

DOI: 10.11883/bzycj-2018-0506

爆炸荷载下基于细观建模的素/钢筋 混凝土板破坏模式*

孙加超¹, 陈小伟^{2,3}, 邓勇军^{1,2}, 姚 勇^{1,2}

- (1. 西南科技大学土木工程与建筑学院, 四川 绵阳 621010;
2. 西南科技大学工程材料与结构冲击振动四川省重点实验室, 四川 绵阳 621010;
3. 北京理工大学前沿交叉科学研究院, 北京 100081)

摘要: 为了获得爆炸荷载下细观结构对素/钢筋混凝土板的影响, 采用随机骨料投放建立了素/钢筋混凝土板细观模型。利用 LS-DYNA 对基于细观建模的钢筋混凝土板进行爆炸荷载作用下的数值模拟, 通过与实验以及均质建模方法进行比较, 验证了细观建模方法的准确性。进而研究了基于细观建模的素/钢筋混凝土板在不同爆炸荷载下的结构响应, 获得了素/钢筋混凝土板的响应过程和破坏模式。结果表明: 在低药量 (1、2 kg) 爆炸荷载下, 细观结构对素/钢筋混凝土板的影响较小, 其破坏模式以纵横塑性铰线破坏为主, 药量越大, 铰线越多; 在高药量 (5、10 和 15 kg) 爆炸荷载下, 细观结构对素/钢筋混凝土板的影响较大, 与均质模型相比存在较大差异, 细观素/钢筋混凝土板以爆坑为中心, 产生环向与径向裂纹, 药量越大, 圆坑越大, 裂纹越多, 板局部破坏越严重。

关键词: 爆炸荷载; 细观建模; 混凝土板; 结构动力响应

中图分类号: O383 **国标学科代码:** 13035 **文献标志码:** A

混凝土/钢筋混凝土广泛应用于民用及军事工程等领域, 是工程结构重要的组成材料。当前世界范围内区域冲突、恐怖袭击、生活中的燃气疏忽与生产中化工设施老化等因素导致各种爆炸事故频发, 爆炸冲击荷载对结构的破坏所造成的生命及财产的损失严重。因此研究混凝土及钢筋混凝土结构构件在爆炸荷载作用下的响应引起了众多学者的关注。

现有的研究^[1-5]基本上是从宏观角度出发, 将混凝土视为连续均匀介质进行研究, 忽略了混凝土材料内部复杂的细观结构, 难以揭示材料变形和破坏的物理机制。细观层次上混凝土是由粗骨料、水泥水化物、孔隙及骨料与水泥砂浆粘结带等细观结构组成的多相复合材料, 各相组分的力学性能相差很大, 并且钢筋的加入使得非均匀的混凝土材料更为复杂。在强动荷载作用下, 应力波传播规律极为复杂, 应充分考虑应力波与细观结构的相互作用, 包括应力波与钢筋、骨料, 界面过渡区 (interfacial transition zone, ITZ) 等各组分、裂纹间的相互作用, 以及对整体破坏模式的影响等。当应力波与细观结构作用时, ITZ 作为结构中最薄弱的部分优先破坏, 裂纹将沿着 ITZ 分布位置发展, ITZ 的动态响应及破坏机理对于整体结构的破坏模式的影响至关重要, 这与均匀介质结构相比存在着极大的不同, 其破坏模式必将存在差异。

为此, 本文中利用 LS-DYNA, 对爆炸荷载下基于细观建模的素/钢筋混凝土板破坏模式进行了研究, 以期为提高工程结构的抗爆性能、减小爆炸灾害的影响提供参考。

* 收稿日期: 2018-12-18; 修回日期: 2019-03-07

基金项目: 四川省科技厅应用基础项目 (2018JY0496); 四川省科技创新苗子工程项目 (2018012); 西南科技大学研究生创新基金 (17ycx111)

第一作者: 孙加超 (1993—), 男, 硕士研究生, sunjiachao@qq.com;

通信作者: 陈小伟 (1967—), 男, 博士, 研究员, 博士生导师, chenxiaoweintu@bit.edu.cn。

1 计算模型

1.1 几何模型

建立如图 1 所示模型,模型由混凝土板、炸药和空气 3 个部分组成,均使用三维实体单元 3D Solid164,混凝土板采用拉格朗日网格建模,炸药和空气采用欧拉网格建模,采用多物质流固耦合算法。

混凝土板尺寸 2 m×1 m×0.12 m,试件类型为素混凝土板和钢筋混凝土板。钢筋混凝土板中钢筋直径 10 mm,11 根纵筋,7 根横筋(以板的长边方向为纵向,短边方向为横向),钢筋详细布置^[6]见图 2。假设炸药是立方体装药,采用中心点起爆,炸药中心距混凝土板中心 0.5 m,TNT 炸药药量分别取 1、2、5、10 和 15 kg,工况详情见表 1。试件两端设置刚性支座,使之能够实现简支效果,空气边缘采用无反射边界条件,模型采用 cm-g- μ s 单位制建模。

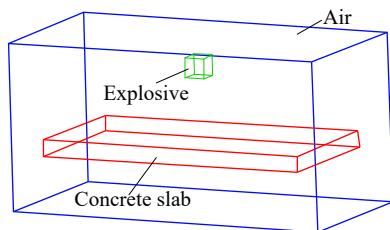


图 1 爆炸模型

Fig. 1 Explosion model

表 1 工况表

Table 1 Working condition details

模型	TNT 药量 W/kg	爆距 R/m	比例距离 $Z/(\text{m}\cdot\text{kg}^{-1/3})$
素/钢筋混凝土	1	0.5	0.500
	2	0.5	0.397
	5	0.5	0.292
	10	0.5	0.232
	15	0.5	0.203

