

DOI:10.11784/tdxbz202312021

PC 箱梁桥火灾爆炸联合作用下损伤效应研究

田力^{1,2}, 李孟辉¹, 王剑飞¹, 朱劲松^{1,2}

(1. 天津大学建筑工程学院, 天津 300350; 2. 滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室(天津大学), 天津 300350)

摘要: 利用 ANSYS/LS-DYNA 建立了预应力混凝土 (prestressed concrete, PC) 箱梁桥三维有限元模型, 采用隐式分析方法对 PC 箱梁桥进行单独火灾分析, 得到其在不同时刻下的温度及热应力的分布特征, 采用显式分析方法对 PC 箱梁桥进行单独爆炸分析, 得到其在不同爆炸当量下的局部破坏特征以及整体位移情况。随后, 对综合考虑高温和高应变率效应的混凝土本构模型和钢材本构模型进行试验验证, 在得到可靠性结果的基础上对 PC 箱梁桥进行火灾爆炸联合作用分析。结果表明: 发生桥上火灾时, 桥面板的热应力重分布现象应该得到关注, 桥上火灾热应力随着燃烧时间的推移, 顶板和翼缘板应力下降程度要大于腹板上混凝土应力下降程度, 桥面板的热应力使得在爆炸的过程中会出现小当量炸药也能造成箱梁顶板严重局部损伤的现象。发生小当量爆炸时, 若燃烧持续时间较短, 材料产生的高热应力起主导作用, 从而在后续爆炸过程中对顶板造成严重的局部损伤, 但整体位移与常温爆炸相似; 若燃烧持续时间较长, 材料的高温软化效应起主导作用, 顶板损伤情况有所减小, 但整体位移会增大。发生大当量爆炸时, 无论是材料产生的高热应力还是材料的高温软化均会造成箱梁顶板的严重破损, 冲击波在箱梁的聚集作用下冲击底板与腹板交界处, 最终底板坍塌。从热应力分布现象和爆炸局部破坏特征来看, 单箱多室的箱梁桥可以适当提高抗爆性。

关键词: 火灾; 爆炸; PC 箱梁桥; 有限元分析

中图分类号: TU378.2

文献标志码: A

文章编号: 0493-2137(2024)11-1200-11

Research on Damage Effects on PC Box-Girder Bridge Under Fire and Explosion

Tian Li^{1,2}, Li Menghui¹, Wang Jianfei¹, Zhu Jinsong^{1,2}

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

2. Key Laboratory of Coast Civil Structure Safety of Ministry of Education, Tianjin University, Tianjin 300350, China)

Abstract: The three-dimensional finite element model of a prestressed concrete (PC) box-girder bridge was established using ANSYS/LS-DYNA. An implicit analysis method was used to analyze a single fire on the PC box-girder bridge to obtain the distribution characteristics of temperature and thermal stress at different moments, while an explicit analysis method was applied to analyze a single explosion on the same bridge to obtain the local failure characteristics and overall displacement under different equivalent explosions. Then, the concrete constitutive model and steel constitutive model considering the effects of high temperature and high strain rate were experimentally verified, and the analysis of fire-explosion combined action on the PC box-girder bridge was carried out on the basis of reliable results. Results show that when a bridge fire occurs, particular attention should be paid to the redistribution of thermal stress on the bridge deck. With the passage of burning time, the thermal stress on the roof and flange plate decreases more than the concrete stress on the web, and the thermal stress on the bridge deck makes it possible that even a small amount of explosive can cause serious local damage to the roof of the box-girder in the subsequent explosion process. When a small equivalent explosion occurs while the combustion duration is short, the high thermal stress generated

收稿日期: 2023-12-16; 修回日期: 2024-03-13.

作者简介: 田力(1970—), 男, 博士, 副教授.

通信作者: 田力, ltian@tju.edu.cn.

基金项目: 国家自然科学基金资助项目(51178310, 52078333).

Supported by the National Natural Science Foundation of China (No. 51178310, No. 52078333).

within the material will play a leading role and thus cause serious local damage to the roof in the subsequent explosion process, but the corresponding overall displacement will be similar to that in the case of a normal-temperature explosion. If the combustion duration is long, the high-temperature softening effect on the material will dominate, with a reduced damage to the roof and an increased overall displacement. When a large equivalent explosion occurs, both the high thermal stress generated within the material and the high-temperature softening effect will cause serious damage to the roof of the box-girder. As a result, the shock wave will impact on the junction between the bottom plate and the web under the aggregation effect of the box-girder, ultimately leading to the collapse of the bottom plate. From the perspectives of thermal stress distribution and local failure characteristics under explosion, the box-girder bridge with one single box and multiple chambers can appropriately improve its explosion resistance performance.

Keywords: fire; explosion; prestressed concrete (PC) box-girder bridge; finite element analysis

桥梁在道路交通中占据重要地位, 预应力混凝土 (prestressed concrete, PC) 箱梁桥因具有造价经济、施工方便等特点而被广泛使用, 然而油罐车等易燃易爆车辆引发的火灾爆炸交通事故严重危害了桥梁的使用性与安全性. 因此, 有必要分析 PC 箱梁桥在火灾、爆炸以及二者联合作用下的损伤效应. 迄今为止, 部分学者对桥梁火灾方面进行了研究: Yan 等^[1]通过对 8 根预应力活性粉末混凝土 (reactive powder concrete, RPC) 梁进行了火灾试验, 发现预应力混凝土梁的破坏主要是由直接暴露于火灾或梁体产生大裂缝造成的钢筋断裂引起的, 增加混凝土厚度会提高梁体的耐火性; Song 等^[2]利用 ANSYS 探究了 PC 箱梁在碳氢火灾下的结构性能, 发现增加预应力程度和荷载水平会加快箱梁的破坏, 而减少火灾暴露长度或防止跨中的火灾暴露可以提高箱梁的耐火性能; Wu 等^[3]研究了碳氢火灾下两种不同截面类型混凝土梁的耐火性能, 发现 PC 箱梁的耐火性高于 T 梁, 与标准升温曲线相比, HC 升温曲线会导致更严重的混凝土剥落. 部分学者在桥梁爆炸方面开展了研究: 杨赞等^[4]采用三阶段连续耦合有限元方法研究了 PC 箱梁桥在内爆荷载作用下的动态响应及损伤原理, 展现了在爆炸冲击波、重力以及预应力的共同作用下 PC 箱梁桥局部破坏和整体倒塌的响应过程; Zhu 等^[5]研究了简支边界小箱梁桥的爆破性能和破坏机理, 选取混凝土损伤、钢筋状态和加速度历程对汽车爆炸损伤过程进行了定量评价, 结果表明主梁上方发生了严重的混凝土剥落和钢筋断裂, 也正因顶板对冲击能量的损耗降低了整体倒塌的风险; 肖霞等^[6]利用有限元软件 LS-DYNA 对预应力混凝土梁在爆炸荷载作用下的力学性能进行了数值研究, 结果表明预应力可以提高混凝土的抗弯承载能力并改变梁在爆炸荷载下的破坏形态. 还有一些学者在构件火灾爆炸方面进行了研究: Zhai 等^[7]采用试验与数值模拟相结合的方式探究了 RC 梁在火灾爆炸作用下的结构响应, 结果表明随

着燃烧持续时间的增加, 在爆炸作用下 RC 梁的跨中裂缝、峰值位移和残余位移随之增加; 邹慧辉等^[8]对 RPC 柱在火灾后爆炸进行了数值模拟, 发现受火后的钢管仍可以有效地约束核心混凝土, 柱的破坏形式以受弯破坏为主, 表现出较好的抗爆性能; 胡文伟等^[9]对钢管混凝土柱经历高温爆炸荷载的综合响应进行了数值模拟, 结果表明随着受火时间的延长, 耗能机制由钢管损伤变形转向混凝土的塑性变形, 提高混凝土强度可以提升钢管混凝土柱的抗爆性能.

