

doi:10.3963/j.issn.1001-487X.2026.01.017

机械拆除条件下框架结构楼房 荷载动态调整机制研究*

李康^{1a,1b}, 侯永恒^{1a,2}, 董思玲^{1a,1b}, 黄小武³, 姚颖康^{1a,1b}

(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. 许昌职业技术学院, 许昌 461000; 3. 武汉爆破有限公司, 武汉 430056)

摘要: 针对高层楼房机械拆除条件下荷载动态调整问题,以武汉市一栋8层框架结构楼房机械拆除为工程背景,首先开展了单根立柱切割拆除现场试验,通过动态应变测试手段实时测试了其上方梁体的荷载调整特征;其次,采用LS-DYNA模拟了单根立柱机械拆除现场试验工况,对比分析数值模拟与现场实测数据,验证了数值模型的可靠性;最后,采用建立的数值模型模拟了机械拆除工况,通过分析结构内力变化获取机械拆除条件下楼房荷载动态调整机制与结构破坏特征。研究表明:单根立柱机械拆除过程中,其近端梁底出现 10^2 量级拉应变,远端产生 $10^1 \sim 10^2$ 量级压应变,结构通过梁的弯曲变形完成了内力重分布;在立柱交替拆除过程中,单根立柱失效会导致周边立柱产生瞬时拉应力效果;拆除顺序与时间间隔的差异,会显著改变结构各部位的应力重分布路径,导致受力不均;立柱交替拆除过程中,应力集中与结构变形会出现一定的延迟,可能导致结构倒塌方向发生偏转。研究成果可为高层楼房机械拆除设计和结构荷载动态调整分析提供参考。

关键词: 框架结构楼房; 机械拆除; 荷载动态调整; 结构破坏特征; 数值模拟

中图分类号: TU746.5 **文献标识码:** A **文章编号:** 1001-487X(2026)01-0156-10

Study on Dynamic Load Adjustment Mechanism of Frame-Structure Buildings under Mechanical Demolition Conditions

LI Kang^{1a,1b}, HOU Yong-heng^{1a,2}, DONG Si-ling^{1a,1b}, HUANG Xiao-wu³, YAO Ying-kang^{1a,1b}

(1. a. State Key Laboratory of Precision Blasting; b. Hubei Key Laboratory of Blasting Engineering, Jianghan University, Wuhan 430056, China; 2. Xuchang Vocational Technical College, Xuchang 461000, China; 3. Wuhan Explosion & Blasting Co., Ltd., Wuhan 430056, China)

Abstract: Focusing on the issue of dynamic load redistribution during mechanical demolition of high-rise buildings, this study takes the mechanical demolition of an 8-story frame structure building in Wuhan City as the engineering background. First, a field test was conducted on the cutting and removal of a single column, using dynamic strain testing techniques to measure real-time load transfer characteristics in the overlying beam. Subsequently, the LS-DY-

收稿日期 (Date of reception): 2025-09-23

网络首发日期 (Published online): 2025-10-10

作者简介: 李康 (2004-), 男, 湖北荆州人, 硕士生, 主要研究建(构)筑物拆除爆破倒塌机制, (E-mail) lxhk123123123@163.com。

通信作者: 姚颖康 (1981-), 男, 山西运城人, 博士、教授、博导, 主要从事建(构)筑物绿色爆破拆除理论与技术研究, (E-mail) shanxiyao@sina.com。

基金项目: 国家自然科学基金项目(52478525); 湖北省中央引导地方科技发展专项(2025CSA014)

About the author: LI Kang (2004-), male, born in Jingzhou city, Hubei Province, master's candidate, primarily engaged in research on the collapse mechanisms of building and structure demolition blasting, (E-mail) lxhk123123123@163.com.

Corresponding author: YAO Ying-kang (1981-), male, born in Yuncheng city, Shanxi Province, Ph. D., professor, doctoral supervisor, mainly focusing on green blasting demolition theory and technology for buildings and structures, (E-mail) shanxiyao@sina.com.

Fund Programs: National Natural Science Foundation of China (Grant No. 52478525), Hubei Provincial Central Government Guides Local Science and Technology Development Special Project (2025CSA014)

NA was used to simulate the single-column mechanical demolition field test scenario, and the numerical model's reliability was verified by comparing simulation results with field-measured data. Finally, the established numerical model was used to simulate mechanical demolition conditions, analyzing internal force variations to investigate dynamic load redistribution mechanisms and structural failure characteristics. The results indicate that during single-column removal, tensile strain of 10^2 magnitude occurred at the bottom of the near-end beam. In contrast, the far end developed compressive strain ranging from 10^1 to 10^2 . The structural system redistributed internal forces through beam bending. During sequential column demolition, individual column failures generated transient tensile stresses in neighboring columns. Variations in demolition sequence and time intervals substantially altered stress redistribution pathways across structural components, leading to non-uniform force distribution. Additionally, stress concentration and structural deformation exhibited certain delays during sequential demolition, which may induce directional deviations in collapse patterns. The findings of this study can provide valuable references for the design of mechanical demolition of high-rise buildings and the analysis of dynamic load adjustment in structures.

Key words: frame buildings; mechanical demolition; dynamic adjustment of loads; structural damage features; numerical simulation

近年来,随着城市化进程的加快,大量高层楼房面临拆除的需求。目前,因行政审批手续相对简单且作业简便,机械拆除仍是主要拆除手段之一。然而,随着拆除规模的不断增大,拆除难度逐渐增高,高层楼房机械拆除安全问题日益凸显。例如,2023年11月6日,四川忠科建筑工程有限公司在进行办公楼拆除作业时发生一起坍塌事故,造成1人死亡,直接经济损失约170万元;2024年2月20日,大连国际会展中心拆除现场发生坍塌事故,事故导致4名工人丧生并造成经济损失,频繁发生的拆除事故暴露了高层楼房机械拆除施工安全的严峻性。因此,必须重视高层楼房机械拆除的施工安全,通过加强理论研究和应用实践,揭示楼房倒塌过程中从局部破坏到整体失稳的力学机理,指导机械拆除的设计与作业方案,确保人员和财产的安全。

