文章编号:1000-5773(2012)03-0259-07

钢芯弹冲击高强度钢过程的数值模拟分析*

谢　恒,吕振华

(清华大学汽车工程系汽车安全与节能国家重点实验室,北京　100084)

摘要:通过材料特性实验获得 7.62 mm×39 mm 普通钢芯弹弹芯、N-1 高强度钢靶板材料的力学本构模型参数,建立了弹体和靶板的精细有限元模型。对靶板钢材的 J-C 断裂准则进行改进,并在 LS-DYNA 软件中实现。应用改进的断裂准则进行了 N-1 钢受普通钢芯弹垂直冲击过程的数值模拟,计算结果可更准确地反映出实验中靶板出现的绝热剪切冲塞行为,冲塞尺寸较接近实验结果,弹道极限速度也与实验吻合。由此克服了基于原 J-C 断裂准则计算的缺陷——靶板发生与实验结果不符的拉伸型破坏、冲塞尺寸明显偏小。

关键词:弹道冲击;高强度钢;数值模拟;断裂准则;绝热剪切现象;冲塞破坏

中图分类号:O385;TJ810.38　　**文献标识码**:A

1　引　言

由于弹体由多种材料组成且形状结构较复杂,在与靶板作用过程中,弹、靶都发生大变形和各种模式的破坏及复合破坏,须采用实验和数值分析方法进行研究。强洪夫[1]开展了 7.62 mm 普通弹对经过热处理的 30CrMnSiA 钢板的正冲击试验研究,观察到靶板的 3 种破坏模式。但目前用数值模拟方法对制式普通钢芯弹头冲击高强度钢靶板的分析研究较少。肖华[2]对 7.62 mm 普通弹侵彻低碳钢进行了数值模拟研究。从已有的数值模拟结果可以看出,平头弹比卵形弹、尖头弹更容易造成应变局部化,从而形成绝热剪切带(Adiabatic Shear Band,ASB)。然而实验结果表明,卵形弹、尖头弹在特定钢靶板、特定冲击速度条件下也会造成靶板绝热剪切冲塞破坏。Børvik[3]指出,在基于拉格朗日方法的铅芯弹穿甲过程模拟计算中,必须删除大量弹、靶单元,造成弹头、冲塞块的部分或完全"消失",是不真实的,因此对计算结果的精度有不利的影响。肖红亮[4]也证实,由于材料模型、算法的限制,导致数值模拟无法得出尖头弹丸冲击实验中出现的绝热剪切现象。一部分原因是由于宽度仅约 20 μm 的绝热剪切带内应变达到 10 量级,而普通有限元分析方法不能考虑单元内不均匀的应变,特殊的有限元分析方法也不能考虑单元内极度不均匀的应变。

本研究针对这些问题,分析了靶板绝热剪切失稳的单元内的应变分布,对靶板钢材的 J-C 断裂准则进行改进。据此进行了冲击过程的数值模拟,实现了对绝热剪切冲塞现象较精确的数值模拟,所预测的冲塞尺寸与实验结果较接近。

2　弹道实验

2.1　弹体与靶板

56 式 7.62 mm 普通弹的弹头长度为 26.8 mm,外径为 7.92 mm。弹体剖面如图 1 所示,其结构从

*　**收稿日期**:2010-10-25;**修回日期**:2011-02-18

作者简介:谢　恒(1983—),男,博士,主要从事冲击动力学研究. E-mail:xieh05@gmail.com

通讯作者:吕振华(1961—),男,教授,主要从事车辆防护研究. E-mail:lvzh@mail.tsinghua.edu.cn

外至内依次为覆铜钢被甲、铅锑合金套、钢芯。采用弹道枪发射子弹，入射速度由装药量控制。钢板靶厚度为 4.2 mm，边长为 500 mm×500 mm，四角固定，如图 2 所示。钢板后部放置防弹纤维铺层、橡皮泥箱，以便回收弹体。



