

DOI: 10.11883/bzycj-2017-0405

高强混凝土动态压缩试验分析*

高光发¹, 郭扬波²

(1. 南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094;
2. 新加坡国立大学冲击动力学实验室, 新加坡 117576)

摘要: 准确测量混凝土动态压缩性能及其应变率强化效应一直是冲击动力学研究领域的重点和难点之一。针对混凝土大口径 SHPB 实验, 分析探讨了其中几个主要问题: 应力均匀性问题、恒应变率问题和端面接触问题。研究表明: 对于此次试验中混凝土试件而言, 应力均匀性假设限制试验最大应变率小于 166 s^{-1} ; 杆和试件端面接触不平和接触不良使得测算出的杨氏模量和屈服强度明显小于实际值; 在此基础上, 给出了五步测试法和预应力法; 利用复合整形技术实现了近似恒应变率加载。利用以上所发展和改进的技术得到了 C110 混凝土动静态应力应变曲线, 结果显示, 在试验范围内混凝土杨氏模量并没有应变率效应, 其单轴压缩屈服强度与应变率对数呈线性正比关系, 其唯象应变率强化因子为 0.10。理论分析表明, 大口径 SHPB 试验所得混凝土应变率效应是一种唯象效应, 对于混凝土类压力敏感屈服材料而言, 应该根据其屈服面方程对其进行校正, 从而得到其本构方程中材料的应变率强化因子, 分别利用 Tresca 屈服准则和 K&C 本构中屈服面方程对其进行校正, 得到 C110 材料的真实应变率强化因子分别为 0.015 和 0.038。

关键词: 分离式 Hopkinson 压杆; 应变率效应; 混凝土; 复合整形片; 端面接触; 应力均匀性

中图分类号: O347.3 **国标学科代码:** 13015 **文献标志码:** A

混凝土是当前最重要的工程材料, 与金属材料相比, 混凝土具有更加明显的应变率效应, 特别是在应变率大于 1 s^{-1} 时, 其唯象应变率强化效应非常明显^[1]。在混凝土工事抗侵彻或爆炸荷载行为的理论分析和计算过程中, 考虑其应变率强化效应能够在一定程度上提高其准确性^[2-3]。因而, 在过去的半个多世纪里, 很多学者对混凝土动态力学性能特别是压缩性能开展了大量的研究, 其中大口径分离式 Hopkinson 压杆 (SHPB) 装置是当前研究混凝土动态压缩性能最具有代表性和相对最准确可信的测试装置。然而, 影响和限制硬脆性材料大口径 SHPB 实验测试准确性的不利因素太多^[4], 如恒应变率问题^[5]、杆端部摩擦与接触不良问题^[6]、试件轴向应力均匀性问题^[7]、试件横向效应问题^[8]、杆与试件接触不良问题^[9]、试件形状与尺寸问题^[10]等, 特别是对于混凝土类材料而言, 这些问题更是突出。针对这些问题, 学者们开展了系列对应的研究, 提出并改进了波形整形技术、横向惯性效应校正方程、应力均匀性评判标准等, 但是当前混凝土材料 SHPB 试验仍然是冲击动力学中的难点也是重点之一。

本文中以防护工程中所用 C110 高强混凝土为研究对象, 对其准静态力学性能试验进行优化改进, 获取尽可能准确的材料杨氏模量、泊松比、准静态屈服强度等重要力学参数, 在此基础上, 对此高强混凝土 SHPB 试验进行精细化设计, 利用 $\varnothing 80 \text{ mm}$ SHPB 装置, 开展单轴动态压缩性能试验, 并对恒应变率问题、应力均匀性问题、横向惯性效应问题、杆/试件接触不良问题等进行分析校正, 给出该混凝土试件的动态力学性能参数, 从而得到试件压缩强度的应变率硬化因子, 以进一步给出混凝土材料常用本构方程中真实应变率硬化因子。

* 收稿日期: 2017-11-07; 修回日期: 2018-06-21

基金项目: 国家自然科学基金 (11472008, 11772160, 11202206); “力学”浙江省重中之重学科开放基金 (xklx1513); “十三五”装备预研领域基金 (KFJJ13-9M); 中央高校基本科研业务费专项资金 (30915118801)

第一作者: 高光发 (1980—), 博士, 教授, 博导, gfgao@ustc.edu.cn。

1 混凝土准静态压缩性能

准静态压缩性能试验采用材料试验机, 试件为经过 28 d 标准养护的 C110 混凝土, 试件尺寸分两种: $\varnothing 75 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$ 和 $\varnothing 100 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$, 前者用来测量材料的准静态压缩强度, 后者主要用于测量材料的泊松比和杨氏模量。在杨氏模量测量试验过程中, 选取引伸计和应变片测量两种方式同时进行, 三组试验结果对比如图 1 所示。从图 1 中可以看出, 利用引伸计(LVDT)测量得到的应变由于接触问题在加载初期存在延迟现象, 这导致其所得到的应变大于实际应变值, 利用应变片所测得的应变值相对合理准确但其无法得到破坏后的数据, 结合两种测量方法, 可以得到如图 1 中所示曲线。实验测得的平均杨氏模量为 40.7 GPa, 泊松比为 0.19。利用 $\varnothing 75 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$ 开展准静态压缩试验, 其曲线如图 2 所示, 试验测量混凝土试件的准静态压缩强度为 115.30 MPa, 平均破坏应变约为 0.32%。试验测得试件的平均密度为 2.35 g/cm^3 , 可计算出其一维应力状态下平均声速为 4 162 m/s。

