

doi:10.3963/j.issn.1001-487X.2026.01.015

钻孔爆破条件下钢筋混凝土构件 炮孔近区损伤特性研究*

姚颖康^{1a,1b}, 康怡泽^{1a,2a,2b}, 章强^{1a,3}, 张程^{1a,4}, 王威⁵

- (1. 江汉大学 a. 精细爆破全国重点实验室; b. 爆破工程湖北省重点实验室, 武汉 430056;
2. 中山大学 a. 土木工程学院; b. 隧道工程灾变防控与智能建养全国重点实验室(中山大学), 珠海 519082;
3. 中国非金属材料南京矿山工程有限公司, 南京 210000; 4. 重庆大学 土木工程学院, 重庆 400045;
5. 武汉爆破有限公司, 武汉 430056)

摘要: 明晰钢筋混凝土构件在钻孔爆破作用下的损伤特性是爆破拆除量化设计和爆破效果定量评价的前提。依托某深基坑支撑梁爆破拆除工程, 通过现场爆破试验和应变测试获取了单孔爆破条件下炮孔孔壁、炮孔近区以及中远区的动应变特征, 然后采用爆炸动力学相关理论计算了炮孔孔壁压力、损伤因子和破坏分区特征, 最后采用 LS-DYNA 软件对现场试验进行了数值模拟。研究表明: 钢筋混凝土构件在孔内炸药爆炸应力波和准静态气体共同作用下, 炮孔孔壁及近区混凝土应变呈“先压后拉”特征, 应变实测曲线与数值模拟结果一致, 拉压峰值基本接近; 钢筋混凝土构件的损伤分布呈非线性递减, 近区损伤衰减快, 远区缓慢且趋于0, 数值模拟和理论计算的破坏粉碎区和裂隙区范围比较接近, 绝对值相差10%左右; 本文采用的理论分析模型和数值模型可满足炮孔近区损伤特征分析。研究成果可为钻孔爆破条件下钢筋混凝土构件的破碎与损伤分析提供参考。

关键词: 钻孔爆破; 钢筋混凝土构件; 爆炸荷载; 破坏分区

中图分类号: TD235.3 文献标识码: A 文章编号: 1001-487X(2026)01-0138-10

Damage Characteristics of Reinforced Concrete Components in Near-field of Blast Holes under Drilling and Blasting Conditions

YAO Ying-kang^{1a,1b}, KANG Yi-ze^{1a,2a,2b}, ZHANG Qiang^{1a,3}, ZHANG Cheng^{1a,4}, WANG Wei⁵

- (1. a. State Key Laboratory of Precision Blasting; b. Hubei Key Laboratory of Blasting Engineering, Jiangnan University, Wuhan 430056, China; 2. a. School of Civil Engineering; b. State Key Laboratory of Tunnel Engineering, Sun Yat-sen University, Zhuhai 519082, China; 3. China Non-metal Materials Mine Engineering Co., Ltd., Nanjing, 210000, China; 4. College of Civil Engineering, Chongqing University, Chongqing 400045, China; 5. Wuhan Explosions and Blasting Corporation Limited, Wuhan 430056, China)

Abstract: Revealing the failure mechanisms of reinforced concrete beams and columns under drilling and blas-

收稿日期 (Date of reception): 2025-09-05

网络首发日期 (Published online): 2025-10-31

作者简介: 姚颖康 (1981-), 男, 山西运城人, 博士、教授、博导, 主要从事建筑物精细化爆破拆除研究, (E-mail) shanxiyao@jhun.edu.cn。

基金项目: 国家重点研发计划项目 (2021-008); 国家自然科学基金资助项目 (52478525); 湖北省中央引导地方科技发展专项 (2025CSA014、2024CSA094)

About the author: YAO Ying-kang (1981-), male, born in Yuncheng city, Shanxi province, Ph. D, professor, doctoral supervisor, mainly engaged in precision blasting demolition of buildings research, (E-mail) shanxiyao@jhun.edu.cn.

Fund Programs: National Key Research and Development Program of China (2021-008), National Natural Science Foundation of China (52478525), Hubei Province Central Government Guidance for Local Science and Technology Development Special Project (2025CSA014, 2024CSA094)

ting conditions is essential for achieving precise blasting demolition design and accurate assessment of blasting effects. Based on an actual deep foundation pit support beam blasting demolition project, this research investigated the dynamic strain characteristics of the hole wall, near-field zone, and the mid-to-far zones under single-hole blasting conditions through field blasting tests and strain measurements. Through explosion dynamics theory, the study calculated borehole wall pressure, damage factors, and damage zoning characteristics. Results demonstrate that under combined blast stress waves and quasi-static gas effects, reinforced concrete support beams exhibit first compression and then pull' strain characteristics in borehole walls and near-field concrete, with measured strain curves closely aligning with numerical simulation results at both tensile and compressive peaks. The damage distribution in reinforced concrete beams subjected to blasting exhibited a nonlinear attenuation pattern, characterized by rapid decay in the near-field region and gradual reduction to zero in the far-field region. Both numerical simulations and theoretical calculations demonstrated good agreement in the extent of the crushing and fracture zones, with approximately 10% absolute deviation between the two methods. The theoretical and numerical models developed in this study effectively analyze blast-induced damage zoning, with findings offering valuable references for assessing damage characteristics and affected areas in reinforced concrete components during demolition blasting.

Key words: drilling and blasting; reinforced concrete components; blast loading; damage zoning

随着城市化进程的加快和城市更新国家战略的推进,既有钢筋混凝土建(构)筑物和深基坑临时钢筋混凝土支护结构的拆除需求日益剧增^[1]。在众多拆除方法中,爆破拆除凭借其高效、安全、经济及环保等优势,已成为首选的拆除方法^[2,3]。其中,钢筋混凝土构件作为爆破拆除的主要作用对象,其爆破破坏过程和损伤分布特征既是决定爆破成败的关键^[4],也是工程爆破理论领域研究的热点和难点。

爆破的过程涉及能量的释放、爆轰产物的膨胀及混凝土破碎等方面的问题。在钻孔爆破孔壁压力研究方面,Wei等为了精确控制炸药量^[5],通过(Discontinuous Interface Conditions, DG)法模拟多介质流场,分析孔壁压力与损伤,并提出压力计算模型。Wang等研究水耦合爆破^[6],推导爆破孔压力和裂缝长度方程,发现不耦合系数增加时压力和裂缝长度减少。Huo等研究充填介质和解耦率对钻孔爆破孔壁压力首次出现需解释的影响^[7],通过实验和模拟验证其峰值、上升时间及加载率。Feldgun V R等提出了一种无需炸药的爆炸载荷实验方法^[8],通过压力差梯度产生瞬态压脉冲,建立了有效模型分析爆破脉冲特征,并探讨了气体特性对爆炸压力的影响,模型预测与实验结果吻合。Lou等引入Starfield迭加法,精确计算孔壁初始冲击压力^[9],并通过模型测试和数值模拟验证了理论公式的可靠性。Chen等研究不耦合装药爆破中井壁峰值压力^[10],得出空气冲击波与弹性壁碰撞的压力增比理论,分析影响因素,并提出改进计算方法。

