正反弹道 Taylor 撞击变形等效性研究

刘坚成^①, 孙宝平^②, 皮爱国^{①*}, 黄风雷^①

① 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室, 北京 100081;

② 首都经济贸易大学安全与环境工程学院, 北京 100070

* E-mail: aiguo_pi@bit.edu.cn

收稿日期: 2015-12-10; 接受日期: 2016-02-16; 网络出版日期: 2016-03-23

国家自然科学基金(批准号: 11390362, 11221202, 11202029)资助项目

摘要 反弹道撞击试验在材料与结构的动力学响应研究领域已有广泛应用, 相比正向 Taylor 试验, 反弹道条件下 Taylor 撞击试验可获得更全面的弹/杆结构响应数据及量化测试结果. 为研究正反弹道结构响应的等效性条件, 开展不同长径比 Taylor 杆的正反撞击试验, 获得了试件微秒量级的实时动态响应数据. 利用数值模拟方法研究了不同撞击速度下结构变形、能量变化与塑性波的传播规律, 从能量角度建立了两种撞击条件下结构变形的等效关系, 在靶弹质量比大于 20 的条件下, 正反撞击塑性功偏差小于 5%.

关键词 Taylor 撞击, 反弹道, 结构响应, 数值模拟

1 引言

弹体在冲击过程中的结构响应分析, 包括弹体的变形、弹体中应力波的传播和相互作用, 弹体的破坏机理等方面的内容. 目前, 对于侵彻硬目标靶(如混凝土靶板、钢筋混凝土靶板、金属靶板等)过程中的弹体响应规律研究较少. 在已有的利用正向弹道试验研究大侵彻弹体结构响应规律研究中, 由于动能弹侵彻过程中的高速特性, 无法在弹体上设置应变传感器等特征值测试装置, 难以通过量化测试侵彻弹体的结构响应的方法得到弹体动态响应的特征参数, 因此反弹道试验方法成为获取侵彻体实时结构响应特征的重要技术途径, 但目前少有同类研究工作. 由于正反弹道试验在系统的初始动能及边界

条件上不可避免的有巨大差异, 由此产生的结构响应的正反弹道等效性问题是研究者必须首先回答的重要科学问题.

材料的动力学响应研究首先由 Taylor^[1]于 1948 年通过一根圆柱形试件碰撞刚性平靶, 产生冲击端的局部塑性变形. 近年, 已运用高频摄像技术对其进行改进设计^[2,3]. 在首次的改进中, Erilich 和 Shockey^[4]运用高速摄像获取了变形中样品轮廓并建立了相应的时间相关理论模型. House 等人^[2]证明了碰撞试验不同阶段的瞬态图像可以用于确定应力和应变, 并在确定样品长度下推导应力与时间的函数关系. Jones 等人^[5,6]用无氧铜实施的 Taylor 试验, 证实了 3 种不同的应力波行为: 在第一阶段, 弹塑性波界面的传播是非线性的; 第二阶段, 其塑性波前速度在一个准稳态

引用格式: 刘坚成, 孙宝平, 皮爱国, 等. 正反弹道 Taylor 撞击变形等效性研究. 中国科学: 技术科学, 2016, 46: 425–435

Liu J C, Sun B P, Pi A G, et al. The equivalence on structure response of forward and reverse Taylor test (in Chinese). Sci Sin Tech, 2016, 46: 425–435, doi: 10.1360/N092015-00366

范围; 第三阶段, 塑性波速衰减, 变形逐渐停止. 与传统的 Taylor 杆碰撞试验不同, 反弹道弹体和靶板不与任何试验装置固定, 用静态的高频相机捕捉弹体变形和靶板运动不包含任何固定边界. 反向 Taylor 撞击试验已成为研究材料的动力学响应及结构响应的重要方法. 在结构响应方面, 反向 Taylor 撞击中待测试件静止放置, 可对其加装测量装置以更好地获得试件的响应特征参数. Holt 等人^[7]使用 Ti6Al4V 合金圆板撞击自由放置的钢杆, 同时采用光学与电镜扫描等方法对合金圆板的剪切冲塞现象进行研究, 阐述了剪切冲塞的机理, 同时建立了简单的理论模型进行验证. Subramanian 等人^[8]开展的反弹道试验中利用铝靶撞击钨杆, 使用 x 光技术进行拍摄, 测量了速度范围在 1.5~4.2 km/s 撞击速度与贯穿余速的线性关系, 并得到初速超过 2 km/s 时侵彻过程为完全流体侵彻. Ferranti 和 Thadhani^[9]将反向 Taylor 撞击试验应用于材料动力学研究中, 使用高速摄像记录撞击过程, 同时应用修正的模型得到了聚合物材料在高应变率下的动态强度. Anderson 等人^[10]和 Behner 等人^[11]利用反向弹道技术研究了 SiC 撞击长金杆过程中, 靶板约束、靶板预破坏程度和杆径向尺寸对于侵彻体头部速度的影响. Lidén 等人^[12]采用了 X 光照相的方法, 研究长杆弹被薄壁斜靶撞击后的响应问题, 说明靶板的速度、方向、厚度对于弹体是否失效或断裂均有着重要影响. Eakins 和 Thadhani^[13,14]用速度分别为 83 和 205 m/s 的无氧铜材料进行反弹道 Taylor 撞击试验, 由高频相机得到的不同时刻杆件外形数据, 通过光学方法测量了塑性波位置及速度, 通过发展 Taylor 最初的理论, 得到了沿杆长的塑性流动应力. 同时采用不同的材料模型对反向 Taylor 撞击进行数值模拟研究, 得到了较好的计算结果.

