

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0172

爆炸冲击下珊瑚砂动态本构模型*

董凯¹, 任辉启^{1,2}, 阮文俊¹, 黄魁², 步鹏飞¹

(1. 南京理工大学能源与动力工程学院, 江苏 南京 210094;

2. 中国人民解放军军事科学院国防工程研究院, 河南 洛阳 471023)

摘要: 以珊瑚砂为主要覆盖域的岛礁在面临动力灾变时, 确定岛礁工程抵抗极端冲击荷载的阈值至关重要, 珊瑚砂的动态本构关系是防护工程设计的关键要素。本文中, 根据 SHPB 实验和静态压缩实验的结果, 提出了一种基于应变率强化规律确定珊瑚砂物态方程的方法, 并确定了珊瑚砂动态本构模型的参数。分别基于流体弹塑性模型和 Perzyna 黏塑性帽盖模型, 结合 LS-DYNA 有限元程序, 通过对侵彻和爆炸的数值计算, 验证了模型的适用性。基于建立的模型, 对不同相对密实度的珊瑚砂开展了侵彻和爆炸数值计算, 结果表明, 密实度对爆炸波的衰减影响较大、对侵彻深度的影响较小。

关键词: 珊瑚砂; 动态本构; LS-DYNA 有限元程序; 侵彻; 爆炸

中图分类号: O347.3 国标学科代码: 13015 文献标志码: A

Dynamic constitutive model of coral sand under blast loading

DONG Kai¹, REN Huiqi^{1,2}, RUAN Wenjun¹, HUANG Kui², BU Pengfei¹

(1. School of Energy and Power Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, Jiangsu, China;

2. Institute of Defense Engineering, PLA Academy of Military Science, Luoyang 471023, Henan, China)

Abstract: Coral sand is widely distributed in the large area of reefs and lagoons in the South China Sea. During the construction of various projects on islands and reefs, the coral sand is extensively used as a local material resource. It is very important to determine the threshold of the reef engineering to resist extreme impact loads when the islands and reefs covered with coral sand was suffered from dynamic disasters such as penetration and explosion. The coral sand dynamic constitutive model is a key component for protection engineering design when engineering calculations are required. Based on the results of SHPB experiment and static compression experiment of coral sand from the previous works, a method was proposed to determine the equation of state of coral sand based on the law of strain rate strengthening effect by comparing the static compression curves and the dynamic compression curves. It has been proved that the average pressure of the compression curve can reach more than 100 MPa by using this fitting method. The parameters of the dynamic constitutive model of coral sand were determined through the processing of a lot of experiment results. Based on the hydrodynamic elasto-plastic model and the Perzyna viscoplastic cap model, combined with the LS-DYNA finite element program, the applicability of the dynamic constitutive models was verified by contrasting the numerical calculations and experimental results of the coral sand suffered from the projectile penetration and the blasting of explosive. According to the established model, numerical calculations of penetration and explosion in coral sand with different compactness levels were carried out using the hydrodynamic elasto-plastic model. The results show that the compactness levels of coral sand have a greater influence on the attenuation of the blasting wave and less on the penetration depth. This is because the poorly graded original coral sand has a smaller measurement difference between the maximum and minimum dry densities.

Keywords: coral sand; dynamic constitutive; LS-DYNA finite element program; penetration; explosion

* 收稿日期: 2020-05-29; 修回日期: 2020-08-21

第一作者: 董凯(1989—), 男, 博士研究生, dongkai@njust.edu.cn

通信作者: 任辉启(1953—), 男, 博士, 研究员, plaxiefang@163.com

随着我国海上丝绸之路重大战略的逐步实施, 岛礁防护工程的建设需求被密切关注。珊瑚砂广泛分布于我国南海岛礁和瀉湖中, 它作为覆土层、填充材料等应用于岛礁工程中。在岛礁工程面临突发的动力灾变时, 珊瑚砂往往先受到来袭弹丸的侵彻、爆炸作用, 而成为重要的研究对象^[1-2]。

近些年, 虽然对于珊瑚砂的本构关系开展了一些研究, 但模型主要应用于沉桩、土工建设以及流变分析等低应变率的工程中^[3-5], 而对中高应变率加载下珊瑚砂的研究, 多见于力学特性分析、颗粒破碎和耗能的研究中, 且阐述了颗粒破碎与压缩特性之间的联系^[6-9]。这些研究成果对推动岛礁建设具有重要的作用, 然而对于解决复杂的爆炸、侵彻等非线性问题, 需要借助于大型商用计算软件如 LS-DYNA、AUTODYN 等进行分析, 如徐学勇^[10]使用有效应力弹塑性本构模型对饱和钙质砂在爆炸下的动力响应做了分析。但目前对于干燥珊瑚砂动态本构模型的研究十分匮乏, 面对大量的实际工程计算需求, 急需确定出可嵌入有限元程序中并适用于侵彻、爆炸计算的模型和参数。

砂土的力学参数随地域分布的不同呈现多样化, 且模型在应用时往往局限于特定的条件, 这使冲击下砂土本构关系具有多种表述形式。目前, 广泛应用的模型大多采用以下两种框架构建: (1) 基于冲击动力学实验(如 SHPB 实验、泰勒杆实验、飞片冲击等)获得材料的高应变率压缩方程, 结合描述偏应力的弹塑性关系构成流体弹塑性模型^[11-12]; (2) 使用静力学下的基本模型构架, 通过增加率相关的参数考虑应变率效应, 将模型适用于高应变率加载时的计算^[13-14]。两种框架构建的本构模型在陆源砂土中均得到了广泛的应用, 而在多孔易破碎的珊瑚砂中模型的适用性尚未确定, 因此珊瑚砂动力学模型框架适用性的研究应作为模型研究的首要工作。

本文中, 根据静态、动态力学实验结果, 分别基于流体弹塑性模型和 Perzyna 黏塑性帽盖模型确定珊瑚砂的模型参数, 借助 LS-DYNA 有限元程序实现模型在珊瑚砂中的应用, 通过对弹丸侵彻珊瑚砂过程以及平面波加载下珊瑚砂中应力波衰减过程的数值计算验证模型的有效性, 同时对不同压实密度下珊瑚砂的侵彻规律、爆炸应力波衰减规律进行计算, 拟对武器战斗部在珊瑚砂中的侵彻、爆炸的研究提供重要参考。

