



应用力学学报
Chinese Journal of Applied Mechanics
ISSN 1000-4939, CN 61-1112/O3

《应用力学学报》网络首发论文

题目： 浅埋爆炸下考虑乘员安全的防雷底板设计理论模型
作者： 张杜江, 赵振宇, 褚庆国, 贺良, 任建伟, 卢天健
收稿日期： 2022-06-09
网络首发日期： 2022-11-25
引用格式： 张杜江, 赵振宇, 褚庆国, 贺良, 任建伟, 卢天健. 浅埋爆炸下考虑乘员安全的防雷底板设计理论模型[J/OL]. 应用力学学报.
<https://kns.cnki.net/kcms/detail/61.1112.o3.20221124.1404.006.html>



网络首发：在编辑部工作流程中，稿件从录用到出版要经历录用定稿、排版定稿、整期汇编定稿等阶段。录用定稿指内容已经确定，且通过同行评议、主编终审同意刊用的稿件。排版定稿指录用定稿按照期刊特定版式（包括网络呈现版式）排版后的稿件，可暂不确定出版年、卷、期和页码。整期汇编定稿指出版年、卷、期、页码均已确定的印刷或数字出版的整期汇编稿件。录用定稿网络首发稿件内容必须符合《出版管理条例》和《期刊出版管理规定》的有关规定；学术研究成果具有创新性、科学性和先进性，符合编辑部对刊文的录用要求，不存在学术不端行为及其他侵权行为；稿件内容应基本符合国家有关书刊编辑、出版的技术标准，正确使用和统一规范语言文字、符号、数字、外文字母、法定计量单位及地图标注等。为确保录用定稿网络首发的严肃性，录用定稿一经发布，不得修改论文题目、作者、机构名称和学术内容，只可基于编辑规范进行少量文字的修改。

出版确认：纸质期刊编辑部通过与《中国学术期刊（光盘版）》电子杂志社有限公司签约，在《中国学术期刊（网络版）》出版传播平台上创办与纸质期刊内容一致的网络版，以单篇或整期出版形式，在印刷出版之前刊发论文的录用定稿、排版定稿、整期汇编定稿。因为《中国学术期刊（网络版）》是国家新闻出版广电总局批准的网络连续型出版物（ISSN 2096-4188, CN 11-6037/Z），所以签约期刊的网络版上网络首发论文视为正式出版。

浅埋爆炸下考虑乘员安全的 防雷底板设计理论模型

张杜江^{1,2}, 赵振宇^{1,2}, 褚庆国³, 贺良⁴, 任建伟^{1,2}, 卢天健^{1,2}

(1 南京航空航天大学机械结构力学及控制国家重点实验室 210016 南京;

2 南京航空航天大学多功能轻量化材料与结构工业和信息化部重点实验室 210016 南京;

3 北京特种车辆研究所 100072 北京;

4 内蒙古第一机械集团有限公司特种车辆及其传动系统智能制造国家重点实验室 014030 包头)

摘要：浅埋爆炸载荷下，为更好地开展装甲车防雷底板设计，建立了考虑附加质量-弹簧-阻尼系统的均质梁动态响应理论模型，并采用有限元仿真分析进行验证，理论与仿真结果吻合良好。基于所建立理论模型，分别讨论了炸药质量、均质梁屈服强度、弹簧刚度、阻尼系数和边界条件对均质梁中点和质量块峰值位移、速度、加速度的影响。结果表明：随着 TNT 质量增大和均质梁屈服强度减小，均质梁中点峰值位移、质量块峰值位移、速度、加速度都增大；当弹簧刚度相同时，随着阻尼系数的增加，均质梁中点峰值位移减小，质量块峰值加速度增大；当阻尼系数一定时，弹簧刚度对均质梁中点的峰值位移和质量块峰值加速度影响较小；针对不同弹簧刚度，选择适当的阻尼系数可以降低质量块峰值速度。建立的理论模型对防雷底板设计具有一定的指导意义。

关键词：浅埋爆炸；防雷底板；乘员；理论模型；质量-弹簧-阻尼系统

中图分类号：O347.1 **文献标识码：**A

Theoretical model of armored vehicle bottom plate subjected to detonation of shallow-buried explosives, with occupant safety considered

ZHANG Dujiang^{1,2}, ZHAO Zhenyu^{1,2}, CHU Qingguo³, HE Liang⁴,

REN Jianwei^{1,2}, LU Tianjian^{1,2}

(1. State Key Laboratory of Mechanics and Control of Mechanical Structures, Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 210016 Nanjing, China;

2. MIIT Key Laboratory of Multifunctional Lightweight Materials and Structures (MLMS),

Nanjing University of Aeronautics and Astronautics, 210016 Nanjing, China;

3. Beijing Special Vehicle Research Institute, 100072 Beijing, China;

4. State Key Laboratory of Smart Manufacturing for Special Vehicles and Transmission System,

收稿日期：2022-06-09

修回日期：2022-07-08

基金项目：国家自然科学基金 (11972185、12002156)

通信作者简介：褚庆国，男，硕士，工程师，主要研究方向：轻质多孔材料与结构的设计与表征。E-mail: wangshid@126.com;

卢天健，男，博士，教授，主要研究方向：多功能超轻多孔材料与结构的一体化设计。E-mail: tjlu@nuaa.edu.cn.

Inner Mongolia First Machinery Group Co., 014030 Baotou, China)

Abstract: When subjected to shallow-buried explosions, a theoretical model was established to characterize the dynamic response of a mass-spring-damping system attached to a monolithic beam. For validation, numerical simulations with the method of finite elements were performed, with good agreement between theoretical and numerical results achieved. The model was then employed to quantify the effects of explosive mass, yield stress of beam material, spring stiffness, damping coefficient, and boundary condition on peak displacement, velocity and acceleration of the beam and the supported mass. With increasing explosion mass or decreasing yield stress, the peak displacement, velocity and acceleration of both the beam and mass increased. When the spring stiffness was constant, with the increase of damping coefficient, the peak displacement of the midpoint decreased, and the peak acceleration of mass increased. When the damping coefficient remained constant, the spring stiffness had little effect on the peak displacement of the beam and the peak acceleration of the mass. As the spring stiffness was varied, selecting a proper damping coefficient could reduce the peak velocity of the mass. With occupant safety considered, the proposed model provides useful design guidance for designing high-performance protective structures for armored vehicles.

