

高斯模激光冲击钛合金薄壁件应力场的演变机制

孙博宇¹, 乔红超^{1*}, 赵吉宾¹, 陆莹¹, 胡太友^{1,2}

¹中国科学院沈阳自动化研究所装备制造技术研究室, 辽宁 沈阳 110016;

²中国科学院大学, 北京 100049

摘要 采用数值模拟方法,研究了激光冲击不同厚度钛合金零件时沿零件表面和深度方向的残余应力场分布规律,并通过动态分析,研究了冲击波在不同平面间的反射情况。结果表明,当其他参数不变时,试样的正面残余应力随厚度的增大而增大,而反面残余应力随厚度的增大先增大后减小。当试样厚度为 4 mm 时,正面显微硬度最大值为 440.2 HV;当试样的厚度为 2 mm 时,反面显微硬度最大值为 416.1 HV。冲击波与声阻抗接触面作用产生的拉伸波与压缩波对残余应力场的分布有显著影响。

关键词 激光技术; 激光冲击强化; 薄壁件; 钛合金; 数值模拟; 残余应力场

中图分类号 TH249

文献标识码 A

doi: 10.3788/CJL201845.0502005

Evolution Mechanism of Residual Stress Field in Gaussian Laser Shocking of Titanium Alloy Thin-Wall Workpieces

Sun Boyu¹, Qiao Hongchao¹, Zhao Jibin¹, Lu Ying¹, Hu Taiyou^{1,2}

¹Equipment Manufacturing Technology Department, Shenyang Institute of Automation, Chinese Academy of Sciences, Shenyang, Liaoning 110016, China;

²University of Chinese Academy of Sciences, Beijing 100049, China

Abstract The distribution characteristics of residual stress field along the surface and depth directions are investigated by numerical simulation when laser shocks titanium alloy parts with different thicknesses. The reflection of shock wave among different planes is investigated by dynamic analyses. The results show that, when the thickness increases but other parameters are kept constant, the front residual stress increases while the reverse residual stress increases first and then decreases. As for the front micro-hardness, it reaches the maximum at 440.2 HV when the specimen thickness is 4 mm, in contrast, the reverse micro-hardness reaches the maximum at 416.1 HV when the specimen thickness is 2 mm. The tensile and compressional waves are generated when the shock wave interacts with the acoustic impedance interface, which have obvious influences on the residual stress field distribution.

Key words laser technique; laser shock peening; thin-wall workpiece; titanium alloy; numerical simulation; residual stress field

OCIS codes 140.3390; 350.3390; 120.6650

1 引言

在航空航天领域,主要利用高性能薄壁件实现飞行器减重^[1]。然而,高性能薄壁件的失效大多始于表面,零件的表面状态会影响其整体性能,而表面

强化技术是改善薄壁件性能的重要方法之一^[2]。激光冲击强化具有非接触、无热影响区、可控性强等优点,被广泛应用于航空航天领域^[3-4]。激光冲击薄壁件时冲击波传播规律复杂,合适的工艺窗口窄^[5]。罗开玉等^[6]进行了双面单点同时冲击镁合金板料的

收稿日期: 2017-12-04; 收到修改稿日期: 2018-01-03

基金项目: 国家自然科学基金(51501219)、国家重点研发计划(2016YFB1102704)、国家科技支撑计划(2015BAF08B01-01)、国家基金委-辽宁省联合基金(U1608259)

作者简介: 孙博宇(1992—),男,硕士,研究实习员,主要从事激光冲击强化方面的研究。E-mail: sunboyu@sia.cn

* 通信联系人。E-mail: hcqiao@sia.cn

仿真研究,得到了不同厚度板料的残余应力分布,但没有进行相关的实验验证。Ivetic 等^[7]研究了激光冲击强化的铝合金开孔薄壁件深度方向的残余应力。Zhang 等^[8]仿真研究了不同厚度钛合金单点激光冲击强化,但没有考虑冲击波在不同界面反射对残余应力分布的影响。以上研究对于了解激光冲击强化诱导薄壁件残余应力的机理和分布规律具有重要意义,但现有研究主要集中于单点冲击时表面和深度方向的残余应力场分布规律,有关搭接冲击的残余应力场分布和激光诱导冲击波在薄壁件中传播的研究却鲜有报道。

本文通过建立有限元模型,在单点和搭接冲击情况下,研究了不同厚度激光冲击强化薄壁件的残余应力场分布规律,并通过实验验证了模型的准确性。研究了冲击波在薄壁件中的传播与反射情况,并分析了残余应力场随试样厚度变化的原因,探究了残余应力场的演变规律,为薄壁件工艺优化提供了实验依据。

