

冲击波和预制破片联合作用下 H 型钢柱抗爆设计

田力^{1,2}, 张浩¹

(1. 天津大学 建筑工程学院, 天津, 300072;

2. 天津大学 滨海土木工程结构与安全教育部重点实验室, 天津, 300072)

摘要: 为分析近距爆炸冲击波和预制破片联合载荷作用下 H 型钢柱的抗爆性能, 基于非线性有限元软件 ANSYS-LSDYNA, 采用参数化研究方法, 在圆柱型炸药外侧设置预制破片, 对钢柱的截面尺寸、炸药的比例距离和钢柱的防护加固进行定量研究。研究表明: 在相同用钢量下, 为提高钢柱的抗爆能力, 应尽量选择翼缘宽度小于等于腹板高度的截面类型; 腹板厚度较厚时, 钢柱不易发生屈曲失稳破坏; 较小的高厚比和宽厚比有利于提升钢柱的抗爆性能; 在比例距离相同时, 炸药量对钢柱的抗爆性能影响较大, 在钢柱抗爆设计时应将炸药量作为主要考虑因素; 在炸药量相同时, 随着距离因素 R 增加, 钢柱的破坏程度逐渐降低, 但最终破坏作用呈现趋同的效果; 在距离因素 R 相同时, 随着炸药量的增加, 钢柱的破坏程度逐渐加重, 且破坏效果具有加速破坏效应。外粘 CFRP 材料对 H 型钢柱防护效果良好, 从经济性考虑, 黏结 1 层 CFRP 板就能起到很好的防护效果。

关键词: 冲击波; 预制破片; 联合作用; 钢柱; 抗爆设计

中图分类号: TU352.1

文献标志码: A

文章编号: 1672-7207(2019)01-0146-12

Antiknock design of H-section steel column subjected to synergistic effects of blast and prefabricated fragments

TIAN Li^{1,2}, ZHANG Hao¹

(1. School of Civil Engineering, Tianjin University, Tianjin 300072, China;

2. Key Laboratory of Coast Civil Structure Safety, Ministry of Education, Tianjin University Tianjin 300072, China)

Abstract: In order to analyze the antiknock performance of H-section steel column under the combined blasting of near explosion and prefabricated fragments, the section size, the proportional distance and the reinforcement of steel column were studied by using parametric research methods based on the ANSYS/LS-DYNA. The results show that with the same amount of steel, the flange width less than or equal to the height of the web section type should be chosen. Thicker web is not prone to buckling destabilization damage. Smaller ratios of height to thickness and width to thickness are beneficial to steel column. When the proportional distance is the same, the amount of explosives has a great influence on the antiknock performance of steel column. When the amount of explosives is the same, with the increase of the distance factor R , the destruction degree of the steel column gradually decreases, and the destructive effect shows a convergent effect. When the distance factor R is the same, as the amount of explosives increases, the damage degree of the steel column gradually aggravates, and the destructive has superposition enhancement effect. External sticky CFRP material has good protective effect.

Key words: shock wave; prefabricated fragments; synergistic effects; steel column; anti-blast design

收稿日期: 2018-01-28; 修回日期: 2018-03-26

基金项目(Foundation item): 国家自然科学基金资助项目(51238007, 51178310) (Projects(51238007, 51178310) supported by the National Natural Science Foundation of China)

通信作者: 田力, 博士, 副教授, 从事建筑结构抗爆、抗冲击研究; E-mail: ltian@tju.edu.cn

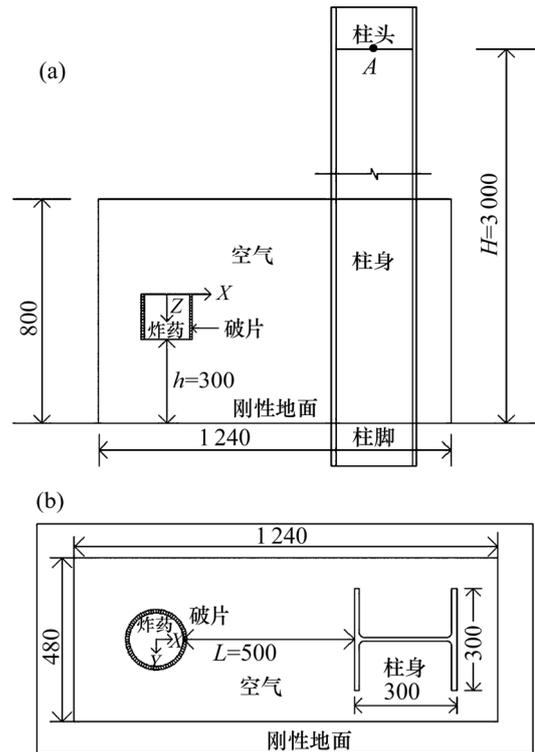
从 20 世纪 40 年代开始, 以美国为代表的西方国家开始了对建筑结构的抗爆研究。目前国外研究人员已经开始将抗爆研究的重点向普通民用建筑转移, 并且在大量研究成果的基础之上制定了一些抗爆设计规范或规程, 以满足抗爆设计的需要。现阶段我国普通民用建筑设计规范中还没有关于结构抗爆的要求, 普通民用建筑的抗爆能力非常有限, 随着国内外环境的日益复杂, 我国科研人员必须开展对民用建筑的抗爆研究。爆炸作用对民用建筑的主要毁伤因素为爆炸冲击波和破片, 目前国内外科研人员研究成果有: KYUNGHOO 等^[1]运用数值模拟方法研究了爆炸冲击波作用下钢柱的局部破坏特点; 张秀华等^[2]研究了爆炸冲击波荷载类型和单元类型对钢柱动力响应的影响, 丁阳等^[3]在钢柱剩余承载力的基础之上建立了考虑抗剪承载力的钢柱失效准则; LIU 等^[4-5]通过对钢梁进行撞击试验, 研究了侧向冲击荷载作用下钢梁和铝合金梁的变形和破坏特征; 王蕊等^[6]分析了在侧向冲击荷载作用下冲击能、冲击物质量、冲击速度等参数对热轧 H 型钢动力响应的影响, 孔祥韶等^[7]推导出了在爆轰作用下战斗部壳体破碎后破片飞散速度的计算公式; 吕勇等^[8]对不同时序作用下破片和冲击波对等效靶板的复合毁伤进行了研究; 陈力等^[9]采用有限元软件对冲击波和破片联合作用下结构的整体响应和局部响应进行了详细分析; 候海量等^[10]对典型舱室缩比结构在二者联合联合作用下的破坏模式进行了分析; 张成亮等^[11]对爆炸冲击波和高速破片对夹层结构的联合毁伤效应进行了试验研究。爆炸冲击波和预制破片联合载荷作用下对 H 型钢柱抗爆性能的研究鲜有涉及, 本文作者通过在炸药外侧设置预制破片, 并运用有限元软件 ANSYS/LS-DYNA, 对 H 型钢柱在爆炸冲击波和预制破片联合载荷作用下的损伤破坏进行分析, 主要对钢柱的截面尺寸、炸药的比例距离以及钢柱的防护加固进行研究, 以便为钢柱的抗爆设计提供参考。

1 有限元模型及数值分析方法

1.1 模型简介

为研究在近距爆炸冲击波和预制破片作用下 H 型钢柱的损伤破坏, 建立了如图 1 所示的计算模型。图 1 中: H 为柱高, $H=3\ 000\text{ mm}$ 。H 型钢柱截面尺寸(见图 2)为 $300\text{ mm}\times 300\text{ mm}\times 15\text{ mm}\times 10\text{ mm}\times 13\text{ mm}$ ($B_1\times B_2\times t_1\times t_2\times r$, 其中, B_1 为腹板宽度, B_2 为翼缘宽度, t_1 为腹板厚度, t_2 为翼缘厚度, r 为圆角半径)^[12],