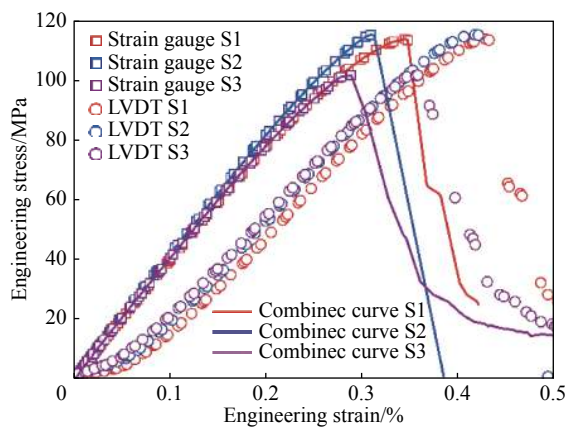


图 1 准静态压缩曲线 ($\varnothing 100 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$)

Fig. 1 Quasi-static compressive stress-strain curves

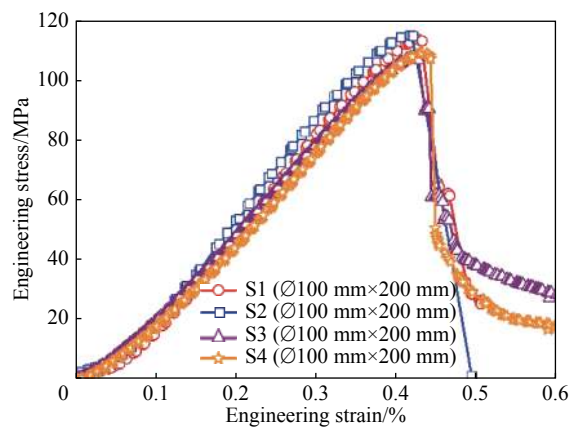


图 2 准静态压缩强度及曲线

Fig. 2 Quasi-static compressive strengths

2 混凝土 SHPB 试验中几点问题的分析与完善

动态单轴压缩试验利用 $\varnothing 80 \text{ mm}$ 口径的 SHPB 装置, 如图 3 所示, 其中入射杆和透射杆长度皆为 5 m, 子弹长度 0.5 m, 试件直径 77 mm、厚度 40 mm。为减少由于试件制作问题影响试验结果, 在试件加工过程中, 所有试件选用同一批次的水泥、沙、粗骨料等, 并且将沙在烘炉中烘烤 24 h 后晾晒 0.5 h 进行搅拌, 通过标准坍塌度测试后进行浇注和振动密实, 试件在恒温恒湿空间养护并经过切割和两次打磨(切割后和试验前), 以确保试件尽可能平整; 同时, 试验发现由于湿式打磨使得试件内含水, 从而严重降低试件强度, 因此, 将第二次打磨后试件放入养护空间 7 d 后再进行试验。

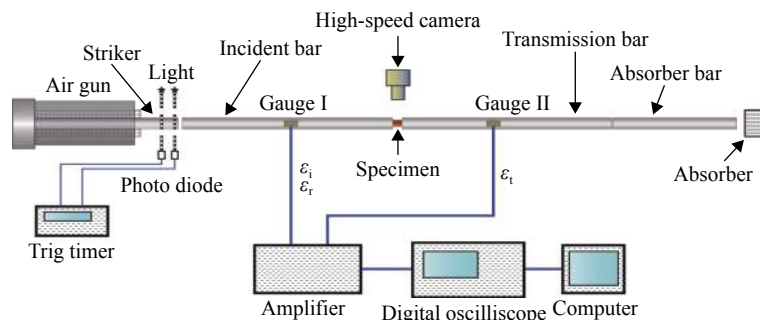


图 3 SHPB 装置示意图

Fig. 3 Illustration of SHPB installation

2.1 应力均匀性条件对理论最大试验应变率的限制

理论上讲, 利用大口径 SHPB 装置进行动力学性能的测试需要满足两个基本假设: 一维假设和应力均匀假设, 然而, 对于混凝土类脆性和结构性非常明显的试件而言, 这两个条件都很难满足, 姑且不论一维假设, 应力均匀假设是此类大试件最大的试验障碍之一, 应力不均匀会严重影响测试结果^[11-13]。由波动理论可知, 在 SHPB 试验过程中, 应力波需在试件中往返多次, 试件两端的应力才达到近似均匀程度, 这个过程所需要的时间与材料本身的物理力学性能^[14-15] 和入射波形相互耦合^[7, 16]。一般认为, 当试件两端应力差与平均应力之比小于 5% 可视为应力均匀, 要到达这个标准就要求应力波在试件中传播多次才出现屈服或破坏, 然而, 对于混凝土试件而言, 一方面, 由于试件尺寸大和波速相对较小导致其传播的时间远大于金属材料; 另一方面, 混凝土试件的破坏应变约为 0.3%, 远小于金属材料的破坏应变或屈服应变, 这两个问题从理论上就限制了混凝土试件 SHPB 试验的最大且理论上准确的应变率; 同时, 横向惯性效应^[17] 和入射波形也是限制最大应变率的一个因素。理论分析和相关研究^[17-20] 表明, 混凝土类材料 SHPB 试验理论上相对准确可靠的试验应变率上限应满足:

$$\dot{\varepsilon}_{\text{lim}} \leq \frac{\varepsilon_f c_s}{n L_s}$$

式中: ε_f 、 c_s 、 n 和 L_s 分别为破坏应变、材料声速、应力波在试件轴线方向上的反射次数和试件的轴向厚度。理论上应力波在试件中往返次数越多, 试件两端的应力越均匀, 实际上对于混凝土这类声速相对较小、试件轴向厚度尺寸大、破坏应变小的试件而言, 其反射次数有限, 具体还与入射波上升沿梯度密切相关, 上升沿梯度越大越不利于应力均匀, 但即使在所有其他条件完美的情况下至少需要往返一次, 即其值不小于 2。我们可以计算出对于本实验而言, 混凝土理想最大应变率应该小于 166 s^{-1} 。因此, 本次研究混凝土 SHPB 实验中, 其最大应变率控制在这个理论范围内。

