

DOI:10.13409/j.cnki.jdpme.20220516001

爆炸荷载下钢箱梁桥动力响应机理与 关键参数研究*

李豪凯, 王党雄, 赵嘉敏, 吴子燕

(西北工业大学力学与土木建筑学院, 陕西 西安 710129)

摘要: 为了探讨钢箱梁桥在爆炸荷载下的动力响应机理及关键参数对其影响规律, 基于流固耦合方法, 建立了钢箱梁桥、空气和炸药有限元模型, 分析了爆炸荷载下钢箱梁桥动力响应机理。随后针对钢箱梁桥的关键参数, 分析了各参数对钢箱梁桥的动力响应影响灵敏度, 提出了钢箱梁桥在抗爆设计时参数选取规律。研究结果表明: 在爆炸荷载作用下, 钢箱梁桥的破坏主要分为三个阶段。钢材性能由Q345提高为907A钢, 钢箱梁桥的凹坑深度和塑性变形区面积减小了33.91%和27.93%; 截面形式和爆炸位置两个关键参数的改变涉及纵横隔板对主要迎爆区薄弱位置的加固, 能够明显提高钢箱梁桥的抗爆能力。比例距离 $0.1 \text{ m/kg}^{1/3}$, 爆炸位置相同, 约束形式由简支改为固支, 对钢箱梁桥抗爆性能提升几乎无影响。

关键词: 钢箱梁桥; 爆炸荷载; 动力响应机理; 关键参数

中图分类号: U447 **文献标识码:** A **文章编号:** 1672-2132(2023)05-1112-10

Dynamic Response Mechanism and Key Parametric Study of Steel Box Girder Bridge under Explosion Load

LI Haokai, WANG Dangxiong, ZHAO Jiamin, WU Ziyan

(School of Mechanics and Civil Architecture, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710129, China)

Abstract: In order to investigate the dynamic response of a steel box girder bridge under an explosion load mechanism and the regularity of the influence of key parameters, the finite element models of steel box girder bridge, air and explosive were established based on the fluid-structure interaction method. The dynamic response mechanism of the steel box girder bridge under explosion load was then analyzed. Subsequently the sensitivity of the influence of each parameter on the dynamic response of steel box girder bridge was assessed according to the key parameters of steel box girder. Meanwhile, a selection rule for parameters in anti-explosion design of steel box girder bridge was proposed. The results show that the failure of steel box girder bridges can be mainly divided into three stages. The properties of steel improved from Q345 to 907A lead to a reduction in the pit depth and plastic de-

* 收稿日期: 2022-05-16; 修回日期: 2022-10-26

基金项目: 国家自然科学基金(52108417)、陕西省自然科学基金基础研究计划项目(2021JQ-101)、中央高校基本科研业务费专项资金(G2019KY05106)资助

作者简介: 李豪凯(1997—), 男, 硕士研究生。主要从事桥梁抗爆及毁伤评估。E-mail: 836477649@qq.com

通讯作者: 王党雄(1991—), 男, 副教授, 博士。主要从事极端荷载作用下结构动力行为研究。E-mail: dangxiong333@163.com

formation area of the steel box girder bridge by 33.91% and 27.93%, respectively. The change of the two key parameters, section form and explosion location, involves the reinforcement of the weak position in the main blast area by the vertical and horizontal clapboards, which can obviously improve the anti-explosion ability of the steel box girder bridge. Under the proportional distance of $0.1 \text{ m/kg}^{1/3}$, even if the explosion position remains the same, changing the constraint form from simple support reinforcement to fixed support has almost no influence on the improvement of anti-explosion performance of steel box girder bridge.

Keywords: steel box girder bridge; explosion load; dynamic response mechanism; key parameter

0 引言

桥梁作为交通网络的重要连接部分,对国民经济增长发挥着重要作用,部分成为地方乃至国家的地标性建筑。桥梁在正常服役期间可能遭受各种爆炸荷载,轻则影响其正常使用,重则使其彻底损毁,进而威胁到人民生命财产安全,给社会带来巨大的经济损失^[1]。因此,厘清桥梁结构在爆炸荷载作用下的动力响应机理及关键参数影响规律,进而合理选取桥梁结构设计参数,提高桥梁结构抗爆能力具有重大的工程实践意义和社会安全稳定价值。

近年来,国内外学者对桥梁在爆炸荷载作用下的动力响应和影响动力响应的参数展开了一系列的研究。在动力响应机理研究方面:朱新明^[2]开展了对不同当量,不同位置钢箱梁桥面爆炸的数值仿真,并对爆炸荷载作用后的钢箱梁桥的桥面板、隔板、加劲肋以及腹板均作了相应的响应分析。陈小斌^[3]通过构型易损性对独塔斜拉桥进行倒塌模式分析从而确定了独塔斜拉桥的中部和端部是薄弱部位,进而开展不同炸药当量的钢箱主梁的数值模拟。Z.Yang等^[4]开展了内部爆炸荷载作用下RC箱梁损伤机理的试验研究,并进行了数值仿真模拟。

在参数灵敏度研究方面:张秀华等^[5]以钢柱作为研究对象考虑了不同爆炸荷载、材料失效应变、单元网格密度、柱高等参数对柱在爆炸荷载作用下的动力响应的影响。G.T.Michaltsos等^[6]研究了爆炸荷载参数:爆炸的力、距离和高度对悬索桥竖向、横向和扭转三个基本变形的影响。J.F.Hassan等^[7]采用Abaqus最新的混凝土损伤塑性模型的单元删除技术为混凝土损伤和剥落提供了逼真的模拟。研究了爆炸的大小和位置两个参数对桥梁上部结构的影响。Y.X.Pan等^[8]利用ANSYS AUTODYN有限元软件开展了梁板桥、箱梁桥和大跨度斜拉桥

