

DOI:10.11918/j.issn.0367-6234.201807073

爆燃驱动式射钉侵彻 Q235 靶板数值模拟

高迪¹, 张艳涛², 李剑斌³, 程方杰¹

(1. 天津大学 材料科学与工程学院, 天津 300350; 2. 陆军炮兵防空兵学院, 合肥 230031;
3. 陆军工程大学 野战工程学院, 南京 210007)

摘要: 为研究爆燃驱动式射钉侵彻靶板深度的影响因素及规律, 对直径 7 mm 的射钉垂直侵彻 20 mm 厚 Q235 靶板进行数值模拟. 基于 LS-DYNA 有限元软件, 选择 Johnson-Cook 本构模型和 Gruneison 状态方程对射钉侵彻靶板过程进行仿真模拟, 并通过侵彻试验验证模型的合理性. 采用所建立的仿真模型, 模拟分析射钉的头部锥角和材料强度、炸药驱动力、射钉与靶板初始间隙等因素对 Q235 靶板侵彻深度的影响规律. 结果表明: 随着射钉头部锥角增加, 侵彻阻力不断增大, 射钉最大速度逐渐减小, 侵彻深度及有效侵彻深度不断减小; 射钉材料的静屈服强度低于 700 MPa 时, 由于钉体发生明显的墩粗变形, 侵彻深度较浅, 而高于 700 MPa 时, 射钉材料的静屈服强度对侵彻深度影响较小; 炸药爆燃产生的气体压强低于 150 MPa 时, 侵彻深度随气体压强增大近似呈线性增加, 而高于 150 MPa 时, 靶板背面变形使应力得到释放, 侵彻深度显著提高; 随射钉与靶板初始间隙增加, 射钉在接触靶板前可获得更高的速度, 侵彻深度不断增大, 但超过 20 mm 后, 初始间隙对侵彻深度基本没有影响.

关键词: 侵彻深度; 爆燃; 射钉; Q235 钢; 数值模拟

中图分类号: O385

文献标志码: A

文章编号: 0367-6234(2019)05-0032-06

Numerical simulation on penetration of Q235 steel target for deflagration-driving-type nail

GAO Di¹, ZHANG Yantao², LI Jianbin³, CHENG Fangjie¹

(1. College of Materials Science and Engineering, Tianjin University, Tianjin 300350, China;

2. PLA Army Academy of Artillery and Air Defense, Hefei 230031, China;

3. College of Field Engineering, Army Engineering University of PLA, Nanjing 210007, China)

Abstract: To study the factors and regularities affecting the penetration depth of steel target subjected to impact by deflagration-driving-type nail, the penetration process of 20 mm thickness Q235 steel target by 7 mm diameter nail was studied with numerical simulation. The Johnson-Cook constitutive model and the Gruneison state equation were used to simulate the penetration process of nails into steel target based on LS-DYNA finite element software, and the rationality of this model was verified through penetration test. Using the established simulation model, the influences of the cone angle of the nail's nose, material strength of the nail, deflagration driving force, and the initial gap between the nail and the steel target on the penetration depth of Q235 steel target were analyzed. Results indicate that with the increase of the cone angle of the nail's nose and the increase of penetration resistance, the maximum speed of the nail was decreased, so the penetration depth and the effective penetration depth were continuously reduced. When the static yield strength of the nail was less than 700 MPa, the penetration depth was relatively shallow due to the obvious mushrooming deformation of the nail, and when it was higher than 700 MPa, the static yield strength of the nail had little effect on the penetration depth. When the pressure produced by the deflagration was less than 150 MPa, the penetration depth increased approximately linearly with the increase of pressure, and when it was higher than 150 MPa, the stress was released due to the deformation of the back of the target plate, and the penetration depth was significantly improved. With the increase of the initial gap between the nail and the steel target, nail could achieve higher velocity before touching the target plate, and the penetration depth was increased, but when it was more than 20 mm, the initial gap no longer affected the penetration depth.