1 本构模型和参数

1.1 基于剪切屈服和体积压缩规律的本构模型

珊瑚砂为脆性松散孔隙岩土材料, 在冲击、爆炸等强动载下具有流体特性, 并伴随着大量的颗粒破碎。高应变率(10^2 s^{-1} 以上)下的体积压缩规律能准确地体现在冲击受压过程中材料的宏观压密现象, 压实过程在物理上表现为体积不可逆压缩行为, 与静水压有关, 因此可用不可逆加、卸载路径下的压力-体应变函数即物态方程确定。剪切屈服特性采用正应力与偏应力之间的二次函数描述。由于物态方程是在高应变率下测得的, 可适用于爆炸冲击计算, 模型中不包含直接体现应变率的参数。LS-DYNA 中的 5#材料模型(*MAT_SOIL_AND_FOAM)能很好表达该类模型^[15], 其本质属于流体弹塑性模型, 在爆炸、侵彻计算中得到广泛引用^[16-18], 然而模型参数的确定方法未见明确报道, 针对珊瑚砂的参数也少有研究。

1.1.1 屈服面函数

假设剪切强度准则可由 3 个参数 a_0 、 a_1 、 a_2 构成的二次函数 $F(J_2, p)$ 表达, 屈服函数上的偏应力第二不变量 J_2 与平均静水压力 p 的关系定义为:

$$F = J_2 - f(p) = J_2 - (a_0 + a_1 p + a_2 p^2) = 0 \quad (1)$$

$$J_2 = \frac{1}{2} s_{ij} s_{ij} \quad (2)$$

当屈服函数大于零时, 尝试应力 s_{ij}^* 将用半径回归算法进行缩减:

$$s_{ij}^{n+1} = \left(\frac{a_0 + a_1 p + a_2 p^2}{s_{ij} s_{ij} / 2} \right)^{1/2} s_{ij}^* \quad (3)$$

土力学中, 通常认为无黏性砂的黏聚力为零。而大量实验结果表明, 珊瑚砂存在一定的黏聚力^[19-20], 主要源于不规则棱角的砂颗粒间的相互咬合, 剪切时需要破坏此咬合结构才能达到破坏。Fasanella 等^[17]给出 $a_0=a_1=0$ 来表征黏聚力为零, 这与实际是不相符的。Wright^[21]给出了确定屈服面参数的方法, 但公式中存在一些错误, 这里修正如下。

在剪切屈服面上, 珊瑚砂符合 Mohr-Coulomb 准则, 强度包络线如图 1 所示。在破坏面上有关关系式:

$$\tau_f = C + \sigma_f \tan \varphi = \frac{1}{2}(\sigma_1 - \sigma_3) \cos \varphi \quad (4)$$

式中: τ_f 和 σ_f 分别为屈服时的剪应力和正应力, C 为黏聚力, φ 为内摩擦角。在模型屈服面上偏应力 $\sigma_1 - \sigma_3 = \sqrt{3(a_0 + a_1 p + a_2 p^2)}$, 文祝等^[22]认为珊瑚砂的平均压力与轴向应力有换算关系式:

$$p = (\sigma_x + 2\sigma_r)/3 = \sigma_x(1 + 2\xi)/3 \quad (5)$$

式中: σ_x 为测得的轴向应力, 在试样均匀化加载的条件下与正应力相等, 在屈服时 $\sigma_f = \sigma_x$; σ_r 为侧限压力; ξ 为侧压力系数, 定义为 $\xi = \sigma_r/\sigma_x$, 并通过 SHPB 实验确定 $\xi = 0.495$ 。为便于公式推导, 这里近似取 $p = 2\sigma_f/3$, 可依据式 (4) 得到:

$$\frac{2C + 3p \tan \varphi}{\cos \varphi} = \sqrt{3(a_0 + a_1 p + a_2 p^2)} \quad (6)$$

并可得到:

$$\frac{4C^2}{3\cos^2 \varphi} + \frac{4C \tan \varphi}{\cos^2 \varphi} p + \frac{3 \tan^2 \varphi}{\cos^2 \varphi} p^2 = a_0 + a_1 p + a_2 p^2 \quad (7)$$

则屈服面参数可表示为:

$$a_0 = \frac{4C^2}{3\cos^2 \varphi}, \quad a_1 = \frac{4C \tan \varphi}{\cos^2 \varphi}, \quad a_2 = \frac{3 \tan^2 \varphi}{\cos^2 \varphi} \quad (8)$$

文献 [16] 中的土壤模型参数被广泛应用于数值计算中, 根据其中参数 $a_0=3\ 400\ \text{kPa}^2$, $a_2=0.30$, 利用上述方法计算得到拟合参数 $a_1=63.96\ \text{kPa}$, 与文献 [16] 中 $a_1=70.33\ \text{kPa}$ 进行对比, 误差约为 9.06%。可见, 该方法可对屈服面参数进行确定。

根据直剪实验结果, 珊瑚砂的黏聚力 $C=7.24\ \text{kPa}$, 内摩擦因数 $\tan \varphi=0.462$, 由式 (8) 可得到: $a_0=84.77\ \text{kPa}^2$, $a_1=16.23\ \text{kPa}$, $a_2=0.777$ 。由于岩土材料对温度的敏感性较低, 模型没有考虑温度项的影响。当静水拉应力超过了拉伸截断阈值时, 则设置拉应力为截断阈值且偏应力张力为零。由于松散的珊瑚砂无法承受拉伸状态, 可取拉伸截断阈值为零。

1.1.2 冲击时平均压力-体应变方程

在高荷载作用下, 多孔珊瑚砂被压缩密实, 引起体积模量的增大, 也称为材料的压硬性。由于珊瑚砂的颗粒破碎特性, 加载初期卸载后基本不发生回弹, 但在压实后材料凝聚为块状, 卸载时可认为弹性卸载。因此, 使用分段物态方程分别描述加、卸载行为:

$$p = f(\varepsilon_v) = \begin{cases} f_l(\varepsilon_v) & \text{加载} \\ f_u(\varepsilon_v) & \text{卸载} \end{cases} \quad (9)$$

式中: p 为平均压力, ε_v 为体积应变。

高应变率压缩曲线对于模型的确定至关重要, 然而通过 SHPB 实验获得的曲线应变仅达到约 0.12,

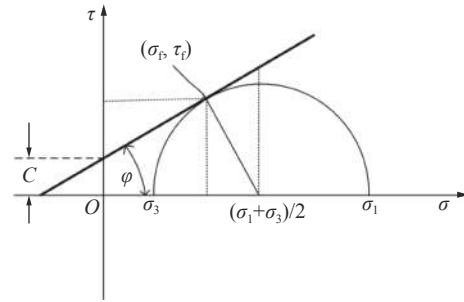


图 1 确定屈服参数的摩尔圆

Fig. 1 Mohr's circle geometry used to determine yield surface parameters

对应的应力也往往不超过 20 MPa, 无法描述高孔隙率的珊瑚砂动态压实特性。通过比较静态与动态的应力应变曲线特征, 可发现: (1) 动态屈服应变与静态近似相等; (2) 珊瑚砂没有明显的应变强化拐点 ε_h , 表明在压实过程中颗粒破碎比较平稳, 变形机制未发生根本变化; (3) 珊瑚砂在屈服后强化因数 σ_d/σ_s 随应变的增加表现出线性关系^[23]。