Key words: shallow-buried explosions; vehicle bottom against landmines; occupants; theoretical model; mass-spring-damping system

现代战争、反恐、维和等行动中，地雷产生的浅埋爆炸载荷是主要威胁之一，不仅使军用/民用车辆结构发生严重破坏，而且造成乘员的伤亡^[1, 2]，如图 1 所示。为了提升车辆的抗浅埋爆炸性能，保护乘员的生命安全，国内外针对车辆结构^[3-8]、座椅及乘员^[9, 10]的抗冲击性能开展了广泛研究。

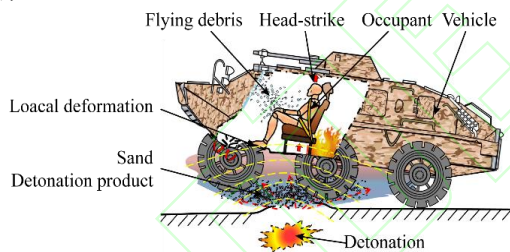


图 1 浅埋爆炸载荷下装甲车辆示意图

Fig. 1 Schematic of an armored vehicle subjected to shallow-buried explosion

浅埋爆炸载荷作用下，就减少装甲车辆底部结构的最大变形而言，采用 V 型^[3-6]或三明治^[7, 8]结构是一种可行的方法。TRAJKOVSKI 等^[11]基于有限元仿真分析，系统比较了平底和 V 型车底装甲车的抗爆性能。这是由于 V 型结构倾斜角的存在，使得入射冲量发生偏转^[12]，降低了作用于车体结构的冲量，从而减小结构变形。随后，为进一步减少传递到车体结构上的冲量，研究者还提出了在 V 型结构上附加滑动板、侧向管道等新概念^[5, 13]。然而，大多数现有民用/军用车辆底盘是相对较平，V 型车体结构并不适合较平的车底

^[14]。因此，在车底附加轻型三明治结构是一种可行的方法^[15]。相同爆炸载荷下，由于三明治结构具有较高的抗弯刚度，且可通过芯体压缩、面板和芯体的拉伸作用耗散能量^[16]，故采用不同芯体（如泡沫铝^[17]、六边形蜂窝^[15]、正方蜂窝^[18]和三角形波纹^[19]）的三明治结构后面板最大位移均小于相同面密度的均质板^[15, 17-19]。因此，采用三明治结构对传统装甲车辆的均质底板进行补强业已成为相关行业的发展趋势。ZHANG 等^[14]提出一种三维点阵方管芯体三明治防护结构，并在三明治结构上方放置一块用于模拟车辆底盘的基板，研究了浅埋爆炸载荷下三明治-基板复合结构的动态响应及其高效吸能的力学机理。

浅埋爆炸下，除了分析装甲车辆结构的变形、破坏等力学响应，还需重点研究乘员的损伤状况^[20]。如果乘员加速度过大，极易造成乘员损伤^[21]。目前，一般通过优化设计乘员座椅来降低加速度，以更好地保障乘员安全^[9, 10, 21]。将车体结构、座椅与乘员考虑为一个系统，可采用实验和数值仿真方法探究其受到浅埋爆炸载荷后的动态响应^[22, 23]。CONG 等^[22]通过试验和数值模拟研究了装甲车辆 V 型三明治防护结构和乘员的动态响应，通过对乘员的头部加速度、颈部压力、腰椎压力、骨盆加速度与胫骨压力的比较，发现双 V 型结构相较于梯形和三 V 型结构对乘员具有更好的防护作用^[22]。针对 3.5 kg TNT 浅埋爆炸，WEI 等^[23]数值模拟了车辆和乘员的动态响应，并

以盆骨加速度和胫骨压力最小为优化目标, 对三明治结构的前后面板和芯体厚度、地板厚度、安全带的刚度、阻尼系数和杨氏模量等参数进行了优化设计。

然而, 现有文献中缺乏理论研究方面的报道。针对车辆和乘员在受到浅埋爆炸载荷后的动力学响应问题, 首先, 建立了考虑附加质量-弹簧-阻尼系统的均质梁动态响应模型, 得到了系统的控制方程与初始条件; 然后, 使用有限元仿真分析方法对均质梁-质量-弹簧-阻尼系统进行数值模拟, 验证了理论计算结果; 最后, 讨论了炸药质量、均质梁屈服强度、弹簧刚度、阻尼系数和边界条件对均质梁中点峰值位移、质量块峰值位移、速度、加速度的影响。

1 问题描述

如图 1 所示, 装甲车辆在受到浅埋爆炸载荷后, 由于车辆、座椅与乘员有整体向上的运动, 车底的边界条件不同与常用的固支或者简支边界条件。因此, 将分别考虑固支边界条件(Fully clamped boundary, FCB)和简支边界条件(Simply supported boundary, SSB)下的动态响应。为揭示浅埋爆炸载荷下乘员与结构的耦合响应机理, 取车辆底部宽度方向为 $2L$, 长度方向为 B 的区域进行分析。假设车辆底部为理想刚塑性均质梁, 座椅与车底板之间为刚性连接, 并忽略座椅的质量。采用 COERMANN 提出的等效方法^[24], 将乘员等效为一质量块, 乘员与座椅之间使用弹簧和阻尼器进行模拟。图 2 为浅埋爆炸载荷下均质梁-质量-弹簧-阻尼系统示意图。其中, 系统坐标原点 o 位于圆柱形炸药几何中心, x 轴和 y 轴平行于炸药上表面, x 、 y 、 z 轴满足右手坐标系; 炸药直径为 d_e , 高度为 h_e , 总内能为 E_e , 浅埋深度为 δ_b ; 砂子密度为 ρ_s ; 两端固支的均质梁长度为 $2L$, 宽度为 B , 高度为 H_b , 密度为 ρ_b , 面密度为 μ , 屈服强度为 σ_0 , 均质梁与砂子表面的距离为 H ; 质量块质量为 m , 位于均质梁中心上方, 质量块与座椅之间的刚度为 k , 阻尼为 c ; i_v 为传递到均质梁上的单位面积冲量, 冲量积分点与坐标原点的垂向距离为 z , 横向距离为 d 。

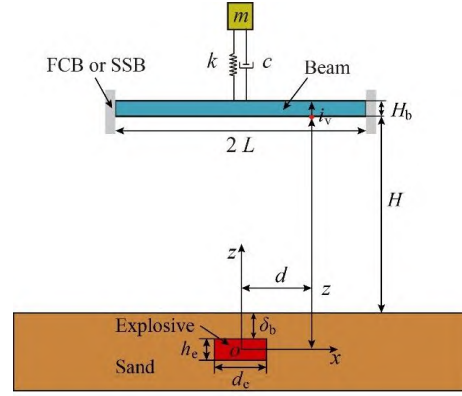


图 2 浅埋爆炸载荷下均质梁-质量-弹簧-阻尼系统示意图

Fig. 2 Monolithic beam-mass-spring-damping system subjected to shallow-buried explosion

2 理论分析

2.1 爆炸载荷

非均匀分布的浅埋爆炸载荷对均质梁-质量-弹簧-阻尼系统的理论求解带来了一定难度。然而, RIGBY 等^[25]引入冲量增强因子 K_i , 将非均匀分布的总冲量 I 等效为均匀分布的总冲量 I_{Ek} , 具体表达式为^[25]

$$I_{Ek} = K_i \cdot I \quad (1)$$

$$K_i = \sqrt{\frac{\int_{A_b} \left(\frac{i_v(x, y) dA_b}{A_b} \right)^2 dA_b}{I^2}} \quad (2)$$

$$I = \int_{A_b} i_v(x, y) dA_b \quad (3)$$

式中 A_b 是均质梁的面积, $i_v(x, y)$ 的经验表达式为^[26]

$$i_v(x, y) = 0.1352 \left(1 + \frac{7}{9} \frac{\delta_c}{z} \right) \left(\frac{\tanh(0.9589 \xi d)}{\xi d} \right)^{3.25} \sqrt{\frac{\rho_s E_e}{z}} \quad (4)$$