通过在计算模型中建立柱头和柱脚以更加准确地模拟钢柱的边界条件^[13], 柱头约束其水平方向位移, 竖向位移自由; 柱脚固结, 约束其水平和竖向位移。炸药起爆方式为中心起爆, 炸药模型为圆柱形, 直径为 160 mm , 高度为 160 mm , 破片模型对应的圆心角弧度为 5° , 形状为近立方体, 高为 8 mm , 长和宽均为 10 mm , 其紧贴圆柱形炸药柱身。考虑到近距离爆炸作用产生破坏效应的局部性及时间效率, 参考文献^[14], 将模型



数据单位: mm

(a) 正视图; (b) 俯视图

图 1 仿真计算模型示意图

Fig. 1 Schematic diagram of simulation calculation model

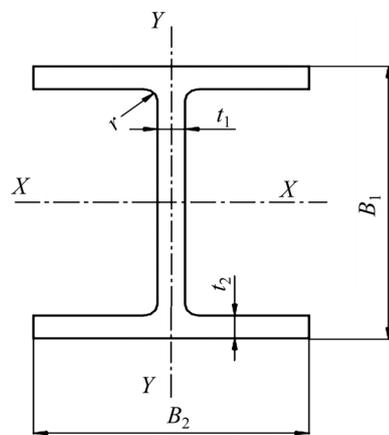


图 2 H 型钢截面尺寸

Fig. 2 Section size of H-section steel

中空气域的长×宽×高定为 800 mm×1 240 mm×480 mm, 空气边界条件设为无反射透射。为更加准确地展现破片群作用区域钢柱的破坏程度, 对计算模型中钢柱和空气重叠区域的钢柱网格进行加密, 最后单元数量划分如下: 炸药和空气域单元数约为 63 万个, 破片总数为 1 152 个, 钢柱单元数约为 23 万个。

1.2 数值分析方法

数值模型由空气、炸药、破片、钢柱和刚性地面组成。刚性地面采用关键字*RIGID_WALL_PLANER, 其他部分均采用三维实体单元 Solid164 模拟。炸药和空气采用 ALE 算法, 破片和钢柱采用 Lagrange 算法。各模块间的耦合算法、接触类型参见文献[15]。

1.3 本构模型

圆柱形 TNT 炸药本构模型为*MAT_HIGH_EXPLOSIVE_BURN, 状态方程可描述为 JWL 状态方程。

$$P = A \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (1)$$

式中: A 和 B 为材料常数, $A=374$ GPa, $B=3.23$ GPa; R_1, R_2 和 ω 为试验拟合参数, $R_1=4.15, R_2=0.95, \omega=0.3$; E_0 为炸药单位体积的初始内能, $E_0=7$ GJ/m³; V 为炸药相对体积, 取为 1; 炸药密度为 1 570 kg/m³; 爆速为 6 930 m/s。

空气单元的本构模型为*MAT_NULL, 状态方程可描述为*EOS_LINEAR_POLYNOMIAL 状态方程。

$$P = C_0 + C_1 u + C_2 u^2 + C_3 u^3 + (C_4 + C_5 u + C_6 u^2) E_{\text{air}} \quad (2)$$

式中: $C_0, C_1, C_2, C_3, C_4, C_5$ 和 C_6 均为常数, $C_0=-0.1$ MPa, $C_1=C_2=C_3=C_6=0, C_4=C_5=0.4$; E_{air} 为空气单位体积的初始内能, $E_{\text{air}}=253$ kJ/m³; 空气密度为 1.22 kg/m³。

钢柱采用 JOHNSON_COOK 本构模型, 为更加准确地模拟破片的破坏作用, 借鉴文献[16], 将破片视为刚体, 忽略其在爆轰过程和侵彻过程中的变形和损伤, 选用*MAT_RIGID 材料模型进行描述。

$$\sigma_y = (Q + P \varepsilon_p^n) \left[1 + C \ln \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} \right] \left[1 - \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right)^m \right] \quad (3)$$

式中: σ_y 为钢材动态屈服强度; Q 为静态屈服强度, $Q=235$ MPa; P 为应变硬化模量, $P=300$ MPa; n 为应变硬化指数, $n=0.26$; C 为应变率系数, $C=0.014$; m 为温度相关系数, $m=1.03$; 钢材密度为 7 800 kg/m³; 泊松比为 0.3; 弹性模量为 200 GPa。

考虑到在大变形问题中往往容易引起单元畸变,

为避免此现象发生, 在计算模型中加入与 JOHNSON_COOK 本构模型相对应的失效准则。

$$\varepsilon_f = \left[D_1 + D_2 \exp \left(D_3 \frac{\sigma_h}{\sigma_e} \right) \right] \left[1 + D_4 \ln \frac{\varepsilon_p}{\varepsilon_0} \right] \left[1 + D_5 \left(\frac{T - T_0}{T_m - T_0} \right) \right] \quad (4)$$

式中: $D_1 \sim D_5$ 为材料常数, 取 $D_1=0.8$; σ_e 为 Von Mises 等效应力; σ_h 为材料承受的静水压力。当破坏参数

$\omega = \sum \frac{\Delta \varepsilon_p}{\varepsilon_f}$ 超过 1 时, 材料发生失效。

2 仿真方法验证

现阶段对于钢柱在爆炸冲击波和预制破片复合作用下的试验鲜有涉及, 本文通过筛选相关性较高试验, 选取爆炸冲击波和预制破片复合载荷对钢板破坏作用的试验进行数值模拟, 以验证耦合算法、接触类型和本构模型的合理性。

张成亮^[17]对固支钢板在爆炸冲击波和预制破片复合载荷作用下的变形和破坏模式进行了试验研究。数值计算模型中试验装置尺寸和炸药尺寸如试验所述。模型由钢板、炸药、破片和空气 4 部分组成, 所有单元均采用三维实体 solid164 单元。钢板、炸药和破片的模型尺寸和试验中相同, 边界条件为四边固支。数值计算模型如图 3 所示。数值模拟中采用的接触类型、耦合算法及本构模型均按前面所述。

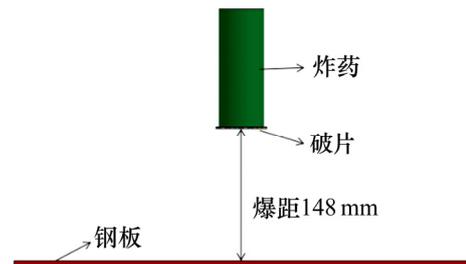


图 3 数值计算模型

Fig. 3 Numerical computation model

图 4 和图 5 所示分别为钢板破坏结果和仿真模型破坏结果对比图。图 4 所示试验中钢板整体变形为挠曲大变形, 且破口部位变形较大, 产生塑性变形, 经测量最大挠度为 25 mm^[17]。仿真模型钢板破坏变形和试验类似, 整体变形为挠曲大变形, 破口处产生塑性应变, 且其破口区域的最大挠度为 27.8 mm, 相对误差为 11.2%; 固支方板中心处产生大破口现象, 破口

近似为圆形, 仿真模型直径模拟值为 43.86 mm, 钢板破口试验值为 43 mm, 相对误差仅为 2%, 吻合程度较高; 在实际试验中破口边沿存在多个直径约为 7 mm 的穿甲弹孔, 并相互连接, 与模拟结果直径(约 10 mm)基本接近。通过上述数据分析可知: 本计算模型能够较好地模拟爆炸冲击波和破片联合作用下对钢板的变形破坏, 从而验证了所采用的耦合算法、接触类型和本构模型的合理性。