在钻孔爆破损伤研究方面,Wu等利用LS-DYNA建立钢筋混凝土板在不同爆炸条件和损伤水平下的关系^[11],应用经验公式定量描述爆破对其断裂

和坍塌的影响。姚颖康等通过现场布设振动测线^[12,13],分析支撑梁爆破拆除振动传播规律,并基于量纲分析推导出考虑截面尺寸效应的爆破振动速度峰值预测模型。Shi等提出基于模态的钢筋混凝土柱爆炸损伤评估法^[14],将损伤定义为轴向承载力下降,转化为振动频率和归一化位移模态函数。Yue等研究多孔爆破中孔布置、延迟时间和不耦合装药对岩石破坏及振动衰减的影响^[15],并分析这三因素对多孔爆破岩石损伤特性的影响。Yang等通过实验和数值计算研究切缝装药解耦比对海绿石破坏的影响^[16],通过CT扫描和三维模型重建技术量化了损伤特征,发现裂纹分形维数随解耦比增大而增大。Yan等^[17]通过一系列爆破试验研究了不同配筋条件下钢筋混凝土柱的损伤响应,并提出了预测损伤响应的数学模型。

现有研究主要通过理论公式和数值模拟来探究岩石体内部的损伤分布,部分学者关注了外部爆炸导致的钢筋混凝土结构损伤特征,对于钻孔爆破这种内部作用方式下,复杂应力状态的钢筋混凝土梁柱构件的损伤分区研究较少。鉴于此,本文依托某深基坑支撑梁爆破拆除工程,通过理论推导、数值模拟与现场试验相结合的方法,研究钻孔爆破作用下钢筋混凝土构件炮孔近区的损伤特性和破坏分区范围,旨在为复杂环境下钢筋混凝土梁柱构件拆除的精细化设计与安全性评估提供理论支撑。

1 现场试验

1.1 工程概况

为研究钢筋混凝土构件在钻孔爆破作用下炮孔近区的损伤特性,论文依托武汉某深基坑支撑梁爆

破拆除项目,对钢筋混凝土支撑梁爆破进行了动应变监测。该项目深基坑平面呈方形,基坑开挖面积约 20 275 m²,普挖深度约 25.55 m,支撑梁拆除工程包括四层钢筋混凝土支撑梁及上部栈桥盖板。基坑

内支撑为钢筋混凝土结构,构成环形内撑支护体系,主要包括冠梁(腰梁)、主撑梁、角撑梁等部分,各层混凝土构件的强度等级均为 C40,如图 1 所示。

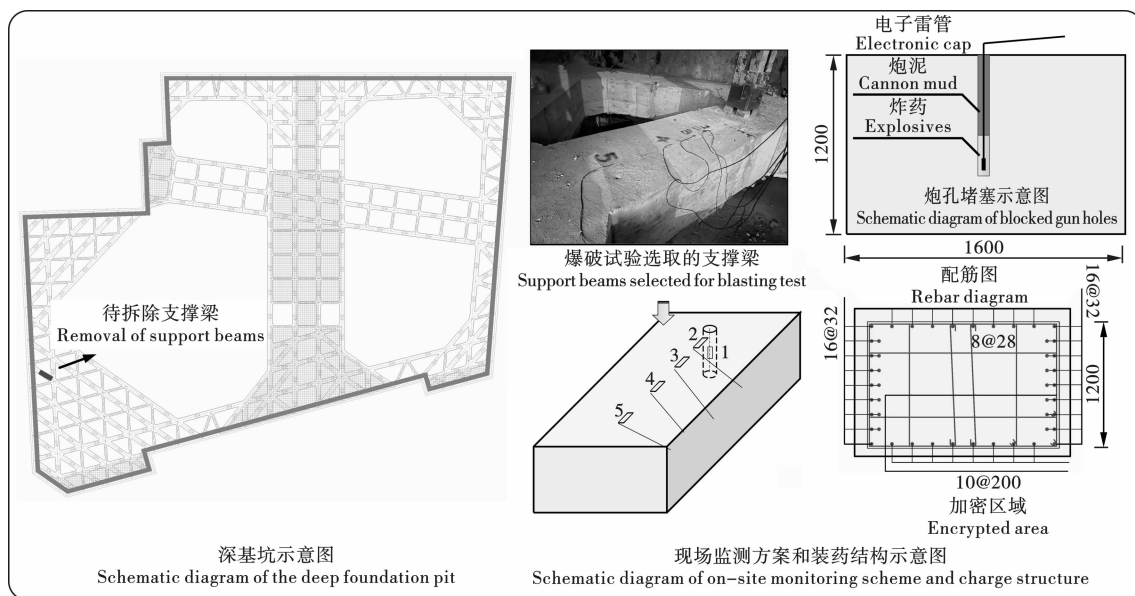


图 1 深基坑支撑梁示意图

Fig. 1 Schematic diagram of deep foundation pit support beam

本次试验选取的钢筋混凝土支撑梁位于深基坑第三层,埋深 14 m,编号为 ZC3。该支撑梁截面尺寸为 1600 mm × 1200 mm,采用 C40 混凝土,纵向钢筋采用 HRB400 级,箍筋为 HRB235 级。爆破试验中,炮孔直径为 40 mm,深度为 800 mm,采用单孔爆破方式,装药量为 300 g,堵塞段长度为 500 mm,堵塞材料为潮湿黄沙。应变测试共布置 5 个测点,分别位于炮孔壁内、距炮孔 100 mm、400 mm、1000 mm 及 2000 mm 处,如图 1 所述。应变测量选用标距为 50 mm、阻值为 120 Ω 的 BX120-50AA 型混凝土应变片,且以 1/4 桥的方式进行连接。测试数据由东华 DH8302 动态信号采集系统记录,采样频率设定为 1 MHz。

1.2 试验结果分析

通过提前张贴的应变片,采集到了支撑梁单孔爆破时的动态应变数据,受现场应变片安设、采集系统数据采集可靠性以及爆破影响,5 号测点失效未采集到数据,二号测点只读取到 0.5 ms 前的数据。