其中, $\delta_c = \delta_b + \frac{h_e}{2}$, $\xi = \frac{\delta_c}{z^{5/4} S^{3/8} \tanh([2.2 \frac{\delta_c}{z}]^{3/2})}$,

$$S = \frac{\pi d_e^2}{4}, \quad d = \sqrt{x^2 + y^2}, \quad E_e = m_e E_m = \rho_e S h_e E_m,$$

m_c 、 ρ_c 、 E_m 分别为炸药质量、密度和单位质量的内能。

2.2 初始条件

爆炸脉冲载荷周期通常为十分之一毫秒，而对于宽度为一米或一米以上的结构，响应时间为几毫秒^[27]。由于结构的响应时间远远大于爆炸脉冲载荷周期，作用于结构上的脉冲载荷可以使用初始速度代替^[28]。因此，如图 3(a)所示，均质梁有均布速度 v_0 ，表达式为

$$v_0 = \frac{I_{Ek}}{2\rho HLB} \quad (5)$$

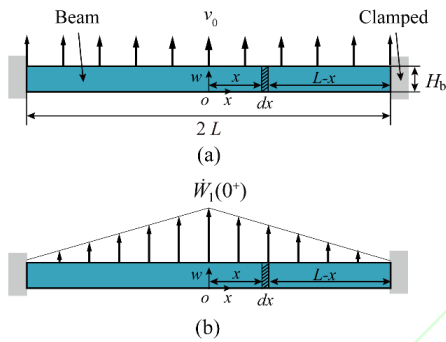


图 3 (a) $t=0$ ms, (b) $t=0^+$ ms 时均质梁速度分布

Fig. 3 Velocity distribution of monolithic beam at (a) $t=0$ ms, (b) $t=0^+$ ms

由于结构及载荷的对称性，取 $0 < x < L$ 区域的均质梁进行分析。 $t=0$ ms 时，对 $x=L$ 轴的动量矩为：

$$L_0 = \int_0^L (L-x)\mu B v_0 dx = \frac{1}{2} v_0 B \mu L^2 \quad (6)$$

均质梁响应时的速度为线性分布^[28]：

$$\dot{w}_1(0^+) = \dot{w}_1(0^+) \left(1 - \frac{x}{L}\right), \quad \dot{w}_1(0^+) \text{ 为均质梁中点的速}$$

$$\left\{ \begin{aligned} \int_A (-\mu \ddot{w}_1) \dot{w}_1 dA - (c(\dot{W}_1 - \dot{W}_2) + k(W_1 - W_2)) \dot{W}_1 &= \sum_{n=1}^r \int_{l_n} (M + N w_1) \dot{\theta}_n dl_n \\ c(\dot{W}_1 - \dot{W}_2) + k(W_1 - W_2) &= m \ddot{W}_2 \end{aligned} \right. \quad (8)$$

其中， w_1 、 \dot{w}_1 、 \ddot{w}_1 为均质梁位移、速度和加速度； W_1 、 \dot{W}_1 、 \ddot{W}_1 为均质梁中点的位移、速度和加速度； W_2 、 \dot{W}_2 、 \ddot{W}_2 为质量块的位移、速度和加速度； M 和 N 分别是单位长度上的弯矩和膜力； r 和 l_n 分别是塑性铰的数量和长度，对于固支边界条件， $r=3$ ，对于简支边界条件， $r=1$ ； $\dot{\theta}_n$ 为跨过塑性铰线的角速度。

度，如图 3(b)所示。当均质梁响应开始时，即 $t=0^+$ ms，对 $x=L$ 轴的动量矩为

$$\begin{aligned} L_{0^+} &= \int_0^L (L-x)\mu B \dot{w}_1(0^+) \left(1 - \frac{x}{L}\right) dx \\ &= \frac{1}{3} \dot{w}_1(0^+) \mu B L^2 \end{aligned} \quad (7)$$

由于动量矩守恒，即 $L_0 = L_{0^+}$ ，联立公式(6)和(7)得 $\dot{w}_1(0^+) = 1.5v_0$ 。 $t=0^+$ ms 时，梁中点位移 $W_1(0^+) = 0$ ，质量块位移 $W_2(0^+) = 0$ 和速度 $\dot{W}_2(0^+) = 0$ 。

2.3 控制方程

根据图 2，均质梁-质量-弹簧-阻尼系统受力分析如图 4 所示。设均质梁中点位移为 W_1 ，速度为 \dot{W}_1 ，质量块位移为 W_2 ，速度为 \dot{W}_2 ，则弹簧力大小为 $k(W_1 - W_2)$ ，阻尼力大小为 $c(\dot{W}_1 - \dot{W}_2)$ 。

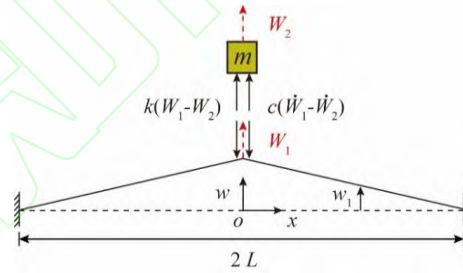


图 4 均质梁-质量-弹簧-阻尼系统受力分析图

Fig. 4 Force analysis of monolithic beam-spring oscillator system

对于均质梁-质量-弹簧-阻尼系统，根据功率平衡^[28]和牛顿第二定律，均质梁和质量块满足：

公式(9)中第一式左侧为惯性力、弹簧力和阻尼力的功率，右侧为塑性铰的能量耗散率。屈服条件满足^[17, 28]：

$$\frac{M}{M_0} + \left(\frac{N}{N_0}\right)^2 = 1 \quad (9)$$

其中， $M_0 = \sigma_0 H_b^2 / 4$ ， $N_0 = \sigma_0 H_b$ 。为了简化分析，

使用外接屈服条件 (Circumscribing yield locus, CYL) $|M| = M_0$ 、 $|N| = N_0$ 和内接屈服条件 (Inscribing yield locus, IYL) $|M| = \xi M_0$ 、 $|N| = \xi N_0$, $\xi = 0.618$ ^[17, 28]。

对于固支边界条件控制方程化简后为

$$\begin{cases} \frac{\mu L^2}{3M_0} \ddot{W}_1 + \frac{mL}{2M_0 B} \ddot{W}_2 + \frac{4}{H} W_1 + 2 = 0 \\ m \ddot{W}_2 - c(\dot{W}_1 - \dot{W}_2) - k(W_1 - W_2) = 0 \end{cases} \quad (\text{CYL}) \quad (10)$$

$$\begin{cases} \frac{\mu L^2}{3\xi M_0} \ddot{W}_1 + \frac{mL}{2\xi M_0 B} \ddot{W}_2 + \frac{4}{H} W_1 + 2 = 0 \\ m \ddot{W}_2 - c(\dot{W}_1 - \dot{W}_2) - k(W_1 - W_2) = 0 \end{cases} \quad (\text{IYL}) \quad (11)$$