在不同当量的TNT和不同爆点位置爆炸作用下,桥梁的整体毁伤和局部毁伤的数值仿真模拟。同时作者考虑在桥面板中加入CFRP进而研究其对抗爆性能的提升效果。Z.Zhu等^[9]研究了简支边界的小箱梁桥汽车爆炸下的速度、加速度响应及其对损伤过程的定量评价。史明方等^[10]通过数值模拟的动力响应分析研究了爆炸荷载在钢结构中的传播规律。钢箱梁桥由于跨度大,结构轻盈,施工周期短等优点而备受工程界青睐,同时钢材本身的材料稳定性较好,且容易实现工厂化加工,成为目前最常见的桥梁形式之一,研究钢箱梁桥在爆炸荷载作用下的动力响应及影响其动力响应的参数,对于桥梁结构的抗爆设计和指导后续钢桥结构建设具有重要的理论意义和工程价值。

基于此,本文采用LS-DYNA软件进行钢箱梁桥模型有限元建模,基于流固耦合的方法对爆炸荷载作用下钢箱梁桥的动力响应过程进行数值仿真模拟。根据计算结果分析钢箱梁桥的动力响应机理。基于上述分析,运用参数化分析方法,研究钢材种类、截面形式、爆炸位置、约束形式等关键参数对钢箱梁桥在爆炸荷载作用下动态响应的影响灵敏度。

1 理论分析模型

本文以某公路简支梁桥为研究背景,考虑到钢箱梁桥的跨度较大,有限元模型划分网格数量过多,计算成本升高,故选取图1中40 m长钢箱梁桥段作为本文的研究对象。

钢箱梁桥截面形式为单箱三室,宽12.822 m,高2.024 m,距桥端部的横隔板间距为2 m,其余为2.4 m,横截面形式如图2所示。钢箱梁桥的顶板、底板和腹板厚24 mm,纵隔板和横隔板厚14 mm,U肋厚8 mm,整个钢箱梁桥采用统一的钢材类型。

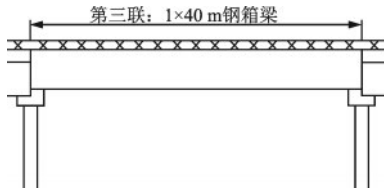


图1 某公路简支钢箱梁桥40 m长桥段示意

Fig.1 Schematic diagram of a 40 m long highway simply supported steel box girder bridge

1.1 材料模型及状态方程选取

模型涉及金属、空气和炸药三种材料。钢材本

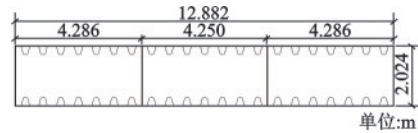


图2 钢箱梁桥横截面

Fig.2 Cross-section of the steel box girder bridge

构关系模型采用J-C模型,该模型考虑了金属的应变率效应来准确地仿真金属的屈服应力和极限应力。同时选取状态方程*EOS_GRUNEISEN^[11]来定义压缩状态下材料的压力。Q235钢主要参数见表1。

表1 Q235材料数据及相应的状态方程参数

Table 1 List of Q235 material data and corresponding state equation parameter values

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G/GPa	A/MPa	B/MPa	n	C	M	T_{room}/K	T_{melt}/K	D_1	D_2
7.80	80.8	235	20	0.08	0.01	0.55	300	1795	0.3	0.9
D_3	D_4	D_5	$C/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$Cr/(\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}^1)$	S_1	S_2	S_3	γ_0	A	
2.8	0	0	4569	469	1.49	0.00	0.00	2.17	0.46	

空气采用*MAT_NULL模型,配合状态方程*EOS_LINEAR_POLYNOMIAL进行模拟^[11],主要参数见表2。炸药采用*MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN来模拟炸药爆轰,并配合JWL状态方程^[11],主要参数见表3。

表2 空气材料模型参数取值

Table 2 Parameter values of the air material model

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E_0/Pa	V_0
1.225	0	0	0	0	0.4	0.4	0	2.533×10^5	1.0

表3 炸药材料模型参数取值

Table 3 Parameter values of the explosive material model

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$D/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	P_{CJ}/Pa	A/Pa	B/Pa
1631	6717.4	1.850E+10	3.738E+11	3.474E+09
R_1	R_2	ω	E_0/Pa	V
4.15	0.9	0.35	8.0E+09	1.0

1.2 流固耦合算法

仿真应用ALE算法进行流固耦合计算。在进行爆炸模拟时,考虑到爆轰波和空气是流体,结构是固体。在爆炸与结构作用的模拟中,应用ALE算法时,空气和炸药采用欧拉算法,流体定义为一个流体多物质组;固体结构采用拉格朗日算法,固体定义为一个固体多物质组;应用流固耦

合关键字*CONSTRAINED_LAGRANGE_IN_SOLID定义流体多物质组和固体多物质组的耦合作用。

1.3 试验仿真模拟

对文献[12]试验部分工况进行模拟,应用初始体积分法施加爆炸荷载。选取药柱垂直摆放,炸药爆心距圆柱壳顶面的距离为8、6、4 cm三种工况进行模拟。试验装置如图3所示。建立金属圆柱壳1/2模型,采用SHELL163单元进行模拟。

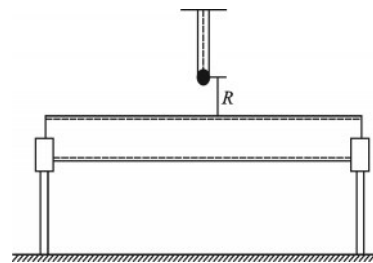


图3 试验装置示意

Fig.3 Schematic diagram of test device

三种爆距下,金属圆柱壳顶面均凹陷变形。当 $R=8\text{ cm}$ 时,金属圆柱壳凹坑轴向长度和径向宽度的仿真结果与试验结果的误差在 $\pm 5\%$ 以内,凹坑深度比试验测量值大,误差在 -16% 内;当 $R=6\text{ cm}$ 时,金属圆柱壳的凹坑轴向长度、径向宽度和深度

