DOI：10.11858/gywlxb.20261166

基于 FEM-SPH 自适应耦合的 Zr 基非晶破片侵彻间隔靶数值模拟

朱新栋[1]，周捷[1]，智小琦[1]，罗锐恒[2]

（1. 中北大学机电工程学院，山西 太原 030051；
2. 山西江阳化工有限公司，山西 太原 030041）

摘 要：为探究 Zr 基非晶破片靶后碎片群的形成过程，及其对间隔铝靶的侵彻毁伤效应，基于 FEM-SPH 自适应耦合算法建立了数值模拟方法，结合弹道枪试验验证了计算模型的可靠性，并开展了不同工况下 Zr 基非晶破片对双层间隔铝靶的侵彻毁伤数值模拟研究。研究结果表明，相比于传统 FEM 算法，采用 FEM-SPH 自适应耦合算法可以更准确地模拟 Zr 基非晶合金破片的穿靶破碎与结构毁伤效应，平均计算误差不超过 10%。间隔靶间距变化将影响碎片群膨胀演化过程，以及后靶的毁伤模式；随着间距的增大，碎片群的分布范围不断增大，质量密度减小，后靶变形能单调递增，但穿孔面积先增大后减小，后靶的毁伤模式也从以局部剪切为主导的穿透性毁伤向以广域弯曲变形为主导的结构性毁伤转变。

关键词：Zr 基非晶合金；碎片群；间隔靶；FEM-SPH 自适应耦合；破片侵彻

中图分类号：O347; O521.9; TJ012.4　　**文献标识码：**A

非晶合金是一种新兴的多功能金属材料，近年来被广泛应用于预制破片[1]、药型罩[2]与战斗部壳体[3]等领域。其中，Zr 基非晶合金是以 Zr 作为主要成分，辅以其他金属元素制成的非晶态合金材料，具有高强度和高硬度等优异的力学性能，是一种理想的侵彻毁伤元[4]。在侵彻过程中，Zr 基非晶破片在绝热剪切下局部失稳，不断碎裂剥落，从而产生“自锐”效应[5]，能够显著提高其毁伤能力。近年来，Zr 基非晶破片的侵彻毁伤能力受到了诸多学者的广泛关注。CHI 等[6]研究了 W 颗粒增强的 Zr 基非晶合金的冲击损伤机制，表明非晶合金在侵彻过程中具有显著自锐能力，动态破碎与化学释能协同作用将大幅提升其毁伤能力。ZHOU 等[7]对比了 W 纤维增强 Zr 基非晶破片与 W 合金破片对钢靶的侵彻及靶后毁伤效应，结果表明前者由于自锐效应，动能损耗更低，毁伤能力优于 W 合金。WANG 等[8]研究发现，在一定速度区间内，Zr 基非晶破片对后靶造成的毁伤面积随速度增加呈先增后减趋势，更高速度下小碎片占比上升但单位面积动能密度下降，削弱了其集中毁伤能力。YANG 等[9]开展了 $W_{25}Zr$ 合金准静态压缩与弹道枪撞击试验，发现破碎后的材料累计质量分布符合 Weibull 分布，撞击过程中产生的超压峰值与撞击速度呈强正相关。

Zr 基非晶合金的冲击动态响应数值模拟一直是相关领域中的研究热点。在传统的数值模拟方法中，有限元法（FEM）依托于固定的网格拓扑结构，利用变分原理与形函数插值获得复杂问题的近似解，可以较好地描述材料内部的应力状态以及中低变形下的破坏失效，但在处理极端大变形、结构断裂与自接触问题时，容易产生网格畸变；同时失效的单元会直接删除，导致系统质量、动能和动量损失，无法准确描述真实的毁伤破坏过程[10]。因此传统的 FEM 方法无法准确描述 Zr 基非晶合金的动态破碎行为。FEM-SPH 自适应耦合算法是结合了 FEM 和 SPH 方法的优势所提出的一种新的数值计算方法，在计算过程中，损伤失效的 FEM 单元删除后转化为 SPH 粒子，粒子继承 FE

收稿日期：2026-09-11；**修回日期：**2026-10-27
第一作者：朱新栋（2001-），男，硕士研究生，主要从事战斗部毁伤技术研究. E-mail：1798043826@qq.com
通信作者：周　捷（1995-），男，博士，讲师，主要从事战斗部毁伤技术及不敏感弹药研究.
E-mail：zhoujie@nuc.edu.cn

录用稿，非最终出版稿

M 单元的能量和应力状态等特征并参与后续计算[11]。近年来，FEM-SPH 自适应耦合算法已被应用于不同材料与结构的冲击响应研究。李沛豫等[12]和 TU 等[13]采用 FEM-SPH 自适应耦合算法对复合材料的冲击动态响应进行了数值模拟研究，计算结果与试验数据呈现出较高的一致性，验证了该仿真方法在相应研究对象中的适用性。在复杂结构冲击分析方面，叶纪元等[14]将该算法用于飞机典型结构的高速冲击模拟，结合试验和数值模拟分析了碎片云分布、结构破口形貌及破片剩余行为。在数值精度分析方面，CERI 等[15]针对铝结构的超高速冲击响应与碎片云形成过程，考察了网格密度和实体单元列式对模拟结果的影响，并在利用已有试验数据验证模型后，进一步开展了曲面薄板的斜冲击分析。YU 等[16]通过 FEM-SPH 自适应算法模拟了 Zr 基非晶破片穿靶后的碎片云形成过程，将碎片云初步划分为反向运动区、分散区与集中区 3 部分，并指出集中区是见证靶毁伤效率主控因素，但未进一步讨论不同工况下靶后碎片云的成型过程差异及其对后靶毁伤效应的影响。

综上所述，已有研究为 FEM-SPH 自适应耦合算法在材料冲击响应与动态破碎模拟中的应用提供了依据，但不同研究在材料体系、结构形式及关注重点上存在差异。针对 Zr 基非晶合金，仍有必要结合其动态破碎特征，进一步明确靶后碎片群的形成过程及其与后靶毁伤效应之间的影响规律。基于此，本次研究工作以 Zr 基非晶合金为研究对象，基于 FEM-SPH 自适应耦合算法建立 Zr 基非晶破片侵彻穿靶数值模拟方法，结合弹道枪试验验证计算模型的可靠性，并开展不同工况下 Zr 基非晶破片对双层间隔铝靶的侵彻毁伤数值模拟工作，探究靶后碎片群的形成过程，及其对间隔铝靶的侵彻毁伤规律，为该类材料在高效毁伤领域的应用提供技术参考。

1 Zr 基非晶破片侵彻穿靶数值模拟方法

1.1 FEM-SPH 自适应耦合算法

Zr 基非晶合金在动态冲击载荷作用下极易发生破碎，具有典型的脆性断裂特征[17]。为深入探究 Zr 基非晶合金靶后碎片群的形成过程及其对后靶板的侵彻毁伤规律，基于 LS-DYNA 有限元软件并结合 FEM-SPH 自适应耦合算法开展数值模拟研究工作。在该算法中，当 FEM 单元的损伤积累达到失效阈值被删除时，其内部的 SPH 粒子自动激活，新生成的粒子继承对应单元的节点物理量及积分点状态信息，且粒子在计算过程中仅传递压应力而不承受拉应力，如图 1 所示。