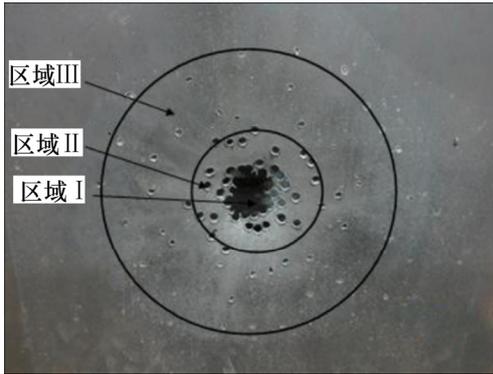


图 4 钢板破坏图

Fig. 4 Damage map of steel plate

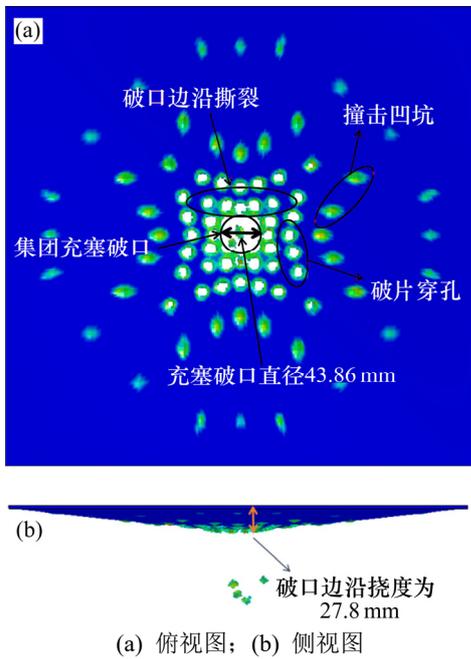


图 5 钢板仿真模型塑性应变图

Fig. 5 Plastic strain diagram of simulation model of steel plate

3 截面尺寸

钢柱的截面尺寸对钢柱的承载能力具有重要的影响。为分析截面尺寸对钢柱抗爆性能的影响, 本节重

点对翼缘宽度和腹板高度、翼缘和腹板厚度、宽厚比、高厚比等截面尺寸因素进行研究, 以期在相同用钢量下, 找出最经济的截面尺寸。

3.1 翼缘宽度和腹板高度的影响

为研究翼缘宽度和腹板高度对钢柱在爆炸冲击波和预制破片复合作用下抗爆性能的影响, 保持钢柱截面面积不变, 分别模拟 Model-W1, Model-W2, Model-W3, Model-W4 和 Model-W5 这 5 种数值模拟工况, 具体工况尺寸见表 1。

表 1 截面宽度工况

Table 1 Condition of section width

工况类型	翼缘宽度/mm	腹板高度/mm	翼缘厚度/mm	腹板厚度/mm
Model-W1	250	400	12	12
Model-W2	275	350	12	12
Model-W3	300	300	12	12
Model-W4	325	250	12	12
Model-W5	350	200	12	12

图 6 所示为截面宽度工况下钢柱质量损失图。从图 6 可以看出: 钢柱质量损失差异化不明显, 说明在不同截面宽度、相同截面厚度下破片穿孔情况基本一致。图 7 所示为截面宽度工况下钢柱柱顶点(见图 1 中 A 点)竖向位移时程曲线图。从图 7 可以看出: Model-W1 到 Model-W3 曲线基本重合, 从 Model-W4 开始出现差异化。说明翼缘宽度与腹板高度比值小于等于 1 时钢柱承载能力基本接近; 当翼缘宽度大于腹板高度时, 钢柱承载能力下降, 且相差越大, 越容易

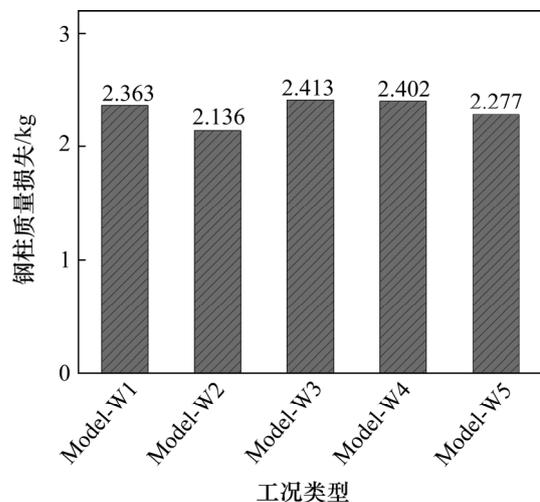
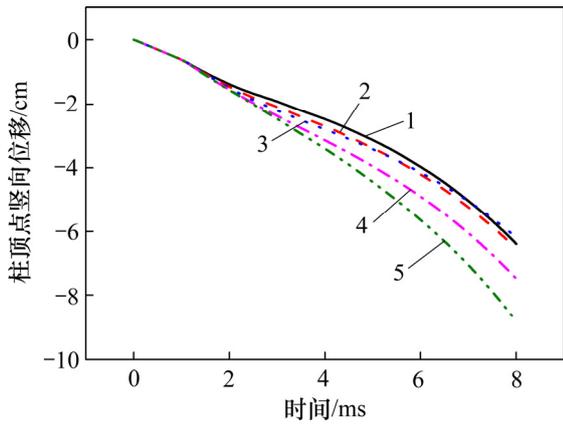


图 6 截面宽度工况下钢柱质量损失图

Fig. 6 Under section width conditions steel column mass loss map



1—Model-W1; 2—Model-W2; 3—Model-W3; 4—Model-W4; 5—Model-W5。

图 7 截面宽度工况下钢柱柱顶点竖向位移时程图

Fig. 7 Vertical displacement time diagram of steel column top under section width conditions

发生屈曲失稳破坏。因此，在钢柱抗爆设计时，应选择翼缘宽度与腹板高度比值小于等于 1 的截面类型。

3.2 翼缘和腹板厚度的影响

为探究不同截面厚度情况下钢柱在爆炸冲击波和预制破片复合作用下抗爆性能的影响，本文在用钢量相同的情况下分别模拟 Model-T1，Model-T2，Model-T3，Model-T4 和 Model-T5 这 5 种数值模拟工况，具体工况信息见表 2。

表 2 截面厚度工况

Table 2 Condition of section thickness

工况类型	翼缘宽度/mm	腹板高度/mm	翼缘厚度/mm	腹板厚度/mm
Model-T1	300	300	10	16.11
Model-T2	300	300	11	14.07
Model-T3	300	300	12	12.00
Model-T4	300	300	13	9.90
Model-T5	300	300	14	

图 8 所示为截面厚度工况下钢柱质量损失图。从图 8 可以看出：随着翼缘厚度增加，钢柱质量损失整体上呈逐渐减小趋势，但减小幅度很小，说明翼缘厚度较厚时破片对钢柱的破坏较小。图 9 所示为截面厚度工况下钢柱顶点竖向位移时程图。从图 9 可以看出：当钢柱翼缘厚度较厚时，钢柱更容易发生屈曲失稳破坏；从结构整体安全性上考虑，当翼缘厚度较小时，翼缘破坏情况虽然相对较严重，但其抗屈曲失稳能力较强，结构不容易发生倒塌破坏。因此，从结构安全