本文通过 Taylor 撞击这一经典的塑性动力学基本问题, 开展了两种长径比的正反弹道 Taylor 撞击试验, 其中正向弹道试验的靶板为固定边界条件, 反向弹道为完全自由边界条件. 通过 Taylor 杆变形长度、墩粗半径等特征参数的对比, 得到了正反 Taylor 撞击的变形规律, 同时结合数值模拟计算结果, 得出了正反 Taylor 撞击的等效性规律, 建立侵彻体结构响应问题反弹道试验的设计依据与等效性分析条件. 测试并分析了反向 Taylor 撞击试验中不同撞击速度、不同试件结构的变形规律及塑性波传播情况, 与数值模拟结果对比表明, 反向 Taylor 撞击中塑性波的

传播过程与正向 Taylor 撞击具有相同特征.

2 正反向 Taylor 撞击试验研究

2.1 静态拉伸试验

首先对紫铜试件进行准静态拉伸试验, 得到材料的应力应变曲线. 图 1 给出了紫铜拉伸试件断裂的实物图, 由图可知试件断裂位置基本处于中心范围, 说明所测结果合理可靠. 同时结合黄西成和胡文军^[15]以及汤铁钢和刘仓理^[16]给出的高应变率下无氧铜材料的 Johnson-cook 模型和参数确定方法, 结合该静态拉伸中的数据, 计算出该铜材料在不同应变率 $\dot{\epsilon}$ 下的应力应变关系, 如图 2 所示, 由图中可知, 材料杨氏模量 $E=102.8$ GPa, 准静态抗拉强度 $\sigma_s=261.8$ MPa.

2.2 正反向 Taylor 撞击试验研究

试验系统采用 $\phi 57$ mm 一级压剪式轻气炮作为加载平台, 反向撞击试验系统如图 3, 采用氮气作为发射气体, 氮气瓶与气室相连, 先将氮气压缩至气室, 而后打开气室与炮筒之间的阀门, 气体推动平板运动, 使其加速到预定的速度. 对于反向撞击试验, 采

图 1 (网络版彩图)拉伸断裂试件实物图

图 2 (网络版彩图)紫铜试件的应力应变曲线

用激光瞄准装置使试件与炮口中心对齐, 距炮口 50 cm, 使其处于相对自由的状态, 仅底端采用细木棒撑起, 以抵消其重力, 其余不增加任何约束, 撞击过程中圆形靶板与试件共同运动, 如图 4 所示. 而对于正向撞击试验, 与传统 Taylor 撞击试验相同, 使用炮筒发射杆件, 而将靶板固定在靶室中, 撞击过程中靶板位置固定不动, 如图 5 所示. 试件后端放置回收笼, 回收笼中用较软的吸能材料填充, 以防止试件在撞击后发生二次损伤. 靶室一侧有观察窗口, 可在靶室外用高速摄像机拍摄试件撞击的整个过程. 对于正向撞击试验系统, 采用次口径发射技术, 将试件与弹托放入炮筒中, 而将刚性靶板放入靶室中固定. 试验过程采用 Photron SA5 高速摄像机进行记录, 拍摄帧数 75000 fps, 为满足照度要求, 在靶室内放置两个卤素灯进行补光. 正反 Taylor 撞击试验中的试件选用两种尺寸紫铜柱状材料, 靶板选用 45 号钢, 相关参数如表 1 所示, 置于轻气炮专用尼龙弹托内进行发射, 并对撞击端面进行抛光处理, 试验气压为 0.6~1.8 MPa, 撞击速度为 104~215 m/s. 试验采用高速摄像机对发射速度进行判读, 选取多幅撞击前的图片进行像素级测距并取平均. 撞击过程中, Taylor 杆会产生蘑菇头形状的变形.

