

文章编号: 0258-7025(2009)06-1569-06

激光驱动飞片加载金属箔板成形的加载机制

王 霄 杨 昆 刘会霞 王 匀 李保春 高传玉 周 明

(江苏大学机械工程学院江苏省光子制造科学与技术重点实验室, 江苏 镇江 212013)

摘要 介绍了激光驱动飞片加载金属箔板成形的办法。采用激光驱动飞片的 Gurney 模型, 计算得出功率密度 0.64 GW/cm^2 时, $10 \mu\text{m}$ 厚的铝飞片速度可达到 250 m/s , 碰撞压力为 1.9 GPa , 是约束模型下激光诱导压力的 3 倍左右。表明激光驱动飞片加载的成形能力显著高于激光直接冲击; 采用 LS-DYNA 软件数值模拟了激光驱动飞片加载铝箔微成形过程, 发现冲击载荷下飞片应力、速度变化的模拟结果与理论计算吻合度较好, 验证了激光驱动飞片加载机制的正确性。

关键词 激光技术; 激光驱动飞片; 加载机制; 金属箔板成形; 数值模拟

中图分类号 TN249 **文献标识码** A **doi**: 10.3788/CJL20093606.1569

Loading Mechanism of Metal Foil Forming under Laser Driven Flyer

Wang Xiao Yang Kun Liu Huixia Wang Yun Li Baochun

Gao Chuanyu Zhou Ming

(School of Mechanical Engineering, Jiangsu University, Jiangsu Provincial Key Laboratory for Science and Technology of Photon Manufacturing, Zhenjiang, Jiangsu 212013, China)

Abstract The method of metal foil forming under laser-driven flyer loading was introduced and the speed of flyer was calculated through Gurney model. The $10 \mu\text{m}$ thickness aluminum flyer reached a speed of 250 m/s when laser power density was 0.64 GW/cm^2 . The impact pressure went up to 1.9 GPa which was about 3 times of laser induced at constraint model. It was shown that laser driven flyer loading had higher forming ability than laser shock. The micro-forming process of metal foil under laser-driven flyer loading was simulated by LS-DYNA. The flyer stress and speed was studied, the simulation results agreed well with theoretical calculations. And the mechanism of laser driven flyer loading was verified.

Key words laser technique; laser driven flyer; loading mechanism; metal foil forming; numerical simulation

1 引 言

激光冲击成形^[1~6]虽然具有较好的加工柔性, 但是由于激光与物质相互作用的复杂性, 使得成形压力很难控制^[7]。另外, 激光冲击成形的表面质量难以保证, 如果激光直接作用于工件表面, 将引起工件表面层的烧蚀, 破坏表面质量。

激光驱动飞片加载金属箔板成形是一种新的激光力效应成形技术^[8], 利用飞片与工件的碰撞代替了激光与工件的相互作用。工件表面避免了激光的烧蚀, 成形后的工件不但兼有激光冲击强化的性能而且表面质量没有损伤; 通过改变激光能量大小控

制飞片速度, 获得合适成形压力, 结合不同尺寸和形状的微型模具, 能够实现快速制造。目前基础理论的研究较少, 本文主要对激光驱动飞片加载机制进行讨论。

2 激光驱动飞片加载金属箔板成形方法

激光驱动飞片技术是一种新型的动高压加载技术^[9], 最早是用来模拟物体高速撞击, 发展到现在主要是用来进行材料动态特性的研究、物体的物理状态方程参数测量等^[10, 11]。而激光驱动飞片加载金

收稿日期: 2008-04-22; 收到修改稿日期: 2008-06-05

作者简介: 王 霄(1964—), 男, 教授, 主要从事激光加工及性能数值模拟, CAD/CAE/CAM, 虚拟样机技术等方面的研究。E-mail: wx@ujjs.edu.cn

属箔板成形是利用高速运动的飞片作为激光能量的载体,与金属箔板发生碰撞,在碰撞界面上产生高压冲击波,使得材料产生高速塑性变形。整个成形装置主要由约束层、飞片层、飞行腔、工件和模具组成,成形原理如图 1 所示。

