

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0181

## 起波配筋 RC 梁抗爆作用机理及 抗力动力系数的理论计算方法\*

樊 源<sup>1</sup>, 陈 力<sup>1,2</sup>, 任辉启<sup>2</sup>, 冯 鹏<sup>3</sup>, 方 秦<sup>1</sup>

(1. 陆军工程大学爆炸冲击防灾减灾国家重点实验室, 江苏 南京 21007;

2. 61489 部队, 河南 洛阳 471023;

3. 清华大学土木工程系, 北京 100084)

**摘要:** 针对钢筋混凝土 (RC) 梁, 提出了一种通过对抗拉纵筋进行局部弯折, 形成钢筋起波, 从而提高 RC 梁抗爆能力的高效新方法。结合已有的实验结果和有限元模型计算, 分析了起波配筋 RC 梁的受荷破坏全过程, 揭示了其抗爆作用机理。分析结果表明, 在 RC 梁底部适当位置设置纵筋起波, 能增大 RC 梁在爆炸荷载作用下的允许变形, 有效吸收爆炸能量, 大幅度提高 RC 梁的抗爆性能。基于能量法, 建立了起波配筋 RC 梁在爆炸荷载作用下的理论计算模型, 给出了抗力动力系数的显示计算公式; 讨论了平屈抗力比、平弹变形比以及屈弹变形比 3 个关键设计参数对起波配筋 RC 梁抗爆性能的影响规律, 以便为进一步工程应用提供理论依据。

**关键词:** 起波配筋; 钢筋混凝土梁; 动力系数; 爆炸荷载; 动力响应

**中图分类号:** O383.2

**国标学科代码:** 13035

**文献标志码:** A

如何有效提高钢筋混凝土 (reinforced concrete, RC) 构件的抗爆性能一直是工程抗爆减灾研究领域的热点。提高 RC 结构抗爆性能的途径一般可以归纳为 2 类。一类是在 RC 构件的允许变形范围内增大其刚度和极限承载能力。这方面目前的研究成果有很多, 如: (1) 掺加高效外加剂和纤维制成纤维混凝土、超高性能混凝土、或橡胶混凝土等<sup>[1-5]</sup>; (2) 将纤维增强聚合物 (fiber reinforced polymer, FRP) 或钢材以外包或组合的形式对混凝土施加约束, 形成约束混凝土<sup>[6-8]</sup>; (3) 采用预应力措施的结构构件<sup>[9-10]</sup>。另一类则是通过增大构件的变形能力来增加吸收的爆炸能量, 进而实现抗爆性能提高。研究成果主要有: (1) 通过在结构表面贴硬质聚氨酯泡沫塑料、泡沫铝等耗能材料增大结构的耗能能力<sup>[11-13]</sup>; (2) 在构件端部设置弹簧阻尼支撑<sup>[14]</sup>等; (3) 喷涂聚脲等大变形加固材料<sup>[15-16]</sup>。然而, 这些新材料、新结构和新措施的使用范围一般都有一定的限制, 存在较高的技术门槛, 成本较高, 因此虽然在一定程度上能够提高工程结构或构件的抗爆能力, 却难以在短时间内大范围推广应用。

普通 RC 构件的极限承载力以材料和构件的弹性极限为标准, 不允许出现较大变形; 而抗爆结构一般遵循一次性作用原则, 允许梁板构件在爆炸荷载作用下发生较大非弹性变形<sup>[17]</sup>。增加构件在爆炸荷载作用下的允许变形可以有效吸收爆炸能量, 显著提高结构的抗爆能力, 减小构件尺寸<sup>[18]</sup>。因此, 本文中提出一种 RC 梁起波配筋的抗爆设计方法, 通过将普通 RC 梁底部纵筋局部弯折, 形成波形突起 (起波钢筋), 能极大增强爆炸荷载作用下 RC 梁的变形能力, 进而提高结构抗爆性能。

钢筋局部弯折后形成波形凸起, 在受荷拉直的过程中将获得极强的变形能力, 如图 1 所示, 其局部等效“延伸率”可以达到 30% 以上, 是普通平直钢筋的 3 倍。

冯鹏等<sup>[19-20]</sup>首先提出将纵筋起波位置设置在 RC 梁的反弯点处, 使梁构件在地震荷载作用下先于柱

\* 收稿日期: 2018-05-28; 修回日期: 2018-07-26

基金项目: 国家自然科学基金 (51622812, 51427807); 中国博士后科学基金 (2017M613379)

第一作者: 樊 源 (1994—), 男, 硕士研究生, fanyuan0@foxmail.com;

通信作者: 陈 力 (1982—), 男, 博士, 教授, 博导, chenli1360@qq.com。

发生破坏,实现结构的“强柱弱梁”;对 12 根起波配筋 RC 梁进行了静力加载实验,得到的典型荷载-挠度曲线如图 2 所示。图中  $P$  为四点弯加载条件时作动器的实测载荷, $y$  为两个加载点位置 RC 梁的平均挠度。

由于起波钢筋力学特性不同,在外荷载作用下,RC 梁起波配筋处底部受拉区混凝土开裂较早,梁弹性段比普通 RC 梁短,并以较小的抗弯承载力进入非线性状态(平台段)。随着梁挠度增大,底部起波纵筋被拉直,钢筋应力增大,梁抗弯承载力进一步提高(强化段),梁跨中底部钢筋受拉屈服后,RC 梁进入极限承载力状态(屈服段)。其平台段、强化段、屈服段等特征也取决于钢筋材料特性、尺寸大小、起波位置和特征等多种设计因素。

不同于地震,爆炸冲击荷载属于高数值、短时的强动载。冲击爆炸领域更加关注梁、板、柱等关键构件在爆炸荷载作用下的响应特性和破坏特征。本文中研究起波配筋 RC 梁的抗爆性能,提出简化理论计算模型,给出抗力动力系数显示计算公式;并基于提出的理论模型讨论不同爆炸荷载作用下,起波配筋 RC 梁抗力-挠度变形对其抗爆性能的影响规律,确定抗爆优化设计关键参数,为进一步工程应用提供理论依据。

### 1 起波钢筋的特点

起波钢筋是由普通平直钢筋进行二次弯折加工制成,其最明显的特征是局部变形能力强。图 3(a)是文献 [19] 对起波钢筋进行拉伸测试时使用的实验装置和试件,起波角度为  $\theta$ 、起波矢高为  $h$ ;图 3(b)是起波钢筋试件拉伸前和拉伸后的破坏形态对比。可以发现,起波位置在受拉的过程中首先被拉直,然后在继续拉伸过程中发生断裂。