Keywords: penetration depth; deflagration; nail; Q235 steel; numerical simulation

射钉紧固技术是以射钉枪为工具, 利用火药的
能量直接或间接的驱动射钉, 从而使射钉侵入钢材、

混凝土等基体, 起到连接的作用^[1]. 侵彻深度是衡
量射钉紧固质量的一个重要指标, 目前常见的射钉
枪均为间接式驱动, 火药爆炸产生的能量通过作用
于撞针来推动射钉, 这种间接式驱动由于会显著降
低爆炸能量利用率, 因此在钢结构的连接中, 难以达

收稿日期: 2018-07-09

作者简介: 高迪 (1993—), 男, 硕士研究生;

通信作者: 程方杰, chfj@tju.edu.cn

到高质量的紧固效果。

侵彻问题的研究主要集中于刚性或塑性弹体撞击靶板的穿透破坏,分析弹体在高速撞击时的侵彻过程,以及在较低速度撞击时的墩粗变形。Børvik T 等^[2-3]采用平头、球头和锥头刚性动能弹侵彻 12 mm 厚 Weldom 460E 钢板,研究表明,弹头形状会影响到靶板的能量吸收及失效形式。Rosenberg Z 等^[4]通过计算研究了 5 种不同头部形状刚性长杆的侵彻问题,结果表明侵彻效率可以相差 3 倍以上,因长杆弹在侵彻过程中要发生变形及质量消耗,显然这种刚性的假设并不合理。陈小伟、陈刚等^[5-7]为研究低强度钢弹撞击高强度靶板的破坏模式,设计了不同速度的 A3 钢钝头弹撞击 45 钢板,发现弹体撞击在过程中的三种破坏模式:蘑菇形墩粗变形、花瓣形失效和冲塞穿甲,并基于 LS-DYNA 有限元软件模拟分析撞击后弹体和钢板的变形和破坏。邓云飞等^[8]利用平头弹对 Q235 钢板进行撞击实验,分析撞击速度在 190 ~ 450 m/s 范围内,靶板的失效模式和抗侵彻性能。蒋志刚等^[9]基于空腔膨胀理论,研究了刚性尖头弹侵彻金属靶板的侵彻深度与临界撞击速度。

本文提出的爆燃驱动式射钉概念,是指射钉在整个侵彻靶板的过程中始终承受炸药爆燃所产生的高压气体的推动作用,速度和动能都较小。采用有限元软件 LS-DYNA 模拟 30° 和 45° 两种头部锥角射钉侵彻靶板的过程,通过试验对数值模拟进行验证。并考察射钉体头部锥角和静屈服强度、炸药驱动力、射钉和靶板初始间隙等因素对侵彻深度的影响规律。

1 仿真模型的建立

在 LS-DYNA 有限元程序中,采用三维 Lagrange 方法建立 1/4 模型,射钉的钉身长 35 mm,直径 7 mm;钉帽厚 5 mm,直径 18 mm,射钉头部锥角 θ 设计为 30° 和 45° 两种,靶板厚 20 mm,射钉与靶板的初始间隙为 0。采用三维实体显示单元 SOLID164 进行网格划分,射钉作用于靶板的中心区域需要进行网格加密,最小的单元尺寸为 0.5 mm × 0.5 mm × 0.5 mm,靶板六面体单元数为 25 000 个,射钉单元数为 3 576 个。射钉及靶板间的接触类型设置为面-面侵蚀接触算法,接触面之间的静、动摩擦系数分别设为 0.15 和 0.10。如图 1 所示为射钉及靶板的三维有限元模型。

射钉及钢靶板的材料模型均采用 Johnson-Cook 本构模型和 Gruneison 状态方程,本构模型方程

$$Y = [A + B\varepsilon_p^n][1 + C\ln(\dot{\varepsilon}^*)][1 - (\frac{T - T_r}{T_m - T_r})^m].$$

式中: Y 为屈服应力; A 为静态屈服强度; B 为硬化系数; C 为应变率系数; n 为硬化指数; m 为热软化系数; ε_p 为有效塑性应变; $\dot{\varepsilon}^*$ 为无量纲等效塑性应率; T 为温度; T_m 为材料熔点; T_r 为室温^[10-11]。

