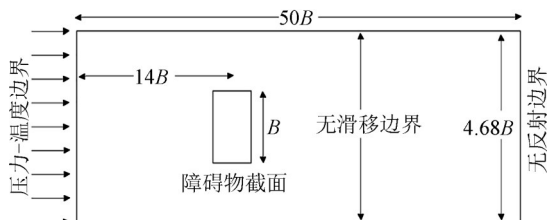


图2 计算域和边界

Fig. 2 Computational domain and boundary

激波管试验如图3所示,分为驱动段、过渡段和试验段。当试验达到特定压力时,气体流入过渡段并进入试验段,形成稳定的冲击波荷载。试验测量了距离过渡段1 050 mm处的入射压力和1 750 mm处的反射压力。其中,1 050 mm处的压力和温度被用作计算域的压力-温度边界。

使用试验测得的压力来验证数值激波管的参数。图4展示了网格方案,整个计算域都采用了结构化网格。在障碍物表面和激波管管壁周围区域进行了网格加密,靠近管壁的最小网格尺寸为0.02 mm。验证结果如图5所示,每个测量点的试验压力和数值模拟结果高度一致。这表明数值激波管计算中,时间步长、网格大小和边界条件设

置是正确的。

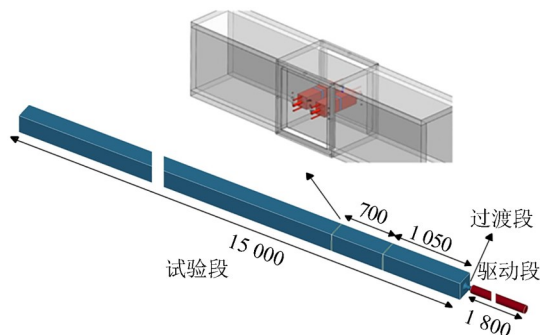


图3 激波管试验示意图(单位: mm)

Fig. 3 Shock wave tube experiment schematic (unit:mm)

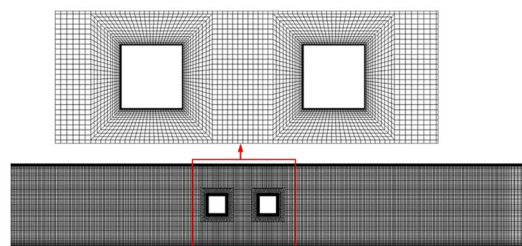


图4 网格方案

Fig. 4 Mesh scheme

1.3 数值模拟方法验证

Magnusson 等^[8]开展了一系列远场爆炸荷载下钢筋混凝土梁的试验。选取试验中的B40试件,对本研究的弱耦合计算方法进行验证。B40试件的详细信息,包括几何尺寸和配筋情况,如图6(a)和图6(b)所示。详细的有限元模型如图6(c)所示。在有限元模型中,混凝土和支撑块采用3D实体单元,而钢筋采用梁单元,假设钢筋和混凝土之间不存在滑移,单元尺寸设置为5 mm,混凝土梁和支撑块之间采用自动面面接触。最终,使用LS-DYNA的R11.0版本进行求解。

1.3.1 材料

有限元模型由混凝土、钢筋以及支撑块组成,其中,支撑块假定为刚体。混凝土的材料模型及具体参数如下:材料模型为*MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3 & *MAT_ADD_EROSION,密度为2 400 kg/m³,立方体抗压强度为42.4 MPa,最大主应变为0.05。钢筋的材料模型为*MAT_PLASTIC_KINEMATIC,密度为7 850 kg/m³,弹性模量为210 GPa,泊松比为0.3,抗拉强度为549 MPa,应变率参数 $C^{[1]}$ 为40 s⁻¹,应变率参数 $P^{[1]}$ 为5,失效应变为0.16。混凝土和钢筋均考虑了应变率效应,如式(1)~(3)所示。

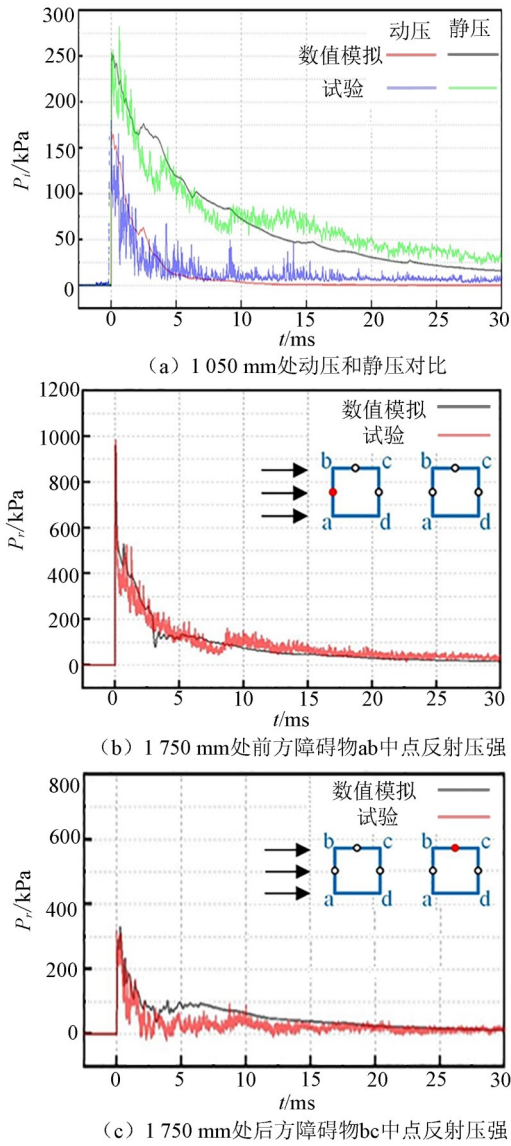


图5 试验和模拟压力对比

Fig. 5 Comparison between experimental and simulated pressures

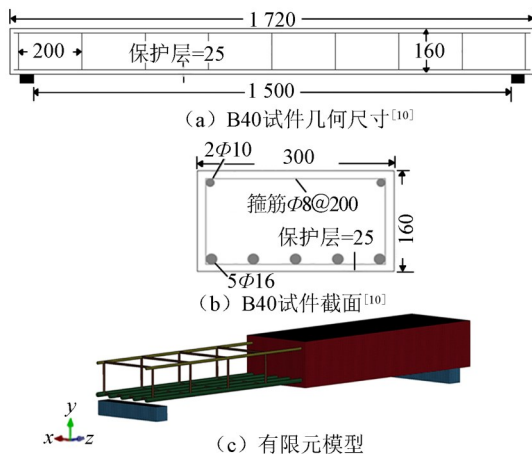


图6 有限元模型 (单位: mm)

