

冲击载荷下钢-铅层合体的弹粘塑性 应力应变关系研究

朱兆祥 胡时胜 陆 菁 骆利民 王礼立

(中国科技大学)

摘要 本文给出了钢、铅和钢-铅层合体在高应变率下力学性能的实验结果,并提出了一种方法。根据这一方法,钢-铅层合体的本构关系可利用钢和铅的本构关系推导出,该方法的正确性已为文中给出的实验结果证实。

关键词 冲击 钢-铅层合体 应力应变关系

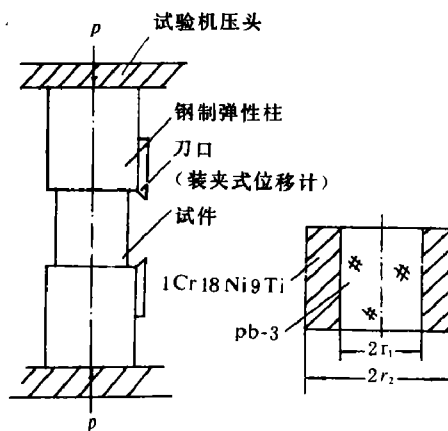
用钢板包着的铅制容器广泛地用于核工业部门。为防止核原(废)料泄漏等事故,了解这种钢-铅层合体在各种条件下,包括冲击载荷下的力学性能是极其重要的。容器的抗辐射材料——铅,强度很低,对应变率十分敏感,容器的保护层材料——钢则是强度较高,对应变率不太敏感。近廿年来,人们对这两种材料的动态应力应变关系的研究已有所报道^[1-7],但至今还没有公认的权威性数据,至于把钢和铅组合层合体,研究其等效的应力应变关系,至今未见报导。

我们分别对工业纯铅(Pb-3)、不锈钢(1Cr18Ni9Ti)的圆柱形试件以及钢-铅柱形层合体进行了轴向的准静态试验和高应变率试验。后者是在分段式霍布金生压杆(SHPB)上进行的,具体方法可参见文献[8]。准静态单向压缩试验是在万能材料试验机上进行的。为了便于比较,使用了高应变率试验中采用的短试件,其试验方案如图1所示。试验中所取的试件尺寸如表1所示。

不锈钢(1Cr18Ni9Ti)的典型动态应力应变曲线如图2所示。图中还给出了准静态($\dot{\epsilon} \sim 10^{-3} \text{s}^{-1}$)应力应变曲线,以作比较。结果表明,在应变率 $\dot{\epsilon}$ 为 $0.67 \times 10^3 \text{s}^{-1}$ 到 $1.29 \times 10^4 \text{s}^{-1}$ 的范围内,不同应变率的动态应力应变曲线没有什么区别,只是在应变率发生量级性差异时(这里相差六个量级),动态流动应力才明显高于准静态流动应力。鉴于上述结果,不

国家自然科学基金数学物理字83-62号部分资助下完成的。本文部分结果曾在第二届华东力学会议(杭州,1985年),北京国际强动载荷及效应会议(1986年6月)上报告。

1987年9月14日收到原稿,1988年5月19日收到修改稿。



(a) 准静态试验装置 (b) 试件
(a) Quasi-static test apparatus (b) Specimen
图1 试验装置和试件

Fig. 1 Schematic test apparatus and specimen

表 1
Table 1

试 件	略 号	钢 铅 面积之比	试件名义尺寸		备 注
			动 态	准静态	
不锈钢(1Cr18Ni9Ti)	SS	∞	$\phi 13 \times 6.5$	$\phi 13 \times 13$	钢圆柱体
厚壁钢-铅层合体	SPB	1.09	$\phi 13 \times 6.5$	$\phi 13 \times 13$	铅芯钢壁圆柱体
薄壁钢-铅层合体	SPC	0.40	$\phi 13 \times 6.5$	$\phi 13 \times 13$	铅芯钢壁圆柱体
工业纯铅(Pb-3)	Pb	0	$\phi 13 \times 6.5$	$\phi 13 \times 13$	铅圆柱体

锈钢(1Cr18Ni9Ti) 的粘塑性特性可用对数律来描述:

$$\sigma_s = \sigma_0(\varepsilon) + \lambda(\varepsilon) \lg(\dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0) \quad (\varepsilon \geq \varepsilon_y) \quad (1)$$