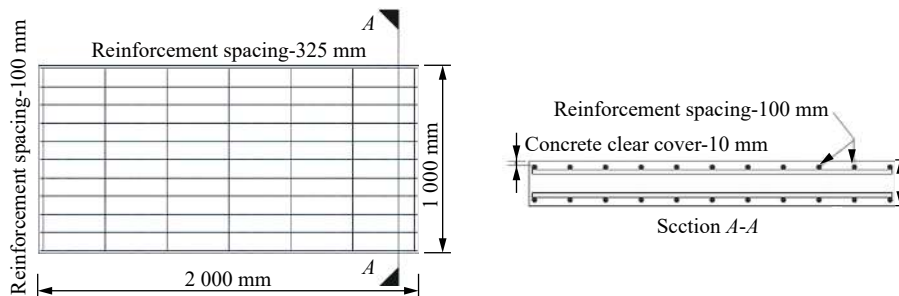


图 2 钢筋布置

Fig. 2 Reinforcement arrangement of the slabs

1.2 细观模型的创建

采用 Lv 等^[7]的随机骨料投放方法,将素混凝土板视为由砂浆、骨料和 ITZ1(骨料与砂浆界面)3 部分组成,将钢筋混凝土板视为由砂浆、骨料和 ITZ1、ITZ2(钢筋与砂浆界面)与钢筋 5 部分组成。对于钢筋混凝土板,首先在尺寸为 2 m×1 m×0.12 m 的模型试件中生成预先设定的钢筋结构及其表面 ITZ2,然后采用蒙特卡罗方法,将多级配骨料按尺寸由大到小地进行随机投放同时生成 ITZ1。对于素混凝土板,直接在尺寸为 2 m×1 m×0.12 m 的模型试件中采用蒙特卡罗方法,将多级配骨料按尺寸由大到小地进行随机投放同时生成 ITZ1。骨料投放时,骨料相互之间不能相交,骨料与钢筋之间不能相交,投放量采用体积控制。由此创建了试件及其内部结构的几何模型,然后利用网格投影算法生成试件的有限元模型,如图 3 所示。

由于流固耦合算法自身计算时间较长,所以合理的选择细观结构基本单元尺寸至关重要。本文的模型中,当细观结构的基本单元尺寸为 2 mm 时,板的单元规模为 3 000 万;当细观结

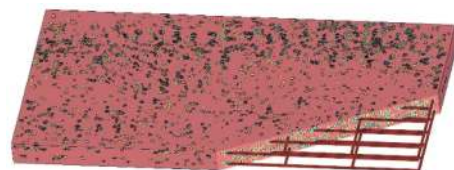


图 3 有限元模型图

Fig. 3 Finite element model diagram

构的基本单元尺寸为 4 mm 时, 板的单元规模为 375 万; 当细观结构的基本单元尺寸为 5 mm 时, 板的单元规模为 192 万; 当细观结构的基本单元尺寸为 8 mm 时, 板的单元规模约为 47 万。考虑计算效率, 本模型基本单元尺寸采用 5 mm。虽然单元尺寸相对较大, 会导致误差存在, 但误差在可接受范围内, 随着以后计算机性能的提高, 可解决这一问题。整个模型(空气和板)单元规模约为 340 万。混凝土骨料采用单级配 20~35 mm, 投放生成的素混凝土板骨料体积占 36%, 钢筋混凝土板骨料体积占 32%。

1.3 材料模型

混凝土采用*`MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3` 模型^[8], 该模型能较真实地模拟混凝土在高速撞击、爆炸等极限荷载作用下的动力模型, 且模型简单。混凝土板设计强度 48 MPa, 由经验公式^[9-10]:

$$f_{cm} = \frac{\varphi - 0.5}{0.047} \tag{1}$$

$$E_m = 1\,000(7.71 \ln f_{cm} - 5.5) \tag{2}$$

$$f_t = 1.4 \ln f_{cm} - 1.5 \tag{3}$$

$$\lg E_c = v_p \lg E_p + v_m \lg E_m + v_n \lg E_n \tag{4}$$

式中: E_c 为混凝土板整体的弹性模量; E_p 、 E_m 、 E_n 分别为骨料、砂浆和界面的弹性模量; v_p 、 v_m 、 v_n 分别为骨料、砂浆和界面的体积百分比; 可以根据砂浆配合比中水灰比(φ)的值推导出砂浆的强度 f_{cm} 、弹性模量 E_m 、抗拉强度 f_t 。骨料多为花岗岩, 强度取 160 MPa。利用对数混合律模型式(4)^[11], 推导出界面的弹性模量 E_n , 进而求出界面的其他参数。

混凝土是应变率相关材料, 需考虑其应变率效应, 定义*`DEFINE_CURVE` 关键字, 依据欧洲混凝土规范^[12] 计算出混凝土强度动力增大系数(dynamic increase factor)。为了实现混凝土的开裂, 模型中添加失效判据*`MAT_ADD_EROSION`, 通过最大主应变与最小主应变来控制单元的失效, 参考已有文献^[5] 并通过多次试算, 确定其最大主应变与最小主应变的值, 详细参数见表 2, 其中应变以拉为正, 压为负。

表 2 混凝土及其细观组分材料参数与失效判据

Table 2 Material parameters and failure criteria of concrete and its meso-components

模型	材料	$\rho_i / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	ν_i	f_{ti} / MPa	f_{ci} / MPa	ε_{max}	ε_{min}	R_s	U_c
均质	混凝土	2 440	0.20	4.8	48	0.008	-0.023		
	砂浆	2 280	0.22	5.7	40	0.011	-0.040		
细观	骨料	2 660	0.16	16.0	160	0.010	-0.020	3.94×10^2	145
	ITZ1	2 000	0.16	3.0	30	0.005	-0.015		
	ITZ2	2 000	0.16	2.5	25	0.006	-0.018		

注: ρ_i 为密度, ν_i 为泊松比, f_{ti} 为抗拉强度, f_{ci} 为抗压强度, ε_{max} 为最大主应变, ε_{min} 为最小主应变, R_s 为长度单位转换因子, U_c 为应力单位换算系数。

钢筋采用*`MAT_PLASTIC_KINEMATIC(Mat_3)` 材料模型, 考虑了钢筋的硬化以及应变率效应, 详细参数见表 3。

表 3 钢筋材料参数

Table 3 Steel bar parameters

参数	$\rho_s / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E / GPa	ν_s	σ_y / MPa	E_t / GPa	C / s^{-1}	P_s	F_s
钢筋	7 850	210	0.28	440	4.7	45	5	0.12

注: ρ_s 为密度, E 为弹性模量, ν_s 为泊松比, σ_y 为屈服强度, E_t 为剪切模量, C 为应变率参数, P_s 为应变率参数, F_s 为失效应变。

炸药采用*`MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN` 模型和*`EOS_JWL` 状态方程, 参数见文献 [13]。

