

我国高压物理领域
唯一专业期刊

高压物理学报

CHINESE JOURNAL OF HIGH
PRESSURE PHYSICS

SHPB实验技术

2018

中国物理学会 主办
高压物理专业委员会

高压物理学报

GAOYA WULI XUEBAO

1987 年 9 月创刊

2018 年主题专刊

• SHPB 实验技术 •

目 次

全光纤位移干涉技术在 SHPB 实验测量中的应用	翁继东,李英雷,陈 宏,叶想平,叶素华,谭 华,刘仓理
一种超高温动态力学行为测试及原位图像获取方法	张 超,索 涛,谭伟力,张欣玥,汪存显,李玉龙
一种立式分离式霍普金森压杆实验装置研制	尚 兵,王彤彤
SHPB 混凝土实验中试件尺寸的影响	赵福祺,徐沛保,文鹤鸣
固定温度界面对相变波传播规律的影响	刘永贵,沈玲燕
《高压物理学报》2018 年主题专刊名录	
2018 年“SHPB 实验技术”主题专刊论文引用信息	



官方网站: www.gywlxb.cn

官方邮箱: gaoya@caep.cn

联系电话: 0816-2490042

全光纤位移干涉技术在 SHPB 实验测量中的应用^{*}

翁继东, 李英雷, 陈 宏, 叶想平, 叶素华, 谭 华, 刘仓理

(中国工程物理研究院流体物理研究所冲击波物理与爆轰物理重点实验室, 四川 绵阳 621999)

摘要: 为直接测量霍普金森压杆加载下试样径向应变位移, 提出了一种稳幅输出的新型全光纤位移干涉技术。该技术采用半导体光放大器与掺铒光纤放大器的组合对来自试样表面的反射光进行动态饱和式放大。理论研究表明, 该新型全光纤位移干涉仪能够输出振幅稳定的干涉信号, 消除试样表面反射光强变化对位移测量精度的影响。实验结果表明, 新型全光纤位移干涉仪能够实现对霍普金森压杆加载下试样弹性应变和塑性应变的高精度非接触测量。

关键词: DISAR; 分离式霍普金森杆; 掺铒光纤放大器; 半导体光放大器; 应变

中图分类号: O521.3; O384

文献标识码: A

分离式霍普金森压杆(Split Hopkinson Pressure Bar, SHPB)加载下材料应力、应变一直是构建材料本构方程研究的基本内容^[1], 目前常通过测量粘贴在压杆表面的应变片信号计算材料所承受的应力和应变。在一维应力条件下入射杆经受的应力可以等同于待测试样的应力, 但通过入射杆和透射杆上应变片信号计算的应变却并不完全与试样真实应变相同, 尤其是当试样发生弹塑性变形后, 分别精确测量试样的弹性应变和塑性应变对于提高材料本构方程的精度至关重要。由于高应变率加载下待测的试样尺寸较小, 难以直接在试样表面粘贴应变计, 特别是当出现较大塑性应变时, 普通接触式应变计难以适用, 因此需要发展非接触式高精度应变测量技术。Li 等^[2]提出了一种激光闭合半径探测器来监测动态拉伸过程中试样的半径变化, 通过测量拉伸过程中光电探测器输出电压的变化得到试样动态拉伸应变。Sutton 等^[3]发展了一种数字图像相关法, 通过测量试样表面黑白散斑图像随时间的变化过程, 获得试样表面各特征点的位移和应变信息。这两种技术都可以非接触式测量试样应变位移, 但精度一般在数微米至数十微米, 难以精确测量试样的弹性应变位移。Avinadav 等^[4]采用推挽式单套激光位移干涉仪(Photon Doppler Velocimetry, PDV)测量了试样的径向应变位移, 不但获得了百纳米精度的试样应变位移, 而且还可以区分试样应变剖面中的膨胀-收缩过程。Song 等^[5]采用单套单信号输出的 PDV 装置测量了试样的径向应变速度。根据以往实验经验, 试样在 SHPB 加载下可能出现整体平动, 推挽式位移干涉仪虽然能够非接触、高精度地测量试样的径向应变位移, 但其测量精度往往只能达到百纳米级, 而且受试样整体平动的影响, 难以从单测点位移干涉测量结果中准确分离出试样应变引起的位移, 因而迫切需要消除试样整体平动对应变测量结果的影响。

为提高位移干涉仪测量试样径向应变位移的置信度, 提出了一种稳幅输出的新型全光纤位移干涉技术, 通过采用推挽式光路结构输出不同初始相位的两路干涉信号, 实现了对位移的高精度测量。与普通全光纤位移干涉技术不同之处的是, 新型位移干涉技术的输出信号幅度只与试样应变位移相关, 不受试样表面反射率变化的影响。这种稳幅技术不仅简化了位移干涉仪的数据处理算法, 而且还提高了位移测量精度。另外, 为了精确测量试样在 SHPB 加载下的径向应变, 本研究设计了面对称的两测点结

^{*} 收稿日期: 2017-02-20; 修回日期: 2017-03-26

基金项目: 中国工程物理研究院流体物理研究所冲击波物理与爆轰物理实验室基金(9140C671001140C67286)

作者简介: 翁继东(1977—), 男, 博士, 研究员, 主要从事光电测试技术及应用研究. E-mail: wengjd1234@126.com

构,同时采用两套新型位移干涉仪测量试样的径向应变位移,以精确获得不锈钢试样的弹性应变位移和铜试样的塑性应变位移,有效消除试样整体平动对应变测量的影响。

1 基本工作原理

为了测量瞬态过程中高速碰撞物体的运动速度(或位移),2006 年中美两国研究人员公开了全光纤激光位移干涉 DISAR(Displacement Interferometer System for Any Reflector)^[6]和 PDV^[7]两种技术的原理结构和测量结果,在冲击波物理与爆轰物理研究领域得到了广泛应用。DISAR 技术采用推挽式结构输出 3 路不同初始相位的干涉信号,其位移分辨力可达百纳米级。最初的 PDV 技术没有采用推挽结构,其位移分辨力不及 DISAR,为提高 PDV 位移测量精度,美国圣地亚国家实验室受 DISAR 技术的启发研制了推挽式 PDV 位移干涉技术^[8],其光路结构与 DISAR 基本相同。为降低 DISAR 仪器成本并提高测速精度,2011 年中美两国研究人员又报道了两种双源外差式位移干涉技术及其测量结果^[9-10]。这两种技术既可以采用下变频方式通过降低信号带宽而降低仪器成本,也可以采用上变频方式通过提高信号带宽而提高速度分辨力,但受信噪比、基频抖动等因素的影响,双源外差式位移干涉技术并没有显著提高位移时间测量精度,也不能测量 0.1 m/s 以下的极低速度。相比之下,不受基频抖动影响的 DISAR、PDV 技术却能测量超低速度,有望测量试样在 SHPB 加载下的极小应变。常用的 DISAR 技术没有稳幅输出功能,干涉信号幅度不仅受试样应变位移的调制,而且还受试样表面反射率、光电探测器增益的调制,即通过解调干涉信号强度得到的试样应变位移存在不确定性,其位移测量精度一般只能达到百纳米级,而试样在 SHPB 加载下的径向应变位移只有几十纳米到数百微米,因此常用的 DISAR 技术不能完全满足应变精密测量的实际需要,亟待发展具有稳幅输出功能的 DISAR 技术,对应变位移进行纳米精度级的测量。

为提高推挽式位移干涉仪的测量精度,提出了一种稳幅输出的 DISAR 技术,基本光路结构如图 1 所示。工作原理如下:单频激光器发射的光波被分束器分成两束,第一束光直接进入 3×3 光纤耦合器作为本振光参与干涉;第二束光通过双光纤探头中第一根光纤投射在目标靶表面,经目标靶反射后部分光波被双光纤探头中另一根光纤收集作为信号光依次进入掺饵光纤放大器(Erbium Doped Fiber Amplifier, EDFA)和半导体光放大器(Semiconductor Optical Amplifier, SOA)。这两种放大器的配合使用是为了增强来自于目标靶的反射光并以稳定光强送入 3×3 光纤耦合器作为探测光参与干涉;最后由 3×3 光纤耦合器输出两路干涉信号并分别被光电探测器和示波器记录。常用的 DISAR 系统没有半导体光放大器,其输出的干涉信号光强 I_1 、 I_2 可以分别表示为

$$I_1 = k_1 \left\{ c_0^2 + R^2(t) + 2c_0R(t)\cos\left[\frac{4\pi S(t)}{\lambda_0}\right] \right\} \quad (1)$$

$$I_2 = k_2 \left\{ c_0^2 + R^2(t) + 2c_0R(t)\cos\left[\frac{4\pi S(t)}{\lambda_0} + \frac{2\pi}{3}\right] \right\} \quad (2)$$

式中: c_0 表示激光器本振光振幅, $R(t)$ 表示经放大后的目标靶表面反射光振幅, $S(t)$ 表示目标靶表面运动位移, λ_0 表示单频激光器工作波长, k_1 和 k_2 分别表示两光电探测器的增益系数。其中 c_0 和 λ_0 为已知常数,光电探测器的增益系数 k_1 和 k_2 与入射光强度相关。从(1)式和(2)式可以看出,两个方程共包含 4 个未知数:从目标靶表面反射的探测光振幅 $R(t)$ 、目标靶运动位移 $S(t)$ 和光电探测器的增益系数

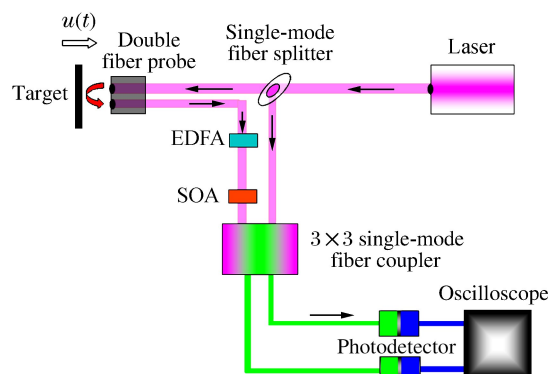


图1 全光纤激光位移干涉技术工作原理

Fig. 1 Diagram of new displacement interferometer

k_1 和 k_2 。仅从数学原理分析可以得到以下结论:(1) 由于目标靶表面反射光振幅 $R(t)$ 是一个随时间变化的未知量,仅通过(1)式或(2)式难以计算每个时刻的目标靶运动位移 $S(t)$,这是单路输出信号的 PDV 系统不能精确测量物体运动位移的根本原因;(2) 假设光电探测器的增益系数 k_1 和 k_2 为常数,则可以通过求解(1)式和(2)式计算目标靶在每个时刻的运动位移 $S(t)$,但是计算量大,计算方法复杂,而且当反射光振幅 $R(t)$ 下降至零附近时, $S(t)$ 的计算结果存在较大误差。另外,光电探测器的实际增益与入射光强相关,假定增益系数 k_1 、 k_2 为常数会增加位移测量结果的不确定度。

为了稳定 DISAR 系统输出的干涉信号强度,以简化 DISAR 数据处理算法,提高位移测量精度,提出了采用全光式限幅技术稳定 DISAR 干涉仪输出信号振幅的技术路线。该技术采用半导体光放大器以动态饱和放大方式限制来自于目标靶表面的反射光强度,实现 DISAR 干涉信号的稳幅输出。当入射光通过掺铒光纤放大器内部的掺铒光纤增益介质时,处于亚稳态的粒子(称为载流子)将发生受激辐射而实现光子数量的倍增,信号光通过这些增益区时就会得到不断增强。当信号光强度达到数毫瓦时,DISAR 系统已能输出高质量干涉信号,此时需要稳定信号光强度,避免出现干涉信号超屏或者信噪比急剧降低的情况。为了使光放大器输出光强达到数毫瓦后不再增加(或缓慢增加),需要快速把载流子消耗殆尽,最有效的办法是减小增益区长度。研究发现半导体光放大器的增益区长度只有几十微米,而掺铒光纤放大器的增益区有十几米至几十米,相比之下,在同样输入光功率和泵浦电流的条件下,SOA 更容易实现动态饱和输出^[11]。当 SOA 处于饱和放大状态下,DISAR 系统就可以输出振幅稳定的干涉信号,这种情况下可将输出信号表达式简化为

$$I_1 = A + B \cos \left[\frac{4\pi S(t)}{\lambda_0} \right] \quad (3)$$

$$I_2 = A + B \cos \left[\frac{4\pi S(t)}{\lambda_0} + \frac{2\pi}{3} \right] \quad (4)$$

式中: A 和 B 为常数。为了计算待测物体运动位移剖面 $S(t)$,将 DISAR 系统输出的两路稳幅干涉信号 I_1 、 I_2 分别按(5)式作线性归一化处理,得到的干涉信号 I'_1 和 I'_2 可以表示为

$$I' = \frac{2(I - I_{\min})}{I_{\max} - I_{\min}} - 1 \quad (5)$$

$$I'_1 = \cos \left[\frac{4\pi S(t)}{\lambda_0} \right] \quad (6)$$

$$I'_2 = \cos \left[\frac{4\pi S(t)}{\lambda_0} + \frac{2\pi}{3} \right] \quad (7)$$

式中: I' 为 DISAR 系统输出的稳幅干涉信号 I 经归一化处理后的光强表达式, $I_{\min}$ 为干涉信号 I 的最小光强, $I_{\max}$ 为干涉信号 I 的最大光强, I'_1 为第一路稳幅干涉信号 I_1 经归一化处理后的光强表达式, I'_2 为第二路稳幅干涉信号 I_2 经归一化处理后的光强表达式。根据(6)式和(7)式可以得到目标靶运动位移的表达式为

$$S(t) = -\frac{\lambda_0}{4\pi} \arcsin \left[\frac{\sqrt{3}}{3} (I'_1 + 2I'_2) \right] \quad (8)$$

将每个时刻的干涉信号强度 I'_1 和 I'_2 代入(8)式,并根据反三角函数周期变化规律积分所有时刻位移测量结果,即可得到目标靶运动位移的变化历程。

2 实验结果

根据已公开的研究发现,试样在 SHPB 加载下发生径向应变位移的同时还伴随有整体平动,如果采用位移干涉系统 DISAR 测量试样径向应变位移,试样整体平动位移与试样径向应变位移将以矢量相加方式被 DISAR 系统探测,很难从 DISAR 系统的测量结果中准确分离出试样的径向应变位移。受测试条件限制,Avinadav 等^[4]和 Song 等^[5]均未报道试样整体平动对应变位移测量结果的影响。为消除试样整体平动对应变测量的影响,本研究设计了一种双测点结构,在垂直于正方体试样应力加载方向

的两个平行表面上对称布置两个共轴的 DISAR 测点, 如图 2 所示。由于具有推挽式结构的 DISAR 系统能够识别物体运动方向的改变, 当试样在入射杆撞击下发生径向应变的同时出现了整体平动, 试样整体平动的位移将以相同方向被两套 DISAR 系统探测, 而试样径向应变位移则将以相反方向被两套 DISAR 系统探测, 因此通过两个 DISAR 测点的位移测量结果相减, 即可得到试样的径向应变位移, 从而消除试样整体平动对应变位移测量的影响。实验条件如下: 入射杆直径为 10 mm, 不锈钢正方体试样边长为 5 mm, 子弹速度为 3 m/s, 两测点对称分布于正方体试样的两面。DISAR 系统的测试信号及数据处理结果如图 3 所示。由图 3 可知: 新型 DISAR 系统能够输出稳幅干涉条纹, 不但简化了数据处理算法, 而且提高了应变测量精度。

