

不同节理几何参数的类岩体材料冲击试验与裂纹扩展规律*

费鸿禄¹, 陈良雨¹, 杨鹏亮¹, 丁炆¹, 杨仕韬¹, 胡刚¹, 周琳力²

(1. 辽宁工程技术大学爆破技术研究院, 辽宁 阜新 123000;

2. 辽宁工程技术大学土木工程学院, 辽宁 阜新 123000)

摘要: 为深入研究节理岩体在冲击作用下的裂纹扩展规律及动力响应特性, 以节理开度、倾角、数量及节理至加载面距离 4 个几何参数为变量, 采用自制的落锤冲击装置开展试验, 并利用 LS-DYNA 构建竖向组合节理、竖向和水平组合节理的落锤冲击数值模型, 重点分析节理几何参数对节理岩体破坏模式、裂纹扩展路径及应力-应变的影响, 并基于线弹性断裂力学理论, 确定了节理端部的应变分量与应力强度因子的关系。试验结果表明: 当节理开度由 0.5 mm 增至 0.9 mm 时, 最大冲击荷载由 35.16 kN 降至 22.07 kN; 当节理倾角由 30° 增至 60° 时, 最大冲击荷载由 47.17 kN 降至 29.57 kN; 节理数量由 1 增至 3 时, 最大冲击荷载由 36.31 kN 降至 23.69 kN; 当节理距加载面从 50 mm 增至 90 mm 时, 最大冲击荷载由 38.19 kN 先增至 41.75 kN, 后降为 40.88 kN, 呈现先增后降的非线性关系。测点应变峰值则与节理开度、倾角、数量、节理距加载面距离均呈负相关。数值模拟结果表明: 竖向节理数量越多, 模型整体稳定性削弱越显著; 在竖向和水平组合节理中, 增大竖向节理开度可降低底部破坏程度, 且当水平节理位置高于竖向节理时, 模型更易失稳破坏。

关键词: 节理岩体; 节理几何参数; 落锤冲击; 裂纹扩展

中图分类号: TU45; O521.9

文献标识码:

节理在天然岩体中广泛存在, 节理的存在会影响岩体的完整性, 改变岩体的强度、刚度及破坏模式, 导致岩体在外力作用下更易发生变形与破坏, 进而影响隧道、巷道、地下厂房、边坡等工程的稳定性。如岩质边坡预裂爆破时, 预裂孔爆炸时所产生的冲击荷载对被保护岩体内部节理裂隙的活化有直接影响, 这种影响除与荷载本身以外, 还与预裂孔和裂隙之间的距离及裂隙本身的产状、尺寸有直接的关系。因此, 深入研究节理岩体在冲击作用下的裂纹扩展规律与破坏模式具有重要意义。

针对节理岩体的动力响应及破坏机制, 已有国内外学者开展了相关研究。刘康琦等^[1]利用 SHPB 试验, 研究单节理岩体在循环冲击下节理倾角对破坏模式和累积损伤的影响, 发现破坏模式为劈裂, 累积损伤系数的增幅随节理倾角的增大而减小。王智德等^{[2],[3]}建立了不同应变率条件下包含节理倾角影响的损伤模型, 发现节理倾角越大, 岩体强度下降越明显。王瑞红等^[4]发现节理倾角在 0°、90° 节理砂岩试件以张拉破坏为主, 45°、60° 节理砂岩试件以剪切破坏为主。Gao 等^[5]研究发现, 双孔爆破岩体中节理倾角为 15°、30°、45°、60°、75° 时, 质点峰值振动速度 (PPV) 随水平地应力增加时先增后减, 90° 时随水平地应力增大而增大。而针对冲击波传播与能量耗散机制方面, 费鸿禄等^[6]研究发现, 应力波斜入射使节理端部应力分布不对称, 应力与位移存在滞后, 入射角显著影响破坏模式。李森等^[7]利用 SHPB 装置研究单节理花岗岩在不同节理角度时的破坏模式, 发现 0° 与 90° 时为劈裂破坏, 30° 时为滑移破坏, 45° 与 60° 为劈裂与滑移复合破坏。沈聪等^[8]采用自主研

*收稿日期: 2026-02-10; 修回日期: 2026-03-10

基金项目: 国家自然科学基金 (52404082)

通讯作者: 费鸿禄 (1963-), 男, 教授, 博士生导师, 主要从事爆破工程和地下工程研究. E-mail: feihonglu@163.com

发摆锤平板试验机进行室内试验,发现斜入射角显著影响反射波,节理间距与交叉角增大削弱透射波与反射波。Jia 等^[9]结合理论与试验研究充填节理组的应力波传播,发现比刚度与透射系数随加载速率增大而增大,且每条节理的比刚度均会影响充填节理组的透射系数。

在相似模型试验研究中,金爱兵等^{[10],[11]}基于 3D 打印技术和相似理论制备节理模型并进行单轴压缩试验,发现随着节理倾角从 0°增加到 90°,试件强度与峰值应变均呈现先降低后升高的变化趋势。孔洋等^{[12],[13]}对柱状节理玄武岩模型进行单轴压缩、巴西劈裂及声发射测试,得出其变形失效模式、量化其各向异性并优选出柱状节理玄武岩脆性响应的相似材料。Yang 等^[14]通过相似试验研究平行节理间距与重叠度对岩体力学行为的影响,发现节理相互作用增强会降低归一化强度和峰值位移($\alpha=0^\circ$ 除外)。Song K I 等^[15]发现节理刚度降低使 P 波速度减小,粗糙度增加则降低 P 波速度、提高 S 波速度。Li 等^[16]根据相似模型试验指出,节理的接触面积与空间几何形状显著影响节理动力学行为及应力波传播路径。

此外,国内外学者还通过数值模拟方法进一步研究节理岩体的破坏机制和动态响应规律。范星宇等^[17]基于 PFC 模拟单节理岩石单轴压缩过程,研究节理长度与倾角对力学性能和裂纹演化的影响,破坏模式以张拉和剪切为主。王正堂等^[18]利用 PFC2D 建立了岩体模型,发现节理倾角在 10°~50°范围内对单轴压缩强度与弹性模量有显著削弱作用,50°~90°时影响不明显。张波等^{[19],[21]}通过试验与数值分析发现,交叉裂隙岩体强度受裂隙夹角与分布主控,30°与 45°夹角易致主裂隙控制破坏,90°次裂隙控制且强度最低。刘海明等^[22]基于 PFC^{2d}研究含 X、L、T 型交叉节理,发现其强度、变形参数均与交叉角度呈线性负相关(L 型最敏感),破坏模式以张拉为主且受角度影响。Liu 等^[23]构建 SHPB 系统的耦合数值模型,研究节理交叉角与贯通率对冲击响应的影响。Ouyang 等^[24]指出,岩石-水泥界面剪切破坏集中于水泥凸起部位,破坏机制随倾角增加由磨损转为切削。Jiang 等^[25]研究表明,节理岩体蠕变破裂中微裂纹聚集于节理面诱发剪切破坏,剪切裂纹占比先降后升,破坏前响应最强。Zhang 等^[26]发现节理(倾角 0°~90°)显著增大围岩变形,反倾坡侧有明显的位移增大现象。Qiu 等^[27]研究了节理强度和加载速率对节理岩体动态拉伸性能的影响,发现抗拉强度随加载速率增加而增强,随节理强度增加而减弱。

综上所述,现有学者通过试验研究了节理几何参数对岩体动力响应的影响,探讨了单节理岩体在冲击作用下节理对破坏模式的影响,以及相似模型试验中节理对岩体强度的影响,但现有工作多聚焦于节理倾角或单一节理数量对岩体强度的影响,而针对节理开度、节理至加载距离等多几何参数的研究相对较少。为进一步探究节理开度、倾角、数量和节理至加载面距离,以及竖向组合节理、竖向和水平组合节理对节理岩体破坏模式、裂纹扩展路径及应力应变的影响。本文基于线弹性断裂力学与岩石破碎学理论,采用自制落锤冲击试验装置,并结合数值模拟开展研究,研究不同节理几何参数条件下,类岩体在冲击载荷作用下的裂纹扩展规律和动态响应特性。