图 1 弹体结构简图

Fig. 1 Structure of projectile

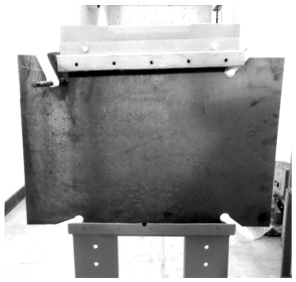


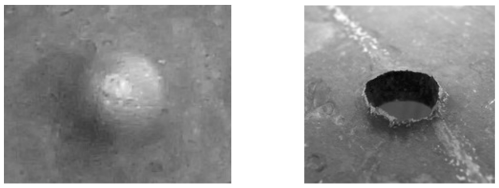
图 2 钢板靶固定方式

Fig. 2 Fixture of target plate

2.2 弹道实验结果

共射击了 31 发子弹，撞击速度范围为 759.6～827.1 m/s，求得弹道极限 $v_{50}=810.2$ m/s。随着撞击速度增加，观察到靶板从塑性变形变化到剪切冲塞破坏，如图 3(a)、图 3(b)所示。弹芯头部墩粗程度随冲击速度的提高而降低，如图 4 所示。弹头钢芯几乎没有失效断裂和质量损失，而被甲和铅套破碎飞散，无法回收。

N-1 钢靶板被完全穿透时的破坏模式均为冲塞型破坏，没有出现单纯的花瓣型穿孔。只是在弹道极限附近(806.1 m/s≤v_i≤820.7 m/s)，靶板弹孔边缘有轻微径向开裂，冲塞块则没有裂纹。



(a) 759.6 m/s (b) 827.1 m/s

图 3 靶板的两种变形破坏模式

Fig. 3 Two modes of target damage



(a) 759.6 m/s (b) 827.1 m/s

图 4 撞击后的弹芯外形

Fig. 4 Shapes of steel core after impact

3 有限元模型

3.1 弹与靶的有限单元网格

采用轴对称平面单元(便于实施自适应网格重划分技术)建立弹和靶的有限元模型，如图 5 所示。靶板网格尺寸为 0.3 mm。实验表明，靶板变形区最大半径为约 60 mm，因此数值模拟中取靶板尺寸为∅120 mm×4.2 mm，四周固支。由于弹体变形极大，为减少网格畸变对计算过程及结果精度的影响，因此定义了按计算时间间隔进行自适应网格重划分的策略。

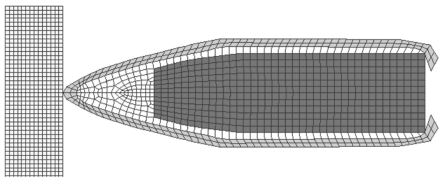


图 5 与靶板局部弹体的有限元网格

Fig. 5 FE mesh of bullet and local area of target plate

3.2 材料本构模型

3.2.1 Johnson-Cook 模型

材料力学本构关系的 Johnson-Cook(J-C)模型的等效应力表示为[5]

$$\sigma_{\mathrm{eq}} = (A + B\varepsilon_{\mathrm{eq}}^{n})(1 + \dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}^{*})^{C}(1 - T^{*m}) \tag{1}$$

式中:$\varepsilon_{\mathrm{eq}}$为等效塑性应变,$A$、$B$、$n$、$C$、$m$ 为材料参数。无量纲塑性应变率由 $\dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}^{*} = \dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}/\dot{\varepsilon}_{0}$ 确定,$\dot{\varepsilon}_{0}$ 为参考应变率。$T^{*} = (T - T_{\mathrm{r}})/(T_{\mathrm{m}} - T_{\mathrm{r}})$,$T$ 为绝对温度,T_{r}、T_{m} 分别为室温和材料的熔点。由绝热引起的温升表示为

$$\Delta T = \int_{0}^{\varepsilon_{\mathrm{eq}}} \chi \frac{\sigma_{\mathrm{eq}} \mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{eq}}}{\rho c_{p}} \tag{2}$$

式中:ρ 为材料密度,c_p 为比热,χ 为 Taylor-Quinney 系数即塑性功转热比例。

J-C 模型的断裂应变表示为[5]

$$\varepsilon_{\mathrm{f}} = [D_1 + D_2 \exp(D_3 \sigma^{*})][1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}^{*}][1 + D_5 T^{*}] \tag{3}$$