Fig. 6 Finite element model (unit:mm)

$$DIF_c = \frac{f_{cd}}{f_{cs}} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{1.026 \alpha_s}, & \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma_s \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{1/3}, & \dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (1)$$

式中: DIF_c 为应变率 $\dot{\epsilon}$ 下混凝土的抗压动态因子; f_{cd} 为应变率 $\dot{\epsilon}$ 下的混凝土动态抗压强度; f_{cs} 为混凝土静态抗压强度; $\dot{\epsilon}_s$ 为参考应变率, $\dot{\epsilon}_s = 3 \times 10^{-5} \text{ s}^{-1}$; γ_s 、 α_s 为抗压动态因子参数, $\alpha_s = \frac{1}{5 + 9f_c/10}$, $\log \gamma_s = 6.156 \alpha_s - 2$; f_c 为混凝土单轴抗压强度 (MPa)。

$$DIF_t = \frac{f_{td}}{f_{ts}} = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{1.016 \delta}, & \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \beta \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_s} \right)^{1/3}, & \dot{\epsilon} > 30 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

式中: DIF_t 为应变率 $\dot{\epsilon}$ 下混凝土的抗拉动态因子; f_{td} 为应变率 $\dot{\epsilon}$ 下的混凝土动态抗拉强度; f_{ts} 为混凝土静态抗拉强度; $\dot{\epsilon}_s$ 为参考应变率, $\dot{\epsilon}_s = 3 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$; β 、 δ 为抗拉动态因子参数, $\delta = \frac{1}{10 + 6f_c/10}$, $\log \beta = 7.112 \delta - 2.33$ 。

$$DIF_s = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{\frac{1}{P}} \quad (3)$$

式中: DIF_s 为动态增加因子; $\dot{\epsilon}$ 为钢筋的应变率; C 和 P 为 CS 模型的应变率参数。

1.3.2 验证

使用本文数值激波管获得远场爆炸荷载, 如图7所示。

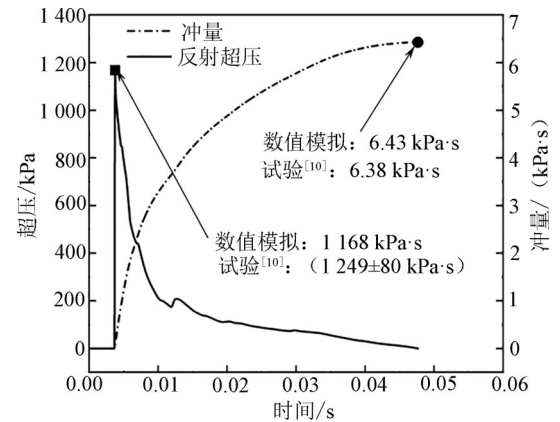


图7 爆炸荷载的反射超压和冲量

Fig. 7 Reflected overpressure and impulse of explosion load

可知, 超压和冲量分别符合文献[8]中 B40 试

件的试验场景，其中，超压峰值为 $(1\,249\pm 80\text{ kPa})$ ，冲量为 $6.38\text{ kPa}\cdot\text{s}$ 。通过显式动力分析得到梁跨中挠度时程曲线和破坏模式，如图 8 所示。

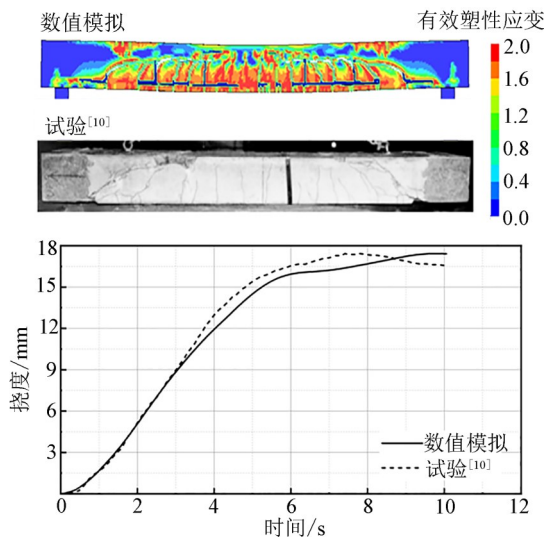


图 8 跨中挠度曲线及破坏模式对比
Fig. 8 Comparison of span-to-span deflection and failure mode

与文献中的结果比较，发现数值模拟结果的跨中挠度和破坏模式均与试验高度一致。这说明数值激波管计算的远场爆炸荷载准确可靠，也可以说明弱耦合的计算方法是可靠的。

2 梁桥动力响应分析

为了研究在远场爆炸荷载下连续钢箱梁桥的动力响应和破坏模式，首先，建立符合国家规范的钢箱梁桥模型，具体如图 1 所示。随后，对数值激波管获取的远场爆炸荷载进行理论验证。最后，对钢箱梁桥的有限元模型进行显式动力学分析。

2.1 模型细节

2.1.1 有限元模型

该模型的钢主梁采用 SHELL163 壳单元，桥墩及防撞栏采用 SOILD164 实体单元，网格尺寸为 200 mm，总计 50 万个单元。桥墩底部采用固定约束，钢箱梁与防撞栏之间采用 CONTACT_TIED_SURFACE_TO_SURFACE 接触型，而钢箱梁与桥墩之间的接触类型为 CONTACT_AUTOMATIC_NODES_TO_SURFACE，静摩擦系数和动摩擦系数分别设定为 0.3 和 0.25。采用关键字 *MAT_ADD_EROSION 侵蚀算法以去除过度变形单元，更真实地反映结构破坏情况。

2.1.2 材料

(1) 混凝土和钢筋

桥墩采用的混凝土强度为 40 MPa，与 Magnusson 等^[8]文章中的试件强度相同，因此这里不做介绍。钢筋也用相同的材料模型，强度为 400 MPa，仍然使用应变破坏准则，破坏应变为 0.16。

(2) 钢箱梁

钢箱梁采用 *MAT_JOHNSON_COOK（简称 J-C）模型，该模型考虑了钢材的应变率效应和温度对屈服应力的影响。钢箱梁的强度为 Q355，具体的模型参数和状态方程（EOS）参数分别如表 1 和表 2 所示^[12]。

