

平面装药模拟加载技术的模拟载荷预测*

李凯凯¹, 卢强^{*1}, 丁洋¹, 刘存旭¹, 唐仕英¹, 陶思昊¹, 李翱¹

(1. 西北核技术研究所, 强脉冲辐射环境模拟与效应全国重点实验室, 陕西 西安 710024)

摘要: 针对平面装药模拟加载技术的载荷快速设计需求, 开展载荷预测理论模型研究。基于一维应变和准静态空腔压力假设, 结合刚性-理想塑性-锁定(R-PP-L)本构模型和塑性波传播理论, 建立平面装药模拟加载实验的动力响应理论模型, 推导得到考虑覆土压缩和整体运动的载荷预测解析解。通过数值模拟验证了理论模型的有效性, 分析了覆土材料力学性能、覆土厚度及初始空腔高度对载荷波形特征的影响。结果表明: 在初始空腔压力 3.6~66.5MPa、不同覆土材料及典型实验构型参数范围内, 理论预测的压力历程曲线与数值模拟结果吻合良好; 覆土材料密度与平台应力越小、密实应变越大, 初期压力衰减速率越快; 覆土厚度越小, 后期衰减速率越快; 初始空腔高度越小, 全阶段衰减速率越快。该模型可为平面装药模拟加载实验方案的快速设计提供参考。

关键词: 平面装药起爆技术; 刚性-理想塑性-锁定模型; 动力响应; 爆炸载荷。
中图分类号: O389 **国际学科代码:** 13035 **文献标识码:** A

Load prediction of plane charge explosion technique

LI Kaikai¹, LU Qiang¹, DING Yang¹, LIU Cunxu¹, TANG Shiyang¹, TAO Sihao¹, LI Ao¹

(1. National Key Laboratory of Intense Pulsed Radiation Simulation and Effect, Northwest Institute of Nuclear Technology, Xi'an 710024, Shaanxi, China)

Abstract: A theoretical study on load prediction models was conducted to meet the need for rapid load design in the plane charge explosion technique. The proposed theoretical model neglected the pressure homogenization stage in the initial explosion phase and adopted the quasi-static cavity pressure assumption to characterize the initial cavity pressure state. On this basis, the cavity expansion process in plane charge explosion tests was simplified to an overburden compression problem under one-dimensional strain conditions. The rigid-perfectly plastic-locking (R-PP-L) constitutive model was employed to describe the deformation behavior of the overburden material under one-dimensional strain. Finally, by incorporating plastic wave propagation theory, a theoretical dynamic-response model for plane charge explosion tests was constructed, and an analytical solution for load prediction accounting for the deformation and bulk motion of the overburden material was derived. The proposed model was validated against finite element results. The effects of various parameters, including the mechanical properties of overburden materials, overburden thicknesses, and initial cavity heights, on the load waveform characteristics in plane charge explosion tests were analyzed. The results show that with initial cavity pressures ranging from 3.6 to 66.5 MPa, overburden thicknesses ranging from 0.5 to 2 m, initial cavity heights ranging from 0.05 to 0.2 m, and soil and sand as the overburden materials, the predicted pressure-time history curves are in good agreement with the finite element results. The load waveform characteristics in plane charge explosion tests are closely related to the mechanical properties of overburden materials, overburden thicknesses, and initial cavity heights, which affect the early-stage, late-stage, and whole-process attenuation, respectively. Lower overburden density and plateau stress, together with a larger densification strain, lead to faster initial pressure attenuation; a smaller overburden thickness leads to faster late-stage attenuation; and a smaller initial cavity height leads to faster attenuation over the whole process. In load design, a small initial cavity height should be prioritized to reduce charge consumption and engineering requirements, lower experimental cost, and improve experimental feasibility. The proposed model can provide a theoretical reference for the rapid design of experimental schemes for plane charge explosion tests.

Keywords: plane charge explosion technique; rigid-perfectly plastic-locking model; dynamic response; explosive loading

地下基础设施的抗爆防护能力评估, 是国防工程安全与城市生命线工程建设的核心科学议题。在触地、近地爆炸及工业意外爆轰等极端动载工况下, 地下结构需承受地表冲击波环境的作用^[1,2]。为评估地下结构在空气冲击波动力加载下的易损性, 爆炸载荷模拟技术在抗爆工程领域被广泛研究。典型的地表冲击波环境模拟技术包括模爆器^[3-6]、击波管^[7-11]、平面装药模拟加载技术^[12]等。对于大

*收稿日期: 2026-04-14; 修回日期: 2026-10-09;

第一作者: 李凯凯 (1995—), 性别, 硕士, 助理研究员. E-mail: likaikai@nint.ac.cn;

通信作者: 卢强 (1984—), 男, 博士, 研究员. E-mail: luqiang@nint.ac.cn.

面积长时载荷模拟工况,平面装药模拟加载技术具有成本低、模拟载荷峰值高等优势,在地下结构抗爆性能研究中普遍应用^[13]。

平面装药模拟加载技术的加载构型如图 1 所示,包括平面装药阵列、空腔支撑材料、挡板、覆土材料等^[12,14]。装药阵列通常由等间距布置的导爆索组成,通过支撑物定位设置在凹坑底部,并通过回填土覆盖形成爆炸空腔。支撑物上覆盖有挡板,保证覆土在空腔膨胀过程中均匀压缩,防止载荷模拟初期形成泄漏通道。结构加载实验时,起爆平面装药阵列,即可在密封空腔内形成高压气体并迅速匀化。在高压气体作用下,空腔顶部覆盖土将发生塑性变形并向上运动,空腔体积增大、压力衰减。当覆土层及挡板运动至地表以上,空腔压力将推动覆土层产生横向运动并逐渐形成泄漏通道,此后压力迅速衰减。模拟载荷环境通过高压气体同步作用于爆炸空腔底部的待测结构,从而实现结构的抗爆性能实验加载。该加载技术最早由 Darcy 等^[14]提出,并以氢氧混合气体为爆源开展了地表空气冲击波环境模拟实验。随后, Sanai 等^[15]从安全性角度对加载方案进行改进,以平面布置的导爆索阵列作为爆源,设计了 HEST 系列实验,成功模拟了百兆帕峰值的地表空气冲击波环境。陈叶青等^[12]将混合装药技术和偏置分层技术引入平面装药模拟加载技术,成功模拟了拟合压力峰值 40MPa,正压作用时间 20ms 的地表空气冲击波环境。基于该项技术,学者们先后研究了浅埋混凝土结构^[16,17]、预应力槽型结构^[18]和波纹钢-素混凝土结构^[19]等在空气冲击波载荷作用下的响应问题。

在模拟载荷设计方法研究方面,陈叶青等^[12]根据平面装药模拟加载实验的几何特性建立简化的一维应变数值计算模型,模型预测结果与实验结果吻合良好。Zhang 等^[20]通过数值模拟研究了平面装药模拟加载实验中装药密度、药条间隔、装药高度等参数对模拟载荷时程特性的影响,发现覆土质量是影响加载冲量主要因素。虽然相关研究初步建立了实验构型的简化力学模型,并通过数值模拟验证了模型的有效性,但未形成快速定量的模拟载荷预测和设计方法。

本文在已有简化模型的基础上,基于刚性-理想塑性-锁定(R-PP-L)模型假定,计及载荷模拟过程中覆土材料的塑性变形和整体运动过程,对基于平面装药模拟加载技术的载荷模拟过程进行理论研究,分析各个设计参数对波形特征的影响,研究成果可为相关加载实验的载荷设计提供参考。

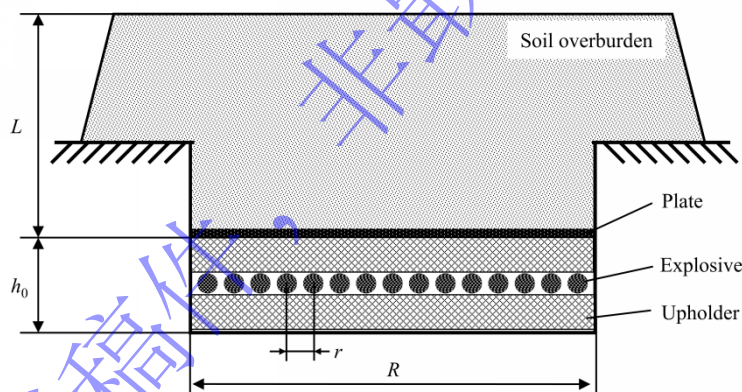


图 1 平面装药模拟加载技术构型

Fig. 1 Typical configuration of the plane charge explosion technique

1. 理论模型

1.1. 简化力学模型

对于如图 1 所示的典型平面装药模拟加载实验构型,爆炸空腔横向尺寸通常为米级,高度尺寸为厘米或分米级,爆源在空腔内部均匀分布,爆炸产生空气冲击波在空腔中的匀化速度远小于空腔膨胀速度。理论分析中忽略空腔横向膨胀对压力衰减的影响,并用炸药在与爆炸空腔等体积密封环境下的准静态压力 p_0 表征爆炸空腔初始空腔压力,其值与爆源装药类型和装药密度相关。由于底部待加载结构的刚度和惯性通常大于覆土材料,其在载荷作用下的沉降量可以忽略^[15],因此可将空腔底部简化为固支边界。此外,覆土材料受到空腔侧向边界约束,在理论分析中忽略覆土受压过程中的边界摩擦和横向应变,将平面装药模拟加载实验的加载过程近似简化为一维应变条件下的覆土动态压缩问题^[12]。由于内部的孔隙压实行,覆土材料在侧限压缩时的应力-应变曲线通常包括弹性、应变硬化及完全压实后的锁定阶段^[21,22]。可参考 Li 等^[23]关于应变强化型多孔材料的近似表征方法,采用刚性-理想塑性-锁定(R-PP-L)模型描述覆土材料在一维应变加载下的变形行为,对应的平台应力

$$\eta(\varepsilon) = \frac{1}{\sigma(\varepsilon)} \int_{\varepsilon_y}^{\varepsilon} \sigma(\varepsilon) d\varepsilon \quad (1)$$

$$\left. \frac{d\eta(\varepsilon)}{d\varepsilon} \right|_{\varepsilon_d} = 0 \quad (2)$$

$$\sigma_Y = \frac{\int_{\varepsilon_Y}^{\varepsilon_d} \alpha(\varepsilon) d\varepsilon}{\varepsilon_d - \varepsilon_Y} \quad (3)$$