目前国内外相关研究主要集中在爆破拆除的理论分析和数值模拟两个方面。理论分析方面:叶建军结合机械切割和爆破破碎优点^[1],提出一种钢筋混凝土梁柱预埋孔的绿色拆除技术,通过现场切割与异地爆破验证其高效性;Sun针对高层建(构)筑物拆除时传统内爆法的局限性^[2],提出了折叠内爆法;姚颖康依托一栋框剪结构楼房爆破拆除工程^[3],通过开展现场动态应变测试等研究了逐跨起爆条件下楼房上、中、下不同部位梁柱构件在结构失稳倒塌过程中的内力调整问题;查晓雄根据力的相似关系和平截面假定,^[4]推导了支柱轴向力与其Z向力之间的关系式,并通过有限元软件修改、验证了公式和后续适用性。数值模拟方面:李欣以北京工人体育场拆除施工为例^[5],采取机械拆除方案并通过有限元软件MIDAS Gen进行拆除施工仿真计算;Chai利用LS-DYNA模拟了UCTS-RCC的切割与塌

陷^[6],并建立同步倾覆模型分析其运动;Gao通过有限元软件建立小倾角结构的分离共节点模型^[7],研究了爆破拆除中柱间延迟对小倾角结构的影响;Min Gyeongjo通过所开发三维FDEM代码与一维钢筋模型结合^[8],利用GPGPU加速模拟RC结构爆破拆除过程;费鸿禄提出“立体化渐变起爆”方案^[9],通过ANSYS/LS-DYNA进行模拟来确定最优延期时间;高文乐利用ANSYS/LS-DYNA模拟分离共节点模型^[10],研究钢筋混凝土柱倒塌受力特性;胡彬结合理论计算与数值模拟^[11],对钢筋混凝土烟囱爆破切口角度计算方法进行了优选。

综上所述,国内外学者对建(构)筑物的拆除失稳研究多集中于爆破拆除及拆除后立柱、剪力墙、梁等局部承重构件的破坏特征等方面,对于机械拆除以及机械拆除后结构的整体失稳和内力调整研究都相对较少,大多数成果都是基于工程实例的技术总结和经验的^[12-15]。由于机械拆除和爆破拆除在倒塌模式、失稳时间、失稳过程等方面均存在显著差异,因此,针对性地开展高层楼房机械拆除条件下楼房荷载动态调整机制研究非常必要。

为此,研究首先依托武汉友好公寓拆除工程实例,采用机械切割方式拆除楼房底层单根立柱,并对拆除立柱四周子结构的变形与动态响应进行了实时观测;其次,采用LS-DYNA模拟了单根立柱拆除工况,通过对比子结构的变形与动态响应数据,验证数值模型的可靠性;在上述工作基础上,采用经验证的数值模型模拟了机械拆除工程中多根立柱渐进失效条件下剩余结构的荷载调整机制与结构动力响应特性,以为机械拆除工程设计与安全控制提供参考。

1 楼房结构

论文依托工程为武汉友好公寓,该楼房是一栋

8层框架结构楼房,由4个单元楼组成。楼房平面呈矩形,楼房东西长72.9 m,④、⑤轴之间设有沉降缝,缝宽120 mm;南北宽12.9~17.6 m,①~④轴宽16.3 m,⑤~⑨轴宽17.6 m,⑩~⑬轴宽12.9 m;楼高31.0 m,总建筑面积约9041 m²。楼房东西方向立柱3~4排,南北方向立柱共有16排,第一层立柱尺寸为600 mm×600 mm、400 mm×600 mm、300 mm×700 mm,第2~5层立柱尺寸为400 mm×500 mm、500 mm×500 mm、300 mm×700 mm,5层以上立柱尺寸为400 mm×400 mm、300 mm×700 mm,楼房为预制楼板,厚100 mm。楼房所用混凝土强度等级为C30,弹性模量为3 GPa。建筑图见图

图1,主体结构柱网平面布置图如图2所示,根据楼房结构特征,论文选取⑤~⑬轴为研究对象。



图1 建筑实物图

Fig. 1 Physical drawing of the building

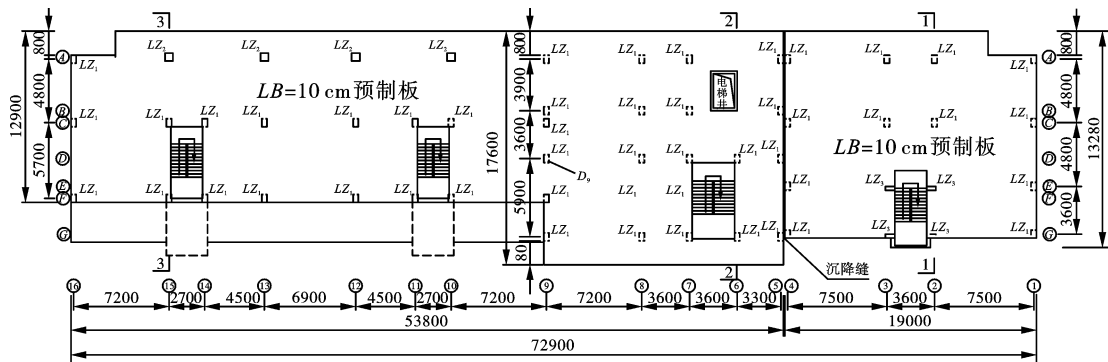


图2 结构平面布置图(单位:mm)

Fig. 2 Structural layout(unit:mm)

2 单根立柱机械拆除及其荷载动态调整现场测试

2.1 拆除方案与动应变现场测试方案

在机械拆除单根立柱时,要确保立柱的拆除过程不影响结构的整体稳定性。根据友好公寓楼房的结构特点,选择⑩-9立柱为机械拆除对象,拆除立柱编号为LZ₁,截面尺寸为400 mm×600 mm。待拆立柱高度为4.5 m,在机械切割工况下,选取从立柱3.2 m高度切割,立柱切割长度为1 m,采取绳锯切割的方式进行拆除。

为获取失效柱上方梁内力调整特征,选择与失效柱相接的三根承重梁作为研究对象,分别在梁的侧面和底部可能形成塑性铰处布置应变片,其中在距梁两端侧面位置20 cm处粘贴纵向和轴向应变片,在距梁两端底部20 cm位置粘贴轴向应变片,在梁底部中间位置处布置轴向应变片。选取的三根梁编号分别为A、B、C,梁A和C长度为3.6 m,梁B长度为7.2 m。每根梁共5个应变测点,测点编号为1~5,测点1和2位于梁侧面,测点3、4、5位于梁底,每根梁测点布置位置均相同,共有15个应变测

点,如图3所示。为便于论文描述,将测点5描述为近端梁底,测点3描述为远端梁底。现场切割过程持续约40 min,为完整获取切割的准确数据,尽可能延长数据采集的时间。

2.2 应变测试结果分析

通过分析并拆除立柱相连接的三根钢筋混凝土梁的动态应变数据,可发现梁端底部应变片采集的数据有较明显的变化,同时,依据塑性铰形成理论,选取梁两端底部位置(测点3和5)数据进行分析更有意义。

