

DOI: 10.11883/bzycj-2019-0411

一种散体材料 SHPB 被动围压试验体应力修正方法*

魏久淇^{1,2}, 张春晓^{1,2}, 曹少华^{1,2}, 王世合^{1,2}, 李磊^{1,2}

(1. 军事科学院国防工程研究院工程防护研究所, 河南 洛阳 471023;

2. 河南省特种防护材料重点实验室, 河南 洛阳 471023)

摘要: 本文利用有限元仿真给出了一种修正方法, 并用数值仿真和试验验证了该方法的可靠性。研究表明: 散体材料 SHPB 被动围压试验中, 试样厚度远小于厚壁圆筒长度时, 端部效应会导致厚壁圆筒不均匀凸出变形, 计算材料的体应力-应变关系不能将厚壁圆筒应力状态简化为平面应力问题; 厚壁圆筒处于弹性状态下, 通过厚壁圆筒理论计算出的径向力与真实径向力存在一定比例关系, 在一定范围内, 折算系数与试样实时厚度呈二次函数关系。

关键词: 散体材料; SHPB 试验; 体应力; 折算系数

中图分类号: O341; O344

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

A volume stress correction method for SHPB passive confined pressure of granular materials

WEI Jiuqi^{1,2}, ZHANG Chunxiao^{1,2}, CAO Shaohua^{1,2}, WANG Shihe^{1,2}, LI Lei^{1,2}

(1. Institute of Engineering Protection, IDE, AMS, PLA, Luoyang 471023, Henan, china;

2. Henan Key Laboratory of Special Protective Materials, Luoyang 471023, Henan, China)

Abstract: Aiming to overcome the disadvantages and demerits in the stress calculation in the passive confinement pressure SHPB tests of granular materials, a numerical modified approach is proposed in the present paper. The modified approach is also verified by finite element numerical simulation and experimental results. The results show that when the length of specimen is much shorter than the length of thick-walled hollow cylinder, the edge effects will lead to a non-uniform distribution of deformation along the length of hollow cylinder. Therefore, the configuration of thick-walled cannot be simplified as a plain stress problem when calculating the stress and deformation state of granular material. Due to the fact that the thick-walled hollow cylinder is elastic, the real radial stress in the hollow cylinder is proportional to the theoretical predictions. The proportionality coefficient has a quadratic function relation with the length of specimen.

Keywords: granular materials; SHPB test; volume stress; conversion coefficient

散体介质是一种非平衡态复杂的能量耗散体系, 具有优良的削波耗能特性^[1], 在地震工程、采矿工程和防护工程领域受到广泛应用, 如砂土常作为防护结构分配层的填充材料。该类工程在地震、爆炸冲击等强荷载作用下的响应与材料在高应变率下的动态力学特性密切相关。分离式霍普金森压杆(SHPB)是研究材料中高应变率力学特性的常用设备, 散体材料往往需要厚壁圆筒和垫块控制材料的初始条件, 从而实现该材料的 SHPB 被动围压试验, 国内外诸多学者^[2-16]利用该方法对砂土等散体材料的动态力学特性开展了大量研究。SHPB 被动围压试验中, 试样及厚壁圆筒内部的应力场和应变场很难通过现有的技术直接测量, 目前得到材料体应力-应变关系的主要手段是将厚壁圆筒的受力状态简化为平面应力问题^[17], 测量厚壁圆筒外表面(如图 1 所示)的环向应变 ε_c , 由下式计算得到,

* 收稿日期: 2019-10-24; 修回日期: 2020-01-19

第一作者: 魏久淇(1990—), 男, 硕士, 工程师, weijiuqi61489@163.com

通信作者: 张春晓(1980—), 男, 硕士, 副研究员, cxz_007@163.com

$$\sigma_{rr} = 0.5(a^2 - 1)E_c \varepsilon_c \quad (1)$$

$$\varepsilon_{rr} = 0.5\varepsilon_c[(1 - \nu_c) + (1 + \nu_c)a^2] \quad (2)$$

$$p = [\sigma_{zz}(t) + 2\sigma_{rr}]/3 \quad (3)$$

$$\varepsilon_V = \varepsilon_{zz} + 2\varepsilon_{rr} \quad (4)$$

式中： σ_{rr} 为极坐标下径向应力； ε_{rr} 为极坐标下的径向应变； ε_{zz} 为轴向应变； E_c 、 ν_c 分别为厚壁圆筒的弹性模量和泊松比， ε_c 为应变片测到的厚壁圆筒环向应变， a 为厚壁圆筒的外径与内径的比； p 为体应力， ε_V 为体应变。