Shock front

$\varepsilon=0$
 $v=v_d$
 σ_y
 c

σ_i
 $\varepsilon=\varepsilon_d$
 $v=v_i$

L
 s
 p
 h

Fig. 2 Sketch of the propagation of a one-dimensional strain wave in overburden loaded by cavity pressure

基于前述简化力学模型, 可将平面装药模拟加载实验的动力学响应过程分为覆土压缩和整体运动两个阶段。

根据图 2 所示的简化力学模型, 波前和波后介质的动量守恒条件分别为

$$\sigma_Y = m(1 - \frac{S}{L})\dot{v}_D \quad (4)$$

$$p - \sigma_i = m \frac{s}{L} \dot{v}_i \quad (5)$$

$$v_i - v_D = \varepsilon_d \mathcal{C} \quad (6)$$

$$\sigma_i - \sigma_y = \rho c(v_i - v_D) \quad (7)$$

3

$$c = \frac{ds}{dt} \quad (8)$$

$$p_0 h_0 = ph = p(h_0 + \int_0^t v_i dt) \quad (9)$$

将式(6)对 t 求导, 并代入式(4)消去 v_D , 注意到 $\dot{h}=v_i$, 可得下述控制方程

$$m(1 - \frac{s}{L})(\ddot{h} - \varepsilon_d \ddot{s}) = \sigma_Y \quad (10)$$

利用式(6)和式(7)消去 $v_i - v_D$ 项, 将所得结果代入式(5)消去 σ_i , 进一步利用式(8)和式(9)消去 c 和 p , 可得下述控制方程

$$\frac{p_0 h_0}{h} - \varepsilon_d \rho \dot{s}^2 - m \frac{s}{L} \ddot{h} = \sigma_Y \quad (11)$$

式(10)和式(11)即为覆土压缩过程的控制微分方程组, 初始条件为

$$s_{(t=0)} = 0 \quad (12)$$

$$\dot{s}_{(t=0)} = 0 \quad (13)$$

$$v_{i(t=0)} = 0 \quad (14)$$

上述方程组可通过四阶龙格-库塔法解得 $h(t)$, 代入式(9)即可给出覆土压缩阶段的压力衰减关系。

1.2.2 整体运动阶段 ($s = L$)

当波阵面传播至覆土顶部或空腔压力 p 小于平台应力 σ_Y 时, 覆土材料将停止压缩, 并在空腔压力作用下做整体加速运动。此过程中动量守恒条件为

$$p = m \dot{v}_i \quad (15)$$

结合式(9), 可得整体运动过程的控制微分方程

$$\ddot{p} - 2 \frac{\dot{p}^2}{p} + \frac{p^3}{p_0 h_0 m} = 0 \quad (16)$$

初始条件根据其与前一阶段的连续性条件给出, 上式可由四阶龙格-库塔法求解。

2. 模型验证

为验证该理论模型的有效性, 采用商业有限元软件 LS-DYNA 建立平面装药模拟加载实验构型的数值计算模型, 通过对比不同工况下数值模拟结果和理论预测结果, 验证理论模型的有效性。

2.1 数值模型建立与验证

2.1.1 数值模型的建立

根据平面装药模拟加载实验构型的几何对称性^[12], 建立了如图 3 所示的单单元简化数值计算模型。模型由炸药、覆土、空气、挡板 4 部分组成, 炸药选择为 ANFO 炸药, 使用 JWL 状态方程和 HIGH-EXPLOSIVE-BURN 本构模拟其爆轰过程和压力-体积-能量关系; 覆土材料分别选择土或细砂, 采用 Soil and foam 本构描述其加载过程中的动力学特征^[31]; 空气区域采用 Mat-null 模型进行模拟, 挡板选择为 Q235 钢, 采用 JOHNSON-COOK 模型^[32]表征其变形行为。根据模型的对称性, 采用 2D ALE 平面应变缩减积分单元对炸药及空气进行网格划分, 两区域网格尺寸分别为 2mm 和 5mm; 采用 2D 拉格朗日平面应变缩减积分单元对挡板和覆土进行网格划分, 网格尺寸 5mm。模型底部设置为固支边界, 左右两侧设置对称边界条件。炸药起爆高压气体与挡板的作用采用 ALE 流固耦合算法进行模拟, 挡板厚度设置为 1cm, 和覆土层共节点。各部分材料参数如表 1~表 3 所示。

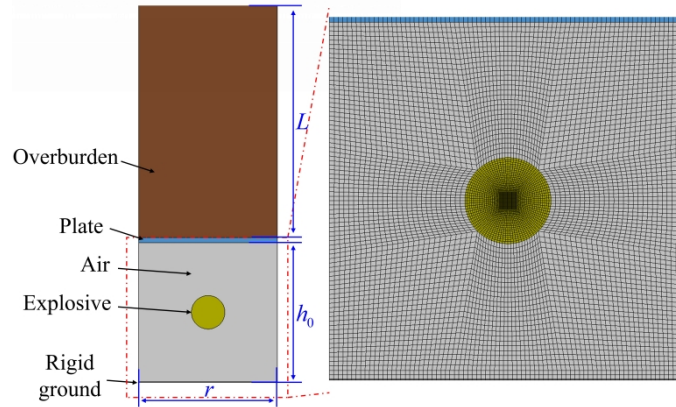


图3 平面装药模拟加载技术有限元模型

Fig. 3 Finite element models of the plane charge explosion technique

Sanai 等^[15]曾通过大量实验, 建立并验证了平面装药模拟加载实验的数值计算模型。基于文献中空腔装药密度为 264kg/m^3 、初始空腔高度 $h_0 = 0.0508\text{m}$ 、覆土厚度 $L = 0.76\text{m}$ 的标准算例, 对模型的网格敏感性和有效性进行验证。由于文献未给出空腔顶部覆盖砂和底部土体介质的材料性能参数, 本文采用文献^[32,33]中的土和细砂材料近似表征相关材料的力学特性。模型装药间隔 r 设置与 h_0 一致, 爆源尺寸可由空腔装药密度和空腔尺寸确定; 底部土体介质厚度设置为 1m , 并在底部额外设置无反射边界约束, 其耦合、对称约束和网格划分方案均与覆土层相同。不同网格尺寸下模拟结果与文献结果对比如图 4(a)所示, 当最大网格尺寸从 5mm 缩小至 1.5mm 时, 数值模拟压力衰减过程基本一致且与文献结果吻合较好, 证明当前模型及网格尺寸划分方案能可靠表征模拟加载实验物理过程。考虑到模型采用单点积分单元进行网格划分, 为评价沙漏效应的影响, 图 4(b)给出网格尺寸为 5mm 时的能量分布关系。在 2ms 处, 系统单位厚度的沙漏能约为 10.3kJ , 占比小于内能 (1269kJ) 的 5% , 表明当前网格划分方法能有效反映系统的变形响应特性。

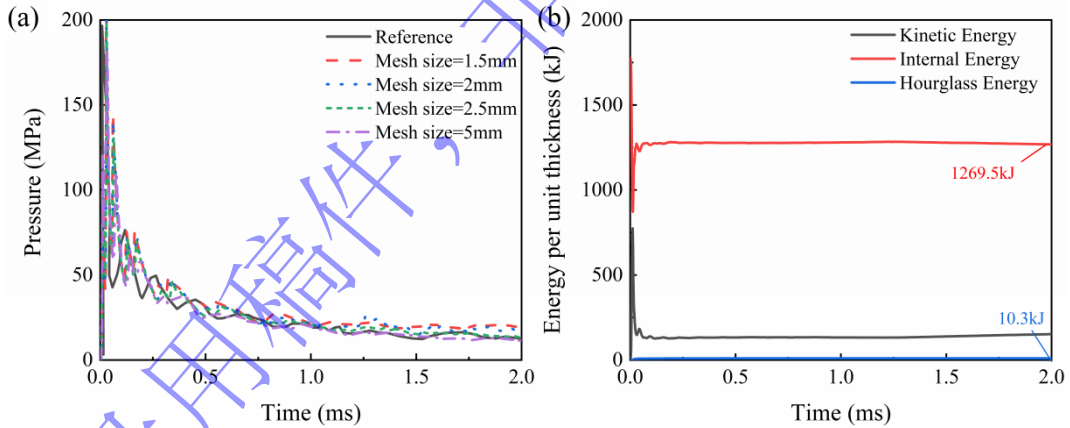


图4 基于文献数值结果的模型验证与网格敏感性分析

Fig. 4 Finite element model verification against numerical results and mesh sensitivity analysis

表1 空气材料参数^[13]

Tab. 1 Materials properties of air^[13]

$\rho_0(\text{g/cm}^3)$	C0	C1	C2	C3	C4	C5	C6	E0(m^2/s^2)	V0
1.29e-3	0	0	0	0	0.4	0.4	0	250	1

表2 炸药材料参数^[32]

Tab. 2 Materials properties of explosive^[32]

材料	$\rho_0(\text{kg/m}^3)$	A(GPa)	B(GPa)	R1	R2	ω	E0(GJ/m^3)	D(m/s)	$P_d(\text{GPa})$
ANFO	931	49.46	1.891	3.907	1.118	0.3333	2.484	4160	5.15
PETN	1770	617	16.926	4.4	1.2	0.25	7	8300	33.5

