

DOI: 10.16285/j.rsm.2016.0507

泡沫混凝土隧道减震层减震机制

赵武胜¹, 陈卫忠^{1,2}, 马少森², 赵 坤¹, 宋万鹏¹, 李 灿¹

(1. 中国科学院武汉岩土力学研究所 岩石力学与工程国家重点实验室, 湖北 武汉 430071;

2. 山东大学 岩土与结构工程研究中心, 山东 济南 250061)

摘 要: 基于泡沫混凝土隧道减震材料, 通过室内试验研究了不同密度、围压、应变率条件下泡沫混凝土材料的力学特性。试验结果表明: 随着密度的增加, 试样的单轴破坏形态由骨架坍塌破坏逐渐转化为劈裂剪切破坏, 峰后应变软化与材料脆性增强; 随着围压的增加, 材料强度增加且延性增强, 峰后由应变软化逐渐转换为应变硬化。在中等应变率范围内 ($10^{-5}/s \sim 10^{-3}/s$), 随着应变率的增加, 泡沫混凝土材料的强度近似呈指数增长, 同时峰后残余应力增长明显, 且塑性应变越大, 应变率对峰后应力的影响越大。基于上述试验结果初步建立了泡沫混凝土材料的本构模型。依托嘎隆拉隧道, 采用数值方法研究了减震层剪切模量、厚度及减震层-衬砌界面特性 3 个因素对减震效果的影响规律, 相关研究成果可为高烈度区隧道工程减震层的设计提供参考。

关 键 词: 泡沫混凝土; 应变率; 隧道; 减震层; 界面

中图分类号: U 451

文献标识码: A

文章编号: 1000-7598 (2018) 03-1027-10

Isolation effect of foamed concrete layer on the seismic responses of tunnel

ZHAO Wu-sheng¹, CHEN Wei-zhong^{1,2}, MA Shao-sen², ZHAO Kun¹, SONG Wan-peng¹, LI Can¹

(1. State Key Laboratory of Geomechanics and Geotechnical Engineering, Institute of Rock and Soil Mechanics, Chinese Academy of Sciences, Wuhan, Hubei 430071, China; 2. Geotechnical and Structural Engineering Research Center, Shandong University, Jinan, Shandong 250061, China)

Abstract: Owing to the excellent shock absorption property of the foamed concrete, it can be used as a seismic isolation material for tunnels. In this study, a series of compression tests was conducted to study the effects of density, confining pressure and strain rate on mechanical properties of the foamed concrete. As the density increased, the failure mode of foamed concrete gradually changed from cell wall buckling to shear failure under the uniaxial compression condition. Besides, the strain-softening and material brittleness became more apparent after the peak. In addition, the strength and ductility of the foamed concrete increased with increasing confining pressure. Moreover, the property of foamed concrete transformed from a strain-softening to strain-hardening material. When strain rate increased in the range of medium strain rate ($10^{-5}/s \sim 10^{-3}/s$), the strength of foamed concrete showed an exponential growth, and the residual stress in plastic range increased obviously. It was found that the effect of strain rate on the residual stress was greater with the increase of plastic strain. Based on the testing results, a new constitutive model was initially proposed for the foamed concrete. Then the numerical method was performed to investigate the effects of the shear modulus of isolation material, the thickness of isolation layer, and the properties of isolation interface on the isolation of Galongla tunnel. Therefore, the results can provide a helpful reference for the design of the related cushioning layer in tunnels with high intensity.

Keywords: foamed concrete; strain rate; tunnel; isolation layer; interface

1 引 言

近年来, 随着我国西部大开发战略的推进与实施, 一批水电、交通等重大基础设施相继在西部高烈度地震区规划与建设, 继而出现大量水电引水隧洞、公路及铁路交通隧道。尽管地下结构由于受到

围岩的强约束作用, 其抗震性能优于地面结构, 但历次大地震中^[1-3]均有隧道等地下工程遭到严重破坏的实例, 且地下结构一旦遭受震害, 其修复难度较大, 严重影响工程的安全运行及震后的抢险救灾等。因此, 深入开展强震区隧道工程的震害机制与抗震技术研究, 具有较高的理论与工程应用价值。

收稿日期: 2016-03-17

基金项目: 国家自然科学基金 (No.51409245); 国家重点基础研究发展计划 (973) 项目 (No.2015CB057906)。

This work was supported by the National Natural Science Foundation of China (51409245) and the National Program on Key Basic Research Project of China (973 Program) (2015CB057906).

第一作者简介: 赵武胜, 男, 1987 年生, 博士, 副研究员, 主要从事隧道及地下结构抗震方面的研究工作。E-mail: zhewusheng@163.com

目前,地下工程的抗震方法以加固围岩、强化衬砌等传统方法为主。近年来,国内外学者基于地下结构的震害机制又提出通过设置减震层来降低隧道震害的新理念^[4-6]。这种方法的效果也得到了理论分析及模型试验^[7-9]的验证。在已开展的研究工作中,所涉及的减震层材料主要以橡胶材料与可压缩泡沫材料为主。橡胶材料为典型的超弹性材料,其剪切模量相对衬砌较低且能够承受大变形。泡沫类材料由于具有大量孔隙,在外力作用下极易发生变形,当设置在隧道衬砌背部时能够吸收围岩的变形而有效保护衬砌结构。由于在承受压缩变形的过程中,泡沫混凝土材料的介质孔隙不断减小,因此,泡沫类材料通常具有体积硬化特性^[10-12],其应力-应变曲线通常包括3阶段,即线弹性、塑性稳定、压密硬化阶段。同时,泡沫类材料还具有明显的应变率效应^[13-15]。

与其他泡沫类材料类似,泡沫混凝土材料由于大量孔隙的存在同样具有良好的变形性能;同时,其还具有较好的施工性能与耐久性,能够适应隧道等地下结构所处的地质环境与现场施工要求,是一种理想的地下结构减震材料。但由于泡沫混凝土材料力学性能的影响因素较多,目前针对泡沫混凝土材料的力学特性的研究还很少,尚未建立其力学本构模型,对泡沫混凝土隧道减震层的减震机制尚不清晰。为此,针对隧道工程所处的地质力学环境,本文首先基于泡沫混凝土材料,开展单轴、三轴压缩试验,研究不同密度泡沫混凝土试样的围压效应及在地震应变率范围内($10^{-5} \sim 10^{-2} \text{ s}^{-1}$)的应变率效应,并建立相应的本构模型。在此基础上,针对超弹性橡胶与可压缩泡沫混凝土两类减震材料,分析隧道减震层的关键设计参数对减震效果的影响规律。相关研究成果可为西部高烈度区隧道等地下工程的减震设计提供参考。

