

DOI: 10.11883/bzycj-2024-0177

近爆条件下高强钢板的抗爆性能与 几何参数影响规律研究*

王宇相¹, 张国凯¹, 刘黎旺¹, 吴玉欣¹, 刘 举², 姜 龙¹

(1. 南京理工大学安全科学与工程学院, 江苏 南京 210094;

2. 南京理工大学机械工程学院, 江苏 南京 210094)

摘要: 为研究近爆载荷作用下高强钢板的抗爆性能, 首先利用 ANSYS/LS-DYNA 软件开展了高强钢材料的 SHPB 冲击试验模拟, 标定了表征高强钢动态本构的 Johnson-Cook 模型参数; 基于该参数开展了 84 组近爆条件下高强钢板的爆炸模拟, 系统分析了爆炸冲击波与钢板的相互作用过程, 阐明了钢板的宽度及厚度等几何参数对其变形特征与破坏模式的影响规律。此外, 通过汇总分析数值模拟结果, 进一步提供了近爆作用下高强钢板最大变形位移的预测模型。研究表明: Johnson-Cook 模型能有效模拟高强钢在高应变率下的力学行为; 在冲击波传播方面, 高强钢板厚度的增加会削弱冲击波穿透钢板后的影响范围; 针对不同几何参数的高强钢板, 近距离爆炸荷载会造成花瓣形破口、小破口以及大变形 3 种毁伤模式, 且钢板厚度是决定其破坏模式的重要因素; 在大变形毁伤模式下, 钢板厚度的增加或边长的减小会提高其抗爆能力, 故宽厚比与钢板抗爆性能之间呈现正相关的关系。

关键词: 高强钢板; Johnson-Cook 模型; 近距爆炸荷载; 数值模拟; 几何参数

中图分类号: O383

国标学科代码: 13035

文献标志码: A

Investigation on geometric parameters effect and blast resistance of high-strength steel plates under near-field explosions

WANG Yuxiang¹, ZHANG Guokai¹, LIU Liwang¹, WU Yuxin¹, LIU Ju², JIANG Long¹

(1. School of Safety Science and Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China;

2. School of Mechanical Engineering, Nanjing University of Science and Technology, Nanjing 210094, China)

Abstract: High-strength steel has excellent mechanical properties, which has been utilized in the fields of explosion and impact. In order to study the blast resistance of high-strength steel plates, ANSYS/LS-DYNA software was first used to simulate the impact test on high-strength steel materials. By comparing with experimental results, the Johnson-Cook model parameters characterizing the dynamic constitutive behavior of high-strength steel are determined. Based on the above model parameters, the explosion simulation of high-strength steel plates under near-field explosions is further carried out. The interaction process between the explosion shock wave and the steel plate is systematically analyzed, and the size effects of the steel plate on its deformation characteristics and failure mode are explained. The results show that the Johnson-Cook model can effectively simulate the mechanical behavior of S690 high-strength steel at high strain rates. High-strength steel plates have a weakening effect on the propagation of shock waves. With the increase of steel plate thickness, the propagation range of shock wave through steel plate decreases gradually. For high-strength steel plates of different geometric dimensions, near-field explosions will cause three damage modes: petal-shaped fracture, small fracture and large deformation. It is found that the

* 收稿日期: 2024-06-12; 修回日期: 2024-10-06

基金项目: 国家自然科学基金 (52278504); 江苏省自然科学基金 (BK20220141);

第一作者: 王宇相 (1999—), 男, 硕士研究生, wangyuxiang@njust.edu.cn

通信作者: 张国凯 (1988—), 男, 博士, 教授, 博士生导师, gkzhang@njust.edu.cn

thickness is the decisive factor to determine the failure mode of steel plates under near-field explosions. For high-strength steel plates with large deformation, the increase of thickness and decrease of width will improve the ability of resistance to near-field explosions. In addition, there is a positive correlation between the ability of shock resistance of the high-strength steel plate and the width-thickness ratio. When the proportional distance is 0.13, a model can be provided to predict the maximum displacement range of the high-strength steel plate according to the steel plate size. The above conclusions can provide some guiding significance for the optimal design and engineering application of high-strength steel structures.

Keywords: high strength steel plate; Johnson-Cook model; short-range explosion load; numerical simulation; geometrical parameter

0 引 言

在现代工程结构设计中, 钢板作为一种关键的防护和承载部件, 在桥梁、建筑、军事防御以及海洋平台等众多领域发挥着至关重要的作用^[1-3]。在军事领域中, 这些结构经常面临着爆炸载荷的严峻考验^[4-6], 且爆炸所产生的瞬时高压冲击波^[7]对钢板结构完整性的影响极为显著, 可能导致结构破坏和功能失效^[8], 甚至危及人员安全、造成重大经济损失。因此, 研究钢板在爆炸载荷作用下的动态响应和破坏机制, 将有利于优化防护结构的设计并预测材料在极端载荷下的行为。

目前, 大量学者对普通强度钢板的抗爆性能进行了广泛的研究, 系统分析了普通钢板受爆炸冲击波作用后的动态响应以及毁伤模式。汪维等^[9]探讨了近爆条件下冲击波与方形钢板的相互作用, 并提出了预测爆炸载荷分布的函数。Gan 等^[10]比较了不同形状炸药对钢板响应的影响, 强调了立方体炸药引起的变形和损伤更为显著。施龙^[11]和杨锐等^[12]分别通过实验和数值模拟揭示了爆炸载荷下板壳结构的塑性响应特性和固支钢板的动态响应。Wierzbicki^[13]和 Zhou 等^[14]则从理论和微观层面分析了钢板在爆炸载荷下的撕裂和缺陷特性。

然而, 随着工程环境对材料性能要求的不断提高, 普通强度钢结构在面对特定爆炸载荷时或许不能满足防护要求。因此, 相关学者尝试以复合结构的方式来增强钢板的抗爆性能。赵春风等^[15]研究了钢板-混凝土组合板的损伤模式及动态响应。Lu 等^[16]对增加 U 形加劲肋的钢板进行了抗爆载荷研究。侯晓萌等^[17]提出了利用活性粉末混凝土提高钢抗爆门强度的方法。此外, 高强钢作为一种具有优异力学性能的材料, 在爆炸荷载作用下的动态力学特征逐渐受到广泛关注。高强钢不仅拥有更高的屈服强度和极限抗拉强度, 还表现出良好的加工硬化能力和韧性, 这些特性使得高强钢在极端载荷条件下拥有很大的应用潜力^[18]。当前, 已有学者对高强钢的动态力学性能以及抗爆性能进行了初步探索。例如: 王蕾^[19]研究了 S690QL 高强度钢材的断裂行为; Alabi 等^[20]对 S690QL 和 S960QL 两种高强度结构钢在不同应变速率下的拉伸性能进行了研究; Cai 等^[21]研究了 Q690 高强钢在高温下的极限强度; 张秀华等^[22]通过建立 Q460 高强钢柱有限元模型, 模拟了高强钢柱在爆炸荷载作用下的动力响应; Langdon 等^[23]对近爆载荷作用下低碳钢、装甲钢、铝合金等不同材料类型平板的破坏模式进行了研究, 发现不同材料平板的失效模式存在明显差别; 常笑康等^[24]通过对高韧钢和高强钢抗爆性进行研究, 表明近距空爆载荷作用下高韧钢和高强钢的抗爆优势。上述研究为高强度钢结构在防护结构中的应用提供了一定的科学依据。

尽管已有研究为抗爆构件的设计提供了宝贵的参考, 但目前关于高强钢在高应变率条件下的动态力学行为及抗爆性能的研究尚不充分, 尤其是在爆炸载荷作用下的动态响应和破坏机制方面, 仍存在诸多待解决的问题。因此, 本文通过模拟高强钢的 SHPB(split Hopkinson pressure bar)冲击试验, 标定表征高强钢的动态本构模型参数, 并进一步开展近爆条件下高强钢板的爆炸模拟, 分析爆炸冲击波与钢板的相互作用过程, 探究钢板的几何参数对其变形特征与破坏模式的影响规律, 以期为高强度钢板在抗爆领域的应用提供一定的设计指导。

1 高强钢板爆炸数值模型

1.1 数值模型的建立

基于非线性有限元分析软件 ANSYS/LS-DYNA, 建立 S690 高强钢板在近爆载荷作用下的数值计算模型, 如图 1 所示: 模型由钢板、空气和炸药三部分组成, 且钢板、空气域和炸药均采用 SOLID164 3D 显式体单元建模; 高强度钢板为正方形, 四边采用固支的边界条件; TNT 炸药采用高度与直径为 1 : 1 的圆柱形炸药, 药量 $m=0.5$ kg, 炸高 $h=100$ mm, 比例距离(爆炸距离与药量三分之一次方的比值) $Z=h/m^{1/3}=0.13$ m/kg^{1/3}。为防止冲击波在空气域边界上产生反射, 在空气域周围设置了无反射边界模型; 空气与钢板之间采用拉格朗日-欧拉流固耦合算法, 高强钢板及其他结构单元则通过拉格朗日单元进行模拟。