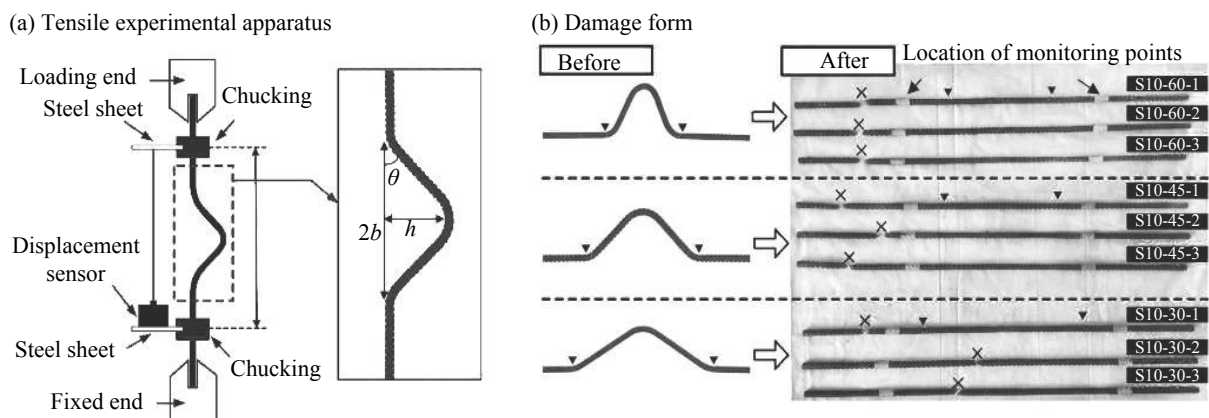


图 3 起波钢筋准静态拉伸实验  
Fig. 3 Stretching test of the kinked rebar specimen

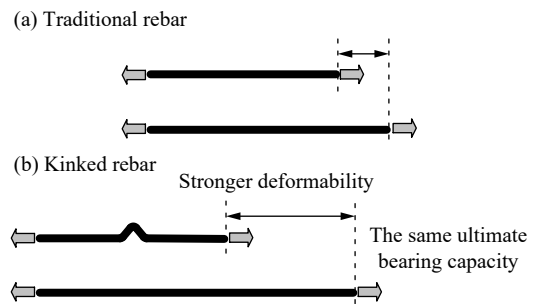


图 1 普通平直钢筋和起波钢筋  
Fig. 1 Kinked rebar compared with traditional rebar

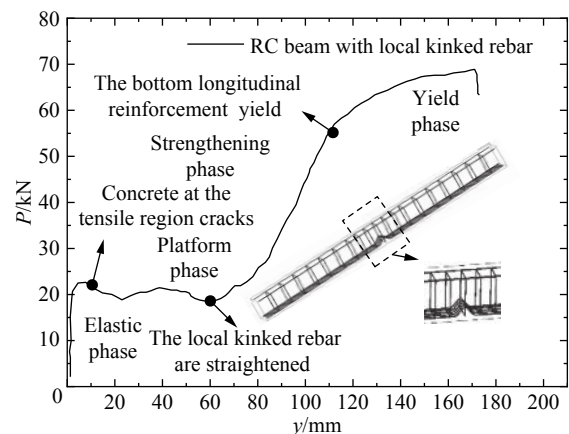


图 2 配起波纵筋 RC 梁的荷载-挠度曲线  
Fig. 2 Load-deflection curve of the RC beam with local kinked rebar

将起波钢筋等效看成单一材料, 就可以根据实验得到的拉力-变形曲线绘制起波钢筋的等效应力-等效应变曲线, 如图 4 所示。图中等效应力  $\sigma$  为钢筋的拉力与钢筋截面积的比值; 等效应变  $\varepsilon = \Delta L/L$ , 其中  $\Delta L$  为钢筋在拉伸过程中产生的变形,  $L$  为钢筋上两个夹具固定位置 (测点) 之间的长度。

可以发现, 钢筋拉直的过程中, 等效应变迅速增大, 而切线模量较低, 其整体延性明显好于普通平直钢筋, 且不降低极限承载力。钢筋延性可以通过改变钢筋的起波特征控制, 起波角度  $\theta$  越大, 起波矢高  $h$  越高, 其变形能力越强。

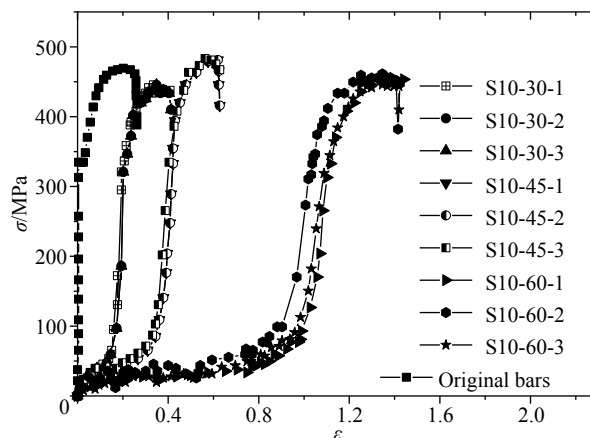


图 4 起波钢筋等效应力应变关系

Fig. 4 Equivalent stress- strain curves

## 2 破坏机理及抗力模型

### 2.1 起波配筋 RC 梁的破坏机理

根据图 4, 相对于平直钢筋, 起波钢筋的初始等效切线模量显著降低。将 RC 梁支座附近的底部纵筋弯折起波, RC 梁在起波位置处 (图 5(a) 中 A/B 位置) 截面初始抗弯承载力较低。因此, 如图 5(b) 所示, 在不断增大的均布外荷载作用下, 起波处受拉区混凝土将先于跨中产生裂缝并逐步扩展, 起波被逐渐拉直, 钢筋应力逐渐增大, 起波处截面抗弯承载力得以强化; 继而, 梁的屈服截面向跨中转移, 跨中截面屈服后, 梁的承载力不再增长, 随挠度持续增大, 跨中顶部混凝土被压碎, RC 梁破坏。

### 2.2 起波配筋梁的简化抗力模型

均布荷载作用下, 简支 RC 梁的跨中弯矩最大。若起波位置在梁跨中, RC 梁的初始抗弯承载力最低; 将起波位置向梁两边移动, RC 梁的初始承载力则会显著增加; 极限情况下, 将起波位置设置在梁两端时, 其抗力-变形曲线与普通 RC 梁一致。因此, 结合图 2, 可以将起波 RC 梁的典型抗力-变形全曲线简化为如图 6 所示的理想模型。图中,  $R$  分别为抗力,  $\bar{R}_{m1}$ 、 $\bar{R}_{m2}$  分别起波配筋梁平台段和屈服段抗力,  $\bar{y}_1$ 、 $\bar{y}_2$ 、 $\bar{y}_3$ 、 $\bar{y}_4$  分别为起波配筋梁的弹性段、平台段、强化段、屈服段的挠度变形。

该全曲线模型由弹性段、平台段、强化段、屈服段组成。则构件的最大允许变形为:

$$\bar{y}_m = \bar{y}_1 + \bar{y}_2 + \bar{y}_3 + \bar{y}_4 \tag{1}$$

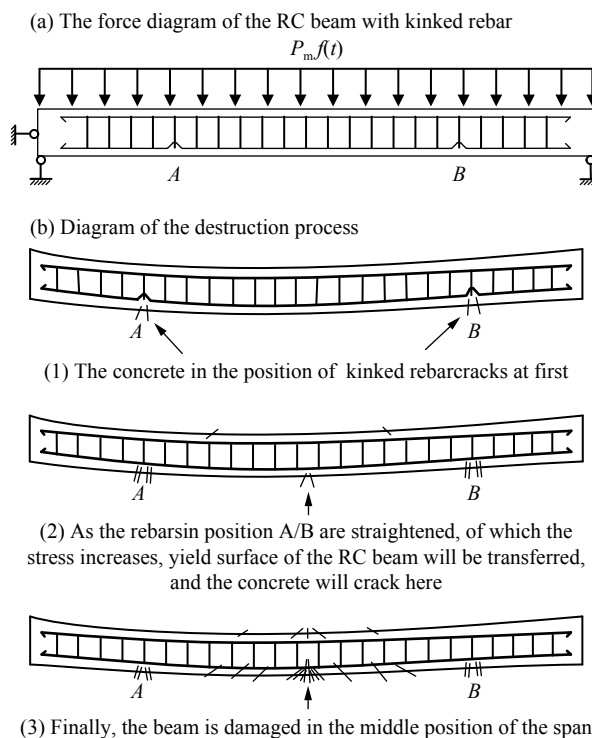


图 5 起波配筋梁的受力及破坏过程示意图

Fig. 5 Failure process of the RC beam with local kinked rebar

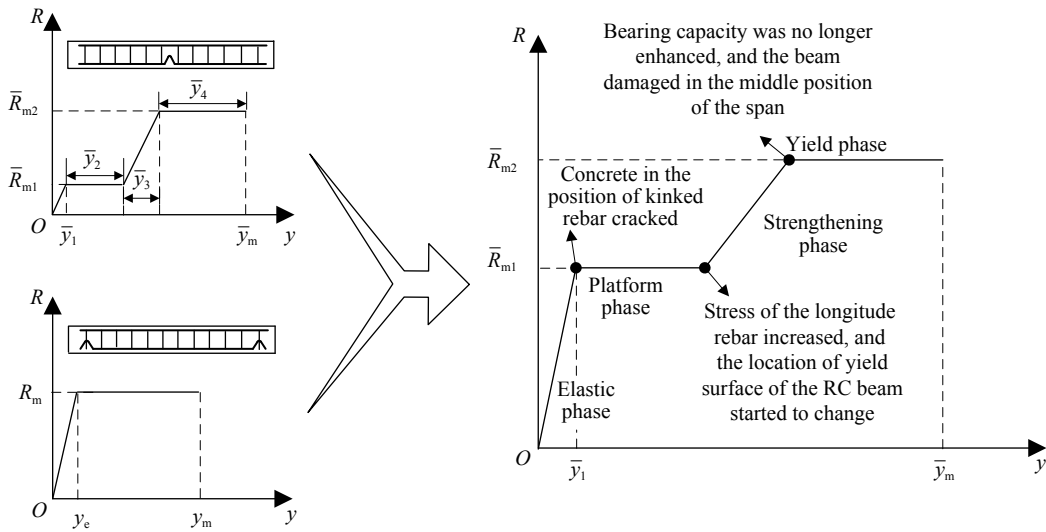


图 6 起波配筋梁简化抗力曲线

Fig. 6 Theoretical load-deflection curve of the RC beam with local kinked rebar

### 3 破坏过程的有限元分析

#### 3.1 有限元模型及验证

基于已有实验<sup>[19]</sup>,建立了起波配筋 RC 梁精细化数值模型,如图 7(a)所示。参数取值见表 1,采用位移加载控制。钢筋采用\*MAT\_Plastic\_Kinematic 材料模型,单元采用 3×3 高斯积分的 beam 单元;混凝土选用 72# K&C 模型,加载处的垫片简化为刚体;用\*Constrained\_lagrange\_in\_solid 描述钢筋与混凝土之间的粘结关系。

如图 7(b)所示,计算得出的荷载变形曲线与实验结果吻合较好。

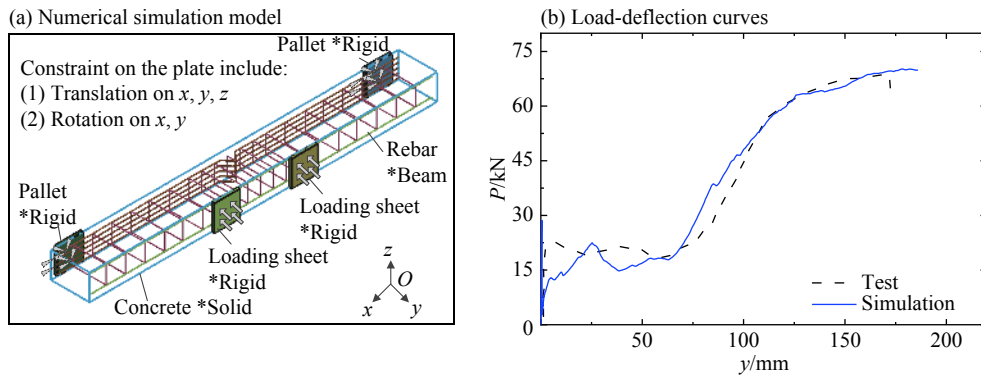


图 7 起波配筋梁模型及有限元计算结果

Fig. 7 Model of RC beam with local kinked rebars and FEM results

表 1 起波配筋 RC 梁参数

Table 1 Parameters of the RC beam with local kinked rebar

混凝土强度/MPa	纵筋屈服强度/MPa	纵筋极限强度/MPa	箍筋屈服强度/MPa	箍筋极限强度/MPa	跨长/m	梁宽/m	梁高/m
43.4	441.1	686.2	338.1	470.1	2.7	0.2	0.3

#### 3.2 破坏过程

采用同样的模型建立方法,讨论底部纵筋在距左右梁端 1/6 位置起波以及不起波 2 种工况下,在三点弯加载条件下的吸能能力。模型如图 8 所示。

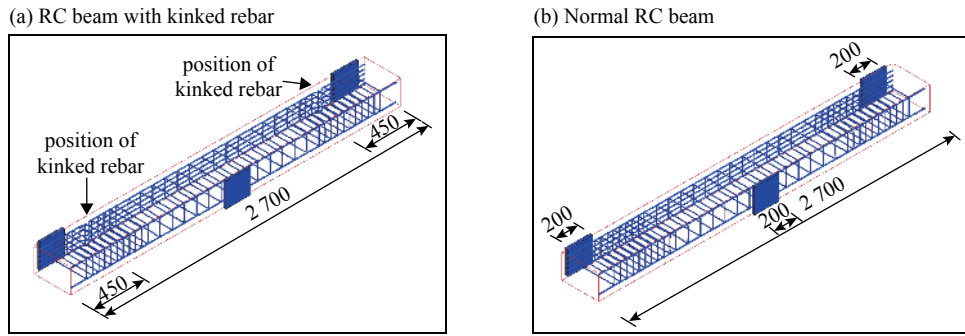


图 8 RC 梁有限元计算模型 (单位: mm)

Fig. 8 FE model of RC beam (unit: mm)

图 9 展示了 RC 梁挠度分别为 1.5、6.0 和 100.0 mm 时两根梁的等效塑性应变云图。如图所示, 起波配筋梁跨中截面达到极限承载力前, 梁两侧钢筋起波处会先形成塑性区 (挠度为 6 mm), 随挠度逐渐增大, 塑性区向跨中转移, 最终梁的破坏面仍在跨中, 破坏过程与机理分析吻合。