2 泡沫混凝土材料的力学特性

隧道减震层通常设置在衬砌与围岩(初衬)之间,在正常运营期,减震层需传递部分围岩压力;当遭受地震作用时,减震层需通过吸收围岩形变起到降低衬砌震害的作用。因此,泡沫混凝土作为隧道工程减震材料,需具有一定的承载力、相对较低的剪切模量、良好的变形性能、较好的施工性能及耐久性、防火性能。笔者所在课题组针对上述要求经过多年努力研制了一种新型泡沫混凝土材料^[16]。本节相关力学试验则以该新型泡沫混凝土材料为基础,通过调整单位体积泡沫量得到不同密度的泡沫

混凝土试样。

2.1 试验设备与方案

2.1.1 试验设备

本次试验在武汉岩土所自行研制的 RMT150C 试验机上进行,该试验机主要用于岩石和混凝土一类材料的力学性能试验。可完成单轴压缩、单轴间接拉伸、三轴压缩等多种力学试验。可采用位移、行程、载荷和组合控制方式,加载波形包括斜波、正弦波、三角波及方波。垂直最大出力为 1 000 kN,最大行程为 50 mm;水平最大出力为 500 kN,最大行程为 50 mm。采用位移控制时,垂直加载速率为 $0.000\ 1 \sim 1.000\ 0 \text{ mm/s}$ 。

2.1.2 试验方案

本次试验的试样采用圆柱形 50 mm×100 mm 标准试样。为研究不同密度泡沫混凝土材料的力学特性,基于已研制的新型泡沫混凝土材料,通过调整单位体积中的泡沫量得到 4 种不同密度的泡沫混凝土,4 种泡沫混凝土材料的密度分别为 250、400、550、800 kg/m³。

考虑到工程现场围岩条件及地应力水平的差异,为研究不同围压条件下材料的力学特性,每种密度试样选取 3 种围压水平。

地震荷载作用下,岩土介质的应变率变化处于中等应变率范围($10^{-4} \sim 10^{-2} \text{ s}^{-1}$)^[17]。因此,为研究地震作用下泡沫混凝土材料的应变率效应,开展了泡沫混凝土试样在 4 种应变率下(10^{-5} 、 10^{-4} 、 10^{-3} 、 10^{-2} s^{-1})的单轴与三轴压缩试验,其中以 10^{-5} s^{-1} 为静力学应变率。

2.2 试验结果

2.2.1 围压的影响

图 1 为低密度(250 kg/m³)泡沫混凝土试样的应力-应变曲线。从图中可以看出,单轴压缩条件下,泡沫混凝土试样达到强度前近似线弹性,达到强度后,随着塑性应变的增加,应力降低较小,材料应力-应变曲线接近理想弹塑性。随着围压的增加,泡沫混凝土的强度及屈服后残余强度均不断增加。应力-应变曲线逐渐由应变软化型经理想弹塑性向应变强化型转变。从图 2 中可以看出,低密度泡沫混凝土试样的破坏形态为骨架坍塌破坏,试样轴向变形较均匀而径向变形较小。当达到材料强度后,随着轴向变形不断增加,材料部分骨架发生屈服破坏,在部分骨架塌陷的同时,内部应力转移至另一部分骨架上,因此,峰后应力基本保持稳定。随着围压的增加,径向同样会发生压缩变形,当体积压缩至一定量后,由于密度的增加其承载力也随之增加,

导致了峰后的应变硬化现象。

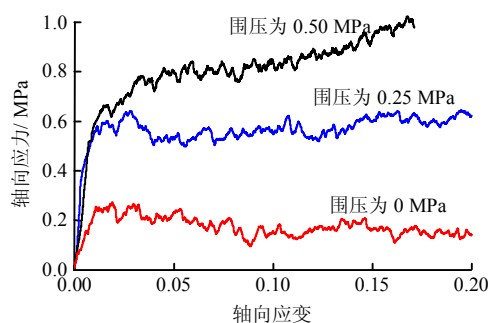


图1 不同围压下泡沫混凝土试样(密度为 250 kg/m^3)的应力-应变曲线

Fig.1 Stress-strain curves of foamed concrete with a density of 250 kg/m^3 under different confining pressures

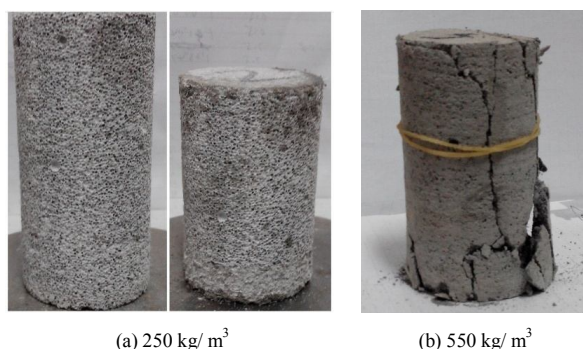


图2 泡沫混凝土试样单轴压缩试验中的破坏形态

Fig.2 Failure modes of foamed concrete with different densities in uniaxial compression

2.2.2 密度的影响

对比图1及图3可以发现,随着密度的增加,在单轴压缩时,材料强度明显提高;但试样脆性增强,峰后应力大幅降低,之后呈现塑性流动。同时,高密度试样出现应变硬化现象所需的围压更大。

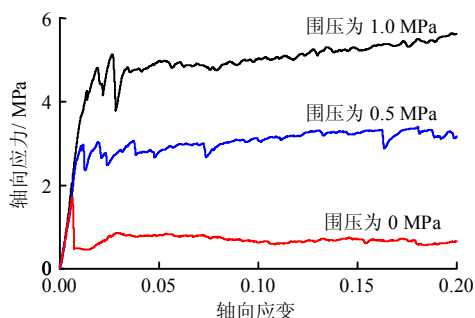


图3 不同围压下泡沫混凝土试样(密度为 550 kg/m^3)的应力-应变曲线

Fig.3 Stress-strain curves of foamed concrete with a density of 550 kg/m^3 under different confining pressures

上述现象可解释为:材料强度主要由骨架决定,随着密度的增加,骨架所占比例提高,材料强度不断增长。如图2所示,高密度试样在低围压下的破坏

坏方式为劈裂剪切破坏,呈现出一定的脆性;当达到材料强度后,由于剪切面的抗剪强度小于材料的强度,峰后应力明显降低,峰后残余应力主要由剪切面控制。随着围压的增加,围压限制了裂隙的萌生与扩展,其破坏方式向骨架坍塌破坏转变,其强度及残余强度均不断增加。