表 1 钢的 J-C 材料模型参数

Tab. 1 Parameters of J-C material model for steel

参数	取值	参数	取值
密度 $\rho/(\text{g}\cdot\text{mm}^{-3})$	0.007 85	材料熔点 T_m/K	1 800
弹性模量 E/MPa	206 000	参考温度 T_r/K	293
剪切模量 G/MPa	77 440	材料静力损伤参数 D_1	0.811
泊松比 ν	0.28	材料静力损伤参数 D_2	6.047
屈服应力 A/MPa	339.45	材料静力损伤参数 D_3	-7.09
硬化常数 B/MPa	323.61	材料应变率损伤参数 D_4	-0.03
硬化指数 n	0.412	材料温度损伤参数 D_5	2.0
应变率常数 C	0.045	参考应变率 $\dot{\epsilon}_0$	6.67×10^{-4}
温度参数 m	0.659		

表 2 状态方程 (*EOS_GRUNEISEN) 参数

Tab. 2 Parameters of EOS

参数类型	参数	取值
	$c/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	4 569
	s_1	1.49
状态方程常数	s_2	0
	s_3	0
	γ_0	2.17
体积修正系数	a	0.46

2.2 桥梁毁伤特性

首先，为了探究入射角和冲击波强度对桥梁破坏模式的影响，设置不同的远场爆炸场景。其

次,通过冲击波经验公式验证数值激波管获取的远场爆炸荷载。最后,对桥梁的有限元模型进行显式动力学分析,并总结冲击波入射角和冲击波强度对桥梁破坏的模式影响规律。

2.2.1 远场爆炸场景

研究中的所有远场爆炸荷载均通过数值激波管获得。由于结构表面的复杂性,CFD计算中只控制了自由场入射超压峰值和正压持续时间。本节研究的入射冲击波,正压持续时间为40 ms,超压峰值从30 kPa到1 000 kPa不等,并考虑了冲击波入射角 α 。其中,冲击波入射角是指冲击波入射方向与X轴正方向(水平方向)夹角。其冲击波入射角和测点信息如图9所示。

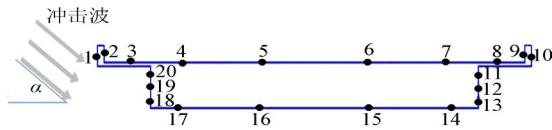


图9 冲击波入射角及测点信息

Fig. 9 Incident angles and measurement points of shock waves

以入射冲击波强度为248 kPa为例,图10展示了计算得到的反射超压时程。由于只控制入射冲击波强度,反射超压峰值的准确性有待验证。爆炸冲击波作用于结构表面反射后,正压持续时间不会发生变化,垂直反射面冲击波强度可以通过式(4)计算^[13]。

由图10(a)可知,冲击波入射角为 0° 时,1#测点的反射超压为818 kPa。当入射冲击波强度为248 kPa时,通过式(4)可得反射冲击波强度为885 kPa,与CFD计算结果基本一致,表明本文得到的反射超压是准确的。

$$P_r = 2\Delta P + \frac{(\gamma + 1) \Delta P^2}{(\gamma - 1) \Delta P + 2\gamma P_0} \quad (4)$$

式中: P_r 为反射超压峰值(kPa); ΔP 为入射超压峰值(kPa); P_0 为大气压强(kPa); γ 为绝热指数,一般取1.4。

数值激波管获得的冲击波时程可以反映冲击波在复杂表面之间传播的规律,而传播速度可以间接反映冲击波的传播规律。冲击波传播速度^[13] U 可以由式(5)计算,得到 $U = 508 \text{ m/s}$ 。由图10可知,顶板测点4#~7#和地板测点14#~17#完全平行于冲击波传播方向,通过计算测点之间的位移差和峰值之间的时间差,得到 $U_F = 504 \text{ m/s}$,与式(5)计算结果基本一致。因此,数值激波管可

以反映复杂表面的传播规律。

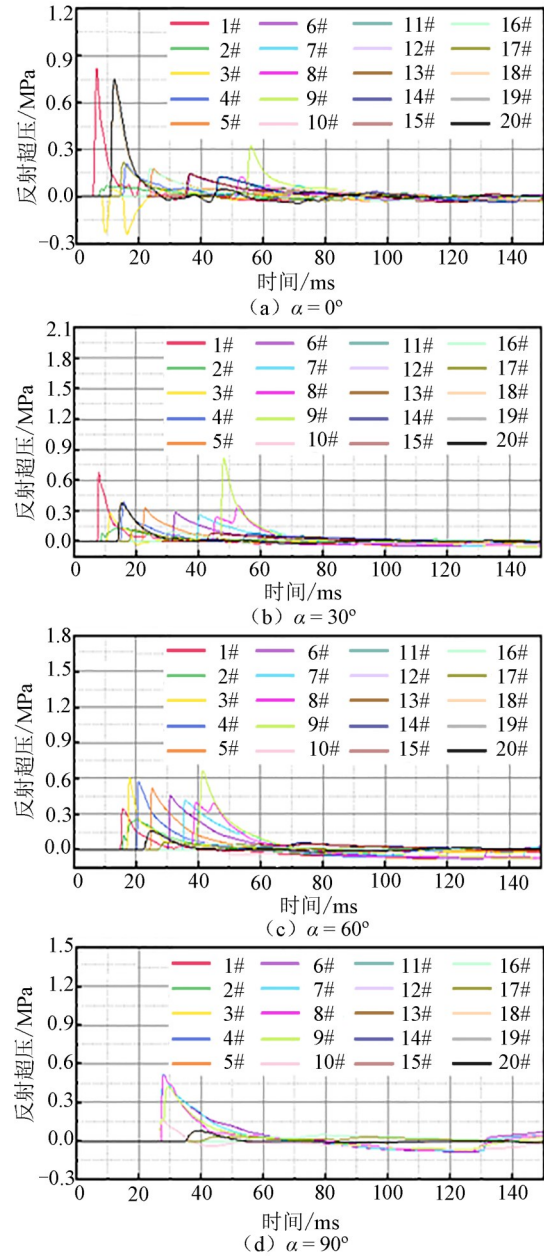


图10 冲击波强度为248 kPa不同入射角下的反射超压时程曲线

Fig. 10 The time history of 248 kPa overpressure at different incident angles

$$U = C_0 \left(1 + \frac{(\gamma + 1) \Delta P}{2\gamma P_0} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (5)$$

式中: U 为冲击波传播速度(m/s); C_0 为声速(m/s)。

本节所有的远场爆炸荷载如表3所示。 0° 入射角时,墩柱考虑冲击波荷载作用; $30^\circ \sim 90^\circ$ 入射角时,因为遮挡效应,墩柱不考虑冲击波荷载作用。

表 3 不同入射角度和不同强度的冲击波场景

Tab. 3 Shock wave intensities at different incident angles

冲击波入射角度/ $^{\circ}$	冲击波强度/kPa
0	100、248、397、500、800、1 000
30	100、160、248、348、397、500
60	30、79、100、160、207、248
90	30、50、100、207、248

