

# 波纹钢夹角对复合结构损毁效应的影响研究\*

曹克磊<sup>1,3</sup>, 付乔峰<sup>2</sup>, 张建伟<sup>1</sup>, 孙奔博<sup>4</sup>, 赵瑜<sup>1,2</sup>, 汤长兴<sup>2</sup>

(1. 华北水利水电大学水利学院 郑州, 450046)

(2. 华北水利水电大学土木与交通学院 郑州, 450045)

(3. 天津大学水利工程智能建设与运维全国重点实验室 天津, 300350)

(4. 郑州大学黄河实验室 郑州, 450001)

**摘要** 针对平钢板-混凝土复合结构或单一波纹钢结构在抗爆性能方面具有一定局限性的问题,根据波纹钢能够提高混凝土板抗爆性能的技术,提出了改变波纹钢夹角的加固方法。首先,将有限元法与光滑粒子法(finite element method-smoothed particle hydrodynamics, 简称FEM-SPH)耦合,建立接触爆炸荷载下波纹钢-混凝土板复合结构三维精细化数值仿真模型;其次,对波纹钢-混凝土板复合结构破坏模式的试验结果和模拟结果进行对比;最后,研究波纹钢夹角变化下复合结构的毁伤特征。结果表明:90°夹角波纹钢的跨中位移、中心点处加速度和能量吸收值较30°夹角波纹钢分别减小17.9%、88.6%和59.4%;复合结构的损伤范围随着波纹钢夹角的增大而减小,表现为混凝土板的爆坑和贯穿破坏;不同夹角波纹钢复合结构中混凝土板的失效体积随着波纹钢夹角的增加而减小,而复合结构的能量吸收值随着波纹钢夹角的增加而增大,主要由于因波纹钢会增加应力波的反射次数,从而达到减波吸能的效果。该研究成果可为波纹钢-混凝土板复合结构在结构抗爆防护领域的应用提供理论基础。

**关键词** 接触爆炸;波纹钢夹角;损伤特性;传播机理;抗爆性能;毁伤预测

**中图分类号** TU398;O383;TH122

## 引言

近年来,爆炸和恐怖袭击事件的发生严重威胁着人民的生命与财产安全。在遭受爆炸荷载作用时,关键支撑板结构的破坏会引起整体结构倒塌破坏。因此,有学者提出在建筑物或构件易损部位增设防护体形成复合结构来提高建筑构件的抗爆能力。

目前,钢板与混凝土组合楼板已广泛应用到建筑、桥梁和民用基础设施建设中。赵春风等<sup>[1]</sup>发现近场爆炸下L型隔板弧形双钢板混凝土组合墙板试件未出现倒塌现象,具有较强的抗爆性能。Wijaya等<sup>[2]</sup>对加筋波纹板的简化模型进行了研究,考虑不同荷载水平下加筋对压翼缘的影响。Li等<sup>[3]</sup>研究了空气爆炸载荷下波纹夹芯板的动力响应。Yu等<sup>[4]</sup>研究了波纹钢-混凝土复合结构在爆炸荷载下的动力响应特性和防爆机理。以上成果多聚焦于平钢板-混凝土复合结构或单一波纹钢结构的抗爆性能,但对于波纹钢和混凝土复合结构及波纹钢夹角变化对结构防爆安全性能的影响,有待进一步研究。

考虑到结构防爆工作研究的特殊性、试验难度大与费时费力的特点,结构抗爆防护研究多采用传统有限元法和光滑粒子法(smoothed particle hydrodynamics, 简称SPH)等数值模拟方法。传统有限元法易产生网格畸变、计算不收敛、效率低和精度相对较差等问题,而SPH可有效避免这一问题。因此,一些学者采用二者相结合的方法重现防爆模拟过程,并取得了一定的研究成果。刘志东等<sup>[5]</sup>采用FEM-SPH耦合方法建立现场爆炸试验耦合模型。Jankowiak等<sup>[6]</sup>研究了网格密度、平滑长度和粒子距离等参数对计算结果质量的影响。Wang等<sup>[7]</sup>将任意拉格朗日-欧拉耦合方法与FEM-SPH方法相结合,预测爆炸荷载作用下钢筋混凝土板的层裂损伤。可见,FEM-SPH耦合方法在重现结构爆炸过程、动力响应和损伤破坏特征等方面具有显著优势,能够解决防爆模拟研究中计算不收敛、效率低等问题。

笔者以波纹钢-混凝土板复合结构的接触爆炸试验为背景,基于LS-DYNA软件中的FEM-SPH耦合方法建立三维精细化有限元模型,将数值模拟

\* 河南省自然科学基金资助项目(252300421557、252300421338);天津大学水利工程智能建设与运维全国重点实验室开放基金资助项目(HESS-2230)

