文章编号:1000-5773(2010)03-0161-07

SPH/FEM 耦合算法在陶瓷复合靶抗侵彻数值模拟中的应用*

卞 梁,王肖钧,章 杰

(中国科学技术大学近代力学系,安徽合肥 230027)

摘要:在 SPH/FEM 耦合算法程序中引入了陶瓷和金属材料的本构模型,对钨合金长杆弹侵彻陶瓷复合靶开展了数值模拟。给出了侵彻过程的物理图像,并分析了陶瓷靶的抗侵彻机理。对不同入射速度下的计算结果和实验结果进行了对比,计算得到的侵彻深度和实验值比较一致,验证了耦合算法的有效性。

关键词:侵彻;耦合算法;数值模拟;陶瓷靶;有限元;SPH

中图分类号:O347.3 **文献标识码**:A

1 引 言

采用 Lagrange 有限元法模拟高速碰撞问题时,经常会遇到网格发生大畸变的问题,一旦网格畸变过大,不但使计算精度降低,严重时还会导致计算中断。光滑粒子法是近年来兴起的一种无网格算法,它采用 Lagrange 粒子离散计算域,材料的变形通过粒子的运动来描述,由于摆脱了对网格的依赖,因此解决了传统有限元法遇到的困难,是冲击力学中一种比较理想的数值方法。然而,由于光滑粒子法在计算每个粒子的物理量时都需要用到其影响域中近邻粒子的信息,搜索近邻粒子和计算粒子物理量都比较费时,因此其计算效率要低于有限元法。为了提高计算效率,Johnson[1]和 Attaway 等[2]开展了光滑粒子法与有限元耦合算法的研究,在变形大的地方采用光滑粒子法,既可以避免有限元法因网格畸变过大所造成的计算困难,又可以提高局域计算精度,而在其它流场缓变区则使用有限元算法,发挥有限元计算效率高的优势。他们使用耦合算法开展了侵彻贯穿方面的数值计算,取得了一些有意义的结果。王吉等[3]在 Johnson 等人工作的基础上,提出了一种初始时刻用有限元方法建模,随着变形的增大,大变形区域的有限元单元自动转换成光滑粒子的耦合算法,并开展了超高速碰撞(初速 $v_0=4$ km/s)的数值计算,取得了很好的计算结果。

本研究在王吉等人的工作基础上,对自行开发的耦合算法程序进行了进一步修改和完善,通过引入金属和陶瓷材料的本构模型,对初速为 1 200~1 500 m/s 范围的陶瓷复合靶抗长杆弹侵彻进行了数值模拟,并与实验结果进行了对比。

2 光滑粒子法与有限元法相结合的耦合算法

光滑粒子法与有限元法相结合的耦合算法,其基本思想是将光滑粒子法适宜处理大变形的特点和有限元法计算效率高的优势结合起来,以提高数值算法的计算精度和计算效率。本研究采用的耦合算

* **收稿日期**:2010-01-29;**修回日期**:2010-03-18

基金项目:国家自然科学基金重点项目(10632080);国家自然科学基金(50802092)

作者简介:卞 梁(1982—),男,博士研究生,主要从事冲击动力学研究. E-mail:liangb@mail.ustc.edu.cn

通讯作者:王肖钧(1941—),男,教授,主要从事冲击动力学研究. E-mail:xjwang@ustc.edu.cn

法基于有限元向光滑粒子自动转换的思想,初始时刻全部用有限元建模,在计算过程中根据单元的变形情况判断是否需要将单元转换成粒子,并实现单元向粒子的自动转换。通常采用等效塑性应变的大小作为有限元转换为光滑粒子的判断条件,即在计算过程中当单元等效塑性应变大于某一阈值时,便将此单元转换成粒子。图 1 为有限元单元向光滑粒子转换示意图。图中界面单元 A、B、C 的等效塑性应变达到了设定的阈值,此时需要将它们转换为粒子。新生粒子的质量、应力、内能都等同于转换前相应单元的物理量,而粒子的几何量,如坐标和速度则取为单元节点的平均值。单元转换为粒子后,还需要对有限元界面进行调整。图 1 中转换前的有限元界面为 *a-b-c-d-e-f-g-h-i-g-j*,而转换后应调整为 *a-b-k-c-d-f-g-j*。