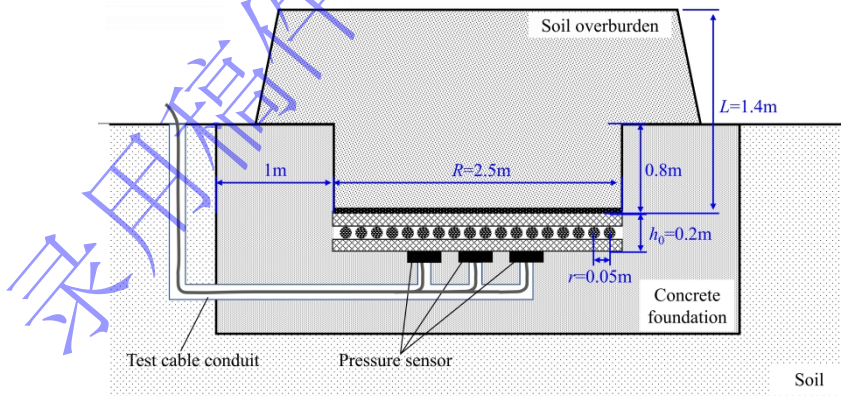
表 3 覆土材料参数^[32,33]

Tab. 3 Materials properties of overburden^[32,33]

材料	$\rho_0(\text{kg/m}^3)$	G(GPa)	K(GPa)	A0(MPa ²)	A1(MPa)	A2	PC	VCR	P _{REF} (MPa)
土	1870	0.358	1.523	0.158	0.124	0.024	-0.15	0	0
V _{EPS0}	V _{EPS1}	V _{EPS2}	V _{EPS3}	V _{EPS4}	V _{EPS5}	V _{EPS6}	V _{EPS7}	V _{EPS8}	V _{EPS9}
0	0.073	0.134	0.191	0.263	0.313	0.333	0.39	0.46	-
P _{EPS0} (MPa)	P _{EPS1} (MPa)	P _{EPS2} (MPa)	P _{EPS3} (MPa)	P _{EPS4} (MPa)	P _{EPS5} (MPa)	P _{EPS6} (MPa)	P _{EPS7} (MPa)	P _{EPS8} (MPa)	P _{EPS9} (MPa)
0	0.3	1.2	2.5	4.99	9.03	15.03	40.0	70.0	-
材料	$\rho_0(\text{kg/m}^3)$	G(GPa)	K(GPa)	A0(MPa ²)	A1(MPa)	A2	PC	VCR	P _{REF} (MPa)
细砂	1600	0.0118	0.1075	0	0	0.6	0	0	0
V _{EPS0}	V _{EPS1}	V _{EPS2}	V _{EPS3}	V _{EPS4}	V _{EPS5}	V _{EPS6}	V _{EPS7}	V _{EPS8}	V _{EPS9}
0	0.11	0.17	0.22	0.26	0.29	0.36	0.41	0.46	0.51
P _{EPS0} (MPa)	P _{EPS1} (MPa)	P _{EPS2} (MPa)	P _{EPS3} (MPa)	P _{EPS4} (MPa)	P _{EPS5} (MPa)	P _{EPS6} (MPa)	P _{EPS7} (MPa)	P _{EPS8} (MPa)	P _{EPS9} (MPa)
0	26.7	46.8	66.9	93.6	120.2	233.3	368.5	699.2	1100
材料	$\rho_0(\text{kg/m}^3)$	G(GPa)	K(GPa)	A0(MPa ²)	A1(MPa)	A2	PC	VCR	P _{REF} (MPa)
实验覆土	1755	0.014	0.131	0.158	0.124	0.024	-0.15	0	0
V _{EPS0}	V _{EPS1}	V _{EPS2}	V _{EPS3}	V _{EPS4}	V _{EPS5}	V _{EPS6}	V _{EPS7}	V _{EPS8}	V _{EPS9}
0	0.03	0.05	0.09	0.14	0.19	0.23	0.27	0.31	-
P _{EPS0} (MPa)	P _{EPS1} (MPa)	P _{EPS2} (MPa)	P _{EPS3} (MPa)	P _{EPS4} (MPa)	P _{EPS5} (MPa)	P _{EPS6} (MPa)	P _{EPS7} (MPa)	P _{EPS8} (MPa)	P _{EPS9} (MPa)
0	0.45	1.13	3.82	8.83	17.18	31.39	50.32	87.60	-

2.1.2 数值模型的可靠性验证

为进一步验证数值模型的可靠性,开展了直径 $R=2.5\text{m}$,初始空腔高度 $h_0=0.2\text{m}$ 、覆土厚度 $L=1.4\text{m}$ 的圆柱形平面装药模拟加载验证实验。实验配置及实施过程如图5所示。实验中,爆源为装药间隔 $r=0.05\text{m}$ 的正六边形导爆索阵列,由预先设置安装槽的聚苯乙烯泡沫板定位并置于空腔中部。阵列中各导爆索汇集至两根等长的起爆主索,用于实现阵列的对称同步起爆。空腔顶部覆盖厚度2cm的木板,并填土至地表以上0.6m。地表填土为棱台形,底部边长约4.3m,顶部边长约3.1m。模拟载荷时间历程由空腔底部设置的三支压力传感器测量。各传感器通过圆形安装架和螺钉固定在混凝土结构底部,并由橡胶垫片和螺钉压紧密封。传感器测试线缆通过空腔底部预留的线缆孔引出。



(a) Experimental configuration



(b) Experimental procedure

图5 平面装药模拟加载实验配置及实施过程

Fig. 5 Test configuration and procedure for plane charge explosion experiment

图6(a)为三支压力传感器的测试结果。50ms内三组压力波形的衰减趋势基本一致，表明实验数据具有良好的一致性与有效性。考虑到加载初期空腔顶部覆土由静止开始逐渐加速，本文选取超压时程曲线中初始峰值后第一个完整波动周期的压力均值作为初始空腔压力 p_0 ，计算区间与取值结果如图6(b)所示。计算结果显示，由三组压力数据得到的 p_0 平均值为3.55MPa，组间相对偏差约为3%（对应绝对偏差0.13MPa），因此后续分析统一取 $p_0 = 3.55\text{MPa}$ 。

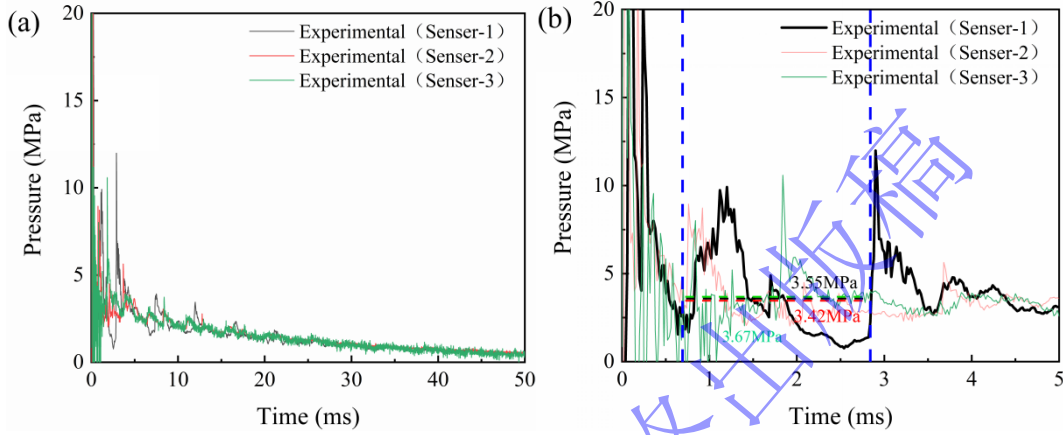


图6 验证实验的压力时程曲线

Fig. 6 Pressure versus time history curves of the validation experiment

基于验证实验结果对数值模型的可靠性进行验证。覆土材料的力学性能参数由侧限压缩实验获取，并通过一维应变数值算例完成参数校验，实验与拟合应力-应变曲线如图7(a)所示，拟合得到的材料参数列于表3。校验结果表明，拟合所得本构参数可较好地表征覆土材料的一维应变力学行为。鉴于爆源参数未知，本文选取高爆速PETN与低爆速ANFO两种炸药作为爆源开展数值模拟；两种炸药的装药尺寸依据JWL状态方程与实验初始空腔体积计算，保证准静态压力 p_0 与实验结果一致。模拟结果和典型实验结果的对比如图7(b)所示。两种爆源参数下的模拟结果均与实验吻合良好，验证了所建数值模型的有效性。

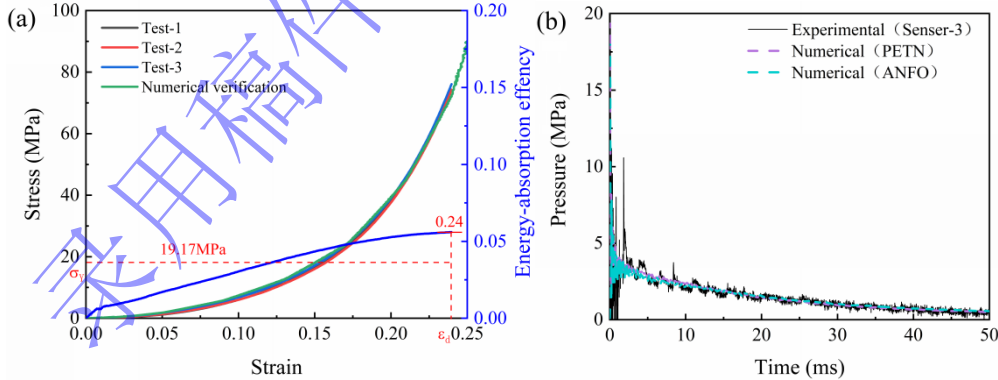


图7 基于实验数据的模型可靠性验证

Fig. 7 Finite element model validation against experimental results

2.2 理论模型验证

本节基于验证的数值计算模型，对前述提出的理论模型开展多工况验证，验证参数覆盖装药密度、覆土厚度、覆土类型。首先定义统一的波形预测偏差评价指标，再通过对比不同工况下理论解与数值计算模型预测结果，定量评价理论模型的可靠性。