收稿日期:2023-06-12;修回日期:2023-11-16

结果与试验结果进行对比,验证该方法的有效性。研究不同夹角波纹钢对复合结构抗爆性能的影响,分析其损伤演化特征及毁伤模式,揭示了冲击波在复合结构内的传播机理,并进行毁伤预测及抗爆评价。该研究结果可为结构抗爆防护设计及应用提供理论参考。

## 1 爆炸试验验证

### 1.1 仿真模型建立

以文献[8]中波纹钢-混凝土板复合结构的接触爆炸试验为基础,重现不同TNT炸药当量(100、300和600 g)下复合结构的毁伤过程。图1为试验及仿真模型。现场爆炸试验测试系统如图1(a)所示。

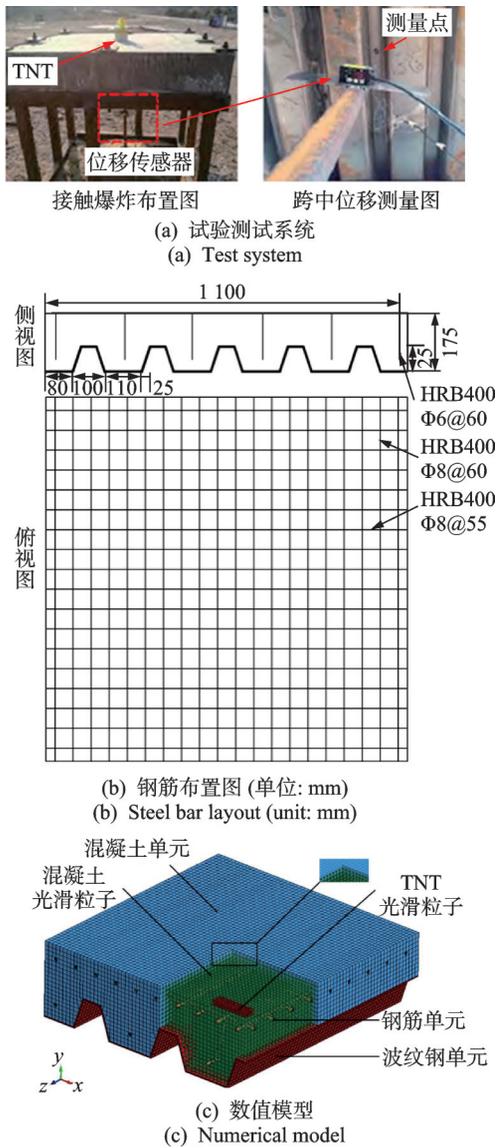


图1 试验及仿真模型

Fig.1 Model of test and simulation

选用Q345B波纹板,尺寸为1 100 mm×1 100 mm×75 mm,在波纹板上浇筑钢筋混凝土;TNT炸药位于板的中心位置和四周固支;混凝土强度为26 MPa;钢筋的保护层厚度为30 mm。波纹钢尺寸及钢筋布置如图1(b)所示。如图1(c)所示,采用FEM-SPH耦合方法建立数值模型。为了提高计算效率并考虑到模型的对称性,仅建立1/4模型。混凝土板外围区域和波纹钢板为实体单元,二者网络尺寸为10 mm。混凝土板中心区域(450 mm×450 mm)和TNT采用光滑粒子,其中:混凝土板粒子直径为10 mm,TNT粒子直径为5 mm。钢筋为梁单元,其网格尺寸为5 mm,共有47 522个实体单元和8 482个光滑粒子。混凝土板中心区域和外围区域交界面通过\*CONTACT\_TIED\_NODE\_TO\_SURFACE关键字进行耦合,混凝土SPH粒子和波纹钢采用\*CONTACT\_AUTOMATIC\_NODES\_TO\_SURFACE关键字。混凝土和波纹钢之间采用\*CONTACT\_AUTOMATIC\_SURFACE\_TO\_SURFACE\_TIEBREAK关键字进行面面接触。板的四周施加固定约束,在板对称面处施加对称约束。

### 1.2 材料模型及参数

波纹钢和钢筋采用高应变率和高温下材料大变形及屈服应力变化的Johnson-Cook模型和Gruneisen状态方程<sup>[9]</sup>,其表达式为

$$\sigma_y = (A_1 + B_1 \epsilon_p^n)(1 + C_1 \ln \dot{\epsilon}^*) (1 - T^{*m}) \quad (1)$$

其中: $\sigma_y$ 为屈服应力; $A_1$ 、 $B_1$ 、 $n$ 为参考应变率 $\dot{\epsilon}_0$ 和参考温度下的材料初始屈服应力、应变硬化模量和硬化指数; $C_1$ 为材料应变率强化参数; $\epsilon_p$ 为有效塑性应变; $m$ 为材料热软化参数; $T^* = \frac{(T - T_{room})}{(T_{melt} - T_{room})}$ ;  $T_{room}$ 为室温; $T_{melt}$ 为熔点。

