DOI: 10.11883/bzycj-2017-0288

冲击荷载下钢筋混凝土梁的性能及损伤评估*

赵武超,钱 江,张文娜
(同济大学土木工程防灾国家重点实验室,上海 200092)

摘要:基于落锤冲击试验,通过数值模拟研究钢筋混凝土梁在冲击荷载下的抗冲击性能和损伤机理。针对冲击荷载局部效应明显和持时短暂等特点,提出基于截面损伤因子的损伤评估方法;采用参数分析方法研究了箍筋间距、边界条件、冲头形状和面积以及冲击位置对钢筋混凝土梁的动态响应和损伤程度的影响。结果表明:基于截面的损伤评估方法能够比较直观地描述梁体损伤沿长度方向的分布;端部的固支约束可以有效地改变钢筋混凝土梁的耗能机制,并能提高梁的抗冲击承载潜力;冲击位置会直接影响梁体的裂缝分布和破坏模式;碰撞接触面积和冲头形状也对梁的损伤分布具有一定的影响。

关键词:钢筋混凝土梁;冲击荷载;动态响应;耗能机制;损伤评估
中图分类号:O342 **国标学科代码**:1301540 **文献标志码**:A

随着恐怖袭击、偶然撞击事故的不断增加,结构的抗冲击性能在防护工程、结构工程乃至国防工程中备受关注。由于混凝土材料的广泛应用和冲击荷载的复杂性,钢筋混凝土结构的抗冲击性能研究一直是工程防灾减灾领域的重要课题之一。

国内外很多学者对钢筋混凝土构件的动态抗冲击性能进行了一系列试验和数值研究。Loedolf[1]采用前端带有缓冲器的水平摆锤来研究在硬碰撞情况下钢筋混凝土柱的动态响应和破坏模式。Fujikake 等[2]对不同配筋率的钢筋混凝土梁进行了落锤冲击试验,并建立了预测构件冲击响应的双自由度弹簧-质量模型。Saatci 等[3]通过落锤试验研究了钢筋混凝土梁的抗剪机制对其抗撞性能的影响。赵德博等[4]采用落锤冲击试验对钢筋混凝土梁的抗冲击性能和研究方法进行了讨论。许斌等[5]开展了钢筋混凝土梁的抗冲击性能试验研究,并对冲击过程中梁的裂缝发展和破坏形态进行了分析。刘飞等[6]采用数值模拟方法从动态损伤扩展和冲击能量转化方面对钢筋混凝土梁的冲击响应过程和破坏机理展开了讨论。姜华等[7]采用损伤帽盖模型讨论了材料参数及建模方式对冲击荷载下钢筋混凝土梁的仿真结果的影响。然而,目前对钢筋混凝土构件抗冲击性能的研究大部分集中在冲击力、构件的变形以及破坏模式等方面,同时控制参数一般集中在冲击物的质量和速度、构件配筋率和配箍率、混凝土强度等方面,这些对实际结构构件在冲击荷载下的抗撞性能和破坏机理的研究还不够全面和深入。其次,冲击荷载下钢筋混凝土构件损伤机理方面的研究也不太常见。

基于上述问题,采用有限元软件 LS-DYNA 对已有钢筋混凝土梁冲击试验进行数值模拟,首先通过对比数值模拟和试验结果验证了数值模型的可靠性,并提出基于截面损伤因子的钢筋混凝土梁损伤评估方法。其次,讨论了箍筋间距、边界条件、落锤冲头形状和面积以及冲击位置等因素对钢筋混凝土梁在冲击荷载下的抗撞性能和损伤程度的影响。

1 试验概况

对日本国防研究所 Fujikake 等[2]开展的钢筋混凝土梁落锤冲击试验进行数值模拟,其中试验装置如图 1 所示。落锤总质量为 400 kg,冲头曲率半径为 90 mm,并通过放置在冲头和上部配重之间的力

* 收稿日期:2017-08-06;修回日期:2017-09-21
基金项目:国家自然科学基金(51438010)
第一作者:赵武超(1992—),男,博士研究生;通信作者:钱 江,jqian@tongji.edu.cn。

传感器来测量钢筋混凝土梁与落锤之间冲击力。落锤分别在距梁顶面 0.15、0.3、0.6 和1.2 m处自由释放来撞击钢筋混凝土梁。梁总长 1.7 m，截面尺寸为 250 mm×150 mm；两端简支，净跨为1.4 m。梁截面采用对称配筋，顶面和底面分别配置两根直径为 16 mm 的纵向钢筋，其中对应的屈服强度为 426 MPa；箍筋采用屈服强度为 295 MPa，直径为 10 mm 的钢筋；箍筋间距为 75 mm。浇筑 70 d 后的混凝土抗压强度为 42 MPa，最大骨料粒径为 10 mm。梁的几何尺寸和配筋情况如图 2 所示。

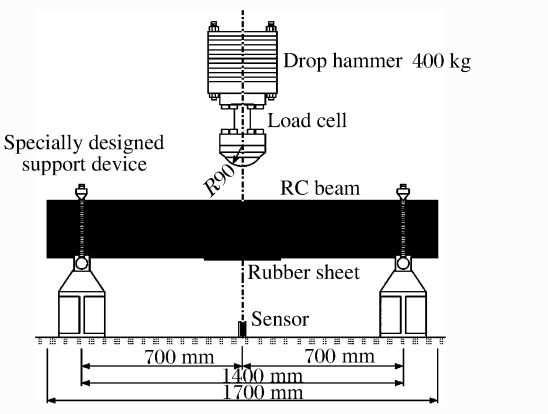


图 1 落锤冲击试验装置

Fig. 1 Drop hammer impact test setup

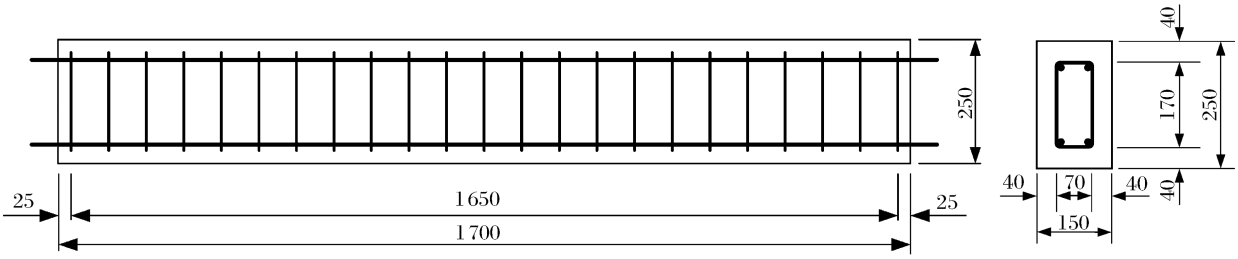


图 2 梁截面尺寸及钢筋分布(单位：mm)

Fig. 2 Beam geometry with rebar arrangment(mm in unit)

2 数值模拟

2.1 有限元模型

根据冲击试验参数[2]，利用有限元软件 LS-DYNA 建立钢筋混凝土梁有限元模型，如图 3 所示。采用八节点单点积分实体单元来模拟混凝土，并引入基于刚度的沙漏控制技术以避免冲击过程中可能出现的零能模式[8]；钢筋采用 2×2 高斯积分算法的 Hughes-Liu 梁单元来模拟；支座装置采用刚性材料的实体单元来模拟，并约束其竖向位移。钢筋与混凝土之间采用共节点连接方式，而不考虑钢筋与混凝土之间的滑移。钢筋混凝土梁有限元模型中共包含 51 000 个实体单元和 1 120 个梁单元。

