

预应力混凝土箱梁爆炸损伤评估及公式拟合

刘超, 孙启鑫

(同济大学 土木工程学院, 上海 200092)

摘要: 对预应力混凝土箱梁进行爆炸损伤评估研究。首先, 对矩形梁进行爆炸数值分析, 结合现场试验结果验证了爆炸数值模型的准确性、可靠性。其次, 基于箱梁剩余承载力, 建立了箱梁爆后损伤评估准则。通过对预应力混凝土箱梁在不同爆炸工况下的爆后剩余承载力计算, 建立箱梁各损伤程度下 $P-I$ (超压-冲量) 曲线。研究发现, 混凝土强度对箱梁超压和冲量临界值影响较大, 钢筋屈服强度对超压和冲量临界值影响较小。随着结构损伤等级的增大, 各参数对箱梁 $P-I$ 曲线的影响幅度各不相同。最后, 对不同混凝土强度箱梁中各损伤等级 $P-I$ 曲线进行公式拟合, 并对拟合参数 β 进行分析。

关键词: 预应力混凝土箱梁; 爆炸损伤; 评估准则; 参数化分析; 公式拟合

中图分类号: U441; TU312

文献标志码: A

Explosion Damage Assessment and Formula Fitting of Prestressed Concrete Box Girder

LIU Chao, SUN Qixin

(College of Civil Engineering, Tongji University, Shanghai 200092, China)

Abstract: In this paper, the explosion damage assessment of prestressed concrete box girder is studied. First, the numerical analysis model of rectangular beam explosion is conducted, and the accuracy and reliability of the explosion numerical model is verified by the field test results. Then, based on the residual bearing capacity of the structure, the damage assessment criterion of box girder at explosion load is established. By analyzing the residual bearing capacity of box girders at explosion load, the $P-I$ (pressure - impulse) curves of various damage degrees of box girders are determined. The results show that the concrete strength has a greater influence on the critical value of overpressure and impulse, while the

yield strength of reinforcement has less influence. With the increase of damage grade, the influence amplitude of each parameter on $P-I$ curve of box girder is different. Finally, the formula fitting of $P-I$ curves of all damage grades of box girder with different concrete strength is performed, and the fitting parameter β is analyzed.

Key words: prestressed concrete box girder; explosion injury; evaluative criteria; parametric analysis; formula fitting

桥梁属于国家重大基础设施, 被视为交通网络的咽喉。桥梁结构遭受爆炸损毁不易修复, 因此研究桥梁结构的爆后损伤评估具有重要意义。杜刚^[1]通过试验研究了不同爆炸条件下钢筋混凝土 T 梁桥和箱梁桥的动态响应, 认为 T 梁和箱梁模型的翼板比腹板更容易产生破坏, 而且在相同爆炸条件下, 箱梁的抗爆性更好。蒋志刚等^[2]对悬索桥进行爆炸数值模拟, 分析了空爆作用下悬索桥的竖向弯曲响应和钢箱梁桥面板塑性变形特点。Tang 等和 Hao 等^[3-4]对大跨径斜拉桥进行爆炸荷载作用下倒塌数值模拟分析, 研究了全桥在爆炸作用下桥台、主塔、加劲梁等主要构件的破坏情况, 同时根据研究成果提出了防止桥梁垮塌桥塔和桥墩的最小比例距离。

在结构的爆后安全评估方面, 国内外也进行了一系列的研究, 并取得了一些研究成果。超压-冲量 ($P-I$) 曲线图是第二次世界大战后提出的^[5], 是目前描述结构抗爆特性最科学有效的方法, 也是采用最广的爆炸破坏评定的方法。目前, $P-I$ 曲线可用于预测和评价爆炸荷载下不同材料模型、边界条件甚至不同损伤模式的结构构件的损伤程度。基于 $P-I$ 曲线在结构爆炸损伤评估方面的广泛应用, 国内外学者对不同结构爆炸损伤评估做了相关研究。在梁结

收稿日期: 2021-11-30

第一作者: 刘超(1977—), 男, 副教授, 博士生导师, 工学博士, 主要研究方向为桥梁抗爆。

E-mail: lctj@tongji.edu.cn

通信作者: 孙启鑫(1988—), 男, 博士生, 主要研究方向为桥梁抗爆。E-mail: qixinjs@tongji.edu.cn



论文
拓展
介绍

构方面, Fallah等^[6]基于量纲分析理论,研究了爆炸荷载形状对连续梁 $P-I$ 曲线的影响。通过引入量纲一参数,得到了与荷载形状无关的弹性和弹塑性连续梁的 $P-I$ 曲线。Hamra等^[7]通过理论推导对框架梁的 $P-I$ 曲线进行了参数分析,研究并分析了侧向约束、轴压比等因素对 $P-I$ 曲线的影响。田志敏等^[8]基于等效单自由度运动方程,采用数值求解方法,得出了钢板-混凝土复合梁的 $P-I$ 曲线。在板结构方面, Xu等^[9]利用单自由度系统分析了爆炸荷载作用下钢筋混凝土板的直剪破坏,得到了评价楼板直剪破坏的 $P-I$ 曲线和快速确定破坏曲线的简化函数。Dragos等^[10]评估了超高性能混凝土板在爆炸荷载下的损伤程度,并确定了不同参数下的 $P-I$ 曲线。Shim等^[11]对多层泡沫铝板进行爆炸损伤评估研究,并通过数值分析得到了铝板的 $P-I$ 曲线。在柱结构的研究中, Mutalib等^[12]对纤维混凝土柱进行了爆炸损伤评估研究,并根据柱的剩余承载力采用LS-DYNA程序确定了结构 $P-I$ 曲线。陈俊杰等^[13]基于单自由度等效体系运动方程和结构变形的理想弹塑性模型,在传统能量法基础上考虑阻尼影响,提出了快速计算 $P-I$ 曲线的简化方法。