图 6 和 7 给出了速度相近的试件正反撞击后变形情况对比, 其中 R 开头的编号为反向撞击试件, 相应的试验结果数据已在表 2 中列出. 结果显示, 撞击速度越高, 杆的长度与端部直径变化越明显. 随撞击速度的升高, 撞击端会产生明显的墩粗现象, 在端部墩粗部分的上侧还会产生一个隆起区, 如图 7(c)所示.

表 1 正反撞击试验中 Taylor 杆与靶的尺寸参数

Taylor Rod		Flying target in reverse experiments		Static target in forward experiments	
Diameter (mm)	Length (mm)	Diameter (mm)	Thickness (mm)	Diameter (mm)	Thickness (mm)
10	80	48	10	140	30
15	80	—	—	—	—

图 3 (网络版彩图)反向泰勒撞击试验装置

结合正向 Taylor 撞击的基本理论, 试件变形前后的关系, 简化表达式^[17]为

$$Y = \frac{\rho u_f^2 (L_0 - X_2)}{2(L_0 - L_2) \ln(L_0 / X_2)}, \tag{1}$$

其中, Y 是材料的动态强度, L_0 是试件撞击前的长度, L_2 是撞击后总长, X_2 是未变形部分的长度. 对于试验中两组不同直径、相同材料的试件, 由(1)式可知试件的变形与其直径无关, 故该两种试件正向撞击后长度应一致, 即 L_2 相同. 图 8 说明了(1)式表达的现象, 图中两种不同直径的试件正向撞击前后变形长度拟合曲线可知, 两线相差 4.9%, 在试验误差范围内, 且试验点上下交错, 分布于直线两侧. 由图中可知 $D=10$ mm 的反向撞击试件长度变化明显大于 $D=15$ mm 的反向试件, 平均相差约 11.6 %. 对比同尺寸试件的正反撞击情况, $D=10$ mm 试件正反撞击后长度平均相差 11.3%, $D=15$ mm 试件正反撞击后长度平均相差 19.5%.

由于图 6 中给出的 $D=10$ mm 细杆正反撞击对比可知, 其正反撞击后端部直径变形几乎相同, 长度误差在 10%以内; 对于图 7 中 $D=15$ mm 的粗杆, 直径误差仍然较小, 但长度误差较大, 反向撞击后的试件长度大于正向撞击长度, 说明 $D=15$ mm 的试件撞击等效性差于 $D=10$ mm 试件. 由 14 和 R10 两组试件对比可知, 对于高速撞击时, 正向撞击后试件隆起区较为明显, 而对于反向撞击后的试件隆起区不明显, 试验中应用的 $D=10$ mm 的细杆, 当冲击速度接近 150 m/s 时, 隆起区就已经出现; 对于 $D=15$ mm 的粗杆,

图 4 试验瞄准方式

图 5 正反 Taylor 撞击机理对比

表 2 试件正反撞击试验结果

直径 D (mm)	撞击 方向	编号	初速度 v_0 (m/s)	试验后端部 直径 R_2 (cm)	试验后长度 L_2 (cm)
10	正	20	107	1.212	7.229
		16	141	1.423	6.764
		15	151	1.454	6.637
		17	215	1.965	5.632
		R6	104	1.261	7.441
	反	R1	135	1.367	7.043
		R5	147	1.499	6.849
		R9	201	1.883	5.851
		12	112	1.840	7.190
		18	117	1.842	7.128
15	正	19	157	2.211	6.628
		13	173	2.440	6.410
		14	197	2.671	5.863
	反	R7	116	1.875	7.337
		R3	141	1.955	7.123
		R4	154	1.930	7.006
		R10	193	2.702	6.253

图 6 (网络版彩图) $D=10$ mm 试件正反撞击最终变形情况

图 7 (网络版彩图) $D=15$ mm 试件正反撞击最终变形情况

图 8 (网络版彩图)试验撞击后试件
(a) 长度对比; (b) 端部直径对比

当冲击速度接近 190 m/s 时, 该区域才会出现. 图 8(b) 对比了撞击后的试件端部直径, 由于撞击后试件端部并非理想圆形, 此处取多个测点的平均值为名义直径. 对于 $D=10\text{ mm}$ 的试件, 正反撞击条件下端部半径变化偏差的平均值为 5.5%, 而 $D=15\text{ mm}$ 的试件其端部半径变化偏差平均值约 11.1%. 上述结果表明直径较小, 靶弹相对质量较大的试件, 其正反弹道撞击等效性相对较好.