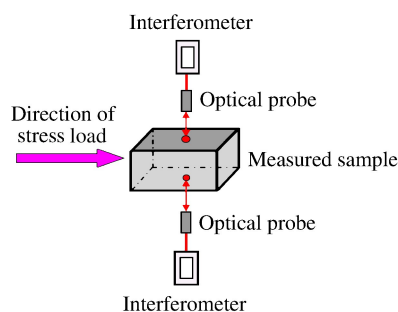


图 2 面对称双测点结构示意图

Fig. 2 Layout of two symmetrical measuring points

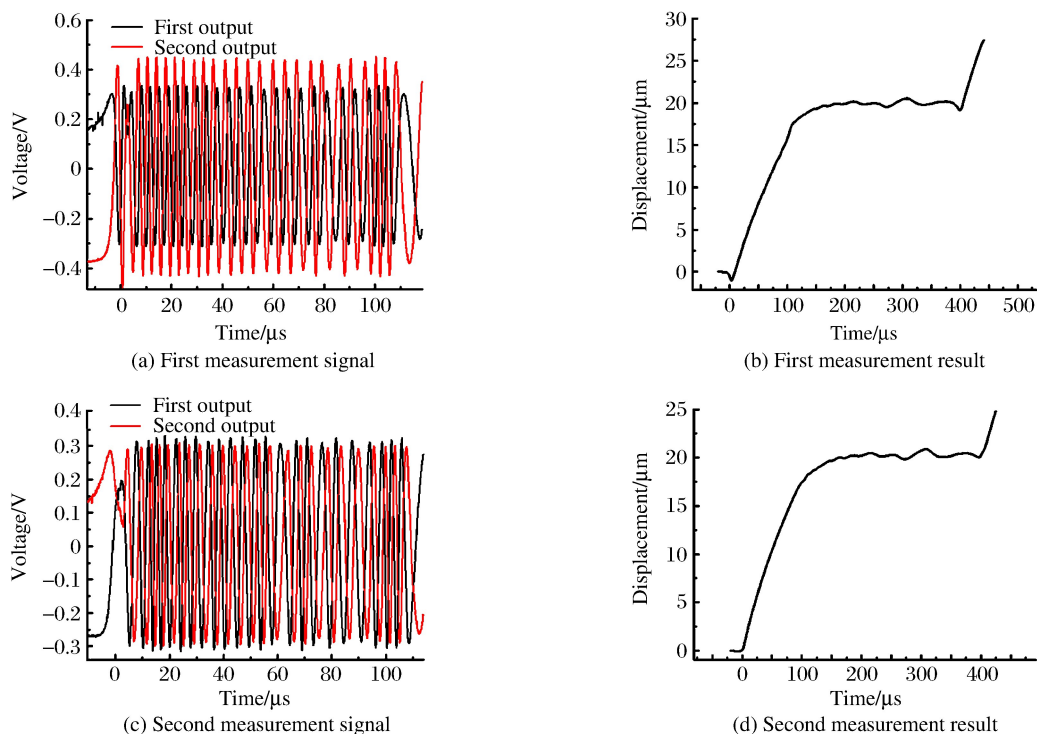


图 3 DISAR 系统输出信号及数据处理结果

Fig. 3 Measurement signals and results obtained from the DISAR system

将两个对顶测点的 DISAR 测量结果相减, 可以得到如图 4(a) 所示的试样弹性应变位移, 其中蓝色实线为 DISAR 测量结果, 红色实线为通过入射杆上应变信号 (不锈钢泊松比为 0.29) 计算得到的测量结果。对比两种技术的测量结果不难发现, 测量结果中加载应力波时间宽度和幅度基本一致。对于测量结果中应变曲线的微小差异, 其原因可能是由于正方体试样表面加工精度的影响。试样在一维应力加载下将会沿入射杆轴向运动, 试样表面粗糙度、平面度、平行度的变化均会影响位移测量结果, 表现为在径向应变位移上叠加试样表面粗糙度、平行度和平面度的起伏, 如图 4(a) 所示, 位移测量结果平台区出现微小振荡以及卸载区与应变计测量结果不重合, 这也从另一方面验证了新型 DISAR 技术具有较高的位移分辨力。

为了消除或削弱试样表面粗糙度、平行度和平面度起伏对位移测量结果的影响, 可以采取以下两种技术措施: 其一是提高试样加工精度, 以减小试样表面粗糙度、平行度和平面度起伏对测量结果的影响;

其二是通过提高应力波的加载强度,以增大试样径向应变,降低试样表面粗糙度、平行度和平面度起伏在 DISAR 位移测量结果中的比例。本实验针对第二项技术措施开展了研究工作,获得了正方体铜试样在 17 m/s 速度加载下的径向应变位移,如图 4(b)所示。

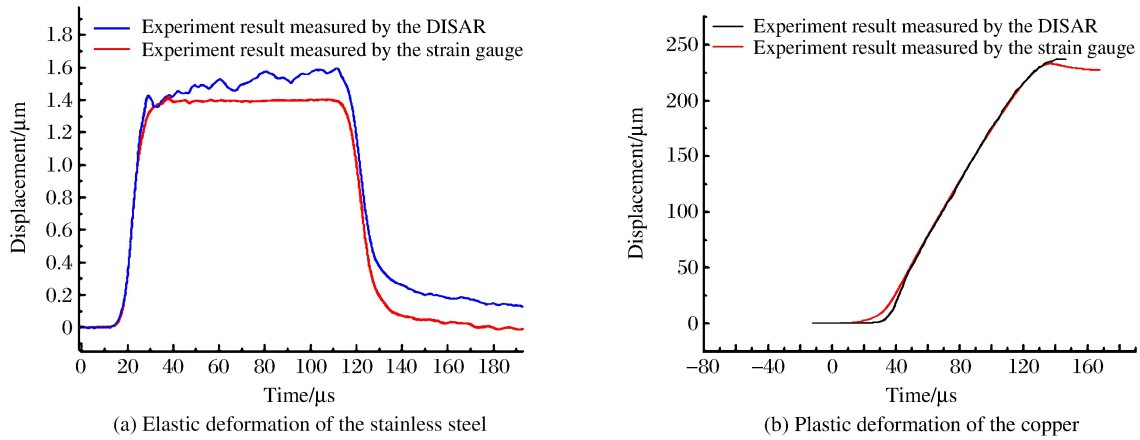


图 4 DISAR 系统测量的金属试样应变位移

Fig. 4 Strain histories of metal sample measured by the DISAR system

由图 4(b)可知,在塑性应变区,DISAR 系统与应变计的测量结果吻合较好,而在弹性区域,两者偏离较大,其原因可能是由于试样轴向应变与径向应变换算关系中存在假定,即本研究是按照塑性不可压缩设计计算试样的横向应变位移。基于这种假设,试样横向变形量 ϵ'_t 可以表示为

$$\epsilon'_t = -\frac{1}{2}(\epsilon_z^e + \epsilon_z^p) \quad (9)$$

式中: ϵ_z^e 为试样弹性应变变量, ϵ_z^p 为试样塑性应变变量。作出这种假定的原因是由于以往不能精确测量试样弹性应变 ϵ_z^e 和塑性应变 ϵ_z^p ,只能按照试样总应变进行计算,实际上试样横向应变计算公式为

$$\epsilon_t = -\nu\epsilon_z^e - \frac{\epsilon_z^p}{2} \quad (10)$$

式中: ν 为泊松比,一般小于 0.5。对比(9)式和(10)式不难发现,在弹性和屈服点附近的塑性区,换算的横向变形量 ϵ'_t 将明显高于实际横向应变测量结果 ϵ_t ,这就是在弹性区域应变计测量结果高于 DISAR 测量结果的原因。对比两种方法得到的应变位移曲线可知,除了屈服点附近外,在其余大部分塑性变形区内,DISAR 系统的测量结果与应变计测量信号的换算结果的一致性良好,说明 DISAR 测得的横向变形量是准确的,可以采用该结果表征试样的横向应变。

3 结 论

利用半导体光放大器的动态饱和输出特性,提出了一种稳幅输出的全光纤位移干涉测量技术及系统,实现了一维应力加载下非接触式精密测量金属试样弹塑性应变的研究目标。稳幅输出特性不仅能够显著提高位移干涉仪的位移分辨力,简化数据处理算法,而且还降低了 DISAR 系统因目标靶反射率急剧变化而引起信号超屏的风险。不难预测,这种动态饱和放大技术不仅可以提高位移干涉仪的输出信号质量,而且还能助推全光纤速度干涉仪的实用化进程,具有较好的应用前景。

参考文献:

- [1] KOLSKY H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading [J]. Proceedings of the Physical Society of London Section B, 1949, 62(11): 676-700.

- [2] LI Y, RAMESH K T. An optical technique for measurement of material properties in the tension Kolsky bar [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2007, 34(4): 784-798.
- [3] SUTTON M A, ORTEU J J, SCHREIER H. Image correlation for shape, motion and deformation measurements: basic concepts, theory and applications [M]. New York: Springer Publishing, 2009.
- [4] AVINADAV C, ASHUACH Y, KREIF R. Interferometry-based Kolsky bar apparatus [J]. *Review of Scientific Instruments*, 2011, 82(7): 223.
- [5] SONG H W, WU X Q, HUANG C G, et al. Measurement of fast-changing low velocities by photonic Doppler velocimetry [J]. *Review of Scientific Instruments*, 2012, 83(7): 073301.
- [6] WENG J D, TAN H, WANG X, et al. Optical-fiber interferometer for velocity measurements with picosecond resolution [J]. *Applied Physics Letters*, 2006, 89(11): 4669.
- [7] STRAND O T, GOOSMAN D R, MARTINEZ C, et al. Compact system for high-speed velocimetry using heterodyne techniques [J]. *Review of Scientific Instruments*, 2006, 77(8): 083108.
- [8] DOLAN D H, JONES S C. Push-pull analysis of photonic Doppler velocimetry measurements [J]. *Review of Scientific Instruments*, 2007, 78(7): 076102.
- [9] WENG J D, WANG X, TAO T J, et al. Optic-microwave mixing velocimeter for superhigh velocity measurement [J]. *Review of Scientific Instruments*, 2011, 82(12): 123114.
- [10] AO T, DOLAN D H. Effect of window reflections on photonic Doppler velocimetry measurements [J]. *Review of Scientific Instruments*, 2011, 82(2): 023907.
- [11] GINOVART F, SIMON J C, VALIENTE I. Gain recovery dynamics in semiconductor optical amplifier [J]. *Optics Communications*, 2001, 199(1): 111-115.

Application of an All-Fiber Displacement Interferometer on SHPB Experiment Measurements

WENG Jidong, LI Yinglei, CHEN Hong, YE Xiangping, YE Suhua,
TAN Hua, LIU Cangli

(Key Laboratory of Shock Waves and Detonation Physics, Institute of Fluid Physics,
CAEP, Mianyang 621999, China)

Abstract: In the present study, to directly measure the radial strain of a metal sample loaded by the split Hopkinson pressure bar (SHPB) facility, we developed a new all-fiber displacement interferometer that could output signals of invariable strength by adopting a semiconductor optical amplifier (SOA) followed by an erbium doped fiber amplifier (EDFA) to control the light intensity reflected from the measured sample during the dynamic measurement process. The theoretical study showed that the displacement measurement resolution was free from the fluctuation of the output intensity, and the experimental results demonstrated that this new interferometer could measure the elastic and plastic strains of metal sample loaded by the SHPB with high resolution.

Keywords: displacement interferometer system for any reflector (DISAR); split Hopkinson pressure bar (SHPB); erbium doped fiber amplifier (EDFA); semiconductor optical amplifier (SOA); strain

一种超高温动态力学行为测试及 原位图像获取方法^{*}

张 超¹, 索 涛^{1,2}, 谭伟力¹, 张欣玥¹, 汪存显¹, 李玉龙^{1,2}

(1. 西北工业大学航空学院, 陕西 西安 710072;

2. 西北工业大学飞行器结构力学与强度技术国防重点学科实验室, 陕西 西安 710072)

摘要:提出了一种新的超高温(1600 °C)动态力学性能测试及原位图像获取方法:在原有分离式 Hopkinson 压杆的基础上,利用加热源为 MoSi₂ 的超高温炉实现超高温环境,采用两个活塞组成双同步系统,利用高速摄像机记录动态变形过程。为了验证所提方法的可行性,以 TC4 钛合金和 SiC 陶瓷为研究对象,进行超高温动态力学性能测试,其中:在 TC4 钛合金实验中,应变率为 2000 s⁻¹,温度范围为 20~1400 °C,测得其流动应力从 1.6 GPa 降到 150 MPa;在 SiC 实验中,应变率为 250 s⁻¹,温度范围为 20~1200 °C,测得其压缩强度从 250 MPa 降到 220 MPa。根据高速摄像机记录的试样动态变形过程,分析试样的破坏模式,结果表明:在高温空气环境下,TC4 钛合金试样表面有氧化层裂开现象,而在氩气环境下则没有;室温下, SiC 试样初始裂纹产生时的应力为压缩强度的 80%,而在 1200 °C 下为压缩强度的 99%。

关键词:超高温; Hopkinson 杆; 双同步组装; 高速摄像机

中图分类号: O347; O521.3

文献标识码: A

随着科学技术的发展,人们越来越关注材料在高温、高应变率等极端环境下的动态力学行为^[1-3]。分离式 Hopkinson 压杆(Split Hopkinson Pressure Bar, SHPB)作为一种高应变率(10²~10⁴ s⁻¹)加载装置^[4-5],广泛应用于材料的动态力学行为研究。20 世纪 60 年代,有学者尝试利用 SHPB 技术研究高温下材料的动态力学性能^[6-7]。到目前为止,一般采取两种实验方案。一种是对试样与一部分压杆同时加热,然而由于入射杆和透射杆均为热的良导体,在入射杆和透射杆上将不可避免地形成温度梯度。例如:Latella 等^[8]基于 SHPB 装置,采用同时加热方式测量了 2.25Gr-1Mo 高强钢的杨氏模量,发现它由室温时的 212.4 GPa 降为 600 °C 时的 169.0 GPa;Lankford^[9]在 SHPB 装置中引入快速加热技术,以减少温度在杆中的变化梯度;Gilat 等^[10]采用对热不敏感的铝材料制作波导杆,利用局部快速升温设备测试材料的动态高温扭转性能,试样的温度范围为 650~1060 °C。另一种方案是将试样与入射杆及透射杆分离,将试样单独加热到预定温度,实验杆与试样接触后立即进行高应变率加载。20 世纪 90 年代, Nemat-Nasser 等^[11-13]在 SHPB 上引入一种实现高温的方法,其特点是无需特殊的高温材料压杆,通过建立一个与撞击杆同步启动的连杆机构,实现对试样的高温-高应变率耦合作用。他们首先将试样与弹性杆分离,然后加热试样,达到预定温度后,开启空气炮,在应力波到达试样与入射杆界面时,由驱动系统推动试样与入射杆及透射杆紧密接触,并由此进行了 Ta 和 Ta-W 合金材料在 1000 °C 下的高应变率实验。Apostol 等^[14]提出了冷接触时间(Cold Contact Time,即从杆与试样接触到入射波到达试样端面

^{*} 收稿日期: 2017-04-11; 修回日期: 2017-05-28

基金项目: 国家自然科学基金(11522220, 11272267, 11527803)

作者简介: 张 超(1991—),男,博士研究生,主要从事超高温动态测量研究. E-mail: zhcdao@outlook.com

通信作者: 索 涛(1979—),男,博士,教授,主要从事材料及结构的动态力学行为研究。

E-mail: suotao@nwpu.edu.cn

的时间)的概念,并认为冷接触时间应控制在 50~100 ms。李玉龙等^[15-16]通过实验测量了不同冷接触时间下材料的动态力学性能,结果表明,冷接触时间大于 50 ms 时,其对实验结果有较大的影响,实验数据不能真实地反映材料在高温下的动态力学性能。最近,Kajberg 等^[17]利用电磁推进方式推动入射杆和透射杆同步组装,测得不锈钢和含碳钢在 $700\sim 4\,400\text{ s}^{-1}$ 的高应变率下、温度在 $900\sim 1\,200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 之间的应力-应变曲线。

本研究设计了一种更便捷的双同步实验装置,重新设计高温炉,从而获得更高的工作温度。考虑到某些材料在高温下极易与空气中的某些气体(如氧气)发生反应,所设计的超高温加热炉可通入保护气体,在炉内形成惰性气体环境,并且配有观察窗口,可利用高速摄像机记录实验过程。采用此实验装置,测量 TC4 钛合金和 SiC 陶瓷的超高温动态力学性能,并对 TC4 钛合金在无氧环境下进行高温动态测试,验证实验装置在材料超高温动态力学性能测试方面的可行性。

1 实验装置设计

在 SHPB 的基础上重新设计了实验装置,如图 1 所示。利用两个活塞组成双同步系统;利用超高温炉对试样加热;加热炉设有观察窗口和保护气通气孔,可通过通气孔将保护气通入高温炉中形成惰性气体环境,可通过观察窗口记录试样的超高温动态测试过程;发射阀同时控制气室和同步气室,用于进行同步组装和发射撞击杆。

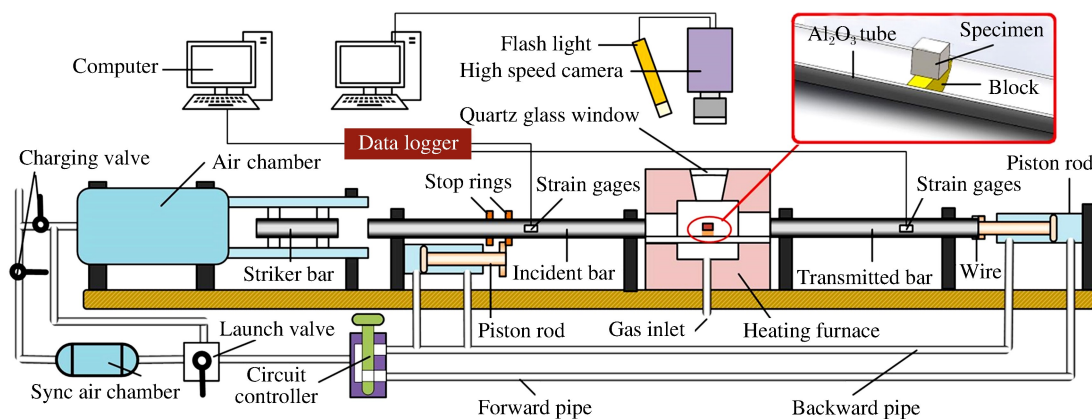


图1 带有超高速摄像机的超高温双同步 SHPB 装置示意图

Fig.1 Schematic illustration of the ultra-high temperature SHPB with a double-synchronously assembled heating system and high speed camera