2.2.1 预测偏差的评价方法

平面装药模拟加载技术的模拟载荷 $\bar{p}_i$ 由高频扰动部分 $\bar{p}_d$ 和设计载荷 $\bar{p}$ 组成。扰动 $\bar{p}_d$ 由初始爆炸冲击波在空腔反射产生，在工程中常通过设置吸波材料等的方式加以抑制；空腔膨胀引起的设计载荷 $\bar{p}$ 是实验设计主要目标，其值通过 Savitzky-Golay(S-G)滤波方法^[34]获得。为评估理论预测空腔压力 p 与 $\bar{p}$ 的波形特征偏差，引入相对偏差 Δ_p 和均方根误差 $RMSE$ 分别表征理论模型的局部和整体精度。其中 Δ_p 以初始空腔压力 p_0 为基准，其表达式为

$$\Delta_p = \frac{\delta p}{p_0} = \frac{|\bar{p} - p|}{p_0} \quad (17)$$

$RMSE$ 定义为

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (\bar{p} - p)^2} \quad (18)$$

以验证实验及对应数值模拟结果为例，对理论模型预测偏差进行分析。首先基于 S-G 滤波方法，计算图 7(b)中实验和数值模拟结果对应的设计载荷 $\bar{p}$ 。随后将实验构型参数和覆土材料参数代入式(10)和(16)，通过四阶龙格-库塔法求解获得理论预测载荷 p 。进一步依据式(17)和(18)计算 Δ_p 和 $RMSE$ ，分析对比结果如图 8 所示。结果表明，当前拟合方案能较好表征实验和数值模拟压力曲线的衰减趋势。理论预测与实验、数值模拟结果的波形特征吻合较好，其均方根误差 $RMSE$ 分别为 0.28MPa 和 0.23MPa，相对偏差 Δ_p 峰值分别为 15.6%和 15.9%。后续将基于已校验的数值模型，系统开展不同构型参数下理论模型的可靠性验证。

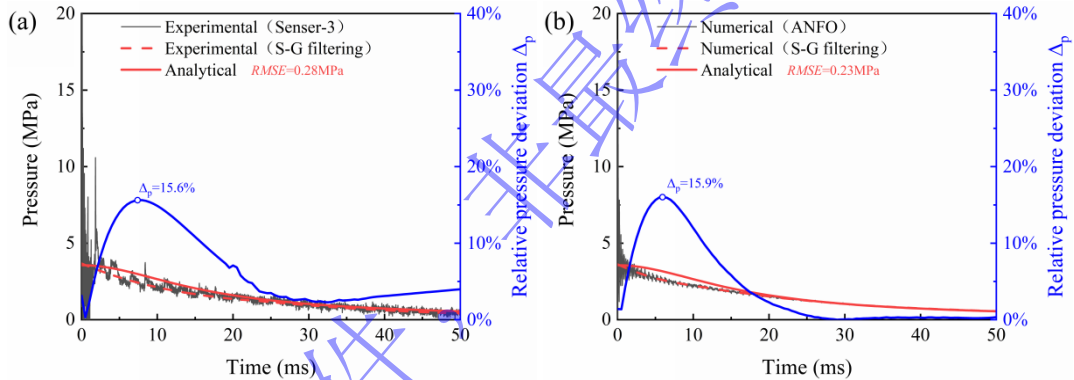


图 8 基于验证实验及数值模拟结果的理论模型预测偏差评估

Fig. 8 Evaluation of theoretical model prediction deviation based on the validation experiment and the numerical simulation results

2.2.2 不同构型参数下的验证分析

以 ANFO 炸药为爆源，以图 9(a)中土作为覆土材料，计算不同装药密度下平面装药模拟加载技术的模拟载荷时程特性，并与理论预测结果对比。覆土材料的平台应力 $\sigma_y = 1.93\text{MPa}$ 、密实应变 $\varepsilon_d = 0.23$ ，其值根据文献^[32]中的参数和式(1)~(3)计算；初始空腔准静态压力 p_0 根据 JWL 状态方程结合空腔几何参数计算。将所得参数代入式(10)和(16)并由四阶龙格-库塔法进行求解，理论解与数值模拟结果对比如图 10 所示。其中，蓝色曲线为理论和数值模拟的相对偏差 Δ_p ，其值由式(17)计算；其余颜色曲线表示空腔压力 p 的时程。当装药密度为 4.7kg/m^3 、初始空腔高度 $h_0 = 0.2\text{m}$ 、覆土厚度 $L = 1\text{m}$ 、装药间隔 $r = 0.05\text{m}$ 时，初始空腔压力 $p_0 = 4.1\text{MPa}$ ，理论预测结果与数值模拟结果对比如图 10(a)，二者衰减趋势基本一致，最大相对偏差 $\Delta_p = 3.5\%$ ，均方根误差 $RMSE = 0.098\text{MPa}$ 。当装药密度增加至 18.7kg/m^3 时， $p_0 = 16.6\text{MPa}$ ，结果如图 10(b)。此时理论预测结果略大于数值模拟结果， Δ_p 峰值增加至 6.9%， $RMSE$ 增加至 0.767MPa。当装药密度增加至 74.6kg/m^3 时，结果如图 10(c)。此时初始空腔压力 $p_0 = 66.5\text{MPa}$ ，为平台应力 σ_y 的 34 倍， $RMSE$ 进一步增大至 3.514MPa，但 Δ_p 峰

值仅 11.5%，理论与数值模拟衰减趋势仍吻合良好。整体来看，该理论模型可较好地表征平面装药模拟加载实验的动力响应过程。此外，装药密度相同时，不同装药间隔 r 下的数值模拟结果基本一致，表明装药间隔对载荷时程曲线的影响较弱，该结论与文献^[20]一致，进一步验证了本文数值模型的可靠性。考虑到模型的计算效率，在后续分析中统一取 $r=0.05$ 。

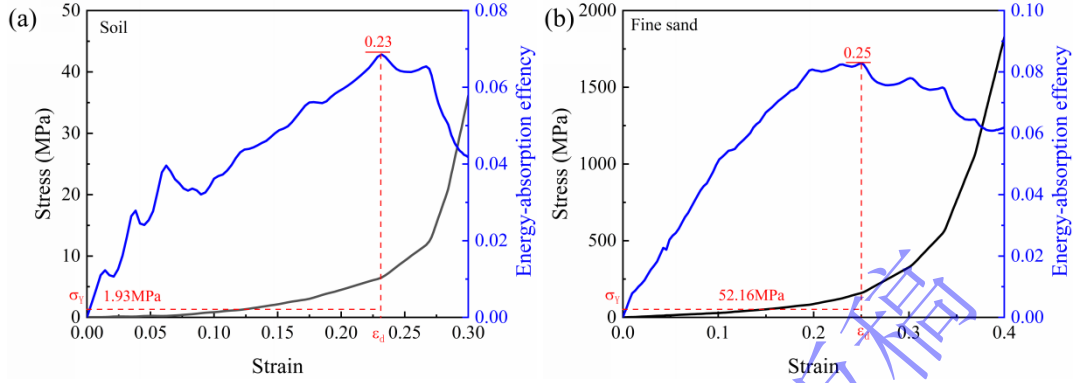


图 9 一维应变压缩下覆土材料的应力-应变曲线和能量吸收效率曲线

Fig. 9 Stress-strain curves and energy-absorption efficiency-strain curves of overburden soil under one-dimensional strain compression

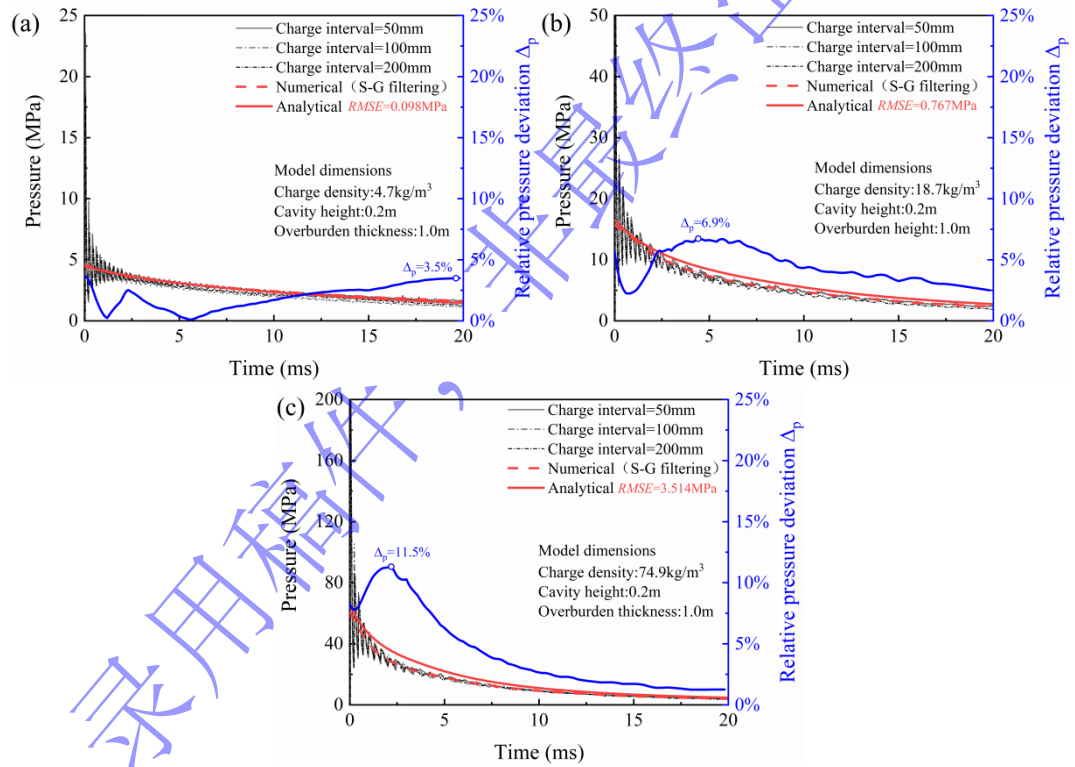


图 10 覆土材料为土时不同装药密度和装药间隔下理论与数值模拟结果对比

Fig. 10 Comparisons between theoretical and numerical results of soil overburden condition with different charge densities and charge intervals

