文章编号：1001-1455(2003)01-0025-06

爆炸荷载作用下钢筋混凝土梁的动力响应及破坏形态分析*

柳锦春，方　秦，龚自明，范俊余
（解放军理工大学工程兵工程学院，江苏 南京 210007）

摘要：对基于 Timoshenko 梁理论建立的非线性动力有限元法作了改进。根据压区理论得到混凝土的平均剪应力和平均剪应变关系，建立了能反映箍筋的抗剪作用的材料模型；此外，对结构在爆炸荷载作用下可能出现的各种响应现象进行了描述，以准确地预测梁破坏时不同位置截面上钢筋和混凝土的受力、变形及破坏情况。应用改进的材料模型，对爆炸荷载作用下的五个钢筋混凝土试验梁的动力响应和破坏形态进行了数值模拟，结果表明，该数值方法能较好地模拟钢筋混凝土梁的弯曲、弯剪和剪切等破坏形态。

关键词：振动与波；爆炸荷载；钢筋混凝土梁；动力响应；破坏形态
中图分类号：O322　　国标学科代码：130°2020　　文献标志码：A

1　引　言

在爆炸荷载作用下，除了发生常见的弯曲破坏形态之外，钢筋混凝土结构还可能会在支撑处发生与荷载平行的剪切破坏，这种破坏发生突然、迅速、无明显征兆，称作直剪破坏。此外，结构还可能由于剪跨区内的抗剪能力不足而发生先于弯曲破坏的斜剪破坏。

围绕这些现象，国内外许多学者开展了一系列研究。T. Krauthammer 等[1-2]对爆炸荷载作用下钢筋混凝土结构的弯曲破坏和剪切破坏提出了基于等效单自由度体系的简化模型。后来 T. Krauthammer 等[3-4]又以 Timoshenko 梁理论为基础，应用差分数值分析手段进行了爆炸荷载作用下的钢筋混凝土梁的动力响应和破坏分析。J. Ghabossi 等[5]也应用有限元技术，对 FOAMHEST 试验结果进行数值模拟。T. J. Ross[6]则求得了脉冲荷载作用下 Timoshenko 梁弹性动力响应的分析解。近年来，方秦等[7]也建立了分层 Timoshenko 梁非线性动力有限元分析方法，对爆炸荷载作用下的钢筋混凝土梁的动力响应和破坏形态进行了分析。

虽然这些研究有一定的深度和进展，但均未考虑横向箍筋的抗剪作用这一对结构动力响应和破坏形态有着重要影响的因素。因此，本文中对文献[7]建立的分层非线性动力有限元方法作了改进。首先，根据 M. P. Collins[8]的压区理论，在混凝土的剪应力和剪应变关系中考虑了横向箍筋的抗剪作用；对结构在爆炸荷载作用下可能出现的各种响应现象进行描述，以准确预测梁破坏时不同位置截面上钢筋和混凝土的受力、变形及破坏情况。利用上述改进的模型，对爆炸荷载作用下五个钢筋混凝土梁的动力响应和破坏形态进行了分析，研究结果表明，改进的模型能较好地模拟试验现象。

2　数值分析方法

2.1　分层 Timoshenko 梁动力有限元方法基本表达式[7]

根据虚位移原理，动荷载作用下 Timoshenko 梁的动力平衡有限元方程可写为

$$\boldsymbol{m}\ddot{\boldsymbol{y}} + \boldsymbol{p}_{\mathrm{a}} + \boldsymbol{p}_{\mathrm{f}} + \boldsymbol{p}_{\mathrm{s}} = \boldsymbol{f} \tag{1}$$

* 收稿日期：2001-03-07；修回日期：2002-07-18
基金项目：国家自然科学基金项目(59708013)
作者简介：柳锦春(1973—　)，男，博士，讲师。