落锤采用四节点实体单元模拟，其中冲头和落锤配重分别采用不同精细程度的网格以减少计算时间。通过调整落锤配重的材料密度使得落锤总重为 400 kg。为了缩减计算时间以及避免出现初始穿透，将落锤与钢筋混凝土梁的间距设置为1 mm。通过定义关键字 * INITIAL_VELOCITY_ GENERATION 赋予落锤不同的初始速度($v=\sqrt{2gh}$ ，h 为冲击高度)来实现不同冲击高度的撞击作用。考虑到冲击过程中混凝土会出现压碎和剥落现象，采用基于罚函数算法的 * CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE 来定义落锤与梁、支座装置与梁之间的接触关系，同时引入黏性接触阻尼系数来消除接触面法向的高频振荡。

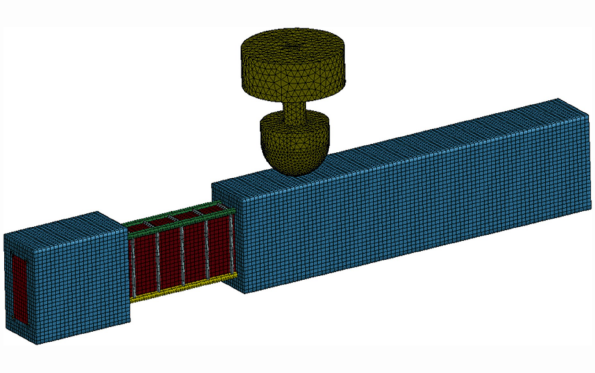


图 3 冲击试验有限元模型

Fig. 3 Finite element model of impact test

2.2　材料模型

采用美国联邦公路局开发的连续帽盖模型(continuous surface cap model，CSCM)[9]来模拟混凝土材料，其屈服面形状如图 4 所示。该模型仅需提供单轴抗压强度和骨料最大粒径即可自动生成相关参数，根据试验数据两者分别取 42 MPa和 10 mm。该本构模型可以考虑混凝土材料的延性和脆性损伤积累。延性损伤积累主要取决于塑性应变分量；脆性损伤积累则取决于最大主应变。损伤塑性应力计算公式为：

$$\sigma_{\mathrm{d}}=(1-d)\sigma \tag{1}$$

式中：σ_{d} 为无损伤塑性应力；d 为损伤因子，从无损伤时的 0 变化到最大损伤时的 1，脆性和延性损伤计算公式为：

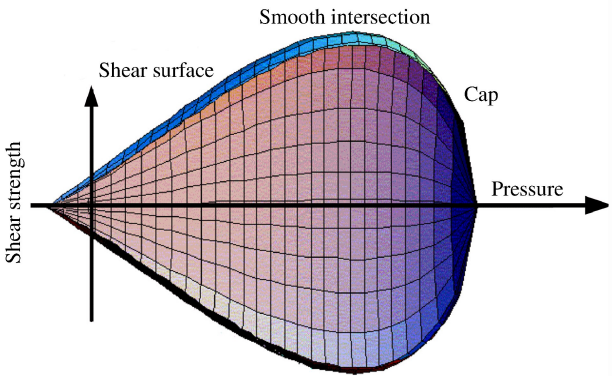


图 4　连续帽盖模型屈服面形状[9]

Fig. 4　Shape of continuous surface cap model yield surface[9]

$$d(\tau_{\mathrm{t}})=\frac{0.999}{D}\left[\frac{1+D}{1+D\mathrm{e}^{-C(\tau_{\mathrm{t}}-\tau_{0\mathrm{t}})}}\right] \tag{2}$$

$$d(\tau_{\mathrm{c}})=\frac{d_{\max}}{B}\left[\frac{1+B}{1+B\mathrm{e}^{-A(\tau_{\mathrm{c}}-\tau_{0\mathrm{c}})}}\right] \tag{3}$$

式中：τ_{c} 为延性损伤的能量项，$\tau_{0\mathrm{c}}$ 为延性损伤阀值，τ_{t} 为脆性损伤的能量项，$\tau_{0\mathrm{t}}$ 为脆性损伤阀值，$d_{\max}$ 为材料能够达到的最大损伤值。参数 A、B、C、D 则决定着软化曲线形状与应力应变曲线的形状。

钢筋均采用 MAT_PLASTIC_KINEMATIC (MAT_003)双线性弹塑性材料模型，同时引入 Cowper-Symonds 模型[10]来考虑材料的应变率效应，其中 D 和 q 分别取为 40.4 和 5[10]。纵向钢筋和箍筋的屈服强度分别取为 426 和 295 MPa，切线模量取为 1.5 GPa，失效应变取为 0.12。落锤采用弹性材料本构(MAT_ELASTIC)来模拟，弹性模量和泊松比按照钢材的力学特性选取。

2.3　模型验证

采用等效塑性应变云图来表示冲击荷载下钢筋混凝土梁的损伤状态，不同工况下数值模拟得到的梁体等效塑性应变和试验裂缝分布的对比如图 5 所示。

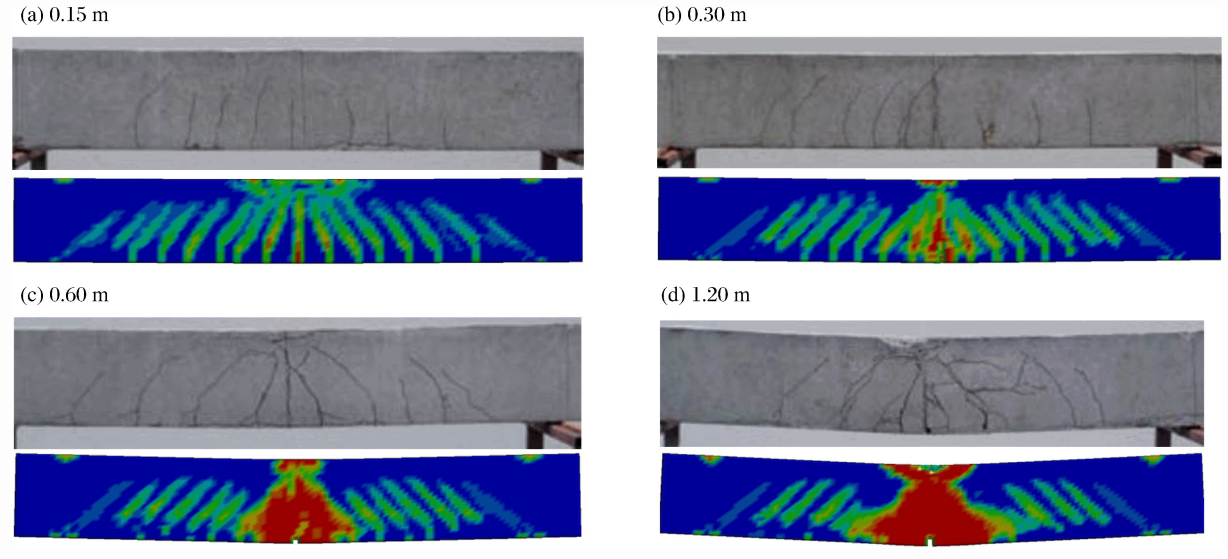


图 5　不同冲击高度时 RC 梁的裂缝分布对比

Fig. 5　Comparison of RC cracking patterns at different impact heights

图 6 对比了不同冲击工况下梁跨中挠度时程曲线和碰撞力时程曲线的数值模拟结果和试验结果。数值模拟得到的梁跨中挠度曲线与试验结果吻合良好。碰撞力时程曲线中则出现了振荡,但基本可以反映试验碰撞力时程曲线。