3 正反 Taylor 撞击数值模拟研究

3.1 有限元模型

基于 LS-DYNA 软件, 对试验工况及其他条件下的正反 Taylor 撞击过程进行数值模拟研究, 以期获得更多的力学响应细节. 考虑对称性, 有限元模型采用 1/4 模型, 紫铜待测试件选用 Johnson-cook 本构模型. 基于试验结果认为, 在当前弹靶作用条件下, 靶板形变可忽略, 在数值计算中选用刚体材料模型. 与试验条件一致, 正向撞击时靶板固定, 而反向撞击时, 靶板与试件都处于自由状态, 无任何约束. 紫铜

图 9 (网络版彩图)正反 Taylor 撞击有限元模型

试件采用非等比例网格划分, 令撞击端网格较密.

3.2 数值模拟与试验结果对比

表 3 给出了数值模拟与试验结果对比, 数值模拟后直径平均相对偏差为 2.97%, 长度平均相对偏差为 1.31%, 该平均偏差在可接受范围内, 说明数值模拟方案和参数选择可较好反映试验真实情况. 在此基础上, 可利用上述数值模拟方案, 讨论试验测试数据外的瞬时应力、形变、能量分配等力学响应细节.

图 10 分别给出了正向 Taylor 撞击 19 号试件($D=15\text{ mm}$)和反向 Taylor 撞击 R4 号试件($D=15\text{ mm}$)的数值模拟 Von Mises 应力与试验后试件的对比, 其中 19

表 3 试件正反撞击试验与数值模拟变形结果对比

直径 $D\text{ (mm)}$	撞击方向	序号	模拟端部	与试验 误差 (%)	模拟	与试验 误差 (%)
			直径 (cm)		长度 (cm)	
10	正	20	1.27	4.46	7.28	0.69
		16	1.44	0.98	6.85	1.33
		15	1.50	2.82	6.72	1.27
		17	1.96	0.50	5.77	2.47
		R6	1.20	4.92	7.42	0.31
	反	R1	1.35	1.02	7.10	0.77
		R5	1.42	5.47	6.96	1.59
		R9	1.85	1.75	5.94	1.49
		12	1.94	5.16	7.22	0.42
		18	1.97	7.11	7.16	0.49
15	正	19	2.30	4.07	6.65	0.32
		13	2.45	0.49	6.43	0.31
		14	2.72	1.65	6.07	3.56
	反	R7	1.84	1.76	7.42	1.08
		R3	2.00	2.35	7.19	0.87
		R4	2.04	5.70	7.22	2.98
		R10	2.71	0.30	6.11	2.25

图 10 (网络版彩图)(a) 19 号正向, (b) R4 号反向 Taylor 撞击后试件与数值模拟 Von Mises 应力云图

号试件速度为 157 m/s, R4 号试件速度为 154 m/s. 撞击开始 $t=13\ \mu\text{s}$ 左右时, 撞击端产生蘑菇头, 正反撞击的应力最大位置基本相同, 弹性波向末端传播, 塑性波传播速度相对较慢. 在 $t=40\ \mu\text{s}$ 时, 弹性波达到自由端并发生反射, 塑性波继续向后传播. 随后的过程中弹性波在试件内部来回反射并与塑性波叠加, 而塑性波一直以相对较低的速度向后运动. 到达 $t=86\ \mu\text{s}$ 后, 反向撞击试件发生明显运动, 其总能量

损失也逐渐转化为试件的动能, 而正向撞击中动能损失仍然全部转化为变形能, 此时正反弹道撞击试件的变形逐渐产生差异. 反向撞击中塑性波速逐渐衰减, 低于正向撞击. 到达 $t=100\ \mu\text{s}$ 时, 反向撞击的试件的塑性波已衰减完毕, 应力最大值此时在撞击端位置. 而正向撞击在 $t=133\ \mu\text{s}$ 时塑性波才衰减完毕.

图 11 给出了与试验工况对应的数值模拟轮廓曲线对比, 数值模拟所得的试件瞬时形变结果与高速摄像试验结果具有较好的一致性. 由图中可知, 对于速度相近的正向撞击与反向撞击而言, 轮廓几乎相同, 正向撞击的变形略大于反向撞击, 正向撞击后的试件长度较短, 端部半径较大, 与图 8 中试验所得结论一致. 直径为 10 mm 的试件, 图中可很明显看出在无量纲长度为 0.1 附近出现了较为明显的拐点, 即外形产生了明显的隆起. 而直径为 15 mm 的试件该外形隆起特征相对较弱.