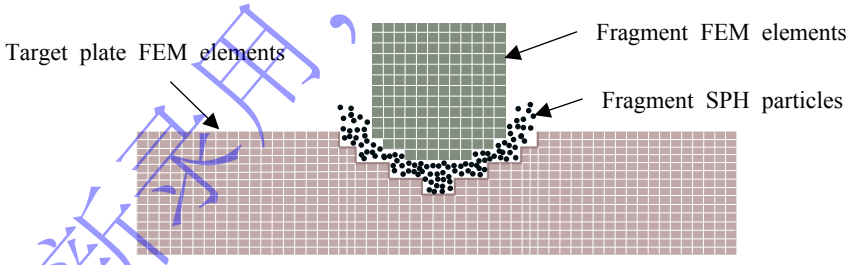


图 1 FEM-SPH 自适应耦合计算示意图

Fig.1 Schematic of FEM-SPH adaptive coupling calculation

在 LS-DYNA 的求解环境中，FEM 单元与 SPH 粒子的自适应耦合机制由*DEFINE_ADAPTIVE_SOLID_TO_SPH 关键字进行定义与控制，该关键字中的相关参数可根据实际计算需要赋予不同的初始特征值。已有研究表明，若 FEM 单元失效后激活的 SPH 粒子仅与其他粒子相互作用，而缺少与剩余 FEM 单元的适当耦合或接触处理，可能出现粒子穿透现象；若粒子从计算开始即处于激活状态，并始终与 FEM 单元耦合，则可能在接触界面产生非物理响应[11]。因此，在本次研究工作中，定义 NQ=1，代表每个 FEM 单元对应一个 SPH 粒子；ICPL=1，代表计算过程中新生成的 SPH 粒子与未失效的实体单元耦合；IOPT=1，代表当 FEM 单元失效删除时，对应的 SPH 粒子才会被激活，未被激活的 SPH 粒子则会被约束在对应的 FEM 单元内并跟随其移动，不会参与耦合计算[18]。

为提高侵彻计算过程中的稳定性，还需要定义不同类型单元之间的接触算法。在侵彻过程中，Zr 基非晶破片表面的 FEM 单元会不断失效删除并激活 SPH 粒子，形成新的单元接触面。为准确模

最新录用，非最终出版稿

拟破片穿靶过程中的复杂力学行为，针对实体单元间的接触，使用关键字*CONTACT_ERODING_SURFACE_TO_SURFACE 定义不同单元之间的面面侵蚀接触，在该接触设置中将破片定义为主段，靶板定义为从段。对于自适应转换生成的 SPH 粒子与剩余实体单元的交互作用，则通过*CONTACT_ERODING_NODES_TO_SURFACE 关键字进行界定，将 SPH 粒子定义为从段，破片和靶板单元被定义为主段，穿透检查方式使用基于节点的穿透检查，并采用基于刚度的罚函数法，避免计算数值不稳定。此外，考虑到破片碎裂及靶板失效将导致材料内部产生新的表面，特引入*CONTACT_INTERIOR 关键字以捕捉材料内部的自接触行为。

1.2 材料模型与参数

Zr 基非晶合金破片在侵彻靶板的过程中可伴随剧烈的氧化反应，该反应主要发生于高温碎片飞散并与氧气充分混合之后，对侵彻过程影响较小[19]。因此，在本次数值模拟研究工作中，忽略侵彻过程中的化学反应放热，仅考虑破片与靶板的力学响应特性。

目前，描述材料高应变率变形行为的本构模型种类繁多，如 Zerilli-Armstrong(ZA)模型[20]、Johnson-Cook(JC)模型[21]和 Johnson-Holmquist 2（JH-2）模型[22]等。其中，ZA 模型依据体心立方（BCC）、面心立方（FCC）及密排六方（HCP）等晶体排布类型的结构差异，建立相应的流动应力方程；JC 模型重点关注延性金属材料在不同应变率下的塑性行为，两者均不适用于描述 Zr 基非晶合金在高速冲击载荷下的脆性断裂行为。对于 Zr 基非晶合金的脆性特征及累积损伤行为，JH-2 模型能够准确反映其动态力学特性[19]，因此本次研究工作中选取 JH-2 模型作为 Zr 基非晶合金的本构方程，同时采用 JH-2 描述损伤演化，以临界有效塑性应变触发 FEM–SPH 自适应转换。

JH-2 模型是专为脆性材料开发的动态本构框架，其主要由强度模型、损伤模型及状态方程三部分组成。该模型将材料强度构建为静水压力、应变率及损伤变量的函数，实现了对脆性材料在高应变率下力学行为的精确描述。其核心原理是基于连续损伤演化，描述材料在高应变率下的“完整状态→微裂纹产生→裂纹扩展→破碎状态”的连续过程，并用压力相关的强度曲线和状态方程来描述高静水压力下的硬化与体积响应[22]。

在强度模型中，材料的等效应力可以表示为[22]：

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*) \tag{1}$$

式中：σ_i^* 是材料归一化等效完整应力；σ_f^* 是材料归一化等效断裂应力；D 是损伤函数 $(0 \le D \le 1)$。

σ_i^* 和 σ_f^* 均是与压力和应变率相关的函数，可以利用损伤函数 D 进行线性插值得到，其表达式为 **Error! Reference source not found.**：

$$\ln \sigma_i^* = \ln A + N \ln\left(P^* + T^*\right) + \ln\left(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*\right) \tag{2}$$

$$\ln \sigma_f^* = \ln B + M \ln\left(P^*\right) + \ln\left(1 + C \ln \dot{\varepsilon}^*\right) \tag{3}$$

式中：$\dot{\varepsilon}^*$ 为归一化应变率；$p^* = \dfrac{p}{p_{HEL}}$ 为归一化静水压力；$T^* = \dfrac{T}{p_{HEL}}$ 为归一化拉力；A、B、C、M、N 为材料常数。

在 LS-DYNA 软件的实际计算过程中，为了防止极高压状态下破碎强度无限上升，还需设定一个断裂强度上限 $SFMAX = 1$。

在损伤模型中，材料的损伤是通过损伤函数 D 积累塑性应变，其演化法则类似于 Johnson-Cook 模型，表达式为 **Error! Reference source not found.**：

$$D = \sum \frac{\Delta \varepsilon^P}{\varepsilon_f^P} \tag{4}$$

$$\ln \varepsilon_f^P = \ln D_1 + D_2 \ln\left(P^* + T^*\right) \tag{5}$$

式中：$\Delta \varepsilon^P$ 为一个计算积分步长内的等效塑性应变增量；ε_f^P 为在当前压力下材料完全断裂时所需要的等效塑性应变；D_1、D_2 为损伤参数，其中，参数 D_1 控制损伤积累的速率。当 D <1 时，认为

最新录用，非最终出版稿

材料是完整的；随着损伤的不断积累，当 D=1 时，认为材料完全损伤，即静水压力越大，材料发生断裂所需的塑性应变就越大，此现象符合脆性材料在高围压下被增韧并表现出一定延展性的特征。

JH-2 模型的状态方程描述了静水压力与体积应变之间的关系。材料未受损伤时的静水压力表达式为[22]：

$$P = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 \tag{6}$$

式中：K_1、K_2、K_3 为材料常数，其中 K_1 为材料的体积模量；μ 为体应变，可由材料密度 ρ 和材料初始密度 ρ_0 表达：

$$\mu = \frac{\rho}{\rho_o} - 1 \tag{7}$$

JH-2 模型将强度下降所损失的弹性偏应变能 ΔU 转化为流体静力学势能，通过下式进行表示[22]：

$$\Delta P_{t+\Delta t} = -K_1\mu_{t+\Delta t} + \sqrt{\left(K_1\mu_{t+\Delta t} + \Delta P_t\right)^2 + 2\beta K_1 \Delta U} \tag{8}$$

式中：β 为弹性势能损失转化为流体静力学势能的比例系数 $(0 \leqslant \beta \leqslant 1)$。在计算过程中，不考虑能量转化过程中的损耗，取 $\beta = 1$。

材料在高应变率冲击压缩条件下所能承受的最大弹性纵向应力可通过下式表示[24]：

$$HEL = p_{HEL} + \frac{2}{3}\sigma_{HEL} \tag{9}$$

式中：p_{HEL} 为 HEL 点应力状态的静水压力分量；σ_{HEL} 为材料在 HEL 点的等效应力，可由剪切模量 G 和 HEL 点的体积应变 μ_{HEL} 表达：

$$\sigma_{HEL} = 2G\frac{\mu_{HEL}}{1+\mu_{HEL}} \tag{10}$$

本次研究工作中所使用的 Zr 基非晶合金 JH-2 本构模型参数见表 1。

表 1 Zr 基非晶合金破片材料模型参数[24]