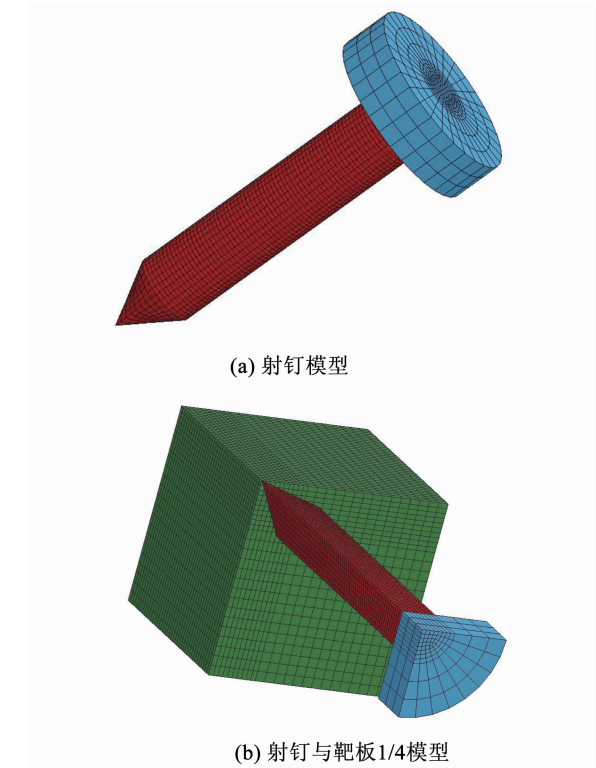


图 1 射钉及靶板有限元模型

射钉侵彻靶板的过程很快,局部区域塑性变形产生的热量来不及传导,致使该区域内温度升高,通常认为是绝热过程,温升

$$\Delta T = \frac{\eta}{\rho c_p} \int_0^{\varepsilon} \sigma(\varepsilon_p) d\varepsilon_p.$$

式中: η 为塑性变形转化成热的因子, ρ 为材料密度, c_p 为材料比定压热容^[5]。

适当的失效准则可以更好的描述侵彻的过程和特征,Johnson-Cook 材料模型的失效方程

$$\varepsilon = (D_1 + D_2 e^{D_3^*})(1 + D_4 \ln \dot{\varepsilon}^*)(1 + D_5 T^*).$$

式中: ε 为材料断裂应变; $D_1 \sim D_5$ 为与材料有关的参数; σ^* 为平均应力与有效应力之比。设损伤度为 D ,且有 $D = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p^n}{\varepsilon}$,当损伤度 D 的值达到 1 时,则表示材料完全发生破坏,认为该单元失效不再参加后续计算。

状态方程

$$P = \frac{\rho_0 C_0^2 \mu [1 + (1 - \frac{\gamma_0}{2})\mu - \frac{a}{2}\mu^2]}{[1 - (S_1 - 1)\mu - S_2 \frac{\mu^2}{\mu + 1} - S_3 \frac{\mu^3}{(\mu + 1)^2}]} + (\gamma_0 + q\mu)E.$$

式中: P 为材料的压力; $\mu = \frac{\rho}{\rho_0} - 1$, ρ_0 为初始密度; C_0 是 v_s-v_p 曲线(冲击波波速-波后质点粒子速度)的截距; S_1 、 S_2 、 S_3 是 v_s-v_p 曲线多项式拟合的系数; γ_0 是材料的 Gruneisen 参数; a 是对 γ_0 的一阶体积修正系数; E 为材料的内能^[12-13].

本文的数值模拟计算中,射钉和靶板分别选用 40Cr 和 Q235,材料的本构模型及状态方程参数如表 1 所示,材料参数部分选自文献[14],其余参数根据试验结果近似选取.

表 1 射钉及靶板的材料参数

Tab. 1 Material parameters of nail and steel target

材料	40Cr	Q235
A/MPa	785	235
B/MPa	510	226
n	0.08	0.45
C	0.03	0.011 4
m	0.83	0.94
D_1	0.90	1.30
D_2	0.76	0.00
D_3	1.57	0.00
D_4	0.00	0.00
D_5	0.00	0.00
$\rho_0/(\text{g} \cdot \text{cm}^{-3})$	7.80	7.80
$C_0/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	4 700	4 700
S_1	1.49	1.49
γ_0	2.15	2.15
a	0.455	0.455

炸药爆燃的反应速度极高,瞬间产生大量的气体产物形成高压,并以亚音速传播,通过由高压到低压的膨胀过程对射钉做功. 本试验中采用的发射药为硝酸胍镍与单基药粉混合,质量为 1.7 g,一克该种炸药爆燃后可产生一升左右的气体,形成约 170 MPa 的初始压强. 炸药爆燃后,膛内压力迅速上升达到最高值,射钉在爆燃载荷作用下运动,随着射

钉的运动膛内体积增加,压力随着迅速降低. 由于整个过程时间极短,只有 250 μs 左右,因此炸药爆燃所产生的气体膨胀过程可以简化为绝热膨胀过程,其载荷曲线如图 2 所示.