2 数值模拟及实验方法

激光冲击强化是一个纳秒量级的瞬时动态过程,在现有的实验条件下,难以准确获得冲击波在靶材中的传播与反射机制^[9],因此,采用有限元模型分析冲击波在薄板之间的传播过程。首先,在 ABAQUS/

Explicit 模块进行分析计算,动态分析计算时间为 10000 ns,远大于冲击波加载时间。然后,将 ABAQUS/Explicit 瞬态响应结果导入 ABAQUS/Standard 模块进行静态回弹计算,得到单次冲击表面和深度方向残余应力场的分布规律,激光器的频率为 1 Hz,回弹时间为 1 s。将单次冲击结果导入原模型中重复上述过程,直到最终得到搭接模拟结果。通过测试冲击试样的残余应力和表面显微硬度,分析残余应力场的分布规律和变化情况,并验证模型的准确性。最后,具体分析动态过程中冲击波的传播和反射规律,得到薄壁件残余应力场的演变机制。

2.1 数值模拟

2.1.1 有限元模型

冲击顺序对不同厚度试样的最终表面残余应力的影响较小^[10-11],建立了厚度为 1~4 mm、表面尺寸为 10 mm×10 mm 的立方体 9 点搭接冲击的 1/4 模型,搭接率为 50%,上表面冲击区域及其附近区域的网格尺寸为 0.12 mm,远离冲击区域的网格尺寸为 0.5 mm。由于深度方向残余应力的变化幅度较大,因此,为了更准确地研究冲击波在试样中的传播规律,深度方向上网格尺寸设置为 0.03 mm,三维模型示意图如图 1 所示。整个部件由 213465 个 C3D8R 类型的有限元网格组成。模型上边界约束条件为无约束,下边界条件采用底面全约束。

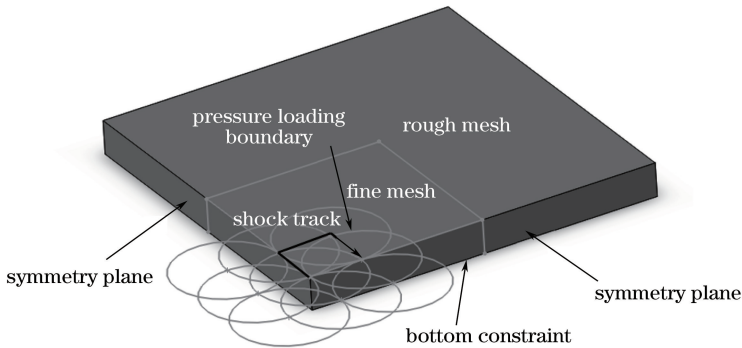


图 1 三维模型示意图

Fig. 1 Schematic of three-dimensional model

2.1.2 冲击波压力模型

Fabbro 等^[12]提出了一种冲击波压力模型,该模型可反映爆轰波的峰压随能量的变化规律。

$$P_0 = 0.01 \sqrt{\frac{\alpha}{2\alpha + 3}} \sqrt{ZI_0}, \quad (1)$$

$$\frac{2}{Z} = \frac{1}{Z_1} + \frac{1}{Z_2}, \quad (2)$$

$$I_0 = \frac{4\gamma E_{\text{laser}}}{\pi d^2 \tau}, \quad (3)$$

式中 P_0 为激光诱导的等离子体冲击波压力峰值; α 为等离子体热能占内能的比例系数,通常为 0.1~0.2,此次模拟取 0.15; Z 为基体和约束层的折合声阻抗; Z_1 和 Z_2 分别为 TC17 基体和水约束层的声阻抗; I_0 为激光功率密度; E_{laser} 为激光能量; d 为光斑直径; τ 为脉冲宽度; γ 为材料对激光的吸收系数,黑胶带吸收层的 γ 取值为 0.9。仿真和实验所用参数为:激光能量 7 J,光斑直径 3 mm,脉冲宽度 15 ns。

实验中激光器的激光能量在空间上呈近高斯分

布,仿真中激光冲击波压强的空间分布也为高斯分布,冲击波压强随空间坐标的变化^[13-14]为

$$P(x, y, t) = P_0(t) \exp\left[-\frac{(x^2 + y^2)}{2r^2}\right], \quad (4)$$

式中 (x, y) 是以冲击区域正中心为原点的任一点的坐标, $P_0(t)$ 为随时间 t 变化的压力峰值, r 为冲击区域半径。研究表明,冲击波压力加载时间约为激光脉冲脉宽的3倍,模拟时激光器脉宽为15 ns,建立的冲击波随时间分布的模型如图2所示^[15]。