它对应于激活能和应力 σ 之间具有线性关系的热激活机制, 或者对应于滑动位错与林位错交截的 Seeger 模型^[9,10]。式中 $\sigma_0(\varepsilon)$ 是准静态条件下的流动应力, $\lambda(\varepsilon) = \partial\sigma/\partial \lg \dot{\varepsilon}$ 是对数应变率敏感系数, $\dot{\varepsilon}_0$ 是常数, 取准静态试验时的实际应变率。例如 $\dot{\varepsilon}_0 = 10^{-3} \text{s}^{-1}$ 。实验曲线表明, 准静态应力应变曲线或动态应力应变曲线都可用线性硬化模型来模拟, 即式 (1) 中的函数 $\sigma_0(\varepsilon)$ 、 $\lambda(\varepsilon)$ 可表示为

$$\sigma_0(\varepsilon) = \sigma_{0s} + \sigma_{1s}(\varepsilon - \varepsilon_s), \quad \lambda(\varepsilon) = \lambda_0 + \lambda_1(\varepsilon - \varepsilon_s) \quad (2a)$$

采用最小二乘法拟合试验数据, 可确定上式中的各材料参数为

$$\begin{aligned} \sigma_{0s} &= 578 \text{MPa}, \quad E_{1s} = 4.11 \times 10^3 \text{MPa}, \quad \varepsilon_s = 2.81 \times 10^{-3} \\ \lambda_0 &= 19.2 \text{MPa}, \quad \lambda_1 = -60.9 \text{MPa} \end{aligned} \quad (2b)$$

工业纯铅 Pb-3 的动态应力应变曲线如图 3 所示, 它的力学性能和钢的情况大有差异。

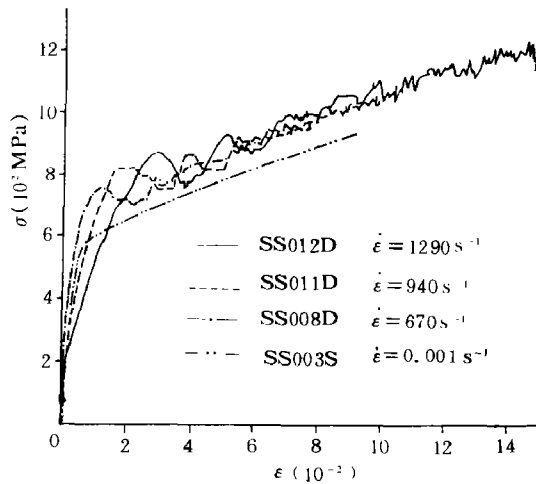


图 2 钢的静态应力应变曲线

Fig. 2 Static and dynamic stress-strain curves for steel

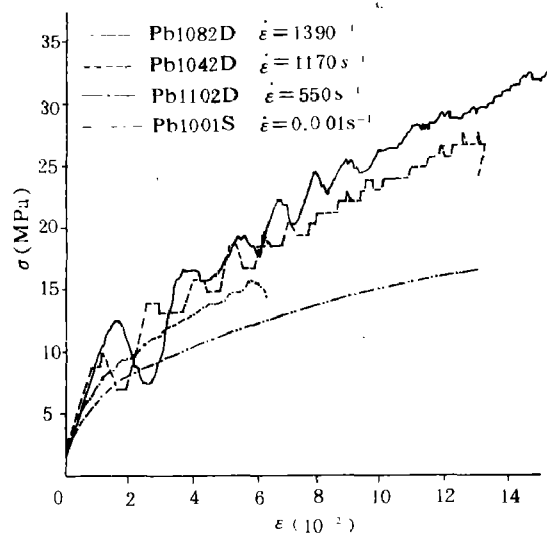


图 3 铅的静态应力应变曲线

Fig. 3 Static and dynamic stress-strain curves for lead

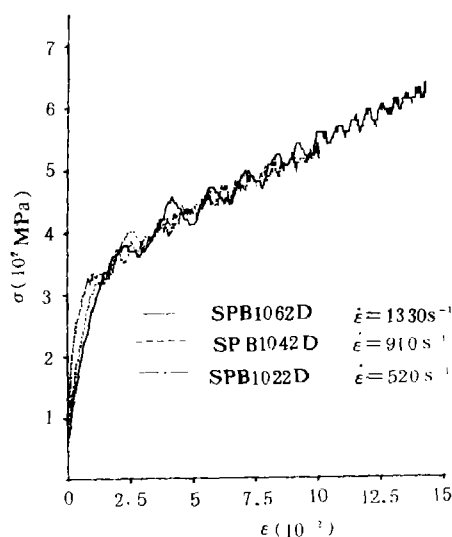


图4 钢-铅层合体厚壁试件的动态应力应变曲线
Fig. 4 Dynamic stress-strain curves for steel-lead laminated thick wall