基于上述结论, 假设线性关系持续至压实状态, 根据文献 [23] 中相对密实度 D_r 为 0.90 (密度为 1.260 g/cm^3) 的静态、高应变率下的一维压缩应力应变曲线, 以准静态应力应变为基准, 考虑强化因数的影响 ($\sigma_d/\sigma_s=1.663$), 结合测得的围压将准静态一维应力应变曲线换算成高应变率压力-体应变曲线, 如图 2 所示。文祝等^[22] 通过预压方法确定了珊瑚砂的压缩方程, 为 $p-\varepsilon_V$ 关系的拟合提供了有效的方法, 与本文确定的压缩曲线相比, 整体趋势保持一致, 但由于级配的不同导致曲线存在一定差别。两种方法中最大应力均达到 100 MPa 以上, 使用应变率强化因数拟合压实段物态方程的方法, 有如下优点: (1) 能够准确描述动态下初始阶段的屈服特性; (2) 避免了预压阶段未计及的应变率效应问题。

根据实验结果^[23] 确定了 3 种不同密度的珊瑚砂的 $p-\varepsilon_V$ 曲线, 如图 3 所示。随着密度的增大, 在相同体应变下受到的压力更大, 为了准确描述屈服和硬化特性, 宜采用分段函数表达, 拟合的物态方程为:

$$f_i(\varepsilon_V)=p=\begin{cases} a\varepsilon_V^m & \varepsilon_V < 0.12 \\ 0.101 + b[(1 - \varepsilon_V)^{-n} - 1] & \varepsilon_V \geq 0.12 \end{cases} \quad (10)$$

式中: a 、 m 、 b 、 n 均为密实度 D_r 的线性函数, 模型的适用性因参数的线性特征而增强。它们可分别表示为:

$$\begin{cases} a = 7.93D_r + 28.01 \\ m = -0.162D_r + 0.742 \\ b = 3.33D_r + 9.50 \\ n = 0.40D_r + 3.85 \end{cases} \quad 0 \leq D_r \leq 1.00 \quad (11)$$

此外, 模型中加载体积模量 K 可由 SHPB 实验确定, 取弹性条件下的初始值, 砂土材料泊松比 μ 通常为 0.3, 可确定剪切模量 $G=3K(1-\mu)/[2(1+\mu)]$, 卸载体积模量 K_u 可根据压实段的模量确定^[21]。综合以上, 得到基于 5#模型的 3 种密度珊瑚砂参数, 见表 1~3。

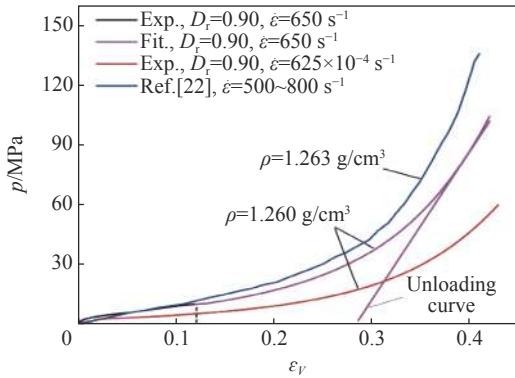


图 2 平均压力-体应变的拟合曲线

Fig. 2 Average pressure-volumetric strain fitting curves

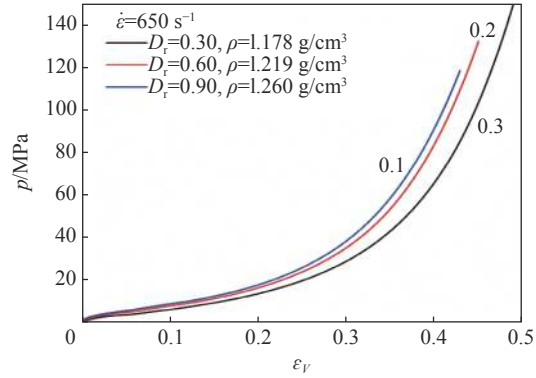


图 3 在不同相对密实度下平均压力与体应变的关系

Fig. 3 Average pressure-volumetric strain curves under different compactness levels

表 1 当 $D_r = 0.30$ 时珊瑚砂的 5#材料模型参数

Table 1 Parameters of 5# constitutive model for coral sand when $D_r = 0.30$

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G/MPa	K_u/MPa	a_0/kPa^2	a_1/kPa	a_2
1.178	107.7	647.3	84.77	16.23	0.777
$\ln(V/V_0)$	0	0.02	0.10	0.15	0.20
p/MPa	0	2.3	5.8	8.5	11.7
			15.83	21.03	36.43
					62.23
					105.09

表 2 当 $D_r = 0.60$ 时珊瑚砂的 5# 材料模型参数

Table 2 Parameters of 5# constitutive model for coral sand when $D_r = 0.60$

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G/MPa	K_v/MPa	a_0/kPa^2	a_1/kPa	a_2					
1.219	125.2	698.7	84.77	16.23	0.777					
$\ln(V/V_0)$	0	0.02	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.40	0.50	0.60
p/MPa	0	3.0	7.5	10.4	14.0	18.9	25.6	45.0	77.2	132.3

表 3 当 $D_r = 0.90$ 时珊瑚砂的 5# 材料模型参数

Table 3 Parameters of 5# constitutive model for coral sand when $D_r = 0.90$

$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	G/MPa	K_v/MPa	a_0/kPa^2	a_1/kPa	a_2					
1.260	158.9	717.2	84.77	16.23	0.777					
$\ln(V/V_0)$	0	0.02	0.10	0.15	0.20	0.25	0.30	0.40	0.50	0.60
p/MPa	0	3.66	8.43	10.87	14.51	19.56	26.48	46.89	82.18	141.09

1.2 基于 Perzyna 形式的黏塑性帽盖模型

帽盖模型在描述岩土本构模型中较常用, 珊瑚砂具有明显的应变率相关性^[22-23], 为解释这种率依赖行为, 通过增加一个率依赖的流动法则对静态帽盖模型进行修正。假定屈服条件和应变硬化准则特征与静态模型相同, 并假定材料的应变率相关性仅发生在超过静态屈服面后, 假定在屈服面以下材料为弹性响应, 这类模型称为弹黏塑性模型。Perzyna 形式的帽盖模型具有典型的代表性, 定义塑性应变率 ϵ_{ij}^p 为静态屈服面(状态)以上的一个超应力(增量应力 $\Delta\sigma$) 的函数。