式中:$D_1 \sim D_5$ 为材料参数;$\sigma^{*} = -p/\sigma_{\mathrm{eq}}$ 称为应力三轴度,p 为静水压力;$\dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}^{*}$ 与 T^{*} 的定义与(1)式一致。

J-C 模型断裂准则由累积损伤参数 $D = \sum (\Delta\varepsilon_{\mathrm{eq}}/\varepsilon_{\mathrm{f}})$ 决定。在显式时间积分的每个时间步中,计算塑性应变增量 $\Delta\varepsilon_{\mathrm{eq}}$,以更新 D。在有限元分析中,初始时 $D=0$,当 $D \geqslant 1$ 时认为单元完全破坏,将单元删除。

靶板、弹芯材料参数来源于材料动态力学实验,被甲、铅套的材料参数及温度软化等参数取值参考了文献[2-3],$\chi=0.9$,$m=1.0$。靶板的材料本构模型参数如表 1 所示。

表 1 J-C 模型参数

Table 1 Parameters for J-C constitutive model

A/(MPa)	B/(MPa)	n	$\dot{\varepsilon}_0$/(s^{-1})	C	D_1	D_2	D_3	D_4	D_5
1 400	712	0.285 8	1×10^{-3}	0.009	0.477 8	0.351 2	3.4	0.002 3	1.0

3.2.2 改进的断裂应变准则

进入绝热剪切失稳状态之后,绝热剪切带内的局部最大应变通常远大于单元表观塑性应变。考虑到计算效率等因素,有限元计算中的单元尺寸一般远大于绝热剪切带的宽度(10～30 μm[4]),因此得到的只有单元表观塑性应变,而不是绝热剪切带内局部的最大应变。以往常用的断裂应变准则(如 J-C 准则)通常以前者进行失效判断。然而后者才是造成断裂的原因,以前者进行判断容易出现严重的网格尺寸依赖性,准确性难以保证。

因此,本研究对 J-C 断裂准则进行修改,将改进的断裂准则称为基于最大应变的断裂应变准则(MSB 断裂准则)。MSB 断裂准则与原 J-C 断裂准则的区别在于:采用单元内的局部最大应变进行失效判断,而非单元表观塑性应变。在有限元分析得到的单元表观塑性应变的基础上,再由理论分析得到单元内的局部最大应变。因此,即使采用较大尺寸的单元,仍可以较准确地判断单元是否失效,减小对网格尺寸的依赖性。值得一提的是,本研究所述的最大应变是指单元几何空间内的最大应变。

首先,应判断单元是否进入绝热剪切失稳状态。从以下 3 个基本方程[6]出发,可建立绝热剪切失稳的三变量判据

本构关系

$$\sigma = \sigma(\varepsilon, \dot{\varepsilon}, T) \tag{4}$$

失稳临界条件

$$\frac{\mathrm{d}\sigma}{\mathrm{d}\varepsilon} = \frac{\partial\sigma}{\partial\varepsilon} + \frac{\partial\sigma}{\partial\dot{\varepsilon}}\frac{\mathrm{d}\dot{\varepsilon}}{\mathrm{d}\varepsilon} + \frac{\partial\sigma}{\partial T}\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\varepsilon} \leqslant 0 \tag{5}$$

绝热条件

$$\frac{\mathrm{d}T}{\mathrm{d}\varepsilon} = \frac{\chi\sigma}{\rho c_{p}} \tag{6}$$

将(1)式代入(4)式、(5)式、(6)式,可以推导得到当前应变、应变率、温度下,J-C 本构模型的绝热剪切失稳判据如下

$$Bn\varepsilon_{\mathrm{eq}}^{n-1}+C(A+B\varepsilon_{\mathrm{eq}}^{n})(1+\dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}^{*})^{-1}\frac{\mathrm{d}\dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}}{\mathrm{d}\varepsilon_{\mathrm{eq}}}+(A+B\varepsilon_{\mathrm{eq}}^{n})^{2}(1+\dot{\varepsilon}_{\mathrm{eq}}^{*})^{C}\left(-\frac{m\chi}{\rho c_{p}}\frac{(T-T_{\mathrm{r}})^{m-1}}{(T_{\mathrm{m}}-T_{\mathrm{r}})^{m}}\right)\leqslant 0 \quad (7)$$