2.2.1 拆除立柱近端梁底

在进行现场应变测试时,由于数据线布置和应变片位置受到切割振动和水雾的影响,长时间采集可能导致数据失真。因此,采用前2500 s数据为对象进行分析,由图4、图5可知机械切割过程中,楼房荷载缓慢释放, $t=1000\sim 1500$ s时刻楼房荷载开始重分配。

与拆除立柱相接的三根梁中,短边梁A和梁C在立柱拆除后,其近端逐渐产生拉应变,该拉应变为结构初始压缩变形释放所致。而长边梁B因对立面无主梁支撑,其近端承受压应变。

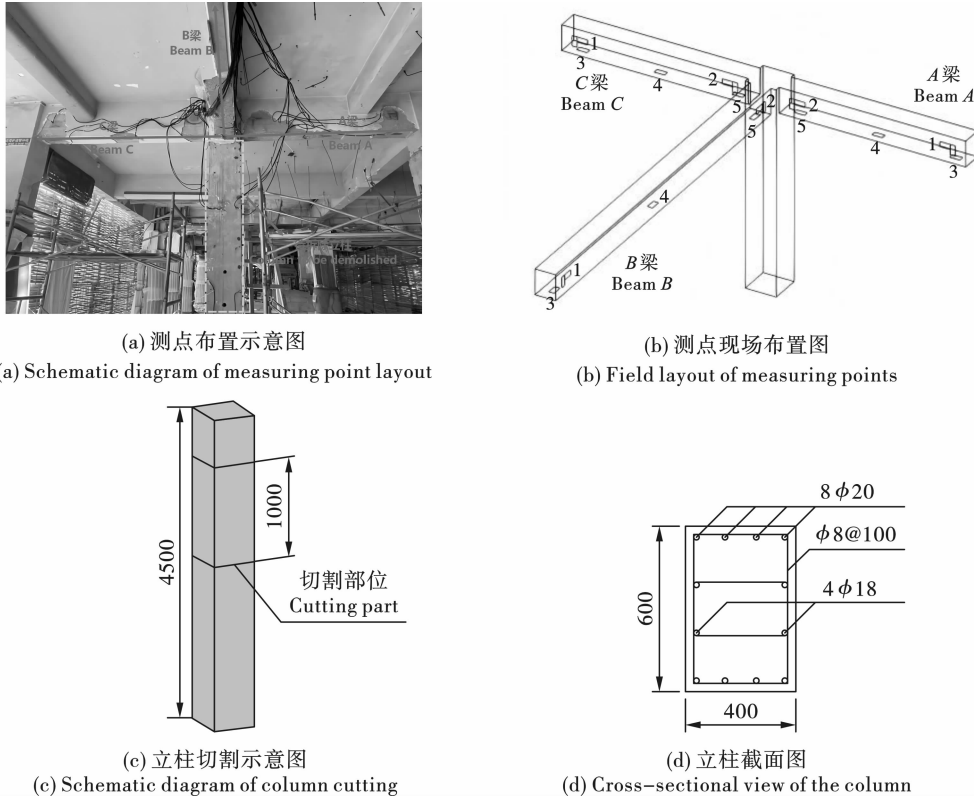


图 3 机械拆除应变测试示意图(单位:mm)

Fig. 3 Schematic diagram of mechanical removal strain test(unit:mm)

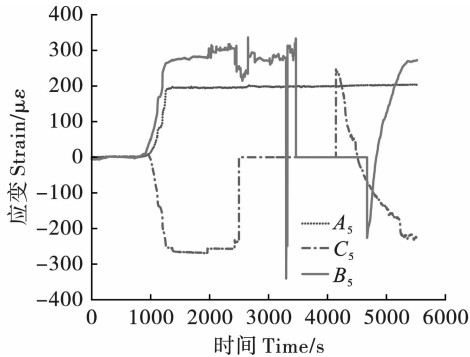


图 4 拆除立柱近端梁底应变时程曲线

Fig. 4 Time-dependent strain curve at the bottom of the beam at the proximal end of the removed columns

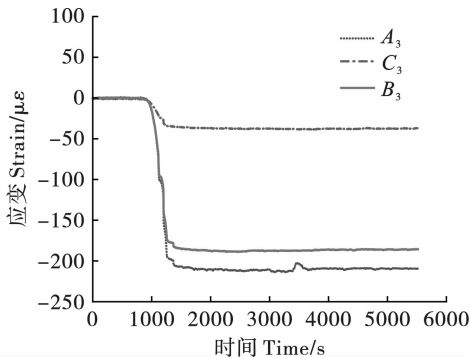


图 5 拆除柱远端梁底应变时程曲线

Fig. 5 Time-dependent strain curve at the bottom of the beam at the distal end of the removed columns

在 $t = 800 \sim 2500$ s 过程中, A、B、C 梁近端梁底应变逐渐产生并随后趋于稳定,表明其内力调整已经趋近完成。其中, A 梁近端产生的最大拉应变变为 $193 \mu\epsilon$ (5.79 MPa); C 梁近端产生的最大拉应变变为 $265 \mu\epsilon$ (7.95 MPa); B 梁近端产生的最大压应变变为 $254 \mu\epsilon$ (7.62 MPa)。

2.2.2 拆除立柱远端梁底

由图 5 可知, A、B、C 梁远端梁底应变亦是一个荷载重分布逐渐加载的过程,应变由 0 开始增加,在 $t = 1400$ s 时刻到达峰值并逐渐趋于稳定,均为压应变。这是因为在立柱拆除初始阶段,因荷载重分布,其上方荷载释放受到与之相连的梁柱子结构的限制,释放过程相对缓慢;随着立柱切割的完成,应变持续增加,并最终趋于稳定。B 梁远端压应变远小于 A 梁和 C 梁,表明拆除立柱近区是荷载重分布的关键区域,距拆除柱越远,其重分布增加的荷载也越小。其中, A 梁产生的最大压应变为 $206 \mu\epsilon$ (6.18 MPa); C 梁产生的最大压应变为 $178 \mu\epsilon$ (5.34 MPa); B 梁的峰值应变最小,为 $34 \mu\epsilon$ (1.02 MPa)。

3 单根立柱机械拆除工况数值模拟

3.1 仿真模型

采用有限元分析软件 LS-DYNA 建立数值模型,

建模使用单位制为 kg-m-s,与实际结构 1:1 建模,单元尺寸为 0.2 m,采用 Lagrange 算法保证计算的精度和效率。主体模型均采用 Solid164 实体单元,只对混凝土部分建模,将主体结构分为两个 PART,框架结构楼房主体和地面为 PART₁,待拆单根立柱为 PART₂,为节省计算时间,在混凝土材料中引入构件