从图 2 可知钢筋混凝土支撑梁在钻孔爆破条件下,动应变幅值随距离的增加而逐步减小:孔壁处产生的应变峰值为 2147 $\mu\epsilon$,100 mm 处为 627 $\mu\epsilon$,400 mm 处为 585 $\mu\epsilon$,1000 mm 处为 143 $\mu\epsilon$ 。这一现象表明:炮孔内炸药爆炸时,爆轰波随着传播距离的增加,穿透孔壁混凝土,形成在混凝土构件中传播的冲击波,并且很快衰减为压缩应力波,并呈指数衰减。见表 1。

表 1 拉压应变峰值

Table 1 Peak tensile and compressive strain

	0 cm/ $\mu\epsilon$	10 cm/ $\mu\epsilon$	40 cm/ $\mu\epsilon$	100 cm/ $\mu\epsilon$
峰值压应变 Peak compressive strain	1220	39	453	236
峰值拉应变 Peak tensile strain	2147	627	585	143

可以发现,在单炮孔起爆时,炮孔壁处的受力呈现出先压后拉的特征。在起爆后 93 μs 时刻,孔壁

处应变迅速达到峰值 - 1220 $\mu\epsilon$,其对应的压应力为 39.65 MPa,随后在 465 μs 时,孔壁处受力性质由压

应力转变为拉应力。这是因为炸药爆炸产生的应力波在混凝土介质中传播时,其强度会按照近似指数规律逐渐衰减。当应力波传播至混凝土与空气的界面时,由于空气的波阻抗比混凝土低,会使压缩波发生反射并形成向混凝土内部传播的拉伸波,从而使混凝土表面处于受拉状态。最终,在 1440 μs 时,孔壁处的拉应变达到最大峰值 2147 $\mu\epsilon$ 。

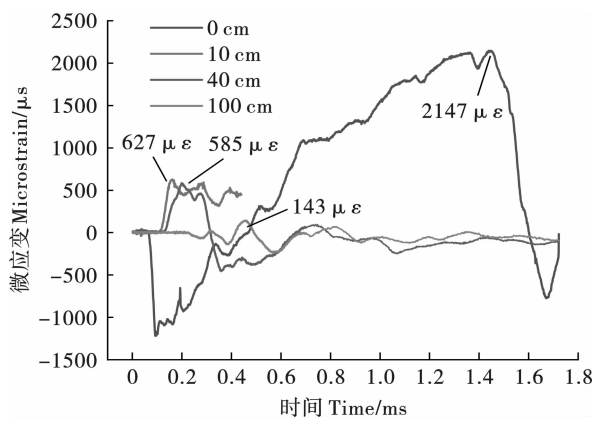


图 2 应变测试结果图

Fig. 2 Strain test results

除孔壁区域的应变测试反映出压应力特征以外,其他表面测点均以拉应变为主导,这表明支撑梁表面整体处于拉应力状态,该现象与爆炸应力波在

自由面处发生反射的基本理论相符。由于拉伸波能量占比较低且衰减速度快,其影响范围相对较小,主要集中在结构表面区域,因此会导致梁体自由面附近混凝土的损伤范围增大。

研究结果表明,在深基坑支撑梁的爆破拆除过程中,需要重点关注支撑梁表面的拉应力状态以及其对炮孔近区混凝土损伤的影响,以确保支撑结构的安全拆除和周围环境的稳定性。

1.3 爆炸荷载作用时间特征分析

钻孔爆破炸药爆炸过程极为复杂,涉及多个阶段且持续时间极短^[18]。为了更准确地理解炸药爆炸过程中冲击波的传播规律以及爆炸后的物理现象,诸多学者提出了多种炮孔压力模型以供研究^[19-21]。在工程实践及理论研究中,炮孔壁荷载特性对于分析结构的动力响应以及破碎机制起着至关重要的作用,所以本文选取孔壁处的应变监测数据作为研究重点展开分析。

图 3 展示了炮孔孔壁区域的动态应变测试曲线,反映了该位置在爆破过程中的受力变化规律。为了进一步量化爆炸荷载的作用特性,本文还对炮孔孔壁处的峰值应变及其发生时间进行了统计,并据此计算出相应的应变率,如表 2 所示。

表 2 爆炸冲击作用特征参数

Table 2 Characteristic parameters of explosion impact

运行条件 Operating condition	峰值应变 Peak strain/ $\mu\epsilon$	荷载 Load		卸载 Unload	
		时间 Time/ μs	应变力率 Strain rate/ s^{-1}	时间 Time/ μs	应变力率 Strain rate/ s^{-1}
炮孔孔壁 Blast hole wall	1220	30	100.11	380	22.58

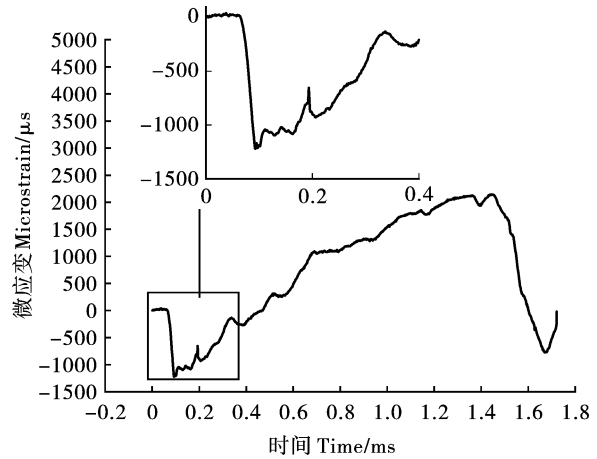


图 3 孔壁应变结果测试

Fig. 3 Borehole wall strain results testing

研究发现,在爆炸荷载作用下,炮孔孔壁首先经历加载过程,表现为以压缩相为主的波形特征,整体形态近似为“三角形”折线,与多位学者提出的理论模型基本吻合。对曲线进行局部放大后发现,加载及卸载阶段的应变响应并非完全平滑,呈现出多次微幅波动。

在单炮孔爆破条件下,钢筋混凝土支撑梁所受的爆炸荷载加载过程持续时间约为 30 μs ,且应变随时间近似呈线性增长,其应变率达到 100.11。这表明,在爆炸荷载作用下,支撑梁炮孔孔壁处的形变速度极快,导致其在极短时间内发生显著的形变或破坏。在卸载阶段,该过程呈现非线性特征,应变在达到峰值后,通过多次缓慢的波动逐渐降低至零,整个卸载过程持续约 380 μs ,相当于加载时间的 12 倍,

相应的应变率为 22.58。

2 钻孔爆破损伤分布特征理论计算

目前,岩石爆破的损伤理论模型有十余种^[22-24],不同的损伤理论模型基于对损伤变量的定义不同,但其共通点是都采用岩石中的裂纹密度来表征损伤变量。因此,损伤模型的构建主要由裂纹密度的表征、损伤演化机制以及本构关系三个部分组成。