对于固体材料而言，因不存在装样困难，在满足 SHPB 均匀性假定的条件下，试样的初始厚度可以做到与厚壁圆筒长度等长，在小应变范围内，材料的体应力应变利用式(1)~(4)计算并无不妥；当试样厚度与厚壁圆筒不等长时，根据 Forquin 等^[18]分析厚壁圆筒会发生不均匀凸出变形，图 2 样厚度较长时，试验时厚壁圆筒的几何变形图。由圣维南原理易知，厚壁圆筒 L 段受力状态仍可以看成平面应力问题，式(1)~(4)仍有效。然而由于散体材料波阻抗远小于压杆的波阻抗，试样厚度很小才能满足 SHPB 均匀性假定条件，加之受装样限制，试样厚度远小于厚壁圆筒的长度，此时端部效应可能会覆盖整个不均匀凸出区，公式(1)~(4)的有效性需要予以探讨。以往研究石英砂的动态力学特性时，大多只分析砂子的轴向应力应变，Luo 等^[11]没有考虑端部效应的影响直接引用式(1)~(4)计算砂子的体应力-应变关系，这有失严谨。魏久淇等^[5]和文祝等^[6]认为由式(1)计算的材料径向应力与真实应力存在折算系数关系，但并未给出合理的验证。Bragov 等^[15]注意到了该问题，并设计了一个阶梯型的圆筒(如图 3 所示)，装样时将试样置于厚壁对应位置，该方法可以极大限度弱化端部效应，计算材料体应力应变时可直接引用式(1)~(4)。然而该方法存在两个弊端：一是圆筒薄壁越薄，端部效应对试验结果的影响越小，但圆筒加工难度越大；二是试验时无法改变试样的初始厚度。

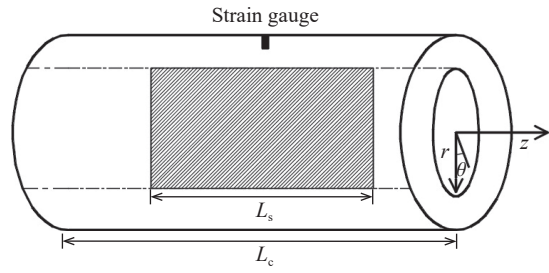


图 1 散体材料受约束的几何结构

Fig. 1 Geometric structure constrained by SHPB test for bulk material

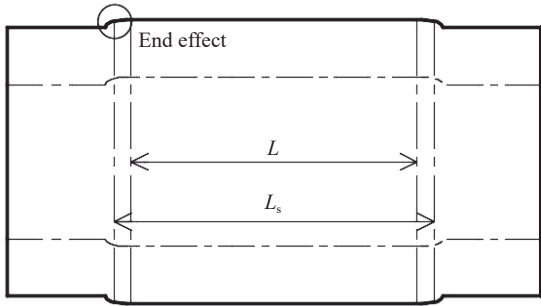


图 2 试验时厚壁圆筒的几何变形图

Fig. 2 Geometric deformation diagram of thick-walled cylinder in test

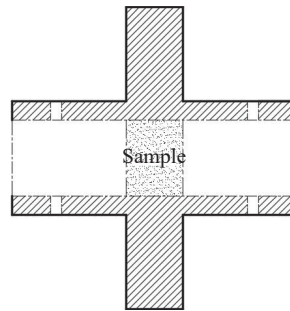


图 3 阶梯型套筒^[15]

Fig. 3 Ladder sleeve^[15]