4 正反弹道 Taylor 撞击能量分配规律与等效性条件

4.1 正反 Taylor 撞击能量分配规律

从能量角度对正反 Taylor 撞击进行分析, 研究其用于变形的能量耗散情况. 对于两种不同的撞击情况, 撞击前输入能量主要为试件/靶板的动能, 而撞击后能量分布主要为变形能、试件/靶板动能和发热产生的内能. 因撞击过程中发热产生的内能极小, 见表 4 中对能量的对比分析, 可忽略内能的影响. 则可通过能量守恒写出两种撞击情况下的守恒方程,

图 11 (网络版彩图)正反 Taylor 撞击试件轮廓模拟对比

(a) $D=15\ \text{mm}$ 试件; (b) $D=10\ \text{mm}$ 试件

对于正向撞击, 其能量组成为

$$E_{fin} = E_{fp}, \quad (2)$$

而对于反向撞击情况, 能量组成为

$$E_{rin} = E_{rp} + E_{rk}, \quad (3)$$

其中, E_{fin} 和 E_{rin} 分别为正向撞击和反向撞击的输入能量, E_{fp} 和 E_{rp} 分别为正向和反向撞击的变形能, E_{rk} 为动能, 包括试件的动能 E_{rkr} 和靶板的动能 E_{rkt} . 表 4 的结果证明了(2)和(3)式假设的正确性.

在对能量变化分析的基础上, 图 12 给出了正反撞击过程中能量分配曲线, 其中 m_r 为质量比即反向撞击中靶板与试件的质量比, 假设损失的能量均用于试件变形, 由图中可知, 质量比越大, 正反撞击的变形能越接近. 随着试件直径增加, 质量比对正反弹道撞击结果等效性的影响加大. 对于本文试验而言, $\phi 10$ mm 试件在质量比为 5.12 时的正反弹道撞击结果即有令人满意的等效性.

4.2 正反 Taylor 撞击等效性条件

对正反 Taylor 撞击机理进行分析, 如图 5 所示, 对于正向撞击, 试件以初速 u_f 撞击固定刚性靶板, 试件内粒子速度方向与撞击方向相同, 而与弹塑性波的传播方向相反; 而对于反向撞击, 试件运动方向与弹塑性波传播方向相同. 故对于两种撞击情况, 粒子运动速度与波的传播方向之间的关系是影响结构变

形等效性的一个重要原因. 可通过质量守恒及动量守恒的关系求解撞击过程中材料的强度. Eakins 和 Thadhani^[13]采用与 Taylor^[1]类似的分析方法, 对弹性波阵面和弹塑性波阵面运用守恒方程得到了反向 Taylor 撞击的应力和应变的表达式. 当使用质量和动量守恒定律时, 等式作用在相邻的两幅高速摄像图片之间, 而非整个运动过程. 在弹性边界, 进入弹性波阵面质量流量速率等于离开波阵面质量流量速率.

由上文分析可知, 引起正/反弹道撞击之间差异的两个主要因素是碰撞速度和靶板相对质量. 弹体响应的两个关键速度是弹性波相对靶板速度和弹塑性交界面相对靶板速度. 在常规碰撞速度下, 正/反向碰撞弹性波都能离开碰撞端并以相对较短的时间完成一次反射传播, 对碰撞端形成二次碰撞, 因此弹性波相对靶板速度可等效. 若正向撞击时靶板不固定, 则正反撞击误差仅取决于弹性波和塑性波相对靶板的运动速度. 由数值模拟计算一组正向撞击靶板无约束的工况, 与同等速度下反向撞击进行对比可知, 二者结构变形等效, 如图 13 所示. 故进一步说明了试验中正反撞击后试件的变形差异是由两种撞击条件下靶板的不同约束造成的, 在通常的正向撞击条件下, 靶板为固定边界, 其质量可视为无限大. 对于反向撞击, 靶板质量较大时, 可将靶板参考系视为惯性系. 故此处针对反向撞击的靶弹质量比进行

图 12 (网络版彩图)正反撞击过程中的塑性变形能

研究, 得出等效条件.

正向碰撞下因为弹体回弹速度较低, 可不考虑弹体的回弹. 则 Taylor 理论是对能量守恒原理不封闭的理论, 但实际模型碰撞中能量是守恒的. 为了简化分析, 认为正向弹道中弹体的动能全部转化为塑性形变能, 则有

$$E_{fp} = E_{fin} = \frac{1}{2} \rho A_0 L_0 u_f^2, \quad (4) \quad \text{即}$$

对于反向撞击, 输入能量为

$$E_{rin} = \frac{1}{2} \rho A_0 L_0 m_r u_r^2. \quad (5)$$

表 4 中给出了数值模拟的计算出的动量结果, 对于正向撞击, 因固支边界条件, 不满足动量守恒. 而对于反向撞击, 虽然撞击过程中试件发生变形, 但表中证明撞击前后的动量依然守恒. 则反向撞击碰撞前后动量守恒式为

