

文章编号: 1001-1455 (2000)04-0326-07

# 水泥砂浆石在准一维应变下的 动态力学性能研究<sup>\*</sup>

施绍裘<sup>1,2</sup>, 陈江瑛<sup>1,2</sup>, 李大红<sup>1</sup>, 王礼立<sup>1,2</sup>

(1. 中物院流体物理研究所冲击波物理与爆轰物理实验室, 四川 绵阳 621900;

2. 宁波大学力学与材料科学研究中心, 浙江 宁波 315211)

摘要: 以改进的 SHPB 被动围压试验方法, 研究了水泥砂浆石在准一维应变下的动态力学响应。分析讨论了试验结果与围压套筒材料性质、几何尺寸等的关系。得到了水泥砂浆石的动态泊松比、动态杨氏模量、动态压缩强度。分析了试验中的摩擦力效应及其对围压下轴向应力应变关系的影响, 完成了对材料弹性常数的修正。

关键词: 水泥砂浆石; 围压; 动态力学响应; 高应变率; 准一维应变

中图分类号: O347.3 文献标识码: A

## 1 引 言

大量已有试验结果表明, 应力状态对混凝土力学性能有重要的影响。如在三向受压时, 随着侧压力增加, 试件的强度和延性都有显著提高。人们正努力把这种认识应用到工程实际中去。近年来, 对各种工程混凝土柱体结构如桥墩、支撑等, 为提高其强度及延性, 广泛地采用柱体四周带侧压约束的结构形式<sup>[1]</sup>。这样必须更清楚地了解与掌握混凝土在复杂应力状态下的力学性能。尽管众多研究者采用了不同的加载技术进行了混凝土在多轴应力状态下的力学性能研究, 但大多是在静态下进行的, 动态的不多。Malvern 采用 Split-Hopkinson Pressure Bar (SH-PB) 及被动围压套筒装置进行了混凝土的动态冲击试验, 但只给出了被动围压下的轴向应力应变曲线及试样的永久变形、残余强度<sup>[2]</sup>。至于被动围压与轴向应力之间的关系及如何求得混凝土的真实的弹性常数及动态屈服极限等, 有待进一步深入研究。

水泥砂浆石为构成混凝土的基底材料。一维应力下 SHPB 冲击压缩试验表明, 水泥砂浆石试样呈冲击脆化倾向, 破坏发生时轴向应变不超过 0.005<sup>[3]</sup>。而一维应变试验中, 由于试验压力高达 10GPa 量级, 远超过试样的剪切(抗畸变)强度, 所测得的实际上是材料的高压状态方程(流体动力学模型), 难以确定应力偏量的影响<sup>[4]</sup>。因此有必要在 SHPB 装置上对水泥砂浆石在应变率  $\dot{\epsilon} = 10^2 \sim 10^3 \text{ s}^{-1}$  时, 且有围压的准一维应变条件下, 对其动态力学行为作进一步深入的研究。

本文中, 改进了 Malvern 的试验方法, 采用“油膜”作为传递压力的耦合介质。在研究被动

\* 收稿日期: 1999-12-21; 修回日期: 2000-02-21

基金项目: 国防科技重点实验室基金项目(97JS75.2.2.QT1901); 国家自然科学基金项目(19772021)

作者简介: 施绍裘(1946—), 男, 副教授。

围压下试样的动态响应时, 计及试样的径向变形 ( $\epsilon_r \neq 0$ ), 分析推得了水泥砂浆石动态下的泊松比  $\nu_2$ 、杨氏模量  $E_2$ 、动态压缩强度  $Y$ 。并分析了试样外周的摩擦力效应及其对被动围压下轴向应力应变关系的影响, 完成了对材料弹性常数的修正。

## 2 试验方法

试验在宁波大学自制电脑化 SHPB 装置上进行, 被动围压套筒装置示意图见图 1。由瞬态波形存储器记录输入、输出压杆上应力波的入射、反射和透射波形以及套筒外壁环向应变的脉冲波形。由入射、反射及透射波形经一维应力波理论处理可得到试样的准侧限轴向应力应变曲线。由套筒外壁环向应变片记录的脉冲波形可算得套筒外壁环向应变。再由厚壁圆筒弹性理论<sup>[5]</sup>, 可进一步求得圆筒内壁处压力  $p_1$ 。从而可确定试样所受围压  $p_2$ , 或试样外径处径向应力  $\sigma_r|_{r=a}$ , 有  $p_2 = -\sigma_r|_{r=a} = p_1$ 。