选择装药密度为 18.7 kg/m^3 ，初始空腔高度 $h_0 = 0.2 \text{ m}$ ，进一步计算不同覆土厚度条件下平面装药模拟加载技术模拟载荷的时程特性，结果如图 11 所示。在覆土厚度 L 分别为 0.5 m 、 1 m 、 1.5 m 、 2 m 时，理论预测结果与数值模拟结果的 $RMSE$ 在 $0.633 \text{ MPa} \sim 0.824 \text{ MPa}$ 范围内，受覆土厚度影响较小。各工况下理论预测结果与数值模拟结果的波形特征均吻合较好， Δ_p 峰值均小于 7%，进一步验证了理论模型的有效性。

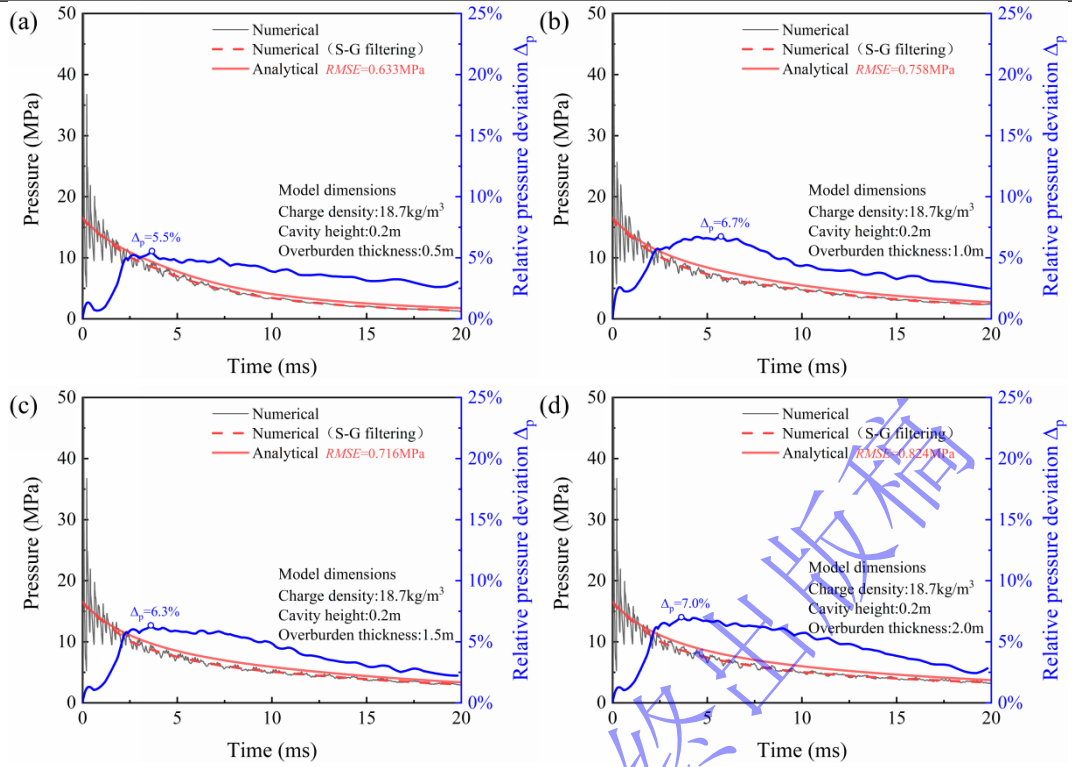
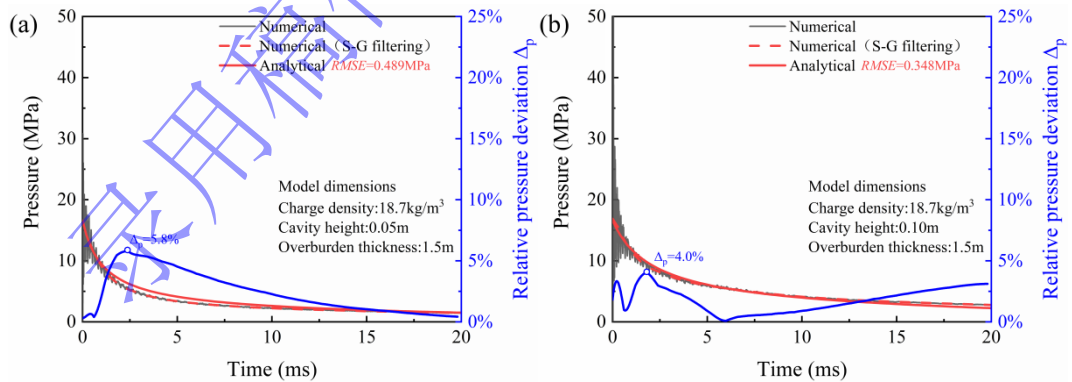


图 11 不同覆土厚度下理论与数值模拟结果对比

Fig. 11 Comparisons between theoretical and numerical results with different overburden thicknesses

在装药密度为 18.7kg/m^3 和 74.9kg/m^3 ，厚度 $L=1.5\text{m}$ 时，进一步对比了不同初始空腔高度 h_0 下数值模拟与理论预测压力时程曲线，结果如图 12 所示。初始空腔压力 p_0 为 16.6MPa 时， $h_0 = 0.05\text{m}$ 和 $h_0 = 0.1\text{m}$ 对应的 Δ_p 峰值分别为 5.8% 和 4% ， $RMSE$ 分别为 0.498MPa 和 0.348MPa 。当 p_0 增加至 66.5MPa ， $h_0 = 0.05\text{m}$ 和 $h_0 = 0.1\text{m}$ 对应的 Δ_p 峰值分别增加至 11.4% 和 10.2% ， $RMSE$ 分别为 2.667MPa 和 2.809MPa 。表明偏差值随 h_0 增大略有减小，随 p_0 增加而明显增加。从波形特征上看，不同工况下理论模型的预测结果均与数值模拟结果较好吻合，验证了理论模型的有效性。



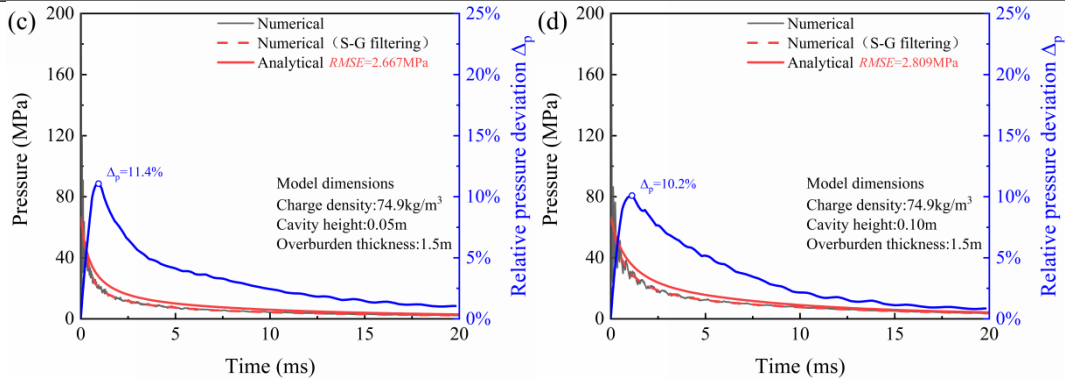


图 12 不同空腔高度下理论与数值模拟结果对比

Fig. 12 Comparisons between theoretical and numerical results with different cavity heights

将覆土材料更换为图 9(b)中 $\sigma_Y = 52.16\text{MPa}$ 的细砂材料, 采用前述数值模型计算覆土厚度为 0.5m , 装药密度分别为 18.7kg/m^3 、 42.1kg/m^3 、 74.9kg/m^3 时平面装药模拟加载技术的模拟载荷时程曲线, 模拟结果与理论预测结果对比如图 13 所示。当初始空腔压力 p_0 分别为 16.6MPa 、 37.2MPa 、 66.5MPa 时, $RMSE$ 分别为 0.710MPa 、 2.186MPa 、 2.815MPa , 整体呈上升趋势。但各工况下 Δ_p 峰值小于 13.5% , 表明 p_0 与 σ_Y 相近时, 理论预测结果仍能较好表征模拟载荷的时程特性。

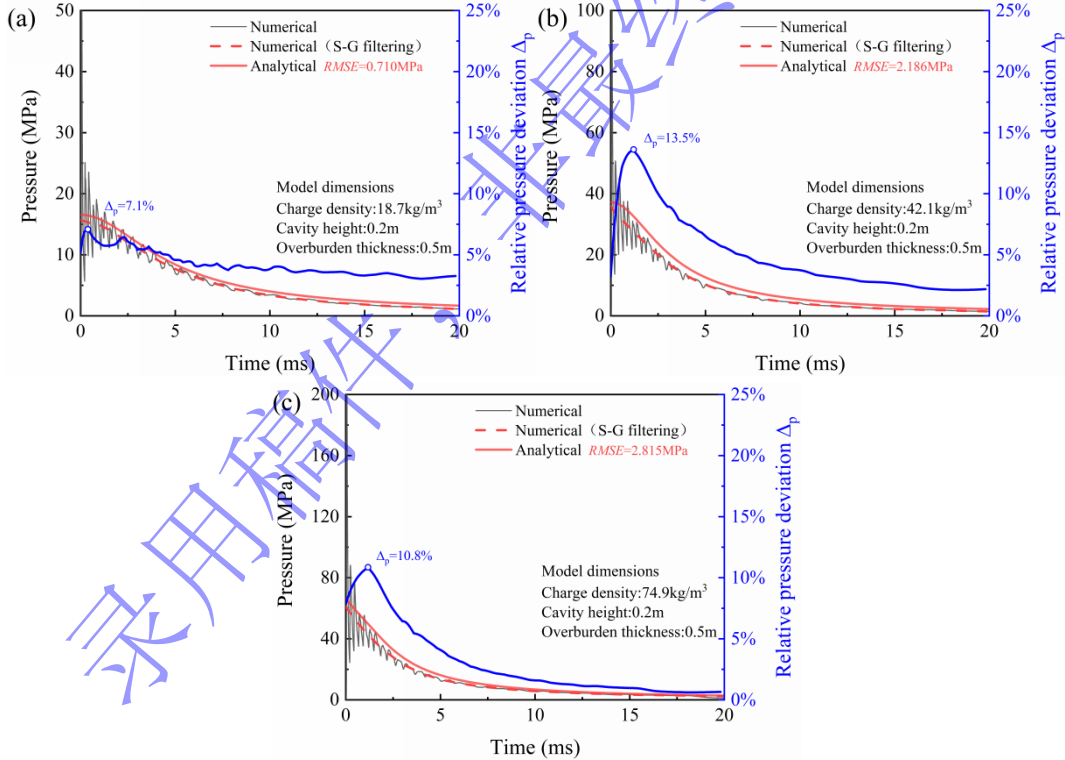


图 13 覆土材料为细砂时不同装药密度下理论与数值模拟结果对比

Fig. 13 Comparisons between theoretical and numerical results of fine sand overburden condition with different charge densities