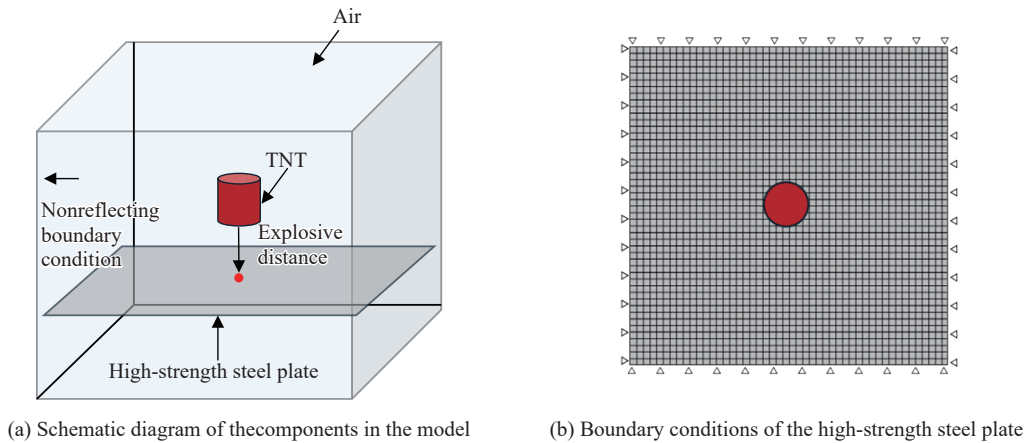


图 1 高强钢板爆炸试验数值模拟仿真模型

Fig. 1 High-strength steel plate explosion test numerical simulation model

1.2 模型材料参数

1.2.1 空气

利用线性多项式特征的状态方程对空气压力 p_{air} 进行描述:

$$p_{\text{air}} = C_0 + C_1\mu + C_2\mu^2 + C_3\mu^3 + (C_4 + C_5\mu + C_6\mu^2) E \quad (1)$$

式中: E_{air} 为空气的体积内能, 取为 2.5×10^5 J/m³; $C_0 \sim C_6$ 为与空气相关的常数, 取 $C_0 = -1 \times 10^5$ Pa; $C_1 = C_2 = C_3 = C_6 = 0$, $C_4 = C_5 = 0.4$; μ 为相对体积。对于理想气体, 式 (1) 可表达为:

$$p_{\text{air}} = (\gamma - 1) \rho E_{\text{air}} / \rho_0 \quad (2)$$

式中: ρ 为空气的当前密度; ρ_0 为初始密度, 1.29 kg/m³。此外, 空气域单元采用 4 mm 大小的网格。为准确观察钢板变形, 模型中空气域尺寸应大于高强钢板尺寸, 设置钢板下方空气域高度为 100 mm, 上方空气域高度为 300 mm。

1.2.2 TNT 炸药

采用 Jones-Wilkins-Lee (JWL) 状态方程描述 TNT 炸药爆轰产物压力 p_{TNT} 与相对体积 V 的关系:

$$p_{\text{TNT}} = A_{\text{JWL}} \left(1 - \frac{w}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B_{\text{JWL}} \left(1 - \frac{w}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{w E_{\text{TNT}}}{V} \quad (3)$$

式中: E_{TNT} 是炸药的质量内能, A_{JWL} 、 B_{JWL} 、 R_1 、 R_2 和 w 为材料常数。炸药材料参数如表 1 所示。柱形

表 1 TNT 炸药材料参数

Table 1 TNT material parameters

$\rho_{\text{TNT}}/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$D_{\text{CJ}}/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	p_{CJ}/GPa	$A_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	$B_{\text{JWL}}/\text{GPa}$	R_1	R_2	w	$E_{\text{TNT}}/(\text{J} \cdot \text{mm}^{-3})$
1630	6930	21	371	3.231	4.15	0.95	0.35	6

注: ρ_{TNT} 为炸药的密度, D_{CJ} 和 p_{CJ} 分别为 CJ 爆轰阶段的速度和压力。

TNT 炸药中心点与高强钢板中心点位于同一直线上。

1.2.3 高强钢板材料参数的确定

Johnson-Cook (J-C) 模型作为一种应用广泛的本构模型, 已被应用于描述材料在大应变及高应变率等条件下的力学行为^[25]。在忽略温度的影响下, 简化的 J-C 模型数学表达式如下:

$$\sigma = (A + B\varepsilon^n)(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*) \quad (4)$$

式中: σ 为等效应力, ε 为等效塑性应变, A 为在标准条件下材料的屈服应力, B 为应变硬化变量, C 应变率强化因子, n 为应变硬化因子。

为确定高强钢的 J-C 模型参数, Yang 等^[26] 以 S690 高强钢材料作为研究对象, 通过 SHPB 试验对圆柱试样施加了不同速度的 6 组撞击 (12.1、16.6、20.1、25.6、29.8 和 33.3 m/s)。基于两波法, 分析了高应变率条件下高强钢的应力应变曲线。其中, 入射波 ε_i 、反射波 ε_R 和透射波 ε_T 所对应的应变数据通过粘贴在入射杆与透射杆中间的应变片采集得到。本文中, 采用 ANSYS/LS-DYNA 对 SHPB 试验进行模拟, 模拟采用的 J-C 参数见表 2。如图 2 所示, SHPB 杆件系统由撞击杆、入射杆、透射杆、吸收杆组成, 撞击杆的长度为 200 mm, 入射和透射均为 1200 mm。所有杆件直径均为 16 mm。通过对撞击杆施加水平方向初始速度 v_0 的冲击, 得到撞击后杆件中的原始应力波数据如图 3(a) 所示, 可以发现随着撞击杆冲击速度的增大, 杆件系统中的应力波逐渐增大。获取六种冲击速度下高强钢试件的平均应变率, 并计算不同应变率下的动态屈服强度如图 3(b) 所示。

表 2 S690 的 J-C 模型参数

Table 2 J-C Model Parameters for S690

A/MPa	B/MPa	C	n
722	400	0.21	0.57

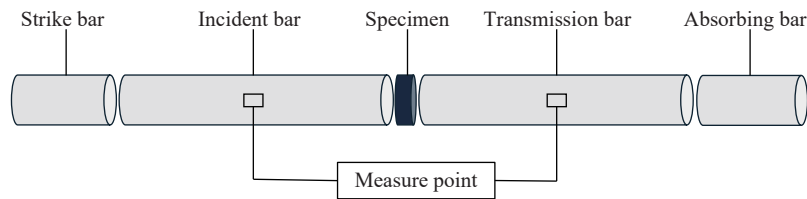


图 2 SHPB 系统示意图

Fig. 2 Schematic of the SHPB system

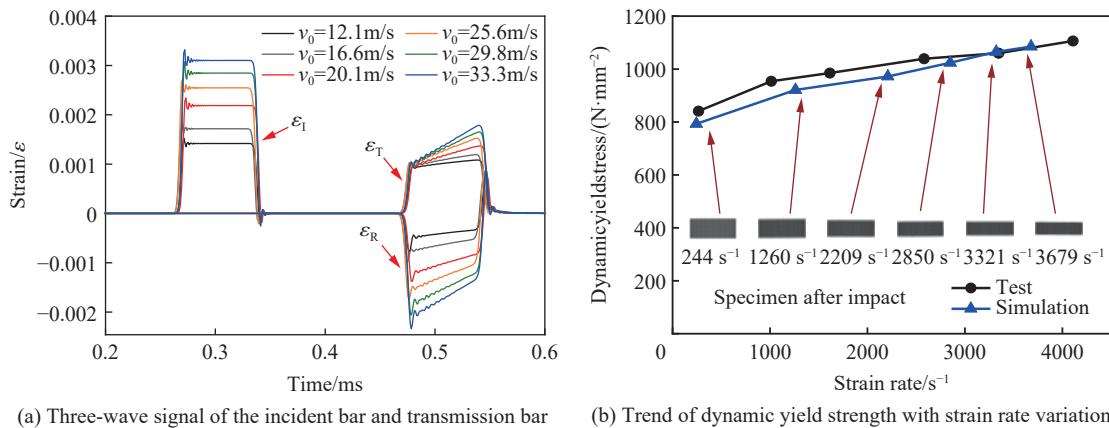


图 3 SHPB 试验模拟结果

Fig. 3 SHPB test simulation results

图 3(b) 显示: 高强钢试样的动态屈服强度由 793 MPa 上升到 1 085 MPa, 数值仿真得到的动态屈服强度则是由 841 MPa 上升到 1 106 MPa, 试验与数值仿真结果均表明高强钢的动态屈服强度随应变率的