2.2 端面接触问题与试验方法的改进

与传统的准静态材料试验系统相比, SHPB 装置有诸多影响因素和不稳定因素, 其测试的准确度也相对较低; 同时, 由于缺少成熟的测试标准, 其测试的准确度与测试人员、数据处理方法有着密切的关系。对于大口径 SHPB 装置特别是混凝土这类脆性试件而言, 端面接触问题是一个容易被忽视但影响非常大的因素, 它在很大程度上影响测试结果。一般来讲, 当将装置调整至标准状态下, 端面接触问题主要有四种情况: 端面摩擦、试件两端不平整、两杆端面不平行和试件与两杆接触不良, 分别如图 4(a)~(d) 所示。端面摩擦因数的提高会提高高速撞击过程中试件中的围压, 从而使得测试出的动态压缩强度大于实际材料强度, 本次试验为尽可能减小摩擦因数, 先后采用细磨试件多次、有环氧树脂充填端面孔隙使端面光滑、涂上薄层凡士林三种方法。

图 4(b)~(c) 所示两个问题实际可以归为一个问题, 即端面接触不平, 对于金属材料而言, 由于试件小破坏应变大, 这个问题最多影响弹性阶段前期, 对屈服强度的测试结果影响不大, 但对于混凝土这类试件大破坏应变小的试件而言, 其影响不可忽视。对于图 4(b) 中的问题一般采用多次高精度打磨手段, 使得两端面平行度满足要求; 图 4(c) 中的问题在大口径 SHPB 装置中其实一直存在, 但由于其小于前者, 因此一般未做处理。当两个问题同时存在时, 其影响就相对明显。为最大程度上解决这个问题, 我们设计一个新的试验方法和流程: 首先, 将试件多次打磨, 测量其不同处厚度误差, 让其尽可能平行; 第二步, 在试件两端均匀涂上薄层流体状环氧树脂之后附上硬质塑料膜; 第三步, 将试件放入 SHPB 装置中,

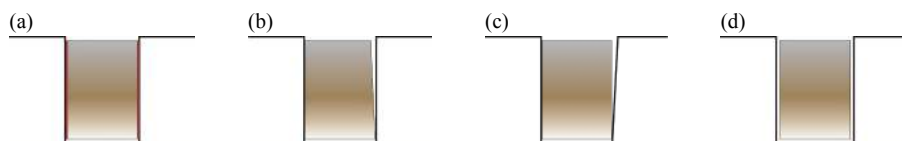


图 4 四个端面接触问题

Fig. 4 Four problems of interface contact

并在入射杆和透射杆分别施加大约 5 kg 的力,将环氧树脂层压缩得尽可能薄,考虑到入射杆和透射杆在移动或旋转过程中端面形态也会发生变化,对其进行标识,如图 5 所示,入射杆与固定平台分别划线标识,入射杆、透射杆和试件画上标识,以确保下一步做实验时杆和试件放置位置与此时相同;第四步,约 5 min 后环氧树脂初步凝固,松开所施加的压力,取出试件并放置于阴凉处晾晒约 12 h 以上;第五步,撕开硬质塑料膜,对试件端部周围溢出的环氧树脂进行修剪,放入 SHPB 装置中并对上标识,准备下一步操作。实验结果表明,试件两端涂上小于 0.1 mm 薄层环氧树脂后,由于撞击过程中试件受力相对均匀,所测得的杨氏模量和动态压缩强度明显增大,应力应变曲线也明显光滑,如图 6 所示(应变率为 40 s⁻¹)。

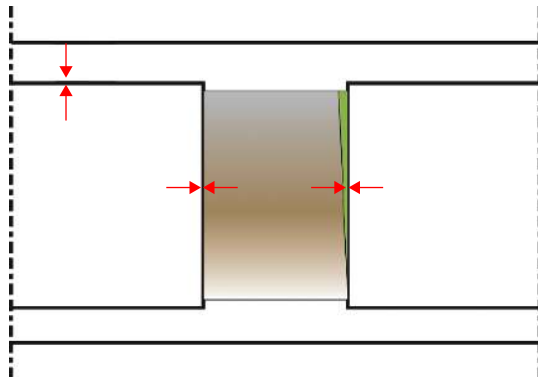


图 5 端面接触不平问题解决方案

Fig. 5 Solution for interface contact problems

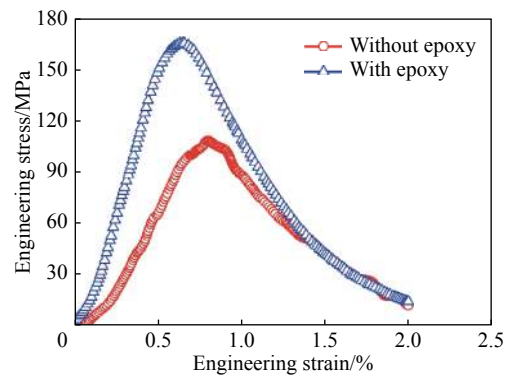


图 6 改进前后应力应变曲线对比

Fig. 6 Comparison between original and improved curves

不同于准静态试验中试件垂直放置且可施加预应力, SHPB 装置中杆与实际水平放置,且一般无预应力,这使得试件与杆中存在缝隙,这个缝隙会在一定程度上影响应力波的传播演化,从而影响实验结果^[21],如图 7 所示。实验中从高速摄影视频中观察到在初始的百余微秒试件内,入射杆运动而透射杆并没有相应的运动,此期间处于压实阶段,从图 7 中的波形也可以看出,在初始约 140 μs 时间内,入射波并没有传输到试件中,而是反射回去,直至压实后从正常传输至试件和透射杆中,这种情况所得到的三个波经过传统 SHPB 数据处理后得出的应力应变曲线在理论上存在不足之处。本次实验中为解决这一问题,在试验装置中增加简易预压装置,实验典型对比结果如图 8 所示。从图 8 中两个曲线可以看出,存在缝隙的实验曲线中屈服强度明显低于施加预应力后的应力应变曲线,前期的杨氏模量也明显低于准静态值。