为进一步分析模型的适用边界, 评估其对覆土变形行为的预测精度, 本文基于图 10 的典型加载工况, 对比了不同装药密度下空腔高度与覆土压缩量的理论预测与数值模拟结果, 对比结果如图 14 所示。当初始空腔压力 $p_0 = 4.1\text{MPa}$ 时, 覆土压缩量的理论预测值与数值模拟值的偏差 δh_c 随加载过程的进行逐渐增加, 最大偏差为 0.058m , 占数值模拟压缩量的比例为 0.35 。该偏差主要源于 R-PP-L

简化模型低估了覆土材料在高压下的压缩应变。当 p_0 分别增加至 16.6 和 66.5MPa 时, δh_c 峰值对应为 0.032m 和 0.081m, 占数值模拟压缩量的比例分别为 0.13 和 0.26。整体来看, 该简化力学模型难以实现覆土压缩量的高精度预测; 但由于空腔压力 p 与空腔高度 h 直接相关, 各工况下 δh_c 均远小于空腔高度 h , 因此压缩量偏差对空腔整体膨胀过程的影响相对有限。进一步分析空腔高度 h 的演化规律可知: 加载初期, 不同工况下的空腔高度偏差 δh 在加载初期基本一致, 加载后期偏差逐渐增大; 且随着 p_0 从 4.1MPa 增加至 66.5MPa, δh 的最大值从 0.01m 增加至 0.876m。从物理机制来看, 空腔压力 p 与空腔高度 h 成负相关, 加载初期空腔快速膨胀会导致压力急剧下降; 尽管加载中后期空腔高度的偏差较为显著, 但此时压力水平已处于较低区间, 因此该偏差对压力波形特征的预测不会产生明显影响。

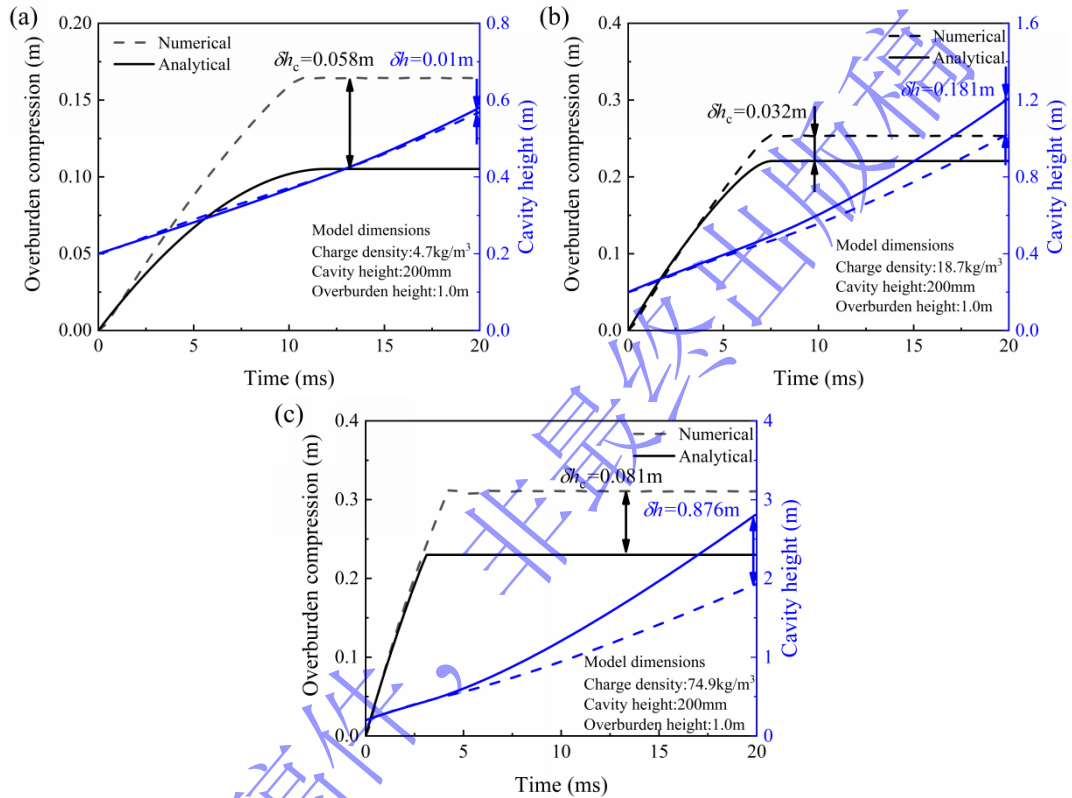


图 14 不同装药密度下理论与数值模拟预测空腔高度与覆土厚度对比

Fig. 14 Comparison between theoretical and numerical results of cavity and overburden heights under different charge densities

3. 设计参数对目标载荷的影响

目标载荷设计是平面装药模拟加载实验方案设计的核心环节, 系统开展覆土材料力学特性、空腔高度、覆土厚度等参数的影响规律分析, 可为实验载荷的波形优化提供参考。

已有文献的填土参数统计结果^[35,36]表明, 土的密度分布范围约 810~2000kg/m³, 平台应力范围可达 2~50MPa。部分松散回填土的初始孔隙比可达 1.5, 对应的最大密实应变可达 0.6。本节选取工程常见的参数区间开展分析, 以初始空腔压力 $p_0 = 20\text{MPa}$ 、覆土厚度 $L = 1\text{m}$ 、初始空腔高度 $h_0 = 0.2\text{m}$ 为基准工况, 不同覆土材料力学性能对应的模拟载荷时程曲线如图 15 所示。覆土材料密度 $\rho_0 = 1800\text{kg/m}^3$ 、密实应变 $\varepsilon_d = 0.2$ 时, 平台应力 σ_Y 对波形特征的影响如图 15(a)所示。 σ_Y 越小, 模拟载荷时程曲线初期压力衰减速率越快。进一步分析 ε_d 对波形特征的影响, 分析结果如图 15(b)所示。在 $\rho_0 = 1800\text{kg/m}^3$ 、 $\sigma_Y = 10\text{MPa}$ 时, 模拟载荷时程曲线初期压力衰减速率随 ε_d 增加而增加。这是由于 σ_Y 和 ε_d 表征覆土材料压缩的难易程度, 材料可压缩性越弱, 加载初期压缩变形越少, 空腔膨胀机制越趋向于由覆土材料的整体运动主导, 在加载初期的波形衰减速率越慢。图 15(c)给出了不同 ρ 下

的模拟载荷特征。在 $\sigma_y = 10\text{MPa}$ 、 $\varepsilon_d = 0.2$ 时， ρ_0 越小，波形衰减速率越快。与 σ_y 和 ε_d 影响结果不同的是， ρ_0 对模拟载荷时程曲线全阶段衰减速率均有影响。综上所述，覆土材料 ρ_0 越小、 σ_y 越小、 ε_d 越大，对应的材料可压缩性越强，相同构型下的模拟载荷时程曲线初期压力衰减速率越快。在载荷设计时，可通过调整覆土材料的力学特性对模拟载荷时程曲线初期的波形特征进行调节。

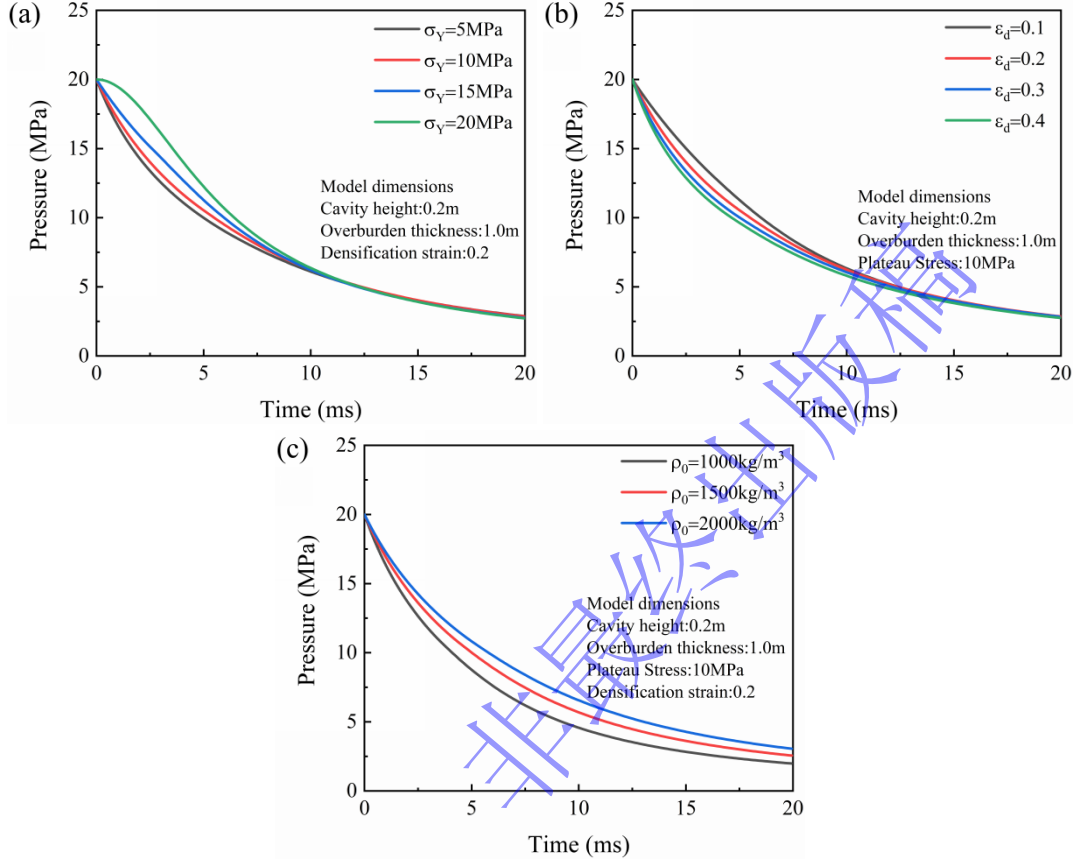


图 15 覆土材料力学特性对模拟载荷特征的影响

Fig. 15 The influence of plateau stress on the characteristics of simulated loading curves