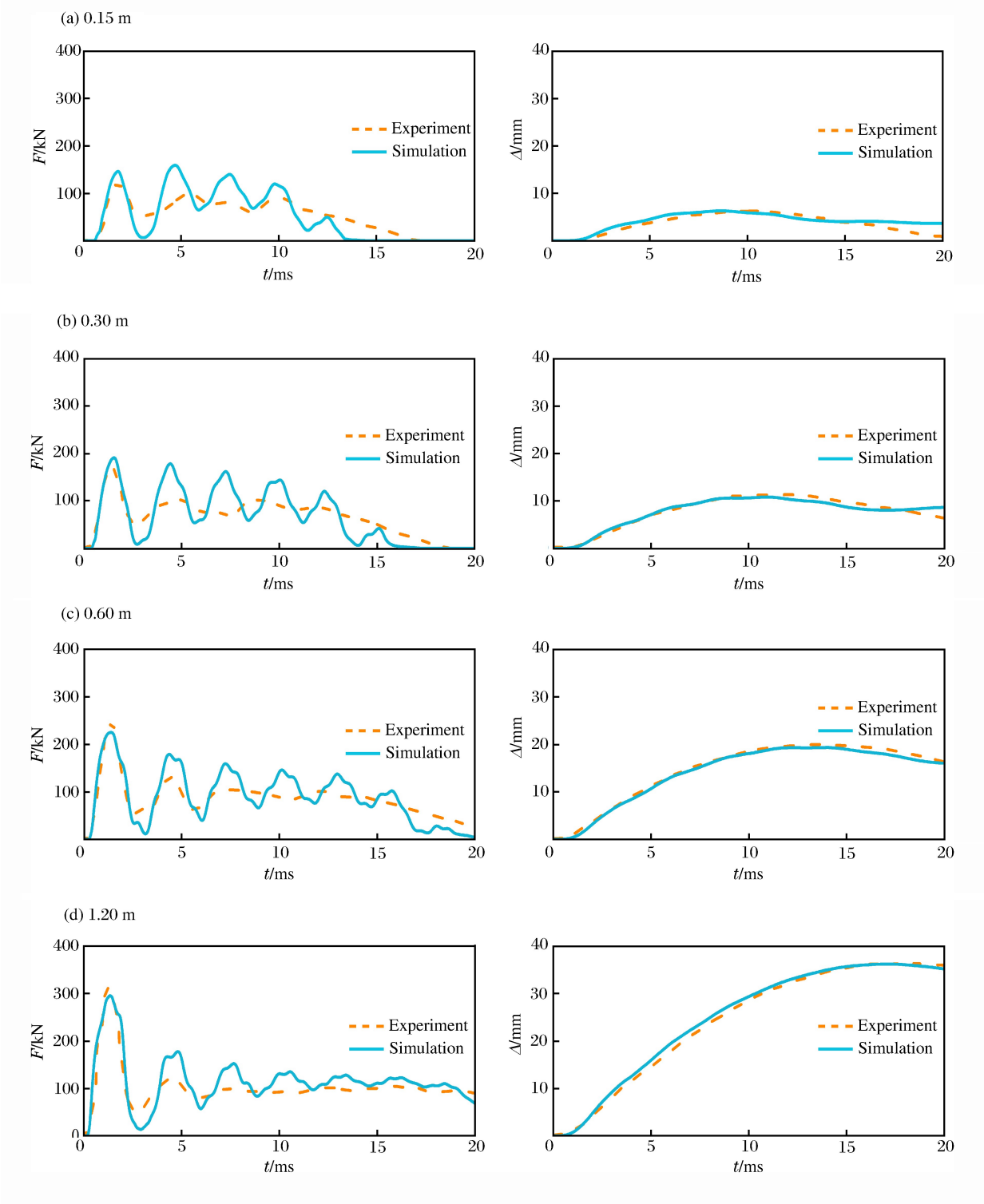


图 6　不同冲击高度下碰撞力和跨中挠度时程曲线对比

Fig. 6　Comparison of impact force and midspan deflection at different impact heights

试验所采用的钢筋混凝土梁的抗弯能力远大于抗剪强度,在较小的冲击能量下梁的裂缝分布比较分散,且抗力模式主要是梁机制;而当冲击能量较大时,梁的局部破坏效应明显。不同碰撞工况下数值

模拟和试验得到的钢筋混凝土梁侧面裂缝分布和破坏情况基本一致。通过数值模拟结果与试验结果的对比，表明该有限元模型能够较好地模拟钢筋混凝土梁在冲击荷载下的动态响应。

2.4　损伤评定

如前所述，连续盖帽模型可以反映混凝土单元在冲击荷载下的损伤程度，因此这里引入截面损伤因子来衡量钢筋混凝土梁在不同截面处的损伤程度。当冲击高度为 1.2 m 的落锤撞击钢筋混凝土梁时，支座处、1/4 跨度处和碰撞点处截面损伤云图如图 7 所示。可以看出，由于支座的约束作用支座处的截面损伤主要分布在顶部和底部；1/4 跨度处的截面损伤由于纵向钢筋与混凝土之间的粘结作用而主要分布在受拉钢筋处；碰撞点处的截面损伤最为严重，顶部混凝土由于落锤的碰撞作用被压碎，底部混凝土由于较大的拉应力而发生失效。

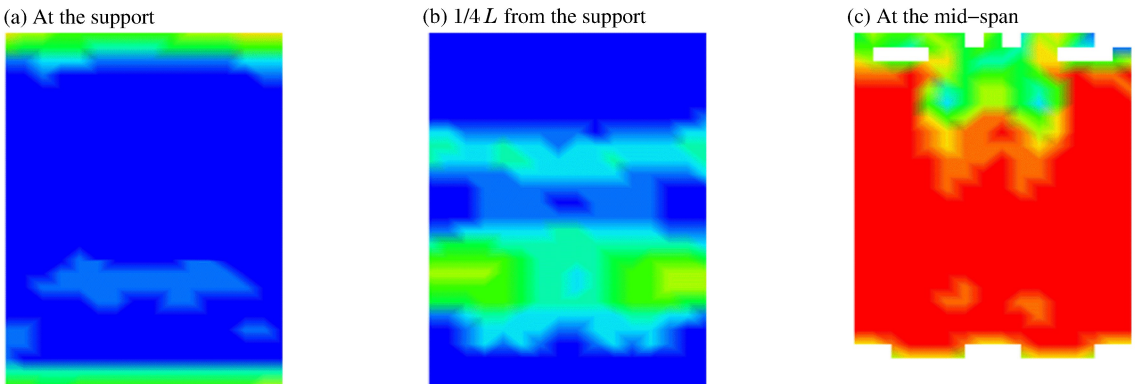


图 7　冲击高度为 1.2 m 时 RC 梁截面损伤状态

Fig. 7　Damage of RC beam section at drop height of 1.2 m

针对冲击荷载具有局部效应明显和持时短暂等特点，钢筋混凝土构件在冲击荷载下的破坏往往集中在局部区域。因此，将截面单元损伤因子的平均值作为截面损伤因子 d_s：

$$d_s=\frac{1}{n}\sum_{1}^{n}d \tag{4}$$

式中：d 为单元的损伤因子；n 为截面的单元数目总和。

为了便于直观地衡量构件损伤程度，采用截面损伤因子来定义钢筋混凝土梁的损伤程度：(1)轻度损伤：$d_s=0.0\sim0.3$；(2)中度损伤，$d_s=0.3\sim0.6$；(3)重度损伤，$d_s=0.6\sim0.9$；(4)构件失效，$d_s=0.9\sim1.0$。相同构件损伤程度所对应的截面损伤因子 d_s 的取值要偏高于其他损伤评定方法[11-12]，这主要考虑到冲击作用的局部效应比较显著，而相邻截面的约束作用会避免最不利截面处混凝土过早失效。