对于简支边界条件控制方程化简后为

$$\begin{cases} \frac{\mu L^2}{3M_0} \ddot{W}_1 + \frac{mL}{2M_0 B} \ddot{W}_2 + \frac{4}{H} W_1 + 1 = 0 \\ m \ddot{W}_2 - c(\dot{W}_1 - \dot{W}_2) - k(W_1 - W_2) = 0 \end{cases} \quad (\text{CYL}) \quad (12)$$

$$\begin{cases} \frac{\mu L^2}{3\xi M_0} \ddot{W}_1 + \frac{mL}{2\xi M_0 B} \ddot{W}_2 + \frac{4}{H} W_1 + 1 = 0 \\ m \ddot{W}_2 - c(\dot{W}_1 - \dot{W}_2) - k(W_1 - W_2) = 0 \end{cases} \quad (\text{IYL}) \quad (13)$$

结合初始条件和控制方程公式(10)-(13), 使用四阶龙格-库塔数值方法进行求解。

2.4 理论验证

为了验证提出的理论模型和数值计算方法, 图5给出了均质梁中点无量纲残余挠度随质量块质量变化曲线。计算时边界条件为固支边界, 屈服条件采用内接屈服条件, 具体参数见表1。从图5中可以看出, 随着质量块质量的降低, 均质梁中点无量纲残余挠度逐渐增大, 且理论计算结果和数值仿真计算结果吻合的较好。当质量块质量为0 kg时, 控制方程(8)退化为均质梁的控制方程。本文计算结果同文献^[28]中公式(7.101)计算结果相同。因此表明本文提出的理论模型和数值计算方法时合理的、正确的。

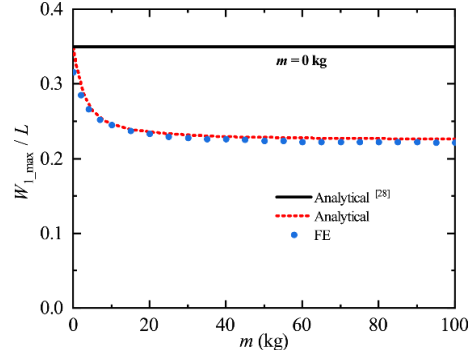


图5 均质梁无量纲残余挠度随质量块质量变化曲线

Fig. 5 The residual deflection of monolithic beam midpoint versus mass of mass block curves.

3 有限元验证

3.1 有限元模型及参数

结合文献^[11, 24, 29]中车辆底部几何参数、材料参数、车底距地高度、乘员质量、弹簧刚度和阻尼参数, 采用有限元软件 ABAQUS 对浅埋爆炸载荷下的均质梁-质量-弹簧-阻尼系统的动态响应过程进行数值模拟, 以验证理论计算结果。图6给出了有限元模型示意图。均质梁的长度、宽度、高度、密度和屈服强度见表1。均质梁材料模型使用 Abaqus 软件中的“Elastic”、“Plastic”和“Density”模块进行设置。质量块为 100 mm × 100 mm 的离散刚体, 参考点在质量块的几何中心。通过 Abaqus 软件中的“Inertia”模块给参考点赋予质量 56.8 kg。质量块与均质梁中点之间的弹簧刚度为 75 kN/m, 阻尼为 3.84 kN · s/m^[24, 29], 使用“Springs/Dashpots”模块进行相关参数设置; 边界条件为两端固支, 初始条件为初始速度加载。根据北约 AEP-55 标准中的 2b 防护等级^[30], 仿真分析中的浅埋爆炸工况为: 炸药是 TNT, 其质量 $m_e = 6$ kg, 密度 $\rho_e = 1630$ kg/m³, 直径高度比 $d_e: h_e = 3:1$, 单位质量内能 $E_m = 4.3$ MJ/kg, 浅埋深度 $\delta_b = 100$ mm, 砂子密度 $\rho_s = 2200$ kg/m³, 均质梁与砂子表面的距离 $H = 430$ mm^[11]。

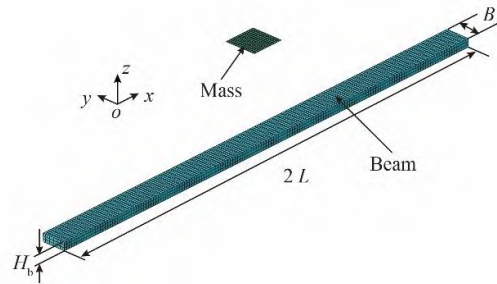


图6 有限元模型示意图

Fig. 6 Schematic of finite element model

表 1 数值模型所涉及的参数

Tab. 1 Parameters involved in the numerical model

$2L$	B	H_b	ρ_b	σ_0
/mm	/mm	/mm	/(kg/m^3)	/MPa
1500 ^[11]	75	25	7850 ^[11]	1380 ^[11]

3.2 网格无关性分析

为了得到有限元模型最优网格尺寸,进行了网格无关性分析。采用 C3D8R 实体网格划分均质梁, R3D4 离散刚体单元划分质量块。取 4 mm 至 22 mm 且间隔为 2 mm 的网格尺寸对均质梁和质量块进行划分,并使用相同 CPU 核数进行计算。图 7 给出了均质梁中点的残余位移和计算时间随网格尺寸大小变化曲线。从图中可以看出,当网格由 22 mm 变为 10 mm 时,残余位移有略微增大;当网格由 10 mm 变为 6 mm 时,残余位移基本不变,但随着网格变小,计算时间增大;网格小于 12 mm 时,计算时间急剧增大。综合网格尺寸对残余位移的影响及计算时间,选择网格尺寸大小为 8 mm。

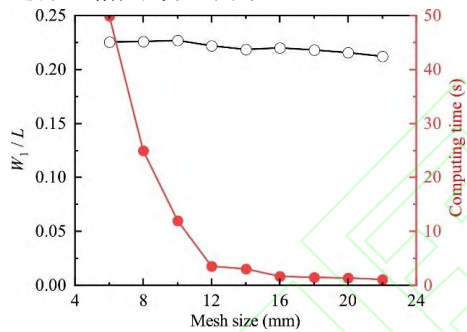


图 7 均质梁中点的残余位移和计算时间随网格尺寸大小变化曲线

Fig. 7 Midpoint residual deflection of monolithic beam and computing time plotted as functions of mesh size

4 结果与讨论

4.1 结果

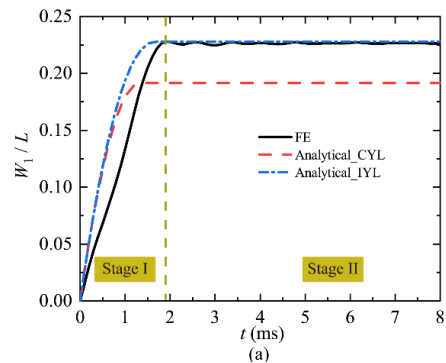
图 8 给出了均质梁中点位移和速度随时间变化曲线,图 9 为质量块位移和速度随时间变化曲线。从图 8-图 9 中可以看出,相较于 $t < 1.9 \text{ ms}$, $t > 1.9 \text{ ms}$ 的仿真与理论位移-时间曲线吻合程度更高。这是因为根据公式(8),理论分析时均质梁中点的初始速度为公式(5)速度 v_0 的 1.5 倍。而在有限元分析中,整个均质梁的初始速度为 v_0 ,见图 8(b)的 $t = 0 \text{ ms}$ 时刻。图 10 为质量块加速度随时间变化曲线,变化曲线在前 1.9 ms 存在误差的原因也是由于初始速度不同引起的。 $t > 1.9 \text{ ms}$ 时,均质梁中点和质量块的位

