

文章编号: 1001-1455(2012)01-0015-08

塑料 SHPB 实验中的端面摩擦效应*

卢玉斌

(西南科技大学制造过程测试技术教育部重点实验室, 四川 绵阳 621010)

摘要: 基于 H. Meng 的动摩擦实验结果, 建立了一个端面动摩擦模型, 以描述端面动摩擦因数随 SHPB 塑料试样与钢压杆接触界面间最大径向相对滑动速度的关系。在 SHPB 实验的数值模拟中, 分别考虑了该端面动摩擦模型和以往被广泛采用的常摩擦因数模型, 结果发现, 选取不同的端面摩擦模型不影响通过塑料 SHPB 实验的数值模拟获得的转折应变率(量级为 10^2 s^{-1}), 然而当应变率超出转折应变率以上时, 不同的端面摩擦模型会对塑料 SHPB 实验的数值模拟结果产生显著影响, 使用提出的端面动摩擦模型可得到更准确的塑料 SHPB 实验的数值模拟结果。

关键词: 固体力学; 端面摩擦效应; SHPB 实验; 塑料; 相对滑动速度

中图分类号: O343.3

国标学科代码: 13015

文献标志码: A

基于分离式霍普金森压杆(SHPB)技术的动态压缩实验, 是目前用于确定塑料在 $10 \sim 10^4 \text{ s}^{-1}$ 应变率范围内动态屈服应力应变率效应最流行的实验手段。塑料动态流动应力的应变率效应通常由动态增强因子(F_D)表征。 F_D 的定义为真实单轴应力应变曲线中动态、准静态单轴屈服应力间的比值。已有的研究^[1-3]表明, 塑料的 F_D 随应变率的增加而提高。可靠的 SHPB 实验应能给出材料的一维应力应变曲线, 这就要求 SHPB 试样内应满足一维应力传播和受力均匀两个基本假定。然而, 这两个基本假定在一些 SHPB 实验中无法满足, 那么由非应变率效应引起的动态屈服应力增强便不能被混为 SHPB 实验中的真实应变率效应(即由应变率效应本身引起的动态屈服强度增强)。SHPB 实验中试样与压杆接触界面间的端面摩擦效应破坏了 SHPB 试样的局部一维应力状态, 导致 SHPB 实验结果不能正确反映材料的一维应力本构关系^[4-8]。因此, 端面摩擦效应是 SHPB 实验中主要的非应变率效应之一, 建立适当的端面摩擦模型对于准确确定塑料的动态压缩性能至关重要。本文中, 介绍基于数值分离式霍普金森压杆(NSHPB)计算的研究方法和塑料的本构方程, 建立端面动摩擦模型并分析端面摩擦效应对 SHPB 实验的影响。

1 研究方法 及 塑料的本构方程

1.1 研究方法

采用重构法^[6]和 NSHPB 计算确定塑料 SHPB 实验中的端面摩擦效应, 塑料试样采用基于准静态本构方程的无应变率效应模型描述。NSHPB 计算考虑了应变率和温度之外其他影响塑料动力学行为的重要因素。这样, 由于准静态本构方程中不包含应变率和温度效应, 重构应力应变曲线与输入应力应变曲线之间的差别便是由非应变率效应引起的。

NSHPB 计算中将 SHPB 压杆和试样作为一个整体结构问题进行模拟, 并基于下述的修正三波方程^[9]得到试样的重构应力和应变

$$\sigma_z(t) = \frac{A_b E_b \epsilon_t(t)}{A_s} \quad (1a)$$

* 收稿日期: 2010-12-23; 修回日期: 2011-03-23

基金项目: 四川省教育厅科研基金项目(10ZA171); 四川省非金属复合与功能材料重点实验室-省部共建国家重点实验室培育基地开放基金项目(10zxkf06); 西南科技大学博士研究基金项目(10ZX7141)

作者简介: 卢玉斌(1980—), 男, 博士, 讲师。

$$\dot{\epsilon}_z(t) = \frac{c_b}{L_s} [\epsilon_i(t) - \epsilon_r(t) - \epsilon_t(t)] \quad (1b)$$

$$\epsilon_z(t) = \frac{c_b}{L_s} \int_0^t [\epsilon_i(t) - \epsilon_r(t) - \epsilon_t(t)] dt \quad (1c)$$