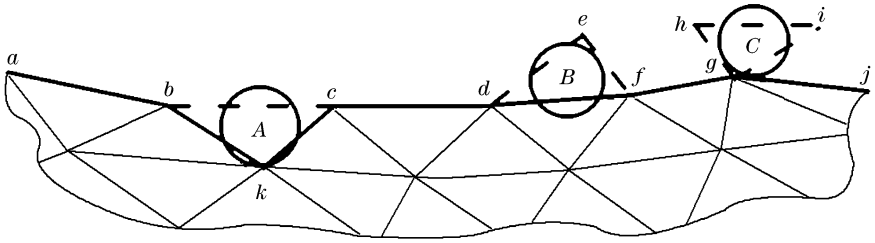


图 1 有限元单元向光滑粒子转换示意图

Fig. 1 Schematic diagram of conversion of finite elements to smoothed particles

光滑粒子与有限元交界面上的耦合计算是耦合算法中的关键问题。在交界面上,粒子与有限元边界保持接触但不允许相互侵入。因此,在每一时间步计算中,应根据粒子与有限元界面的相对位置,检查粒子是否侵入界面。一旦有粒子侵入有限元界面,则应该对该粒子和相应单元节点的位置和速度进行调整,调整方法和有限元滑移面的处理思想类似[3]。另外,对于交界面附近的光滑粒子,由于其影响域包含了部分有限元单元,若不考虑这些单元对粒子的作用,则势必带来较大的计算误差。因此,在计算时需要将影响域中的这部分单元等效为虚粒子参与光滑粒子的计算,提高界面的计算精度[3]。

3 计算模型和材料参数

计算模型如图 2 所示。长杆弹材料为钨合金,头部为锥形,直径 6 mm,长 110 mm。靶板为陶瓷金属复合靶,陶瓷被盖板和约束套筒包围起来。陶瓷材料为 AD95 氧化铝陶瓷,直径 100 mm,厚 50 mm。盖板及约束套筒均为 45 钢,盖板厚 3 mm,套筒高 150 mm,外径为 130 mm。

程序采用二维轴对称算法,因此实际计算时,只需取模型对称面的一半建模。在初始时刻,全部用有限元建模,采用三角形单元划分网格。图 3 给出了局部网格示意图,杆弹共划分为 660 个网格,靶板共划分为 19 890 个网格。

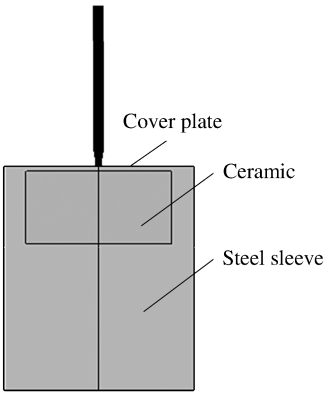


图 2 计算模型

Fig. 2 Computational model

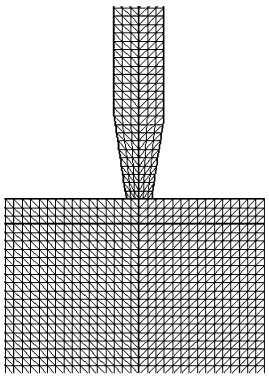


图 3 局部网格示意图

Fig. 3 Schematic diagram of local mesh

陶瓷材料的本构模型采用文献中使用较为广泛的 JH-2 模型[4]。该模型包括了对材料的强度、压力和损伤的描述。强度模型的无量纲形式可用下式描述

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

式中:σ_i^* 是完整材料的无量纲等效应力,σ_f^* 是破坏材料的无量纲等效应力,D 为损伤变量($0 \leqslant D \leqslant 1$)。无量纲等效应力($\sigma^*$,$\sigma_i^*$,$\sigma_f^*$)的定义是

$$\sigma^* = \sigma/\sigma_{HEL} \tag{2}$$

式中:σ 为实际等效应力,σ_{HEL}是 Hugoniot 弹性极限(HEL)状态下的等效应力。

完整材料的无量纲强度采用下式描述

$$\sigma_i^* = A(p^* + T^*)^N(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*) \tag{3}$$