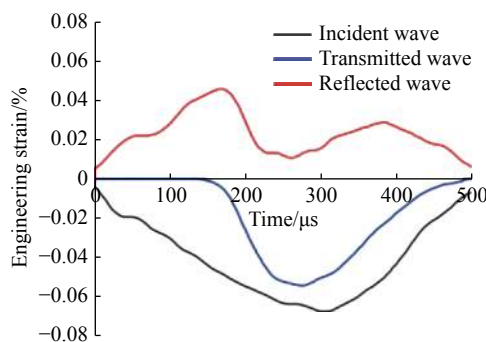


图 7 端部接触缝隙对应力波传播的影响

Fig. 7 Influence of the gap on stress wave propagation

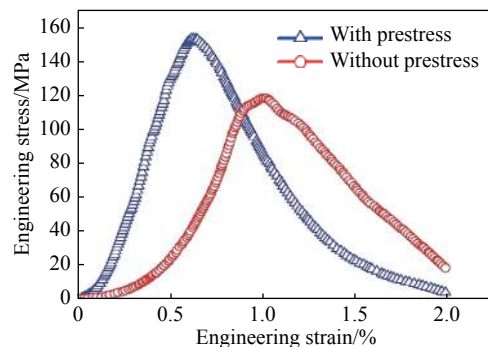


图 8 接触缝隙对应力应变曲线的影响

Fig. 8 Influence of the gap on stress-strain curves

2.3 恒应变率问题与复合整形片技术

恒应变率问题一直是 SHPB 实验中的重点也是热点和难点,对于混凝土类试件而言更是如此。大

口径 SHPB 装置撞击杆质量大, 对整形片的要求也较复杂。整形片的屈服强度、直径和厚度对于波形调节都有不同的影响, 对入射波进行调节必须系统分析这三个因素的影响, 单一整形片技术对于入射波的调节稍显粗糙, 本实验中经过多次尝试, 发现使用复合整形片技术能够较好地实现在部分弹性阶段和屈服阶段保持恒应变率加载, 如图 9 所示。图中虚线所示部分可视为近似恒应变率, 取虚线范围内求取平均应变率和应力应变关系, 所得到的混凝土动态压缩性能曲线可视为在恒应变率下的力学行为。

3 试验结果和分析

根据以上分析, 在应变率低于 166 s^{-1} 区间内, 采取以上改进的实验手段和方法, 开展不同应变率下混凝土试件动态单轴压缩性能实验研究, 得到典型不同应变率时的应力应变曲线, 如图 10 所示。从图中可以看出, 混凝土试件动态压缩应力应变曲线弹性阶段重复性较好, 值得注意的是, 实验结果显示, 混凝土试件弹性阶段动态杨氏模量和准静态所测得的杨氏模量基本一致, 皆为 40.7 GPa , 也就是说, 混凝土杨氏模量并不存在应变率效应; 事实上, 从理论上讲, 在冲击动力学中混凝土并不被视为黏弹性材料, 其杨氏模量作为一个瞬态量; 其一维声速一般视为常量, 即其杨氏模量视为材料属性材料, 因此并没有考虑其弹性阶段的黏性效应。利用波动理论计算出混凝土材料的声速为 4162 m/s , 同时, 利用类似层裂试验对混凝土一维声速进行测量的结果为 $(4264 \pm 95) \text{ m/s}$, 这说明此动态实验所测得的杨氏模量是准确的^[22], 因此, 可以认为, 如采用改进后的试验手段和方法, 且能够将恒应变率区间覆盖部分弹性阶段和最大屈服应力区域, SHPB 装置所测得的杨氏模量也是准确的。

3.1 试件动态压缩强度的应变率强化因子

从图 10~11 可以看出, 在本次实验范围内, 混凝土试件的动态压缩强度明显高于准静态压缩强度, 随着压缩应变率的增大, 其压缩强度逐渐增大; 如假设应变率为 1.0 s^{-1} 时混凝土试件的单轴压缩强度为基准动态压缩强度^[1], 采用对数函数作为屈服强度应变率强化模型, 通过计算给出应变率为 1.0 s^{-1} 时混凝土试件的动态压缩强度为 120.51 MPa 。由此可以给出混凝土试件压缩强度的应变率强化方程:

$$\Gamma_c = \bar{\sigma} = 1.0 + 0.10 \ln \bar{\varepsilon}, \quad \Gamma_c = \bar{\sigma} = \frac{\sigma}{\sigma_{\dot{\varepsilon}_{1.0}}}, \quad \bar{\varepsilon} = \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{1.0}}, \quad \dot{\varepsilon}_{1.0} = 1.0 \text{ s}^{-1} \quad 1.0 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\varepsilon} \leq 166 \text{ s}^{-1} \quad (1)$$

式中: Γ_c 、 $\bar{\varepsilon}$ 、 $\sigma|_{\dot{\varepsilon}_{1.0}=1.0 \text{ s}^{-1}}=120.51 \text{ MPa}$ 、 σ 、 $\dot{\varepsilon}$ 、 $\dot{\varepsilon}_{1.0}$ 分别为屈服应力唯象应变率强化因子、归一化应变率、基准动态应力、应力、应变率和基准应变率。从图 12 中可以看出, 拟合曲线与实验结果符合较好。

3.2 径向效应分析

混凝土试件在受冲击压缩过程中会产生横向膨胀, 这就导致两个方面问题的产生: 第一, 由于杆和试件泊松比不相等, 使得界面存在相对运动而产生摩擦力, 这种力会导致试件在压缩过程中存在围压, 从而提高试件的测试强度, 减少这种摩擦效应的主要手段目前通常有两种: 通过减小摩擦因数和进行经验校正, 本次试验中, 通过多次打磨、表面环氧树脂光滑处理和涂上凡士林等三个手段进行减小摩擦因

