

DOI: 10.11883/bzycj-2020-0069

穿甲燃烧弹侵彻陶瓷复合装甲和玻璃复合装甲的 FEM-SPH 耦合计算模型*

刘 赛^{1,2}, 张伟贵³, 吕振华²

- (1. 中国运载火箭技术研究院, 北京 100076;
2. 清华大学车辆与运载学院, 北京 100084;
3. 中国科学院空间应用工程与技术中心, 北京 100094)

摘要: 为了提高小口径穿甲燃烧弹侵彻陶瓷复合装甲和玻璃复合装甲(透明装甲)的仿真分析精度, 本文将传统的 FEM(finite element method)-SPH(smooth particle hydrodynamics)耦合计算模型中穿甲燃烧弹弹芯的有限元模型和 JC(Johnson-Cook)材料模型分别替换为 SPH 模型和 JH2(Johnson-Holmquist-ceramics)材料模型, 提出了新型 FEM-SPH 耦合计算模型。研究表明, 新型 FEM-SPH 耦合计算模型可以有效模拟弹芯碎裂现象, 减少 SPH 粒子和有限元耦合计算量, 进而显著提高仿真模型的计算精度和计算效率, 并给出了新型 FEM-SPH 耦合计算模型的有限元/粒子尺度和建模尺寸的优选结果。

关键词: 穿甲燃烧弹; 陶瓷复合装甲; 玻璃复合装甲; 透明装甲; FEM-SPH 耦合计算; 建模方法; 弹道极限速度
中图分类号: O385 国标学科代码: 13035 文献标志码: A

An FEM-SPH coupled model for simulating penetration of armor-piercing bullets into ceramic composite armors and glass composite armors

LIU Sai^{1,2}, ZHANG Weigui³, LYU Zhenhua²

- (1. China Academy of Launch Vehicle Technology, Beijing 100076, China;
2. School of Vehicle and Mobility, Tsinghua University, Beijing 100084, China;
3. Technology and Engineering Center for Space Utilization, Chinese Academy of Sciences, Beijing 100094, China)

Abstract: To improve the ballistic simulation accuracy of ceramic composite armors and glass composite armors (transparent armors) against small-caliber armor piercing bullets, the new FEM (finite element method) -SPH (smooth particle hydrodynamics) coupled model was proposed, which replaced the FEM model and JC (Johnson-Cook) material model of the armor-piercing-bullet core of traditional FEM-SPH coupled model with the SPH model and JH2 (Johnson-Holmquist-ceramics) material model. The results show that the new FEM-SPH coupled model can effectively simulate bullet core fragmentation and reduce FEM-SPH coupled calculation amount. So it can improve the computation accuracy and efficiency. And the FEM element/SPH particle size and armor modeling size of the new FEM-SPH coupled model are optimized.

Keywords: armor piercing bullet; ceramic composite armor; glass composite armor; transparent armor; FEM-SPH coupled calculation; modeling method; ballistic limit velocity

对小口径穿甲燃烧弹侵彻陶瓷复合装甲和玻璃复合装甲(透明装甲)的仿真分析普遍采用有限元方法(finite element method, FEM)与光滑粒子流体动力学(smooth particle hydrodynamics, SPH)方法的耦合算法。FEM-SPH 耦合算法可分为两类^[1]: 一类是固定耦合算法, 在初始时刻确定采用有限元方法和 SPH 方

* 收稿日期: 2020-03-19; 修回日期: 2020-07-10

第一作者: 刘 赛(1988—), 男, 博士, 工程师, lsliusai@163.com

通信作者: 吕振华(1961—), 男, 博士, 教授, lvzh@tsinghua.edu.cn

法的计算区域,并且在后续计算过程中固定不变;另一类是自适应耦合算法,在初始时刻仿真模型全部采用有限元建模,在后续计算过程中将材料大变形或损伤失效的单元自动转化为 SPH 粒子,采用 SPH 方法计算。对枪弹侵彻这两种复合装甲的仿真分析通常采用固定耦合算法,本文中也采用固定耦合算法进行仿真计算。

SPH 方法是一种无网格数值计算方法,不存在网格畸变问题,而且能够描述物体的边界和模拟材料断裂。SPH 方法对一般固体部件的材料变形和结构响应的计算分析精度仍不及同等尺度的有限元方法。但对于脆性材料的冲击断裂问题,由于有限元方法通常采用网格删除技术模拟断裂,而 SPH 方法是采用解除粒子之间的约束来模拟断裂,不存在材料的删除缺失,所以 SPH 模型的计算分析精度一般高于同等尺度的有限元模型。因此,对于穿甲燃烧弹侵彻陶瓷复合装甲和玻璃复合装甲的仿真分析,一般对脆性材料(陶瓷和无机玻璃)建立 SPH 模型,其他部件建立有限元模型,采用 FEM-SPH 耦合算法进行仿真分析,得到的脆性材料裂纹、背板变形、弹体剩余质量等与弹道实验的结果较符合^[2-3],但弹道极限速度计算值与实验值差异较大。这说明传统 FEM-SPH 耦合计算模型的仿真分析精度不高,并不能准确模拟各种弹速下的冲击响应过程。

本文中,利用成熟的显式动力学有限元商业软件,针对小口径穿甲燃烧弹侵彻陶瓷/纤维增强复合材料复合装甲和玻璃复合装甲的仿真分析过程,通过改变传统 FEM-SPH 耦合计算模型中穿甲弹弹芯的建模方式和材料模型,提出新型 FEM-SPH 耦合计算模型,并研究有限元/粒子尺度和建模尺寸对仿真分析结果的影响规律。

1 陶瓷复合装甲-枪弹系统的新型 FEM-SPH 耦合计算模型

陶瓷复合装甲的设计目标是抵抗 53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹的侵彻,采用两种复合装甲方案,见表 1,G 为玻璃纤维增强复合材料,K 为 Kevlar 纤维增强复合材料。两种方案的总厚度相同,陶瓷块间距为 0.2 mm。方案 1 和方案 2 的弹道极限速度实验值(着靶速度,下同)分别为 778 和 764 m/s。A 陶瓷抗冲击能力优于 B 陶瓷,但 B 陶瓷具有减重优势。

1.1 新型 FEM-SPH 耦合计算模型建模参数

目前陈斌等^[2]和卿尚波等^[3]建立的 FEM-SPH 耦合计算模型中,穿甲燃烧弹弹芯采用 FEM 模型和 JC(Johnson-Cook)材料模型。孙素杰等^[4]和蒋志刚等^[5]的试验表明穿甲燃烧弹弹芯在侵彻陶瓷复合装甲的过程中,发生类似脆性材料的碎裂现象,见图 1,因此本文中对穿甲燃烧弹弹芯采用 SPH 模型代替有限元模型,对弹芯采用适用于陶瓷、无机玻璃等脆性材料的 JH2(Johnson-Holmquist-ceramics)材料模型^[6]代替 JC 材料模型,提出了新型 FEM-SPH 耦合计算模型,建模方式等见表 2。