以冲击高度为 1.2 m 的工况为例，冲击过程中在不同碰撞时刻下梁截面损伤因子沿长度的分布如图 8 所示。钢筋混凝土梁的损伤起于冲击作用位置，并逐渐向两端扩散。在局部响应阶段落锤冲击作用对碰撞位置处的混凝土造成了较大损伤，从而削弱了此处的截面刚度和强度，因此在整体响应阶段梁的损伤主要在该区域附近发展。由此可见，钢筋混凝土梁的损伤主要在局部响应阶段形成，并在整体响应阶段得到发展。

图 9 给出了钢筋混凝土梁在不同落锤冲击作用的截面损伤因子沿梁长度方向的分布。梁体的损伤分布主要集中在冲击点处；梁端部一定范围内截面损伤因子并未随冲击高度的增加而显著增加，进一步表明冲击作用的局部效应随冲击速度的增加而更加显著，从而促进冲击位置处塑性铰的形成和发展。四种工况下梁的损伤程度分别为中度损伤、重度损伤、重度损伤和构件失效。因此，基于截面损伤因子的评估方法可以比较直观地描述碰撞过程中各截面的损伤发展规律。

需要指出的是，网格的大小会显著地影响数值计算的结果，尤其是材料的损伤积累。单元的断裂能随着尺寸的减小而减小，因此在相同荷载下，单元的损伤积累随尺寸减小而增大。为了消除这种影响，连续盖帽混凝土模型通过对断裂能进行调整使其保持为常数[9]。为了衡量网格大小对钢筋混凝土梁动

态响应和损伤发展的影响，对比了混凝土单元尺寸为 25、12.5 和 6.25 mm 时梁在冲击作用下的响应和损伤分布，其中冲击高度为 1.2 m。图 10 和图 11 分别为不同网格尺寸时梁跨中挠度时程曲线和截面损伤因子沿梁长度的分布曲线。网格尺寸不同时，梁跨中挠度时程曲线几乎完全重合；截面损伤因子随网格尺寸的减小而略有减小。尽管截面损伤因子对网格尺寸相对比较敏感，但随着网格尺寸的减小而逐渐收敛。因此，在综合权衡计算效率和计算精度后，本文建立的有限元模型网格尺寸取为 12.5 mm。

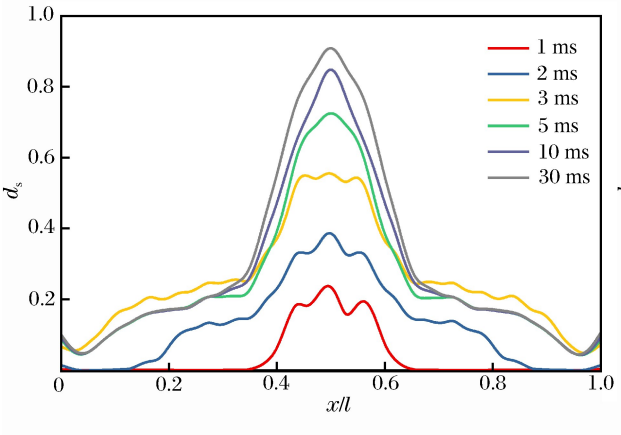


图 8　不同碰撞时刻 RC 梁截面损伤因子

Fig. 8　Sectional damage factors of RC beams at different impact time

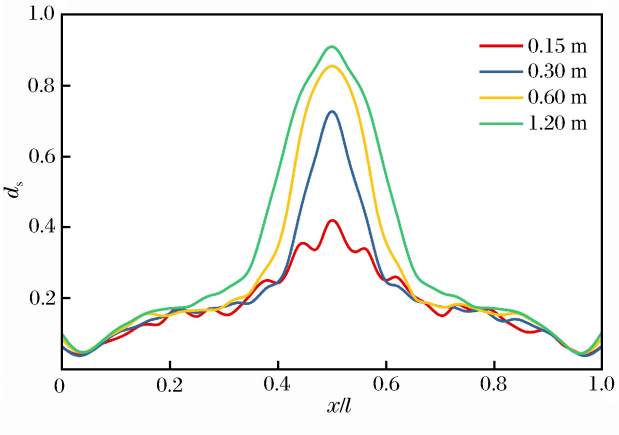


图 9　不同冲击高度时 RC 梁截面损伤因子

Fig. 9　Sectional damage factors of RC beams at different drop heights

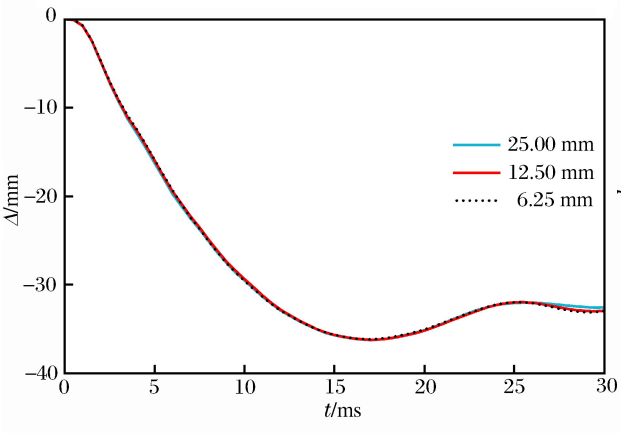


图 10　跨中挠度时程曲线

Fig. 10　Midspan deflection time histories

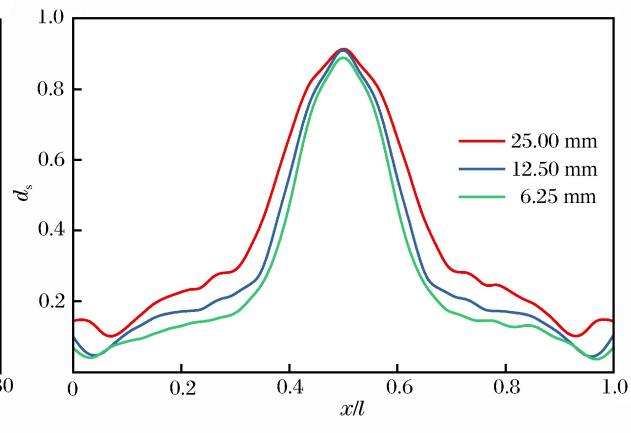


图 11　不同网格尺寸时截面损伤因子

Fig. 11　Sectional damage factors for different mesh sizes

3　参数分析

结合前面对数值模型的验证以及损伤程度的定义，研究不同设计参数对钢筋混凝土梁动态响应和损伤程度的影响，其中分析参数主要包括箍筋间距、边界条件、冲击位置和冲头形状，其中落锤冲击高度均取为 1.2 m。