增加呈上升的变化趋势, 该现象可归因于金属材料普遍具备的应变率硬化效应^[27]。此外, 试验结果与仿真结果最大误差仅为 5.7%, 故两者吻合程度较高。综上, 本研究所采用的 J-C 本构模型参数具有较好的可靠性, 能准确地反映高强钢在高应变率条件下的应力-应变关系。基于此, 本文采用相同模型参数进一步对爆炸荷载作用下高强钢板的抗爆行为进行了较系统的研究。

1.3 模拟工况设置

数值模拟具有网格依赖性的特点, 故这里采用边长 1000 mm、厚度 10 mm 的高强钢板开展网格敏感性分析。在 0.5 kg TNT 炸药作用下, 分别研究 1、2、2.5、5 mm 尺寸网格条件下钢板的变形结果。如图 4 所示, 当高强钢板网格减小到 2 mm 时, 迎爆面中心点的位移曲线以及最大位移出现饱和的趋势, 表明进一步细化网格对结果影响较小。因此, 从计算效率和结果准确性的角度考虑, 本文选择 2 mm 作为高强度钢板的最优网格尺寸。

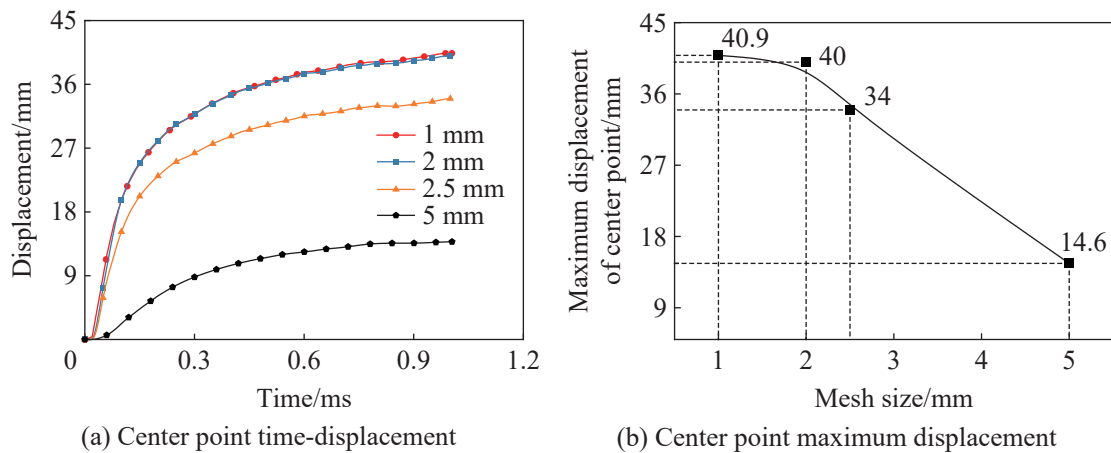


图 4 网格依赖性分析

Fig. 4 Mesh dependency analysis

为探究不同几何参数钢板在爆炸荷载作用下的动态响应及抗爆性能, 通过数值仿真对上述高强钢板数值模型进行多个工况的模拟。模拟中, 高强度钢板的网格尺寸保持一致, 以确保流固耦合关系在各部件间保持不变。如表 3 所示, 本文根据不同钢板边长 a 与厚度 δ 共设置了 84 个工况: 保持 TNT 炸药质量和爆炸距离恒定的前提下, 排除比例爆距 Z 对不同几何参数钢板变形的影响, 通过设定不同边长的方形钢板 (边长 a 分别为 500、600、800、1000、1200 和 1500 mm), 对比分析边长变化对高强度钢板防爆性能的影响; 对于同一边长的高强度钢板, 设定了 4 到 30 mm 共 14 种不同的厚度, 以研究厚度变化对高强度钢板防爆性能的影响。

表 3 仿真工况设置

Table 3 Simulation condition configurations

工况	a /mm	m /kg	爆距/mm	δ /mm
1~14	500	0.5	100	
15~28	600	0.5	100	
29~42	800	0.5	100	4、6、8、10、12、
43~56	1000	0.5	100	14、16、18、20、
57~70	1200	0.5	100	22、24、26、28、30
71~84	1500	0.5	100	

2 高强钢板爆炸模拟结果与分析

2.1 冲击波传播及作用过程

为观察在近距爆炸条件下冲击波传播过程及流固耦合相互作用特征, 以边长 500 mm、厚度为 4、6、8、10 mm 钢板为例, 截取板上 300 mm 和板下 20 mm 空气域进行分析。如图 5 所示, TNT 爆炸产生超压冲击波后, 冲击波在 20 μ s 时刻抵达钢板表面。此后, 高强钢板开始受冲击载荷的影响, 尤其体现在钢板

中心位置,且不同厚度的钢板对冲击波穿透钢板的传播规律有较大的影响。由于材料刚度的限制,较薄的钢板在冲击波到达时会在较短时间内达到屈服点,导致冲击波能量大部分被吸收和分散,从而减少了穿透材料后冲击波的强度。相比,较厚钢板具有更高的刚度和质量,能有效地抵抗冲击波的压缩作用,导致冲击波在穿越钢板后保持较高的能量水平,并在钢板背面产生较强的反射波。此外,厚钢板中冲击波的传播速度可能会因材料的应变硬化效应而发生变化,进而影响冲击波穿过材料后的波形和幅度。

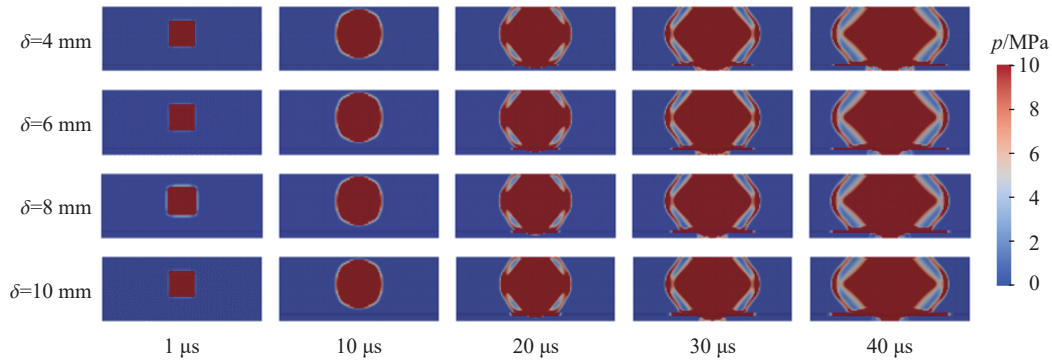


图 5 冲击波在空气中传播的过程($a=500$ mm)

Fig. 5 Process of shockwave propagation in air ($a=500$ mm)

在 $20 \mu\text{s}$ 时刻,冲击波抵达钢板迎爆面并继续向下方传播。如图 6 所示,对于不同厚度的高强钢板,冲击波在背爆面的传播范围有较大差异。将压力达到 10 MPa 的区域视作冲击波的传播范围,采用冲击