2.2.3 应变率效应

从图4可以看出,在有围压的情况下,材料在达到强度后表现出明显的应变硬化。随着应变率的增加,材料的强度及屈服后应力均有所增加,且峰后应力增量大于强度增量,应变硬化现象更加明显。对比图4与图5可以看出,随着围压的增加,峰后各曲线间的差异增加,应变率效应更加显著。高密度试样在不同应变率条件下的变化规律与低密度相似。上述现象可解释为:在有围压条件下,由于受到围压的约束作用,试样的破坏形态以骨架塌落破坏为主。峰后塑性流动主要表现为体积压缩,随着塑性应变的增加,体积压缩量及试样密度不断增加,骨架所占比重提高。而在中等应变率范围内,材料的应变率效应主要受骨架或密度的影响,因此,应

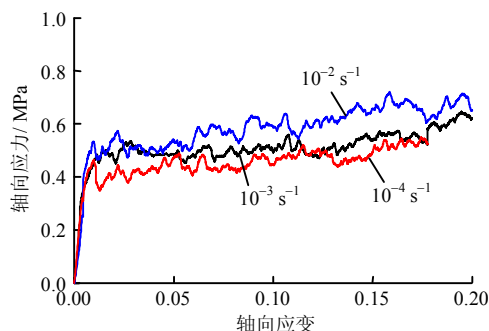


图4 0.25 MPa 围压下不同应变率时泡沫混凝土试样(密度为 250 kg/m^3)应力-应变曲线

Fig.4 Stress-strain curves of foamed concrete with a density of 250 kg/m^3 under the confining pressure of 0.25 MPa and different strain rates

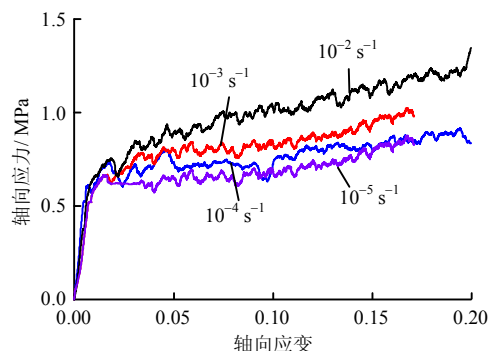


图5 0.5 MPa 围压下不同应变率时泡沫混凝土试样(密度为 250 kg/m^3)应力-应变曲线

Fig.5 Stress-strain curves of foamed concrete with a density of 250 kg/m^3 under the confining pressure of 0.5 MPa and different strain rates

变率效应更加明显。

为分析材料单轴抗压强度及弹性模量随应变率的变化规律,考虑到试样间的离散性,同一密度同一应变率条件下进行 6 组单轴压缩试验。然后对 6 组试验得到的单轴压缩强度与弹性模量取平均,结果如图 6 与图 7 所示。从图 6 中可以看出,以拟静力应变率 10^{-5} s^{-1} 为基准,随着应变率的提高,在对数坐标系下泡沫混凝土的单轴抗压强度近似呈线性增长;同时,试样密度越高,增长速度越快,但在试验应变率范围内材料的单轴抗压强度的总体增幅较小,最大增幅不足 10%。这是由于在试验应变率范围内,应变率效应主要由骨架引起,由于泡沫混凝土材料存在大量孔隙,材料的骨架比例低,其强度随应变率的增幅较小。随着密度的提高,骨架所占比例增加,强度增幅随之增加。从图 7 可以看出,随着应变率的增加,材料的弹性模量呈现增长的趋势,但弹性模量增幅小于单轴抗压强度的增幅,且在试验应变率范围内离散性较大。这与前人的研究成果^[12]基本吻合。

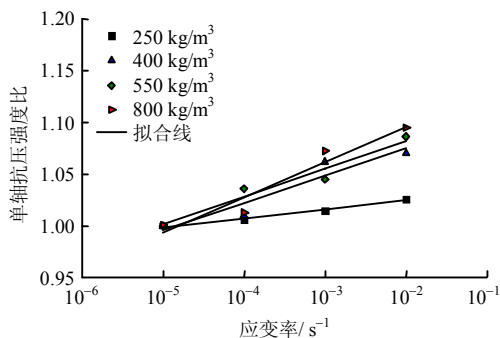


图 6 泡沫混凝土材料单轴抗压强度比与应变率间的关系
Fig.6 Relationships between strain rate and uniaxial compressive strength ratio of foamed concrete

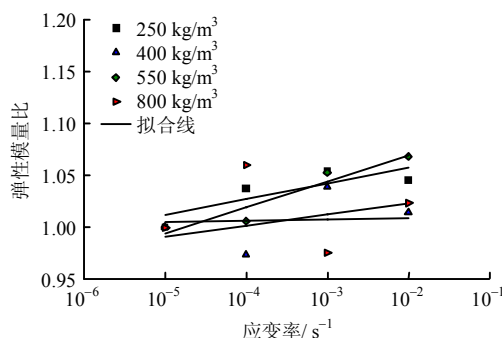


图 7 泡沫混凝土材料弹性模量比与应变率间的关系
Fig.7 Relationships between strain rate and elastic modulus ratio of foamed concrete

3 泡沫混凝土材料本构模型

3.1 屈服面

根据上述试验结果,将材料在不同围压条件下

的屈服点绘制在 p - q 坐标系下,如图 8 与图 9 所示。其中, $p = -\sigma_{kk}/3$ 为球应力, σ_{kk} 为主应力张量; $q = \sqrt{3S_{ij}S_{ij}/2}$ 为 Mises 等效偏应力, S_{ij} 为偏应力张量。从图中可以看出,泡沫混凝土材料的屈服面在 p - q 坐标系下近似为一椭圆面。当球应力较小时,随着球应力的增加, Mises 等效应力不断增加;而当球应力超过某一数值后,随着球应力的增加, Mises 等效应力减小。对比两种不同密度可以看出,低密度的屈服面更接近于椭圆面。这是由于低密度试样破坏为骨架坍塌破坏。而高密度试样发生骨架坍塌破坏所需的围压更高,在低围压条件下会发生劈裂剪切破坏。

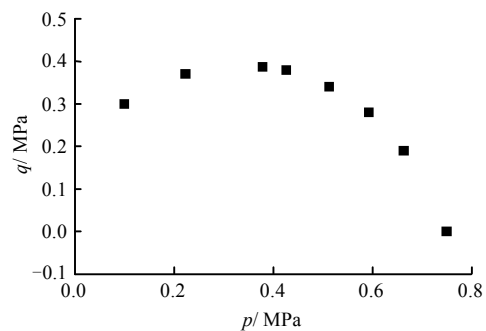


图 8 泡沫混凝土材料(密度为 250 kg/m^3) 在 p - q 平面内的屈服面形状

Fig.8 Yield surface of foamed concrete with a density of 250 kg/m^3 in p - q plane