性考虑，在抗爆设计时，在相同的用钢量下，选取较厚的腹板厚度更有利于提升钢柱的抗爆性能。

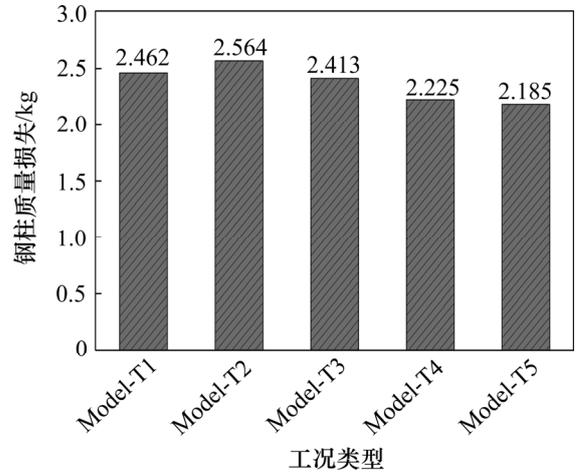
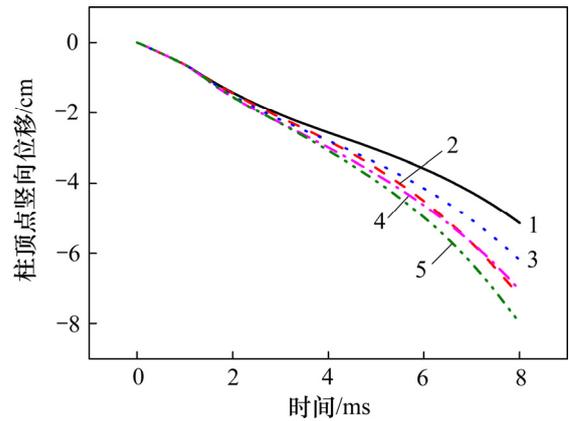


图 8 截面厚度工况下钢柱质量损失图

Fig. 8 Steel column mass loss map under section thickness conditions



1—Model-T1; 2—Model-T2; 3—Model-T3; 4 Model-T4; 5—Model-T5。

图 9 截面厚度工况下钢柱顶点竖向位移时程图

Fig. 9 Steel column vertex vertical displacement time diagram under section thickness conditions

3.3 高厚比的影响

根据高厚比的定义，腹板净高度与腹板厚度的比值为高厚比。这里研究高厚比对钢柱抗爆性能的影响。保持总用钢量不变，分别模拟 Model-H/T-1，Model-H/T-2，Model-H/T-3，Model-H/T-4 和 Model-H/T-5 这 5 种数值模拟工况，具体工况信息见表 3。

图 10 所示为截面高厚比工况下钢柱质量损失图。从图 10 可知：随着截面高厚比减小，其钢柱质量损失基本上呈现一个逐渐减小的趋势，但其减小幅度都较小，说明高厚比较小时破片对钢柱的破坏较轻。图 11

所示为截面高厚比工况下钢柱顶点竖向位移时程图。从图 11 可以看出: 随着钢柱腹板高厚比的减小, 柱顶竖向位移曲线斜率逐渐减小, 说明腹板高厚比较小时,

表 3 截面高厚比工况

Table 3 Condition of height-to-thickness ratio

工况类型	翼缘宽度/mm	翼缘厚度/mm	宽厚比	腹板高度/mm	腹板厚度/mm	高厚比
Model-H/T-1	296	12	12	450	8	53.25
Model-H/T-2	298	12	12	360	10	33.60
Model-H/T-3	300	12	12	300	12	23.00
Model-H/T-4	302	12	12	257	14	16.65
Model-H/T-5	304	12	12	225	16	12.56

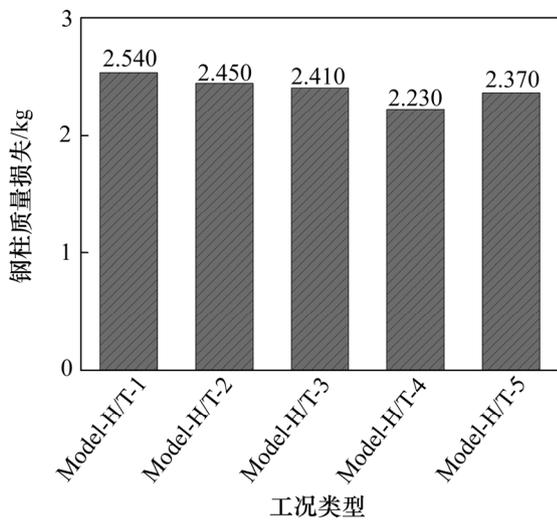
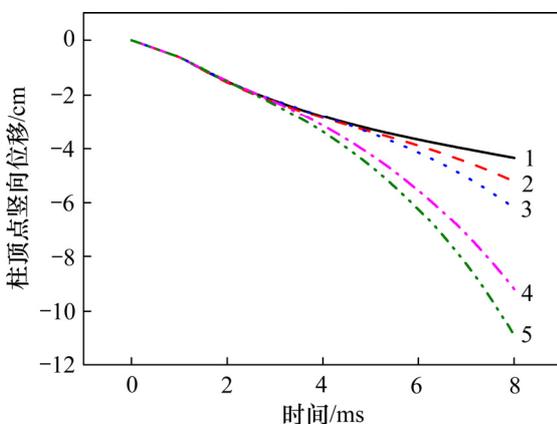


图 10 截面高厚比工况下钢柱质量损失图

Fig. 10 Steel column mass loss map under height-to-thickness ratio condition



1—Model-H/T-5; 2—Model-H/T-4; 3—Model-H/T-3; 4—Model-H/T-2; 5—Model-H/T-1。

图 11 截面高厚比工况下钢柱顶点竖向位移时程图

Fig. 11 Steel column vertex vertical displacement time diagram under height-to-thickness ratio condition

钢柱不易发生屈曲失稳破坏。因此, 在抗爆设计时, 选择较小的高厚比对提升钢柱抗爆性能有利。

3.4 截面宽厚比的影响

根据截面宽厚比的定义: 翼缘板自由外伸宽度与翼缘厚度的比值为宽厚比, 通过保持总用钢量不变, 分别模拟 Model-W/T-1, Model-W/T-2, Model-W/T-3, Model-W/T-4 和 Model-W/T-5 这 5 种数值模拟工况, 具体工况信息见表 4。

表 4 截面宽厚比工况

Table 4 Condition of width-thickness ratio

工况类型	翼缘宽度/mm	翼缘厚度/mm	宽厚比	腹板高度/mm	腹板厚度/mm	高厚比
Model-W/T-1	450	8	27.30	292	12	23
Model-W/T-2	360	10	17.40	296	12	23
Model-W/T-3	300	12	12.00	300	12	23
Model-W/T-4	257	14	8.76	304	12	23
Model-W/T-5	225	16	6.66	308	12	23

图 12 所示为截面宽厚比工况下钢柱质量损失图。从图 12 可以看出: Model-W/T-1 质量损失最为严重, Model-W/T-5 质量损失最小。所以, 在钢柱设计时, 保持较小的宽厚比有利于减小破片对钢柱的破坏作用。图 13 所示为截面宽厚比工况下钢柱顶点竖向位移时程图。从图 13 可以看出: 钢柱截面宽厚比越大, 柱顶点竖向位移越大, 当截面宽厚比为 6.66 时, 钢柱位移曲线逐渐趋于水平, 说明钢柱没有发生屈曲失稳破