式中：$\boldsymbol{m}$ 是质量矩阵，$\boldsymbol{y}$ 是位移矩阵，$\boldsymbol{f}$ 是外部作用力矢量，$\boldsymbol{p}_a$是内部轴向抗力矢量，$\boldsymbol{p}_f$是内部弯曲抗力矢量，$\boldsymbol{p}_s$是内部剪切抗力矢量。如果梁被离散为二节点单元，并假定位移形状函数为线性，则单元的各内部抗力矢量及作用力矢量可表达为

$$\boldsymbol{p}_a^{(e)} = [N^{(e)}, 0, 0, -N^{(e)}, 0, 0]^T \tag{2}$$

$$\boldsymbol{p}_f^{(e)} = [0, 0, M^{(e)}, 0, 0, -M^{(e)}]^T \tag{3}$$

$$\boldsymbol{p}_s^{(e)} = [0, -Q^{(e)}, -(Ql)^{(e)}/2, 0, Q^{(e)}, -(Ql)^{(e)}/2]^T \tag{4}$$

$$\boldsymbol{f}^{(e)} = [0, (ql)^{(e)}/2, 0, 0, (ql)^{(e)}/2, 0]^T \tag{5}$$

式中：上标(e)表示单元，q 为作用在单元上的均布荷载，轴力 N、弯矩 M 和剪力 Q 为各层轴向和切向应力的合力或合力矩，即

$$N = \sum_l b_l \sigma_x t_l, \qquad M = \sum_l b_l \sigma_{xl} z_l t_l, \qquad Q = g \sum_l b_l \tau_{xz} t_l \tag{6}$$

式中：b_l、t_l和z_l是 l 层的宽度、深度和 l 层距中心轴的距离。σ_{xl}是 l 层轴向应力，τ_{xz} 是平均切向应力，g 是剪力修正因子，对矩形截面，一般取 $g=\pi^2/12$。

2.2 以前建立的材料模型

混凝土的轴向应力与轴向应变关系可表达为[7,9]

$$\begin{cases} \sigma = (f_c/\varepsilon_0)\varepsilon & 0 \leqslant \varepsilon \leqslant k\varepsilon_0 \\ \sigma = kf_c(1 - Z(\varepsilon - k\varepsilon_0)) & k\varepsilon_0 \leqslant \varepsilon \leqslant \varepsilon_{40c} \\ \sigma = 0.4kf_c & \varepsilon_{40c} \leqslant \varepsilon \leqslant k\varepsilon_\mu \end{cases} \tag{7}$$

式中：$Z = \dfrac{0.5}{(3+0.29f_c)/(145f_c-1000)+0.75\rho_s\sqrt{b/s}-k\varepsilon_0}$，$\varepsilon_0$为无约束条件下混凝土峰值强度的应变；$\varepsilon_{40c}$、$\varepsilon_\mu$ 分别为约束条件下混凝土剩余强度为 $0.4kf_c$时的应变以及极限应变，f_c为无约束混凝土的峰值强度，MPa；b 为约束混凝土核的宽度；s 为箍筋的间距；k 为箍筋对混凝土侧向约束的影响系数，其数学式为 $k = 1 + \rho_s f_s/f_c$，其中，ρ_s 是横向钢筋的体积率，即横向钢筋与约束混凝土核的体积比，f_s 为横向钢筋的屈服强度，若 $\rho_s=0$，即无侧向约束，则 $k=1$，代入式(7)即得无约束条件下的混凝土三直线本构方程。

钢筋的轴向和切向应力应变关系采用双线性模型。

2.3 改进的混凝土切向模型

对于混凝土的剪切应力与剪切应变的关系，目前国内外对其试验研究较少，文献[7]曾假定其为理想弹塑性。本文中基于 M. P. Collins 的压区理论[8]建立的混凝土平均剪应力与平均剪应变关系中，考虑了横向箍筋的剪切作用。M. P. Collins 的压区理论认为，混凝土开裂后不再承受任何拉应力，剪应力只能通过压区块来传递。该理论假设应力主轴和应变主轴相重合、忽略混凝土的拉应力以及水平钢筋的销栓力等。通过平衡条件、相容条件以及应力应变关系可得到完整的混凝土平均剪应力和平均剪应变关系，分析得到的平衡条件、相容条件以及应力应变关系见表 1。表 1 中，f_d、τ、σ_l、σ_t 分别为混凝土的平均主压应力、平均剪应力及纵向、横向的平均正压应力，ε_d、ε_l、ε_t 分别为混凝土的平均主压应变及纵向、横向的平均正应变，γ 为混凝土的平均剪应变，α、α'分别为主应力角和主应变角，f_l、f_t分别为纵向和横向钢筋的应力，ρ_l、ρ_t 分别为纵向和横向钢筋的配筋率。