混凝土采用Holmquist-Johnson-Cook模型<sup>[10]</sup>,引入最大主应变来定义混凝土的失效,表达式为

$$\sigma^* = [A_2(1 - D_1) + B_2 P^{*N}] [1 + C_2 \ln \dot{\epsilon}^*] \quad (2)$$

其中: $\sigma^* = \sigma/f'_c$ 为无量纲等效应力; $\sigma$ 为实际等效应力; $f'_c$ 为静态单轴压缩强度; $D_1$ 为损伤度; $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ ,为无量纲应变率; $\dot{\epsilon}$ 为应变率; $\dot{\epsilon}_0$ 为参考应变率; $A_2$ 为材料归一化内聚强度; $B_2$ 为归一化压力硬化系数; $N$ 为压力硬化指数; $C_2$ 为应变率硬化系数。

炸药采用\*MAT\_HIGH\_EXPLOSIVE\_BURN模型和Jones-Wilkins-Lee状态方程<sup>[11]</sup>,其表达式为

$$p = A_3 \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V}\right) e^{-R_1 V} + B_3 \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V}\right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (3)$$

其中： $p$ 为爆轰压力； $A_3$ 、 $B_3$ 为材料压力参数； $R_1$ 、 $R_2$ 、 $\omega$ 为状态方程系数； $E_0$ 为单元体积的内能。

仿真计算中，波纹钢、钢筋、混凝土及炸药的材料参数如表1~3所示。

表1 波纹钢和钢筋材料参数

参数	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$A_1/\text{GPa}$	$B_1/\text{GPa}$	$N$	$C_1$	$m$
数值	7.83	0.235	0.275	0.94	0.036	1.03

表2 混凝土材料参数

参数	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$G/\text{GPa}$	$A_2/\text{GPa}$	$B_2/\text{GPa}$	$C_2$	$N$
数值	2.4	13.89	0.28	1.85	0.006	0.84
参数	$T/\text{MPa}$	$\epsilon_{\min}$	$S_{\text{Fmax}}$	$P_{\text{lock}}/$	$\mu_{\text{lock}}$	$D_2$
数值	3.16	0.01	15	1.21	0.1	0.04
参数	$D_3$	$K_1/\text{GPa}$	$K_2/\text{GPa}$	$K_3/\text{GPa}$		
数值	1	12	135	698		

$G$ 为剪切模量； $S_{\text{Fmax}}$ 为归一化最大强度； $D_2$ 和 $D_3$ 为损伤指数； $K_1$ 、 $K_2$ 、 $K_3$ 为状态方程参数

表3 炸药材料参数

参数	$\rho/(\text{g}\cdot\text{cm}^{-3})$	$S/(\text{m}\cdot\text{s}^{-1})$	$P/\text{GPa}$	$A_3/\text{GPa}$	$B_3/\text{GPa}$
数值	1.63	6 930	21	373.77	3.747
参数	$R_1$	$R_2$	$\omega$	$E_0/(\text{MJ}\cdot\text{kg}^{-1})$	$V_0$
数值	4.15	0.9	0.35	8.0	1.0

$S$ 为爆轰速度

### 1.3 FEM-SPH耦合爆炸试验模拟验证

限于篇幅，文中仅给出300 g炸药当量下波纹钢-混凝土板复合结构破坏模式的试验结果和模拟结果对比。图2为试验与数值模拟结构破坏对比图。由图2可知，复合结构中混凝土板迎爆面受到炸药爆炸产生的冲击压缩波的挤压作用，不同炸药当量下混凝土板迎爆面的爆坑直径分别为190、278和402 mm，模拟结果与试验结果(187、280和400 mm)的最大误差仅为1.6%，满足工程模拟计算要求。可见，采用FEM-SPH耦合方法能够准确重现爆炸荷载下波纹钢-混凝土板复合结构的损伤特性，且试验结果与数值模拟结果较为吻合，验证了模拟方法的有效性。

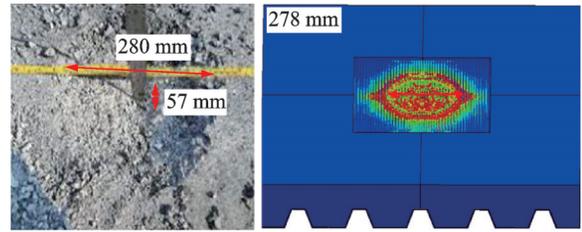
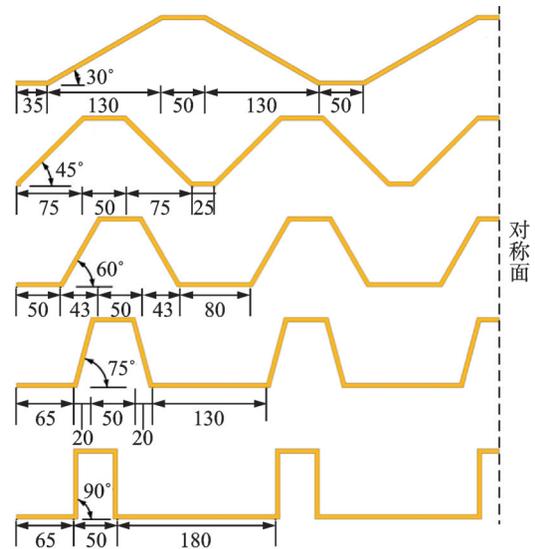