1 试验准备

利用自制的落锤冲击试验装置,开展不同节理特征类岩体模型试验,分析节理开度、倾角、数量及节理至加载面距离在冲击荷载作用下的破坏模式、裂纹扩展规律。

1.1 节理岩体试件制备

试件采用边长为 150mm 的立方体,其材料为矿渣硅酸盐水泥(PSA32.5)、中砂(含水率 3%)和水,水泥、砂、水的质量比为 1.0: 4.5: 0.9^[28]。为便于分析冲击荷载与裂隙间的相互作用以及制作模型,选择节理几何参数为:节理开度为 0.5mm、0.7mm、0.9mm、节理至加载面距离为 50mm、70mm、90mm、节理倾角为 30°、45°、60°节理数量为 1 条、2 条、3 条。节理岩体试件中节理采用薄片抽条法制备。每组试件浇筑 3 个,共浇筑 36 个试件。节理岩体模型如图 1 所示,部分浇筑试件如图 2 所示。

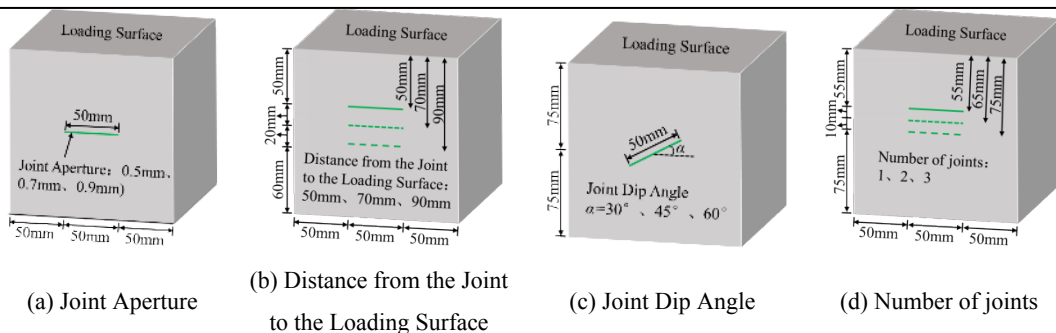


图1 节理岩体模型图

Fig.1 Model of jointed rock mass



图2 部分浇筑试件

Fig.2 Partial casting test piece

1.2 材料基本力学参数获取

为准确获取节理类岩体模型材料的基本力学性能参数，并为后续数值模拟中 RHT 模型的参数标定提供依据，在冲击试验前开展了静力学试验，主要包括立方体抗压强度试验与劈裂试验。采用 YAW-2000D 微机控制电液伺服压力试验机对 $150\text{mm} \times 150\text{mm} \times 150\text{mm}$ 的标准立方体试件进行轴向加载，加载速率为 0.5MPa/s 。采用劈裂试验方法对同批次试件进行径向压裂加载。加载采用同一设备，加载速率控制为 0.03MPa/s ，记录劈裂破坏时的最大荷载。制作 6 个试件并将其分为两组（每组 3 个试件），分别进行立方体抗压强度试验和劈裂试验，试验结果取平均值，试件的抗压强度为 17.5MPa 、抗拉强度为 2.37MPa ，部分试验结果如图 3 所示。



(a) Cube Compressive Strength

Test



(b) Splitting Tensile Test

图3 部分试验结果图

Fig.3 Partial test results

1.3 落锤冲击试验

采用自制落锤冲击试验装置进行试验，试验装置包括：龙门架、升降机、电磁铁、球形重锤和金属板，测试仪器为：力传感器和 DH5922D 动态应变仪。试验设置落锤冲击高度为 1.2m ，落锤质量为 5kg ，落锤冲击速度为 4.85m/s ，试件加载方向统一为竖向加载。为实现稳定的冲击过程，将金属板置于力传感器下方作为垫板，落锤冲击试验每种类型的试件重复冲击 3 次，试验结果取平均值，试验装置如图 4 所示。

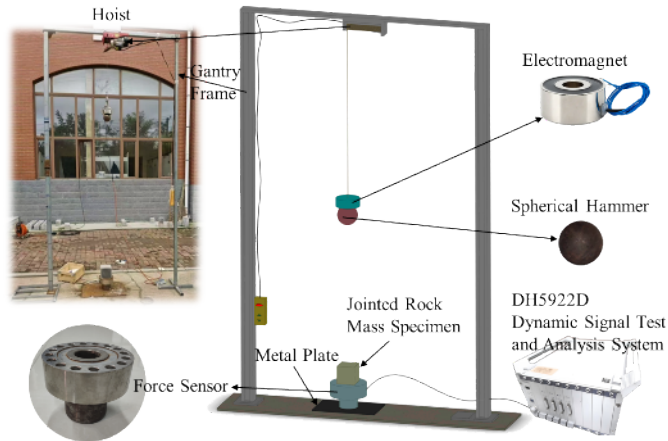


图 4 落锤冲击试验装置

Fig.4 Drop-weight impact test device

1.4 测点布置

为获取节理岩体试件在冲击载荷作用下的应变响应特征，在节理上下两侧、端部等应力集中和应力波传播关键部位布置测点并粘贴应变片，用于记录冲击过程中局部应变。具体布置如下：对于不同节理开度及节理至加载面距离的试件，分别在节理上下两侧 10mm 处布置测点 A、B 与 C、D；对于不同节理倾角的试件，在节理下端部左侧和下方 10mm 处布置测点 E、F；对于不同节理数量的试件，在节理右端部右侧与下方 10mm 处布置测点 G、H。应变片粘贴方向如下：测点 A、B、C、D、F 及 H 处采用竖向布置，测点 E 和 G 处采用水平布置，各测点及应变片粘贴位置如图 5 所示。

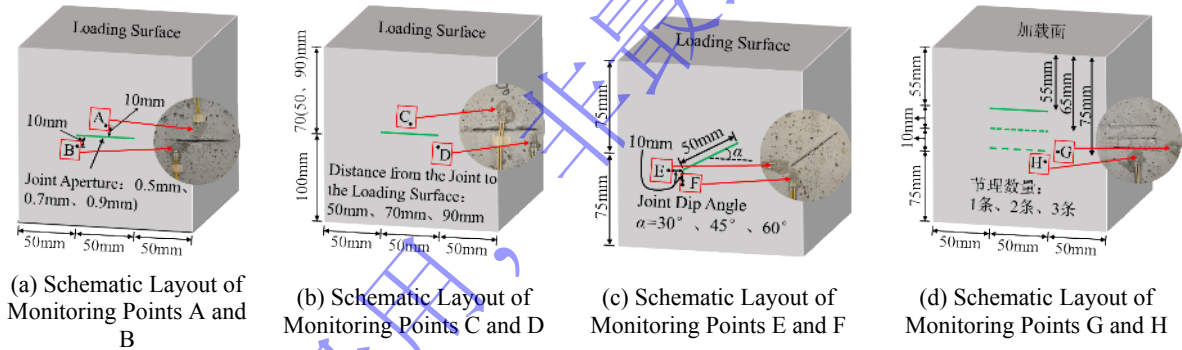


图 5 测点布置示意图

Fig.5 Measuring point layout schematic

2 节理端部应变

在外部冲击荷载作用下，节理岩体裂纹尖端区域会产生强烈的应力集中，导致微观结构发生非均匀变形。裂纹尖端处的应变分布不仅反映材料的局部变形特征，也是刻画裂纹扩展行为重要依据。本文基于线弹性断裂力学理论，从裂纹尖端的应力场出发，结合平面应力条件下的胡克定律，得到了应变分量与应力强度因子的表达式，为后续节理岩体冲击试验与数值模拟提供理论基础。

假设试件为线弹性体，满足各向同性、均匀且连续，并处于平面应力状态，根据平面应力胡克定律，并依据应力强度因子和节理端部应力场公式^[29]得：

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \frac{1}{E\sqrt{2\pi r}} \left\{ K_I \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) - (1+\nu) \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] - K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \left[2 + (1+\nu) \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \right\} \\ \varepsilon_y &= \frac{1}{E\sqrt{2\pi r}} \left\{ K_I \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) + (1+\nu) \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + K_{II} \sin \frac{\theta}{2} \left[2\nu + (1+\nu) \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \right\} \\ \gamma_{xy} &= \frac{1+\nu}{E\sqrt{2\pi r}} \left\{ K_I \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + K_{II} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \right\} \end{aligned} \right\} \quad (1)$$