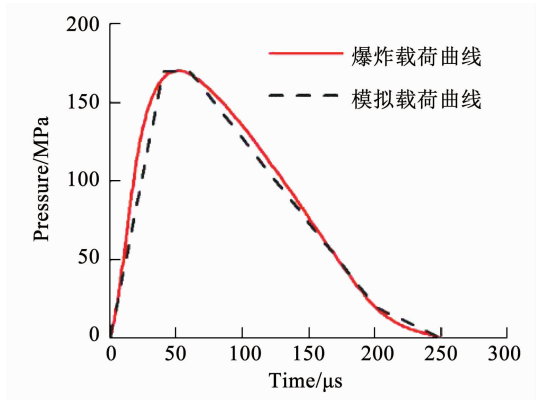


图 2 爆燃载荷及模拟载荷曲线

Fig. 2 Curves of deflagration load and simulated load

2 仿真模型计算结果及验证

建立两种头部锥角(θ 取 30° 和 45°)射钉侵彻靶板的仿真模型,以射钉头部锥角 $\theta = 30^\circ$ 为例,不同时刻射钉在外加载荷作用下侵入靶板的 Mises 应力场模拟结果如图 3 所示. 在侵彻过程的初期处于开坑阶段,射钉与靶板接触面积小,在头部产生应力集中,但没有明显的变形情况. 射钉做加速运动至 90 μs 时,顶尖全部侵入靶板,且速度达到最大值为 124 m/s. 随后钉尖全部侵入靶板,侵彻阻力增大,射钉便开始逐渐减速,在 190 μs 时,速度便降为 0. 在整个侵彻过程中,靶板受到侵入射钉的挤压作用而向四周膨胀,从而在表面形成了金属的堆积,伴随射钉的持续侵入,在靶板背面会形成“鼓包”,射钉头部发生钝化,单元产生畸变并未删除. 在侵彻后期,即便还未卸载,但载荷小于侵彻阻力,此时射钉不仅不能继续侵彻靶板,而且射钉会略有回弹. 在 300 μs 时侵彻过程结束,侵彻深度为 11.82 mm.