而材料完全破坏后,其无量纲强度改为

$$\sigma_f^* = B(p^*)^M(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*) \tag{4}$$

式中:A、B、C、M、N 为材料常数。$p^* = p/p_{HEL}$,$T^* = T/p_{HEL}$,p 和 T 是实际的静水压和最大静水拉伸强度,p_{HEL}是 Hugoniot 弹性极限状态下的静水压。无量纲破坏强度有限制值 $\sigma_{f,max}^*$,$\sigma_f^* \leqslant \sigma_{f,max}^*$。$\dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲应变率,$\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon}/\dot{\varepsilon}_0$。其中,$\dot{\varepsilon}$ 是实际的等效应变率,$\dot{\varepsilon}_0 = 1.0\ s^{-1}$是参考应变率。

损伤定义为等效塑性应变的累积

$$D = \sum \Delta\varepsilon_p/\varepsilon_p^f \tag{5}$$

式中:$\Delta\varepsilon_p$ 是一个时间步内材料的等效塑性应变增量,$\varepsilon_p^f = f(p)$是与静水压 p 有关的等效塑性破坏应变,通过下式获得

$$\varepsilon_p^f = D_1(p^* + T^*)^{D_2} \tag{6}$$

式中:D_1 和 D_2 是材料常数。当 $p^* = -T^*$ 时,材料不能承受任何塑性应变。

完整材料($D=0$)的静水压可以表示为

$$p = \begin{cases} K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 & \mu \geqslant 0 \\ K_1\mu & \mu < 0 \end{cases} \tag{7}$$

式中:K_1、K_2、K_3 是材料常数,$\mu = \rho/\rho_0 - 1$,ρ 为现时刻的密度,ρ_0为初始密度。

当材料发生损伤后($D>0$),会出现体胀现象。体胀的出现使压力发生了改变

$$p = K_1\mu + K_2\mu^2 + K_3\mu^3 + \Delta p \tag{8}$$

式中:压力增量 Δp 可从能量转化的角度求出[4]。

表 1 给出了 AD95 陶瓷的 JH-2 模型参数,其中大部分参数都取自文献[5]。在计算中发现破碎陶瓷的强度对计算结果有明显影响,因此我们对 $\sigma_{f,max}^*$的值作了调整,取为 0.5。

表 1　AD95 陶瓷的 JH-2 模型参数[5]

Table 1　JH-2 parameters of AD95 ceramic[5]

ρ_0/(g/cm^3)	A	N	C	T/(GPa)	B	M	HEL/(GPa)	σ_{HEL}/(GPa)
3.6	0.88	0.64	0.007	0.262	0.28	0.60	5.3	3.75
p_{HEL}/(GPa)	G/(GPa)	K_1/(GPa)	K_2/(GPa)	K_3/(GPa)	β	D_1	D_2	$\sigma_{f,max}^*$
2.8	118.1	228.6	191.4	111.5	1.0	0.02	0.83	0.5

钨合金杆弹和钢靶的强度模型采用 Johnson-Cook 模型

$$\bar{\sigma} = (A + B\bar{\varepsilon}_p^n)[1 + C\ln(\dot{\bar{\varepsilon}}_p/\dot{\varepsilon}_0)]\{1 - [(T - T_0)/(T - T_m)]^m\} \tag{9}$$

式中:$\bar{\sigma}$ 为 Mises 等效应力,$\bar{\varepsilon}_p$ 和 $\dot{\bar{\varepsilon}}_p$ 是等效塑性应变和等效塑性应变率,$\dot{\varepsilon}_0$ 是参考应变率,T 是材料温度,T_0 是参考温度,T_m 是熔化温度,A、B、C、m 和 n 是材料常数。

状态方程采用 Mie-Grüneisen 状态方程

$$p=(1-\Gamma\eta/2)p_{\mathrm{H}}+\Gamma\rho E \tag{10}$$

$$p_{\mathrm{H}}=\begin{cases}K_1\eta+K_2\eta^2+K_3\eta^3 & \eta\geqslant 0\\ K_1\eta & \eta<0\end{cases} \tag{11}$$

式中：$\eta=\rho/\rho_0-1$，Γ 为 Grüneisen 参数，K_1、K_2、K_3 为材料常数。

表 2 给出了钨合金和 45 钢的材料参数[6-7]。

表 2 钨合金和 45 钢材料参数[6-7]