Table 1 Parameters for material modeling of Zr-based amorphous alloy fragment

□/(g·cm^{-3})	G/GPa	A	B	C	M	N	T/GPa
6.56	31.45	1.21	0.94	-0.0224	0.58	0.49	1.128
HEL/GPa	P_{FEL}/GPa	β	D_1	D_2	K_1/GPa	K_2/GPa	K_3/GPa
6.41	4.79	1.0	0.003	2.85	110.5	208.4	359.3

数值模拟计算过程中，靶板受侵彻时的塑性变形采用 JC 模型进行描述[21]：

$$\sigma_y = \left(a + b\bar{\varepsilon}^{p^n}\right)\left(1 + c\ln\dot{\varepsilon}^*\right)\left(1 - T_t^{*m}\right) \tag{11}$$

式中：a 为室温且准静态下材料的屈服强度；b、n 为应变硬化模量和硬化指数；c 为应变率强化系数；m 为温度软化指数。$T_t^* = \dfrac{T - T_r}{T_m - T_r}$ 为无量纲化温度，T_m 和 T_r 分别为材料的熔化温度和环境初始温度。

材料的损伤基于线性累积损伤法则[25]：

$$d = \sum \frac{\Delta\varepsilon_P}{\varepsilon_f} \tag{12}$$

$$\varepsilon_f = \left[\mathrm{d}_1 + d_2 e^{d_3\sigma_{JC}^*}\right] \times \left[1 + d_4\ln\dot{\varepsilon}^*\right] \times \left[1 + d_5 T_t^*\right] \tag{13}$$

式中：d 为损伤因子；ε_P 为等效塑性应变；ε_f 为失效应变，即材料被拉断前所能承受的极限应变；

录用，非最终出版稿

$\sigma_{JC}^{*}=\dfrac{\sigma_P}{\bar{\sigma}}$ 为应力三轴度，是静水压力 σ_P 与等效应力 $\bar{\sigma}$ 的比值，反映了材料的三维受力状态；$d_1 \sim d_5$ 为损伤模型参数。对于靶板材料，采用 JC 失效模型描述试件的拉伸破坏和压缩破坏。

使用 Mie-Grüneisen 状态方程描述靶板材料的体积变形力学行为[25]：

$$P_1=\frac{\rho_0' C_0^2 \mu'\left[1+\left(1-\dfrac{\gamma_0}{2}\right)\mu'-\dfrac{\alpha}{2}\mu'^2\right]}{\left[1-(S-1)\mu'\right]^2}+(\gamma_0+\alpha\mu')e_0 \tag{14}$$

$$P_2=\rho_0' C'^2\mu'+(\gamma_0+\alpha\mu')e_0 \tag{15}$$

式中：ρ_0' 为靶板材料初始参考密度；C' 为材料的体积声速；S 为材料的冲击常数；γ_0 为材料参考状态下的 Grüneisen 常数；α 为 Grüneisen 常数的一阶体积修正系数；e_0 为单位初始体积的内能。

靶板材料的 J-C 模型参数如表 2 所示。

表 2 2024Al 材料模型参数[26]

Table 2 Parameters for material modeling of 2024Al

ρ_0'/(g·cm^{-3})	G/GPa	E/GPa	a/MPa	b/MPa	n	c	m	d_1	C_0/(m·s^{-1})	γ_0	S
2.77	31.45	27.6	265	426	0.34	0.015	1	0.8	5386	1.97	1.339

2 枪击试验与数值模拟结果对比

2.1 试验原理与方法

采用真空电弧炉制备 $Zr_{58}Cu_{12}Ni_{12}Al_{15}Nb_3$ 非晶合金试样。考虑到 Nb 元素熔点高且易发生氧化，为避免成分偏析，首先将特定比例的 Zr 和 Nb 在 Ar 气环境下熔炼后得到 Zr-Nb 中间合金。随后将其余材料按相应比例放入电弧熔炼炉中进行最终熔炼，通过水冷铜模制得直径 10mm、长度约 40 mm 的非晶合金铸条，利用线切割工艺将其加工成长度为 10mm 的圆柱状试样，如图 2 所示。



图 2 $Zr_{58}Cu_{12}Ni_{12}Al_{15}Nb_3$ 非晶合金破片

Fig.2 $Zr_{58}Cu_{12}Ni_{12}Al_{15}Nb_3$ amorphous alloy fragment

采用 12.7mm 弹道枪发射 Zr 基非晶破片撞击双层间隔铝靶，试验布置如图 3 所示。靶板尺寸为 170mm×170mm×3mm，靶板间隔为 50mm，试验过程中通过改变发射药的药量调整破片初速。利用可分离式弹托将破片固定在发射药筒前端，破片出膛后，弹托受到空气阻力作用与破片分离，通过激光测速仪测得破片速度。

最新录用，非最终出版稿

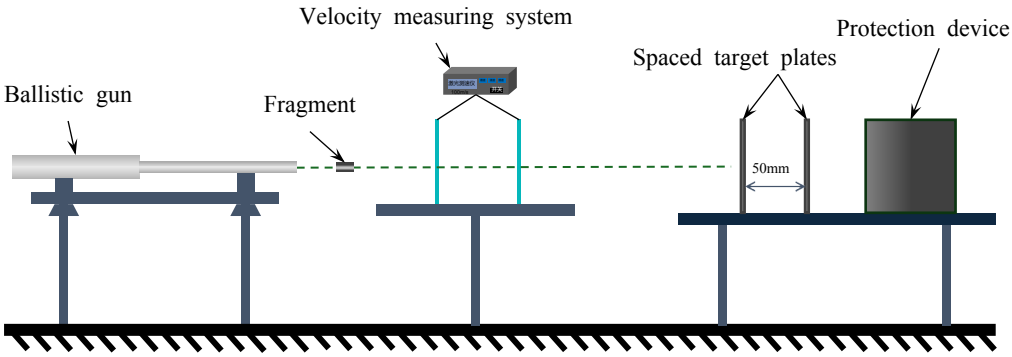


图 3 试验方案示意图

Fig.3 Schematic diagram of the experimental setup

2.2 枪击试验结果

以撞击速度为 953m/s 的工况为例，靶板的毁伤结果如图 4 所示。前靶主要发生冲塞破坏，未出现明显的隆起变形，且穿孔接近圆形，采用穿孔直径 D_f 作为主要的毁伤特征参数。后效靶在出现穿孔的同时，还发生了明显的隆起变形，且穿孔周围还出现了碎片残骸造成的侵坑，使用穿孔面积 S、毁伤圆直径 D_r 和翘曲高度 H_r 综合表征其毁伤形貌特征。该工况下前靶穿孔直径为 13.71mm，后靶穿孔面积为 490.14mm²，毁伤圆直径和翘曲高度分别为 70.52mm 和 24.71mm。

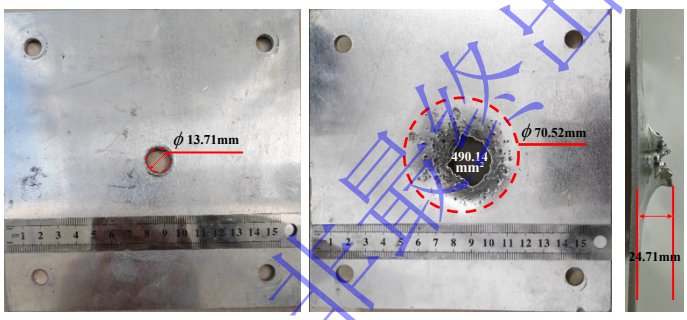


图 4 枪击试验结果

Fig.4 Ballistic test results

2.3 数值模拟结果

2.3.1 网格无关性

使用 SolidWorks 进行全尺寸建模，通过 HyperMesh 将破片与靶板离散化为八节点六面体实体单元。模型几何参数设定如下：破片尺寸为 ϕ10mm×10mm，靶标为双层间隔铝靶，靶板尺寸为 170mm×170mm×3mm，两层靶板之间的间距为 50mm。