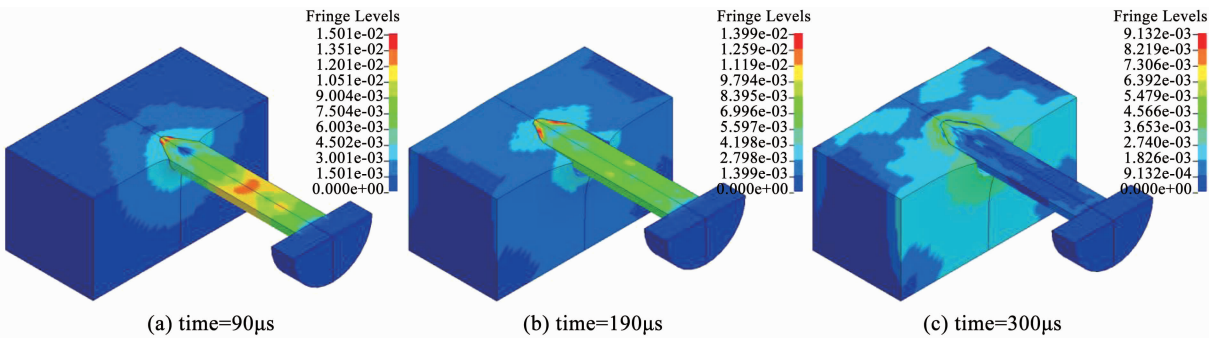


图 3 射钉侵彻靶板过程的 Mises 应力场变化

Fig. 3 Mises stress distribution during the penetration of steel target by nail

为验证所提出的仿真模型,设计爆燃驱动式射钉装置,即激发引线使射钉在尾部炸药的驱动下侵入靶板,侵彻后靶板剖面如图 4 所示。

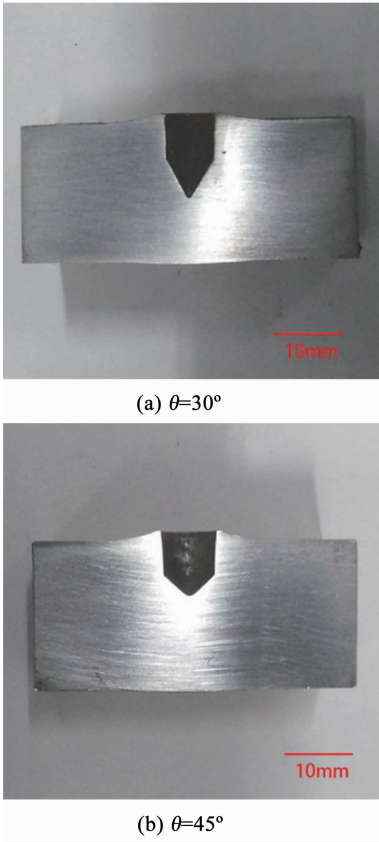


图 4 被侵彻靶板剖面

Fig. 4 Profile of the penetrated steel target

射钉侵彻深度的数值模拟计算及试验验证结果如表 2 所示,由表可知试验结果与计算结果的误差基本在 ±5% 以内,说明所设计的仿真模型、材料参数及加载过程均符合实际情况。另外,从模拟及试验结果看,侵彻深度与射钉头部形状有关,头部锥角 θ 设计为 30° 时,射钉所受的阻力小,在外加载荷的作用下,最大速度可达 124 m/s,侵彻深度更高;而头部锥角 θ 为 45° 时,最大速度仅为 94 m/s,因此其侵彻深度较小。

表 2 不同锥角射钉侵彻深度的模拟与试验结果

Tab. 2 Simulation and test results of the penetration depth of different cone angle nails

头部锥角 $\theta/(^{\circ})$	模拟侵彻深度 H/mm	试验侵彻深度 H/mm
30	11.82	11.98/11.41
45	7.82	7.80/7.83

3 主要因素对射钉侵彻深度的影响规律

3.1 射钉头部锥角的影响

为进一步研究射钉头部锥角与侵彻深度的关

系,在保持射钉总长和直径不变的情况下,设计头部锥角 θ 在 15° ~ 60° 范围内取值并进行仿真计算。射钉侵入靶板过程中向四周挤压靶材,由此受到靶材径向挤压力,从而产生射钉抗拉拔的静摩擦力。射钉尖端对抗拉强度的贡献很小,而侵入部位的平行段起到主要作用,将其长度定义为有效侵彻深度 H_e ,钉尖长度 L_1 ,有效侵彻深度即 $H_e = H - L_1$ 。

图 5 计算出的头部锥角-峰值速度曲线,随着头部锥角的增大,侵彻阻力不断增加,加速度及加速运动时间减小,射钉在短时间内便达到速度峰值,获得的动能逐渐较小。如图 6 所示,随着头部锥角的增大,侵彻深度及有效侵彻深度均逐渐降低,侵彻深度下降速率逐渐减小,而有效侵彻深度和头部锥角近似呈线性关系。

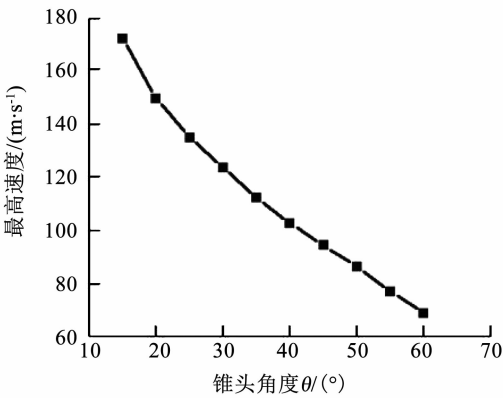


图 5 速度峰值随头部锥角的变化

Fig. 5 Variation of peak speed with the cone angle of the nail's nose

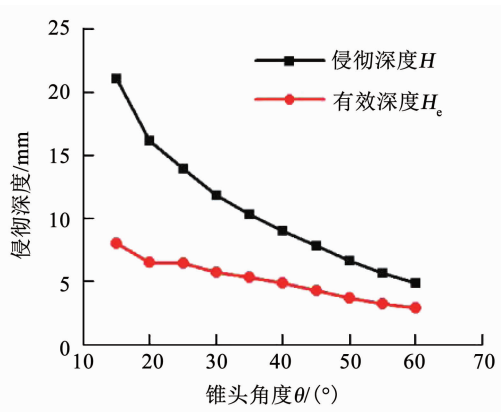


图 6 侵彻深度及有效侵彻深度随头部锥角的变化

Fig. 6 Variation of penetration depth and effective penetration depth with the cone angle of the nail's nose