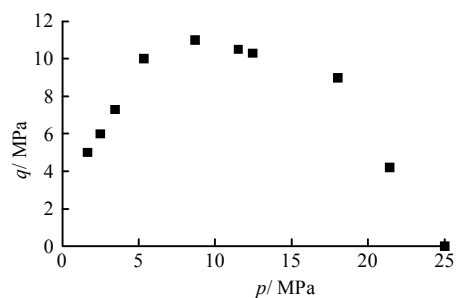


图 9 泡沫混凝土试样(密度为 800 kg/m^3) 在 p - q 平面内的屈服面形状

Fig.9 Yield surface of the foamed concrete with a density of 800 kg/m^3 in p - q plane

基于上述试验结果,如图 10 所示,采用 p - q 平面内的椭圆面模拟泡沫混凝土材料的屈服面 F :

$$F = \sqrt{q^2 + \alpha^2(p - p_0)^2} - B = 0 \quad (1)$$

式中: A 为子午面上屈服面椭圆长轴尺寸; B 为子午面上屈服面椭圆短轴尺寸; $\alpha = B/A$; $p_0 = (p_c - p_t)/2$, p_t 为材料三向均匀拉伸屈服应力; p_c 为材

料三向均匀压缩屈服应力。

上述参数可由相关试验确定:

$$\alpha = \frac{3k}{\sqrt{(3k_t + k)(3 - k)}}, \quad k = \frac{\sigma_c^0}{p_c^0}, \quad k_t = \frac{p_t}{p_c^0} \quad (2)$$

式中: σ_c^0 为单轴压缩初始屈服应力; p_c^0 为静水压力下初始屈服应力; p_t 为静水拉应力下屈服应力; k 与 k_t 为无量纲系数。

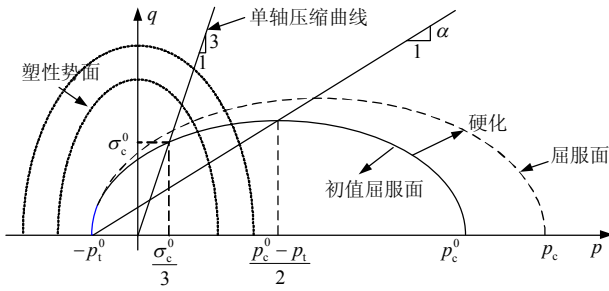


图 10 泡沫混凝土材料在 p - q 平面上屈服面的形状
Fig.10 Yield surface of crushable foam model in the p - q stress plane

图 10 中, p_t^0 为静水拉应力下初始屈服应力, 由于泡沫混凝土介质的抗拉强度远小于抗压强度, 三向均匀拉伸强度 p_t 对计算结果影响不大, 一般可取三向均匀压缩强度的 5%~10%。

3.2 流动法则

从图 11 及图 2 可以看出, 密度为 250 kg/m^3 的泡沫混凝土试样在单轴压缩试验中, 在进入塑性以后, 径向塑性应变 $-\varepsilon_2^p$ 与轴向塑性应变 ε_1^p 之比较小, 约为 0.02, 即塑性泊松比接近于 0。随着密度的增加, 塑性泊松比增加, 但高密度泡沫混凝土试样的塑性泊松比仍较小。

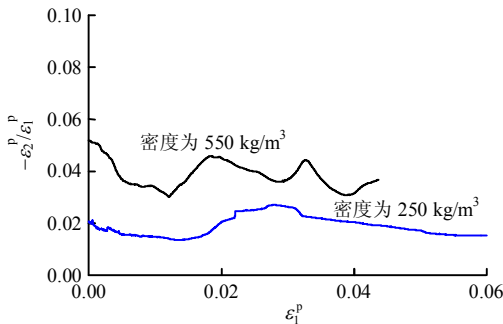


图 11 单轴压缩条件下泡沫混凝土试样径向塑性应变与轴向塑性应变间的关系

Fig.11 Relationships between axial plastic strain and radial plastic strain of foamed concrete under uniaxial compression test

从上述分析结果可以看出, 泡沫混凝土材料遵

守非相关联流动法则, 即塑性剪函数与屈服函数不相同。假定塑性势函数 λ 与屈服函数具有以下类似形式:

$$\lambda = \sqrt{q^2 + \beta p^2} \quad (3)$$

根据一致性条件, 可得

$$\beta = \frac{9(1 - 2\nu_p)}{2(1 + \nu_p)} \quad (4)$$

式中: ν_p 为塑性泊松比。

塑性势面的形状如图 10 所示, 根据塑性泊松比接近于 0 这一试验观测结果, 计算得到 $\beta = 9/2$ 。随着密度的增加, 泡沫混凝土试样在破坏过程中会出现体积变化, 此时 β 值小于 9/2。

3.3 硬化准则

从上述试验结果可以看出, 有围压条件下泡沫混凝土材料的屈服主要表现为骨架坍塌及密度增加; 而实际工程中, 隧道减震层近似为平面应变问题, 为三向应力状态。因此, 选取塑性体积应变作为硬化参数。体积硬化表现为屈服面增大, 由于泡沫混凝土材料的抗拉强度较小, 因此假定泡沫混凝土进入塑性后 p_t 保持不变, 而 p_c 随着体积的变化而变化, 其硬化方向如图 10 所示。单轴压缩试验中, 由于塑性体应变与轴向塑性应变相等, p_c 随塑性体应变的演化方程为

$$p_c(\varepsilon_{vol}^{pl}) = \frac{\sigma_c(\varepsilon_{vol}^{pl})[\sigma_c(\varepsilon_{vol}^{pl})(1/\alpha^2 + 1/9) + p_t/3]}{p_t + \sigma_c(\varepsilon_{vol}^{pl})/3} \quad (5)$$

式中: ε_{vol}^{pl} 为塑性体应变。

3.4 应变率效应

在中等应变率范围内, 随着应变率的增加, 泡沫混凝土材料强度不断增长, 在对数坐标系下, 两者近似呈线性关系。因此, 以 10^{-5} s^{-1} 拟静力应变率为基准, 泡沫混凝土材料强度与应变率间的关系可由下式表示:

$$\frac{\sigma_c(\dot{\varepsilon})}{\sigma_c(\dot{\varepsilon}_0)} = m \lg_{10} \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) + n \quad (6)$$