综上, 在预应力混凝土桥梁单独火灾或单独爆炸方面研究分析颇多, 而火灾爆炸联合作用下的研究多停留在板柱构件上, 对于大跨度 PC 箱梁桥在这方面的研究较少. 火灾爆炸荷载严重危害了桥梁的安全性和使用性. 为掌握 PC 箱梁桥在火灾爆炸作用下的响应过程, 本文以 PC 箱梁桥为研究对象, 利用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA 研究分析了 PC 箱梁桥在单独火灾、单独爆炸以及火灾爆炸联合作用下的局部损伤和整体位移情况, 并分析了在不同燃烧时间和不同爆炸当量组合情况下 PC 箱梁桥的损伤效应.

1 全桥有限元模型及数值分析方法

1.1 PC 箱梁桥有限元模型

本文以文献[10]中的简支箱梁桥为研究对象, 该桥截面类型为单箱单室等高度简支箱梁, 同时在该桥两端顶板、底板以及两侧腹板均进行加厚处理, 预防预应力筋压碎梁端混凝土, 采用碗扣式满堂支架现浇. PC 箱梁采用 C50 混凝土, 全长 32.6 m, 计算跨度为 32 m, 上翼缘宽度为 12 m, 翼缘板边缘厚度为 0.2 m, 距离梁两端 1.5 m 的部分为横截面不变段, 梁端具体截面尺寸见图 1(a), 梁中段(长度为 25.6 m)是横截面不变段, 跨中具体截面尺寸见图 1(b), 梁的支座中心距为 4.5 m, 变截面段采用缩小单元尺寸来实现, 达到变截面处的光滑连接以避免应力集中. 本

文根据预应力钢筋定位网坐标表建立钢绞线,其中,腹板中的预应力钢绞线在 $O-XYZ$ 三维坐标系内弯曲,底板中的预应力钢绞线在 $O-YZ$ 二维坐标系内弯曲,预应力钢绞线采用 $1 \times 7-15.2-1860-GB/T5224-2023$,考虑到 PC 箱梁桥预应力的施加采用后张法,本文预应力钢绞线采用与混凝土节点耦合方法模拟两者在现实中的关系,通过降温法为 PC 箱梁施加预应力,借鉴周清等^[11]弥散钢筋的方法,利用关键字 *MAT_BRITTLE_DAMAGE,普通钢筋可以按照一定比例均匀地弥散于混凝土单元中而不需要单独建立普通钢筋单元.本文采用 ANSYS/LS-DYNA 建立了 PC 箱梁桥有限元模型,如图 2 所示,其中预应力钢筋采用 beam161 单元,混凝土和支座采用 solid164

单元,数值模拟中通过约束支座底部节点的位移和定义 PC 箱梁底板与支座的面面接触来实现箱梁的简支边界条件.

1.2 数值分析方法

本文对 PC 箱梁桥在火灾爆炸联合作用下的损伤效应分析主要分为 3 个阶段.

(1)静力分析阶段.利用 ANSYS/LS-DYNA 中的隐式分析方法对 PC 箱梁桥进行静力分析:首先,因 PC 箱梁桥体积庞大,承载能力强,在施加爆炸荷载或燃烧荷载之前需要进行静力平衡分析,以获得进行后续燃烧爆炸分析所需的初始应力、应变条件;其次,进行静力分析可以验证所建模型是否符合实际工况;最后,本文为 PC 箱梁桥施加预应力采用降温法,以避免降温法和接下来的温度分析有所冲突.

(2)热分析阶段.利用关键字 *INCLUDE 和 *INTERFACE_SPRINGBACK_LSDYNA 将 PC 箱梁桥静力分析阶段产生的应力应变及位移引入后续的热分析中,作为初始燃烧时刻 PC 箱梁桥的初始应力、应变.通过对 PC 箱梁桥进行热结构耦合分析,得到在火灾作用下 PC 箱梁桥的温度场随时间变化的规律以及 PC 箱梁桥的结构响应随时间变化的规律.由于混凝土的热惰性,在火灾作用下混凝土会发生温度分层现象.

(3)爆炸分析阶段.利用关键字 *INCLUDE 将 PC 箱梁桥热分析阶段产生的应力、应变作为爆炸起始时刻的初始应力、应变,并根据最终燃烧时间各混凝土层的温度对其进行弹性模量、屈服强度等材料性能的折减.由于设计工况是桥上燃烧,温度场并没有波及到预应力筋,故无需对预应力筋进行材料性能折减.爆炸阶段采用 ALE 流固耦合算法计算,由于爆炸过程非常短,故设置爆炸阶段时间为 0.03 s,也正因为爆炸时间极短,在远离爆炸中心的位置来不及反应,故需要利用小型重启的办法对桥梁进行整体分析,最终爆炸时间为 2 s.

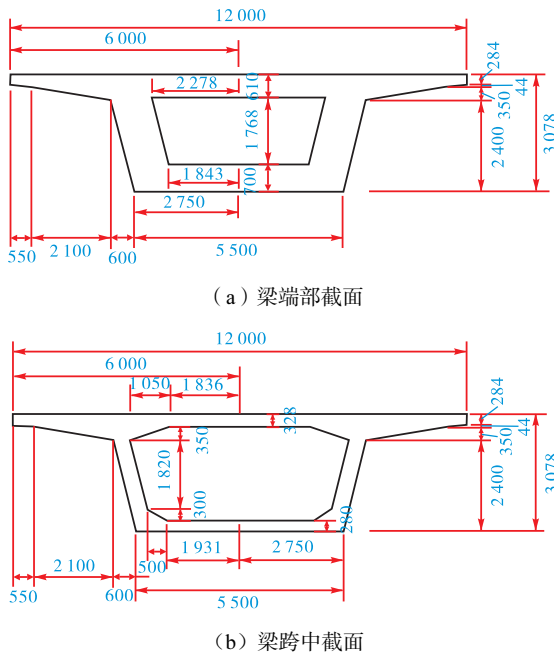


图 1 梁横截面尺寸(单位:mm)
Fig.1 Beam cross-section size (unit: mm)

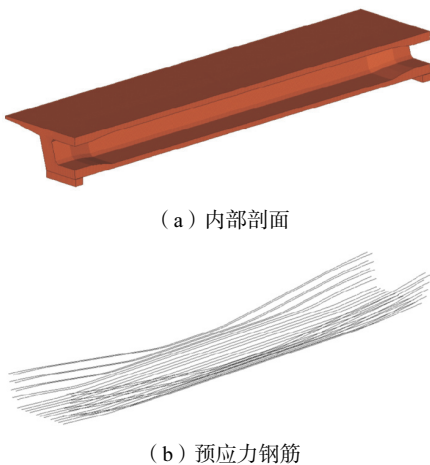


图 2 PC 箱梁桥有限元模型
Fig.2 Finite element model of PC box-girder bridge

2 PC箱梁桥火灾温度场及结构响应分析

2.1 静力分析阶段模拟结果

考虑到当 PC 箱梁桥发生火灾爆炸时桥上车处于静止状态,故在静力分析阶段主要考虑重力和预应力的施加,利用关键字 *LOAD_BODY_Y 为 PC 箱梁桥施加重力,采用降温法为箱梁桥实现预应力的施加.为了稳定地施加重力和预应力,该阶段的求解过程设置为 0.6 s.

在实际工况中,预应力混凝土梁分为全预应力和部分预应力两大类:全预应力构件是指在使用过程中不允许出现拉应力或者裂缝,部分预应力构件是指在使用过程中允许出现裂缝.本文数值模拟中在重力和预应力作用下 PC 箱梁桥的应力云图如图 3 所示,其中箱梁底板呈现红色,表示受压状态,箱梁顶板呈现绿色,表示受拉状态,整体呈现出上部受拉、下部受压的状态,箱梁底板混凝土单元压应力为 1.95 MPa. 预应力钢筋应力云图如图 4 所示,除端部以外整根预应力筋均匀受力,每根预应力筋为 1395 MPa,跨中最大位移终值为 5 mm,参照《公路钢筋混凝土及预应力钢筋混凝土桥涵设计规范》^[12]关于使用阶段混凝土压应力($\leq 0.5f_{ck} = 25 \text{ MPa}$)、使用阶段预应力筋拉应力($\leq 0.75f_{pk} = 1395 \text{ MPa}$)以及使用阶段最大挠度值($\leq L/600 = 5.5 \text{ cm}$)的要求,该桥符合实际工程情况,可认为本次数值模拟较好地模拟出 PC 箱梁的初始状态.其中, f_{ck} 为混凝土轴心抗压强度标准值, f_{pk} 为预应力钢筋抗拉强度标准值, L 为受弯构件的计算跨径或受压构件节点间的长度.