均变大,仿真结果与试验测量值的误差在10%以内,图4给出了此爆距下金属圆柱壳响应的仿真结果与试验结果的对比;当 $R=4\text{ cm}$ 时,金属圆柱壳的凹坑轴向长度未继续增大,径向宽度凹陷深度继续变大,凹坑深度的仿真结果略大于试验测量值,总体误差在 $\pm 10\%$ 以内。数据对比见表4。综上仿真结果与试验结果的数据分析,应用初始体积分法施加爆炸荷载可以用来进行准确模拟。

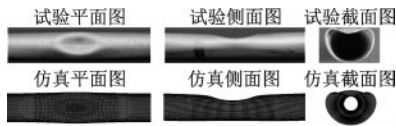


图4 试验与仿真结果对比($R=6\text{ cm}$)

Fig.4 Comparison diagram of experimental and simulation results ($R=6\text{ cm}$)

表4 试验与仿真数据对比

Table 4 Comparisons of experimental and simulation data

工况	爆距 R / cm	参数 指标	试验值/ cm	仿真值/ cm	误差/%
1	8	r_2	14.5	15.2	-4.8
		r_1	6.8	6.51	4.3
		d	2.4	2.78	-15.8
2	6	r_2	17.5	17.2	1.7
		r_1	8.5	7.74	8.9
		d	4.1	4.02	2.0
3	4	r_2	17.5	17.2	1.7
		r_1	8.5	7.92	6.8
		d	5.7	5.98	-4.9

注: r_1 为凹坑的径向宽度; r_2 为凹坑轴向长度; d 为凹坑深度

1.4 桥梁结构有限元模型

钢箱梁桥两端简支约束,均在桥端部底板2 m长范围内节点上施加,一端为UX,UY,UZ约束,一端为UX,UY约束。钢箱梁桥采用SHELL163单元,在跨中12 m长的范围内将网格尺寸细化,单元网格尺寸为 $5\text{ cm} \times 5\text{ cm}$,建立1/2钢箱梁桥模型,网格单元总数为372 974。包裹钢箱梁桥的空气几何模型建立沿纵桥向的1/2模型,空气模型的几何尺寸长 \times 宽 \times 高: $18\text{ m} \times 6.7\text{ m} \times 3\text{ m}$ 。将空气几何模型正中间 $2\text{ m} \times 2\text{ m}$ 范围的网格细化,单元尺寸为 $5\text{ cm} \times 5\text{ cm}$,空气模型采用SOLID164,单元网格数量为708 400。整个有限元模型在对称面上施加对

称约束,即在YOZ对称面上施加UX方向的约束。空气几何模型除对称面外,其余面设置无反射对称边界。炸药位于全桥中心顶板正上方,通过初始体积分法施加,建立球形炸药全模型,仅空气模型包裹的1/2球起作用。图5为1/2钢箱梁桥有限元模型。

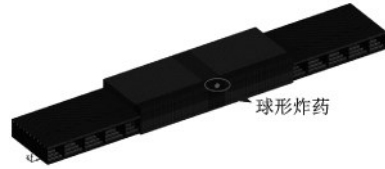


图5 1/2有限元模型

Fig.5 1/2 finite element model

1.5 计算时长判定

钢箱梁桥的爆炸模拟主要有破口和未破口两种工况。针对未破口工况,在上述1/2有限元全模型基础上,采用Q345钢,进行400 ms时长的计算。考虑到模型网格数量庞大,计算时长过长,计算成本过高等因素。因此,采用*LOAD_BLAST关键字简化施加炸药荷载,不考虑空气模型。

图6给出了1/2模型顶板塑性变形凹陷最深点的位移和速度时程。图中可以看出,约10.4 ms时速度第一次衰减为0 m/s,而顶板主要在此期间产生塑性大变形,19.2 ms左右速度第二次衰减为0 m/s,19.2 ms后钢箱梁桥主要为惯性力引起的在平衡位置处往复震荡,塑性变形区域随计算时间的增加几乎不扩展。因此将求解时间适当延长,取 $t=20\text{ ms}$ 作为未破口情况计算的求解时间。

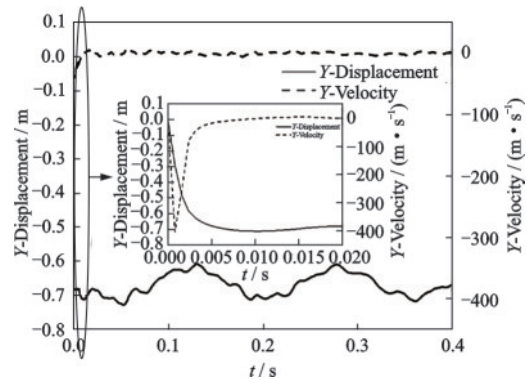


图6 顶板凹坑最深点位移和速度时程曲线

Fig.6 Time-history curves of displacement and velocity of the deepest pit in bridge roof

2 爆炸下钢箱梁桥动力响应机理

基于钢箱梁桥 1/2 有限元模型,炸药 100 kg,比例距离为 $0.1 \text{ m/kg}^{1/3}$ 的爆炸荷载作用下,进行流固耦合计算,计算时间为 0.03 s。钢材选用 Q235 钢,模拟发现钢箱梁桥先产生凹坑,后破口,破片冲击底板。刘亚玲^[13]开展了钢箱梁爆炸试验,图 7、8 分别为出现塑性大变形、顶板出现破口及顶板破片冲击底板结果图,该结果印证了仿真模拟结果符合试验规律。