$$\rho A_0 L_0 m_r u_r = \rho A_0 L_0 (1+m_r) u_{rr}, \quad (6)$$

$$u_{rr} = \frac{m_r u_r}{1+m_r}, \quad (7)$$

其中, u_{rr} 表示碰撞后的速度. 则撞击后的系统的动

表 4 数值模拟变形前后能量分配与动量数据

No.	E_{in} (J)	E_p (J)	E_k (J)	$E_p + E_k$ (J)	E_p / E_{in}	能量相对误差 (%)	初始动量 P_0 (kg m/s)	变形后总动量 (kg m/s)	动量相对误差 (%)
R1	2638.88	426.40	2211.88	2638.28	0.16	0.02	39.15	39.12	0.08
R3	2899.32	875.40	2022.68	2898.08	0.30	0.04	41.01	41.01	0.01
R4	3452.48	1043.96	2406.64	3450.60	0.30	0.05	44.75	44.75	0.00
R5	3142.04	508.12	2633.32	3141.44	0.16	0.02	42.69	42.69	0.00
R6	1577.48	254.08	1323.04	1577.12	0.16	0.02	30.25	30.25	0.01
R7	1941.16	584.72	1355.72	1940.44	0.30	0.04	33.64	33.56	0.26
R9	5864.40	949.40	4913.04	5862.44	0.16	0.03	58.32	58.32	0.00
R10	5423.88	1641.28	3779.36	5420.64	0.30	0.06	56.09	56.09	0.00
12	788.60	781.88	4.92	786.80	0.99	0.23	13.95	-1.04	107.48
13	1888.48	1879.00	5.64	1884.64	0.99	0.20	21.59	-1.06	104.89
14	2464.80	2454.84	4.60	2459.44	1.00	0.22	24.66	-1.05	104.26
15	641.52	637.88	2.36	640.24	0.99	0.20	8.46	-0.46	105.47
16	559.36	555.84	2.44	558.28	0.99	0.19	7.90	-0.46	105.86
17	1303.00	1298.24	1.96	1300.20	1.00	0.21	12.05	-0.45	103.70
18	866.76	859.60	5.28	864.88	0.99	0.22	14.63	-1.04	107.14
19	1560.72	1552.28	5.28	1557.56	0.99	0.20	19.63	-1.05	105.37
20	320.32	317.28	2.40	319.68	0.99	0.20	5.99	-0.46	107.74
R12- m_r 10	7786.36	711.08	7074.72	7785.80	0.09	0.01	139.54	139.55	0.00
R13- m_r 10	18646.20	1707.73	16935.46	18643.19	0.09	0.02	215.94	215.93	0.00
R14- m_r 10	24336.60	2229.48	22104.40	24333.88	0.09	0.01	246.70	246.70	0.00
R15- m_r 10	6385.86	580.09	5804.97	6385.06	0.09	0.01	84.58	84.58	0.00
R16- m_r 10	5568.06	505.46	5061.81	5567.27	0.09	0.01	78.98	78.98	0.00
R17- m_r 10	12970.31	1180.52	11787.70	12968.23	0.09	0.02	120.54	120.54	0.00
R18- m_r 10	8558.10	781.82	7775.71	8557.52	0.09	0.01	146.29	146.30	0.00
R19- m_r 10	15410.08	1410.75	13996.59	15407.33	0.09	0.02	196.31	196.30	0.00
R20- m_r 10	3188.56	288.46	2899.69	3188.15	0.09	0.01	59.77	59.77	0.00
R12- m_r 20	15570.46	744.16	14824.26	15568.42	0.05	0.01	279.04	279.03	0.00
R13- m_r 20	37287.01	1789.76	35497.92	37287.68	0.05	0.00	431.81	431.83	0.00
R14- m_r 20	48666.16	2337.42	46315.92	48653.34	0.05	0.03	493.32	493.27	0.01
R15- m_r 20	12771.73	607.75	12163.45	12771.20	0.05	0.00	169.16	169.16	0.00
R16- m_r 20	11136.12	530.00	10605.00	11135.00	0.05	0.01	157.96	157.96	0.00
R17- m_r 20	25940.62	1236.71	24707.26	25943.97	0.05	0.01	241.08	241.11	0.01
R18- m_r 20	17113.73	818.82	16294.00	17112.82	0.05	0.01	292.54	292.54	0.00
R19- m_r 20	30815.71	1478.31	29335.04	30813.35	0.05	0.01	392.56	392.55	0.00
R20- m_r 20	6377.12	302.73	6073.84	6376.56	0.05	0.01	119.53	119.53	0.00

* R12~R20 为 12~20 号的反向撞击工况, 仅改变撞击方向, 速度与试件不变.