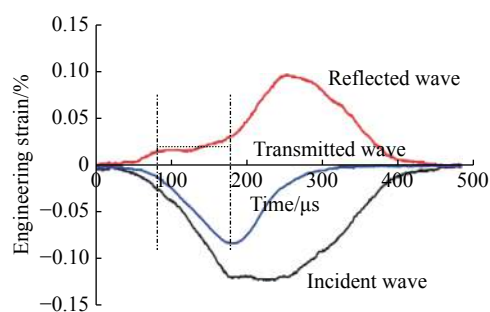


图 9 复合整形后的应变波形

Fig. 9 Strain waveform after compound shaping

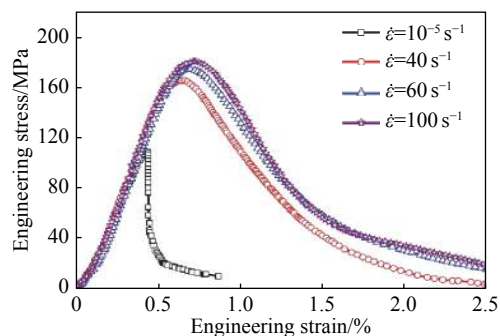


图 10 不同应变率应力应变曲线

Fig. 10 Stress strain curves at different strain rates

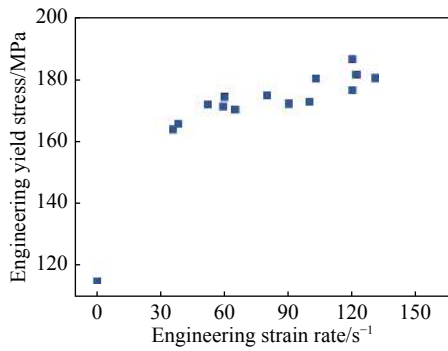


图 11 不同应变率时的压缩屈服应力

Fig. 11 Compressive yield stress at different strain rates

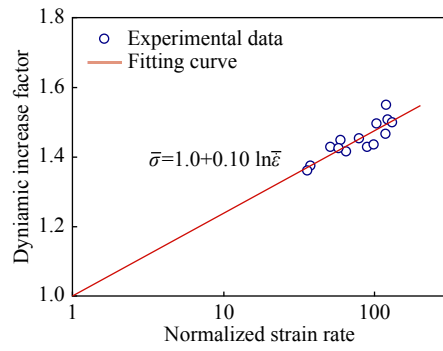


图 12 压缩屈服应力的应变率强化效应

Fig. 12 Strain rate effect on the dynamic increase factor

数, 使得其值尽量小, 因此在此不予考虑; 其次, 试件中由于应力波传播速度有限和实际径向尺寸大, 使得在动态压缩过程中存在惯性导致的横向约束现象, 即横向惯性效应。通过量纲分析可知, 在不考虑摩擦效应时, 混凝土材料的屈服强度 σ 与混凝土试件的屈服强度 σ_s 之比可用下式表示

$$\frac{\sigma}{\sigma_s} = f\left(\frac{R\dot{\varepsilon}}{c}, \varepsilon_f, \nu\right) \quad (2)$$

式中: R 、 $\dot{\varepsilon}$ 、 c 、 ε_f 和 ν 分别为试件的半径、压缩应变率、材料的声速、破坏应变和泊松比。理论上讲式(2)中三个无量纲因子中破坏应变越小, 试件半径乘以应变率与材料声速之比越大, 横向效应越明显。事实上, 在高应变率条件下, 这两个不利因素混凝土皆具备, 因此其横向效应相对于金属试件而言更加明显。针对 SHPB 实验中横向惯性效应问题的研究与校正不少见^[23-28], 一般来讲, 其校正公式可用下式表示:

$$\sigma = \sigma_s - \rho\left(\frac{1}{2}\nu R^2 - \frac{1}{6}D^2\right)\dot{\varepsilon} \quad (3)$$

式中: D 表示试件长度。也就是说, 当加载速率接近恒应变率时, 横向惯性效应可以忽略。

综上所述, 如果以 C110 混凝土试件为研究对象, 其唯象应变率效应可以用下式标定:

$$\Gamma_e = \bar{\sigma} = \begin{cases} \frac{\sigma}{\sigma_{\dot{\varepsilon}_{1.0}}} = 1.0 + 0.10 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_{1.0}} = 1.0 + 0.10 \ln \bar{\varepsilon} & \dot{\varepsilon}_{1.0} = 1.0 \text{ s}^{-1}, 1.0 \text{ s}^{-1} \leq \dot{\varepsilon} \leq 166 \text{ s}^{-1} \\ \frac{\sigma}{\sigma_{\dot{\varepsilon}_s}} = 1.0 + 0.004 \ln \frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_s} = 1.0 + 0.004 \ln \bar{\varepsilon} & \dot{\varepsilon}_s = 10^{-5} \text{ s}^{-1}, \dot{\varepsilon} < 1.0 \text{ s}^{-1} \end{cases} \quad (4)$$

从图 13 可以看出, 式(4)与实验结果符合性较好。

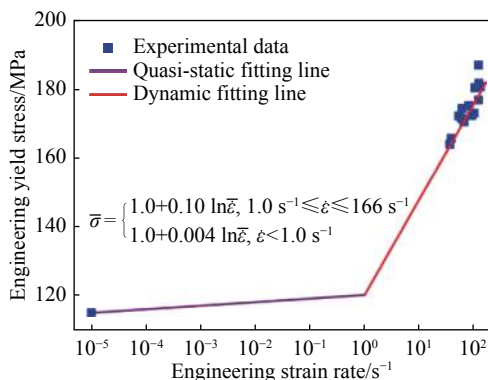


图 13 C110 混凝土试件唯象应变率效应

Fig. 13 Experimental strain rate effect of C110 concrete

3.3 静水压影响与本构模型中应变率强化因子

与普通金属材料不同, 混凝土类材料具有明显的静水压强化效应, 一般来讲, 混凝土材料的屈服准则可写为:

$$\begin{cases} \sigma = f(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, p) \rightarrow f_1(\dot{\varepsilon})f_2(\varepsilon)f_3(p) \\ p = -(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 \end{cases} \quad (5)$$