图2 试验与数值模拟结构破坏对比图

Fig.2 Comparison of structural damage between test and numerical simulation

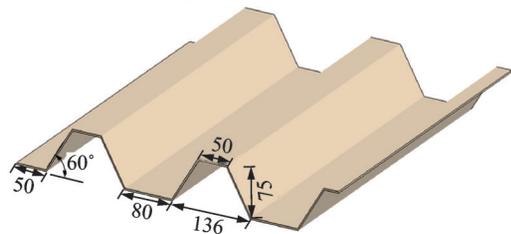
## 2 波纹钢夹角变化对复合结构抗爆性能的影响

建立不同形状参数的波纹钢模型，分析接触爆炸荷载下波纹钢夹角变化对波纹钢力学特性的影响。考虑到仿真计算模型的对称性，仅展示1/2部分波纹钢模型。不同夹角波纹钢截面图及模型如图3所示。



(a) 不同夹角波纹钢截面图 (单位: mm)

(a) Cross-section of corrugated steel with different angles (unit: mm)



(b) 夹角为60°波纹钢模型 (单位: mm)

(b) 60° angle corrugated steel model (unit: mm)

图3 不同夹角波纹钢截面图及模型

Fig.3 Cross-section diagram and model of corrugated steel with different angles

### 2.1 不同夹角波纹钢位移响应分析

选取波纹钢的跨中位置进行不同夹角波纹钢位

移响应分析。300 g炸药当量下,不同夹角波纹钢位移云图如图4所示。由图4可知,波纹钢跨中位移随着波纹钢夹角的增大而逐渐减小,不同夹角波纹钢的跨中位移分别为29、28.4、26.8、24.9和23.8 mm;与30°夹角波纹钢相比,45°、60°、75°和90°夹角波纹钢跨中位移分别减小了2%、7.5%、14.1%和17.9%,说明夹角变化对波纹钢抵抗变形能力有显著影响,且90°夹角波纹钢的抗爆性能最优。当夹角为30°时,波纹钢波峰处发生明显凹陷,且在波折边线处产生较大变形;而夹角为90°时,波纹钢波峰处产生的凹陷较小,且在波折边线处几乎无变形。

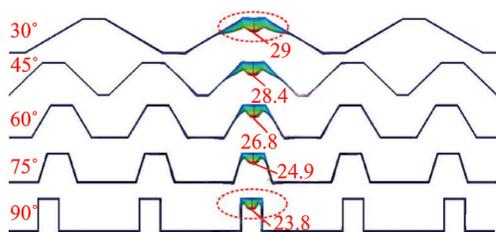


图4 不同夹角波纹钢位移云图(单位: mm)

Fig.4 Displacement cloud diagram of corrugated steel with different angles (unit: mm)

## 2.2 不同夹角波纹钢加速度响应分析

为研究爆炸荷载作用下不同夹角波纹钢的加速度响应,以波纹钢中心点为监测点,对不同炸药当量下波纹钢中心点处 $y$ 方向的加速度进行分析。图5为不同夹角波纹钢加速度曲线。由图5可知,300 g炸药当量下,30°夹角波纹钢中心点加速度在0.11 ms时刻达到峰值,且峰值加速度最大为 $2.91 \times 10^4 \text{ mm/ms}^2$ ,而90°夹角波纹钢中心点处的加速度最小值为 $3.31 \times 10^3 \text{ mm/ms}^2$ ,两者相差88.6%,说明相同炸药当量下30°夹角波纹钢的抗爆性能不佳。

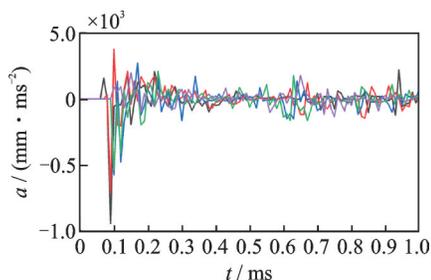


图5 不同夹角波纹钢加速度曲线

Fig.5 The acceleration curves of corrugated steel with different angles

## 2.3 不同夹角波纹钢吸能效果分析

接触爆炸荷载下不同夹角波纹钢总能量如图6

所示。由图6可知,300 g炸药当量下,波纹钢总能量曲线在0.08 ms时刻前基本无变化,主要是由于波纹钢放置在混凝土板的下方,炸药爆炸后产生的能量最先被混凝土板吸收,此后波纹钢吸收的能量呈先急剧增加、后趋于稳定的趋势。值得注意的是,30°夹角波纹钢吸收的能量最多(100.5 kJ),45°、60°、75°夹角波纹钢吸收的能量次之,90°夹角波纹钢所吸收的能量最少(40.8 kJ),最大降幅为59.4%。这说明夹角小的波纹钢能够吸收更多的能量,这与文献[12]的结论一致。