式中: σ_c 为材料单轴抗压强度; $\dot{\varepsilon}$ 为计算应变率; $\dot{\varepsilon}_0$ 为参考应变率; 本次试验取拟静力应变率 10^{-5} s^{-1} 。 m 与 n 为拟合常数。

根据第 2 节中的试验结果, 不同密度泡沫混凝土材料的力学参数如表 1 所示。

表 1 泡沫混凝土材料参数
Table 1 Parameters for foamed concrete

密度 /(kg/m ³)	单轴抗压 强度/MPa	弹性模量 /MPa	泊松比	k_t	k	m	n
250	0.25	26	0.14	0.030	0.40	0.009	1.042
400	1.20	160	0.16	0.010	0.34	0.026	1.128
550	1.80	270	0.18	0.005	0.20	0.027	1.136
800	5.00	940	0.20	0.001	0.10	0.034	1.164

4 隧道减震层参数分析

4.1 依托工程

我国西藏地区的嘎隆拉隧道穿越岗日嘎布山山脉，是连接波密和墨脱的重要交通枢纽。隧道全长为 3.3 km，最大埋深约为 830 m。隧道断面为马蹄形，由四心圆组成，竖向最大高度为 9.6 m，横向跨度约为 11.0 m。工程近场区存在多条活动发震断层，具备发生Ⅷ级以上强震的构造条件。嘎隆拉隧道洞口段围岩主要为块石、碎石和强风化片岩，结构较为松散，围岩稳定性较差，在强震作用下极易造成隧道衬砌的破坏。为此，本节将以嘎隆拉隧道洞口段为依托，开展隧道减震层的参数分析。

4.2 计算模型

数值计算采用大型通用有限元分析软件 ABAQUS，二维平面应变分析模型如图 12 所示，模型长为 600 m，左侧高为 240 m，右侧高为 180 m。核心区采用 3 节点线性单元，外侧采用 4 节点线性单元，最外侧采用无限单元用于吸收内部散射波，

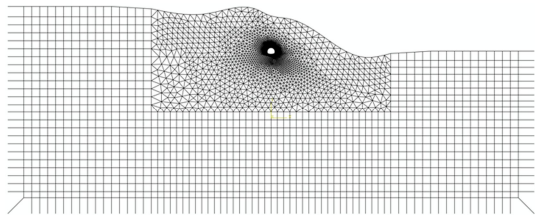


图 12 有限元分析模型
Fig.12 Meshing diagram of FE model

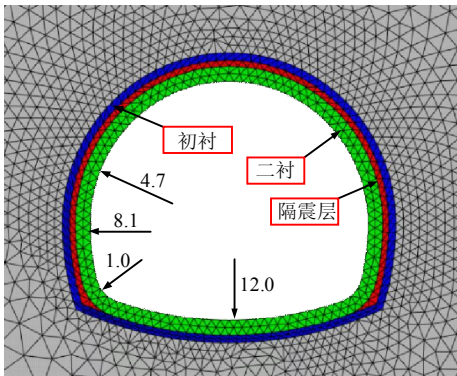


图 13 隧道衬砌及减震层模型（单位：m）
Fig.13 Tunnel lining and isolation layer (unit: m)

同时模拟无限地基的弹性恢复力。隧道衬砌及减震层模型如图 13 所示，隧道断面为马蹄形，由四心圆组成，隧道一次衬砌采用 24 cm 厚 C20 喷射混凝土，二次衬砌采用 50 cm 厚 C30 钢筋混凝土。隧道减震层设置在衬砌与二衬之间。数值仿真过程中，围岩采用 Mohr-Coulomb 理想弹塑性本构关系，衬砌采用混凝土损伤塑性模型^[18]。围岩与衬砌的物理力学参数见表 2。

表 2 围岩及衬砌混凝土力学参数
Table 2 Material parameters of surrounding rock and tunnel lining

材料	弹性模量 /GPa	泊松比	黏聚力 /MPa	摩擦角 /(°)	密度 /(kg/m ³)
围岩	1.0	0.30	0.70	39.0	2 040
初砌混凝土	25.2	0.20	0.96	51.0	2 500
二衬混凝土	30.0	0.20	1.43	58.7	2 500

已有地下工程震害资料表明，近断层地震动由于发震断层破裂的方向性效应与滑冲效应，通常含有速度脉冲型信号，其幅值大、持时长，对地下工程的影响大^[19]。考虑到依托工程场区内存在多条活动断层，为此，选取 1979 年美国 Imperial Valley 地震中 EC Meloland Overpass FF 台站记录到的水平向地震时程作为本次计算的地震动。地震动记录如图 14 所示。从图中可以看出，该地震记录包含明显的峰值脉冲，脉冲由发震断层破裂方向性效应引起的，没有残余位移，其峰值速度达到 120 cm/s。

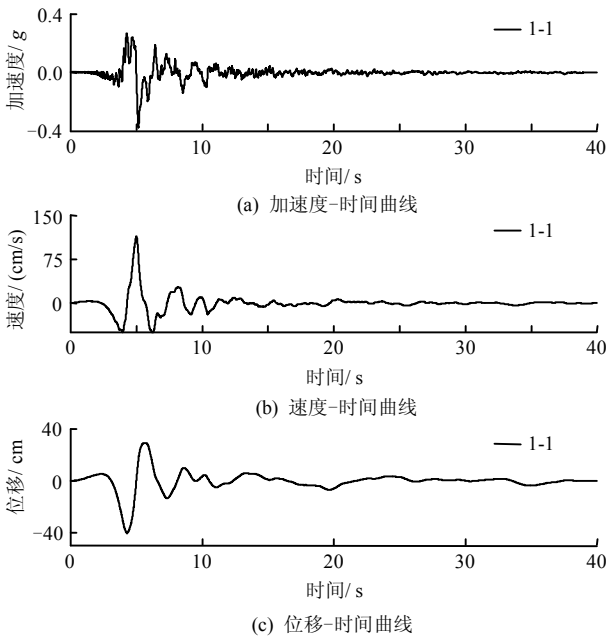


图 14 输入地震动时程曲线
Fig.14 Ground motion recording time history

数值分析过程中，首先，进行地应力平衡，获

得计算区域的初始地心力场; 然后, 模拟隧道的开挖、衬砌及减震层的施工过程, 得到衬砌在正常运行状态下的静力响应; 最后, 进行遭遇地震过程的模拟分析, 将上述图所示的剪切波自模型底部垂直向上输入, 分析地震作用下隧道的动力响应。