2.2.2 结果与讨论

图 11 展示了钢箱梁桥在不同角度远场爆炸荷载作用下的 y 方向位移云图和墩柱 x 方向位移云图。可以看出, 对于全桥来说, 不论哪种入射角的冲击波荷载作用下, 桥梁均发生整体性破坏。由 y 方向位移云图发现在 $30^{\circ} \sim 90^{\circ}$ 入射角下, 桥梁的跨中挠度响应较大。此外, 由 x 方向墩柱位移云图发现: $0^{\circ} \sim 60^{\circ}$ 入射角下, 墩顶位移较大, 且 8 个墩顶位移分布不均匀; 而在 90° 入射角下, 墩顶位移相对较小且分布均匀。

由于位移云图不能说明 0° 冲击波入射角下桥梁的动力响应。因此, 提取了 0° 冲击波入射角时不同冲击波强度下桥梁的应力云图和混凝土塑性损伤云图, 如图 12 所示。从图 12 中可以观察到: 冲击波强度达到 397 kPa 时, 桥梁迎爆面腹板发生局部屈曲; 冲击波强度达到 800 kPa 时, 背爆面桥

梁墩柱的混凝土保护层出现脱落; 而冲击波强度达到 1 000 kPa 时, 背爆面桥梁所有墩柱都发生了混凝土保护层脱落的现象。因此, 0° 入射角下桥梁的动力响应主要表现为墩顶位移和腹板局部屈曲。腹板的局部屈曲只能减小桥梁的局部承载能力, 而墩柱的破坏可以引起桥梁的整体性垮塌。因此, 本研究主要聚焦于桥梁墩柱的响应。

结合之前分析结果, 对相同入射角不同冲击波强度下主梁跨中挠度响应进行分析, 结果如图 13 所示。可以发现: 0° 入射角时, 随着冲击波强度的增加, 桥梁的主梁跨中挠度幅值变化较小; 而 $30^{\circ} \sim 90^{\circ}$ 入射角时, 随着冲击波强度的增加, 桥梁的主梁跨中挠度明显增大。这说明 $30^{\circ} \sim 90^{\circ}$ 入射角下主梁发生了弯曲破坏。

其次, 对相同入射角不同冲击波强度下的墩顶位移响应进行分析, 结果如图 14 所示。可以发现: 0° 入射角时, 随着冲击波强度的增加, 桥梁的墩顶位移增大; 而 $30^{\circ} \sim 90^{\circ}$ 入射角时, 随着冲击波强度的增加, 桥梁的墩顶位移幅值变化较小。这说明 0° 入射角下桥梁发生了墩柱破坏。

综上所述, 桥梁的破坏模式与冲击波入射角度有关, 0° 入射角时桥梁发生墩柱破坏, 而 $30^{\circ} \sim 90^{\circ}$ 入射角时, 主梁发生弯曲破坏。而桥梁的毁伤程度与冲击波强度有关, 冲击波强度越大, 桥梁的毁伤越严重。

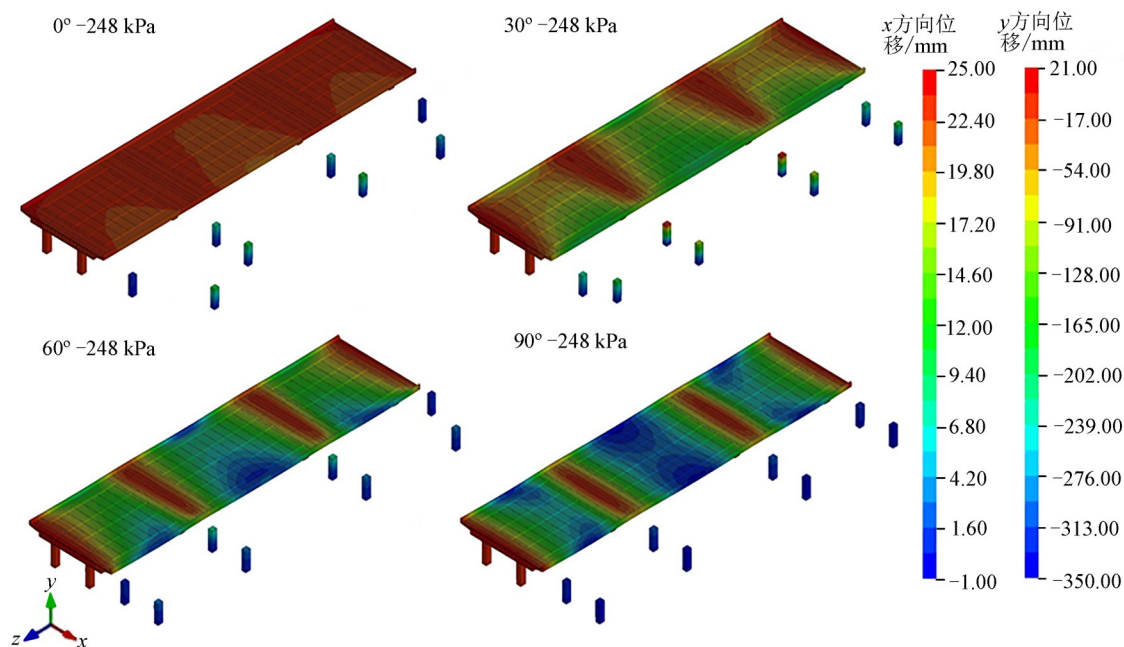
图 11 不同冲击波入射角下桥梁 y 方向位移和墩柱 x 方向位移

Fig. 11 Y-displacement distribution of the entire bridge and X-displacement distribution of the pier at different incidence angles