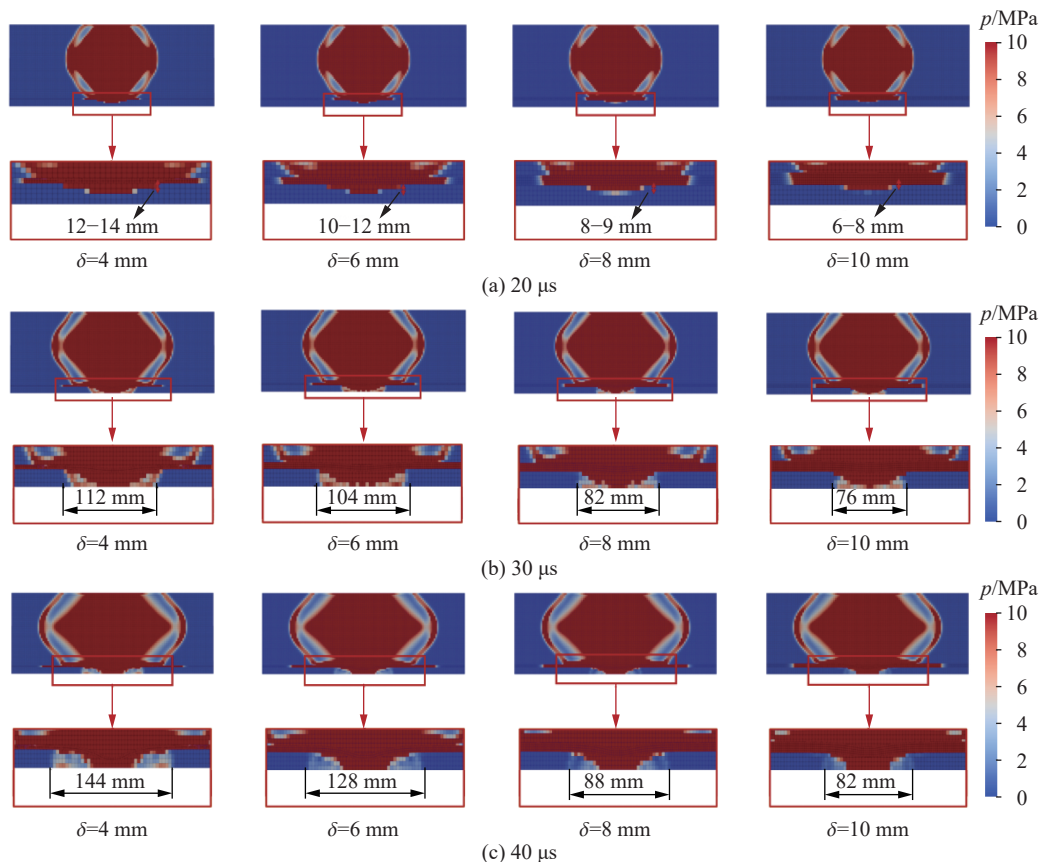


图 6 冲击波穿过钢板的过程($a=500$ mm)

Fig. 6 Process of the shock wave passing through the steel plate ($a=500$ mm)

波传播范围横向和纵向的最大尺寸描述和研究高强度钢板厚度对冲击波传播特性的影响。当钢板厚度为 4 mm 时, 冲击波向下传播的最大纵向尺寸为 12~14 mm; 随着钢板厚度的增加, 空气压力达到 10 MPa 区域的纵向尺寸逐渐减小, 钢板厚度为 10 mm 时, 缩减至 6~8 mm。此外, 冲击波经过不同厚度钢板后的最大横向尺寸也有明显差异。在 4、6、8、10 mm 四种厚度的情况下, 最大横向尺寸分别为 112、104、82、76 mm, 即钢板厚度的增加会导致冲击波穿过钢板后空气压力达到 10 MPa 的区域减小。在上述条件中, 背爆面空气压力达到 10 MPa 区域尺寸的差异与高强钢吸收爆炸能量的多少有关, 随着钢板厚度的增加, 高强钢对爆炸能量的吸收能力也会增强。这是因为较厚的钢板具有更大的质量, 能够提供更大的阻力来抵抗冲击波的传播。因此, 在穿透钢板后, 冲击波的能量会相对减少, 导致其在空气中的传播范围有所减小。

2.2 高强钢板的破坏模式

图 7 展示了在比例距离 $Z=0.13 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时, 24 种工况下高强度钢板表现出特定的破坏模式。由图可知, 高强度钢板在爆炸荷载作用下呈现出 3 种与普通钢类似的破坏模式: 花瓣形破口和小破口以及大变形^[28-30]。上述三种破坏模式的出现与药量、钢板的厚度和材料性能密切相关。图 7 中, 出现花瓣形破口的工况中钢板的厚度均为 4 mm, 而出现小破口的钢板厚度均为 6 mm, 故较薄的钢板更容易在冲击波作用下达到断裂极限。这种破坏是以塑性变形开始, 然后由于高强度钢材料无法承受增加的载荷而发展为快速裂纹扩展, 最终导致钢板的贯穿性损坏。相比之下, 大变形的破坏模式则表现为显著的塑性流动和几何变形, 尽管未形成穿透性破口, 但可能导致钢板丧失承载能力。厚度为 4 和 6 mm 钢板出现破口也表明, 在近距离爆炸荷载作用下, 厚度是影响高强度钢板破坏模式的决定性因素。为简化失效判断过程, 并突出钢板在爆炸荷载作用下的主要破坏特征, 同时进一步确定失效与否与钢板厚度之间的关系。现基于

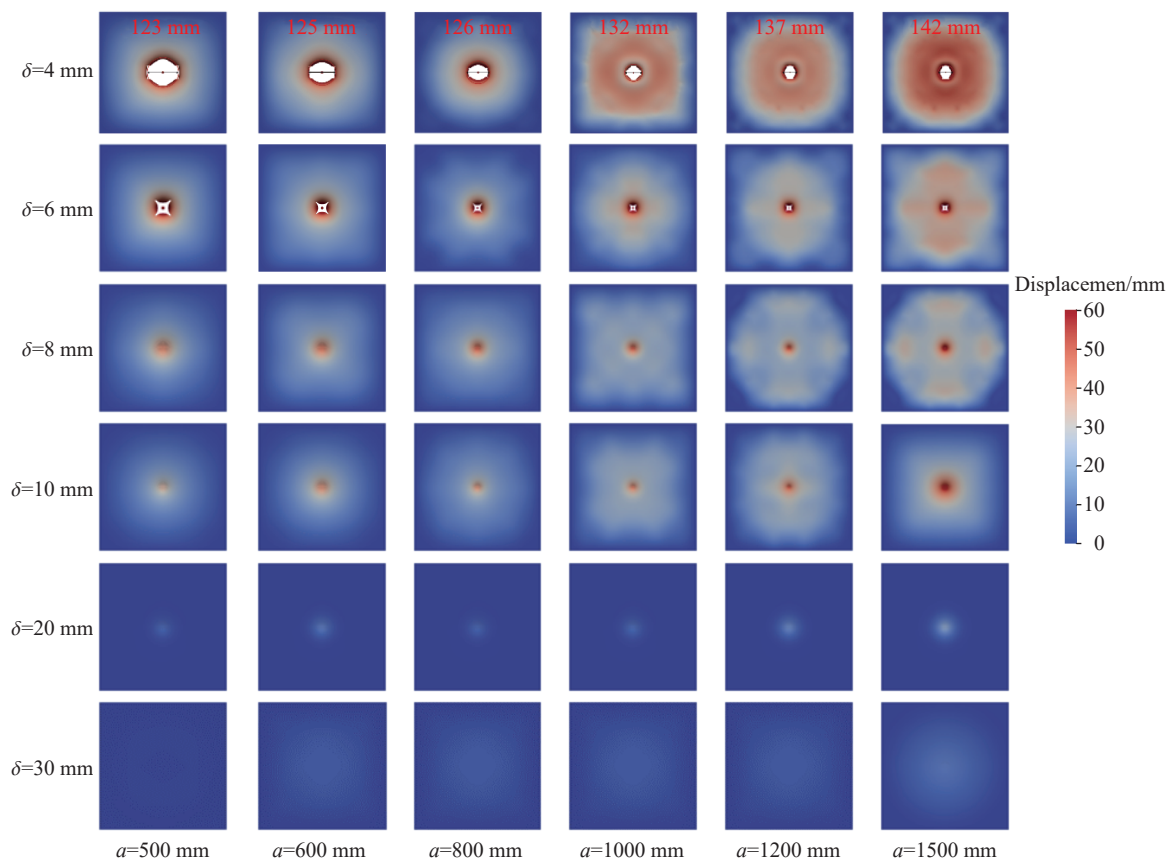


图 7 所有工况受载后位移云图

Fig. 7 Cloud image of displacement under load under all conditions

上述分析,以是否出现破口作为高强钢板在比例距离 $Z=0.13 \text{ m/kg}^{1/3}$ 条件下的失效准则:当钢板厚度不超过 6 mm 时,钢板容易出现失效现象(即出现破口);而当钢板厚度超过 6 mm 时,未出现明显的失效行为。

此外,高强度钢板迎爆面出现的破口大小随边长增加呈现增大的趋势,但增大幅度较小。上述现象可以归因于本研究设置的爆炸距离均为近距离,这意味着炸药爆炸产生的冲击波在接触钢板时仍保持较高的能量密度,从而在不同边长的钢板上产生相似的局部破坏效果。近距离爆炸导致的局部载荷效应更为明显,使得材料在受到冲击的区域附近集中吸收能量,并在同一区域发生破坏,因此形成了大小相近的破口。这一发现对于理解冲击波对高强度钢板的局部效应以及如何通过改进材料或结构设计提高其抗冲击能力具有重要意义。