为避免网格尺寸对计算结果的影响，选择破片完全穿靶后的系统内能与后靶穿孔面积作为标定参数，对模型进行网格无关性分析，计算结果如图 5 所示。

录用稿件，非最终出版稿

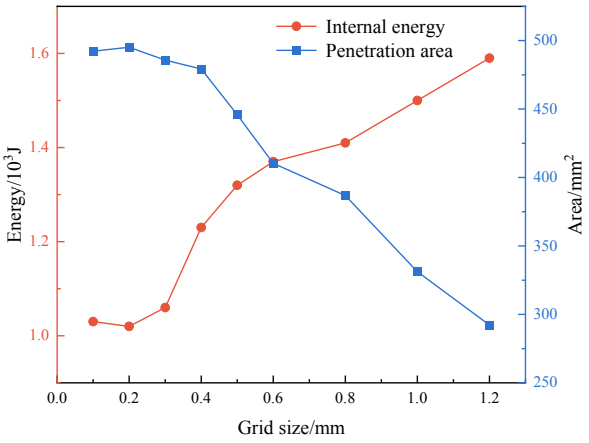


图 5 网格无关性计算结果

Fig.5 Results of grid independence

从图 5 中可以看出，当网格尺寸小于 0.3mm 后，系统内能趋于收敛，当网格尺寸小于 0.4mm 后，穿孔面积趋于收敛。考虑到碎片形状和尺寸对计算结果的影响，在碎片的最大尺寸方向上应存在足够数量的单元，以保证计算精度[11]。为兼顾计算精度与效率，靶板采用全域网格渐变加密，边缘区域网格尺寸为 1mm，逐步向中心弹着点区域缩小至 0.1mm。在碰撞核心区域内，保证特征尺寸大于 1mm 的碎片残骸在其最大尺寸方向上至少有 10 个靶板单元与之接触。最终，破片模型的网格数量为 1.6×10^5，靶板模型的网格数量为 8.2×10^6，如图 6 所示。

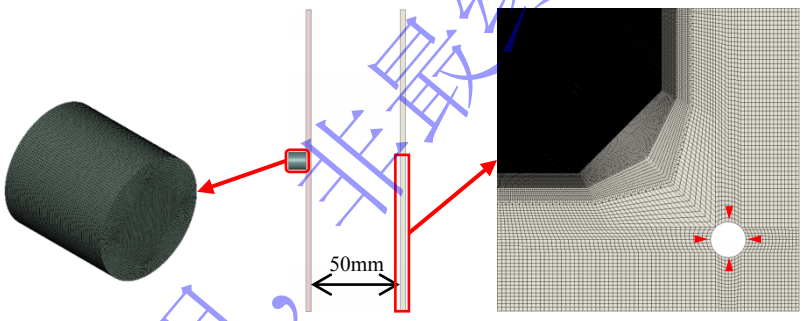


图 6 破片和靶板网格模型

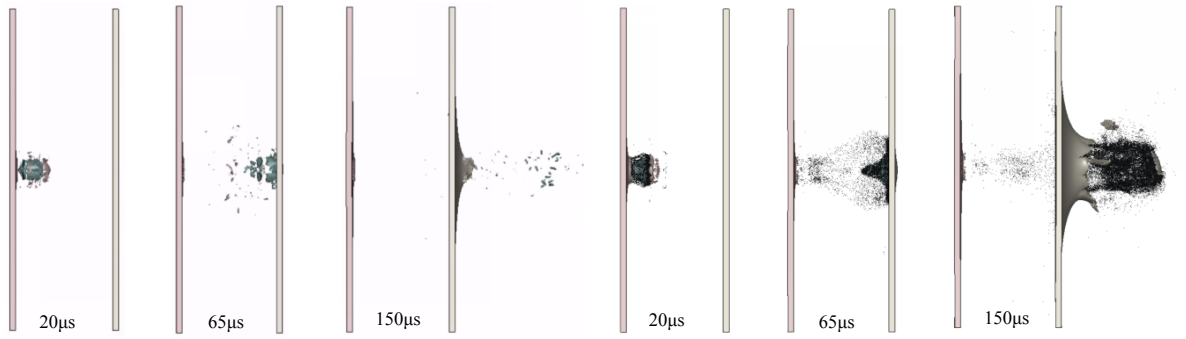
Fig.6 Finite element mesh of the Fragment and targets

2.3.2 不同计算方法结果对比

为对比 FEM-SPH 自适应耦合算法与传统 FEM 算法的计算结果差异，采用上述 2 种计算方法分别展开数值模拟计算，且除自适应转换外，其余参数设置保持一致。撞击速度为 950m/s 时，不同计算方法下 Zr 基非晶破片侵彻双层间隔靶的毁伤过程如图 7 所示，破片穿靶过程的能量变化如图 8 所示。可以看出，破片侵彻前靶时，在冲击载荷的作用下发生脆性破碎。破片动能急剧下降，同时系统内能急剧上升，但破片自身内能的增幅却极小，破片初始动能主要转化为前靶的变形能。非晶合金材料因其高屈服强度与低塑性特征，撞击后受自由面卸载波作用，材料发生绝热剪切与脆性碎裂，部分弹性应变能释放，使得撞击后破片动能曲线出现上升沿，该特征过程在 FEM-SPH 自适应算法的计算结果中更加明显。破片在 20μs 时完全穿透前靶，部分破片动能转化为系统内能，同时破片发生破碎并形成初始碎片群。随后碎片群在前靶后部进一步膨胀，此时系统处于稳态阶段，各部分能量均保持稳定。在 65μs 左右时，碎片群与后靶发生碰撞，破片的动能产生二次衰减。后靶受碰撞区域迅速隆起变形并失效删除，穿透后靶的碎片群携带剩余动能继续向后运动，能量变化趋于稳定。传统 FEM 算法中，破片单元达到失效阈值后直接删除，导致破片的质量和能量损失。穿透前靶后，破片动能大幅下降同时，系统内能只有略微增加。在 FEM-SPH 自适应算法中，破片前端不断破碎，FEM 单元被删除，同时激活其内部的 SPH 粒子，继承原 FEM 单元的质量与速

最新录用，非最终出版稿

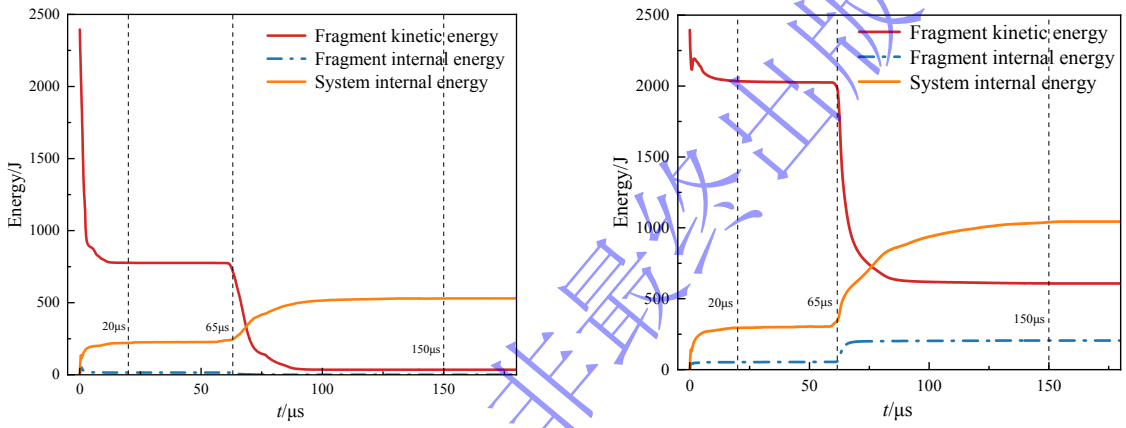
度并继续参与后续的计算。在 Zr 基非晶合金的数值模拟计算中，采用 FEM-SPH 自适应耦合算法可明显降低因删除单元带来的系统能量与质量亏损对计算结果所造成的影响。