式中： K_I 、 K_{II} 分别为I、II型裂纹的应力强度因子；分别为节理上下两侧法向应力与切向应力； a 为节理半长。 θ 为 x' 轴与测点-节理端部之间的夹角； r 为节理端部至测点的距离。

将其整理为应力表示：

$$\left. \begin{aligned} \varepsilon_x &= \sqrt{\frac{a}{2r}} \frac{1}{E} \left\{ \sigma \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) - (1+\nu) \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] - \tau \sin \frac{\theta}{2} \left[2 + (1+\nu) \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \right\} \\ \varepsilon_y &= \sqrt{\frac{a}{2r}} \frac{1}{E} \left\{ \sigma \cos \frac{\theta}{2} \left[(1-\nu) + (1+\nu) \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right] + \tau \sin \frac{\theta}{2} \left[2\nu + (1+\nu) \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right] \right\} \\ \gamma_{xy} &= \sqrt{\frac{a}{2r}} \frac{1+\nu}{E} \left\{ \sigma \cos \frac{\theta}{2} \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} + \tau \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \right\} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

假设冲击能量全部作用于试件，且作用于试件的冲击力为一集中力 P ，其公式为：

$$P = \frac{mv}{\Delta t} \quad (3)$$

式中： m 为落锤质量， v 为冲击速度， Δt 为落锤作用于试件的时间。

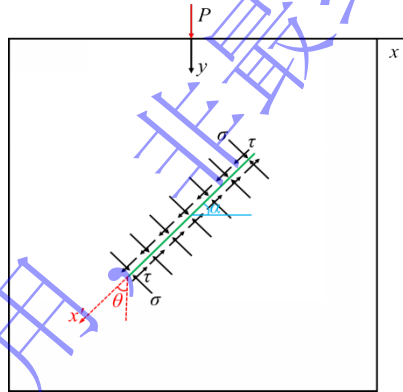


图6 节理受力状态示意图

Fig.6 Schematic diagram of joint stress state

节理岩体试件受力情况如图6所示。根据 Boussinesq 问题^[30]，由 P 所引起的各应力分量如下：

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_y &= \frac{3P}{2\pi R^2} \frac{y^3}{R^3} \\ \tau'_{xy} &= \frac{3P}{2\pi R^2} \frac{xy^3}{R^3} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

式中： σ'_y 、 τ'_{xy} 分别为竖向正应力和水平切应力， $R = \sqrt{x^2 + y^2}$ 。

3 试验结果

3.1 冲击力分析

进行不同节理开度、倾角、数量、至加载面距离的冲击加载试验，通过节理岩体试件下方力传感器测得节理至加载面距离为50mm、70mm、90mm的冲击力时程曲线如图7所示，试件最大冲击

荷载见表 1，最大冲击荷载表征了试件的动态承载能力，在实际的工程中，根据节理几何参数可调整冲击荷载的作用方向和大小，控制冲击荷载对节理岩体的破坏作用。

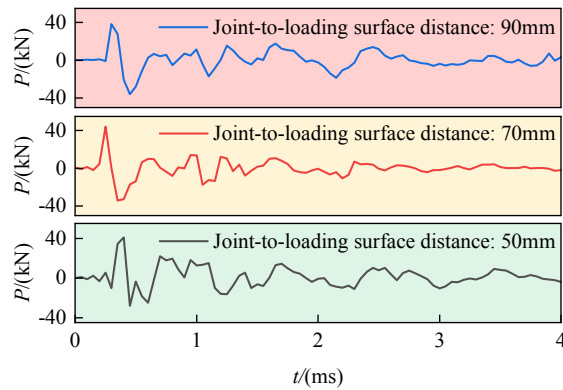


图 7 节理至加载面距离的冲击力时程曲线

Fig.7 Time histories of impact force at different distances between joint and loading surface

表 1 试件最大冲击荷载

Table 1 Maximum impact load of specimens

Joint Geometric Parameters	Test Series	Maximum Impact Load P_{max} /(kN)	Average Value (kN)	Joint Geometric Parameters	Test Series	Maximum Impact Load P_{max} /(kN)	Average Value /(kN)
Joint Aperture	JLKD-0.5-1	35.40	35.16	Joint Dip Angle	JLQJ-30-1	47.65	39.09
	JLKD-0.5-2	36.22			JLQJ-30-2	44.53	
	JLKD-0.5-3	33.85			JLQJ-30-3	49.32	
	JLKD-0.7-1	31.65	JLQJ-45-1		38.13		
	JLKD-0.7-2	32.42	JLQJ-45-2		38.43		
	JLKD-0.7-3	29.10	JLQJ-45-3		40.72		
	JLKD-0.9-1	23.14	JLQJ-60-1		29.72		
	JLKD-0.9-2	22.86	JLQJ-60-2		29.88		
	JLKD-0.9-3	20.20	JLQJ-60-3		29.12		
	Distance from the Joint to the Loading Surface	ZJZM-50-1	38.38		38.19	Number of joints	
ZJZM-50-2		35.65	JLSL-1-2	37.42			
ZJZM-50-3		40.54	JLSL-1-3	35.14			
ZJZM-70-1		41.40	JLSL-2-1	32.57			
ZJZM-70-2		40.65	JLSL-2-2	32.87			
ZJZM-70-3		43.20	JLSL-2-3	31.68			
ZJZM-90-1		40.88	JLSL-3-1	24.62			
ZJZM-90-2		39.12	JLSL-3-2	24.33			
ZJZM-90-3		42.63	JLSL-3-3	22.13			

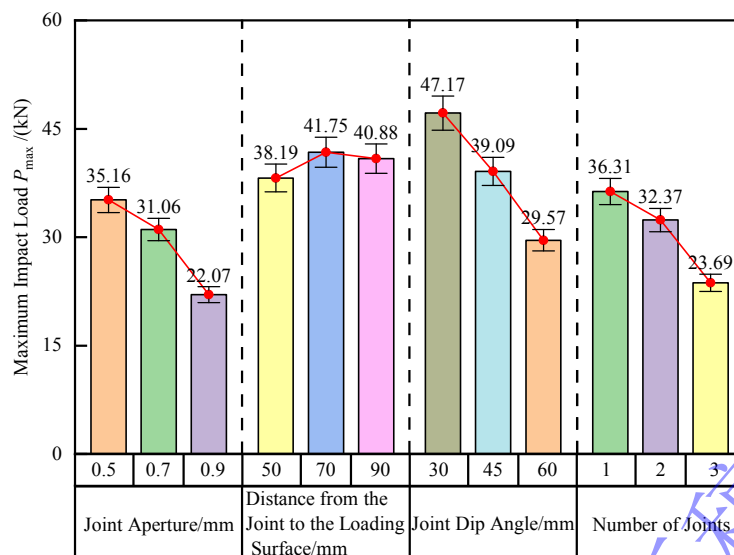


图 8 试验的最大冲击荷载

Fig.8 Maximum impact loads from the tests

如图 8 所示，最大冲击荷载随节理开度、倾角和数量的增加而降低，呈明显负相关关系。随着节理开度由 0.5mm 增至 0.9mm（最大冲击荷载由 35.16kN 降至 22.07kN），节理面间的距离增加，应力波在传播过程中更易在节理处发生反射与散射。同时，变形空间增大，使得冲击能量在节理面上的耗散显著增强，进而削弱了能量向试件内部的传递。

当节理倾角为 30°时，由于倾斜角度较小，摩擦阻力较大，节理面间相对滑动受限，此时最大冲击荷载相对较高（47.17kN）。随着倾角增至 45°（32.37kN）和 60°（23.69kN），节理面滑移趋势增强，滑移破坏逐渐占主导地位，有效能量耗散增加，导致最大冲击荷载明显下降。