图 16 为不同覆土厚度下的模拟载荷时程曲线。初始空腔压力 $p_0 = 20\text{MPa}$ 、初始空腔高度 $h_0 = 0.2\text{m}$ 、覆土材料密度 $\rho_0 = 1800\text{kg/m}^3$ 、平台应力 $\sigma_y = 10\text{MPa}$ 、密实应变 $\varepsilon_d = 0.2$ 时，覆土厚度 L 对波形特征的影响规律如图 16(a) 所示。加载前 2ms 内，不同 L 下的模拟载荷时程曲线基本一致；随着加载过程的进行，模拟载荷时程曲线压力衰减速率随 L 增加而降低。这是由于加载初期空腔膨胀主要由覆土压缩过程贡献，而加载后期空腔膨胀主要由覆土材料的整体运动贡献。在覆土材料力学性能一致时，厚度参数通过影响覆土结构的惯性对整体运动过程进行控制，因此覆土厚度对模拟载荷时程曲线后期衰减趋势的影响更明显。进一步增加 σ_y 至 30MPa ， L 对模拟载荷曲线的影响如图 16(b) 所示。在材料可压缩性较弱时， L 对模拟载荷的影响从加载初期开始，压力衰减速率仍随 L 的增加而降低。从波形特征和可设计性角度分析，覆土材料 σ_y 小于 p_0 时，可通过调节 L 和覆土材料性能分别优化加载曲线后期和前期波形特征，且模拟波形特征更接近爆炸空气冲击波载荷。

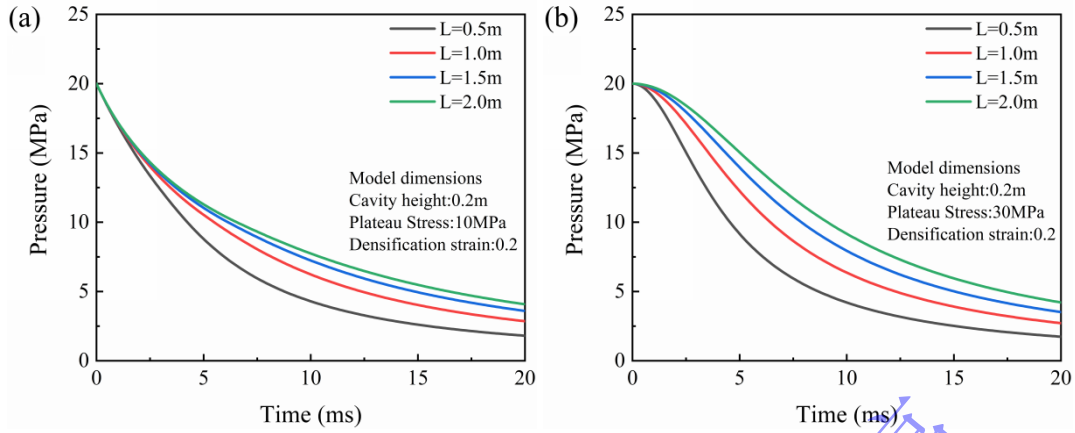


图 16 覆土厚度对模拟载荷特征的影响

Fig. 16 The influence of overburden thicknesses on the characteristics of simulated loading curves

进一步分析初始空腔高度 h_0 对模拟载荷特征和空腔高度变化的影响, 结果如图 17 所示。其中 h_0 对模拟载荷波形特性的影响如图 17(a), 初始空腔压力 $p_0 = 20\text{MPa}$ 、覆土材料密度 $\rho_0 = 1800\text{kg/m}^3$ 、平台应力 $\sigma_y = 10\text{MPa}$ 、密实应变 $\varepsilon_d = 0.2$ 、覆土厚度 $L = 1\text{m}$ 时, 模拟载荷时程曲线全阶段的压力衰减速率随着 h_0 降低而增加。考虑到空腔压力衰减与空腔高度 h 变化过程相关, 而 h 变化范围是平面装药模拟加载结构设计的主要因素之一。进一步分析载荷模拟过程中空腔压力 p 随 h 的变化规律, 结果如图 17(b)所示。在 p_0 相同时, h_0 越小, h 变化量越小, 表明在相同凹坑深度设计下, 低初始空腔高度的加载方案能有效降低泄漏风险。此外, 在相同初始压力下, 单次实验的装药量也随 h_0 减小而降低。因此在载荷设计时, 应优先选择降低 h_0 的方式对压力时程曲线进行优化, 以降低对实验结构对凹坑深度的要求, 减少实验成本, 提高实验方案可靠性。

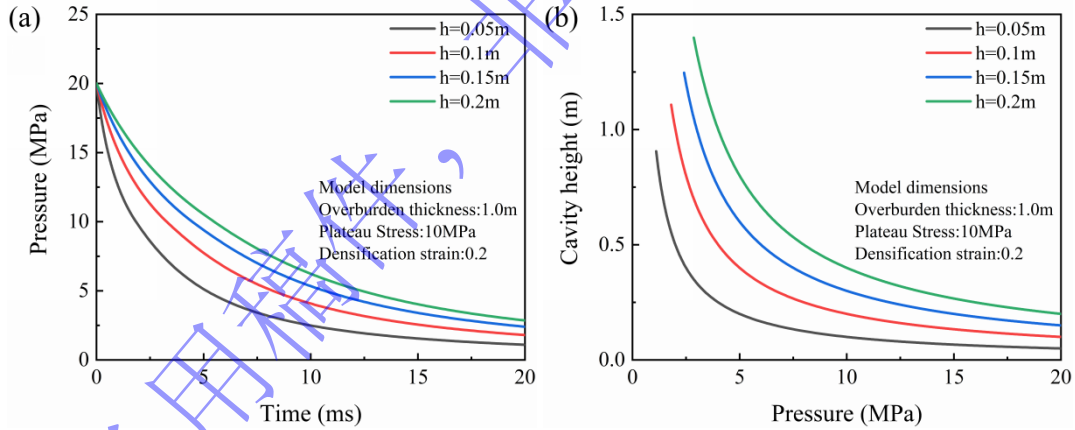


图 17 初始空腔高度对模拟载荷特征和空腔高度变化的影响

Fig. 17 The influence of initial cavity height on the characteristics of simulated loading curves and the change in cavity heights

4. 结论

本文建立了平面装药模拟加载技术模拟载荷预测的理论模型, 通过数值模拟验证了该模型的有效性, 分析了各设计参数对模拟载荷波形特征的影响, 主要结论如下。

(1) 对基于平面装药模拟加载技术的模拟载荷设计方法进行理论研究。基于一维应变和准静态空腔压力假设, 结合刚性-理想塑性-锁定(R-PP-L)本构模型和塑性波传播理论, 建立了平面装药模拟加载实验的动力响应模型, 给出了考虑覆土压缩和整体运动的载荷预测解析解。

(2) 构建了数值计算模型并验证了理论模型的适用性。初始空腔压力 $3.6\sim 66.5\text{MPa}$ 、覆土厚度 $0.5\sim 2\text{m}$ 、初始空腔高度 $0.05\sim 0.2\text{m}$ 、覆土材料类型为土和沙时, 理论模型预测的压力波形特征与数值模拟结果吻合良好; 理论模型对覆土压缩量的预测精度有限, 但整体可支撑平面装药模拟加载实验方案的初步设计。

(3) 压力波形特征与覆土材料力学性能、覆土厚度和初始空腔高度相关。覆土材料密度和平台应力越小、密实应变越大,模拟载荷时程曲线初期压力衰减速率越快;覆土厚度越小,曲线后期衰减速率越快;初始空腔高度越小,整体衰减速率越快。在满足载荷波形要求的前提下,优先选择较小的初始空腔高度,以减少装药用量、降低实验成本和工程要求,提高实验方案可靠性。