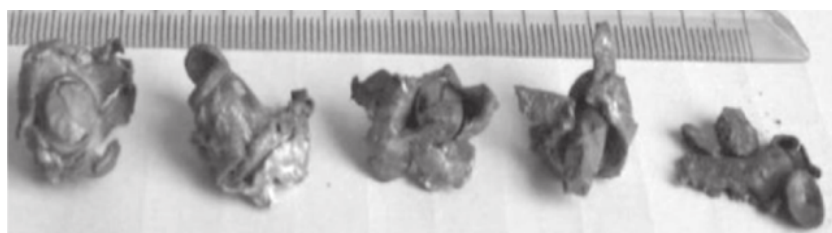


图 1 侵彻后收集到的穿甲燃烧弹扭曲变形的被甲和脆性碎裂的弹芯^[5]

Fig. 1 Twisted jackets and comminuted cores of armor piercing bullets after penetration^[5]

表 1 陶瓷复合装甲组成

Table 1 Composition of ceramic composite armors

装甲方案	组分(面板到背板)	各组分厚度/mm
1	G/A陶瓷/G/K/G	1.2/X/1.2/10/2
2	G/B陶瓷/G/K/G	1.2/X/1.2/10/2

表 2 陶瓷复合装甲的新型 FEM-SPH 耦合计算模型的建模方式和材料模型

部件	建模方式	平均尺度/mm	材料模型
弹芯	SPH	0.5	JH2 (Johnson-Holmquist-ceramics)模型
陶瓷		0.5~1.0	
铅套	FEM	0.2~2.0	JC (Johnson-Cook)模型
被甲			
玻纤板	FEM	0.5~8.0	正交各向异性连续损伤本构模型
Kevlar纤维板			

穿甲燃烧弹的 FEM-SPH 耦合计算模型如图 2(a)~(b) 所示。对铅套和被甲采用六面体单元建模, 采用 JC 材料模型, 屈服应力和失效准则不再赘述, 单元失效后即删除, 材料模型中屈服应力和失效准则输入参数的具体取值参考文献 [7]。陶瓷板是由对边距为 50 mm 的正六边形陶瓷块拼接而成。侵彻区陶瓷块的粒子尺度为 0.5 mm, 非侵彻区陶瓷块的粒子尺度为 1 mm。以弹着点在陶瓷块中心的情况为例, 建立 7 块陶瓷块组成的陶瓷板, 如图 2(c) 所示。

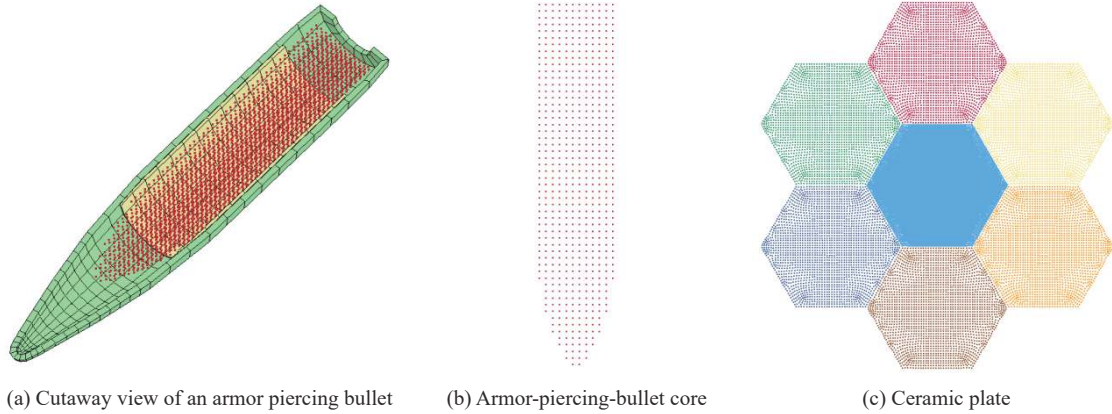


图 2 穿甲燃烧弹的 FEM-SPH 耦合计算模型和陶瓷板的 SPH 模型

Fig. 2 The FEM-SPH model of an armor piercing bullet and the SPH model of a ceramic plate

对弹芯和陶瓷采用的 JH2 材料模型与 JC 材料模型不同, JH2 材料模型的屈服应力为静水压的指数函数^[6]:

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

$$\sigma_f^* = B(P^*)^M(1 + C \ln \dot{\varepsilon}) \quad (2)$$

式中: $\sigma_i^* = \sigma_i / \sigma_{Hel}$, $\sigma_f^* = \sigma_f / \sigma_{Hel}$, σ_i 和 σ_i^* 分别为归一化前后的未损伤材料的屈服应力, σ_f 和 σ_f^* 分别为归一化前后的完全损伤材料的屈服应力, $P^* = P / P_{Hel}$, $T^* = T / P_{Hel}$, P 和 P^* 分别为归一化前后的当前静水压, T 和 T^* 分别为归一化前后的静水拉极限, σ_{Hel} 和 P_{Hel} 分别为 Hugoniot 弹性极限和对应的压力分量, $\dot{\varepsilon}$ 为当前应变率, $1 + C \ln \dot{\varepsilon}$ 为应变率效应项, A 、 B 、 C 、 M 、 N 、 σ_{Hel} 、 P_{Hel} 、 T 为材料模型输入参数。

材料当前的屈服应力由损伤因子决定:

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D(\sigma_i^* - \sigma_f^*) \quad (3)$$

式中: $\sigma^* = \sigma / \sigma_{Hel}$, σ 和 σ^* 分别为归一化前后的当前屈服应力, 材料损伤过程即从未损伤材料的屈服面到完全损伤材料的屈服面的变化过程, D 为损伤因子, $D=0$ 时材料未损伤, $D=1$ 时材料完全损伤。 D 的表达式为:

$$D = \sum (\Delta \varepsilon^p / \varepsilon_f^p) \quad (4)$$

式中: $\Delta \epsilon^p$ 为当前塑性应变增加值, ϵ_f^p 为最大塑性应变。 ϵ_f^p 为静水压的指数函数:

$$\epsilon_f^p = D_1(P^* + T^*)^{D_2} \tag{5}$$

式中: D_1 、 D_2 为材料模型输入参数。

由式 (2) 可知, 材料完全损伤后不能承受静水压拉(即负的静水压), SPH 粒子在静水压作用下分离, 模拟材料脆性碎裂现象, 但在静水压下材料由于内摩擦, 仍保留一定的屈服应力, 弹芯材料模型的主要参数见表 3, 陶瓷材料模型中式 (1)~(5) 输入参数的具体取值参考文献 [6, 8]。

表 3 穿甲燃烧弹弹芯的 JH2 材料模型主要参数

Table 3 Material constants for the JH2 model of an armor-piercing-bullet core

A	B	C	M	N	D_1	D_2	T/GPa	P_{Hel} /GPa	σ_{Hel} /GPa
0.2	0.014	0.005	0	0	0.15	30	20	20	14.0

对靶板中的复合材料采用六面体单元建模, 圆形靶板的直径为 300 mm, 对其采用正交各向异性的连续损伤本构模型^[9], 考虑了纤维方向拉-剪损伤, 纤维面内、面外压缩损伤, 基体面内、面外损伤等多种破坏模式, 下文举例说明纤维方向拉-剪损伤的破坏模式。定义复合材料单层板面内纤维方向为方向 1, 垂直于方向 1 的面内方向为方向 2, 面外方向为方向 3, 方向 1 纤维的拉-剪损伤的损伤因子 f_1 的表达式为:

$$f_1 = \left(\frac{\langle \sigma_1 \rangle}{S_{1,t}} \right)^2 + \frac{\tau_{12}^2 + \tau_{13}^2}{S_{1,fs}^2} \tag{6}$$