配筋率概念,采用 MAT_BRITTLE_DAMAGE 模型,在该模型里输入钢筋的硬化模量、弹性模量、屈服强度、钢筋失效应变等参数,使混凝土材料满足其自身物理属性的同时又附带钢筋的性质,同时把墙、楼梯、室内装修的质量等效到混凝土中,材料参数见表 1。

表 1 混凝土材料参数

Table 1 Concrete material parameter

密度 Density/ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	杨氏模量 Young's modulus/GPa	泊松比 Poisson's ratio	拉伸极限 Tensile strength/MPa	剪切极限 Shear strength/MPa	剪力传递系数 Shear transfer coefficient
2500	30	0.2	2.5	14.5	0.03
压缩屈服应力 Compressive yield stress/MPa	配筋率 Reinforcement ratio	钢筋杨氏模量 Young's modulus of steel reinforcement/GPa	钢筋屈服应力 Yield stress of steel reinforcement/MPa	钢筋硬化模量 Hardening modulus of steel reinforcement/GPa	钢筋失效应变 Ultimate strain of steel reinforcement
28.97	5%	200	335	1.18	0.1

使用 *MAT_ADD_EROSION 关键字进行立柱单元的失效准则控制,考虑本文研究主要内容是构件拆除后在重力荷载影响下,剩余结构的内力调整情况,对于结构的自重荷载添加较为简单,在此采用关键字 *LOAD_BODY_Y 以重力加速度的形式施加荷载,并与定义曲线 DEFIN_CURVE 相配合完成定义。考虑机械拆除立柱进程较为缓慢,时间效应作用较长,为提高模拟计算效率,选取构件在 0.01 s 失效,计算终止时间为 0.05 s,数值仿真模型如图 6 所示。

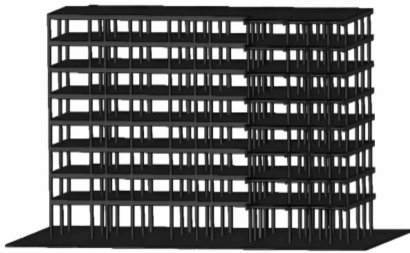


图 6 有限元模型

Fig. 6 Finite element model

3.2 应力分析

3.2.1 相邻梁

立柱拆除后,随重力荷载的调整,相邻梁的结构特性发生变化,由最初的简支梁转变为悬挑梁。由轴向应力云图 7 可知,与拆除柱相邻的梁 A、梁 C 近端梁柱节点受拉应力,远端受压力,其应力调整机制与现场动应变实测结果基本相同,具体分析如下。

由图 8(a)可知,结构在重力荷载作用下,梁 A、梁 C 近端受到拉应力并逐渐增大;梁 B 经过在应力

调整震荡后最终趋于受压状态。在 $t = 0.035 \text{ s}$ 时刻,梁 A 拉应力达到峰值 6.53 MPa ($218 \mu\epsilon$),梁 C 拉应力达到峰值 6.71 MPa ($223 \mu\epsilon$),基本与现场测试结果相吻合。而梁 B 压应力峰值为 0.58 MPa ($19 \mu\epsilon$),虽趋势一致,但与实测值差异较大,这可能是由于模拟中结构参数的取值、边界条件的设置以及实际测点选取的位置所造成的。

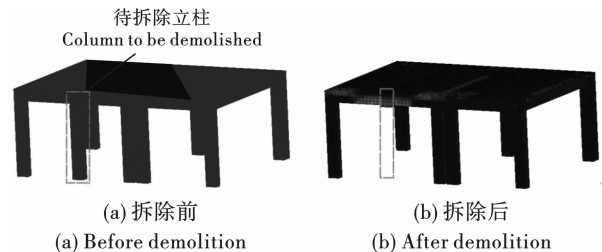


图 7 立柱拆除前后相邻梁端轴向应力云图(局部结构)

Fig. 7 Axial stress cloud at adjacent beam ends before and after column removal(localized structure)

由图 8(b)可知在重力荷载作用下,三根相邻梁远端均受到压应力的作用,且应力逐渐增大:在 $t = 0.035 \text{ s}$ 时刻,梁 A 压应力达到峰值 5.73 MPa ($191 \mu\epsilon$),梁 C 压应力达到峰值 4.76 MPa ($158 \mu\epsilon$),梁 B 的压应力峰值为 3.62 MPa ($120 \mu\epsilon$),三根梁梁远端荷载重分布趋势与实测结果基本一致。拆除柱梁 B 远端受到的压应力最小,其原因应是梁 B 的柱距较于梁 A 和梁 C 大的多,再次说明失效立柱近区是承受上方荷载进行荷载重分布的关键部位。

3.2.2 相邻柱

拆除柱周围的立柱是结构荷载重分布的关键构件,由图 9 可知,其邻近柱的竖向应力在重力荷载重

分布后逐渐增大,离拆除柱远的立柱分担的内力虽

然也有所增大,但分担的荷载远小于邻近柱。

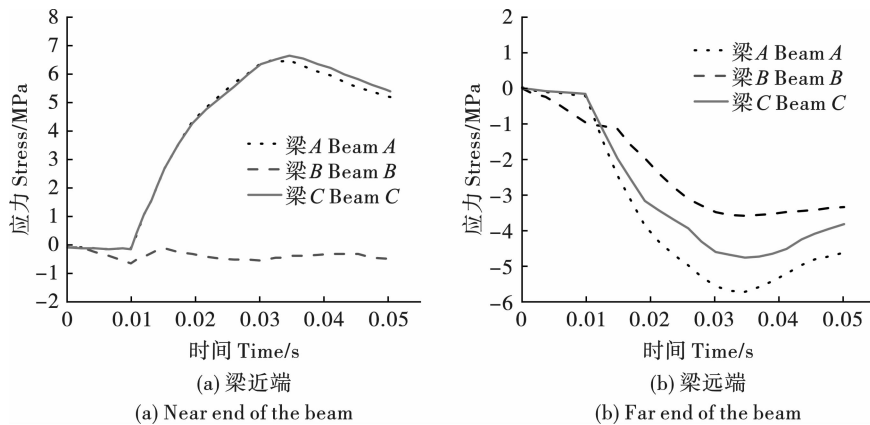


图 8 相邻梁轴向应力时程曲线图

Fig. 8 Time course of axial stresses in adjacent beams

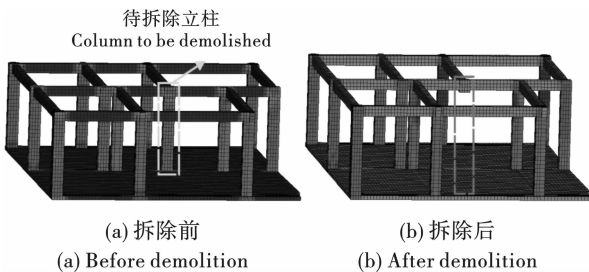


图 9 立柱拆除前后邻近柱轴向应力云图(局部结构)