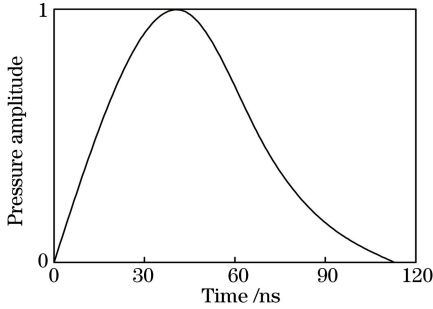


图2 冲击波压力幅值随时间的变化

Fig. 2 Shock wave pressure amplitude versus time

表1 TC17 钛合金模型参数

Table 1 Parameters of TC17 titanium alloy model

Parameter	$\rho / (\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E / MPa	ν	A / MPa	B / MPa	n	C
Value	4680	115800	0.29	1100	590	0.41	0.0152

2.2 实 验

采用自主研发的SIA-LSP-1型激光冲击强化设备进行实验,YAG脉冲激光器的最大脉冲能量为7 J,波长为1064 nm,脉宽为12~18 ns,重复频率为0.5~2 Hz,光束的发散角小于2.5 mrad,光束指向波动小于50 μrad 。采用二维运动平台带动工件沿X轴和Y轴作插补运动,激光器输出的直径为22 mm的激光束经全反射和聚焦透镜后会聚在工作

2.1.3 材料的本构模型

采用JC模型作为激光冲击下材料动态响应的本构模型,JC模型是最常用的反应材料在大应变率条件下动态性能的本构模型^[16]。激光冲击强化属于冷加工范畴,不考虑温度的JC简化模型为

$$\sigma' = (A + B\epsilon^n)[1 + C \ln(\dot{\epsilon}'/\dot{\epsilon}_0)], \quad (5)$$

$$\beta_l = \beta_0 \times \exp(4.16785 - 1.17377l), \quad (6)$$

式中 σ' 为材料的屈服应力, A 为屈服强度, B 为硬化模量, n 为硬化系数, C 为应变强化系数, $\dot{\epsilon}'$ 为塑性应变率, $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率, β_0 为材料阻尼, l 为材料厚度, β_l 为考虑冲击波能量边界损失时一定厚度的材料阻尼。TC17钛合金的力学性能参数和JC模型参数见表1^[17-18],其中 ρ 为密度, E 为弹性模量。采用不同的材料阻尼表征冲击波在材料正反面透射传播时能量损失的程度,厚度为4 mm时所用的 β_0 为 5×10^{-10} ^[19]。随着试样厚度的减小,冲击波在反面的透射损失增大,且厚度越小损失越大,因此,所建立的阻尼随试样厚度的减小呈指数增加的模型如(6)式所示。

表面上,实验所用参数与仿真参数保持一致。

选取TC17钛合金板片为实验板材,表面尺寸为20 mm×20 mm,厚度为1~4 mm;采用黑胶带作为吸收层,自来水作为约束层,要求水层平稳且厚度为1~2 mm。TC17钛合金板片需进行双面打磨抛光,试样进行振动时效处理2 min后用乙醇清洗,并用氮气吹干,激光冲击强化试样如图3所示。

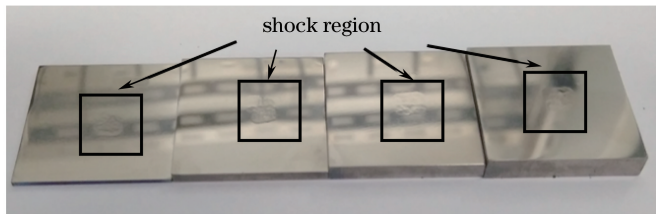


图3 激光冲击强化试样

Fig. 3 Specimens for laser shock peening

采用加拿大Proto公司的Proto-LXRD型大功率残余应力测试仪测试试样的残余应力,选用Cu-K α 特征曲线,波长为 1.541838×10^{-10} m,衍射晶面为(213),衍射角为142°。采用北京时代之峰科技

有限公司的THVS-1型数字显微硬度仪测量试样的表面硬度,载荷为1000 g,加载时间为15 s,每处测量点附近区域测量三次取平均值。

3 结果分析

3.1 不同厚度试样的单点冲击

不同厚度试样单点冲击表面和深度方向上的残余应力场分布如图 4 所示。随着厚度的减小,试样表面的最大残余压应力减小,且减小的趋势越来越明显;当试样厚度为 1 mm 时,其表面残余压应力仅为 -179.833 MPa,比厚度为 4 mm 的试样减小了