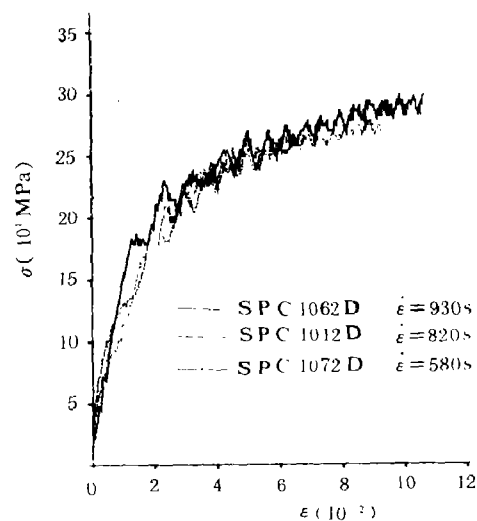


图5 钢-铅层合体薄壁试件的动态应力应变曲线
Fig. 5 Dynamic stress-strain curves for steel-lead laminated thin wall

其一是,应变率 $\dot{\varepsilon}$ 从 $0.55 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$ 到 $1.39 \times 10^3 \text{ s}^{-1}$ 范围内,各条动态应力应变曲线有明显的差别,表明了铅有很高的应变率敏感性;其二是,曲线显示了幂函数型而不是线性硬化模型的特点。因此,我们可以用Slater方程来描述工业纯铅Pb-3的粘塑性特性^[7]:

$$\sigma_p = \sigma_{op} (1 + B \dot{\varepsilon}^m) (\varepsilon + \varepsilon_1)^n \quad (\varepsilon \geq \varepsilon_1) \quad (3a)$$

利用最小二乘法拟合实验数据,可确定上式中的各材料参数为

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= 1.84 \times 10^{-3}, \\ \sigma_{op} &\doteq 44.9 \text{ MPa}, \\ n &= 0.465 \quad m = 0.609 \\ B &= 7.61 \times 10^{-3} \text{ s} \end{aligned} \quad (3b)$$

钢-铅层合体的动态应力应变曲线如图4和图5所示,它们分别对应于厚壁试件($\alpha = 1.09$)和薄壁试件($\alpha = 0.40$)。曲线表明,钢-铅层合体的粘塑性特性类似于钢。这是可以理解的,因为在给定的应变和应变率条件下,钢的流动应力是铅的几十倍,钢-铅层合体试件的流动应力绝大部分为保护层钢所承担。在几乎相同的高应变率下的钢-铅以及两种类型的钢-铅层合体动态应力应变曲线间相互比较如图6所示。

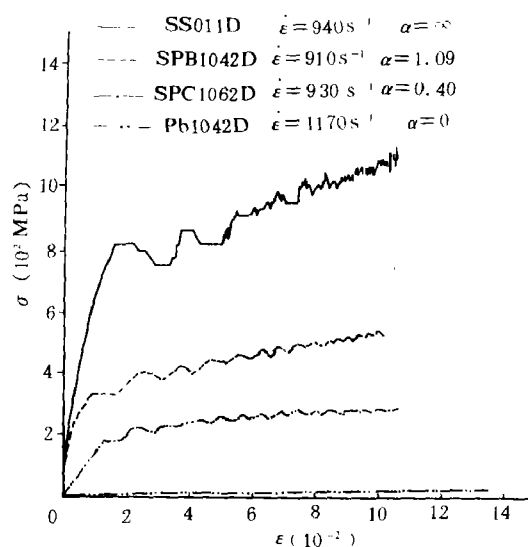


图6 不同钢-铅截面积比下试件的动态应力应变曲线
Fig. 6 Dynamic stress-strain curves for different cross section area of steel-lead laminate

分析与讨论

根据钢和铅的实验结果,我们已提出了与之相适应的本构关系。然而,我们却未能根据已给出的钢-铅层合体的实验结果,类似地提出钢-铅层合体的应力应变关系。其原因首先是,钢和铅是两种截然不同的材料,铅对应变率十分敏感但它的强度很低,而钢对应变率的变化不太敏感,但是它的强度却很高;另外,不同类型的层合体中钢和铅的截面之比 α 可以是任意的,而我们的实验只对两个 α 值给出结果,尚不能据此拟合出随 α 变化的应力应变关系。因此,我们用准弹塑性理论来确定钢-铅层合体的应力应变关系。