本文中，不改变厚壁圆筒结构，使用传统厚壁圆筒固定装样的方法，利用 Autodyn 软件分析了试样实时厚度对材料真实体应力应变的影响，基于厚壁圆筒理论提出一种修正方法，并对非饱和钙质砂进行准一维应变冲击试验和数值仿真，验证修正方法的可靠性，以期对开展散体材料 SHPB 被动围压进行指导。

1 有限元分析

Autodyn 可用于分析气体、液体和固体及它们之间耦合作用的高速、瞬态动力学的问题，本文用该软件辅助分析特殊工况下(试样厚度远小于厚壁圆筒长度)，式(1)~(4)的有效性，并给出科学计算材料体应力应变的思路。

1.1 建立模型

假定试样为准一维应变状态, 图 4 为试样应力均匀时厚壁圆筒的受力示意图, 此模型忽略了试样与厚壁圆筒内壁摩擦力。由图 4 可知, 当试样应力均匀时, 厚壁圆筒内壁承受沿材样实时厚度 L_s 均布径向向内推力 σ_{ss} , 根据连续性条件可知 $\sigma_{ss} = \sigma_{rr}$, 由式 (1) 可知 $\varepsilon_c = 2\sigma_{rr}/[E_c(\alpha^2 - 1)]$ 。利用 Autodyn 建立厚壁圆筒模型, 对厚壁圆筒内壁试样实时厚度 L_s 区施加给定 $\sigma_{ss}(t)$, 输出厚壁圆筒外中点环向应变 ε_s , 对比 ε_s 和 ε_c , 若 $\varepsilon_s = \varepsilon_c$, 则说明式 (1)~(4) 有效, 若 $\varepsilon_s \neq \varepsilon_c$, 则反之。图 5 为建好的厚壁圆筒模型, 选用朗格朗日算法, 厚壁圆筒为自由边界条件。

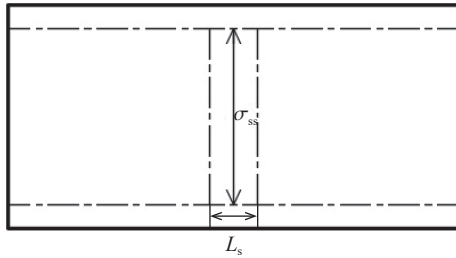


图 4 厚壁圆筒受力分析

Fig. 4 Force analysis of thick-walled cylinder

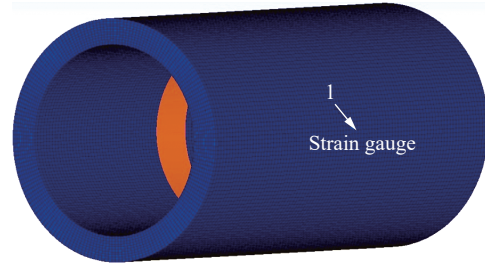


图 5 厚壁圆筒模型

Fig. 5 Thick-walled cylinder model

1.2 结果与分析

图 6 为给定的 σ_{ss} 时程曲线, 由图 6 可知 σ_{ss} 为动态力, 可以真实模拟试验时厚壁圆筒受到的动态径向向内推力。

对于不同的 L_c 和 L_s , 图 7 给出了公式值 ε_c 和数值计算值 $\varepsilon_s(L_c, L_s)$ 对比图, 其中 L_c 与 L_s 的单位为 mm。公式值 ε_c 为 σ_{ss} 带入式 (1) 计算出的厚壁圆筒外表面的环向应变。由图 7 可知, 当试样实时厚度大于 30 mm, 式 (1) 有效, 当试样厚度小于 20 mm 时, 式 (1) 无效。研究发现: 当砂样实时厚度小于 20 mm, 公式值 ε_c 与数值计算值 $\varepsilon_s(L_c, L_s)$ 存在折算关系: $k = \varepsilon_c/\varepsilon_s(L_c, L_s)$, k 为折算系数, 试样实时厚度仅影响折算系数的大小。