空气采用*`MAT_NULL` 模型和*`EOS_LINEAR_POLYNOMIAL` 状态方程, 参数见文献 [14]。

1.4 模型的验证

为了验证有限元模型的准确性,采用文献 [6] 中钢筋混凝土板爆炸试验,如图 4 所示,进行模型验证。试验中,混凝土设计强度为 30 MPa,爆炸中心与结构的距离 R 为 1.5 m, TNT 质量 W 为 10 kg。可根据式 (5) 计算其爆炸的比例距离 Z 为 $0.696 \text{ m/kg}^{1/3}$, 即

$$Z = \frac{R}{\sqrt[3]{W}} \quad (5)$$

爆炸的比例距离是指爆心到受冲击构件的距离与炸药 TNT 当量的 1/3 次方的比值,比例距离决定着爆炸冲击波超压峰值的大小。经过计算,均质钢筋混凝土板、细观钢筋混凝土板与试验中混凝土板破坏效果相比(见图 5),较为吻合。

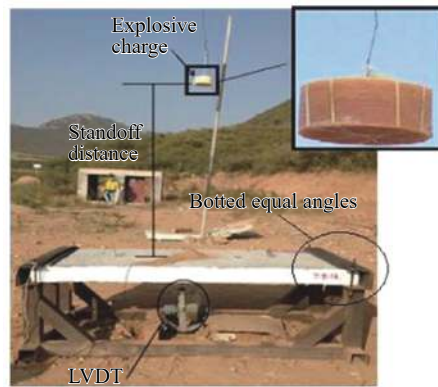


图 4 爆炸试验

Fig. 4 Explosion test



图 5 对比结果

Fig. 5 Comparison results

图 6 给出了爆炸过程中均质钢筋混凝土板与细观钢筋混凝土板有效应力图,由图发现均质模型与细观模型的有效应力变化过程相似。

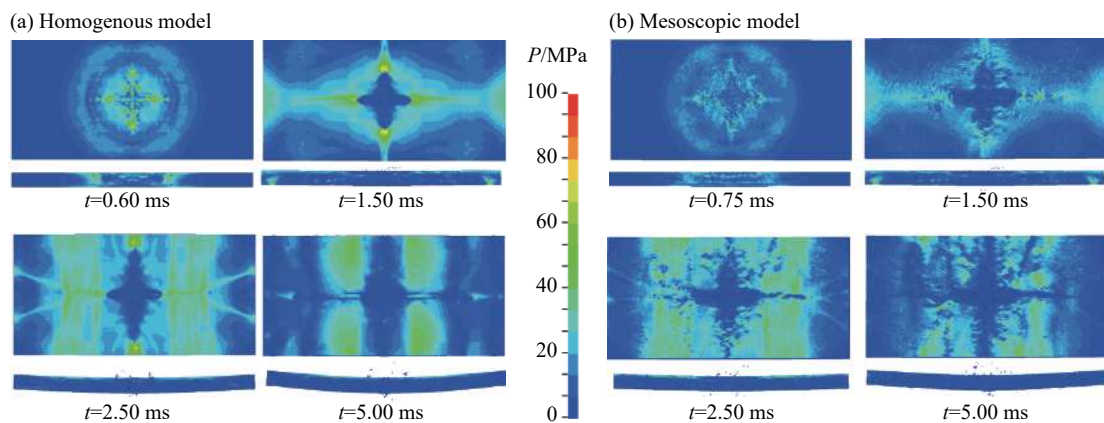


图 6 钢筋混凝土板迎爆面与长边中心剖面等效应力图

Fig. 6 Equivalent stress diagrams of front and long side central section of reinforced concrete slab

在验证中,钢筋混凝土板模型尺寸和钢筋布置与试验相同,板尺寸为 $2 \text{ m} \times 1 \text{ m} \times 0.12 \text{ m}$, 钢筋布置与图 2 相同。试验中,钢筋混凝土板中钢筋为圆形截面,纵筋直径为 12 mm,横筋直径 10 mm。由于细观模型基本单元为 5 mm,为了方便模型的建立,模型中钢筋均采用边长 10 mm 方截面。试验中板的钢筋含量(按体积算)为 1.24%,采用方形钢筋后,模型的含钢量为 1.19%。钢筋与混凝土的接触面积,模型相较于试验提高了 10.6%。圆形截面钢筋抗弯模量(W_1)与方形截面钢筋抗弯模量(W_2)的计算分别为:

$$W_1 = \frac{\pi d^3}{32} \tag{6}$$

$$W_2 = \frac{b^3}{6} \tag{7}$$

式中: d 为圆的直径, b 为正方形的边长

经计算, 单根纵向钢筋抗弯模量模型比试验降低了 1.7%, 单根横向钢筋抗弯模量模型比试验提高了 67%, 由于简支板主要为纵向受弯, 且横向钢筋根数较少, 钢筋抗弯模量的变化可忽略。因此, 钢筋截面的改变对钢筋混凝土板含钢量, 钢筋与混凝土的接触面积和钢筋抗弯模量的变化不大。

在试验中, 钢筋混凝土板的跨中位移为 200 mm, 数值模拟中均质钢筋混凝土板、细观钢筋混凝土板的跨中位移分别为 168, 176 mm, 如图 7 所示, 计算结果与试验误差分别为 16%, 12%, 误差范围在接受的范围内。

综上所述, 本文采取的细观建模方法可以用于素/钢筋混凝土板的爆炸数值模拟。图 5 中, 细观模型板相较于均质模型板而言, 与实验更为接近。在均质模型中, 其迎爆面破坏主要集中在板中心, 且破坏的范围与实验相比较小。而在细观模型中, 由于界面薄弱层的存在, 界面先破坏, 裂纹沿着界面发展, 迎爆面板中心破坏范围比均质模型大, 并且细观模型迎爆面崩裂的颗粒比均质模型多, 与实验更接近。此外, 由图 6 发现, 细观模型的等效应力图比均质模型的等效应力图更加精细。因此, 在爆炸模拟中, 细观建模比均质建模更具优越性。随着计算机性能的提高, 计算效率有所提升, 细观建模方法有望能够替代均质建模方法在工程实践中得以应用。

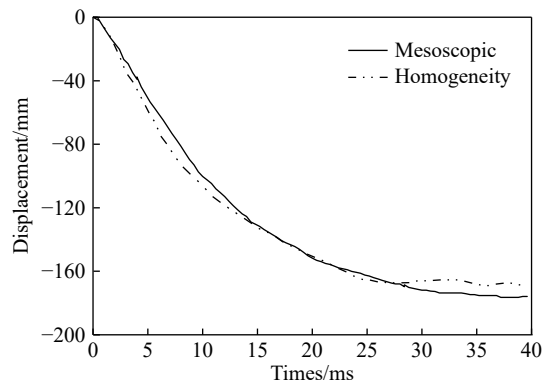


图 7 钢筋混凝土板跨中位移
Fig. 7 Mid span displacement of reinforced concrete slab

2 响应过程分析

为了探究爆炸荷载下基于细观建模的素/钢筋混凝土板响应过程, 对表 1 中工况进行数值分析, 得到了各爆炸荷载下板的响应过程, 本文仅对当 TNT 当量为 2 kg 时进行分析。