定义帽盖模型的屈服函数 f 为应力张量第一不变量 I_1 和偏应力第二不变量 J_2 的关系, 屈服面可分为 3 部分(见图 4), 以下简单介绍。

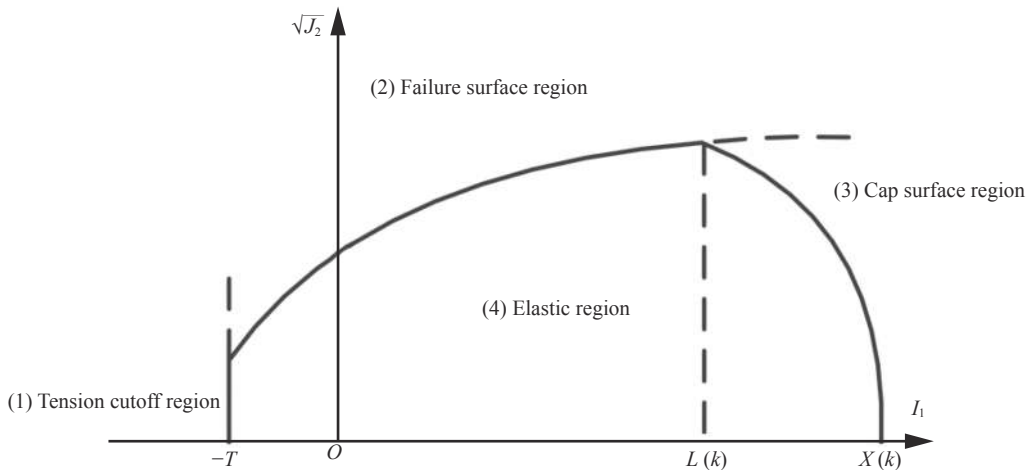


图 4 黏塑性帽盖模型的屈服面

Fig. 4 Yield surface for viscoplastic cap model

(1) 当 $I_1 \leq -T$ 时, 定义为拉伸失效面部分, 可表示为:

$$f = I_1 - (-T) \tag{12}$$

式中: $-T$ 为材料拉伸截止阈值。

(2) 当 $-T < I_1 < L(k)$ 时, 定义为强度失效面区, 表示为:

$$f = \sqrt{J_2} - F_c(I_1) = 0 \tag{13}$$

破裂面为非硬化的, 因此采用不考虑硬化的改进 Drucker-Prager 形式, 为:

$$f(I_1, \sqrt{J_2}) = \sqrt{J_2} - F_c(I_1) = \sqrt{J_2} - [\alpha - \gamma \exp(-\beta I_1) + \theta I_1] = 0 \quad (14)$$

式中: α 、 β 、 γ 、 θ 为材料特性相关的参数。

(3) 当 $I_1 \geq L(k)$ 时, 定义为帽盖面部分, 表示为:

$$f = \sqrt{J_2} - F_c(I_1, k) = 0 \quad (15)$$

帽盖面定义为半椭圆形, 为:

$$f(I_1, \sqrt{J_2}) = \sqrt{J_2} - F_c(I_1, k) = \sqrt{J_2} - \frac{1}{R} \sqrt{[X(k) - L(k)]^2 - [I_1 - L(k)]^2} = 0 \quad (16)$$

式中: R 为形状参数, 为椭圆帽盖长轴与短轴的比, 与材料特性相关; k 为与材料黏塑性体积应变 ε_v^{vp} 相关的硬化参数, 实际黏塑性体积变化 $\varepsilon_v^{vp} = \varepsilon_{11}^{vp} + \varepsilon_{22}^{vp} + \varepsilon_{33}^{vp}$ 。图 4 椭圆面中, 有:

$$\varepsilon_v^{vp}(X(k)) = W \{1 - \exp[-D(X(k) - X_0)]\} \quad (17)$$

式中: $X(k)$ 位于帽盖面与横轴 I_1 轴的交点, 为:

$$X(k) = k + RF_c(k) \quad (18)$$

$L(k)$ 为帽盖在开始位置时的静水压值, 并符合:

$$L(k) = \begin{cases} k & k > 0 \\ 0 & k \leq 0 \end{cases} \quad (19)$$

由此, 帽盖面可以表示为:

$$f(I_1, J_2, k) = \sqrt{\frac{(I_1 - L)^2}{R^2} + J_2} - \frac{L - X}{R} \quad (20)$$

式中: W 为最大塑性体应变参数, D 为体积变化率参数, X_0 与帽盖面在横轴的初始位置有关。

Perzyna 黏塑性帽盖模型需确定 14 个参数: W 、 D 、 R 、 X_0 为帽盖面函数的参数, α 、 β 、 γ 、 θ 为强度失效面函数中的参数, T 为拉伸截止面中的参数, η 、 f_0 、 N 为描述黏塑性流动法则的参数, 还有, 描述珊瑚砂的弹性响应阶段的加载体积模量 K 和剪切模量 G 。

丁育青^[14] 给出了该模型参数的详细确定方法, 并应用于非饱和黏土中的爆炸计算, 结合珊瑚砂的三轴围压实验^[20]、准静态压缩实验和 SHPB 实验结果^[23] 拟合得到了密实度 0.30 珊瑚砂的 Perzyna 模型参数, 见表 4。由于 Perzyna 黏塑性模型参数较多, 需依靠大量的力学实验确定, 这里基于力学实验结果仅拟合得到了一组参数用于分析计算, 模型需使用 LS-DYNA 中的二次开发模块自定义本构, 具体算法可参考文献 [13-14, 24]。

表 4 当 $D_r = 0.30$ 时珊瑚砂 Perzyna 黏塑性帽盖模型参数

Table 4 Perzyna viscoplastic cap model parameters of coral sand when $D_r = 0.30$

K/MPa	G/MPa	α/kPa	β/MPa^{-1}	γ/kPa	θ	T/kPa
125.2	101.1	32.5	2.207	165	0.416	1.2
W	D/GPa^{-1}	R	X_0/kPa	$\eta/\mu\text{s}^{-1}$	f_0/GPa	N
0.365	5.58	5.15	10	0.02	120	1.0

2 数值模拟结果和分析

2.1 算例和结果

苗伟伟等^[25] 针对珊瑚砂在弹丸侵彻下的规律进行了一系列的实验研究, 获得了初速为 351~972 m/s 的弹丸侵彻深度, 同时使用理论方法进行了侵彻深度的计算并获得了理想的结果。目前, 对于砂土的侵彻模型大都基于空腔膨胀理论进行研究^[26], 为了确定所建立模型的适用性, 使用 LS-DYNA 对实验的侵