这样通过实测波形, 一方面可求得被动围压下的准侧限轴向应力应变关系  $\sigma_z - \epsilon_z$ ; 另一方面, 由试样外径处的径向应力时程曲线  $\sigma_r|_{r=a} - t$  及准侧限轴向应力时程曲线  $\sigma_z - t$ , 消去时间  $t$ , 即可求得相应的  $\sigma_r|_{r=a} - \sigma_z$  关系, 即轴向应力与被动围压关系  $\sigma_z - p$ 。

当试样与套筒间的摩擦力可忽略时, 由厚壁圆筒弹性理论<sup>[5]</sup>, 对仅受内压  $p_1$  的厚壁圆筒, 在圆筒内半径  $r = a$  处径向位移

$$u_a = \frac{p_1}{E_1} \left[ \frac{(1 - \nu_1)a^3}{b^2 - a^2} + \frac{(1 + \nu_1)ab^2}{b^2 - a^2} \right] \quad (1)$$

式中:  $a$ 、 $b$  为厚壁圆筒内、外半径,  $E_1$ 、 $\nu_1$  为厚壁圆筒材料的杨氏模量和泊松比。而对于受围压  $p_2$  的圆柱体试样, 由弹性理论<sup>[5]</sup> 可推得试样外径  $r = a$  处径向位移

$$u_a = \frac{1}{E_2} [-p_2(1 - \nu_2) - \nu_2 \sigma_z] a \quad (2)$$

式中:  $E_2$ 、 $\nu_2$  为试样材料的杨氏模量和泊松比。试样外径与厚壁圆套筒内径处应满足牛顿第一定律和径向位移连续性条件, 即 (1) 式与 (2) 式相等, 且  $p_1 = p_2 = p$ , 可得

$$\frac{E_2}{E_1} \left[ \frac{(1 - \nu_1)a^3}{b^2 - a^2} + \frac{(1 + \nu_1)ab^2}{b^2 - a^2} \right] = \left[ -(1 - \nu_2) - \nu_2 \frac{\sigma_z}{p} \right] a \quad (3)$$

引入无量纲界面半径  $\bar{a} = a/b$ , 上式可简化

$$\frac{\sigma_z}{p} = - \frac{(1 - \nu_2) + \varphi_1 E_2 / E_1}{\nu_2} \quad (4)$$

进而可推得

$$(\varphi_1 / E_1) [N(1 - 2\nu_2 M)] + 1 - \nu_2 - \nu_2 / M = 0 \quad (5)$$

式中:  $M = \sigma_r|_{r=a} / \sigma_z = -p / \sigma_z$  为  $\sigma_r|_{r=a} - \sigma_z$  弹性段斜率,  $N = \sigma_z / \epsilon_z$  为  $\sigma_z - \epsilon_z$  弹性段斜率。  $\varphi_1$  为只依赖于套筒内外径比值  $\bar{a}$  和泊松比  $\nu_1$  的系数,  $\varphi_1 = (1 + \bar{a}^2) / (1 - \bar{a}^2) + \nu_1$ 。

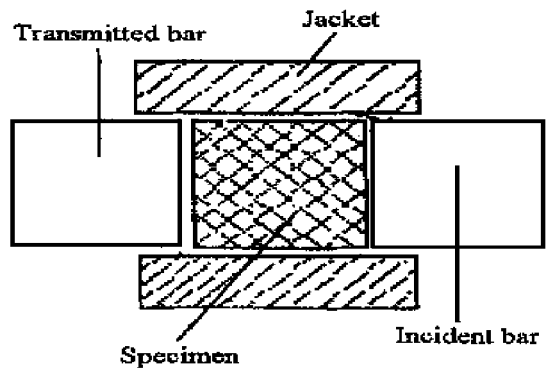


图 1 被动围压套筒装置示意图

Fig.1 Configuration of the confining jacket

这样可按(5)式由实测的  $N$  和  $M$  求解试样材料的泊松比  $\nu_2$ , 再由下式可进一步求得试样材料的杨氏模量  $E_2$ ,

$$\epsilon_z = \frac{\sigma_z}{E_2} (1 + 2\nu_2 \frac{P}{\sigma_z}) \quad (6)$$

随着轴向应力  $\sigma_z$  的继续增加, 试样材料从弹性状态向粘塑性状态转化。如以随应变率移动的屈服面来表征, 在给定应变率下, 采用 Von-Mises 屈服判据

$$Y = \frac{1}{\sqrt{2}} [(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + (\sigma_r - \sigma_z)^2 + (\sigma_\theta - \sigma_z)^2]^{1/2} \quad (7)$$