2.1 素混凝土板

2.1.1 有效应力

图 8 给出了 2 kg TNT 爆炸荷载下不同时刻素凝土板迎爆面与长边方向中心剖面有效应力图。

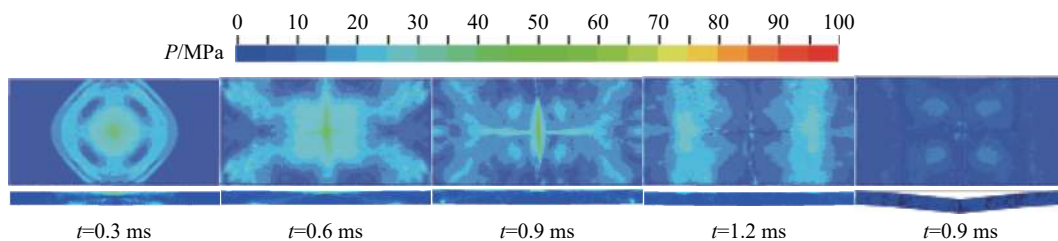


图 8 2 kg TNT 素凝土板迎爆面与长边中心剖面有效应力图

Fig. 8 Equivalent stress diagrams of front and long side center section of homogeneous plain concrete slab under 2 kg TNT

素混凝土板内部应力变化趋势大概分为以下 3 个过程: (1) $t=0\sim 0.3$ ms: 爆炸开始后, 冲击波从炸药中心往各个方向扩散, 因矩形板中心处距离爆炸源最近, 爆炸冲击波最先到达板中心部分, 中心压力最大。随着时间推移, 冲击波继续向外传播, 与中心等距离的点到达时间相同, 从而形成以矩形板中心为

圆心的近似环形应力云图。(2) $t=0.3\sim 0.6$ ms: 当环形应力云图的直径大于矩形板短边长度时, 应力云图继续沿板长边方向往两边移动, 在 $t=0.6$ ms 时, 矩形板已在板中心形成应力云图的矩形平台, 并从矩形平台 4 个角往矩形板 4 个角散发出 4 条应力线, 仍为材料响应。(3) $t=0.6$ ms 以后: 出现结构响应, 随着时间的推移, 钢筋混凝土板跨中位移继续增大, 素混凝土板在板中心出现十字形断裂, 由于板两长边并无约束, 板开始弯曲, 应力云图的边界开始从板长边两端收缩直至消失。

2.1.2 塑性应变

图 9 给出了 2 kg TNT 爆炸荷载下素凝土板迎爆面与长边方向中心剖面不同时刻的塑性应变图。

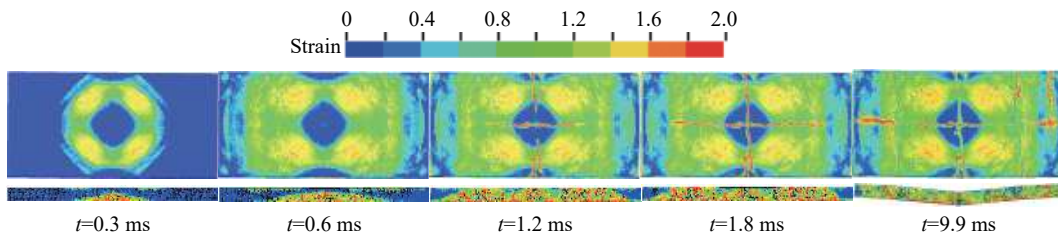


图 9 2 kg TNT 素凝土板迎爆面与长边方向中心剖面塑性应变图

Fig. 9 Plastic strain diagrams of front and long side center section of homogeneous plain concrete slab under 2 kg TNT

由图 9 可以发现, 在 2 kg TNT 爆炸荷载下, 素混凝土板的塑性应变由矩形板中心以圆环方式往四周扩散, 在 $t=0.6$ ms 时已传递到板两支座端。在 $t=1.2$ ms 时, 矩形板中间出现十字形塑性铰线, 横向塑性铰线由板两边缘往中间发展, 纵向塑性铰线由板中间往板两边缘发展。在 $t=1.8$ ms 时, 横向塑性铰线贯通, 纵向塑性铰线仍继续向板两边缘运动。在 $t=9.9$ ms 时, 板的长边方向左右约四分之一的位置已出现 2 条塑性铰线, 混凝土板断裂, 中心剖面断裂成 4 段。

2.2 钢筋混凝土板

2.2.1 有效应力

图 10 给出了 2 kg TNT 爆炸荷载下不同时刻钢筋混凝土板迎爆面与长边方向中心剖面有效应力图。图 11 为 2 kg TNT 爆炸荷载下钢筋混凝土板跨中位移图。

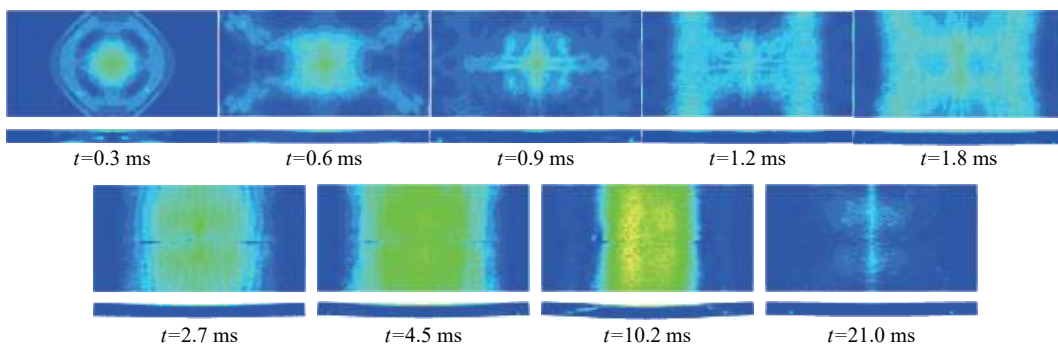


图 10 2 kg TNT 钢筋混凝土板迎爆面与长边方向中心剖面有效应力图

Fig. 10 Equivalent stress diagrams of front and long side center section of mesoscopic reinforced concrete slab under 2 kg TNT