混凝土的平均剪应力和平均剪应变关系的计算过程如下：

(1)在已知平均剪应力 τ 时，首先假设主应力角 α 的值，根据平衡条件可得 f_d、f_l、f_t；

(2)根据应力应变关系可求得 ε_d、ε_l、ε_t；

(3)根据应变摩尔圆可求得主应变角 α'；

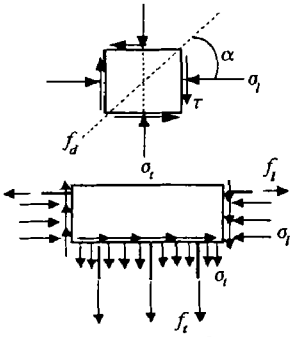
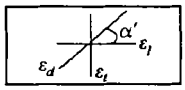
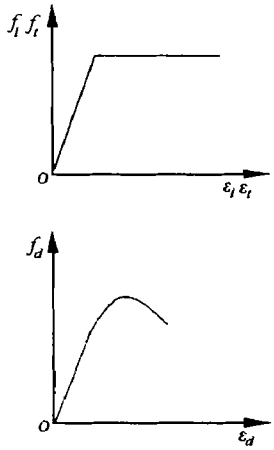
(4)若 α 和 α'相等或在一定范围内相近，根据相容条件可得平均剪应变 γ，否则回到第一步重新假定主应力角 α 的值，再重新计算，直至满足条件为止。因此，根据这样的步骤循环就可得到完整的平均剪应力和平均剪应变关系。

在有限元计算中，混凝土的轴向应力应变关系、钢筋的轴向与切向应力应变关系以及根据 M. P. Collins 压区理论计算得到的平均剪应力剪应变关系都具有加载、卸载的循环特性。对于动荷载作用下

的应变速率效应问题，本文中仍然采用文献[7]中的三参数形式的材料应变速率模型。

表 1 计算平均剪应力剪应变的压区理论

Table 1 The compression filed theory of calculating the average stress and the average strain

平衡条件	相容条件	应力应变条件
 $f_d=\tau(\tan\alpha+\frac{1}{\tan\alpha})$ $\sigma_l=\rho_l f_l=\frac{\tau}{\tan\alpha}$ $\sigma_t=\rho_t f_t=\tau\tan\alpha$	 $\tan^2\alpha'=\frac{\varepsilon_d+\varepsilon_l}{\varepsilon_d+\varepsilon_t}$ $\gamma=2(\varepsilon_d+\varepsilon_t)\tan\alpha'$ $\alpha=\alpha'$	

2.4 破坏准则和破坏模式

在爆炸荷载作用下钢筋混凝土结构不仅会发生典型的弯曲破坏，而且可能发生剪切破坏以及弯曲剪切之间的耦合破坏。对于弯曲破坏，通常考虑钢筋的屈服、拉断以及压区混凝土的压碎。对于剪切破坏，既可能是在支座处发生早期的直剪破坏，也可能是在剪跨区发生主筋屈服前或者主筋屈服后的斜剪破坏。为了模拟结构的剪切破坏，根据 Timoshenko 梁理论，将结构的剪切变形作为一个单独变量，通过考察单元的平均剪应变来确定单元是否发生了剪切破坏。

由于采用分层的思想，单元的弯曲破坏与每一层的破坏情况有关。对混凝土层来说，由于不考虑混凝土的拉应力作用，当轴向压应变达到极限压应变时，就代表该混凝土层被压碎而破坏；对钢筋层来说，当轴向拉应变达到极限拉应变时，就代表该钢筋层被拉断而破坏。由前所述，单元的剪切破坏只与单元的平均剪应变有关。当单元的平均剪应变达到极限剪应变时，就代表该单元发生了剪切破坏。