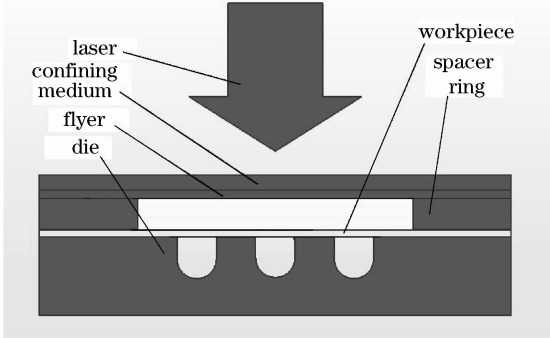


图 1 激光驱动飞片加载金属箔板微成形示意图

Fig. 1 Schematic diagram of metal foil micro-forming under laser-driven flyer loading

初步实验采用美国 Big Sky 公司的 Nd : YAG 激光器,激光波长为 1064 nm,脉宽为 10 ns,最大单脉冲能量为 50 mJ,光斑大小为 $\phi 1$ mm,飞片和工件材料都为 10 μm 厚铝箔,结合 U 型阵列模具,实现了成形,如图 2 所示。

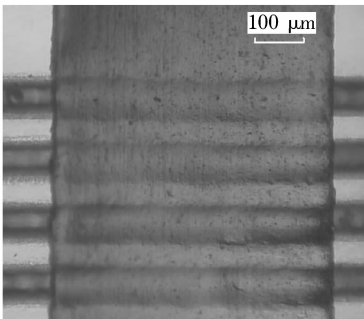


图 2 激光驱动飞片加载金属箔板成形样品

Fig. 2 Metal foil forming sample after laser-driven flyer loading

实验发现,高速运动的飞片材料作为激光能量的载体,能够比较好地复制激光的加载特征。经过飞行腔后与工件材料发生碰撞,在碰撞界面上产生碰撞压力。当碰撞压力超过工件的动态屈服强度后将使得工件发生塑性变形,在凹模的约束下实现工件的精密微成形。

3 激光驱动飞片加载机制

3.1 飞片加载速度计算

飞片加载的压力取决于飞片速度。根据激光驱

动飞片的作用原理可以发现激光参数是影响飞片速度的直接因素,因此有必要建立激光参数与飞片运动速度的相互关系。Gurney 模型^[12]很好地描述了在透明介质约束下飞片运动的速度与激光参数间的关系,认为材料对激光的有效吸收系数 μ_{eff} 受到材料参数、脉宽 τ 和真实吸收系数 μ_a 的影响

$$\mu_{\text{eff}} = \frac{\mu_a}{1 + k\mu_a\rho\sqrt{a\tau}}, \quad (1)$$

式中 a 为材料的热扩散率, ρ 为材料密度,常数 k 为调节系数。

由于激光驱动飞片的过程中首先要烧蚀气化部分材料以产生膨胀等离子体,因此材料的气化层厚度 x_d 对于飞片速度也有一定影响^[12]

$$x_d = \frac{1}{\mu_{\text{eff}}\rho} \ln \left[\frac{\mu_{\text{eff}}F_0(1-r)}{\epsilon_d} \right], \quad (2)$$

式中 F_0 为激光能量密度, r 为能量损失系数, ϵ_d 为材料的升华能。

根据(1)和(2)式可以计算出激光沉积在飞片上的 Gurney 能量 E

$$E = \frac{F_0(1-r)}{\rho x_d} - \epsilon_d \left(1 + \frac{1}{\mu_{\text{eff}}\rho x_d} \right), \quad (3)$$

因此,只要得到飞片的原始厚度 x_0 ,即可以由 Gurney 模型计算出飞片运动速度 v_0

$$v_0 = \sqrt{\frac{3E}{3x_0/2x_d - 1}}. \quad (4)$$

利用激光驱动铝飞片,其计算参数如表 1 所示^[12]。根据激光驱动飞片运动 Gurney 模型,计算得到激光功率密度与飞片速度的关系,如图 3 所示。

表 1 铝的计算参数

Table 1 Calculation parameters of aluminum

Materials	$\rho /$ (g/cm ³)	$\epsilon_d /$ (kJ/g)	$a /$ (cm ² /s)	$\mu_a /$ (cm ² /g)	k	r	τ / ns
Al	2.7	12	0.8	4.4×10^5	0.253	0.60	10