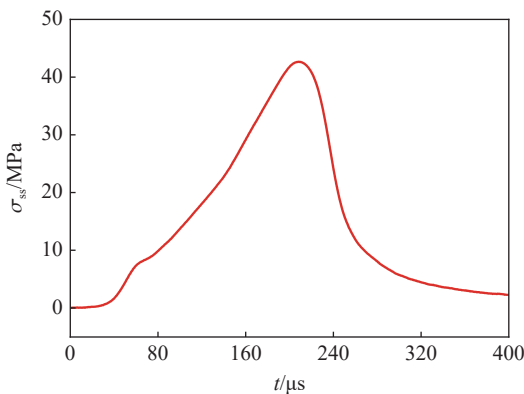


图 6 径向力 σ_{ss} 时程曲线

Fig. 6 Time-history curve of radial force σ_{ss}

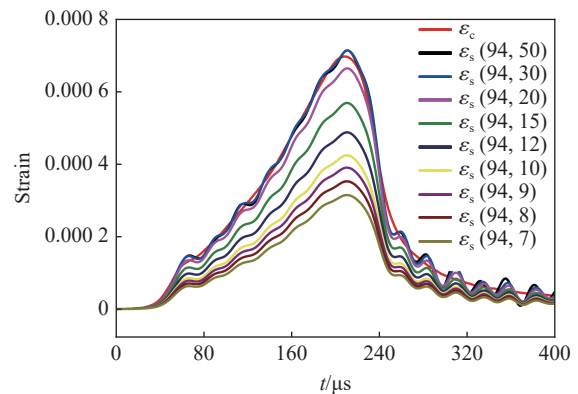


图 7 应变公式值 (ε_c) 与数值计算值 ($\varepsilon_s(L_c, L_s)$) 的对比

Fig. 7 Comparison diagram between strain by fomula (ε_c) and that by simulation ($\varepsilon_s(L_c, L_s)$)

本文试验中, 试样初始厚度为 10 mm, 且最大应变约为 0.25, 因此需着重分析试样实时厚度 10 mm 至 7 mm 的折算系数。图 8 为折算系数 k 与试样实时厚度 L_s 的关系图, 根据图 8 中的数据拟合得

$$k = 0.023 L_s^2 - 0.593 L_s + 5.207 \quad (7 \text{ mm} \leq L_s \leq 10 \text{ mm}) \quad (5)$$

因此, 当 $7 \text{ mm} \leq L_s \leq 10 \text{ mm}$ 时, 计算钙质砂的体应力应变时应采用以下公式

$$\sigma_{rr} = 0.5 k (\alpha^2 - 1) E_c \varepsilon_c \quad (6)$$

$$\varepsilon_{rr} = 0.5 k[(1 - \nu_c) + (1 + \nu_c)\alpha^2]\varepsilon_c \quad (7)$$

$$p = 1/3(\sigma_{zz} + 2k\sigma_{rr}) \quad (8)$$

$$\varepsilon_V = \varepsilon_{zz} + 2k\varepsilon_{rr} \quad (9)$$

1.3 有限元仿真验证

为了验证上述仿真方法的可靠性, 本文开展了数值模拟, 图 9 为试样实时厚度与厚壁圆筒等长($L_s=L_c$)时, 本文模拟计算值 $\varepsilon_s(L_c, L_s)$ 与 ε_c 的(式(1)理论值)对比图。由图 9 可知, 当试样实时厚度与厚壁圆筒相等时, 仿真计算值与理论值吻合较好, 因此本文 Autodyn 有限元分析方法具有一定的可信度。

2 试验验证

为进一步验证本文方法的可靠性, 本文开展了含水率为 25% 和 30% 非饱和钙质砂 SHPB 被动围压高速冲击试验, 每种含水率重复 3 次试验。含水率为 25% 和 30% 非饱和钙质砂受高速冲击压缩可转变为饱和钙质砂。水在饱和钙质砂中对应力应变关系起主导作用, 由于水的等向性, 理论上饱和钙质砂的轴向应力等于径向应力。非饱和钙质砂受高速冲击压缩转变为饱和钙质砂时, 若式(6)计算的径向应力和轴向应力相等, 则能进一步验证本文方法的可靠性。