发生绝热剪切失稳时的等效塑性应变 $\varepsilon_{\mathrm{eq}}$ 称为失稳临界塑性应变 ε_{c}。

其次，需求出处于绝热剪切失稳态的单元内的最大应变。根据文献[7]，基于设定的应变变化模式，得出绝热剪切带内最大应变的估算式

$$\varepsilon_{\max}=\varepsilon_{\mathrm{c}}+2(\varepsilon_{\mathrm{eq}}-\varepsilon_{\mathrm{c}})L_{\mathrm{gage}}/w \quad (8)$$

式中：ε_{c} 为失稳临界塑性应变(定义见前文)，$\varepsilon_{\mathrm{eq}}$ 为单元当前塑性应变(表观塑性应变)，L_{gage} 为标定长度(单元尺寸)，w 为剪切带宽度。为了便于本构模型的程序实现，由(8)式得到了最大应变的增量

$$\Delta\varepsilon_{\max}=(2L_{\mathrm{gage}}/w)\cdot\Delta\varepsilon_{\mathrm{eq}} \quad (9)$$

单元进入绝热剪切失稳状态之前，MSB 断裂准则与 J-C 断裂准则一致。单元进入绝热剪切失稳状态之后，以绝热剪切带内最大应变 $\varepsilon_{\max}$ 代替单元表观塑性应变 $\varepsilon_{\mathrm{eq}}$，代入 J-C 断裂准则计算累积损伤变量，进而判断是否断裂。

MSB 断裂准则采用(9)式更新单元的最大应变。计算中剪切带宽度 w 取平均值 20 μm。以模型的单元尺度 300 μm 计算，在单元进入绝热剪切失稳状态后，最大应变增长的速度为单元表观应变增长速度的 30 倍，造成损伤迅速累积直至断裂。

利用 LS-DYNA 中的用户自定义材料模块进行了二次开发，添加了 MSB 断裂准则。其算法流程描述如下：

(1) 以(3)式计算当前时间步的断裂应变 ε_{f}；

(2) 以(7)式判断单元是否进入绝热剪切失稳状态；

(3) 若未进入绝热剪切失稳状态，则跳过此步，否则以(9)式计算得到的应变增量 $\Delta\varepsilon_{\max}$ 代替 $\Delta\varepsilon_{\mathrm{eq}}$；

(4) 更新累积损伤参数 $D^{n+1}=D^{n}+\Delta\varepsilon_{\mathrm{eq}}/\varepsilon_{\mathrm{f}}$；

(5) 若 $D\geqslant 1$，则认为单元完全破坏，将单元删除。

自定义材料模块的应力更新方法等其它部分均与 J-C 模型一致。单元失效前的应力更新过程均独立于断裂准则部分。

4 数值模拟计算结果

4.1 弹道极限

采用 J-C 和 MSB 断裂准则计算的子弹入射速度-剩余速度曲线如图 6 所示。基于两种断裂准则对弹道极限的预测均与实验结果相符。基于 MSB 断裂准则计算的弹道极限略偏低，曲线较陡，这正是考虑了绝热剪切失稳的结果。

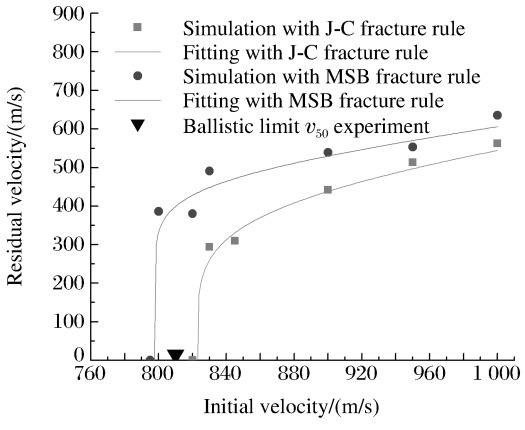


图 6 入射速度-剩余速度曲线

Fig. 6 Impact velocity versus residual velocity curve

4.2 弹和靶的变形破坏模式

4.2.1 较低弹速工况

在较低弹速下，弹芯墩粗，出现尖锐的边缘；弹着点处靶板发生凹陷，厚度减小，如图 7 所示。由于没有发生绝热剪切，因此 J-C 与 MSB 断裂准则的计算结果一致，且均能较好地捕捉到弹和靶的塑性变形模式。