彻过程进行数值计算。实验中弹丸形状和尺寸如图 5 所示, 弹丸材料为 35CrMnSiA 合金钢, 质量为 80 g, 在侵彻计算时采用刚体模型(*MAT_RIGID), 密度 $\rho=7.85 \text{ g/cm}^3$, 弹性模量 $E=210 \text{ GPa}$, 泊松比 $\mu=0.29$ 。珊瑚砂采用 5#模型($D_r=0.90, \rho=1.260 \text{ g/cm}^3$)。模型中的密度参数与侵彻实验一致, 弹丸与珊瑚砂采用侵蚀接触, 采用 1/2 对称三维模型, 计算靶体为厚 10 cm、宽 30 cm、长 160 cm 的立方体, 网格划分如图 6 所示, 其中弹丸网格数量为 4 194, 靶体网格数量为 600 万。

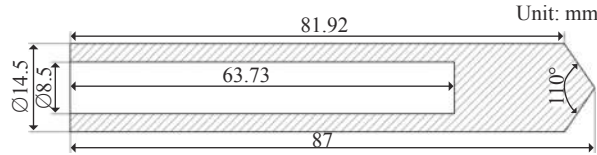


图 5 弹丸形状和尺寸^[25]

Fig. 5 Projectile geometry^[25]

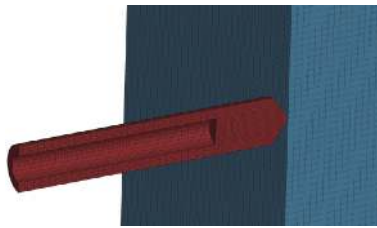


图 6 侵彻计算模型网格划分(靶体为部分显示)

Fig. 6 Finite element mesh of calculated model (target is partially displayed)

计算得到的弹丸在不同入射速度下的最终侵彻深度如图 7 所示, 可见基于 5#模型的计算结果与实验结果良好吻合, 表明模型适用于刚性弹丸侵彻珊瑚砂的数值模拟。最终侵彻深度随入射速度的变化呈非线性关系, 在不同初速侵彻时, 弹丸速度随深度的下降规律如图 8 所示。在侵彻初期由于过载非常大, 随着入射速度的增大, 弹丸速度下降非常明显, 呈指数形式降低; 随着速度的降低, 过载明显减小。该结论与 Omidvar 等^[27]通过实验测得的土中弹丸侵彻过载的变化规律一致, 表明砂土在刚性弹丸高速侵彻时呈流体响应。

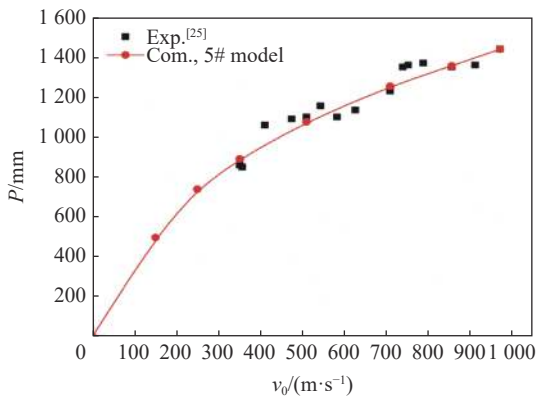


图 7 最终侵彻深度与入射速度的关系

Fig. 7 Final penetration depth versus initial velocity

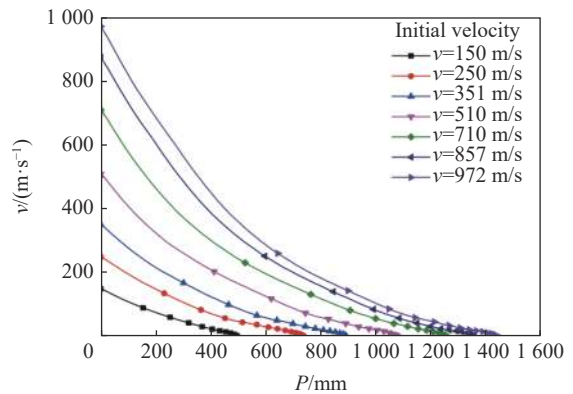


图 8 不同入射速度时速度与深度的关系

Fig. 8 Velocity versus penetration depth at different initial velocities

在文献 [25] 的实验工况 C27 中, 弹丸以入射速度 972 m/s 侵彻珊瑚砂, 在侵彻初期弹丸速度远高于珊瑚砂波速(通常低于 300 m/s)。用 5#模型计算得到的珊瑚砂高压区呈锥形分布, 具有典型的流体特征, 如图 9 所示。随着速度的下降, 高压损伤区的边界轮廓逐渐由锥形向圆形过渡演化, 侵彻过程中弹

丸头部始终处于高压作用状态,因此在头部出现了明显的磨蚀损伤,这与文献 [25] 的实验相符。在侵彻计算过程中,弹体发生偏转现象,文献 [25] 中虽未对该现象进行阐述,但弹道偏转情况在侵彻过程中难以避免,尤其在颗粒材料的侵彻中更加普遍^[28]。通过以上结论与计算结果表明,基于 5#模型对于弹丸侵彻珊瑚砂的数值计算是有效的。

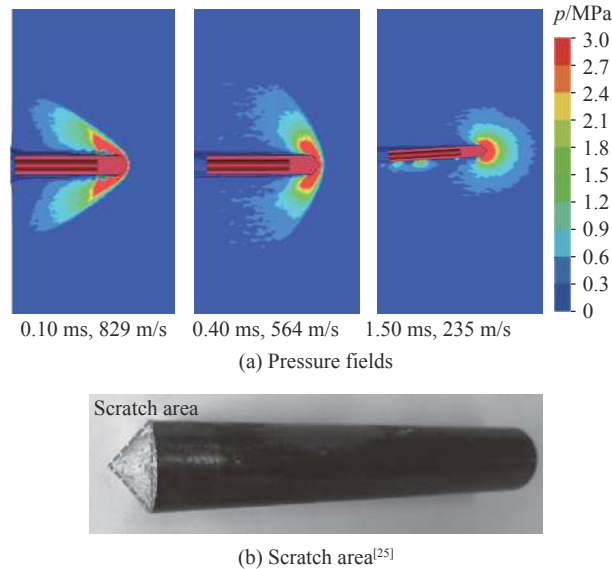


图 9 珊瑚砂在不同时刻的压力场和弹丸产生的磨蚀区

Fig. 9 Pressure fields of coral sand at different times and scratch area of projectile