移仿真计算结果处于理论下限解和上限解中间,并且与上限解吻合程度较好。均质梁中点速度,质量块速度、加速度随时间变化曲线的仿真与理论计算结果吻合程度较高。计算结果表明,理论分析是可靠的。图 11 为系统总能量、动能、粘性耗散能和均质梁的动能、塑性耗散能随时间变化曲线。图 12 为均质梁的速度分布随时间的变化曲线。下面结合图 8-图 12 对系统整个响应过程进行分析。

第一阶段:当 $t = 0 \sim 1.9 \text{ ms}$ 时,均质梁中点位移逐渐增加(图 8(a)),均质梁中点速度先下降、后升高、最后再降低到 0(图 8(b)),均质梁的总动能逐渐降低。当 $t = 1.9 \text{ ms}$ 时,均质梁的总动能接近于 0(见图 11)。这是因为当 $t > 0 \text{ ms}$ 时,靠近固支边界处和均质梁中心处区域速度降低,速度最大值出现在两区域中间且逐渐向中心区域移动。 $t = 1.2 \text{ ms}$ 时,速度最大值移动到了梁中心。随后由于均质梁的塑性耗散、弹簧、阻尼器的作用,均质梁中点的速度出现了下降,见图 12。该阶段内均质梁的塑性耗散能、质量块位移与速度、阻尼引起的粘性耗散能都在增加,质量块加速度先急剧增大,然后出现与均质梁中点相同趋势的变化。

第二阶段:当 $t = 1.9 \sim 57 \text{ ms}$ 时,均质梁中点位移和速度出现了细小波动,质量块位移增加,速度降低。这是由于均质梁中点和质量块之间存在相对位移和相对速度,受到弹簧力和阻尼力的作用。此外,还可以看到系统的总动能在降低,粘性耗散能逐渐增加(见图 11)。

第三阶段:当 $t > 57 \text{ ms}$ 时,质量块位移逐渐降低,速度向相反方向先增大后减小。



(a)

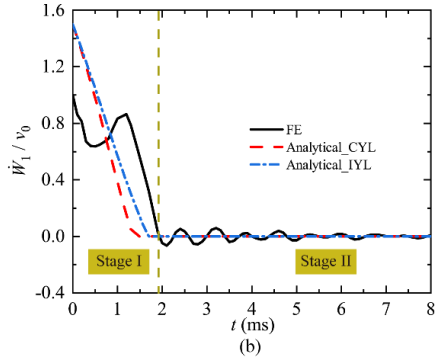


图 8 均质梁中点(a)位移和(b)速度随时间变化曲线

Fig. 8 (a) Displacement as well as (b) velocity of monolithic beam midpoint

plotted as a function of time

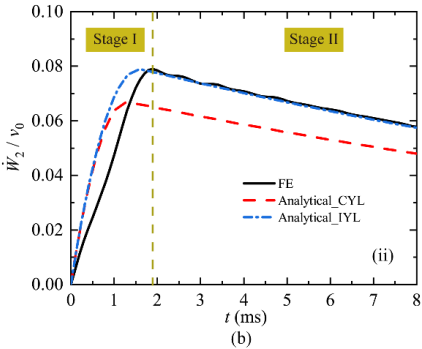
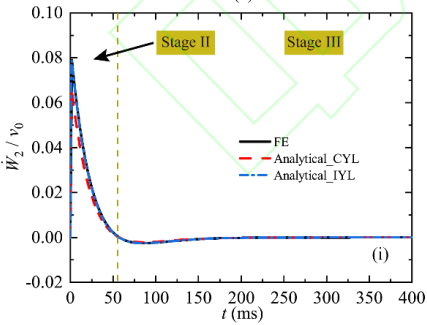
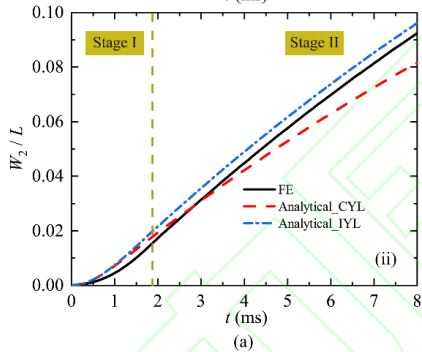
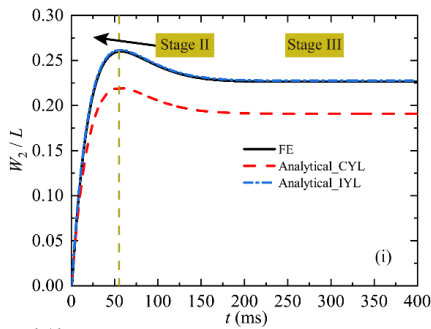


图 9 质量块(a)位移和(b)速度随时间变化曲线

Fig. 9 (a) displacement and (b) velocity of mass plotted as a function of time

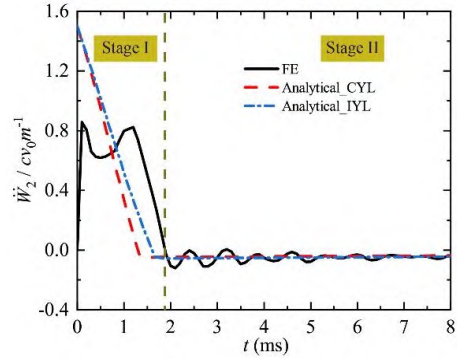


图 10 质量块加速度随时间变化曲线

Fig. 10 Mass acceleration versus time curve

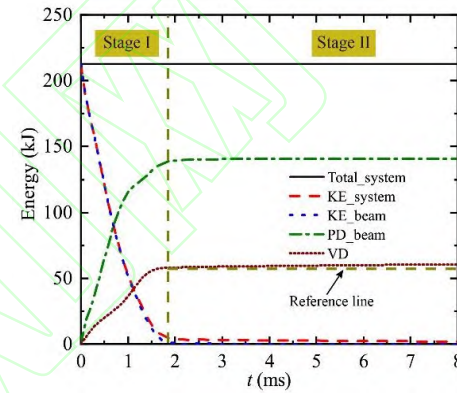


图 11 系统总能量、动能、粘性耗散能和均质梁的动能、塑性耗散能随时间变化曲线

Fig. 11 The total energy, kinetic energy, and viscous dissipation energy of the system as well as the kinetic energy and plastic dissipation energy of monolithic beam plotted as a function of time