节理数量的增多使应力波传播路径更加复杂，应力波在多层节理面间发生多次反射与透射，增加了能量的散射与损耗（最大冲击荷载由 36.31kN 降至 23.69kN）。与此同时，节理之间的相对滑移过程需克服更多摩擦阻力，进一步增强了能量耗散，导致试件下方测得的最大冲击荷载显著降低。

此外，最大冲击荷载随节理至加载面距离的增加呈先上升后下降的趋势。当节理距加载面为 50mm 时，冲击产生的能量在传播初期即遭遇节理阻碍，大量能量在节理附近发生反射与耗散，使得传递至试件底部的能量变少，导致最大冲击荷载偏低（38.19kN）。随着节理距加载面增至 70mm，应力波可在完整的均质介质中充分传播，至节理时能量更高，传递范围扩大，从而提高了试件的整体承载能力，最大冲击荷载明显增加（41.75kN）。而当节理距加载面距离进一步增至 90mm，尽管能量传播过程更为充分，但由于路径延长，能量在传输过程中不断被介质吸收、反射和衰减，传递至节理位置时有效能量已显著下降，最大冲击荷载再次减小（40.88kN）。

3.2 应变分析

为进一步揭示节理几何参数对节理岩体试件局部变形的影响，根据布置的应变测点（图 5），分析其峰值变化规律，探讨应力波传播过程中的能量传播与耗散规律。节理开度为 0.5mm 测点 A 和测点 B 的应变时程曲线如图 9 所示。

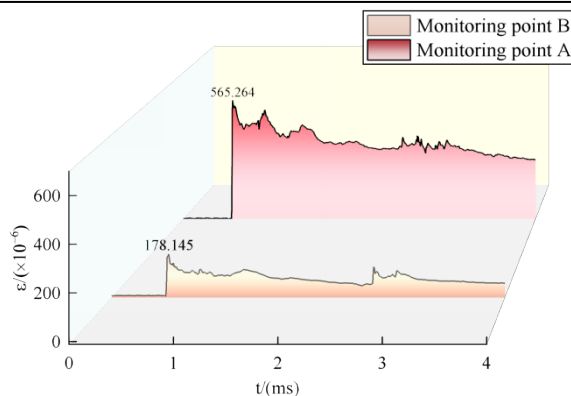
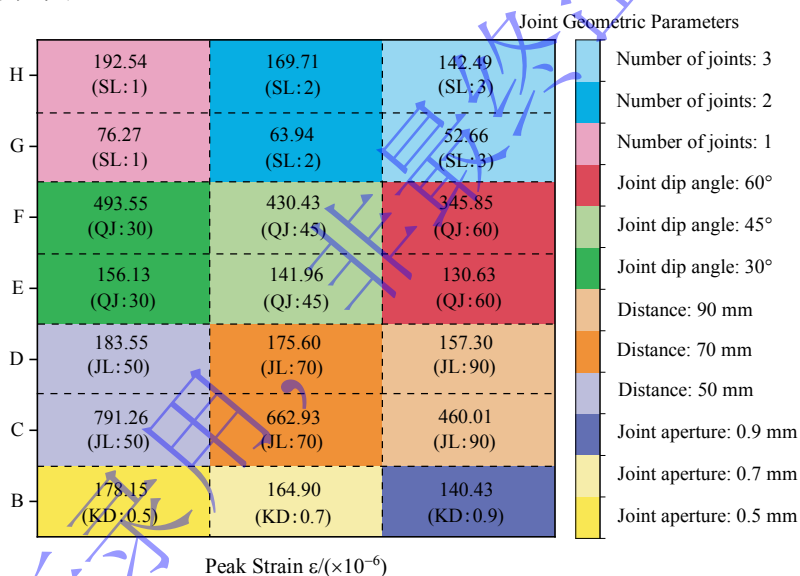


图9 测点 A、B 的应变时程曲线

Fig.9 Strain-time history curves at measurement points A and B

由图9可知，落锤冲击产生的应力波在传播至测点A时引起应变瞬时上升并达到峰值(565.26×10⁻⁶)。由于试件的节理结构并非完全连续介质，应力波从中部加载区传递至节理端下部，发生了绕射作用，削弱了传至测点B的有效能量，导致应变峰值下降(178.15×10⁻⁶)。可见，节理的存在不仅改变应力波传播行为，还在节理上方引起较强的应变响应，表明该区域为应力集中的薄弱部位。测点B、D、F和H的应变峰值如图10所示，图中颜色仅用于区分节理的几何参数(右侧图例)，与数值大小无关。



Note: Each row corresponds to a specific monitoring point. The three sequential color blocks (from left to right) represent the varying levels of the assigned parameter for that row. Specifically, Point B is assigned to joint aperture (KD); C and D to distance from the loading surface (JL); E and F to joint inclination (QJ); and G and H to joint count (SL). Numerical entries indicate the peak strain recorded for each condition.

图10 测点 B、C、D、E、F、G 和 H 应变峰值

Fig.10 Peak strain at measuring points B, C, D, E, F, G and H

由图10可知，测点B的应变峰值由178.15×10⁻⁶降至140.43×10⁻⁶，其原因是随着节理开度增大，应力波在节理处的透射系数降低，透射能量减少，反射与耗散能量增强，导致测点B的应变峰值的降低；当节理数量增加时，测点G(H)的应变峰值由76.27×10⁻⁶(192.54×10⁻⁶)降至52.66×10⁻⁶(142.49×10⁻⁶)，表明应力波在多界面间反射与耗散，有效透射能量逐次衰减，其应变峰值均呈降低趋势；节理距加载面距离增加时，波在传播过程中逐渐发生扩散与衰减，到达节理的有效能量减弱，测点C(D)的应变峰值由791.26×10⁻⁶(183.55×10⁻⁶)降至460.01×10⁻⁶(157.30×10⁻⁶)，其中，测点D的应变峰值始终低于测点C，说明应力波在节理前后持续衰减；当节理倾角增大时，测点E(F)的应变峰值由156.13×10⁻⁶(493.55×10⁻⁶)降至130.63×10⁻⁶(345.85×10⁻⁶)，冲击产生的应力波切向分量增强，界面更易发生摩擦滑移和剪切耗散，其应变峰值随之降低，且竖向测点F的应变峰

值始终高于水平测点 E。原因是竖向冲击加载条件下，竖向压缩为岩体的主要变形形式，而水平测点 E 的变形主要源于竖向压缩引发的侧向膨胀。

由图 7 可知落锤作用于试件的时间 $\Delta t = 0.2\text{ms}$ ，节理半长 $a = 25\text{mm}$ ，由图 6 可知 $x = 0\text{m}$ ，加载面到节理中心的距离 $y = 0.075\text{m}$ ，并分解得 $\sigma = \sigma'_y \cos \alpha$ ， $\tau = \sigma'_y \sin \alpha$ ，因测点 F 位置固定，所以 $\theta = \pi/2 - \alpha$ 。当节理倾角分别为 30° 、 35° 、 40° 、 45° 、 50° 、 55° 和 60° 时，由式(5)计算 ε_y 作图并拟合，如图 11 所示，节理倾角与节理尖端应变分量呈显著负相关关系，整体拟合度 $R^2 = 99.92\%$ ，表明其具有高度可靠性。随着节理倾角由 30° 增至 60° ，节理端部测点应变值逐渐下降，反映出节理倾角对冲击载荷下局部应力集中和能量传递路径的具有显著的控制作用。

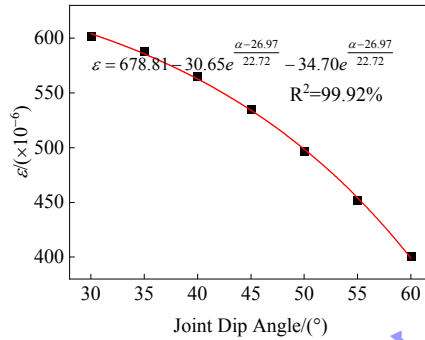


图 11 节理倾角-应变拟合曲线

Fig.11 Fitting curve between joint inclination angle and strain

将试验值（图 10）与理论值（图 11）进行对比发现，理论值大于试验值，原因是理论计算时假设能量全部作用于试件，并未考虑落锤反弹和试验中的不可控因素，但其在趋势上表现出一致，都随着节理倾角的增大，应变值随之降低。