在图6中,最上面的一条曲线代表着钢的应力应变关系,最下面的一条曲线代表着铅的应力应变关系,它们的粘塑性本构关系分别为式(1)和(3),这两条曲线之间则代表着各种不同截面之比的钢-铅层合体的应力应变关系。利用已经确定的钢、铅的粘塑性本构关系式(1)和(3)直接推导出适合于所有的钢-铅层合体的粘塑性应力应变关系,这是一个令人感兴趣的问题。

应该指出,在钢-铅层合体试件的单向压缩试验中,试件厚度远小于载荷脉冲宽度。因此钢壁和铅芯的轴向应变不仅相同,它们沿轴向的分布也是均匀的,即 $\varepsilon_{zs} = \varepsilon_{zp}$ 。然而它们的轴向应力是不等的,即 $\sigma_{zs} \neq \sigma_{zp}$,因为两者的弹性模量和硬化模量均不相等。另外,不锈钢(1Cr18Ni9Ti)的泊松比($\nu \sim 0.30$)小于工业纯铅Pb-3的泊松比($\nu \sim 0.43$),因此它们的应力状态已不再是单向受压的了,而是处于三维应力状态。

确定钢-铅层合体的轴向粘塑性应力应变关系归结为找出 ε_z 、 $\dot{\varepsilon}_z$ 和复合轴向应力 σ_z 之间的关系

$$\sigma_z = f(\varepsilon_z, \dot{\varepsilon}_z) \quad (4)$$

式中复合轴向应力 σ_z 定义为

$$\sigma_z = (\sigma_{zp} + \alpha \sigma_{zs}) / (1 + \alpha) \quad (5)$$

σ_{zp} 和 σ_{zs} 分别表示铅和钢的流动应力,它们均依赖于 ε_z 和 $\dot{\varepsilon}_z$, α 为钢和铅的截面积之比。

当给定某个恒应变率时,上述所有粘塑性关系式,即式(1)、(3)及(4)在形式上被简化为塑性关系式,而在SHPB装置上进行的实验可以近似看作恒应变率试验^[8]。因此我们可以利用弹塑性力学中的分析方法来推导钢-铅层合体的轴向粘弹塑性应力应变关系,而把 $\dot{\varepsilon}_z$ 仅仅看作为一个参变量。这就是所谓“准弹塑性分析”。

准弹塑性分析

由于工业纯铅Pb-3的屈服应变(约为 10^{-4})远小于不锈钢(1Cr18Ni9Ti)的屈服应变(约为 10^{-3}),钢-铅层合体试件在轴向压缩时的变形可分为四个阶段:第一阶段,铅芯和钢壁均为弹性变形;第二阶段,铅芯为粘塑性变形,钢壁仍为弹性变形;第三阶段,铅芯为粘塑性变形,钢壁内层为粘塑性变形,外层仍为弹性变形;第四阶段,铅和钢均为粘塑性变形。

在整个变形过程中均应满足下列边界条件:

- (1) 在中心处,径向位移为零, $u_r|_{r=0} = 0$;
- (2) 在钢、铅交界面处,径向位移和径向应力连续, $u_s|_{r=r_1} = u_p|_{r=r_1}$, $\sigma_{sr}|_{r=r_1} = \sigma_{pr}|_{r=r_1}$;

(3) 在外壁处径向应力为零, $\sigma_r|_{r=r_2} = 0$ 。

另外, 再利用塑性力学的基本假设, 即塑性体积变形为零, 可以逐一推导出各个变形阶段钢-铅层合体复合轴向应力的数学表达式 (均采用柱坐标形式)。

(1) 第一阶段

三个应变分量为

$$\varepsilon_r = -du/dr, \quad \varepsilon_\theta = -u/r, \quad \varepsilon_z = \varepsilon \quad (6)$$

三个应力分量为

$$\begin{cases} \sigma_r = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \Delta + \frac{E}{1+\nu} \varepsilon_r \\ \sigma_\theta = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \Delta + \frac{E}{1+\nu} \varepsilon_\theta \\ \sigma_z = \frac{\nu E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \Delta + \frac{E}{1+\nu} \varepsilon_z \end{cases} \quad (7)$$

体积变形为

$$\Delta = \varepsilon_r + \varepsilon_\theta + \varepsilon_z = \left(-\frac{du}{dr}\right) + \left(-\frac{u}{r}\right) + \varepsilon \quad (8)$$