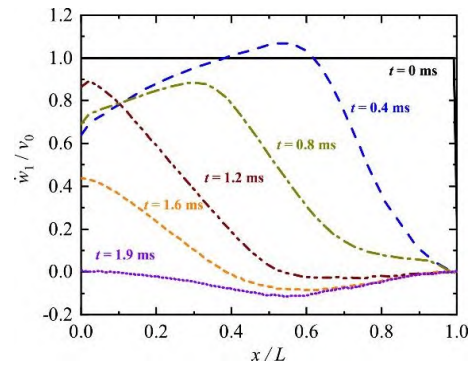


图 12 均质梁速度分布随时间变化曲线

Fig. 12 Velocity distribution of homogeneous beam versus time curve

上述系统响应过程为过阻尼状态, 分别调整系统阻尼系数为 $1 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$ 和 $0 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$, 进行欠阻尼和无阻尼状态计算。两种状态下质量块速度随时间变化曲线见图 13、图 14。可以看出, 系统在欠阻尼和无阻尼状态下仿真和理论计算结果吻合较好,

进一步验证了理论分析结果。

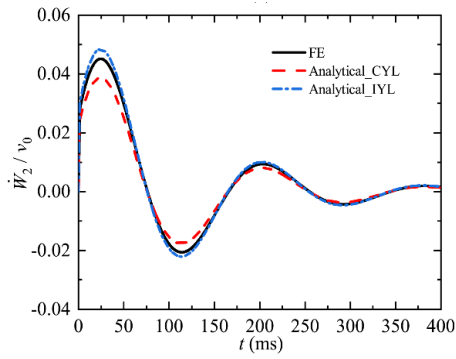


图 13 质量块速度随时间变化曲线($c = 1 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$)

Fig. 13 Velocity of mass plotted as a function of time ($c = 1 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$)

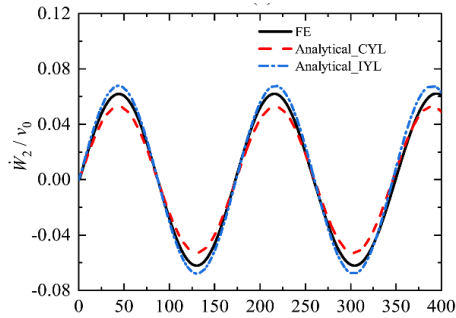


图 14 质量块速度随时间变化曲线($c = 0 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$)

Fig. 14 Velocity of mass plotted as a function of time ($c = 0 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$)

4.2 讨论

材料选择对提升车辆的抗爆性能起着重要作用,人-座椅之间的阻尼与刚度、车底边界条件关系到系统的响应。因此,本节使用理论方法讨论了 TNT 质量、均质梁屈服强度、阻尼系数、弹簧刚度和边界条件对均质梁中点峰值位移、质量块峰值位移、速度和加速度的影响。讨论时,均质梁的长度 $2L$ 为 1500 mm,宽度 B 为 75 mm,高度 H_b 为 25 mm,密度为 7850 kg/m^3 ;质量块质量 $m = 56.8 \text{ kg}$,炸药密度 $\rho_e = 1630 \text{ kg/m}^3$,直径高度比 $d_e: h_e = 3:1$,单位质量内能 $E_m = 4.3 \text{ MJ/kg}$,浅埋深度 $\delta_b = 100 \text{ mm}$,砂子密度 $\rho_s = 2200 \text{ kg/m}^3$,均质梁与砂子表面的距离 $H = 430 \text{ mm}$ 。

4.2.1 炸药质量和屈服强度

计算时弹簧刚度 $k = 75 \text{ kN/m}$,阻尼系数 $c = 3.84 \text{ kN} \cdot \text{s/m}$,边界条件为固支边界。图 15 给出了炸药质量和均质梁屈服强度对均质梁中点峰值位移,质量块峰值位移、峰值速度和峰值加速度的影响。从图 15 中可以看出,随着均质梁屈服强度增大,

无量纲冲量 $\frac{I_{Ek}}{2LBH_b \sqrt{\sigma_0 \rho_b}}$ 降低,使得均质梁中点峰

值位移、质量块峰值位移和质量块峰值速度减小。随着 TNT 质量增大,均质梁中点峰值位移、质量块峰值位移、质量块峰值速度和质量块峰值加速度都增大。炸药质量和均质梁屈服强度对质量块无量纲峰值加速度影响较小,约为 1.5。

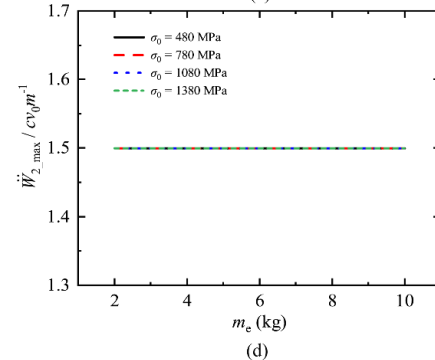
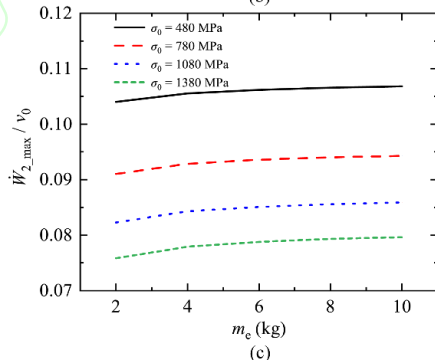
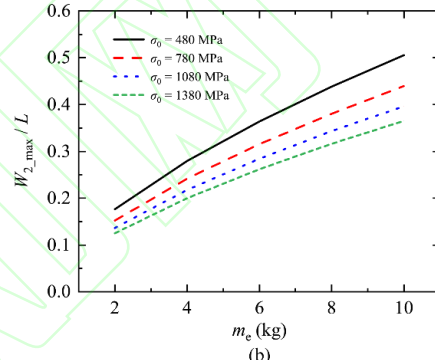
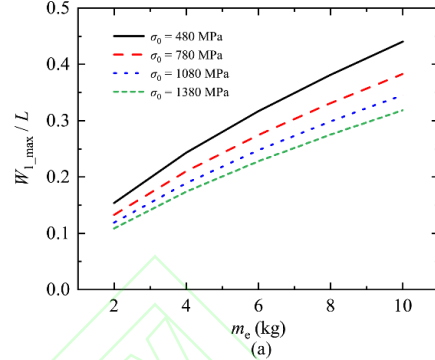


图 15 炸药质量和屈服强度对(a) 均质梁中点峰值位移,(b) 质量块峰值位移,(c) 质量块峰值速度,(d)质量块峰值加速度的影响

Fig. 15 The effect of explosive mass and yield stress on (a) peak displacement of monolithic beam midpoint, (b) peak displacement, (c) peak

velocity, (d) peak acceleration of mass

4.2.2 弹簧刚度和阻尼系数

计算时炸药质量 $m_e = 6 \text{ kg}$, 均质梁屈服强度 $\sigma_0 = 1380 \text{ MPa}$, 边界条件为固支边界。图 16 为弹簧刚度和阻尼系数对均质梁中点峰值位移, 质量块的峰值位移、峰值速度和峰值加速度的影响。下面分别对图 16(a)-(d)进行讨论。

从图 16(a)和(d)中可以看出当弹簧刚度相同时, 随着阻尼系数增加, 均质梁中点峰值位移减小, 质量块峰值加速度增大; 当阻尼系数一定时, 弹簧刚度对均质梁中点峰值位移和质量块峰值加速度影响不大。