56%。同样,随着厚度的减小,试样残余应力的影响深度逐渐减小,厚度为 1 mm 的试样残余应力影响深度仅为 0.18 mm,影响深度减小明显。在冲击的另一侧,随着厚度的减小,试样反面残余压应力先增大后减小;当试样厚度为 2 mm 时,反面压应力最大,达到 -177.976 MPa,双面均有一定的残余压应力,激光冲击强化效果较好。

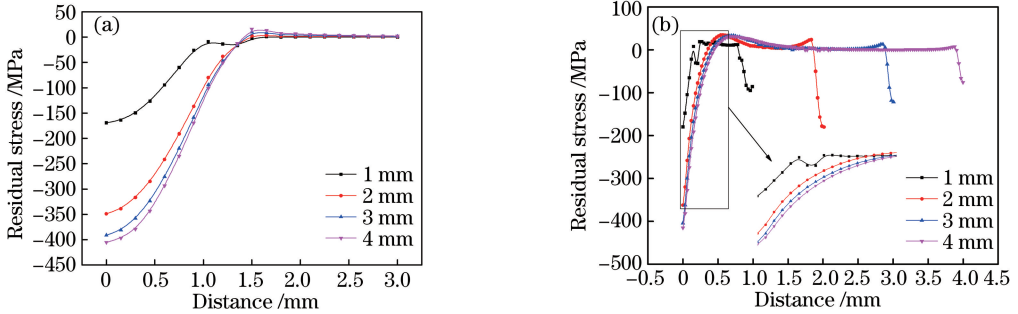


图 4 不同厚度试样的单点冲击残余应力场分布。(a)表面方向;(b)深度方向

Fig. 4 Distributions of residual stress field for single point shocking of specimens with different thicknesses.

(a) Surface direction; (b) depth direction

3.2 不同厚度试样的搭接冲击

不同厚度试样的搭接冲击表面和深度方向上的残余应力场分布如图 5 所示。当试样厚度大于 2 mm 时,搭接冲击表面残余应力比单点冲击的有所增大,但当厚度为 1 mm 时,试样表面最大残余应力与单点冲击的基本一致,这说明薄壁件对搭接率的要求更高。搭接冲击残余应力正面方向的影响深度比单点冲击的大 0.1 mm,且随着厚度的增大,影响

深度的增大幅度越大。由于试样反面的应力幅值和影响面积较小,因此,最大残余应力的幅值和影响深度相对于单点冲击没有明显变化。综上所述,当试样厚度为 2 mm 时,试样正反面的强化效果较好;当试样厚度小于 2 mm 时,冲击波的反射作用会削弱强化效果。当试样厚度为 2 mm 时,正反面的应力分布云图如图 6 所示。

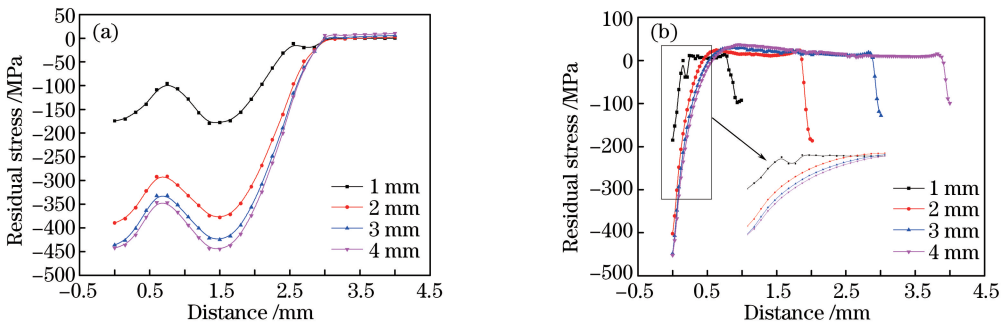


图 5 不同厚度试样的搭接冲击残余应力场分布。(a)表面方向;(b)深度方向

Fig. 5 Distributions of residual stress field for overlapping shocking of specimens with different thicknesses.

(a) Surface direction; (b) depth direction

3.3 双面残余应力与显微硬度

3.3.1 双面显微硬度

不同厚度试样的搭接冲击正反面显微硬度分布如图 7 所示。可以看出,当试样厚度为 1 mm 时,正面显微硬度明显减小,最大显微硬度为 417.9 HV,

比厚度为 4 mm 的试样减小了 22.3 HV;当试样厚度为 2 mm 时,反面显微硬度最大值为 416.1 HV。不同厚度试样正反面的显微硬度变化情况和仿真中残余应力分布较为一致。