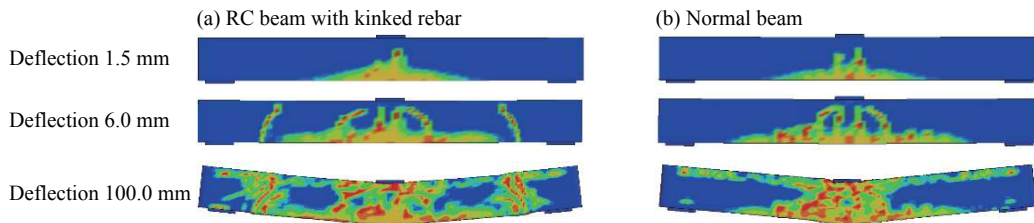


图 9 等效塑性应变云图

Fig. 9 Equivalent plastic strain

两种 RC 梁跨中位置 5 根钢筋的平均应变与跨中挠度的关系如图 10 所示。可以发现, 相同挠度情况下, 起波配筋梁的钢筋应变小于不起波 RC 梁的纵筋应变。

图 11 为 RC 梁吸收的总能量与跨中钢筋应变的关系曲线。计算结果显示, 在跨中纵筋应变相等时, 起波配筋梁比起波配筋梁吸收能量多, 且随着挠度的增大, 起波配筋梁形成的三塑性铰破坏模式吸能优势更加明显, 与理论分析吻合。

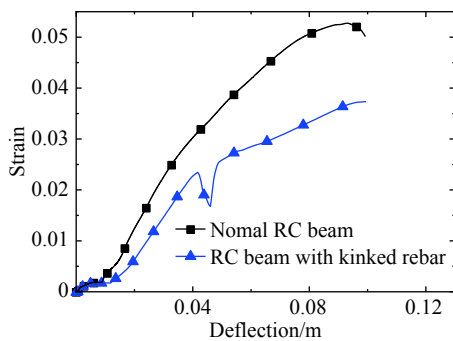


图 10 跨中钢筋应变与跨中挠度的关系

Fig. 10 Relation between mid-span deflection and steel strain

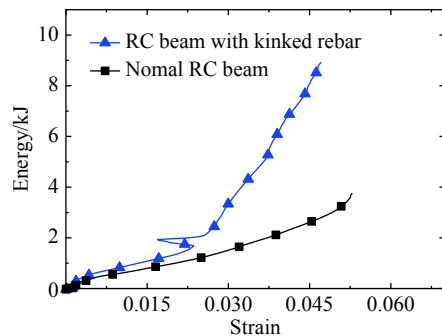


图 11 总吸能与跨中钢筋应变的关系

Fig. 11 Total absorbed energy vs. steel strain

#### 4 抗力动力系数

图 12(a) 为爆炸荷载作用下 RC 简支梁的受力示意图, 可以将其简化为等效单自由度 (SDOF) 体系进行动力分析; RC 梁抗力-变形全曲线简化为理想弹塑性模型, 如图 12(b) 所示, 在均布爆炸荷载  $P_m f(t)$

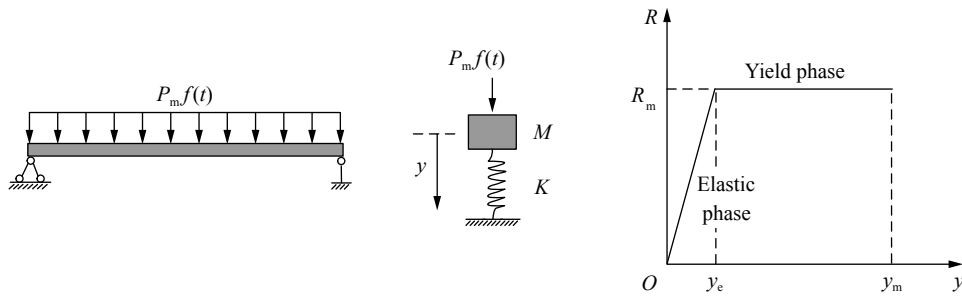


图 12 理想弹塑性等效单自由度体系

Fig. 12 Elastic-perfectly plastic SDOF system

作用下, 等效单自由度体系的运动方程建立如下:

当  $y < y_e$  时, 有

$$K_{ML}M\ddot{y} + Ky(t) = P_m f(t) \tag{2}$$

当  $y_e < y < y_m$  时, 有

$$K_{ML}M\ddot{y} + R_m = P_m f(t) \tag{3}$$

式中:  $K_{ML}$  为质量荷载系数;  $M$  为 RC 梁的总质量,  $M = ml$ ,  $m$  为沿梁跨方向的质量线密度;  $K$  为等效单自由度体系 RC 梁的等效刚度;  $y(t)$  表示挠度随时间的变化规律;  $P_m$  为爆炸荷载的峰值,  $f(t)$  表示随时间的变化规律;  $P_m = p_m l$ ,  $p_m$  为爆炸荷载处于峰值时的荷载线密度;  $R_m$  为体系抗力。为了表征爆炸动荷载对结构作用的动力放大效应, 通常可以通过引入抗力动力系数  $K_h$  来把爆炸动荷载的破坏效应等效为静荷载  $q_m$  处理; 因此,  $q_m = K_h p_m$  也称为爆炸动荷载的等效静载, 等效静载与 SDOF 体系的抗力满足  $R_m = q_m l$ 。

抗力动力系数  $K_h$  不仅与体系的自振频率和爆炸荷载的变化规律相关, 而且与体系的塑性变形发展程度相关。爆炸荷载相同的弹塑性体系中, 梁进入塑性变形越大, 抗力动力系数越小, 等效静载  $q_m$  越小, 梁尺寸就可以越小, 配筋率越低。

根据爆炸种类的不同, 典型空气冲击波荷载可以分为突加平台形荷载 (核爆炸), 瞬息冲量荷载 (脉冲) 和突加三角形衰减荷载 (化学爆炸) 3 种。本节通过理论计算, 讨论起波配筋梁在 3 种典型爆炸荷载作用下的抗力动力系数。

### 4.1 突加平台形荷载

突加平台形爆炸荷载时程变化曲线如图 13 所示。

起波配筋 RC 梁在遭受突加平台形荷载作用时, 外力做总功为:

$$W = \int_0^{t_m} P(t) dy(t) = \bar{P}_m \cdot \bar{y}_m \tag{4}$$

体系内力 (抗力) 做功为:

$$U = 0.5\bar{y}_1 \bar{R}_{m1} + \bar{y}_2 \bar{R}_{m1} + 0.5\bar{y}_3 (\bar{R}_{m1} + \bar{R}_{m2}) + \bar{y}_4 \bar{R}_{m2} \tag{5}$$

同时为方便表达, 定义弹性刚度 (弹性段斜率) 与强化刚度 (强化段斜率) 的比值为刚度比, 用  $\kappa_{e,p}$  表示。

$$\bar{y}_3 = -\frac{\bar{R}_{m1}}{\bar{R}_{m2}} \kappa_{e,p} y_e + \kappa_{e,p} y_e \tag{6}$$

式中:  $W$  为外力做功;  $U$  为内力做功;  $P(t) = P_m f(t)$ ,  $\bar{P}_m$  为等效单自由度体系作用在 RC 梁的等效载荷,  $\bar{y}_m$  为起波配筋梁的极限挠度,  $y_e$  为起波位置在梁两端时的弹性段变形, 其值与相同配筋方案的普通 RC 梁的弹性段挠度相等。