3.2 射钉静屈服强度的影响

射钉材料的强度会影响侵彻深度,以射钉头部锥角 $\theta = 30^{\circ}$ 为例,在不改变硬化及热软化效应的前提下,射钉材料的静屈服强度 A 在 400 ~ 1 600 MPa 范围内取值,模拟计算射钉的侵彻深度。

如图 7 所示,在 $A < 700$ MPa 时,随着射钉静屈服强度的升高,侵彻深度显著提高;而 $A > 700$ MPa 时,射钉静屈服强度对侵彻深度的影响较小. 这是由于射钉静屈服强度低于 700 MPa 时,钉体会发生明显的墩粗变形,以静屈服强度 400 MPa 为例,钉身长度缩短 5.08 mm,直径增加为 7.94 mm,由于变形消耗大量的能量从而降低侵彻深度,随着静屈服强度的提高,射钉变形减小,侵彻深度会得到显著提高. 而射钉的静屈服强度超过 700 MPa 时,钉体变形已不再是影响侵彻深度的主要因素,此时靶材的变形及失效形式成为了影响侵彻深度的主要因素,因此随着静屈服强度的提高,侵彻深度只会略有提高.

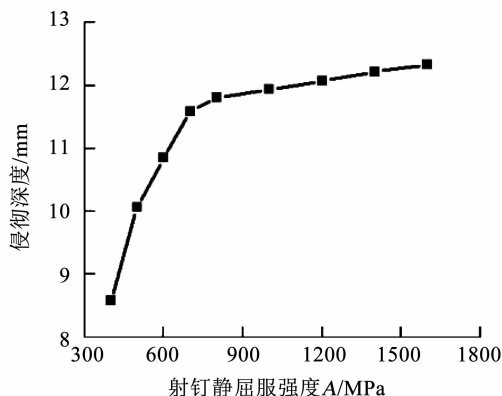


图 7 侵彻深度随射钉静屈服强度的变化

Fig. 7 Variation of penetration depth with the static yield strength of the nail

3.3 爆燃载荷的影响

动能侵彻过程可分为低速侵彻 ($v < 500$ m/s)、中速侵彻 (500 m/s $< v < 1\,300$ m/s)、高速侵彻 ($1\,300$ m/s $< v < 3\,000$ m/s) 和超高速侵彻 ($v > 3\,000$ m/s) [15], 显然本文属于低速侵彻.

为研究炸药驱动力大小对侵彻深度的影响规律,以射钉头部锥角 $\theta = 30^\circ$ 为例,炸药爆燃产生的最大压强 p 在 100 ~ 250 MPa 内取值,模拟计算炸药驱动力与侵彻深度的关系. 图 8 为最大压强-侵彻深度曲线,当 $p < 150$ MPa 时,随着爆燃载荷的增加,侵彻深度近似呈线性增大;而 $p > 150$ MPa 时,随着爆燃载荷的增加,侵彻深度增加的速率不断提高,这与靶板背面自由边界有关,随着侵彻深度的增加,靶板会在背面行成“鼓包”,靶板压缩变形产生的应力得到部分释放,此时的侵彻阻力减小,侵彻深度增加速率可不断提高;最大压强 p 超过 250 MPa 时,射钉可穿透靶板.

3.4 射钉与靶板初始间隙的影响

初始间隙可使射钉在接触靶板前获得初速度,影响侵彻深度. 为研究初始间隙对侵彻深度的影响,仍以射钉头部锥角 $\theta = 30^\circ$ 为例,初始间隙 Δ 在 0 ~ 30 mm 内取值,模拟计算初始间隙与侵彻深度的关系.

如图 9 所示,随着初始间隙的增加,射钉接触靶板时速度及最大速度不断升高,两条曲线逐渐接近且最终重合. 图 10 为初始间隙-侵彻深度曲线,在 $\Delta < 20$ mm 时,初始间隙越大,射钉可加速至更高速度,因而具有更大的侵彻深度;而 $\Delta > 20$ mm 时,初始间隙对侵彻深度的影响很小,射钉在接触靶板前速度便达到最大值,侵彻过程可视为射钉以某一初速度侵彻靶板,随着初始间隙的增加,侵彻深度基本不变.