3.3 裂纹扩展分析

节理倾角对裂纹扩展路径与类型有显著影响。当倾角为 30° 时，裂纹主要沿节理端部向加载方向扩展，裂纹扩展方向与节理面夹角较大，呈典型的张拉翼裂模式。倾角增大至 45° 时，裂纹不仅在端部萌生，还表现出一定的剪切滑移特征，裂纹扩展方向与节理面夹角较 45° 时小，张拉与剪切破坏共同作用。进一步增大倾角至 60° 时，裂纹扩展方向与节理面方向夹角最小，裂纹沿节理面发生滑移破坏，剪切裂纹比例明显增加。表明倾角越大，节理更容易诱发剪切破坏，而小倾角则更有利于张拉型裂纹的发展，不同节理倾角裂纹扩展如图 12 所示。

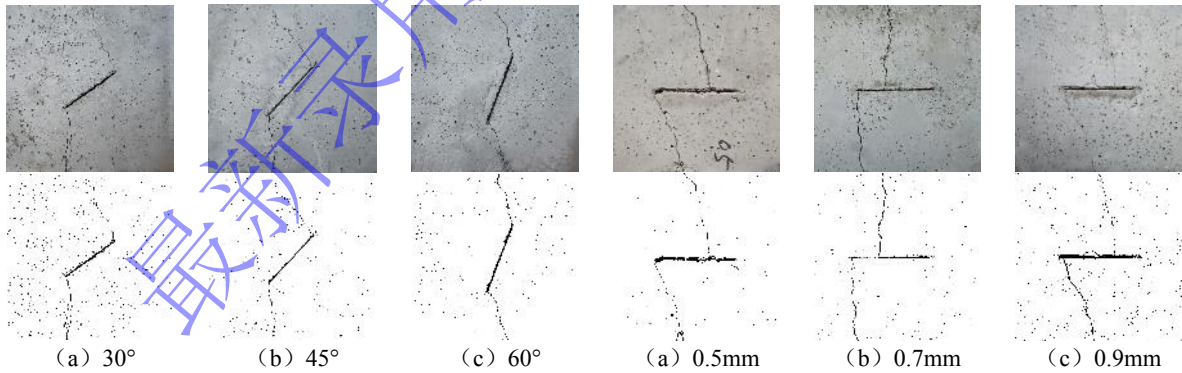


图 12 不同节理倾角裂纹扩展图

Fig.12 Crack propagation under different joint inclination angles

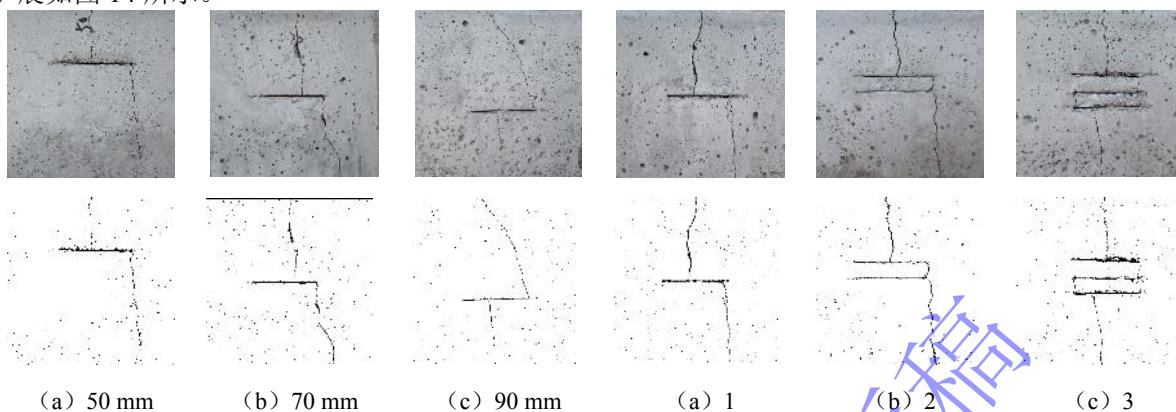
图 13 不同节理开度裂纹扩展图

Fig.13 Crack propagation patterns with different joint apertures

节理开度由 0.5mm 增至 0.9mm 时，裂纹扩展模式呈现一定差异。节理开度为 0.5mm 时，节理面上下间隙较小，应力波能较多地透射至节理端部，导致端部应力集中并迅速萌生贯通裂纹，裂纹形态较为单一且延伸方向稳定。随着节理开度增大至 0.7mm 和 0.9mm ，节理间隙增大，透射能量减弱，裂纹扩展速度减缓，且裂纹路径更易发生分叉或偏折。说明节理开度增大削弱了节理端部的能量聚集，使裂纹扩展更为分散化，裂纹扩展如图 13 所示。

当节理距加载面为 50mm 和 70mm 时，裂纹扩展模式相似，均在节理上方及右端部产生竖向裂

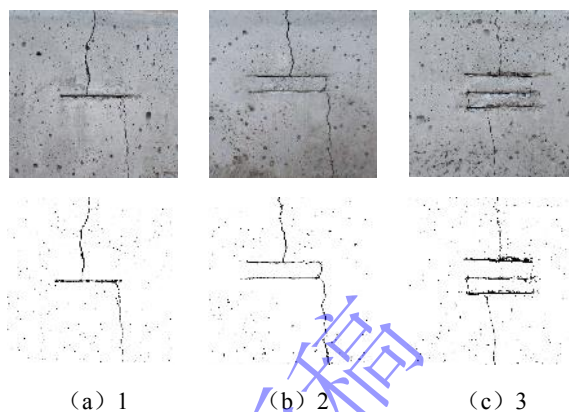
纹；而距加载面 90mm 时，裂纹分别出现在节理右端部和下部。随着距离增加，节理上方裂纹逐渐靠近节理端部，至 90mm 时与节理端部贯通。而当距离增至 90mm，应力波传播中能量显著衰减，节理端部的应力集中减弱，应力波绕射作用增强，裂纹在节理下部萌生。节理至加载面距离的裂纹扩展如图 14 所示。



(a) 50 mm (b) 70 mm (c) 90 mm

图 14 节理至加载面距离的裂纹扩展图

Fig.14 Crack propagation patterns of specimens with different distances between joint and loading surface



(a) 1 (b) 2 (c) 3

图 15 不同节理数量裂纹扩展图

Fig.15 Crack propagation patterns of specimens with different numbers of joints

节理数量的增加导致应力波在多节理界面多次反射与耗散。当节理数量为 1 条时，裂纹主要在节理右端部萌生，并沿垂直方向向下扩展，形成典型的张拉型翼裂纹。随着节理数量增至 2 条，其扩展路径受到下部节理的影响，呈现一定偏转或分叉趋势，局部破坏区域有所扩大。当节理数量增至 3 条时，裂纹明显趋于复杂，多组翼裂纹在不同节理之间交织贯通。不同节理数量裂纹扩展如图 15 所示。

4 数值模型的建立与可行性验证

4.1 模型的建立

本文采用 LS-DYNA 软件建立落锤冲击节理岩体的数值模型，单位制为 g-cm- μ s。模型所涉及的材料包括岩体模型和落锤，单元类型均选用实体单元 3D Solid164。模型边长为 15cm 的立方体，落锤为直径 10cm 的球体，数值模拟示意图如图 16 所示。为保证数值模拟结果与试验结果具有高度的可比性，本研究遵循几何尺寸与能量等效原则构建落锤模型：数值模型中落锤设定为直径 10.5cm 的球体，与物理试验装置保持几何一致。落锤质量为 5.0kg，与试验中落锤质量保持一致；考虑到计算效率，模拟过程不考虑落锤自由下落过程。基于能量守恒定律，设置落锤从 1.2m 高度自由下落接触试件瞬间的速度为 4.85m/s。从而确保模拟中的初始冲击动能与试验完全相同。