式中: σ_1 为沿方向 1 的应力, $\langle \rangle$ 表示应力为负时取零, τ_{12} 、 τ_{13} 分别为平面 12、13 内的剪应力, $S_{1,t}$ 为方向 1 纤维拉伸强度, $S_{1,fs}$ 为方向 1 纤维剪切强度, 损伤因子 f_1 增长到 1 时, 此方向纤维断裂, 使该方向纤维拉伸强度和剪切强度降为零, 单元并不删除, 因为在其他方向可能仍具备承载能力, 直到到达预设的临界应变后删除。应变率效应通过应变率效应项来体现, 参考式 (1) 和 (2)。复合材料材料模型中弹性模量、剪切模量、强度极限的具体取值参考文献 [10-11]。

靶板中复合材料与陶瓷块之间、多种复合材料之间粘接, 拉脱强度为 5 MPa。两部件粘接采用具有初始粘接强度的接触实现, 粘接界面拉剪情况下的粘接强度表达式为:

$$\sqrt{\sigma_n^2 + 3\tau^2} \leq \sigma_{max} \tag{7}$$

式中: σ_n 为界面拉应力, τ 为界面剪应力, σ_{max} 为拉脱强度。界面压剪情况下, 认为界面压应力不起作用, 粘接强度表达式为:

$$\sqrt{3}\tau \leq \sigma_{max} \tag{8}$$

当粘接的粒子与单元间、单元与单元间的某些界面局部不再满足式 (7) 或式 (8) 后, 界面此处发生脱粘, 转为一般接触。其他非粘接部件间, 包括穿甲燃烧弹各部分间、穿甲燃烧弹与靶板间、靶板非粘接部件间, 设置一般的自动接触, 不考虑摩擦。靶板边界简支, 方案 1 和方案 2 的新型 FEM-SPH 耦合计算模型如图 3 所示。

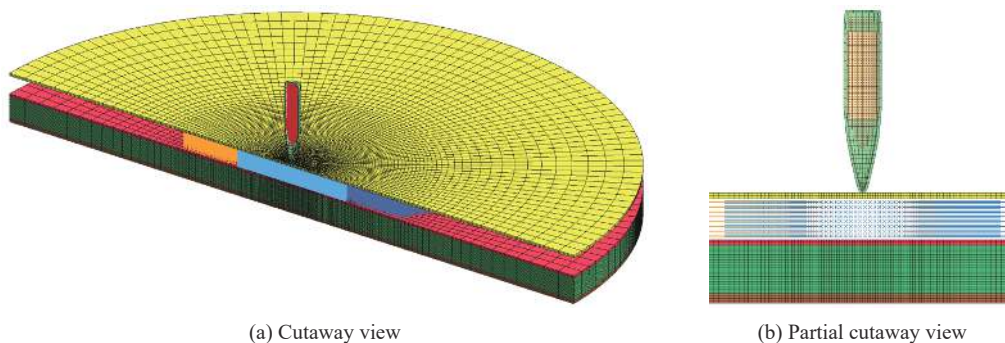


图 3 方案 1 和方案 2 的新型 FEM-SPH 耦合计算模型

Fig. 3 The new FEM-SPH model of structure 1 and structure 2

1.2 新型 FEM-SPH 耦合计算模型计算结果

着靶速度为 750 m/s、侵彻 0.15 ms(零时刻为着弹时刻,下同)时,方案 1 和方案 2 的仿真计算结果见图 4,方案 1 和方案 2 的仿真计算结果均出现层间脱胶的现象,复合材料背板均发生撕裂。陶瓷板和弹芯的等效塑性应变云图见图 5,陶瓷锥尺寸基本一致,与 B 陶瓷相比,A 陶瓷的裂纹更易形成和扩展,陶瓷碎片飞溅的现象更明显;两种方案仅侵彻区陶瓷出现裂纹,而且径向裂纹的数量基本一致,迎弹面出现约 5 条径向裂纹,背面出现约 8 条径向裂纹,呈均匀分布;A 陶瓷背面出现一圈周向裂纹,而 B 陶瓷没有出现周向裂纹。新型 FEM-SPH 耦合计算模型可以有效模拟弹芯碎裂的现象,见图 5(i) 和 (g),方案 1 和方案 2 的弹芯剩余长度基本一致,分别为 15 和 16 mm。采用二分法获取弹道极限速度计算值,二分法速度间隔取 10 m/s(下同),例如着靶速度为 750 m/s 时靶板未穿透,着靶速度为 760 m/s 时靶板穿透,则弹道极限速度计算值为 755 m/s。方案 1 和方案 2 的弹道极限速度计算值分别为 755 和 745 m/s,分别低于弹道实验结果 3.0% 和 2.5%。

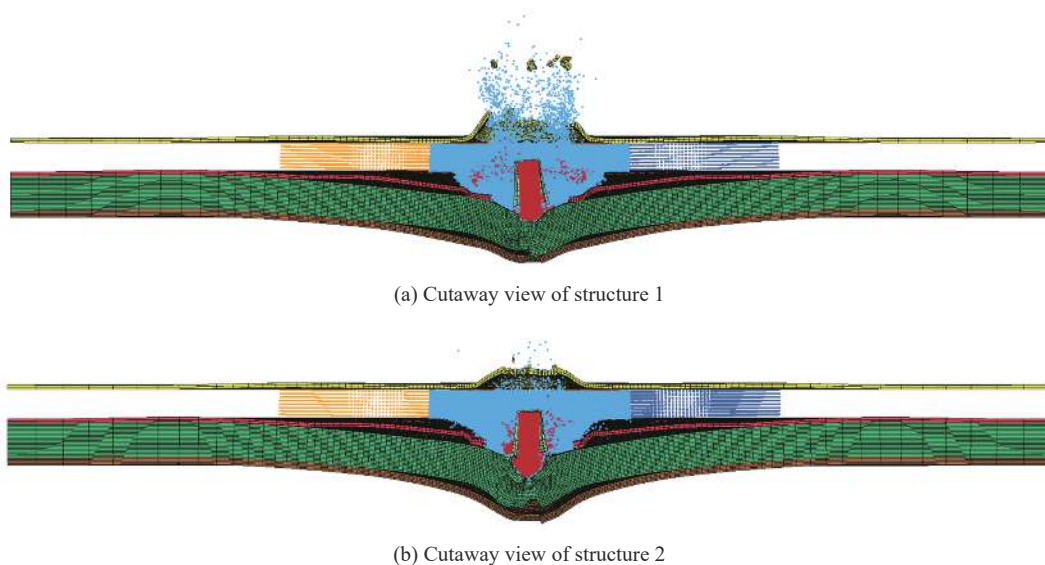


图 4 方案 1 和方案 2 的数值模拟结果

Fig. 4 Simulation results of structure 1 and structure 2

2 陶瓷复合装甲-枪弹系统的有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型

2.1 有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型简介

将表 2 中全部 SPH 粒子替换为相同尺度的六面体单元,弹芯换用 JC 材料模型,材料模型中屈服应力和失效准则输入参数的具体取值参考文献 [7],得到方案 1 的有限元计算模型,见图 6(a);将表 2 中弹芯的 SPH 粒子替换为相同尺度的六面体单元,弹芯换用 JC 材料模型,材料模型参数与方案 1 的有限元计算模型一致,得到方案 1 的传统 FEM-SPH 耦合计算模型,见图 6(b)。