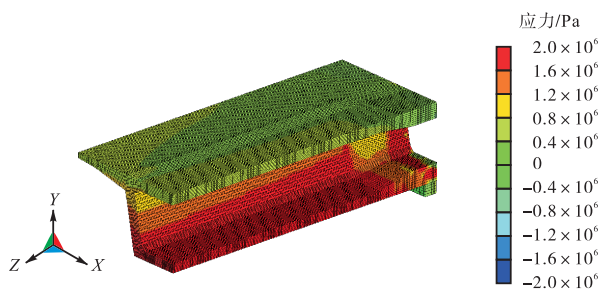


图 3 PC 箱梁桥应力云图

Fig.3 Stress nephogram of PC box-girder bridge

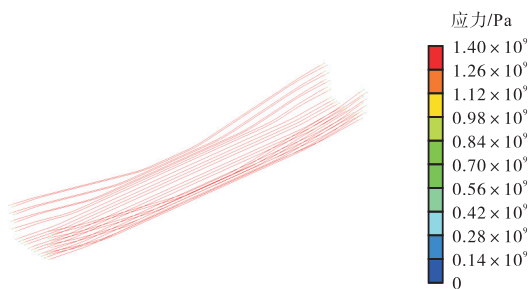


图 4 预应力钢筋应力云图

Fig.4 Stress nephogram of prestressed steel bars

2.2 火灾作用下 PC 箱梁桥温度场模拟结果

2.2.1 火灾场景及火灾升温曲线的确定

油气爆炸是桥梁火灾的重要原因之一,其火灾特点是升温速度快、温度峰值高且对结构损害强.为了方便对火灾情况进行数值模拟,学者们提出了不同的火灾升温曲线,如国际标准升温曲线(ISO834)、碳

氢升温曲线(HC)和美国材料与试验协会曲线(ASTM119).油罐车导致的火灾属于爆燃性火灾,火灾发生区域的温度在短短几分钟内就可达到 1000 °C 左右.相比于 ISO834 和 ASTM119 来说,HC 升温曲线前期升温更剧烈,燃烧温度峰值也更高,如图 5 所示,HC 升温曲线更加符合油罐车火灾的升温情况.因此,在后续温度分析中采用 HC 升温曲线模拟油罐车桥上火灾的升温过程.

对于简支箱梁桥而言,虽有预应力钢筋的加持以减少混凝土箱梁的裂缝,增强箱梁的承载能力,但是跨中依旧是简支箱梁的最危险受力部位.对于单箱单室大跨度简支箱梁而言,相较于由两侧腹板支撑的部位,跨中顶板更容易受到破坏.因此,在本研究中将火灾的位置设立在跨中位置.当油罐设备发生破损时,油罐火灾会因为油罐内液体燃料的流动而变为流淌火,一般油罐车长度为 6~12 m,考虑到油罐车的长度和油罐内液体燃料的泄露,本文将燃烧范围设置为 10 m × 12 m.

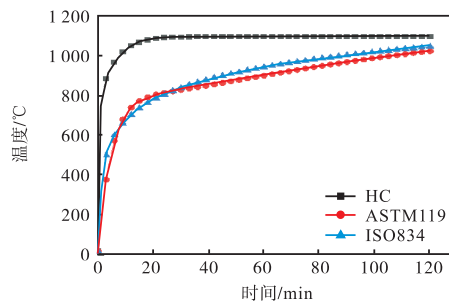


图 5 不同火灾升温曲线比较

Fig.5 Comparison among different fire heating curves

2.2.2 PC 箱梁桥温度场模拟

当火灾发生在 PC 箱梁桥上跨中时,由于自然风的作用,同时由于火灾发生区域处于开放空间,火灾高温主要针对箱梁顶板起作用,对桥下影响极小.油罐车火灾对 PC 箱梁的温度影响主要通过热辐射、热对流及热传导这 3 个传热途径实现.当油罐车发生火灾时,流淌的油池火会释放大量的热量使得附近空气温度急速上升,高温空气会通过热对流作用对箱梁表层混凝土传递热量使表层混凝土温度升高,同时燃烧的油池火会通过热辐射作用对箱梁表层混凝土传递热量.当混凝土层形成温度梯度时,温度高的混凝土层会向温度低的混凝土层传递热量,箱梁整体的传热过程如图 6 所示.由于混凝土的热惰性,在火灾作用下 PC 箱梁更容易发生分层现象,所以需要顶板混凝土进行划分,如图 6 所示,以便后期进行爆炸工况模拟时的材料性能折减.箱梁顶板划分为 8 ×

5 cm, 选取 9 个温度测点 W1 ~ W9, 不同混凝土层的温度值取两个温度测点的平均值, 例如第 1 层混凝土温度值 W12 代表温度测点 W1 和 W2 的平均值.

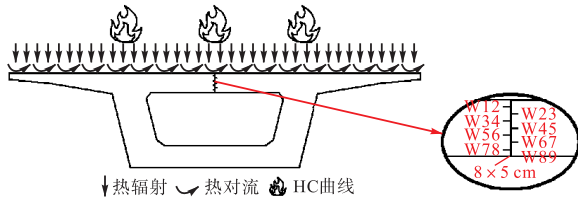


图 6 箱梁传热示意

Fig.6 Heat transfer diagram of box-girder

本文利用 ANSYS/LS-DYNA 建立了 PC 箱梁热分析有限元模型. 在本节的热分析中, 主要通过材料的密度、热传导系数和比热容来影响温度在 PC 箱梁中的传递. 经过查阅大量资料, 混凝土的热传导系数采用 Lie 等^[13]提出的热传导公式, 比热容采取欧洲规范 EC2^[14]中的建议值, 钢材的导热系数和比热容均取欧洲规范 EC3^[15]中的值. 在 ANSYS/LS-DYNA 中可以利用关键字 *BOUNDARY_CONVECTION_SET 和 *BOUNDARY_RADIATION_SET 来为 PC 箱梁顶板施加热对流和热辐射热边界条件, 参照欧洲规范^[16]中介绍的 HC 升温曲线, 对流传热系数取 $50 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$, 综合热辐射传热系数取 0.893 ^[17], 在箱梁的底板和腹板外侧取自然对流系数为 $9 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot ^\circ\text{C})$ ^[16].

2.2.3 PC 箱梁桥温度场计算结果

经过数值模拟计算得到 PC 箱梁桥顶板在 3 600 s、5 400 s 和 7 200 s 燃烧时间的温度分布云图, 取跨中横截面查看温度云图如图 7 所示. 由图 7 可知, 在火灾作用下混凝土出现了明显的分层现象, 受火时间越长温度分层就越明显, 且随着受火时间的延长, 温度逐渐由受火面向内部蔓延. 该温度云图实际为各温度测点的温度: 燃烧时间为 3 600 s 时, 温度峰值达到了 $1 075.6 \text{ }^\circ\text{C}$, 由受火面沿顶板厚度方向有 1/4 的区域达到了 $104.0 \text{ }^\circ\text{C}$ 以上; 燃烧时间为 5 400 s 时, 温度峰值达到了 $1 076.0 \text{ }^\circ\text{C}$, 沿厚度方向有 1/4 的区域达到了 $160.0 \text{ }^\circ\text{C}$ 以上; 燃烧时间为 7 200 s 时, 温度峰值达到了 $1 076.5 \text{ }^\circ\text{C}$, 沿厚度方向有 1/4 的区域达到了 $205.0 \text{ }^\circ\text{C}$ 以上. 可见, 在火灾燃烧时间达到 3 600 s 时, 表层混凝土温度值虽也略有上升, 但相对于整个升温过程已经平缓且接近温度峰值. 随着受火时间的推移, 温度峰值不再增大, 而内部混凝土的高温区域不断地扩展, 且扩展宽度随着时间逐渐增大.