由  $\sigma_r = \sigma_\theta$ , 上式简化为:  $Y = \sigma_z - \sigma_r$ 。在试样外径处有

$$Y = \sigma_z - \sigma_r |_{r=a} \quad (8)$$

上式表明, 与试样从弹性状态向粘塑性状态转化相对应, 试样外径处径向应力对轴向应力关系  $\sigma_r |_{r=a} - \sigma_z$  将有一转折, 由(4)式表述的线性弹性关系转化为由(8)式表述的理想粘塑性线性关系。由(8)式可知, 在理想状况下, 其粘塑性区的斜率为 1, 即与  $\sigma_z$  轴和  $\sigma_r |_{r=a}$  轴均成  $45^\circ$  交角。相应的动态屈服强度  $Y$  可由此段曲线上任意点上  $\sigma_z$  与  $\sigma_r |_{r=a}$  差值确定, 也可由此段直线在  $\sigma_z$  轴上的截距确定。

在文献[2]中, Malvern 为获得对试样均匀的径向围压, 采用试样与套筒间紧配合的方式。发现套筒内圆和试样外圆表面的粗糙度和不圆度极大地影响着径向围压的即时产生、传递及在试样周边分布的均匀性。这些对套筒与试样的机械加工提出很高的要求。为此, 我们采用“油膜”作为套筒内表面和试样外表面间围压传递的耦合剂, 而试样与套筒尺寸间采用的是动配合方式。体积相对难以压缩的油膜介质, 在足以使应力波在油膜来回反射几次的极短时间(微秒量级)内, 可均匀地产生、传递径向被动围压。这样既大大降低了机械加工精度要求, 又满足了使用要求。由于油膜的润滑特性, 还可适量减少试样与套筒内壁间的摩擦力。

根据上述实验原理与方法, 确定了圆柱形试样尺寸为直径 15.2mm, 高度 11.5mm。试样原材料选用 525 #普通硅酸盐水泥, 掺入粒径 0.3~0.6mm 的海砂, 按水泥:砂子:水=1:2:0.5 重量比混合搅拌均匀, 注模, 振动以排气孔, 凝固硬化 24 小时后脱模, 放在常温水中 (20~25℃) 养护 28 天, 即得水泥砂浆石样品, 密度为 2.21t/m<sup>3</sup>。被动围压套筒内、外壁直径分别为 15.2mm 和 25.2mm, 高度为 14.3mm。套筒内径与试样外径尺寸公差控制在  $\pm 0.05\text{mm}$ 。

### 3 试验结果与讨论

#### 3.1 试验结果

试验中采集到的输入、输出压杆和套筒外壁环向应变的典型的原始波形, 如图 2 所示。处理后试样典型的准侧限轴向应力应变曲线如图 3 所示。典型的  $\sigma_r |_{r=a} - \sigma_z$  平面上的数据及对弹性段和粘塑性段拟合的直线如图 4 所示。

由图 2 可知, 套筒外壁环向应变的脉冲波形起跳点约比侧限轴向应力波形起跳点(以入射波起跳点到反射波起跳点间隙时间的二分之一算)迟 4~5 $\mu\text{s}$ , 此时间约为应力波在试样中传播的平衡时间(径向应力波沿套筒径向传播的时间与之相比可略去不计), 这证明了油膜对瞬时均匀地传递径向应力是有效的。这样采用粘性“油膜”耦合改进的实验方法既保证了具有良好精度、重复性好的实验结果, 又克服了试样及套筒机械加工中的困难。