结合图 10~11 分析, 在 2 kg TNT 爆炸荷载下, 钢筋混凝土板内部应力变化趋势大概分为 3 个过程, 前两个过程与 2.1.1 节中的过程(1)、(2)相似, 最大的区别在过程(3)。

在 $t=0.6$ ms 以后, 随着时间的推移, 钢筋混凝土板跨中位移继续增大, 由于钢筋的加入, 使得混凝土板的抗拉强度有了较大提升, 并没有出现明显的裂纹, 在弯曲的过程中钢筋混凝土板具有较大的弹性, 应力云图两边界距离在减小的过程中出现了收缩扩张波动现象。

为了更直观地描述有效应力的变化规律, 绘制了 2 kg TNT 爆炸荷载下钢筋混凝土较大应力区边界距离图(见图 12), 其中较大应力区边界距离是指矩形板长边中线上较大应力区 2 条边界的距离(见

图 13 示例)。由图 12 可以发现: 在 0~1.5 ms, 较大应力区边界距离先迅速增大, 扩展至支座两端。在 1.5~4.5 ms, 到达支座端后, 较大应力区开始收缩然后增大, 先后经历 2 次这样的反复过程, 最大距离为 150 cm; 在 4.5 ms 后, 由于结构的响应, 应力区边界距离逐渐减小, 直至收缩至板中间为 0。

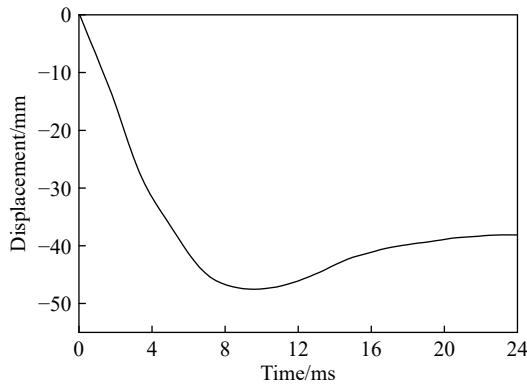


图 11 跨中位移时程曲线

Fig. 11 Time history curve of mid span displacement

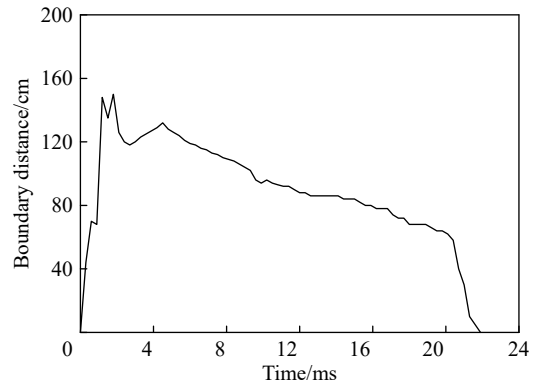


图 12 较大应力区边界距离时程曲线

Fig. 12 Time history curve of large stress zone boundary distance

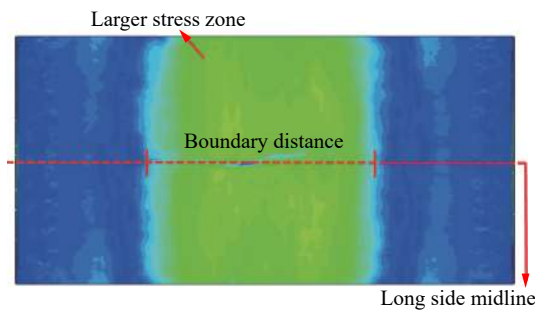


图 13 边界距离示例

Fig. 13 An example of boundary distance

2.2.2 塑性应变

图 14 给出了 2 kg TNT 爆炸荷载下不同时刻钢筋混凝土板迎爆面与长边方向中心剖面塑性应变图。

由图 14 可以发现: 在 2 kg TNT 爆炸荷载下, 钢筋混凝土板的塑性应变由矩形板中心以圆环方式往四周扩散, $t=0.6$ ms 时已传递到板边缘。 $t=1.5$ ms 时, 板迎爆面与 $t=0.6$ ms 时变化不大, 中心剖面塑性区范围急剧扩大; $t=2.1$ ms 时, 板迎爆面中间出现一条较短横向塑性铰线。 $t=11.7$ ms 时, 板的左右四分之一处已出现了塑性铰线。

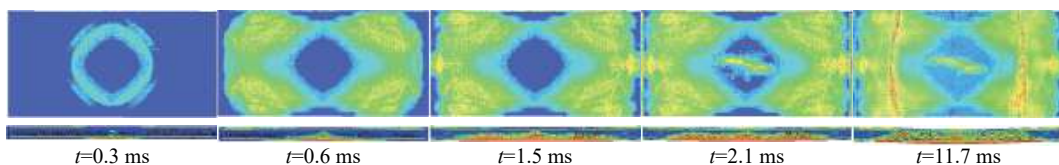


图 14 2 kg TNT 钢筋混凝土板迎爆面与长边方向中心剖面塑性应变图

Fig. 14 Plastic strain diagrams of front and long side center section of mesoscopic reinforced concrete slab under 2 kg TNT

3 破坏模式分析

3.1 素混凝土板

素混凝土板没有钢筋的作用, 其抗拉强度极小, 在爆炸荷载的作用下发生断裂, 位移无限增大。此处给出了 $t=10$ ms 时各荷载下板的塑性应变, 如图 15 所示。

当 TNT 质量为 1 kg 时, 板迎爆面中间产生十字形断裂, 并约在板的左右四分之一处各有一条横向裂纹(纵横方向与前文 1.1 节钢筋相同)。背爆面产生一条横向裂缝。中心剖面出现较多由于界面破裂而产生的细小裂纹。