1.1 加热炉及试样固定

为实现超高温加热环境,使用加热源为 MoSi_2 、带智能控制装置的超高温加热炉加热试样,利用位于试样上方的热电偶测量炉内温度,超高温加热系统的工作温度最高达 $1\,650\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。在加热炉前方设有观察窗,在观察口前安装石英玻璃。石英玻璃的软化温度在 $1\,600\text{ }^{\circ}\text{C}$ 左右,当加热温度超过石英玻璃的稳定工作温度($1\,400\text{ }^{\circ}\text{C}$)时,利用隔热材料将观察口堵住以保护石英玻璃。在加热炉下方及上方各设置一个通气孔,用于将保护气通入加热炉内,形成惰性气体氛围,使材料不与加热炉中的气体发生反应。试样的固定方式如图 1 中插图所示,利用半圆形氧化铝陶瓷管和高温莫来石纤维泡沫块对试样进行固定,其工作温度均超过高温炉的加热温度。高温泡沫的厚度小于试样厚度,高温泡沫的强度很低,对试样的加载方向没有影响,高温泡沫使试样的其他 3 个面也没有约束,从而将试样的轴向约束降到最低。为了更好地固定试样,将高温胶涂于高温石棉与陶瓷管及试样的接触面上。

1.2 双同步组装系统

原有的单同步系统只有透射杆处一个活塞,活塞推动透射杆与试样一起朝入射杆运动,使入射杆及

透射杆与试样紧密接触,同时发射子弹撞入射杆。在实验过程中,由于试样由透射杆推动并与入射杆接触,因此试样与透射杆的冷接触时间长于试样与入射杆的冷接触时间,造成试样温度分布不均匀。尤其当使用较大的加热炉时,入射杆与透射杆之间的距离较远,如果透射杆的运动速度过低,则会使透射杆与试样间的冷接触时间过长;如果透射杆的运动速度过高,则会对试样产生较大的预冲击,影响实验结果。因此单同步组装系统难以应对较大体积的加热炉,从而限制了实验环境。

针对单同步系统的不足,重新设计了双同步系统(如图 1 所示),即在入射杆和透射杆处各设置一个同步装置。实验前,利用控制器将推进气管与同步气室连接,通过发射阀同时发射撞击杆和双同步组装系统,入射杆和透射杆同步朝试样运动,撞击杆同时朝入射杆运动。在入射波到达试样端面前,通过双同步系统使入射杆和透射杆夹紧试样。实验后,由控制器将回拉气管与同步气室连接,通过活塞带动实验杆离开加热炉,避免实验杆长时间处于加热炉内而影响性能,特别是当加热炉温度达到 1 600 °C 时。同时也可以看到,此系统避免了加热炉体积较大时透射杆与试样间冷接触时间过长的问题,因此可应用不同的加热炉。采用此方法,在标定同步气压并调整活塞的条件下,冷接触时间可控制在 10 ms 以内,实现了入射杆和透射杆同时与试样接触。利用 Abaqus 有限元软件建立热分析模型,发现当冷接触时间保持在 10 ms 以下时,双同步组装对实验中试样温度的影响不大^[18]。

1.3 高温图像的获取

为观察试样在实验中的变化情况,利用高速摄像机通过高温加热炉的光学观察口拍摄实验过程,如图 2 所示。可见,在实验过程中高温炉辐射出很高的热量。

图 3 给出了根据普朗克公式计算得到的在 400~1 200 °C 温度范围内热辐射能量与辐射波长之间的关系曲线。从图 3 中可以看出:随着温度的升高,各波段的热辐射能量均大幅增加,热辐射总能量迅速增大;并且波长越长,辐射热量越多。为了减少辐射对设备及成像的影响,采用带滤红外波段的石英玻璃将波长较长的红外辐射光滤掉,既控制了热辐射,又保证了可见光通过观察口以满足高速摄像机的拍摄需求。

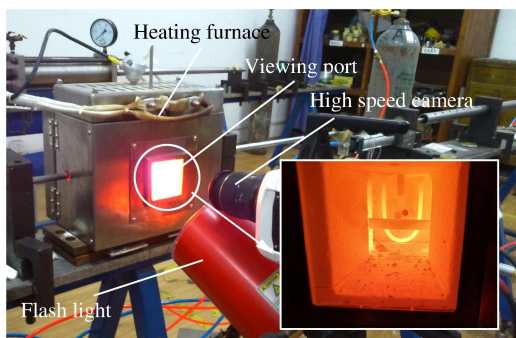


图 2 高速摄像机布局(插图为高温炉内部图像)

Fig. 2 High speed camera (The inset shows the internal of the furnace.)

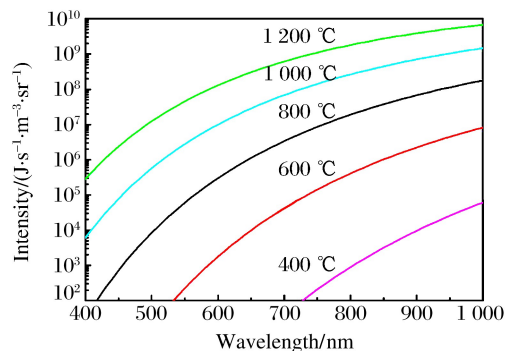


图 3 不同温度下波长与热辐射能量的关系曲线

Fig. 3 Wavelength vs. thermal radiation energy at different temperatures

由于拍摄动态变形所需的相机工作帧频较高,曝光时间很短,为了获得清晰的图像,使用高强度闪光灯。考虑到一般闪光灯的照明时间非常短,且亮度随时间变化,在触发一段时间后才能达到最大亮度并稳定保持一段时间,为此闪光灯的触发时间须与相机的拍照时间配合,使动态加载过程中闪光灯的亮度保持较高水平。本研究将数据采集器的信号输出端分别与闪光灯触发器及高速相机触发端相连,数据采集器通过入射波信号触发,触发同时给闪光灯触发器和高速摄像机输出触发信号。

2 超高温动态力学实验结果

以 TC4 钛合金和 SiC 陶瓷作为研究对象,进行超高温动态力学性能测试。在 TC4 钛合金实验中,

应变率 $\dot{\epsilon}$ 为 2000 s^{-1} ,温度范围为 $20\sim 1400\text{ }^{\circ}\text{C}$;在SiC实验中,应变率为 250 s^{-1} ,温度范围为 $20\sim 1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 。此外,将氩气通入高温炉中,测量TC4钛合金试样在无氧化情况下的动态力学性能,并利用高速摄像机观察试样的变形过程。

2.1 TC4钛合金的超高温动态力学性能

图4为TC4钛合金在应变率为 2000 s^{-1} 、温度为 $20\sim 1400\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时的应力-应变曲线。从图4中可以看出:温度软化现象非常明显; $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时试样的峰值应力达到 1.6 GPa ,当温度达到 $1400\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,流动应力降为 150 MPa 。此外从图4中还可以看出,在不同温度下TC4钛合金基本没有出现塑性强化现象。需要注意的是,在最初应变很小的阶段,应力测量不够准确,这归因于在开始阶段试样两端的应力状态未达到平衡,试样两端受力不均匀。

2.2 惰性气体环境下TC4钛合金的高温动态力学性能测试

考虑到某些材料在高温下易与空气中的氧气等气体发生反应,对实验装置进行了改进,以实现惰性气体环境下的高温动态力学实验。实验时,先加热超高温炉,同时以较小流量通入氩气,达到排尽炉内氧气的目的。达到预定温度后,加大氩气流量并放入试样,保温一段时间后,进行动态压缩实验。在 $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 下测得TC4钛合金在氩气环境下的动态压缩实验结果,如图5所示,其中高速摄像机的采样速率为 0.1 MHz 。

从图5中可以看到:在空气环境中, $40\text{ }\mu\text{s}$ 时TC4钛合金试样表面有氧化层裂开现象, $100\text{ }\mu\text{s}$ 时部分氧化层与试样表面分离;而在氩气环境下,试样表面未发生氧化层裂开或分离现象,说明氩气的通入防止了TC4钛合金试样的氧化。实验表明,本实验装置能进行保护气环境下的超高温动态力学性能测试,并能同步采集实验过程图像。

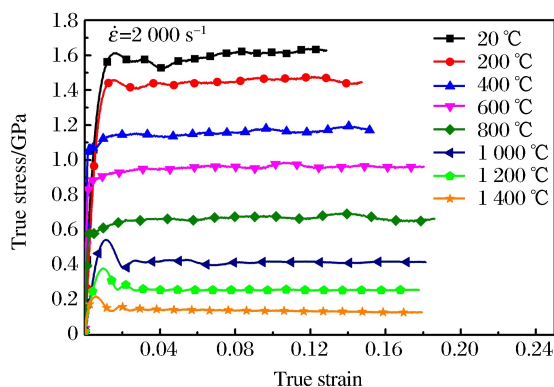


图4 TC4在应变率为 2000 s^{-1} 、温度范围为 $20\sim 1400\text{ }^{\circ}\text{C}$ 条件下的应力-应变曲线

Fig. 4 Stress-strain curves of TC4 at strain rate of 2000 s^{-1} and temperature range of $20\text{ }^{\circ}\text{C}$ to $1400\text{ }^{\circ}\text{C}$

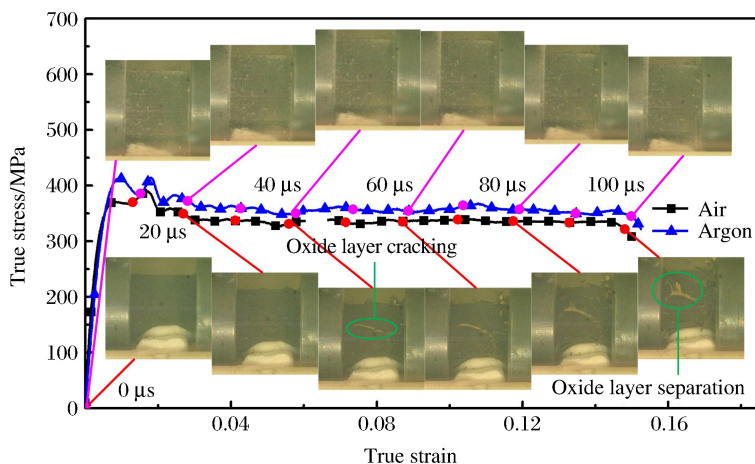


图5 TC4在应变率为 2000 s^{-1} 、温度为 $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ 、不同气体环境下的应力-应变曲线及形貌

Fig. 5 Stress-strain curves and morphologies of TC4 at 2000 s^{-1} and $1100\text{ }^{\circ}\text{C}$ in different gas environments

从图5还可以看出,在空气环境下TC4钛合金的流动应力为 332 MPa ,而在氩气环境下则上升至 361 MPa ,增幅约 8.5% ,说明TC4钛合金氧化后其动态压缩强度明显降低。图5中的高速摄影图像显示,TC4钛合金氧化后其表面会形成一层氧化层。氧化层的形成一方面使材料的力学性能下降,另一

方面使动态压缩实验中的真实试样变为被氧化层包裹的试样,其截面积等几何形态发生变化,从而对测量结果产生影响。反映在实验结果上则是氩气环境中的流动应力明显高于空气环境中的流动应力,因此研究惰性气体环境下材料的高温动态力学性能具有实际意义。

2.3 SiC 在超高温下的动态力学性能测试

对 SiC 进行超高温动态压缩实验,其中 SiC 材料是由 SiC 粉末烧结而成的微孔陶瓷材料,其密度较小,孔隙率较大。SiC 试样尺寸为 $8\text{ mm} \times 8\text{ mm} \times 10\text{ mm}$,高速摄像机的采样速率为 1 MHz 。由于 SiC 为脆性材料,因此需对入射波进行整形以达到应力平衡状态^[19-20]。在本实验中,采用圆形树脂整形片进行整形,试样的应变率为 250 s^{-1} 。为了观察试样表面的变形情况,常用喷漆制作散斑。然而,喷漆只能耐 $200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 以下的温度,随着温度的增加会出现以下 3 类问题:(1)脱色——在冲击载荷下脱色;(2)脱层——喷漆与试样表面的黏结变松,散斑变形与试样表面变形不一致;(3)脱落——随着温度的继续升高,喷漆从试样表面剥落,所采集的图像完全失真。为此,本研究利用高温无机胶和氧化铝粉末在试样表面制作随机分布的高温散斑,以增强图像的对比度。其制作方式如图 6 所示,将高温无机胶和氧化铝粉末一起放入喷枪中,利用高压在试样表面形成随机分布的散斑。在高温下散斑依然清晰可见,并紧密地附着在试样表面。

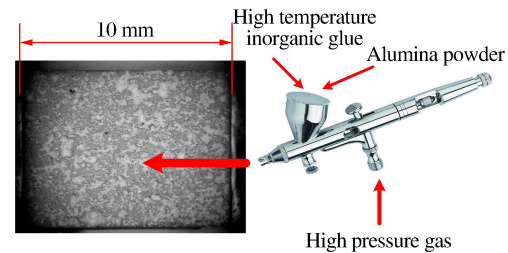


图 6 高温散斑

Fig. 6 High temperature speckle

从图 7 中可以看到:SiC 的强度随温度的升高而降低;但压缩强度下降得较少,从室温时的 250 MPa 下降到 $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时的 220 MPa ,说明压缩强度对温度不敏感。图 7 中红色圆点代表裂纹产生后采集的图像所对应的应力值,由此可以看出:在室温下,当 SiC 试样应力为 199 MPa 时,有肉眼可见的初始裂纹产生,随着应变的增大,真实应力持续增加,达到 250 MPa 时试样完全失去承载能力,裂纹产生时的应力为压缩强度的 80% ($199\text{ MPa}/250\text{ MPa}$);在高温下,随着温度的升高,出现初始裂纹时的应力随之增加,在 $800\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,初始裂纹产生时的应力为 208 MPa ,是压缩强度的 90% ($208\text{ MPa}/231\text{ MPa}$),而在 $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时,初始裂纹产生时的应力为 218 MPa ,是压缩强度的 99% ($218\text{ MPa}/220\text{ MPa}$)。高温下初始裂纹的出现时刻随着温度的升高而推迟,在本实验中表现为初始裂纹产生时的应力越来越接近压缩强度。对图像进行数字图像相关(DIC)计算,可以看到试样表面的应力状态基本均匀。实验结果显

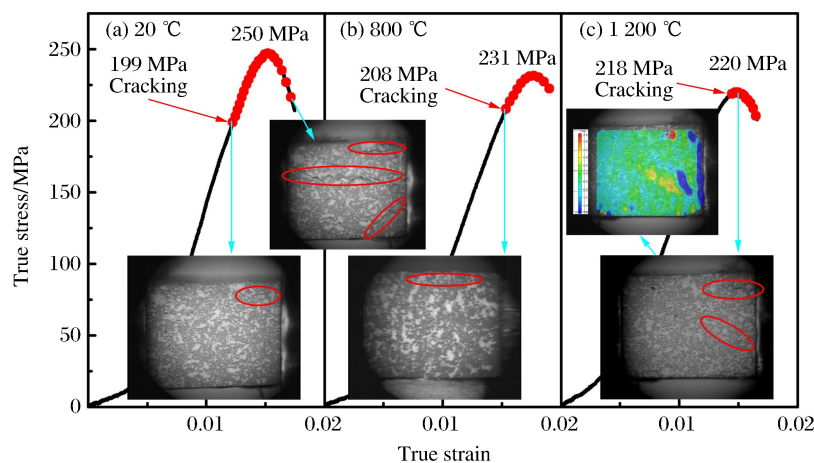


图 7 SiC 在应变率为 250 s^{-1} ,温度为 $20, 800$ 和 $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$ 时的应力-应变曲线及形貌

Fig. 7 Stress-strain curves and morphologies of SiC at strain rate of 250 s^{-1} and temperature of $20, 800$ and $1200\text{ }^{\circ}\text{C}$

示,所制作的高温散斑能很好地反映高温下试样的变形情况。本研究的高温高速原位图像采集方法可以用来获取高温动态实验中试样的变形信息,为材料高温动态性能研究提供很大的帮助。

3 结 论

在现有 SHPB 的基础上,设计了一种能用于超高温(1600℃)环境的动态力学性能测试装置。该装置采用两个活塞组成双同步系统,选用加热源为 MoSi₂ 的超高温加热炉,由半圆形陶瓷管 and 高温泡沫固定试样,通过高速摄像机结合滤光片实时记录高温试样的变形过程。