图13 (网络版彩图)无约束正反撞击后试件轮廓应变对比

能为

$$E_{rk} = \frac{1}{2} \rho A_0 L_0 (1 + m_r) u_{rr}^2. \quad (8)$$

结合(3)(5)(7)(8)式可得反向弹道撞击条件下分配于 Taylor 杆试件的塑性功为

$$E_{rp} = \frac{1}{2} \frac{m_r}{1 + m_r} \rho_0 A L_0 u_r^2, \quad (9)$$

则

$$\frac{E_{fp}}{E_{rp}} = \left(1 + \frac{1}{m_r}\right) \frac{u_f^2}{u_r^2}. \quad (10)$$

若正/反弹道等效, 应存在 $E_{rp} = E_{fp}$, 则有

$$\frac{u_r}{u_f} = \sqrt{\frac{m_r + 1}{m_r}}, \quad (11)$$

(11)式即给出了正/反弹道等效的重要条件, 当 $m_r \rightarrow \infty$ 时 $u_r/u_f=1$, 在相同的碰撞速度下, 靶板相对质量足够大(即质量比足够大)时, 可认为两种试验法等效. 由(7)式可知, 在正反撞击速度相同时, 当质量比 $m_r \geq 20$ 时, 变形能误差在 5%以内. 同时结合(5)和(9)式, 得到

$$\frac{E_{rp}}{E_{rin}} = \frac{1}{1 + m_r}, \quad (12)$$

代入试验中 4 种工况的 $m_r=2.32$, $m_r=5.12$, $m_r=10$, $m_r=20$, 分别求得两种撞击情况下的变形能占输入总能量的比例为 30%, 16%, 9%和 5%, 与表中数值模拟计算结果具有良好的一致性.

为验证等效条件的合理性, 根据(11)式给出的速

度等效条件, 对 14 号试件开展不同速度的反向撞击研究, 将其变形轮廓与正向撞击时进行对比, 如图 14 所示. 由(11)式计算所得的等效反向撞击速度为 236.0 m/s, 图 14 则给出了反向初速为 197.3 和 236.0 m/s 两种情况的计算结果, 与正向撞击后变形轮廓相比较, 初速为 236.0 m/s 的工况撞击后试件变形轮廓与正向撞击更相接近.

图 15 给出了试验与所有工况数值模拟的半径及长度变形对比, 由图中可知, 数值模拟结果与对应工况的试验结果基本吻合, 忽略试验中的非理想碰撞等因素, 两者偏差在可接受范围内. 对于 $D=15$ mm 的试件, 反向撞击质量比为 2.32; 对于 $D=10$ mm 的试件, 反向撞击质量比为 5.12. 当质量比增大时, 长度与端部直径的变形越接近正向撞击的结果, 正反等效性越好, 当质量比达到 10 以上甚至 20 时, 反向撞击与正向撞击所得结果偏差已可近似忽略.

5 结论

通过反向 Taylor 撞击试验, 得到了微秒量级时间分辨率的弹体实时动态响应数据, 分析了不同时刻 Taylor 杆的轮廓变形及瞬时应变. 对于速度相近的正反撞击工况, 试验中所选 $D=10$ mm 的试件正反撞击等效性优于 $D=15$ mm. 对于两种结构的正反撞击情况下, 高速撞击时均在试件靠近撞击端的位置产生了隆起区, 说明正反撞击具有相似的机理.

对不同质量比的 Taylor 杆正反撞击进行数值模拟

图14 (网络版彩图)14号试件与其不同反向撞击速度的轮廓对比

图 15 (网络版彩图)数值模拟与试验结果的半径及长度变形对比

(a) $D=15$ mm 半径变形对比; (b) $D=15$ mm 长度变形对比; (c) $D=10$ mm 半径变形对比; (d) $D=10$ mm 长度变形对比

研究, 结合相应的理论推导, 说明了质量比越大, 正反弹击变形能越接近, 变形也越相近. 以杆件最终长度典型的变形特征量为例, 质量比为 $m_1=2.32, 5.12, 10, 20$ 时, 长度误差分别为 3.13%, 2.25%, 0.79%, 0.50%. 在 $m_1>10$ 时, 正反弹道已有令人满意的等效性.

高速侵彻体的结构响应问题是该领域更引人关注的研究课题, 本文的工作讨论了传统的 Taylor 杆撞击的正反弹道响应等效性机理, 进一步的工作将针对实际工程问题中的空心柱状、带头部的侵彻弹体等结构等, 开展其正反向弹道响应等效性的深入研究.