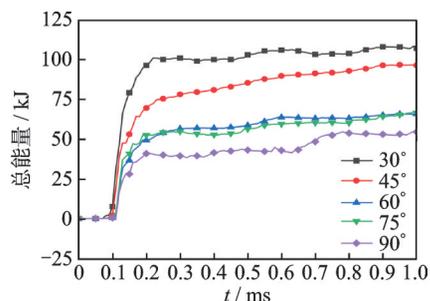


图6 不同夹角波纹钢总能量

Fig.6 Total energy of corrugated steel with different angles

## 3 复合结构毁伤模式

3种炸药当量下,不同夹角波纹钢-混凝土板复合结构毁伤模式如图7所示,这里仅给出了1/2模型。由图7可知:①混凝土板迎爆面出现严重损伤,损伤由内向外发育,混凝土表面粒子明显发生飞溅,下层粒子被向下挤压,最终引起波纹钢产生变形,且形成大致呈“V”形的爆坑;②在相同夹角波纹钢条件下,混凝土损伤范围随着炸药量的增加而增大,这说明炸药量对波纹钢-混凝土板复合结构的抗爆性能有显著影响;③在相同炸药当量下,随着波纹钢夹角的增大,混凝土损伤范围逐渐缩小,这说明增大波纹钢夹角能有效提高复合结构的抗爆能力。300 g炸药当量下不同夹角波纹钢复合结构中混凝土板的爆坑直径和爆坑深度存在显著差异,爆坑直径分别为276.8、275.8、274.4、272和270.6 mm,爆坑深度分别为63.9、61.6、60.3、59.7和56.8 mm,最大差值分别为6.2 mm和7.1 mm。这主要是由于混凝土板下层粒子受到向下挤压,而波纹钢会限制混凝土粒子向下挤压,且波纹钢夹角不同,最终导致混凝土板的爆坑直径和深度不同。600 g炸药当量下不同夹角波纹钢加固混凝土板后,混凝土板的爆坑深度大于100 mm,超出了混凝土板的最大厚度,表现为贯穿失效破坏。

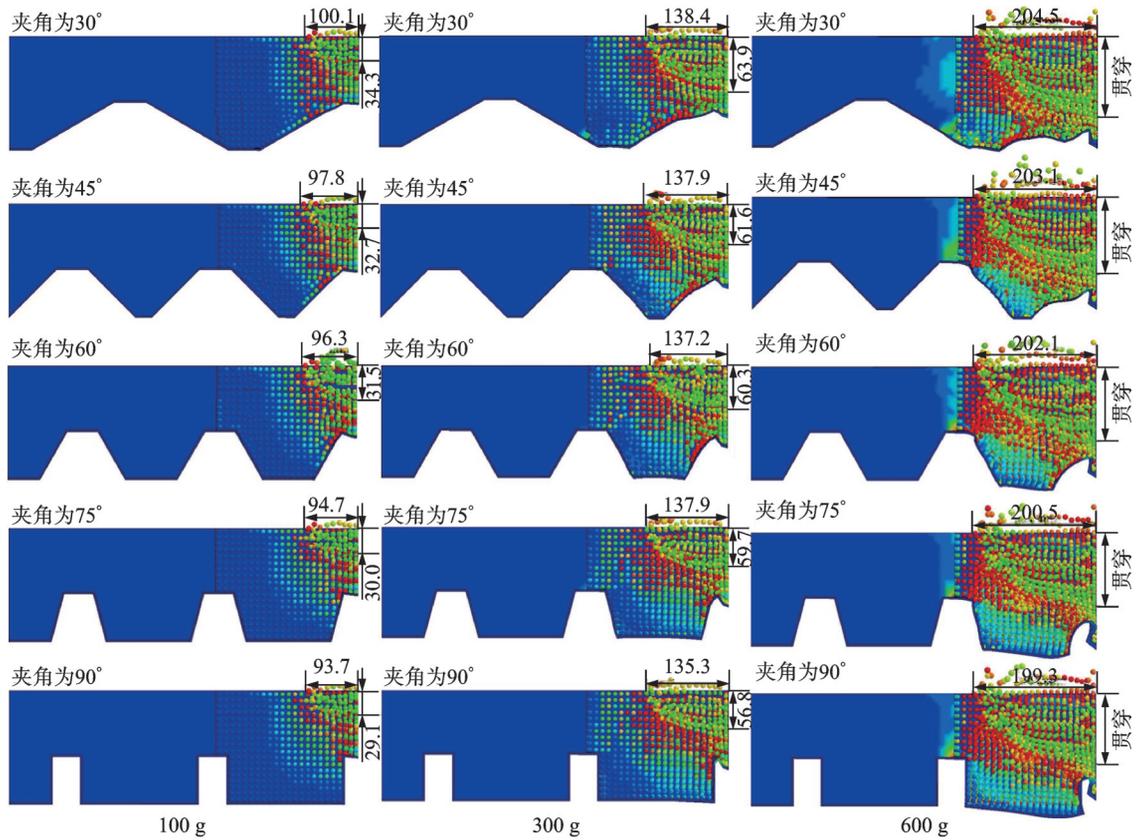
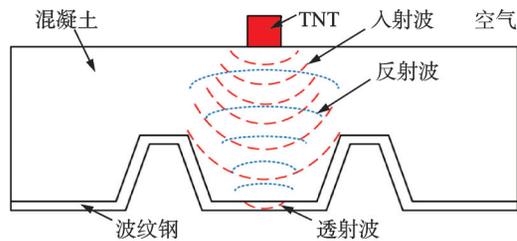