采用该装置,测量了 TC4 钛合金在应变率为 2000 s⁻¹、温度为 20~1400℃时的应力-应变曲线,以及 SiC 在应变率为 250 s⁻¹、温度为 20~1200℃时的压缩强度,获得了 TC4 钛合金和 SiC 的高温动态变形图像,得到以下结论:

(1) 在空气环境下,当温度达到 1400℃时,TC4 钛合金的流动应力从 20℃时的 1.6 GPa 降为 150 MPa;而在 1100℃的氩气环境下,相比于空气环境,TC4 钛合金的流动应力增幅约 8.5%;

(2) 在空气环境下,TC4 钛合金试样表面有氧化层裂开现象,部分氧化层与试样表面分离,而在氩气环境下,试样表面没有氧化层裂开或分离情况;

(3) SiC 的压缩强度从室温时的 250 MPa 降到 1200℃时的 220 MPa,初始裂纹出现时刻随着温度的升高而推迟,并且初始裂纹出现时的应力由常温下压缩强度的 80%增加到 1200℃时的 99%。

实验结果表明,所设计的实验装置能够进行保护气环境下的超高温动态力学性能测试,所使用的图像采集方法能在高温高速加载下进行原位图像采集,从而获取试样在高温下的动态变形信息。所提出的实验方法为研究材料的高温动态性能及破坏形式提供很大的帮助。

参考文献:

- [1] 魏延鹏,虞钢,段祝平. 高温高应变率下异种不锈钢激光焊接件的力学性能 [J]. 爆炸与冲击,2011,31(5):504-509.
WEI Y P, YU G, DUAN Z P. Mechanical properties of laser-welded dissimilar stainless steels structure at elevated temperature and high strain rates [J]. Explosion and Shock Waves, 2011, 31(5): 504-509.
- [2] 宫旭辉,王宇,夏源明,等. TC21 钛合金的高温动态拉伸力学行为 [J]. 中国有色金属学报,2010,20(4):647-654.
GONG X H, WANG Y, XIA Y M, et al. Dynamic tensile behavior of TC21 titanium alloys at elevated temperatures [J]. The Chinese Journal of Nonferrous Metals, 2010, 20(4): 647-654.
- [3] 李玉龙,郭伟国,徐维,等. Hopkinson 压杆技术的推广应用 [J]. 爆炸与冲击,2006,26(5):385-394.
LI Y L, GUO W G, XU F, et al. The extended application of Hopkinson bar technique [J]. Explosion and Shock Waves, 2006, 26(5): 385-394.
- [4] CHEN W N, SONG B. Split Hopkinson (Kolsky) bar: design, testing and applications [M]. New York: Springer, 2011.
- [5] 陈荣,卢芳云,林玉亮,等. 分离式 Hopkinson 压杆实验技术研究进展 [J]. 力学进展,2009,39(5):576-587.
CHEN R, LU F Y, LIN Y L, et al. A critical review of split Hopkinson pressure bar technique [J]. Advances in Mechanics, 2009, 39(5): 576-587.
- [6] CHIDISTER J L, MALVERN L E. Compression-impact testing of aluminum at elevated temperatures [J]. Experimental Mechanics, 1963, 3(4): 81-90.
- [7] LINDHOLM U S, YEAKLEY L M. High strain-rate testing: tension and compression [J]. Experimental Mechanics, 1968, 8(1): 1-9.
- [8] LATELLA B A, HUMPHRIES S R. Young's modulus of a 2.25Cr-1Mo steel at elevated temperature [J]. Scripta Materialia, 2004, 51(7): 635-639.
- [9] LANKFORD J. Temperature-strain rate dependence of compressive strength and damage mechanisms in aluminum oxide [J]. Journal of Materials Science, 1981, 16(6): 1567-1578.
- [10] GILAT A, WU X. Elevated temperature testing with the torsional split Hopkinson bar [J]. Journal of Materials Science, 1994, 34(2): 166-170.
- [11] NEMAT-NASSER S, ISAACS J B, STARRETT J E. Hopkinson techniques for dynamic recovery experiments

- [J]. Proceedings of the Royal Society A, 1991, 435(1894): 371-391.
- [12] NEMAT-NASSER S, ISAACS J B. Direct measurement of isothermal flow stress of metals at elevated temperatures and high strain rates with application to Ta and TaW alloys [J]. Acta Materialia, 1997, 45(3): 907-919.
- [13] SEO S, MIN O, YANG H. Constitutive equation for Ti-6Al-4V at high temperatures measured using the SHPB technique [J]. International Journal of Impact Engineering, 2005, 31(6): 735-754.
- [14] APOSTOL M, VUORISTO T, KUOKKALA V T. High temperature high strain rate testing with a compressive SHPB [J]. Journal de Physique IV (Proceedings), 2003, 110: 459-464.
- [15] LI Y, GUO Y, HU H, et al. A critical assessment of high-temperature dynamic mechanical testing of metals [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(2): 177-184.
- [16] 李玉龙, 索涛, 郭伟国, 等. 确定材料在高温高应变率下动态性能的 Hopkinson 杆系统 [J]. 爆炸与冲击, 2005, 25(6): 487-492.
- LI Y L, SUO T, GUO W G, et al. Determination of dynamic behavior of materials at elevated temperatures and high strain rates using Hopkinson bar [J]. Explosion and Shock Waves, 2005, 25(6): 487-492.
- [17] KAJBERG J, SUNDIN K G. Material characterisation using high-temperature split Hopkinson pressure bar [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2013, 213(4): 522-531.
- [18] ZHANG C, SUO T, TAN W, et al. An experimental method for determination of dynamic mechanical behavior of materials at high temperatures [J]. International Journal of Impact Engineering, 2017, 102: 27-35.
- [19] SONG B, ANTOUN B R, NIE X, et al. High-rate characterization of 304L stainless steel at elevated temperatures for recrystallization investigation [J]. Experimental Mechanics, 2009, 50(4): 553-560.
- [20] MATES S P, RHORER R, WHITENTON E, et al. A pulse-heated Kolsky bar technique for measuring the flow stress of metals at high loading and heating rates [J]. Experimental Mechanics, 2008, 48(6): 799-807.

A Method for Testing Dynamic Mechanical Behavior of Materials at Ultra-High Temperature and *in-Situ* Observation

ZHANG Chao¹, SUO Tao^{1,2}, TAN Weili¹, ZHANG Xinyue¹,
WANG Cunxian¹, LI Yulong^{1,2}

(1. School of Aeronautics, Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China;
2. Fundamental Science on Aircraft Structural Mechanics and Strength Laboratory,
Northwestern Polytechnical University, Xi'an 710072, China)

Abstract: In this work, we propose a novel method for testing the dynamic mechanical properties of materials and for *in-situ* observation at ultra-high temperature (up to 1 600 °C). The experimental devices used include a classical split Hopkinson pressure bar, a MoSi₂ heating source for obtaining ultra-high temperature, two piston rods added to complement the double synchronically assembled system and a high speed camera employed to observe the deformation. To verify the ability of the proposed method for operating at ultra-high temperature, we conducted our experiments on TC4 alloy at temperatures ranging from 20 to 1 400 °C and the strain rate of 2 000 s⁻¹, and SiC at temperatures ranging from 20 to 1 200 °C and the strain-rate of 250 s⁻¹. The results showed that the peak flow stress of the TC4 alloy specimen drops from 1.6 GPa at room temperature to 150 MPa at 1 400 °C, and the compressive strength of the SiC specimen drops from 250 MPa at room temperature to 220 MPa at 1 200 °C. Furthermore, the high speed images revealed that the oxide layer of the TC4 alloy specimen cracked in air but not in argon, and the initial cracks of the SiC specimen occurred at 80% of the compressive strength at room temperature and at 99% of the compressive strength at 1 200 °C.

Keywords: ultra-high temperature; Hopkinson bar; double-synchronically assembled system; high speed camera

一种立式分离式霍普金森压杆实验装置研制^{*}

尚兵¹, 王彤彤²

(1. 广州航海学院航务工程学院, 广东 广州 510725;

2. 广州航海学院基础部, 广东 广州 510725)

摘要: 低波阻抗材料通常可以用于吸能、缓冲等领域。用分离式霍普金森压杆实验装置测量这类材料的动态本构关系时, 并不需要子弹拥有太高的冲击速度, 但要求速度稳定, 每次实验过程中的速度偏差要小。为此, 依据自由落体原理, 研制立式分离式霍普金森压杆, 通过下落高度精确控制子弹撞击速度。通过夹持入射杆的摩擦力与入射杆重力相等的方法消除入射杆自重对实验结果的影响。通过对 PVA(聚乙烯醇)纤维增韧混凝土的动态压缩实验验证该实验装置的可靠性。

关键词: 分离式霍普金森压杆; 纤维混凝土; 动态力学性能; 应变率

中图分类号: O347.4

文献标识码: A

霍普金森压杆技术源于 J. Hopkinson 和 B. Hopkinson 父子俩的工作^[1-2]。1949 年, Kolsky^[3]在此基础上提出了分离式霍普金森压杆(Split Hopkinson Pressure Bar, SHPB), 用于测量金属材料在高应变率下的动态力学性能。又经过半个多世纪的发展, SHPB 技术已成为测量各种材料动态力学性能^[4-8]的重要手段。研究人员对 SHPB 实验装置进行了不断改进, 发展了霍普金森拉杆(Split Hopkinson Tensile Bar, SHTB)^[9]和扭杆等实验技术, 并获得了广泛的应用。传统的 SHPB 和 SHTB 技术大多采用气动方式加载, 当加载速度较高时, 子弹出口速度非常稳定, 但在低速加载时, 子弹出口速度容易出现偏差。

电磁发射技术利用电磁力提升和推动物体, 在高速或超高速发射方面具有很好的应用前景。按发射原理可分为导轨式和线圈式。磁阻式线圈发射方式属于线圈式的一种, 具有结构简单、可控性好、可靠性和抗破坏性高的优点^[10], 国内许多学者在 SHPB 的电磁驱动技术方面取得了成果^[11]。常规电磁驱动装置有诸多优点, 但要求子弹为铁磁材料, 否则需在子弹外缠绕线圈, 不仅对磁场强度提出了更高要求, 而且会对入射波形产生干扰, 而当前对软材料的测试需要用到模量较低的非铁磁材料子弹和杆件。鉴于此, 汤立群等^[12]研发了一种用于霍普金森压杆的双子弹电磁驱动装置, 可以实现对非铁磁材料的子弹进行发射和控制, 取得了良好的效果。

当 SHPB 实验技术被用于研究高波阻抗材料的动态力学性能时, 要求子弹具有较高的撞击速度; 当用于研究较低波阻抗材料(如泡沫铝、肌肉、混凝土等)的动态力学性能时, 并不需要子弹有太高的撞击速度, 通过 2 m 左右的自由落体加速即可使子弹获得所需的加载速度。鉴于此, 研发了基于自由落体的立式分离式霍普金森压杆装置。

1 SHPB 的基本原理

传统的 SHPB^[13-14]是将试样放置在入射杆和透射杆之间, 撞击杆(子弹)以一定的速度同轴撞击入射杆的自由端面, 在入射杆中产生压应力脉冲, 并沿入射杆向试样传播。当压应力脉冲传播到入射杆与

^{*} 收稿日期: 2017-10-11; 修回日期: 2017-12-14

基金项目: 广州航海学院创新强校基金

作者简介: 尚兵(1979—), 男, 博士, 讲师, 主要从事冲击动力学研究. E-mail: shang@mail.ustc.edu.cn

试样的界面时,一部分返回入射杆,另一部分传入试样,在试件内发生多次透/反射,并对试样进行加载,同时通过试样与透射杆的界面传入透射杆。因此,通过粘贴在入射杆和透射杆上的应变片可得到杆中的应变历史,从杆的应变历史中可以得到入射波 $\epsilon_i(t)$ 、反射波 $\epsilon_r(t)$ 和透射波 $\epsilon_t(t)$ 。再由一维应力波理论确定试样上的应变率 $\dot{\epsilon}$ 、应变 ϵ 及应力 σ

$$\dot{\epsilon}(t) = \frac{C}{l_0}(\epsilon_i - \epsilon_r - \epsilon_t) \quad (1)$$

$$\epsilon(t) = \frac{C}{l_0} \int_0^t (\epsilon_i - \epsilon_r - \epsilon_t) dt \quad (2)$$

$$\sigma(t) = \frac{A}{2A_0} E(\epsilon_i + \epsilon_r + \epsilon_t) \quad (3)$$

式中: A_0 、 l_0 为试样的面积和厚度, A 、 C 、 E 分别为杆的横截面面积、波速和杨氏模量。

根据均匀假定,有如下关系成立

$$\epsilon_i + \epsilon_r = \epsilon_t \quad (4)$$

代入(1)式~(3)式,可得到更为简单的两波法形式。

用入射波和反射波计算应力、应变、应变率

$$\sigma(t) = E(A/A_0)[\epsilon_i(t) + \epsilon_r(t)] \quad (5)$$

$$\epsilon(t) = -(2C/l_0) \int_0^t \epsilon_r(t) dt \quad (6)$$

$$\dot{\epsilon}(t) = -(2C/l_0) \epsilon_r(t) \quad (7)$$

用入射波和透射波计算应力、应变、应变率

$$\sigma(t) = E(A/A_0) \epsilon_t(t) \quad (8)$$

$$\epsilon(t) = -(2C/l_0) \int_0^t [\epsilon_i(t) - \epsilon_t(t)] dt \quad (9)$$

$$\dot{\epsilon}(t) = -(2C/l_0) [\epsilon_i(t) - \epsilon_t(t)] \quad (10)$$

由(3)式可知,在子弹速度一定的情况下,作用在试件两端的应力与杆的弹性模量成正比。杆中的应变信号与子弹的撞击速度成正比。对于强度低材料,则需要较低的子弹速度。鉴于此,研制了基于自由落体的立式 SHPB 装置。

2 立式 SHPB 装置

立式 SHPB 装置示意图 1 所示。子弹手动释放后,在加速导管中自由下落,获得一定初速度后撞击入射杆。加速导杆有长度为 1 m 和 2 m 两种型号,根据需要选用或者接长。速度精准仪分长度为 0.1、0.2、0.5 m 的 3 种型号,也可以根据需要互换接长。速度精准仪安装在加速导杆的上端,是一段带有刻度的透明杆,用于精确确定子弹的起始下落位置,从而获得所需的初始撞击速度。摩擦力夹夹在入射杆端部,位置固定,杆与夹之间的摩擦力可以调节,直至摩擦力与入射杆的重力相等。采用空打的方式研究了摩擦夹对波的传播的影响,结果发现,波形并没有因摩擦夹的存在而发生可检测的衰减,因此认为摩擦夹对实验结果无影响。减震吸能装置目前采用钢筒装细沙来吸收子弹撞击后透射的能量。

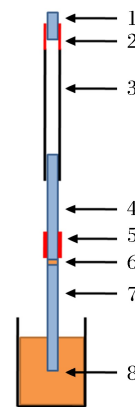


图1 立式 SHPB 装置(1.子弹;2.速度精准仪;3.加速导管;4.入射杆;5.摩擦力夹;6.试件;7.透射杆;8.减震吸能装置)

Fig.1 Schematic of vertical SHPB system (1. Bullet; 2. Speed adjustment; 3. Guide-bar; 4. Incident bar; 5. Friction clasp; 6. Specimen; 7. Transmission bar; 8. Shock-absorption device)

子弹的撞击速度 v 根据(11)式计算

$$v = \sqrt{2gH} \quad (11)$$

式中: g 是重力加速度, 为 9.8 m/s^2 ; H 是子弹自由落体的高度。当 $H=2 \text{ m}$ 时, 子弹的最终撞击速度 $v=6.26 \text{ m/s}$, 可以满足多数软材料动态加载的需要。如果需要更高的加载速度, 只需将加速导管接长即可。

为了获得一定的加载速度, 采用传统的气压驱动需要多次调整才能达到想要的速度; 当所需速度较低时, 还可能出现无法调节的情况。即便在相同的气压驱动下, 所得到的子弹速度也会发生偏离。图 2 是某气体发射装置在 0.30 MPa 气压驱动下所得到的子弹速度, 并与自由落体 2.21 m 得到的子弹速度进行对比。

分析图 2 中的数据可知, 气体发射子弹产生的速度标准差是 0.268 m/s , 而自由落体产生的速度标准差是 0.008 m/s 。由此可见, 利用自由落体的方式可以获得更加稳定的加载速度。

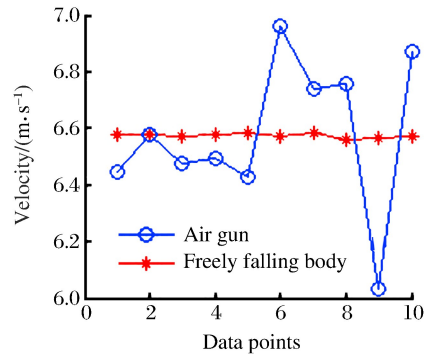


图 2 气枪发射子弹与子弹自由落体得到的速度对比

Fig. 2 Comparison on the bullet velocities of air gun shooting and freely falling