2.1 炮孔壁压力计算

若爆破采用不耦合装药,岩石中的透射冲击波压力为^[25]

$$P_{od} = \frac{1}{2} P_{oj} K^{-2\gamma} l_e n \quad (1)$$

$$P_{oj} = \frac{1}{1 + \gamma} \rho_0 D^2 \quad (2)$$

式中: P_{od} 为透射孔壁的冲击波初始压力; P_{oj} 为炸药的爆轰压力; ρ_0 为炸药密度; D 为炸药爆速; K 为装药不耦合系数, $K = \frac{d_b}{d_c}$, d_b 、 d_c 分别为炮孔半径和药包半径; γ 为爆轰产物的膨胀绝热指数,通常取值为 3; l_e 为装药轴向系数,取值为 1; n 为炸药爆炸产物膨胀碰撞炮孔壁时的压力增大系数,通常取 10。取 $\rho_0 = 1130 \text{ kg/m}^3$, $D = 3.6 \times 10^3 \text{ m/s}$, $K = 1.142$, $l_e = 1$ 。由此可得: $P_{od} = 8.25 \text{ GPa}$ 、 $P_{oj} = 3.66 \text{ GPa}$ 。

2.2 损伤因子计算

在常规爆破荷载作用下,通常会同时出现爆炸应力波作用以及爆轰气体的准静态作用这两种不同形式的荷载效应,二者协同作用会导致混凝土产生损伤。基于此,需分别考虑爆炸应力波与准静态气体各自的影响。

根据微观损伤力学理论,损伤因子均以微裂纹密度进行定义,因此本文基于 Taylor 法对该尺寸相同且均匀随机分布的微裂纹混凝土进行分析,微裂纹半径可由 Grady 表达式进行计算

$$a = \frac{1}{2} \left(\frac{\sqrt{20} K_{IC}}{\rho C_p \dot{\epsilon}_{\max}} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (3)$$

式中: K_{IC} 为断裂韧性; ρ 为密度; C_p 为纵波速度; $\dot{\epsilon}_{\max}$ 为最大体积应变率。

根据相关研究成果可知^[26],爆炸裂纹条数与爆炸应力波峰值成正比,即

$$N(r) = k_d \sigma_{rd} = k_d P_{od} (\bar{r})^{-\alpha} = k_d P_{od} \left(\frac{r}{r_b} \right)^{-\alpha} \quad (4)$$

式中: k_d 为应力波动态作用下的比例系数; P_{od} 为应力波动态作用下炮孔壁压力峰值; r_b 为炮孔半径; $\bar{r}$ 为比例距离; r 为微元体距爆源的距离; α 为衰

减指数,其中针对较完整的岩体,衰减指数 $\alpha = 1 -$

$$\frac{\mu_d}{1 - \mu_d}。$$

综上可得到爆炸应力波动态作用下的损伤因子为

$$D_d(r) = 1 - \left[1 + A_d k_d a^3 P_{od} \left(\frac{r}{r_b} \right)^{-\alpha} \right]^{-1} \quad (5)$$

式中, $A_d = \frac{16(1 - \mu_d^2)(10 - 3\mu_d)}{45(2 - \mu_d)}$, μ_d 为动态泊松比。

参考弹性力学厚壁圆桶理论得到爆轰气体准静态作用应力变化规律为

$$\sigma_{ij} = P_{oj} (\bar{r})^{-2} \quad (6)$$

假设微裂纹平均半径不变,并且爆炸应力波作用和准静态作用的泊松比以及激活微裂纹的条数并不相同,则系数 A, k 也将发生变化,故爆轰气体准静态作用下的损伤因子为

$$D_j(r) = 1 - \left[1 + A_j k_j a^3 P_{oj} \left(\frac{r}{r_b} \right)^{-2} \right]^{-1} \quad (7)$$

式中: $A_j = \frac{16(1 - \mu_j^2)(10 - 3\mu_j)}{45(2 - \mu_j)}$, μ_j 为静态泊松比; k_j 为爆轰气体准静态作用下的比例系数。

综上所述,考虑爆破损伤是由爆炸应力波与准静态气体共同作用下,得到综合后爆破损伤因子为

$$D(r) = 1 - [1 - D_d(r)] \times [1 - D_j(r)] \quad (8)$$

即将式(5)和式(7)代入式(8)得

$$D(r) = 1 - \left[1 + A_d k_d a^3 P_{od} \left(\frac{r}{r_b} \right)^{-\alpha} \right]^{-1} \times \left[1 + A_j k_j a^3 P_{oj} \left(\frac{r}{r_b} \right)^{-2} \right]^{-1} \quad (9)$$

式中:比例系数 k_d, k_j 可通过实验或者类比法确定;不耦合装药下的炮孔壁压力峰值; P_{od}, P_{oj} 由式(1)和式(2)确定。通过式(9)得出损伤因子特征曲线,如图 4 所示。

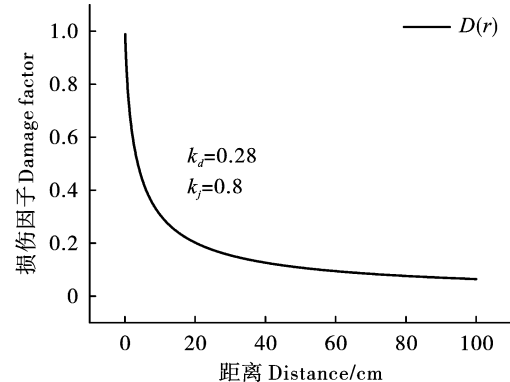


图 4 爆破损伤分布特征曲线

Fig. 4 Distribution characteristic curves of blasting damage

2.3 爆破破坏分区

爆破破坏分区是指在爆破过程中,不同区域的介质会受到不同程度的破坏,形成不同的破坏分区。这些分区通常包括粉碎区、裂隙区和弹性变形区,如图5所示。

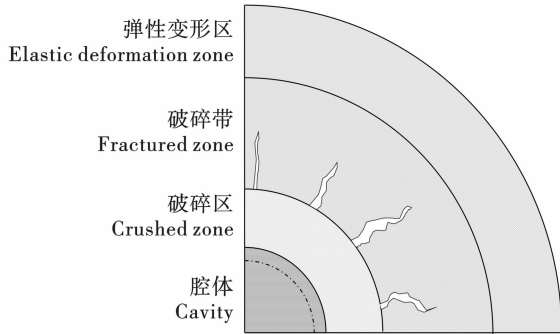


图5 爆破破坏分区弹性区范围会更大

Fig. 5 Blasting damage zoning plan

目前,国内外学者通过大量的研究,提出岩石爆破粉碎区和裂隙区范围的估算方法。对于粉碎区范围,大部分学者认为粉碎半径不会超过炮孔半径的1.2~5倍^[27-30];对于裂隙区范围,学者们则认为裂隙半径不会超过炮孔半径为10~15倍^[31]。本文通过上述破坏分区的计算方式,分别计算出钢筋混凝土构件在爆破荷载作用下的粉碎区和裂隙区的半径。