由图 3 可知, 围压(静水压力分量)抑制了材料损伤演化所致的脆断。对应准侧限轴向应

力应变曲线的最大轴向应变高达 0.08 时, 试样依然保持一定残余强度。而一维应力下, 破坏发生时试样的轴向应变不超过 0.005。

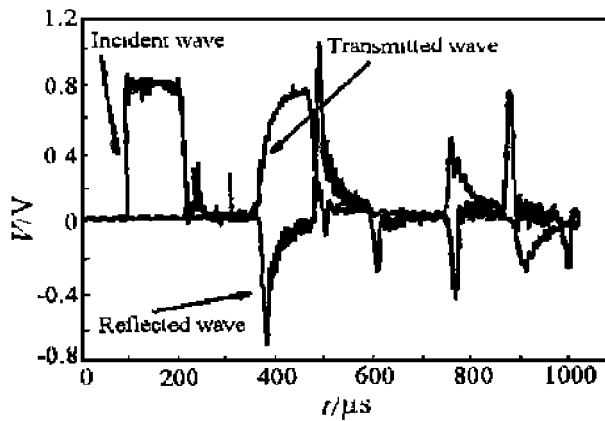


图 2(a) 入射杆、透射杆记录的波形

Fig.2(a) The typical strain pulses in pressure bars

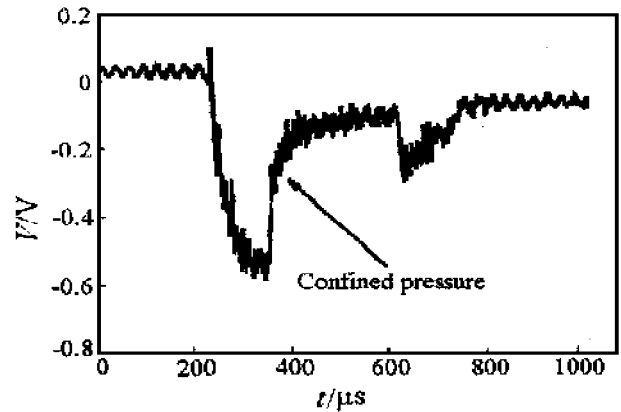


图 2(b) 套筒外围记录的波形

Fig.2(b) The typical strain pulses in jacket

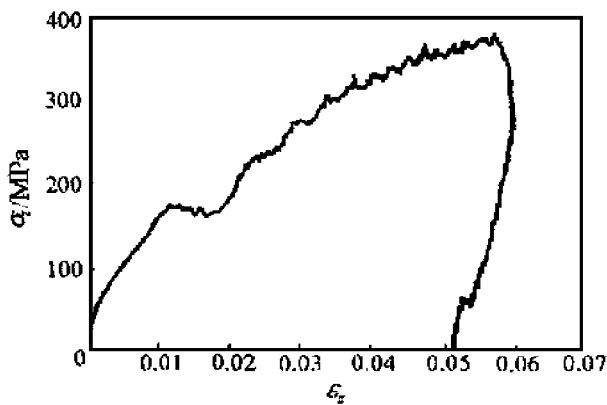


图 3 典型的水泥砂浆石在被动围压下的轴向应力应变曲线

Fig.3 The typical  $\sigma_z$ - $\epsilon_z$  curve of cement mortar under passive confined pressure

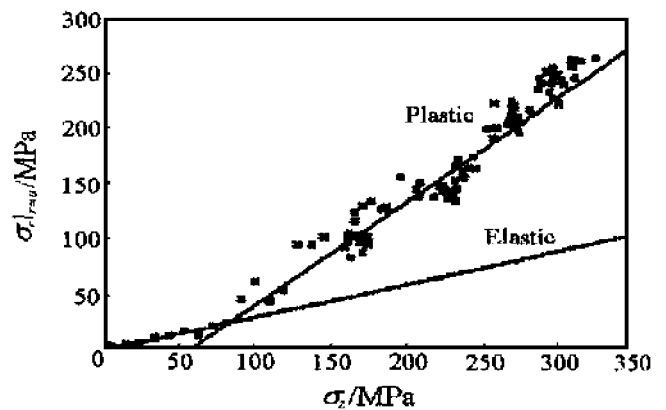


图 4 典型的  $\sigma_r|_{r=a}$ - $\sigma_z$  平面上数据及拟合直线

Fig.4 The typical data and fitted straight line in  $\sigma_r|_{r=a}$ - $\sigma_z$  plane