式中： $\sigma_z(t)$ 、 $\dot{\epsilon}_z(t)$ 和 $\epsilon_z(t)$ 分别为工程轴向应力、应变率和应变； A_b 、 E_b 和 c_b ($c_b = \sqrt{E_b/\rho_b}$ ， ρ_b 为压杆材料的密度) 分别为压杆的横截面积、弹性模量和弹性波速； L_s 是试样的初始长度， $A_s = \pi d_0^2/4$ 是试样的初始横截面积，其中 d_0 为试样的初始直径； $\epsilon_i(t)$ 、 $\epsilon_r(t)$ 和 $\epsilon_t(t)$ 分别为入射、反射和透射应变信号。式 1(a) ~ (c) 的有效性建立在平衡方程 $\epsilon_i + \epsilon_r = \epsilon_t$ 大致满足从而实现 SHPB 试样内应力均匀的基础上。

由于塑料可能会经历大变形，因此有必要采用下式^[10-11]将工程轴向应力 $\sigma_z(t)$ 、应变率 $\dot{\epsilon}_z(t)$ 和应变 $\epsilon_z(t)$ 转化为真实轴向应力 $\sigma_{z,T}(t)$ 、应变率 $\dot{\epsilon}_{z,T}(t)$ 和应变 $\epsilon_{z,T}(t)$

$$\sigma_{z,T}(t) = \sigma_z(t) [1 - \epsilon_z(t)] \quad (2a)$$

$$\dot{\epsilon}_{z,T}(t) = \frac{\dot{\epsilon}_z(t)}{1 - \epsilon_z(t)} \quad (2b)$$

$$\epsilon_{z,T}(t) = -\ln[1 - \epsilon_z(t)] \quad (2c)$$

式中：压缩应力和应变采用正号。式(2a)是基于材料塑性变形过程中塑性不可压缩性(或体积不变性)的假设。当应变大于屈服应变时，聚碳酸酯塑料(polycarbonate, PC)的塑性不可压缩性可基本满足^[12-15]。因此，采用式(2a)将 PC 的工程应力转化为真实应力是可行的，但该式对于其他塑料的适用性仍需进一步校验。

NSHPB 计算中采用如图 1 所示的完整 SHPB 装置，尺寸与文献[2]中的类似，以便对结果进行比较。直径固定为 6.35 mm，长度分别为 2.54、3.18 和 8.00 mm，或者长度固定为 4.00 mm，直径分别为 4.00、5.33 和 8.00 mm 的 PC 试样被用于 NSHPB 计算，以研究试样的长度和直径(或者长径比)对 SHPB 实验结果的影响。

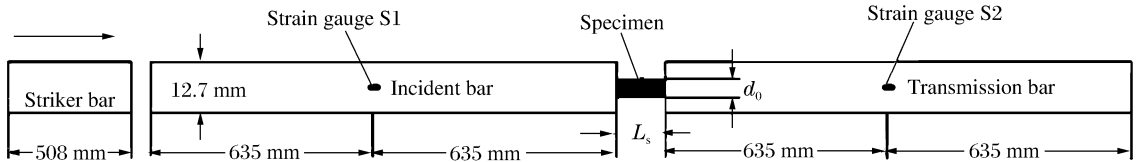


图 1 用于数值模拟 SHPB 装置的几何模型

Fig. 1 Configuration of the SHPB setup for numerical simulation

本文中 NSHPB 计算中的压杆和试样的材料分别为 C350 马氏体时效钢和 PC，与文献[2]SHPB 实验中所采用的材料一样。但是文献[2]没有给出这些材料的力学性能。表 1 中给出的 C350 马氏体时效钢的力学性能来源于文献[7]，PC 试样的杨氏模量和密度来源于文献[14]，因为文献[14]采用了与文献[2]标号类似的 PC，这些值与文献[16-17]中给出的值非常接近。本文中 PC 试样的泊松比引用文献[3]给出的值，因为文献[3]采用了与文献[2]标号相同的 PC。文献中给出的 PC 试样的泊松比在 0.37^[17]~0.40^[14]之间，本文中采用的是文献[3]中给出的一个中间值 0.38。PC 试样的比例极限、屈服应力以及屈服应变取自于文献[2]给出的准静态真实应力应变曲线。

表 1 压杆和 PC 试样的材料参数

Table 1 Material parameters of pressure bars and PC sample

材料	E/GPa	$\rho/(\text{g}/\text{cm}^3)$	ν	σ_y/MPa	ϵ_y	σ_n/MPa	邓肯模型			
							$\beta/(\text{°})$	$\phi/(\text{°})$	K	
CD50 马氏体时效钢	210 ^[7]	7.85 ^[7]	0.35 ^[7]							
PC	2.4 ^[14]	1.2 ^[14]	0.38 ^[3]	24.0 ^[2]	0.07 ^[2]	77.0 ^[2]	15	0		1