Fig. 9 Axial stress cloud of neighboring columns before and after column removal(local structure)

根据上述数值模拟结果和实测应变数据对比分析可知,该数值模型能较好反应在单根立柱失效条件下整体结构的荷载调整机制和动态响应特征,可以用来进一步模拟框架结构楼房多根承重立柱渐进失效条件下结构动力响应特性。

4 楼房整体机械拆除工况数值模拟

一般情况下,机械拆除框架楼房总体方案为:选取待拆楼房第 2 层或第 3 层,由内而外拆除切口区域相应的承重立柱,最后拆除最外侧立柱使楼房发生定向倾倒失稳。

以友好公寓为例,结合变形缝分布情况,选取⑩~⑯轴结构作为模拟研究对象,模拟机械拆除第二层前两排(C轴和F轴)所有立柱的渐进失效。实际拆除工程中,拆除顺序为先从二层中排(C轴)中柱向左右依次交替拆除立柱,再从前排(F轴)中柱向左右交替拆除(如图 10 红色箭头方向顺序所示),直至楼房倾倒。拆除顺序如图 10 所示,多根立柱拆除有限元模型见图 11。

以待拆除楼房 1、2 层立柱的竖向应力变化为研

究对象,对楼房失稳过程中的荷载重分布与结构动态响应进行分析。

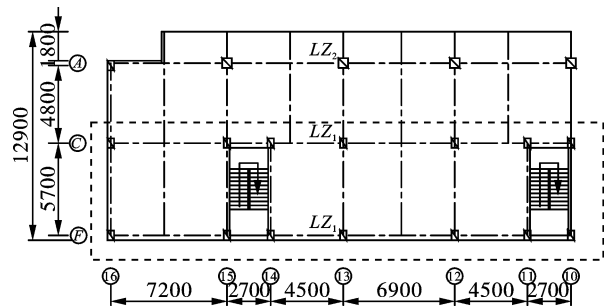


图 10 多根立柱拆除示意图(单位:mm)

Fig. 10 Schematic diagram of multiple column removal(unit:mm)

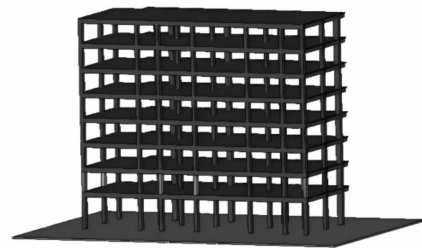


图 11 多根立柱拆除有限元模型

Fig. 11 Finite element model of multiple column removal

立柱拆除过程结构竖向应力云图如图 12 所示,由图可知,在 $t = 0.02$ s 时刻,在重力荷载的作用下,各层立柱形成初始应力场,立柱的初始应力从底层到上层逐渐变小,其底部立柱的初始压应力约为 6 MPa 左右;立柱开始拆除后,初始应力场会有所调整,当 2 层 C、F 轴所有立柱拆除后,即 $t = 0.315$ s 时刻,其上部立柱的荷载得以释放,约为 1 MPa 左右,楼房剩余结构的重力荷载仅由 2 层 A 轴五根立

柱支撑,最大压应力达 26 MPa 左右,接近 C30 混凝土的抗压强度极值;在 $t=0.845$ s 时刻,2 层立柱 A_{16}

率先失效,结构开始发生定向倾倒,即 2 层 A 轴立柱被压溃,楼房开始定向倾倒。

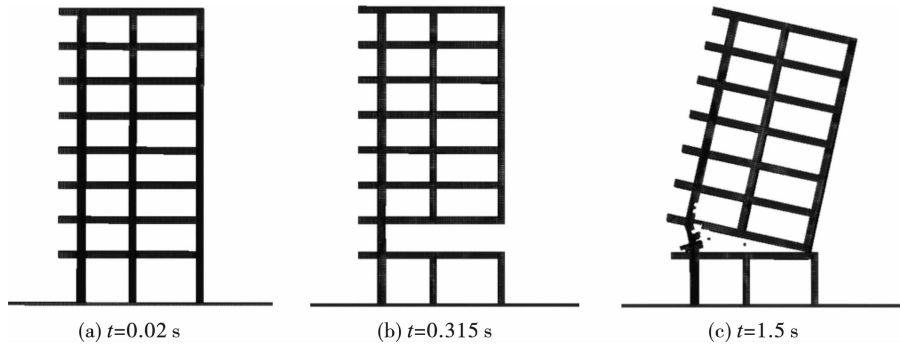


图 12 立柱拆除过程竖向应力云图

Fig. 12 Vertical stress cloud of column removal process

2 层 C、F 轴立柱拆除过程中, $t=0.02 \sim 0.315$ s 是拆除立柱期间应力调整阶段; $t=0.315 \sim 1.50$ s 是结构失稳过程中的应力调整阶段。选取 2 层 A_{16} 、 A_{10} 、 C_{16} 、 C_{10} 、 F_{16} 、 F_{10} 立柱以及 1 层 A_{16} 、 A_{10} 、 C_{16} 、 F_{16} 立柱进行分析。

4.1 2 层 C_{16} 、 C_{10} 立柱

如图 13 所示,2 层 C_{16} 立柱拆除时间节点为 $t=0.150$ s (时刻图 13 中蓝色辅助线),2 层 C_{10} 立柱拆除时间节点为 $t=0.170$ s 时刻。在拆除 2 层第一根立柱 C_{13} 过程中,可以观察到 2 层 C_{16} 立柱、 C_{10} 立柱由于结构自身重力荷载重分布首先承受动压应力,动压应力最大分别为 4 MPa、3.3 MPa。在随后拆除过程中,因楼房结构产生向内运动的趋势,动压应力得到释放,导致 2 层 C_{16} 、 C_{10} 立柱的竖向压应力回调变小。在极短时间内,受结构荷载重分布,2 层 C_{16} 、 C_{10} 立柱再次受上部结构荷载重分布并逐渐增大。