2.2 有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型计算结果

采用有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型得到的弹道极限速度分别为 465 和 495 m/s。着靶速度为弹道极限速度,侵彻 0.20 ms 时的仿真计算结果见图 7~9。与图 5 中新型 FEM-SPH 耦合计算模型的仿真计算结果相比,有限元计算模型侵彻区陶瓷的裂纹分布并不自然,而传统 FEM-SPH 耦合计算模型侵彻区陶瓷的裂纹数量较少,两种模型的陶瓷锥尺寸较小,弹芯剩余长度较大(分别为 22 和 18 mm)。图 8(a) 表明,有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型的弹芯单元失效后删除,无法模拟图 1 和图 5(i)~(g) 中弹芯碎裂现象,而弹芯碎片在弹芯与靶板作用过程中起到扩大接触面积、阻碍弹芯侵彻的作用,因此有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型的弹道极限速度明显低于实验值。

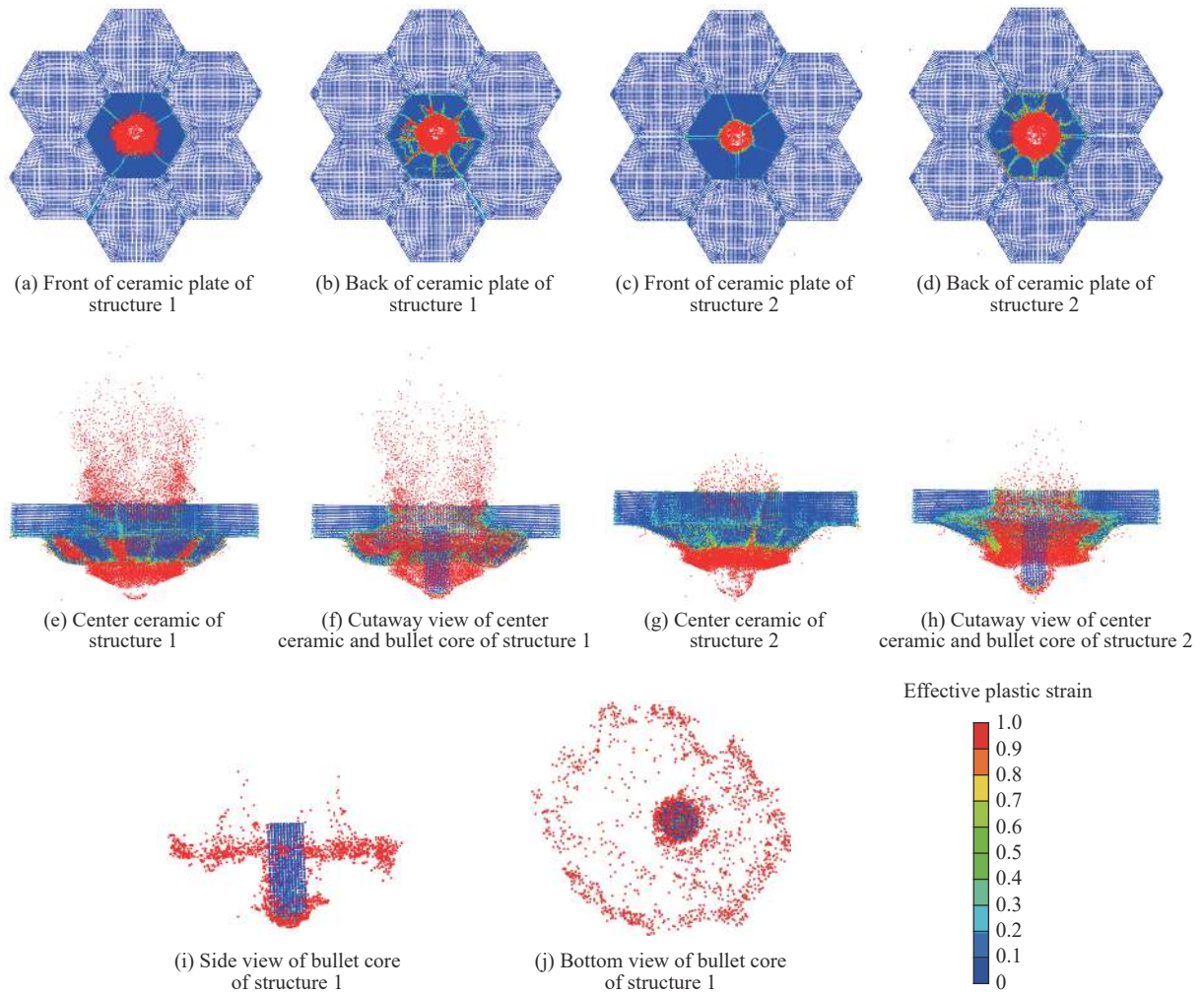


图 5 陶瓷板和弹芯的等效塑性应变云图

Fig. 5 Effective-plastic-strain contours of ceramic plates and bullet cores

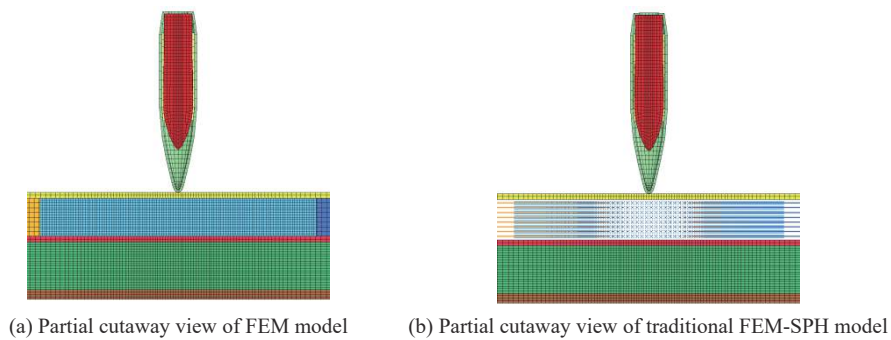


图 6 方案 1 的有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型

Fig. 6 The FEM model and traditional FEM-SPH model of structure 1

方案 1 采用不同计算模型得到的弹道极限速度以及 5 核并行计算所用的时间见表 4, 表中 OFS 为传统 FEM-SPH 耦合计算模型, NFS 为新型 FEM-SPH 耦合计算模型, NFSB 在 NFS 基础上侵彻区陶瓷块 SPH 尺度改为 1 mm, NFSB 在 NFS 基础上侵彻区陶瓷块 SPH 尺度改为 0.35 mm, NFSC 在 NFS 基础上陶瓷块数量改为 1, NFSD 在 NFS 基础上陶瓷块数量改为 19, 弹道极限速度以实验值 (778 m/s) 为归一化标准值, 计算时间以 NFS 模型的计算时间 (6.7 h) 为归一化标准值。从表 4 可以看出, 新型