综上所述,国内外已经开展了部分建筑结构的爆炸损伤评估研究,而对于桥梁结构的爆炸损伤评估研究较少。目前研究中所选用的混凝土梁结构多为开口截面形式,而针对箱梁这种闭口截面形式的研究较少。研究表明,在爆炸荷载作用下闭口截面形式受到的损伤比开口截面更大。我国预应力混凝土箱梁桥数量众多,但对于箱梁结构在爆炸荷载作用下的损伤程度评估方面能够实际应用成果仍较少,还没有建立混凝土箱梁的 $P-I$ 曲线图,缺乏有效、快速的箱梁结构爆后损伤评估公式。因此,本文针对预应力混凝土箱梁的爆炸损伤评估开展研究,采用LS-DYNA V971^[14]数值模拟计算了混凝土箱梁在不同爆炸荷载作用下的动力响应和损伤形式,并基于结构剩余承载力理论研究了混凝土箱梁不同损伤程度的 $P-I$ 曲线。通过参数化分析,研究了混凝土强度、钢筋强度对箱梁 $P-I$ 曲线的影响。根据数值计算结果,建立混凝土箱梁 $P-I$ 曲线经验公式,确定箱梁在爆炸荷载作用下快速评价方法。

1 箱梁爆炸作用下 $P-I$ 曲线研究

1.1 $P-I$ 曲线及建立方法

图1为结构在爆炸荷载作用下的 $P-I$ 曲线^[15]。

由图1可以看出, $P-I$ 曲线中有两条渐近线,即超压渐近线和冲量渐近线,两条渐近线分别定义了超压和冲量两个参数的临界值。根据超压和冲量数值不同, $P-I$ 曲线可分为3段,分别对应3种不同性质爆炸荷载,即冲量荷载、动力荷载和准静态荷载。

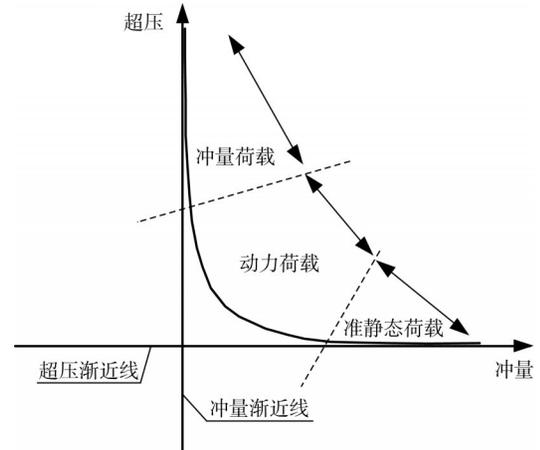


图1 $P-I$ 曲线

Fig.1 $P-I$ curve

同时,由图1还可以看出, $P-I$ 曲线将空间分为两部分。当爆炸荷载(超压、冲量)在曲线的右上方时,结构的损伤程度高于曲线所对应的损伤程度,反之,结构的损伤程度低于曲线所对应的损伤程度。通常构件基于 $P-I$ 曲线的损伤评估准则是由一系列分别代表不同损伤程度的 $P-I$ 曲线构成,这些曲线将压力-冲量空间分为若干个独立的区域,每一个区域分别对应着不同的损伤等级。

1.2 箱梁 $P-I$ 损伤评估准则

对于梁结构的损伤评估可选用其弯曲承载力的退化程度来表示,跨中弯曲承载力的退化可以反应梁结构整体弯曲性能的损伤,和结构的全局属性有关。因此,对于预应力混凝土箱梁在爆炸作用下的损伤评估,可以用其跨中剩余弯曲承载力来定义,结合相关研究成果^[15],其损伤程度 D 表示为

$$D=1-P_{\text{Residual}}/P_{\text{Original}} \quad (1)$$

式中: P_{Residual} 为箱梁爆后剩余弯曲承载力,可以通过数值模拟方法得到; P_{Original} 为箱梁在常应力状态下的极限弯曲承载力。根据箱梁受力分析,箱梁的受力过程基本分为5个阶段,可以划分为4个受力状态,分别为箱梁底板开裂状态、箱梁主裂缝形成并发展至腹板、箱梁纵筋初始屈服状态、箱梁顶板混凝土压碎破坏状态。结合箱梁各受力状态,本文将箱梁4个受力状态对应的剩余承载力定义为结构在爆炸作用下的损伤等级。

当 $D=0\sim 0.2$ 时,箱梁轻度损伤。

当 $D=0.2\sim 0.5$ 时,箱梁中度损伤。

当 $D=0.5\sim 0.8$ 时,箱梁重度损伤。

当 $D=0.8\sim 1.0$ 时,箱梁完全破坏。

爆后箱梁的 4 个损伤等级对应到结构破坏中分别代表不同的破坏程度。以剩余承载力作为结构损伤程度指标既可以针对不同抗爆等级设计的构件,又可以根据此值分析构件在遭受爆炸荷载后的安全性和使用价值,物理意义明确。

2 有限元模型建立

2.1 预应力混凝土箱梁概况

选用交通运输部颁布的桥梁上部结构通用图,即 25 m 预应力混凝土箱梁进行结构在爆炸作用下的 $P-I$ 曲线研究。箱梁总高度为 1 400 mm,总宽度为 2 400 mm,顶板厚 180 mm,混凝土抗压强度为 50 MPa,钢筋力学参数如表 1 所示。

箱梁预应力钢绞线采用抗拉强度标准值为 1 860 MPa、公称直径 $d=15.2$ mm 的低松弛高强度

钢绞线,张拉应力为 1 395 MPa。箱梁尺寸和预应力布置如图 2 所示。

2.2 有限元模型参数选取

采用有限元程序 LS-DYNA,对箱梁进行数值模拟。采用 Solid164 八节点实体单元对箱梁进行模拟,钢筋采用 Beam161 单元模拟。采用 Lagrange 单元进行结构实体建模,空气和炸药采用 Euler 单元建模,模型采用多材料任意拉格朗日-欧拉(MM-ALE)方法进行多物质流固耦合分析,采用动力松弛方法进行箱梁应力初始化计算,箱梁有限元模型如图 3 所示。

2.2.1 材料模型的选用

采用高爆燃烧材料模型 MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN(MAT_008),结合 EOS_JWL 状态方程对爆炸荷载进行模拟^[16-17]。利用 MAT_NULL 材料模型并结合状态函数^[18]对空气进行模拟,具体参数如表 2~4 所示。表 2~4 中, ρ 为材料密度; v 为爆速; p 为爆轰波阵面的压力; β 为炸药单元内部压力计算公式的标识变量; K 为体积弹性模量; G 为剪切模量; S 为屈服应力; A 、 B 、 R_1 、 R_2 、 ω 为材料

表 1 箱梁钢筋力学参数

Tab.1 Mechanical parameters of box girder reinforcement

型号	密度/($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性模量/Pa	泊松比	屈服强度/Pa	切线模量/Pa	最大伸长率/%
HRB400	7.85×10^3	2.06×10^{11}	0.3	4.33×10^8	2.06×10^9	13.8
HPB300	7.85×10^3	2.01×10^{11}	0.3	3.12×10^8	2.02×10^9	9.1