当 TNT 质量为 2 kg 时, 板的裂纹与质量为 1 kg 时裂纹大致相同。

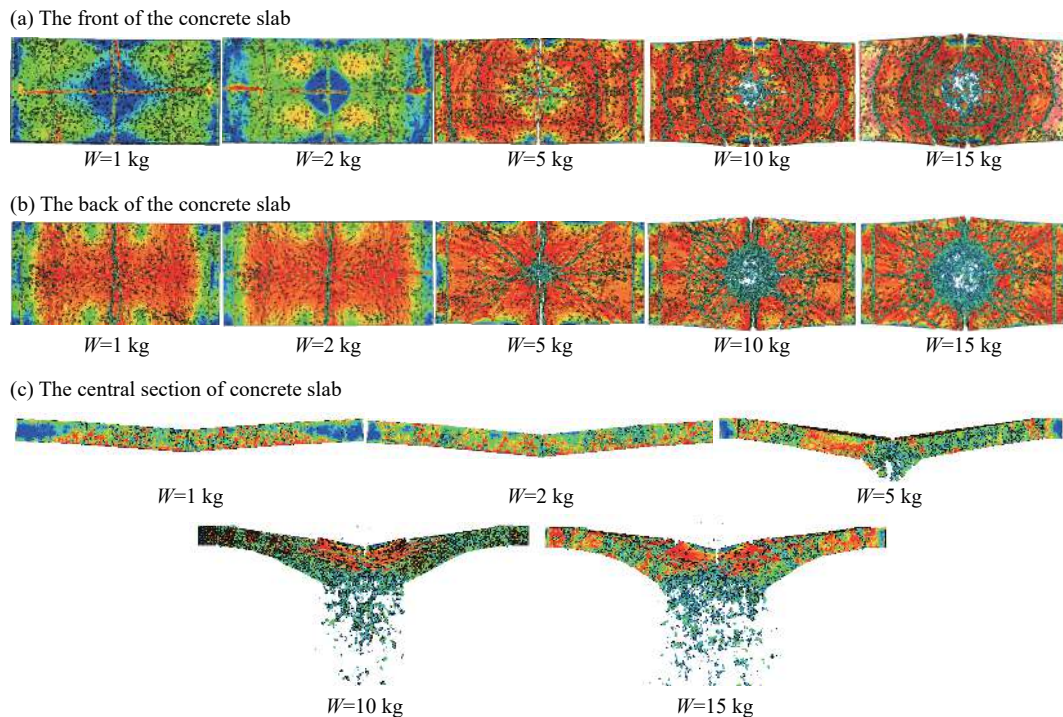


图 15 爆炸荷载下素混凝土板塑性应变图

Fig. 15 Plastic strain diagrams of plain concrete slab under explosive loading

当 TNT 质量为 5 kg 时, 压缩应力波在板的迎爆面产生直径约 5 cm 的近似圆形爆坑, 并传播至板的背爆面形成强拉伸波, 造成背爆面混凝土的层裂和崩塌, 层裂和崩塌区近似圆形, 直径约为 18 cm。板的迎爆面出现绕中心爆坑的一圈裂纹, 迎爆面与背爆面板中心圆形层裂区发散出多条较长径向裂纹, 且支座处发生断裂, 中心剖面呈现出 V 字形。

当 TNT 质量为 10 kg 时, 板迎爆面近似圆形爆坑变大, 直径约为 25 cm, 绕中心爆坑较圆裂纹圈数变多。背爆面层裂和崩塌更加严重, 近似圆形层裂崩塌区直径约为 52 cm。迎爆面与背爆面均由中心圆形层裂区发散出多条径向裂纹, 背部崩裂出大量混凝土颗粒, 中心剖面则呈现出漏斗形。

当 TNT 质量为 15 kg 时, 板整体破坏与 TNT 质量为 10 kg 时无较大差异, 局部破坏差异较大。迎爆面近似圆形爆坑与背爆面近似圆形崩塌区直径分别为 36、65 cm, 较圆裂纹圈数进一步增加。背爆面崩裂的混凝土多于 10 kg 当量的情况, 中心剖面现象与 10 kg 当量相似。

对于素混凝土, 其细观结构主要有砂浆, 骨料和 ITZ1, 三者材料力学性能各不相同, ITZ1 强度最小, 骨料强度最大, 爆炸荷载在作用的过程中, 会导致包裹在骨料周边的 ITZ1 率先破坏。

在 1、2 kg TNT 爆炸荷载下, 由于荷载较小, 大部分 ITZ1 并未达到其最大拉应变与最大压应变, ITZ1 破坏较少, 板的局部破坏较少, 板以整体结构破坏为主, 其破坏形态与均质模型相比无较大差异: 迎爆面沿板中心呈现出十字形断裂, 板的长边左右四分之一处发生横向断裂, 背爆面仅在板中心出现横向裂缝, 破坏模式以纵横裂纹为主, 中心剖面呈现出 V 型。

在 5、10 和 15 kg TNT 爆炸荷载下, 此时荷载较大, 板的局部破坏先与结构的整体响应, 表现为部分 ITZ1 在爆炸初期即到达其最大拉应变与最大压应变, 出现裂纹。相较于均质模型, 细观模型中板的裂纹除了形成塑性铰线外, 在爆炸中心区域附近存在大量因 ITZ1 破坏而发展的裂纹, 细观模型与均质模型的破坏模式存在较大不同。细观模型主要表现为: 板迎爆面中心出现爆坑, 背爆面由于强拉伸波作用, 造成混凝土的层裂和崩塌。板的裂纹由单一的纵横裂纹变为以板爆坑为中心的环向与径向裂纹。药量越大, 爆坑越大, 混凝土崩裂现象越严重, 环向与径向裂纹越多, 中心剖面从 V 形往漏斗形发展, 板中间局部破坏越严重。