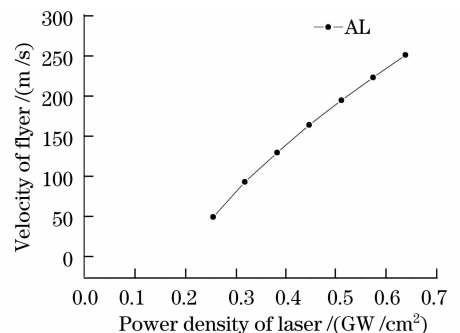


图 3 激光功率密度与飞片速度的关系

Fig. 3 Relationship between power density of laser and velocity of flyer

但是 Gurney 模型认为激光驱动飞片是理想平面,且飞片面积与激光光斑的面积一样大。研究中发现激光的光斑面积相对于飞片箔板小很多,在激光加载作用下只是光斑处的材料发生动态变形,而且受到周围材料的拉伸阻力,相当于发生拉伸成形,拉伸的底部形成了所谓的飞片。因此激光的能量有一部分要消耗在拉伸功上,激光能量消耗在拉伸力做功部分的大小为^[13]

$$W = K_B F h, \quad (5)$$

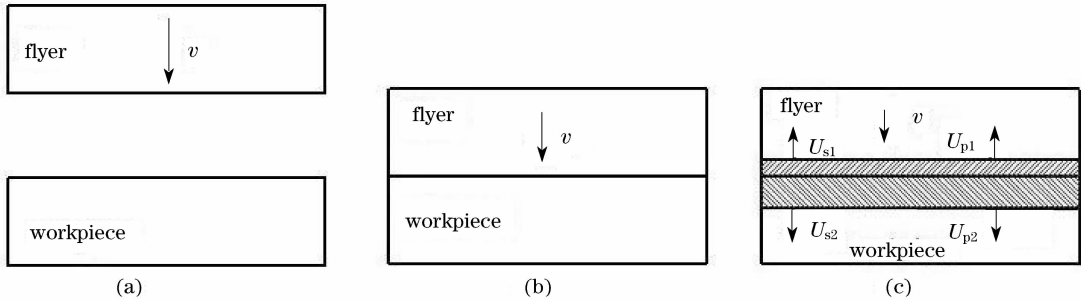


图 4 飞片与工件碰撞过程示意图

Fig. 4 Schematic diagram of flyer impacting workpiece

碰撞界面上的压力大小直接影响成形的能力,根据动量守恒方程建立了碰撞压力的计算模型^[14]。假设冲击界面上的物质必须为连续,并且飞片碰撞界面上压力相等,由于碰撞过程中飞片与工件中的粒子速度相反,在碰撞压缩区域中的粒子速度 U_{p1} , U_{p2} 的合速度等于飞片的初始速度 v 。而冲击波速度和粒子的速度关系可以用材料的状态方程表示

$$U_s = C_0 + S U_p, \quad (6)$$

其中 C_0 是压力为零时材料中的声速, S 为材料状态方程参数。已知飞片速度 v 后,工件冲击压缩区域粒子速度 U_{p2} 可以计算为^[14]

$$U_{p2} = \frac{-(\rho_{02} C_2 + \rho_{01} C_1 + 2\rho_{01} S_1 v) \pm \Delta^{1/2}}{2(\rho_{02} S_2 - \rho_{01} S_2)}, \quad (7)$$

其中 $\Delta = (\rho_{02} C_2 + \rho_{01} C_1 + \rho_{01} S_1 v)^2 - 4(-\rho_{01})(\rho_{02} S_2 - \rho_{01} S_1)(C_1 v + S_1 v^2)$, 式中 ρ_{01} 为飞片冲击压缩区密度, ρ_{02} 为工件冲击压缩区的密度, C_1 , S_1 为飞片材料的状态方程参数, C_2 , S_2 为工件材料的状态方程参数。

当计算出物质碰撞压缩区域的密度、粒子速度、冲击波速度后,飞片与工件受到的冲击压力 P_1 , P_2 为^[14]

$$P_1 = \rho_{01} U_{s1} U_{p1}, P_2 = \rho_{02} U_{s2} U_{p2}. \quad (8)$$

铝的状态方程参数如表 2 所示^[14], 其中 r 为 Gruneisen 常数^[14]。根据以上碰撞压力的计算模型,结合图 3 中飞片速度,很容易可以计算出一定速度的飞片加载工件产生成形压力的大小,如图 5 所示。