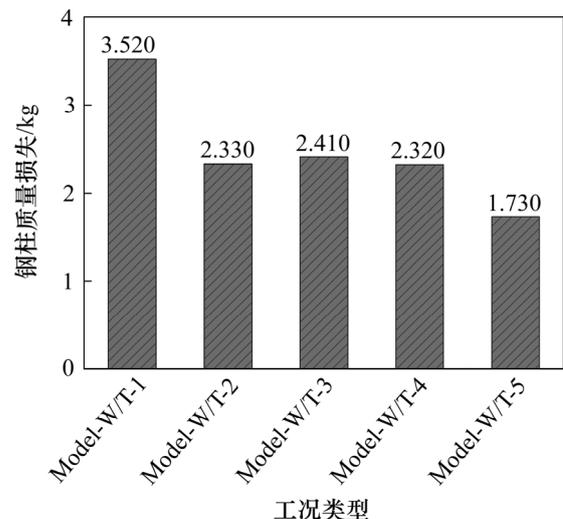
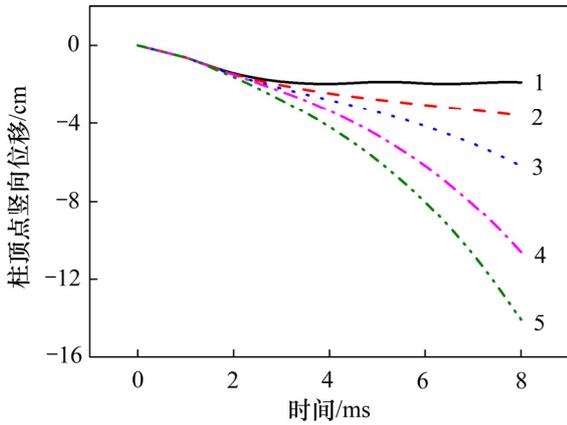


图 12 截面宽厚比工况下钢柱质量损失图

Fig. 12 Steel column mass loss map under width-thickness ratio condition



1—Model-W/T-5; 2—Model-W/T-4; 3—Model-W/T-3;
4—Model-W/T-2; 5—Model-W/T-1。

图 13 截面宽厚比工况下钢柱柱顶点竖向位移时程图
Fig. 13 Steel column vertex vertical displacement time diagram under width-thickness ratio condition

坏。因此，在钢柱抗爆设计时，较小的宽厚比更有利于提高钢柱的抗爆能力。

4 炸药比例距离

对于爆炸荷载，炸药的比例距离是衡量其作用大小的 1 个重要因素。炸药比例距离 $Z = \frac{R}{\sqrt[3]{W}}$ (其中， R 为爆心到结构的距离， W 为等效 TNT 药量)。为探究比例距离公式中各个参数因素对钢柱抗爆性能的影响，对相同比例距离、相同炸药量、相同距离下各因素的影响规律进行研究。

4.1 相同比例距离

为探究相同比例距离下，炸药量 W 和距离 R 影响作用的大小，通过改变炸药量 W 和爆心到 H 型钢柱距离 R 的方式，分别模拟 Model-Z1，Model-Z2，Model-Z3，Model-Z4 和 Model-Z5 这 5 种数值模拟工况，具体工况信息见表 5。

表 5 相同比例距离下工况类型

Table 5 Condition of the same proportion of distance

工况类型	炸药量/kg	距离/m	比例距离
Model-Z1	1.090	0.3	0.29
Model-Z2	2.586	0.4	0.29
Model-Z3	5.050	0.5	0.29
Model-Z4	8.726	0.6	0.29
Model-Z5	13.875	0.7	0.29

图 14 所示为相同比例距离下钢柱质量损失图。从图 14 可以看出：从 Model-Z1 到 Model-Z5，钢柱质量损失逐级增加，且其增长形式近似于抛物线形式加速增加，表明在比例距离保持不变的前提下，随着炸药量的增加，破片对钢柱的破坏作用逐渐增大。

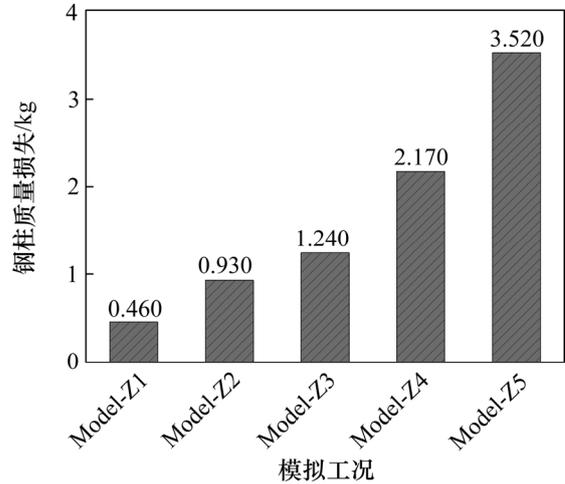


图 14 相同比例距离下钢柱质量损失图

Fig. 14 Steel column mass loss map under the same proportion of distance

图 15 所示为位置示意图，图 16 所示为相同比例距离下钢柱前翼缘 $D-D$ 处(见图 15) X 向位移峰值图。由图 16 可知：在比例距离保持不变的前提下，随着炸药量 W 和距离 R 增加，钢柱前翼缘处的位移峰值呈现逐渐增加的趋势。说明虽然距离在增加，但钢柱的屈曲破坏情况逐渐加重。

随着炸药量的增加，破片的数量也在增加，为更加清楚地说明在相同比例距离下，钢柱的破坏作用加重是破片的因素还是炸药量的因素，本文对只有冲击波作用下钢柱的抗爆性能进行数值模拟。

图 17 所示为不带破片情况下钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值图。由图 17 可知：在比例距离保持不变

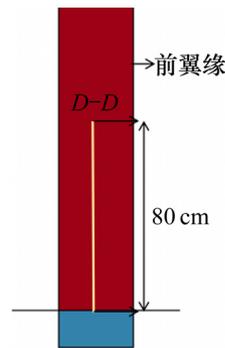
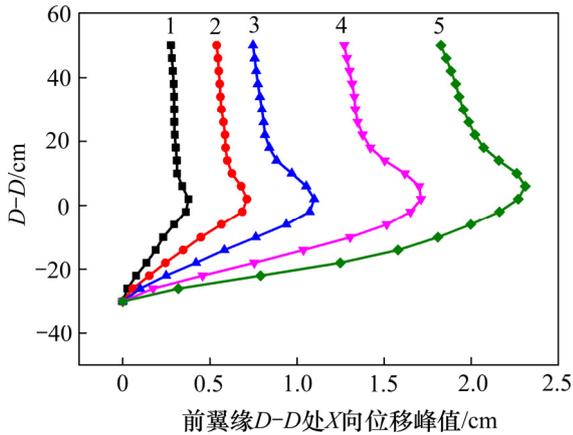


图 15 位置示意图

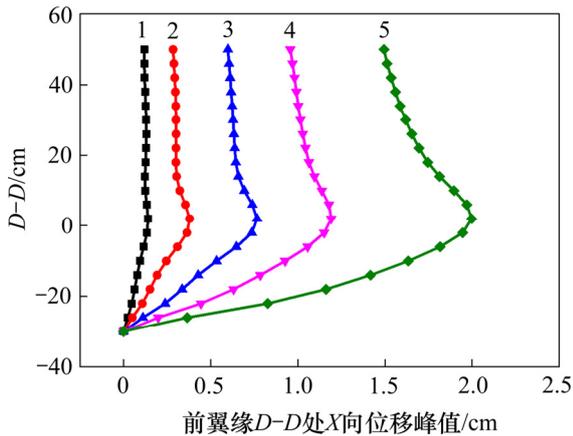
Fig. 15 Schematic diagram of location



1—Model-Z1; 2—Model-Z2; 3—Model-Z3; 4—Model-Z4; 5—Model-Z5。

图16 相同比例距离下钢柱前翼缘D-D处X向位移峰值图

Fig. 16 X-axis displacement peak at front D-D of steel column under the same proportion of distance