3.2 钢筋混凝土板

由于钢筋的加入, 与素混凝土相比, 钢筋混凝土板的拉应力的得了极大的提升。图 16 为 $t=15$ ms 时, 板在各爆炸荷载下的塑性应变图。

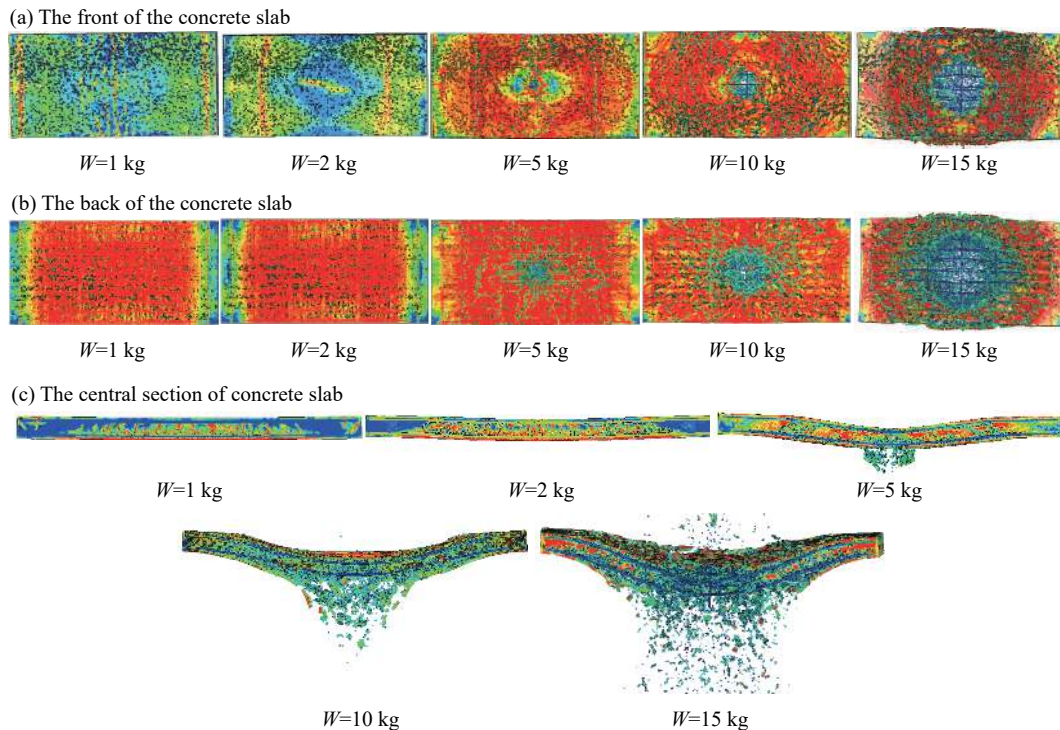


图 16 爆炸荷载下钢筋混凝土板塑性应变图

Fig. 16 Plastic strain diagrams of reinforced concrete slab under explosive loading

当 TNT 质量为 1 kg 时, 钢筋混凝土板产生弯曲, 迎爆面中部出现横向塑性铰线。

当 TNT 质量为 2 kg 时, 迎爆面在板的左右四分之一位置产生了横向塑性铰线, 背爆面与质量为 1 kg 时无较大差异。

当 TNT 质量为 5 kg 时, 迎爆面中心产生直径约为 10 cm 的近似圆形的爆坑, 并在板中部产生横向裂纹。背爆面混凝土板受拉区破坏, 中部出现直径约为 18 cm 的近似圆形的崩塌区, 并出现多条沿钢筋分布位置受拉破坏的裂缝。从中心剖面可发现有混凝土颗粒蹦出。

当 TNT 质量为 10 kg 时, 迎爆面近似圆形爆坑变大, 直径约为 19 cm, 板左右四分之一位置的横向直线裂纹消失, 裂纹发展较为复杂。背爆面近似圆形崩塌区的直径约为 40 cm, 裂纹主要是由背板中心往四周发散。板的破坏主要集中在中央, 板中央部分纵向受拉钢筋裸露严重, 在迎爆面与背爆面之间的板中心区域发生上下贯通破坏, 形成了一个巨大的爆坑, 有大量混凝土碎块飞出。

当 TNT 质量为 15 kg 时, 迎爆面近似圆形爆坑直径进一步扩大, 约为 60 cm, 裂纹进一步扩展且环绕中心爆坑。背爆面近似圆形崩塌区的直径约为 75 cm, 裂纹由中心往四周发散, 板中央部分钢筋裸露较多且弯曲严重。中心剖面呈现出漏斗形。迎爆面与背爆面均有混凝土颗粒飞出, 崩裂的混凝土颗粒大大增加。

对于钢筋混凝土板, 其细观结构主要有砂浆、骨料、ITZ1、钢筋以及 ITZ2, 五者材料力学性能中 ITZ1、ITZ2 强度最小, 骨料强度最大, 爆炸荷载在作用的过程中, 会导致包裹在骨料周边的 ITZ1、以及包裹在钢筋周边的 ITZ2 率先破坏。ITZ1 的破坏机理与素混凝土相同, 本节不进行重复讨论, 在此仅分析 ITZ2。

在均质钢筋混凝土板中, 钢筋与混凝土往往采用共结点方式进行相互作用, 即钢筋与钢筋周边混凝土的变形协调, 当钢筋周边的混凝土达到最大拉应变或者最大压应变时, 混凝土破坏, 钢筋与混凝土才失去相互作用。而试验中, 钢筋与混凝土粘结面的强度与混凝土强度比, 相差甚远, 因此, ITZ2 的引入弱

化了钢筋与混凝土的相互作用。

在1、2 kg TNT爆炸荷载下,此时荷载较小,大部分ITZ2并未达到其最大拉应变与最大压应变,ITZ2破坏较少,又结合ITZ1在低荷载下的响应,认为低炸药量下考虑细观建模与均质模型相差无异,故钢筋混凝土板的均质模型与细观模型的破坏模式基本相同:以纵横塑性铰线为主,中心剖面呈现出较小的弯曲。

在5、10和15 kg TNT爆炸荷载下,此时荷载较大,板中间大量ITZ2达到其最大拉应变与最大压应变,ITZ2破坏严重,该位置处的钢筋与混凝土几乎完全分离,钢筋对混凝土承载能力已无实质贡献。与均质模型采用共结点的方式相比,细观模型在爆炸中心区域钢筋与混凝土拉结作用较弱,形同素混凝土,再结合ITZ1在高药量荷载作用下的响应,认为钢筋混凝土板细观模型与均质模型在高药量荷载下其对应的破坏模式存在极大差异,细观钢筋混凝土板的破坏模式主要表现为:板迎爆面中心出现爆坑,由于强拉伸波作用,板背爆面混凝土出现层裂和崩塌现象,板由单一的纵横塑性铰线变为以板爆坑为中心的环向与径向裂纹。随着药量的增加,迎爆面爆坑逐渐增大,背爆面混凝土崩裂现象越严重,板径向裂纹以及圆形裂纹越多,钢筋裸露越多,弯曲越严重。中心剖面从V形往漏斗形发展,板中间局部破坏越严重。

4 结 论

本文利用LS-DYNA模拟了不同爆炸荷载下基于细观建模的素/钢筋混凝土的结构动力响应,并与均质模型进行了对比。基于本文所列工况,发现:(1)通过与实验以及均质建模方法的对比,验证了细观建模方法的准确性,相较于均质建模方法,细观建模方法具有一定的优越性。(2)在低药量(1、2 kg)爆炸荷载下,细观结构对素/钢筋混凝土板的影响较小,细观素/钢筋混凝土板破坏模式以纵横塑性铰线为主,素混凝土板由于没有钢筋作用,其裂纹比钢筋混凝土板多。素/钢筋混凝土中心剖面呈现出V型。药量越多,塑性铰线越多。(3)在高药量(5、10和15 kg)爆炸荷载下,细观结构对素/钢筋混凝土板的影响较大,与均质模型相比存在较大差异,细观素/钢筋混凝土板迎爆面中心出现爆坑,由于强拉伸波作用,板背爆面混凝土出现层裂和崩塌现象,板由单一的纵横塑性铰线变为以板爆坑为中心的环向与径向裂纹。药量越大,迎爆面爆坑越大,背爆面混凝土崩裂现象越严重,板中心往四周发展的径向裂纹以及环形裂纹越多,钢筋裸露越多(钢筋混凝土板),弯曲越严重。中心剖面从V形往漏斗形发展,板中间局部破坏越严重。在大荷载下,素混凝土多断成较大的块状,钢筋混凝土仅在板中部出现上下贯通的爆坑,其他位置相对完整。

