

波纹界面钛/钢复合板抗冲击行为研究

梁子睿¹ 任路泽¹ 曹勇¹ 王涛^{1,2,3}

(1. 太原理工大学机械与运载工程学院应用力学研究所, 太原 030024)

(2. 太原理工大学先进金属复合材料成形技术与装备教育部工程研究中心, 太原 030024)

(3. 太原理工大学中澳联合研究中心, 太原 030024)

摘要: 为了明晰在冲击载荷下钛/钢波纹复合板及界面的动态响应、损伤情况以及失效模式,使用空气炮对钛/钢波纹复合板开展小能量(53 J)冲击试验,在验证数值计算模型有效的基础上,开展了多种速度冲击复合板数值仿真,研究多种能量下复合板及其界面的冲击力学响应。结果表明,在小能量冲击条件下,波纹复合板正面出现塑性扩孔破坏,背板产生隆起且在隆起处有裂纹;波纹界面层结合紧密、整体下凹;将靶板沿冲击中心切开观察,截面没有出现裂纹、分层开裂等损伤,这与纤维增强复合材料层合板不同,当冲击表面出现目视勉强可见损伤后一般内部会有明显分层;在数值模拟中波纹复合板在冲击下的内聚力界面损伤区域少于平面界面复合板;小能量冲击时波纹板对子弹动能的吸收主要以整体变形吸能为主,波纹界面钛/钢复合板损伤较小;在多种能量冲击下波纹界面复合板相较于平面界面复合板界面结合更紧密,结构完整性更好,更不容易被破坏。

关键词: 小能量冲击; 波纹界面钛/钢复合板; 损伤分析; 数值模拟; 内聚力单元

中图分类号: TG335.81 **DOI:** 10.16579/j.issn.1001.9669.2025.05.014

0 引言

综合了多种金属优点的金属复合板逐渐成为新兴的关注对象^[1],以满足复杂使用环境下的应用需求。采用新型波平轧工艺制备的波纹界面钛/钢复合板^[2-4],能够在异质材料结合层间形成波纹状界面^[5-6],有助于增加金属复合板的变形协调能力,减弱残余应力使得界面结合更强^[7]。并且钛/钢复合板兼具了钛密度低、耐腐蚀^[8]与钢结构性好^[9]、成本低的优点,广泛应用于机械、航空航天、石油化工、海洋工业、国防科技等领域,例如管壳式换热器^[10]、烟囱防腐内筒^[11]、海洋土木防腐蚀材料^[12-13],也是轻型装甲车、水陆两栖装甲车的潜力金属装甲材料^[14]。

钛/钢复合板在应用过程中不可避免地会遇到冲击问题,在冲击时其界面通常是复合板中薄弱的区域^[15-16],研究其抗冲击行为对提升钛/钢复合板的力学性能有重要参考意义。在抗冲击性能方面,马桢等^[17]采用数值仿真的方法开展了弹道冲击下钛/钢复合波纹板的界面力学性能研究,该仿真表明,波纹板对子

弹动能的吸收要强于平面复合板,且波纹界面的损伤少于平面界面。针对铝/钛/钢平面复合板,许婉韵等^[18]开展了其在复合状态与夹层状态下对冲击的动力学响应理论与仿真研究,得到了模型材料参数与几何参数对复合板的冲击性能影响规律;张晓琼等^[19]开展了使用波纹辊轧制工艺制备的镁/铝波纹复合板的抗冲击性能试验研究,结果表明,冲击速度低于弹道极限速度时,波纹板抗冲击性能优于平面复合板;高于弹道极限速度时,两种复合板的抗冲击性能与耗能程度相当。目前,对该波纹界面钛/钢复合板的冲击性能有待进一步开展研究,特别是在试验表征其抗冲击行为方面。

为了明晰冲击荷载下钛/钢波纹复合板界面的动态响应、损伤情况以及失效模式,本文使用轻型空气炮对钛/钢波纹复合板开展了小能量中速冲击试验,力求在不对整板造成较大损伤的情况下能够单独分析界面的损伤。并且使用有限元软件进行仿真模拟,研究复合板及界面的冲击力学响应,以揭示其冲击损伤机制。

收稿日期: 2024-02-29 修回日期: 2024-04-09

基金项目: 国家自然科学基金项目(12202286); 山西省科技创新领军人才团队基金项目(202204051002006)

作者简介: 梁子睿,男,2000年生,广西柳州人,硕士研究生; 主要研究方向为金属复合板冲击动力学行为; E-mail:1480710562@qq.com。

曹勇(通信作者),男,1987年生,河南郸城人,副教授; 主要研究方向为复合材料力学与装甲防护; E-mail:caoyong@tyut.edu.cn。

引用格式: 梁子睿,任路泽,曹勇,等. 波纹界面钛/钢复合板抗冲击行为研究[J]. 机械强度,2025,47(5):119-130.

LIANG Zirui, REN Luze, CAO Yong, et al. Research on impact resistance behavior of titanium/steel composite plates with the ripple interface[J]. Journal of Mechanical Strength, 2025, 47(5): 119-130.

1 试验

钛/钢复合板基板采用3 mm厚304不锈钢板材,覆板采用2 mm厚TA1工业纯钛板材,长宽尺寸为195 mm×65 mm,轧制之后复合板的厚度为2.65 mm。使用线切割机将轧后的钛/钢复合板切割为65 mm×65 mm×2.65 mm的标准冲击试件。

使用图1所示轻型空气炮冲击试验系统对波纹轧钛/钢复合板进行中速冲击试验,其中所使用子弹为10 mm直径的钢珠,初始速度约为160 m/s。炮管内径为12.5 mm,将钢珠放置在使用3D打印机制备出的树脂弹托内,使用加压氮气对弹托进行加速至指定速度,当弹托与钢珠到达炮口时,炮口处安装的钢制脱弹器能够将弹托卡住约束在脱弹器内,但其开的小孔能够使钢珠顺利射出炮口冲击靶板。将试件置于图1所示的铝合金夹具中,夹具内部有凹槽能放置靶板,在凹槽与靶板之间的缝隙内填充冲击硬化材料来保证其在冲击过程中四周受力均匀。夹具前后放置的红外光幕靶能够测量钢珠冲击靶板前后的入射与剩余速度。为与钛/钢复合板的真实应用情况相符,即钛作为防腐材料暴露在表面,选择钛面为冲击面接受钢珠冲击,钢面为背面。

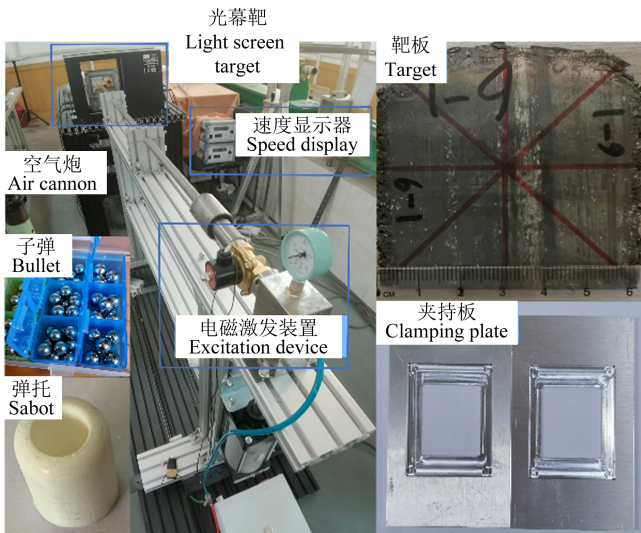


图1 中速冲击装置试验系统

Fig. 1 Test system of the medium speed impact device

2 有限元模拟

采用有限元软件Abaqus显示动力学求解器对钛/钢波纹复合板的中速冲击进行有限元仿真计算。其中,波纹面曲线能够根据辊型参数、波纹波长、波峰波谷的长度按式(1)所给出的正弦函数拟合。