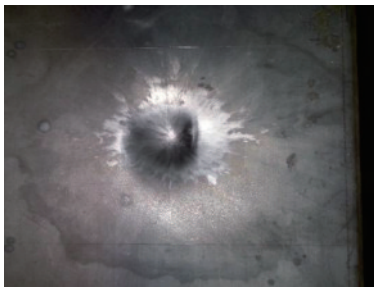


图7 顶板凹坑
Fig.7 Roof pits



图8 顶板破口及破片冲击底板
Fig.8 Roof breaks and fragments impact the bottom plate

在钢箱梁桥抗爆数值模拟基础上,总结钢箱梁桥的动力响应主要分为三个阶段:第一阶段,顶板及顶板 U 肋的塑性大变形,未出现破口。顶板和顶板 U 肋作为迎爆面最先受到冲击波的作用,产生凹陷变形吸收冲击波的能量。

第二阶段破口出现并发展,破片产生,破片冲击其他板件。顶板出现破口,破片产生,破片冲击顶板 U 肋,致使 U 肋出现破口,随后在冲击波的作用下顶板和顶板 U 肋开始向四周撕裂卷曲变形,破口逐渐呈花瓣形扩展,破口形状呈椭圆形,如图 9、10 所示,该结果与图 8 类似。顶板和顶板 U 肋变形

持续加大,致使横隔板也随之产生一定的塑性变形。顶板及顶板 U 肋产生的破片向下运动冲击底板及纵隔板使其产生一定的塑性变形,破片速度逐渐为零,不再作用。

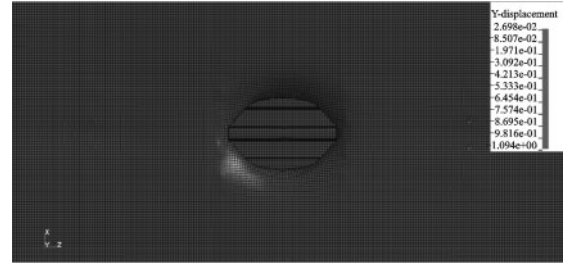


图9 顶板破口位移云图

Fig.9 Displacement map of the roof breach

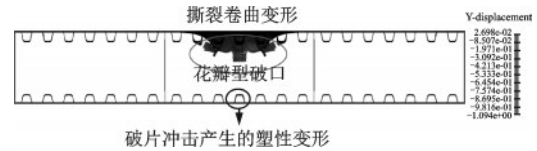


图10 钢箱梁桥破口图

Fig.10 Crack diagram of steel box girder bridge

第三阶段,破口处的变形基本结束。由于破口处的应力波向整个箱梁桥传播,致使主要塑性变形区破口外的板件产生一定变形。图 11 可以看出在 17.6 ms 时,钢箱梁桥的破口变形基本结束,破口的纵、横桥向半径趋于稳定,在惯性力的作用下,其它板件在平衡位置附近产生往复振荡。

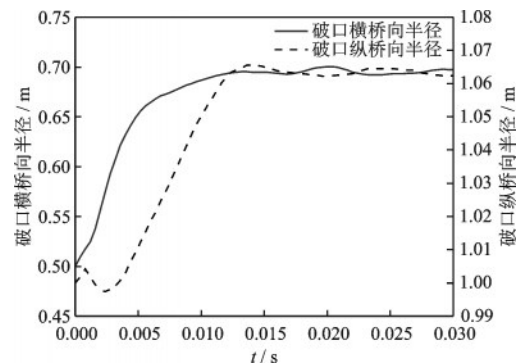


图11 顶板破口纵横桥向半径历程

Fig.11 Time history of longitudinal and transverse radius of roof cracks

基于以上分析,在比例距离为 $0.10 \text{ m/kg}^{1/3}$,炸药当量为 100 kg 的爆炸荷载作用下,钢箱梁桥主要依靠顶板和顶板 U 肋的大变形来吸收爆炸冲击波的能量,进而抵抗其对钢箱梁桥的破坏作用。顶板

破口后产生的破片冲击下方U肋致其断裂,从而破口主要沿纵桥向发展,横桥向由于U肋的约束致使破口尺寸发展缓慢,最终顶板破口呈椭圆形。由于顶板及U肋在破口后向四周撕裂卷曲变形,最终破口呈花瓣形。由于钢材的延性好及纵横隔板的约束,钢箱梁桥的破坏形式为局部破坏。

3 关键参数研究

基于上述爆炸荷载作用下钢箱梁桥动力响应机理分析,本节重点探讨不同参数对钢箱梁桥的抗爆动力性能的影响。

3.1 钢材种类

本文选取 Q235 钢^[2]、Q345 钢^[3]和 907A 钢^[14],炸药 100 kg TNT,比例距离 0.10 m/kg^{1/3}。907A 钢为舰船用钢,初始屈服应力为 580 MPa。图 12 为三种钢材钢箱梁桥破坏变形对比图,可明显看出 Q235 钢材钢箱梁桥在爆炸荷载作用下出现破口,Q345 和 907A 钢材钢箱梁桥在爆炸荷载作用下均未出现破口,在顶板出现了局部凹陷成坑的塑性大变形。随着钢材性能的提高,钢箱梁桥的抗爆性能越来越强。907A 钢材钢箱梁桥凹坑深度比 Q345 钢材钢箱梁桥情况减小 33.91%;Q345 钢材和 907A 钢材钢箱梁桥的塑性变形区尺寸分别为(纵桥向半径×横桥向半径, m):0.611×0.578、0.502×0.507。塑性变形区近似椭圆形,按椭圆面积计算,907A 钢塑性变形区面积比 Q345 钢情况减小了 27.93%。图 13 为 Q345 钢材和 907A 钢材钢箱梁桥分析模型顶板和 U 肋凹陷变形最深点位移响应历程。