### 3.2 摩擦力修正

如图 4 所示,  $\sigma_r|_{r=a}$ - $\sigma_z$  平面上分别对弹性段和粘塑性段拟合的直线, 其中粘塑性段直线斜率均小于 1, 其影响因素可能是多方面的。Pinto 等<sup>[6]</sup>在对炸药进行被动围压冲击试验时曾提出试样与套筒间摩擦力的影响是一个重要因素。下面对此进一步分析。

一套有厚壁圆套筒的圆柱试样, 其端部及侧面受力简图如图 5 所示。实验结果表明依然满足  $\sigma_1 + \sigma_R = \sigma_T$ 。因  $F_{zm} = F'_{zm}$ ,  $\sigma_{zm} = \sigma'_{zm}$ , 假设切向摩擦力对试样长度方向(即对试样轴长二分之一处截面)是对称的, 且圆筒与试样间摩擦系数  $f \ll 1$ , 从而(3)式至(6)式仍然基本成立。据轴向的平衡方程, 并假设摩擦力遵循库伦摩擦定理  $f = \sigma_{fx} / \sigma_{rx}$ , 可推得

$$\sigma_{r/2} = (Me^{-1.5l/M}) \sigma_{zm} \tag{9}$$

式中:  $\sigma_{r/2}$ 是位置  $l/2$  处的径向应力,  $\sigma_{zm}$ 是端部的轴向应力。  $\sigma_{r/2}$ 和  $\sigma_{zm}$ 可由实验测得。前述

$\sigma_r|_{r=a}-\sigma_z$  曲线初始段斜率以一次线性近似为  $M = \sigma_r|_{r=a}/\sigma_z$ 。而现在由于摩擦力的存在,  $\sigma_r|_{r=a}-\sigma_z$  曲线初始段斜率以因子  $e^{-1.51fM}$  降低, 当  $f \rightarrow 0$  时,  $e^{-1.51fM} \rightarrow 1$ 。可由摩擦力存在时的实测  $\sigma_r|_{r=a}-\sigma_z$  曲线初始段斜率, 通过 (9) 式, 对  $M$  值修正, 继而由 (5) 式求得经修正后更准确的泊松比  $\nu_2$  和杨氏模量  $E_2$ 。

在屈服区内, 由 Von-Mises 屈服条件可推得  $\sigma_{zm} \cdot e^{-1.51f} - \sigma_{r/2} = Y \cdot e^{-1.51f}$ , 令  $S = e^{-1.51f}$ , 则

$$\sigma_{zm} \cdot S - \sigma_{r/2} = Y \cdot S = B \quad (10)$$

上式描述了  $\sigma_r-\sigma_z$  平面上的直线形式, 当  $\sigma_{r/2}=0$  时, 在  $\sigma_z$  轴上的截距  $\sigma_{zm}=Y$ , 所以摩擦力存在时,  $\sigma_r|_{r=a}-\sigma_z$  平面上粘塑性区部分的直线仅改变了斜率, 但并不改变在  $\sigma_z$  轴上的截距, 即屈服极限。斜率由无摩擦力时的 1 变为  $S = e^{-1.51f}$ 。故由实测  $\sigma_r|_{r=a}-\sigma_z$  平面上粘塑性区部分的直线段的斜率  $S$  及上式可求得摩擦系数  $f$ , 代入 (9) 式即可完成对摩擦力的修正。

### 3.3 计算及修正的结果

由实验所得数据, 首先由  $\sigma_r|_{r=a}-\sigma_z$  平面上粘塑性段直线在  $\sigma_z$  轴上的截距求得屈服极限  $Y$ , 并由该直线斜率及 (10) 式求得摩擦系数  $f$ 。再由弹性段直线拟合所得斜率, 即  $M \cdot e^{-1.51fM}$  可解得  $M$ 。最后将求得的  $M$ 、实验所得准侧限轴向应力应变曲线初始段模量  $\sigma_z/\epsilon_z$  及套筒材料常数 ( $E_1=210\text{GPa}$ ,  $\nu_1=0.25$ ,  $a=7.6\text{mm}$ ,  $b=12.6\text{mm}$ ) 代入 (5) 式求解试样材料的泊松比  $\nu_2$ , 再由 (6) 式可进一步求得试样材料的杨氏模量  $E_2$ 。