图 8 给出了燃烧工况下箱梁顶板各层混凝土的温度时程曲线. 表层混凝土前期升温剧烈, 约 1 200 s

之后, 升温速率大幅度减缓. 由于混凝土的热惰性, 内部混凝土的升温速率远低于表层混凝土, 并且最终时刻的温度峰值也低于表层混凝土. 3 600 s 燃烧时间下 W12 混凝土层达到了 $685.0 \text{ }^\circ\text{C}$, W45 层混凝土仅为 $31.0 \text{ }^\circ\text{C}$. 7 200 s 燃烧时间下 W12 层混凝土达到了 $755.0 \text{ }^\circ\text{C}$, W45 层混凝土达到了 $67.2 \text{ }^\circ\text{C}$. 本节得到的各层混凝土的温度值将作为后续爆炸分析时材料性能折减的根据.

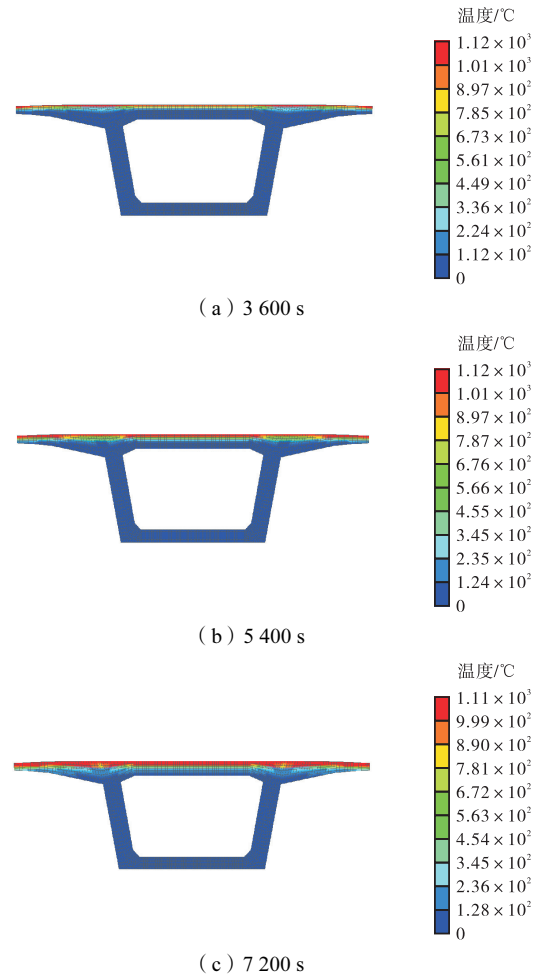


图 7 跨中横截面不同燃烧时间温度分布云图

Fig.7 Temperature distribution nephogram of mid-span cross-section under different burning time

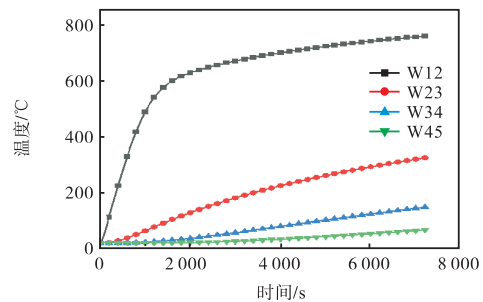


图 8 不同时刻燃烧箱梁顶板温度时程曲线

Fig.8 Time-history curves of roof temperature of burning box-girder under different time

2.3 火灾燃烧作用下 PC 箱梁桥的结构性能分析

本节的结构性能分析采取间接耦合法,将第 2.2 节中计算的 PC 箱梁桥温度场以温度荷载的形式施加在有限元模型结构响应分析中,其中混凝土的弹性模量采用 Lawson^[18]提出的随温度变化的折减系数公式,抗压强度采用欧洲规范 EC2^[14]建议的折减值,热膨胀系数采用侯晓萌^[19]提出的折减系数公式,预应力钢筋的弹性模量、屈服强度以及热膨胀系数均采用欧洲规范 EC3^[15]所规定的折减值。

2.3.1 PC 箱梁桥应力分析

PC 箱梁桥在不同燃烧时间下的应力云图如图 9 所示。从桥面板应力云图可以看出,由于高温引起的热膨胀作用,桥面板呈现整体受压状态。随着燃烧时间的延长,受压区域逐渐增大,所受压力值在火灾燃烧前期急速增大,在燃烧时间为 360 s 时顶板的压应力达到最大,最大压力峰值为 45 MPa,由于顶板允许自身有一定限度的自由变形,在燃烧时间超过 360 s 时压应力值开始缓缓下降,最终在 7 200 s 时顶板的

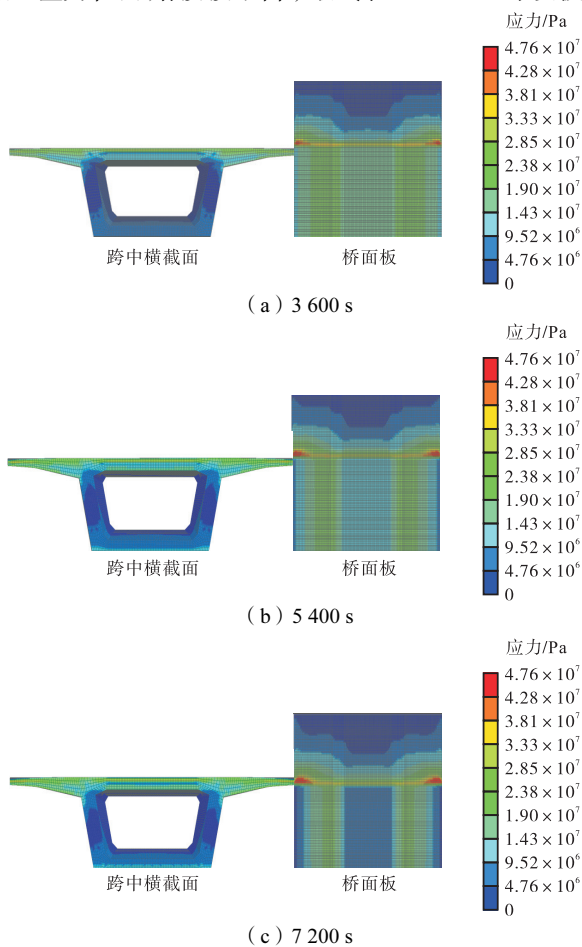


图 9 不同燃烧时间下 PC 箱梁桥跨中横截面及桥面板应力云图

Fig.9 Stress nephogram of mid-span cross-section and bridge deck of PC box-girder bridge under different burning time

压应力降到 9.05 MPa. 翼缘板与顶板的压力变化趋势是一致的,两者的最大压力峰值也相同,但由于翼缘板相较于顶板约束更小,故在 7 200 s 时,翼缘板的压应力降到 3.53 MPa,与静力状态下应力相似. 腹板上方混凝土的压力变化趋势与顶板、翼缘板相似,但滞后于翼缘板和顶板,这是因为相较于腹板上方混凝土,顶板和翼缘板更容易产生自由变形从而释放压应力. 三者最大压力峰值基本相同. 腹板上方混凝土在 7 200 s 的压应力终值为 20.5 MPa. 在油池火焰边缘区域由于两侧混凝土的温度差异很大,形成了一条明显的高压应力线. 从跨中横截面应力云图来看,在火灾作用下 PC 箱梁跨中横截面整体受压,且受压区域随着受火时间的延长不断增大,底板混凝土单元受压应力峰值持续上升,未出现明显的下降段。