1—Model-Z1'; 2—Model-Z2'; 3—Model-Z3'; 4—Model-Z4'; 5—Model-Z5'。

图17 不带破片情况下钢柱前翼缘D-D处X向位移峰值图

Fig. 17 X-axis displacement peak at front D-D of steel column without fragment

的前提下, 随着炸药量和距离的增加, 钢柱前翼缘处的位移峰值依然呈现逐渐增大的趋势。从 Model-Z1' 到 Model-Z5', 钢柱前翼缘 D-D 处 X 向位移峰值最大值依次为 0.14, 0.38, 0.77, 1.19 和 2.00 cm。与带破片情况下相比, 其位移峰值最大值依次为 0.377, 0.713, 1.28, 1.70 和 2.31 cm。单纯冲击波作用下钢柱前翼缘 D-D 处 X 向位移峰值的占比依次为 37.0%, 53.3%, 70.0%, 70.0%和 86.0%。可见: 随着炸药量的增加, 破片数量虽然有所增加, 但冲击波作用占的比重却越来越大。

通过以上分析可知: 近距爆炸冲击波和预制破片联合载荷作用下, 在保证比例距离相同的前提下, 虽然随着炸药到钢柱的距离不断增加, 但炸药量也在增加, 钢柱的破坏作用明显加重, 说明炸药量对钢柱的抗爆性能影响较大。在钢柱抗爆设计时应将炸药量作为主要考虑因素。

4.2 相同炸药量

为探究比例距离公式中距离因素 R 对 H 型钢柱抗爆性能的影响。保持炸药量 W=5.05 kg 不变, 通过改变炸药爆心到钢柱的距离来研究距离因素 R 的影响规律, 分别模拟 Model-D1, Model-D2, Model-D3, Model-D4 和 Model-D5 这 5 种模拟工况, 具体参数数值见表 6。

表6 相同炸药量下工况类型

Table 6 Condition of the same amount of explosives			
工况类型	炸药量/kg	距离/m	比例距离
Model-D1	5.05	0.3	0.17
Model-D2	5.05	0.4	0.23
Model-D3	5.05	0.5	0.29
Model-D4	5.05	0.6	0.35
Model-D5	5.05	0.7	0.41

图 18 所示为不同距离作用下钢柱质量损失柱状图。从图 18 可以看出: 从 Model-D1 到 Model-D3, 钢柱质量损失明显降低, 从 Model-D3 到 Model-D5, 钢柱质量损失差异化较小。说明随着距离增加, 破坏程度呈逐渐降低的趋势, 但当距离较大时, 破坏作用呈现趋同的效果。

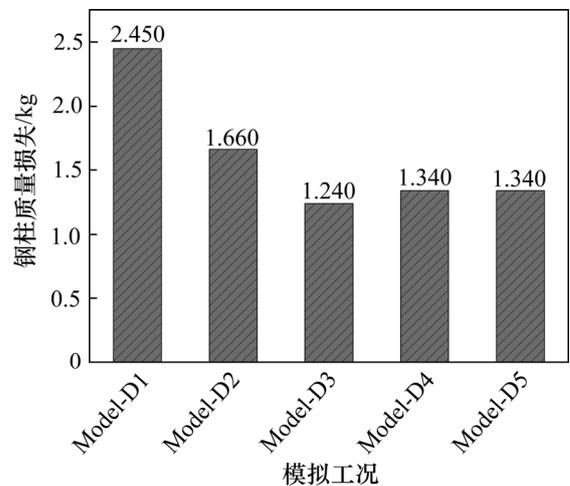
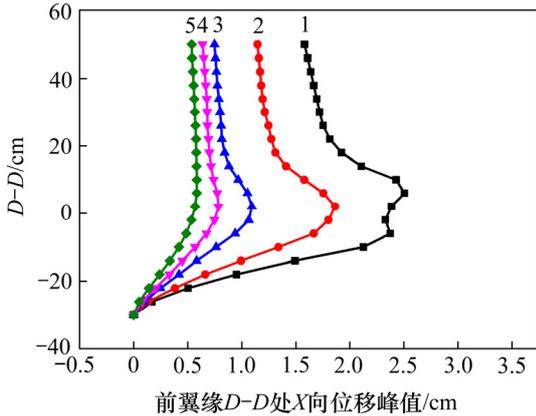


图18 不同距离作用下钢柱质量损失图

Fig. 18 Steel column mass loss map under different distances

图 19 所示为不同距离作用下钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值图。由图 19 可知：随着距离因素 R 的增加，钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值呈现出逐渐减小的趋势；Model-D1 和 Model-D2 中位移曲线变形较大，位移峰值明显较大，说明钢柱发生了较大的屈曲变形，从 Model-D3 到 Model-D5，曲线较为平滑，且其位移峰值差异化较小，说明钢柱屈曲变形不大，破坏效果基本一致。



1—Model-D1; 2—Model-D2; 3—Model-D3; 4—Model-D4; 5—Model-D5。

图 19 不同距离作用下钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值图

Fig. 19 X-axis displacement peak at front $D-D$ of steel column under different distances

通过以上分析可知：近距离爆炸冲击波和预制破片联合载荷作用下，在保证炸药量相同的前提下，随着炸药爆心到钢柱距离的增加，钢柱的破坏作用呈现逐渐降低的趋势；当距离较远时，破片对钢柱的破坏作用差异性不是很大，冲击波对钢柱的整体破坏作用也基本相同。所以，随着距离因素 R 的增大，对钢柱的破坏作用呈现趋同的效果。

4.3 相同距离

为探究比例距离公式中炸药量 W 对 H 型钢柱抗爆性能的影响。保持炸药爆心到钢柱的距离 $R=0.5$ m 不变，通过改变炸药量来研究炸药量因素 W 的影响规律，分别模拟 Model-W1, Model-W2, Model-W3, Model-W4 和 Model-W5 这 5 种模拟工况，具体参数数值见表 7。

图 20 所示为不同炸药量作用下钢柱质量损失图。从图 20 可以看出：从 Model-W1 到 Model-W5，钢柱质量损失明显增加，且其增长形式近似于抛物线形式增加；Model-W5 炸药质量为 Model-W1 炸药质量的 12.7 倍，但 Model-W5 中钢柱损失质量为 Model-W1 中钢柱损失质量的 15.1 倍。说明随着炸药量增加，钢柱的破坏作用有加重趋势。

表 7 相同距离下工况类型

Table 7 Condition of the same distance

工况类型	炸药量/kg	距离/m	比例距离
Model-W1	1.090	0.5	0.49
Model-W2	2.586	0.5	0.36
Model-W3	5.050	0.5	0.29
Model-W4	8.726	0.5	0.24
Model-W5	13.857	0.5	0.20

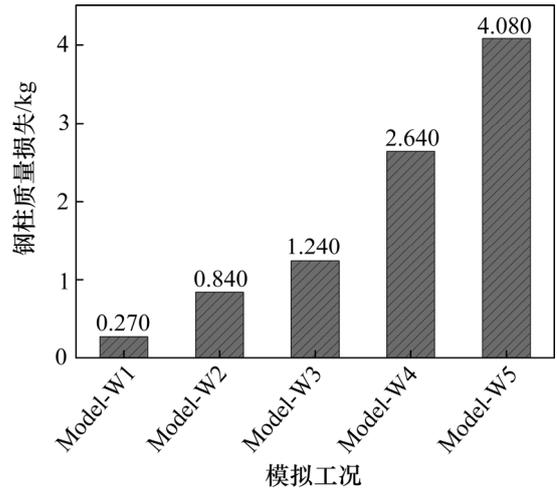
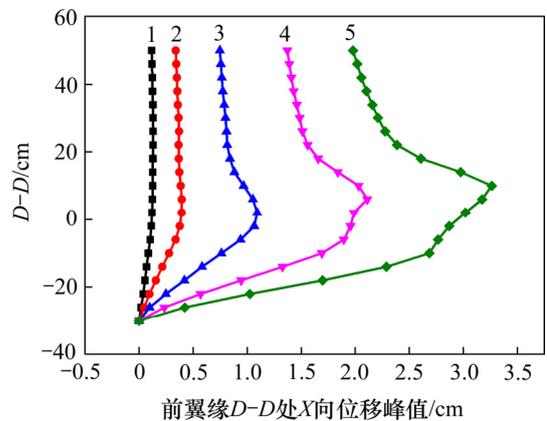