$$f(x) = 0.2195 \sin \frac{1}{5} \pi x + 0.27 \quad (1)$$

2.1 有限元模型

模型尺寸如图2所示,与真实尺寸一致。

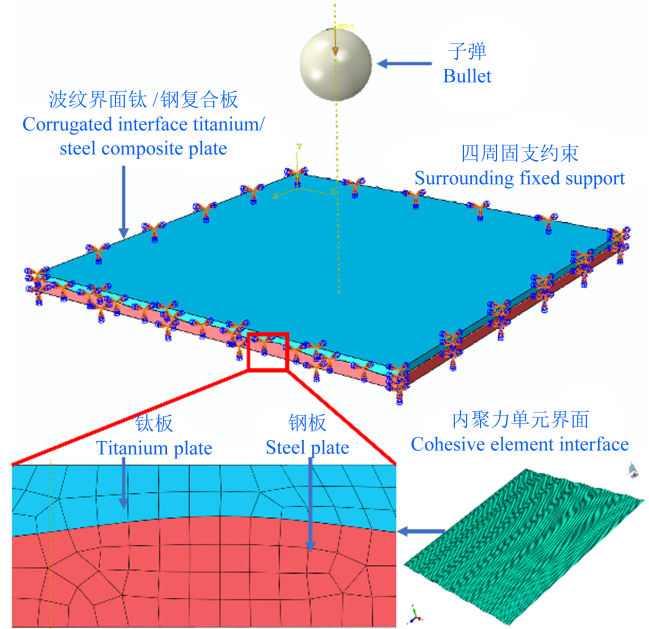


图2 冲击有限元模型

Fig. 2 Impact finite element model

靶板尺寸为65 mm×65 mm×2.65 mm,靶板四周设置为固支并且给钢珠施加垂直于靶板面的初始速度,钢珠直径为10 mm,在相互作用模块中将其约束为刚体,但其单元类型仍为八节点线性六面体减缩积分单元C3D8R,靶板大部分单元与钢珠单元类型相同,为了使网格过渡平稳,含有少数六节点三棱柱单元C3D6。在钛/钢界面插入零厚度内聚力单元来分析波纹界面的冲击现象,内聚力单元的单元类型为八节点三维黏结单元COH3D8。

2.2 材料本构模型

研究表明,在高应变率工况下采用Johnson-Cook (J-C)本构方程的金属模型误差较小,适用于该中速冲击的钛/钢金属模型^[20]。在该冲击模型中采用的J-C本构方程表达式以及失效准则表达式分别为

$$R = (A + B\varepsilon^n)(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*) [1 - (T^*)^m] \quad (2)$$

$$\varepsilon^f = (D_1 + D_2 e^{D_3/R})(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 T^*) \quad (3)$$

式中, A 为屈服应力; B 为应变硬化参数; n 为应力硬化指数; C 为应变率强化参数; $\dot{\varepsilon}^*$ 为等效塑性变形速率; T^* 为相对温度; m 为温度软化系数。 D_i ($i = 1, \dots, 5$)为材料参数, R^* 为三轴性应力。在J-C本构方程中使用单元损伤参数 D 来描述单元的损伤过程, D 越大,单元的刚度就越小,单元的承载能力就越差,当 $D=1$ 时,单

元刚度为 0,失去承载能力,将单元删除。钛的 J-C 材料参数如表 1 所示^[21],钢的 J-C 材料参数如表 2 所示^[22]。表 1 与表 2 中, ρ 为材料密度; E 为材料的弹性模量; μ 为材料的泊松比; T_m 为材料的熔点; T_g 为环境温度; $\dot{\epsilon}_0$ 为 J-C 本构塑性方程中的参考应变速率参数; $\dot{\epsilon}$ 为 J-C 本构损伤方程中的参考应变速率参数。

表 1 TA1 工业纯钛的本构模型参数

Tab. 1 Constitutive model parameters of TA1 industrial pure titanium

参数 Parameters	值 Value	参数 Parameters	值 Value
$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	4 450	m	1.032
E/GPa	114.5	$\dot{\epsilon}_0/\text{s}^{-1}$	4.64×10^{-4}
μ	0.345	D_1	-0.995
T_m/K	1 668	D_2	1.45
T_g/K	298	D_3	-0.1
A	285.7	D_4	-0.02
B	566.1	D_5	0.83
n	0.586 6	$\dot{\epsilon}_t/\text{s}^{-1}$	1.33×10^{-5}
C	0.049 4		

表 2 304 不锈钢的本构模型参数

Tab. 2 Constitutive model parameters of 304 stainless steel

参数 Parameters	值 Value	参数 Parameters	值 Value
$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	7 800	m	0.81
E/GPa	210	$\dot{\epsilon}_0/\text{s}^{-1}$	6.67×10^{-4}
μ	0.3	D_1	-43.408
T_m/K	1 800	D_2	44.608
T_g/K	298	D_3	-0.016
A	278	D_4	0.014 5
B	1 300	D_5	0.046
n	0.80	$\dot{\epsilon}_t/\text{s}^{-1}$	8.33×10^{-4}
C	0.072		

在两层材料间插入层间内聚力界面单元是当前模拟材料开裂断裂的一种主流手段^[23]。本文使用经典的双线性内聚力本构来模拟钛/钢波纹板的界面力学性能,该本构模型分为 2 个线性阶段:第 1 个线性阶段是线弹性阶段,应力与应变的斜率为正,当应力达到最大值 R_i^0 ($i=1, 2, 3$, 代表 3 种分离方向,分别对应 I、II、III 型层间断裂)时,损伤开始。此时进入第 2 个线性阶段,即损伤演化阶段,应力随着应变的增长而减小,斜率为负值,当应力减小至 0 时,代表该单元已损伤至完全失效,将单元删除。单元的损伤初始准则采用最大名义应力准则^[24]来描述,其表达式为

$$f = \max \left\{ \frac{t_n}{t_n^0}, \frac{t_s}{t_s^0}, \frac{t_t}{t_t^0} \right\} \quad (4)$$

式中, t_i ($i = n, s, t$) 分别为在 3 个分离方向上的牵引应力; t_i^0 ($i = n, s, t$) 分别为纯 I 型、II 型和 III 型裂纹破坏的最大名义应力,只要 3 个表达式中的最大值达到 1,即表示该内聚力单元开始损伤。

在内聚力单元的损伤演化模型中采用了基于能量定义的损伤类型,并且使用了 3 种断裂能模式混合的 Benzeggagh-Kenane (BK) 混合模式^[25-26]进行损伤演化的判定。BK 准则的表达式为

$$G_c = G_{\text{IC}} + (G_{\text{IIC}} - G_{\text{IIC}}) \left(\frac{G_s}{G_T} \right)^\eta \quad (5)$$

式中, G_{IC} ($i = \text{I}, \text{II}, \text{III}$) 分别代表了纯 I、II、III 型裂纹破坏的初始断裂能; G_s 为单元中剪切力做功; G_T 为单元的牵引力做功; η 为幂次参数,依据经验在该仿真中将 η 取为 1.5,且为了保证在内聚力单元的计算中能有较好的收敛性,增设一个值为 0.000 1 的损伤稳定黏性。由于钛钢波纹界面的力学性能暂不明确,所以在仿真中模拟该界面的内聚力单元材料参数除了断裂能参数以外都是通过参考相关文献推荐值得到的,而断裂能参数通过试验反演得到。内聚力单元的损伤情况能够直接影响单元的承载能力以及单元删除数量,进而影响界面的损伤面积、背板的挠度大小等关键结果,而断裂能参数直接关联着内聚力单元的损伤演化情况,因此断裂能参数对于模拟结果较为敏感。波纹界面的内聚力单元材料参数如表 3 所示。表 3 中, E_n 、 E_s 、 E_t 分别为内聚力单元在 3 个方向上的弹性模量。

表 3 内聚力单元材料参数

Tab. 3 Material parameters of cohesive element

参数 Parameters	值 Value	参数 Parameters	值 Value
$\rho/(\text{kg}/\text{m}^3)$	1 440	E_s/GPa	4.8
t_n^0/MPa	55	E_t/GPa	4.8
t_s^0/MPa	120	$G_{\text{IC}}/(\text{J}/\text{m}^2)$	2 200
t_t^0/MPa	120	$G_{\text{IIC}}/(\text{J}/\text{m}^2)$	2 400
E_n/GPa	2.2	$G_{\text{IIC}}/(\text{J}/\text{m}^2)$	2 400