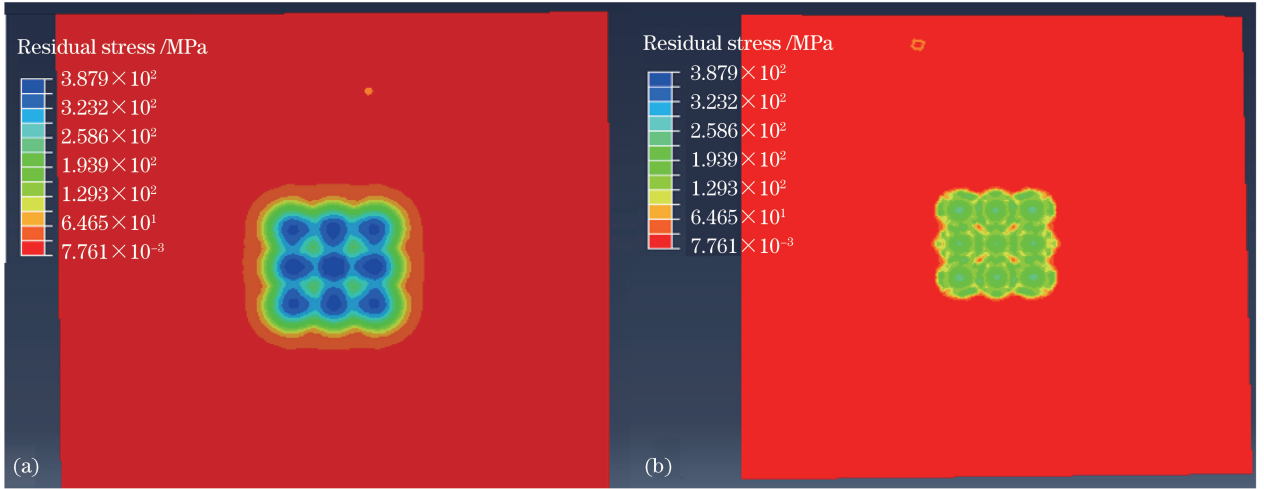


图 6 厚度为 2 mm 的试样的表面残余应力场云图。(a)正面;(b)反面

Fig. 6 Cloud maps of surface residual stress field when specimen thickness is 2 mm. (a) Front face; (b) reverse face

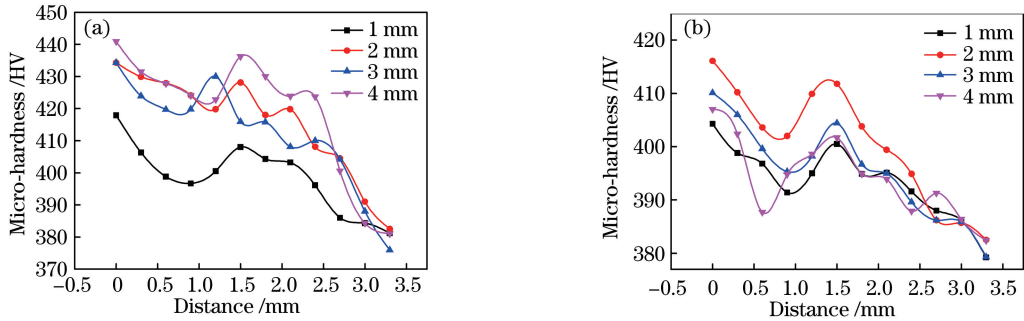


图 7 不同厚度试样的搭接冲击双面显微硬度分布。(a)正面;(b)反面

Fig. 7 Double-faced micro-hardness distributions for overlapping shocking of specimens with different thicknesses.

(a) Front face; (b) reverse face

3.3.2 双面残余应力

不同厚度试样的搭接冲击正反面残余应力的结果如图 8 所示。从图可知,不同厚度试样的搭接冲击模拟结果与实验所得双面残余应力较为一致,计算模型具有一定的准确性,同时,以厚度 1 mm 的试样为例研究了冲击波在薄壁件中的传播规律。

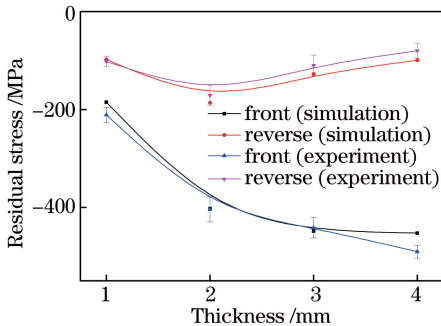


图 8 不同厚度试样的搭接冲击双面残余应力

Fig. 8 Double-faced surface residual stress for overlapping shocking of specimens with different thicknesses

4 冲击波传播与残余应力场形成机制

不同时刻冲击波在厚度 1 mm 试样深度方向上的残余应力分布和冲击波分布云图分别如图 9、10 所示。当时间小于 50 ns 时,加载压力逐渐增大,应力波幅值逐渐增大,冲击波向材料内部传播。当时