平衡方程为

$$d\sigma_r/dr + (\sigma_r - \sigma_\theta)/r = 0 \quad (9)$$

(6)(7)(8)(9)四个方程同时适合于铅芯和钢壁, 公式中应力应变值均以压为正, ε 为轴向压应变。将式(6)、(7)、(8)代入式(9)得

$$\frac{d^2u}{dr^2} - \frac{du}{rdr} - \frac{u}{r^2} = 0 \quad (10)$$

再利用前面给出的边界条件, 可以得到铅、钢和钢-铅层合体中轴向应力的表达式:

$$\sigma_{zp} = (1 + 2\nu_p D_1) E_p \varepsilon \quad (11a)$$

$$\sigma_{zs} = \left(1 - \frac{2E_p}{\alpha E_s} \nu_s D_1\right) E_s \varepsilon \quad (11b)$$

$$\sigma_z = \frac{E_p + \alpha E_s}{1 + \alpha} \varepsilon + \frac{2(\nu_p - \nu_s)}{1 + \alpha} D_1 E_p \varepsilon \quad (11c)$$

式中

$$D_1 = \frac{\nu_p - \nu_s}{(1 + \nu_p)(1 - 2\nu_p) + \frac{E_p}{E_s}(1 + \nu_s)\left[1 + \frac{2(1 - \nu_s)}{\alpha}\right]} > 0$$

下标 p 表示铅, s 表示钢。式(11a)表明, 由于钢壁的紧箍作用, 层合体中铅芯承受轴向压力的能力加强了。式(11b)则表明, 由于铅芯的径向外推作用, 层合体中钢壁承受轴向压力的能力减弱了。式(11c)表明, 由于铅芯和钢壁之间的相互作用, 层合体结构承受轴向压力的能力较之铅芯和钢壁无相互作用时的承载能力提高了, 式(11c)右边第二项是铅芯和钢壁之间相互作用的结果, 是个大于零的值。

在弹性阶段, 铅芯中的等效应力 σ_{ep} 为

$$\sigma_{i,p} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{z,p} - \sigma_{i,p})^2 + (\sigma_{\theta,p} - \sigma_{i,p})^2 + (\sigma_{r,p} - \sigma_{z,p})^2}$$

$$= [1 - (1 - 2\nu_p)] D_1 E_p \varepsilon \quad (12)$$

当 $\sigma_{i,p}$ 达到铅的屈服应力 σ_p 时, 铅芯进入粘塑性变形阶段。上式表明, 铅芯的等效应力与 r 无关, 这意味着铅芯部分的屈服是同时出现的。铅芯一旦进入粘塑性变形阶段, 式 (2) 即不复存在了。

(2) 第二阶段

根据塑性力学基本假设, 铅的塑性体积变形为零, 而弹性体积变形又很小, 可忽略不计, 因此近似有

$$\Delta_p = 0 \quad \text{或} \quad \left(-\frac{du_p}{dr}\right) + \left(-\frac{u_p}{r}\right) + \varepsilon = 0 \quad (13)$$

由此可得

$$u_p = \frac{3}{2} r \quad (14)$$

将上式代入式 (6) 可得

$$\varepsilon_{r,p} = \varepsilon_{\theta,p} = -\frac{\varepsilon}{2}, \quad \varepsilon_{z,p} = \varepsilon$$

根据塑性力学形变理论, 铅的应力方程为

$$\sigma_{r,p} - \bar{\sigma}_p = \frac{2}{3} \frac{\sigma_{i,p}}{\varepsilon_{i,p}} \left(\varepsilon_{r,p} - \frac{\Delta_p}{3} \right) \quad (15a)$$

$$\sigma_{\theta,p} - \bar{\sigma}_p = \frac{2}{3} \frac{\sigma_{i,p}}{\varepsilon_{i,p}} \left(\varepsilon_{\theta,p} - \frac{\Delta_p}{3} \right) \quad (15b)$$

$$\sigma_{z,p} - \bar{\sigma}_p = \frac{2}{3} \frac{\sigma_{i,p}}{\varepsilon_{i,p}} \left(\varepsilon_{z,p} - \frac{\Delta_p}{3} \right) \quad (15c)$$

式中 $\bar{\sigma}_p$ 为平均应力, $\varepsilon_{i,p}$ 为等效应变, $\sigma_{i,p}$ 为等效应力。在本阶段, 铅芯已进入塑性变形, 由“单—曲线假定”, 等效应力 $\sigma_{i,p}$ 和等效应变 $\varepsilon_{i,p}$ 的关系可用公式 (3) 代替。