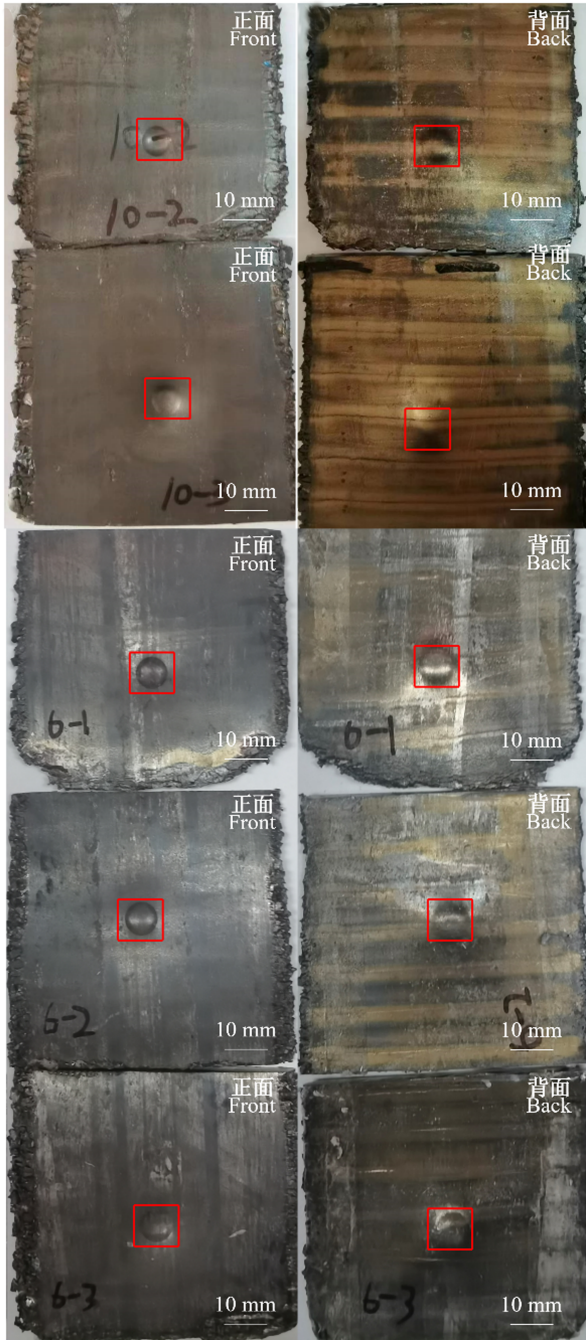
3 结果与讨论

3.1 靶板失效模式分析

3.1.1 表面冲击形貌分析

共进行了 5 发弹道冲击试验,靶板冲击后宏观形貌如图 3 所示,靶板的开坑直径以及扩孔深度如表 4 所示。

由图 3 可以看出,子弹撞击靶板后回弹,靶板在钢珠冲击下正面形成圆形浅坑,背面形成鼓包凸起。在



(a) 靶板正面冲击形貌 (b) 靶板背面冲击形貌
 (a) Front impact morphology of the target plate (b) Back impact morphology of the target plate

图3 靶板冲击后宏观形貌

Fig. 3 Macro morphology of the target plate after impact

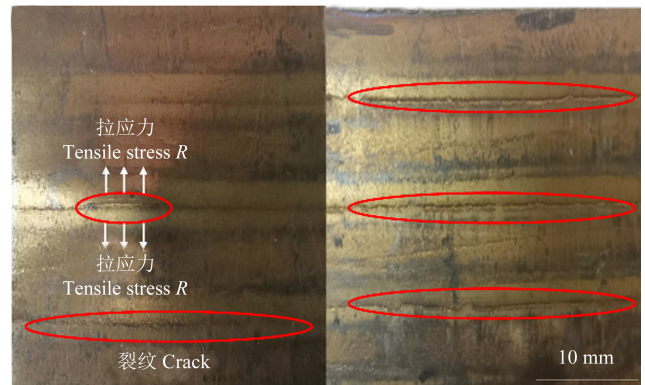
相同速度冲击下靶板的开坑直径以及扩孔深度基本一致,开坑直径平均值为6.96 mm,扩孔深度平均值为1.11 mm,表现出开坑直径大而深度小的特点,这与弹丸几何形状尺寸有关。半径大的球形弹丸在冲击过程中与靶板接触面积更大,能量耗散区域更广,在冲击速度没有明显提升之前难以形成有深度的侵彻。靶板的冲击正面以及背面不管是中心区域还是边缘区域都平整光滑,没有肉眼可见的裂纹缝隙,这说明对于

表4 试件冲击参数

Tab. 4 Impact parameters of specimens

试件编号 Specimen number	开坑直径 Pit diameter/mm	扩孔深度 Reaming depth/mm
10-2	6.85	1.04
10-3	7.0	1.16
6-1	7.16	1.18
6-2	6.84	1.07
6-3	6.94	1.11

该复合板而言,速度约为160 m/s的钢珠的冲击能量不足,冲击时产生的剪切力不够,对靶板的冲击只能维持在开坑阶段,没有剩余能量进行稳定侵彻,因此不能观察到靶板严重损伤时出现的剪切冲塞以及花瓣状破坏特征。部分靶板背板存在初始裂纹,如图4所示。由图4(a)可以看出,靶板的背板处有两条初始裂纹:有一条经过背凸处,并且该裂纹在背凸区域的宽度在冲击后有明显的上升;而另一条在靶板边缘处。



(a) 背板表面裂纹 (b) 背板初始裂纹
 (a) Surface cracks of the back plate (b) Initial cracks of the back plate

图4 背板裂纹

Fig. 4 Cracks of the back plate

分析靶板背凸处裂纹宽度在冲击后增加的原因在于靶板的初始裂纹恰好经过冲击中心、背板隆起处,那么在钢珠的冲击作用下,背板表面的裂纹在拉伸应力作用下会在初始裂纹的基础上向长度、宽度两个方向扩展,形成冲击后所见裂纹。在进行冲击试验前已检测出复合板界面没有损伤,因此虽然背板表面存在初始裂纹,但是仅仅观察到表面的裂纹并不能判断内部损伤情况以及界面层的结合能力,还需观察靶板的冲击截面等内部特征才能得出相应结论。

3.1.2 冲击截面形貌分析

将靶板沿冲击中心区域使用线切割技术切开得到冲击截面,如图5所示。

由图5可以看出,在整个截面上的界面都完整清晰,没有发现界面的分层开裂或裂纹扩展。界面的变

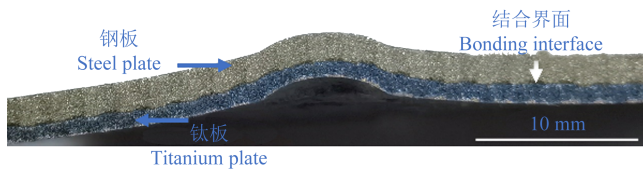


图 5 冲击截面图

Fig. 5 Impact cross-section view

形与表面的变形基本一致,在冲击区域界面曲线已经趋近于抛物线。这说明速度大约为 160 m/s 的直径为 10 mm 钢珠冲击并不能对整块靶板最薄弱的界面区域产生明显损伤,例如分层、开裂,也没能在截面上发现目视可见的裂纹,在冲击下界面更多的是作为一个整体共同变形,冲击能量有一部分被转化成了使得波纹界面形状发生改变的变形能。冲击应力场在达到界面层的损伤初始应力值之前已经先达到了金属的屈服强度。这体现了钛/钢复合板的界面结合强度的优越性,相较于传统的平轧复合板而言,波纹界面钛/钢复合板不但拥有波纹界面啮合来抵抗两块板之间的滑移以及界面位移不协调所导致的界面开裂分层,而且波纹界面的结合面积比平面界面的结合面积大,轧制时界面两种金属原子相互扩散形成的冶金结合界面与机械结合形成的界面的结合强度相比也上升了一个台阶,这是波纹界面复合板比较明显的优点。

此外,观察冲击截面能看出,靶板除了开坑区域有肉眼可见的凹陷变形外,在冲击区域周围也有大面积的盘式凹陷,这是靶板将冲击能量主要转化为靶板整体弯曲变形的显著特征。若是子弹速度提升,在冲击中剪切力占主导地位,则靶板的变形区域只会集中在扩孔区域并且扩孔的深度会有明显的增加,损伤将成为剪切冲塞破坏,那么此时靶板的吸能方式则以剪切变形吸能为主。

3.2 失效机制分析

由于波纹结合界面的失效特征并不能直观地通过试验观察,为进一步分析靶板的失效过程和失效机制,开展了子弹冲击波纹轧复合板的冲击仿真分析。

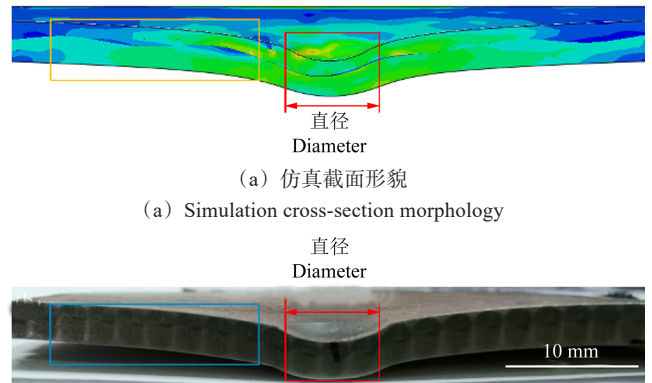
3.2.1 仿真模型对比验证

将仿真计算出的冲击中心截面形貌与试验冲击截面进行对比,如图 6 所示。

由图 6 可以看出,仿真计算出的冲击截面形貌与试验冲击的截面形貌在整体上基本一致,开坑孔径 d 、深度,以及由黄色、蓝色方框标注的开坑区域外的截面弯曲也比较吻合。将仿真的截面背板挠度与试验背板挠度进行对比,如图 7 所示。