图 20 不同炸药量作用下钢柱质量损失图

Fig. 20 Steel column mass loss map under different amounts of explosives

图 21 所示为不同炸药量作用下钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值图。由图 21 可知：随着炸药量 W 的增加，钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值呈现出逐渐增大的趋势；Model-W1 和 Model-W2 中位移曲线变形



1—Model-W1; 2—Model-W2; 3—Model-W3; 4—Model-W4; 5—Model-W5。

图 21 不同炸药量作用下钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值图

Fig. 21 X-axis displacement peak at front $D-D$ of steel column under different amounts of explosives

不大, 曲线较为平滑, 说明钢柱屈曲变形不大; 从 Model-W3 到 Model-W5, 位移曲线变形逐渐增大, 说明钢柱屈曲变形的程度越来越大; 其位移增幅呈现逐渐加大的趋势, 说明破坏效果有增强趋势。

由此可知: 在保证距离因素 R 相同的前提下, 随着炸药量的增加, 钢柱的破坏程度呈现逐渐加重的趋势; 并且随着炸药量的增加, 其破坏作用并不是简单的线性增长, 其破坏效果具有加速增强效应。

5 防护加固

近年来, 纤维增强复合材料(carbon fiber reinforced ploymer, 简称 CFRP)由于具有高强度、高弹模、厚度薄、质量轻等众多优点, 在土木工程防护加固领域得到了广泛应用。本文选用日本三菱化学株式会社生产的一种高弹模碳纤维板。对 H 型钢柱进行防护加固, 该碳纤维板的材料参数见表 8。

表 8 碳纤维板材料参数

Table 8 Carbon fiber board material parameters

厚度/mm	弹性模量/GPa	密度/(kg·m ⁻³)	泊松比
2	350	1 830	0.26

图 22 所示为 H 型钢柱外粘 CFRP 材料的有限元加固模型。假设碳纤维板和 H 型钢柱之间黏结完好, 不存在滑移现象。由于碳纤维板按弹性理论计算时其理论计算值和试验值总体吻合较好, 相对误差在 13% 左右^[18]。因此, CFRP 材料本构模型选用线弹性本构模型。

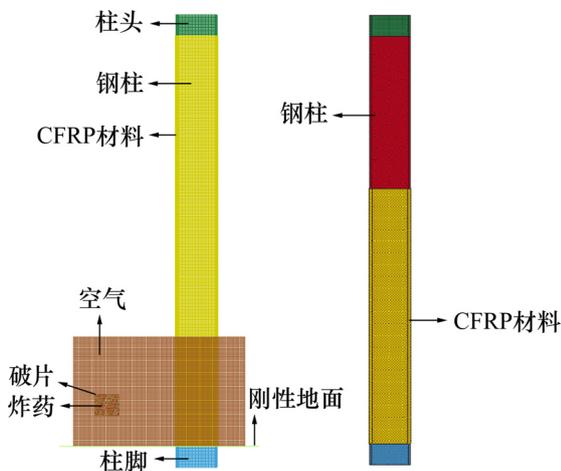


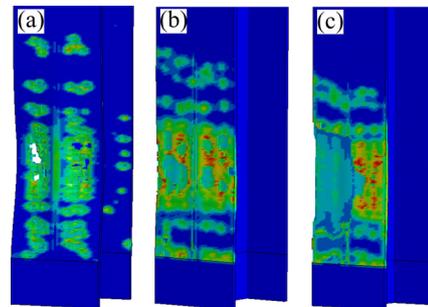
图 22 CFRP 材料加固 H 型钢柱有限元模型

Fig. 22 Finite element model of H-beam strengthened

为探究 CFRP 材料对 H 型钢柱加固效果的影响, 本文分别对未黏结 CFRP 材料、黏结 1 层 CFRP 材料和黏结 2 层 CFRP 材料的 H 型钢柱进行数值模拟分析。

图 23 所示为 CFRP 材料加固 H 型钢柱破坏形态图。从图 23 可以看出: 未黏结 CFRP 板的 H 型钢柱前翼缘破坏相对较为严重, 前翼缘上出现了明显的撞击凹坑和破片穿孔现象, 后翼缘上也出现了明显的撞击凹坑。而黏结 CFRP 材料的 H 型钢柱前翼缘破坏相对较轻, 只是在前翼缘上有部分的脱落, 没有破片穿孔产生。对比图 23(b)和图 23(c)可以看出: 黏结 2 层的 H 型钢柱前翼缘破损情况更小。

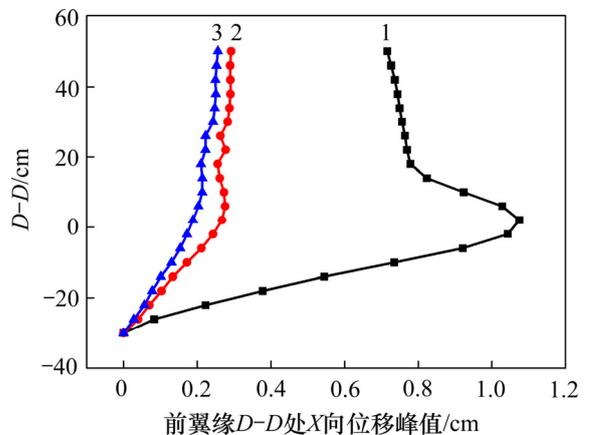
图 24 所示为不同层数 CFRP 材料防护下钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值图。从图 24 可以看出: 未黏结 CFRP 材料的 H 型钢柱位移响应很大, 其最大位移



(a) 未黏结 CFRP 材料; (b) 黏结 1 层 CFRP 材料; (c) 黏结 2 层 CFRP 材料

图 23 CFRP 材料加固 H 型钢柱破坏形态图

Fig. 23 CFRP material reinforced H-beam column failure morphology



1—未黏结 CFRP; 2—黏结 1 层 CFRP; 3—黏结 2 层 CFRP。

图 24 不同层数 CFRP 材料防护下钢柱前翼缘 $D-D$ 处 X 向位移峰值图

Fig. 24 X-axis displacement peak at front $D-D$ of steel column under different layers of CFRP material protection

峰值达到 10.7 mm, 黏结 1 层 CFRP 材料和黏结 2 层 CFRP 材料的 H 型钢柱最大位移峰值分别为 2.7 mm 和 2.1 mm, 可以看出位移响应幅度降低很大。从图 24 还可以看出: 未黏结 CFRP 材料的 H 型钢柱位移曲线较为曲折, 说明 H 型钢柱发生了较大的屈曲变形; 而黏结 CFRP 材料的 H 型钢柱位移曲线较为平滑, 说明 H 型钢柱的屈曲变形不大。综上可知: 外粘 CFRP 材料加固 H 型钢柱效果很好, 但加固 1 层和加固 2 层防护效果差异化并不是很大。从经济角度考虑, 黏结 1 层 CFRP 板就能起到良好的防护效果。

6 结论

1) 考虑截面尺寸对钢柱抗爆性能的影响时, 在相同用钢量前提下, 为提高钢柱的抗爆能力, 应尽量选择翼缘宽度小于等于腹板高度的截面类型。虽然腹板厚度较大时, 前翼缘破坏情况较为严重, 但从结构整体安全性考虑, 较厚的腹板厚度时钢柱不容易发生倒塌破坏, 更有利于钢柱抗爆。