钢壁处于弹性变形阶段, 式 (6)、(7)、(8) 和 (9) 继续有效。

根据边界条件可求得铅、钢和钢-铅层合体中在第二阶段轴向应力的表达式

$$\sigma_{z,p} = \sigma_{i,p} + D_2 E_s \varepsilon \quad (16a)$$

$$\sigma_{z,s} = \left(1 - \frac{2\nu_s D_2}{\alpha} \right) E_s \varepsilon \quad (16b)$$

$$\sigma_z = \frac{\sigma_{i,p} + \alpha E_s \varepsilon}{1 + \alpha} + \frac{1 - 2\nu_s}{1 + \alpha} D_2 E_s \varepsilon \quad (16c)$$

式中

$$D_2 = \frac{\alpha}{2(1 + \nu_s) \left(1 + \frac{1 + \alpha}{1 - 2\nu_s} \right)} > 0$$

和第一阶段的结果类似, 铅芯的承压能力提高了, 而钢壁的承压能力降低了, 它们总的效果

是使层合体试件在变形的第二阶段中的承压能力提高。

钢壁的等效应力 σ_e 为

$$\begin{aligned}\sigma_e &= \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_{zs} - \sigma_{\theta s})^2 + (\sigma_{\theta s} - \sigma_{rs})^2 + (\sigma_{rs} - \sigma_{zs})^2} \\ &= \sqrt{3(r_2^4/r^4) + [\alpha/D_2 + (1 - 2\nu_s)]^2} \frac{D_2}{\alpha} E_s \varepsilon\end{aligned}\quad (17)$$

当 σ_e 达到钢的屈服应力 σ_s 时, 钢将开始屈服。公式表明, r 最小时, 即 $r = r_1$, 钢的等效应力 σ_e 取得最大值, 因此钢壁的屈服首先是从内壁开始的。

(3) 第三阶段

在这一阶段, 随着外载荷的增加, 钢壁筒的粘塑性变形区域由里向外逐渐扩展。此时, 整个试件可分为三个区域 (详见图 7)。

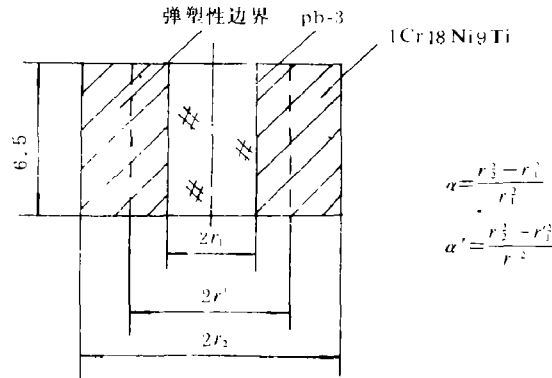


图7 试件中弹塑性边界

Fig. 7 Elastic-plastic boundary in specimen

铅芯部分应力应变的分布情况类似于第二阶段。钢壁部分又可分为弹性侧和粘塑性侧。弹性侧的应力应变等表达式仍可用式 (6)、(7)、(8) 和 (9) 描述, 粘塑性侧的应力应变表达式则不同于前面二个阶段。

在粘塑性侧, 体积变形近似为零, 即

$$\Delta_v = 0 \quad \text{或} \quad \left(-\frac{du_s}{dr}\right) + \left(-\frac{u_s}{r}\right) + \varepsilon = 0 \quad (18)$$

方程 (18) 的解为

$$u_s = \frac{\varepsilon}{2} r + \frac{B}{r}$$

式中 B 为待定系数。

除了前面已给出的边界条件之外, 弹塑性边界上的径向位移和径向应力也应该连续。最后确定的第三阶段的轴向应力表达式为

$$\left\{ \begin{aligned} \sigma_{zp} &= \sigma_{rp} + D_3 E_s \varepsilon & (19a) \\ \sigma_{zs1} &= \sigma_{rs} + D_3 E_s \varepsilon & (19b) \end{aligned} \right.$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{zs,2} = (1 - \frac{2\nu_s D_3}{\alpha'} E_s \varepsilon) \end{array} \right. \quad (19c)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_z = \frac{\sigma_{ip} + \alpha E_s \varepsilon}{1 + \alpha} + \frac{\alpha - \alpha'}{(1 + \alpha)(1 + \alpha')} (\sigma_{is} - E_s \varepsilon) + \frac{1 - 2\nu_s D_3}{1 + \alpha'} E_s \varepsilon \end{array} \right. \quad (19d)$$