根据爆炸荷载作用下钢筋混凝土梁的试验观察，直剪破坏通常发生在支座附近或荷载作用的变化处以及结构截面的变化处等区域。因此，考察结构是否发生直剪破坏主要就看这些区域是否发生了剪切破坏。当在这些区域发生剪切破坏时，就可近似认为是直剪破坏；而在其它区域发生剪切破坏时，可认为是斜剪破坏。本文中只考虑支座的影响，而不考虑荷载的变化和结构截面的变化。

单元的破坏准则和破坏模式可归纳为：

(1)当单元中拉筋被拉断及压区内的混凝土被压碎时，就表示该单元发生了弯曲破坏。

(2)当支座单元的平均剪应变达到极限剪应变时，就代表该单元发生了直剪破坏。

(3)当其它单元的平均剪应变达到极限剪应变时，就代表该单元发生了斜剪破坏。

当结构内有一个单元发生以上三种破坏中的任一种时，结构还不足以发生破坏，结构需要足够的单元(破坏区)破坏，才会变得不稳定而发生整体破坏。例如固支梁在发生弯曲破坏时需要在支座、跨中形成三个破坏区，而简支梁只需要在跨中形成一个破坏区就会发生弯曲破坏。

为了便于全面了解结构在爆炸荷载作用下的动力响应特性，列出了结构可能发生的一系列重要现象及其标志号，以了解结构是先发生剪切破坏，后发生弯曲破坏，还是弯曲与剪切的耦合破坏，以及剪切破坏发生时钢筋是否屈服等。结构响应的主要现象及其标志号为：支座附近平均剪应变到达屈服值、极限值的标志号分别为 1、2；其它位置平均剪应变到达屈服值、极限值的标志号分别为 3、4；支座附近纵向

钢筋屈服、断裂的标志号分别为 5、6;跨中纵向钢筋屈服、断裂的标志号分别为 7、8。

3 数值例子及分析

利用上述基于 Timoshenko 梁理论改进的数值方法及破坏准则对爆炸荷载作用下的钢筋混凝土箱形结构进行了动力响应和破坏形态分析,研究对象是 Direct Shear(简称 DS)系列试验中的 DS1、DS2 和 Foam HEST(Foam High Explosive Simulation Technique, 简称 FH)系列试验中的 FH1、FH3 及 FH4,有关试验情况详见文献[1-6]。DS 试件与 FH 试件具有相同的计算跨度、厚度和主配筋率等,主要的差别是顶板的长度、顶板的配箍率及支撑情况。DS 试件的顶板是两端支撑的,是典型的单向板;而 FH 试件的顶板是四端支撑的,但考虑到结构平面尺寸中的长宽比较大,因此近似认为顶板是单向板。

考虑到结构的对称性,取结构的一半进行计算,分 24 个梁单元,每个单元分 12 层,计算时间步长 Δt 取为 1μs。材料、结构的计算参数见文献[1-6]。图 1 是 FH3 上实测的爆炸荷载,可简化为等冲量的突加三角形脉冲荷载。其它作用荷载详见文献[4]。