Table 2 Material parameters of tungsten and 45 steel[6-7]

Material	ρ_0/(g/cm^3)	G/(GPa)	A/(GPa)	B/(GPa)	n	C	m
Tungsten	17.6	160	1.506	0.177	0.12	0.016	1.0
45 Steel	7.8	77.5	0.496	0.434	0.307	0.07	0.804
Material	$\dot{\varepsilon}_0$/(s^{-1})	T_0/(K)	T_m/(K)	K_1/(GPa)	K_2/(GPa)	K_3/(GPa)	Γ
Tungsten	1.0	300	1 723	302	470	335	1.43
45 Steel	1.0	300	1 765	164	294	500	1.69

4 计算结果和讨论

通过在耦合算法中引入上述陶瓷和金属材料的本构模型，对不同速度下的钨合金长杆弹侵彻陶瓷复合靶进行了数值模拟。对于金属材料，设定单元转换为粒子的等效塑性应变阈值为 0.5。由于陶瓷为脆性材料，在很小的应变下就会发生破坏，倘若以破坏应变作为单元转换的条件，则靶板将有大量单元转变成粒子，这不但会增加计算成本，更重要的是，脆性材料在压实破坏（粉碎性压实破坏）时单元的畸变并不大，完全可以用有限元计算，因此对于陶瓷材料，也以等效应变为 0.5 作为单元转换粒子的条件。

图 4 给出了杆弹初速为 1192 m/s，计算至 16 μs 时的侵彻图像。从图 4 中可以看出，此时钨合金杆弹已经穿透钢盖板进入到陶瓷靶中，杆弹头部的部分大变形单元已经转换成了粒子，同时靠近侵彻界面的部分陶瓷靶单元也转换成了粒子，弹靶之间的相互作用是通过两种不同材料的粒子进行描述的。当单纯采用有限元法计算高速侵彻问题时，通常采用所谓“消蚀”法将发生大畸变的单元直接从计算域中删除，以消除大畸变带来的计算困难。对于陶瓷等压力相关材料，直接将单元删除后，其压力的突然减小会引起材料强度的降低，从而对计算结果产生较大的影响。而在耦合算法中，通过有限元向粒子的转换，可以避免直接删除单元带来的计算误差，从而更合理、更真实地反映陶瓷靶对长杆弹的抗侵彻作用。图示陶瓷靶中的黑线内部区表示已经破坏的区域。当杆弹穿透盖板侵彻至陶瓷靶时，由于速度较高，因此首先在弹体正前方形成一个破碎区。弹体头部前方局部范围内的陶瓷材料在弹体的直接压缩和剪切作用下变成陶瓷碎粒或粉末。弹体头部产生较大的塑性变形，并在靶板抗力作用下不断被转换成粒子。

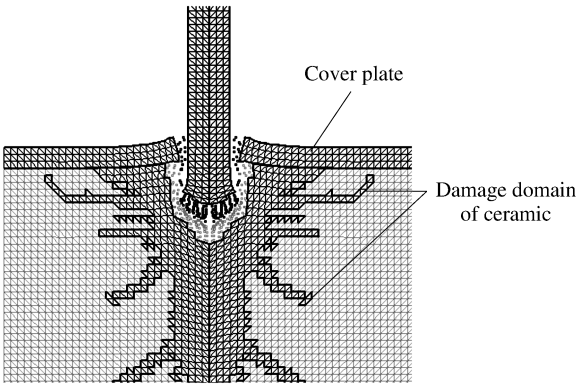
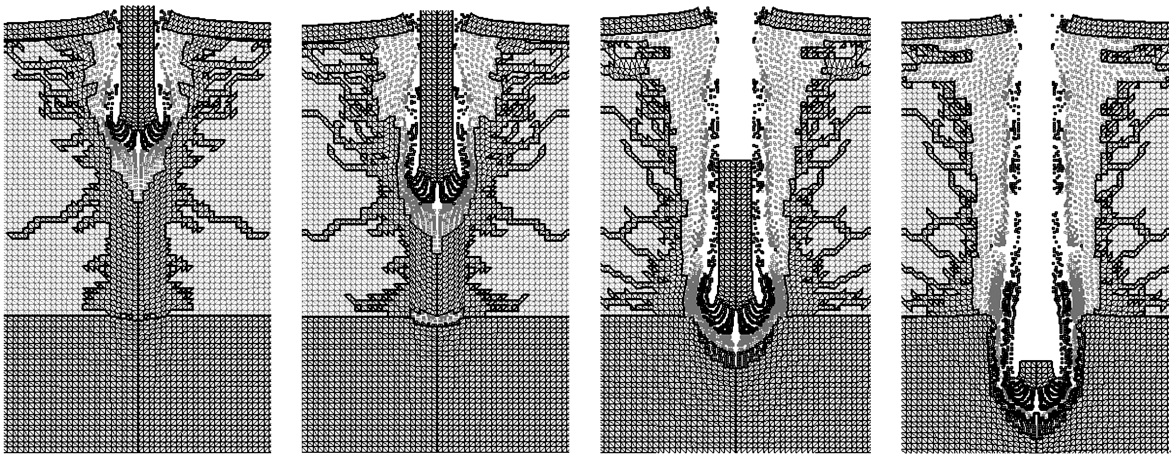