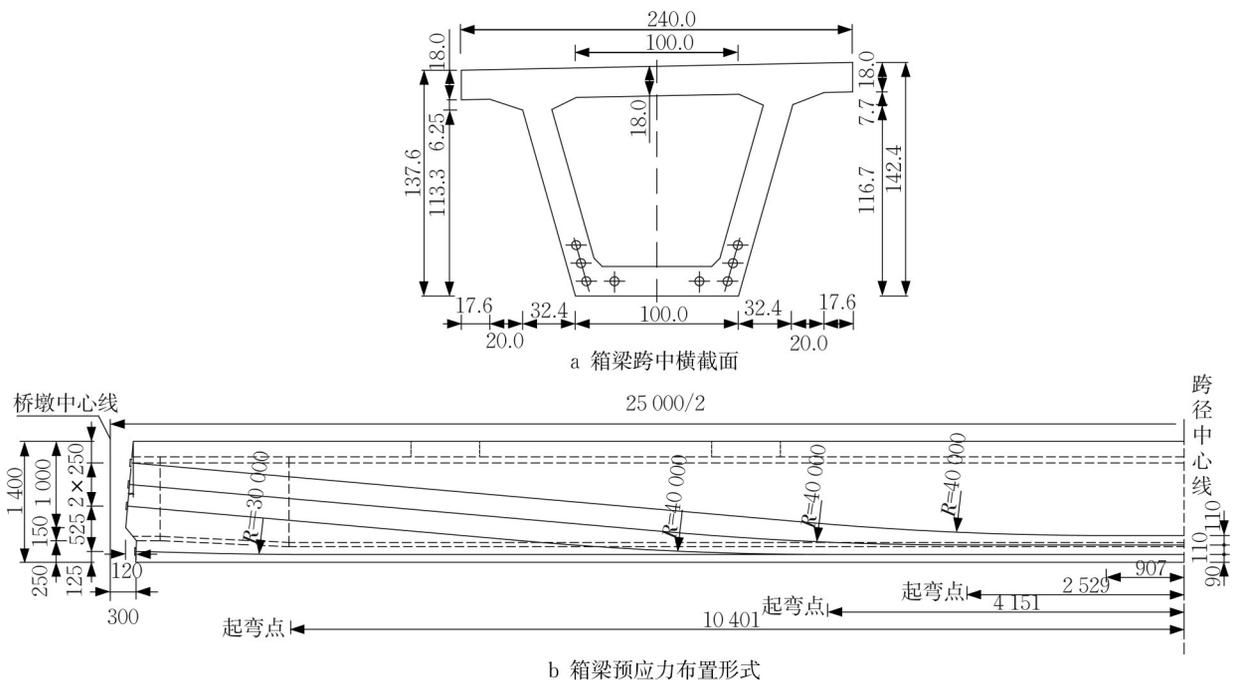


图 2 箱梁尺寸及预应力布置图(单位:mm)

Fig.2 Box girder section size and reinforcement arrangement (unit:mm)

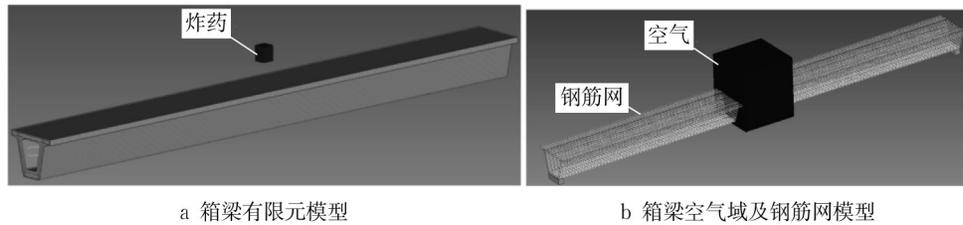


图 3 箱梁爆炸有限元模型

Fig.3 Finite element model of box girder explosion

常数; E_0 为单位体积内能; V_0 为相对体积; $C_0, C_1, C_2, C_3, C_4, C_5, C_6$ 为空气状态方程参数。

表 2 TNT 炸药材料参数

Tab.2 Parameters of TNT explosive materials

$\rho/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$	$v/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	p/GPa	β	K	G	S
1 600	6 930	21.15	0	0	0	0

表 3 TNT 炸药材料状态方程参数

Tab.3 Equation parameter of TNT explosive material

A/Pa	B/Pa	R_1	R_2	w	$E_0/(\text{J}\cdot\text{m}^{-3})$	V_0
3.74×10^{11}	3.75×10^9	4.15	0.9	0.35	7×10^9	1.0

表 4 空气状态方程参数

Tab.4 Equation parameter of air status

C_0/Pa	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	$E_0/(\text{J}\cdot\text{m}^{-3})$	V_0
0.1×10^5	0	0	0	0.4	0.4	0.0	2.5×10^5	1.0

混凝土采用 MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3(MAT_72R3)模型进行模拟,混凝土抗压强度按 50 MPa 输入。该模型定义了 3 个失效面,即初始屈服面、极限强度面和残余强度面,模型中考虑了损伤^[19-20]和应变率效应。选用 LS-DYNA 材料库中 MAT_PLASTIC_KINEMATIC (MAT_003) 材料模型来模拟普通钢筋、预应力钢筋在高应变率下的动力特性,如表 5 所示。

表 5 钢筋材料参数

Tab.5 Parameters of steel materials

密度/ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	弹性模量/Pa	泊松比	屈服强度/Pa	切线模量/Pa
7.85×10^3	2.06×10^{11}	0.3	2.35×10^8	2.06×10^9

2.2.2 应变率效应和侵蚀算法选择

当爆炸荷载发生时,材料在高应变率作用下强度比准静态作用下高。本文采用 CEB^[21]和 Malvar 等^[22]模型分别计算混凝土强度的动力放大系数。混凝土抗压强度的动力放大系数由公式(2)确定。

$$k = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{30 \times 10^{-6}} \right)^{1.026\alpha}, & \dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1} \\ \gamma \dot{\epsilon}^{1/3}, & 30 < \dot{\epsilon} \leq 300 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (2)$$

式(2)中: $\alpha = (5 + 3f_{cu}/4)^{-1}$, f_{cu} 为立方体抗压强度; ϵ 为混凝土压应变; $\lg \gamma = 6.156\alpha - 0.49$ 。