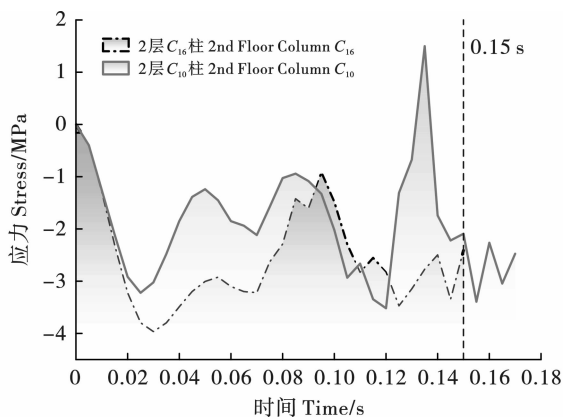


图 13 2 层 C_{16} 、 C_{10} 立柱竖向应力时程曲线

Fig. 13 Vertical stress time-history curve of C_{16} and C_{10} columns on the 2nd floor

在 2 层 C 轴中间立柱交替拆除过程中,单根立

柱的瞬间失效都会使边缘立柱产生瞬态拉应力效果。由于立柱拆除顺序原因,在 $0.130 \sim 0.150$ s 时间段,2 层 C_{16} 立柱始终承受压应力,但 2 层 C_{10} 立柱出现动拉应力。因此,受结构荷载重分布不均匀变化的影响,可能会导致楼房倒塌方向发生偏转。

在 $0 \sim 0.170$ s 时间段,即 2 层 C 轴全部立柱拆除过程中,荷载重分布不会导致剩余立柱的失效。

4.2 2 层 F_{16} 、 F_{10} 立柱

如图 14 所示,在 2 层 C 轴立柱拆除过程中,即 $0 \sim 0.170$ s 时间段内,2 层前排边缘立柱 F_{16} 、 F_{10} 的竖向应力变化趋势大体一致,但 F_{10} 略小于 F_{16} ,这是因为立柱拆除顺序影响了结构的荷载重分布。

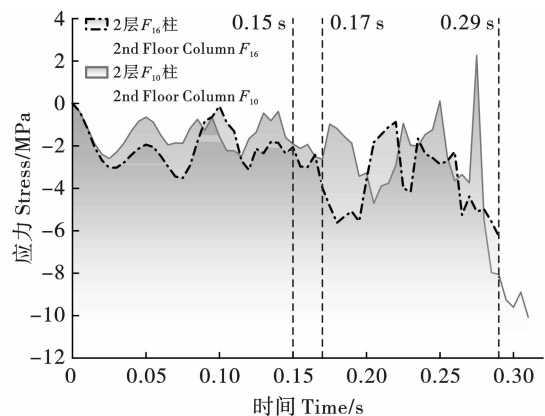


图 14 2 层立柱 F_{16} 、 F_{10} 竖向应力时程曲线

Fig. 14 Vertical stress time-history curve of F_{16} and F_{10} columns on the 2nd floor

在 0.270 s 时刻,2 层 F_{11} 立柱拆除,由于结构倒塌趋势变大,导致 2 层 F_{16} 立柱主要受压,同时 2 层 F_{10} 立柱产生瞬时动拉应力,并在结构荷载重分布作用下恢复为动压应力。在 0.280 s 时刻处,2 层 F_{10} 立柱在极短时间内由 2.5 MPa 的动拉应力迅速转化

为 10 MPa 动压应力,产生该现象的原因是 2 层 F_{15} 立柱在 0.250 s 时刻拆除后,荷载重分布还未完成时 2 层 F_{11} 立柱随之拆除,致使 F_{10} 立柱竖向应力突变。2 层 F_{16} 立柱在 0.290 s 时刻拆除后,由于承重立柱的减少,使得 F_{10} 立柱的动压应力继续增大。

4.3 2 层 A_{16} 、 A_{10} 立柱

在 0~0.310 s 时间段内,2 层 C 轴、F 轴立柱陆续交替拆除完成。2 层 A_{16} 、 A_{10} 立柱在 0~0.845 s 内竖向应力时程曲线趋势基本相同,但 A_{16} 立柱所承受动压应力比 A_{10} 略大,见图 15。2 层 A_{16} 立柱动压应力达到 26 MPa 后,该立柱在短时间内振荡失效,监测点位于立柱中部,所受最大压应力达 44 MPa,在 0.845 s 时刻 2 层 A_{16} 立柱完全失效,相比 2 层 A 轴其他立柱,其失效时间最早。同时,数值模拟结果表明,2 层 A 轴立柱拆除由 A_{16} 开始至 A_{10} 结束依次破坏并形成塑性区域(图 16)。

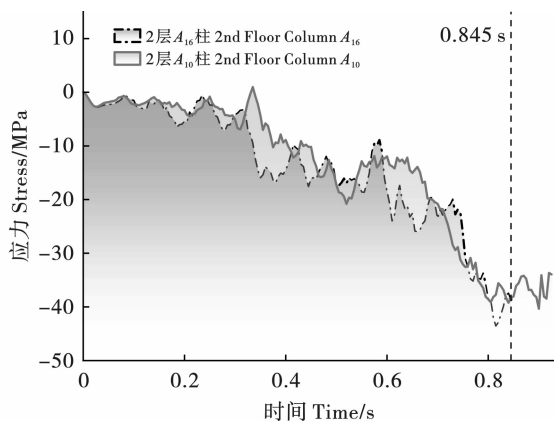


图 15 2 层 A_{16} 、 A_{10} 立柱竖向应力时程曲线
Fig. 15 Vertical stress time-history curve of A_{16} and A_{10} columns on the 2nd floor

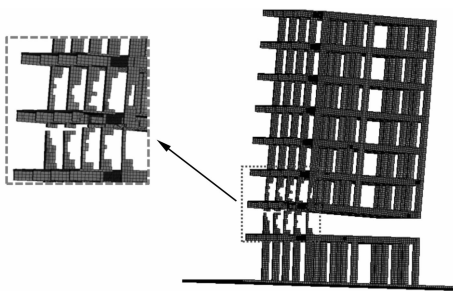


图 16 楼房结构倒塌塑性区
Fig. 16 Plastic zone of building structure collapse

4.4 1 层 A_{16} 、 A_{10} 立柱

如图 17 所示,在 0~0.310 s 时间段,即拆除 2 层 C 轴、F 轴立柱时,楼房 1 层 A_{16} 、 A_{10} 立柱应力曲线趋势基本相同且数值较小,但存在一定时间差,该现象再次说明拆除顺序以及拆除时间间隔会对结构

荷载重分布产生影响,进而导致不同部位剩余立柱动应力分布存在差异。在 2 层 C 轴、F 轴立柱拆除完成至 2 层 A 轴第一根立柱 A_{16} 破坏失效时,即 0.310~0.845 s,1 层立柱 A_{16} 和 A_{10} 受力存在较大差异,表明结构此时处于临界失稳状态,应力时程曲线出现振荡现象。