3.1　箍筋间距

由于试验梁的抗剪承载力远大于抗弯承载力，梁主要以弯曲破坏为主。为了使计算结果更具一般性，探讨了箍筋间距对梁冲击性能的影响。图 12 分别给出了箍筋间距为 75、150 和 300 mm 时钢筋混凝土梁在冲击作用下的等效塑性应变云图。梁体损伤主要集中在冲击位置处；当箍筋间距较大时，裂缝的分布比较集中，反之亦然。

图 13 对比了不同箍筋间距下梁截面损伤因子沿长度的分布曲线。当箍筋间距小于 150 mm 时，梁损伤分布规律基本一致，并且主要集中在碰撞点处。然而，当箍筋间距为 300 mm 时，梁半跨跨中部位的混凝土损伤加重。截面损伤因子与等效塑性应变云图比较一致，进一步验证了基于截面损伤因子的损伤评估方法的合理性。当配箍率超过一定水平时，箍筋间距对钢筋混凝土梁在冲击荷载下的动态响应和损伤的影响不大，因此在下面的参数分析中箍筋间距均取为 150 mm。

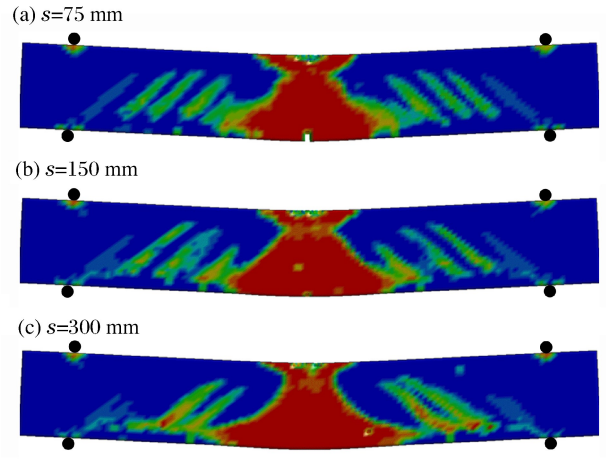


图 12　不同箍筋间距下 RC 梁的动态损伤

Fig. 12　Dynamic damage of RC beams at different spacings of stirrups

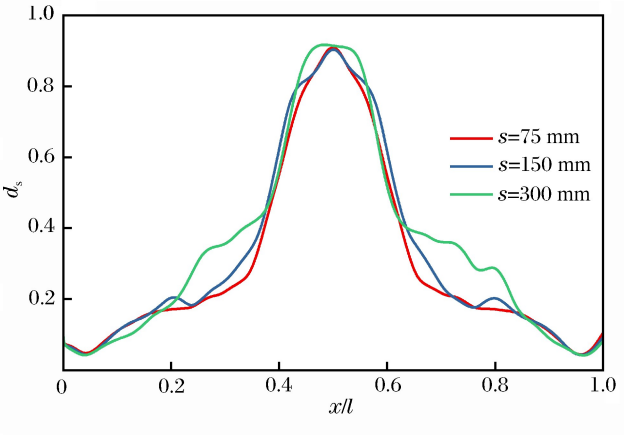


图 13　不同箍筋间距下 RC 梁的截面损伤因子

Fig. 13　Sectional damage factors of RC beams at different spacings of stirrups

3.2　边界条件

钢筋混凝土简支梁、固支梁和悬臂梁的等效塑性应变云图和截面损伤因子沿长度的分布如图 14 和图 15 所示。此时简支梁、固支梁和悬臂梁所对应的损伤程度分别为构件失效、中度损伤和重度损伤。简支梁和固支梁的损伤主要集中于跨中位置处，而悬臂梁的损伤主要集中在跨中和固定端处。与简支梁相比，固支梁的损伤分布更加集中；而悬臂梁的损伤分布则比较分散。由于端部的轴向和转动约束效应固支梁中出现了较大的轴向压应力，从而有效地限制了斜裂缝的形成和发展。

图 16 给出了不同边界条件下碰撞力时程曲线和梁跨中挠度时程曲线。简支梁的碰撞力时程曲线达到峰值后迅速衰减，随后会再次形成一个相对比较稳定的平台段；固支梁的碰撞力时程曲线类似于矩形脉冲荷载；悬臂梁的碰撞力时程曲线则出现多次碰撞现象。与简支梁相比，固支梁和悬臂梁的碰撞力峰值分别增加了 52%和 9%；固支梁的跨中最大位移降低了 72%，而悬臂梁的跨中位移则增加了 39%。由此可见，梁端部的轴向约束和转动约束可以有效地提高其抗冲击性能。