4.3 分析工况

4.3.1 橡胶减震材料

橡胶材料是典型的超弹性材料, 能够承受较大变形(500%)且不发生永久形变, 广泛运用于航空、汽车及楼房桥梁工程的减震中。但由于地下工程的震害机制、施工工法及所处地质环境与地面工程不同, 橡胶材料尚未大范围运用至地下结构的减震中。为研究橡胶材料作为地下工程减震材料的可行性, 本节将对比分析橡胶材料与泡沫混凝土两种材料作为地下工程减震材料的性能与效果。

橡胶材料为典型的超弹性材料, 通常采用应变能密度函数描述其力学特性, 通过 GREEN 公式计算应力与应变。在本文的研究中, 橡胶材料的应变能密度采用 Mooney-Rivlin 模型^[20]。当温度处于 20~27℃ 范围内, 橡胶的杨氏模量处于 1~10 MPa 范围。为此, 本文在此范围内选取 4 组弹性模量, 4 种橡胶材料的物理力学参数如表 3 所示。

表 3 橡胶材料参数
Table 3 Parameters of rubber

橡胶类型	密度/(kg/m ³)	弹性模量/MPa	泊松比
1	1 000	1.0	0.495
2	1 000	4.0	0.495
3	1 000	7.0	0.495
4	1 000	10.0	0.495

4.3.2 工况设置

为研究减震材料类型、材料剪切模量、减震层厚度以及减震层-衬砌界面对减震效果的影响规律, 本节基于已开展的泡沫混凝土的力学试验, 设置如表 4 所示 14 种工况。

4.4 计算结果

4.4.1 剪性模量的影响

由于计算断面处, 隧道处于偏压状态, 地震作用下左侧拱脚由于应力集中而易发生破坏, 因此选取该处作为应力监测位置。同时, 减震层并不改变地震作用下二衬结构的应力变化规律^[9]。因此, 在下文各个工况减震效果的对比中, 只考虑地震过程中监测位置衬砌的应力峰值。

表 4 计算对比工况
Table 4 Computation cases

工况	材料	减震层 厚度/cm	减震层-衬砌界面	
			是否滑移	摩擦系数
1	橡胶-1	15	不滑移	/
2	橡胶-2	15	不滑移	/
3	橡胶-3	15	不滑移	/
4	橡胶-4	15	不滑移	/
5	泡沫混凝土(250 kg/m ³)	15	不滑移	/
6	泡沫混凝土(400 kg/m ³)	15	不滑移	/
7	泡沫混凝土(550 kg/m ³)	15	不滑移	/
8	泡沫混凝土(800 kg/m ³)	15	不滑移	/
9	泡沫混凝土(250 kg/m ³)	10	不滑移	/
10	泡沫混凝土(250 kg/m ³)	20	不滑移	/
11	泡沫混凝土(800 kg/m ³)	15	全滑移	0.0
12	泡沫混凝土(800 kg/m ³)	15	滑移	0.5
13	泡沫混凝土(800 kg/m ³)	15	滑移	1.0
14	无减震层	0	/	/

图 15 显示了二衬左侧拱脚位置单元峰值压应力、峰值拉应力及峰值剪应力随减震材料剪切模量的变化规律, 其中 G_0 为围岩的剪切模量, G 为减震层的剪切模量, $\sigma_{t,max}$ 为峰值拉应力, τ_{max} 为峰值剪应力, $\sigma_{c,max}$ 为峰值压应力。从图中可看出, 尽管 3 者的数值有较大差异, 但随剪切模量的变化规律基本一致。随着减震材料剪切模量的增加, 衬砌应力的变化可大致分为增长、相对稳定、再增长 3 个阶段。减震材料的剪切模量越低, 减震效果越好; 当剪切模量相当时, 泡沫混凝土减震材料的减震效果优于橡胶材料。

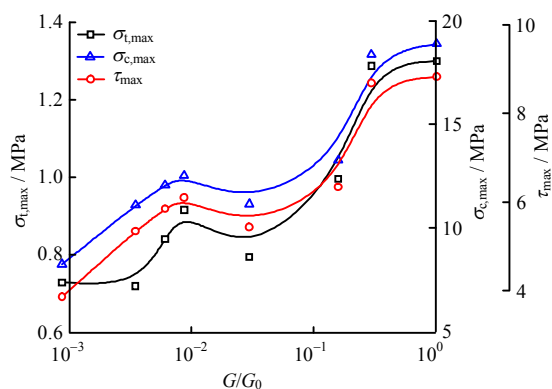


图 15 二衬左侧拱脚位置单元峰值应力随减震材料剪性模量的变化

Fig.15 Variation of peak stresses at left arch of the secondary linings with the modulus of isolation material

从图 16 中可以看出, 随着减震材料剪切模量的增加, 二衬塑性区面积不断增加, 塑性区面积同样经历缓慢增加、相对稳定、迅速增加 3 个阶段。当

减震层剪切模量与围岩的相当时 ($G/G_0=1.0$), 由于洞口偏压、埋深浅、输入地震动峰值大且具有速度脉冲等因素, 隧道衬砌塑性区面积 (等效塑性应变大于 10^{-5}) 达到衬砌总面积的 15%。上述现象可解释为: 地震作用下围岩的变形受地下结构的影响很小, 减震材料的剪切模量越小, 围岩向衬砌传递的应力越小, 衬砌的应力及塑性区越小。

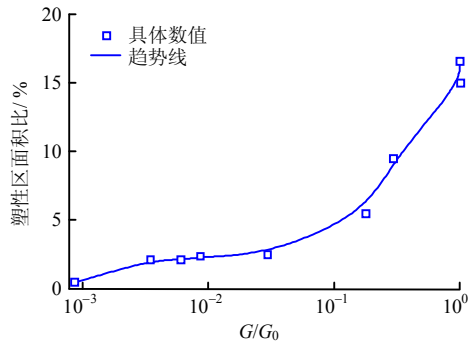


图 16 衬砌塑性区面积随减震材料弹性模量的变化
Fig.16 Relationship between plastic area of tunnel lining and modulus of isolation material

4.4.2 减震层厚度的影响

从图 17 与图 18 可以看出, 随着减震层厚度的增加, 衬砌峰值应力呈现减小的趋势。尽管监测单元峰值拉应力、峰值剪应力、峰值压应力量值有差别, 但随减震层厚度的变化规律基本一致。对比无减震层的工况, 施加 10 cm 厚泡沫混凝土减震层后, 衬砌峰值拉应力、剪应力、压应力分别降低约 30%、35%、38%。而减震层厚度自 10 cm 增加至 20 cm 时, 衬砌峰值拉应力、剪应力、压应力分别降低约 11%、6%、8%。从图 18 中可以看出, 衬砌塑性区面积与衬砌应力呈现相同的变化规律, 而减震层厚度自 10 cm 增加至 20 cm 时, 衬砌塑性区面积基本没有变化。