式中 K_B 为拉伸系数,一般取 0.8; F 为动态拉伸力; h 为拉伸深度。在成形过程中飞片速度要比(4)式计算得到的速度略小一些。

3.2 飞片加载压力计算

飞片以一定速度碰撞工件,其碰撞过程原理如图 4 所示。在碰撞前,飞片以速度 v 向静止的工件运动,如图 4(a);碰撞时,速度为 v 的飞片与工件开始接触,如图 4(b);碰撞后,产生了两个压缩冲击波,一个以速度 U_{s2} 传入工件,一个以速度 U_{s1} 传入飞片,如图 4(c)。

表 2 Al 的状态方程参数

Table 2 State equation parameters of aluminum

Materials	$\rho_0 / (\text{g}/\text{cm}^3)$	$C / (\text{km}/\text{s})$	S	γ
Al	2.7	5.33	1.34	2.0

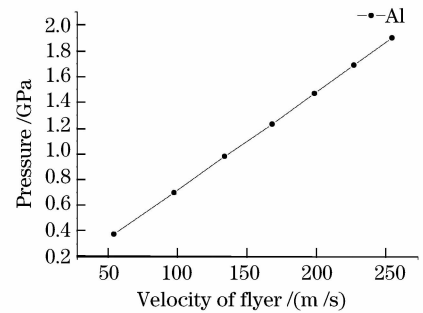


图 5 飞片速度与加载压力的关系

Fig. 5 Relationship between velocity of flyer and loading pressure

激光驱动飞片加载压力的大小决定了成形的能力,根据碰撞压力模型可以得到飞片碰撞速度与加载压力之间的关系,以便对激光驱动飞片加载金属箔板成形的参数进行优化。

4 激光驱动飞片加载机制的数值模拟

4.1 激光加载压力

综合考虑物质的物理性质、激光参数等因素,提出了一个计算激光驱动产生冲击波的公式^[15]

$$P_{\max} = \frac{0.8[(A_t/Z)(13/27)]^{1/3}(1.06/\lambda)^{2/3}(0.6/\tau)^{1/8}I_0^{0.7}}{\{1 + (120\sin\theta/R_s)[(1.06/\lambda)(27/A_t)]^{1/4}(Z/13)^{1/8}\tau^{0.9}I_0^{0.7}\}}, \quad (9)$$

式中 P_{\max} 为激光峰值压力 (10^{12} Pa); A_t 和 Z 分别为物质原子量和原子序数; λ 为激光波长; τ 为激光脉宽; I_0 为激光功率密度 (10^{14} W/cm²); R_s 为激光聚焦半径; θ 为激光光束汇聚半角。口径为 ϕ 的光束, 焦距为 f 时 $\theta = \arctan(\phi/2f)$ 。

实验发现压力波峰值在有约束层情况下远高于无约束层^[16,17], 因此计算约束模式下激光诱导冲击压力大小的时候需要乘以一定的系数。激光作用材料表面时, 材料并不能完全吸收激光能量, 激光作用于铝箔表面时, 有效激光的能量只有 40%^[12], 综合考虑约束模式及激光能量耗散, 利用式(9)计算出激光诱导峰值压力, 如图 6 所示。

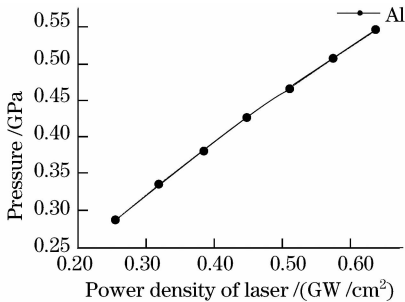


图 6 约束模式下激光诱导压力

Fig. 6 Laser induced pressure at constraint model

结合图 3 和图 5 可以发现, 相对于图 6 中激光直接诱导产生的压力, 同样的激光能量下, 采用激光驱动飞片加载能够获得更大的加载压力。

4.2 加载时间及材料模型

为与理论计算进行对比, 利用图 6 的激光诱导压力施加载荷。由于采用约束模式, 激光诱导压力的加载时间为激光脉宽的 2~3 倍^[18], 设为 30 ns。考虑到激光随时间变化的规律, 模拟中载荷随时间的变化曲线如图 7 所示。