对于大变形的破坏模式,为探究钢板变形的差异性,以未出现破口的 8 mm 厚高强度钢板为例,提取高强钢板垂直方向横截面的位移数据,如图 8 所示。观察六种不同边长的高强钢板的整体位移曲线,发现随着边长的逐渐增大,钢板中心位置的位移较大,且远离中心位置的测点位移也逐渐增大,即高强钢板发生了整体的位移变形。

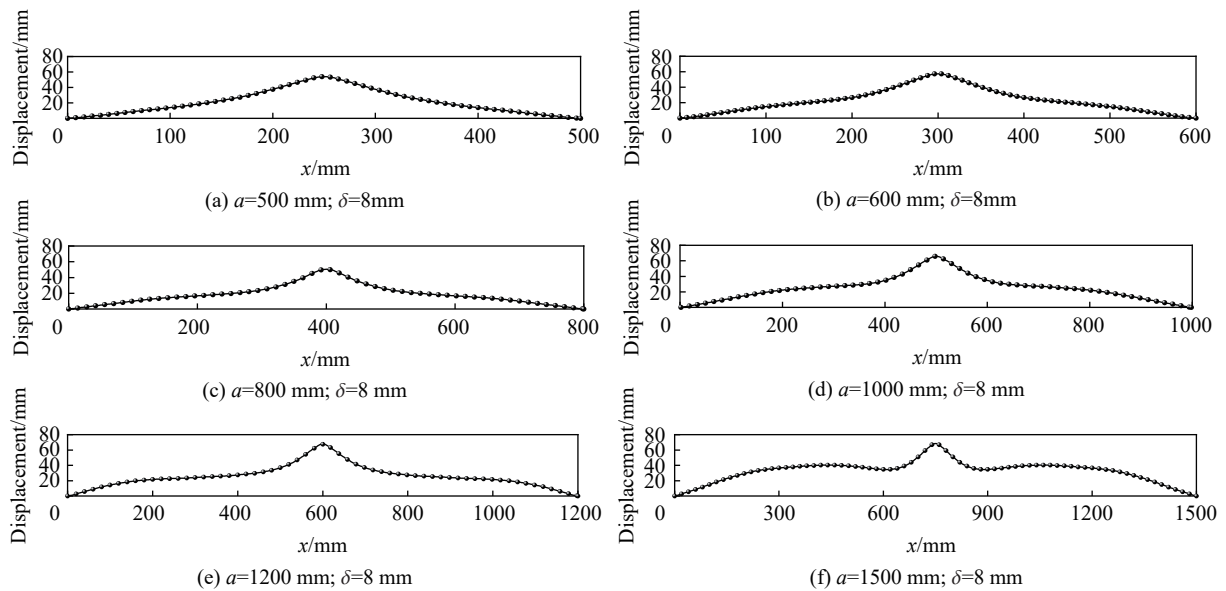


图 8 不同边长钢板的整体位移

Fig. 8 Overall displacement curve for steel plates of various widths

2.3 高强钢板几何参数对抗爆性能的影响

图 9 给出了不同厚度和边长的高强钢板位移时程变化云图,同时汇总所有未出现破口的钢板中心点最大位移如表 4 所示。

2.3.1 厚度对高强钢板位移的影响

从图 10 可以看出,当钢板厚度增加时,同一时刻钢板中心点的位移显著减小。

图 10 给出了不同厚度高强度钢板中心点的位移时程。对比图 10 中 $a=500 \text{ mm}$ 的钢板可以发现,在 0.5 ms 时刻左右, $8 \sim 12 \text{ mm}$ 厚的高强钢板还未达到最大位移,而 $20 \sim 30 \text{ mm}$ 厚的高强钢板位移已经达到最大位移并开始回弹; $a=600 \text{ mm}$ 的钢板也表现出相同的趋势变化。出现上述现象是因为较厚的钢板在弯曲时内部的应力分布和变形程度与薄板有所不同,其横截面惯性矩更大,储存的弹性应变能更多,从而回弹速度更快。

图 11 展示了高强度钢板中心点最大位移随厚度的变化。可以看出,钢板中心点的最大位移均随着厚度的增加而显著减小,即钢板厚度的增加会造成其在爆炸荷载作用下的抗变形能力的增强。因为 TNT 炸药爆炸产生的冲击波到达钢板迎爆面中心后,冲击波会向外扩散(发生绕射),同时迎爆面上的钢

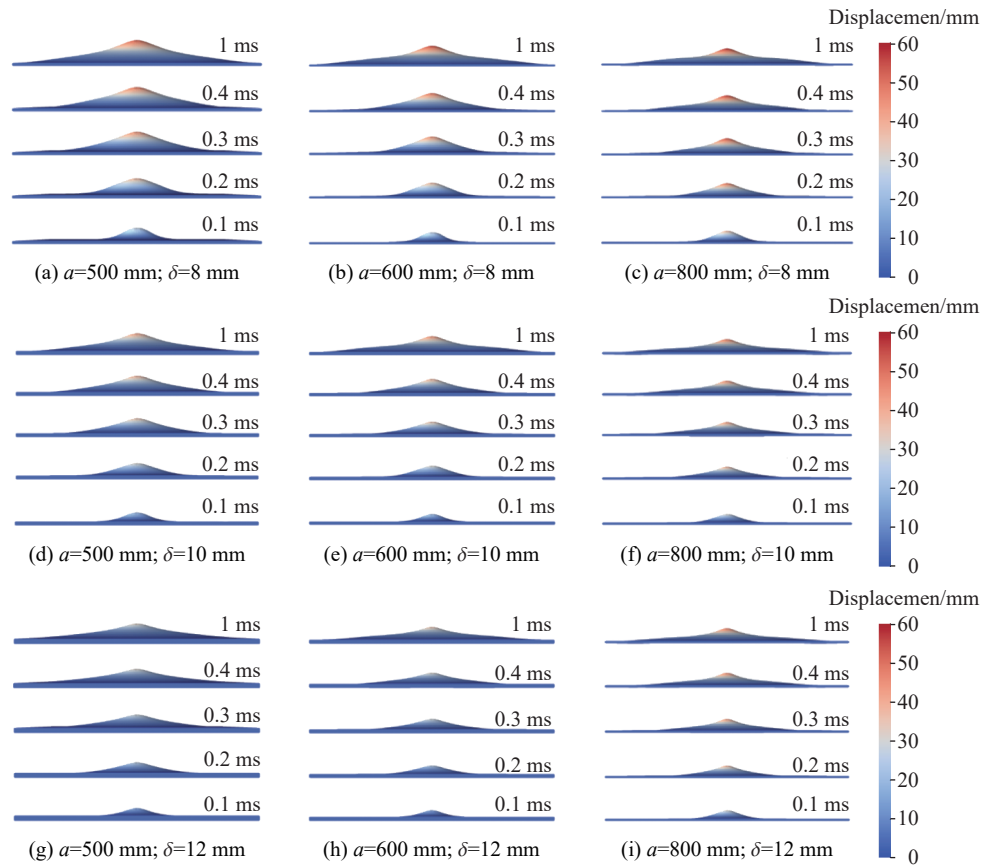


图 9 不同尺寸高强钢板的位移时程变化云图

Fig. 9 Time-history displacement nephogram of high strength steel plate with different size

表 4 各工况高强钢板的宽厚比和最大位移

Table 4 Width-thickness ratio and maximum displacement of high-strength steel plate

工况	a/mm	δ/mm	a/δ	位移/mm	工况	a/mm	δ/mm	a/δ	位移/mm	工况	a/mm	δ/mm	a/δ	位移/mm
1		4	125.00	/	29		4	200.00	/	57		4	300.00	/
2		6	83.33	/	30		6	133.33	/	58		6	200.00	/
3		8	62.50	45.00	31		8	100.00	50.00	59		8	150.00	56.60
4		10	50.00	35.70	32		10	80.00	42.30	60		10	120.00	48.10
5		12	41.67	28.50	33		12	66.67	34.50	61		12	100.00	39.30
6		14	35.71	21.70	34		14	57.14	28.00	62		14	85.71	33.00
7	500	16	31.25	16.50	35	800	16	50.00	23.00	63	1200	16	75.00	27.60
8		18	27.78	12.40	36		18	44.44	17.60	64		18	66.67	22.70
9		20	25.00	9.78	37		20	40.00	13.00	65		20	60.00	18.20
10		22	22.73	7.79	38		22	36.36	10.10	66		22	54.55	14.10
11		24	20.83	6.30	39		24	33.33	8.40	67		24	50.00	11.91
12		26	19.23	5.17	40		26	30.77	7.03	68		26	46.15	10.10
13		28	17.86	4.29	41		28	28.57	5.85	69		28	42.86	8.20
14		30	16.67	3.60	42		30	26.67	4.95	70		30	40.00	6.90
15		4	150.00	/	43		4	250.00	/	71		4	375.00	/
16	600	6	100.00	/	44	1000	6	166.67	/	72	1500	6	250.00	/
17		8	75.00	46.60	45		8	125.00	53.00	73		8	187.50	63.10