图 4 16 μs 时计算图像（v_0=1 192m/s）

Fig. 4 Simulated pattern of penetration at 16 μs（v_0=1 192m/s）

图 5 给出了几个不同时刻的侵彻图像。从图中可以看出，杆弹侵入陶瓷靶板后，其头部不断被破碎的陶瓷挤压磨削，长度逐渐减小。由于陶瓷只能承受非常小的塑性变形，并受到四周套筒和盖板很强的约束作用，因此陶瓷碎粒和粉末只能沿杆弹侵彻形成的狭窄通道反向运动，挤压盖板，导致盖板胀裂。盖板在这里的主要作用是加强对陶瓷的约束，阻止陶瓷碎粒的流动，增加陶瓷碎粒对杆弹的侵蚀和磨

损,使杆弹在侵彻过程中不断变短,从而增强陶瓷的抗侵彻能力。因此,在稳定侵彻阶段,尽管陶瓷已经破碎,但由于受到约束和摩擦作用,材料仍具有一定的剪切强度。陶瓷复合靶抗侵彻能力与陶瓷碎粒细观性质(颗粒大小、颗粒间的挤压与摩擦等)、反向流动特性密切相关[8]。从图 5 中还可以看出,陶瓷的破坏区域(颜色较深的部分)随着侵彻的进行不断发展,最终陶瓷靶碎裂成许多小块和碎片,这与实验观察到的现象基本一致。因此计算结果说明,JH-2 本构模型中的损伤模型可以基本反映陶瓷材料的破坏过程和破坏特性。计算还表明,初速为 1 192 m/s 的杆弹,可以穿透 3 mm 盖板和 50 mm 陶瓷靶,杆弹的剩余长度只有 8%左右,在侵彻过程中几乎消失殆尽。



$t=40\ \mu s$　　$t=60\ \mu s$　　$t=120\ \mu s$　　$t=180\ \mu s$

图 5　不同时刻的计算图像($v_0=1\,192$ m/s)

Fig. 5　Simulated pattern of penetration at different times($v_0=1\,192$ m/s)

图 6 为侵彻过程中杆弹头部速度和尾部速度随时间的变化曲线($v_0=1\,192$ m/s)。由图可见,弹尾速度在侵彻前期变化比较平缓,并呈有规则的台阶下降状,这是由于塑性主激波在弹体里来回传播并在弹尾自由面反射所致。随着子弹的逐渐消蚀,主激波传播到弹尾所需的时间越来越短,以至到后来曲线已无明显的台阶。到侵彻后期,杆弹的动能已基本消耗完毕,因此弹尾速度发生急剧下降,直至侵彻过程停止。弹头速度在侵彻初期开坑阶段下降较快,随后在稳定侵彻过程中变化趋于平缓,到侵彻后期杆弹动能耗尽时又有一个较快的下降过程。