本文的 NSHPB 计算基于 ABAQUS/Explicit version 6.7-1。试算中分别采用了单元类型为 C3D8R(8 节点的线性体单元、缩减积分、沙漏控制)的三维模型和单元类型为 CAX4R(轴对称单元、缩减积分)的轴对称模型,发现在可比条件下三维模型和轴对称模型的计算结果的差别可以忽略。因此,为了节约计算时间,本文中采用单元类型为 CAX4R 的轴对称模型。NSHPB 计算中试样沿径向和轴向分别划分 20 和 22 个单元,入射杆和透射杆沿径向和轴向分别划分 20 和 1736 个单元,并在接近压杆和试样接触界面的部分进行网格局部细化,如图 2 所示(图示中仅给出了压杆的部分)。对于图 2 所示的网格,最大波频约为 1.9 MHz。将图 2 所示的网格同更细化的网格进行网格敏感性对比分析,发现 NSHPB 计算结果的区别已可忽略。NSHPB 计算中采用 ABAQUS/Explicit 自带的自动时间积分法,允许 SHPB 试样与压杆间产生滑动。

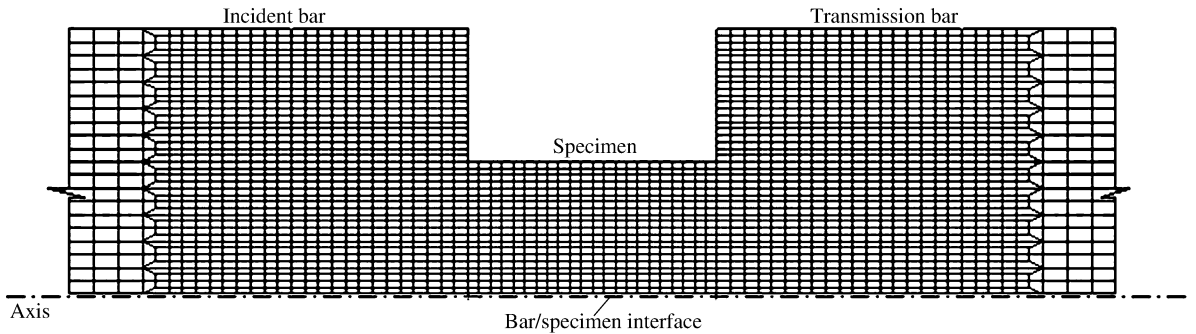


图 2 数值模拟中 SHPB 试样和压杆局部部分的轴对称有限元模型

Fig. 2 A part of axis-symmetric finite element model of the specimen and pressure bars

1.2 塑料的本构方程

由于 PC 在高应变率下响应的研究已受到广泛关注且已积累了一些 SHPB 实验数据,本文中将以 PC 作为研究对象,但所得结论可同样适用于其他常规的 SHPB 装置和类似的塑料。单轴压缩下 PC 的一个典型的准静态真实应力应变曲线如图 3 所示,该曲线由 5 部分构成:即线性弹性段、非线性弹性段、屈服段、应变软化段与非线性应变硬化段^[18]。线性弹性段到比例极限(σ_y)为止,用于确定杨氏模量;非线性弹性段到峰值应力(σ_p)为止。需要澄清的是,对于塑料的屈服应力,文献中有不同的定义。如文献[19]将图 3 所示的比例极限定义为屈服应力,文献[2,16,20]定义真实应力应变曲线上的第 1 个峰值应力为屈服应力。文献[19]中给出的屈服应力为峰值应力的约 1/3,这也得到了文献[2]中数据的支持,如表 1 所示。在一个数值模型当中,除非有可用的非线性弹性模型,将比例极限作为屈服应力,然后在塑性模型中可考虑非线性弹性段会更方便,为了方便,本文中使用 ABAQUS 软件也将采取这种简化方法。假定屈服应力与峰值应力两者随应变率增加间的关系相同,这一假定由文献[19]中使用峰值应力计算得到的 F_D 与应变率间的关系与由实验结果给出的使用屈服应力得到的 F_D 与应变率间的关系等同而得到证实。

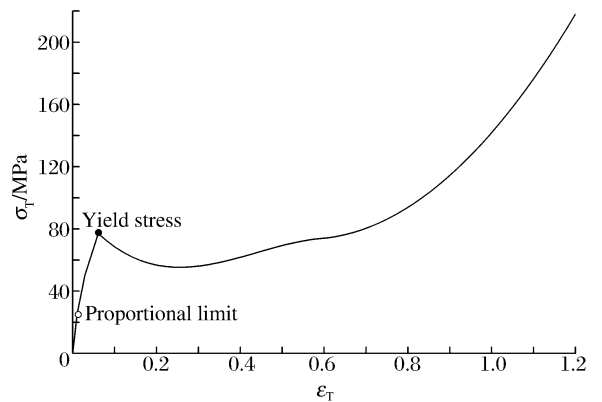


图 3 PC 的准静态单轴压缩真实应力应变曲线^[2]