试验计算结果如表 1 所示。由表 1 可知, 尽管有油膜的润滑, 由于试样外圆尺寸加工精度控制困难引起的与套筒配合间隙的离散, 仍对摩擦系数  $f$  的离散有一定的影响。其中 CJ8 的  $f$ 、 $M$  特别大, 似有较大的误差。这是今后实验中须进一步改进的地方。而水泥砂浆石的动态

表 1 计算结果

Table 1 Summary of calculation

试样名称	$\epsilon_z$ / $s^{-1}$	$(\sigma_z/\epsilon_z)$ /GPa	$Y$ /MPa	塑性区 斜率	$f$	弹性区 斜率	$M$	$\nu_2$	$E_2$ /GPa
CJ5	305	24.9	57.9	0.75	0.19	0.28	0.306	0.29	20.5
CJ6	508	23.8	56.8	0.92	0.06	0.29	0.299	0.28	19.8
CJ7	552	25.6	63.0	0.88	0.08	0.28	0.289	0.28	21.5
CJ8	598	23.9	63.3	0.48	0.48	0.27	0.347	0.31	18.7
CJ9	1099	25.8	71.4	0.95	0.03	0.27	0.273	0.27	22.0

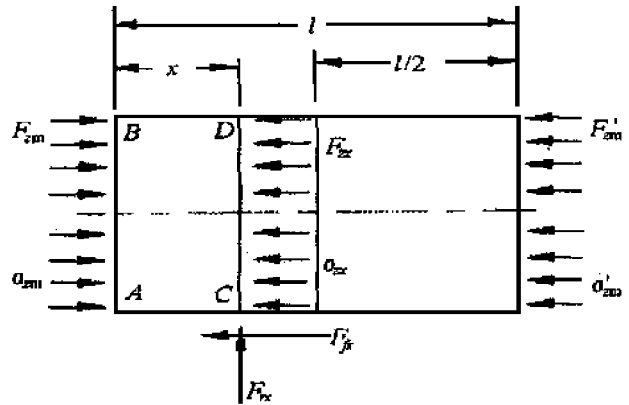


图 5 圆柱试样端部及侧面受力简图

Fig.5 Schematic diagram of subjected forces in lateral surface and ends of cylindrical specimen

屈服极限也显示了一定的应变率敏感性。

若计及摩擦力, 则所测得的“表观”准侧限轴向应力应变曲线的轴向应力部分包含了侧向摩擦力的作用。由  $\sigma_z/2 = \sigma_r/2/M = \sigma_{zm}e^{-1.51f/M}$  可知, 由于摩擦力的作用, 试样中部的轴向应力减小到端部的  $e^{-1.51f/M}$ 。由表 1, 取  $f=0.1, M=0.3$ , 可得  $e^{-1.51f/M}=0.96$ , 即摩擦力对准侧限轴向应力应变曲线的轴向应力部分的影响约 4%, 可略去。如不进行摩擦力修正, 即不是以解得的  $M$  而以弹性区斜率直接代入 (5) 式求解泊松比及杨氏模量, 误差将达 10%。

在 (5) 式中,  $(\sigma_z/\varepsilon)(1-2\nu_2M) = E_2$ , 即为试样的杨氏模量。  $a=7.6\text{mm}, b=12.6\text{mm}, \nu_1=0.25, M=0.3$  时的  $\nu_2-E_2/E_1$  关系曲线如图 6 所示。当套筒为绝对刚性时, 即  $E_1 \rightarrow \infty, E_2/E_1 \rightarrow 0$  时,  $\nu_2 = M/(1+M)$ 。而实际情况并非是一维应变状态, 取水泥砂浆石的杨氏模量  $E_2 = 20\text{GPa}$ , 钢套筒杨氏模量  $E_1 = 210\text{GPa}$ , 有  $E_2/E_1 = 0.095$ , 由图 6 可知,  $\nu_2 = 0.29$ , 与作为一维应变状态时求得的  $\nu_2 = 0.23$  有约 21% 的误差。所以被动围压下的准一维应变状态不能简单地按一维应变近似处理。