(a) FEM (b) FEM-SPH

图 7 不同算法数值模拟结果对比

Fig.7 Comparison between FEM and FEM-SPH simulation results

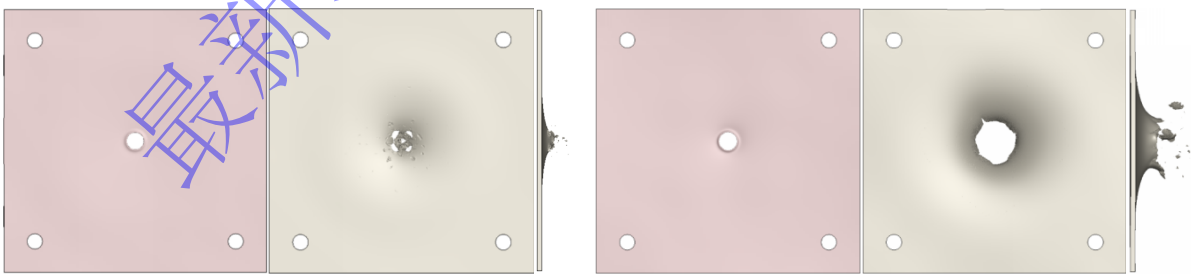


(a) FEM (b) FEM-SPH

图 8 穿靶过程能量变化

Fig.8 Energy evolution during target penetration

靶板毁伤形貌差异如图 9 所示。可以看出，2 种算法所计算得到的前靶毁伤形貌较为接近，但后靶的毁伤形貌差异较为明显。在传统 FEM 算法的计算结果中，后靶在撞击作用下产生部分隆起并形成凹坑，同时出现多个较小的贯穿孔。而在 FEM-SPH 自适应耦合算法的计算结果中，后靶出现了大量的隆起变形，并产生花瓣状撕裂，靶板中心形成非对称撕裂的穿孔。



(a) FEM (b) FEM-SPH

图 9 靶板毁伤模拟结果

Fig.9 Simulation results of targets damage

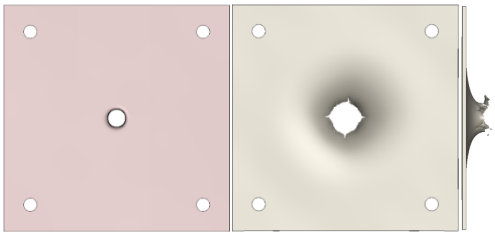
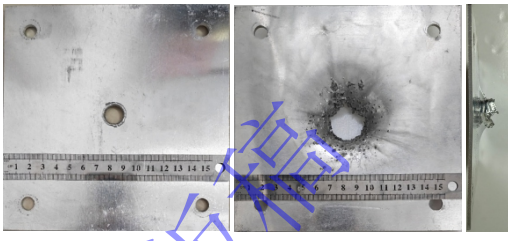
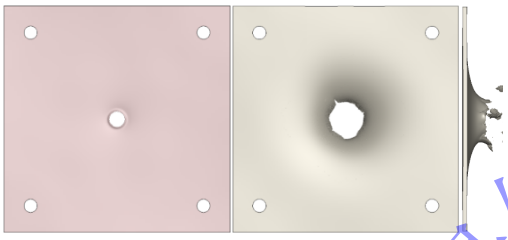
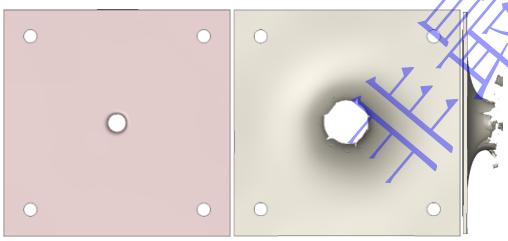
2.4 试验与模拟结果对比

不同速度工况下前后靶的毁伤形貌试验结果，与该工况下采用 FEM-SPH 自适应耦合算法所得到的计算结果对比见表 3。从各工况下靶板毁伤形貌的试验和数值模拟结果中可以看出，基于 FEM

-SPH 自适应耦合算法所计算得到的毁伤形貌与试验结果呈现出高度相似性。前靶在受破片侵彻后形成一个略大于破片直径的穿孔，发生冲塞破坏，穿孔呈圆形且周围光滑。后靶中心同样存在穿孔，穿孔直径远大于破片的初始直径，穿孔边缘不规则且存在部分裂缝。穿孔周围区域发生隆起变形，呈现花瓣状开裂翘曲。结合图 9 的计算结果与图 4 的实际枪击试验结果对比分析，相比于传统 FEM 算法，采用 FEM-SPH 自适应耦合算法所计算得到的靶板毁伤形貌与实际试验结果更加接近。

表 3 靶板毁伤对比

Table 3 Comparison of targets damage

Velocity(m/s)	Simulation results	Experimental results
857		
953		
1137		

为进一步分析靶板毁伤形貌特征差异，对毁伤形貌进行参数化定量分析。各工况下试验所得到的靶板毁伤特征参数，与不同算法下数值模拟的计算结果见表 4，Ⅰ为仿真结果，Ⅱ为试验结果。由表 4 可见，在不同速度工况下，采用 FEM-SPH 自适应耦合算法所得到的计算结果与实际试验结果的平均误差均不超过 10%，而采用传统 FEM 算法所得到的计算结果平均误差均高于 40%。在传统 FEM 算法的计算过程中，对于普通的钢制破片，其在对靶板进行侵彻过程中主要发生塑性变形，网格单元失效删除的比例较少，因此产生的质量与能量亏损对计算结果的影响较小，采用传统 FEM 算法可大幅提高其计算效率。对于 Zr 基非晶合金这类明显偏脆性的材料，破片在穿透靶板时形成大量碎块。然而，在传统 FEM 算法模拟中，大量碎块单元被判定为失效而删除，导致破片碎块质量与能量损失过多，对结果产生不可忽略的影响。因此，相较于传统 FEM 算法，FEM-SPH 自适应耦合算法更适用于模拟 Zr 基非晶合金在侵彻过程中的破碎与对结构目标的毁伤过程。

表 4 仿真与试验结果误差

Table 4 Deviation between simulation results and experimental results

Velocity/(m/s)	Simulation method	D_f/mm		D_r/mm		S/(mm^2)		H_r/mm		Average error
		Ⅰ	Ⅱ	Ⅰ	Ⅱ	Ⅰ	Ⅱ	Ⅰ	Ⅱ	
857	FEM-SPH	13.19	13.50	62.05	69.27	409.84	454.10	21.47	23.42	7.7%
	FEM	11.55		44.23		8.41		7.27		54.4%
953	FEM-SPH	13.31	13.71	63.04	70.52	507.74	490.14	21.76	24.71	7.3%
	FEM	12.45		48.15		48.06		11.30		46.3%

录用稿件，非最终出版稿

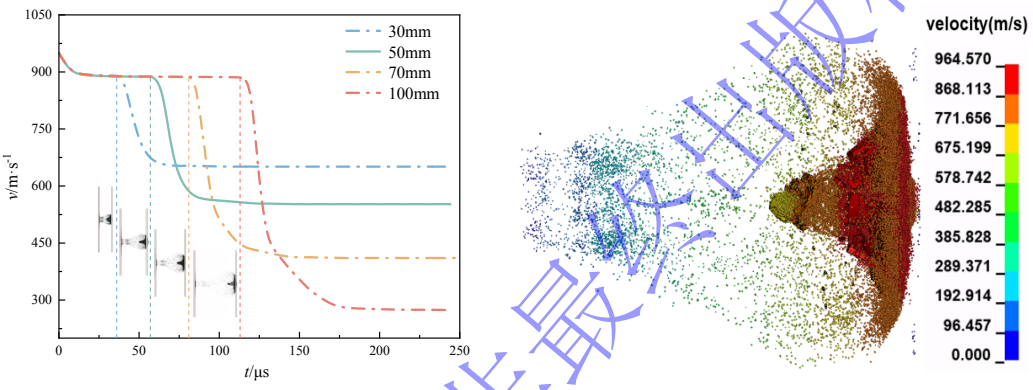
1137	FEM-SPH	13.52	13.84	71.15	73.41	798.75	720.07	23.69	25.80	6.1%
	FEM	12.84		68.72		1.76		5.66		47.9%