由图 7 看出,试验的背板挠度与仿真的挠度曲线基本一致,这说明了该有限元模型对试验的良好还原

度以及准确性。只有在最高点以及最高点右侧有一些差距,但在最高点左侧的曲线基本符合,分析原因可能是弹托与钢珠的相互作用影响了钢珠出射弹道,导致试验的冲击位置与预设的完全轴对称的冲击区域出现了少许偏移,这使得试验的截面背板挠度并不完全对称而呈现曲线整体向右偏移的情况。



(a) 仿真截面形貌
(a) Simulation cross-section morphology

(b) 试验截面形貌
(b) Test cross-section morphology

图 6 截面对比

Fig. 6 Cross-section comparison

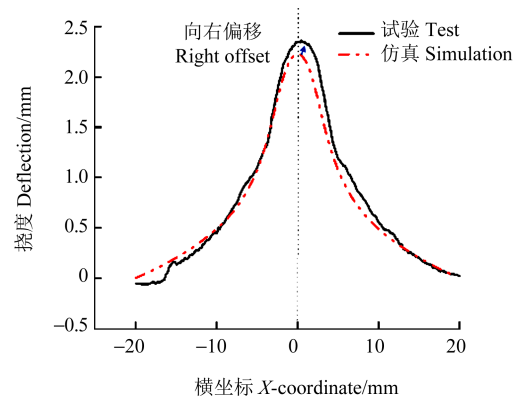
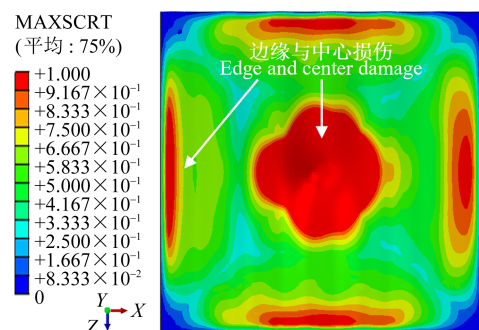


图 7 背板挠度对比

Fig. 7 Comparison of the back plate's deflection

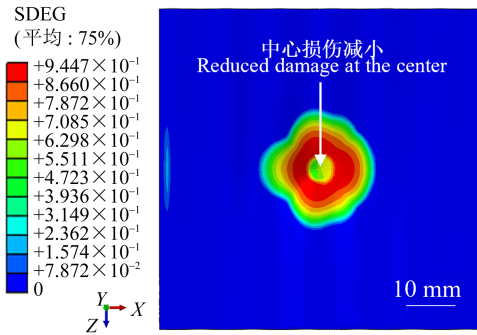
3.2.2 界面损伤分析

界面的最大名义应力损伤初始准则云图和刚度退化云图如图 8 所示;冲击过程中的接触应力云图历程如图 9 所示。



(a) 初始损伤云图

(a) Nephogram of the initial damage

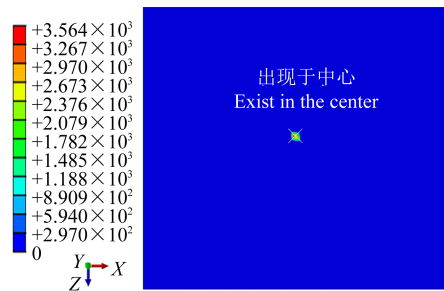


(b) 刚度退化云图

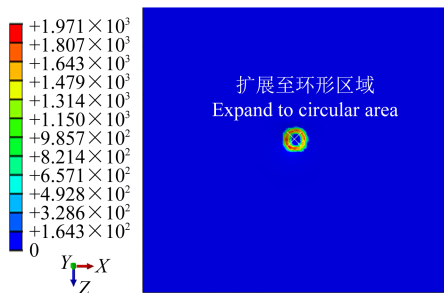
(b) Nephogram of the rigidity degradation

图 8 损伤云图

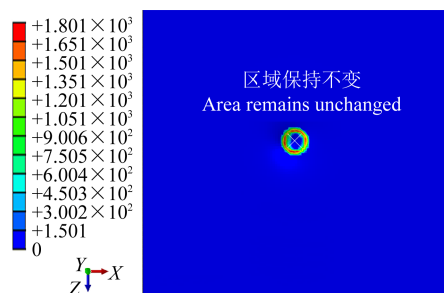
Fig. 8 Damage nephogram



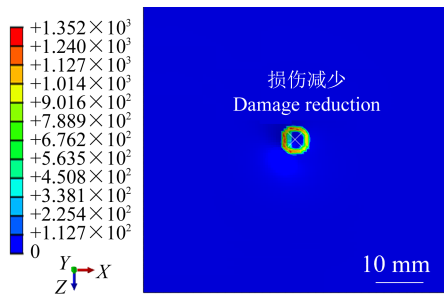
(a) $t=0.03 \mu\text{s}$



(b) $t=5.03 \mu\text{s}$



(c) $t=10.0 \mu\text{s}$



(d) $t=15.5 \mu\text{s}$

图 9 接触应力云图

Fig. 9 Nephogram of contact stress

图 8 中由深蓝色到红色代表损伤程度加大。由图 8(a)可以看出,在冲击区域附近的一大块区域都开始损伤演化,除了 4 个角之外,界面上的绝大部分都已经开始发展成损伤;除了冲击中心区域颜色鲜艳以外,在 4 条边附近损伤起始值也较大,较为明亮,这是由于四周的固支条件使得边缘区域在冲击过程中会维持较高的应力水平,因此也有明显的损伤。

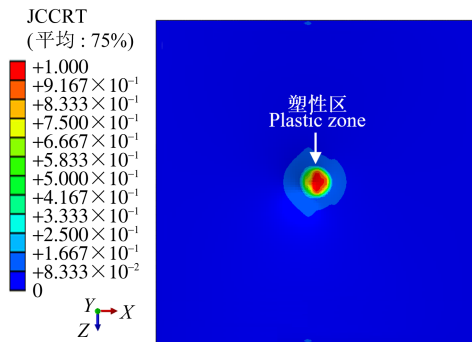
由图 8(b)可以看出,刚度退化主要发生在冲击区域,呈现一个由外向内逐渐变大,达到峰值时继续向内退化又减小的趋势。产生该现象的原因是由于钢珠的直径大,并且为球状,在冲击过程中只有在初始阶段与靶板接触面积的投影等于该图中内部不为红色的区域的面积,此时该区域虽然损伤已开始发展,但是由于球体几何形状的约束,想要继续往下冲击则球体与靶板的接触面积就会愈发增大,随后接触应力最大的区域以及受力最大的区域并不是最初的冲击中心区域,而是钢珠继续向下冲击时与靶板新增加的接触面积,此块面积即约为图 8(b)中显示为红色的环状区域,该历程如图 9 所示,除了刚开始 $0.03 \mu\text{s}$ 时覆盖了中心小块区域,之后的接触应力都存在于环状区域,直到钢珠动能被靶板完全吸收准备回弹时接触应力才重新覆盖到整片区域。那么环状区域实际上是整个冲击过程中作用时间最长、受力最大的区域,而中心的一小块面积虽然作用时间等同于环状区域,但是该区域受到的力与环状区域相比较小,每提升一点开孔深度必须提升非常多的开孔直径,这是由钢球的几何形状决定的,这也解释了开坑的孔径大但是深度小的特点。

在图 8 中能发现损伤云图并没有完全关于中心点对称,这是波纹板导致的结果。在仿真几何模型中波纹曲线的波峰或者波谷位置并不对应在冲击位置上,虽然对于靶板来说整体对称,但是考虑波纹界面后对于界面而言冲击是不对称的,冲击的对应位置在波峰波谷之间,从影响距离来看,对于波峰面的影响会大于对于波谷附近的影响,因此,由图 8 可以看出,中心点右侧的损伤会大于中心点左侧,左侧即波谷所在区域,右侧即为波峰所在区域。

3.2.3 金属损伤分析

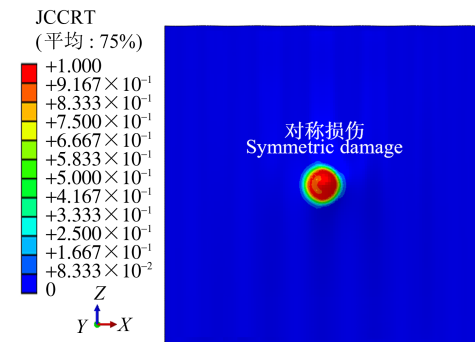
图 10 为金属的损伤云图。由图 10 可以看出,钛板的损伤区域比钢板更大,因为钛板为冲击面,钢板为背面,受到冲击的影响自然比钛板少;对于钛板而言,背面的损伤比正面大很多,这表明冲击过程中钛金属的损伤主要以拉伸产生的损伤为主,而正面的受