图 7 不同夹角波纹钢-混凝土板复合结构毁伤模式 (单位: mm)

Fig.7 Damage modes of corrugated steel-concrete composite structure with different angles (unit: mm)

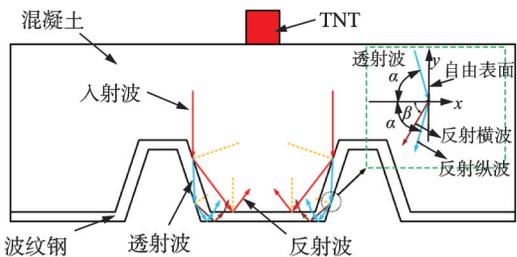
#### 4 复合结构中冲击波传播机理

由于混凝土和波纹钢的冲击波阻抗不同,爆炸冲击波在这两层材料的接触界面会产生透射和反射<sup>[13]</sup>,图 8 为复合结构冲击波传播图。如图 8(a)所



(a) 冲击波传播图

(a) Shock wave propagation diagram



(b) 反射冲击波传播路径示意图

(b) The propagation path of reflected shock wave

图 8 复合结构冲击波传播图

Fig.8 Shock wave propagation diagram of composite structure

示,当爆炸冲击波传播至混凝土与波纹钢板交界面上时,产生边界效应:一部分会被波纹钢反射,另一部分以透射波的形式继续向下传递。当透射波传播到波纹钢板下表面时,会在此处发生反射,形成反射纵波与反射横波,如图 8(b)所示。透射进波纹钢板的应力波会不断透射回混凝土介质内,这里入射波、反射波和透射波相互作用,构成复杂的应力波场。波纹钢结构的特殊性会增加波的反射次数,从而达到减波吸能的效果,提高波纹钢-混凝土板复合结构的抗爆性能。

#### 5 复合结构毁伤预测及抗爆性能评价

##### 5.1 复合结构爆坑直径和深度预测

依据数值模拟得到的参数,通过多元非线性回归分析,拟合得到不同工况下复合结构中的混凝土板爆坑直径和爆坑深度的预测公式。公式的相关系数均不小于 0.998 6,表明了拟合结果的有效性。本研究涉及炸药量较小,对于其他炸药量的预测公式需进一步研究。不同工况下混凝土板 1/2 爆坑直径  $f_1$  的预测公式为

$$f_1 = 82.017 + 0.187\omega - 0.06t + 0.000\ 033\ 4\omega^2 - 0.000\ 247\ t^2 \quad (4)$$

其中: $\omega$ 为炸药量; $t$ 为波纹钢夹角。

爆坑深度 $f_2$ 的预测公式为

$$f_2 = 20.636 + 0.154\omega - 0.078t - 0.000\ 024\ 5\omega^2 + 0.000\ 106\ t^2 \quad (5)$$

图9为不同夹角波纹钢拟合曲线。图中红色点为本研究方法的数值模拟结果。将模拟结果和预测结果进行对比,得到最大误差为2.99%,满足工程要求,说明该方法可以很好地预测出在不同炸药当量和夹角下,波纹钢对复合结构中混凝土板爆坑直径和深度的影响。