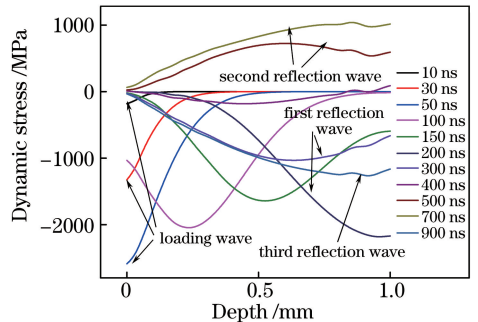


图 9 不同时刻深度方向上的动态应力分布

Fig. 9 Distributions of dynamic stress along depth direction at different moments

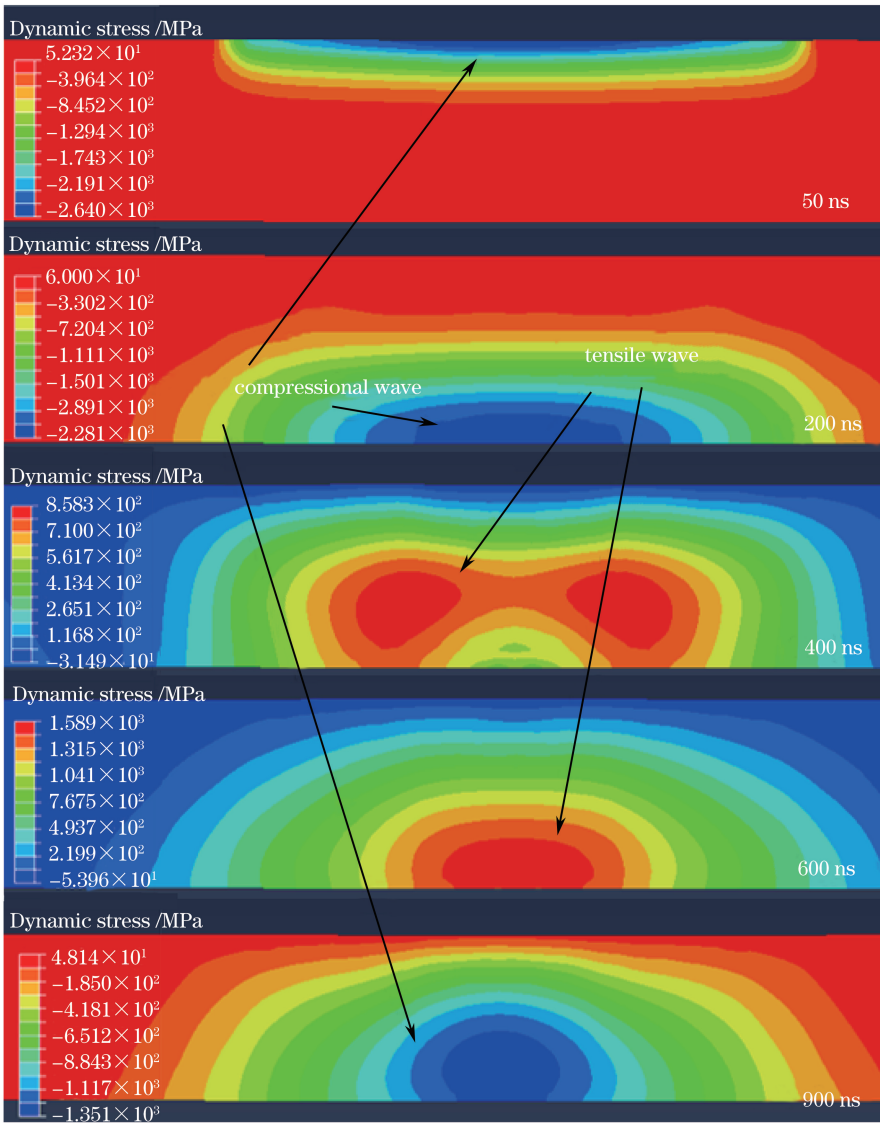


图 10 不同时刻深度方向上冲击波分布的云图

Fig. 10 Cloud map of shock wave distribution along depth direction at different moments