Fig. 3 Quasi-static uniaxial compressive true stress strain curve of PC^[2]

已有大量实验表明塑料的屈服行为与静水压力相关,因此应采用静水压力相关的屈服准则来描述塑料的屈服行为,如邓肯屈服准则、摩尔库伦屈服准则和修正的特雷斯卡屈服准则等^[21]。但文献[22]证实修正的特雷斯卡屈服准则不能很好地描述塑料的响应,而摩尔库伦屈服准则没有考虑第 2 主应力对材料响应的影响,而邓肯模型则不存在这些不足。本文中将采用 ABAQUS 里的扩展线性邓肯模型

作为 PC 的准静态本构方程。扩展线性邓肯模型的屈服方程与势流方程及材料参数表征方法详见文献 [23], 这里不再赘述。

基于不同实验技术得到的 PC 的 β 值(伪有效应力 t -静水压力 p 应力平面中线性屈服面的斜率)在 15° 左右^[17,24-27], 本文中采用该值。而文献中却鲜有对塑料 ψ 值(t - p 平面中的膨胀角)的报道, 但由于在 NSHPB 计算中通过参数分析得知 ψ 主要影响的是塑料屈服以后的行为, 因而 SHPB 实验中 F_D 基本不依赖于 ψ 。所以, 本文中采用完全非关联塑性流动, 即 $\psi = 0^\circ$ 。由于没有已有数据来拟合参数 K (三轴拉伸与压缩强度的比值, 控制第 3 不变量 J_3 对屈服面的影响), 在 NSHPB 计算中对 K 进行参数分析, 在 $0.78 \sim 1$ 范围内进行改变, 发现 K 值对屈服应力的影响很小, 因此本文中采用 $K=1$ 。PC 的扩展线性邓肯模型中的材料参数如表 1 所示。

2 端面摩擦效应对塑料 SHPB 实验结果的影响

SHPB 实验中压杆与试样接触界面间的端面摩擦会限制试样的侧向流动, 因而在 SHPB 试样中引起侧向围压, 从而产生一个复杂的三轴应力状态而偏离一维应力状态, 这将直接影响 SHPB 实验的测量结果^[7]。L. D. Bertholf 等^[4]发现由端面摩擦产生的这种误差常常会被错误地归结到材料动力学响应的应变率效应中。因此, 准确理解端面摩擦效应对塑料 SHPB 实验得到的 F_D 的影响, 对于准确确定塑料的动力学特性至关重要^[20,28,29]。

在接触问题的数值模拟中, 库伦摩擦定律是一种广泛采用的模型

$$\sigma_t = \mu \sigma_n \quad (3)$$

式中: σ_t 是单位面积上的切向摩擦力, σ_n 是接触面上的法向压力, μ 是摩擦因数, 在过去许多的 NSHPB 计算中^[4,10], μ 均被取为定值。

在 NSHPB 计算中, 首先采用常摩擦因数模型, μ 在 $0 \sim 0.4$ 范围内, 试样直径和长度分别为 6.35 和 8.00 mm。如图 4 所示, 经过 SHPB 试样中侧向限制的作用, 端面摩擦效应大幅提高了 PC 的压缩屈服应力。然而, 当 $\mu \leq 0.1$ 时, 端面摩擦效应对 SHPB 实验的 F_D 的影响尚不明显。SHPB 试样与压杆的接触界面间若采取适当的润滑措施, 摩擦因数可降低到 0.1 以下。当 $\mu \geq 0.2$ 时, SHPB 实验得到的 F_D 显著提高, 这种由端面摩擦效应引起的 F_D 增强可能会被误判为由应变率效应引起。此外, 可以发现对于本文研究范围内的摩擦因数和给定的 SHPB 试样而言, 当应变率低于 700 s^{-1} 时, F_D 与摩擦因数间几乎不相关。对于 1.1 节中给出的其他尺寸的 SHPB 试样进行研究可得到类似结论, 发现端面摩擦效应开始产生明显影响时的最低应变率均高于 10^2 s^{-1} 。