为了探索不同压实密度对珊瑚砂抗侵彻规律的影响,使用了 1.1 节中的模型计算了弹丸对不同压实度珊瑚砂的侵彻,选择弹丸速度 510 m/s 的情形进行对比,获得的速度随深度的变化关系如图 10 所示。对比压实度 0.30 的珊瑚砂,压实度 0.90 的密度提高了约 6.96%,侵彻深度降低了约 5.03%。结果表明,提高压实度虽然可以降低侵彻深度,但 3 种压实密度下侵彻深度相差很少。另外,本文的珊瑚砂为不良级配,其最大、最小干密度间的差很小,因此对侵彻深度的影响也很小。

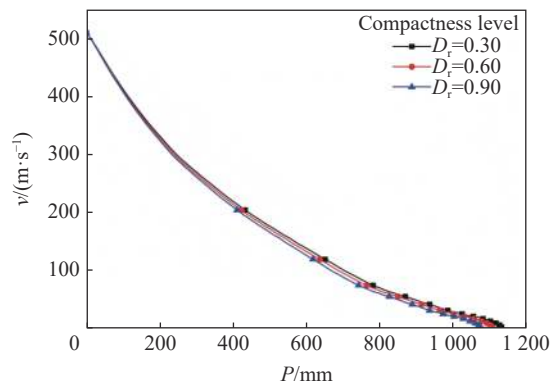


图 10 不同压实密度时速度与深度的关系

Fig. 10 Velocity versus penetration depth under different compactness levels

2.2 珊瑚砂中爆炸应力波衰减规律

武器战斗部在砂土中爆炸时,产生的爆炸波沿砂土向周边传播,对地下结构造成破坏,这是防护工程中最关注的问题。砂土中应力波的衰减规律是决定传播至结构表面处压力的重要因素,而目前对珊瑚砂中的地冲击效应研究较少。

赵章泳等^[29]通过实验确定了平面波加载下的珊瑚砂中应力波衰减规律,使用第 1 节中确定的模型参数对该爆炸过程进行了数值计算,得到的应力波峰值衰减曲线如图 11 所示。可见,5#模型计算得到的衰减曲线与实验较好吻合,而 Perzyna 模型则略显刚硬,表现为应力波衰减缓慢。

两种模型计算得到的球形装药触地爆时爆炸波衰减的一般规律,如图 12 所示,其中监测点 1 位于比例距离 $0.2 \text{ m/kg}^{1/3}$ 处,监测点 2 位于比例距离 $0.3 \text{ m/kg}^{1/3}$ 处。可以看出,两种模型在相同时刻达到监测点,表明计算得到的应力波速度一致。5#模型计算得到的应力波在衰减过程中表现出上升沿渐缓、长历时、低幅值的现象,于潇等^[30]、Yu 等^[31]通过 SHPB 实验测量珊瑚砂中应力波衰减规律,也发现了该现象,认为颗粒破碎导致高频分量被过滤,Perzyna 黏塑性模型无法描述因颗粒破碎产生的波前观测弛豫现象,因此在易破碎的珊瑚砂中的计算存在较大误差。而 5#模型的压缩曲线基于 SHPB 实验测得,有关破碎引起的高压缩特性已经耦合于方程内部,能够表达珊瑚砂的宏观力学本质;同时,参考王礼立等^[32]对塑性本构关系和流动型本构关系的研究可以推断,基于流动率确定的本构模型更符合干燥珊瑚砂在爆炸、侵彻下的变形规律。

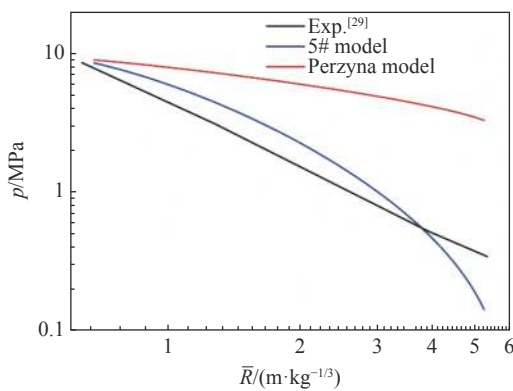


图 11 峰值压力的衰减

Fig. 11 Calculated and experiment results of peak pressure attenuation

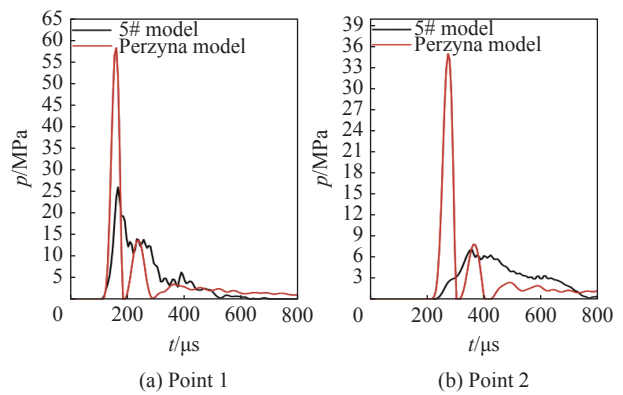


图 12 两种模型压力波

Fig. 12 Pressure waves calculated by two models

珊瑚砂堆积密度对应力波衰减的影响同样具有举足轻重的作用,然而由于模型参数的局限,对压实密度这个参量影响爆炸波传播规律的研究较少。使用 1.1 节中的 5#模型参数,对 3 种密度的珊瑚砂中的爆炸波衰减规律进行数值计算,采用触地爆炸模型(见图 13)作为研究对象,炸药为 200 g 的块状 TNT,尺寸为 $10 \text{ cm} \times 5 \text{ cm} \times 2.5 \text{ cm}$,模型采用 1/4 对称结构,在对称面施加对称边界,其余采用非反射边界条件,空气与珊瑚砂采用 Euler 网格,均采用 ALE 多物质单元,材料可在网格内流动,TNT 与空气的材料模型及相关算法可参考文献 [33-34]。

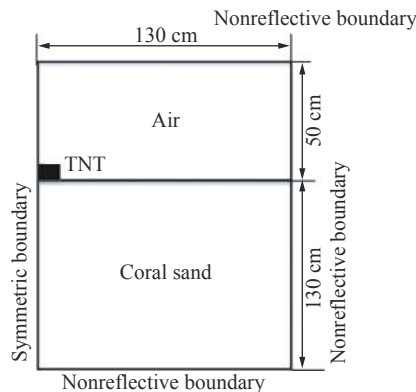


图 13 计算模型

Fig. 13 Numerical model

块状炸药爆炸时产生近似球形波, 介质表面爆炸时处于炸药正下方的压力最大, 通过计算得到压力波峰值压力随比例距离的衰减关系如图 14 所示。可见, 松散的珊瑚砂具有更好的消波能力, 相比密实度 0.90, 密实度 0.30 的珊瑚砂应力峰值最高可降低 26.1%。因此, 工程应用中, 在承载力允许的条件下, 使用松散珊瑚砂更利于爆炸波的衰减。