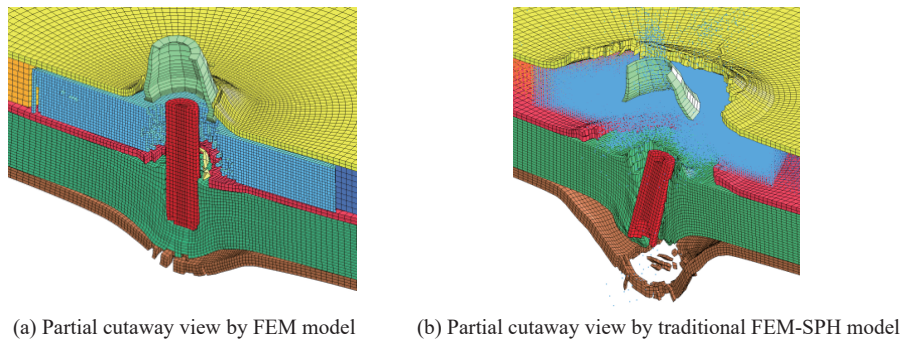


图 7 方案 1 的有限元模型和传统 FEM-SPH 耦合模型的仿真计算结果
Fig. 7 Simulation results of structure 1 by FEM and traditional FEM-SPH models

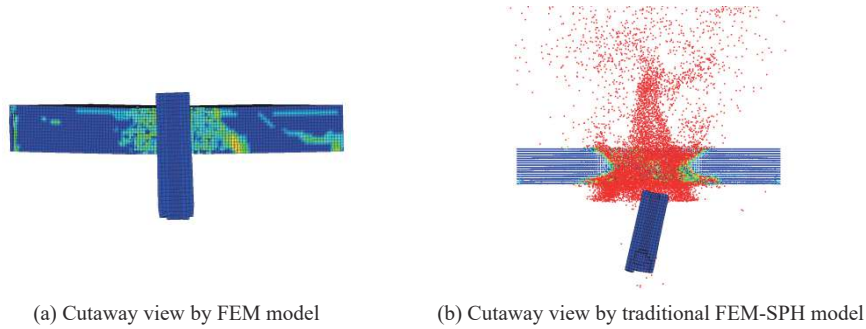


图 8 采用有限元模型和传统 FEM-SPH 耦合模型得到的中心陶瓷和弹芯的等效塑性应变云图
Fig. 8 Effective-plastic-strain contours of center ceramics and bullet cores simulated by FEM and traditional FEM-SPH models

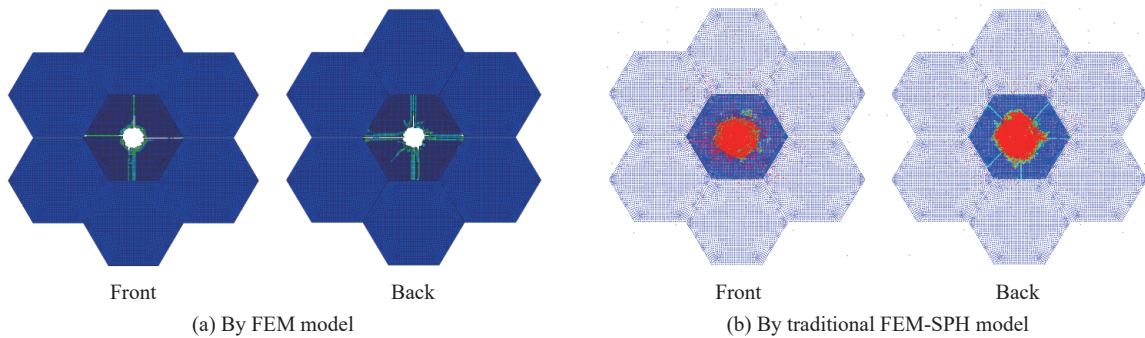


图 9 有限元模型和传统 FEM-SPH 耦合模型的陶瓷板的等效塑性应变云图
Fig. 9 Effective-plastic-strain contours of ceramic plates of FEM model and traditional FEM-SPH model

FEM-SPH 耦合计算模型在计算分析精度和计算效率方面均具有较大优势: 与传统 FEM-SPH 耦合计算模型相比, 新型 FEM-SPH 耦合计算模型的弹道极限速度与实验值的相对偏差由 36.4% 降低至 3.0%, 计算时间减少了 82.1%。弹芯和陶瓷均为 SPH 粒子模型, 可大大减少 SPH 粒子和有限元耦合计算的计算量, 因此减少了计算时间。

表 4 方案 1 采用不同计算模型得到的弹道极限速度以及计算所用的时间

Table 4 Ballistic limit velocities of structure 1 by different computational models and the corresponding time used for computation

计算模型	FEM	OFS	NFS	NFSA	NFSB	NFSC	NFS8
弹道极限速度计算值	0.598	0.636	0.970	0.546	0.996	0.855	1.003
计算时间	0.224	5.582	1.000	0.522	2.284	0.493	1.746

3 陶瓷复合装甲-枪弹系统的新型 FEM-SPH 耦合计算模型的建模参数探讨

改变新型 FEM-SPH 耦合计算模型的侵彻区陶瓷块 SPH 尺度和陶瓷块数量后, 弹道极限速度以及 5

核并行计算所用的时间见表 4。从表 4 可以看出, 陶瓷块 SPH 尺度为 0.5 mm、陶瓷块数量为 7 块时, 弹道极限速度已经达到较高的仿真分析精度。

陶瓷块间距对弹道极限速度计算值的影响如图 10 所示。图 10 表明, 当陶瓷块间距较小时, 弹着点位置对弹道极限速度计算值的影响较小, 随着陶瓷块间距的增大, 弹道极限速度计算值降低, 弹着点位置对弹道极限速度计算值的影响增大, 此时弹着点位于陶瓷块的接缝处会严重弱化复合装甲的抗弹性能。

4 透明装甲-枪弹系统的新型 FEM-SPH 耦合计算模型

透明装甲的设计目标是抵抗 53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹的侵彻, 采用的装甲方案见表 5, G 为无机玻璃, PU 为聚氨酯, PC 为聚碳酸酯, 总厚度为 39 mm, 弹道极限速度实验值^[12]为 584 m/s。

4.1 新型 FEM-SPH 耦合计算模型建模参数

采用与上文相同的改进方法建立穿甲燃烧弹侵彻透明装甲的新型 FEM-SPH 耦合计算模型, 如图 11 所示, 建模方式等见表 6。53 式 7.62 mm 穿甲燃烧弹的模型和材料参数与 1.1 节中的穿甲燃烧弹一致。透明装甲的方形靶板边长为 100 mm, 无机玻璃的 JH2 材料模型中式 (1)~(5) 输入参数的具体取值参考文献 [8], 聚氨酯和聚碳酸酯的弹塑性材料模型中屈服应力和失效应变的具体取值参考文献 [13-19]。装甲各层材料之间粘接, 拉脱强度、实现方式和各部件接触设置与 1.1 节中的靶板一致。