综合塑性变形情况和位移动力响应对比,钢材

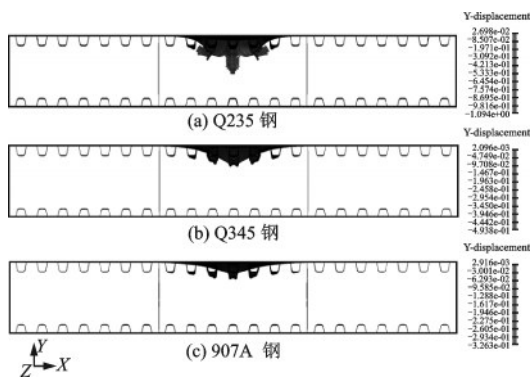


图 12 三种钢材钢箱梁桥破坏变形云图
Fig.12 Failure deformation diagram of three kinds of steel box girder bridges

性能的提高对于钢箱梁桥抗爆能力的提高作用效果明显。因此,在设计钢箱梁桥提高其抗爆性能时,可以优先考虑提高钢材性能。由于 U 肋对顶板的约束,提高了钢箱梁桥横桥向抗变形能力,致使破口情况和未破口的塑性应变情况均是纵桥向的破坏尺寸比横桥向的破坏尺寸大,破坏呈椭圆形发展。907A 钢材钢箱梁桥塑性变形区域的纵、横桥向尺寸分别比 Q345 钢情况减小 17.84% 和 12.28%。由此可以说明,钢材性能的提高对塑性变形区的纵横桥向尺寸有减小作用。

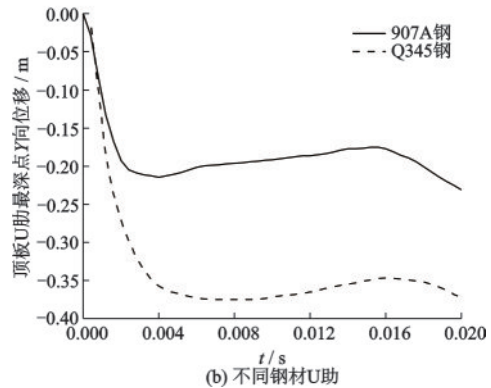
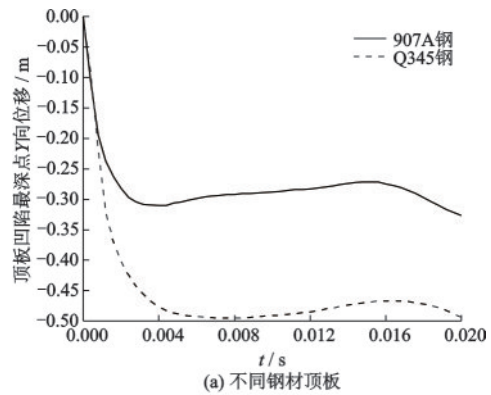


图 13 不同钢材顶板和 U 肋最深点位移时程图
Fig.13 Time history diagram of the deepest point displacement of different steel roof (a) and U rib (b)

3.2 截面形式

本节主要考虑三种截面形式:单箱单室、单箱双室和单箱三室。在 0.1 m/kg^{1/3} 比例距离下,钢箱梁桥两端简支。三种截面钢箱梁桥均在顶板产生塑性大变形,未出现破口,图 14 为三种截面形式钢箱梁桥的横截面破坏变形云图。图中可以看出,单箱单室和单箱三室的塑性变形趋势一致,单箱双室由于下方纵隔板的支撑其破坏变形区域和深度明显变小。

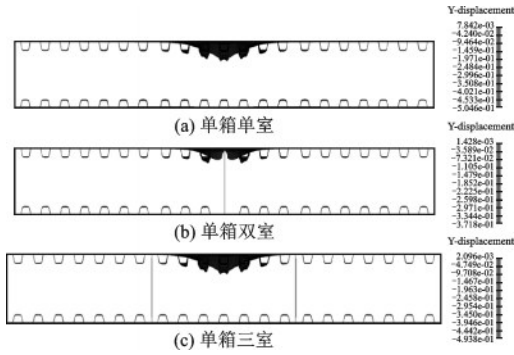


图 14 横桥向破坏变形云图($t=20$ ms)

Fig.14 Cross bridge failure and deformation ($t=20$ ms)

图 15 给出了顶板主要塑性变形区的尺寸(纵桥向半径 \times 横桥向半径,单位:m): 0.611×0.578 (单箱单室)、 0.596×0.531 (单箱双室)、 0.611×0.578 (单箱三室)。单箱单室和单箱三室案例的顶板塑性变形区面积接近,单箱双室案例最小。顶板主要塑性变形区的有效塑性应变峰值依次为:0.899 2、1.000 0、0.891 7,单箱双室的峰值最大。

图 16 给出了顶板及顶板 U 肋凹陷变形最深点

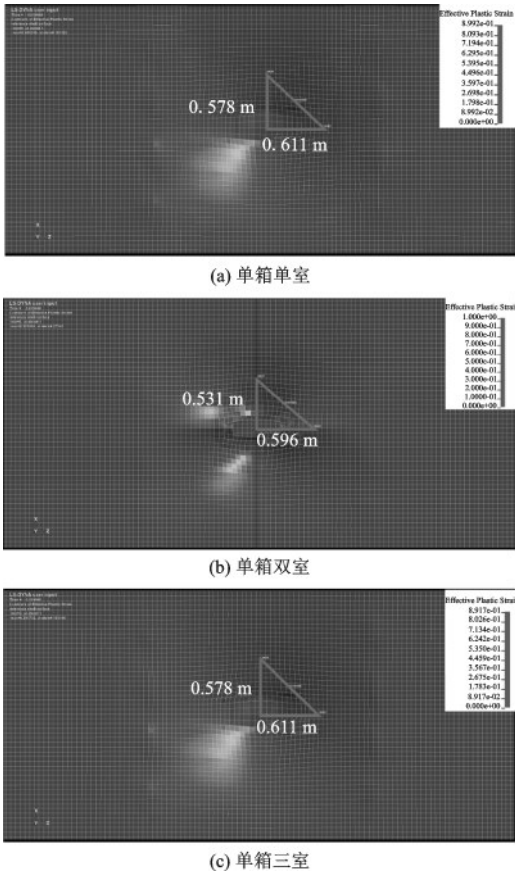


图 15 顶板局部塑性变形云图($t=20$ ms)