混凝土抗拉强度的动力放大系数由公式(3)确定。

$$k = \begin{cases} \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-6}} \right)^\delta, & \dot{\epsilon} \leq 1 \text{ s}^{-1} \\ \beta \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-6}} \right)^{1/3}, & 1 < \dot{\epsilon} \leq 300 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (3)$$

式中: $\delta = 1/(1 + 8f'_c/f'_{c0})$, $f'_{c0} = 10 \text{ MPa}$, f'_c 为单轴抗压强度; $\lg \beta = 6\delta - 2$ 。

钢材的动力放大系数直接采用 K&C 模型进行计算^[23],其动力放大系数表达式为: $k = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-4}} \right)^\alpha$, 对于屈服应力, $\alpha = \alpha_{fy} = 0.074 - 0.04f_y/(414 \text{ MPa})$, f_y 为屈服应力,对于极限应力 $\alpha = \alpha_{fu} = 0.019 - 0.009f_u/(414 \text{ MPa})$, f_u 为极限应力。

数值模拟中,采用 LS-DYNA 中的 MAT_ADD_EROSION 函数对材料进行破坏失效的定义。考虑到混凝土软化、应变率效应和配筋约束效应的影响,同时,为了避免由于元素大量缺失破坏结构质量守恒,采用 0.1 主应变作为混凝土破坏准则,钢材采用 0.2 主应变作为破坏准则。

2.3 有限元模型验证

通过文献[24]中已有试验来验证文中数值模型所采用算法、接触类型和材料模型的合理性。文献[24]中试验构件是长×宽×高分别为 1 350 mm×125 mm×125 mm 的混凝土矩形梁,构件混凝土和钢筋的力学性能见文献[25]。其中, $\phi 6$ HPB235 钢筋的屈服强度和极限强度分别为 395 MPa 和 501 MPa,混凝土的单轴抗压强度为 40.45 MPa。本节对文献[24]中 B1-1 和 B2-1 梁进行建模,将模拟结果与试验进行对比,矩形梁有限元模型如图 4 所示。

试验梁的爆炸分析时长设定为 60 ms,模型采用 5 mm 网格进行计算。在爆炸荷载作用下梁构件损伤模式如图 5、6 所示,破坏区域参数见表 6。

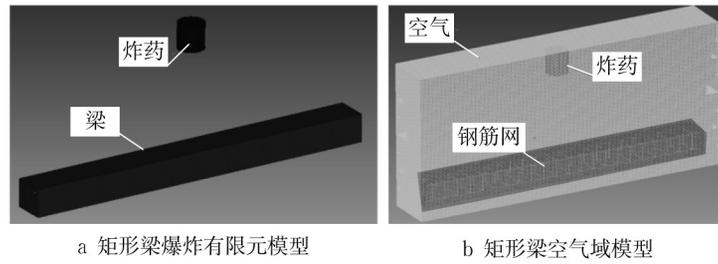


图4 矩形梁爆炸有限元模型

Fig.4 Finite element model of rectangular beam explosion



图5 矩形梁爆炸试验损伤效应图

Fig.5 Damage effect of beam in explosion test

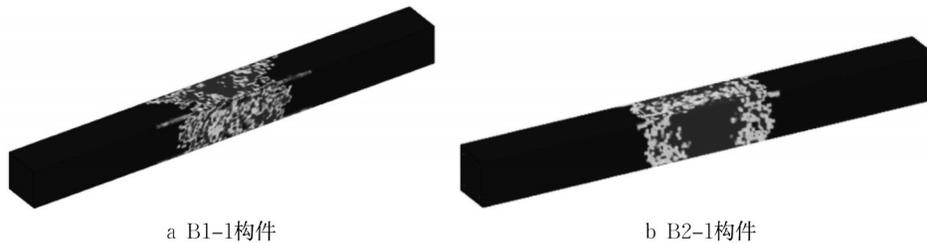


图6 矩形梁爆炸数值模拟损伤效应

Fig.6 Numerical simulation damage effect of beam

表6 梁构件爆炸损伤区域具体参数

Tab.6 Parameters of beam explosion damage area

构件	比例距离/($m \cdot kg^{-1/3}$)	箍筋型号	配箍率	剥落长度/mm		跨中位移/mm	
				试验	模拟	试验	模拟
B1-1	0.5	$\phi 6@60$	0.754	210	196	36	32
B2-1	0.5	$\phi 6@120$	0.377	280	259	55	53

注:炸药当量为0.99 kg,爆心在梁顶部中心上方距离梁为0.5 m。

由图5、6可以看出,在爆炸作用下数值结果和试验现象均为矩形梁顶面发生爆炸贯穿破坏,背爆面混凝土剥落损伤,腹板发生局部混凝土剥落损伤。同时,通过将矩形梁构件在有限元分析爆炸损伤区域和现场爆炸试验得出的具体损伤数据进行对比发现,爆炸作用下数值模拟构件的剥落长度与试验剥落长度比值为0.930和0.925,数值计算挠度与试验测得的挠度的比值在0.89和0.96之间,误差均较小。因此,本文数值模型可以较准确地模拟钢筋混凝土梁在爆炸作用下的动力响应与破坏模式,可继续进行后续分析。

3 箱梁 $P-I$ 曲线建立及参数化分析

3.1 预应力混凝土箱梁弯曲承载力分析

结构剩余承载力是进行爆炸后结构损伤破坏与倒塌风险评估的基础,本文采用数值模拟方法求解爆炸作用下预应力混凝土箱梁剩余承载力的过程如图7所示。具体步骤为:①建立箱梁有限元模型施加重力荷载和预应力荷载,模拟箱梁的初始应力状态,计算至构件达到静力平衡。②对箱梁施加爆炸荷载,分析时长要满足箱梁在爆炸荷载下充分响应并达到受力平衡。③待结构达到新的受力平衡状态后,在箱梁跨中施加位移荷载继续计算,直至结构破

坏。采用ABAQUS软件建立原箱梁有限元模型,模型共有45 706个单元,51 012个节点,对未受爆炸作用的箱梁进行极限承载力计算,在箱梁跨中上方进行加载直至箱梁发生弯曲破坏,提取其荷载-位移曲线如图8所示,破坏形态如图9所示。