2.1 材料基本参数和工况

本文所用材料为钙质砂, 图 10 为钙质砂试样, 呈乳白色, 主要成分为 CaCO_3 , 掺杂有少量红色颗粒(碳酸镁)。原始砂样经过 24 h 充分烘干后, 经标准筛筛分称重后的级配曲线见图 11, 考虑到试样直径及试样厚度, 大颗粒的存在无法满足试样均匀性, 极小颗粒量少不易称量, 故将砂样中粒径小于 0.15 mm 和大于 1.18 mm 的粒径剔除, 剔除后剩余粒径的砂样组分不变, 钙质砂的比重为 2.82, 最大最小干密度分别为 1.378 和 1.183 g/cm^3 , 实际工况如表 1 所示。

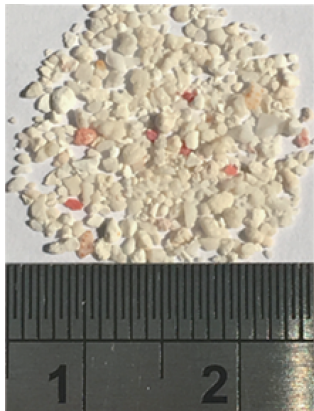


图 10 试验砂样
Fig. 10 Sand specimens tested

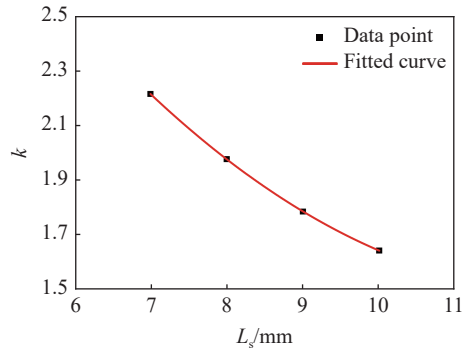


图 8 折算系数与试样实时厚度的关系图
Fig. 8 relation diagram between conversion coefficient and real-time thickness of samples

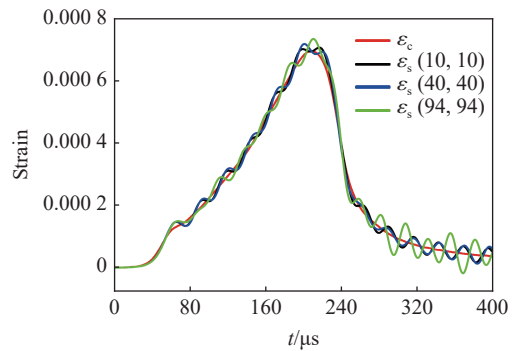


图 9 验证性模拟
Fig. 9 Verification simulation

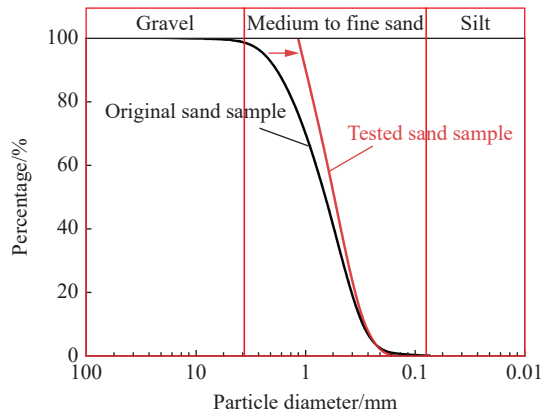


图 11 砂样颗粒级配曲线
Fig. 11 Grain size distribution

表 1 试验工况表
Table 1 Summary of SHPB tests

编号	试验材料	含水率/%	砂质量/g	装样厚度/mm	干密度/(g·cm ⁻³)	相对密实度/%	气压/MPa
G60-0.2-01	钙质砂	25	13.90	10.02	1.29	58.73	0.2
G60-0.2-02		25		10.00	1.29	60	
G60-0.2-03		25		9.98	1.30	61.31	
G60-0.2-04		30		10.02	1.29	58.73	
G60-0.2-05		30		10.00	1.29	60	
G60-0.2-06		30		10.02	1.29	58.73	