2.3.2 PC 箱梁桥位移响应分析

取 1/2 模型观察 PC 箱梁桥在 7 200 s 燃烧时的位移云图如图 10 所示,选取 PC 箱梁桥跨中横截面 A、B 两点进行讨论,其中 A 点为跨中横截面顶板中部混凝土单元,B 点为跨中横截面翼缘板端部混凝土单元. 图 11 为 A、B 两点的位移时程曲线. 综合图 10 和图 11 可以看出,PC 箱梁桥顶板呈现起拱的状态,这是混凝土在高温下的热膨胀作用和预应力筋的作用所导致的. 在火灾燃烧前期,材料的热膨胀性占主导地位,材料受到高温迅速膨胀,Y 方向位移快速上

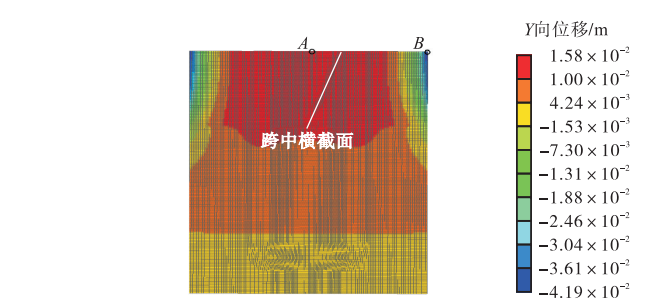


图 10 7 200 s 燃烧时间下 PC 箱梁桥 Y 向位移云图

Fig.10 Y-direction displacement nephogram of PC box-girder bridge under 7 200 s burning time

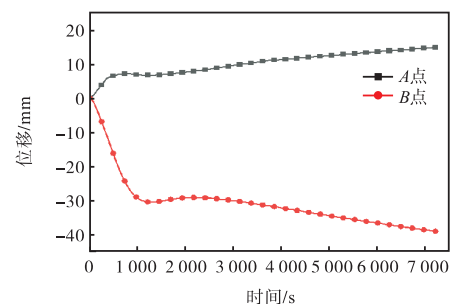


图 11 7 200 s 燃烧时间下 PC 箱梁桥跨中 A、B 点 Y 向位移

Fig.11 Y-direction displacements at points A and B in the mid-span of PC box-girder bridge under 7 200 s burning time

升,位移达到了 6 mm. 材料的热膨胀性是有限度的,随着时间的推移,此时整体结构的重力作用占主导, Y 方向位移上升缓慢. 随着温度逐渐延伸到内部混凝土,PC 箱梁在静力状态下本身就处于起拱状态,顶板混凝土的热膨胀为预应力筋提供了良好的起拱条件,故燃烧后期在三者的共同作用下箱梁顶板的 Y 方向位移缓慢上升,最终位移达到了 15 mm. PC 箱梁翼缘板呈现下降的状态,这是材料在高温下的热膨胀作用和重力作用所导致的. 在火灾燃烧前期,翼缘板在上侧升温的状态下, Y 方向位移快速下降,因翼缘板比较薄,温度更容易传递至整个翼缘板. 随着高温区域向低温区域传递热量,当翼缘板下侧同样升温时,下侧混凝土的热膨胀阻止了翼缘板的下垂, Y 方向位移甚至保持不动,同时腹板相对顶板和翼缘板而言更像 1 个支点. 随着整体时间的推进,顶板位移的上升导致翼缘板位移的下降,再加上本身的重力作用,故在升温后期翼缘板在 Y 方向位移下降的速率要大于顶板上升的速率.

3 先火灾后爆炸作用下 PC 箱梁桥损伤效应分析

3.1 有限元模型建立

采用 ALE 流固耦合算法对 PC 箱梁桥在火灾爆炸联合作用下的结构性能进行分析,其中燃烧作用通过模拟燃烧时生成的 *dynain* 文件继承应力、应变以及在爆炸时不同温度混凝土层进行相应材料性能折减,爆炸作用通过等效 TNT 炸药的方式实现. 火灾爆炸有限元模型主要包括 PC 箱梁、空气和 TNT 炸药共 3 部分,其中 PC 箱梁采用的建模方式与第 1.1 节所描述的一致,TNT 炸药采用立方体式建模,空气和 TNT 炸药均采用 *solid164* 单元. 建立比较精细的有限元模型对提高计算精度有所帮助,但同时也会降低计算效率,Luccioni 等^[20]认为 10 cm 的空气网格可以较为精确地模拟爆炸荷载的发生. 因此,本文的空气网格和 TNT 炸药网格尺寸均采用 10 cm. PC 箱梁由于存在变截面,采用变网格技术,PC 箱梁跨中单元网格最小尺寸为 5 cm. 考虑到油罐车爆炸时罐体距离地面的高度,设置 TNT 炸药距离 PC 箱梁顶板的距离为 1 m. 为了可以比较精确地模拟出 TNT 炸药产生的冲击波作用在 PC 箱梁桥体的全过程,需要使空气网格把箱梁跨中完全包含在内,并需在空气区域边缘加设无反射边界条件. 由于沿纵向腹板的支撑作用,在试算过程中 6 m 的范围内损伤较为明显,故

设置空气域尺寸(长×宽×高)为 13.5 m×6 m×5 m,具体火灾爆炸有限元模型如图 12 所示.

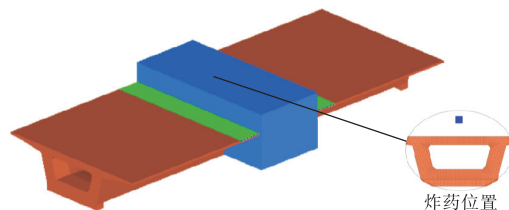


图 12 PC 箱梁火灾爆炸有限元模型

Fig.12 Finite element model of PC box-girder under fire and explosion

3.2 材料本构模型及验证

3.2.1 在火灾爆炸联合作用下材料模型的选取

TNT 采用 *MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN* 材料模型和 *EOS_JWL* 状态方程来描述. 空气采用 *MAT_NULL* 材料模型和 *EOS_LINEAR_POLYNOMIAL* 线性状态方程来描述. 混凝土采用 *MAT_BRITTLE_DAMAGE* 弹性损伤材料模型,周清等^[11]和李清等^[21]认为该材料模型可以很好地模拟爆炸作用下混凝土的动力行为. 利用关键字 **MAT_ADD_EROSION* 来为混凝土材料添加失效准则,该混凝土材料模型还可以把钢筋均匀地按照一定的比例弥散于混凝土单元中而不用单独地建立普通钢筋单元,在很大程度上降低了建模的复杂性. 预应力钢筋材料采用 *MAT_PLASTIC_KINEMATIC* 随动硬化材料模型,该模型可以考虑应变率效应,并在材料参数内设置失效准则.

3.2.2 材料模型的试验验证

Li 等^[22]开展了混凝土梁在火灾冲击联合作用下的试验研究,本节选取其中 FBD0 和 FBT0-B 两种工况进行模拟. 工况 FBD0 是指混凝土梁在常温下的冲击动态性能,工况 FBT0-B 是指混凝土梁在高温下的冲击动态性能,对这两种工况进行模拟以验证本文所选材料模型和火灾爆炸联合作用数值模拟分析方法的正确性. 两种工况下混凝土梁长为 2.8 m,矩形截面为 0.2 m×0.4 m,净跨度为 2.4 m,纵向钢筋采用 HRB400,箍筋采用 HRB300,钢筋布置图可参考文献[22]. 具体试验装置如图 13(a)所示,采用自由落锤进行冲击试验,落锤直径为 0.2 m,质量为 393 kg,落锤下落高度为 3 m,冲击能量为 11.6 kJ.

数值模拟所用的模型严格按照试验中所提供的尺寸构建,具体有限元模型见图 13(b),通过对混凝土梁和两端的钢板铰链支撑施加面面接触以模拟简支状态. 工况 FBD0 为常温状态下的冲击,材料性能

参数按照文献[22]所提供的试验值. 工况 FBT0-B 是高温状态下的冲击, 在继承了高温下的应力、应变之后, 进行不同温度混凝土层和钢筋的折减, 折减系数与第 2.3 节保持一致.