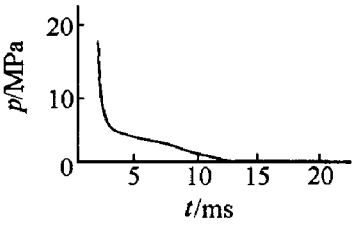


图 1 FH3 上实测的爆炸荷载

Fig.1 Recorded blast pressure profiles on FH3

计算结果及其与试验对比情况见表 2。下面分别对每一种工况的计算结果进行详细分析。

(1)DS1。从表 2 看出,支座处的平均剪应变在 $t=0.158$ms 时达到了屈服值;随着荷载进一步加大,在 $t=0.187$ms 时支座处的拉筋发生屈服,表明支座处产生较大的弯矩;同时,支座处的平均剪应变也迅速增大,在 $t=0.193$ms 时平均剪应变达到了极限值,而此时跨中钢筋尚未屈服,其它位置处的平均剪应变也未达到极限值,这表明结构响应主要集中在支座附近。图 2 表示了不同时刻梁的位移 d 沿梁长 l 的分布情况。从该图可以看出,当发生破坏时,梁的变形还很小,仅为 0.47mm,而且除支座附近外,其它位置梁的变形都基本相同。图 3 是不同时刻梁单元 N 的剪力 F 的分布图,表明剪力主要集中在支座附近。图 4 是不同时刻梁单元 N 的弯矩 M 的分布图。从图 4 可以发现,结构的跨中弯矩较小,弯距主要集中在支座附近,但发生破坏时最大仅为 230kN·cm,小于该截面的极限弯距 250kN·cm。根据以上分析,可以推断支座处发生直剪破坏,计算分析结果与试验观察一致。

表 2 计算结果及试验结果比较

Table 2 The comparison between the numerical results and experimental results

试件	标志号	发生时间/ms	主要受力(破坏模式)	试验结果
DS1	1	0.158	直剪破坏	直剪破坏
	5	0.187		
	2	0.193		
DS2	1	0.150	直剪破坏	直剪破坏
	2	0.177		
FH1	5	0.360	弯曲破坏	弯 曲
	1	0.700		
	7	1.080		
FH3	1	0.210	弯曲破坏	弯曲破坏
	5	0.260		
	3	0.400		
	7	0.945		
	6	10.890		
	8	11.610		
FH4	1	0.250	耦合弯曲、斜剪破坏	耦合弯曲、斜剪破坏
	5	0.270		
	7	0.984		
	6	7.250		
	3	8.840		
	4	14.250		
	8	15.590		

(2)DS2。DS2 与 DS1 具有相同的几何和材料特性,但作用在 DS2 梁上的荷载峰值比 DS1 的高。因此,DS2 的响应与 DS1 相同,也属于直剪破坏,但 DS2 发生直剪破坏的时间比 DS1 早。其支座处的平均剪应变在 $t=0.150$ms 时就达到屈服值,在 $t=0.177$ms 时达到极限值而发生剪切破坏,此时钢筋未屈服,其它位置的平均剪应变也没有达到极限值。计算结果与试验观察一致。

(3)FH1。从表 2 可以看出,支座拉筋在 $t=0.36$ms时首先屈服,在 $t=1.08$ms时跨中拉筋屈服,表明FH1主要以弯曲变形为主。随着时间的

增长，结构的弯曲变形更为明显，其跨中挠度响应见图 5，跨中最大变形达 5.12cm，残余变形为 2.03cm，最后在支座及跨中附近有少许混凝土被压碎，但没有钢筋被拉断，也没有发生剪切破坏，结构响应以弯曲变形为主而没有发生破坏，与试验现象基本一致。

(4)FH3。结构虽然在 $t=0.21$ms 时支座截面的平均剪应变到达屈服值，在 $t=0.4$ms 时有其它位置的平均剪应变到达屈服点，但结构能够提供足够的剪力而没有发生直剪破坏或斜剪破坏，并且在支座和跨中的拉筋先后分别发生屈服，表明此时结构以弯曲变形为主。随着梁的变形进一步增大，支座处拉筋在 $t=10.89$ms 时被拉断，跨中拉筋在 $t=11.61$ms 时被拉断，同时支座和跨中处的压区混凝土大部分也被压碎，这样结构在支座及跨中就形成三个破坏区，表现为典型的弯曲破坏特征。从图 5 可知，破坏时跨中位移为 13.1cm，与试验值 15.25cm 相差不大。FH3 属于典型弯曲破坏，与试验观察基本一致。