表 4 (续)
Table 4 (Continued)

工况	a/mm	δ /mm	a/ δ	位移/mm	工况	a/mm	δ /mm	a/ δ	位移/mm	工况	a/mm	δ /mm	a/ δ	位移/mm
18		10	60.00	38.10	46		10	100.00	44.30	74		10	150.00	52.00
19		12	50.00	30.10	47		12	83.33	37.30	75		12	125.00	42.40
20		14	42.86	23.40	48		14	71.43	30.60	76		14	107.14	35.70
21		16	37.50	18.00	49		16	62.50	25.00	77		16	93.75	29.30
22		18	33.33	13.40	50		18	55.56	20.00	78		18	83.33	24.20
23	600	20	30.00	10.60	51	1000	20	50.00	15.20	79	1500	20	75.00	20.10
24		22	27.27	8.55	52		22	45.45	11.90	80		22	68.18	16.30
25		24	25.00	6.95	53		24	41.67	9.60	81		24	62.50	13.20
26		26	23.08	5.76	54		26	38.46	8.21	82		26	57.69	11.20
27		28	21.43	4.87	55		28	35.71	7.20	83		28	53.57	9.10
28		30	20.00	4.07	56		30	33.33	6.10	84		30	50.00	8.20

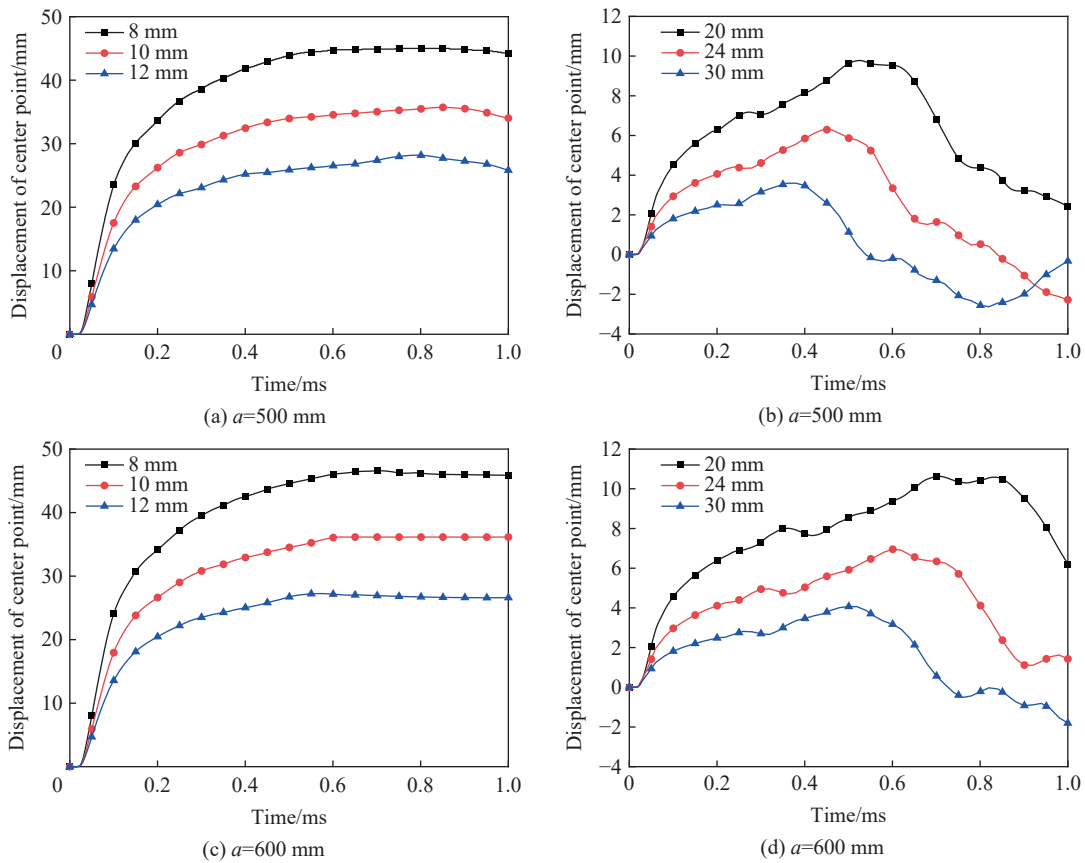


图 10 不同厚度高强钢板的中心点位移时程曲线

Fig. 10 Time history of the center point displacement with different thicknesses of the high strength steel plate

板发生变形, 应力波开始沿着钢板的厚度方向向下传播。当钢板厚度较小时, 整个钢板会发生较大的塑性变形。随着钢板厚度的增加, 当迎爆面的应力波向下传递时, 背爆面尚未发生变形, 传递到钢板下侧的爆炸冲击波应力逐渐减小, 从而导致钢板的变形也相应减小。

此外, 从图 11 可以看出: 在钢板厚度较小时, 随着厚度的增加, 钢板中心点位移减小较快; 但随着厚度的增加, 进一步增加后厚度, 钢板中心点减小程度有所下降, 当钢板厚度超过 20 mm 后尤为明显。

2.3.2 边长对高强钢板位移的影响

图 9 和图 12 给出了不同边长下高强度钢板中心点的位移时程。可以看出, 在 8 和 10 mm 厚度条件下, 随着钢板边长的增加, 钢板中心点的位移呈现出逐渐增大的现象。在冲击初期, 即 0.5 ms 内, 3 种边长钢板的位移时程曲线几乎完全重合, 表明在这一阶段, 边长对位移的影响并不显著; 超过 0.5 ms 后, 不同边长钢板的位移时程曲线开始展现出明显的差异, 在同一时刻, 钢板的位移随着边长的增加而增大。在动态加载条件下, 钢板的边长对其位移响应有显著影响, 边长越大, 钢板中心的变形及位移也越大。

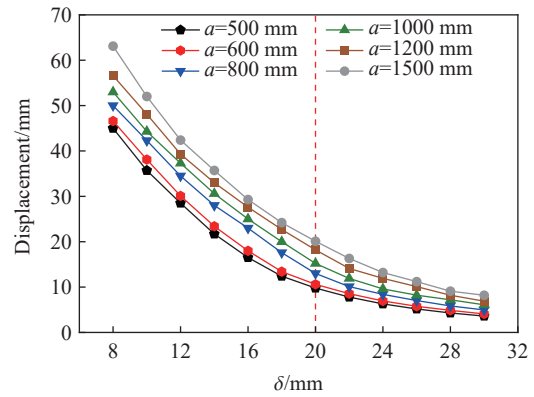


图 11 高强钢板中心点最大位移随厚度变化
Fig. 11 Maximum displacement at the center point varies with thickness

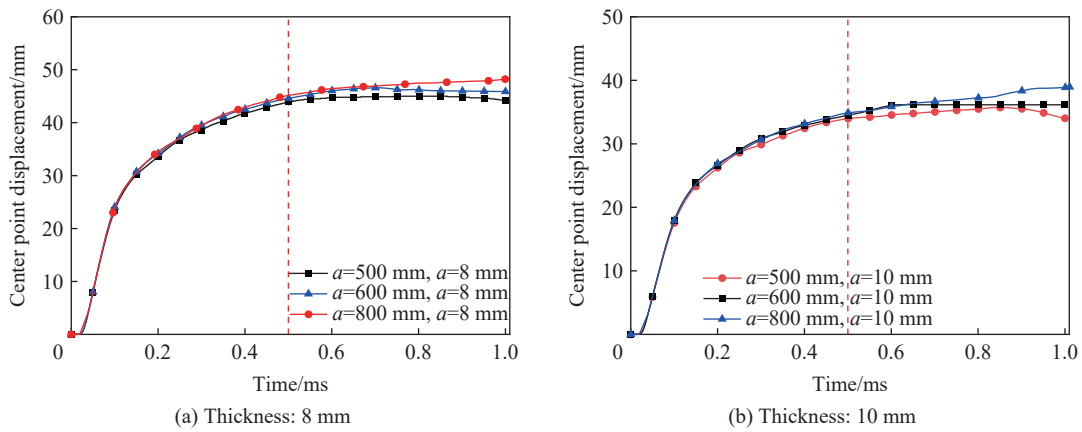


图 12 不同边长度高强钢板中心点位移时程曲线
Fig. 12 High strength steel plate center point displacement time history curve