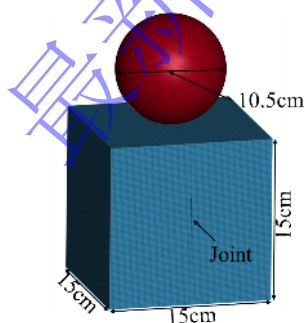


图 16 落锤冲击数值模拟模型示意图

Fig.16 Schematic diagram of the numerical simulation model for drop-weight impact

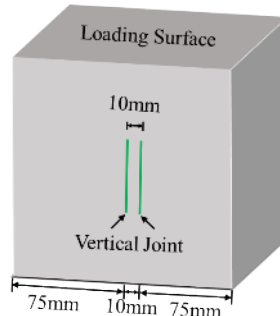


图 17 竖向组合节理模型示意图

Fig.17 Schematic diagram of the vertical combined joint model

结合上述试验建立模型，构建竖向组合节理、竖向和水平组合节理。竖向组合节理模型以节理数量（1 条、2 条、3 条）为变量，节理间距均为 10mm，节理开度均为 0.5mm，节理长度为

50mm。将节理数 3 的模型分为两种工况，工况III为在节理数 2 的基础上于左侧增加一条竖向节理，工况IV为在节理数 2 的基础上于右侧增加一条竖向节理，具体数据见表 2，竖向组合节理模型示意图如图 17 所示。

表 2 竖向组合节理工况

Table 2 Vertical combined joint conditions

Model	Number of vertical combined joints
Case I	1
Case II	2
Case III	3 (The third joint is positioned on the left side of the model.)
Case IV	3 (The third joint is positioned on the right side of the model.)

竖向和水平组合节理模型共分为 10 种工况，模型中水平节理长度为 40mm，竖向节理长度为 50mm，两者间距为 10mm，将竖向节理开度作为变量 (0.1mm、0.5mm、1.0mm、1.5mm、2.0mm)，分为 5 种工况；水平节理与竖向节理位置作为变量，分为 5 种工况，其节理开度均为 0.5mm，具体数据见表 3，模型示意如图 18 所示。

表 3 竖向和水平组合节理工况

Table 3 Vertical and horizontal combined joint conditions

Model	Vertical joint aperture /(mm)	Model	Geometric Configuration
Case I	0.1	Case VI	The horizontal joint is located above the vertical joint.
Case II	0.5	Case VII	The horizontal joint is flush with the upper end of the vertical joint.
Case III	1.0	Case VIII	The horizontal joint is positioned at the midpoint of the vertical joint.
Case IV	1.5	Case IX	The horizontal joint is flush with the lower end of the vertical joint.
Case V	2.0	Case X	The horizontal joint is located below the vertical joint.

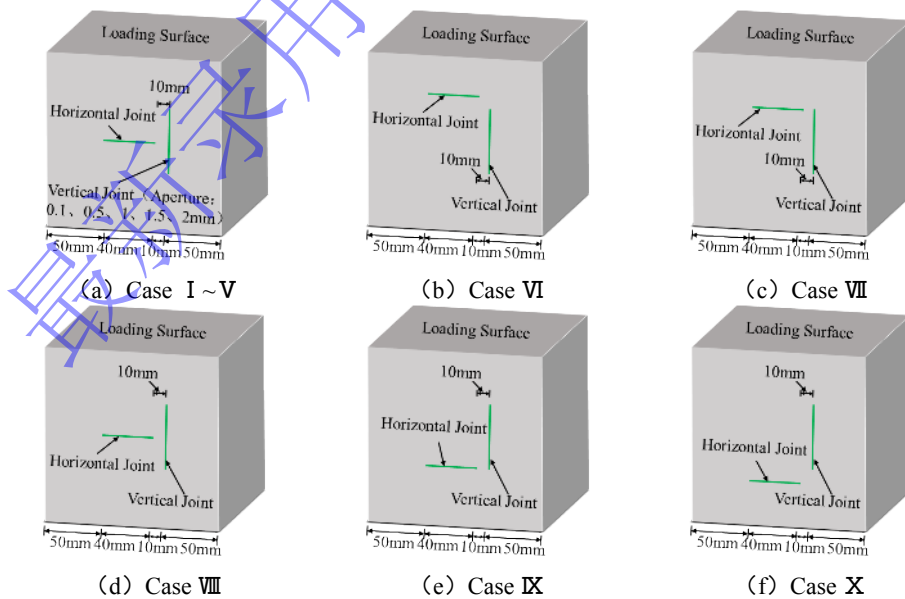


图 18 竖向和水平组合节理模型示意图

Fig.18 Schematic diagram of the vertical and horizontal combined joint model

为深入分析竖向节理与水平节理相对位置变化对局部冲击响应的影响，在竖向和水平组合节理

工况 VI~X 模型中竖向节理下方 5mm 处设置测点 J，测点 J 模型示意如图 19 所示。

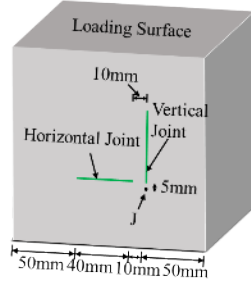


图 19 测点 J 示意图

Fig.19 Schematic diagram of measurement point J

4.2 模型参数

在落锤冲击试验模型中，落锤的材质为铸铁，其仅具备竖直平动自由度，并依据模型参数对其实施边界约束，具体模型参数设置见表 4。

表 4 Cast Iron 的 Johnson-Cook 模型参数^[31]

Table 4 Johnson-Cook model parameters for Cast Iron

Material Properties	Value	Material Properties	Value
Yield Stress A /(MPa)	270	Strain Hardening Coefficient B /(MPa)	275
Strain Hardening Exponent n	35	Strain Rate Hardening Coefficient C	0.0042
Thermal Softening Coefficient m	1.23	Reference Strain Rate $\dot{\epsilon}_0$ /(s ⁻¹)	1
Temperature T /(°C)	27		

类岩体模型材料为 RHT 模型（即 272 号材料模型 *MAT_RHT），其模型充分考虑了混凝土在不同应变率下的力学性能变化，能够模拟材料在加载过程中的损伤演化过程，并且依据合理的破坏准则判断材料的破坏状态，得到 RHT 模型的具体参数，见表 5。

表 5 RHT 水泥砂浆材料模型参数

Table 5 RHT cement mortar material model parameters

Material Properties	Value	Material Properties	Value
Density ρ_0 /(g·cm ⁻³)	2.143	Shear Modulus G /(GPa)	9.2
Compressive Strength f_c /(GPa)	0.175	Relative Shear Strength f_s^*	0.18
Relative Tensile Strength f_t^*	0.135	Failure Surface Parameter A	2.444
Failure Surface Parameter N	3.00	B_0	2.000
B_1	2.00	T_1 /GPa	35.3
T_2 /(GPa)	0	Lode Factor Parameter Q_0	0.680
Damage Parameter D_1	0.040	Lode Factor Parameter B	0.0105
Compressive Strain Rate Exponent β_c	0.055	Reference Compressive Strain Rate $\dot{\epsilon}_0^c$ /(μs ⁻¹)	3.0×10 ⁻¹¹
Reference Tensile Strain Rate $\dot{\epsilon}_0^t$ /(μs ⁻¹)	3.0×10 ⁻¹²	Fracture Compressive Strain Rate $\dot{\epsilon}^c$ /(μs ⁻¹)	3.0×10 ¹⁹
Fracture Tensile Strain Rate $\dot{\epsilon}^t$ /(μs ⁻¹)	3.0×10 ¹⁹	Tensile Yield Surface Parameter g_c^*	0.530
Tensile Strain Rate Exponent β_t	0.053	Tensile Yield Surface Parameter g_t^*	0.700
Crush Pressure P_{el} /(GPa)	11.7	Minimum Plastic Strain for Damage ϵ_p^m	0.010
Residual Strength Parameter A_f	1.600	Residual Strength Exponent n_f	0.610
Compaction Pressure P_{comp} /(GPa)	6.0	Shear Modulus Reduction Coefficient ξ	0.500
A_1 /(GPa)	26.3	损伤参数 D_2	1.00
A_3 /(GPa)	45.9	A_2 /(GPa)	52.5
Initial Porosity α_0	1.20	Porosity Exponent n_p	3.00