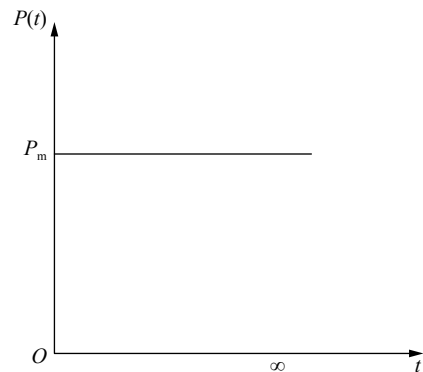


图 13 突加平台形荷载

Fig. 13 Platform load

定义  $\bar{K}_{1,2}$  为平台段与屈服段的抗力比 (简称平屈抗力比),  $\bar{K}_{1,2} = \bar{R}_{m1} / \bar{R}_{m2}$ ; 平台段与无平台段时弹性段的变形比 (简称平弹变形比)  $\Psi_{1,e} = \bar{y}_2 / y_e$ , 屈服段与无平台段时弹性段的变形比 (简称屈弹变形比)  $\Psi_{2,e} = \bar{y}_4 / y_e$ 。联立可求得抗力动力系数  $\bar{K}_{ph}$  表达式为:

$$\bar{K}_{ph} = \frac{\bar{q}_m}{\bar{p}_m} = \frac{\bar{R}_{m2}}{\bar{P}_m} = \frac{\bar{K}_{1,2}(1 - \kappa_{e,p}) + \kappa_{e,p} + \Psi_{1,e} + \Psi_{2,e}}{0.5\bar{K}_{1,2}^2(1 - \kappa_{e,p}) + 0.5\kappa_{e,p} + \bar{K}_{1,2}\Psi_{1,e} + \Psi_{2,e}} \quad (7)$$

式中:  $\bar{K}_{ph}$  就是突加平台形荷载作用下, 起波配筋 RC 梁抗力动力系数显式表达式。

### 4.2 瞬息冲量荷载

瞬息冲量荷载曲线如图 14 所示, 其荷载峰值很高, 衰减很快, 作用时间极短。

在脉冲荷载作用下, 起波配筋 RC 梁达到跨中最大位移  $\bar{y}_m$  时, 速度为零, 动能  $V_m = 0$ , 内力做功:

$$U_m = 0.5\bar{y}_1\bar{R}_{m1} + \bar{y}_2\bar{R}_{m1} + 0.5\bar{y}_3(\bar{R}_{m1} + \bar{R}_{m2}) + \bar{y}_4\bar{R}_{m2} \quad (8)$$

开始时体系的动能和应变能分别为  $V_0 = \bar{P} / (2M)$  和  $U_0 = 0$ , 其中  $\bar{I}$  为冲量, 则

$$U_m + V_m = U_0 + V_0 \quad (9)$$

当 RC 梁起波位置在两端时,

$$\bar{R}_{m2} = \bar{\omega}^2 M y_e \quad (10)$$

式中:  $\bar{\omega}$  为起波配筋 RC 梁的自振频率。

联立可求得抗力动力系数表达式为:

$$\bar{K}_{th} = \frac{\bar{R}_{m2}}{\bar{\omega}\bar{I}} = \frac{1}{\sqrt{(1 - \kappa_{e,p})\bar{K}_{1,2}^2 + \kappa_{e,p} + 2\bar{K}_{1,2}\Psi_{1,e} + 2\Psi_{2,e}}} \quad (11)$$

式中:  $\bar{K}_{th}$  为瞬息冲量荷载作用下, 起波配筋 RC 梁抗力动力系数的显式表达式。

### 4.3 突加三角形衰减荷载

化学爆炸荷载可假设为式 (12) 描述的突加三角形衰减荷载, 时程曲线如图 15 所示。

$$P(t) = \begin{cases} P_m \left(1 - \frac{t}{t_d}\right) & 0 \leq t \leq t_d \\ 0 & t > t_d \end{cases} \quad (12)$$

三角形衰减荷载作用下的起波配筋 RC 梁的动态响应计算可以分为如图 16 所示的两种情况。(1) 在荷载作用时间内达到变形最大位置; (2) 荷载作用完成后自由振动达到变形最大位置。

如图 16(a) 所示, 爆炸荷载作用时间较短, RC 梁在荷载作用结束后继续运动达到极限变形, 此时梁的动能为零, 由爆炸产生的动能完全转化为内能, 则可求出

$$K_h = \frac{\bar{R}_{m2}}{P} = \frac{1}{2} \frac{\omega t_d}{\sqrt{(1 - \kappa_{e,p})\bar{K}_{1,2}^2 + \kappa_{e,p} + 2\bar{K}_{1,2}\Psi_{1,e} + 2\Psi_{2,e}}} \quad (13)$$

式中:  $\omega$  为平直配筋梁的自振频率。

如图 16(b) 所示, 当爆炸峰值不大, 而爆炸作用时间较长时, RC 梁在爆炸未结束时已经达到最大变形。同样根据上述分析方法可以推导出抗力动力系数的计算公式, 但过程非常繁琐, 这里给出抗力动力系数的简化计算公式:

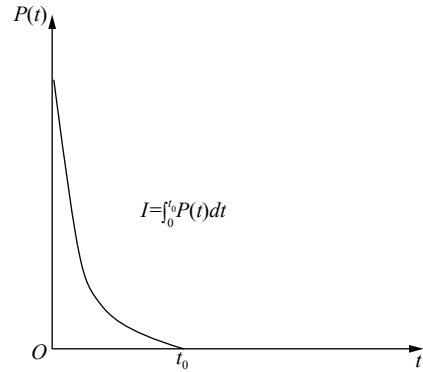


图 14 瞬息冲量荷载

Fig. 14 Instantaneous load

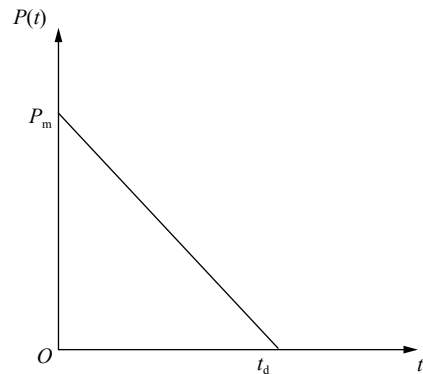


图 15 三角形衰减荷载

Fig. 15 Triangular declining load

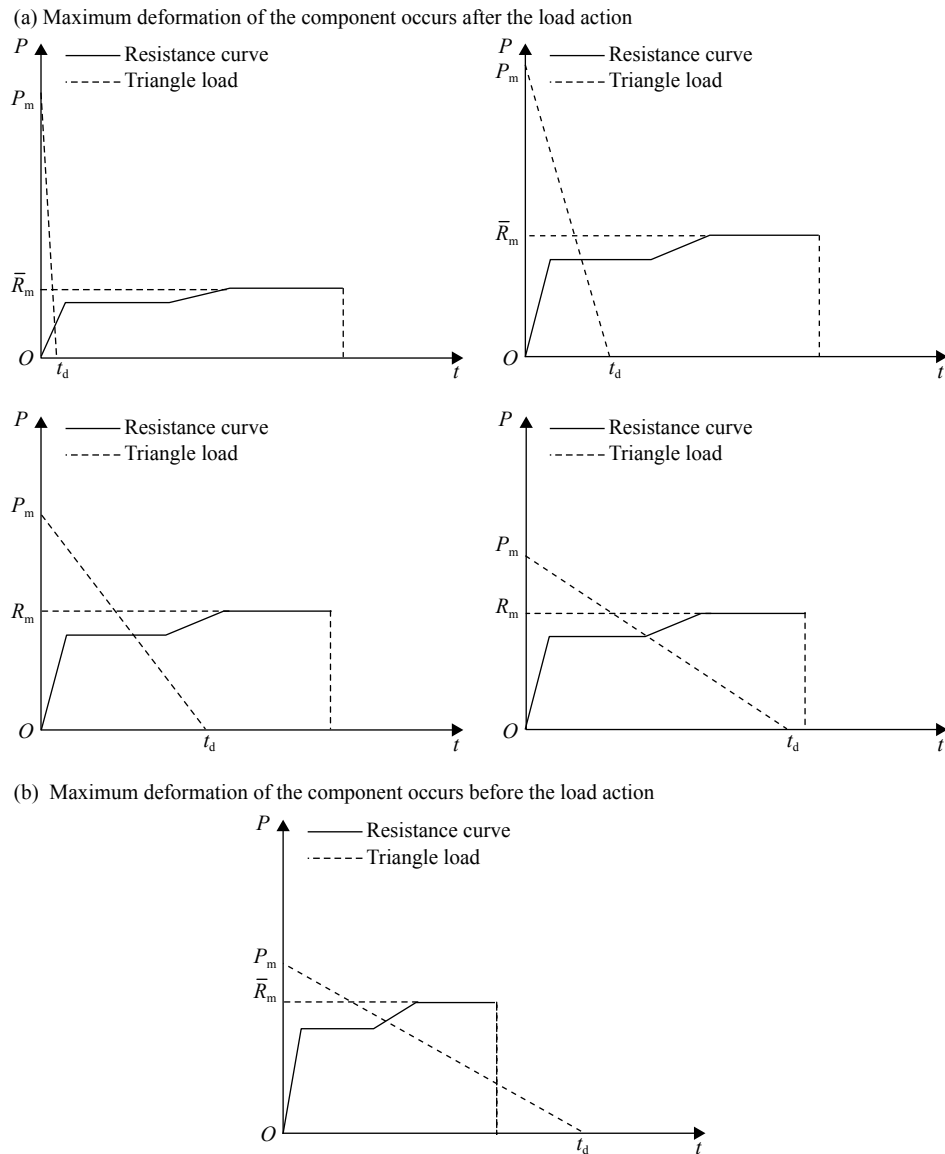


图 16 爆炸荷载作用下起波配筋梁动态响应

Fig. 16 Dynamic response for RC beams with local kinked rebar under the blast load

$$K_h = \frac{\bar{R}_{m2}}{P} = \left\{ \frac{2}{\omega t_d} \sqrt{(1 - \kappa_{e,p}) \bar{K}_{1,2}^2 + \kappa_{e,p} + 2 \bar{K}_{1,2} \Psi_{1,e} + 2 \Psi_{2,e}} + \frac{0.5(1 - \kappa_{e,p}) \bar{K}_{1,2}^2 + 0.5 \kappa_{e,p} + \bar{K}_{1,2} \Psi_{1,e} + \Psi_{2,e}}{[(1 - \kappa_{e,p}) \bar{K}_{1,2} + \kappa_{e,p} + \Psi_{1,e} + \Psi_{2,e}] \left(1 + \frac{4}{\omega t_d}\right)} \right\}^{-1} \quad (14)$$

这是一种更通用的情况，作用时间无限长可退化为突加平台形荷载作用情况，作用时间无限短可退化为瞬息冲量荷载情况。

## 5 参数讨论

### 5.1 分析方法及思路

通过调节起波配筋的梁起波位置、起波矢高  $h$  以及起波角度  $\theta$  等可以适当改变起波配筋 RC 梁的平屈抗力比；不同的起波矢高  $h$  以及起波角度  $\theta$  也意味着不同的平台段变形能力；同时，钢筋拉直后的延性与起波配筋梁的屈服段变形能力成正相关。平屈抗力比  $\bar{K}_{1,2}$ 、平弹变形比  $\Psi_{1,e}$ 、屈弹变形比  $\Psi_{2,e}$  以及刚度比  $\kappa_{e,p}$  的主要影响因素见表 2。



表 2  $\bar{K}_{1,2}$ 、 $\Psi_{1,e}$ 、 $\Psi_{2,e}$ 、 $\kappa_{e,p}$  的主要影响因素

Table 2 Major factors of  $\bar{K}_{1,2}$ ,  $\Psi_{1,e}$ ,  $\Psi_{2,e}$ ,  $\kappa_{e,p}$

参数	主要影响因素
$\bar{K}_{1,2}$	钢筋在RC梁中的起波位置
$\Psi_{1,e}$	钢筋的起波矢高、起波角度
$\Psi_{2,e}$	钢筋的伸长率, RC梁的配筋率
$\kappa_{e,p}$	钢筋的强度、起波角度、起波矢高, RC梁的截面高度

本节讨论平屈抗力比  $\bar{K}_{1,2}$ 、平弹变形比  $\Psi_{1,e}$ 、屈弹变形比  $\Psi_{2,e}$  三者的变化对梁的抗力动力系数  $\bar{K}_{ph}$ 、 $\bar{K}_{th}$  的影响, 参数取值范围见表 3。选择文献 [19] 中报告的 5 根典型起波配筋梁的荷载-挠度曲线, 将强化段抗弯刚度 (黑色虚线包含的区间曲线斜率) 进行拟合 (图 17 中粗实线所示), 得出其斜率为弹性段斜率的 1/6.2, 即  $\kappa_{e,p} = 6.2$ 。

### 5.2 突加平台形荷载下抗力动力系数与 $\bar{K}_{1,2}$ 、 $\Psi_{1,e}$ 、 $\Psi_{2,e}$ 关系

分别将  $\bar{K}_{1,2} = 0, 0.5, 0.9$  代入式 (11), 取  $\Psi_{1,e} \in [0, 7]$ ,  $\Psi_{2,e} \in [0, 10]$ , 计算  $\bar{K}_{ph}$  得出结果如图 18 所示。

由图 18 可以得出:  $\Psi_{1,e}$ 、 $\Psi_{2,e}$  保持不变时, 抗力动力系数  $\bar{K}_{ph}$  随着  $\bar{K}_{1,2}$  增大而减小, 即增大平台段承载能力, 梁的抗爆能力随之增强。

随着平台段变形能力的增强, 不同的  $\bar{K}_{1,2}$  范围,  $\bar{K}_{ph}$  表现出不同的变化趋势。当  $\bar{K}_{1,2} > 1/\bar{K}_{ph}$  时, 随着  $\Psi_{1,e}$  的增大,  $\bar{K}_{ph}$  减小, 梁抵抗突加平台形荷载能力增强; 反之, 当  $\bar{K}_{1,2} < 1/\bar{K}_{ph}$  时,  $\bar{K}_{ph}$  随  $\Psi_{1,e}$  的增大而增大, 构件的抗爆性能反而被削弱。

$\Psi_{2,e}$  越大,  $\bar{K}_{ph}$  越小, 即屈服段变形能力越强, 梁抵抗突加平台形荷载能力越强。

如图 18(c) 所示, 在突加平台形荷载作用下, 当平直配筋 RC 梁允许延性比  $\beta = 3$  时,  $\bar{K}_{ph} = 1.322$ ; 若将此梁设计为  $\bar{K}_{1,2} = 0.9$ 、 $\Psi_{2,e} = 3$  起波配筋, 则  $\bar{K}_{ph}$  降为 1.17, 抗爆性能提升 13%。