在不耦合装药条件下,且不耦合系数较小时,按下式计算^[32]

(1) 粉碎区

$$r_1 = \left(\frac{\rho_0 D^2 n K^{-2\gamma} l_e B}{8\sqrt{2}\sigma_{td}} \right)^{\frac{1}{\alpha}} r_b \quad (10)$$

式中: ρ_0 为炸药密度; D 为炸药爆速; σ_{cd} 为单轴动态抗压强度, $\sigma_{cd} = \sigma_c \dot{\epsilon}^{\frac{1}{3}}$; α 为压碎区荷载传播衰减指数, $\alpha = 2 + \frac{\mu_d}{1 - \mu_d}$ 。

其中 $B = \{ (1+b)^2 + [1+b^2 - 2\mu_d(1-\mu_d)(1-b)^2] \}^{\frac{1}{2}}$, b 为侧向应力系数, $b = \frac{\mu_d}{1 - \mu_d}$ 。取 $\rho_0 = 1130 \text{ kg/m}^3$, $D = 3.6 \times 10^3 \text{ m/s}$, $\mu_d = 0.16$, $r_b = 20 \text{ mm}$, $b = 0.19$, 计算得出 $r_1 = 54 \text{ mm}$ 。

(2) 裂隙区

$$r_2 = \left(\frac{\sigma_R B}{\sqrt{2}\sigma_{td}} \right)^{\frac{1}{\beta}} r_1 \quad (11)$$

式中: σ_R 为粉碎区与裂隙区分界面上的径向应力, $\sigma_R = \frac{\sqrt{2}\sigma_{cd}}{B}$; σ_{td} 为单轴动态抗拉强度, $\sigma_{td} = \sigma_t$;

β 为裂隙区荷载传播衰减指数, $\beta = 2 - \frac{\mu_d}{1 - \mu_d}$ 。计算得 $r_2 = 319.7 \text{ mm}$ 。

3 损伤特征数值模拟

3.1 材料本构模型

由于HJC模型充分考虑了混凝土等脆性材料在爆炸荷载作用下的大应变、高应变率和高应力状态,因此本文混凝土采用HJC材料模型,其材料模型包括状态方程、屈服面方程继而损伤演化方程,如图6所示。整个过程可以分为三个阶段,第一阶段是线弹性阶段;第二阶段为过渡阶段,此时材料开始出现塑性变形;第三阶段是压密阶段,通常采用三次多项式来描述,表达式为

$$P = K_1 \bar{\mu} + K_2 \bar{\mu}^2 + K_3 \bar{\mu}^3, \bar{\mu} = (\mu + \mu_1) / (1 + \mu_1) \quad (12)$$

在该表达式中, P_c 和 μ_c 分别为材料压垮时的静水压力和体积应变; P_1 和 μ_1 分别为材料压密时的静水压力和体积应变。

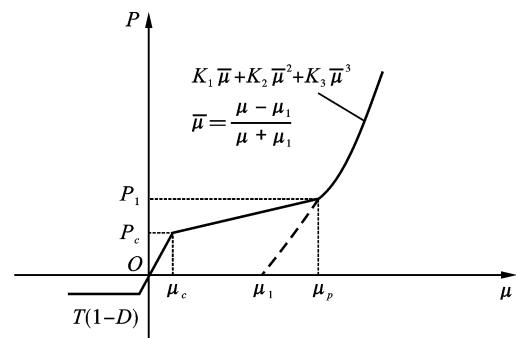


图6 HJC模型状态方程曲线

Fig. 6 HJC Model equation of state curve

HJC模型的屈服面方程为

$$\sigma^* = [A(1-D) + BP^*N](1 + C \ln \dot{\epsilon}^*) \quad (13)$$

式中: σ^* 和 P^* 为特征化等效应力和特征化压力; $\dot{\epsilon}^*$ 为特征化应变率; D 为损伤度; A 、 B 、 N 和 C 为材料强度参数。

HJC模型通过累积等效塑性应变与塑性体积应变来表征材料损伤,其损伤演化方程为

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_p + \Delta \mu_p}{\epsilon_p^f + \mu_p^f} \quad (14)$$

$$\epsilon_p^f + \mu_p^f = D_1 (P^* + T^*)^{D_2} \geq \epsilon_{f, \min} \quad (15)$$

式中: $\Delta \epsilon_p$ 和 $\Delta \mu_p$ 分别表示在一个计算步长内单元的等效塑性应变增量与塑性体积应变增量; ϵ_p^f 和 μ_p^f 分别为常压状态下材料发生断裂时对应的等效塑性应变及塑性体积应变; T^* 为材料所能承受的

最大特征化拉伸应力; D_1 和 D_2 为表征损伤特性的常数参数; $\varepsilon_{f,\min}$ 为材料断裂时的最小塑性应变值。

混凝土材料参数见表 3。

表 3 混凝土 HJC 模型参数
Table 3 Concrete HJC model parameters

$\rho_0/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	G/MPa	f_c/MPa	A	B	C	N	$S_{\max}$	D_1	D_2
2400	4800	40	0.79	1.6	0.007	0.61	7	0.04	1
T/MPa	p_c/MPa	μ_c	p_1/MPa	μ_1	K_1/MPa	K_2/MPa	K_3/MPa	$\varepsilon_0/\text{s}^{-1}$	$\varepsilon_{f,\min}$
4	16	0.0012	800	0.1	0.85	-1.71	2.08	1E-6	0.01

在数值模拟中,选用 LS-DYNA 软件中常见的乳化炸药材料模型,并结合 JWLL 状态方程来描述药的特性,该状态方程表达式为

$$P = A_1 \left(1 - \frac{\omega}{R_1 V} \right) e^{-R_1 V} + B_1 \left(1 - \frac{\omega}{R_2 V} \right) e^{-R_2 V} + \frac{\omega E_0}{V} \quad (16)$$

式中: P 为爆轰压力; V 为爆炸产物相对体积; E_0 为爆炸产物初始化内能; A_1 、 B_1 、 R_1 、 R_2 、 ω 为材料常数。

钢筋模型参数见表 4。在本模型中,采用的是 2#岩石乳化炸药,其详细参数可参考表 5。

空气采用 * MAT_NULL 空白材料模型,并选用线性多项式表示其状态方程

$$P = C_0 + C_1 V + C_2 V^2 + C_3 V^3 + (C_4 + C_5 + C_6 V^2) E_0 \quad (17)$$

式中, $C_0 \sim C_6$ 为方程相关参数,具体参数见表 6。

表 4 钢筋模型参数
Table 4 Rebar modelling parameters

$\rho_0/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	E/MPa	PR	$SIGY/\text{GPa}$	FS
7800	45.5	0.3	1.031	0.23