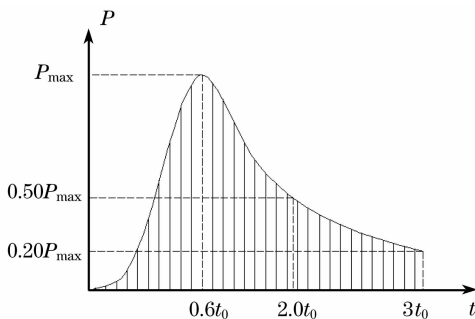


图 7 载荷随时间的变化曲线

Fig. 7 Curve of loading versus time

工件在成形过程中受到飞片高速冲击, 具有很高的应变率, 所表现出来的力学特征与准静态时有很大差异。因此选择适合大变形、高压高应变率的 Johnson-Cook 模型^[19], 屈服应力 σ_y 表示为

$$\sigma_y = (A + B\epsilon^n)(1 + C\ln\dot{\epsilon}^*)(1 - T^{*m}), \quad (10)$$

式中 A 为屈服强度, B 和 n 为材料应变硬化参数, C 为应变率强化参数, m 为材料热软化参数, 以上参数由实验确定, ϵ 为等效塑性应变, $\dot{\epsilon}^*$ 为等效塑性应变率, T^* 为对比温度。Al 的 Johnson-Cook 模型参数如表 3 所示^[19]。

表 3 Al 的 Johnson-Cook 材料模型参数

Table 3 Johnson-Cook material model

parameters of aluminum						
Density / (kg/m ³)	Specific heat / (J/K)	Melting temperature / K	A / MPa	B / MPa	n	C
2700	875	775	265	426	0.34	0.0015
						1.00

4.3 模拟结果及分析

数值模拟采用适合瞬态动力学计算的 LS-DYNA 软件, 图 8 是加载峰值压力为 0.55 GPa 时飞片与工件碰撞过程中飞片和工件的 $t-\sigma$ 图(图中应力单位为 Pa)。为便于观察, 对飞片、飞行腔、工件相互间的位置在后处理时进行了拉大。图 8(a) 显示 $t=0$ 时, 飞片和工件的应力都为 0; 但随着压力载荷的作用, 在 $t=300$ ns 时飞片受载荷区域产生了明显的拉伸变形, 拉伸部分的材料受到的应力远比其他部分大, 如图 8(b) 所示; 当飞片拉伸变形量超过飞行腔长度后与工件开始发生碰撞, 如图 8(c) 所示; 在 $t=800$ ns 时, 飞片拉伸部分与飞片连接处的应力达到最大, 出现裂纹, 而工件的塑性变形进一步增大, 如图 8(d) 所示。

图 9 是飞片与工件中心应力的变化情况。飞片在 30 ns 的时间内受到冲击载荷的作用, 其中心处最大应力达到 0.2 GPa。在载荷开始施加后的 500 ns, 飞片与工件碰撞, 飞片中心的最大应力达到 0.35 GPa。说明在碰撞过程中飞片受到的应力明显要比载荷作用阶段的大, 验证了利用激光驱动飞片加载能够获得更大的加载压力的理论。

图 10 是相同激光参数下, 飞片理论速度与数值模拟速度的对比。从图中可以看出数值模拟的飞片速度比理论计算的速度要大, 其原因在于数值模拟中的压力载荷和作用时间的取值比较大, 尽管如此,