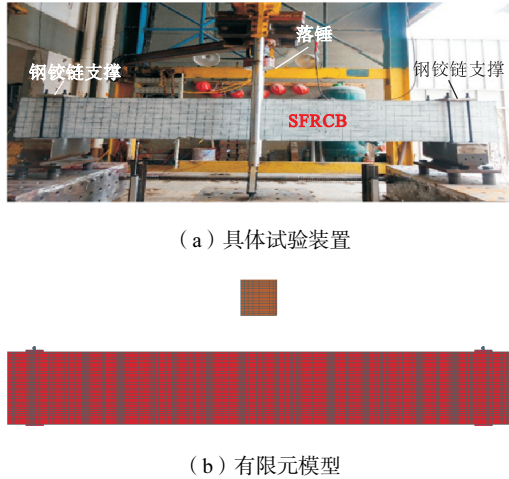


图 13 具体试验装置和有限元模型

Fig.13 Specific device and finite element model

取 Li 等^[22]的试验结果与数值模拟结果进行比较. 本次比较主要针对混凝土表面升温情况、常温冲击跨中位移和高温冲击跨中位移共 3 部分. 从图 14 可以看出, 数值模拟表层混凝土升温曲线存在一些误差. 由于现实情况中混凝土含有水分, 故模拟温度曲线在前期升温速率要大于试验温度曲线的对应值, 但随着升温时间的增加, 在后期两者的升温速率已经接近, 且按照试验要求加热 5 400 s 后的模拟温度为 423.9 °C, 试验温度为 413.0 °C, 两者误差约为 2.6%. 从图 15 可以看出, 对于常温冲击混凝土梁工况 FBD0 而言, 数值模拟跨中位移曲线与试验跨中位移曲线有略微不同, 由于数值模拟更偏向于理想化条件, 故数值模拟曲线振动频率较快, 数值模拟跨中曲线峰值为 15 mm, 试验跨中曲线峰值为 16 mm, 两者误差为 6.25%. 对于高温冲击混凝土梁工况 FBT0-B 而言, 数值模拟曲线和试验曲线基本相同, 火灾的高

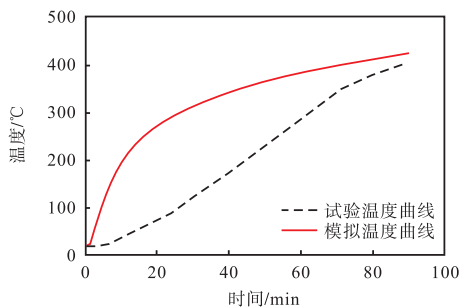


图 14 表层混凝土升温曲线对比

Fig.14 Comparison between heating curves of surface concrete

温软化效应造成了混凝土梁位移曲线振动频率减缓, 高温数值模拟跨中曲线峰值为 30.0 mm, 高温试验跨中曲线峰值为 27.5 mm, 两者误差约为 9.1%. 从图 16 可以看出, 数值模拟高温冲击混凝土梁的破坏情况和试验梁的破坏情况基本一致, 两者均为顶部混凝土压碎, 两侧表层混凝土损坏. 因此, 可以认为本文采用的材料模型、材料性能参数和火灾爆炸联合作用数值模拟分析方法是可靠的.

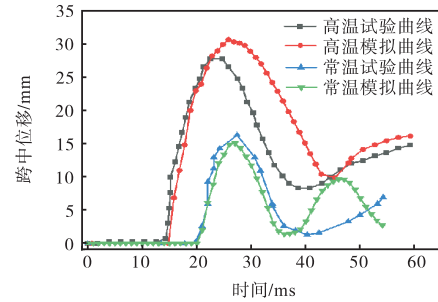
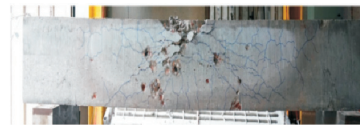


图 15 常温、高温跨中位移曲线对比

Fig.15 Comparison of normal-temperature and high-temperature mid-span displacement curves



(a) 高温冲击试验结果



(b) 高温冲击数值模拟结果

图 16 高温冲击 RC 梁损伤对比

Fig.16 Comparison of RC beam damage due to high-temperature impact

3.3 PC 箱梁桥局部损伤及损伤原理分析

本文假设的火灾爆炸联合作用为先发生火灾后发生爆炸, 由于油罐车发生火灾燃烧的时间具有很大的随机性, 结合第 2.2 节 PC 箱梁桥顶板在不同燃烧时刻的温度场分析可以看出, PC 箱梁桥具有很强的热惰性. 因此, 综合考虑实际燃烧情况和混凝土对高温的低敏感性, 将火灾燃烧时间设置为 3 600 s、5 400 s 和 7 200 s 共 3 种燃烧工况. 考虑到发生火灾燃烧后的爆炸当量主要取决于油罐内燃料的剩余量, 在进行了 7 200 s 火灾燃烧的情况下, 基本不会再发生很大当量的爆炸, 因此将继火灾燃烧之后的爆炸当量取为 200 kg、350 kg 和 550 kg 共 3 种爆炸工况.

爆炸当量分别为 200 kg 和 350 kg 时, PC 箱梁桥主要形成顶板局部损伤并未发生坍塌, 因此本节主要

针对 PC 箱梁桥的局部损伤以及相应损伤形成机理进行分析. 在燃烧时间分别为 0s(常温状态)、3 600 s、5 400 s 和 7 200 s, 发生 200 kg 当量爆炸的局部损伤云图如图 17 所示. 在常温爆炸工况下, 在爆炸前期顶板中部混凝土会发生局部压碎, 压碎面积很小, 随着爆炸波的传递, 顶板中部下侧和两侧腹板上方出现了混凝土拉裂情况, 腹板与顶板交界处出现了明显的混凝土压碎; 在爆炸后期, 由于腹板的存在, 爆炸波主要沿着桥体纵桥向发挥作用, 在顶板中部沿纵桥向造成了明显的压缩裂纹. 在 3 600 s 燃烧后爆炸的工况下, 顶板中部破损严重, 沿纵桥向几乎要达到火灾区域边界, 这主要是因为火灾前期热膨胀导致顶板中部混凝土的应力快速增长, 短短 6 min 就可达到 45 MPa; 在后期应力随着混凝土的自由变形有所释放, 但在发生爆炸的时候顶板中部混凝土依然处于高应力状态而很容易被压碎, 由于混凝土顶板的局部破损, 爆炸压力得到释放和消耗, 在火灾区域以外的混凝土并未出现破坏, 在腹板上方混凝土发生了明显拉裂裂纹. 在 5 400 s 燃烧后爆炸的工况下, 随着火灾燃烧时间的延长, 顶板中部混凝土的热应力有所下降, 爆炸前期在爆炸波的作用下顶板中部表层局部混凝土被压碎, 随着爆炸波的传递, 顶板中部下侧出现了混凝土拉裂; 在爆炸后期爆炸波沿着纵桥向传递, 混凝土在火灾区域边缘出现压碎情况, 整体混凝土的压碎分布比较分散. 在 7 200 s 燃烧后爆炸的工况下, 随着燃烧时间的延长, 顶板中部混凝土的热应力状态已接近常温状态, 然而高温的持续会造成材料性能的衰减, 7 200 s 时高温混凝土的弹性模量仅为常温混凝土的 2%, 抗压强度为原来的 14.5%, 因此爆炸前期造成了顶板中部混凝土破损情况较 5 400 s 燃烧后爆炸更严重, 顶板下侧的混凝土的拉裂情况也较 5 400 s 燃烧后爆炸更严重; 爆炸后期随着爆炸波的传递, 破损范围到达火灾区域边缘不再延伸, 整体混凝土压碎分布比较集中.