压损伤仍然比较小。但是,钛板正面受影响区域比背面更大,其多出的区域即为金属初始损伤准则数值大约为 0.25 的区域。分析认为,这一环状塑性区域的出现是在冲击正面的初始阶段,子弹刚刚接触到靶板时冲击产生的应力波所导致的^[27-29]。在冲击初始阶段相互作用的力最大,此时冲击的应力波的幅值是最大的,故而能够在钢珠与靶板的接触面积之外的环状区域形成一个明显的塑性区,但是之后的阶段由于初始阶段靶板对钢珠能量的吸收,钢珠后续产生的应力场不能在背板冲击周围区域附近产生这样的塑性区。由图 10 也能看出,背板的损伤区域几乎都是钢珠与靶板正面接触区域的投影以及附近的受拉区域,由外围到中心的变化率更大,与正面的损伤现象完全不同。



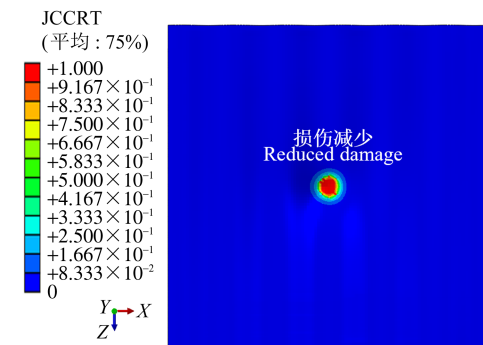
(a) 钛板正面损伤云图

(a) Nephogram of the titanium plate's front damage



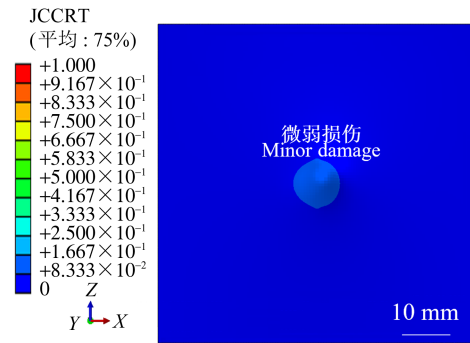
(b) 钛板背面损伤云图

(b) Nephogram of the titanium plate's back damage



(c) 钢板正面损伤云图

(c) Nephogram of the steel plate's front damage



(d) 钢板背面损伤云图

(d) Nephogram of the steel plate's back damage

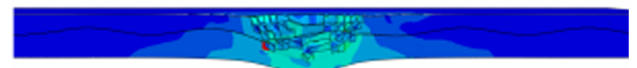
图 10 仿真损伤云图

Fig. 10 Nephogram of simulated damage

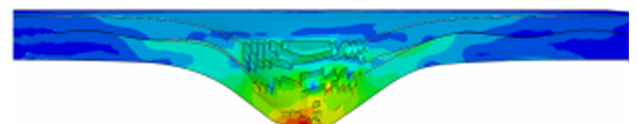
对于钢板而言,正面的损伤比背面的损伤更大,这是因为钢板距离冲击区域比钛板更远,这时影响距离对损伤占主导地位,距离比受力方式更影响损伤情况,距离越远损伤越小,钢板正面比背面距离冲击更近,损伤更大,但都不能达到钛板的损伤情况,并且还有界面层对冲击的抵抗,因此对钢板的损伤比较小。

3.2.4 波纹板在冲击过程中的损伤分析

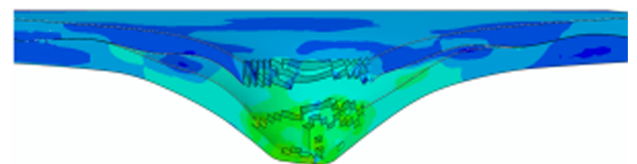
由于在试验中未发现波纹界面钛/钢复合板的明显损伤,为了深入研究波纹界面在冲击过程中对损伤扩展以及吸能的情况,开展了不同速度下对波纹界面钛/钢复合板的冲击仿真。由此得到波纹界面钛/钢复合板的临界穿透速度为 389 m/s 并且选取 300 m/s 以及 560 m/s 这两种具有代表性的冲击速度以及 3 个不同时间节点的波纹界面钛/钢复合板中心截面图进行分析,如图 11 所示。



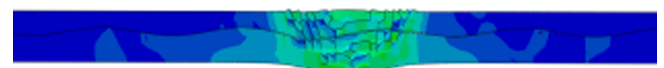
(a) 300 m/s, 10 μs



(b) 300 m/s, 40 μs



(c) 300 m/s, 60 μs



(d) 560 m/s, 5 μs

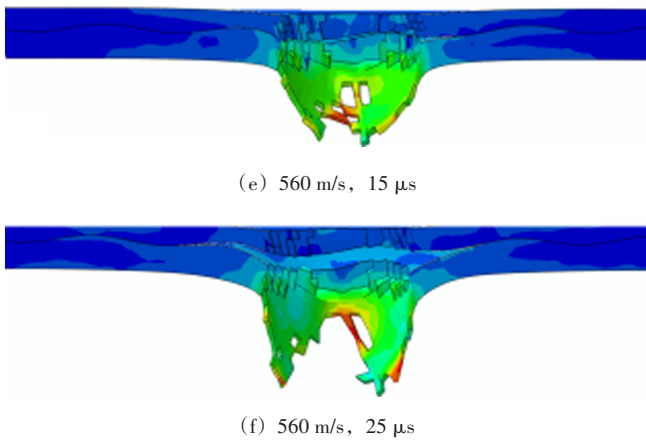


图 11 冲击截面过程云图

Fig. 11 Nephogram of impact cross-section process

基于子弹动能曲线,对于 300 m/s 的冲击速度选择 10、40、60 μs 进行分析,对于 560 m/s 的冲击速度选择 5、15、25 μs 进行分析,3 个时间节点分别对应 3 个冲击阶段。图 11(a)与图 11(d)分别对应着不同速度下侵彻的初始阶段,从中可以看出,在该时刻下的冲击主要使得正面板的钛单元、冲击路径上的内聚力单元和部分钢单元受到挤压破坏而删除,背板微微凸起,此时冲击损伤局限于与弹丸接触的部分,其他区域的界面还没有发生分层,因此在初始阶段波纹界面与平面界面在动能曲线上表现出了一致性。而由图 11(a)~图 11(b)和图 11(d)~图 11(e)可以看出,随着弹丸持续向下冲击,钛板和钢板破坏都增大。在冲击区域钛板穿透直径增大,钢板在冲击下由于单元损失变薄,两板都产生塑性弯曲,背板挠度明显增加,此时波纹界面损伤在拉伸波作用下开始扩展,上、下两板沿着波纹曲线分层,不同之处在于速度越大局部损伤越明显,钛板的塑性弯曲以及界面分层会减小,但背板的损伤会明显增大。在持续侵彻阶段,由于界面分层刚开始扩展,在两板损伤几乎相同的情况下波纹界面与平面界面分层长度又几乎相同,因此在能量曲线中的差值不大。而由图 11(b)~图 11(c)和图 11(e)~图 11(f)中可以看出,两块金属板的单元损伤删除情况基本没有变化,损伤形貌已与冲击结果基本一致,而内聚力单元持续损伤导致分层增至最大,持续的分层使得动能损耗主要通过背板的塑性弯曲转移,这是背板挠度增大的主要原因。在该阶段内聚力单元的损伤成为损伤的主要形式,这是弹丸冲击导致界面分层的主要阶段。由图 11 中的变化能够认为,界面层的存在是导致在该阶段以及最后的冲击结果中复合板与同等面密度单板冲击形貌、损伤结果和能量转移途径不同的主要原因。此时冲击造成了背板的塑性弯曲,界面层相较于金属的薄弱使得破坏路径由仅在冲击

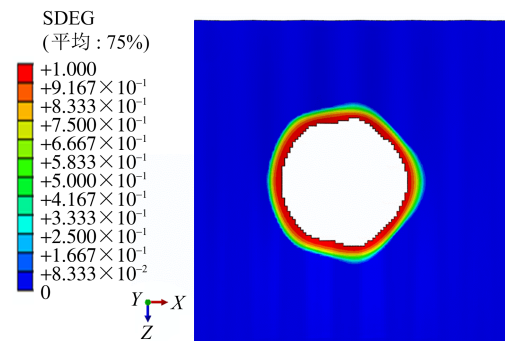
区域附近扩展成为背板塑性弯曲沿着界面传递并最终导致整体的变形提升。背板的弯曲导致界面分层,而界面的分层又使得背板的弯曲沿着界面扩展直至将动能损耗为 0,这是互相激励的正循环。但与平面界面不同的是,波纹界面增加了上、下两板的接触面积,在横向位移相同距离下波纹界面的分层比平面界面分层损耗更多能量,且波纹形状导致两板出现了类似于齿轮的啮合结构,两板不仅通过界面层连接固定,还通过啮合限制单块板单独活动,这使得两板相较于平面界面更趋近于整体变形,抑制了背板的单独弯曲,因此波纹界面复合板会比平面界面复合板产生的分层损伤更少,背板的塑性弯曲更小。