3 实验装置验证

聚乙烯醇纤维(Polyvinyl Alcohol Fiber, PVA)

是一种价格低廉、高强度和高弹性模量的合成纤维, 具有良好的亲水性, 纤维表面能够吸附少量自由水, 与水泥基体的黏结强度很高。由于 PVA 本身具有较高的强度和弹性模量, 不但能够有效地抑制混凝土早期的塑性裂缝, 而且可以提高混凝土的韧性及抗冲击性能。研究低速撞击时混凝土的力学响应并不需要多高的加载速度, 而立式 SHPB 装置可以精确控制加载速度。

利用立式 SHPB 装置对 PVA 增韧的混凝土试件进行实验。该装置采用 $\varnothing 35 \text{ mm}$ 的不锈钢杆制作, 入射杆长 4.5 m , 透射杆长 2.0 m , 子弹长 300 mm , 纤维混凝土试件尺寸为 $\varnothing 35 \text{ mm} \times 30 \text{ mm}$ 。采用 $\varnothing 10 \text{ mm} \times 0.7 \text{ mm}$ 的整形器对波形进行整形。整个实验装置安装在一个极少有人走动的楼梯间。子弹的释放采用人工手动释放。

自由落体高度为 2.41 m , 加载速度为 6.87 m/s 。所得入射波及透射波的波形如图 3 所示。信号 A 是入射杆上应变片记录的信号, 信号 B 是透射杆上应变片记录的信号。图 4 是采用三波校核^[15-16]的方法分离出来的入射波、透射波和反射波。

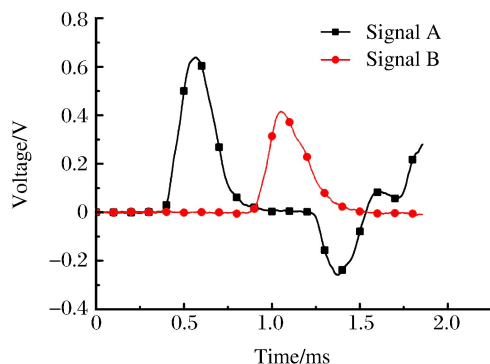


图 3 入射杆和透射杆上的原始波形

Fig. 3 Original signal waves in incident and transmission bars

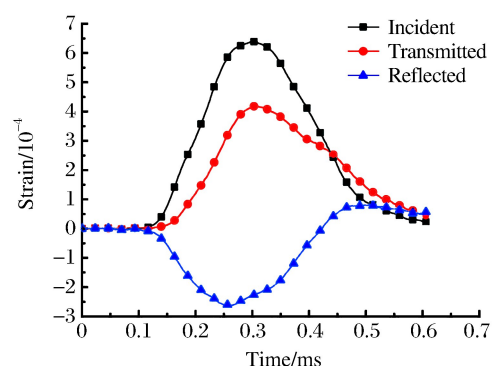


图 4 通过三波校核法分离的基本波形

Fig. 4 Basic waves selected by three-wave mutual-checking method

图5是由三波校核法得到的应力-应变曲线,曲线 a 由入射波与透射波得到,曲线 b 由入射波与反射波得到,曲线 c 由三波法得到。不同方法得到的应力-应变曲线基本一致。实验结果表明,立式 SHPB 装置用于低速加载实验是可行的。

4 结 论

立式 SHPB 具有稳定的加载速度,可以满足低速加载需要。当所需加载速度比较大时,需要较大的净空高度,这是立式 SHPB 的缺点;但相对于传统 SHPB 的占地面积小很多。同时,立式 SHPB 不存在高压气体,无需电磁控制,在安全性和经济性上比传统 SHPB 优越。采用 PVA 增韧的混凝土试件进行了立式 SHPB 实验,实验结果良好,充分证明了立式 SHPB 用于低速加载的可行性。

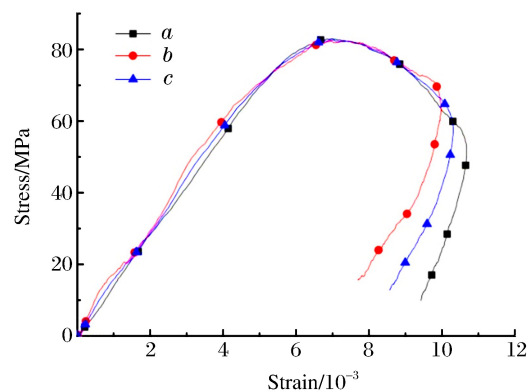


图5 通过三波校核法得到的应力-应变曲线

Fig. 5 Stress-strain curves obtained using three-wave mutual-checking method

参考文献:

- [1] HOPKINSON J. On the rupture of iron wire by a blow [C]//Proceedings of the Literary and Philosophical Society of Manchester, Manchester, 1872; 40-45.
- [2] HOPKINSON B. A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets [J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London; Series A; Containing Papers of a Mathematical and Physical Sciences, 1914, 213; 437-456.
- [3] KOLSKY H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading [J]. Proceedings of the Physical Society; Section B, 1949, 62(11); 676-700.
- [4] 尚兵, 盛精, 王宝珍, 等. 不锈钢材料的动态力学性能及本构模型 [J]. 爆炸与冲击, 2008, 28(6); 527-531.
SHANG B, SHENG J, WANG B Z, et al. Dynamic mechanical behavior and constitutive model of stainless steel [J]. Explosion and Shock Waves, 2008, 28(6); 527-531.
- [5] 王宝珍, 周相荣, 胡时胜. 高应变率下橡胶的时温等效关系及力学形态 [J]. 高分子材料科学与工程, 2008, 24(8); 5-8.
WANG B Z, ZHOU X R, HU S S. Dynamic mechanical behavior and rate-temperature equivalence of rubber [J]. Polymer Materials Science and Engineering, 2008, 24(8); 5-8.
- [6] 王宝珍, 胡时胜. 猪后腿肌肉的冲击压缩特性实验 [J]. 爆炸与冲击, 2010, 30(1); 33-38.
WANG B Z, HU S S. Dynamic compression experiments of porcine ham muscle [J]. Explosion and Shock Waves, 2010, 30(1); 33-38.
- [7] 王鹏飞. 多孔金属的动态力学响应及其温度相关性研究 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2012.
WANG P F. Research on dynamic mechanical response of cellular metals and temperature dependency [D]. Hefei: University of Science and Technology of China, 2012.
- [8] 朱珏, 胡时胜, 王礼立. 率相关混凝土类材料 SHPB 试验的若干问题 [J]. 工程力学, 2007, 24(1); 78-87.
ZHU J, HU S S, WANG L L. Problems of SHPB technique used for rate-dependent concrete-sort materials [J]. Engineering Mechanics, 2007, 24(1); 78-87.
- [9] 王鹏飞, 罗斌强, 胡时胜. 套管式冲击拉伸实验装置的研制 [J]. 实验力学, 2009, 24(6); 513-518.
WANG P F, LUO B Q, HU S S. Development of the casing type impact tension experimental device [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2009, 24(6); 513-518.

- [10] 刘战伟,吕新涛,陈喜民,等. 基于多级电磁发射的 mini-SHPB 装置 [J]. 实验力学, 2013, 28(5): 557-562.
LIU Z W, LÜ X T, CHEN X M, et al. On the mini-SHPB device based on multi-level electromagnetic emissions [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2013, 28(5): 557-562.
- [11] 郭伟国,赵融,魏腾飞,等. 用于 Hopkinson 压杆装置的电磁驱动技术 [J]. 实验力学, 2010, 25(6): 682-689.
GUO W G, ZHAO R, WEI T F, et al. Electromagnet ali driving technique applied to split-Hopkinson pressure bar device [J]. Journal of Experimental Mechanics, 2010, 25(6): 682-689.
- [12] 汤立群,谢倍欣,史景伦,等. 一种用于霍普金森压杆的双子弹电磁驱动装置:105319124A [P]. 2016-02-10.
TANG L Q, XIE B X, SHI J L, et al. A dual-bullet electromagnetic drive device for SHPB: 105319124A [P]. 2016-02-10.
- [13] 王礼立. 应力波基础 [M]. 第 2 版. 北京:国防工业出版社, 2005: 380.
WANG L L. Foundation of stress waves [M]. 2nd ed. Beijing: National Defense Industry Press, 2005: 380.
- [14] 郭伟国,李玉龙,索涛. 应力波基础简明教程 [M]. 西安:西北工业大学出版社, 2007.
GUO W G, LI Y L, SUO T. A brief tutorial on fundation of stress waves [M]. Xi'an: Northwest Polytechnical University Press, 2007.
- [15] 尚兵,胡时胜,姜锡权. 金属材料 SHPB 实验数据处理的三波校核法 [J]. 爆炸与冲击. 2010, 30(4): 429-432.
SHANG B, HU S S, JIANG X Q. A three-wave coupling method for data treatment in SHPB experiments with metal samples [J]. Explosion and Shock Waves, 2010, 30(4): 429-432.
- [16] 张军徽,尚兵. 基于数值模拟的 SHPB 实验数据处理方法 [J]. 高压物理学报, 2016, 30(3): 213-220.
ZHANG J H, SHANG B. Numerical study of the data processing methods in SHPB experiments [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2016, 30(3): 213-220.

Development of a Vertical Split Hopkinson Pressure Bar

SHANG Bing¹, WANG Tongtong²

(1. School of Harbor Engineering, Guangzhou Maritime University,
Guangzhou 510725, China;

2. Department of Basic Courses, Guangzhou Maritime University,
Guangzhou 510725, China)

Abstract: Measuring the dynamic constitutive relation of low-impedance materials which are usually used in the field such as energy absorption and cushion by using a split Hopkinson pressure bar (SHPB) device generally does not require a high impact velocity of bullet but a stable one with little error in the experiments. In this study, based on the principle of free fall, we developed a vertical split Hopkinson pressure bar. We can precisely control the bullet impacting speed through the height of the free fall. In order to eliminate the gravity effects on the experiment, we held the incident bar by the friction force, and let the friction force equals the incident bar gravity. We carried out dynamic compression experiments of polyvinyl alcohol (PVA) fiber concrete to verify the reliability of the experimental device.

Keywords: split Hopkinson pressure bar (SHPB); fiber concrete; dynamic mechanical property; strain rate

Influence of Specimen Size in SHPB Tests on Concrete^{*}

ZHAO Fuqi, XU Peibao, WEN Heming

(CAS Key Laboratory for Mechanical Behavior and Design of Materials,
University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China)

Abstract: The split Hopkinson pressure bar (SHPB) tests are often conducted to obtain the dynamic compressive strengths of concrete-like materials which need to be interpreted or analyzed correctly as these data are very important for the construction of reliable constitutive equations used in numerical simulations. In the present work, a numerical study is performed on the influence of specimen size on concrete in SHPB tests using a rate-independent material model. A new empirical equation for the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect is also proposed which took account of specimen size effect through its volume. It is shown that the empirical formula agrees well with the numerical results for the SHPB tests on concrete with different specimen sizes, and the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect increases with the increase of specimen size.

Keywords: SHPB test; concrete; inertia (confinement) effect; specimen size effect; numerical simulation

CLC number: O347.3

Document code: A

Dynamic compressive strengths of concrete-like materials are usually obtained by conducting laboratory tests such as split Hopkinson pressure bar (SHPB) tests^[1-5]. Many empirical formulae for dynamic increase factor (DIF) based on laboratory test data were reported in the related literature Ref. [6-9].

It has to be mentioned here that the SHPB test data available for concrete materials in the literature were very scattered^[7-10] due to the combined effects of strain rate, inertia and specimen size. More comprehensive investigation and discussion of the possible influencing factors can be also obtained in Ref. [1, 2, 7-11]. The inertia (confinement) effect has been widely investigated experimentally^[12], theoretically^[13-14], numerically^[5, 15] and an empirical equation for the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect was suggested in Ref. [16], which took no account of the effect of concrete specimen size. As strain rate effects on the compressive strengths of concrete-like materials play an important part in the construction of material constitutive models which, in turn, exert a great deal of influence on the numerical simulations of concrete structures subjected to intense dynamic loadings, it is, therefore necessary to obtain the pure strain rate effect data by eliminating the data due to the effects of inertia (confinement) and specimen size from SHPB tests.

^{*} **Received date:** 2017-01-16; **Revised date:** 2017-03-24

Foundation item: National Natural Science Foundation of China (11572317)

Biography: ZHAO Fuqi(1989—), male, doctoral student, major in impact dynamics.

E-mail: zfq126@mail.ustc.edu.cn

Corresponding author: WEN Heming(1965—), male, Ph. D, professor, major in impact dynamics.

E-mail: hmwen@ustc.edu.cn

In the present study, numerical simulations with a rate-independent material model are carried out on the influence of specimen size in SHPB tests on concrete and a new empirical equation for the dynamic increase factors due to inertia (confinement) effect is proposed which takes account of specimen size effect through its volume. Comparisons are made between the results from the numerical simulation and those from the new empirical formula and discussed.

1 Material Model

The computational constitutive model for concrete developed in Ref. [1] is used to simulate the SHPB tests on concrete in the present study. This material model consists of equation of state (EOS), strength model including Lode effect, damage criteria and strain rate effects, etc.

1.1 Equation of State

The porous equation of state is used in the present study and can be expressed as^[17]

$$\bar{\mu} = \frac{\rho\alpha}{\rho_0\alpha_0} - 1 = \frac{\alpha}{\alpha_0}(1 + \mu) - 1 \quad (1)$$

where $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ is the volumetric strain, in which ρ and ρ_0 are respectively the current and initial densities; $\alpha = \rho_s/\rho$ and $\alpha_0 = \rho_{s0}/\rho_0$ are the current and initial porosities in which ρ_s and ρ_{s0} are the current and initial densities of solid (fully-compacted) material.

For $\bar{\mu} > 0$, concrete material is under compression condition

$$\begin{cases} \alpha = \max\left\{1, \min\left[\alpha_0, 1 + (\alpha_0 - 1) \left(\frac{p_{\text{lock}} - p}{p_{\text{lock}} - p_{\text{crush}}}\right)^n\right]\right\} \\ p = K_1\bar{\mu} + K_2\bar{\mu}^2 + K_3\bar{\mu}^3 \end{cases} \quad (2)$$

where K_1, K_2 and K_3 are the bulk moduli for fully compacted concrete material, p_{crush} is the pressure at which pore collapse occurs, p_{lock} is the pressure beyond which concrete material is fully compacted, n is the compaction exponent.

For $\bar{\mu} < 0$, concrete material is under tension condition. Hence, the pressure is

$$p = K_1\bar{\mu} \quad (3)$$

1.2 Strength Model

The strength surface of concrete can be written in the following form^[1]

$$Y = \begin{cases} 3(p + f_{\text{tt}})r(\theta, e) & p \leq 0 \\ \left[3f_{\text{tt}} + \frac{3p(f_{\text{cc}} - 3f_{\text{tt}})}{f_{\text{cc}}}\right]r(\theta, e) & 0 < p < \frac{f_{\text{cc}}}{3} \\ \left[f_{\text{cc}} + Bf'_c\left(\frac{p}{f'_c} - \frac{f_{\text{cc}}}{3f'_c}\right)^N\right]r(\theta, e) & p \geq \frac{f_{\text{cc}}}{3} \end{cases} \quad (4)$$

where $f_{\text{cc}} = f'_c\delta_{\text{m}_t}\eta_c$ and $f_{\text{tt}} = f_t\delta_t\eta_t$ in which f'_c and f_t are the static compressive and tensile strength, δ_{m_t} and δ_t ^[2] are the dynamic increase factors due to strain rate effects only in compression and tension, η_c and η_t ^[18-20] are shape functions which represent shear damage and tensile softening of concrete respectively; B and N are empirical constants; $r(\theta, e)$ ^[21] is the Lode effect with θ and e being the Lode angle, the ratio of the tensile meridian to the compression meridian, respectively.

By setting $f_{\text{tt}} = 0$ and $f_{\text{cc}} = f'_c r$ (residual strength), the residual strength surface for concrete can be obtained from Eq. (4)

$$Y = \begin{cases} 3p r(\theta, e) & 0 < p < \frac{f'_c r}{3} \\ \left[f'_c r + Bf'_c\left(\frac{p}{f'_c} - \frac{r}{3}\right)^N\right]r(\theta, e) & p \geq \frac{f'_c r}{3} \end{cases} \quad (5)$$

Other information about shear, tensile damage, Lode effect and strain rate effect can be found in Ref. [1-2].

2 Specimen Size Effect

In this section, the commercial software LS-DYNA3D with user-defined subroutines is used to carry out the numerical study on the influence of specimen size in SHPB tests on concrete using a recently developed constitutive model for concrete^[1] by setting the material DIF (δ) equal to 1. The inertia effect dynamic enhancement factor (R_c) can be obtained by dividing the strength results of simulation by quasi-static strength. The values of various parameters used in the material model are listed in Table 1^[1]. In this case, the numerically obtained strength increment of the studied specimen is attributed to the inertia (confinement) effect only.