两种计算条件下飞片速度的变化趋势比较一致。

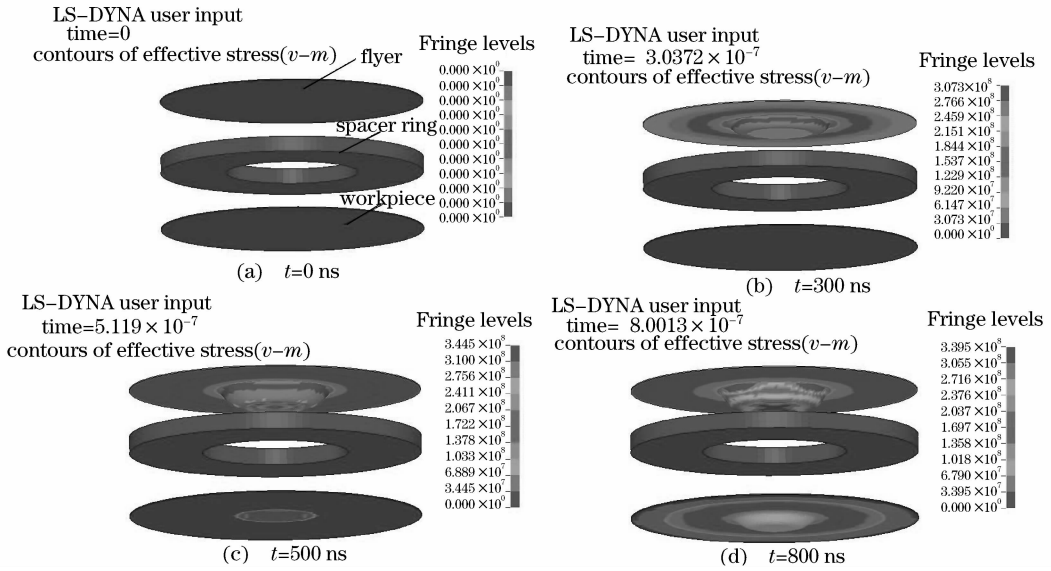


图 8 飞片与工件碰撞过程的数值模拟

Fig. 8 Numerical simulations of flyer impacting workpiece process

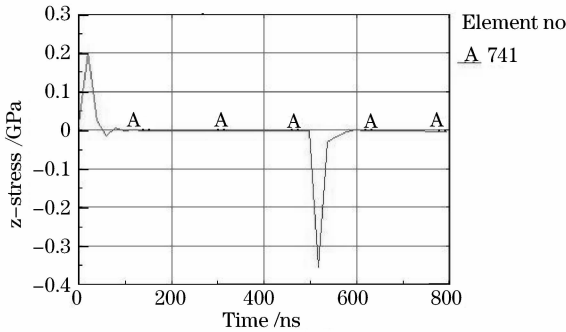


图 9 飞片中心的应力变化

Fig. 9 Stress change of flyer center

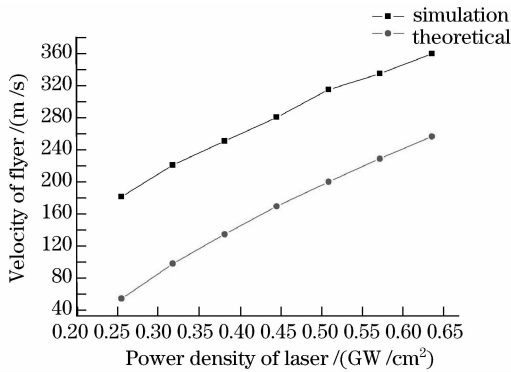


图 10 飞片速度的理论值和模拟对比

Fig. 10 Flyer speed comparison of theoretical value and simulation

说明利用数值模拟的方法可以在一定程度上研究激光驱动飞片加载金属箔板成形。

5 结 论

研究了一种高压高应变率的金属箔板成形机制。利用激光驱动飞片与工件高速碰撞产生成形压力,采用 Gurney 模型计算了激光驱动飞片的速度。计算表明飞片速度随着激光功率密度近似成平方根关系变化。结合高速碰撞模型对飞片与工件的碰撞压力进行了计算,碰撞压力随着飞片速度呈现线性变化趋势。理论计算结果证明激光驱动飞片加载的压力比激光直接作用产生的压力大。选择了适合高压高应变率的 Johnson-Cook 材料本构进行数值模拟,模拟结果很好地描述了激光驱动飞片加载金属箔板的成形过程,证实了数值模型的合理性,说明激光驱动飞片加载金属箔板成形技术将是一种低成本、高效率的激光微加工技术。