图 18 为 350 kg 当量爆炸在不同燃烧时间下的局部损伤云图. 随着爆炸当量的增加, 在常温工况下爆炸对梁体顶板形成了直径约为 1.4 m 的圆形贯穿损伤, 腹板和顶板交界处出现混凝土压碎, 同时由于腹板的限制作用, 爆炸波沿着纵桥向传递, 造成顶板上侧出现压缩裂纹, 顶板下侧出现拉伸裂纹. 除常温工况外, 其余燃烧工况下发生的爆炸均造成了箱梁顶板严重的贯穿损伤, 贯穿损伤边界为腹板和火灾区域边缘所构成, 并且在腹板和底板交界处观察到了拉伸损伤, 这主要是因为 PC 箱梁是上宽下窄的结构, 其对冲击波能量具有聚拢作用, 在冲击波冲破顶板到达

底板的时候会对交界处造成混凝土拉裂, 为后期混凝土整体坍塌提供了条件.

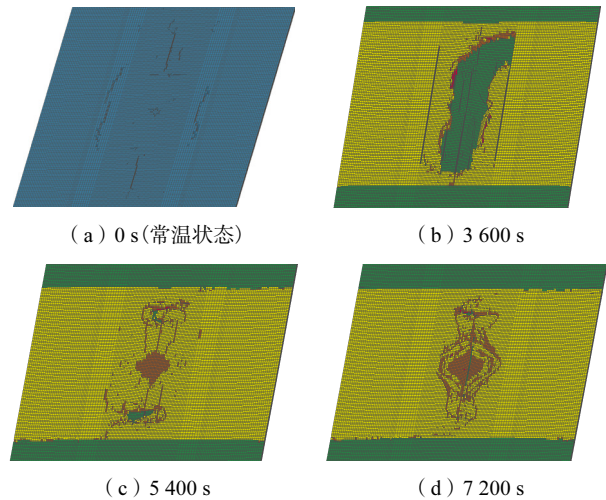


图 17 200 kg 当量爆炸在不同燃烧时间下的局部损伤云图
Fig.17 Local damage nephogram in the case of 200 kg equivalent explosion under different burning time

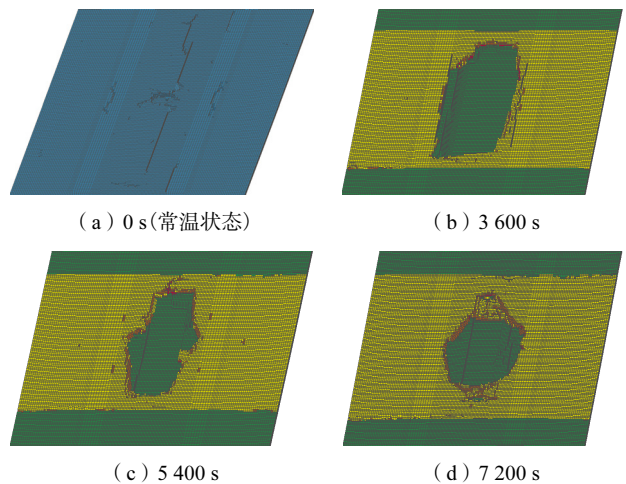


图 18 350 kg 当量爆炸在不同燃烧时间下的局部损伤云图
Fig.18 Local damage nephogram in the case of 350 kg equivalent explosion under different burning time

图 19 为 PC 箱梁桥跨中在不同燃烧时间下不同当量爆炸的位移曲线. 从图 19(a)可以看出: 随着燃烧时间的持续, PC 箱梁桥的跨中位移终值在不断增大, 最大位移终值为 16.3 mm, 小于文献[12]中规定的 $L/600$; 常温下发生 200 kg 当量爆炸, 跨中位移终值达到 7.0 mm; 持续 3 600 s 燃烧后发生 200 kg 当量爆炸, 位移终值达到了 6.0 mm, 其略小于常温工况下的对应值, 这是因为燃烧 3 600 s 后热应力导致顶板发生严重碎裂, 200 kg 当量炸药产生的冲击波此间得到了很大的消耗和释放, 而常温工况下冲击波会作用于整个桥面; 5 400 s 燃烧后爆炸的位移终值为 16.3 mm, 7 200 s 燃烧后爆炸的位移终值为 15.2 mm, 后者略小于前者是因为燃烧 7 200 s 后材料的高温软

化效应导致顶板破坏程度更大. 从图 19(b) 可以看出: 3 600 s 燃烧后爆炸和常温爆炸导致的整体箱梁位移是一致的; 随着火灾时间的持续, 在 350 kg 当量的工况下, 材料的高温软化效应占主导作用, 因此 7 200 s 燃烧后爆炸的跨中位移终值高于 5 400 s 燃烧后爆炸的对应值. 200 kg 和 350 kg 当量工况下 5 400 s 和 7 200 s 燃烧后的位移终值排序结果相反, 主要是因为常温工况下 350 kg 当量爆炸导致梁体顶板形成了直径约为 1.4 m 的圆形贯穿损伤, 而 200 kg 当量爆炸没有导致梁体发生明显破损. 综合图 19 分析, 随着爆炸当量的增加, PC 箱梁桥的跨中位移是逐步增大的.

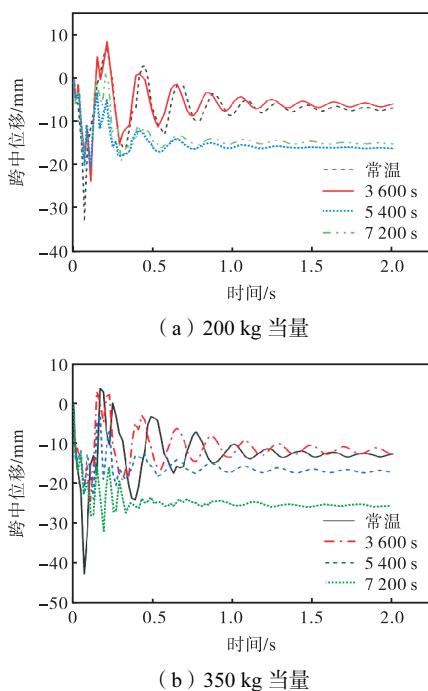


图 19 不同燃烧时间下不同当量爆炸的跨中位移曲线

Fig.19 Mid-span displacement curves in the cases of different equivalent explosions under different burning time

3.4 PC箱梁桥整体损伤及损伤原理分析

爆炸当量为 550 kg 时箱梁发生了底板坍塌, 因此本节主要针对箱梁的整体损伤以及相应损伤机理进行分析. 图 20 为 PC 箱梁桥在不同燃烧时间下爆炸当量为 550 kg 的整体损伤云图. 从图 20(a) 中可以看出, 常温情况下发生 550 kg 当量的爆炸在顶板形成直径为 2.2 m 的圆形贯穿破坏, 之后爆炸波会沿着破损区域进入到箱体内部. 由于破损的范围很小, 爆炸波会直接对 PC 箱梁的底板中部形成冲击, 因此 PC 箱梁底板中部形成了沿纵桥向的拉伸裂缝. 从图 20(b) ~ (d) 可以看出, 550 kg 当量在不同燃烧时间下发生的爆炸均造成了顶板的贯穿损伤, 且损伤边界由

两侧腹板和火灾区域边缘构成. 不论是较短时间燃烧引起的热膨胀应力还是较长时间燃烧导致的高温软化效应, 都使得混凝土顶板在爆炸前期的时候就发生了碎裂, 剩余的大部分冲击力会沿着两侧腹板向底板冲击. 由于腹板是上宽下窄结构, 其对冲击能量具有收拢作用, 因此箱梁底板和腹板的交接处更容易发生破损, 在箱梁底板中部未形成损伤之前底板和腹板的交界处就形成了拉裂损伤. 最终, 箱梁底板在冲击力和重力的共同作用下发生了坍塌.