实际上, 摩擦因数并非定值, 而是依赖于接触面间的相对滑动速度。动摩擦因数通常都小于静摩擦因数。在 SHPB 实验中, 当假定试样具有塑性不可压缩性, 试样与压杆端部接触面间的最大径向相对滑动速度 v_r 可按下式估算

$$v_r = \frac{d_0 \dot{\epsilon}_z}{4(1 - \epsilon_z)} \quad (4)$$

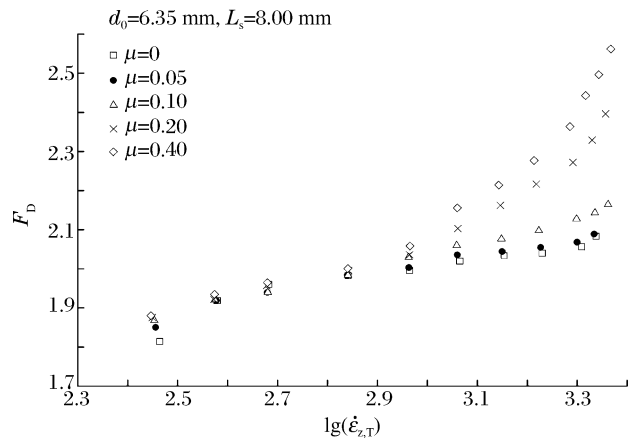


图 4 PC 试样的 NSHPB 计算中端面摩擦效应对 F_D 与轴向真实应变率 $\dot{\epsilon}_{z,T}$ 间关系的影响

Fig. 4 Effects of friction to the dependence of F_D on the axial true strain-rate $\dot{\epsilon}_{z,T}$ in NSHPB tests for PC specimens

式中： d_0 为试样初始直径， $\dot{\epsilon}_z$ 和 ϵ_z 为工程轴向应变率和应变。以 $d_0 = 6.35$ mm 的塑料试样为例，图 5 给出了在 SHPB 实验中的不同轴向真实应变率下 v_r 随轴向工程应变的变化关系。由图 5 可知，对于一个通常的 SHPB 实验，当轴向工程应变在 0.44 以下时， v_r 的范围为 0.5~6.2 m/s。

在这一速度范围内，Stribeck 曲线^[30]可用于描述摩擦因数与 v_r 间的变化关系。当 $v_r = 0$ 时，摩擦因数的值最高(此时即为静摩擦因数 μ_s)，然后随着 $v_r = 0$ 的微小增加动摩擦因数迅速降低到最小值，随后又随着 v_r 的继续增加动摩擦因数开始缓慢提高，这与文献^[31-32]中给出的用一个指数曲线来描述动摩擦因数与 v_r 间的关系不同(即随着 v_r 的增加动摩擦因数持续降低)。

表面粗糙度以及润滑方式等均会影响动摩擦因数与 v_r 间的关系，关于这方面的进一步讨论可参考文献^[33-35]。PC 与钢的接触界面间动摩擦因数在 $v_r = 10$ m/s 以内的测试方法和装置可参考文献^[36]，这里不再赘述。

H. Meng^[36]进行了一系列的实验用于构建 PC 与钢的接触界面间的端面动摩擦模型，结果如图 6 所示，图中 P1 和 P2 表示在不同法向压力下的 3 组针对 PC 试样的实验，纵轴 μ_d/μ_s 为动摩擦因数与静摩擦因数的比值，横轴为试样与砧座接触界面间的 v_r 。由于需要建立一个简单的端面摩擦模型来描述实验结果从而可方便地在数值模拟中考虑端面摩擦效应，提出下式所述的一个表达式对实验结果进行拟合

$$\mu_d/\mu_s = P_1 \exp(-v_r/P_2) + P_3 v_r + P_4 \tag{5}$$

式中： $P_1 = 0.776$ ， $P_2 = 0.114$ ， $P_3 = 0.029$ ， $P_4 = 0.224$ 为从实验结果中拟合得到的常数；当 $v_r = 0$ 时， $\mu_d/\mu_s = 1$ 。由图 6 可知，本文提出的式(5)与文献^[36]中给出的双线性表达式相比能够更好地拟合实验数据，而且式(5)在数值模拟中也可方便地实现。

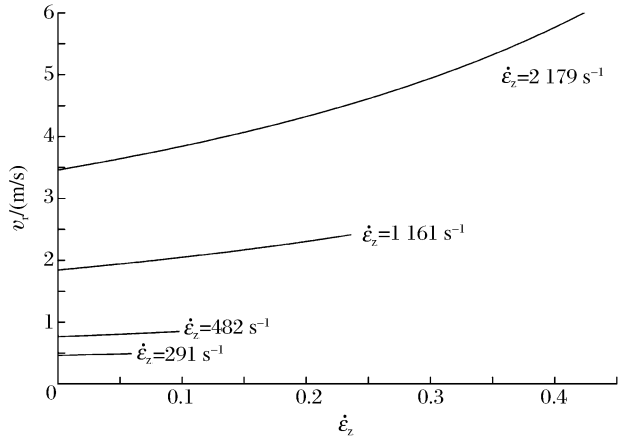


图 5 SHPB 实验中不同轴向真实应变率下 v_r 与轴向工程应变 ϵ_z 间的变化关系

Fig. 5 Variation of v_r with axial engineering strain ϵ_z under different axial true strain-rates during a SHPB experiment