参考文献:

- [1] 张晓伟,汪庆桃,张庆明,等.爆炸冲击波作用下混凝土板的载荷等效方法[J].兵工学报,2013,34(3):263-268.
ZHANG Xiaowei, WANG Qingtao, ZHANG Qingming, et al. Equivalence method for the dynamic loading of concrete slab subjected to explosion [J]. Acta Armamentarii, 2013, 34(3): 263-268.
- [2] 汪维,张舵,卢芳云,等.钢筋混凝土楼板在爆炸荷载作用下破坏模式和抗爆性能分析[J].兵工学报,2010(S1):102-106.
WANG Wei, ZHANG Duo, LU Fangyun, et al. Analysis for blast resistance and damage mode of reinforced concrete slab subjected to explosive load [J]. Acta Armamentarii, 2010(S1): 102-106.
- [3] WANG W, ZHANG D, LU F, et al. Experimental study on scaling the explosion resistance of a one-way square reinforced concrete slab under a close-in blast loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2012, 49(2): 158-164.
- [4] STOLZA A, FISCHERA K, ROLLER C. Dynamic bearing capacity of ductile concrete plates under blast loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 69(7): 25-38.
- [5] 陈万祥,卢红标,侯小伟,等.高强钢筋加强混凝土板抗爆性能试验研究[J].振动与冲击,2015,34(10):135-141.
CHEN Wanxiang, LU Hongbiao, HOU Xiaowei, et al. Tests for anti-blast performance of concrete slabs with high-strength reinforcements under blast loading [J]. Journal of Vibration and Shock, 2015, 34(10): 135-141.
- [6] ALENGARAM U J, MOHOTTIGE N H W, WU C, et al. Response of oil palm shell concrete slabs subjected to quasi-static

- and blast loads [J]. *Construction and Building Materials*, 2016, 116: 391–402.
- [7] LV T H, CHEN X W, CHEN G. The 3D meso-scale model and numerical tests of split Hopkinson pressure bar of concrete specimen [J]. *Construction and Building Materials*, 2018, 160: 744–764.
- [8] SCHWER L E, MALVAR L J. Simplified concrete modeling with *MAT_CONCRETE_DAMAGE_REL3 [C] // JRI LS-Dyna User Week, Nagoya, Japan, 2005: 49–60.
- [9] GOBLE C F, COHEN M D. Influence of aggregate surface area on mechanical properties of mortar [J]. *ACI Materials Journal*, 1999, 96(6): 657–662.
- [10] GOPALARATNAM. Softening response of plain concrete in direct tension [J]. *ACI Materials Journal*, 1985, 82(3): 310–323.
- [11] 唐春安, 朱万成. 混凝土损伤与断裂 [M]. 北京: 科学出版社, 2003.
- TANG Chunan, ZHU Wancheng. *Concrete damage and fracture* [M]. Beijing: Science Press, 2003.
- [12] CLARK L A. CEB-FIP Model Code 1990 [J]. *Programs Usenix Unix Supplementary Documents*, 2008, 40(95): 233–235.
- [13] 龚顺风, 金伟良, 何勇. 内部爆炸荷载作用下钢筋混凝土板的动力响应研究 [J]. *振动工程学报*, 2008, 21(5): 516–520. DOI: 10.3969/j.issn.1004-4523.2008.05.016.
- GONG Shunfeng, JIN Weiliang, HE Yong. Dynamic response of reinforced concrete slab subjected to internal blast loading [J]. *Journal of Vibration Engineering*, 2008, 21(5): 516–520. DOI: 10.3969/j.issn.1004-4523.2008.05.016.
- [14] 龚顺风, 金伟良. 内部爆炸荷载作用下钢筋混凝土板碎片抛射速度的预测 [J]. *工程力学*, 2009, 26(9): 225–230.
- GONG Shunfeng, JIN Weiliang. Prediction of debris launch velocity of reinforced concrete slab subjected to internal blast loading [J]. *Engineering Mechanics*, 2009, 26(9): 225–230.

Dynamic response of mesoscopic plain/reinforced concrete slabs under blast loading

SUN Jiachao¹, CHEN Xiaowei^{2,3}, DENG Yongjun^{1,2}, YAO Yong^{1,2}

(1. School of Civil Engineering and Architecture, Southwest University of Science and Technology, Mianyang 621010, Sichuan, China;

2. Shock and Vibration of Engineering Materials and Structures Key laboratory of Sichuan Province, Southwest University of Science and Technology, Mianyang 621010, Sichuan, China;

3. Advanced Research Institute for Multidisciplinary Science, Beijing Institute of Technology, Beijing 100081, China)

Abstract: In order to obtain the effect of meso-structure on plain/reinforced concrete slabs under explosive loading, a meso-structure model of plain/reinforced concrete slabs with stochastic aggregate method was adopted. LS-DYNA was used for numerical simulation of reinforced concrete slabs based on meso-modeling under explosive loading. The accuracy of the meso-modeling method was verified by comparing with the experimental and homogeneous modeling methods. Furthermore, the structural dynamic response of plain/reinforced concrete slabs based on meso-modeling under different explosive loads was studied, and the response process and failure mode of plain/reinforced concrete slabs were obtained. The results show that the meso-structure has little effect on the plain/reinforced concrete slab under low explosive loading (1 kg and 2 kg). The failure mode is mainly based on the vertical and horizontal plastic hinge damage. The larger the dose, the more the hinge line. Comparatively, the meso-structure has a great influence on the plain/reinforced concrete slab under the high explosive load (5 kg, 10 kg and 15 kg), and there is a big difference compared with the homogeneous model. The plain/reinforced concrete slab is centered on the blasting pit and produces circumferential and radial cracks under high explosive loading (5 kg, 10 kg and 15 kg). The larger the dose, the larger the round pit, the more cracks, the more serious the local damage.

Keywords: blast load; mesoscopic model; concrete slab; structural dynamic response

(责任编辑 王易难)