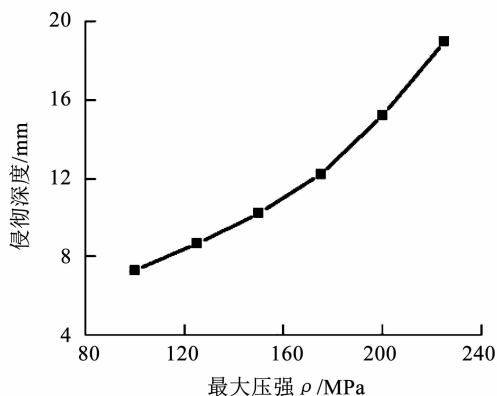


图 8 侵彻深度随最大压强的变化

Fig. 8 Variation of penetration depth with maximum pressure

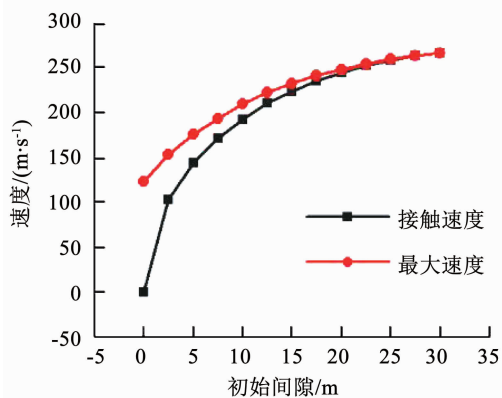


图 9 接触靶板速度及最大速度随初始间隙的变化

Fig. 9 Variation of speed of the nail in contact with the steel target and maximum velocity with initial gap

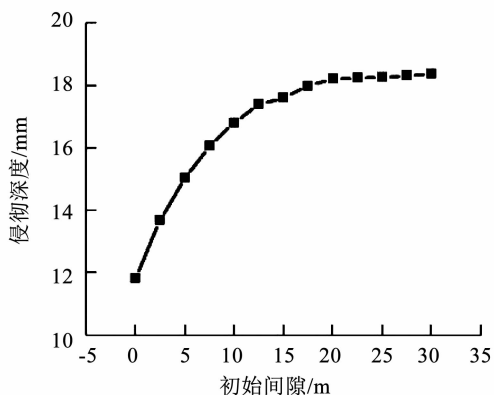


图 10 侵彻深度随初始间隙的变化

Fig. 10 Variation of penetration depth with initial gap

4 结 论

1)模拟计算两种不同头部锥角(θ 取 30° 和 45°)的射钉侵入靶板,在相同炸药驱动力作用下,头部锥角为 30° 的射钉可以获得更高的速度,具有更高的侵入深度.通过试验验证,最大误差在 $\pm 5\%$ 以内,即数值模拟得到的侵入深度与试验结果基本一致,表明计算结果可靠.

2)随射钉头部锥角增大,侵入阻力不断提高,射钉可获得的最大速度逐渐减小,侵入深度逐渐降低,有效侵入深度近似呈线性下降.

3)射钉材料的静屈服强度低于700 MPa时,由于钉体发生墩粗变形,侵入深度较小;而高于700 MPa时,射钉材料的静屈服强度对侵入深度影响较小.

4)随炸药驱动力的升高,侵入深度不断增加.爆燃产生的最大压强低于150 MPa时,侵入深度近似呈线性增大;而超过150 MPa时,由于靶板背面行成“鼓包”,应力得到部分释放,降低了侵入阻力,侵入深度会显著提高.

5)随初始间隙增加,射钉接触靶板时速度及最大速度不断增加,侵入深度不断提高;初始间隙超过20 mm后,侵入深度不再改变.