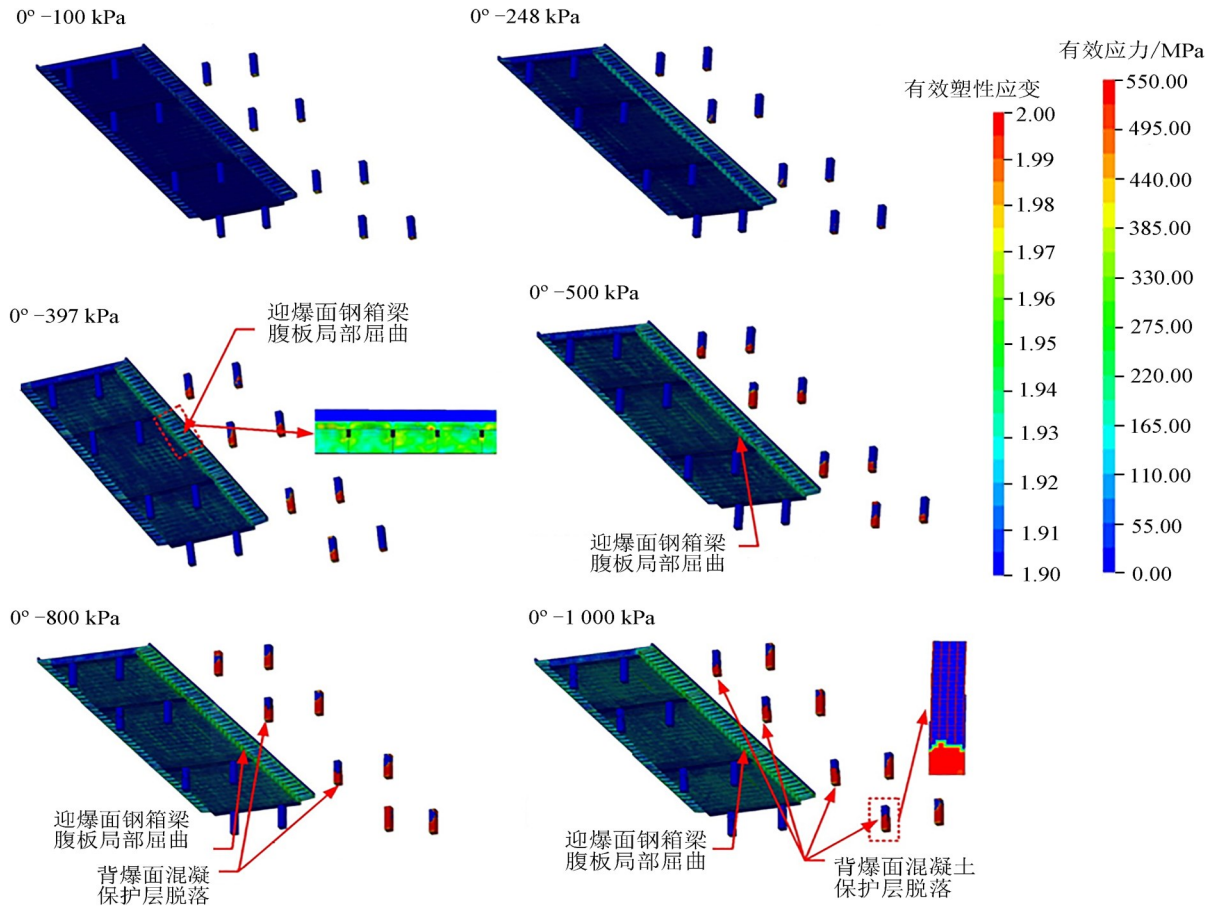


图 12 0° 冲击波入射角时不同远场爆炸荷载下桥梁应力云图和混凝土塑性损伤云图

Fig. 12 The stress cloud of the bridge and the plastic damage cloud of concrete under different the far-field blast loads with 0° incident angle