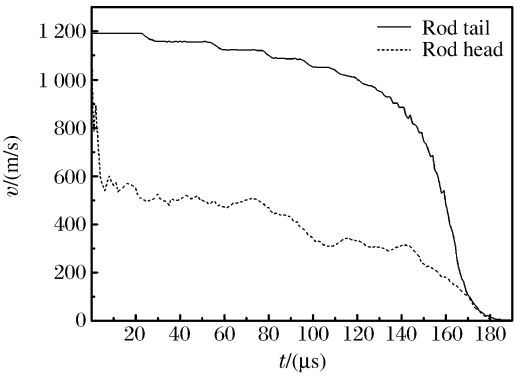
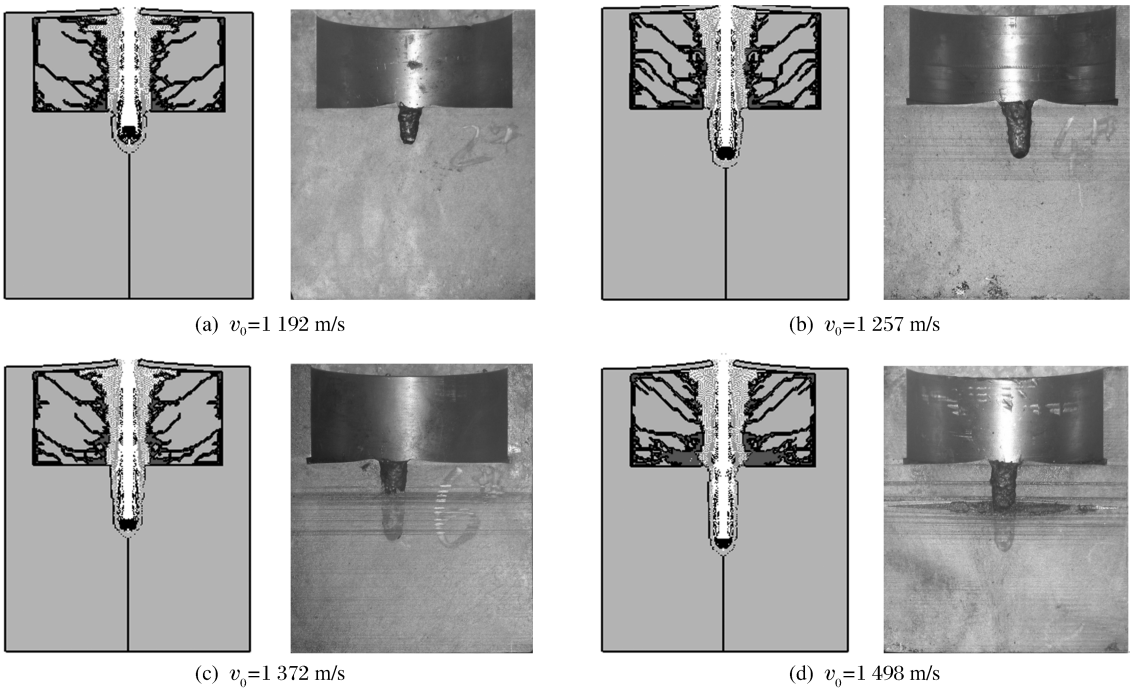


图 6　杆弹头部速度和尾部速度随时间的变化

Fig. 6　Velocity history at the head and tail of projectile

图 7 给出了不同初速下最终计算的侵彻图像和实验结果的对比。其中右边的实验图像是将靶板沿轴线线切割后得到的剖面图,图中清晰地显示了杆弹穿透陶瓷靶后继续侵彻钢套筒所留下的弹孔。由计算图像和实验图像的对比可以看出,不同速度下得到的计算结果和实验符合较好。

表 3 给出了侵彻深度计算值和实验值的对比。从表中可以看出,侵彻深度的计算值与实验值比较接近,误差在 10%以内,说明使用的本构模型和参数是合适的,可以比较准确地描述钨合金长杆弹侵彻陶瓷复合靶的物理过程。



(a) v_0=1 192 m/s (b) v_0=1 257 m/s

(c) v_0=1 372 m/s (d) v_0=1 498 m/s

图 7 不同速度下的计算图像和实验结果的对比

Fig. 7 Comparison of computations and experiments for different impact velocities