在以弹着点为中心的不同半径处，两种准则计算的靶板正面法向变形量均接近实验结果，如图 8 所示。仅边界附近(对称轴和固支点处)的计算结果尚有一定偏差。

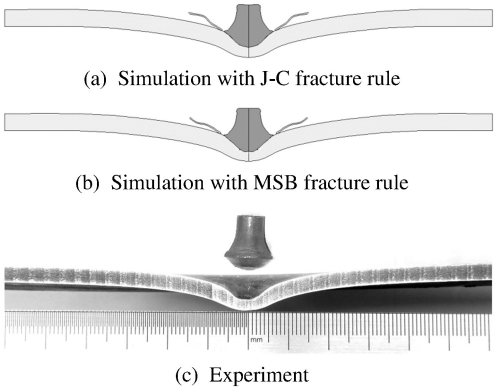


图 7　靶板和弹体的变形(760 m/s)

Fig. 7　Deformation of target plate and bullet(760 m/s)

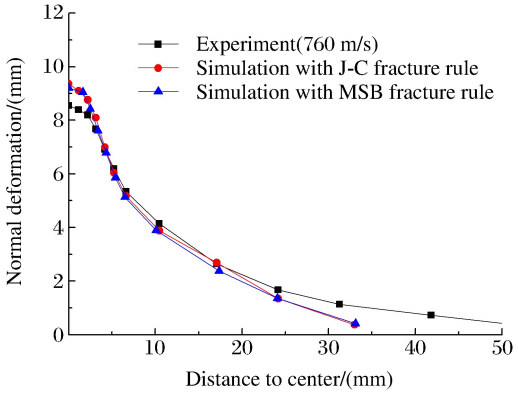


图 8　靶板正面法向变形(760 m/s)

Fig. 8　Normal deformation of front side of target plate(760 m/s)

4.2.2　较高弹速工况

当子弹入射速度高于弹道极限时,实验靶板出现了绝热剪切冲塞破坏。弹芯仅发生头部局部墩粗,靶板的整体变形也较小,如图 9 所示。冲塞直径与变形后的弹芯直径接近,冲塞厚度接近靶板初始厚度。基于 J-C 断裂准则计算,靶板发生了与实验不符的拉伸型破坏,其冲塞尺寸明显偏小。而基于 MSB 断裂准则进行计算,则可较准确地反映出实验中的绝热剪切冲塞行为,冲塞尺寸与实验结果较接近。

基于 J-C 断裂准则计算出的拉伸型破坏模式造成靶板正面法向变形量过大。相对于 J-C 断裂准则,基于 MSB 断裂准则计算的靶板变形量也更接近实验结果,如图 10 所示。

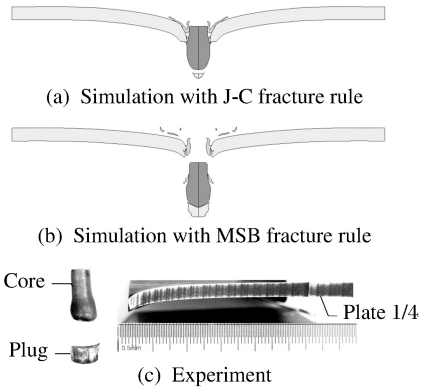


图 9　靶板和弹体的变形(830 m/s)

Fig. 9　Deformation of target plate and bullet(830 m/s)

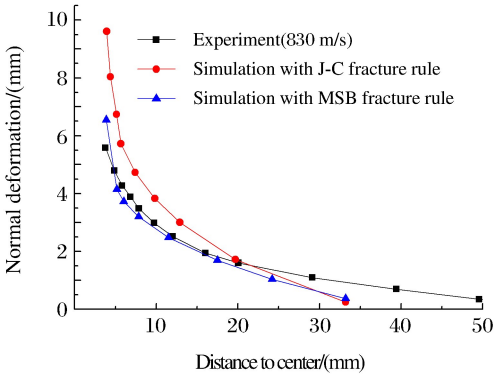
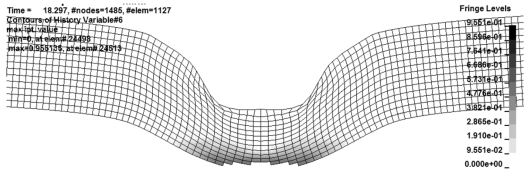