间为 100 ns 时,加载压力逐渐消失,表面压力开始减小,在 200 ns 时应力波到达冲击反面。冲击波传播过程中会发生反射和透射,由动量守恒方程可知,当冲击波从靶材向其后面的夹具或者自由表面传播时,整个传播过程中的反射波与入射波都是连续的,而且材料中各质点的运动符合力学平衡^[20],即

$$\sigma = \rho DU, \quad (7)$$

$$\sigma_I + \sigma_R = \sigma_T, \quad (8)$$

$$U_I + U_R = U_T, \quad (9)$$

式中 σ 为应力波的幅值, ρ 为材料密度, D 为介质中冲击波的波速, U 为粒子速度, 下标 T 代表透射波, R 代表反射波, I 代表入射波。推导可得应力波幅值满足

$$\frac{\sigma_T}{\sigma_I} = \frac{2\rho_N D_N}{\rho_M D_M + \rho_N D_N}, \quad (10)$$

$$\frac{\sigma_R}{\sigma_I} = \frac{\rho_N D_N - \rho_M D_M}{\rho_M D_M + \rho_N D_N}, \quad (11)$$

质点速度满足

$$\frac{U_R}{U_I} = \frac{\rho_M D_M - \rho_N D_N}{\rho_M D_M + \rho_N D_N}, \quad (12)$$

$$\frac{U_T}{U_I} = \frac{2\rho_M D_M}{\rho_M D_M + \rho_N D_N}, \quad (13)$$

式中下标 M、N 代表不同物质。从(11)式可以看出,物质的声阻抗决定了反射波的振动方向,当 $\rho_M D_M < \rho_N D_N$ 时,反射波和入射波的振动方向相同;当 $\rho_M D_M > \rho_N D_N$ 时,反射波与入射波的振动方向相反^[21]。仿真中底面采用全约束,使 N 阻抗远大于 M 阻抗,形成的第一次反射波与入射波的振动方向相同,同为压缩波,并在反面产生一定的残余应力。在实际加工中,反面接触的夹具为不锈钢材料,

其阻抗约为 TC17 钛合金的 2 倍,且可通过增大阻尼来减小反射波的幅度^[22],因此,仿真情况可以较好地反映实际冲击情况。当时间为 400 ns 左右时,第一次反射波到达冲击面,在仿真中冲击面为自由表面,因此,第二次的反射波振动方向与第一次反射波振动方向相反,即为拉伸波,抵消了表面的残余压应力,使表面最大残余压应力减小,并且随着厚度的增大,这种作用逐渐削弱;实际冲击中正面接触的为黑胶布,阻抗小于基体的五分之一^[22],因此,实际加工会达到相同的效果。第二次反射波的影响随厚度的增大而减弱,使最终表面的残余压应力随着厚度的增大而增大。在 700 ns 时,第二次反射的拉伸波到达反面并形成第三次反射波,且与第二次反射波振动方向相同,同为拉伸波,使底面残余压应力减小。因此,厚度为 1 mm 试样底面的最大残余压应力小于厚度为 2 mm 的试样。厚度越大,第三次反射波影响越小,底面残余压应力越大,但当厚度增大到一定程度时,第一次反射波形成的残余压应力变小,因此,随着厚度的增大,反面的残余压应力先增大后减小。在 900 ns 时,第三次反射波向正面传播,透射能量的衰减使得残余应力幅值逐渐减小,但不会对最终结果产生太大影响。综上所述,激光冲击强化薄壁件的正面残余应力随厚度的增大而增大,反面残余应力随厚度的增大先增大后减小。

5 结 论

利用有限元模型,结合理论分析,得到了激光冲击不同厚度 TC17 钛合金零件的表面和深度方向残余应力场分布规律,并通过动态分析研究了冲击波在不同平面间的反射情况,得到以下结论。

1) 随着试样厚度的增大,正面残余压应力逐渐增大,反面残余压应力先增大后减小,正面残余应力影响的深度逐渐增大。

2) 实验得到的试样显微硬度及残余应力变化规律与仿真结果一致,有限元模型具有准确性。

3) 通过动态分析,研究了冲击波在材料中的传播规律,得到了冲击波在不同表面的反射波振动方向和传播规律,结合理论分析,解释了双面残余应力场随厚度变化的机制。

参 考 文 献

[1] Wang X Y, Wang Y F, Jiang H, *et al.* Laser cladding forming of round thin-walled parts with slope angle [J]. Chinese Journal of Lasers, 2014,

41(1): 0103006.

王续跃, 王彦飞, 江豪, 等. 圆形倾斜薄壁件的激光熔覆成形 [J]. 中国激光, 2014, 41(1): 0103006.

[2] Liu Y, Lu J Z, Luo K Y, *et al.* Effect of laser shock processing on tensile property and fracture morphology of CP-Ti under elevated temperature condition [J]. Chinese Journal of Lasers, 2016, 43(9): 0902005.

刘月, 鲁金忠, 罗开玉, 等. 升温条件下激光冲击强化对工业纯钛拉伸性能和断口形貌的影响 [J]. 中国激光, 2016, 43(9): 0902005.