式中

$$D_3 = \frac{\alpha'}{2(1 + \nu_s)(1 + \frac{1 + \alpha'}{1 - 2\nu_s})} > 0$$

σ_{ip} 和 σ_{is} 分别为铅和钢的等效应力, 它们均已进入粘塑性变形阶段。因此按“单一曲线假定”可用公式 (3)、(1) 代替, α' 为整个试件的弹性部分与粘塑性部分的截面积之比, 即

$$\alpha' = \frac{r_2^2 - r'^2}{r'^2}$$

式 (19) 再次证实了前面两个阶段所讨论的结果。当钢壁全部进入粘塑性变形, 层合体试件即处于变形的第四阶段。

(4) 第四阶段

由于铅芯和钢壁都已进入塑性阶段, 因此它们的体积变形均近似等于零, 即

$$\Delta_p = 0, \quad \Delta_s = 0$$

它们的应力方程均具有方程 (15) 的形式, 再利用边界条件即可确定本阶段的轴向应力

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{zp} = \sigma_{ip} = \sigma_p \end{array} \right. \quad (20a)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_{zs} = \sigma_{is} = \sigma_s \end{array} \right. \quad (20b)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \sigma_z = \frac{\sigma_{ip} + \alpha \sigma_{is}}{1 + \alpha} = \frac{\sigma_p + \alpha \sigma_s}{1 + \alpha} \end{array} \right. \quad (20c)$$

公式表明, 在变形的第四阶段, 铅芯和钢壁之间已不存在相互作用了, 因为两者都进入了塑性变形, 它们的泊松比都等于 1/2。

比较和结论

根据上面的分析, 只要知道了钢和铅的本构关系, 就可以确定钢-铅层合体整个变形过程的轴向应力应变关系。

图 8 给出了应变率 $\dot{\varepsilon} = 920 \text{ s}^{-1}$ 时两种层合体的理论应力应变曲线和实验曲线的比较, 前者是直接根据四个变形阶段的应力应变关系 (11c)、(16c)、(19d)、(20c) 逐段求得的。计算中所采用的材料常数为: $\nu_p = 0.43$, $E_p = 1.66 \times 10^4 \text{ MPa}$, $\nu_s = 0.30$, $E_s = 2.06 \times 10^5 \text{ MPa}$ 。粘塑性常数则参见 (2b)、(3b)。理论曲线近似为两条直线, 主要是第二阶段和第四阶段变形的贡献, 第一阶段和第三阶段变形历时很短, 图上几乎看不出来。图 8 表明, 在粘塑性变形阶段, 理论曲线与实验曲线是十分接近的, 而弹性变形阶段存在的大的偏差是由于实验装置本身的局限性所造成的。众所周知, 霍布金生压杆实验在变形最初阶段是不可信的, 因为在加载初期, 试件的均匀假定是不成立的。

下面我们以变形的第四阶段为例, 验证一下计算结果和实验结果的一致性。

由图 6 可知, 在应变相当大时, 例如 $\varepsilon = 8\%$, 钢和铅的流动应力分别为: $\sigma_{zs} \approx 980 \text{ MPa}$, $\sigma_{zp} \approx 23 \text{ MPa}$ 。利用公式 (20c) 可分别算得 $\alpha = 1.09$ 和 $\alpha = 0.40$ 时的层合体复合轴向应

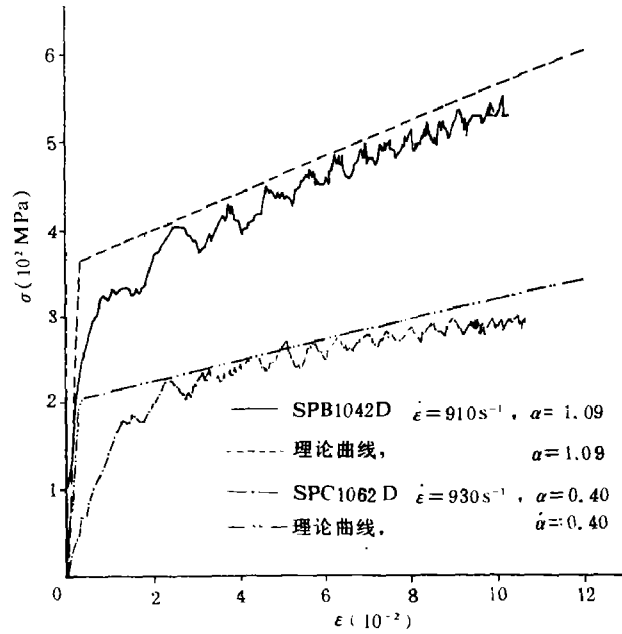


图8 准塑性分析结果和实验比较

Fig. 8 Comparison between two results of quasi-plastic analysis and experiment

力。计算结果与图6中两条层合体实验曲线给出的结果(如表2所示)比较,结果是令人满意的。

表 2
Table 2

试件	略号	截面积之比	$\sigma_s \times 10^2 \text{ MPa}$		误差
			计 算	实 验	
厚壁试件	SPB	1.09	5.22	5.05	6.2%
薄壁试件	SPC	0.40	2.96	2.78	6.1%