3 靶板间距对后靶毁伤特征的影响

3.1 破片穿透前靶后的碎片群特征

碎片群的膨胀演化是随时间变化的，在相同速度下，随着靶板间距的增加，碎片群不断沿轴向和径向进行扩张，对后效靶的毁伤面积也会随之增大。为探究不同演化程度的碎片群对后靶毁伤效应的影响，在 950m/s 速度工况下，对不同靶板间距下双层间隔铝靶受 Zr 基非晶破片的侵彻过程进行数值模拟分析，靶板间距分别为 30mm、50mm、70mm 和 100mm。

碎片群前端到达后靶时的碎片轴向分布统计结果如图 10 所示。从图 10(a)中可以看出，随着靶板间距的增加，破片单元穿透后靶的平均速度逐渐减小。靶板间距为 100mm 时，破片穿靶后的速度仅有 274.62m/s，此时碎片群的持续穿透能力大幅削弱。除此之外，从图 10(b)中可以看出，碎片群在轴向方向逐渐拉长，其内部形成了明显的速度梯度。

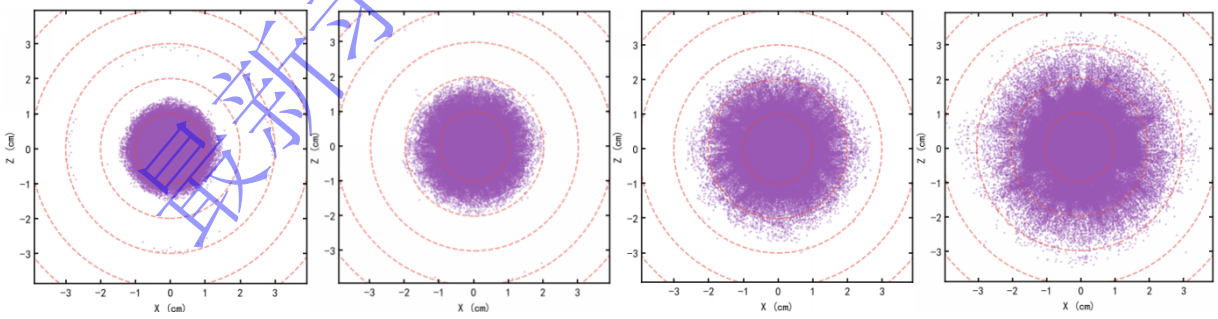


(a) Axial average velocity (b) Axial velocity distribution(50mm)

图 10 碎片群轴向分布特征

Fig.10 Axial distribution characteristics of the debris cloud

碎片群到达后靶前的径向分布如图 11 所示，其在径向方向始终保持着较好的对称性。随着靶板间距的增加，碎片的径向分布面积逐渐扩大，靶距为 30mm 时，碎片群呈现出高度致密的实心核心。随着靶距增大，碎片群在径向方向开始逐渐扩散，中心区域密度明显下降，边缘呈现出放射状飞散特征。



(a) 30mm (b) 50mm (c) 70mm (d) 100mm

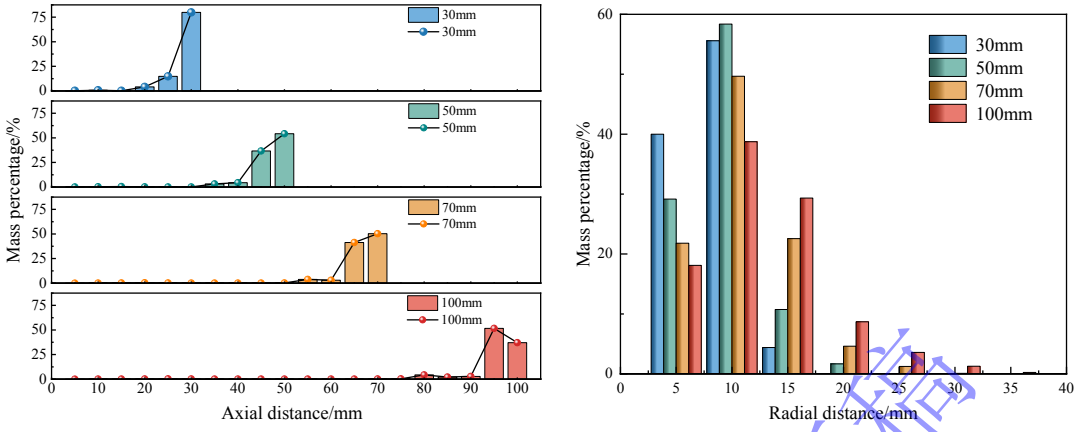
图 11 碎片群径向分布特征

Fig.11 Radial distribution characteristics of the debris cloud

碎片群到达后靶前的轴向和径向质量密度如图 12 所示。从图中可以得出，碎片具有集中分布的特点，轴向质量分布主要集中在前端，且随着轴向距离的增加，最前端的质量占比不断下降。靶距为 30mm 时碎片群前端质量占比为 72.96%，当靶距增大到 100mm 时，碎片群的前端质量仅占整体的 37.07%。径向质量分布也随靶距的增大而增大，靶距为 30mm 时，碎片主体集中在半径 10m

录用稿，非最终出版稿

m 的核心区域内。随着靶距的增加，核心区域的质量占比迅速下降，质量分布中心明显向外围迁移，靶距为 100mm 时，碎片群的径向分布半径为 25mm，且在 10~25mm 区域内存在大量弥散质量，使得撞击后靶时的能量密度明显减小。



(a) Axial mass distribution　　(b) Radial mass distribution

图 12 不同工况下碎片群质量分布

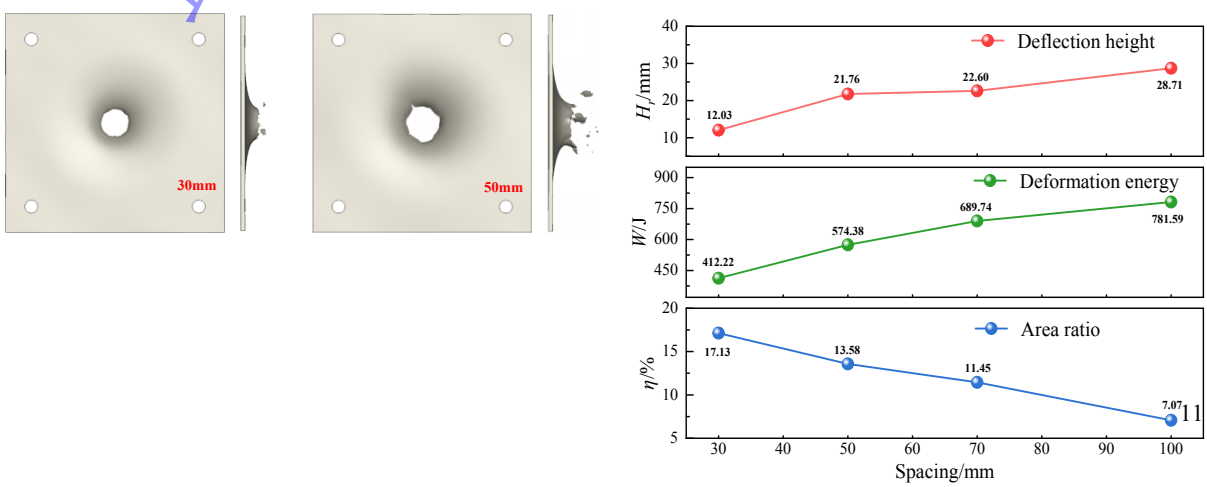
Fig.12 Debris cloud mass distribution at various spacings