图 13(a) 给出了边长对于高强度钢板中心点最大位移的影响。在不同的厚度条件下, 钢板边长增加, 中心点的最大位移随之增大。这一结果可以归因于, 在相同厚度下, 边长较大的钢板具有更大的约束跨度, 导致其弯曲刚度降低。因此, 在比例爆距保持不变的近距空爆载荷作用下, 边长较大的钢板会呈现出更为显著的变形。进一步说明了钢板的边长是影响其在爆炸荷载下抗爆性能的一个重要因素。随着边长的增加, 钢板的抗弯能力下降, 导致在爆炸冲击下更易发生变形。这一点在进行结构设计时尤为重要, 因为它强调了在预期爆炸荷载作用下, 结构尺寸和形状对结构完整性的重要影响。

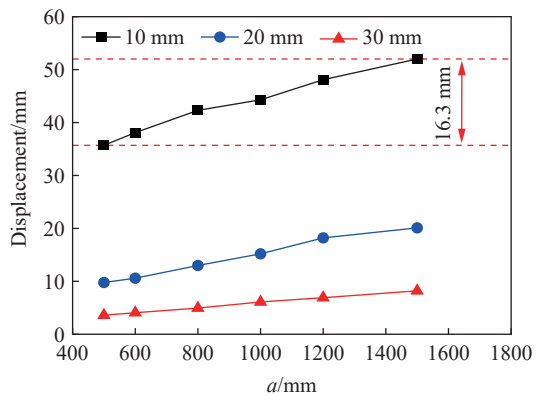


图 13 中心点最大位移与边长的关系
Fig. 13 Relation between maximum displacement at the center point and the edge length

同时可以发现随着钢板厚度的增加, 由边长变化引起的中心点位移差值呈现出逐渐减小的趋势。这一现象表明了对于较薄的钢板, 边长的增加显著减弱了其抵抗变形的能力; 而对于较厚的钢板, 边长的增加对抵抗变形能力的削减相对较小。

2.3.3 宽厚比对高强钢板位移的影响

由前文已知在近距离空爆载荷作用下, 边长增大, 钢板位移增大, 而厚度增加, 钢板位移减小, 这两个几何参数对钢板抗爆性能的综合影响尚未被完全揭示。基于此, 本文选取中心点最大位移作为衡量高强钢板抗爆性能的关键指标, 并引入了一个无量纲变量“宽厚比”, 其定义为边长与厚度的比值, 各工况下的宽厚比及对应的位移大小如表 4 所示。图 14 展示了不同宽厚比下高强钢板中心点的最大位移。从图中可以观察到, 在未出现破口的工况下, 随宽厚比增加, 高强钢板的位移呈现递增趋势。这一现象可由前文的研究结果来解释: 在相同的爆炸荷载作用下, 钢板边长的增加会引起更大的变形, 而厚度的增加则有助于降低变形程度。因此, 在边长和厚度的综合影响下, 高强钢板中心点的最大位移与宽厚比之间表现出了明显的正相关性。这表明宽厚比是影响高强钢板在爆炸载荷下抗爆性能的一个重要因素。

在比例爆距确定时, 钢板中心点的最大位移 S_{\max} 随宽厚比 a/δ 变化位于特定的边界线 B_1 、 B_2 和 B_3 之间, 其中 B_1 、 B_2 分别为 500 mm 和 1500 mm 数据点拟合得到, B_3 由各个边长下未出现破口的最大位移数据点拟合获取; 以不同边长为参量对比, 如上图中的 B_1 和 B_2 , 可以发现 S_{\max} 与 a/δ 之间的斜率随边长增大而减小。此外, 以 B_3 为界限将上图分为区域 1 和区域 2。区域 1 表示在超过边界线 B_3 时, 钢板将出现破口, 不存在中心点的最大位移, 由前文可知这是由于在不同边长下, 钢板厚度在小于 8 mm 时均出现破口, 故在边长不变, 厚度减小即宽厚比增大时, 钢板将出现破口, 不存在最大位移。在区域 2 内, 钢板未出现破口, 且 $a/\delta < 60.1$ 时, S_{\max} 位于 B_1 和 B_2 之间; $a/\delta > 60.1$ 时, S_{\max} 位于 B_2 和 B_3 之间。这一结果可通过公式 (5) 进行数学描述:

$$\begin{aligned} B_2 < S_{\max} < B_1, & \quad 16.7 < a/\delta < 60.1 \\ B_3 < S_{\max} < B_2, & \quad 60.1 < a/\delta < 187.5 \end{aligned} \quad (5)$$

其中:

$$\begin{cases} B_1 = 0.995a/\delta - 8.75 \\ B_2 = 0.401a/\delta - 13.70 \\ B_3 = 0.133a/\delta + 39.48 \end{cases} \quad (6)$$

通过图 14 以及对公式 (5) 的应用, 可以判定给定的爆炸载荷条件下: 特定边界约束条件(四边完全固支)和比例距离 $Z=0.13 \text{ m/kg}^{1/3}$, 高强钢板是否出现破口, 未出现破口时, 并可以进一步预测计算钢板的最大位移范围。即提供了一个理论上的预测模型, 根据钢板的几何参数和预期的爆炸载荷, 预测钢板的动态响应, 从而为结构的设计和优化提供科学依据。

3 结 论

本文通过 SHPB 数值模拟与试验结果的对比分析, 首先验证了高强钢的 Johnson-Cook 本构模型参数的准确性。基于此模型参数, 开展了在固定比例爆距的近距离空爆载荷作用下不同几何参数高强钢板的抗爆性能研究。从厚度、边长以及宽厚比这三个维度对高强钢板的动态响应行为进行了分析, 主要结论如下:

(1) 在冲击波到达钢板后的流固耦合相互作用中, 随着钢板厚度的增加, 钢板对冲击波削弱效应变得更加显著, 穿透钢板后的传播影响范围逐渐减小。

(2) 近距离爆炸作用下高强钢主要呈现 3 种变形破坏模式: 花瓣形破口、小破口和大变形。其中 4 mm 厚钢板表现出花瓣形破口破坏, 厚度 6 mm 表现出小破口破坏, 而 8 mm~30 mm 厚的高强钢板则

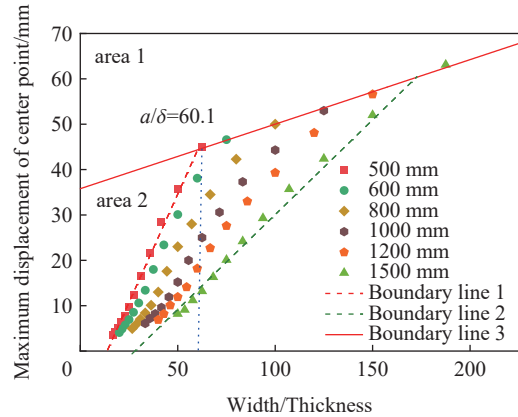


图 14 不同宽厚比下中心点最大位移

Fig. 14 Maximum displacement at the center point under different width-to-thickness ratios

表现出大变形模式,表明近距爆炸载荷作用下,相比边长,厚度对钢板破坏模式的影响更大。

(3) 近爆条件下,随着钢板厚度的增加,钢板中心点位移及最大位移减小,但当厚度超过 20 mm 时,随着厚度的进一步增加,位移下降速率明显减慢,抗爆能力提升效果不显著;随着钢板边长的增加,钢板位移量增大,且该增大趋势在受到爆炸冲击过程的后期更为明显,即边长对高强钢板的抗变形能力影响主要作用于响应后期,同时边长增加同样会使整体钢板的整体变形增大。

(4) 高强钢板动态响应过程中的最大位移与宽厚比呈正相关变化趋势,随着宽厚比的增加,钢板的位移呈增长趋势。在比例爆距 $Z=0.13 \text{ m/kg}^{1/3}$ 时,提供了可以根据钢板的几何参数和预期的爆炸载荷,对钢板的破坏模式以及最大位移范围进行预测的模型,从而达到预测钢板动态响应的目的。

参考文献:

- [1] WANG X, LIU C, ZHOU Z Q, et al. In-situ EBSD investigation of plastic damage in a 316 austenitic stainless steel and its molecular dynamics (MD) simulations [J]. *Journal of Materials Research and Technology*, 2021, 13: 823–833. DOI: 10.1016/j.jmrt.2021.05.010.
- [2] WANG X, CHEN J G, SU G F, et al. Application of electromagnetism method to characterize the degradation behavior in structural mild steel within the elastic range [J]. *Construction and Building Materials*, 2020, 241: 118011. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2020.118011.
- [3] LIU J, WU C Q, LI C G, et al. Blast testing of high performance geopolymer composite walls reinforced with steel wire mesh and aluminium foam [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 197: 533–547. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.11.207.
- [4] AL-THAIRY H. A modified single degree of freedom method for the analysis of building steel columns subjected to explosion induced blast load [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 94: 120–133. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2016.04.007.
- [5] SUN Y X, WANG X, JI C, et al. Experimental investigation on anti-penetration performance of polyurea-coated ASTM1045 steel plate subjected to projectile impact [J]. *Defence Technology*, 2021, 17(4): 1496–1513. DOI: 10.1016/j.dt.2020.08.005.
- [6] CHEN A Q, LOUCA L A, ELGHAZOULI A Y. Behaviour of cylindrical steel drums under blast loading conditions [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2016, 88: 39–53. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2015.09.007.
- [7] ZHOU Z Q, CHEN J G, YUAN H Y, et al. The role of Al reaction rate in the damage effect and energy output of RDX-based aluminized explosives in concrete [J]. *Propellants, Explosives, Pyrotechnics*, 2019, 44(3): 319–326. DOI: 10.1002/prop.201800093.
- [8] WU T Y, JIANG N, ZHOU C B, et al. Evaluate of anti-explosion for high-pressure gas steel pipeline subjected to ground explosion [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2021, 177: 106429. DOI: 10.1016/j.jcsr.2020.106429.
- [9] 汪维, 刘光昆, 赵强, 等. 近爆作用下方形板表面爆炸载荷分布函数研究 [J]. *中国科学: 物理学 力学 天文学*, 2020, 50(2): 144–152. DOI: 10.1360/SSPMA-2019-0188.
WANG W, LIU G K, ZHAO Q, et al. Study on the distribution function of blast loads on the surface of a square plate under near-explosion [J]. *SCIENCE CHINA: Physics Mechanics and Astronomy*, 2020, 50(2): 144–152. DOI: 10.1360/SSPMA-2019-0188.
- [10] GAN L, ZONG Z H, CHEN Z J, et al. Differences in responses of square steel plates exposed to blast loads generated by cubic and spherical explosives [J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 182: 110332. DOI: 10.1016/j.tws.2022.110332.
- [11] 施龙, 李建平, 王川. 爆炸作用下板壳结构响应特性研究 [J]. *爆破器材*, 2014, 43(5): 30–34. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2014.05.007.
SHI L, LI J P, WANG C. Response characteristic research of shell structures under blasting [J]. *Explosive Materials*, 2014, 43(5): 30–34. DOI: 10.3969/j.issn.1001-8352.2014.05.007.
- [12] 杨锐, 汪泉, 谢守冬, 等. 负压爆炸载荷作用下固支钢板变形研究 [J]. *高压物理学报*, 2023, 37(5): 054102. DOI: 10.11858/gywlx.20230685.
YANG R, WANG Q, XIE S D, et al. Deformation of fixed support steel plate under explosion load in negative pressure environment [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2023, 37(5): 054102. DOI: 10.11858/gywlx.20230685.
- [13] WIERZBICKI T, NURICK G N. Large deformation of thin plates under localised impulsive loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(7/8): 899–918. DOI: 10.1016/S0734-743X(96)00027-9.
- [14] ZHOU Z Q, DU Z C, ZHANG Y L, et al. Microscopic defects formation and dynamic mechanical response analysis of Q345 steel plate subjected to explosive load [J]. *Defence Technology*, 2024, 32: 430–442. DOI: 10.1016/j.dt.2023.03.025.

- [15] 赵春风, 张利, 李晓杰. 近场爆炸下波纹双钢板混凝土组合墙板的损伤破坏及抗爆性能 [J]. *高压物理学报*, 2024, 38(1): 014102. DOI: 10.11858/gywllxb.20230727.
ZHAO C F, ZHANG L, LI X J. Damage failure and anti-blast performance of concrete-infilled double steel corrugated-plate wall under near field explosion [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2024, 38(1): 014102. DOI: 10.11858/gywllxb.20230727.
- [16] GAN L, ZONG Z H, LIN J, et al. Influence of U-shaped stiffeners on the blast-resistance performance of steel plates [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2022, 188: 107046. DOI: 10.1016/j.jcsr.2021.107046.
- [17] 侯晓萌, 曹少俊, 郑文忠. 爆炸荷载作用下钢板-RPC 抗爆门动态响应分析 [J]. *建筑结构学报*, 2016, 37(S1): 219–226,232. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2016.S1.031.
HOU X M, CAO S J, ZHENG W Z. Analysis on dynamic response of steel-RPC anti-explosion doors under blast load [J]. *Journal of Building Structures*, 2016, 37(S1): 219–226,232. DOI: 10.14006/j.jzjgxb.2016.S1.031.
- [18] SHI G, HU F X, SHI Y J. Recent research advances of high strength steel structures and codification of design specification in China [J]. *International Journal of Steel Structures*, 2014, 14(4): 873–887. DOI: 10.1007/s13296-014-1218-7.
- [19] 王蕾. S690QL 高强度钢材在不同应力状态下的断裂破坏研究 [J]. *机械工程师*, 2019(8): 100–102.
WANG L. Fracture failure investigation of S690QL high strength steel under different stress states [J]. *Mechanical Engineer*, 2019(8): 100–102.
- [20] ALABI A A, MOORE P L, WROBEL L C, et al. Tensile behaviour of S690QL and S960QL under high strain rate [J]. *Journal of Constructional Steel Research*, 2018, 150: 570–580. DOI: 10.1016/j.jcsr.2018.08.009.
- [21] CAI W Y, LI G Q. Experimental study on post-fire mechanical properties and fracture behavior of Q690 steel [J]. *Thin-Walled Structures*, 2023, 193: 111253. DOI: 10.1016/j.tws.2023.111253.
- [22] 张秀华, 张唯佳, 张宇. Q460 高强钢柱在近爆荷载作用下的动力响应研究 [J]. *振动与冲击*, 2022, 41(3): 107–114,147. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2022.03.013.
ZHANG X H, ZHANG W J, ZHANG Y. Dynamic response of Q460 high strength steel column under near explosion load [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2022, 41(3): 107–114,147. DOI: 10.13465/j.cnki.jvs.2022.03.013.
- [23] LANGDON G S, LEE W C, LOUCA L A. The influence of material type on the response of plates to air-blast loading [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2015, 78: 150–160. DOI: 10.1016/j.ijimpeng.2014.12.008.
- [24] 常笑康, 罗本永, 陈长海, 等. 近距空爆荷载作用下高韧钢的抗爆性能及影响因素研究 [J]. *高压物理学报*, 2024, 38(5): 054103. DOI: 10.11858/gywllxb.20240732.
CHANG X K, LUO B Y, CHEN C H, et al. Study on the blast-resistant performance and influence factors of high-toughness steel subjected to close-range air-blasts [J]. *Chinese Journal of High Pressure Physics*, 2024, 38(5): 054103. DOI: 10.11858/gywllxb.20240732.
- [25] 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. DOI: 10.1016/0013-7944(85)90052-9.
- [26] YANG X Q, YANG H, ZHANG S M. Rate-dependent constitutive models of S690 high-strength structural steel [J]. *Construction and Building Materials*, 2019, 198: 597–607. DOI: 10.1016/j.conbuildmat.2018.11.285.
- [27] KOCKS U F, MECKING H. Physics and phenomenology of strain hardening: the FCC case [J]. *Progress in Materials Science*, 2003, 48(3): 171–273. DOI: 10.1016/S0079-6425(02)00003-8.
- [28] NURICK G N, SHAVE G C. The deformation and tearing of thin square plates subjected to impulsive loads—an experimental study [J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1996, 18(1): 99–116. DOI: 10.1016/0734-743X(95)00018-2.
- [29] 陈长海, 朱锡, 侯海量, 等. 近距空爆荷载作用下固支方板的变形及破坏模式 [J]. *爆炸与冲击*, 2012, 32(4): 368–375. DOI: 10.11883/1001-1455(2012)04-0368-08.
CHEN C H, ZHU X, HOU H L, et al. Deformation and failure modes of clamped square plates under close-range air blast loads [J]. *Explosion and Shock Waves*, 2012, 32(4): 368–375. DOI: 10.11883/1001-1455(2012)04-0368-08.
- [30] 李旭东, 尹建平, 赵鹏铎, 等. 固支钢板在爆炸与均布荷载耦合作用下的破坏 [J]. *兵器装备工程学报*, 2021, 42(4): 26–30,36. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2021.04.005.
LI X D, YIN J P, ZHAO P D, et al. Failure of clamped steel plates under local explosion and uniformly distributed load [J]. *Journal of Ordnance Equipment Engineering*, 2021, 42(4): 26–30,36. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2021.04.005. DOI: 10.11809/bqzbgcxb2021.04.005.

(责任编辑 王小飞)