2.2 试验设备

本文所用 SHPB 试验装置为直径 37 mm 的铝杆, 如图 12(a) 所示。子弹长度、入射杆以及透射杆分别为 400 mm、2 000 mm 和 2 000 mm。由于钙质砂为松散介质, 为精确控制试样的初始条件, 试验时用厚壁圆筒和垫块束缚成试件。垫块和厚壁圆筒如图 12(b)、图 12(c) 所示。厚壁圆筒材质为 4340 钢, 弹性模量为 210 GPa, 泊松比为 0.3, 内径 37.1 mm, 外径为 47 mm, 长为 94 mm; 垫块材质跟压杆材质完全相同, 直径为 37 mm, 厚度为 30 mm。

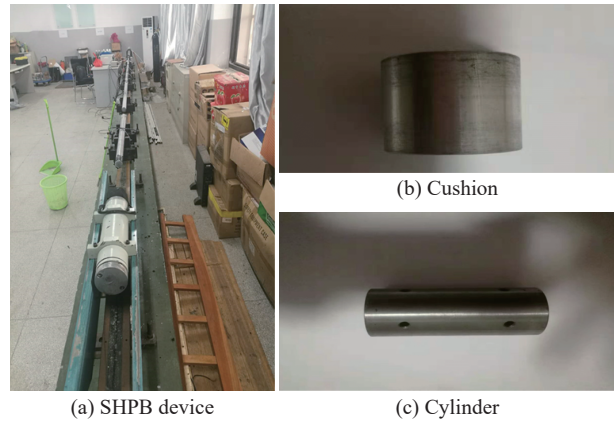


图 12 试验设备

Fig. 12 Test equipment

2.3 结果与分析

试样装样步骤参考 Song 等^[2]研究成果, 整形器为厚 1 mm 直径 10 mm 橡胶片。图 13 是试验时的原始典型波形。砂样动态应力平衡是评判试验数据有效的重要方法, 图 14 为钙质砂试样的动态应力平衡图, 由图可知试样基本满足应力平衡条件。

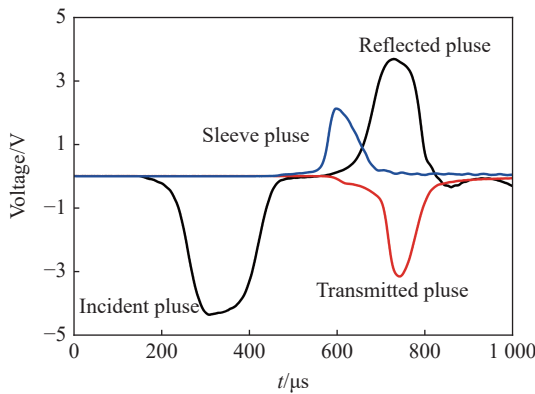


图 13 试验原始波形

Fig. 13 Test the original waveform

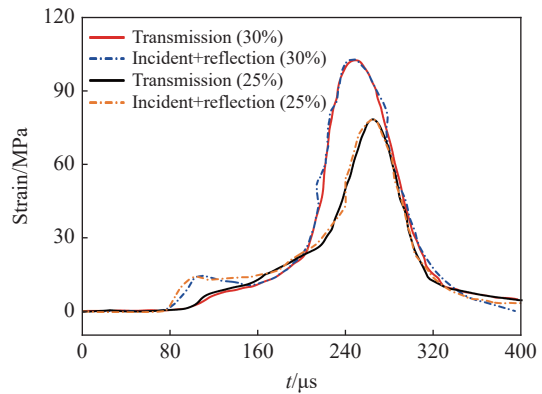


图 14 砂样动态应力平衡

Fig. 14 Dynamic stress equilibrium in the sand specimens

图 15 为含水率 25%、30% 钙质砂的应力-应变曲线。厚壁圆筒的屈服强度为 835 MPa, 由拉梅公式^[19]易知厚壁圆筒内应力(等于砂子的径向应力)大于 325 MPa 时, 厚壁圆筒才会屈服。由图 14 可知钙质砂的最大轴向应力为 102 MPa, 易知厚壁处于弹性状态。本文砂样的轴向应变为 10⁻¹ 量级, 由式(5)~(7)易知径向应变为 10⁻⁴ 量级, 故钙质砂可以看成准一维应变状态。因此可得,