即假设混凝土率效应与静水压的影响是相互解耦的。随着压缩应变率的提高, 混凝土试件的屈服强度也随之提高, 根据式(5)可知, 其静水压也相应的提高:

$$\Delta p = (\Gamma_e - 1)p \quad (6)$$

此时如采用混凝土试件的唯象应变率强化因子作为本构方程中应变率强化因子项, 则根据式(5)可以计算出实际材料的应变率强化因子与试件唯象应变率强化因子之间的关系应为:

$$\Gamma_e = \Gamma \frac{f(p+\Delta p)}{f(p)} \Leftrightarrow \Gamma = \Gamma_e \left/ \frac{f(p+\Delta p)}{f(p)} \right. \quad (7)$$

对于静水压非常敏感的混凝土类材料而言, 其影响必须考虑并校正。对于不同屈服准则, 混凝土屈服面随静水压的增大而增大的函数关系不尽一致, 在此, 我们利用常用的 Tresca 准则和 K&C 本构模型中屈服准则, 对其静水压进行校正。

(1) Tresca 准则校正。如图 14 所示, 取 $T^* = 0.083$, 以应变率 1 s^{-1} 时动态压缩强度为基准强度, 此刻试件在屈服点的归一化静水压应为 $1/3$, 当归一化应变率增加到 $\bar{\epsilon}$ 时, 此时通过实验所得到的试件唯象压缩强度应变率强化因子值为 $\Gamma_e(\bar{\epsilon})$, 试件中材料的归一化静水压增加到 $\Gamma_e(\bar{\epsilon})/3$, 此时由于静水压的增加而导致试件测试强度的增大可以通过图 14 所示直线计算得出, 结合式 (7) 可以进一步得到本构方程中真实材料应变率强化因子:

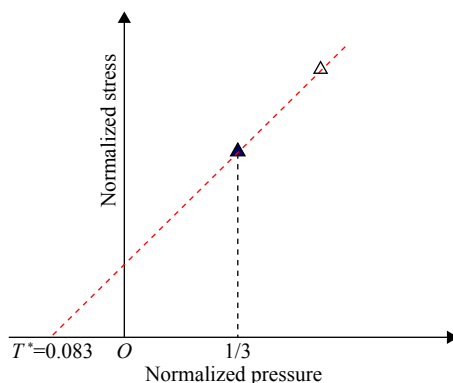


图 14 Tresca 准则

Fig. 14 Tresca criterion

$$\Gamma = \frac{\Gamma_e}{(\Gamma_e + 0.249)/1.249} = \frac{1.249}{\Gamma_e + 0.249} \Gamma_e \quad (8)$$

利用式 (8) 对混凝土实验结果进行校正, 可以得到混凝土材料动态压缩强度真实应变率强化因子表达式, 校正后结果如图 15 所示:

$$\Gamma_e = \bar{\sigma} = 1.0 + 0.015 \ln \bar{\epsilon} \quad (9)$$

(2) K&C 模型屈服准则校正。与 Tresca 屈服准则校正方法类似, 不同之处在于, K&C 屈服准则屈服面演化路径不是直线, 而是如图 16 所示的曲线, 其校正方程为:

$$\Gamma = \frac{\Gamma_e f_c}{\Delta \sigma (\Gamma_e f_c / 3)} = \frac{3a_1 \Gamma_e \sigma_{\bar{\epsilon}_{1.0}} + a_2 \Gamma_e^2 \sigma_{\bar{\epsilon}_{1.0}}^2}{3a_0 a_1 + (1 + a_0 a_2) \Gamma_e \sigma_{\bar{\epsilon}_{1.0}}} \quad (10)$$

式中: a_0 、 a_1 和 a_2 为本构参数, 利用 LS-DYNA 自带 K&C 本构模型参数生成程序可以得到 C110 的对应参数值分别为 $a_0=31.90 \text{ MPa}$ 、 $a_1=0.45$ 和 $a_2=7.49 \times 10^{-4} \text{ MPa}^{-1}$ 。利用式 (10) 对混凝土实验结果进行校正, 可以得到混凝土材料动态压缩强度真实应变率强化因子表达式, 校正后结果如图 15 所示:

$$\Gamma_e = \bar{\sigma} = 1.0 + 0.038 \ln \bar{\epsilon} \quad (11)$$

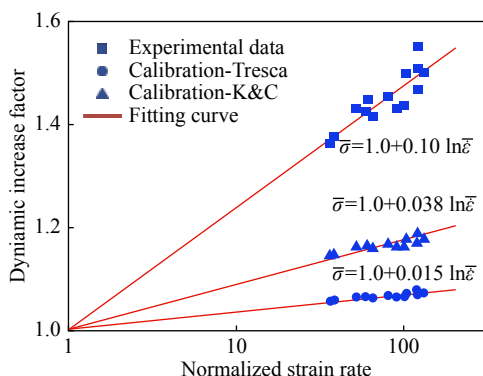


图 15 静水压校正后的应变率强化因子

Fig. 15 Calibrated dynamic increase factor with different yield criteria

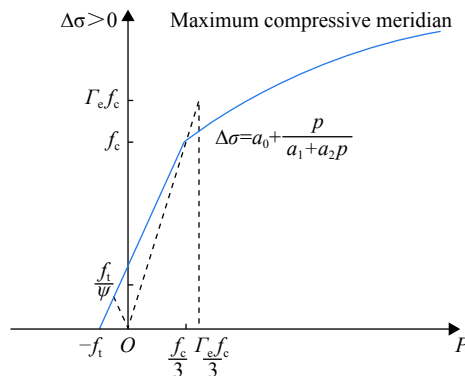


图 16 K&C 应变率强化模型

Fig. 16 K&C strain rate enhancement model

4 结论与讨论

混凝土类脆性材料的动态力学性能试验一直是冲击动力学研究中的难点之一, 大口径 SHPB 装置

是当前研究此类材料的动态单轴压缩强度最可靠科学的试验装置;然而,与准静态试验装置不同,动态试验装置存在较多相互耦合的影响因素,这些因素严重影响其测试精度。本文中针对 C110 混凝土,对其动静态单轴压缩试验方法进行了优化改进和对比分析,并在此基础上给出准确测量其动态静态力学压缩参数的试验方法和数据处理方法,得到了以下结论:

(1) 利用应变片和 LVDT 同时测量混凝土准静态压缩强度,经过综合处理,能够得到准确的杨氏模量和泊松比以及全区间应力应变曲线;

(2) 综合考虑混凝土试件的横向惯性效应和应力均匀性,试件长径比可取为 0.4~0.5;从应力波理论分析可知,对于 $\varnothing 75 \text{ mm} \times 150 \text{ mm}$ 而言,如考虑满足初步轴向应力均匀,其最大试验应变率应小于 166 s^{-1} ;同时,研究表明,采用新型复合整形片技术能够较好地实现恒应变率加载;

(3) 混凝土试件与两杆直接接触不平现象很难消除,根据这一情况,提出了一种新五步法,能够较好地解决这一问题,试验表明,接触不平导致测量出来的动态杨氏模量和屈服强度明显低于实际值;

(4) 在 SHPB 试验中,试件与杆由于缺少预应力,使得其接触不良而存在缝隙,从而导致在压缩初期无透射波,进而影响数据处理结果,试验表明,添加预应力后所测得的强度明显高于接触不良条件下的对应值;

(5) 利用所发展的新试验方法所测算出的 C110 混凝土动静态单轴压缩应力应变曲线重复性好,试验结果表明,混凝土杨氏模量并不存在所谓的应变率硬化效应,其在本次试验范围内动静态基本重叠,其次,混凝土试件唯象压缩强度与应变率的对数呈线性正比关系,其强化系数为 0.10;

(6) 混凝土试件的唯象压缩强度的应变率强化因子与材料本构模型中的应变率强化因子从理论意义上讲并不一致,对于混凝土类静水压强化明显的脆性材料而言,后者明显小于前者;根据不同屈服准则应该对试验所得唯象结果进行静水压校正,利用 Tresca 屈服准则和 K&C 模型屈服准则分别进行校正,得到其材料应变率强化系数分别为 0.015 和 0.038。

参考文献:

- [1] 高光发. 混凝土材料动态压缩强度的应变率强化规律 [J]. *高压物理学报*, 2017, 31(3): 261–270.
GAO Guangfa. Effect of strain-rate hardening on dynamic compressive strength of plain concrete [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2017, 31(3): 261–270.
- [2] 高光发, 李永池, 罗春涛, 等. 混凝土靶高速侵彻的率相关相似律研究 [J]. *弹箭与制导学报*, 2011, 31(3): 98–100.
GAO Guangfa, LI Yongchi, LUO Chuntao, et al. The study on rate-dependent similarity law of high velocity penetration into concrete target [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2011, 31(3): 98–100.
- [3] 高光发, 李永池, 胡秀章, 等. 一种改进的混凝土抗侵彻模型及算法 [J]. *兵器材料科学与工程*, 2011, 34(2): 11–15.
GAO Guangfa, LI Yongchi, HU Xiuzhang, et al. An improved anti-penetration engineering model and algorithm of concrete [J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2011, 34(2): 11–15.
- [4] 高光发, 李永池, 刘卫国. 多孔硬脆性材料的 SHPB 实验技术 [J]. *力学与实践*, 2011, 33(6): 35–39.
GAO Guangfa, LI Yongchi, LIU Weiguo. Experimental technique of SHPB for porous hard and brittle materials [J]. *Mechanics in Engineering*, 2011, 33(6): 35–39.
- [5] 宋力, 胡时胜. SHPB 测试中的均匀性问题及恒应变率 [J]. *爆炸与冲击*, 2005, 25(3): 207–216.
SONG Li, HU Shisheng. Stress uniformity and constant strain rate in SHPB test [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005, 25(3): 207–216.
- [6] LU F, LIN Y, WANG X, et al. A theoretical analysis about the influence of interfacial friction in SHPB tests [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 79: 95–101.
- [7] 毛勇建, 李玉龙. SHPB 试验中试件的轴向应力均匀性 [J]. *爆炸与冲击*, 2008, 28(5): 448–454.
MAO Yongjian, LI Yulong. Axial stress uniformity in specimens of SHPB tests [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2008, 28(5): 448–454.
- [8] GORHAM D A. Specimen inertia in high strain-rate compression [J]. *Journal of Physics D Applied Physics*, 2000, 22(12): 1888.