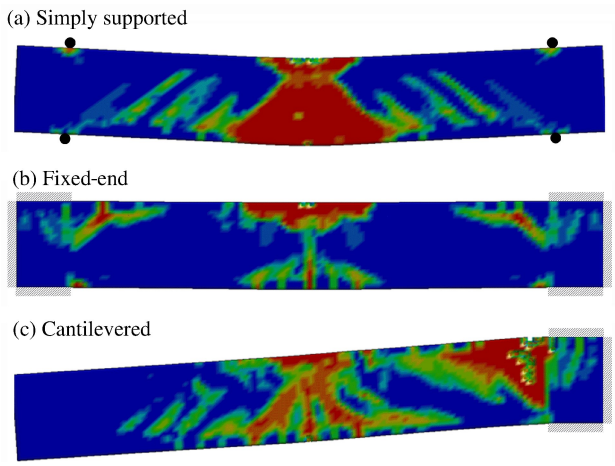


图 14　不同边界条件下 RC 梁的动态损伤

Fig. 14　Dynamic damage of RC beams under different boundary conditions

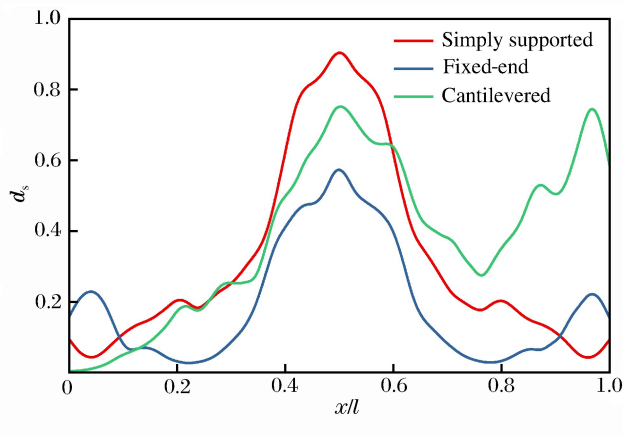


图 15　不同边界条件下 RC 梁的截面损伤因子

Fig. 15　Sectional damage factors of RC beams under different boundary conditions

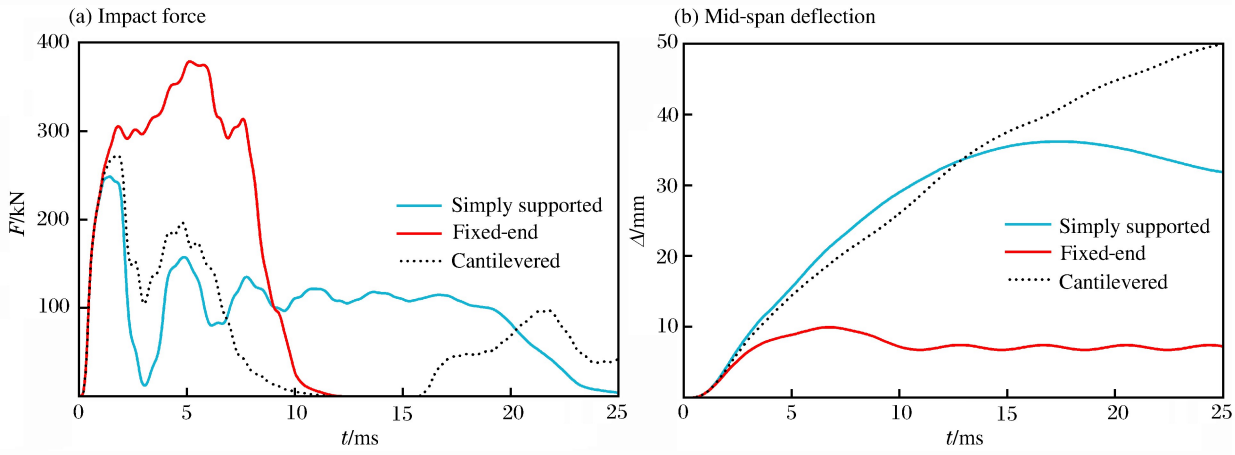


图 16　不同边界条件下 RC 梁的碰撞力和跨中挠度时程曲线

Fig. 16　Histories of impact force and midspan deflection of RC beams under different boundary conditions

图 17 为在冲击作用下简支梁、固支梁和悬臂梁各材料组分耗能分布。从图中可以看出：

(1)对于简支梁而言，下部受拉钢筋的耗能约占梁总耗能的 75%，混凝土耗能占梁总耗能的 23%，上部受压钢筋和箍筋仅占梁总耗能的 1.5%，此时钢筋混凝土梁在冲击荷载下的耗能机制主要为下部受拉钢筋的变形耗能，这与文献[6]中的计算结果一致。

(2)当端部为固支时，混凝土、上部受压钢筋、下部受拉钢筋和箍筋的耗能分别占梁总耗能的 86%、8.3%、2.4%和 3.3%。下部受拉钢筋变形耗能在所有部件中最小，混凝土消耗了绝大部分冲击能量。

(3)与简支梁和固支梁不同，悬臂梁上部纵向钢筋的变形耗能约占总耗能的 57.5%，远高于梁体的其他部分，混凝土耗能占总耗能的 30.4%，箍筋耗能尚达不到总耗能的 1%。

从不同材料组分的耗能分布可知，在冲击荷载作用下简支梁响应主要以冲击处混凝土的冲剪变形和梁整体的弯曲变形为主。固支梁由于轴向和转动约束提供的“膜力效应”[13]显著地减小了梁的挠度，同时上部纵向钢筋能够有效地削弱了落锤对下方混凝土冲剪效应，因此混凝土损伤程度远小于简支梁和悬臂梁。此外，梁体内部的轴向荷载引起较大的轴向应变，从而造成混凝土部分的耗能远远高于其他材料。悬臂梁的破坏机理主要由冲击处混凝土的冲剪变形和固定端处的弯曲变形组成。由此可见，边界条件对钢筋混凝土梁动态响应的影响十分显著，因此在钢筋混凝土梁的抗冲击设计中可以通过调整其端部约束条件来提高结构的抗撞承载潜力。

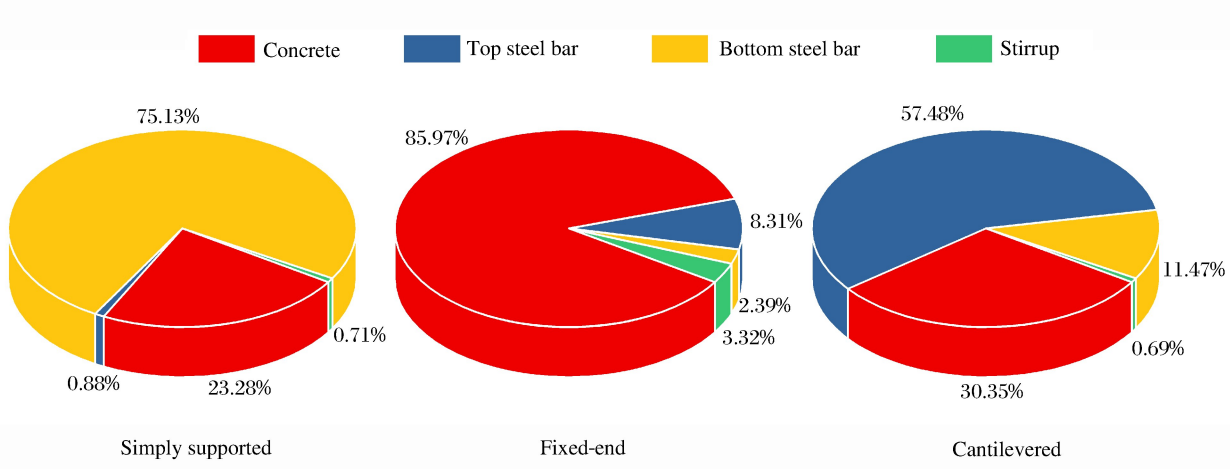


图 17　不同边界条件下 RC 梁各部分材料的能量耗散

Fig. 17　Energy dissipation of the different parts under different boundary conditions

3.3　冲头形状

建立 3 种不同冲头形状的落锤进行钢筋混凝土梁的抗冲击性能研究，其中冲头分别是直径为 180 mm的半球体、边长为 180 mm 的正方体和 360 mm×180mm 的长方体(图 18)，通过调整配重密度使得落锤质量均为 400 kg。