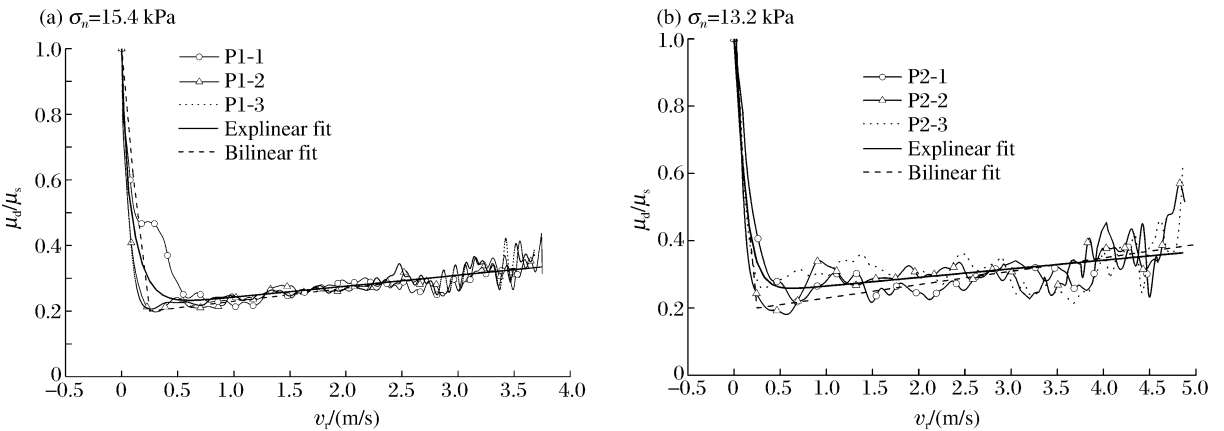


图 6 基于 PC 试样在不同法向应力下重复实验得到的 μ_d/μ_s 随 v_r 变化的实验曲线及拟合曲线

Fig. 6 Variations of μ_d/μ_s with v_r based on repeat experiments for PC specimens under different normal stresses and fitted curves

为了对比采用常摩擦因数模型和本文提出的端面动摩擦模型时端面摩擦效应对 SHPB 结果的影响,对具有不同摩擦因数 μ 的 4 种状况进行了模拟。分别为,状况 1: $\mu=0$,对应于无摩擦的情况;状况 2: $\mu=0.095$ 对应于 $\mu_d/\mu_s=0.24$,为由式(5)得到的最小值;状况 3: $\mu=\mu_d$,其中 μ_d 由式(5)描述,采用 ABAQUS 的用户子程序 VFRIC 进行考虑;状况 4: $\mu=\mu_s=0.40$,对应于 PC 的静摩擦因数^[36]。直径 6.35 mm、长 8.00 mm 的 PC 试样在真实应变率为 $1\ 130\ \text{s}^{-1}$ 时的 NSHPB 计算结果如图 7 所示。由图 7 可知,采用不同的端面摩擦模型得到的 NSHPB 计算结果差别非常明显。使用无摩擦模型或者常动摩擦因数模型预测的端面摩擦效应对塑料动态压缩应力的影响比基于常静摩擦因数模型的预测值要低。在应变率低于 $100\ \text{s}^{-1}$ 的情况下,对 1.1 节中给出的各种尺寸的 SHPB 试样同样进行了如上所述的 4 种不同状况的对比研究,NSHPB 计算结果显示,采用不同的端面摩擦模型得到的真实应力应变曲线很接近,这与采用常摩擦因数模型得到的 NSHPB 计算结果吻合,说明文献[37]中确定的量级在 $10^2\ \text{s}^{-1}$ 的转折应变率在选取不同端面摩擦模型时均不会发生明显变化。然而当应变率在转折应变率 $10^2\ \text{s}^{-1}$ 以上时,不同的端面摩擦模型会对 NSHPB 计算结果产生显著影响,因此需要特别注意端面摩擦模型的选取。

3 结 论

SHPB 试样与压杆接触界面间的端面摩擦效应是 SHPB 实验结果产生误差的影响因素之一,因此通过数值模拟对 SHPB 实验结果进行评估和修正时应考虑端面摩擦效应的影响。在以往的数值模拟中,定摩擦因数模型因形式简单而被广泛采用。本文中基于端面动摩擦实验得到了一个可容易纳入 NSHPB 计算的端面动摩擦模型,结果发现采用该端面动摩擦模型可得到更准确的塑料 NSHPB 计算结果。因此,一个更可靠的塑料 SHPB 实验结果的评估和修正程序应采用端面动摩擦模型。同时发现,选取不同的端面摩擦模型不影响通过 NSHPB 计算得到的塑料的转折应变率。