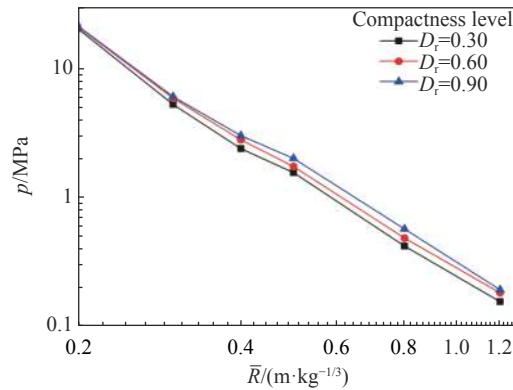


图 14 不同相对密度时爆炸峰值压力与比例距离的关系

Fig. 14 Peak pressure versus scaled distance under different compactness levels

综上所述, 珊瑚砂的压实密度对于弹丸侵彻的应力波衰减存在一定的影响, 为提高承载力和抗侵彻能力, 往往需要提高压实密度; 而面对爆炸波的冲击作用, 又需要降低密实度以增强消波能力。因此, 不论是评价武器对岛礁的毁伤效应还是岛礁防护工程的设计, 珊瑚砂的动态本构模型研究都十分重要。

本文中研究的珊瑚砂为原状砂, 在实验时保留了原生颗粒级配的完整性。工程中有时将砂土作夯实处理, 密度超过原生砂的最大干密度但同时会引起颗粒破碎, 此时, 需对本构模型另做改进。

3 结 论

研究的两种珊瑚砂模型中: 5#模型更适合于爆炸冲击下的数值计算; Perzyna 黏塑性帽盖模型中的参数需依靠较多的实验获得, 在工程应用中略显不足, 但其模型理论性较强, 开发出考虑颗粒破碎的黏塑性帽盖模型将更符合珊瑚砂的变形规律。通过基本力学实验结果确定了珊瑚砂的本构参数, 并通过数值计算获得了以下结论。

(1) 对于应变率效应较敏感的珊瑚砂, 使用动态增强系数确定压实段应力应变曲线的方法可以弥补 SHPB 实验中无法将珊瑚砂加载至密实状态的不足, 为拟合高应变率下的物态方程提供方法。

(2) 在弹丸侵彻珊瑚砂的计算中, 5#模型能表现出高应变率下的流动特征, 对于珊瑚砂的应力场响应描述符合客观规律。

(3) 流体弹塑性模型更能反映干燥珊瑚砂在爆炸作用下应力波衰减时出现的历时增长现象, Perzyna 黏塑性帽盖模型因对颗粒破碎描述的缺失, 计算应力波衰减时得到的误差较大。

(4) 不良级配的珊瑚砂由于最大、最小干密度相差较小, 相对密实度对弹丸侵彻深度影响较小, 但对于爆炸波的压力峰衰减影响较大。

参考文献:

- [1] 任辉启, 黄魁, 朱大明, 等. 南沙群岛珊瑚礁工程地质研究综述 [J]. 防护工程, 2015, 37(1): 63-78.
REN H Q, HUANG K, ZHU D M, et al. Review of engineering geology of coral reef in Nansha Islands [J]. Protective Engineering, 2015, 37(1): 63-78.
- [2] 王建平, 马林建. 岛礁工程长期安全保障理论与技术研究进展 [J]. 防护工程, 2019, 41(3): 70-78.
WANG J P, MA L J. Research progress of long-term safety theory and technology for reef engineering [J]. Protective