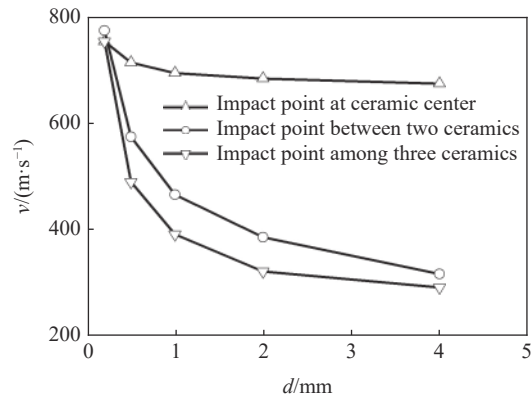


图 10 陶瓷块间距对弹道极限速度计算值的影响
Fig. 10 Influence of ceramic spacing to computed ballistic limit velocity

表 5 透明装甲组成

Table 5 Composition of the transparent armor

组分(面板到背板)	G	PU	G	PU	G	PU	PC
厚度/mm	10	1	10	1	10	1	6

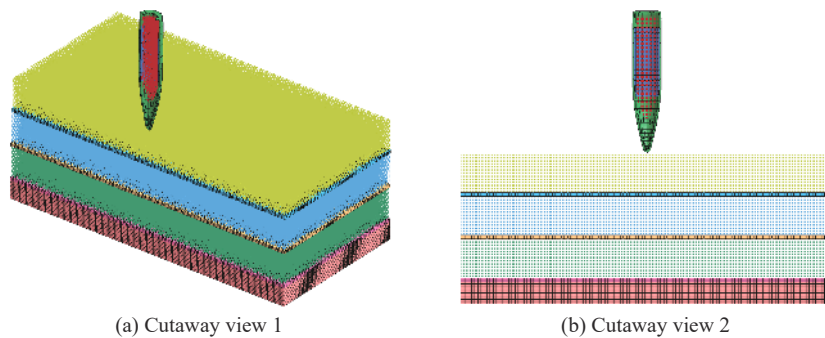


图 11 透明装甲的新型 FEM-SPH 耦合计算模型

Fig. 11 The new FEM-SPH model of the transparent armor

表 6 透明装甲的新型 FEM-SPH 耦合计算模型的建模方式和材料模型

Table 6 Modeling methods and material models for the new FEM-SPH model of the transparent armor

部件	建模方式	平均尺度/mm	材料模型
弹芯	SPH	0.5	JH2 (Johnson-Holmquist-ceramics)模型
无机玻璃		0.6	
铅套	FEM	0.2~2.0	JC (Johnson-Cook)模型
被甲			
聚氨酯			
聚碳酸酯		0.6	弹塑性材料模型

4.2 新型 FEM-SPH 耦合计算模型计算结果

着靶速度为 560 m/s, 侵彻 0.25 ms 时, 透明装甲的仿真计算结果见图 12~13, 弹体部分穿透靶板, 无机玻璃碎片飞溅, 各层无机玻璃均出现 4 条扩展至边界的径向裂纹, 呈均匀分布, 未发现周向裂纹。弹芯剩余长度为 25 mm, 弹道极限速度计算值为 555 m/s, 低于弹道实验结果 5.0%。

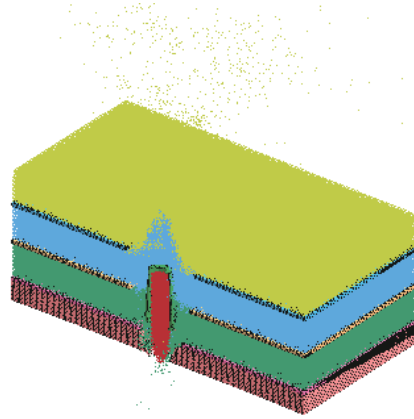


图 12 新型 FEM-SPH 耦合计算模型的仿真计算结果剖视图

Fig. 12 Cutaway view of simulation result by the new FEM-SPH model

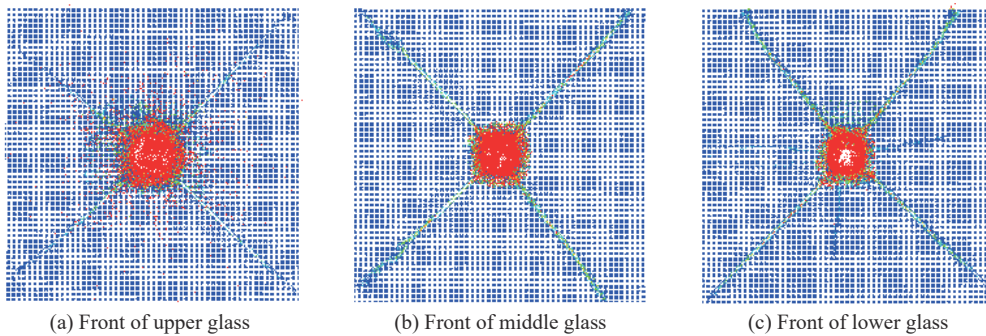


图 13 无机玻璃的等效塑性应变云图

Fig. 13 Effective-plastic-strain contours of glasses

5 透明装甲-枪弹系统的有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型

5.1 有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型简介

将表 6 中全部 SPH 粒子替换为相同尺度的六面体单元, 弹芯换用 JC 材料模型, 材料模型参数与 2.1 节中的弹芯一致, 得到透明装甲的有限元计算模型, 见图 14(a); 将表 6 中弹芯的 SPH 粒子替换为相同

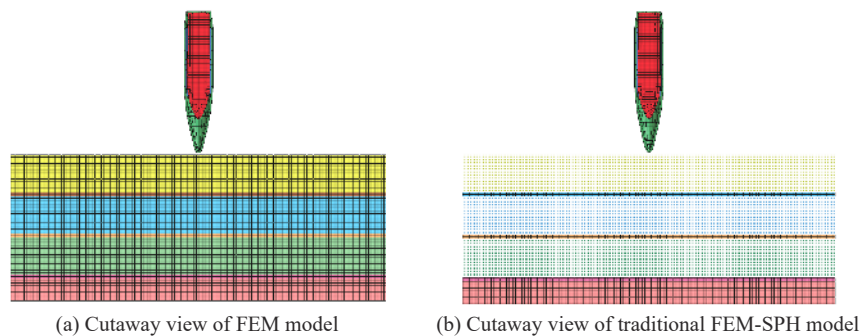


图 14 透明装甲的有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型

Fig. 14 The FEM and traditional FEM-SPH models for the transparent armor

尺度的六面体单元,弹芯换用 JC 材料模型,材料模型参数与 2.1 节中的弹芯一致,得到透明装甲的传统 FEM-SPH 耦合计算模型,见图 14(b)。

5.2 有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型计算结果

采用有限元计算模型和传统 FEM-SPH 耦合计算模型得到的弹道极限速度分别为 415 和 505 m/s。着靶速度为弹道极限速度,侵彻 0.18 ms 时的仿真计算结果见图 15~17。与图 13 中新型 FEM-SPH 耦合计算模型的仿真计算结果相比,有限元计算模型的无机玻璃裂纹分布并不自然,传统 FEM-SPH 耦合计算模型的无机玻璃裂纹数量较少。