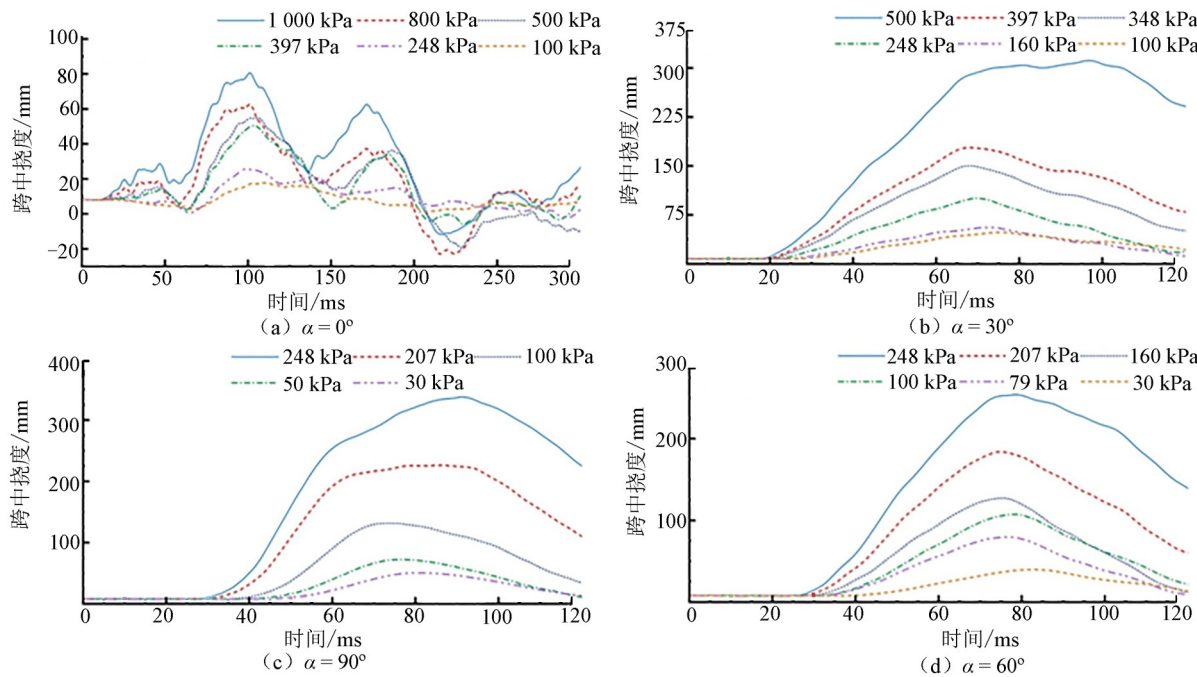


图 13 不同远场爆炸荷载下大梁的挠度响应

Fig. 13 Deflection response of girder under different far-field blast loads

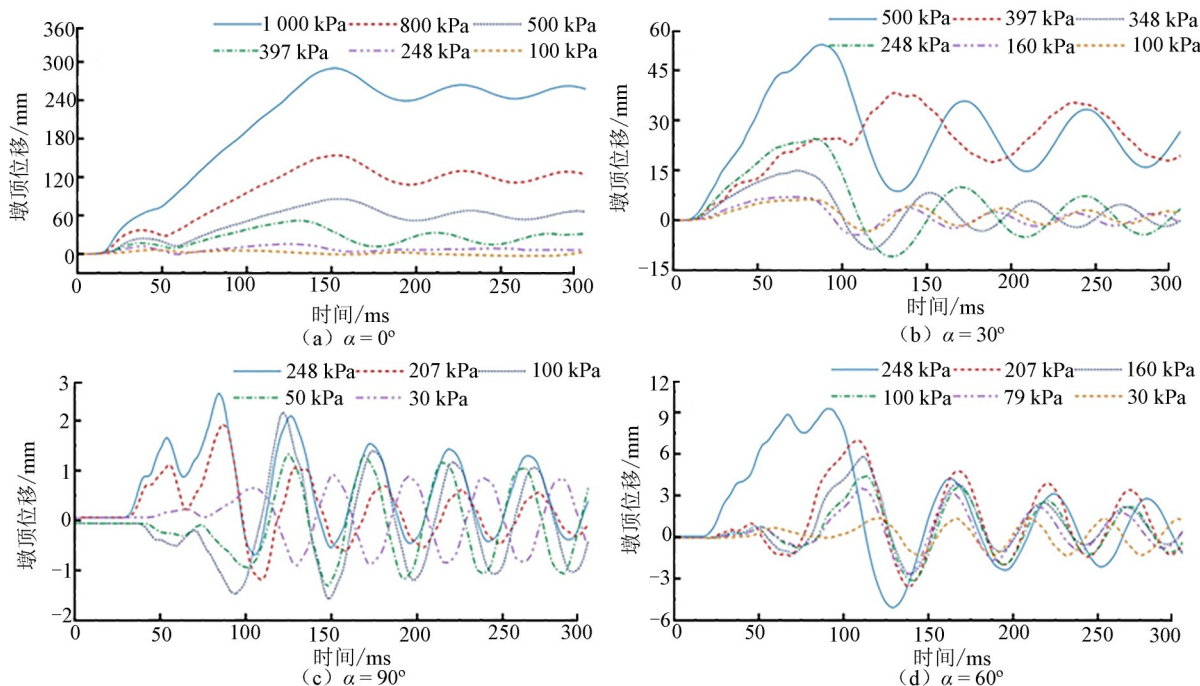


图 14 不同远场爆炸荷载下桥墩的位移响应

Fig. 14 Displacement response of pier under different far-field blast loads

3 毁伤评估及毁伤阈值

从上述分析结果可知, 0° 冲击波入射角时桥梁发生墩柱破坏, 而 $30^\circ \sim 90^\circ$ 入射角时主梁发生弯曲破坏。因此, 选用墩顶位移和跨中挠度作为毁伤评估的控制参数, 对远场爆炸荷载下钢箱梁桥毁伤进行评估。

3.1 毁伤评估准则

3.1.1 墩柱的毁伤评估准则

Hwang 等^[14]提出以桥墩钢筋屈服、混凝土剥落、钢筋屈曲 3 种情况分别作为中等损伤、重度损伤和完全摧毁的破坏界限。利用《公路桥梁抗震设计规范》(JTG/T 2231-01-2020)中给出的延性系数 (μ) 的计算公式, 即式 (6), 可以将 Hwang 等^[14]给出的延性系数限值转换为表 3 所示的墩顶位移限值。

$$\mu = \frac{\delta_d}{\delta_y} \quad (6)$$

式中: δ_y 为墩身构件在反弯点相对于墩身塑性铰链段的水平屈服位移; δ_d 为远场爆炸荷载作用下的墩顶位移。

3.1.2 主梁的毁伤评估准则

钢箱梁的位移延性与桥墩不同, 但这方面的

研究较少, 因此, 需要研究钢箱梁的准静态抗弯承载力。本文通过增加连续钢箱梁的几何和材料不确定性, 计算不同钢箱梁桥的弯矩-挠度曲线, 最终得到抗弯承载力的中值曲线, 如图 15 所示。

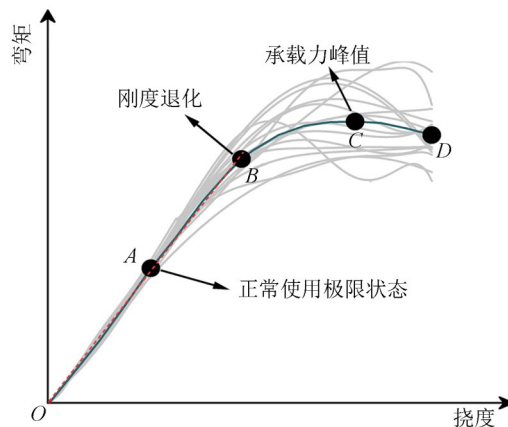


图 15 主梁的弯矩-挠度关系

Fig. 15 Bending moment-deflection relationship of the girder

根据中值曲线的特点, 将曲线分为 4 个部分: OA、AB、BC 和 CD。分别代表钢箱梁的毁伤等级如下: OA 段为无损伤, AB 段为中等损伤, BC 段为重度损伤, CD 段为完全垮塌。而本研究中, 点 A、B、C 对应的跨中挠度分别为 $L/500$ 、 $L/265$ 、 $L/160$, 其中 L 为跨径。可得到远场爆炸荷载下的主梁挠度限值如表 4 所示。

表 4 桥墩和主梁在远场爆炸荷载下毁伤区间划分
Tab. 4 Limit state of pier and girder under the far-field blast load

损伤状态	墩顶位移限值	主梁挠度限值
无损伤	$\delta_{D1} < \delta_y$	$\delta_{D2} < L/500$
中等损伤	$\delta_y < \delta_{D1} < 1.76\delta_y$	$L/500 < \delta_{D2} < L/265$
重度损伤	$1.76\delta_y < \delta_{D1} < 4.76\delta_y$	$L/265 < \delta_{D2} < L/160$
完全垮塌	$4.76\delta_y < \delta_{D1}$	$L/160 < \delta_{D2}$

确定不同构件的控制参数划分区间之后，对连续梁钢箱梁桥各工况下的跨中挠度和墩顶位移结果进行统计，结果如图 16 所示。可以发现：0° 入射角的工况下，主梁跨中挠度不随冲击波强度的增加而无限增加，墩柱破坏后主梁仍然处于无损伤状态，不符合主梁跨中挠度的判别标准；而 30°~90° 入射角的工况下，在主梁已经发生破坏之后，墩顶位移仍然非常小，墩柱也基本处于无损伤状态，不符合墩柱柱顶位移的评判标准。因此，选择不同控制参数对不同入射角的工况进行毁伤等级划分更合理。

3.2 毁伤阈值

超压峰值对 0° 入射角下墩顶位移的影响趋势和超压峰值对 30°~90° 入射角下主梁跨中挠度的影响趋势，如图 17 所示。通过拟合可得到不同入射角下超压峰值与限值控制参数之间的关系为

$$D = a \times \exp \left(-\frac{P}{b} \right) + c \tag{7}$$

式中：入射角为 0° 时 D 为墩柱的柱顶位移，入射角为 30°~90° 时 D 为主梁的跨中挠度； P 为入射超压峰值； a 、 b 、 c 根据本文计算数据回归得到。