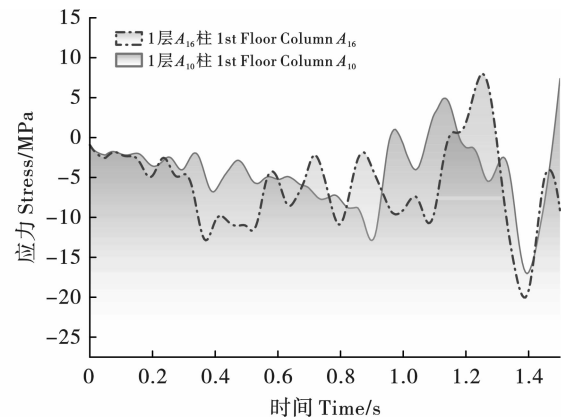


图 17 1 层立柱 A_{16} 、 A_{10} 竖向应力时程曲线
Fig. 17 Vertical stress time-history curve of A_{16} and A_{10} columns on the 1st floor

0.845~1.50 s 时间段为 2 层保留立柱 A_{16} 至 A_{10} 渐进破坏失效过程,1 层立柱应力场变化显著,但由于上部立柱破坏后形成塑性区时仍有残余承载力,使得上部结构的荷载仍能传递至下部 1 层立柱,同时因 2 层 A 轴立柱破坏程度不同以致其各立柱残余承载力不同,从而导致 1 层 A 轴立柱在上部结构倒塌过程中应力变化无明显规律性。

4.5 1 层 A_{16} 、 C_{16} 、 F_{16} 立柱

由图 18 竖向应力时程曲线可知:1 层立柱 C_{16} 在 0.17 s 时刻之前,即 2 层 C 轴立柱拆除过程中存在一定波动,但始终保持受压状态;1 层立柱 F_{16} 在 2 层 C 轴、F 轴立柱拆除过程中同样保持一定波动,在 2 层 C 轴、F 轴立柱拆除完成之后,竖向应力迅速恢复到 0 MPa 左右;即 C_{16} 、 F_{16} 立柱上部初始荷载得到释放。在 0~1.50 s 过程中,因 2 层 C 轴、F 轴立柱的拆除, A_{16} 立柱动压应力先逐渐增大,当结构开始发生定向倾倒偏转时 A_{16} 立柱所受动应力状态由压转拉。

5 结论

研究依托武汉友好公寓框架结构楼房单根立柱机械切割拆除实例,采用现场测试与数值模拟相结合的手段,研究了高层楼房单根立柱机械拆除和多根立柱渐进失效条件下楼房的荷载动态调整机制及

结构破坏特征,主要结论如下:

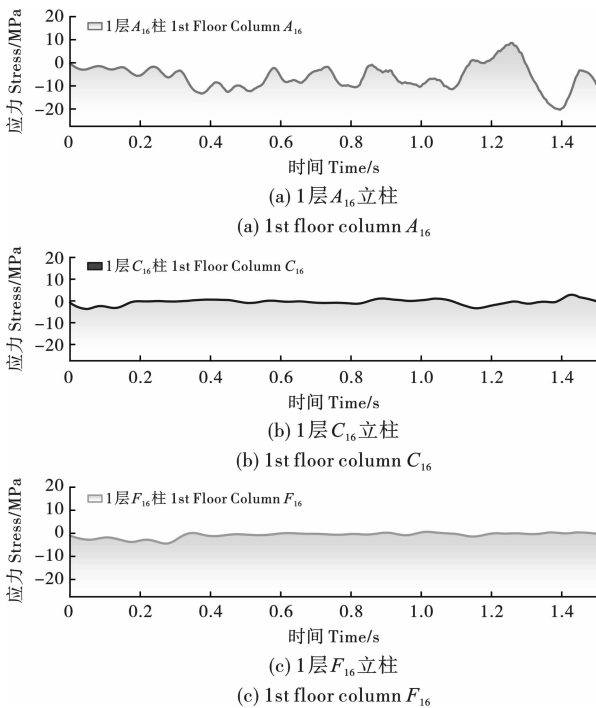


图 18 1层 A_{16} 、 C_{16} 、 F_{16} 立柱竖向应力时程曲线

Fig. 18 Vertical stress time-history curve of A_{16} , C_{16} and F_{16} columns on the 1st floor

(1)单根立柱机械拆除过程中,梁底近端会产生 10^2 量级拉应变,远端会产生 $10^1 \sim 10^2$ 量级压应变,梁的动态应变逐渐达到峰值后趋于稳定,受重力荷载影响,框架楼房结构通过梁的弯曲变形实现荷载重分布。

(2)机械拆除工况下,待拆立柱交替拆除过程中,单根立柱拆除瞬间会导致邻近四周立柱产生瞬态动拉应力。

(3)机械拆除工况下,立柱拆除顺序与时间间隔会导致楼房各部位荷载重分布不均匀,采取对称方式和等时间间隔拆除可有效减少结构荷载重分布不均匀问题,并保证楼房按设计方向倒塌。

参考文献 (References)

[1] 叶建军,彭庆波,肖建庄,等. 梁柱预埋孔机械切割异地爆破绿色拆除技术[J]. 建筑科学与工程学报, 2023, 40(6):111-117.

[1] YE Jian-jun, PENG Qing-bo, XIAO Jian-zhuang, et al. Green demolition technology for beam-column embedded holes via mechanical cutting and off-site blasting [J]. Journal of Architecture and Civil Engineering, 2023, 40(6):111-117. (in Chinese)

[2] SUN Jin-shan, JIA Yong-sheng, XIE Xian-qi, et al. Design

criteria for the folding implosion of high-rise RC buildings [J]. Engineering Structures, 2021, 233:111933.