参考文献

- 1 Taylor G. The use of flat-ended projectiles for determining dynamic yield stress. Proc R Soc London Ser A, 1948, 194: 289–299
- 2 House J W, Aref B, Foster J C, et al. Film data reduction from Taylor impact tests. J Strain Anal Eng Des, 1999, 34: 337–345
- 3 Davila A, Huntley J M, Kaufmann G H, et al. High-speed dynamic speckle interferometry: Phase errors due to intensity, velocity, and speckle decorrelation. Appl Opt, 2005, 44: 3954–3962
- 4 Erlich D C, Shockey D A. Dynamic flow curve of 4340 steel as determined by the symmetric rod impact test. In: Shock Waves in Condensed Matter–1983. American Physical Society Topical Conference, North-Holland, 1983. 129–132
- 5 Jones S E, Gillis P P, Foster J J C, et al. A one-dimensional, two-phase flow model for Taylor impact specimens. J Eng Mater Technol, 1991, 113: 228–235
- 6 Jones S E, Maudlin P J, Foster J C. An engineering analysis of plastic wave propagation in the Taylor test. Int J Imp Eng, 1997, 19: 95–106
- 7 Holt W H, Mock W, Soper W G, et al. Reverse-ballistic impact study of shear plug formation and displacement in Ti6Al4V alloy. J Appl Phys, 1993, 73: 3753
- 8 Subramanian R, Bless S J, Cazamias J, et al. Reverse impact experiments against tungsten rods and results for aluminum penetration

- between 1.5 and 4.2 km/s. *Int J Imp Eng*, 1995, 17: 817–824
- 9 Ferranti L, Thadhani N N. Incremental stress-strain response of polymers using instrumented reverse Taylor anvil impacts. *AIP Conf Proc*, 2007, 955: 699–702
 - 10 Anderson Jr C E, Behner T, Holmquist T J, et al. Penetration response of silicon carbide as a function of impact velocity. *Int J Imp Eng*, 2011, 38: 892–899
 - 11 Behner T, Orphal D, Hohler V, et al. Hypervelocity penetration of gold rods into sic-n for impact velocities from 2.0 to 6.2 km/s. *Int J Imp Eng*, 2006, 33: 68–79
 - 12 Lidén E, Johansson B, Lundberg B. Effect of thin oblique moving plates on long rod projectiles: A reverse impact study. *Int J Imp Eng*, 2006, 32: 1696–1720
 - 13 Eakins D, Thadhani N N. Analysis of dynamic mechanical behavior in reverse Taylor anvil-on-rod impact tests. *Int J Imp Eng*, 2007, 34: 1821–1834
 - 14 Eakins D, Thadhani N N. Instrumented Taylor anvil-on-rod impact tests for validating applicability of standard strength models to transient deformation states. *J Appl Phys*, 2006, 100: 073503
 - 15 黄西成, 胡文军. Johnson-Cook 动态本构模型及其参数识别方法. 见: 四川省第二届实验力学学术会议论文集. 绵阳, 2011, 162–167
 - 16 汤铁钢, 刘仓理. 高应变率拉伸加载下无氧铜的本构模型. *爆炸与冲击*, 2013, 33: 581–586
 - 17 Mocko W, Janiszewski J, Grazka M. Application of an extended Rusinek-Klepaczko constitutive model to predict the mechanical behavior of 6082-T6 aluminum under Taylor impact test conditions. *J Strain Anal Eng Des*, 2013, 48: 364–375

The equivalence on structure response of forward and reverse Taylor test

LIU JianCheng¹, SUN BaoPing², PI AiGuo¹ & HUANG FengLei¹

¹ State Key laboratory of Explosion Science and Technology, Beijing Institute of Technology, Beijing 10081, China;

² School of Safety and Environmental Engineering, Capital University of Economics and Business, Beijing 100070, China

Reverse ballistic impact test, where more comprehensive and quantitative response data of rod/projectile than forward impact tests can be obtained, was widely used for the measurement of material dynamic and structure response. The Taylor experiment of forward and reverse ballistic with different length-diameter ratios was carried out, which provided the real-time response data of the Taylor rod in microsecond level. Then, the transient structural deformation of the specimen and the characteristics of plastic wave propagation were analyzed. Combining with the simulation results, the rules of structure deformation, changes of energy and plastic wave propagation were obtained. The equivalent relationship of structure deformation between forward and reverse impact was built from the perspective of energy, while the mass ratio of target-projectile is above 20, the relative deviation of deformation energy is less than 5%.

Taylor test, reverse ballistic, structure response, numerical simulation

doi: 10.1360/N092015-00366