参考文献:

- [1] Chen W N, Lu F, Cheng M. Tension and compression tests of two polymers under quasi-static and dynamic loading [J]. *Polymer Testing*, 2002,21(2):113-121.
- [2] Richeton J, Ahzi S, Vecchio K S, et al. Influence of temperature and strain rate on the mechanical behavior of three amorphous polymers: characterization and modeling of the compressive yield stress[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2006,43(7/8):2318-2335.
- [3] Mulliken A D, Boyce M C. Mechanics of the rate-dependent elastic-plastic deformation of glassy polymers from low to high strain rates[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2006,43(5):1331-1356.
- [4] Bertholf L D, Karnes C H. Two dimensional analysis of the split Hopkinson pressure bar system[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 1975,23(1):1-19.
- [5] Malinowski J Z, Klepaczko J R. A unified analytic and numerical approach to specimen behaviour in the split-Hopkinson pressure bar[J]. *International Journal of Mechanical Sciences*, 1986,28(6):381-391.

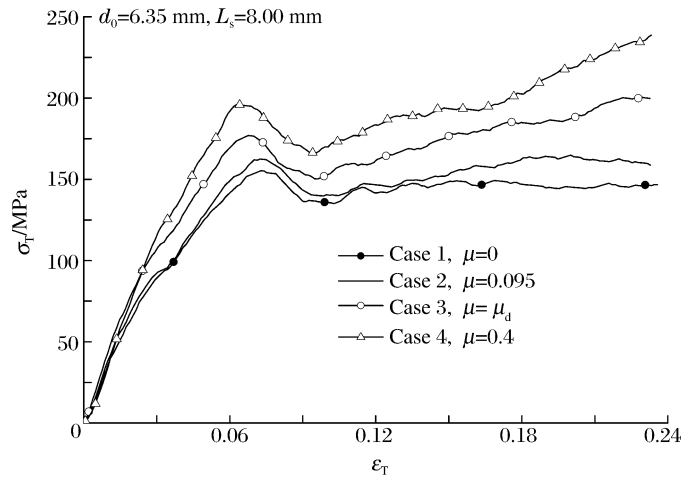


图 7 PC 试样在真实应变率为 $1\ 130\ \text{s}^{-1}$ 时采用不同端面摩擦模型得到的 NSHPB 计算结果的对比

Fig. 7 Comparison of calculated results for different friction models at a true strain-rate of $1\ 130\ \text{s}^{-1}$ for PC specimens

- [6] 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.
- [7] 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.
- [8] Meng H, Li Q M. Correction 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.
- [9] 宋力, 胡时胜. SHPB 数据处理中的二波法与三波法[J]. *爆炸与冲击*, 2005,25(4):368-373.
SONG Li, HU Shi-sheng. Two-wave and three-wave method in SHPB data processing[J]. *Explosion and Shock Waves*, 2005,25(4):368-373.
- [10] Arriaga A, Lazkano J M, Pagaldai R, et al. Finite-element analysis of quasi-static characterization tests in thermoplastic materials; Experimental and numerical analysis results correlation with ANSYS[J]. *Polymer Testing*, 2007,26(3):284-305.
- [11] Frew D J, Forrestal M J, Chen W. Pulse shaping techniques for testing elastic-plastic materials with a split Hopkinson pressure bar[J]. *Experimental Mechanics*, 2005,45(2):186-195.
- [12] Brady T E, Yeh G S Y. Yielding behavior of glassy amorphous polymers[J]. *Journal of Applied Physics*, 1971,42(12):4622-4630.
- [13] Pampillo C A, Davis L A. Volume change during deformation and pressure dependence of yield stress[J]. *Journal of Applied Physics*, 1971,42(12):4674-4679.
- [14] Siviour C R, Walley S M, Proud W G, et al. The high strain rate compressive behavior of polycarbonate and polyvinylidene difluoride[J]. *Polymer*, 2005,46(26):12546-12555.
- [15] Wang T T, Zupko H M, Wyndon L A, et al. Dimensional and volumetric changes in cylindrical rods of polymers subjected to a twist moment[J]. *Polymer*, 1982,23(10):1407-1409.
- [16] Chowdhury K A, Benzerga A A, Talreja R. A computational framework for analyzing the dynamic response of glassy polymers[J]. *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 2008,197(49/50):4485-4502.
- [17] Rittel D, Dorogoy A. A methodology to assess the rate and pressure sensitivity of polymers over a wide range of strain rates[J]. *Journal of the Mechanics and Physics of Solids*, 2008,56(11):3191-3205.
- [18] Chen W N, Zhang X. Dynamic response of Epon 828/T-403 under multiaxial loading at various temperatures[J]. *Journal of Engineering Materials and Technology*, 1997,119(3):305-308.
- [19] Li Z H, Lambros J. Strain rate effects on the thermomechanical behavior of polymers[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2001,38(20):3549-3562.
- [20] Trautmann A, Siviour C R, Walley S M, et al. Lubrication of polycarbonate at cryogenic temperatures in the split Hopkinson pressure bar[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2005,31(5):523-544.
- [21] Bowden P B, Jukes J A. The plastic flow of isotropic polymers[J]. *Journal of Materials Science*, 1972,7(1):52-63.
- [22] Young R J, Lovell P A. Introduction to polymers[M]. 2nd ed. London: CRC Press, 1991:366-366.
- [23] ABAQUS Theory Manual, version 6.7-1[Z]. USA: Hibbitt, Karlson & Sorensen, Inc., 2007.
- [24] Raghava R, Caddell R M, Yeh G S Y. The macroscopic yield behaviour of polymers[J]. *Journal of Materials Science*, 1973,8(2):225-232.
- [25] Carapellucci L, Yee A. The biaxial deformation and yield behavior of bisphenol-a polycarbonate: Effect of anisotropy[J]. *Polymer Engineering & Science*, 1986,26(13):920-930.
- [26] Haufe A, Du Bois P D, Kolling S, et al. A semi-analytical model for polymers subjected to high strain rates[C]// Fifth European LS-Dyna Users Conference. Birmingham, UK, 2005.
- [27] Quinson R, Perez J, Rink M, et al. Yield criteria for amorphous glassy polymers[J]. *Journal of Materials Science*, 1997,32(5):1371-1379.
- [28] Briscoe B J, Nosker R W. The influence of interfacial friction on the deformation of high density polyethylene in a split Hopkinson pressure bar[J]. *Wear*, 1984,95(3):241-262.