图 10　靶板正面法向变形(830 m/s)

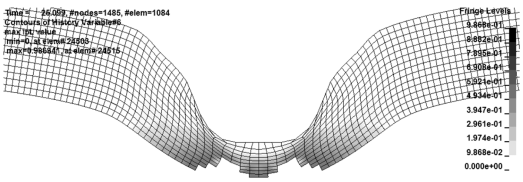
Fig. 10　Normal deformation of front side of target plate(830 m/s)

从靶板损伤增长过程也可以看出,基于 J-C 断裂准则计算时,损伤从靶板背部中心开始累积,如图 11(a)所示。背部中心单元先发生拉伸断裂,随后裂纹向四周、向正面扩展,如图 11(b)、图 11(c)所示。基于 MSB 断裂准则计算时,损伤则是从靶板背部中心单元和两侧同时开始积累,如图 12(a)所示。由于绝热剪切失稳,在中部两侧先发生剪切断裂,如图 12(b)所示。随后裂纹迅速扩展到前后表面,如图 12(c)所示。

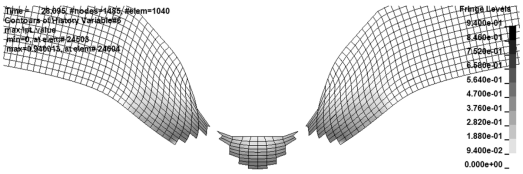
可见,采用本研究的 MSB 断裂准则,可以显著提高弹-靶冲击断裂响应的预测精度。



(a) 18 μs



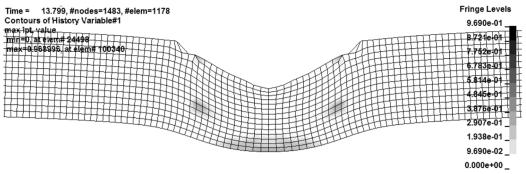
(b) 25 μs



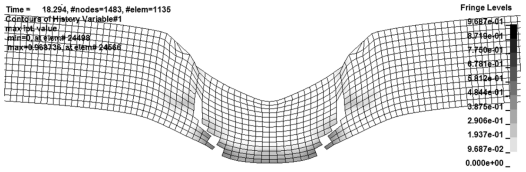
(c) 28 μs

图 11 基于 J-C 断裂准则计算的靶板损伤增长过程

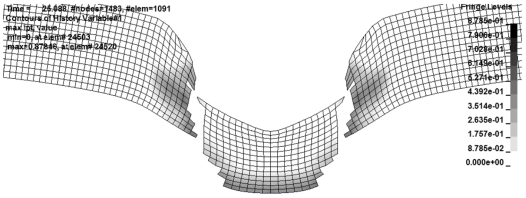
Fig. 11 Target plate damage evolution with J-C fracture rule



(a) 14 μs



(b) 18 μs



(c) 25 μs

图 12 基于 MSB 断裂准则计算的靶板损伤增长过程

Fig. 12 Target plate damage evolution with MSB fracture rule

5 结 论

(1) 在 7.62 mm×39 mm 普通钢芯弹高速冲击高强度钢板的过程中,两者都发生了严重变形和破坏。在未穿透情况下,弹头钢芯发生墩粗变形,靶板发生塑性变形;在穿透情况下,钢板出现剪切冲塞。由于绝热剪切带附近的应变场梯度极高,因而在数值模拟中,即使采用了复杂的材料模型,仍需采用合适尺度的单元网格。