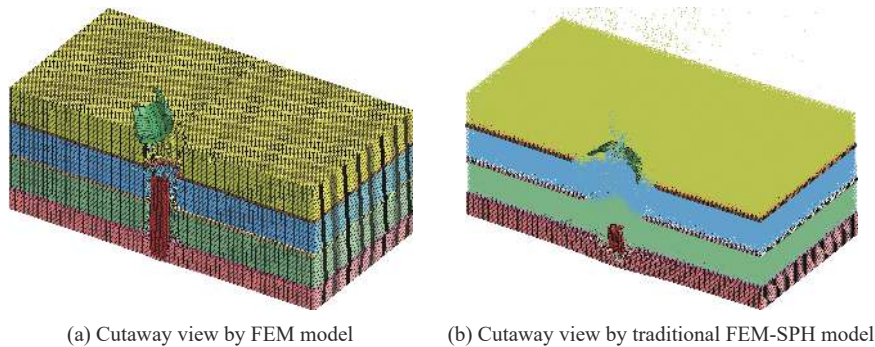


图 15 透明装甲的有限元模型和传统 FEM-SPH 耦合模型的仿真计算结果

Fig. 15 Simulated results of the transparent armor by the FEM and traditional FEM-SPH models

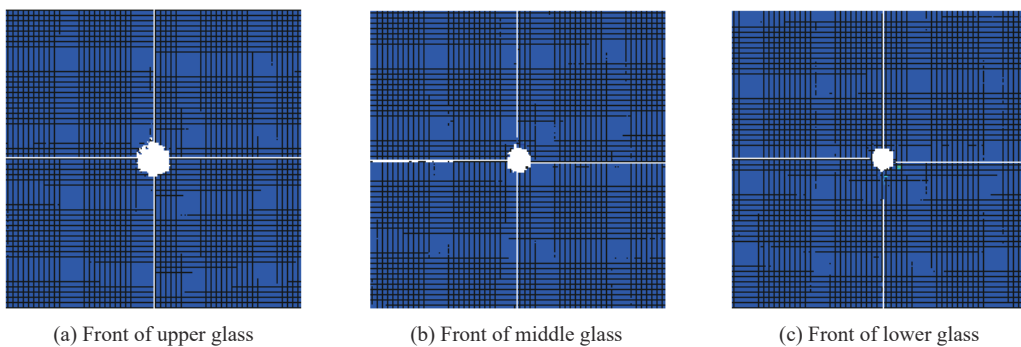


图 16 采用有限元模型得到的无机玻璃的等效塑性应变云图

Fig. 16 Simulated effective-plastic-strain contours of glasses by the FEM model

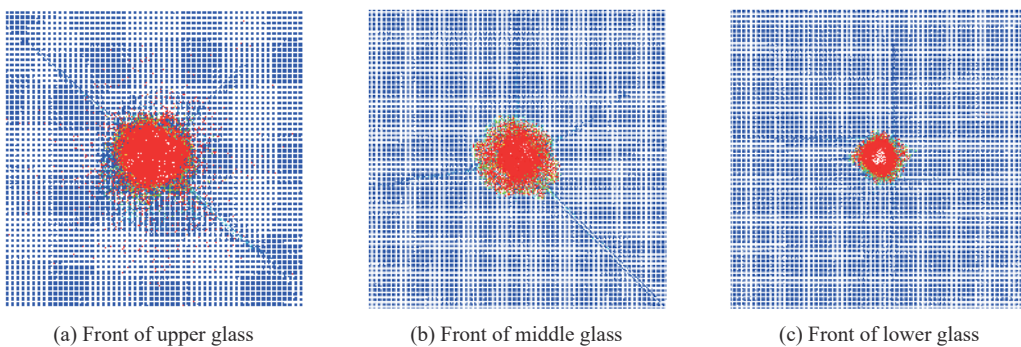


图 17 采用传统 FEM-SPH 耦合模型得到的无机玻璃的等效塑性应变云图

Fig. 17 Simulated effective-plastic-strain contours of glasses by the traditional FEM-SPH model

采用不同计算模型得到的弹道极限速度以及 7 核并行计算所用的时间见表 7,表中 OFS 为传统 FEM-SPH 耦合计算模型,NFS 为新型 FEM-SPH 耦合计算模型,NFSA 在 NFS 基础上靶板 SPH 和有限元尺度改为 0.8 mm,NFSB 在 NFS 基础上靶板 SPH 和有限元尺度改为 0.4 mm,NFSC 在 NFS 基础上靶板尺

寸改为 50 mm×50 mm, NFSD 在 NFS 基础上靶板尺寸改为 150 mm×150 mm, 弹道极限速度以实验值 (584 m/s) 为归一化标准值, 计算时间以 NFS 模型的计算时间 (14.6 h) 为归一化标准值。从表 7 可以看出, 新型 FEM-SPH 耦合计算模型在计算分析精度和计算效率方面均具有一定优势: 与传统 FEM-SPH 耦合计算模型相比, 新型 FEM-SPH 耦合计算模型的弹道极限速度与实验值的相对偏差由 13.5% 降低至 5.0%, 计算时间减少了 81.4%。

表 7 透明装甲采用不同计算模型得到的弹道极限速度以及计算所用的时间

Table 7 Ballistic limit velocities of the transparent armor by different computational models and the corresponding time used for computation

计算模型	FEM	OFS	NFS	NFSA	NFSB	NFSC	NFSD
弹道极限速度计算值	0.711	0.865	0.950	0.899	0.916	0.813	0.967
计算时间	0.171	5.384	1.000	0.253	8.637	0.233	3.178

6 透明装甲-枪弹系统的新型 FEM-SPH 耦合计算模型的建模参数探讨

改变新型 FEM-SPH 耦合计算模型的靶板 SPH 和有限元尺度、靶板尺寸后, 弹道极限速度以及 7 核并行计算所用的时间见表 7。从表 7 可以看出, 透明装甲靶板 SPH 和有限元尺度为 0.6 mm、靶板尺寸为 100 mm×100 mm 时, 弹道极限速度已经达到较高的仿真分析精度。

7 结 论

本文研究了穿甲燃烧弹侵彻陶瓷复合装甲和玻璃复合装甲的 FEM-SPH 耦合计算模型的建模方法, 基于穿甲燃烧弹弹芯穿甲过程中的脆性碎裂现象, 将传统的 FEM-SPH 耦合计算模型中穿甲燃烧弹弹芯的有限元模型和 JC 材料模型分别替换为 SPH 模型和 JH2 材料模型, 提出了新型 FEM-SPH 耦合计算模型, 并分析了有限元/粒子尺度、建模尺寸等对仿真分析结果的影响规律, 显著提高了穿甲燃烧弹侵彻陶瓷复合装甲和玻璃复合装甲的仿真分析精度和计算效率。本文的研究成果具有一般性意义, 适用于其他穿甲燃烧弹弹道冲击的仿真分析, 有助于提高弹道冲击仿真分析的精度和效率。

参考文献:

- [1] 胡德安, 韩旭, 肖毅华, 等. 光滑粒子法及其与有限元耦合算法的研究进展 [J]. *力学学报*, 2013, 45(5): 639–652. DOI: 10.6052/0459-1879-13-092.
HU D A, HAN X, XIAO Y H, et al. Research developments of smoothed particle hydrodynamics method and its coupling with finite element method [J]. *Chinese Journal of Theoretical and Applied Mechanics*, 2013, 45(5): 639–652. DOI: 10.6052/0459-1879-13-092.
- [2] 陈斌, 罗夕容, 曾首义. 穿甲子弹侵彻陶瓷/钢靶板的数值模拟研究 [J]. *弹道学报*, 2009, 21(1): 14–18.
CHEN B, LUO X R, ZENG S Y. Simulation study on ceramic/mild steel targets penetrated by APP [J]. *Journal of Ballistics*, 2009, 21(1): 14–18.
- [3] 卿尚波, 晏麓晖, 曾首义. 陶瓷靶的多片组合效应分析 [J]. *弹箭与制导学报*, 2010, 30(3): 72–74. DOI: 10.15892/j.cnki.djzdx.2010.03.019.
QING S B, YAN L H, ZENG S Y. Studies on combinational effect of multi-ceramics [J]. *Journal of Projectiles, Rockets, Missiles and Guidance*, 2010, 30(3): 72–74. DOI: 10.15892/j.cnki.djzdx.2010.03.019.
- [4] 孙素杰, 赵宝荣, 王军, 等. 不同背板对陶瓷复合装甲抗弹性能影响的研究 [J]. *兵器材料科学与工程*, 2006, 29(2): 70–72. DOI: 10.3969/j.issn.1004-244X.2006.02.019.
SUN S J, ZHAO B R, WANG J, et al. Study on the penetration performance of ceramic armors with different backing plate [J]. *Ordnance Material Science and Engineering*, 2006, 29(2): 70–72. DOI: 10.3969/j.issn.1004-244X.2006.02.019.
- [5] 蒋志刚, 申志强, 曾首义, 等. 穿甲子弹侵彻陶瓷/钢复合靶板试验研究 [J]. *弹道学报*, 2007, 19(4): 38–42. DOI:

- 10.3969/j.issn.1004-499X.2007.04.011.
- JIANG Z G, SHEN Z Q, ZENG S Y, et al. An experimental study on ceramic/mild steel targets against APP [J]. *Journal of Ballistics*, 2007, 19(4): 38–42. DOI: 10.3969/j.issn.1004-499X.2007.04.011.
- [6] JOHNSON G R, HOLMQUIST T J. Response of boron carbide subjected to large strains, high strain rates, and high pressures [J]. *Journal of Applied Physics*, 1999, 85(12): 8060–8073. DOI: 10.1063/1.370643.
- [7] BØRVIK T, DEY S, CLAUSEN A H. Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2009, 36(7): 948–964. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2008.12.003.
- [8] CRONIN D S, BUI K, KAUFMANN C, et al. Implementation and validation of the Johnson-Holmquist ceramic material model in LS-DYNA [C] // Proceedings of the 4th European LS-DYNA User Conference. Stuttgart, Germany: DY-NA More GmbH, 2003: 47–60.
- [9] 谢恒, 吕振华. 破片侵彻纤维复合材料板的有限元数值模拟 [J]. *清华大学学报 (自然科学版)*, 2012, 52(1): 96–101. DOI: 10.16511/j.cnki.qhdxxb.2012.01.005.
- XIE H, LÜ Z H. Finite element simulation of FRP plates impacted by fragments [J]. *Journal of Tsinghua University (Science and Technology)*, 2012, 52(1): 96–101. DOI: 10.16511/j.cnki.qhdxxb.2012.01.005.
- [10] XIAO J R, GAMA B A, GILLESPIE Jr J W. Progressive damage and delamination in plain weave S-2 glass/SC-15 composites under quasi-static punch-shear loading [J]. *Composite Structures*, 2007, 78(2): 182–196. DOI: 10.1016/j.compstruct.2005.09.001.
- [11] 王元博. 纤维增强层合材料的抗弹性能和破坏机理研究 [D]. 合肥: 中国科学技术大学, 2006: 87–89. DOI: 10.7666/d.y918786.
- [12] 陈宇宏, 厉蕾. 轻型防弹玻璃的结构研究 [J]. *材料工程*, 2002(6): 7–9; 36. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4381.2002.06.002.
- CHEN Y H, LI L. Study on the structure of lightweight bulletproof glass [J]. *Journal of Materials Engineering*, 2002(6): 7–9; 36. DOI: 10.3969/j.issn.1001-4381.2002.06.002.
- [13] HOLMQUIST T J, JOHNSON G R, GRADY D E, et al. High strain rate properties and constitutive modeling of glass [C] // Proceedings of the 15th International Symposium on Ballistics. Jerusalem, Israel, 1995: 237–244. DOI: 10.2172/41367.
- [14] LI Z H, LAMBROS J. Strain rate effects on the thermomechanical behavior of polymers [J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2001, 38(20): 3549–3562. DOI: 10.1016/s0020-7683(00)00223-7.
- [15] TI Y, CHEN D J. Mechanical and dynamic mechanical properties of polyurethane/Fe-octacarboxyl acid phthalocyanine blends [J]. *Progress in Organic Coatings*, 2013, 76(1): 119–124. DOI: 10.1016/j.porgcoat.2012.08.019.
- [16] 曹侃, 汪洋, 王宇. 低温下聚碳酸酯冲击拉伸性能的实验研究 [J]. *兵工学报*, 2010, 31(S1): 195–198.
- CAO K, WANG Y, WANG Y. Experimental study on impact tensile properties of polycarbonate at low temperature [J]. *Acta Armamentarii*, 2010, 31(S1): 195–198.
- [17] 张龙辉, 张晓晴, 姚小虎, 等. 高应变率下航空透明聚氨酯的动态本构模型 [J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(1): 51–56. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)01-0051-06.
- ZHANG L H, ZHANG X Q, YAO X H, et al. Constitutive model of transparent aviation polyurethane at high strain rates [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2015, 35(1): 51–56. DOI: 10.11883/1001-1455(2015)01-0051-06.
- [18] 姚小虎, 张龙辉, 张晓晴, 等. 航空透明聚氨酯胶片动态力学性能实验研究 [J]. *航空学报*, 2015, 36(7): 2236–2243. DOI: 10.7527/S1000-6893.2014.0281.
- YAO X H, ZHANG L H, ZHANG X Q, et al. Experimental study on dynamic mechanical behavior of aerospace- transparent polyurethane interlayer [J]. *Acta Aeronautica et Astronautica Sinica*, 2015, 36(7): 2236–2243. DOI: 10.7527/S1000-6893.2014.0281.
- [19] 胡文军, 张方举, 田常津, 等. 聚碳酸酯的动态应力应变响应和屈服行为 [J]. *材料研究学报*, 2007, 21(4): 439–443. DOI: 10.3321/j.issn: 1005-3093.2007.04.019.
- HU W J, ZHANG F J, TIAN C J, et al. Dynamic stress-strain response and yield behavior of polycarbonate [J]. *Chinese Journal of Materials Research*, 2007, 21(4): 439–443. DOI: 10.3321/j.issn: 1005-3093.2007.04.019.

(责任编辑 张凌云)