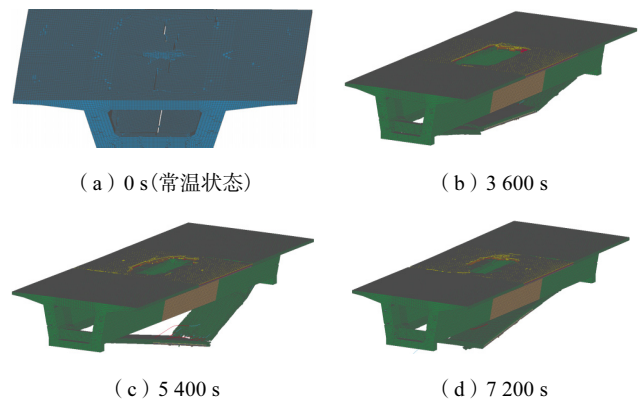


图 20 550 kg 当量爆炸在不同燃烧时间下的整体损伤云图

Fig.20 Overall damage nephogram in the case of 550 kg equivalent explosion under different burning time

4 结论

(1) 发生桥上火灾时, 桥面板的热应力重分布现象应得到关注. 桥上火灾热应力随着燃烧时间的推移呈现从顶板中部和翼缘板边缘向腹板上方移动的迹象, 其实质为顶板和翼缘板应力下降程度大于腹板上方混凝土应力下降程度. 由于桥面板的热应力, 在后期爆炸的过程中会出现小当量炸药也能造成箱梁顶板严重局部损伤的现象.

(2) 当火灾持续时间较短时, 200 kg 和 350 kg 当量爆炸会引起很大的局部损伤, 但对于该工况下桥体的整体位移而言, 其与常温爆炸下的桥体的整体位移近似且数值不大; 火灾持续时间较长时, 200 kg 和 350 kg 当量爆炸引起的顶板局部损伤虽然减小, 但箱梁桥的整体位移是增大的. 同一燃烧时间下, 梁体的整体位移随着炸药当量的增大也逐渐增大.

(3) 火灾爆炸联合作用下, 较大当量的炸药会使得 PC 箱梁发生坍塌. 以本文所建模型为例, 在高温 550 kg 炸药爆炸时, 较短时间火灾燃烧引起的顶板的高热应力和较长时间火灾燃烧导致的高温软化效应都能使顶板发生破损, 最终在箱梁结构的聚集作用下发生了坍塌.

参考文献:

- [1] Yan K, Yang J C, Doh J H, et al. Factors governing the fire response of prestressed reactive powder concrete beams[J]. *Structural Concrete*, 2021, 22(2): 607-622.
- [2] Song C J, Zhang G, Hou W, et al. Performance of prestressed concrete box bridge girders under hydrocarbon fire exposure[J]. *Advances in Structural Engineering*, 2020, 23(8): 1521-1533.
- [3] Wu X Q, Huang T, Au F T W, et al. Posttensioned concrete bridge beams exposed to hydrocarbon fire[J]. *Journal of Structural Engineering*, 2020, 146(10): 04020210.
- [4] 杨赞, 韩国振, 严波, 等. 内爆荷载作用下 PC 箱梁桥的动态响应过程[J]. *高压物理学报*, 2021, 35(1): 014201.
Yang Zan, Han Guozhen, Yan Bo, et al. Dynamic response process of PC box-girder bridge under implosion load[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2021, 35(1): 014201 (in Chinese).
- [5] Zhu Z, Li Y, Ma C. Damage analysis of small box girder bridges under car explosion[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2021, 120: 105104.
- [6] 肖霞, 崔磊, 刘进朝. 爆炸荷载下预应力混凝土梁抗爆性能数值模拟[J]. *消防科学与技术*, 2020, 39(10): 1366-1370.
Xiao Xia, Cui Lei, Liu Jinzhao. Numerical analysis of anti-explosion property of prestressed concrete beams under explosion load[J]. *Fire Science and Technology*, 2020, 39(10): 1366-1370 (in Chinese).
- [7] Zhai C C, Chen L, Xiang H B, et al. Experimental and numerical investigation into RC beams subjected to blast after exposure to fire[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 97: 29-45.
- [8] 邹慧辉, 陈万祥, 郭志昆, 等. 火灾后钢管 RPC 柱抗爆动力响应数值模拟研究[J]. *振动与冲击*, 2019, 38(21): 155-163, 171.
Zou Huihui, Chen Wanxiang, Guo Zhikun, et al. Numerical simulation for anti-blast dynamic response of fire-damaged RPC-filled steel tube columns[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(21): 155-163, 171 (in Chinese).
- [9] 胡文伟, 王蕊, 赵晖, 等. 考虑高温影响的钢管混凝土柱抗爆性能研究[J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(11): 113102.
Hu Wenwei, Wang Rui, Zhao Hui, et al. Study on explosion-resistance performance of concrete-filled steel tubular columns considering the influence of elevated temperatures[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021, 41(11): 113102 (in Chinese).
- [10] 刘群阳. 大跨度预应力混凝土箱梁力学性能分析[D]. 武汉: 湖北工业大学土木工程与建筑学院, 2013.
Liu Qunyang. Mechanical Property Analysis of Large-Span Prestressed Concrete Box Girder[D]. Wuhan: School of Civil Engineering and Architecture, Hubei University of Technology, 2013 (in Chinese).
- [11] 周清, 齐麟. LS-DYNA 软件中 5 种常用抗爆混凝土材料模型的分析与比较[J]. *混凝土*, 2019(11): 43-49.
Zhou Qing, Qi Lin. Analysis and comparison of 5 different common anti-explosion concrete material models of LS-DYNA software[J]. *Concrete*, 2019(11): 43-49 (in Chinese).
- [12] JTG 3362—2018 公路钢筋混凝土及预应力钢筋混凝土桥涵设计规范[S]. 北京: 人民交通出版社, 2018.
JTG 3362—2018 Specifications for Design of Highway Reinforced Concrete and Prestressed Concrete Bridges and Culverts[S]. Beijing: China Communications Press, 2018 (in Chinese).
- [13] Lie T T, Irwin R J. Method to calculate the fire resistance of reinforced concrete columns with rectangular cross section[J]. *ACI Structural Journal*, 1993, 90(1): 52-60.
- [14] ENV 1991-1-2 Eurocode 2: Design of Concrete Structures—Part 1-2: General Rules—Structural Fire Design[S]. Brussels: CEN, 2004.
- [15] ENV 1993-1-2 Eurocode 3: Design of Steel Structures—Part 1-2: General Rules—Structural Fire Design[S]. Brussels: CEN, 2005.
- [16] ENV 1992-1-2 Eurocode 1: Actions on Structures—Part 1-2: Actions on Structures Exposed to Fire[S]. Brussels: CEN, 2002.
- [17] 程海鲲. 火灾下预应力混凝土箱梁承载能力研究[D]. 西安: 长安大学公路学院, 2016.
Cheng Haikun. Study on the Bearing Capability of Prestressed Concrete Box Girders Exposed to Fire[D]. Xi'an: School of Highway, Chang'an University, 2016 (in Chinese).
- [18] Lawson R M. Fire engineering design of steel and composite buildings[J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2001, 57(12): 1233-1247.
- [19] 侯晓萌. 预应力混凝土梁板抗火性能与抗火设计方法研究[D]. 哈尔滨: 哈尔滨工业大学土木工程学院, 2009.
Hou Xiaomeng. Research on Fire Resistance and Fire Safety Design Method of Prestressed Concrete Beam and Slab[D]. Harbin: School of Civil Engineering, Harbin Institute of Technology, 2009 (in Chinese).
- [20] Luccioni B M, Ambrosini R D, Danesi R F. Analysis of building collapse under blast loads[J]. *Engineering Structures*, 2004, 26(1): 63-71.
- [21] 李清, 杨阳, 杨仁树, 等. 基于 MAT96 本构模型的钢筋混凝土结构爆破拆除数值模拟[J]. *爆破器材*, 2015, 44(1): 41-45.
Li Qing, Yang Yang, Yang Renshu, et al. The numerical simulation of reinforced concrete structure blasting based on MAT96 constitutive model[J]. *Explosive Materials*, 2015, 44(1): 41-45 (in Chinese).
- [22] Li L, Wang H W, Wu J, et al. Experimental and numerical investigation on impact dynamic performance of steel fiber reinforced concrete beams at elevated temperatures[J]. *Journal of Building Engineering*, 2022, 47: 103841.
(责任编辑: 武立有)