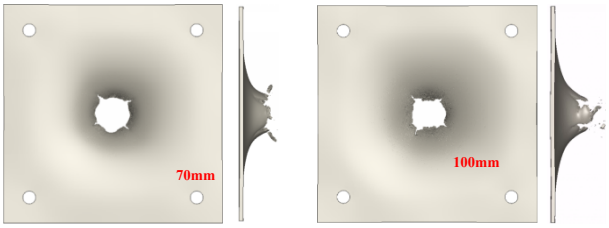
3.2 碎片群对后靶的毁伤效应

由于不同靶板间隔下碎片群的演化形态不同，后靶的毁伤形式也存在差异，各工况下碎片群对后靶的毁伤形貌计算结果如图 13(a)所示，后靶翘曲高度 H_r、后靶变形能 W 和穿孔-毁伤面积比 η 的统计结果如图 13(b)所示，其中，后靶变形能采用侵彻完成后的靶板内能进行表征，并计入失效删除的靶板单元。

可以看出，碎片群的膨胀演化程度直接决定了后靶的毁伤模式。在靶板间距为 30mm 时，碎片群对后靶的冲击表现为高密度的局部强载荷，对后靶主要造成剪切冲塞，后靶形成较大的塞块，中心穿孔边缘相对平滑。此时后靶的塑性变形最小，翘曲高度仅为 12.03mm，变形能只有 412.22J。当间距增大到 50mm 时，碎片群中心区域的撞击能量远超铝靶的局部穿孔阈值，靶板的剪切塞块迅速形成并脱落，后靶的塑性变形有限，靶板变形能为 574.38J。当间距进一步增大到 70mm 后，碎片群进一步膨胀，外围部分的碎片仍具有超过铝靶穿孔阈值的动能，多点联合穿孔与主穿孔发生撕裂融合，在后靶穿孔边缘形成了更多的裂纹，此时靶板变形能为 689.74J。当间距增加到 100mm 时，碎片群分布极为分散，单位面积上的撞击动能剧烈下降，外围大量微小碎片无法穿透靶板，但其与靶板的非弹性碰撞将动能大部分转化为靶板的变形能，靶板在广域冲击载荷下发生剧烈的弯曲与拉伸变形，翘曲高度达到 28.71mm，变形能达到 781.59J。

随着靶板间距的增加，破片完全穿靶后，后靶变形能呈增大的趋势，但后靶穿孔面积与毁伤区域面积的比值从 17.13%减少至 7.07%，说明后靶毁伤模式从以局部剪切为主导的穿透性毁伤逐渐向以广域弯曲变形为主导的结构性毁伤转变，增加靶板间距能够有效分散并吸收 Zr 基非晶破片的碎片群动能，降低其对靶后目标的毁伤效应。



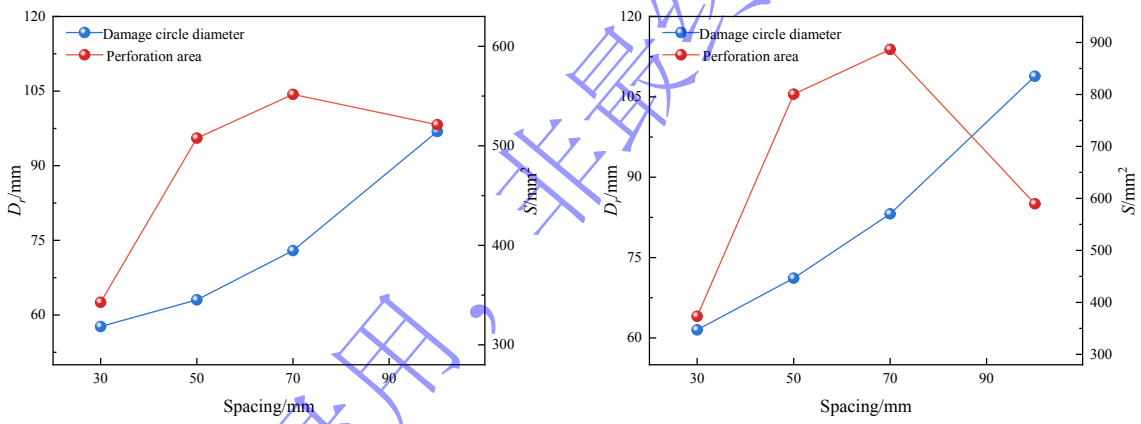


(a) Damage morphology (b) Characteristic damage parameters

图 13 不同靶板间距下的仿真结果

Fig.13 Simulation results at various target spacings

从不同靶距下碎片群对后靶的毁伤形貌特征可以看出，靶板间距为 30mm 和 50mm 时，由于碎片群飞行距离较短，膨胀不完全，高速粒子在较小的区域内集中撞击靶板，穿孔面积受限于碎片群的扩散尺寸，分别为 342.74mm²和 507.74mm²。随着靶板间距增加至 70mm 后，碎片群在到达后效靶时的分布范围明显增大，碎片在碰撞中心区域仍保持较高的空间密度，核心区域碎片粒子尚未发散稀疏，因此对后靶造成的穿孔面积达到 551.72mm²。当靶板间距从 70mm 增加到 100mm 后，碎片群分布范围增大的同时，碎片的空间密度明显减小，除了中心区域的粒子有足够能量穿透靶板，外围大面积弥散的粒子动能不足以穿透靶板，后靶所形成的穿孔面积为 521.21mm²。不同间距下的毁伤圆直径和穿孔面积如图 14 所示，可以看出，当速度为 950m/s 时，随着靶板间距的增大，后靶毁伤圆直径呈持续增长趋势，但穿孔面积先增大后减小，存在最大值，且该现象在速度为 1137m/s 时更为明显。



(a) v=950m/s (b) v=1137m/s

图 14 不同工况下的毁伤和穿孔大小

Fig.14 Damage and penetration at various target spacings

4 结 论

在本次研究工作中，基于 FEM-SPH 自适应耦合算法提出了 Zr 基非晶合金的侵彻穿靶数值模拟方法，与传统 FEM 算法的计算结果进行对比分析，并通过枪击试验进行验证。在此基础上，通过数值模拟进一步研究了间隔靶的靶板间距变化对 Zr 基非晶合金靶后碎片群演化过程的影响，及其对后靶毁伤效应的影响规律，得出的主要结论如下：

（1）相比于传统 FEM 算法，基于 FEM-SPH 自适应耦合算法的数值模拟结果与实际试验结果更加接近，毁伤特征参量的平均计算误差不超过 10%，该方法可以较准确地模拟 Zr 基非晶合金破片的穿靶破碎与结构毁伤效应。

（2）在本次研究的速度工况下，随着间距的增大，碎片群的分布范围不断增大，质量密度减小，后靶的毁伤模式由以局部剪切为主导的穿透性毁伤逐渐向以广域弯曲变形为主导的结构性毁伤转变，增大靶板间距能够有效分散并吸收碎片群动能，降低其对靶后目标的毁伤效应。

（3）在本次研究所关注的工况范围内，随靶板间距的增加，后靶的毁伤圆直径单调递增，但穿孔面积先增大后减小，存在极值。

参考文献

[1] LI J C, CHEN X W. Compressive-shear behavior and self-sharpening of bulk metallic glasses and their composite materials [J]. Advances in Mechanics, 2011, 41(5): 480-518.

[2] HAN J L, CHEN X, DU Z H, et al. Application of W/Zr amorphous alloy for shaped charge liner [J]. Materials Research Express, 2019, 6(11): 115209.

[3] DU N, YU J, FU H, et al. Study on the energy release characteristics of Zr-based reactive material casing debris under explosive loading conditions [J]. Journal of Materials Research and Technology, 2026, 41: 4133-4143.