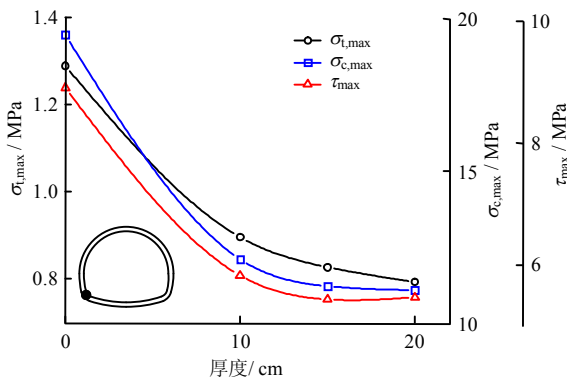


图 17 二衬左侧拱脚单元峰值应力随减震材料厚度的变化
Fig.17 Relationships between peak stresses of left arch of the secondary linings and the thickness of isolation layer

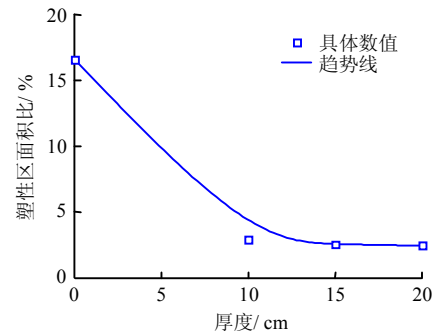


图 18 衬砌塑性区面积随减震层厚度的变化
Fig.18 Relationship between the plastic zone area of tunnel lining and the thickness of isolation layer

上述结果表明: 施加减震层可有效降低衬砌震害, 但当减震层达到一定厚度后, 减震层厚度对衬砌地震响应的影响较小, 且增加减震层厚度会造成工程量增加。因此, 对于特定工程, 存在一个最优减震层厚度。

4.4.3 减震层-衬砌界面力学特性的影响

根据前期开展的减震层现场施工方法, 减震层-衬砌界面的力学性质受施工浇筑方法、界面粗糙度、围岩压力等因素的影响。在地震作用下, 减震层-衬砌界面间可能发生法向分离及切向滑移现象。因此, 为研究减震层-衬砌界面的力学性能对减震效果的影响, 本节将对比分析界面不滑移、全滑移及摩擦接触工况下衬砌受力与变形。

图 19 显示了全滑移、不滑移两种界面假定下衬砌不同位置处的峰值剪应力。从图中可以看出, 在垂直入射的剪切波作用下, 两侧拱肩及拱脚位置的应力明显大于拱顶、拱底及拱腰; 同时, 全滑移情况下衬砌不同位置处的剪应力小于不滑移情况。这是由于在垂直传播的剪切波作用下, 围岩向衬砌传递的形变为椭圆变形, 拱肩-拱脚处直径变形率最大, 导致拱肩与拱脚处应力明显大于其他位置。

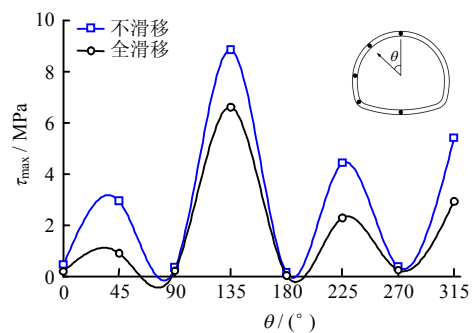


图 19 全滑移与不滑移情况下衬砌不同位置峰值剪应力
Fig.19 Peak stresses at different locations of tunnel lining for full-slip and no-slip interface assumptions

选取衬砌左侧拱脚为监测位置,图 20 给出了该位置单元峰值拉应力、剪应力及压应力随减震层-衬砌界面摩擦系数的变化规律,从图中可以看出,随着界面切向摩擦系数的增加,峰值拉应力、剪应力及压应力均不断增加。当界面摩擦系数自 0.0 增加至 1.0 时,三者分别增长约 80%、20%、23%。而不滑移工况下,三者分别增长 540%、49%、51%。图 21 给出了衬砌塑性区面积随界面摩擦系数的变化规律,从图中可以看出,采用不同密度混凝土减震层时的减震效果差别很大;但塑性区面积比随界面摩擦系数的变化规律基本一致,随着界面摩擦系数的增加,衬砌塑性区面积不断增加,衬砌的震害加剧。

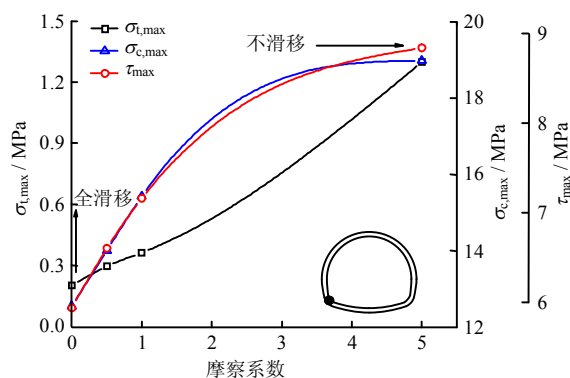


图 20 衬砌左侧拱脚处单元峰值应力随减震层-衬砌界面摩擦系数的变化

Fig.20 Influence of friction coefficient at foamed concrete-lining interface on peak stresses of left arch

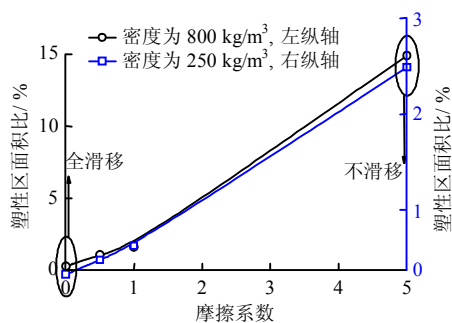


图 21 衬砌塑性区面积随减震层-衬砌界面摩擦系数的变化

Fig.21 Influence of friction coefficient at foamed concrete-lining interface on plastic zone area of tunnel lining

这是由于随着减震层-衬砌切向摩擦系数的增加,剪切地震波作用下,围岩通过减震层向衬砌传递的切向摩擦力增加,衬砌切向形变增加,导致衬砌内力不断增加。因此,在同等情况下,采用改变