[3] Hua Y Q, Rong Z, Ye Y X, *et al.* Laser shock processing effects on isothermal oxidation resistance of GH586 superalloy [J]. Applied Surface Science, 2015, 330: 439-444.

[4] Sun H, Zhu Y, Guo W, *et al.* Effect of laser shock peening on residual stress and microstructure of TC17 titanium alloy [J]. Laser & Optoelectronics Progress, 2017, 54(4): 041405.

孙浩, 朱颖, 郭伟, 等. 激光冲击强化对 TC17 钛合金残余应力及显微组织的影响 [J]. 激光与光电子学进展, 2017, 54(4): 041405.

[5] Hu Y X, Yang R Y, Wang D Y, *et al.* Geometry distortion and residual stress of alternate double-sided laser peening of thin section component [J]. Journal of Materials Processing Technology, 2018, 251: 197-204.

[6] Luo K Y, Chen Q, Lü C, *et al.* Thickness analysis of two-sided simultaneous laser shock processing on AM50 Mg alloy [J]. Chinese Journal of Lasers, 2014, 41(1): 0103003.

罗开玉, 陈起, 吕刺, 等. 双面激光同时冲击 AM50 镁合金板料的厚度分析 [J]. 中国激光, 2014, 41(1): 0103003.

[7] Ivetic G, Meneghin I, Troiani E, *et al.* Fatigue in laser shock peened open-hole thin aluminium specimens [J]. Materials Science and Engineering A, 2012, 534: 573-579.

[8] Zhang X Q, Li H, Duan S W, *et al.* Modeling of residual stress field induced in Ti-6Al-4V alloy plate by two sided laser shock processing [J]. Surface & Coatings Technology, 2015, 280: 163-173.

[9] Lin B, Zabeen S, Tong J, *et al.* Residual stresses due to foreign object damage in laser-shock peened aerofoils: Simulation and measurement [J]. Mechanics of Materials, 2015, 82: 78-90.

[10] Bhamare S, Ramakrishnan G, Mannava S R, *et al.* Simulation-based optimization of laser shock peening process for improved bending fatigue life of Ti-6Al-2Sn-4Zr-2Mo alloy [J]. Surface & Coatings Technology, 2013, 232: 464-474.

- [11] Hfaiedh N, Peyre P, Song H B, *et al.* Finite element analysis of laser shock peening of 2050-T8 aluminum alloy[J]. *International Journal of Fatigue*, 2015, 70: 480-489.
- [12] Fabbro R, Fournier J, Ballard P, *et al.* Physical study of laser-produced plasma in confined geometry [J]. *Journal of Applied Physics*, 1990, 68(2): 775-784.
- [13] Kim J S, Nam H S, Kim Y J, *et al.* Numerical study of laser shock peening effects on alloy 600 nozzles with initial residual stresses [J]. *Journal of Pressure Vessel Technology*, 2017, 139(4): 041406.
- [14] Zhang W W, Yao Y L, Noyan I C. Microscale laser shock peening of thin films, part 1: Experiment, modeling and simulation [J]. *Journal of Manufacturing Science and Engineering*, 2004, 126(1): 10-17.
- [15] Zhang X Q, She J P, Li S Z, *et al.* Simulation on deforming progress and stress evolution during laser shock forming with finite element method [J]. *Journal of Materials Processing Technology*, 2015, 220: 27-35.
- [16] Hu Y X, Yao Z Q. Overlapping rate effect on laser shock processing of 1045 steel by small spots with Nd:YAG pulsed laser [J]. *Surface & Coatings Technology*, 2008, 202(8): 1517-1525.
- [17] Qiao H C. Experimental investigation of laser peening on Ti17 titanium alloy for rotor blade applications[J]. *Applied Surface Science*, 2015, 351: 524-530.
- [18] Wang B L. Study on the mechanical properties of titanium alloy TC17 and characteristics in machining [D]. Jinan: Shandong University, 2013.
王宝林. 钛合金 TC17 力学性能及其切削加工特性研究[D]. 济南: 山东大学, 2013.
- [19] Ding K, Ye L. Laser shock peening: Performance and process simulation[M]. Boca Raton: CRC Press, 2006.
- [20] Wang Y N, Fan Y J, Kysar J W, *et al.* Microscale laser peen forming of single crystal [J]. *Journal of Applied Physics*, 2008, 103(6): 063525.
- [21] Li Y H. The theory and technology of laser shock peening[M]. Beijing: Science Press, 2013.
李应红. 激光冲击强化理论与技术[M]. 北京: 科学出版社, 2013.
- [22] Ma D Y, Shen F. Acoustic manual [M]. Beijing: Science Press, 2004.
马大猷, 沈峰. 声学手册[M]. 北京: 科学出版社, 2004.