注:钢筋采用 * MAT_PLASTIC_KINEMATIC 材料模型。

表 5 2#岩石乳化炸药模型参数
Table 5 2# Rock emulsion explosives modelling parameters

$\rho_0/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	$D/(\text{m} \cdot \text{s}^{-1})$	A_1/GPa	B_1/GPa	R_1	R_2	ω	E_0/GPa
1130	3600	214.4	0.182	4.2	0.9	0.152	4.192

表 6 空气材料参数
Table 6 Air material parameters

$\rho_0/(\text{kg} \cdot \text{m}^{-3})$	C_0	C_1	C_2	C_3	C_4	C_5	C_6	E_0/GPa	V
1.29	0	0	0	0	0.4	0.4	0	2.5E-4	1

因此根据上述材料参数,在 LS-DYNA 中建立与试爆实验中尺寸相同的钢筋混凝土支撑梁模型,如图 7 所示。

3.2 模拟结果验证

以钢筋混凝土支撑梁爆破孔孔壁处的实测应变为检验指标,验证模拟结果的可靠性。图 8 为炮孔壁应变的模拟与实测对比结果。

可以发现,实测应变曲线和数值模拟应变曲线变化趋势大致相同,且数值模拟 2 ms 内受压峰值为 995 $\mu\varepsilon$,实测受压峰值为 1220 $\mu\varepsilon$,两者较为接近;数值模拟 2 ms 内受拉峰值为 1970 $\mu\varepsilon$,实测受拉峰值为 2147 $\mu\varepsilon$,绝对值相差 8.9%。

数值模拟和实测数据拉应变峰值存在一定时间差,其原因可能为:(1)数值模拟中设定的边界条件和初始条件可能与实际情况不完全一致;(2)实验环境可能对材料性能产生影响,而这些因素未在数值模拟中考虑;(3)材料的非线性行为在实验中更加明显,而由于计算资源的限制,数值模拟简化了这些行为。但从整体来看,二者时间差仅为 0.5 ms。因此,此数值模拟具有一定的科学性和合理性。

3.3 不耦合装药下支撑梁损伤分布特征

因为爆炸具有瞬时性,为节省计算时间,设置分析时间为 3 ms,步长为 0.149 ms 一步,共 22 步。考虑到不同装药半径下支撑梁的损伤分布情况大致相

同,本小节仅展示支撑梁表面和炮孔所在截面在装药半径 R 为 2 cm 时有效应力分布图,如图 9 所示。可以看出在炸药爆炸后,炮孔壁处的单元瞬间到达动态极限抗压强度而导致单元失效,炮孔逐渐变形扩大。在 $t = 0.149$ ms 时爆轰波转化为应力波随时间向炮孔四周扩散;在 $t = 0.299$ ms 时到达炮孔口

处,炮孔口处的应力产生集中并向表面扩散,有效应力峰值逐渐增加;在 $t = 0.449$ ms 时,应力波沿支撑梁表面向四周扩散,有效应力峰值达到最大;在 $t = 1.049$ ms 时应力传播至支撑梁边界,并产生应力集中现象,有效应力峰值整体开始不断地减小;在 $t = 3$ ms 时,有效应力峰值降至最小。

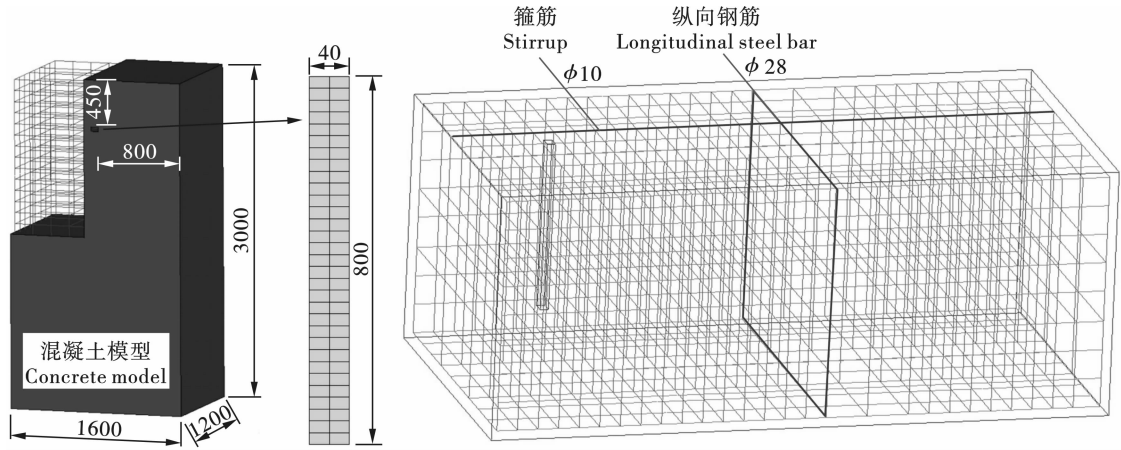


图 7 钢筋混凝土支撑梁有限元模型(单位:mm)

Fig. 7 Finite element modelling of reinforced concrete support beams(unit:mm)

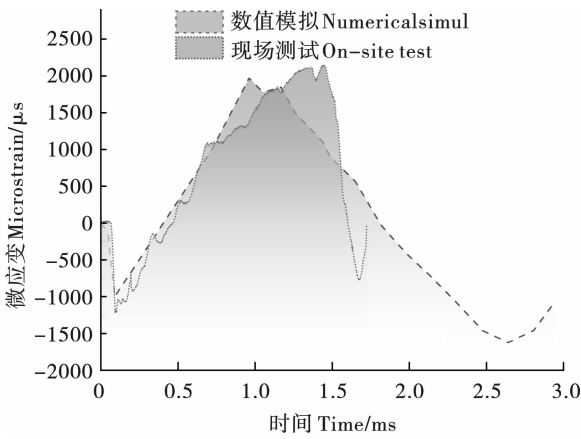


图 8 孔壁处应变对比结果图

Fig. 8 Comparative results of strain at the hole wall

3.4 不耦合装药条件下炮孔近区损伤分布特征

利用 LS-PREPOST 后处理软件计算钢筋混凝土的损伤因子,并依据损伤因子的大小划分不同区域:当损伤因子大于 0.9 时,定义为粉碎区;当损伤因子介于 0.1 到 0.9 之间时,划分为裂隙区;而损伤因子在 0 到 0.1 之间的区域则被视为弹性变形区。如图 10 所示,根据数值模拟结果 $R = 2$ cm 的炮孔得到爆破粉碎区 R_1 为 62 mm,裂隙区 R_2 为 360 mm。同时根据理论分析中爆破破坏分区的两种计算方式,将炮孔参数带入,算出爆破粉碎区 R_1 为 540 m,裂隙区 R_2 为 320 mm。