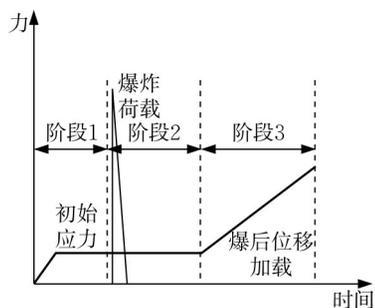


图7 箱梁全过程加载示意图

Fig.7 Whole process loading of box girder

由图8和图9可知,随着荷载的增加,梁底出现竖向主裂缝,顶板混凝土压碎破坏,预应力失效。此时,荷载-挠度曲线斜率逐渐趋于零,荷载不再增加,挠度迅速增大,箱梁发生弯曲破坏,箱梁极限承载力

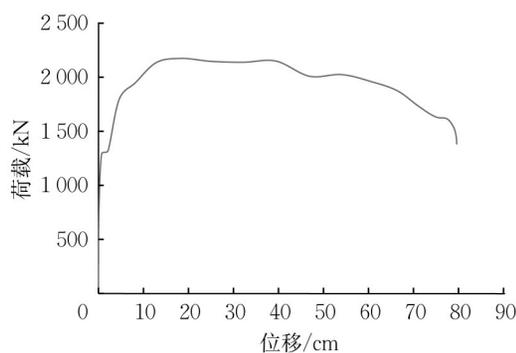


图8 原箱梁结构荷载-位移曲线

Fig.8 Load-displacement curve

为2 160 kN,最大位移为38 cm。

3.2 箱梁P-I曲线建立

根据1.2节设置的损伤评估准则,采用LS-DYNA三阶段法对箱梁进行不同损伤等级的数值计算,为保证箱梁在爆炸作用下响应充分完成,二阶段爆炸计算时间设置为0.08 s。通过对箱梁顶面上方近爆作用情形进行不同损伤等级的大量数值模拟试算,找出各损伤等级分界点对应的P-I组合临界值,得到箱梁各损伤等级P-I曲线,如图10所示。

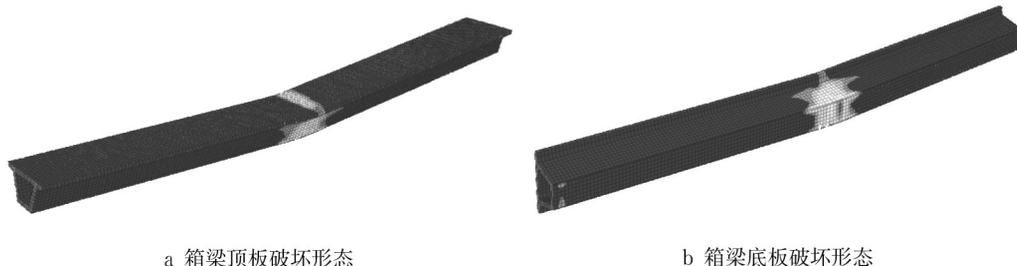


图9 箱梁破坏形态

Fig.9 Bending failure of box girder

由图10可以看出,当箱梁损伤等级D分别为0.2、0.5和0.8时,各P-I曲线形状基本一致,超压临界值分别为6 250、10 500和13 000 kPa,冲量临界值分别为9 250、22 250和37 250 kPa·ms。当损伤等级D从0.2增加至0.8时,箱梁P-I曲线向右上方偏移量逐渐增加,而且增加幅度并不一致,表明随着箱梁损伤等级的增加,结构P-I曲线超压和冲量临界值是非线性变化的。同时,随着箱梁损伤等级的增大,超压和冲量临界值逐渐增大,其中冲量临界值增大的幅度较大,说明结构的损伤程度对结构冲量荷载变化较为敏感。

3.3 混凝土强度对箱梁P-I曲线的影响

为研究混凝土强度对箱梁P-I曲线的影响,采取前述的数值计算方法,获得当混凝土强度分别为

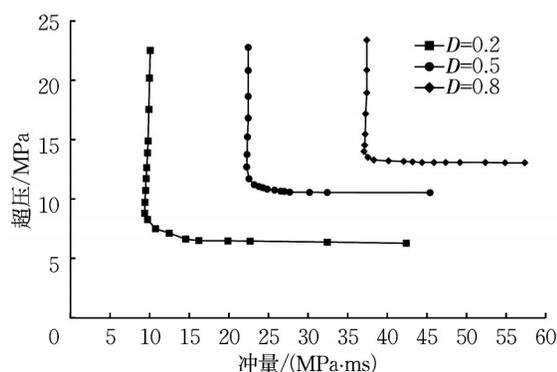


图10 各损伤等级箱梁P-I曲线

Fig.10 P-I curve of box girder with different damage grades

30、40和50 MPa时箱梁P-I曲线,如图11所示。

由图11可以看出,随着混凝土强度的增加,箱

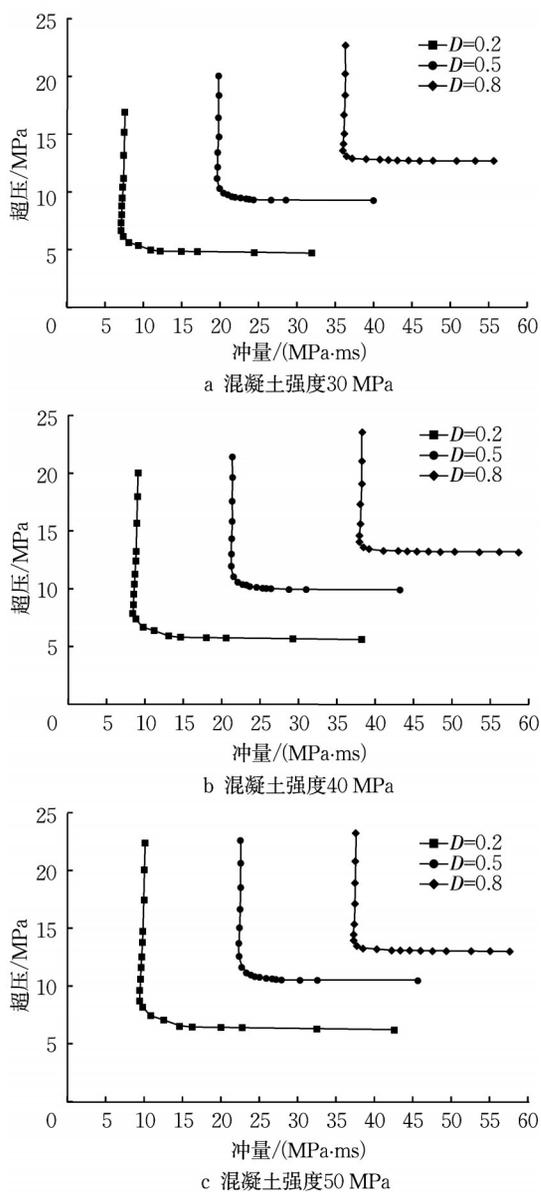


图 11 不同混凝土强度箱梁 $P-I$ 曲线
 Fig.11 $P-I$ curves of box girders at different concrete strengths