4.3 LS-DYNA 落锤冲击数值模拟可行性验证

为验证所建立数值模型的准确性与可靠性，选取节理倾角为 30°、45°和 60°的典型试件，进行数值模拟，并对比两者在裂纹扩展形态、破坏区域及发展路径等方面的表现，如图 20 所示。结果

表明, 数值模拟与试验在裂纹起裂位置、裂纹扩展趋势及整体破坏模式上具有较高的一致性。当节理倾角为 30° 时, 试验与模拟均呈现出张拉型破坏特征; 当节理倾角增至 60° 时, 表现出显著的剪切滑移趋势, 两种手段均反映出节理角度对裂纹扩展路径控制作用的增强。此外, 从破坏区域来看, 数值模拟能较为准确地捕捉应力集中与裂纹扩展的空间分布, 说明 LS-DYNA 中所采用的材料模型和建模参数具有良好的适应性。

在竖向冲击荷载作用下, 节理面上的应力可分解为法向分量和切向分量, 其大小分别与节理倾角有关。随着节理倾角的增大, 法向压应力分量逐渐减小, 而切向剪应力分量显著增加。当节理倾角为 30° 时, 界面法向压应力占主导, 应力波在节理端部发生绕射与反射, 在端部形成明显应力集中, 促使裂纹以张拉翼裂纹形式向加载方向扩展, 表现为典型的 I 型断裂特征。当节理倾角为 45° 时, 冲击荷载在节理面上的法向分量与切向分量处于同一数量级。根据应力分解关系可知, 节理同时承受压应力与剪应力。在该条件下, 节理端部形成 I-II 型复合应力场, 产生应力集中, 存在剪切滑移趋势。当节理倾角增至 60° 时, 冲击力在节理面上的切向分量显著提高, 界面剪切滑移趋势增强。此时裂纹扩展方向逐渐贴近节理面方向, 剪切裂纹比例明显增加, 表现为 I-II 型复合断裂向 II 型剪切断裂转变的趋势。因此, 图 20 不仅验证了数值模型的可靠性, 同时揭示了节理倾角通过力分解机制与应力波传播路径调控裂纹扩展模式的内在机理。

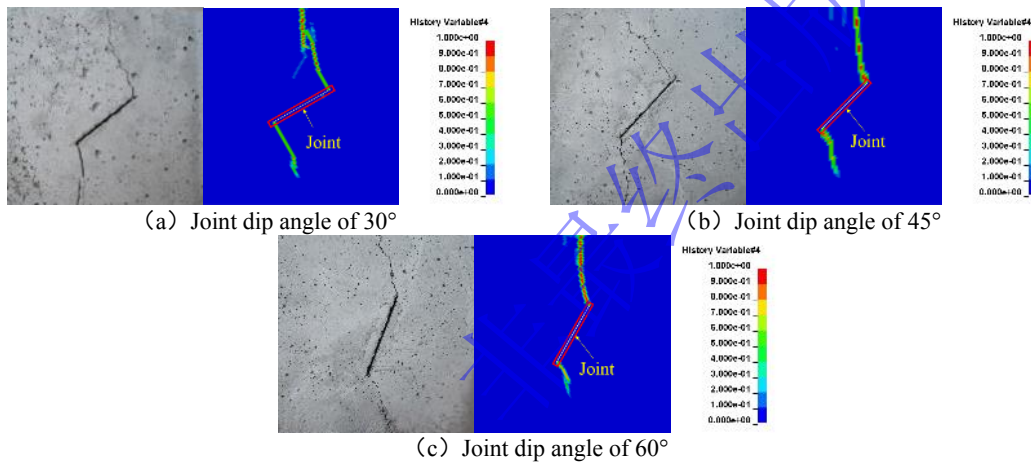


图 20 部分试验与数值模拟裂纹扩展对比图

Fig.20 Comparison of crack propagation between tests and numerical simulations

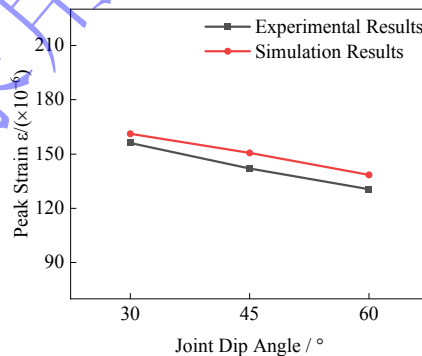


图 21 试验与数值模拟应变峰值

Fig.21 Comparison of peak strain between tests and numerical simulations

如图 21 所示, 模拟的应变峰值均高于试验值, 分析此现象与数值模型中节理面的简化处理有关, 未能充分反映实际界面摩擦、粗糙度以及材料微结构对能量耗散的影响, 从而使得应变略高。 30° 、 45° 和 60° 倾角试件的应变峰值相对误差分别为 3.58%、2.38%和 2.21%, 整体误差均在 10%以内, 表明该数值模型能够有效反映节理倾角对冲击响应的影响, 验证了模拟结果的准确性和可靠性。

5 数值模型结果分析

5.1 竖向组合节理数值模拟结果

为探究竖向组合节理对节理岩体动力响应与裂纹扩展行为的影响，开展了不同竖向组合节理（1~3条）数值模拟研究。模拟结果如图 22 所示，展示了不同节理构型条件下的损伤演化特征。

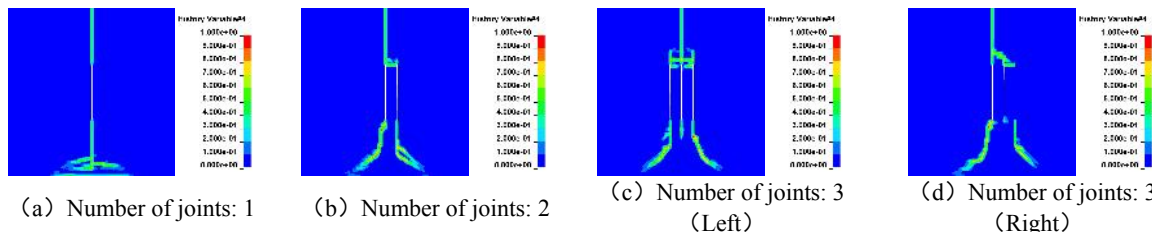


图 22 竖向节理数值模拟结果

Fig.22 Numerical simulation results of the vertical joint model

对比分析图 22 可知，对于单节理模型（图 22a），损伤主要集中于节理下端及试件底部中心区域，沿加载方向呈近似轴对称分布。冲击应力波在节理界面因波阻抗差异发生反射与透射，轴向压应力在节理尖端区域应力集中转化为横向拉应力，形成显著张拉应力集中区；由于体系内部仅存在单一结构弱面，应力场分布相对稳定，冲击能量沿主控路径传递，损伤演化表现为单通道主导型破坏模式；试件底部自由面反射形成拉伸波，应力强度达到岩体极限抗拉强度，形成拉伸破坏。

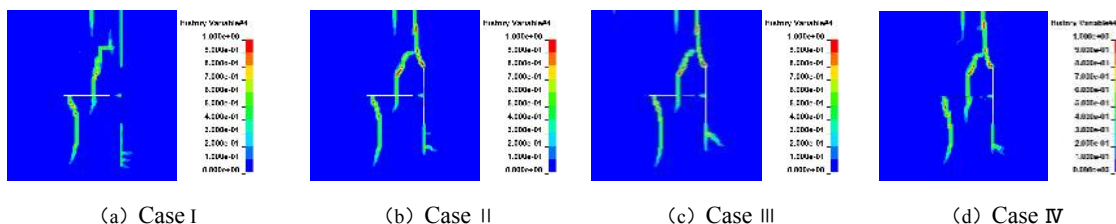
当节理增至 2 条（图 22b）时，形成不对称双弱面结构，应力波在中心节理扰动后向右扩散，在右侧节理端部诱发新的应力集中。两节理间距较小导致应力场叠加并产生分流。部分冲击能量由右侧节理承担，使中心节理下端裂纹扩展有所减弱，整体破坏区域开始向右侧偏移。