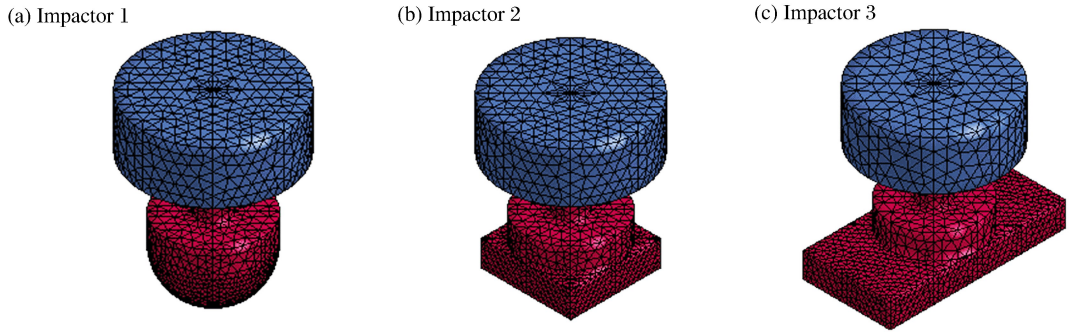


图 18　不同冲头形状的落锤

Fig. 18　Drop hammers with different impact noses

图 19 和图 20 分别给出了不同冲头形状时梁的动态响应和损伤分布，其中 3 种情况下梁所对应的损伤状态分别为失效、失效、重度损伤。

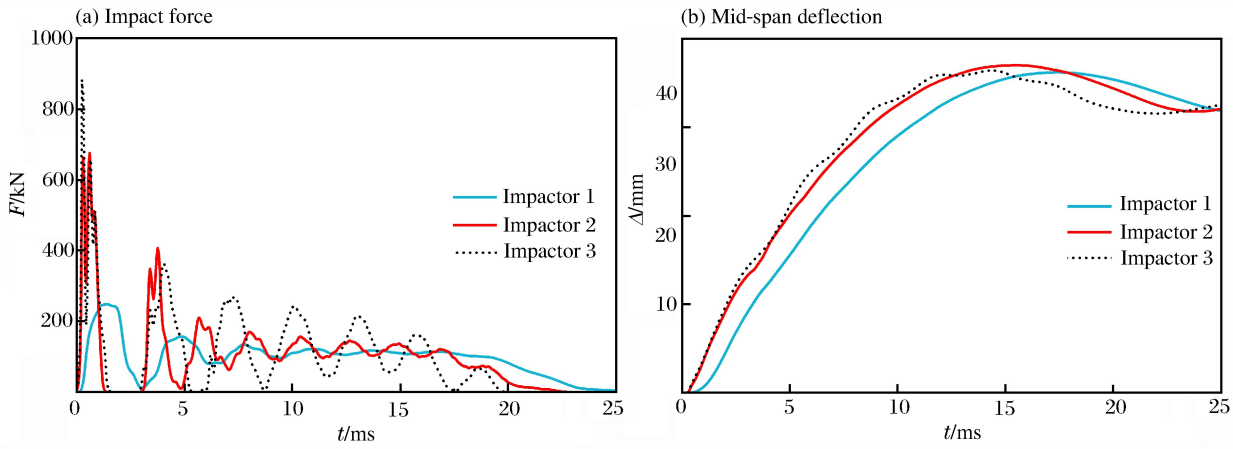


图 19　不同冲击体下 RC 梁的碰撞力和跨中挠度时程曲线

Fig. 19　Histories of impact force and midspan deflection of RC beams with different impactors

在冲头与梁体碰撞瞬间，平头冲头碰撞力急剧增大，然后迅速衰减至零；而半球形冲头的碰撞力则相对比较平缓，碰撞力峰值也远小于平头冲头。碰撞力峰值随着碰撞接触面积的增大而增加，碰撞力持续时间则逐渐减小。平头冲头碰撞力由于包含了大量的高频分量而出现剧烈震荡，但基本上以半球形冲头的碰撞力时程曲线为基线进行波动。3 种冲头撞击作用下梁跨中最大挠度基本相同，只是达到最大值的时间随着碰撞接触面的增大而减小。

从图 20 中可以看出，随着碰撞接触面积的增大，梁体的损伤逐渐向两端发展。由于平面冲头对混凝土的侧向约束作用，冲击位置处梁的截面损伤相对较小；此时斜裂缝主要从接触面边缘处向外发展，进而造成梁的损伤分布相对分散。因此，在钢筋

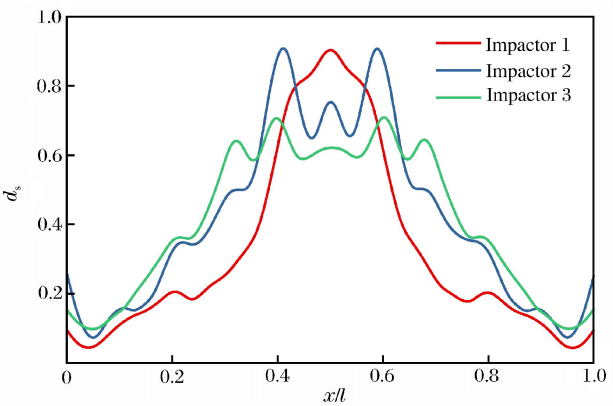


图 20　不同冲击体下 RC 梁的碰撞力和跨中挠度时程曲线

Fig. 20　Histories of impact force and midspan deflection of RC beams with different impactors

混凝土梁的抗冲击设计中应对冲击物的形状和碰撞面积加以考虑。

3.4　冲击位置

图 21 所示为不同撞击位置时钢筋混凝土简支梁和固支梁的等效塑性应变云图，其中 3 种不同工况所对应的剪跨比分别为 3.33、1.67 和 0.83。随着碰撞位置逐渐靠近约束端，梁的破坏形态由初始的弯曲破坏开始转变为短跨一侧的斜压破坏，这在固支梁中尤为明显；同时剪切斜裂缝和梁轴线的夹角与短跨长度直接相关。特别是当冲击位置为 1/4 跨度处，简支梁和固支梁的破坏模式具有显著的差异，简支梁以局部冲剪和整体弯曲破坏为主；而固支梁则是以短跨处的斜压破坏为主，进一步表明边界约束条件对梁的冲击破坏机理影响很大。

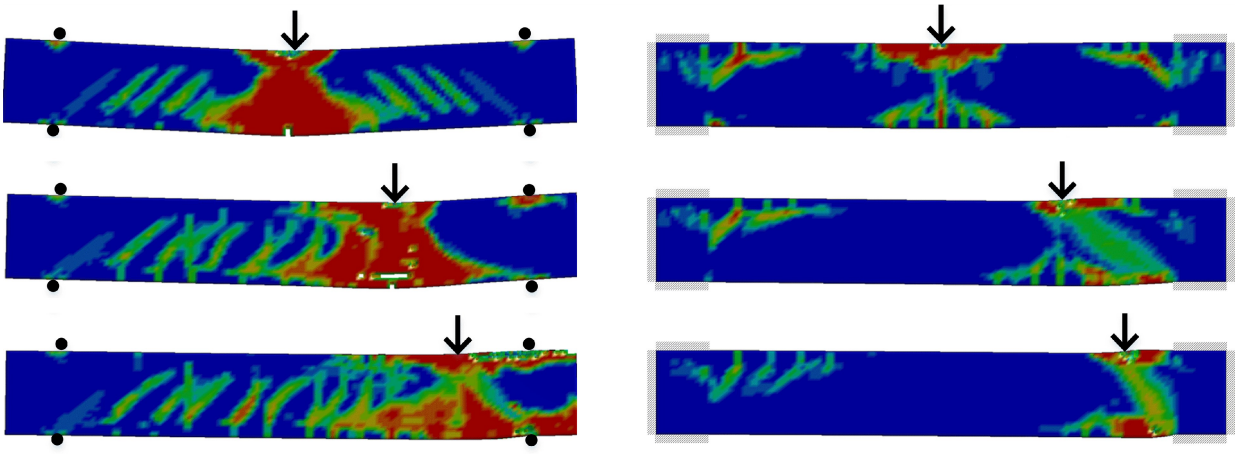


图 21　不同撞击位置下 RC 梁的动态损伤

Fig. 21　Dynamic damage of RC beams with different impact positions

图 22 显示的是不同碰撞位置时简支梁和固支梁截面损伤因子沿梁长度的分布情况。简支梁和固支梁的损伤基本上都集中在碰撞位置处，同时当撞击位置不同时截面损伤因子最大值也比较接近。由此可见，梁的最大损伤主要由冲击物的局部冲剪作用所控制，冲击位置对梁损伤程度影响不太明显，但是会显著地影响梁的传力机制和最终破坏模式。