Table 1 Material parameters of concrete^[1]

Parameters of EOS															
$\rho_0/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$		$\rho_{\text{s}0}/(\text{kg}\cdot\text{m}^{-3})$		$p_{\text{crush}}/\text{MPa}$		$p_{\text{lock}}/\text{GPa}$		n		K_1/GPa		K_2/GPa		K_3/GPa	
2 400		2 680		15.2		3		3		13.9		30		10	
Parameters of constitutive model															
Strength surface					Shear damage				Tensile damage			Lode effect			
f_c'/MPa	f_t/MPa	B	N	G/GPa	λ_{s}	l	r	λ_{m}	c_1	c_2	$\varepsilon_{\text{frac}}$	e_1	e_2	e_3	
45.6	3.8	1.7	0.7	10.5	4.6	0.45	0.3	0.3	3	6.93	0.007	0.65	0.01	5	

An SHPB system contains incident and transmitter pressure bars with a short specimen between them, as shown in Fig. 1. A stress pulse of trapezium shape is applied to the incident pressure bar as shown schematically in Fig. 2 in which the incident stress starts from 0, quickly rises to the peak value of p_{peak} at t_1 , keeps as a constant for t_2 , then drops back to 0 after t_3 and are summarized in Table 2.

Table 2 Load function parameters for direct compression analyses

$t_1 / \mu\text{s}$	$t_2 / \mu\text{s}$	$t_3 / \mu\text{s}$	$p_{\text{peak}} / \text{MPa}$
25	200	25	Varies

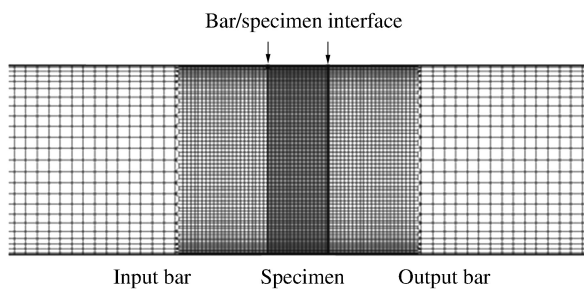


Fig. 1 Finite element model of SHPB system

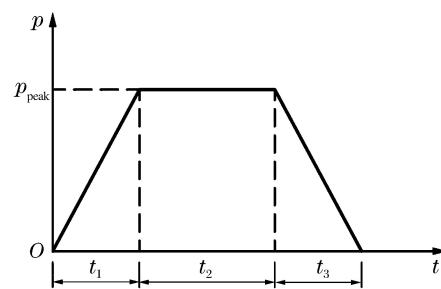


Fig. 2 Loading function used in finite element analysis

Friction is an important factor which needs to be considered. However, in SHPB tests on concrete the effect of friction is negligibly small^[22] in terms of its contribution to the total dynamic increase factor and is usually ignored in numerical simulations^[23]. Moreover, in SHPB tests measures are usually taken (i. e. by applying lubricant to both ends of concrete samples) to further reduce the effect of friction. Hence, in the present study the effect of friction is also ignored in the numerical simulations.

In this study, the dynamic strength increase factor is employed to reflect the effect of specimen size in SHPB tests on concrete. If there is no size effect there will be no difference for concrete samples with different sizes or volumes in terms of the dynamic increase factors at the same strain rate. Otherwise there will be size effect in SHPB tests on concrete.

Fig. 3 shows the numerical results for the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect R_c for concrete specimens with the same volume of different length/diameter ratios (i. e., $\varnothing 51 \text{ mm} \times 51 \text{ mm}$, $\varnothing 64 \text{ mm} \times 32 \text{ mm}$, $\varnothing 74 \text{ mm} \times 24 \text{ mm}$) whilst Fig. 4 shows the numerical results for concrete samples with different volume of the same length/diameter ratios (i. e., $\varnothing 64 \text{ mm} \times 32 \text{ mm}$, $\varnothing 80 \text{ mm} \times 40 \text{ mm}$). It can be seen from Fig. 3 that the inertia effect is mainly related to the specimen volume and is insensitive to the length/diameter ratio when the volume and the material parameters of the specimens are kept the same. It also can be seen from Fig. 4 that the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect increases with the increase of the concrete specimen volume, which indicates that size effect does exist in SHPB tests on concrete as described above.

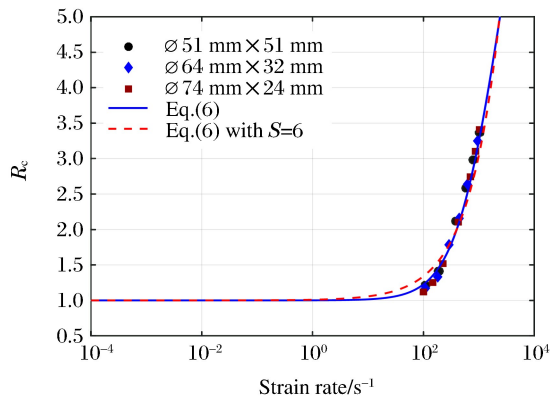


Fig. 3 Comparison of Eq. (6) with numerical results for dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect for concrete specimens with the same volume of different length/diameter ratios

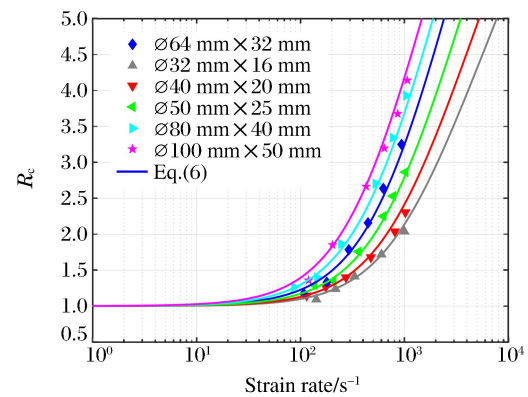


Fig. 4 Comparison of Eq. (6) with numerical results for dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect for concrete specimens with different volume of the same length/diameter ratio

3 A New Empirical Equation

On the basis of the numerical results discussed in the previous section, a new empirical equation which takes consideration of the specimen size effect in SHPB tests on concrete is suggested here to describe the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect R_c by using the monotonically increasing and continuous properties of exponential functions in a simple and easy to use form, namely

$$R_c = S^{\lg(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0}) + \frac{1}{\beta} \lg(\frac{V}{V_0}) - W} + 1 \quad (6)$$

where S, W, β are the constants to be determined numerically, $\dot{\epsilon}$ is the strain rate, $\dot{\epsilon}_0$ is the reference strain rate for a reference specimen usually taken to be $\dot{\epsilon}_0 = 1.0 \text{ s}^{-1}$, V is the volume of a concrete specimen under investigation, V_0 is the volume of a concrete sample with a reference size, say, $\varnothing 51 \text{ mm} \times 51 \text{ mm}$. Set $V = V_0$ in Eq. (6), one obtains the dynamic increase factor due to inertia effect for the reference concrete specimen R_{c0} .

In the following, first, one determines the values of S and W in Eq. (6) using the numerical results for the concrete specimen with the same volume (i. e. $V = V_0$) as presented in Fig. 3 and, then, the value of β in Eq. (6) using the numerical results for the concrete samples with different sizes/volumes as given in Fig. 4.

Fig. 3 shows the comparison between the numerical results and Eq. (6) with $S=6$, $W=2.8$ and $V=V_0$ as indicated by the dashed line. It can be seen from Fig. 3 that reasonable agreement is obtained. Further examination reveals that the value of S in Eq. (6) should not be a constant but a function of strain rate. The slope of the curve is too small at the low strain rate, and too large at the high strain rate. By using the centrosymmetric properties of the hyperbolic tangent and the x -axis paralleled, S is taken as the following form to increase the slope of the curve at the low strain rate and decrease the slope at the high strain rate, namely

$$S = -F_i \tanh \left[\lg \left(\frac{\dot{\epsilon}}{\dot{\epsilon}_0} - W_i \right) S_i \right] + G_i \quad (7)$$

where F_i, W_i, S_i, G_i are the constants determined using the numerical results for concrete samples with constant volume as presented in Fig. 3, namely, $F_i=6.0$, $W_i=2.8$, $S_i=0.8$, $G_i=8.5$. The solid line in Fig. 3 is predicted from Eq. (6) with $V=V_0$ together with Eq. (7). It is clear from Fig. 3 that good agreement is obtained.

Fig. 4 shows the comparison between Eq. (6) with $\beta=2.7$ and the numerical results obtained for the concrete samples with different sizes/volumes. The values of all the other parameters in Eq. (6) are listed in Table 3. It is evident from Fig. 4 that the present model agrees well with the numerical simulations.

Table 3 Values of various parameters in Eq. (6) and Eq. (7)

$\dot{\epsilon}_0 / s^{-1}$	F_i	S_i	W_i	G_i	W	β
1.0	6.0	0.8	2.8	8.5	2.8	2.7

In order to verify the validity of Eq. (6) more numerical simulations are performed on concrete specimens with different sizes. The numerical results are also presented in Fig. 4 and comparisons are also made between Eq. (6) and the numerical results. It can be seen from Fig. 4 that good agreement is obtained.

Fig. 5 shows the normalization of all the numerical results for concrete specimens with different sizes as given in Fig. 3 and Fig. 4 with respect to those for the reference concrete sample, namely, $\varnothing 51 \text{ mm} \times 51 \text{ mm}$. It is clear from Fig. 5 that all the numerical results collapse into one line. It lends further support to the validity of Eq. (6) for the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect which takes into consideration the influence of specimen size.

4 Conclusions

The influence of specimen size in SHPB tests on concrete has been investigated numerically using a rate-independent material model. A new empirical equation for the dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect has also been proposed which takes into account the specimen size effect through its volume. It is demonstrated that the new empirical formula agrees well with the numerical results for SHPB tests on concrete with different specimen sizes.

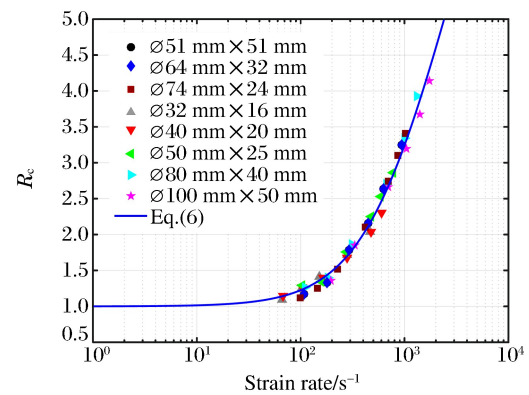


Fig. 5 Variation of normalized numerically obtained dynamic increase factor due to inertia (confinement) effect with strain rate

References:

- [1] XU H, WEN H M. A computational constitutive model for concrete subjected to dynamic loadings [J]. International Journal of Impact Engineering, 2016, 91: 116-125.
- [2] XU H, WEN H M. Semi-empirical equations for the dynamic strength enhancement of concrete-like materials [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 60: 76-81.
- [3] TEDESCO J W, HUGHES M L, ROSS C A. Numerical simulation of high strain rate concrete compression tests [J]. Computers & Structures, 1994, 51(1): 65-77.
- [4] GROTE D L, PARK S W, ZHOU M. Dynamic behavior of concrete at high strain rates and pressures: I. experimental characterization [J]. International Journal of Impact Engineering, 2001, 25(9): 869-886.
- [5] LI Q M, LU Y B, MENG H. Further investigation on the dynamic compressive strength enhancement of concrete-like materials based on split Hopkinson pressure bar tests. Part II: numerical simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(12): 1335-1345.
- [6] HAO H, TARASOV B G. Experimental study of dynamic material properties of clay brick and mortar at different strain rates [J]. Australian Journal of Structural Engineering, 2008, 8(2): 117-132.
- [7] BISCHOFF P H, PERRY S H. Compressive behaviour of concrete at high strain rates [J]. Materials & Structures, 1991, 24(6): 425-450.
- [8] TEDESCO J W, ROSS C A. Strain-rate-dependent constitutive equations for concrete [J]. Journal of Pressure Vessel Technology, 1998, 120(4): 398-405.
- [9] ZHOU X Q, HAO H. Mesoscale modelling and analysis of damage and fragmentation of concrete slab under contact detonation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(12): 1315-1326.
- [10] COTSOVOS D M, PAVLOVIC M N. Numerical investigation of concrete subjected to compressive impact loading. Part 1: a fundamental explanation for the apparent strength gain at high loading rates [J]. Computers & Structures, 2008, 86(1): 145-163.
- [11] HAO H, HAO Y, LI Z X. A numerical study of factors influencing high-speed impact tests of concrete material properties [C]//Proceedings of the 8th International Conference on Shock and Impact Loads on Structures, Adelaide, CI-Premier Pte Ltd, 2009: 37-52.
- [12] ZHANG M, WU H J, LI Q M, et al. Further investigation on the dynamic compressive strength enhancement of concrete-like materials based on split Hopkinson pressure bar tests. Part I: experiments [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(12): 1327-1334.
- [13] 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.
- [14] ZHANG M, LI Q M, HUANG F L, et al. Inertia-induced radial confinement in an elastic tubular specimen subjected to axial strain acceleration [J]. International Journal of Impact Engineering, 2010, 37(4): 459-464.
- [15] HAO Y, HAO H, LI Z X. Numerical analysis of lateral inertial confinement effects on impact test of concrete compressive material properties [J]. International Journal of Protective Structures, 2010, 1: 145-168.
- [16] LI Q M, MENG H. About the dynamic strength enhancement of concrete-like materials in a split Hopkinson pressure bar test [J]. International Journal of Solids and Structures, 2003, 40(2): 343-360.
- [17] HERRMANN W. Constitutive equation for the dynamic compaction of ductile porous materials [J]. Journal of Applied Physics, 1969, 40(6): 2490-2499.
- [18] HORDIJK D A. Local approach to fatigue of concrete [D]. Delft: Delft University of Technology, 1991.
- [19] MALVAR L J, CRAWFORD J E, WESEVICH J W, et al. A plasticity concrete material model for DYNA3D [J]. International Journal of Impact Engineering, 1997, 19(9): 847-873.
- [20] HARTMANN T, PIETZSCH A, GEBBEKEN N. A hydrocode material model for concrete [J]. International Journal of Protective Structures, 2010, 1(4): 443-468.
- [21] WILLAM K J, WARNKE E P. Constitutive model for the triaxial behavior of concrete [J]. Proceedings of International Association for Bridge and Structural Engineering, 1975, 19(1): 1-30.

- [22] HAO Y, HAO H, LI Z X. Influence of end friction confinement on impact tests of concrete material at high strain rate [J]. International Journal of Impact Engineering, 2013, 60: 82-106.
- [23] LI Q M, LU Y B, MENG H. Further investigation on the dynamic compressive strength enhancement of concrete-like materials based on split Hopkinson pressure bar tests. Part II: numerical simulations [J]. International Journal of Impact Engineering, 2009, 36(12): 1335-1345.