利用计算所得数据对式（6）中的参数进行回归，通过不同入射角下毁伤控制参数的限值反算得出相应的入射超压峰值，结果如表 5 所示。

表 5 连续钢箱梁不同毁伤等级对应的冲击波压强限值
Tab. 5 Limit values of shock wave pressures at different damage states of the continuous steel box girder

入射角/(°)	压强 P 限值/kPa			
	无损伤	中等损伤	重度损伤	完全摧毁
0	$P < 212$	$212 < P < 343$	$343 < P < 730$	$P > 730$
30	$P < 210$	$210 < P < 345$	$345 < P < 453$	$P > 453$
60	$P < 86$	$86 < P < 163$	$163 < P < 248$	$P > 248$
90	$P < 60$	$60 < P < 138$	$138 < P < 209$	$P > 209$

4 结论

由于钢箱梁截面复杂，存在冲击波的绕射和消波效应，以往的荷载简化方式并不适用。因此，本文使用了 CFD 获得远场爆炸荷载，并且进行了整个连续钢箱梁桥的动力响应计算，对钢箱梁桥在远场爆炸荷载下的动力响应和毁伤阈值进行研究。得出的结论如下。

（1）验证了 CFD 获得远场爆炸荷载并进行结构响应计算的弱耦合方法。该方法中 CFD 既能准确获得结构表面的反射超压，又能反映复杂断面冲击波的绕射与消波效应，并且可以为桥梁远场抗爆分析提供可靠的荷载。

（2）通过钢箱梁桥动力响应分析发现，0° 冲击波入射角下，随着冲击波强度的增加，首先迎爆面的钢箱梁腹板发生局部屈曲，其次非迎爆面

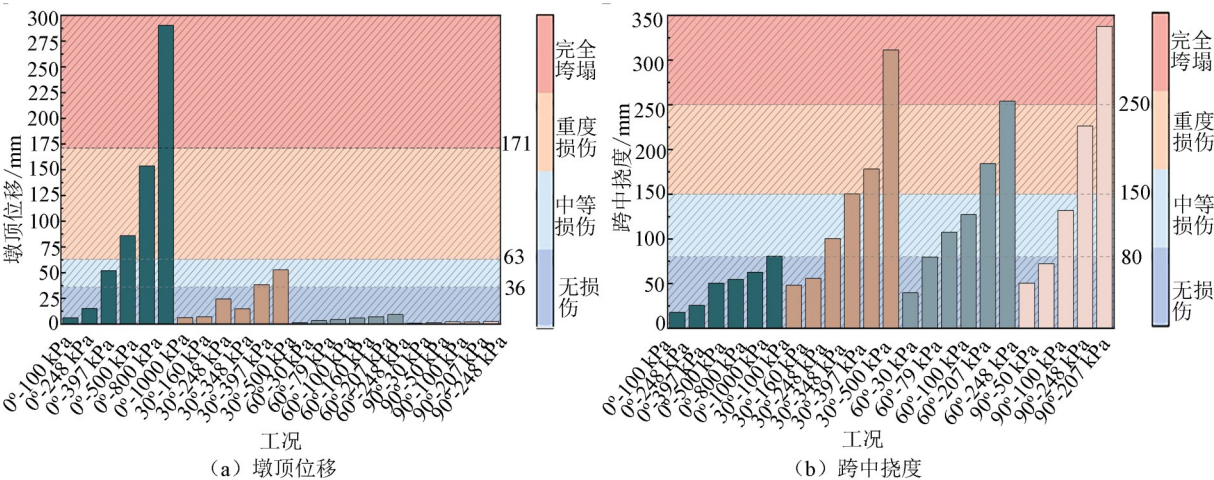


图 16 桥梁毁伤区间划分合理性验证结果

Fig. 16 Verification of the reasonableness of the bridge destruction interval division

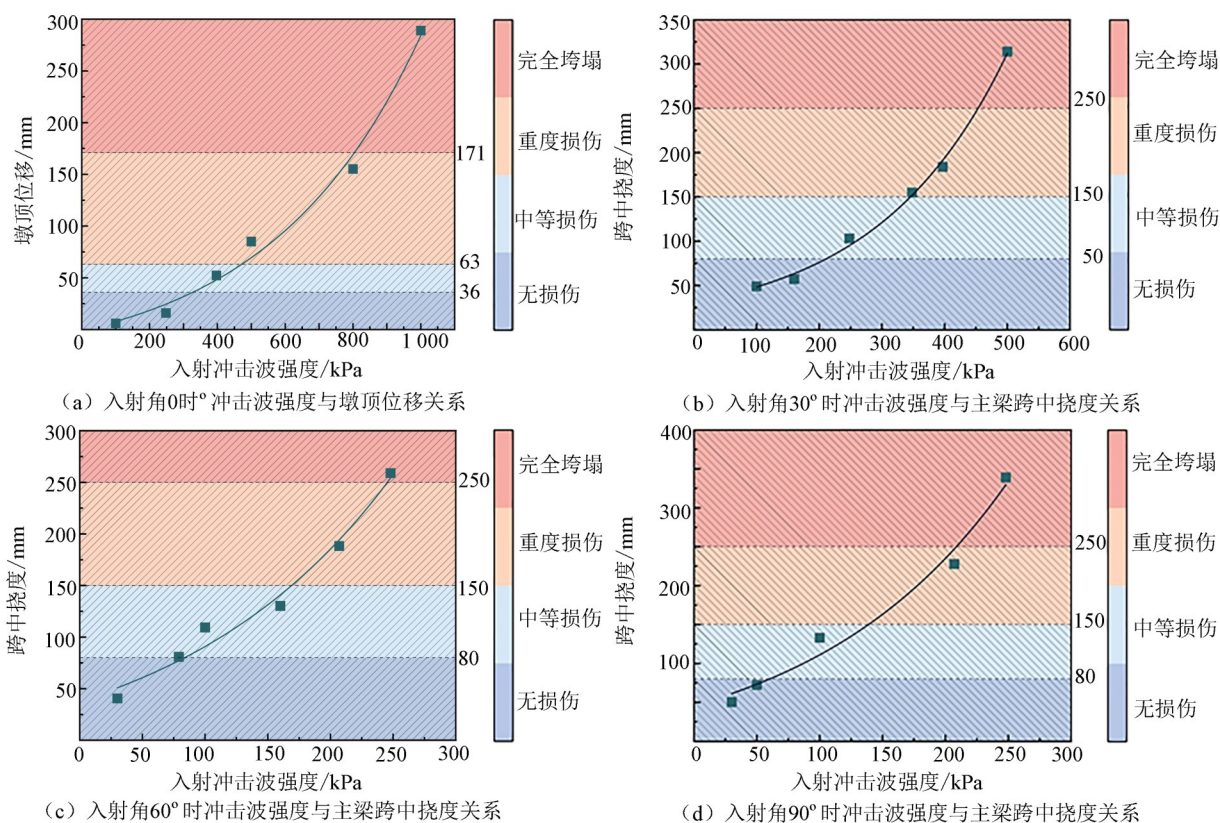


图 17 不同入射角下超压峰值与控制参数关系

Fig. 17 Relationship between peak overpressure and control parameters at different incidence angles