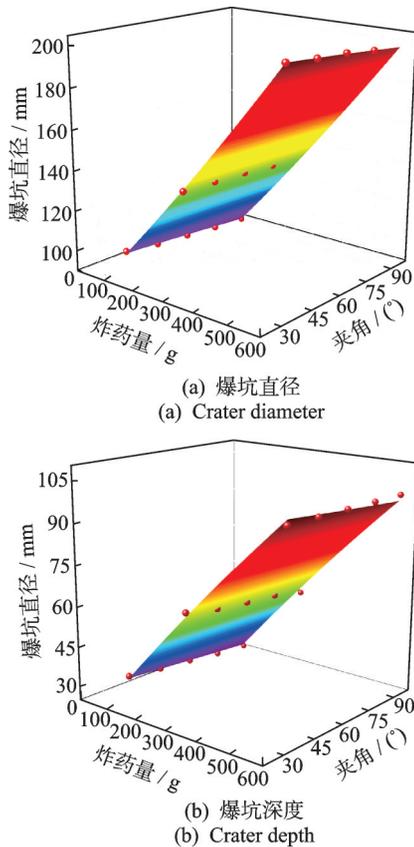


图9 不同夹角波纹钢拟合曲线

Fig.9 Fitting curve of corrugated steel with different angles

### 5.2 复合结构抗爆性能评价

引入失效体积(爆坑大小)来评价波纹钢夹角变化对混凝土板抗爆能力的影响。不同夹角波纹钢混凝土失效体积如图10所示。由图10可知:①不同夹角波纹钢加固混凝土板后,混凝土板的失效体积随着炸药当量的增加而增大;②600 g炸药当量下采用不同夹角波纹钢加固混凝土板后,混凝土板的失效体积分别为 $7.42 \times 10^{-4}$ 、 $7.29 \times 10^{-4}$ 、 $7.21 \times 10^{-4}$ 、 $7.08 \times 10^{-4}$ 和 $6.97 \times 10^{-4} \text{ m}^3$ ,最大差值为 $4.5 \times$

$10^{-5} \text{ m}^3$ ,这说明增大波纹钢夹角,可有效降低混凝土板的损伤,提高混凝土结构的安全性。

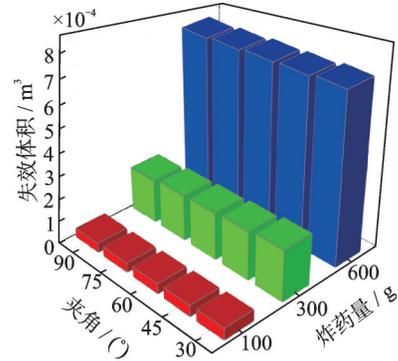


图10 不同夹角波纹钢混凝土失效体积

Fig.10 Failure volume of corrugated steel concrete with different angles

300 g炸药当量下,不同夹角波纹钢-混凝土板复合结构总能量如图11所示。由图11可知,因炸药与复合结构表面接触,在开始时刻已有能量产生;炸药爆炸后,复合结构立即开始吸能,此后复合结构吸收的能量呈先急剧增加、达到峰值后趋于稳定的趋势。夹角为 $90^\circ$ 时波纹钢的复合结构吸收的能量最多,为 $5.15 \times 10^5 \text{ kJ}$ ;夹角为 $75^\circ$ 、 $60^\circ$ 和 $45^\circ$ 时波纹钢的复合结构吸收能量次之;夹角为 $30^\circ$ 波纹钢的复合结构吸收能量最少,为 $5.03 \times 10^5 \text{ kJ}$ 。这说明波纹钢夹角越大,复合结构能吸收更多的能量。

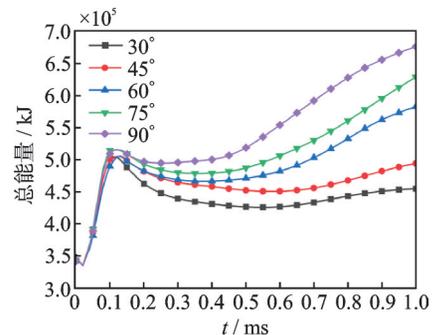


图11 复合结构总能量

Fig.11 Total energy of composite structure

## 6 结论

1) 采用FEM-SPH耦合方法能够准确重现波纹钢-混凝土板复合结构的接触爆炸模拟过程。复合结构中混凝土板的爆坑直径和波纹钢跨中位移的模拟结果与试验结果较为吻合。

2) 波纹钢夹角变化对混凝土板抗爆性能有显著影响。接触爆炸荷载下复合结构中波纹钢的跨中位移、中心点处加速度和能量吸收值随着波纹钢夹角的增大而减小。

3) 揭示了波纹钢-混凝土板复合结构毁伤模式。在相同炸药当量下,混凝土损伤范围随着波纹钢夹角的增大而逐渐减小。

4) 波纹钢通过自身结构形式增加波的反射次数,并吸收了大量的能量,达到减波吸能的效果,增强了波纹钢-混凝土板复合结构的抗爆性能。

5) 提出了能够准确预测接触爆炸荷载下复合结构中混凝土板爆坑直径和深度的经验公式,且预测结果与模拟结果的最大误差为2.99%,满足实际要求。混凝土板的失效体积随着波纹钢夹角的增大而减小,而复合结构的能量吸收值随着波纹钢夹角的增大而增大。