2) 在钢柱抗爆设计并考虑爆炸冲击波和预制破片对钢柱的破坏作用时, 在相同的用钢量下, 选取较小的高厚比和宽厚比, 有利于提升钢柱的抗爆能力。

3) 在保证比例距离相同的前提下, 对于炸药量和爆心到钢柱的距离这 2 个因素而言, 炸药量对钢柱的抗爆性能影响较大, 在钢柱抗爆设计时, 应将炸药量作为主要考虑因素。

4) 在保证炸药量相同的前提下, 随着炸药爆心到钢柱距离的增加, 钢柱的破坏程度呈现逐渐降低的趋势。且随着距离因素 R 增加, 对钢柱的破坏作用呈现趋同的效果。

5) 在保证距离因素 R 相同的前提下, 随着炸药量增加, 钢柱的破坏程度呈现逐渐加重的趋势。且随着炸药量的增加, 其破坏作用并不是简单地线性增长, 破坏效果具有加速破坏效应。

6) 外粘 CFRP 材料对 H 型钢柱防护效果很好, 从经济性考虑, 黏结 1 层 CFRP 板时就能起到很好的防护效果。

参考文献:

[1] KYUNGHOO L, TASJIN K, JINKOO K. Local response of W-shaped columns under blast loading[J]. *Structural Engineering and Mechanics*, 2009, 31(1): 25–38.

[2] 张秀华, 张春巍, 段忠东. 爆炸荷载作用下钢框架柱冲击响

应与破坏模式的数值模拟[J]. *沈阳建筑大学学报(自然科学版)*, 2009, 25(4): 656–662.

ZHANG Xiuhua, ZHANG Chunwei, DUAN Zhongdong. Numerical simulation of shock response and failure mode of steel frame columns under explosive load[J]. *Journal of Shenyang Jianzhu University(Natural Science)*, 2009, 25(4): 656–662.

[3] 丁阳, 宋晓然, 师燕超. 爆炸荷载作用下基于抗剪承载力的钢柱失效准则[J]. *北京工业大学学报*, 2014, 40(8): 1151–1162.

DING Yang, SONG Xiaoran, SHI Yanchao. Failure criterion of steel columns under blast load based on maximum shear resistance[J]. *Journal of Beijing University of Technology*, 2014, 40(8): 1151–1162.

[4] LIU J H, JONES N. Experimental investigation of clamped beams struck transversely by a mass[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 1987, 6: 303–335.

[5] LI Q M, JONES N. Response and failure of a double-shear beam subjected to mass impact[J]. *International Journal of Solids and Structures*, 2002, 39: 1919–1947.

[6] 王蕊, 裴畅. 热轧 H 型钢梁在侧向冲击荷载作用下动力响应的参数分析[J]. *工程力学*, 2013, 30(增刊): 258–262.

WANG Rui, FEI Chang. Parametric analysis of dynamic response of hot rolled H beam subjected to lateral impact load[J]. *Engineering Mechanics*, 2013, 30(suppl): 258–262.

[7] 孔祥韶, 吴卫国, 李晓彬, 等. 圆柱形战斗部破片速度及等效装药特性研究[J]. *振动与冲击*, 2013, 32(9): 146–149.

KONG Xiangshao, WU Weiguo, LI Xiaobin, et al. Fragment Velocity and equivalent bare charge characteristic of cylindrical warhead[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2013, 32(9): 146–149.

[8] 吕勇, 石全, 钱芳, 等. 不同时序破片和冲击波在对天线的复合毁伤分析[J]. *火力与指挥控制*, 2014, 39(3): 128–132.

LÜ Yong, SHI Quan, QIAN Fang, et al. Analysis of composite damage of antennas with different chronological fragments and shock waves[J]. *Fire Control and Command Control*, 2014, 39(3): 128–132.

[9] 陈力, 方秦, 章毅, 等. 爆炸波与破片联合作用下结构的局部与整体破坏效应分析[J]. *武汉理工大学学报*, 2013, 35(2): 124–129.

CHEN Li, FANG Qin, ZHANG Yi, et al. Analysis of local and overall structural failures subjected to blast wave and fragment[J]. *Journal of Wuhan Polytechnic University*, 2013, 35(2): 124–129.

[10] 侯海量, 张成亮, 李茂, 等. 冲击波和高速破片联合作用下夹芯复合舱壁结构的毁伤特性[J]. *爆炸与冲击*, 2015, 35(1): 116–123.

HOU Hailiang, ZHANG Chengliang, LI Mao, et al. Damage characteristics of sandwich bulkhead under the impact of shock

- and high-velocity fragments[J]. *Explosions and Shocks*, 2015, 35(1): 116–123.
- [11] 张成亮, 朱锡, 侯海量, 等. 爆炸冲击波与高速破片对夹层结构的联合毁伤效应试验研究[J]. *振动与冲击*, 2014(15): 184–188.
ZHANG Chengliang, ZHU Xi, HOU Hailiang, et al. Experimental study on joint damage effect of blast shock wave and high velocity fragment on sandwich structure[J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2014(15): 184–188.
- [12] GB T-11263—2010, 热轧 H 型钢和剖分 T 型钢[S].
GB T-11263—2010, Hot-rolled H-beam and split T-shaped steel[S].
- [13] 师燕超. 爆炸荷载作用下钢筋混凝土结构的动态响应行为与损伤破坏机理[D]. 天津: 天津大学建筑工程学院, 2008: 61–62.
SHI Yanchao. Dynamic response behavior and damage mechanism of reinforced concrete structures under explosive load[D]. Tianjin: Tianjin University. School of Civil Engineering, 2008: 61–62.
- [14] CHUNG K Y S, LANGDON G S, NURICK G N, et al. Response of V-shape plates to localized blast load experiments and numerical simulation[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2012, 46: 97–109.
- [15] 田力, 张浩. 冲击波和预制破片复合作用下 H 型钢柱损伤效应分析[J]. *同济大学学报(自然科学版)*, 2018, 46(3): 289–299.
TAIN Li, ZHANG Hao. Damage effect of H-section steel columns subjected to synergistic effects of blast and prefabricated fragments[J]. *Journal of Tongji University(Natural Science)*, 2018, 46(3): 289–299.
- [16] 段新峰, 呈远胜, 张攀, 等. 冲击波和破片联合作用下 I 型夹层板毁伤仿真[J]. *中国舰船研究*, 2015, 10(6): 45–69.
DENG Xinfeng, CHEN Yuansheng, ZHANG Pan, et al. Damage simulation of type I sandwich plate under shock wave and fragment joint action[J]. *Chinese Journal of Ship Research*, 2015, 10(6): 45–69.
- [17] 张成亮. 爆炸冲击波和高速破片联合作用效应及防护机理研究[D]. 武汉: 海军工程大学舰船工程系, 2013: 7–10.
ZHANG Chengliang. Study on the combined effect and protection mechanism of explosive shock wave and high speed fragmentation[D]. Wuhan: Naval Engineering University. Department of Naval Architecture Engineering, 2013: 7–10.
- [18] 冯武强, 吴刚. 高弹膜 CFRP 板加固钢梁的试验研究[C]// 中国公路桥梁和结构工程分会学术会议论文集. 北京: 人民交通出版社, 2008: 1000–1007.
FENG Wuqiang, WU Gang. Experimental study on steel beams reinforced by CFRP plate with high elasticity[C]// Chinese Highway Bridge and Structural Engineering Branch Conference Proceedings. Beijing: People's Transport Press, 2008: 1000–1007.

(编辑 杨幼平)