表 3 侵彻深度计算值和实验值的对比

Table 3 Comparison of penetration depths from computations and experiments

Impact velocity/(m/s)	Experimental result of penetration depth/(mm)	Computational result of penetration depth/(mm)	Error/(%)
1 192	72.0	70.6	−1.9
1 257	80.1	80.0	−0.1
1 372	94.8	88.2	−7.0
1 498	99.2	97.4	−1.8

5 结 论

对光滑粒子法与有限元相结合的耦合算法开展了研究，通过引入金属和陶瓷材料的本构模型，对陶瓷复合靶抗长杆弹侵彻实验进行了数值模拟。计算结果表明，JH-2 本构模型和损伤模型可以较好地描述陶瓷材料的非线性变形和破坏特性，不同入射速度下侵彻深度的计算值和实验值比较一致。由于耦合算法避免了传统有限元算法中删除单元带来的计算误差，同时与纯光滑粒子法相比又提高了计算效率，因此是值得倡导的一种新算法。

References:

[1] Johnson G R, Stryk R A, Beissel S R, et al. An Algorithm to Automatically Convert Distorted Finite Elements into Meshless Particle during Dynamics Deformation [J]. Int J Impact Eng, 2002, 27(10): 997-1013.

[2] Attaway S, Heinstein M, Swegle J. Coupling of Smoothed Particle Hydrodynamics with the Finite Element Method [J]. Nucl Eng Des, 1994, 150(2-3): 199-205.

[3] Wang J, Wang X J, Bian L. Linking of Smoothed Particle Hydrodynamic Method to Standard Finite Element Method and Its Application in Impact Dynamics [J]. Explosion and Shock Waves, 2007, 27(6): 522-528. (in Chinese)
王　吉,王肖钧,卞　梁. 光滑粒子法与有限元的耦合算法及其在冲击动力学中的应用 [J]. 爆炸与冲击, 2007, 27(6): 522-528.

[4] Johnson G R, Holmquist T J. An Improved Computational Constitutive Model for Brittle Materials [A]//Schmidt S C, Shaner J W, Samara G A, et al. High Pressure Science and Technology-1993 [C]. New York: AIP Press, 1994: 981-984.

[5] Li P. Dynamic Mechanical Response of Ceramic Materials and Their Resistance Mechanism of Long-Rod Penetration [D]. Beijing: Beijing Institute of Technology, 2002. (in Chinese)
李　平. 陶瓷材料的动态力学响应及其抗长杆弹侵彻机理 [D]. 北京:北京理工大学, 2002.

[6] Westerling L, Lundberg P, Lundberg B. Tungsten Long-Rod Penetration into Confined Cylinders of Boron Carbide at and above Ordnance Velocities [J]. Int J Impact Eng, 2001, 25(7): 703-714.

[7] Li Y C, Cao J D, Dong J, et al. Research of Damage Evolution Equation and Spallation Criterion of 45 Steel [J]. Chinese Quarterly of Mechanics, 2006, 27(2): 329-334. (in Chinese)
李永池,曹结东,董　杰,等. 45 钢的损伤演化方程和层裂准则研究 [J]. 力学季刊, 2006, 27(2): 329-334.

[8] Li P, Li D H, Ning J G, et al. Experimental Study on the Ballistic Performance and Mechanism of Confined Ceramic Targets against Long-Rod Penetrators [J]. Explosion and Shock Waves, 2003, 23(4): 289-294. (in Chinese)
李　平,李大红,宁建国,等. Al_2O_3 陶瓷复合靶抗长杆弹侵彻性能和机理实验研究 [J]. 爆炸与冲击, 2003, 23(4): 289-294.

Numerical Simulations of Anti-Penetration of Confined Ceramic Targets by SPH/FEM Coupling Method

BIAN Liang, WANG Xiao-Jun, ZHANG Jie

(*Department of Modern Mechanics, University of Science and Technology of China, Hefei* 230027, *China*)

Abstract: Numerical simulations of tungsten long rod penetrating into confined ceramic target was carried out by inserting the constitutive models of ceramic and metal in the SPH/FEM coupling method. The penetration pattern was reproduced and the property of anti-penetration of ceramic targets was discussed. The computational results for different impact velocities were compared with the experiments. The penetration depths of computations are in good agreement with the experiments and so that the coupling method is validated.

Key words: penetration; coupling method; numerical simulation; ceramic target; finite element; SPH