梁 $P-I$ 曲线形式基本一致, 曲线在不同荷载区间均向右上方偏移, 因为混凝土强度提高, 使得结构的抗爆性能提高, 在同一损伤等级下, 需要更大的超压和冲量荷载。混凝土强度分别为 40 和 50 MPa 时, 超压临界值和冲量临界值相比混凝土强度为 30 MPa 变化幅度分别为 6.0%~20.3%、4.0%~33.7% 和 7.7%~19.3%、3.9%~32.1%。当 $D=0.8$ 时, 相比混凝土强度 40、50 MPa 时箱梁 $P-I$ 曲线非但没有向右上方偏移, 反而向左下方偏移, 这主要因为随着混凝土强度提高, 混凝土的脆性显著增加, 延性降低, 使得在大变形、高等级损伤时结构更易变形, 动态响应也更剧烈, 所需的爆炸荷载相应地有所减小。通

过分析, 可以得到箱梁 $P-I$ 曲线超压和冲量临界值与混凝土强度 f_c 的关系, 如图 12 所示。

由图 12 可知, 随着混凝土强度的增加, 超压和冲量临界值增大的幅度变小, 这主要是因为, 对于箱梁大损伤变形, 混凝土强度提高的同时, 其脆性也相应的增加, 爆炸荷载下箱梁动态响应更剧烈, 因此爆炸荷载下结构损伤程度较大。同时, 对于不同的损伤程度, 混凝土强度对于箱梁 $P-I$ 曲线渐近线的影响是不完全相同的。当损伤程度 $D=0.2$ 和 0.5 时, 混凝土强度从 C30 增加至 C50, $P-I$ 曲线向上偏移较多, 当损伤程度 $D=0.8$ 时, 箱梁结构 $P-I$ 曲线向上偏移较少。

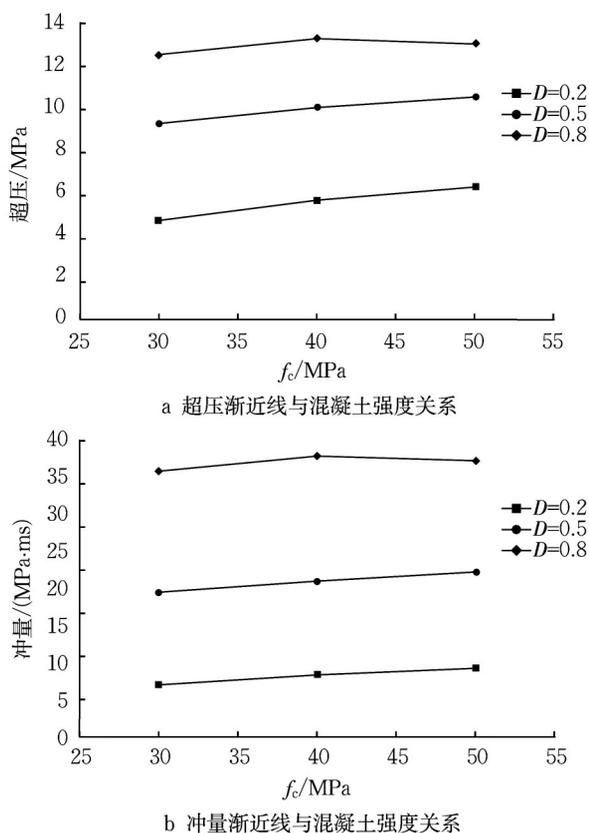


图 12 $P-I$ 曲线的超压渐近线、冲量渐近线与混凝土强度的关系

Fig.12 Relationship between overpressure, impulse and concrete strength

3.4 钢筋屈服强度对箱梁 $P-I$ 曲线的影响

为研究纵筋屈服强度对结构 $P-I$ 曲线的影响, 保持箱梁其他参数不变, 计算分析当梁内纵筋屈服强度分别为 300、400 和 500 MPa 时箱梁的损伤等级分界点和 $P-I$ 曲线, 如图 13 所示。

钢筋屈服强度分别为 400 和 500 MPa 时, 超压和冲量临界值相比钢筋屈服强度为 300 MPa 时增大

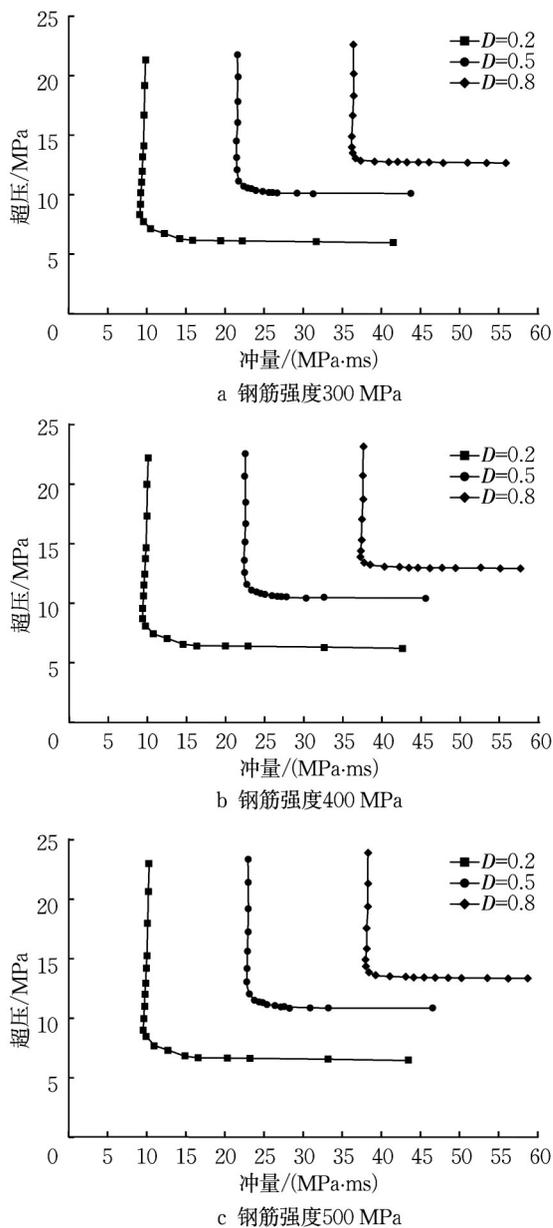


图13 钢筋屈服强度不同时箱梁P-I曲线

Fig.13 P-I curves of box girder at different reinforcement yield strengths

幅度分别为 2.97%~6.38%、4.95%~8.94% 和 2.21%~4.71%、5.07%~7.06%，超压和冲量的增幅较小。同时由图13可以看出，当钢筋屈服强度为500 MPa时，箱梁的P-I曲线在动力荷载阶段变化相对明显，说明箱梁发生大变形时，钢筋屈服强度对箱梁的抗爆性能会有一定程度的影响。分析可得，箱梁不同损伤等级下P-I曲线超压和冲量临界值与钢筋屈服强度的关系如图14所示。