3.3 波纹板与不同靶板抗冲击对比

为了丰富仿真模型结果,在原有仿真模型基础上制作了长宽相同、面密度相同的平面界面钛/钢复合板、纯 304 不锈钢板以及工业纯钛板有限元模型,与波纹板同时进行多种速度下冲击仿真对比,以便更好地反映出波纹界面钛/钢复合板的抗冲击性能。其中纯 304 不锈钢板的厚度为 2.19 mm,工业纯钛板的厚度为 3.85 mm,2 块板都为整体不设 0 厚度内聚力单元模拟分层。

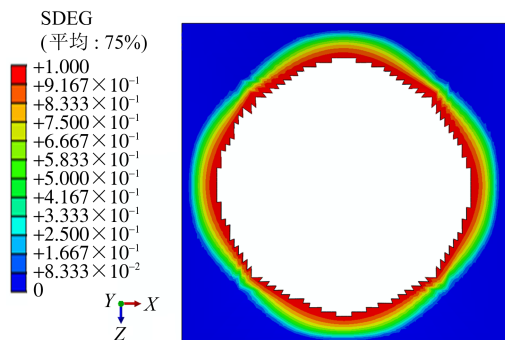
3.3.1 损伤对比分析

波纹界面以及平面界面以速度为 389、560 m/s 的钢珠冲击后的损伤如图 12 所示。



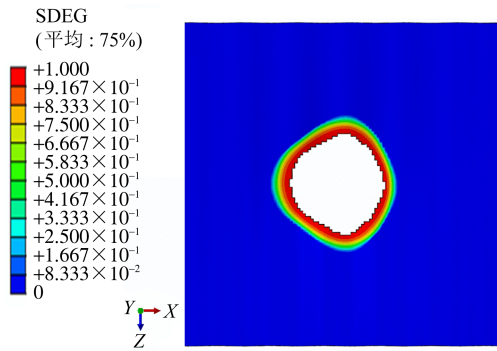
(a) 389 m/s 波纹界面损伤云图

(a) Nephogram of corrugated interface damage at 389 m/s



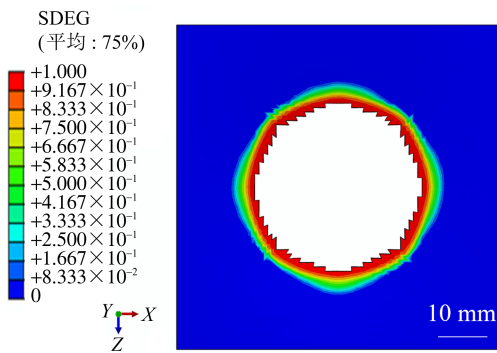
(b) 389 m/s 平面界面损伤云图

(b) Nephogram of plane interface damage at 389 m/s



(c) 560 m/s 波纹界面损伤云图

(c) Nephogram of corrugated interface damage at 560 m/s



(d) 560 m/s 平面界面损伤云图

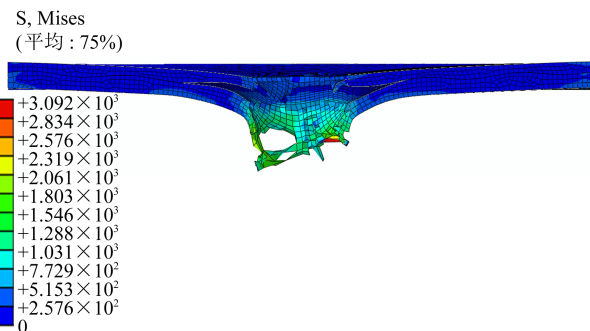
(d) Nephogram of plane interface damage at 560 m/s

图 12 仿真界面损伤云图

Fig. 12 Nephogram of simulation interface damage

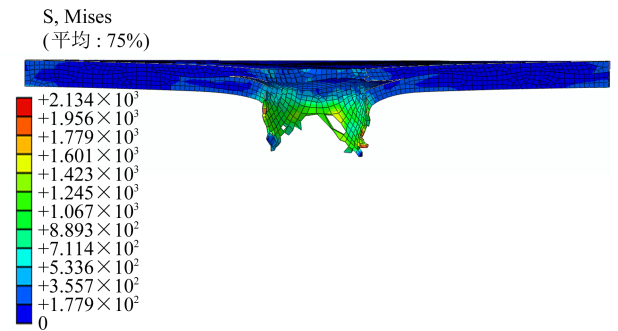
图 12 中颜色由深蓝至红代表着刚度退化值从 0~1 的增长,在 2 个速度冲击下界面都发生了明显的损伤破坏,都有界面单元被删除。但是,由图 12 可以很明显地发现,不管是 389 m/s 还是 560 m/s 的速度冲击下波纹界面的破坏区域都少于平面界面,在临界穿透速度下单元删除面积略小于平面界面,而在 560 m/s 冲击下波纹界面单元删除面积则远小于平面界面单元。这能够直接反映出在同一速度冲击下波纹界面钛/钢复合板的界面结合能力大于平面界面钛/钢复合板,整体的结构完整性更好。

平面复合板以及波纹复合板以速度为 389、560 m/s 的钢珠冲击后截面云图如图 13 所示。



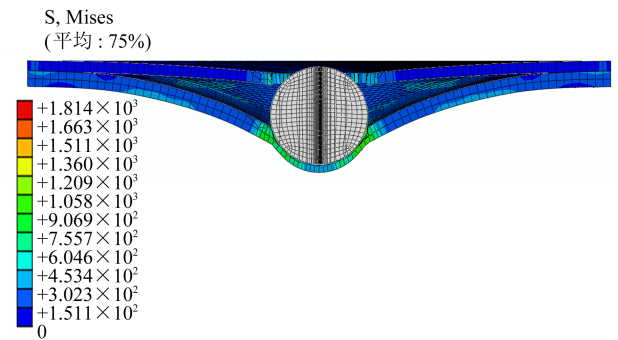
(a) 389 m/s 波纹板截面

(a) Corrugated plate's section at 389 m/s



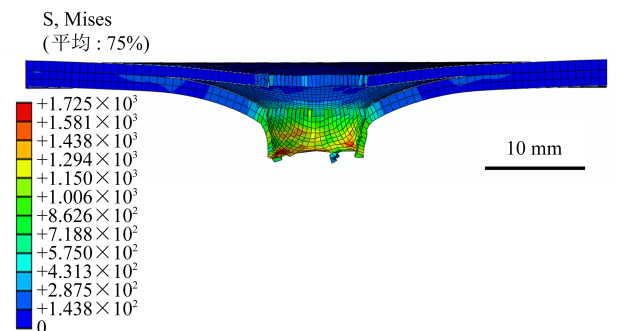
(b) 560 m/s 波纹板截面

(b) Corrugated plate's section at 560 m/s



(c) 389 m/s 平面板截面

(c) Plane plate's section at 389 m/s



(d) 560 m/s 平面板截面

(d) Plane plate's section at 560 m/s

图 13 冲击截面云图

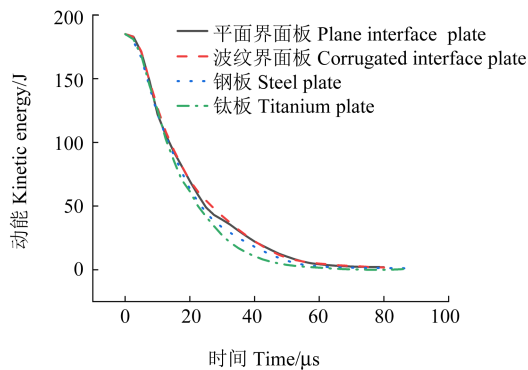
Fig. 13 Nephogram of impact cross-section