SHPB 混凝土实验中试件尺寸的影响

赵福祺, 徐沛保, 文鹤鸣

(中国科学技术大学, 中科院材料力学行为和设计重点实验室, 安徽 合肥 230027)

摘要: 分离式霍普金森压杆(SHPB)实验常被用来获得混凝土类材料的动态压缩强度, 所得数据对建立本构方程有重要作用, 因此需要对其进行正确解释或分析。利用最新的混凝土材料模型研究了 SHPB 实验中试件尺寸的影响。藉由混凝土试件的体积考虑动态尺寸效应的影响, 并提出了一个计算由于惯性(约束)效应引起的动态增强因子的新经验公式。结果表明: 新经验公式与不同尺寸混凝土的 SHPB 模拟结果吻合得很好, 且惯性(约束)效应引起的动态增强因子随着试件尺寸的增大而增大。

关键词: 分离式霍普金森压杆实验; 混凝土; 惯性(约束)效应; 试件尺寸效应; 数值模拟

中图分类号: O347.3

文献标志码: A

固定温度界面对相变波传播规律的影响^{*}

刘永贵^{1,2}, 沈玲燕¹

(1. 河南理工大学土木工程学院, 河南 焦作 454000;

2. 中国科学技术大学近代力学系, 中科院材料力学行为和设计重点实验室, 安徽 合肥 230027)

摘要: 冲击载荷作用下, 相变波的传播及相互作用是一热力耦合过程。采用理论和实验相结合的方法研究了固定温度界面对相变波传播特性的影响。首先基于形状记忆本构模型和一维特征线理论分析了各类间断面和温度界面的基本相互作用规律, 发现温度界面对相变波的作用与相变波强度及界面两侧温度的相对高低有关; 然后进行了相变波在具有固定温度界面的形状记忆 TiNi 杆中的传播实验, 并实时测量了相变波传播过程中的温度变化。实验结果与理论分析基本一致, 冲击载荷作用下相变波不仅是物质间断面, 还是移动的温度界面。

关键词: 相变波; 温度界面; 热力耦合; 冲击载荷

中图分类号: O382.3

文献标识码: A

相变受应力和温度的双重控制^[1], 因此, 相变波的形成和传播也必然受到温度的影响。由于相变潜热和相变耗散功等因素的作用, 相变波阵面两侧存在温度间断, 使其自身成为一个事实上的移动温度间断面; 该温度界面反过来又对相变波的传播及相互作用产生影响。因此, 相变波的传播是一热力耦合问题。研究温度对相变波传播的影响, 一方面将应力波传播理论拓展到热力学领域, 另一方面可以加深对材料冲击响应的认识。

目前已开展了不少关于相变波传播特性的研究工作。在理论方面, Abeyaratne 和 Knowles^[2-3]将驱动力的概念应用到非连续界面上, 建立了成核判据和动力学关系, 研究了非稳定弹性材料中相变波传播问题。Dai 等^[4]和 Tang 等^[5]系统地研究了一维宏观相变波的传播规律, 并提出了一种产生梯度材料的新方法。但上述研究均未考虑相变波传播过程中温度的变化及影响。事实上, 相变波就是一个移动热源, Balk 等^[6]、Berezovski 等^[7]考虑了相变潜热的作用, 在其相边界传播速度和相变驱动力的表达式中显含温度变量。Chen 等^[8]研究了矩形脉冲载荷下半无限长杆中相变波的传播和相互作用, 给出了相变波传播过程中杆中温度的分布。Bekker 等^[9]采用内变量形状记忆本构模型和 Lax 差分算法, 数值分析了冲击加载时等温和绝热条件下一维应力杆中相变波的传播。上述理论工作只单方面考虑了相变波传播过程中材料温度的变化, 而未涉及温度变化对相变波传播的影响。实验方面的工作多集中在准静态条件下, Shaw 等^[10]在 TiNi 合金丝单轴拉伸试验中观察到相边界的扩展过程, 并实时测量了该过程中温度的演化规律; Sun 等^[11-12]也观察到类似的现象, 更进一步分析了相边界传播的温度机制和应变率效应。在动态加载方面, Niemczura 和 Ravi-Chandar^[13]进行了 TiNi 合金的动态拉伸实验, 根据应变计的记录信号计算了相变波传播速度, 建立了不显含温度效应的相变动力学关系。

上述理论和实验方面的研究工作均未涉及动载荷作用下温度对相变波传播特性的影响。本研究主要考虑温度界面对相变波传播的影响, 温度界面预先人为给出, 为简化分析, 不考虑相变波传播过程中材料自身的温度变化, 因此, 相变波是纯力学框架下的应力波, 并且温度界面两侧的温度不受相变波影

^{*} 收稿日期: 2017-04-02; 修回日期: 2017-04-14

基金项目: 国家自然科学基金(11072240, 11702086)

作者简介: 刘永贵(1982—), 男, 博士, 讲师, 主要从事相变热冲击动力学研究。E-mail: liuyongg@hpu.edu.cn

通信作者: 沈玲燕(1984—), 女, 博士, 讲师, 主要从事复合材料冲击动力学研究。E-mail: lyshen@hpu.edu.cn

响,是一固定温度界面。这种假设下所得到的结论和规律,将为后续深入研究相变波传播的热力耦合行为奠定基础。

1 控制方程

细长杆受冲击载荷可简化为一维应力问题。在相变波阵面 $s=s(t)$ 处,根据一维应力波理论,有冲击突跃条件

$$[\sigma] = \mp \rho_0 \dot{s} [u] \quad (1)$$

$$[u] = \mp \dot{s} [\epsilon] \quad (2)$$

$$[\sigma u - q] = \mp \rho_0 \dot{s} [e + u^2/2] \quad (3)$$

$$\pm \rho_0 \dot{s} [\eta] + [q/T] \geq 0 \quad (4)$$

式中: ρ_0 、 ϵ 、 σ 、 u 分别为密度、应变、应力和质点速度, q 、 e 、 η 分别表示热流、单位体积内能和熵, T 代表温度, $\dot{s}$ 为相变波的传播速度,算符 $[f] = f^- - f^+$ 代表波阵面前 (f^+)、后 (f^-) 物理量 f 的变化。

相变波传播的温度相关性究其原因在于相变材料的温度敏感性,以形状记忆 TiNi 合金为例,宏观上主要体现在以下两方面。

(1) 相变加、卸载路径受温度的影响:当初始材料温度高于奥氏体相变完成温度 T_{Af} 时,外加载荷作用下表现为可逆的超弹性效应;而当初始材料温度低于奥氏体相变起始温度 T_{As} 时,则沿弹性路径卸载。但应当注意的是,在冲击载荷作用下,由于绝热温升作用,加载后的材料温度显著升高,若高于 T_{As} ,则卸载时将不再完全按弹性方式卸载,而是沿着逆相变的路径进行卸载,如图 1(a) 中 BC 所示。

(2) 相变阈值应力 (σ_M) 具有显著的温度敏感性^[14],温度越高,其值越大,如图 1(b) 所示,因此,固定温度间断面本质上是相变阈值应力的间断面,这也是温度间断面对相变波传播具有影响的根本物理机制之一。从微观上讲,相变材料的温度敏感性与晶体结构的热稳定性有关,奥氏体相是高温稳定相,马氏体相属于低温稳定相,因此若材料初始处于奥氏体形状记忆状态,则升高环境温度,奥氏体相稳定性增强,体现为宏观上相变阈值应力的增大,如图 1(b) 中 $\sigma_M(T_2) > \sigma_M(T_1)$;加载相变过程中,温度的升高使马氏体相变得不稳定,若撤去载荷,则发生马氏体逆相变,转化为高温奥氏体稳定相。

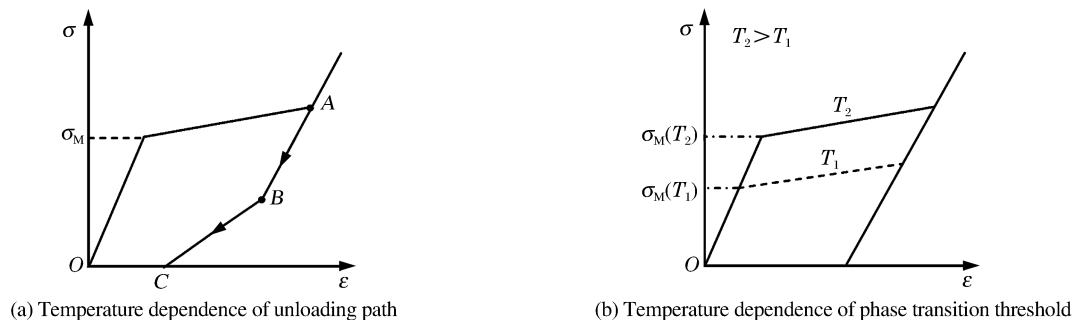


图1 形状记忆本构模型的温度相关性

Fig. 1 Temperature dependence of the shape memory constitutive model

2 基本规律

在温度界面两侧,由于温度不同,材料具有不同的初始阈值应力;当来波入射到温度界面上时,有可能将一侧带入弹性状态,而将另一侧材料带入相变状态,于是两侧材料的波阻抗不同,从而对来波产生干扰,其结果是在温度界面处产生反射和透射。图2给出了几种典型的相互作用的波系结构图,其中粗实线表示相变波,细实线代表弹性波,温度界面以虚线表示,初始时温度界面两侧材料均处于形状记忆状态。

2.1 弹性波与温度界面的相互作用

弹性波与温度界面的相互作用和温度界面两侧温度的相对高低有关。当弹性波由低温区进入高温

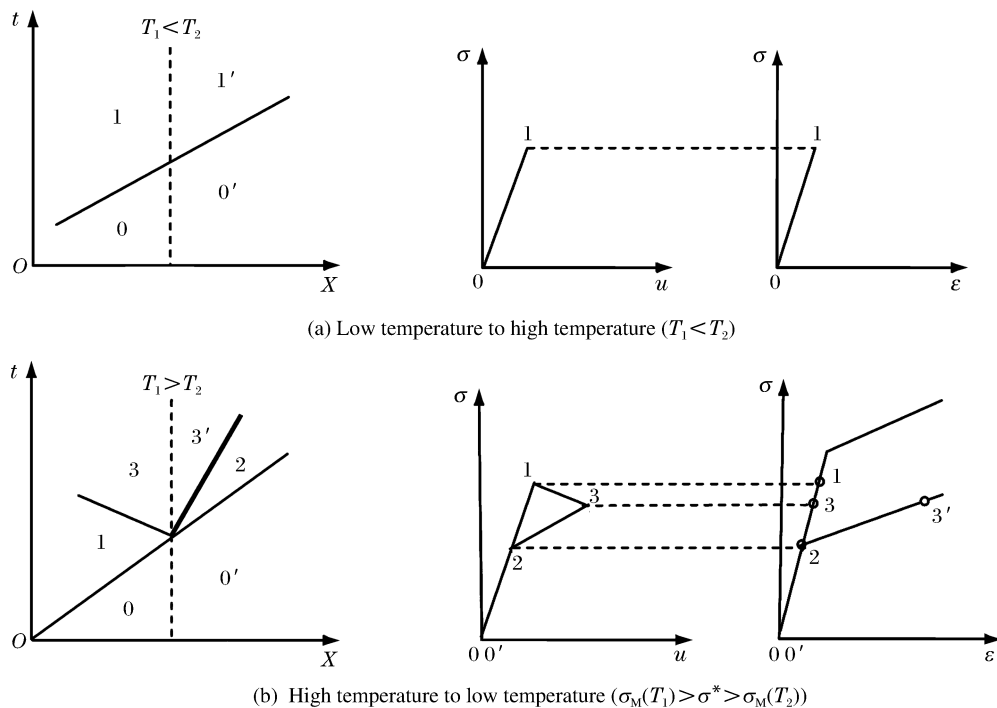


图 2 弹性波和温度界面的相互作用

Fig. 2 Interaction between elastic wave and temperature interface

区时(见图 2(a)),弹性波将直接透射进入高温区,无反射波产生,温度界面对弹性波的传播无任何影响。当弹性波由高温区进入低温区时(见图 2(b)),若弹性波强度满足 $\sigma_M(T_1) > \sigma^* > \sigma_M(T_2)$,则弹性波 0-1 与温度界面作用,向低温区透射弹性加载波 0'-2 和相变波 2-3',同时向高温区反射卸载弹性波 1-3,从而在温度界面处形成驻定应变间断面 3-3',温度界面左侧处于高温奥氏体相,右侧处于低温混合相,如图 2(b)中 $\sigma-u$ 图所示;增大入射弹性波强度,则透射波 2-3'可由相变波转变为相变冲击波,温度界面右侧完全处于马氏体弹性相。

2.2 相变波与温度界面的相互作用

(1) 温度界面两侧材料具有相同的初始状态,见图 3(a) $t-X$ 图中 1 区和 1'区。相变波 1-2 在由低温区进入高温区时,把低温区材料带入混合相,而高温区仍为 I 相弹性状态,故在温度界面处出现波阻抗的不匹配,必然导致温度界面对相变波 1-2 产生干扰,其结果是向低温区反射一相变冲击波 2-3,同时向高温区透射弹性加载波 1'-4 和相变波 4-3',从而在温度界面处形成应变间断面和物质间断面,如图 3(a) $\sigma-\epsilon$ 图所示。事实上,其反射和透射波性质还与入射相变波的强度有关:若入射相变波强度足够大,直接把 2 区带入 II 相弹性状态,则反射波 2-3 为弹性加载波;若其强度较小,不足以把高温区带入相变状态,则透射波只有弹性波,而不是双波结构。

(2) 相变波由高温区进入低温区时,温度界面两侧材料的初始状态为 1 和 1',此时温度界面也是物质和应变间断面。若相变波强度不太高,则相变波直接透过温度界面,无反射作用,如图 3(b) $t-X$ 图所示;若相变波强度足以把低温区带入 II 相状态,则向高温区反射相变加载波,如图 3(c) $t-X$ 图所示。

综上所述可知,相变波与温度界面相互作用,和相变波强度及温度界面两侧温度的相对高低有关。

3 实验条件和结果

为研究温度界面对相变波传播的影响,采用带有瞬态红外测温系统的分离式 Hopkinson 压杆 (SHPB) 冲击压缩装置(见图 4)对 TiNi 合金长杆进行撞击实验。TiNi 合金杆由两根杆组成。实验前,

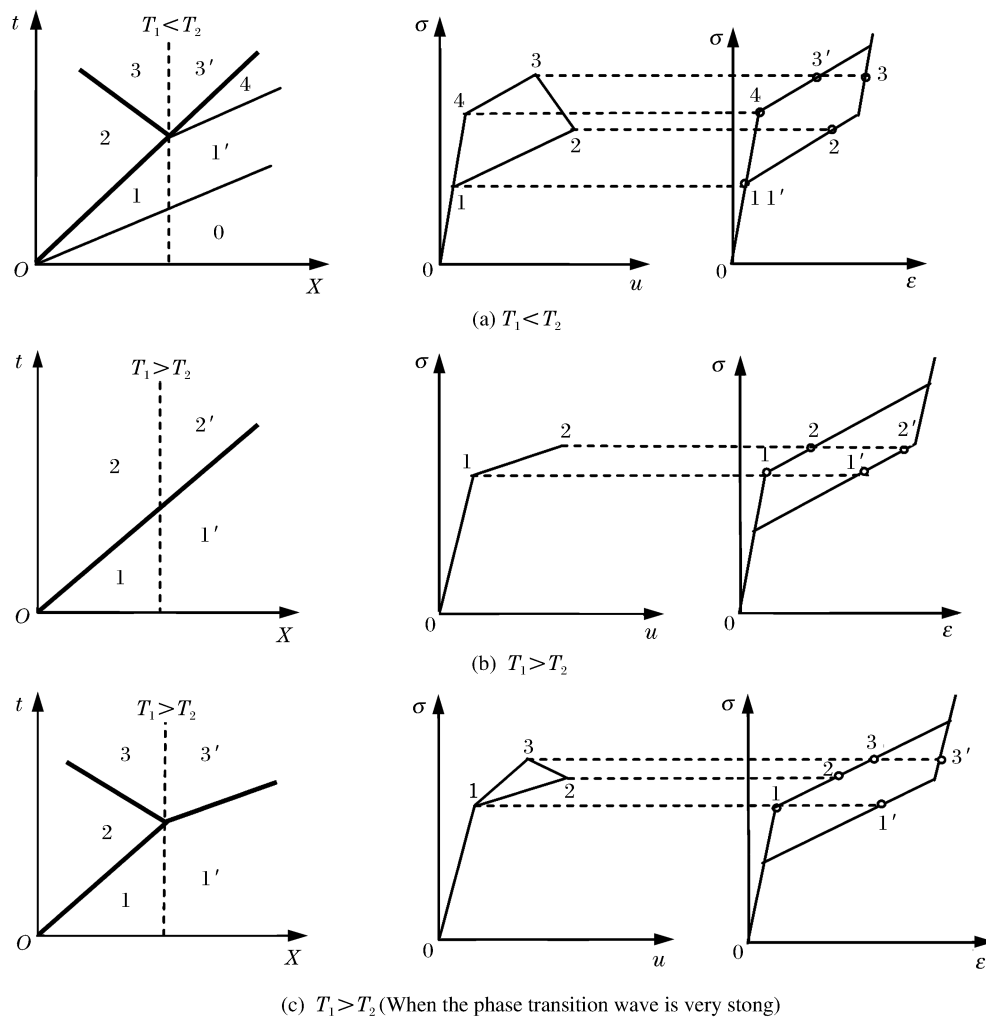


图3 相变波和温度界面相互作用

Fig. 3 Interaction between phase transition wave and temperature interface

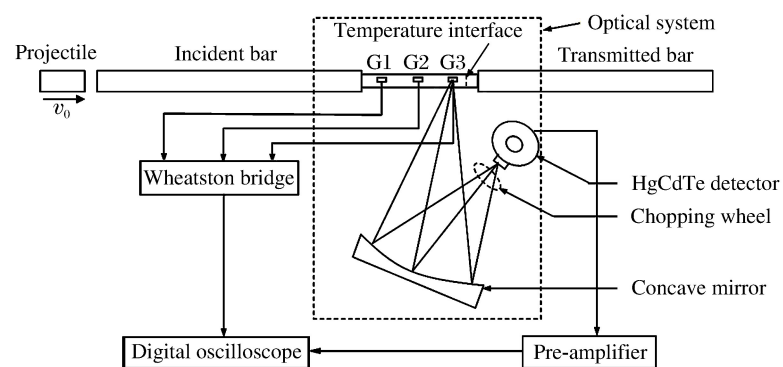


图4 具有红外测温功能的 SHPB 装置示意图

Fig. 4 Split Hopkinson pressure bar with infrared detection system

将两根不同长度的杆分别置于不同温度的水中,实验时,将两根不同温度的杆迅速接触并置于入射杆和透射杆之间,从而人为形成一温度界面,撞击瞬间界面两侧杆上的实际温度由热电偶读出。子弹材料为A3钢,长300 mm。TiNi杆上的相变波形由应变计G1、G2和G3记录。红外测温系统的建立和相关参数见文献[15],为将红外测温系统记录的电压信号转化为温度值,需要在实验前对材料进行原位标定,