参考文献

[1]吴鹏程.射钉失败率的影响因素分析及其优化设计[D].苏州:苏州大学,2016
WU Pengcheng. Analysis of influence factors of setting failure rate and design optimization[D]. Suzhou: Suzhou University, 2016

[2]BØRVIK T, LANGSETH M, HOPPERSTAD O S, et al. Perforation of 12mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and conical noses Part I: Experimental study[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(1): 19

[3]BØRVIK T, HOPPERSTAD O S, BERSTAD T, et al. Perforation of 12 mm thick steel plates by 20 mm diameter projectiles with flat, hemispherical and, conical noses Part II: Numerical simulations[J]. International Journal of Impact Engineering, 2002, 27(1): 37

[4]ROSENBERG Z, DEKEL E. On the role of nose profile in long-rod penetration[J]. International Journal of Impact Engineering, 1999, 22(5): 551

[5]陈小伟,张方举,梁斌,等. A3 钢钝头弹撞击 45 钢板破坏模式的试验研究[J]. 爆炸与冲击, 2006, 26(3): 199
CHEN Xiaowei, ZHANG Fangju, LIANG Bin, et al. Three modes of penetration mechanics of A3 steel cylindrical projectiles impact onto 45 steel plates[J]. Explosion and Shock Waves, 2006, 26(3): 199

[6]陈刚,陈小伟,陈忠富,等. A3 钢钝头弹撞击 45 钢板破坏模式

的数值分析[J]. 爆炸与冲击, 2007, 27(5): 390
CHEN Gang, CHEN Xiaowei, CHEN Zhongfu, et al. Simulations of A3 steel blunt projectiles impacting 45 steel plates[J]. Explosion and Shock Waves, 2007, 27(5): 390

[7]CHEN Xiaowei, CHEN Gang, ZHANG Fangju. Deformation and failure modes of soft steel projectiles impacting harder steel targets at increasing velocity[J]. Experimental Mechanics, 2008, 48: 335. DOI:10.1007/s11340-007-9110-4

[8]邓云飞,张伟,孟凡柱. Q235 钢板对平头弹抗侵入性能研究[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2015, 47(3): 54. DOI:10.11918/j. issn.0367-6234.2015.03.009.
DENG Yunfei, ZHANG Wei, MENG Fanzhou. Ballistic performance of Q235 metal plates subjected to impact by blunt-nosed projectiles[J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2015, 47(3): 54. DOI:10.11918/j. issn.0367-6234.2015.03.009

[9]蒋志刚,曾首义,周建平. 刚性尖头弹侵入有限厚度金属靶板分析模型[J]. 兵工学报, 2007, 28(8): 923
JIANG Zhigang, ZENG Shouyi, ZHOU Jianping. An analytical model for penetration into finite thickness metallic target struck by rigid sharp-nosed projectiles[J]. Acta Armamentarii, 2007, 28(8): 923

[10]IQBAL M A, GUPTA G, GUPTA N K. 3D numerical simulations of ductile targets subjected to oblique impact by sharp nosed projectiles [J]. International Journal of Solids and Structures, 2010, 47: 224

[11]IQBAL M A, DIWAKAR A, RAJPUT A, et al. Influence of projectile shape and incidence angle on the ballistic limit and failure mechanism of thick steel plates [J]. Theoretical and Applied Fracture Mechanics, 2012, 62: 40

[12]黄俊卿,张伟,杨学会. 穿甲弹弹体侵入钢靶板的数值仿真[J]. System Simulation Technology & Application, 2011, 13: 590
HUANG Junqing, ZHANG Wei, YANG Xuehui. Numerical simulation of armour-piercing warhead penetration the steel target[J]. System Simulation Technology & Application, 2011, 13: 590

[13]陈春崑,李伯龙,聂作仁. 穿甲弹侵入铝合金靶板数值模拟研究[J]. 科学技术与工程, 2010, 10(14): 3342
CHEN Chunmeng, LI Bolong, NIE Zuoren. Numerical simulation of projectile penetrating aluminum alloy target [J]. Science Technology and Engineering, 2010, 10(14): 3342

[14]张丰收,姚海波,崔凤奎,等. 40Cr 调质钢高速冷滚打热力耦合数值模拟[J]. 机械工程材料, 2014, 38(8): 101
ZHANG Fengshou, YAO Haibo, CUI Fengkui, et al. Research on coupled thermo-mechanical numerical simulation of high speed cold rolling for 40Cr quenched and tempered steel [J]. Material for Mechanical Engineering, 2014, 38(8): 101

[15]肖新科,双层金属靶的抗侵入性能和 Taylor 杆的变形与断裂 [D]. 哈尔滨:哈尔滨工业大学,2010
XIAO Xinke. The ballistic resistance of double-layered metallic target and the deformation & fracture of Taylor rod [D]. Harbin: Harbin Institute of Technology, 2010

(编辑 苗秀芝)