为了能够直观地看出复合板的分层,将绘图选项设置为显示所有网格。由图 13 可以看出,在波纹板的临界穿透速度 389 m/s 下,平面板并未被钢珠穿透而是将钢珠卡在中间,且平面板界面分层比波纹板更严重。这说明平面板的临界穿透速度要大于波纹板,并且其吸能效果也强于波纹板。而当冲击速度达到 560 m/s 时,两块靶板都被击穿,波纹板界面分层相较于 389 m/s 的冲击分层减小得不明显但平面板分层相较于 389 m/s 的冲击分层明显减小,局部损伤增大,但整体损伤以及变形仍比波纹复合板更大。图 13 表明,在相同的子弹速度冲击下平面界面复合板的损伤和整体变形要大于波纹界面复合板。

3.3.2 吸能对比分析

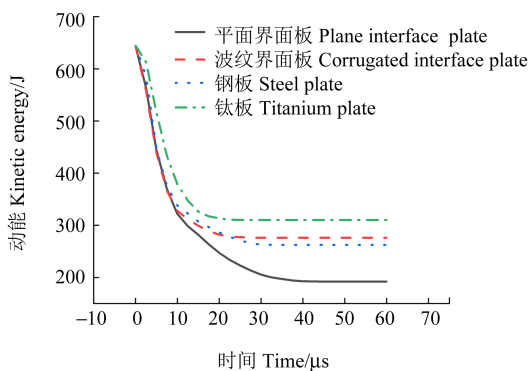
图 14 给出了 4 块靶板在 300、560 m/s 速度下子弹

动能随时间的变化曲线。



(a) 初速度 300 m/s

(a) Initial velocity 300 m/s



(b) 初速度 560 m/s

(b) Initial velocity 560 m/s

图 14 子弹动能-时间曲线

Fig. 14 Kinetic energy-time curves of bullets

由图 14(a)可以看出,在 300 m/s 的速度冲击下 4 块靶板的吸能情况基本相符,由于子弹都不能穿透靶板,故而吸收的子弹动能几乎为初始动能的 100%,还有小部分动能来源于子弹回弹。只有在时间为 20~60 μs 阶段时曲线有一些差异,表现为钛板曲线下凹比其余 3 条曲线更多,动能下降率更大。这有可能是因为钛板的冲击损伤更大,在其余 3 块板只产生扩孔破坏以及整板弯曲变形时,钛板已经被击穿,出现了明显的冲塞块,但子弹并未穿过钛板,同样产生回弹。总体来说,在该速度下的吸能情况没有明显差异。而由图 14(b)可以看出,以 560 m/s 的速度冲击下的 4 条曲线则有明显不同,平面界面复合板吸能远大于其余 3 块板,钢板与波纹界面复合板相差不大,钢板略大,而钛板又明显小于波纹板。钛板曲线从头至尾都没有与其余曲线相重合之处,曲线的下降率与其余 3 条曲线相比更小并且达到平稳阶段时的时间更快,这也能说明钛板与其余 3 块板相比吸收了更少的动能,使得子弹穿过钛板的时间更短;其余 3 块板在曲线快速下降阶段基本重合,在曲线过渡阶段开始出现区别,波纹板与钢板曲线到 25 μs 时已经进入平稳阶段,而平面界面复合板吸收的动能还在持续下降,直到 40 μs

才进入平稳阶段。对截面图的对比分析可知,多出的动能下降是子弹侵彻至界面层之后,界面的大面积分层开裂和钢板的大范围塑性弯曲所导致的。对于平面界面复合板来说,其受到的损伤比波纹界面复合板受到的更大,多出的这部分损伤吸收的动能能够理解为平面界面复合板吸收的总动能与波纹界面复合板吸能的差值。因此,虽然波纹界面钛/钢复合板在 560 m/s 的速度冲击下界面损伤比平面界面复合板小,但是,平面界面复合板的分层诱导了更大的钢板全局塑性变形,所以对子弹动能的吸收效果比波纹界面钛/钢复合板更好。

4 结论

使用轻型气炮对钛/钢波纹复合板进行小能量冲击试验,子弹为直径 10 mm 的钢珠,并且使用有限元软件 Abaqus 在该冲击试验进行对比验证的基础上开展了多种速度、多种靶板下的冲击模型仿真。得到结论如下:

1) 靶板受到冲击后产生塑性扩孔以及盘式凹陷,背板产生鼓包隆起;背板存在的初始裂纹若经过冲击区域,则会受到冲击影响而增大尺寸,而处在靶板边缘的初始裂纹因为距离更远,所以受到的冲击影响不足以改变其尺寸,在小能量冲击 (53 J) 下未能对靶板产生更严重的破坏。

2) 将靶板线切割后发现,其界面在冲击后结合仍然紧密,界面在冲击作用下整体下凹,冲击中心区域界面由波纹状曲线变为下凹抛物状曲线,未能观察到钛/钢波纹界面出现可见裂纹、分层以及开裂等损伤。

3) 仿真冲击形貌、截面挠度与试验基本符合,验证了该仿真模型的适用性以及准确性。仿真中当钢珠冲击速度小于波纹板临界穿透速度时,波纹板与平面板的耗能程度相当,且波纹界面损伤略小于平面界面;当钢珠冲击速度大于或等于波纹板临界穿透速度时,波纹界面复合板虽然吸能效果逊于平面界面复合板,但是其界面损伤区域明显少于平面界面复合板,其界面结合更为紧密,波纹界面通过增加接触面积以及两板啮合来抑制界面的分层以及背板的整体变形。

参考文献 (References)

- [1] 周杰,史和生,杨文芬,等. 金属复合板加工技术的研究现状及发展趋势[J]. 金属世界,2022(5):24-30.
ZHOU Jie, SHI Hesheng, YANG Wenfen, et al. Present situation and development of composite technics for metal clad plates [J]. Metal World, 2022(5):24-30. (In Chinese)
- [2] CHENG Y Z, LIU W W, WANG T, et al. Study on the effects of initial temperature and thickness ratio of component metals on the preparation of aluminum/steel clad plates by the new different tem-