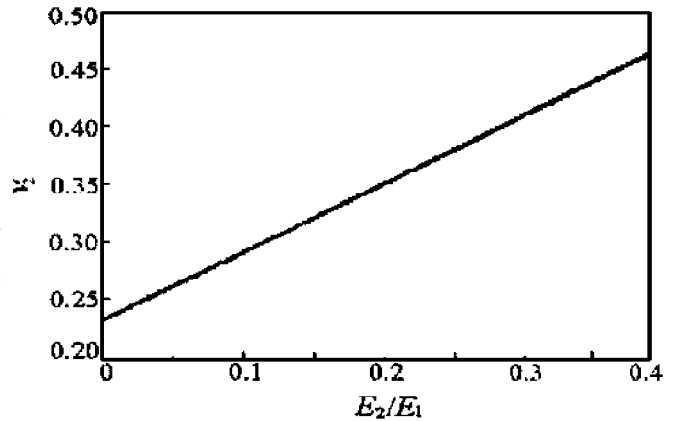


图 6  $\nu_2-E_2/E_1$  关系曲线

Fig.6 The curve of  $\nu_2-E_2/E_1$  relationship

## 4 结 论

(1) 改进了 Malvern 的 SHPB 被动围压试验方法, 研究水泥砂浆石在准一维应变下的动态力学响应。分析讨论了试验结果与围压套筒材料性质、几何尺寸等的关系。由试验结果通过求解方程  $\frac{\varphi_1}{E_1} \left[ \frac{\sigma_z}{\varepsilon} (1-2\nu_2M) \right] + 1 - \nu_2 - \frac{\nu_2}{M} = 0$ , 得到了水泥砂浆石的动态泊松比  $\nu_2$ 、动态杨氏模量  $E_2$ 、动态压缩强度  $Y$ 。

(2) 研究了试验中的摩擦力效应及其对围压下轴向应力应变关系的影响。由试验所得  $\sigma_r|_{r=a} - \sigma_z$  平面上粘塑性段直线斜率及  $S = e^{-1.51f}$  求得摩擦系数  $f$ , 再由弹性段直线拟合所得斜率, 即  $M \cdot e^{-1.51f/M}$ , 并代入  $f$ , 可解得  $M$ 。最后由求得的  $M$ 、实验所得准侧限轴向应力应变曲线初始段模量  $\sigma_z/\varepsilon$ , 即可完成试样材料弹性常数的修正。

## 参考文献:

- [1] Hamon T G, Ramakrishnan S, Wang E H. Confined Concrete Subjected to Uniaxial Monotonic Loading [J]. J of Eng Mech, 1998, (12): 1303-1309.
- [2] Gong J C, Malvern L E. Passively Confined Tests of Axial Dynamical Compressive Strength of Concrete [J]. Experimental Mechanics, 1990, (3): 55-59.
- [3] 陈江瑛. 水泥砂浆石动态力学性能研究 [D]. 杭州: 浙江大学, 1997.
- [4] 施绍裘, 李大红, 王礼立, 等. 水泥砂浆石在一维应变强动载荷下计及内部损伤的冲击绝热关系的研究 [J]. 爆炸与冲击, 1999, 19 增刊: 73-76.

- [5] 铁摩辛柯, 古地尔. 弹性理论 [M]. 北京: 人民教育出版社, 1964.
- [6] Pinto J, Nicolaidis S, Weigand D A. Dynamic and Quasi Static Mechanical Properties of Comp B and TNT [R]. AD Bo 97999, 1985.

## A Study on the Dynamic Mechanical Behavior of Cement Mortar under Quasi-one Dimensional Strain State

SHI Shao-qiu<sup>1,2</sup>, CHEN Jiang-ying<sup>1,2</sup>, LI Da-hong<sup>1</sup>, WAGN Li-li<sup>1,2</sup>

(1. *Institute of Fluid Physics, CAEP, Mianyang Sichuan 621900, China;*

2. *Mechanics and Material Science Research Center, Ningbo University, Ningbo Zhejiang 315211, China*)

**Abstract:** An improved SHPB method with passive confined pressure was used to study the dynamic mechanical behaviors of cement mortar under quasi-one dimensional strain state. The effects of mechanical behavior of the confining jacket material and its geometrical sizes on the experimental results were studied. The dynamical Poisson ratio, dynamical Young's modulus and dynamical compressive yield strength were obtained. The frictional force between the specimen and jacket and its effects on the axial stress-strain relationship of the specimen under passive confined pressure were further analyzed, and a corresponding correction of the elastic constants of the material was made.

**Key words:** cement mortar; confined pressure; dynamic mechanical behavior; high strain rate; quasi-one dimensional strain