图 16(b)表明当弹簧刚度较小时, 随着阻尼系数增大, 质量块峰值位移增大; 当弹簧刚度较大时, 随着阻尼系数增大, 质量块峰值位移减小; 当阻尼系数较小时, 随着弹簧刚度的增大, 质量块峰值位移增大; 当阻尼系数较大时, 弹簧刚度对质量块峰值位移影响不大。

如图 16(c), 当弹簧刚度较小时, 随着阻尼系数的增大, 质量块峰值速度增大; 当弹簧刚度较大时, 随着阻尼系数增大, 质量块峰值速度先减小后增大; 当阻尼系数较小时, 随着弹簧刚度的增大, 质量块峰值速度增大; 当阻尼系数较大时, 弹簧刚度对质量块峰值速度影响不大。

从图 16 中可以得到相对与弹簧刚度, 阻尼系数对系统的影响较大。为了降低质量块的峰值加速度, 应减小阻尼系数。针对不同弹簧刚度, 设计适当的阻尼系数对降低质量块的峰值速度有重要影响。

4.2.3 边界条件

计算时炸药质量 $m_e = 6 \text{ kg}$, 均质梁屈服强度 $\sigma_0 = 1380 \text{ MPa}$, 弹簧刚度 $k = 75 \text{ kN/m}$, 阻尼系数 $c = 3.84 \text{ kN}\cdot\text{s/m}$ 。边界条件对均质梁中点峰值位移, 质量块的峰值位移、峰值速度和峰值加速度的影响见图 17。可以看出当由固支边界条件变为简支条件时, 均质梁中点峰值位移, 质量块的峰值位移、峰值速度、峰值加速度都有略微增大。

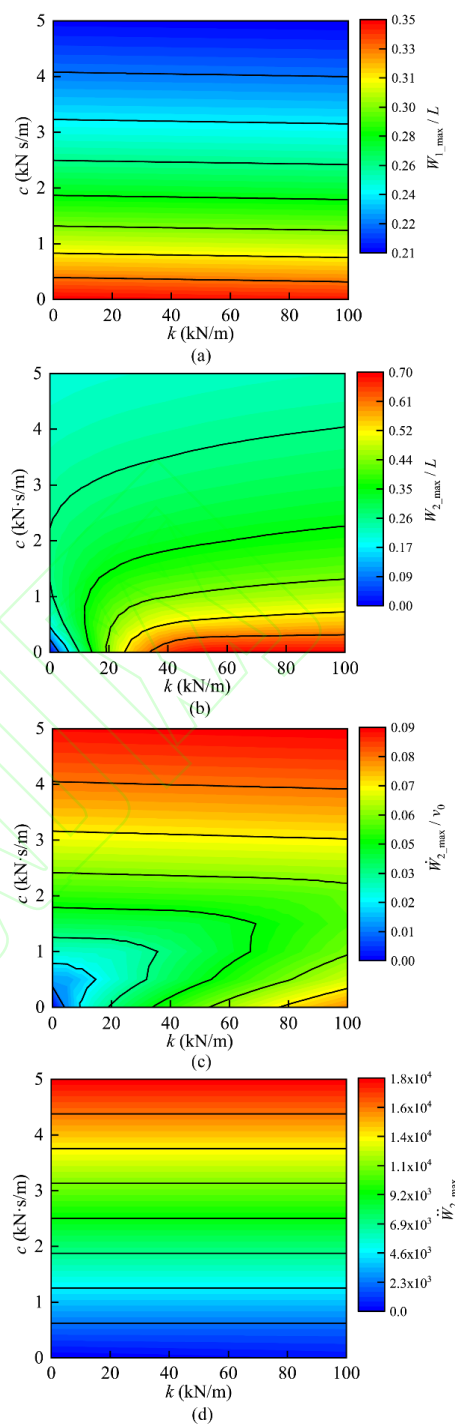


图 16 弹簧刚度和阻尼系数对(a) 梁中点峰值位移, (b) 质量块峰值位移, (c) 质量块峰值速度, (d)质量块峰值加速度的影响

Fig. 16 The effect of yield damping coefficient on (a) peak displacement of monolithic beam midpoint, (b) peak displacement, (c) peak velocity, (d) peak acceleration of mass

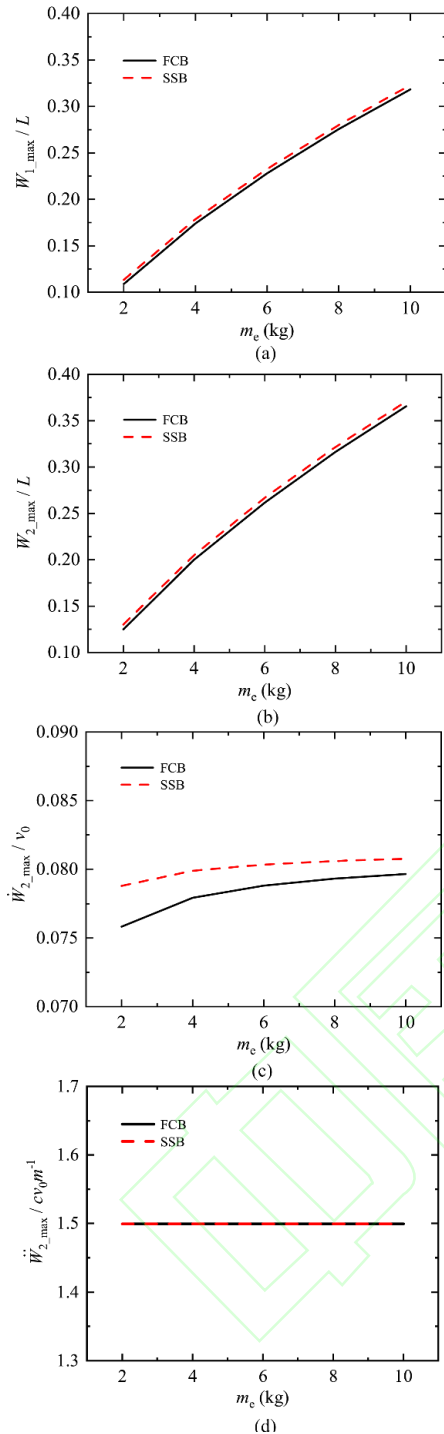


图 17 边界条件对(a) 梁中点峰值位移, (b) 质量块峰值位移随炸药质量变化曲线的影响

Fig. 17 The effect of spring stiffness on (a) peak displacement of monolithic beam midpoint, and (b) peak displacement of mass

5 结论

为了通过理论方法研究车辆和乘员受到浅埋爆炸载荷后的动力学响应, 建立了考虑附加质量-

弹簧-阻尼系统的均质梁动态响应模型, 得到了系统的控制方程与初始条件, 并利用有限元软件对理论计算结果进行了验证。结果表明, 仿真与理论计算结果吻合程度较高, 理论分析是可靠的。得出的主要结论有: 均质梁中点峰值位移、质量块峰值位移、峰值速度、峰值加速度与 TNT 质量正相关, 与均质梁屈服强度负相关, 与边界条件相关性较弱; 相对与弹簧刚度, 阻尼系数对系统的影响较大, 选择适当的阻尼系数可以降低质量块的峰值速度。