- perature rolling method [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2023, 95: 229-241.
- [3] GUO S, WANG F R, WANG Y Q, et al. Microstructural evolution and properties of Ti/Al clad plate fabricated by vacuum rolling and heat treatment [J]. *Materials Science & Engineering A*, 2023, 882: 145445.
- [4] WANG T, LI S, REN Z K, et al. Microstructure characterization and mechanical property of Mg/Al laminated composite prepared by the novel approach: corrugated + flat rolling (CFR) [J]. *Metals*, 2019, 9 (6): 690.
- [5] 黄庆学, 朱琳, 李玉贵, 等. 一种轧制金属复合板带的方法: 2014100287764 [P]. 2014-04-23.
- HUANG Qingxue, ZHU Lin, LI Yugui, et al. Method for rolling metal clad plate strip: 2014100287764 [P]. 2014-04-23. (In Chinese)
- [6] GAO X Y, BIAN L P, ZHAO J W, et al. Interface-position-dependent structure evolution and mechanical behavior of corrugated cold rolled Cu/Al clad plate: experiment and simulation [J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2021, 13 (Suppl. C): 216-227.
- [7] 王涛, 齐艳阳, 刘江林, 等. 金属层合板轧制复合工艺国内外研究进展 [J]. *哈尔滨工业大学学报*, 2020, 52(6): 42-56.
- WANG Tao, QI Yanyang, LIU Jianglin, et al. Research progress of metal laminates roll bonding process at home and abroad [J]. *Journal of Harbin Institute of Technology*, 2020, 52(6): 42-56. (In Chinese)
- [8] HAMZA A H, ÍSMAIL E, VOLKAN K, et al. Effect of the Ti addition on the corrosion behavior of newly developed AA7075-Ti alloys [J]. *Journal of Alloys and Compounds*, 2023, 969: 172349.
- [9] ZONG L, LIU H, WANG J X, et al. Experimental and numerical investigation on mechanical and fatigue performance of corroded Q690D high-strength steel [J]. *Thin-Walled Structures*, 2024, 195: 111466.
- [10] 张成, 孙万仓. 钛制换热器结构的分析和设计优化 [J]. *钛工业进展*, 2016, 33(4): 40-43.
- ZHANG Cheng, SUN Wancang. Structure analysis and optimization of titanium heat exchanger [J]. *Titanium Industry Progress*, 2016, 33(4): 40-43. (In Chinese)
- [11] 吕刚. 关于火电厂烟囱钛钢复合板制造及施工注意事项 [J]. *世界有色金属*, 2017(13): 273, 275.
- Lǚ Gang. About the manufacture and construction of thermal power plant chimney clad plate note [J]. *World Nonferrous Metals*, 2017(13): 273, 275. (In Chinese)
- [12] 吴全兴. 钛钢复合材在超大型海洋浮式构筑物上的适用研究 [J]. *钛工业进展*, 1997(3): 27-28.
- WU Quanxing. Study on the application of titanium steel composite in super large floating structure [J]. *Titanium Industry Progress*, 1997(3): 27-28. (In Chinese)
- [13] 白于良, 刘雪峰, 王文静, 等. 钛/钢复合板及其制备应用研究现状与发展趋势 [J]. *工程科学学报*, 2021, 43(1): 85-96.
- BAI Yuliang, LIU Xuefeng, WANG Wenjing, et al. Current status and research trends in processing and application of titanium/steel composite plate [J]. *Chinese Journal of Engineering*, 2021, 43(1): 85-96. (In Chinese)
- [14] 郝芳, 辛社伟, 毛友川, 等. 钛合金在装甲领域的应用综述 [J]. *材料导报*, 2020, 34(增刊1): 293-296.
- HAO Fang, XIN Shewei, MAO Youchuan, et al. Review on application of titanium alloy in armor [J]. *Materials Reports*, 2020, 34 (Suppl. 1): 293-296. (In Chinese)
- [15] 王宽, 朱海平, 宋振莉, 等. 钛钢复合板界面特征研究述评 [J]. *功能材料*, 2017, 48(4): 4025-4032.
- WANG Kuan, ZHU Haiping, SONG Zhenli, et al. Review on characteristics of interface of titanium clad steel plate [J]. *Journal of Functional Materials*, 2017, 48(4): 4025-4032. (In Chinese)
- [16] DAI G, LIU Y M, CHEN K, et al. Effect of cumulative deformation and interlayer mechanical properties on bonding strength of corrugated interface steel/aluminum composite plate [J]. *Journal of Manufacturing Processes*, 2023, 103: 78-89.
- [17] 马桢, 吴伟, 高志雄, 等. 弹道冲击下钛/钢复合波纹板的界面力学研究 [J]. *重庆理工大学学报(自然科学)*, 2021, 35(7): 108-114.
- MA Zhen, WU Wei, GAO Zhixiong, et al. Research on interface mechanics of titanium/steel composite corrugated board under ballistic impact [J]. *Journal of Chongqing University of Technology (Natural Science)*, 2021, 35(7): 108-114. (In Chinese)
- [18] 许婉韵, 冯志强, 彭磊. 复合板在冲击下的动力学行为研究 [J]. *重庆理工大学学报(自然科学)*, 2016, 30(6): 45-50.
- XU Wanyun, FENG Zhiqiang, PENG Lei. Dynamic behavior of a laminated composite plate under impact [J]. *Journal of Chongqing University of Technology (Natural Science)*, 2016, 30(6): 45-50. (In Chinese)
- [19] 张晓琼, 刘云飞, 张斌, 等. Mg/Al 波纹复合板抗冲击性能研究 [J]. *精密成形工程*, 2021, 13(6): 77-83.
- ZHANG Xiaoqiong, LIU Yunfei, ZHANG Bin, et al. Impact resistance of Mg/Al corrugated composite plate [J]. *Journal of Net-shape Forming Engineering*, 2021, 13(6): 77-83. (In Chinese)
- [20] SHIBUYA Y, ZHANG J W, SATO Y, et al. Evaluation of the mechanical properties and deformability of metal-based composite sheets made of thin stainless-steel sheets and carbon fiber reinforced plastics [J]. *International Journal of Material Forming*, 2022, 15(4): 47.
- [21] HUGH E, GARDENIER I V. An experimental technique for developing intermediate strain rates in ductile metals [D]. Wright-Patterson, USA: Air Force Institute of Technology, 2008: 136-145.
- [22] 吴先前, 杜特专, 黄晨光, 等. 高温高应变率下激光焊接件力学性能研究 [C]//中国力学学会爆炸力学专业委员会冲击动力学专业组, 北京理工大学爆炸科学与技术国家重点实验室. 第十届全国冲击动力学学术会议论文摘要集. 2011: 1.
- WU Xianqian, DU Tezhuan, HUANG Chengguang, et al. Study on mechanical properties of laser welded parts under high temperature and high strain rate [C]// Impact Dynamics Professional Group of the Explosive Mechanics Professional Committee of the Chinese Society of Mechanics, State Key Laboratory of Explosion Science and Technology. Excerpts from the 10th National Conference on Impact Dynamics. 2011: 1. (In Chinese)
- [23] JEAN-JACQUES M. Modelling of fracture by cohesive force models: a path to pursue [J]. *European Journal of Mechanics A/Solids*,

- 2023, 102(Suppl. C):105088.
- [24] BAI H S, BAI R X, ZHAO T Y, et al. Multiscale experimental characterisation of mode-I interfacial fracture behavior of vitrimer composites[J]. *Materials & Design*, 2023, 233: 112229.
- [25] 姚鹏飞, 韩阳, 姚芬, 等. 基于固有型内聚力模型模拟双层夹胶玻璃冲击断裂行为[J]. *高压物理学报*, 2019, 33(6): 112-122.
YAO Pengfei, HAN Yang, YAO Fen, et al. Simulation of the impact fracture behavior of double laminated glass based on intrinsic cohesive model[J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2019, 33(6): 112-122. (In Chinese)
- [26] 寇剑锋, 徐绯, 郭家平, 等. 黏聚力模型破坏准则及其参数选取[J]. *机械强度*, 2011, 33(5): 714-718.
KOU Jianfeng, XU Fei, GUO Jiaping, et al. Damage laws of cohesive zone model and selection of the parameters [J]. *Journal of Mechanical Strength*, 2011, 33(5): 714-718. (In Chinese)
- [27] 吴静怡, 杨柳, 代广霖, 等. 新型 $\alpha+\beta$ 双相钛合金板抗高速冲击损伤行为研究[J]. *稀有金属材料与工程*, 2022, 51(2): 615-621.
WU Jingyi, YANG Liu, DAI Guanglin, et al. High-speed impact damaging behavior of equiaxed new-type $\alpha+\beta$ dual-phase titanium alloy plates [J]. *Rare Metal Material and Engineering*, 2022, 51(2): 615-621. (In Chinese)
- [28] SUKUMAR G, PATRA A K, KUMAR A, et al. A comparative study on dynamic deformation and ballistic impact response of Ti-4Al-2.5V-1.5Fe-0.25O and Ti-6Al-4V alloys [J]. *Materials Science and Engineering A*, 2024, 889: 145727.
- [29] 韩奇, 杨阳, 刘靖宇, 等. 止裂层对陶瓷复合防弹插板冲击损伤行为研究[J]. *包装工程*, 2023, 44(21): 1-10.
HAN Qi, YANG Yang, LIU Jingyu, et al. Thin membrane covering on impact damage development in ceramic composite bulletproof plate [J]. *Packaging Engineering*, 2023, 44(21): 1-10. (In Chinese)

Research on impact resistance behavior of titanium/steel composite plates with the ripple interface

LIANG Zirui¹ REN Luze¹ CAO Yong¹ WANG Tao^{1,2,3}

(1. Institute of Applied Mechanics, College of Mechanical and Vehicle Engineering, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China)

(2. Engineering Research Center of Advanced Metal Composites Forming Technology and Equipment Ministry of Education, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China)

(3. China-Australia Joint Research Center, Taiyuan University of Technology, Taiyuan 030024, China)

Abstract: In order to clarify the dynamic response, damage situation, and failure mode of titanium/steel corrugated composite plates and interfaces under impact loads, small energy (53 J) impact experiments were conducted on titanium/steel corrugated composite plates using a light air cannon. On the basis of verifying the effectiveness of the numerical calculation model, numerical simulations were conducted on composite plates under various velocities to study the impact mechanical response of composite plates and their interfaces under various energies. The results show that, under low energy impact conditions, the front of the corrugated composite plate shows plastic expansion damage, and the back plate has protrusions with cracks at the raised areas. The corrugated interface layer is tightly bonded and overall concave; cut the target plate along the impact center and observe that there are no cracks, delamination, or other damages on the cross-section. This is different from fiber reinforced composite laminates. There will generally be obvious delamination inside when there is barely visible damage on the impact surface. In numerical simulation, the cohesive force interface damage area of the corrugated composite plate under impact is less than that of the planar interface composite plate. When subjected to low energy impact, the absorption of bullet kinetic energy by the corrugated plate is mainly dominated by overall deformation energy absorption, and the damage to the titanium/steel composite plate at the corrugated interface is relatively small. Under various energy impacts, corrugated interface composite plates have tighter interface bonding, better structural integrity, and are less prone to damage compared to planar interface composite plates.

Key words: Low energy impact; Corrugated interface titanium/steel composite plate; Damage analysis; Numerical simulation; Cohesive element

Corresponding author: CAO Yong, E-mail: caoyong@tyut.edu.cn

Fund: National Natural Science Foundation of China (12002286); Shanxi Province Science and Technology Innovation Leading Talent Team (202204051002006)

Received: 2024-02-29 Revised: 2024-04-09