表 3 算例参数范围

Table 3 Parameter scope for theoretical analysis

参数	$\bar{K}_{1,2}$	$\Psi_{1,e}$	$\Psi_{2,e}$
范围	0, 0.5, 0.9	[0, 7]	[0, 10]

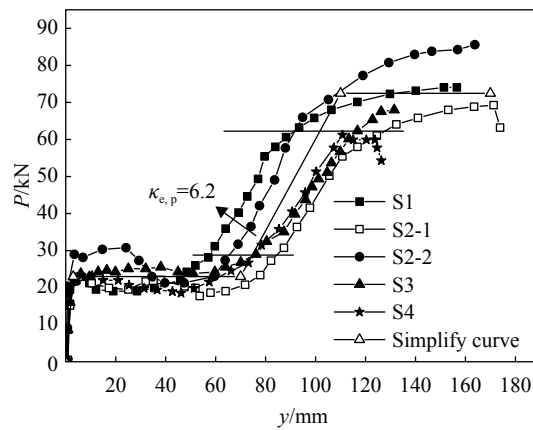


图 17 刚度比  $\kappa_{e,p}$  的拟合结果

Fig. 17 Fitting results of  $\kappa_{e,p}$

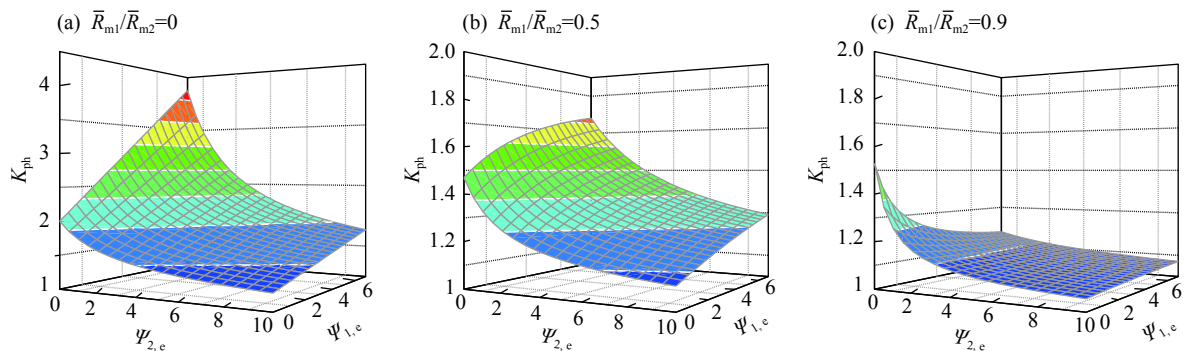


图 18 平台形荷载作用下起波配筋 RC 梁的抗力动力系数

Fig. 18 Dynamic resistance coefficient of RC beams with kinked rebars under platform load

### 5.3 瞬息冲量荷载下抗力动力系数与 $\bar{K}_{1,2}$ 、 $\Psi_{1,e}$ 、 $\Psi_{2,e}$ 的关系

分别将 $\bar{K}_{1,2}=0, 0.5, 0.9$ 代入式(11),取 $\Psi_{1,e} \in [0, 7]$ , $\Psi_{2,e} \in [0, 10]$ ,计算 $\bar{K}_{ih}$ 得出结果如图19所示。

由图19可得出: $\bar{K}_{1,2}$ 、 $\Psi_{1,e}$ 、 $\Psi_{2,e}$ 三者的增大均能使 $\bar{K}_{ih}$ 减小,即增大平台段承载能力、延长平台段或屈服段变形能力均可显著提高RC梁的抗爆能力;且 $\bar{K}_{1,2}$ 越大,增大 $\Psi_{1,e}$ 会使 $\bar{K}_{ih}$ 降低越快。

如图19(c)所示,当平直配筋RC梁允许延性比 $\beta=3$ 时, $\bar{K}_{ih}=0.803$ ,若将此梁设计为 $\bar{K}_{1,2}=0.9$ 、 $\Psi_{1,e}=3$ 起波配筋,则 $\bar{K}_{ih}$ 降为0.453,抗爆性能提升77.3%。

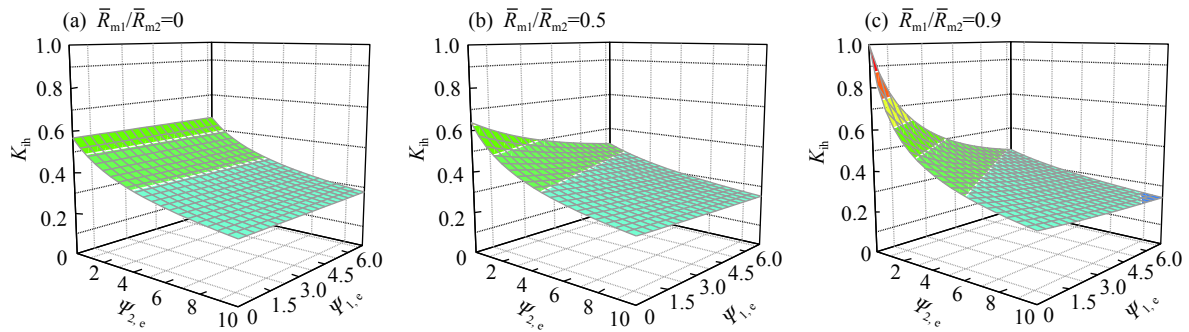


图19 瞬息冲量荷载作用下起波配筋RC梁的抗力动力系数

Fig. 19 Dynamic resistance coefficient of RC beams with kinked rebars under instantaneous load

## 6 结论

本文揭示了起波配筋RC梁抗爆作用机理,建立了起波配筋RC梁在爆炸荷载作用下抗力理论计算模型,给出抗力动力系数的显示计算公式,主要结论有:

(1) 在RC梁底部纵筋的合理位置设置起波,梁在受弯后呈现出三塑性铰破坏模式,具有较平直配筋梁更优异的吸能能力,抗爆性能大幅提升;

(2) 起波配筋梁抗爆性能受平台段承载能力的影响。在屈服段抗力 $\bar{R}_{m2}$ 和屈弹变形比 $\Psi_{2,e}$ 不变时,平屈抗力比 $\bar{K}_{1,2}$ 越大,抗爆性能越强;

(3) 起波配筋梁抗爆性能受平台段挠度变形的影响。在屈服段抗力 $\bar{R}_{m2}$ 和屈弹变形比 $\Psi_{2,e}$ 不变时,对突加平台形荷载,平屈抗力比 $\bar{K}_{1,2}$ 不低于 $1/\bar{K}_{ph}$ 时,梁的抗爆能力随平弹变形比 $\Psi_{1,e}$ 的增大而增强;对瞬息冲量荷载,平弹变形比 $\Psi_{1,e}$ 越大,梁吸能能力越强,抗爆能力越强;

(4) 起波配筋梁抗爆性能受屈服段段挠度变形的影响,屈弹变形比 $\Psi_{2,e}$ 越大,动力系数越小,抗爆性能越强。

### 参考文献:

- [1] ALHOZAIMY A M, SOROUSIAN P, MIRZA F. Mechanical properties of polypropylene fiber reinforced concrete and the effects of pozzolanic materials [J]. *Cement & Concrete Composites*, 1996, 18(2): 85–92.
- [2] 严少华, 李志成, 王明洋, 等. 高强钢纤维混凝土冲击压缩特性试验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2002, 22(3): 237–241.  
YAN Shaohua, LI Zhicheng, WANG Mingyang, et al. Dynamic compressive behavior of high-strength steel fiber reinforced concrete [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2002, 22(3): 237–241.
- [3] 周乐, 王晓初, 刘洪涛. 碳纤维混凝土力学性能与破坏形态试验研究 [J]. *工程力学*, 2013, 30(增刊): 226–231.  
ZHOU Le, WANG Xiaochu, LIU Hongtao. Experimental study of mechanical behavior and failure mode of carbon fiber reinforced concrete [J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(Suppl): 226–231.
- [4] 许静, 朱涵, 刘春生, 等. 橡胶集料混凝土阻尼比的初步试验研究 [J]. *混凝土*, 2005(11): 40–42.  
XU Jing, ZHU Han, LIU Chunsheng, et al. Preliminary experimental studies on damping ratio of crumb rubber concrete [J].