- [29] Walley S M, Field J E, Pope P H, et al. A study of the rapid deformation behavior of a range of polymers[J]. Philosophical Transactions of the Royal Society of London, Series A, 1989,328(1597):1-33.
- [30] Pavelescu D, Tudor A. The sliding friction coefficient-its evolution and usefulness[J]. Wear, 1987,120(3):321-336.
- [31] LS-DYNA keyword user's manual, Volume I, version 971[Z]. USA: Livermore Software Technology Corporation, 2007.
- [32] Gobbi M, Mastinu G, Munoz L, et al. Numerical-experimental analysis of metal bars undergoing intermediate strain rate impacts[J]. Computational Mechanics, 2009,43(2):191-205.
- [33] Martins J A C, Oden J T, Simoes F M F. A study of static and kinetic friction[J]. International Journal of Engineering Science, 1990,28(1):29-92.
- [34] Helouvry B A, Dupont P, Wit C C D. A survey of models, analysis tools and compensation methods for the control of machines with friction[J]. Automatica, 1994,30(7):1083-1138.
- [35] Hess D P, Soom A. Friction at a lubricated line contact operating at oscillating sliding velocities[J]. Journal of Tribology, 1990,112(1):147-152.
- [36] Meng H. Numerical split Hopkinson pressure bar (NSHPB) test and its applications in the assessment and improvement of SHPB test results[D]. Singapore: Nanyang Technological University, 2002.
- [37] Lu Y B, Li Q M. Dynamic behavior of polymers at high strain-rates based on split Hopkinson pressure bar tests [J]. International Journal of Impact Engineering, 2011,38(4):171-180.

Interfacial friction effect in SHPB experiments of plastics*

LU Yu-bin

(Ministry of Education Key Laboratory of Testing Technology for Manufacturing Process, Southwest University of Science and Technology, Mianyang 621010, Sichuan, China)

Abstract: A kinetic interface friction model is proposed based on the kinetic friction tests by Meng to describe the variation of kinetic friction coefficient with the maximum radial relative velocity between the SHPB polycarbonate (PC) specimen and steel pressure bars. The kinetic interface friction model and the constant friction coefficient model are implemented into the numerical simulations of SHPB tests. It shows that using different interfacial friction models has little influence on the transitional strain rate (in the order of 10^2 s^{-1}) obtained from the numerical simulations of SHPB tests on polymer specimens. While the strain-rate exceeds the transitional strain rate, this influence is obvious, and it is necessary to use the kinetic interfacial friction model, rather than the constant friction coefficient model for obtaining more accurate numerical simulations of SHPB tests on polymer specimens.

Key words: solid mechanics; interfacial friction effect; SHPB experiment; plastics; relative sliding velocity

* Received 12 December 2010; Revised 23 March 2011

Corresponding author: LU Yu-bin, luyubin@swust.edu.cn