### 参 考 文 献

- [1] 赵春风,何凯城,李晓杰,等. L型隔板弧形双钢板组合墙板抗爆性能试验与数值研究[J]. 工程力学, 2024, 41(9): 79-90.  
ZHAO Chunfeng, HE Kaicheng, LI Xiaojie, et al. Experimental and numerical study on anti-explosion performance of curved double steel concrete composite wallboard with L-shaped connector [J]. Engineering Mechanics, 2024, 41(9): 79-90. (in Chinese)
- [2] WIJAYA C, KIM B T. FE analysis of unstiffened and stiffened corrugated panels subjected to blast loading [J]. Journal of Mechanical Science and Technology, 2011, 25(12): 3159-3164.
- [3] LI X, WANG Z H, ZHU F. Response of aluminium corrugated sandwich panels under air blast loadings: experiment and numerical simulation [J]. International Journal of Impact Engineering, 2014, 65: 79-88.
- [4] YU S Y, WU H X, ZHANG G K, et al. Experimental study on anti-shallow-buried-explosion capacity of a corrugated steel-plain concrete composite structure [J]. International Journal of Impact Engineering, 2023, 172: 104393.
- [5] 刘志东,赵小华,方宏远,等. 高聚物牺牲包层对钢筋混凝土板的爆炸毁伤缓解效应[J]. 爆炸与冲击, 2023, 43(2): 87-103.  
LIU Zhidong, ZHAO Xiaohua, FANG Hongyuan, et al. Damage mitigation effect of polymer sacrificial cladding on reinforced concrete slabs under blast loading [J]. Explosion and Shock Waves, 2023, 43(2): 87-103. (in Chinese)
- [6] JANKOWIAK T, ŁODYGOWSKI T. Smoothed particle hydrodynamics versus finite element method for blast impact [J]. Bulletin of the Polish Academy of Sciences-Technical Sciences, 2013, 61(1): 111-121.
- [7] WANG Z T, CHEN W S, HAO H, et al. Numerical prediction of blast fragmentation of reinforced concrete slab using ALE-FEM-SPH coupling method [J]. Finite Elements in Analysis and Design, 2023, 220: 103948.
- [8] 杨程风,闫俊伯,刘彦,等. 接触爆炸荷载下波纹钢加固钢筋混凝土板毁伤特征分析[J]. 北京理工大学学报, 2022, 42(5): 453-462.  
YANG Chengfeng, YAN Junbo, LIU Yan, et al. Damage characteristics of corrugated steel concrete slab under contact explosion load [J]. Transactions of Beijing Institute of Technology, 2022, 42(5): 453-462. (in Chinese)
- [9] 赵春风,何凯城,卢欣,等. 弧形双钢板混凝土组合板抗爆性能数值研究[J]. 爆炸与冲击, 2022, 42(2): 138-151.  
ZHAO Chunfeng, HE Kaicheng, LU Xin, et al. Numerical study of blast resistance of curved steel-concrete-steel composite slabs [J]. Explosion and Shock Waves, 2022, 42(2): 138-151. (in Chinese)
- [10] 任根茂,吴昊,方秦,等. 普通混凝土 HJC 本构模型参数确定[J]. 振动与冲击, 2016, 35(18): 9-16.  
REN Genmao, WU Hao, FANG Qin, et al. Determinations of HJC constitutive model parameters for normal strength concrete [J]. Journal of Vibration and Shock, 2016, 35(18): 9-16. (in Chinese)
- [11] 寇晓枫,王高辉,卢文波,等. 空气隔层对水下爆炸冲击波的缓冲效应[J]. 振动与冲击, 2017, 36(3): 7-13.  
KOU Xiaofeng, WANG Gaohui, LU Wenbo, et al. Mitigation effects of air interlayer on underwater explosion shock wave [J]. Journal of Vibration and Shock, 2017, 36(3): 7-13. (in Chinese)
- [12] 陶思昊,王涛,王文欣,等. 集装箱用夹芯板抗爆性能仿真研究[J]. 兵器装备工程学报, 2021, 42(11): 128-133, 145.  
TAO Sihao, WANG Tao, WANG Wenxin, et al. Simulation research on anti-blast performance of sandwich panel used in container [J]. Journal of Ordnance Equipment Engineering, 2021, 42(11): 128-133, 145. (in Chinese)
- [13] 张建亮,夏志成,周竞洋,等. 密闭空间内三种防爆隔墙的减爆吸能效应分析[J]. 工程力学, 2017, 34(增刊1): 314-319.  
ZHANG Jianliang, XIA Zhicheng, ZHOU Jingyang, et al. Analysis on the explosion isolation and absorption effect of three kinds of explosion proof walls in airtight space [J]. Engineering Mechanics, 2017, 34(suppl): 314-319. (in Chinese)



**第一作者简介:**曹克磊,男,1990年5月生,博士、讲师。主要研究方向为爆炸荷载下高坝结构毁伤效应评估及防爆设计。曾发表《考虑不同库水耦合模式的拱坝振动特性分析》(《振动、测试与诊断》2016年第36卷第6期)等论文。  
E-mail: keleic@126.com