现场浇筑工艺、调整界面粗糙度等方法降低减震层-衬砌间的摩擦角,达到增加减震效果的目的。

5 结 论

(1) 随着泡沫混凝土材料密度的增加,骨架所占比增加,材料强度不断增长;单轴压缩破坏形态由骨架坍塌破坏逐渐转化为劈裂剪切破坏,峰后应变软化现象与材料脆性均增强。随着围压的不断增长,泡沫混凝土材料的强度及峰后残余应力均不断增加,材料由应变软化逐渐转化为应变硬化。

(2) 在中等应变率范围($10^{-5} \sim 10^{-2} \text{ s}^{-1}$)内,随着应变率的提高,泡沫混凝土材料的单轴抗压强度在对数坐标系下近似呈线性增加,但增长幅度较小,最大增幅不足 10%;同时,随着应变率的提高,峰后残余应力也明显增加。随着围压与塑性应变的增加,材料的率敏感性增加。

(3) 减震材料的剪切模量对减震层减震效果具有显著影响,随着减震材料剪切模量的增加,衬砌地震响应呈现缓慢增长、相对稳定、迅速增长 3 阶段。在剪切模量相当的情况下,泡沫混凝土材料的减震效果优于橡胶材料。

(4) 随着减震层厚度增加,衬砌震害程度呈现首先迅速降低而后相对稳定的特点。综合考虑施工成本与减震效果,对于特定工程而言,存在最优减震层厚度。

(5) 减震层-衬砌间界面的力学特性对衬砌内力影响较大,随着界面摩擦系数的增加,衬砌震害不断增强。减震层与衬砌间采用位移耦合方式会低估减震层的减震效果。工程减震设计时应尽量降低减震层-衬砌界面的抗剪强度。

参 考 文 献

- [1] HUO H, BOBET A, FERNANDEZ G, et al. Load transfer mechanism between underground structure and surrounding ground: evaluation of the failure of the Daikai station[J]. *Journal of Geotechnical and Geoenvironmental Engineering*, 2005, 131(12): 1522—1533.
 - [2] 陈正勋, 王泰典, 黄灿辉. 山岭隧道受震损害类型与原因之案例研究[J]. *岩石力学与工程学报*, 2011, 30(1): 45—57.
- CHEN Cheng-hsun, WANG Tai-tien, HUANG Tsanh-wei. Case study of earthquake-induced damage patterns of

- rock tunnel and associated reason[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2011, 30(1): 45—57.
- [3] LI TIANBIN. Damage to mountain tunnels related to the Wenchuan earthquake and some suggestions for aseismic tunnel construction[J]. **Bulletin of Engineering Geology and The Environment**, 2012, 71(2): 297—308.
- [4] KIM D S, KONAGAI K. Seismic isolation effect of a tunnel covered with coating material[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2000, 15(4): 437—443.
- [5] KONAGAI K, KIM D S. Simple evaluation of the effect of seismic isolation by covering a tunnel with a thin flexible material[J]. **Soil Dynamics and Earthquake Engineering**, 2001, 21(4): 287—295.
- [6] 高峰, 石玉成, 严松宏, 等. 隧道的两种减震措施研究[J]. 岩石力学与工程学报, 2005, 24(2): 222—229.
GAO Feng, SHI Yu-cheng, YAN Song-hong, et al. Study of two shock absorption measures in tunnel[J]. **Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering**, 2005, 24(2): 222—229.
- [7] 王明年, 崔光耀. 高烈度地震区隧道减震模型的建立及其减震效果模型试验研究[J]. 岩土力学, 2010, 31(6): 1884—1890.
WANG Ming-nian, CUI Guang-yao. Establishment of tunnel damping model and research on damping effect with model test in highly seismic area[J]. **Rock and Soil Mechanics**, 2010, 31(6): 1884—1890.
- [8] 王明年, 崔光耀. 高烈度地震区隧道设置减震层的减震原理研究[J]. 土木工程学报, 2011, 44(8): 126—131.
WANG Ming-nian, CUI Guang-yao. Study of the mechanism of shock absorption layer in the supporting system of tunnels in highly seismic areas[J]. **China Civil Engineering Journal**, 2011, 44(8): 126—131.
- [9] CHEN Z Y, SHEN H. Dynamic centrifuge tests on isolation mechanism of tunnels subjected to seismic shaking[J]. **Tunnelling and Underground Space Technology**, 2014, 42(5): 67—77.
- [10] ZHANG J, LIN Z. Constitutive modeling and material characterization of polymeric foams[J]. **Transactions of the ASME: Journal of Engineering Materials and Technology**, 1997, 119: 284—291.
- [11] TAGARIELLI V L, DESHPANDE V S, FLECK N A, et al. A constitutive model for transversely isotropic foams, and its application to the indentation of balsa wood[J]. **International Journal of Mechanical Sciences**, 2005, 47(4): 666—686.
- [12] DANIEL I M, CHO J M. Characterization of anisotropic polymeric foam under static and dynamic loading[J]. **Experimental Mechanics**, 2011, 51(8): 1395—1403.
- [13] TAGARIELLI V L, DESHPANDE V S, FLECK N A. The high strain rate response of PVC foams and end-grain balsa wood[J]. **Composites Part B: Engineering**, 2008, 39(1): 83—91.
- [14] VIOT P, BEANI F, LATAILLADE J L. Polymeric foam behavior under dynamic compressive loading[J]. **Journal of Materials Science**, 2005, 40(22): 5829—5837.
- [15] DANIEL I M, CHO J M, WERNER B T. Characterization and modeling of stain-rate-dependent behavior of polymeric foams[J]. **Composites Part A**, 2013, 45(2): 70—78.
- [16] ZHAO WUSHENG, CHEN WEIZHONG, TAN XIAOJUN, et al. Study on foamed concrete used as seismic isolation material for tunnels in rock[J]. **Materials Research Innovations**, 2013, 17(7): 465—472.
- [17] 肖诗云, 林皋, 王哲, 等. 应变率对混凝土抗拉特性影响[J]. 大连理工大学学报, 2004, 41(6): 721—725.
XIAO Shi-yun, LIN Gao, WANG Zhe, et al. Effects of strain rate on dynamic behavior of concrete in tension[J]. **Journal of Dalian University of Technology**, 2004, 41(6): 721—725.
- [18] LEE J, FENVES G L. Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures[J]. **Journal of Engineering Mechanics**, 1998, 124(8): 892—900.
- [19] ZHAO WUSHENG, CHEN WEIZHONG. Effect of near-fault ground motions with long-period pulses on the tunnel[J]. **Journal of Vibroengineering**, 2015, 17(2): 841—858.
- [20] SACCOMANDI G, OGDEN R W. Mechanics and thermomechanics of rubberlike solids[M]. New York: Springer, 2004: 79—80.