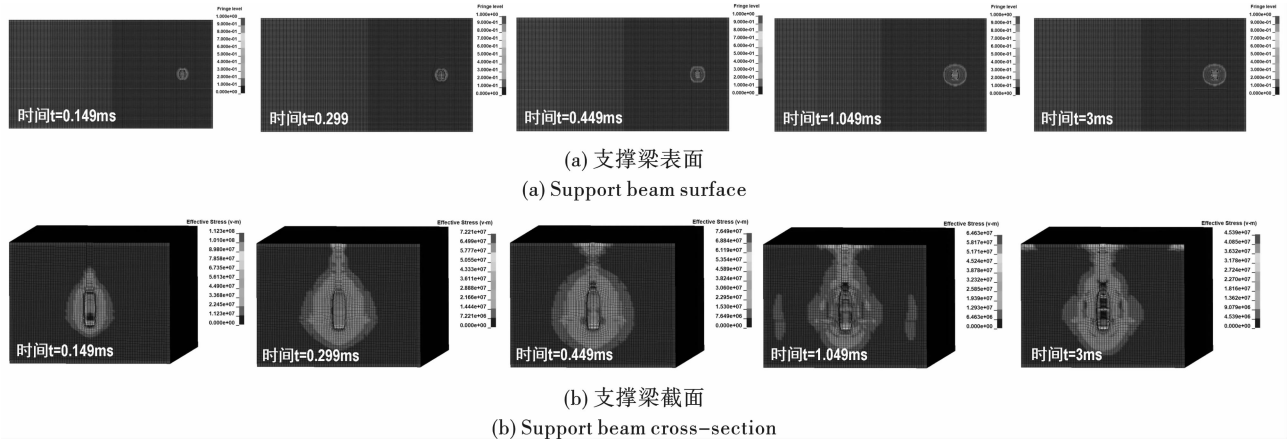


图 9 损伤分布云图

Fig. 9 Damage distribution contours

研究发现,在不耦合装药爆破条件下,钢筋混凝土支撑梁的损伤因子随着距爆心距的增大而呈现出非线性递减的变化趋势。在爆炸产生的初期冲击波能量巨大,但随着爆炸能量的传播,钢筋混凝土支撑梁逐渐吸收和分散了冲击波能量,再加上裂纹的产生和扩展和其他的破坏过程使冲击波衰减为应力波,导致损伤因子迅速衰减。当远离炮孔时,爆炸能量的衰减速度会显著减缓。爆炸冲击波的能量已经大部分消耗在近区,剩下的能量主要是由准静态气体的动压力作用产生的。这种准静态气体的压力作用通常比爆破冲击波的影响要小,因此损伤因子的衰减速度会减缓。图 10 中损伤因子的变化趋势准确地反映了钢筋混凝土爆破破坏历程,揭示了爆破冲击波和准静态气体共同作用的能量分布和消耗过程。

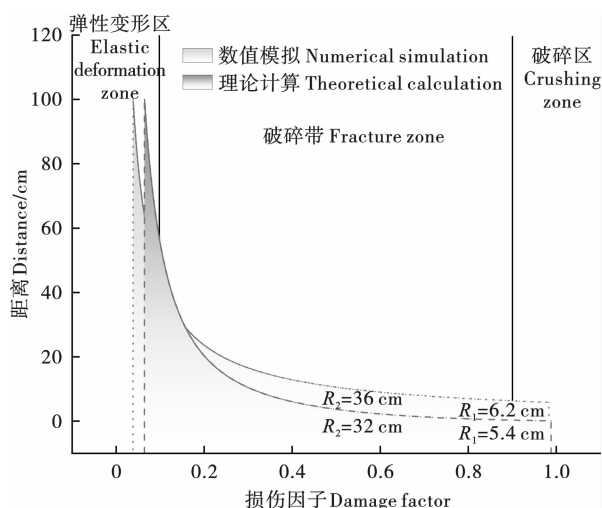


图 10 损伤因子分布对比图

Fig. 10 Comparison of damage factor distribution

本研究通过数值模拟获得的粉碎区范围基本符合相关学者们所提出经验计算公式,即岩石粉碎区半径是炮孔半径的 1.2 ~ 5 倍。但由于在数值模拟过程中钢筋混凝土构件边界条件和初始条件设定无法和现场实际完全一致,并且数值模拟方法依赖于网格和时间步长,过程中会引起一些误差,导致理论计算出的粉碎区半径为 54 mm,数值模拟得到的粉碎区半径为 62 mm,两者相差 14%。

另外,由于混凝土材料自身强度低于岩石强度,并且受到钢筋的约束导致其裂隙会沿着特定方向扩展,且钢筋混凝土内部结构与均质岩石不同,从而导致应力波传播路径和能量消散的不同。所以,裂隙区的理论计算值为 319.7 mm,本文的数值模拟值为 360 mm,二者相差 12%。论文数值模拟计算出的裂隙区范围大约是炮孔半径的 18 倍,高于学者们提出

经验值。岩石破裂区是炮孔半径的 10 ~ 15 倍。

4 结论

依托深基坑支撑梁爆破拆除工程项目,开展了混凝土构件单孔爆破动应变测试,并将测试结果与理论分析及数值模拟结果进行对比分析,以探究钢筋混凝土构件在钻孔爆破工况下的损伤分布规律,揭示具有明确边界条件钢筋混凝土构件的应变变化特征、损伤因子分布和破坏分区,结论如下:

(1) 钢筋混凝土构件在炮孔爆炸应力波和准静态气体共同作用下,孔壁处的最大压应变为 $1220 \mu\epsilon$,拉应变为 $2147 \mu\epsilon$,并呈现“先压后拉”的受力过程,动应变幅值随传播距离增加呈指数衰减,10 cm、40 cm 和 100 cm 处的应变峰值分别为 $627 \mu\epsilon$ 、 $585 \mu\epsilon$ 和 $143 \mu\epsilon$ 。孔壁附近因应力波反射形成拉伸波,使构件表面处于受拉状态,损伤范围主要集中在自由面附近。

(2) 爆破损伤因子随爆心距增加呈非线性递减的趋势,且近区衰减迅速,远区减缓并逐步趋向于 0。在炮孔直径 40 mm,乳化炸药药卷直径为 32 mm 的不耦合装药条件下,粉碎区半径约为炮孔半径的 3 倍,裂隙区半径约为炮孔半径的 15 倍。