标定方法和结果由文献[16]给出。表 1 给出了具体的实验条件,其中:位置(Location)指的是距 TiNi 杆加载端面的距离, T_1 和 T_2 分别为 TiNi 杆上温度界面左、右两侧区域的初始温度。

实验中,长杆长度为 150 mm,短杆为 30 mm,长杆和短杆的初始温度分别为 30 和 14 ℃,均小于奥氏体相变起始温度 46.2 ℃,处于形状记忆状态。来自撞击端的入射脉冲从长杆传播进入短杆,与温度界面(30 ℃/14 ℃)相互作用,3 个应变计均位于高温长杆上,距入射杆与长杆接触面的距离分别为 20、83 和 137 mm。单点红外测温系统测量 G3 应变计对应位置处 TiNi 杆的表面温度变化。

表 1 实验条件
Table 1 Experimental conditions

Temperature condition/℃	$v_0 / (\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	Location/mm				
		G1	G2	G3	Temperature measurement	Temperature interface
$T_1(30) > T_2(14)$	24	20	83	137	137	150

图 5 给出了实验中 TiNi 杆上 3 个应变计所记录的应变信号,以拉应变为正。图 5(a)中,G1 记录到完整的加、卸载脉冲信号,脉冲宽度约为 132 μs ,其中加载脉冲约 114 μs ,卸载后应变基本完全恢复,说明在撞击端面处只产生弹性加载波,反映在 G2 和 G3 信号中分别为 $A'B'$ 段和 OA 段,该弹性波强度约为 0.62%,根据 3 个应变片间的距离和波到达时间,计算得到该弹性波的速度约为 4 100 m/s。该弹性波传播至温度界面时与温度界面相互作用,根据前面分析可知,此时将往高温区反射弹性卸载波,分别对应于 G3 信号中的 AB 段和 G2 信号中的 $B'C'$ 段,同时向低温区透射弹性波或者弹性波和相变波。低温杆中的透射弹性波传播至与透射杆的接触界面时,由于波阻抗不匹配,将反射弹性波和相变加载波,该弹性波和相变加载波传播至温度界面(14 ℃/30 ℃)时,形成从低温区进入高温区问题,将往高温杆中依次透射弹性波(C_{BC})和相变波(P_{CD}),C 点为相变点,其应变大小约为 1.06%,实验结果与基本相互作用规律的理论分析基本一致。在 D 点处开始卸载,OD 时间间隔约为 114 μs ,与 G1 记录的加载历时一致,说明卸载弹性波 C_{DE} 来自撞击端面,但由于弹性波与一系列相变波和卸载波不断地相互作用,卸载波强度已显著降低,只有 0.4% 左右;于 E 点后继续卸载,卸载弹性波 C_{EF} 来自卸载波 C_{DE} 与温度界面的反射卸载作用。基于一维应力波传播的特征线理论,采用矩形加载应力脉冲对上述实验进行近似分析,波形传播和相互作用的 $t-X$ 图见图 5(b),其中, G_3 靠近温度界面位于高温区,其所经历的波形信息与图 5(a)中 G3 记录的应变历史基本一致。值得注意的是,在 G2 所记录的波形信号中, $C_{CD'}$ 是来自温度界面的反射弹性波,与 G3 信号对比可发现,该波与 C_{BC} 一致,只是幅值显著降低了。G2 和 G3 信号的另一个更重要的区别在于,相变波 P_{CD} 并没有被 G2 记录,其原因可能是 G2 应变计距离撞击面相对较近,来自撞击面的持续弹性卸载波与来自温度界面的反射弹性加载波及相变波相互作用,削弱了弹性波的强度,湮灭了相变波。

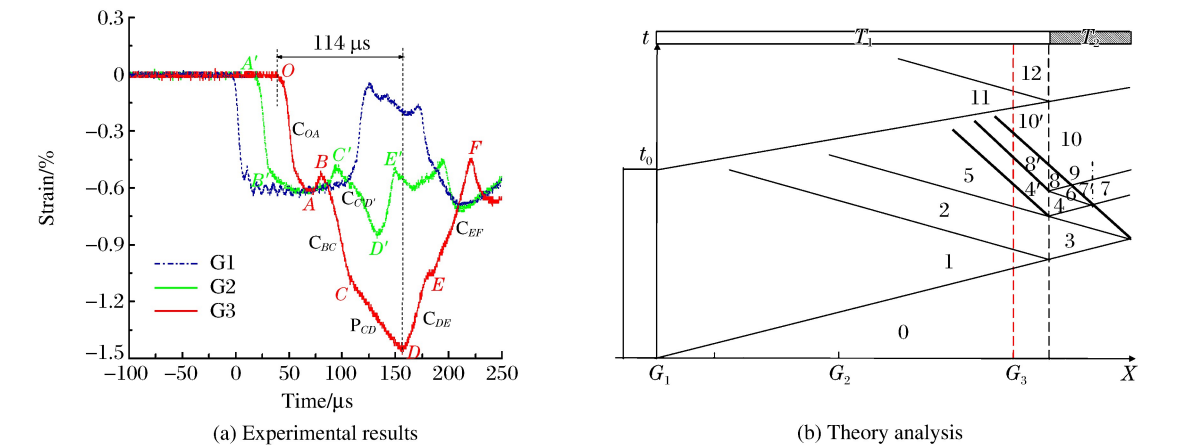


图 5 实验结果及分析
Fig. 5 Experimental results and analysis

图6给出了G3位置处温度随时间的变化。弹性波 C_{OA} 和 C_{BC} 传播至G3位置时,温度基本不变;当相变波 P_{CD} 扫过G3位置时,由于相变潜热的释放和相变变形功的作用,温度连续升高($T_A \rightarrow T_B$),升高幅值约 3°C ,相应的相变应变增加 0.46% ,根据文献[15]中相关数据,估算理论温升约为 2.9°C ,与实验测量结果基本吻合。在D点,弹性卸载波传播至G3位置,卸载过程中,温度保持最高值基本不变。通过测量相变过程温度的变化,一方面说明相变波本身就是移动温度界面,有可能改变相变波后方区域材料的状态,使后来的卸载波结构发生变化,如图1(b)所示;另一方面,温度的变化从侧面反映了相变波的存在。

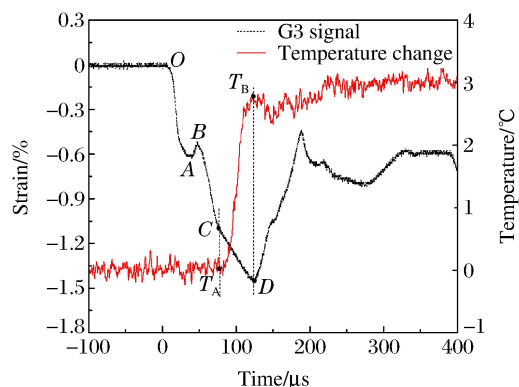


图6 温度和应变随时间的变化

Fig. 6 Variation of temperature and strain with time

4 结 论

采用一维应力杆模型,理论分析了固定温度界面对相变波传播的影响,并对具有初始温度界面的形状记忆TiNi杆进行了撞击实验,实时测量了TiNi杆表面一点处温度的变化,得到如下结论。

(1) 温度界面对弹性波和相变波传播的作用与界面两侧温度的相对高低有关。弹性波由低温区进入高温区时,温度界面对其无影响;反之,则反射弹性卸载波。相变波由低温区进入高温区时,反射加载波,具体加载波性质与相变波强度有关;而由高温区进入低温区时,温度界面对其可能无影响,也可能反射相变加载波或弹性波,取决于温度界面两侧材料的初始状态和相变波强度。

(2) 本质上,温度界面是相变阈值强度间断面。进一步而言,由于温度界面两侧具有不同的相变阈值,故入射弹性波或相变波可能将温度界面两侧材料带入不同的状态,使入射波和透射波的波阻抗不匹配,从而必然导致对入射波产生干扰。若温度界面两侧具有相同的状态,则温度界面两侧材料具有相同的波阻抗,其结果是不产生反射波。

(3) 实验应变计所记录的波形信息较好地验证了温度界面对弹性波和相变波的基本作用规律。实时温度测量结果表明,相变波即是移动温度界面,相变波后方区域温度的升高有可能改变卸载波结构。这也是温度界面对相变波作用的物理机制之一,将在后续工作中展开研究。

参考文献:

- [1] 唐志平. 冲击相变 [M]. 北京:科学出版社,2008.
TANG Z P. Shock induced phase transition [M]. Beijing: Science Press, 2008.
- [2] ABEYARATNE R, KNOWLES J K. Kinetic relations and the propagation of phase boundaries in solids [J]. Archive for Rational Mechanics and Analysis, 1991, 114(2): 119-154.
- [3] ABEYARATNE R, KNOWLES J K. On the driving traction acting on a surface of strain discontinuity in a continuum [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 1990, 38(3): 345-360.
- [4] DAI X Y, TANG Z P, XU S L, et al. Propagation of macroscopic phase boundaries under impact loading [J]. International Journal of Impact Engineering, 2004, 30(4): 385-401.
- [5] TANG Z P, DAI X Y. A preparation method of functionally graded materials with phase transition under shock loading [J]. Shock Waves, 2006, 15(6): 447-452.
- [6] BALK A M, CHERKAEV A V, SLEPYAN L I. Dynamic of chain with non-monotone stress-strain relations. II. nonlinear wave and waves of phase transition [J]. Journal of the Mechanics and Physics of Solids, 2001, 49(1): 149-171.

- [7] BEREZOVSKI A, MAUGIN G A. On the thermodynamic conditions at moving phase-transition fronts in thermoelastic solids [J]. *Journal of Non-Equilibrium Thermodynamics*, 2004, 29(1): 37-51.
- [8] CHEN Y C, LAGOUDAS D C. Impact induced phase transformation in shape memory alloys [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2000, 48(2): 275-300.
- [9] BEKKER A, JIMENEZ-VICTORY J C, POPOV P, et. al. Impact induced propagation of phase transformation in a shape memory alloy rod [J]. *International Journal of Plasticity*, 2002, 18(11): 1447-1479.
- [10] SHAW J A, KYRIAKIDES S. On the nucleation and propagation of phase transformation fronts in a NiTi alloy [J]. *Acta Materialia*, 1997, 45(2): 683-700.
- [11] SUN Q P, LI Z Q. Phase transformation in superelastic NiTi polycrystalline micro-tubes under tension and torsion—from localization to homogeneous deformation [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2002, 39(13/14): 3797-3809.
- [12] SUN Q P, ZHONG Z. An inclusion theory for the propagation of martensite band in NiTi shape memory alloy wires under tension [J]. *International Journal of Plasticity*, 2000, 16(10): 1169-1187.
- [13] NIEMCZURA J, RAVI-CHANDAR K. Dynamic propagating phase boundaries in NiTi [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2006, 54(10): 2136-2161.
- [14] CHEN Y C, LAGOUDAS D C. Impact induced phase transformation in shape memory alloys [J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2000, 48(2): 275-300.
- [15] 刘永贵, 唐志平, 崔世堂. 冲击载荷作用下瞬态温度的实时测量方法 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(4): 471-475.
LIU Y G, TANG Z P, CUI S T. Real-time measuring methods for transient temperature under shock loading [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(4): 471-475.
- [16] 刘永贵, 唐志平, 崔世堂. TiNi 合金冲击相变过程中温度变化规律的实验研究 [J]. *爆炸与冲击*, 2014, 34(6): 679-684.
LIU Y G, TANG Z P, CUI S T. Experimental study on temperature evolution of TiNi alloy under shock induced phase transformation [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2014, 34(6): 679-684.

Effect of the Fixed Temperature Interface on the Propagation of the Phase Transition Wave

LIU Yonggui^{1,2}, SHEN Lingyan¹

(1. *School of Civil Engineering, Henan Polytechnic University, Jiaozuo 454000, China;*

2. CAS Key Laboratory for Mechanical Behavior and Design of Materials, University of Science and Technology of China, Hefei 230027, China)

Abstract: The propagation and interaction of the phase transformation waves is a thermal-mechanical coupling process under shock loading. In this research, we investigated the effect of a fixed temperature interface on the phase transition propagating by theoretical analysis combining with experiment. First, on the basis of the shape memory constitutive model and the one-dimensional characteristic line theory, we analyzed the basic law of interactions between kinds of cross sections and the temperature interface. The results reveal that the property of the interaction is associated with the strength of phase transition wave and the relative size of temperature on two sides of the temperature interface. Then, we carried out the experiment of the phase transition wave propagating in a shape memory TiNi bar with a temperature interface, the results of which is consistent with the theory analysis; and we *in situ* measured the change of temperature in the process of the phase transformation propagation, showing that the phase transition wave is not only the material cross section, but also the moving temperature interface under shock loading.

Keywords: phase transition wave; temperature interface; thermal-mechanical coupling; shock loading



《高压物理学报》2018 年主题专刊名录

- ❖ 氢
- ❖ 高压物性实验研究
- ❖ 高压物性第一性原理计算
- ❖ 高压合成新材料
- ❖ 高压地球科学
- ❖ 静高压实验技术
- ❖ 动高压实验技术
- ❖ SHPB 实验技术
- ❖ 高压下材料和结构的力学性能和动态响应
- ❖ 界面不稳定性
- ❖ 高压科学应用——炸药起爆及安全性
- ❖ 高压科学应用——水下爆炸
- ❖ 高压科学应用——侵彻与防护
- ❖ 高压科学应用——破片
- ❖ 高压科学应用——爆燃及燃烧
- ❖ 高压科学应用——高压食品科学

★ 获取地址：<http://www.gywlxb.cn/topics>

2018 年“SHPB 实验技术”主题专刊论文引用信息

- ☆ 翁继东,李英雷,陈宏,等. 全光纤位移干涉技术在 SHPB 实验测量中的应用 [J]. 高压物理学报,2018,32(1):013201.

WENG J D,LI Y L,CHEN H,et al. Application of an all-fiber displacement interferometer on SHPB experiment measurements [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(1):013201.

- ☆ 张超,索涛,谭伟力,等. 一种超高温动态力学行为测试及原位图像获取方法 [J]. 高压物理学报,2018,32(1):013202.

ZHANG C,SUO T,TAN W L,et al. A method for testing dynamic mechanical behavior of materials at ultra-high temperature and *in-situ* observation [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(1):013202.

- ☆ 尚兵,王彤彤. 一种立式分离式霍普金森压杆实验装置研制 [J]. 高压物理学报,2018,32(4):043201.

SHANG B,WANG T T. Development of a vertical split Hopkinson pressure bar [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4):043201.

- ☆ 赵福祺,徐沛保,文鹤鸣. SHPB 混凝土实验中试件尺寸的影响 [J]. 高压物理学报,2018,32(1):014101.

ZHAO F Q,XU P B,WEN H M. Influence of specimen size in SHPB tests on concrete [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(1):014101.

- ☆ 刘永贵,沈玲燕. 固定温度界面对相变波传播规律的影响 [J]. 高压物理学报,2018,32(4):042301.

LIU Y G,SHEN L Y. Effect of the fixed temperature interface on the propagation of the phase transition wave [J]. Chinese Journal of High Pressure Physics,2018,32(4):042301.

征 稿 简 则

《高压物理学报》是我国高压物理领域唯一的专业性学术刊物。征稿内容包括：动态及静态高压技术，人工合成新材料，高温高压下材料的力、热、光、电、磁等特性以及物质微观结构的研究，动态及静态高压研究中的测试技术，高温高压下的相变，高温高压物态方程，高压地学，材料动态断裂，冲击和爆轰现象等。《高压物理学报》接受中、英文稿件。

自1987年创刊以来，《高压物理学报》取得了较大成就。2001年，《高压物理学报》被科技部和国家新闻出版总署评为“中国期刊方阵”双效期刊。国际主要检索系统Scopus、JSTChina、CA长期收录《高压物理学报》发表的文章。由北京高校图书馆期刊工作研究会和北京大学图书馆编著的《中文核心期刊要目总览》连续七版把《高压物理学报》列为物理学类核心期刊。

《高压物理学报》一贯秉承服务科学、服务读者、服务作者的办刊理念，慎重对待每一篇来稿，尊重作者劳动。优秀稿件享有快速发表通道，重大创新性成果可在1个月甚至更短时间内刊出。欢迎广大专家学者向《高压物理学报》投稿！



官方网站：www.gywlxb.cn

官方邮箱：gaoya@caep.cn

联系电话：0816-2490042