- [9] XIAN Qian, QIU Yun, YAN Peng, et al. Effects of imperfect experimental conditions on stress waves in SHPB experiments [J]. *Acta Mechanica Sinica*, 2015, 31(6): 827–836.
- [10] GORHAM D A. The effect of specimen dimensions on high strain rate compression measurements of copper [J]. *Journal of Physics D: Applied Physics*, 2000, 24(8): 1489–1492.
- [11] IWAMOTO T, YOKOYAMA T. Effects of radial inertia and end friction in specimen geometry in split Hopkinson pressure bar tests: A computational study [J]. *Mechanics of Materials*, 2012, 51: 97–109.
- [12] MENG H, LI Q M. Correlation between the accuracy of a SHPB test and the stress uniformity based on numerical experiments [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2003, 28(5): 537–555.
- [13] 尚兵, 吴立朋, 庄苗. 应力不均匀性对混凝土材料动态实验结果的影响 [J]. *工程力学*, 2011, 28(12): 33–38.
SHANG Bing, WU Lipeng, ZHUANG Zhuo. The effect of stress heterogeneous on test data of concrete using SHPB [J]. *Engineering Mechanics*, 2011, 28(12): 33–38.
- [14] 朱珏, 胡时胜, 王礼立. SHPB 试验中黏弹性材料的应力均匀性分析 [J]. *爆炸与冲击*, 2006, 26(4): 315–322.
ZHU Jue, HU Shisheng, WANG Lili. Analysis on stress uniformity of viscoelastic materials in split Hopkinson bar tests [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2006, 26(4): 315–322.
- [15] 刘瑞堂, 果春焕, 张智峰. 分离式 Hopkinson 压杆系统冲击压缩过程中试样的应力均匀化过程 [J]. *机械工程材料*, 2009, 33(2): 25–27.
LIU Ruitang, GUO Chun-huan, ZHANG Zhifeng. Stress uniformization process in specimens during compression process with split Hopkinson pressure bar system [J]. *Materials for Mechanical Engineering*, 2009, 33(2): 25–27.
- [16] 丰平, 张庆明, 陈利, 等. SHPB 测试中斜坡加载对应力均匀性和恒应变率的影响分析 [J]. *北京理工大学学报*, 2010, 30(5): 513–516.
FENG Ping, ZHANG Qingming, CHEN Li, et al. Influence of incident pulse of slope on stress uniformity and constant strain rate in SHPB test [J]. *Transactions of Beijing Institute of Technology*, 2010, 30(5): 513–516.
- [17] RAMESH K T. High Rates and Impact Experiments[M]. Springer US, 2008: 929-960. DOI: 10.1007/978-0-387-30877-7_33.
- [18] PAN Y, CHEN W, SONG B. Upper limit of constant strain rates in a split Hopkinson pressure bar experiment with elastic specimens [J]. *Experimental Mechanics*, 2005, 45(5): 440–446.
- [19] RAVICHANDRAN G, SUBHASH G. Critical Appraisal of Limiting Strain Rates for Compression Testing of Ceramics in a Split Hopkinson Pressure Bar [J]. *Journal of the American Ceramic Society*, 1994, 77(1): 263–267.
- [20] ZHANG Q B, ZHAO J. A Review of Dynamic Experimental Techniques and Mechanical Behaviour of Rock Materials [J]. *Rock Mechanics & Rock Engineering*, 2014, 47(4): 1411–1478.
- [21] GUO Y B, GAO G F, JING L, et al. Response of high-strength concrete to dynamic compressive loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 108: 114–135.
- [22] 毛勇建, 李玉龙, 史飞飞. 用经典 Hopkinson 杆测试弹性模量的初步探讨 [J]. *固体力学学报*, 2009, 30(2): 170–176.
MAO Yongjian, LI Yulong, SHI Feifei. A discussion on determining Young's moduli by conventional split Hopkinson bar [J]. *Acta Mechanica Solida Sinica*, 2009, 30(2): 170–176.
- [23] 方秦, 洪建, 张锦华, 等. 混凝土类材料 SHPB 实验若干问题探讨 [J]. *工程力学*, 2014, 31(5): 1–14.
FANG Qin, HONG Jian, ZHANG Jinhua, et al. Issues of SHPB test on concrete-like material [J]. *Engineering Mechanics*, 2014, 31(5): 1–14.
- [24] GAMA B A, LOPATNIKOV S L, GILLESPIE J W. Hopkinson bar experimental technique: A critical review [J]. *Applied Mechanics Reviews*, 2004, 57(4): 223–250.
- [25] GORHAM D A, WU X J. An empirical method for correcting dispersion in pressure bar measurements of impact stress [J]. *Measurement Science & Technology*, 1996, 7(7): 1227.
- [26] LU Y. Determination of the radial inertia-induced transition strain-rate in split Hopkinson pressure bar tests [J]. *Journal of Mechanical Science & Technology*, 2011, 25(11): 2775–2780.
- [27] FORRESTAL M J, WRIGHT T W, CHEN W. The effect of radial inertia on brittle samples during the split Hopkinson pressure bar test [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(3): 405–411.
- [28] DAVIES E D H, HUNTER S C. The dynamic compression testing of solids by the method of the split Hopkinson pressure bar [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1963, 11(3): 155.

Analysis of the dynamic compressive test of high strength concrete

GAO Guangfa¹, GUO Yangbo²

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

2. Impact Mechanics Laboratory, National University of Singapore, 117576, Singapore)

Abstract: Accurate measurement of the dynamic compressive performance of concrete and its strain rate enhancement effect is a key point in impact dynamics research. In this study, aiming at the dynamic compressive behavior test of concrete C110, we examined the stress uniformity, constant loading strain rate and interface contact in the large-size Split Hopkinson Pressure Bar test and found that the upper-limit strain rate in consideration of the stress uniformity hypothesis was less than 166 s^{-1} for the concrete specimens in this test and that, owing to the imperfect contact of the interface between the rod and the end surface of the specimen, the experimental young modulus and yield strength were obviously smaller than the actual value. Then we developed the five-step test method and prestress method, by which the approximate constant strain rate loading was realized using the combined pulse shaping technology. Using the above technologies the dynamic and static stress-strain curves the concrete C110 were presented. The results showed that the strain-rate effect of the young's modulus of the concrete C110 was not observed and the yield strengths of the uniaxial compression were linearly proportionate to the logarithmic strain rates, with the experimental strain-rate enhancement factor to be 0.10, and that the concrete-like pressure-sensitive material should be calibrated using the yield criteria. In this research, the strain-rate enhancement factor of the concrete material, respectively, were calibrated using the Tresca yield criterion and the K&C yield criterion, and then the strain-rate enhancement factor of the concrete material were found to be 0.015 and 0.038 respectively.

Keywords: SHPB; strain rate effect; concrete; combined pulse shapers; interface contact; stress uniformity

(责任编辑 曾月蓉)