- [3] 姚颖康,贾永胜,孙金山,等. 逐跨起爆条件下框剪结构楼房内力调整机制试验研究[J]. 爆破, 2020, 37(3):1-7, 20.
- [3] YAO Ying-kang, JIA Yong-sheng, SUN Jin-shan, et al. Experimental study on internal force adjustment mechanism of frame-shear structure building under span-by-span detonation condition [J]. Blasting, 2020, 37(3):1-7, 20. (in Chinese)
- [4] 查晓雄,汪凯超,陈德劲. 冷却塔定向拆除时剩余支柱的轴力计算方法[J]. 哈尔滨工业大学学报, 2024, 56(2):10-17.
- [4] ZHA Xiao-xiong, WANG Kai-chao, CHEN De-jin. Calculation method for axial force of remaining supports during directional demolition of cooling towers [J]. Journal of Harbin Institute of Technology, 2024, 56(2):10-17. (in Chinese)
- [5] 李欣,王猛,张发强,等. 大型体育场馆拆除施工仿真与方案优化探讨[J]. 建筑结构, 2023, 53(6):6-11.
- [5] LI Xin, WANG Meng, ZHANG Fa-qiang, et al. Discussion on demolition construction simulation and scheme optimization of large-scale stadiums [J]. Building Structure, 2023, 53(6):6-11. (in Chinese)
- [6] CHAI Ya-bo, LUO Ning, ZHANG Hao-hao, et al. Application of controlled blasting demolition technology in ultra-high coaxial thin-walled steel inner cylinder reinforced concrete chimney [J]. Case Studies in Construction Materials, 2023, 18:e01936.
- [7] GAO Wen-le, KOU Yu-ming, YAN Tong-qing, et al. Case study on the effect of delay-time differences between columns during blasting demolition of RC structures with a small height-to-width ratio [J]. Applied Sciences, 2023, 13(11):6765.
- [8] GYEONGJO M, DAISUKE F, SANGHO C. 3D numerical analysis method for simulating collapse behavior of RC structures by Hybrid FEM/DEM [J]. Applied Sciences, 2022, 12(6):3073-3073.
- [9] 费鸿禄,张志强,包士杰,等. 框-筒结构楼房折叠爆破拆除数值模拟研究[J]. 爆破, 2023, 40(3):134-142.
- [9] FEI Hong-lu, ZHANG Zhi-qiang, BAO Shi-jie, et al. Numerical simulation study on folding blasting demolition of frame-tube structure buildings [J]. Blasting, 2023, 40(3):134-142. (in Chinese)
- [10] 高文乐,王燕萍,李琛豪,等. 小高宽比框架结构爆破拆除数值模拟研究[J]. 爆破, 2024, 41(1):112-119.
- [10] GAO Wen-le, WANG Yan-ping, LI Chen-hao, et al. Numerical simulation study on blasting demolition of frame

- structures with small height-width ratio [J]. *Blasting*, 2024, 41(1):112-119. (in Chinese)
- [11] 胡 彬,杨赛群,李洪伟,等. 超高钢混烟囱爆破切口角度计算及数值模拟[J]. *工程爆破*, 2022, 28(1):99-106.
- [11] HU Bin, YANG Sai-qun, LI Hong-wei, et al. Calculation of blasting notch angle and numerical simulation for ultra-high steel-concrete chimneys [J]. *Engineering Blasting*, 2022, 28(1):99-106. (in Chinese)
- [12] LUCCIONI B M, AMBROSINI R D, DANESI R F. Analysis of building collapse under blast loads [J]. *Engineering structures*, 2004, 26(1):63-71.
- [13] GU X, LI C. Computer simulation for reinforced concrete structures demolished by controlled explosion [M]. *Computing in Civil and Building Engineering (2000)*, 2000: 82-89.
- [14] UTAGAWA N, KONDO I, YOSHIDA N, et al. Simulation of demolition of reinforced concrete buildings by controlled explosion [J]. *Computer-Aided Civil and Infrastructure Engineering*, 1992, 7(2):151-159.
- [15] TOSAKA N, KASAI Y, HONMA T. Computer simulation for felling patterns of building [M]. *Demolition Methods and Practice VI*. CRC Press, 1988:395-403.

(上接第147页)

- [21] LOU Xiao-ming, ZHOU Peng, YU Jin, et al. Analysis on the impact pressure on blast hole wall with radial air-decked charge based on shock tube theory [J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2020, 128:105905.
- [22] YILMAZ O, UNLU T. Three dimensional numerical rock damage analysis under blasting load [J]. *Tunnelling and Underground Space Technology*, 2013, 38:266-278.
- [23] TAYLOR L M, CHEN E P, KUSZMAUL J S. Microcrack-induced damage accumulation in brittle rock under dynamic loading [J]. *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 1986, 55(3):301-320.
- [24] YANG R, BAWDEN W F, KATSABANIS P D. A new constitutive model for blast damage [C] // *International journal of rock mechanics and mining sciences & geomechanics abstracts*. Pergamon, 1996, 33(3):245-254. .
- [25] 王文龙. 钻眼爆破 [M]. 北京:煤炭工业出版社, 1984.
- [25] WANG Wen-long. *Drill and blast* [M]. Beijing: China Coal Industry Publishing House, 1984. (in Chinese)
- [26] 潘 强,张继春,石洪超,等. 单孔不耦合装药爆破的岩体损伤分布特征研究 [J]. *振动与冲击*, 2019, 38(18):264-269.
- [26] PAN Qiang, ZHANG Ji-chun, SHI Hong-chao, et al. Distribution characteristics of the rock mass damage caused by single-hole decoupling charge blasting [J]. *Journal of Vibration and Shock*, 2019, 38(18):264-269. (in Chinese)
- [27] ESEN S, ONEDERRA I, BILGIN H A. Modelling the size of the crushed zone around a blasthole [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2003, 40(4):485-495.
- [28] 彭 鑫,李祥龙,李 旺,等. 水不耦合径向装药对预裂成缝效果影响分析 [J]. *有色金属工程*, 2023, 13(5):103-113.
- [28] PENG Xin, LI Xiang-long, LI Wang, et al. Analysis on influence of water uncoupled radial charge on pre-crack formation effect [J]. *Nonferrous Metals Engineering*, 2023, 13(5):103-113. (in Chinese)
- [29] LU Wen-bo, LENG Zhen-dong, CHEN Ming, et al. A modified model to calculate the size of the crushed zone around a blast-hole [J]. *Journal of the Southern African Institute of Mining and Metallurgy*, 2016, 116(5):412-422.
- [30] DONZE F V, BOUCHEZ J, MAGNIER S A. Modeling fractures in rock blasting [J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 1997, 34(8):1153-1163.
- [31] 戴 俊. 柱状装药爆破的岩石压碎圈与裂隙圈计算 [J]. *辽宁工程技术大学学报(自然科学版)*, 2001(2):144-147.
- [31] DAI Jun. Calculation of radii of the broken and cracked areas in rock by a long charge explosion [J]. *Journal of Liaoning Technical University (Natural Science)*, 2001(2):144-147. (in Chinese)
- [32] 戴 俊. 岩石动力学特性与爆破理论 [M]. 2版. 北京:冶金工业出版社, 2014.
- [32] DAI Jun. *Dynamic behaviors and blasting theory of rock* [M]. 2nd Ed. Beijing: Metallurgical Industry Press, 2014. (in Chinese)