的墩柱混凝土保护层开始脱落,最后,非迎爆面的所有墩柱的混凝土保护层均开始脱落,桥梁完全失去承载能力。

(3) 冲击波强度相同时,桥梁的破坏模式与冲击波入射角有关:0°入射角时,非迎爆面的桥梁发生墩柱破坏,而30°~90°入射角时,主梁发生弯曲破坏。冲击波入射角相同时,桥梁的毁伤程度与冲击波强度有关,冲击波强度越大,桥梁的毁伤越严重。

(4) 根据不同计算工况的桥梁破坏模式,提出合理的评价指标。主梁采用跨中挠度作为控制参数,而墩柱采用墩顶位移作为控制参数,并且动力响应计算结果满足该评判指标。最终,总结得到桥梁的破坏模式和毁伤程度与冲击波特性的内在联系,建立了桥梁毁伤程度与冲击波特性之间的映射关系。

参考文献:

- [1] LI M H, ZONG Z, HAO H, et al. Experimental and numerical study on the behaviour of CFDST columns subjected to close-in blast loading [J]. Engineering Structures, 2019, 185: 203-220.
- [2] 院素静. 爆炸荷载作用下混凝土梁桥倒塌破坏机理研究[D]. 南京: 东南大学, 2019: 70-75.
YUAN S J. Study on collapse failure mechanism of concrete girder bridge under explosion load [D]. Nanjing: Southeast University, 2019: 70-75.
- [3] PAN Y X, CHAN B Y B, CHEUNG M M S. Blast loading effects on an RC slab-on-girder bridge superstructure using the multi-euler domain method [J]. Journal of Bridge Engineering, 2013, 18: 1152-1163.
- [4] CHEN D, CHEN L, YI H, et al. Analysis of the power and disaster consequences of "3·21" explosion accident in the chemical industry park of Xiangshui, Yancheng city [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2019, 50(3): 12-18.
- [5] 方秦, 杨石刚, 陈力, 等. 天津港"8.12"特大火灾爆炸事故建筑物和人员损伤破坏情况及其爆炸威力分析 [J]. 土木工程学报, 2017: 50(3): 12-18.
FANG Q, YANG S, CHEN L, et al. Analysis on the building damage, personnel casualties and blast energy of the "8·12" explosion in Tianjin port [J]. Tumu Gongcheng Xuebao / China Civil Engineering Journal, 2017, 50(3): 12-18.
- [6] LONGINOW A, MNISZEWSKI K R. Protecting

- buildings against vehicle bomb attacks [J]. Practice Periodical on Structural Design and Construction, 1996, 1(1): 51-54.
- [7] RIGBY S E, LODGE T J, ALOTAIBI S, et al. Preliminary yield estimation of the 2020 Beirut explosion using video footage from social media [J]. Shock Waves, 2020, 30(6): 671-675.
- [8] MAGNUSSON J, HALLGREN M, ANSELL A. Air-blast-loaded, high-strength concrete beams. Part I: Experimental investigation [J]. Magazine of Concrete Research, 2010, 62(2): 127-136.
- [9] YANG S L, LIU Z C, WANG S F, et al. Dynamic response and failure analysis for urban bridges under farfield blast loads [J]. Engineering Structures, 2023, 285: 116043.
- [10] YANG S L, ZHONG W Y, WANG S, et al. On dynamic analysis and damage evaluation for bridge girders under high-energy air burst [J]. Structures, 2022, 41: 1488-1500.
- [11] JO H. LS-DYNA keyword user's manual [M]. Livermore, CA, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2014.
- [12] YAO S J, ZHANG D Y, LU F, et al. Fast prediction method of failure modes for steel box structures under internal blast loading [J]. Engineering Failure Analysis, 2021, 120: 104919.
- [13] DOAN L R, NICKEL G H. A subroutine for the equation of state of air: RTD (WLR) TN63-2 [R]. USA: Air Force Weapons Laboratory, 1963.
- [14] HWANG H, LIU J B, CHIU Y H. Seismic fragility analysis of highway bridges: MAEC RR-4[R]. Memphis, TN, USA: Mid - America Earthquake Center, 2001: 50-70.

通信作者及其研究团队介绍

杜晓庆, 男, 江苏无锡人, 1973 年 9 月出生, 上海大学土木工程系教授、博士生导师, 桥梁学科负责人, 上海大学教务部副部长、实验实践处处长。现任中国公路学会桥梁与结构分会理事、中国空气动力学会风工程和工业空气动力学专委会委员。主要研究领域有桥梁抗风、桥梁抗爆和桥梁智能建造。本科、硕士分别毕业于浙江大学工程力学系和土木工程系, 博士毕业于同济大学桥梁工程系。近 7 年企业研发和设计经历主要有美国 Colorado State University 访问学者, 教育部课程思政示范课程教学团队成员。

主持国家自然科学基金面上项目 2 项、教育部博士点基金等省部级项目 3 项, 负责桥梁结构抗风、预制拼装桥梁、桥梁智能建造、桥梁抗爆等方向的课题多项。发表论文 100 余篇, 成果刊登于《土木工程学报》《力学学报》、Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics、Physics of Fluids、Journal of Fluids and Structures、Ocean Engineering 等国内外著名期刊。

所主持的高性能桥梁团队现有专业教师 7 位、研究生 40 余名。近 3 年, 团队成员主持国家自然科学基金 7 项。团队的研究方向主要包括: 桥梁抗爆与防爆 (爆炸载荷, 动力本构, 动态响应, 毁伤评估)、大跨度桥梁抗风 (桥梁风致振动, 气动控制措施, 智能预测)、桥梁的智能建造 (预制构件自动生产, 智能检测, 设计优化)、新型装配式桥梁 (装配式桥墩, 节段拼装梁, 结合面力学/长期性能) 以及高性能桥梁结构 (UHPC-钢/高强钢组合梁, 新型连接件)。