$$\rho = \rho_0 / (1 - \varepsilon_z) \quad (10)$$

式中: ρ_0 为初始干密度, ε_z 为轴向应变, ρ 为砂样应变 ε_z 的实时密度。由土力学^[20] 易知,

$$e = w_{\text{sat}} G_s \quad (11)$$

$$e = \frac{G_s}{\rho} - 1 \quad (12)$$

式中: e 为孔隙比, w_{sat} 为饱和含水率, G_s 为骨架密度。由式(10)、(11)和(12)易得含水率25%和30%非饱和钙质砂受高速冲击压缩转变为饱和时的应变拐点, 分别记为 S_{r1} 、 S_{r2} (见图15)。由图14可知: 钙质砂含水率越高, 受冲击压缩更易饱和, 达到饱和点后, 由于水不可压缩, 其应力-应变曲线迅速趋陡峭。图14中钙质砂的径向力 σ_{rr} 是由式(5)~(6)计算得到的, 由图可知, 饱和状态时, 钙质砂的轴向应力和修正过的径向应力基本相等, 这主要是因为水在饱和钙质砂中起主导作用, 水对四周力相等。综上可知, 本文方法具有可靠性。

3 结论

本文利用有限元分析给出了一种解决办法, 并用数值仿真和试验两种方法验证本文方法的可靠性, 主要得出以下结论。

(1) 散体材料 SHPB 被动围压试验时, 试样厚度远小于厚壁圆筒长度时, 由于端部效应导致厚壁圆筒不均匀凸出变形, 求解材料的体应力-应变关系时不能将厚壁圆筒应力状态简化为平面应力问题。

(2) 厚壁圆筒处于弹性状态下, 通过厚壁圆筒理论计算出的材料径向力与材料真实径向力存在一定比例关系, 在一定范围内, 折算系数与试样实时厚度存在二次函数关系。

(3) 试样厚度、厚壁圆筒长度、厚壁圆筒内外径之比以及厚壁圆筒材料特性都会影响折算系数, 各因素之间还存在多种耦合关系, 解析解也尚未给出, 仍需进一步探讨。开展类似试验时, 针对具体情况, 可利用本文提供的方法分析折算系数。

参考文献:

- [1] 钱七虎, 王明洋. 三相介质饱和土自由场中爆炸波的传播规律 [J]. 爆炸与冲击, 1994, 14(2): 97-104. QIAN Q H, WANG M Y. Propagation of explosive wave in the free-field of three-phase saturated soil [J]. Explosion and Shock Waves, 1994, 14(2): 97-104.
- [2] SONG B, CHEN W, LUK V. Impact compressive response of dry sand [J]. *Mechanics of Materials*, 2009, 41(6): 777-785. DOI: 10.1016/j.mechmat.2009.01.003.
- [3] 赵章泳, 邱艳宇, 紫民, 等. 含水率对非饱和钙质砂动力特性影响的试验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2019, 40(2): 023102. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0066. ZHAO Z Y, QIU Y Y, ZI Min, et al. Experimental study on dynamic compression of unsaturated calcareous sand [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2019, 40(2): 023102. DOI: 10.11883/bzycj-2019-0066.
- [4] 魏久淇, 王明洋, 邱艳宇, 等. 钙质砂动态力学特性试验研究 [J]. 振动与冲击, 2018, 37(24): 7-12. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.24.002. WEI J Q, WANG M Y, QIU Y Y, et al. Impact compressive response of calcareous sand [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2018, 37(24): 7-12. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2018.24.002.
- [5] 魏久淇, 吕亚茹, 刘国权, 等. 钙质砂一维冲击响应及吸能特性试验 [J]. 岩土力学, 2019, 40(1): 191-198, 206. DOI:

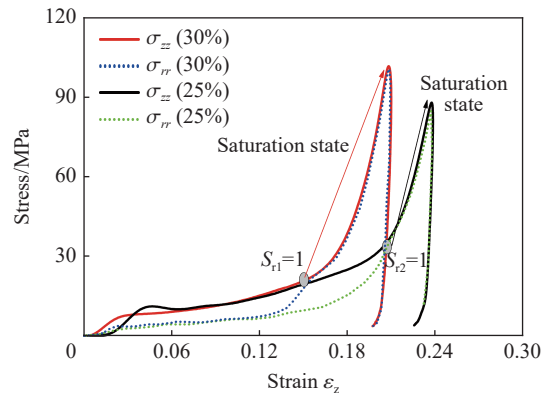


图15 含水率25%、30%钙质砂的应力应变

Fig. 15 Stress and strain of calcareous sand with 25%, 30% water content

- 10.16285/j.rsm.2017.1235.
- WEI J Q, LÜ Y R, LIU G Q, et al One-dimensional impact responses and energy absorption of calcareous sand [J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2019, 40(1): 191–198, 206. DOI: 10.16285/j.rsm.2017.1235.
- [6] 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): 033103. 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): 033103. DOI: 10.11883/bzycj-2018-0015.
- [7] 于潇, 陈力, 方秦. 珊瑚砂中应力波衰减规律的实验研究 [J]. *岩石力学与工程学报*, 2018, 37(6): 1520–1529. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2018.0147.
- YU X, CHEN L, FANG Q. Experimental study on the attenuation of stress wave in coral sand [J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2018, 37(6): 1520–1529. DOI: 10.13722/j.cnki.jrme.2018.0147.
- [8] BARR A D, CLARKE S D, TYAS A, et al. Effect of moisture content on high strain rate compressibility and particle breakage in loose sand [J]. *Experimental Mechanics*, 2018, 58(8): 1331–1334. DOI: 10.1007/s11340-018-0405-4.
- [9] ROSS C A, THOMPSON P Y, CHARLIE W A, et al. Transmission of pressure waves in partially saturated soils [J]. *Experimental Mechanics*, 1989, 29(1): 80–83. DOI: 10.1007/BF02327786.
- [10] MARTIN B E, KABIR Md E, CHEN W. Undrained high-pressure and high strain-rate response of dry sand under triaxial loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2013, 54: 51–63. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2012.10.008.
- [11] LUO H Y, COOPER W L, LU H B. Effects of particle size and moisture on the compressive behavior of dense Eglin sand under confinement at high strain rates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2014, 65: 40–55. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2013.11.001.
- [12] OMIDVAR M, ISKANDER M, BLESS S. Stress-strain behavior of sand at high strain rates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 49: 192–213. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2012.03.004.
- [13] YAMAMURO J A, ABRANTES A E, LADE P V. Effect of strain rate on the stress-strain behavior of sand [J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2011, 137(12): 1169–1178. DOI: 10.1061/(ASCE)GT.1943-5606.0000542.
- [14] MARTIN B E, CHEN W N, SONG B, et al. Moisture effects on the high strain-rate behavior of sand [J]. *Mechanics of Materials*, 2009, 41(6): 786–798. DOI: 10.1016/j.mechmat.2009.01.014.
- [15] BRAGOV A M, LOMUNOV A K, SERGEICHEV I V, et al. Determination of physicomaterial properties of soft soils from medium to high strain rates [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(9): 967–976. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.07.004.
- [16] BRAGOV A M, GRUSHEVSKY G M, LOMUNOV A K. Use of the Kolsky method for confined tests of soft soils [J]. *Experimental Mechanics*, 1996, 36(3): 237–242. DOI: 10.1007/BF02318013.
- [17] RAVI-CHANDAR K, Ma Z. Inelastic deformation in polymers under multiaxial compression [J]. *Mechanics of Time-Dependent Materials*, 2000, 4(4): 333–357. DOI: 10.1023/a:1026570826226.
- [18] FORQUIN P, GARY G, GATUINGT F. A testing technique for concrete under confinement at high rates of strain [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2008, 35(6): 425–446. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2007.04.007.
- [19] 徐秉业. 应用弹塑性力学 [M]. 北京: 清华大学出版社, 1995.
- [20] 国家质量技术监督局, 中华人民共和国建设部. GBT/50123 土工试验方法标准 [S]. 北京: 中国计划出版社, 1999.

(责任编辑 王小飞)