[4] BAI L, DING Z Y, ZHANG H Y, et al. Glass-forming ability and corrosion behavior of Ti-based amorphous alloy Ti-Zr-Si-Fe [J]. Materials, 2022, 15(20): 7229.

[5] HUANG C M, BAI S X, LI S, et al. Effect of in-situ crystalline phases on the mechanical properties and energy release behaviors of $Zr_{55}Ni_5Al_{10}Cu_{30}$ bulk metallic glasses [J]. Intermetallics, 2020, 119: 106720.

[6] CHI J, HU H, ZHOU X, et al. Penetration fragmentation performance and damage mechanisms of tungsten particle/Zr-based amorphous composites [J]. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2026, 135: 107508.

[7] ZHOU F, DU C, CHENG C, et al. Penetration performance and fragmentation mechanism behind target of tungsten fibre/zirconium-based bulk metallic glass matrix composite rod [J]. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2023, 112: 106160.

[8] WANG M Y, WANG Z X, ZHENG H L, et al. Impact and fragmentation behavior of tungsten fiber-reinforced Zr-based bulk metallic glass composites: Experiments and mesoscopic FEM–SPH simulation [J]. International Journal of Refractory Metals and Hard Materials, 2026, 141: 108042.

[9] YANG Y S, ZHANG Z, ZHANG Z Y, et al. Dynamic fragmentation and shock-induced reaction behavior of a $W_{25}Zr$ alloy [J]. Journal of Materials Science, 2025, 60(31): 13730-13744.

[10] XIE P C, CHEN L, CHEN B Y, et al. A mesh-compatible material point finite element (MCMPFE) model for high-velocity impact and penetration [J]. Engineering Analysis with Boundary Elements, 2025, 179(Pt A): 106347.

[11] HE Q G, CHEN X W, CHEN J F. Finite element-smoothed particle hydrodynamics adaptive method in simulating debris cloud [J]. Acta Astronautica, 2020, 175: 99-117.

[12] 李沛豫, 张甲浩, 卢冠成, 等. 基于自适应 FEM-SPH 的氟聚物活性材料毁伤仿真 [J]. 兵工学报, 2025, 46(12): 250387.
LI P Y, ZHANG J H, LU G J, et al. Simulation of fluoropolymer reactive material detonation based on adaptive FEM-SPH method [J]. Acta Armamentarii, 2025, 46(12): 250387.

[13] TU C C, JIN T, LIU X, et al. Dynamic response and failure mechanisms of rubber-aluminum laminated structures under K9 glass projectile impact: A coupled FEM-SPH simulation [J]. Engineering Structures, 2026, 366(Pt B): 123445.

[14] 叶纪元, 杨扬, 徐绯, 等. 基于自适应 FEM-SPH 耦合算法的飞机典型部位破片冲击战伤的数值研究 [J]. 爆炸与冲击, 2024, 44(6): 065101.
YE J Y, YANG Y, XU F, et al. Numerical research on fragment impact damage of typical aircraft structures based on an adaptive FEM-SPH coupling algorithm [J]. Explosion and Shock Waves, 2024, 44(6): 065101.

[15] CERI S, KHODAEI Z S. Numerical investigation of hypervelocity impact simulation with FEM/SPH formulation for space structures [J]. International Journal of Impact Engineering, 2024, 187: 104926.

[16] YU S X, FAN Q B, CHENG X W, et al. Numerical simulation of the process of $Zr_{58}Nb_3Cu_{12}Ni_{12}Al_{15}$ bulk glasses fragment penetrating into two separated plates and forming debris cloud [J]. Journal of Materials Research and Technology, 2022, 19: 2115-2125.

[17] SONG M, LI Y Q, HE Y H. Effect of strain rate on the compressive behaviour of a $Zr_{56}Al_{10.9}Ni_{4.6}Cu_{27.8}Nb_{0.7}$ bulk metallic

录前录用，非最终出版稿

glass [J]. Philosophical Magazine Letters, 2010, 90(10): 763-770.

[18] HAN P F, HE Q G, CHEN X W, et al. Numerical study on asteroid deflection by penetrating explosion based on single-material ALE method and FE-SPH adaptive method [J]. Aerospace, 2023, 10(5): 479.

[19] 张云峰, 罗兴柏, 刘国庆, 等. Zr 基非晶合金 JH-2 模型的构建及应用 [J]. 爆炸与冲击, 2020, 40(7): 073101.
ZHANG Y F, LUO X B, LIU G Q, et al. Construction and application of the JH-2 model for a Zr-based bulk metallic glass alloy [J]. Explosion and Shock Waves, 2020, 40(7): 073101.

[20] ZERILLI F J, ARMSTRONG R W. Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations [J]. Journal of Applied Physics, 1987, 61(5): 1816-1825.

[21] JOHNSON G R, COOK W H. Fracture characteristics of three metals subjected to various strains, strain rates, temperatures and pressures [J]. Engineering Fracture Mechanics, 1985, 21(1): 31-48.

[22] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. An improved computational constitutive model for brittle materials [J]. AIP Conference Proceedings, 1994, 309(1): 981-984.

[23] ZHONG X Z, ZHANG Q M, MA M Z, et al. Dynamic mechanical response and constitutive model of $(Ti_{37.31}Zr_{22.75}Be_{26.39}Al_{4.55}Cu_9)_{94}Co_6$ high-entropy bulk metallic glass [J]. International Journal of Plasticity, 2024, 179: 104047.

[24] TAN Y P, WANG Y D, AN R, et al. Dynamic mechanical performance and constitutive model for $Zr_{58}Cu_{12}Ni_{12}Al_{15}Nb_3$ metallic glass [J]. Journal of Materials Research and Technology, 2021, 13: 1866-1877.

[25] ZHENG Y F, SU C H, GUO H G, et al. Chain damage effects of multi-spaced plates by reactive jet impact [J]. Defence Technology, 2021, 17(2): 393-404.

[26] WU C Y, CHEN X W, HE Q G. Study on damage mechanism and damage distribution of the rear plate under impact of debris cloud [J]. Defence Technology, 2024, 35: 151-167.

Simulation of Zr-Based Amorphous Fragment Penetration Damage Based on FEM-SPH Adaptive Coupling

ZHU Xindong[1], ZHOU Jie[1], ZHI Xiaoqi[1], LUO Ruiheng[2]

（*1. College of Mechatronics Engineering, North University of China, Taiyuan 030051, Shanxi, China;*
2. Shanxi Jiangyang Chemical Co., Ltd., Taiyuan 030041, Shanxi, China）

Abstract: To investigate the formation process of the post-target debris cloud generated by Zr-based amorphous fragments, and to explore its penetration and damage effects on spaced aluminum targets, a numerical simulation method was developed based on a finite element method-smoothed particle hydrodynamics (FEM-SPH) adaptive coupling algorithm. The reliability of the computational model was verified through ballistic gun tests. Subsequently, numerical simulations were conducted to evaluate the penetration and damage effects of Zr-based amorphous fragments on double-layer spaced aluminum targets under various conditions. The results indicate that, compared with the conventional FEM algorithm, the FEM-SPH adaptive coupling algorithm can more accurately simulate the target-perforation fragmentation of Zr-based amorphous alloy fragments and the associated structural damage effects, with an average calculation error of less than 10%. Variations in the spacing between targets affect the expansion and evolution process of the debris cloud, as well as the damage mode of the rear target. As the spacing increases, the distribution range of the debris cloud expands continuously, and its mass density decreases;

最新录用，非最终出版稿

correspondingly, the deformation energy of the rear target monotonically increases, while the perforation area initially increases and then decreases. Furthermore, the damage mode of the rear target transitions from penetrative damage dominated by localized shear to structural damage dominated by wide-area bending deformation.

Keywords： Zr-based amorphous alloy; debris cloud; spaced target; adaptive FEM-SPH coupling; fragment penetration

最新录用，非最终出版稿