(5)FH4。从表 2 可以看出，FH4 与 FH3 的受力行为相近，支座和跨中的钢筋先后屈服，并分别在 $t=7.25$ms 和 $t=15.59$ms 时被拉断，表明结构以弯曲响应为主。但由于作用的荷载峰值比 FH3 大，结构在离支座一定距离处的抗剪不足，在 $t=14.25$ms 时该处的平均剪应变到达极限点，发生斜剪破坏。支座和跨中区域的混凝土大部分被压碎，它们之间的混凝土，特别是剪切破坏处的混凝土，也被压坏，这些现象与试验观察一致。因此，FH4 的响应既有弯曲效应，又有斜截面上的剪切效应，其破坏属于弯剪破坏。破坏时，跨中位移为 30.48cm（见图 5），与测量值 31.75cm 相近。

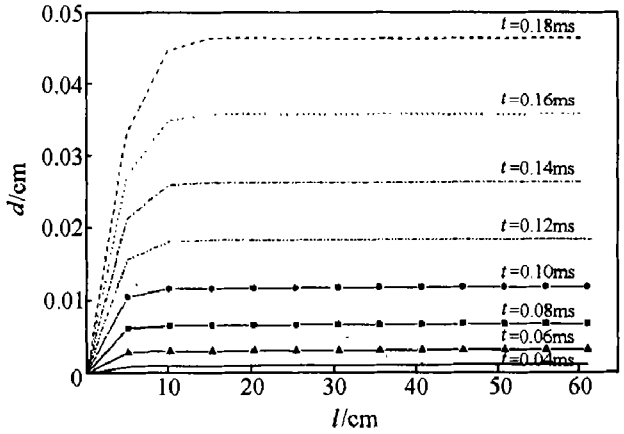


图 2 不同时刻 DS1 梁的位移分布图

Fig.2 The distribution of displacement in DS1 beam at different time

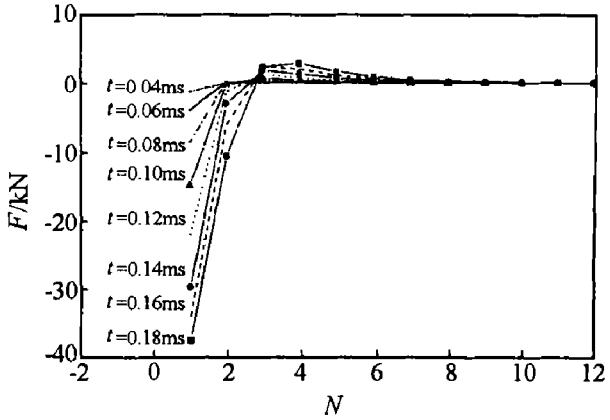


图 3 不同时刻 DS1 梁的剪力分布图

Fig.3 The distribution of shear force in DS1 beam at different time

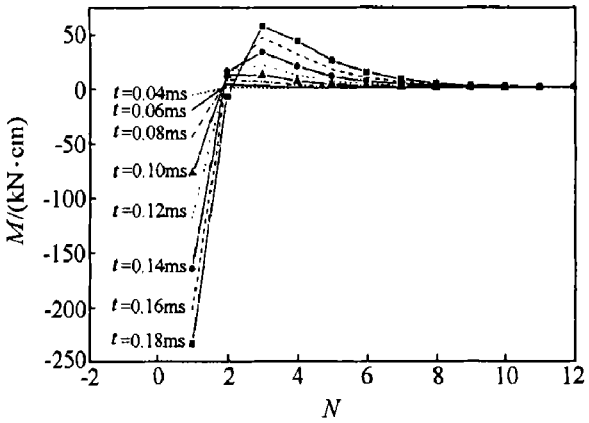


图 4 不同时刻 DS1 梁的弯矩分布图

Fig.4 The distribution of moment in DS1 beam at different time

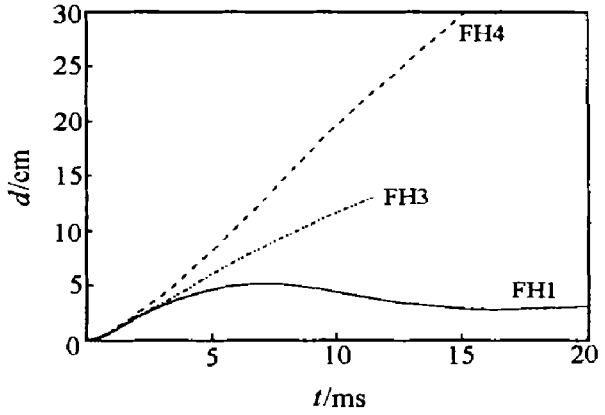


图 5 跨中变形响应曲线

Fig.5 Responses of the deformation at the mid-span

4 结 论

根据压区理论,对基于 Timoshenko 梁理论建立的非线性动力有限元分析法法作了改进,在混凝土材料模型中不仅考虑了横向箍筋的抗剪作用,而且还对单元破坏准则和结构破坏模式进行了描述,考虑了如钢筋屈服、拉断以及混凝土拉断、压碎、剪应变达到极限值等结构响应中的主要现象。应用改进的方法,对爆炸荷载作用下五个钢筋混凝土试验梁的动力响应和破坏形态进行了数值模拟,计算分析结果与试验观察基本一致,表明了本文中提出的改进数值方法能较好地预测钢筋混凝土梁在爆炸荷载作用下的动力响应和弯曲、剪切以及弯曲与剪切耦合破坏等不同形态。

参考文献:

[1] Krauthammer T. Shallow-buried RC box-type structures[J]. Journal of Structural Engineering, 1984, 110(3): 637-651.

[2] Krauthammer T, Bazeos N, Holmquist T J. Modified SDOF analysis of RC box-type structures [J]. Journal of Structural Engineering, 1986, 112(4): 726-744.

[3] Krauthammer T, Assadi-Lamouki A, Shanaa H M. Analysis of impulsively loaded reinforced concrete elements—Ⅰ. theory [J]. Computers and Structures, 1993, 48(5): 851-860.

[4] Krauthammer T, Assadi-Lamouki A, Shanaa H M. Analysis of impulsively loaded reinforced concrete elements—Ⅱ. implementation [J]. Computers and Structures, 1993, 48(5): 861-871.