钢筋屈服强度从300 MPa增加至400 MPa和500 MPa，当D=0.2时，超压临界值分别增大6.38%和8.94%，冲量临界值分别增大2.21%和6.08%。

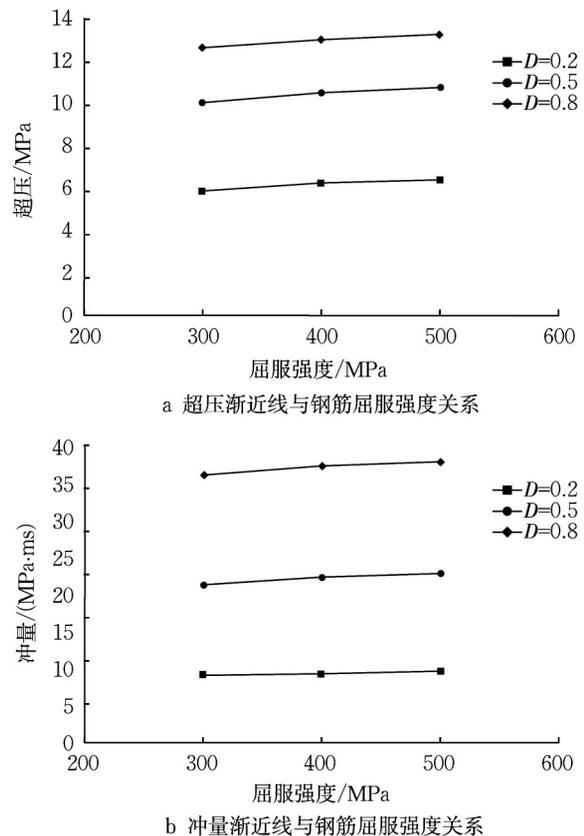


图14 P-I曲线的超压渐近线、冲量渐近线与钢筋屈服强度的关系

Fig.14 Relationship between overpressure, impulse, and reinforcement strength

当D=0.5时，超压临界值分别增大29.35%和15.00%，冲量临界值分别增大4.61%和7.10%。当D=0.8时，超压临界值分别增大2.97%和4.95%，冲量临界值分别增大3.47%和5.07%。对比可以看出，钢筋屈服强度对箱梁P-I曲线的影响相比混凝土强度的影响较小，在箱梁P-I曲线各荷载阶段影响效果基本一致。

4 箱梁P-I曲线方程拟合

对箱梁各损伤等级P-I曲线进行公式拟合，通过参考相关文献^[10,15]及观察箱梁P-I曲线特点，采用公式 $(P - P_0)(I - I_0) = (P_0/2 + I_0/2)^\beta$ 对曲线进行拟合，式中，P为爆炸冲击波峰值反射超压，I为爆炸冲击波正向阶段反射冲量，P₀为造成结构某一程度损伤的超压临界值，I₀为造成结构某一程度损伤的冲量临界值，β是与结构性质和损伤程度等级相关的常数。由于混凝土强度对箱梁P-I曲线影响较大，因此对不同混凝土强度的箱梁在不同损伤程度下的P-I曲线进行公式拟合，结果见表7。

表7 不同混凝土强度箱梁 $P-I$ 曲线拟合公式Tab.10 $P-I$ curve fitting formula of box girder at different concrete strength

约束条件	损伤程度	混凝土强度	拟合公式
简支 约束	0.2	C30	$(P - 4.68)(I - 7.0) = \left(\frac{7.0}{2} + \frac{4.68}{2}\right)^{1.54}$
		C40	$(P - 5.63)(I - 8.35) = \left(\frac{8.35}{2} + \frac{5.63}{2}\right)^{1.56}$
		C50	$(P - 6.25)(I - 9.25) = \left(\frac{9.25}{2} + \frac{6.25}{2}\right)^{1.58}$
	0.5	C30	$(P - 9.25)(I - 19.5) = \left(\frac{19.5}{2} + \frac{9.25}{2}\right)^{1.32}$
		C40	$(P - 10.0)(I - 21.0) = \left(\frac{10.0}{2} + \frac{21.0}{2}\right)^{1.32}$
		C50	$(P - 10.5)(I - 22.25) = \left(\frac{10.5}{2} + \frac{22.25}{2}\right)^{1.34}$
	0.8	C30	$(P - 12.5)(I - 35.85) = \left(\frac{12.5}{2} + \frac{35.85}{2}\right)^{1.22}$
		C40	$(P - 13.25)(I - 37.88) = \left(\frac{37.88}{2} + \frac{13.25}{2}\right)^{1.25}$
		C50	$(P - 13.0)(I - 37.25) = \left(\frac{37.25}{2} + \frac{13.0}{2}\right)^{1.26}$

由表7可以看出,随着箱梁损伤程度的增大,箱梁在不同混凝土强度条件下,当损伤程度为0.2时,拟合参数 β 在1.54~1.58之间,当损伤程度为0.5时,拟合参数 β 在1.32~1.34之间,当损伤程度为0.8时,拟合参数 β 在1.22~1.26之间。分析可以看出,参数 β 随着箱梁损伤程度的增大而逐渐降低。同时,参数 β 与箱梁的混凝土强度也密切相关,结构在同一损伤程度下,参数 β 随着箱梁混凝土强度的增大有增大的趋势,而且随着箱梁损伤程度的增大,拟合参数 β 受混凝土强度的影响越显著。

5 结论

对预应力混凝土箱梁在爆炸荷载下的损伤 $P-I$ 曲线进行了研究,研究成果适用于对单箱单室预应力箱梁构件在爆炸荷载作用下进行快速损伤评估,得到如下结论:

(1)通过对矩形梁进行爆炸数值分析,将损伤形态与试验结果进行对比,验证本文爆炸数值模型的准确性、可靠性。以剩余承载力为指标,建立箱梁爆炸损伤评估准则。确定建立箱梁 $P-I$ 曲线的全过程计算方法,并对原箱梁的极限承载力和爆后箱梁的剩余承载力进行计算。

(2)对预应力混凝土箱梁进行大量的数值计算并建立箱梁不同损伤程度的 $P-I$ 曲线。研究表明,随着箱梁损伤等级的增加,结构 $P-I$ 曲线中超压和冲量临界值是非线性变化的,且冲量临界值增大的幅度较大。

(3)对箱梁混凝土强度、纵筋屈服强度对箱梁各损伤等级 $P-I$ 曲线的影响进行参数化分析。分析得出,混凝土强度对箱梁超压和冲量临界值影响较大,纵筋屈服强度对超压和冲量临界值影响较小,而且随着结构损伤等级的增大,各参数对箱梁 $P-I$ 曲线的影响幅度各不相同。

(4)对不同混凝土强度箱梁中各损伤等级 $P-I$ 曲线进行公式拟合。分析得出,拟合参数 β 随着箱梁损伤程度的增大而逐渐减小。在同一损伤程度下,参数 β 随着结构混凝土强度的增大而增大。随着箱梁损伤程度的增大,拟合参数 β 受混凝土强度的影响越显著。

作者贡献声明:

刘超:确定研究内容和实施方案,指导撰写及修改成稿。

孙启鑫:完成模拟计算及数据分析,撰写论文初稿。

参考文献:

- [1] 杜刚. 爆炸荷载作用下钢筋混凝土T梁桥和箱梁桥的动态响应研究[D]. 武汉: 武汉科技大学, 2018.
DU Gang. Dynamic analysis of reinforced concrete T and box girder bridge subjected to blast load [D]. Wuhan: Wuhan University of Science and Technology, 2018.
- [2] 蒋志刚, 王赞, 严波, 等. 爆炸荷载作用下悬索桥竖弯响应的数值模拟[J]. 振动与冲击, 2012, 31(2):123.
JIANG Zhigang, WANG Zan, YAN Bo, *et al.* Numerical simulation for vertical bending response of a suspension bridge under air explosion loading[J]. Journal of Vibration and Shock, 2012, 31(2):123.
- [3] TANG E K C, HAO H. Numerical simulation of a cable-stayed bridge response to blast loads, part I: model development and response calculations [J]. Engineering Structures, 2010, 32(10): 3180.
- [4] HAO H, TANG E K C. Numerical simulation of a cable-stayed bridge response to blast loads, part II: damage prediction and FRP strengthening [J]. Engineering Structures, 2010, 32(10): 3193.
- [5] JARRETT D E. Derivation of the British explosives safety distances [J]. Annals of the New York Academy of Sciences, 2010, 152(1):18.
- [6] FALLAH A S, NWANKWO E, LOUCA L A. Pressure-impulse diagrams for blast loaded continuous beams based on dimensional analysis[J]. Journal of Applied Mechanics, 2013, 80(5):051011.
- [7] HAMRA L, DEMONCEAU J F, DENOEL V. Pressure - impulse diagram of a beam developing non-linear membrane action under blast loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 86:188.
- [8] 田志敏, 章峻豪, 江世永. 钢板混凝土复合梁在爆炸荷载作用下的损伤评估研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(4):8.
TIAN Zhimin, ZHANG Junhao, JIANG Shiyong. Damage assessment for steel-concrete composite beams subjected to blast loading [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(4):8.
- [9] XU J, WU C, LI Z. Analysis of direct shear failure mode for RC slabs under external explosive loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 69:136.
- [10] DRAGOS J, WU C, HASKETT M, *et al.* Derivation of normalized pressure impulse curves for flexural ultra-high performance concrete slabs [J]. Journal of Structural Engineering, 2013, 139(6):875.
- [11] SHIM C S, SHIN D H, YUN N R. Pressure-impulse diagram of multi-layered aluminum foam panels under blast pressure [J]. Journal of Engineering Science and Technology, 2013, 8(3):284.
- [12] MUTALIB A A, HONG H. Development of $P-I$ diagrams for FRP strengthened RC columns [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(5):290.
- [13] 陈俊杰, 高康华, 孙敖. 爆炸条件下结构超压-冲量曲线简化计算研究[J]. 振动与冲击, 2016, 35(13):9.
CHEN Junjie, GAO Kanghua, SUN Ao. Simplified calculation method for pressure-impulse curve of a structure under blast load [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(13):9.
- [14] HALLQUIST J Q. LS-DYNA keyword user's manual (971) [R]. Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2012.
- [15] SHI Y, HAO H, LI Z X. Numerical derivation of pressure - impulse diagrams for prediction of RC column damage to blast loads [J]. International Journal of Impact Engineering, 2008, 35(11):1213.
- [16] DOBROCINSKI S, FLIS L. Numerical simulations of blast loads from near-field ground explosions in air [J]. Studia Geotechnica et Mechanica, 2015, 37(4):11.
- [17] HALLQUIST J Q. LS-DYNA theory manual [R]. Livermore: Livermore Software Technology Corporation, 2006.
- [18] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, *et al.* A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 19 (9/10):847.
- [19] WU Y, CRAWFORD J E. Numerical modeling of concrete using a partially associative plasticity model [J]. Journal of Engineering Mechanics, 2015, 141(12):04015051.
- [20] XU M, WILLE K. Calibration of K&C concrete model for UHPC in LS-DYNA [J]. Advanced Materials Research, 2014, 1081:254.
- [21] BETON E. CEB-FIP model code 1990 [M]. London: Thomas Telford Publishing, 1993.
- [22] MALVAR L J, CRAWFORD J E. Dynamic increase factors for concrete [R]. Orlando: Twenty-eighth DDESB Seminar, 1998.
- [23] MALVAR L J, CRAWFORD J E. Dynamic increase factors for steel reinforcing bars [R]. Orlando: Twenty-eighth DDESB Seminar, 1998.
- [24] YAO S J, ZHANG D, LU F Y, *et al.* Damage features and dynamic response of rc beams under blast [J]. Engineering Failure Analysis, 2016, 62:103.
- [25] ZHANG D, YAO S J, LU F Y, *et al.* Experimental study on scaling of RC beams under close-in blast loading [J]. Engineering Failure Analysis, 2013, 33 :497.