Fig.15 Contour of local plastic deformation of roof ($t=20$ ms)

位移响应对比图,单箱单室和单箱三室两种情况的位移响应曲线在初始和峰值阶段几乎重合,但单箱三室情况顶板及顶板 U 肋凹陷最深点剩余位移较单箱单室分别减小 2.14% 和 2.84%;单箱双室情况顶板及顶板 U 肋凹陷最深点剩余位移较单箱单室分别减小 26.32% 和 49.41%。由此说明,考虑纵隔板布置以加强受爆区的约束,从而改变钢箱梁桥截面形式,对钢箱梁桥抗爆能力的提高作用显著。

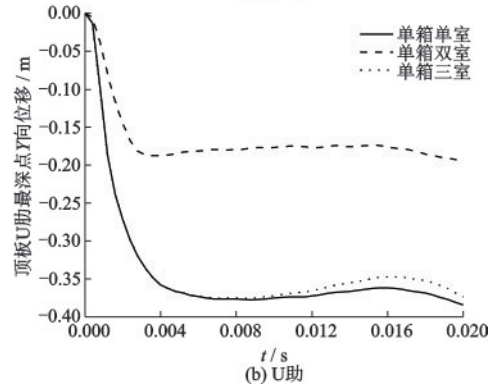
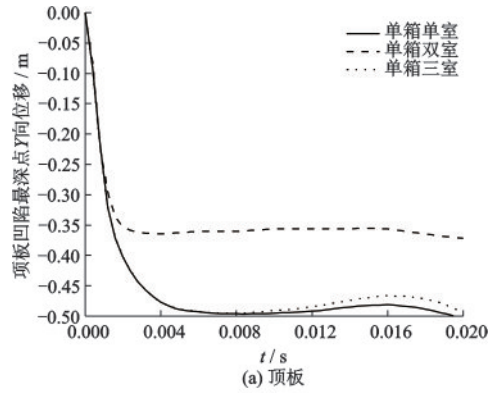


图 16 不同截面形式顶板和 U 肋凹陷最深点位移时程

Fig.16 Time history diagram of the deepest point displacement of roof pits (a) and U rib (b) in different section forms

3.3 爆炸位置

本节探究爆炸位置这一关键参数。炸药分别放置在 1/2 钢箱梁桥有限元模型的跨中、1/3 跨和 1/5 跨(靠近 UX,UY 一端),当量为 100 kgTNT,比例距离为 $0.1 \text{ m/kg}^{1/3}$ 。三种不同位置下炸药爆炸,钢箱梁桥均只有顶板和顶板 U 肋产生凹陷成坑的塑性大变形(图 17)。

图 18 为不同爆炸位置下顶板的塑性变形云图。三种工况下,顶板的塑性变形区近似椭圆形,按椭圆面积算,顶板塑性变形区面积依次为: $1.109 5 \text{ m}^2$ (1/2 跨)、 $1.111 3 \text{ m}^2$ (1/3 跨)、 $1.109 5 \text{ m}^2$ (1/5 跨)。

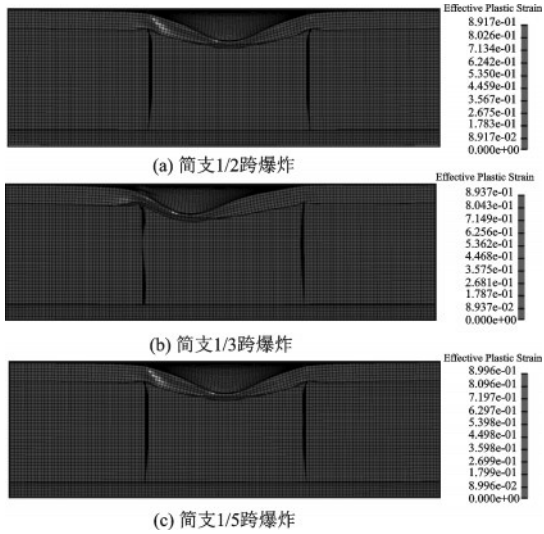


图17 不同爆炸位置处局部塑性大变形云图($t=20$ ms)
Fig.17 Local plastic large deformations at different explosion locations ($t=20$ ms)

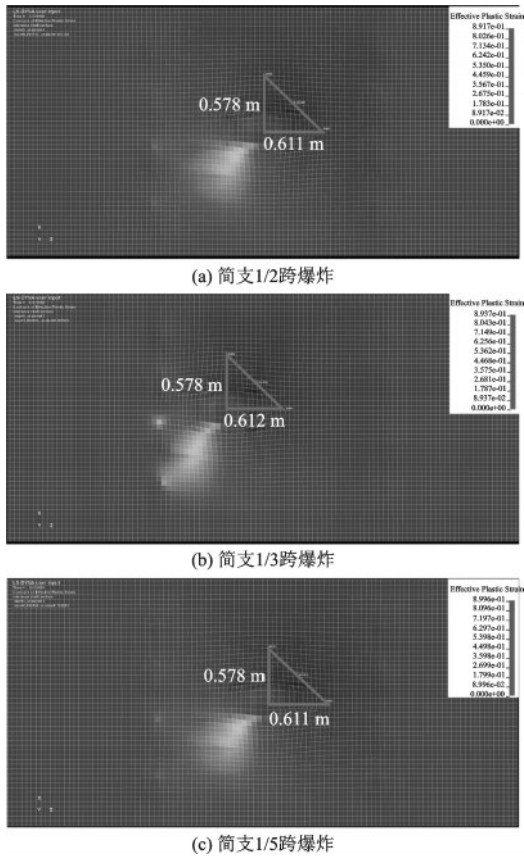


图18 不同爆炸位置下顶板塑性变形云图($t=20$ ms)
Fig.18 Roof plastic deformation at different explosion locations ($t=20$ ms)