参考文献

- [1] GRUJICIC M, PANDURANGAN B, HUANG Y, et al. Impulse loading resulting from shallow buried explosives in water-saturated sand[J]. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part L-Journal of Materials-Design and Applications, 2007, 221(1): 21-35.
- [2] 赵振宇, 任建伟, 金峰, 等. 浅埋炸药爆炸动力学研究进展[J]. 应用力学学报, 2022, 39(1): 21-35. (ZHAO Zhenyu, REN Jianwei, JIN Feng, et al. Process of explosion dynamics of shallow-buried explosive[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2022, 39(1): 1-11. (in Chinese))
- [3] JOHNSON T E, BASUDHAR A. A metamodel-based shape optimization approach for shallow-buried blast-loaded flexible underbody targets[J]. International Journal of Impact Engineering, 2015, 75: 229-240.
- [4] GOEL A, UTH T, WADLEY H N G, et al. Effect of surface properties on momentum transfer to targets impacted by high-velocity sand slugs[J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 103: 90-106.
- [5] KYNER A, DESHPANDE V S, WADLEY H N G. Impulse transfer during granular matter impact with inclined sliding surfaces[J]. International Journal of Impact Engineering, 2019, 130: 79-96.
- [6] 赵振宇, 任建伟, 金峰, 等. V 形防护结构研究综述[J]. 应用力学学报, 2020, 37(6): 2527-2534+2703. (ZHAO Zhenyu, REN Jianwei, JIN Feng, et al. Investigation process on V-shape protective structures[J]. Chinese Journal of Applied Mechanics, 2020, 37(6): 2527-34+703. (in Chinese))
- [7] RIMOLI J J, TALAMINI B, WETZEL J J, et al. Wet-sand impulse loading of metallic plates and corrugated core sandwich panels[J]. International Journal of Impact Engineering, 2011, 38(10): 837-848.
- [8] ZHANG Pan, CHENG Yuansheng, LIU Jun, et al. Experimental and numerical investigations on laser-welded corrugated-core sandwich panels subjected to air blast loading[J]. Marine Structures, 2015, 40: 225-246.
- [9] 刘鑫, 张志勇. 基于气囊缓冲的载人空降乘员防护装置优化设计[J]. 机械工程学报, 2012, 48(21): 168-174. (LIU Xin, ZHANG Zhiyong.

- Optimal design of passenger's protection devices in manned airdrop based on airbag cushion[J]. *Journal of Mechanical Engineering*, 2012, 48(21): 168-174. (in Chinese)
- [10] 刘状. 模拟爆炸环境的防雷座椅跌落技术研究[D]. 南京: 南京理工大学, 2019: 1-8.(LIU Zhuang, The study on drop technology of anti-mine seat subjected to simulated blast loading[D]. Nanjing: Nanjing university of science and technology, 2019:1-8.(in Chinese))
- [11] TRAJKOVSKI J, PERENDA J, KUNC R. Blast response of Light Armoured Vehicles (LAVs) with flat and V-hull floor[J]. *Thin-Walled Structures*, 2018, 131: 238-244.
- [12] PENG W, ZHANG Z Y, GOGOS G, et al. Interactions between Blast Waves and V-Shaped and Cone-Shaped Structures[C]//*Proceedings of the Sixth International Conference on Fluid Mechanics*. Guangzhou, 2011: 149-153.
- [13] GRUJICIC M, YAVARI R, SNIPES J, et al. A combined finite-element/discrete-particle analysis of a side-vent-channel-based concept for improved blast-survivability of light tactical vehicles[J]. *International Journal of Structural Integrity*, 2016, 7(1): 106-141.
- [14] ZHANG Dujiang, ZHAO Zhenyu, DU Shaofeng, et al. Dynamic response of ultralight all-metallic sandwich panel with 3D tube cellular core to shallow-buried explosives[J]. *Science China-Technological Sciences*, 2021, 64(7): 1371-1388.
- [15] UTH T, DESHPANDE V S. Response of clamped sandwich beams subjected to high-velocity impact by sand slugs[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 69: 165-181.
- [16] ZOK F W, WALTNER S A, WEI Z, et al. A protocol for characterizing the structural performance of metallic sandwich panels: application to pyramidal truss cores[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2004, 41(22): 6249-6271.
- [17] ZHU Feng, WANG Zihua, LU Guoxing, et al. Some theoretical considerations on the dynamic response of sandwich structures under impulsive loading[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2010, 37(6): 625-637.
- [18] KYNER A, DHARMASENA K, WILLIAMS K, et al. Response of square honeycomb core sandwich panels to granular matter impact[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2018, 117: 13-31.
- [19] WADLEY H N G, BØRVIK T, OLOVSSON L, et al. Deformation and fracture of impulsively loaded sandwich panels[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2013, 61(2): 674-699.
- [20] WILLIAMS K. Numerical simulation of light armoured vehicle occupant vulnerability to anti-vehicle mine blast[C] // *7th International LS-DYNA Users Conference*, 2002: 7-14.
- [21] 罗鸣, 周云波, 张进成, 等. 爆炸冲击作用时间差对盆骨和腰椎的损伤研究[J]. *爆炸与冲击*, 2021, 41(1): 138-149.(LUO Ming, ZHOU Yunbo, ZHANG Jincheng, et al. Research on time interval of explosion impact on pelvis and lumbar spine injury[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2021, 41(1): 138-149. (in Chinese))
- [22] CONG Ming, ZHOU Yunbo, ZHANG Ming, et al. Design and optimization of multi-V hulls of light armoured vehicles under blast loads[J]. *Thin-Walled Structures*, 2021, 168.
- [23] WEI Ran, WANG Xianhui, Zhang Ming, et al. Application of dimension reduction based multi-parameter optimization for the design of blast-resistant vehicle[J]. *Structural and Multidisciplinary Optimization*, 2017, 56(4): 903-917.
- [24] COERMANN R R. The mechanical impedance of the human body in sitting and standing positions at low frequencies[J]. *Human Factors*, 1962, 4: 227-253.
- [25] RIGBY S E, AKINTARO O I, FULLER B J, et al. Predicting the response of plates subjected to near-field explosions using an energy equivalent impulse[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 128: 24-36.
- [26] WESTINE P S, MORRIS B L, COX P A, et al. Development of computer program for floor plate response from land mine explosions[R]. Contract Report, 1985, 13045.
- [27] XUE Zhenyu, HUTCHINSON J W. A comparative study of impulse-resistant metal sandwich plates[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2004, 30(10): 1283-1305.
- [28] JONES N. *Structural Impact*[M]. Second Edition. New York: Cambridge University Press, 1989: 267-304.
- [29] 金安康. 人—座椅—车系统振动响应特性分析[D]. 武汉: 华中科技大学, 2015: 5. (JIN Ankang, The analysis of occupant-seat-vehiclesystem's response to vibration[D]. Wuhan: Huazhong University of Science and Technology, 2015:5.(in Chinese))
- [30] NATO. Procedures for evaluating the protection level of armoured vehicles[S]. AEP-55, volume 2, mine threat. Brussels: Allied Engineering Engineering, 2011