参 考 文 献

- 1 Wenwu Zhang, Y. Lawrence Yao. Micro-scale laser shock processing-modeling, testing, and microstructure characterization [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2001, 3(2): 128~143
- 2 Wenwu Zhang, Y. Lawrence Yao. Micro-scale laser shock processing of metallic components [J]. *ASME Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2002, 124(2): 369~378
- 3 Gary J. Cheng, Daniel Pirzada, Zhou Ming. Microstructure and mechanical property characterizations of metal foil after microscale laser dynamic forming[J]. *J. Appl. Phys.*, 2007, 101(06):063108~063116
- 4 Zhou M., Zhang Y. K., Cai L.. Ultrahigh-strain-rate plastic deformation of a stainless-steel sheet with TiN coatings driven by

- laser shock waves[J]. *Appl. Phys. A*, 2003, **77**:549~554
- 5 Zhou Jianzhong, Zhang Yongkang, Zhou Ming *et al.*. Theoretical analysis on deformation of sheet metal under one laser shot loading [J]. *Chinese J. Laser*, 2005, **32**(1):135~138
周建忠,张永康,周明等. 单次激光冲击下板料变形的理论分析[J]. *中国激光*, 2005, **32**(1):135~138
- 6 M. Zhou, Y. K. Zhang, L. Cai. Laser shock forming on coated metal sheets characterized by ultrahigh-strain-rate plastic deformation[J]. *J. Appl. Phys.*, 2002, **95**(18):5501~5503
- 7 Y. Fa, Y. Wang, S. Vukelic *et al.*. Wave-solid interactions in laser-shock-induced deformation processes[J]. *J. Appl. Phys.*, 2005, **98**(10):104904~104911
- 8 M. Zhou, T. Huang, L. Cai. The novel nanosecond laser micro-manufacturing of three-dimensional metallic structures [J]. *Appl. Phys. A*, 2008, **90**(2):293~297
- 9 Laser-driven miniature flyer plates for shock initiation of secondary explosives, Paisley, D. L. [R]. DE89~016587
- 10 S. N. Luo, D. C. Swift, T. E. Tierney *et al.*. Laser-induced shock waves in condensed matter: some techniques and applications[J]. *High Pressure Research*, 2004, **24**(4):409~422
- 11 C. Swift, J. G. Niemczura, D. L. Paisley *et al.*. Laser-launched flyer plates for shock physics experiments[J]. *Review of Scientific Instruments*, 2005, **76**(9):093907~093915
- 12 R. J. Lawrence, W. M. Trott. Theoretical analysis of a pulsed-laser-driven hypervelocity flyer launcher [J]. *International J. Impact Engineering*, 1993, **14**:439~449
- 13 Jiang Kuihua. Design of Stamping Technologies and Die[M]. Beijing: China Machine Press, 1998
姜奎华. 冲压工艺与模具设计[M]. 北京:机械工业出版社, 1998
- 14 Marc Andre Meyers. Dynamic Behavior of Materials [M]. New York: J. Wiley, 1994
- 15 Sun Chenwei, Wei Yuzhang, Zhou Zhikui. Application of Detonation Physical [M]. Beijing: National Defense Industry Press, 2000
孙承伟, 卫玉章, 周之奎. 应用爆轰物理[M]. 北京:国防工业出版社, 2000
- 16 Li Zhiyong, Zhu Wenhui, Zhou Guangquan *et al.*. Experimental study of the effects of PMMA confinement on laser induced shock waves[J]. *Chinese J. Lasers*, 1997, **A24**(2):118~122
李志勇, 朱文辉, 周光泉等. 实验研究有机玻璃约束层对激光冲击波的影响[J]. *中国激光*, 1997, **A24**(2):118~122
- 17 Liu Li, Wang Shengbo, Wu Hongxing *et al.*. Experimental study of high power laser induced shock waves[J]. *Laser Technology*, 2007, **31**(2):134~136
刘丽, 王声波, 吴鸿兴等. 强激光诱导冲击波的实验研究[J]. *激光技术*, 2007, **31**(2):134~136
- 18 P. Peyre, R. Fabbro. Laser shock processing: a review of the physics and applications[J]. *Opt. Quantum. Electron*, 1995, **27**, 1213~1229
- 19 G. R Johnson, W. H. Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures [C]. *Proc. 7th International Symposium on Ballistics*, 1983, 541~547