(3) 论文研究成果可为钢筋混凝土构件爆破拆除量化设计和炮孔近区损伤定量评价提供参考,论文建立的数值模型和验证的理论分析模型具有较高的科学性和可靠性。

参考文献 (References)

- [1] 张程. 深基坑钢筋混凝土支撑梁爆破拆除动力特性测试与仿真分析[D]. 武汉: 江汉大学, 2023.
- [1] ZHANG Cheng. Testing and simulation analysis of dynamic characteristics of blasting and demolition of reinforced concrete support beams in deep foundation pits[D]. Wuhan: Jiangnan University, 2023. (in Chinese)
- [2] 康怡泽, 姚颖康, 董润龙, 等. 基于 ICEEMDAN-多尺度排列熵的拆除爆破振动信号降噪研究[J]. 振动与冲击, 2024, 43(13): 275-287.
- [2] KANG Yi-ze, YAO Ying-kang, DONG Run-long, et al. Denoising of demolition blasting vibration signals based on ICEEMDAN-multiscale permutation entropy[J]. Journal of Vibration and Shock, 2024, 43(13): 275-287. (in Chinese)
- [3] 姚颖康, 章强, 侯永恒, 等. RC 框架楼房中心立柱爆破失效条件下结构动力响应特性分析[J]. 爆破, 2024, 41(3): 121-129.
- [3] YAO Ying-kang, ZHANG Qiang, HOU Yong-heng, et al.

- Analysis on structural dynamic response characteristics of RC frame building under blasting failure condition[J]. *Blasting*, 2024, 41(3): 121-129. (in Chinese)
- [4] 程兵,汪海波,宗琦. 基于 SPH-FEM 耦合法切缝药包爆破机理数值模拟[J]. *含能材料*, 2020, 28(4): 300-307.
- [4] CHEN Bing, WANG Hai-bo, ZONG Qi. Numerical simulation on blasting mechanism of slotted cartridge based on coupled SPH-FEM algorithm[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2020, 28(4): 300-307. (in Chinese)
- [5] WEI Hai-xia, WANG Cheng-zhi, ZHU Jie, et al. Theoretical models for the borehole pressure of air-decoupled charge with discontinuous interface conditions[J]. *Journal of Engineering Mechanics*, 2022, 148(11): 04022066.
- [6] WANG Yan-bing, LI Shu-xuan, YANG Ren-shu, et al. Attenuation of hole wall pressure and the prediction model for crack length in the scenario of blasting with water-coupled medium[J]. *Journal of Vibration and Control*, 2024, 30(9-10): 2072-2082.
- [7] HUO Xiao-feng, QIU Xian-yang, SHI Xiu-zhi, et al. Experimental and numerical investigation on the peak value and loading rate of borehole wall pressure in decoupled charge blasting[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2023, 170: 105535.
- [8] FELDGUN V R, KARINSKI Y S, YANKELEVSKY D Z. Experimental simulation of blast loading on structural elements using rarefaction waves-theoretical analysis[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2017, 102: 86-101.
- [9] LOU Xiao-ming, WANG Zheng-chang, CHEN Bi-gang, et al. Theoretical calculation and experimental analysis on initial shock pressure of borehole wall under axial decoupled charge[J]. *Shock and Vibration*, 2018, 2018(1): 7036726.
- [10] CHEN Ming, YE Zhi-wei, LU Wen-bo, et al. An improved method for calculating the peak explosion pressure on the borehole wall in decoupling charge blasting[J]. *International Journal of Impact Engineering*, 2020, 146: 103695.
- [11] WU Jun, ZHOU Yi-ming, ZHANG Rui, et al. Numerical simulation of reinforced concrete slab subjected to blast loading and the structural damage assessment[J]. *Engineering Failure Analysis*, 2020, 118: 104926.
- [12] 姚颖康,张程,聂森林,等. 钢筋混凝土支撑梁爆破拆除振动特性测试与分析[J]. *爆破*, 2023, 40(1): 108-114.
- [12] YAO Ying-kang, ZHANG Cheng, NIE Sen-lin, et al. Test and analysis of vibration characteristics induced by blasting demolition of reinforced concrete support beam[J]. *Blasting*, 2023, 40(1): 108-114. (in Chinese)
- [13] 姚颖康,康怡泽,章强,等. 考虑截面尺寸效应的深基坑支撑梁爆破振动预测模型研究与应用[J]. *应用基础与工程科学学报*, 2025, 33(4): 955-966. DOI:10.16058/j.issn.1005-0930.2025.04.004.
- [13] YAO Ying-kang, KANG Yi-ze, ZHANG Qiang, et al. Study and application of a blast vibration prediction model for deep foundation beams considering the effect of section size[J]. *Journal of Basic Science and Engineering*, 2025, 33(4): 955-966. DOI:10.16058/j.issn.1005-0930.2025.04.004. (in Chinese)
- [14] SHI Yan-chao, LIU Shao-zeng, HU Ye, et al. A modal-based method for blast-induced damage assessment of reinforced concrete columns: Numerical and experimental validation[J]. *Engineering Structures*, 2024, 300: 117166.
- [15] YUE Hao-zhen, YU Chong, LI Hai-bo, et al. The effect of blast-hole arrangement, delay time, and decoupling charge on rock damage and vibration attenuation in multi-hole blasting[J]. *Shock and Vibration*, 2022, 2022(1): 2110160.
- [16] YANG Ren-shu, YOU Yuan-yuan, ZOU Jin-jing, et al. Study of rock damage characteristics in decoupled slit charge blasting based on computer tomography scanning[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2023, 290: 109532.
- [17] YAN Yu, HOU Xiao-meng, ZHENG Wen-zhong, et al. The damage response of RC columns with considering different longitudinal and shear reinforcement under demolition blasting[J]. *Journal of Building Engineering*, 2022, 62: 105396.
- [18] 陈杰,尹建平,韩阳阳,等. 基于 SPH 方法的低密度粒子流成型数值仿真[J]. *含能材料*, 2017, 25(9): 756-761.
- [18] CHEN Jie, YIN Jian-ping, HAN Chao-yang, et al. Numerical simulation on blasting mechanism of slotted cartridge based on Coupled SPH-FEM algorithm[J]. *Chinese Journal of Energetic Materials*, 2017, 25(9): 756-761. (in Chinese)
- [19] SUN Jin-shan, JIA Yong-sheng, YAO Ying-kang, et al. Experimental investigation of stress transients of blasted RC columns in the blasting demolition of buildings[J]. *Engineering Structures*, 2020, 210: 110417.
- [20] JHANWAR J C. Theory and practice of air-deck blasting in mines and surface excavations: a review[J]. *Geotechnical and Geological Engineering*, 2011, 29(5): 651-663.