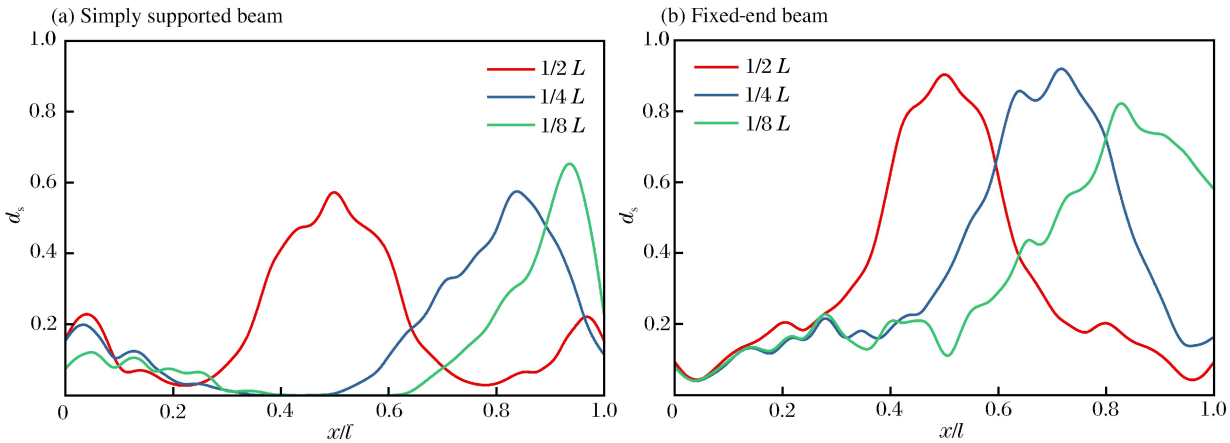


图 22　不同碰撞位置下 RC 梁的截面损伤因子

Fig. 22　Sectional damage factors of RC beams with different impact positions

4　结　论

本文中采用有限元软件 LS-DYNA 对已有钢筋混凝土梁落锤冲击试验进行数值模拟，通过数值模拟得到的碰撞力、梁跨中位移和裂缝开展情况与试验结果具有较高的吻合度。在此基础上建立了冲击

荷载下钢筋混凝土梁的损伤评价方法，并讨论了冲击参数和构件设计参数对梁的动力响应和损伤状态的影响，主要结论如下：

(1)提出了基于截面损伤因子的钢筋混凝土梁冲击损伤评定方法，该方法能够比较直观地描述梁沿长度方向的损伤分布情况。钢筋混凝土梁的损伤主要集中在冲击作用位置，且主要在局部响应阶段形成，并在整体响应阶段得到进一步的发展。

(2)边界条件能够显著地影响钢筋混凝土梁的动态响应、损伤程度和耗能机制。端部的轴向约束和转动约束通过“膜力效应”强化了梁的承载能力，限制了跨中裂缝的开展，提高了混凝土在梁体中的耗能效率，从而降低梁整体的损伤程度。因此，在钢筋混凝土梁的抗冲击设计中可以通过调整端部约束条件来提高结构的抗撞承载潜力。

(3)平面冲头产生的碰撞力时程中高频分量较多，同时其碰撞力峰值也远大于球形冲头，从而造成局部响应阶段梁的惯性效应比球形冲头更加显著。随着碰撞接触面积的增大，冲击位置处梁体的局部损伤减小，梁体损伤分布相对比较分散。冲击位置能够影响钢筋混凝土梁的破坏模式和传力机制，但对冲击位置处的损伤程度影响不大。

参考文献：

[1] LOEDOLFF M J. The behaviour of reinforced concrete cantilever columns under lateral impact load[D]. Stellenbosch: Stellenbosch University, 1989.

[2] FUJIKAKE K, LI B, SOEUN S. Impact response of reinforced concrete beam and its analytical evaluation[J]. Journal of Structural Engineering, 2009,135(8):938-950.

[3] SAATCI S, VECCHIO F J. Effects of shear mechanisms on impact behavior of reinforced concrete beams[J]. ACI structural Journal, 2009,106(1):78-86.

[4] 赵德博，易伟建. 钢筋混凝土梁抗冲击性能和设计方法研究[J]. 振动与冲击，2015,34(11):139-145.
ZHAO Debo, YI Weijian. Anti-impact behavior and design method for RC beams[J]. Journal of Vibration and Shock, 2015,34(11):139-145.

[5] 许斌，曾翔. 冲击荷载作用下钢筋混凝土梁性能试验研究[J]. 土木工程学报，2014,47(2):41-51.
XU Bin, ZENG Xiang. Experimental study on the behaviours of reinforced concrete beams under impact loading [J]. China Civil Engineering Journal, 2014,47(2):41-51.

[6] 刘飞，罗旗帜，蒋志刚. 低速冲击下 RC 梁的动态响应和破坏机理研究[J]. 工程力学，2015,32(5):155-161.
LIU Fei, LUO Qizhi, JIANG Zhigang. Dynamic response and failure mechanism of RC beams to low velocity impact[J]. Engineering Mechanics, 2015,32(5):155-161.

[7] 姜华，贺拴海，王君杰. 钢筋混凝土梁冲击试验数值模拟研究[J]. 振动与冲击，2012,31(15):140-145.
JIANG Hua, HE Shuanhai, WANG Junjie. Numerical simulation of the imapct test of reinforced concrete beams [J]. Journal of Vibration and Shock, 2012,31(15):140-145.

[8] HALLQUIST J O. LS-DYNA keyword user's manual[M]. California: Livermore Software Technology Corporation, 2007.

[9] MURRAY Y D. Users manual for LS-DYNA concrete material model 159: FHWA-HRT-05-062[R]. Federal Highway Adminstration, 2007.

[10] JONES N. Structural impact[M]. Cambridge: Cambridge University Press, 2011.

[11] 田力，朱聪. 碰撞冲击荷载作用下钢筋混凝土柱的损伤评估及防护技术[J]. 工程力学，2013,30(9):144-150.
TIAN Li, ZHU Cong. Damage evaluation and protection technique of RC columns unser impulsive load[J]. Engineering Mechanics, 2013,30(9):144-150.

[12] SHI Y C, 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):1213-1227.

[13] CHEN F, YU T. Analysis of large deflection dynamic response of rigid-plastic beams[J]. Journal of Engineering Mechanics, 1993,119(6):1293-1301.

Performance and damage evaluation of RC beams under impact loading

ZHAO Wuchao, QIAN Jiang, ZHANG Wenna

(*State Key Laboratory of Disaster Reduction in Civil Engineering*, *Tongji University*, *Shanghai* 200092, *China*)

Abstract: In this work, we investigated the impact resistance and damage mechanism of RC beams under impact loading using numerical simulation based on impact tests. We established a damage evaluation method based on the cross-sectional damage factor with the finiteness of the impact area and impact time taken into consideration, and analyzed the influence of impact parameters on the dynamic response and damage level of RC beams by conducting examination of such parameters as the stirrups pacing, boundary condition, impact or nose shape, and impact location. The results indicate that the damage assessment method proposed in this study can visually describe the damage distribution along the length of RC beams, that the end fixed constraints can effectively change the energy dissipation mechanism of RC beams and improve the impact resistance capability, that the impact location directly affects the beams' crack distribution and failure mode, and that the impact area and nose shape have a certain influence on the damage distribution of RC beams.

Keywords: RC beams; impact loading; dynamic response; energy dissipation mechanism; damage evaluation

(责任编辑　王易难)