1/3跨爆炸,塑性变形区面积最大,这是由于炸药靠近梁格一侧的横隔板,致使该侧横隔板塑性变形较另外两种工况大,顶板塑性区出现了沿横隔板的扩展,如图17、18所示。1/2和1/5跨爆炸,顶板塑性

变形区面积一致,这是由于1/2和1/5跨爆炸时,炸药均位于梁格正中心上方。不同跨爆炸,顶板局部塑性变形程度相差不大。

图19给出了不同爆炸位置处局部塑性变形区域顶板和U肋凹陷最深点位移响应对比图,结合图17可以看出爆炸位置的改变能明显影响钢箱梁桥的抗爆响应。1/3跨爆炸时,顶板及U肋塑性变形凹坑深度比跨中爆炸情况分别减小了4.27%和5.47%;1/5跨爆炸时,顶板及U肋塑性变形凹坑深度与跨中爆炸情况位移曲线几乎重合。

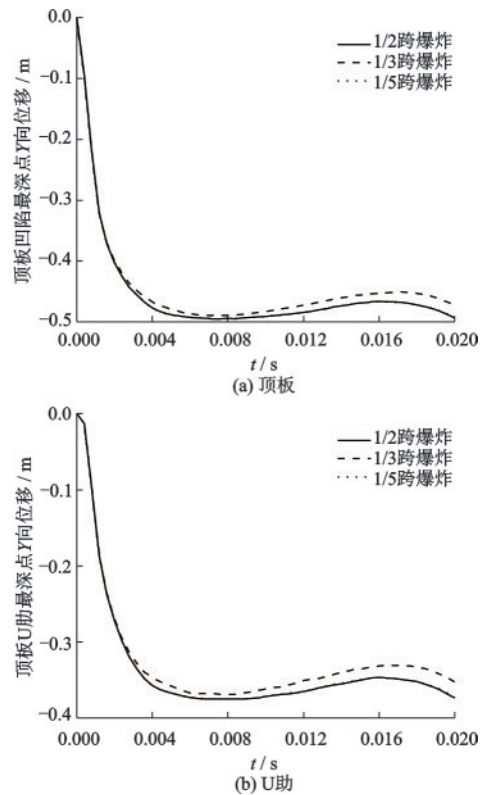


图19 不同爆炸位置下顶板和U肋凹陷最深点位移时程
Fig.19 Time history diagram of the deepest point displacement of roof pits (a) and U rib (b) depression under different explosion locations

综上所述,可以明显看到爆炸荷载对钢箱梁桥的破坏为局部破坏,改变爆炸荷载位置后,钢箱梁的受爆破坏主要取决于炸药位置与梁格四周隔板的位置关系。

3.4 约束形式

在上述考虑爆炸位置这一关键参数基础上,将钢箱梁桥的约束条件修改为固支约束。图20

为不同约束形式下,1/2、1/3和1/5跨位置爆炸时,顶板凹陷变形最深点位移时程对比。可以看出,相同爆炸位置下,约束形式的改变并不能改善钢箱梁桥的抗爆性能。这是由于在此比例距离下,钢箱梁桥仅顶板发生局部塑性变形,为局部破坏形式。钢箱梁桥的响应主要为顶板、U肋和纵横隔板的局部响应,未出现整体弯曲变形。此时约束条件的改变并不能改善局部的抗爆性能。由此可预测当钢箱梁桥发生整体弯曲响应时,约束条件的改善才能发挥作用以提高钢箱梁桥的整体抗爆性能。

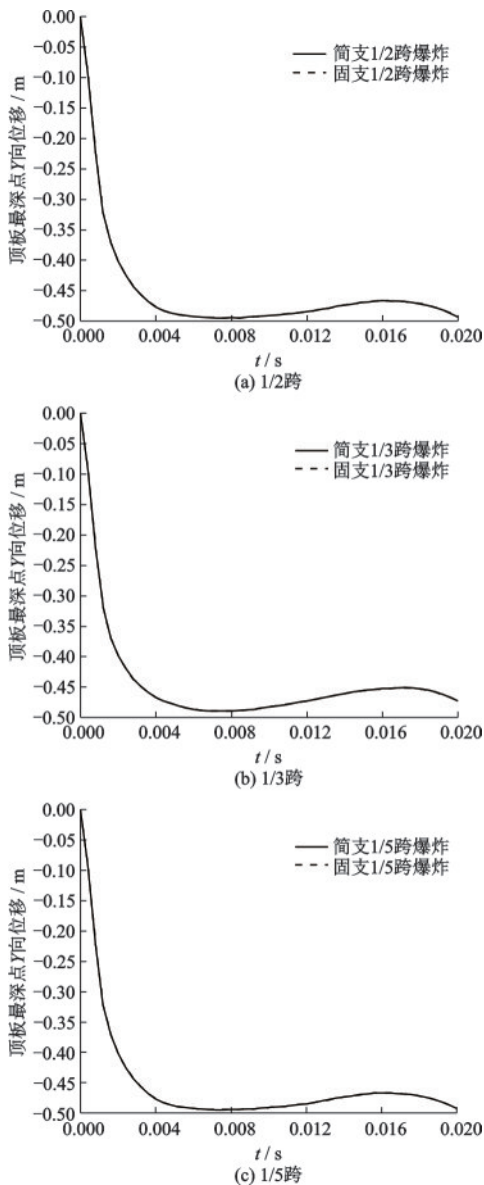


图20 顶板凹陷最深点位移时程

Fig.20 Displacement time history of the deepest point of roof pits

4 结 论

根据钢箱梁桥在爆炸荷载作用下的动力响应及其关键参数的灵敏度分析,得出结论如下:

(1)爆炸荷载作用下,钢箱梁桥的破坏主要分为三个阶段,未破口时的塑性大变形、破口发展及破片冲击和惯性力作用下的往复振荡。顶板破口呈椭圆形,以花瓣形向四周撕裂卷曲变形。

(2)钢箱梁桥钢材性能的提高,能显著提高钢箱梁桥的抗爆性能。Q235钢材钢箱梁桥顶板出现花瓣形破口,Q345钢材和907A钢材钢箱梁桥均未出现破口,907A钢材钢箱梁桥凹坑深度比Q345钢材钢箱梁桥情况减小33.91%。

(3)改变钢箱梁桥截面形式,能够提高钢箱梁桥的抗爆能力。考虑纵隔板布置以加强受爆区的约束,从而改变钢箱梁桥截面形式,对钢箱梁桥抗爆能力的提高作用显著。

(4)不同爆炸位置处爆炸,爆炸荷载对钢箱梁桥的破坏为局部破坏,改变爆炸荷载位置后,钢箱梁的受爆破坏主要取决于炸药位置与梁格四周隔板的位置关系;端部约束形式改变,对钢箱梁桥抗爆性能几乎无提升。

参考文献:

- [1] 陈大鹏,陈力,还毅,等.盐城响水化工园区“3·21”危化品爆炸事故爆炸威力分析及灾害后果评估[J].防灾减灾工程学报,2020,40(2):196-203.
Chen D P, Chen L, Huan Y, et al. Analysis on the power and disaster consequence of "3·21" explosion accident in the Chemical Industry Park of Xiangshui, Yancheng [J]. Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering, 2020, 40(2):196-203. (in Chinese)
- [2] 朱新明.钢箱梁爆炸冲击局部破坏数值模拟研究[D].长沙:国防科技大学,2011.
Zhu X M. Numerical simulation of local failure of steel box girder by explosion impact [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2011. (in Chinese)
- [3] 陈小斌.汽车炸弹恐怖袭击独塔斜拉桥易损性研究[D].长沙:国防科技大学,2015.
Chen X B. Study on vulnerability of single tower cable-stayed bridge in car bomb terrorist attack [D]. Changsha: National University of Defense Technology, 2015. (in Chinese)

- [4] Yang Z, Yan B, Han G Z, et al. Experimental study and numerical simulation of damage mechanism of RC box girder under internal blast loads [J]. *Journal of Performance of Constructed Facilities*, 2022, 36 (1) : 04021098.
- [5] 张秀华,李玉顺,张宇,等.爆炸荷载作用下钢柱的动力响应与影响因素分析[J].*防灾减灾工程学报*,2014,34(1):73-77,84.
Zhang X H, Li Y S, Zhang Y, et al. Dynamic response and influence factor analysis of steel column under blast loading [J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2014, 34(1): 73-77, 84. (in Chinese)
- [6] Michaltsos G T, Sophianopoulos D S. Suspension bridges under blast loads: a preliminary linearized approach [J]. *Archive of Applied Mechanics*, 2021, 91 (9) : 4011-4038.
- [7] Hassan J F, Rahman A A A, Al T D M. Prestressed bridge deck responses to blast loads [J]. *IOP Conference Series: Materials Science and Engineering*, 2021, 1067 (1):012003.
- [8] Pan Y X, Ventura C E, Cheung M M S. Performance of highway bridges subjected to blast loads [J]. *Engineering Structures*, 2017, 151: 788-801.
- [9] Zhu Z, Li Y, Ma C. Damage analysis of small box girder bridges under car explosion [J]. *Engineering Failure Analysis*, 2021, 120: 1-14.
- [10] 史明方,刘振宇,田志昌,等.火灾下爆炸冲击波在钢结构中的传播规律及破坏机理[J].*防灾减灾工程学报*,2022,42(2):283-293.
Shi M F, Liu Z Y, Tian Z C, et al. Propagation law and failure mechanism of blast shock wave in steel structure under fire [J]. *Journal of Disaster Prevention and Mitigation Engineering*, 2022, 42(2): 283-293. (in Chinese)
- [11] 辛春亮,薛再清,涂建,等.有限元分析常用材料参数手册[M].北京:机械工业出版社,2021:18.
Xin C L, Xue Z Q, Tu J, et al. Parameter manual of common materials for finite element analysis [M]. Beijing: China Machine Press, 2021: 18. (in Chinese)
- [12] 纪冲,徐全军,万文乾,等.钢质圆柱壳在侧向爆炸荷载下的动力响应[J].*爆炸与冲击*,2014,34(2):137-144.
Ji C, Xu Q J, Wan W Q, et al. Dynamic response of steel cylindrical shells under lateral blast load [J]. *Explosion and Impact*, 2014, 34(2): 137-144. (in Chinese)
- [13] 刘亚玲.钢箱梁桥在近距离爆炸荷载作用下实验与破坏机理研究[D].太原:中北大学,2019.
Liu Y L. Experimental and failure mechanism study of steel box girder bridge under close explosive load [D]. Taiyuan: North University of China, 2019. (in Chinese)
- [14] 陈继恩.基于应力三轴度的材料失效研究[D].武汉:华中科技大学,2012.
Chen J E. Study on material failure based on stress triaxiality [D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2012. (in Chinese)

(本文编辑:池营营)