参考文献

- [1] 崔国龙, 姚文进, 郑宇. 爆炸冲击波对模拟电台靶标毁伤效应分析 [J]. 兵器装备工程学报, 2022, 43(12): 259-264. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2022.12.038.
CUI G L, YAO W J, ZHENG Y. Analysis of damage effect of explosion shock waves on analog radio targets [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2022, 43(12): 259-264. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2022.12.038.
- [2] 刘琦, 翟超辰, 张跃飞, 等. 地面和埋置爆炸土中地冲击作用分区数值模拟及试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(08): 3-21. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0326.
LIU Q, ZHAI C C, ZHANG Y F, et al. Numerical simulation and test study on ground shock subzones in soil produced by ground and buried explosion [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(08): 08821. DOI: 10.11883/bzycj-2021-0326.
- [3] ZHANG P, LIU J, CHENG Y S, et al. Dynamic response of metallic trapezoidal corrugated-core sandwich panels subjected to air blast loading – An experimental study [J]. Materials & Design, 2015, 65: 221-230. DOI: 10.1016/j.matdes.2014.08.071.
- [4] LIAO Z, TANG D G, LI Z Z, et al. Study on explosion resistance performance experiment and damage assessment model of high-strength reinforcement concrete beams [J]. International Journal of Impact Engineering, 2019, 133: 103362. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2019.103362.
- [5] KE L, LIU K, SHA Y Y, et al. Blast responses of steel stiffened panels subjected to plane shock waves [J]. Thin-Walled Structures, 2021, 166: 107933. DOI: 10.1016/j.tws.2021.107933.
- [6] LIU K, KE L, SHA Y Y, et al. Dynamic response of laser-welded corrugated sandwich panels subjected to plane blast wave [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 164: 104203. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2022.104203.
- [7] JACQUES E. Blast retrofit of reinforced concrete walls and slabs [D]. Canada: University of Ottawa, 2011: 42-45.
- [8] CLUBLEY S K. Non-linear long duration blast loading of cylindrical shell structures [J]. Engineering Structures, 2014, 59: 113-126. DOI: 10.1016/j.engstruct.2013.10.030.
- [9] CLUBLEY S K. Long duration blast loading of cylindrical shell structures with variable fill level [J]. Thin-Walled Structures, 2014, 85: 234-249. DOI: 10.1016/j.tws.2014.08.021.
- [10] JOHNS R V, CLUBLEY S K. The influence of structural arrangement on long-duration blast response of annealed glazing [J]. International Journal of Solids and Structures, 2016, 97-98: 370-388. DOI: 10.1016/j.ijsolstr.2016.07.012.
- [11] MONK S, CLUBLEY S K. Experimental testing of structural arrangement on window response to long-duration blast [J]. Engineering Failure Analysis, 2021, 123: 105304. DOI: 10.1016/j.engfailanal.2021.105304.
- [12] 陈叶青, 周丰俊, 苏绍曾. 平面装药模拟高超压长持续时间爆炸作用 [J]. 爆炸与冲击, 1994, 2(14): 112-118.
CHEN Y Q, ZHOU F J, SU S Z. Simulation of long-duration and high- overpressure blast wave action using a plane charge [J]. Explosion and Shock Waves, 1994, 2(14): 112-118.
- [13] PENG Q, ZHOU D Y, WU H, et al. Experimental and numerical studies on dynamic behaviors of RC slabs under long-duration near-planar explosion loadings [J]. International Journal of Impact Engineering, 2022, 160: 104085. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2021.104085.
- [14] DARCY G P, AUDIN H E, LEIGH G G. Simulation of air-blast induced ground motions: AFWL TR-65-11 [R]. New Mexico: Air Force Weapons Lab, 1965.
- [15] SANAI M, COLTON J D. Simulation development for silo test program (STP). Volume 1. Design and evaluation of a variable HEST (high explosive simulation technique) for STP 3.5A experiment: AD-A163274 [R]. Washington, DC: U.S Department of Defence, 1984.
- [16] GHABOUSSI J, MILLAVEC W A, ISENBERG J. R/C structures under impulsive loading [J]. Journal of Structural Engineering, 1984, 110(3): 505-522. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1984)110:3(505).
- [17] KRAUTHAMMER T. Shallow-buried RC box-type structures [J]. Journal of Structural Engineering, 1984, 110(3): 637-651. DOI: 10.1061/(ASCE)0733-9445(1984)110:3(637).
- [18] CAI R, LI Y Z, ZHANG C X, et al. Damage assessment of prefabricated prestressed channel slab under plane

- charge blast [J]. *Engineering Structures*, 2021, 246: 103021. DOI: 10.1016/j.engstruct.2021.113021.
- [19] YU S Y, ZHANG G K, WU H X, et al. Experimental study on the elastic-plastic dynamic response of shallow-buried corrugated steel-plain concrete composite structures under long-duration plane blast wave loading [J]. *Engineering Structures*, 2023, 285: 115986. DOI: 10.1016/j.engstruct.2023.115986.
- [20] ZHANG Y D, FANG Q, LIU O, et al. Numerical and experimental investigation into plane charge explosion technique [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(10): 1179–1185. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.01.009.
- [21] GRUJICIC M, PANDURANGAN B, CHEESEMAN B A. The effect of degree of saturation of sand on detonation phenomena associated with shallow-buried and ground-laid mines [J]. *Shock and Vibration*, 2006, 13(1): 41–61. DOI: 10.1155/2006/652405.
- [22] KARINSKI Y S, FELDGUN V R, YANKELEVSKY D Z. Effect of Soil Locking on the Cylindrical Shock Wave's Peak Pressure Attenuation [J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2009, 135(10): 1166–1179. DOI: 10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0000042.
- [23] LI Q M, MAGKIRIADIS I, HARRIGAN J J. Compressive Strain at the Onset of Densification of Cellular Solids [J]. *Journal of Cellular Plastics*, 2006, 42(5): 371–392. DOI: 10.1177/0021955X06063519.
- [24] AVALLE M, BELINGARDI G, MONTANINI R. Characterization of polymeric structural foams under compressive impact loading by means of energy-absorption diagram [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2001, 25(5): 455–472. DOI: 10.1016/S0734-743X(00)00060-9.
- [25] 文祝, 邱艳宇, 紫民, 等. 钙质砂的准一维应变压缩试验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2019, 39(03): 033101. DOI: 10.11883/bzyej-2018-0015.
- WEN Z, QIU Y Y, ZI M, et al. Experimental study on quasi-one-dimensional strain compression of calcareous sand [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 39(03): 033101. DOI: 10.11883/bzyej-2018-0015.
- [26] 董凯, 任辉启, 阮文俊, 等. 珊瑚砂应变率效应研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(09): 093102. DOI: 10.11883/bzyej-2019-0432.
- DONG K, REN H Q, RUAN W J, et al. Study on strain rate effect of coral sand [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(09): 093102. DOI: 10.11883/bzyej-2019-0432.
- [27] 万晓智, 马宏昊, 沈兆武, 等. 铝纤维炸药土中扩腔现场实验与数值模拟 [J]. *爆炸与冲击*, 2016, 36(2): 236–241. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)02-0236-06.
- WAN X Z, MA H H, SHEN Z W, et al. Experiment and numerical simulation of explosion cavity in soil by aluminum fiber explosive [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2016, 36(2): 236–241. DOI: 10.11883/1001-1455(2016)02-0236-06.
- [28] 施鹏, 邓国强, 杨秀敏, 等. 土中爆炸地冲击能量分布研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2006, 26(3): 240–244. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)03-0240-05.
- SHI P, DENG G Q, YANG X M, et al. Study on ground shock energy distribution of explosion in soil [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2006, 26(3): 240–244. DOI: 10.11883/1001-1455(2006)03-0240-05.
- [29] 李顺波, 东兆星, 齐燕军, 等. 爆炸冲击波在不同介质中传播衰减规律的数值模拟 [J]. *振动与冲击*, 2009, 28(7): 115–117, 216–217. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2009.07.001.
- LI S B, DONG Z X, QI Y J, et al. Numerical simulation for spread decay of blasting shock wave in different media [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2009, 28(7): 115–117, 216–217. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2009.07.001.
- [30] TAN P J, HARRIGAN J J, REID S R. Inertia effects in uniaxial dynamic compression of a closed cell aluminium alloy foam [J]. *Materials Science and Technology*, 2002, 18(5): 480–488. DOI: 10.1179/026708302225002092.
- [31] 赵均海, 冯红波, 田宏伟, 等. 土中爆炸作用的数值分析 [J]. *建筑科学与工程学报*, 2011, 28(1): 96–99, 117. DOI: 10.19815/j.jace.2011.01.017.
- ZHAO J H, FENG H B, TIAN H W, et al. Numerical Analysis of Explosion Process in Soil [J]. *Journal of Architecture and Civil Engineering*, 2011, 28(01): 96–117. DOI: 10.19815/j.jace.2011.01.017.
- [32] 辛春亮, 朱星宇, 薛再清, 等. 有限元分析常用材料参数手册 (第2版) [M]. 机械工业出版社, 2022: 324–367.
- [33] 熊益波, 王春明, 赵康. 高应力准一维应变下细砂本构关系实验测定 [J]. *岩土力学*, 2010, 31(S1): 216–219, 231. DOI: 10.16285/j.rsm.2010.s1.060.
- XIONG Y B, WANG C M, ZHAO K. Experimental tests on constitutive relation of fine sand under high stress and quasi one-dimensional strain [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2010, 31(S1): 216–219, 231. DOI: 10.16285/j.rsm.2010.s1.060.
- [34] 杨遂军, 王志宇, 王晓娜, 等. 基于 Savitzky-Golay 的燃爆压力曲线平滑去噪研究 [J]. *传感技术学报*, 2026, 39(6): 1189–1196. DOI: 10.3969/j.issn.1004-1699.2026.06.002.
- YANG S J, WANG Z Y, WANG X N, et al. Smoothing of Explosion Pressure Curve Based on Savitzky-Golay Method [J]. *Chinese Journal of Sensors and Actuators*, 2026, 39(6): 1189–1196. DOI: 10.3969 / j.issn.1004-

1699.2026.06.002.

[35] 《工程地质手册》编委会. 工程地质手册（第五版） [M]. 中国建筑工业出版社, 2018: 493-622.

[36] 苏夏征, 程峰, 谢廷勇. 工程渣土场回填土的力学性能及扩容分析 [J]. 工程地质学报, 2022, 30(4): 1059-1068. DOI: 10.13544/j.cnki.jeg.2020-063.

SU X Z, CHENG F, XIE Y Y, et al. Mechanical properties and capacity expansion analysis of backfill soil in engineering muck field [J]. Journal of Engineering Geology, 2022, 30(4): 1059-1068. DOI: 10.13544/j.cnki.jeg.2020-063.

非最终出版稿

录用稿件，