[5] Ghabossi J, Millavec W A, Isenberg J. R/C structures under impulsive loading [J]. Journal of Structural Engineering, 1984, 110(3): 505-522.

[6] RossT J. Direct shear failure in reinforced concrete beams under impulsive loading [R]. AFWL-TR-83-84, Kirtland Air Force Base, NM: Air Force Weapons Laboratory, 1983.

[7] 方秦,柳锦春,张亚栋,等.爆炸荷载作用下钢筋混凝土梁破坏形态有限元分析 [J].工程力学,2001,18(2):1-8.
FANG Qin, LIU Jin-chun, ZHANG Ya-dong, et al. Finite element analysis of failure modes of blast-loaded R/C beams [J]. Engineering Mechanics, 2001, 18(2): 1-8.

[8] Collins M P. Towards a rational theory for RC members in shear [J]. Journal of Structural Division, 1978, 104(ST4): 649-666.

[9] 柳锦春.脉冲荷载作用下钢板混凝土组合结构的抗爆性能研究[D].南京:南京工程兵工程学院,1998.

Analysis of dynamic responses and failure modes of R/C beams under blast loading

LIU Jin-chun, FANG Qin, GONG Zi-ming, FAN Jun-yu

(*Chinese People's Liberation Army University of Science and Technology, Nanjing* 210007, *Jiangsu, China*)

Abstract: A Timoshenko beam nonlinear dynamic finite element method is improved, where the shear effect of stirrups is described in the stress vs. strain relationship of concrete based on the average shear stress and average shear strain put forward by the compression filed theory. In addition, the indexes of the various failure phenomena of the reinforcement and concrete in the sections are described. The dynamic responses and failure modes of the five blast-loaded R/C beams for test are predicted by the improved procedure. It is demonstrated that the flexure, flexure-shear and shear failure modes of the blast-loaded R/C beams can be simulated by the present finite element procedure.

Key words: vibration and wave; blast loading; reinforced concrete beams; dynamic responses; failure modes