- Concrete*, 2005(11): 40–42.
- [5] 万泽青, 刘平, 施伟. 高阻尼混凝土的试验研究及阻尼机理探讨 [J]. *混凝土*, 2007(7): 37–40.  
WAN Zeqing, LIU Ping, SHI Wei. Experimental research and damping mechanism analyses of high damping concrete [J]. *Concrete*, 2007(7): 37–40.
- [6] 张宝超, 潘景龙. FRP 约束混凝土快速荷载下应力应变关系初探 [J]. *爆炸与冲击*, 2003, 23(5): 466–471.  
ZHANG Baochao, PAN Jinglong. Stress-strain relation of FRP confined concrete subjected to fast load [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2003, 23(5): 466–471.
- [7] TENG J G, CHEN J F, SMITH S T, et al. FRP: strengthened RC structures [J]. *Frontiers in Physics*, 2002: 266.
- [8] WU C, OEHLERS D J, REBENTROST M, et al. Blast testing of ultra-high performance fibre and FRP-retrofitted concrete slabs [J]. *Engineering Structures*, 2009, 31(9): 2060–2069.
- [9] 李砚召, 王肖钧, 张新乐, 等. 预应力混凝土结构抗爆性能试验研究 [J]. *实验力学*, 2005, 20(2): 179–185.  
LI Yanzhao, WANG Xiaojun, ZHANG Xinle, et al. Test study on anti-detonation quality of pre-stressed concrete structure [J]. *Journal of Experimental Mechanics*, 2005, 20(2): 179–185.
- [10] CHEN L, FANG Q, LIU J C, et al. Nonlinear analysis of blast performance of partially prestressed RC beams [J]. *International Journal of Protective Structures*, 2011, 2(3): 295–314.
- [11] 胡时胜, 刘剑飞, 王梧. 硬质聚氨酯泡沫塑料本构关系的研究 [C]//第五次全国爆轰与冲击动力学学术会议, 1997: 151–156. DOI: 10.3321/j.issn:0459-1879.1998.02.004.  
HU Shisheng, LIU Jianfei, WANG Wu. Study of the constitutive relationship of rigid polyurethane foam [C]//the 5th National Symposium on Shock & Impact Dynamics, 1997: 151–156. DOI: 10.3321/j.issn:0459-1879.1998.02.004.
- [12] SANTOSA S, WIERZBICKI T. Crash behavior of box columns filled with aluminum honeycomb or foam [J]. *Computers & Structures*, 1998, 68(4): 343–367.
- [13] ZHU F, ZHAO L, LU G, et al. Deformation and failure of blast-loaded metallic sandwich panels—Experimental investigations [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(8): 937–951.
- [14] 方秦, 陈力, 杜茂林. 端部设置弹簧和阻尼器提高防护门抗力的理论与数值分析 [J]. *工程力学*, 2008, 25(3): 194–199.  
FANG Qin, CHEN Li, DU Maolin. Theoretical and numerical investigations in effects of end-supported springs and dampers on increasing resistance of blast doors [J]. *Engineering Mechanics*, 2008, 25(3): 194–199.
- [15] 王宝柱, 黄微波, 杨宇润, 等. 喷涂聚脲弹性体技术的应用 [J]. *聚氨酯工业*, 2000(1): 39–44.  
WANG Baozhu, HUANG Weibo, YANG Yuyun, et al. Application of spray polyurea elastomer [J]. *Polyurethane Industry*, 2000(1): 39–44.
- [16] 宋彬, 黄正祥, 翟文, 等. 聚脲弹性体夹芯防爆罐抗爆性能研究 [J]. *振动与冲击*, 2016, 35(7): 138–144.  
SONG Bin, HUANG Zhengxiang, ZHAI Wen, et al. Anti-detonation properties of explosion-proof pots made of sandwich structures with polyurea elastomer [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2016, 35(7): 138–144.
- [17] 国家人民防空办公室. 人民防空地下室设计规范: GB 50038-2005 [S]. 中华人民共和国建设部, 2005.  
National People's Air Defense Office. Code for design of civil air defense basement: GB 50038-2005 [S]. Ministry of Construction of the People's Republic of China, 2005.
- [18] 方秦, 柳锦春. 地下防护结构 [M]. 中国水利水电出版社, 2010.  
FANG Qin, LIU Jinchun. Underground protective structure [M]. China Water & Power Press, 2010.
- [19] FENG Peng, QIANG Hanlin, QIN Weihong, et al. A novel kinked rebar configuration for simultaneously improving the seismic performance and progressive collapse resistance of RC frame structures [J]. *Engineering Structures*, 2017, 147(15): 752–767.
- [20] 高蒙. 配置局部起波钢筋的混凝土梁受力性能试验研究 [D]. 东南大学, 2016.  
GAO Meng. Experimental study on mechanical behavior of concrete beams reinforced with V-shaped rebar [D]. Southeast University, 2016.

## Blast-resistant mechanism of RC beam with kinked rebar and calculation method of dynamic resistance coefficient

FAN Yuan<sup>1</sup>, CHEN Li<sup>1,2</sup>, REN Huiqi<sup>2</sup>, FENG Peng<sup>3</sup>, FANG Qin<sup>1</sup>

(1. *State Key Laboratory of Disaster Prevention and Mitigation of Explosion and Impact,*

*Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, Jiangsu, China;*

*2. Unit 61489, Luoyang 471023, Henan, China;*

*3. Department of Civil Engineering, Tsinghua University, Beijing 100084, China)*

**Abstract:** To improve the blast resistance of reinforced concrete (RC) beam, an efficient design method was proposed that bending the longitudinal bar as a wave at an appropriate location in the beam. Combing the experimental results and calculation of finite element model, the damage process of the RC beam with local kinked rebar was found, and the mechanism of blast resistance was revealed. Analytical results indicated that the kinked rebar can increase the allowable deformation of the RC beam under blast loads, effectively absorbing the explosive energy and greatly improving the blast-resistant performance. A theoretical method was developed to calculate the blast resistance of the RC beam with local kinked rebar under blast loads, on base of the energy method. Explicit formulae of the dynamic resistance coefficient were derived. The influences of three key design parameters, e.g. the bearing capacity ratio of platform period to yielding period, the deformation ratio of platform period to elastic period and the deformation ratio of yielding period to elastic period, on the blast resistance of RC beam with local kinked rebar were discussed. It provides a theoretical basis for further engineering application.

**Keywords:** kinked rebar; RC beam; dynamic resistance coefficient; blast load; dynamic response

(责任编辑 王小飞)