- Engineering, 2019, 41(3): 70–78.
- [3] 孙吉主, 汪稔. 钙质砂的耦合变形机制与本构关系探讨 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2002, 21(8): 1262–1266. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2002.08.030.
SUN J Z, WANG R. Study on coupling deformation mechanism and constitutive relation for calcareous sand [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2002, 21(8): 1262–1266. DOI: 10.3321/j.issn:1000-6915.2002.08.030.
- [4] 谷建晓, 杨钧岩, 王勇, 等. 基于南水模型的钙质砂应力-应变关系模拟 [J]. *岩土力学*, 2019, 40(12): 4597–4606. DOI: 10.16285/j.rsm.2018.2087.
GU J X, YANG J Y, WANG Y, et al. Simulation of carbonate sand with triaxial tests data based on modified model of south water double yield surface [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, 40(12): 4597–4606. DOI: 10.16285/j.rsm.2018.2087.
- [5] 曹梦, 叶剑红. 中国南海钙质砂蠕变-应力-时间四参数数学模型 [J]. *岩土力学*, 2019, 40(5): 1771–1777. DOI: 10.16285/j.rsm.2018.1267.
CAO M, YE J H. Creep-stress-time four parameters mathematical model of calcareous sand in South China Sea [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, 40(5): 1771–1777. DOI: 10.16285/j.rsm.2018.1267.
- [6] LV Y R, LIU J G, XIONG Z M. One-dimensional dynamic compressive behavior of dry calcareous sand at high strain rates [J]. *Journal of Rock Mechanics and Geotechnical Engineering*, 2019, 11(1): 192–201. DOI: 10.1016/j.jrmge.2018.04.013.
- [7] LV Y R, WANG Y, ZUO D J. Effects of particle size on dynamic constitutive relation and energy absorption of calcareous sand [J]. *Powder Technology*, 2019, 356: 21–30. DOI: 10.1016/j.powtec.2019.07.088.
- [8] XIAO Y, LIU H, XIAO P, et al. Fractal crushing of carbonate sands under impact loading [J]. *Géotechnique Letters*, 2016, 6(3): 199–204. DOI: 10.1680/jgele.16.00056.
- [9] LV Y R, LI X, WANG Y. Particle breakage of calcareous sand at high strain rates [J]. *Powder Technology*, 2020, 336: 776–787. DOI: 10.1016/j.powtec.2020.02.062.
- [10] 徐学勇. 饱和钙质砂爆炸响应动力特性研究 [D]. 武汉: 中国科学院武汉岩土力学研究所, 2009.
- [11] 曾惠泉, 杨秀敏, 焦云鹏, 等. 触地爆炸流体弹塑性模型数值计算 [J]. *爆炸与冲击*, 1982, 2(2): 45–54.
ZENG H Q, YANG X M, JIAO Y P, et al. The hydrodynamic elasto-plastic model calculation of the contact-burst ground shock [J]. *Explosion and Shock Waves*, 1982, 2(2): 45–54.
- [12] 温焜珂, 徐诚, 陈爱军. 高应变率下弹道明胶的本构模型研究 [J]. *兵工学报*, 2014, 35(1): 128–133. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2014.01.019.
WEN Y K, XU C, CHEN A J. Study of constitutive model of ballistic gelatin at high strain rate [J]. *Acta Armamentarii*, 2014, 35(1): 128–133. DOI: 10.3969/j.issn.1000-1093.2014.01.019.
- [13] TONG X L, TUAN C Y. Viscoplastic cap model for soils under high strain rate loading [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2007, 133(2): 206–214. DOI: 10.1061/(ASCE)1090-0241(2007)133:2(206).
- [14] 丁育青. 非饱和黏土动态力学特性及其本构关系研究 [D]. 长沙: 国防科学技术大学, 2013.
- [15] Livermore Software Technology Corporation. LS-DYNA keyword user's manual: volume II: material models: version 971 R6.0. 0 [Z]. Livermore Software Technology Corporation, 2012.
- [16] WANG J. Simulation of landmine explosion using LS-DYNA3D software: benchmark work of simulation of explosion in soil and air [R]. Australia: Weapons Systems Division Aeronautical and Maritime Research Laboratory, 2001.
- [17] FASANELLA E L, LYLE K H, JACKSON K E. Developing soil models for dynamic impact simulations[C] // Proceedings of the American Helicopter Society 65th Annual Forum. Grapevine, TX, 2009: 27–29.
- [18] 王志鹏, 李海超, 周双涛, 等. 黄土中爆炸空腔体积规律的数值模拟 [J]. *爆破*, 2016, 33(4): 73–77, 126. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2016.04.013.
WANG Z P, LI H C, ZHOU S T, et al. Numerical simulation of cavity volume rule of explosion in loess [J]. *Blasting*, 2016, 33(4): 73–77, 126. DOI: 10.3963/j.issn.1001-487X.2016.04.013.
- [19] 马林. 钙质土的剪切特性试验研究 [J]. *岩土力学*, 2016, 37(S1): 309–316. DOI: 10.16285/j.rsm.2016.S1.041.
MA L. Experimental study of shear characteristics of calcareous gravelly soil [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2016, 37(S1): 309–316. DOI: 10.16285/j.rsm.2016.S1.041.
- [20] 王亚松, 马林建, 李增, 等. 钙质砂强度与变形机制研究 [J]. *防护工程*, 2018, 40(4): 31–35.
WANG Y S, MA L J, LI Z, et al. Investigation on the deformation mechanism of calcareous sand [J]. *Protective Engineering*, 2018, 40(4): 31–35.

- [21] WRIGHT A. Tyre/soil interaction modelling within a virtual proving ground environment[D]. Cranfield: Cranfield University, 2012.
- [22] 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(3): 033101. DOI: 10.11883/bzycj-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(3): 033101. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0015.
- [23] 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(9): 093102. DOI: 10.11883/bzycj-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(9): 093102. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0432.
- [24] 席道瑛, 徐松林. 岩石物理与本构理论 [M]. 合肥: 中国科学技术大学出版社, 2016.
- [25] 苗伟伟, 邱艳宇, 程怡豪, 等. 钙质砂侵蚀试验与理论研究 [J]. *振动与冲击*, 2019, 38(17): 232–237. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.17.032.
MIAO W W, QIU Y Y, CHENG Y H, et al. Penetration tests of calcareous sand and theoretical study [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(17): 232–237. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2019.17.032.
- [26] SHI C C, WANG M Y, ZHANG K L, et al. Semi-analytical model for rigid and erosive long rods penetration into sand with consideration of compressibility [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 83: 1–10. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.04.007.
- [27] OMIDVAR M, MALIOCHE J D, BLESS S, et al. Phenomenology of rapid projectile penetration into granular soils [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 85: 146–160. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.06.002.
- [28] 苗伟伟, 程怡豪, 文祝, 等. 不同头部形状弹体侵彻石英砂的试验研究 [J]. *防护工程*, 2017, 39(5): 6–12.
MIAO W W, CHENG Y H, WEN Z, et al. Experimental study on the penetration into silica sand by projectiles with different nose shape [J]. *Protective Engineering*, 2017, 39(5): 6–12.
- [29] 赵章泳, 邱艳宇, 王明洋, 等. 非饱和钙质砂中平面爆炸波传播试验研究 [J]. *防护工程*, 2017, 39(3): 22–28.
ZHAO Z Y, QIU Y Y, WANG M Y, et al. Experimental study on plane explosive wave propagation in unsaturated calcareous sand [J]. *Protective Engineering*, 2017, 39(3): 22–28.
- [30] 于潇, 陈力, 方秦. 一种量测松散介质对应力波衰减效应的实验方法及其在珊瑚砂中的应用 [J]. *工程力学*, 2019, 36(1): 44–52; 69. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.11.0867.
YU X, CHEN L, FANG Q. A testing method on the attenuation of stress waves in loose porous media and its application to coral sand [J]. *Engineering Mechanics*, 2019, 36(1): 44–52; 69. DOI: 10.6052/j.issn.1000-4750.2017.11.0867.
- [31] YU X, CHEN L, FANG Q, et al. Determination of attenuation effects of coral sand on the propagation of impact-induced stress wave [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2019, 125: 63–82. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2018.11.004.
- [32] 王礼立, 董新龙. 聊聊动态塑性和黏塑性 [J]. *爆炸与冲击*, 2020, 40(3): 031101. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0024.
WANG L L, DONG X L. Talk about dynamic plasticity and viscoplasticity [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2020, 40(3): 031101. DOI: 10.11883/bzycj-2020-0024.
- [33] 崔激, 宋慧芳, 张社荣, 等. 爆炸荷载作用下土中爆坑形成的数值模拟 [J]. *岩土力学*, 2011, 32(8): 2523–2528. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7598.2011.08.045.
CUI W, SONG H F, ZHANG S R, et al. Numerical simulation of craters produced by explosion in soil [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2011, 32(8): 2523–2528. DOI: 10.3969/j.issn.1000-7598.2011.08.045.
- [34] ESMAEILI M, TAVAKOLI B. Finite element method simulation of explosive compaction in saturated loose sandy soils [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2019, 116: 446–459. DOI: 10.1016/j.soildyn.2018.09.048.

(责任编辑 丁峰)