上述事实表明,准弹塑性分析方法是行之有效的。本方法尚可推广应用到其它材料构成的层合体,这在工程设计中是有实际意义的。

参 考 文 献

- [1] Albertini, C. and Montagnani, M., Dynamic uniaxial and biaxial stress-strain relationships for austenitic stainless steels, *Nuclear Eng. and Design*, 57 (1980).
- [2] Campbell, J. D., Eleiche, A. M. and Tsao, M. C. C., Strength of Metals and Alloys at high strain rates, in Jafee, R. I. and Wilcox, B. J.(ed.), *Fundamental Aspects of Structural Alloy Design*, Plenum Press, N. Y., (1977).
- [3] Duffy, J., Testing techniques and Material behaviour at high rates of strain, in Harding, J.(ed.), *Mechanical Properties at high rates of strain*, Inst. Phys., London, (1979).
- [4] Ellnood, S., Griffiths, L. J. and Parry, D. J., Strain rate and temperature effects at high strain

- rates in AISI 321 stainless steel, in Harding, J.(ed.), Mechanical Properties at High Rates of Strain, *Inst. Phys.*, London, (1984).
- [5] Kassner, M. E. and Breithaupt, R. D., The yield stress of type 21-6-9 stainless steel over a wide range of strain rate($10^{-5} - 10^4 \text{ s}^{-1}$) and temperature, in Harding, J.(ed.), Mechanical Properties at High Rates of Strain, *Inst. Phys.*, London, (1984).
- [6] Kujamshi, D., Kallianpm, V. and Krempf, E., An experimental study of uniaxial creep, cyclic creep, and relaxation of AISI type 304 stainless steel at room temperature, *J. Mech. Phys. Solids*, **28**(1980).
- [7] Slater, R. A. C., Johnson, W. and Aku, S. Y., *Int. J. Mech. Sci.*, **10** (1968).
- [8] 胡时胜, 王礼立, 一种用于高应变率试验的装置, 振动与冲击, (1)(1986).
- [9] Wang Lili (Trans.), *ASME, J. Eng. Mat. Tech.*, **106** (1984).
- [10] Seeger, A., *Phil. Mag.*, **46** (1955).

THE STUDY OF VISCO-PLASTIC STRESS-STRAIN RELATION OF STEEL-LEAD LAMINATE UNDER IMPULSIVE LOADING

Zhu Zhaoxiang, Hu Shisheng, Lu Qing, Lu Liming, Wang Lili

(University of Science and Technology of China)

ABSTRACT The steel-lead vessels are extensively used in nuclear power industry. To avoid any catastrophe, it is of importance to know the mechanical behaviour of steel-lead laminate under various conditions, including impulsive loading. Furthermore, it is interesting to know whether the stress-strain relation of steel-lead laminate can be deduced directly from the stress-strain relations of steel and lead, respectively.

In this paper, the experimental results for steel, lead and steel-lead laminate are presented. The high strain rate tests were performed on a computerized Split Hopkinson Pressure Bar (SHPB). According to the experimental results, the visco-plastic behavior of steel and lead may be described by a logarithmic law and a Slater's equation, respectively.

Because of the fact that the yield strain of lead is less than that of steel, the deformation of steel-lead laminated specimen in the axial compression should include four stages. The first three deformation stages are much shorter so that the last deformation stage is mainly taken into consideration. Its stress-strain relation is

$$\sigma_s = (\sigma_p + \alpha \sigma_s) / (1 + \alpha)$$

where σ_p , α , and σ_s are axial stresses of lead, steel and steel-lead laminate respectively, and α is the ratio of cross section area of steel to that of lead. The calculated results are in good agreement with the experimental results. Then it can be seen that according to the model suggested in present paper, the axial visco-plastic stress-strain relation of steel-lead laminate can be deduced from the corresponding stress-strain relations of steel and lead.

KEY WORDS stress-strain relation, impulsive loading, steel-lead laminate.