(2) 对 J-C 断裂准则进行修改,使之适合于较大尺度的单元。由有限元方法计算了网格尺寸为 300 μm的单元变形行为,在此基础上由理论分析方法计算了 20 μm 宽的剪切带内的变形行为,二者结合得到了与实验结果相符的计算结果。由于考虑了绝热剪切失稳时单元内的应变场梯度、亦即最大应变,因而改进的断裂准则比原 J-C 断裂准则能更准确地预测绝热剪切型破坏。绝热剪切带宽度是待定参数,但采用实验经验值可得到具有较高精度的计算结果。

(3) 数值模拟结果与实验结果吻合得较好,但在特殊细节处存在差异。需要进一步研究绝热剪切带宽度、边界条件、轴对称简化算法等因素对模型精度和计算结果精度的影响。

本工作的弹道实验是在总后军需装备研究所的协助下完成的;材料动态力学实验在中国科技大学近代力学系和中国兵器工业集团第 53 研究所协助下完成。

References:

[1] Qiang H F, Fu X J, Yang Y C, et al. Ballistic penetration of 7.62 mm rifle bullets normal impact onto 30CrMnSiA steel plates [J]. Journal of PLA University of Science and Technology (Natural Science Edition), 2007, 8(6): 619-625. (in Chinese)
强洪夫,傅学金,杨月诚,等. 7.62 mm 步枪弹正冲击 30CrMnSiA 钢板破坏效应试验 [J]. 解放军理工大学学报(自然科学版),2007,8(6):619-625.

[2] Xiao H, He H, Zeng S Y. Study of 7.62 mm ordinary bullets perforating fixed target of low carbon steel [A]//17th National Conference on Structural Engineering [C]. Wuhan, 2008. (in Chinese)
肖　华,何　煌,曾首义. 7.62 mm 普通子弹侵彻低碳钢固定靶研究 [A]//第 17 届全国结构工程学术会议 [C]. 武汉,2008.

[3] Børvik T, Dey S, Clausen A H. Perforation resistance of five different high-strength steel plates subjected to small-arms projectiles [J]. Int J Impact Eng, 2009, 36: 948-964.

[4] Xiao H L. The adiabatic shear behavior of steel during the impact of projectile [D]. Kunming: Kunming University of Science and Technology, 2008. (in Chinese)
肖红亮. 弹丸冲击过程中钢的绝热剪切行为 [D]. 昆明:昆明理工大学,2008.

[5] Børvik T, Hopperstad O S, Berstad T. A computational model of viscoplasticity and ductile damage for impact and penetration [J]. Eur J Mech A-Solid, 2001, 20: 685-712.

[6] Bao H S, Wang L L, Lu W X. The high velocity deformation and adiabatic shearing of a titanium alloy at low temperature [J]. Explosion and Shock Waves, 1989, 9(2): 109-119. (in Chinese)
包合胜,王礼立,卢维娴. 钛合金在低温下的高速变形特性和绝热剪切 [J]. 爆炸与冲击,1989,9(2):109-119.

[7] Wang X B. New method for calculating local shear strain in adiabatic shear band of titanium alloy [J]. Rare Metal Materials and Engineering, 2009, 38(6): 1048-1052. (in Chinese)
王学滨. 钛合金绝热剪切带的局部剪切应变估算的新方法 [J]. 稀有金属材料与工程,2009,38(6):1048-1052.

Perforation Simulations of High-Strength Steel by Steel Core Bullets

XIE Heng, LÜ Zhen-Hua

(*State Key Laboratory of Automotive Safety and Energy, Department of Automotive Engineering, Tsinghua University, Beijing*, 100084, *China*)

Abstract: Material experiments were performed to identify dynamic constitutive model parameters for steel core of 7.62 mm×39 mm bullets and N-1 high-strength steel. Highly detailed FE model of the projectile and steel target plate was built up. The J-C fracture rule for the target plate was modified and implemented with LS-DYNA. The process of N-1 steel being impacted by steel core projectile was simulated with the modified fracture rule. Adiabatic shear behavior and the size of plug from the target plate are predicted accurately. Ballistic limit velocity simulation agrees well with experimental result. In this way, the unreasonable tensile failure within steel target and the underestimation of plug size predicted based on original J-C fracture rule are overcome.

Key words: ballistic impact; high-strength steel; numerical simulation; fracture rule; adiabatic shear; plugging