对于三节理构型，节理空间分布方式对体系应力重分布与损伤协同机制具有决定性影响。对称构型中（图 22c），冲击应力波在多界面反射与透射，增强了应力叠加效应，各节理端部均形成强烈的应力集中现象，损伤在多个节理端部呈现网络化、多通道协同发展特征，且整体破坏最为显著，表明对称多节理结构可显著增强协同破坏效应并放大动态劣化程度。而三条节理侧偏置工况下（图 22d），应力分配呈层级特征，裂纹扩展顺序及损伤强度受节理空间偏置方式控制。试件中心节理主控破坏，外侧节理次级释放，中间节理损伤受限，主要因相邻节理的应力释放作用降低了其端部有效拉应力幅值，产生显著的应力竞争，使其难以达到裂纹起裂条件。

综上所述，多节理岩体的动态失稳机制并非节理数量的简单线性叠加结果，而是由应力波多重反射-透射耦合作用、应力叠加、能量重新分配及几何对称性共同控制。随着节理数量增加，损伤由单通道向多通道相互作用型演化；对称构型强化多点协同破坏并提高整体损伤程度，而偏置构型则引发应力竞争与层级化破坏模式。节理空间分布方式对裂纹扩展路径、主控破坏位置及整体动态损伤强度具有决定性影响。

5.2 竖向与水平组合节理数值模拟结果

为进一步分析竖向节理开度以及其与水平节理在高度方向的相对位置不同岩体在冲击作用下的损伤及裂纹扩展特征，构建了包含水平节理与竖向节理的组合节理数值模型，模拟结果如图 23 所示。



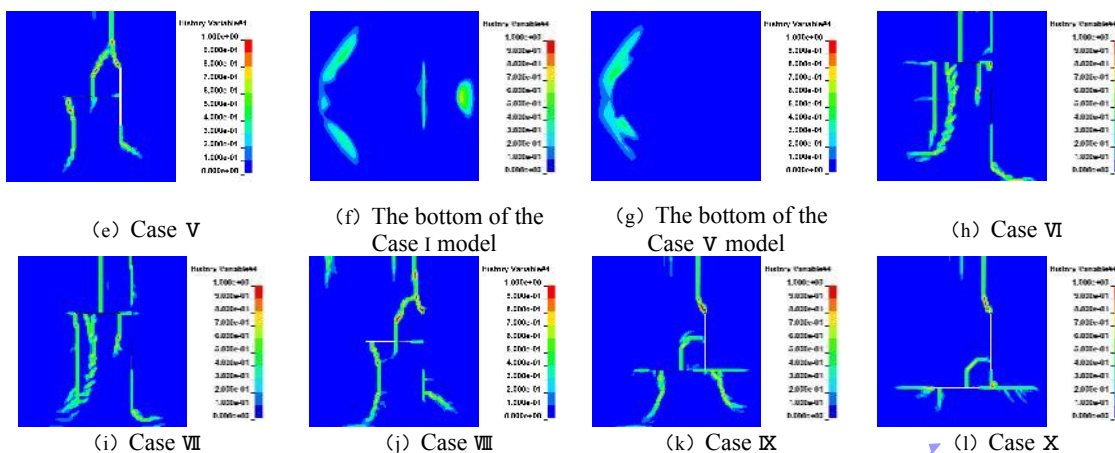


图 23 工况 I~X 数值模拟结果

Fig.23 Numerical simulation results under conditions I-X

在工况 I~V 中，冲击荷载作用后，轴向压应力波沿试件中心向下传播，在右侧竖向节理处，一部分应力波沿节理界面向下传递，另一部分在节理端部形成应力集中。同时，传播至左侧的应力波在水平节理处发生了反射与透射。随着竖向节理开度增大，节理法向刚度降低，应力波透射率减小，更多冲击能量在节理处被反射与耗散，向下传递的有效应力幅值随之降低。因此，竖向节理端部裂纹长度逐渐减小，模型底部损伤程度明显减弱。说明竖向节理开度的增大会影响冲击能量向下部区域的传递。

工况 VII~IX 中，损伤形态随水平节理下移而渐变，工况 VII 水平节理与竖向节理端部引发应力集中并导致多向发散裂纹，工况 VIII 的竖向节理应力波绕射与水平节理应力波耦合，而工况 IX 的竖向节理底端与水平节理间发生剪切破坏，下部劈裂加剧；而工况 X 中，由于节理的存在，底部并未发生破坏。综上，竖向节理开度的变化影响冲击能量向下部区域的传递，水平节理位置变化改变了模型内部应力集中的位置，两者共同影响冲击能量的空间分布，从而改变了模型的破坏位置与方式。

提取各模型竖向裂纹长度，绘制工况 I~V 和工况 VI~X 的裂纹长度图。如图 24 所示（图中横坐标与大小无关，只表示其不同工况）。

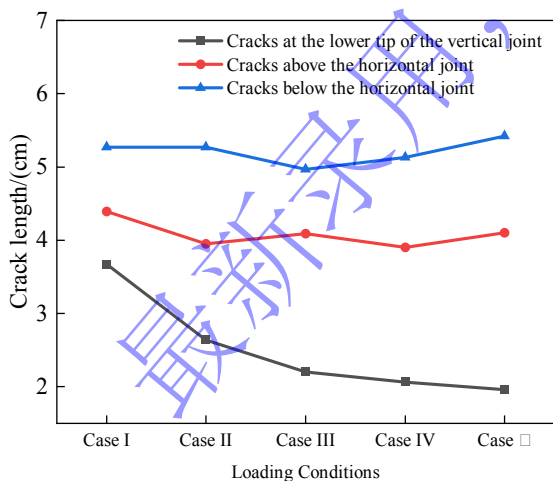


图 24 工况 I~V 裂纹长度

Fig.24 Crack lengths under conditions I-V

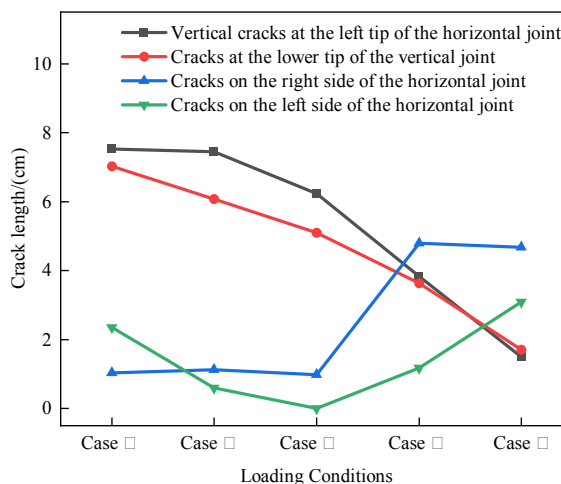


图 25 工况 VI~X 裂纹长度

Fig.25 Crack lengths under conditions VI-X

工况 I~V 中，随着竖向节理开度的增加，竖向节理下端裂纹长度由 3.67cm 降至 1.96cm，表明节理开度越大对冲击能量具有更强的耗散作用。如图 25 所示，工况 VI 中竖向节理下端裂纹最长（7.03cm），水平节理左侧亦出现明显裂纹（7.52cm），表明该工况对模型破坏程度最大；工况 VII 中水平节理端部裂纹发展显著，表明当其与竖向节理上端平齐时，易诱发沿节理方向的平行裂纹；而

工况X裂纹长度较短,反映其对模型扰动较小。

工况VI~X的应力时程曲线如图26所示,五种工况在约1000 μ s时均出现明显峰值,表明应力波在此时传至测点。其中,工况VII峰值最高,达2.91MPa,说明其节理结构对冲击能量传导能力最强;而工况IX峰值最低,仅约1.04MPa,表明其节理特征显著削弱了应力波传播能力,导致能量耗散增加。整体来看,水平节理位置对冲击响应具有显著影响。以上仅对裂纹长度与应力进行分析,后期将进行冲击荷载作用下节理岩体试件应变问题研究。

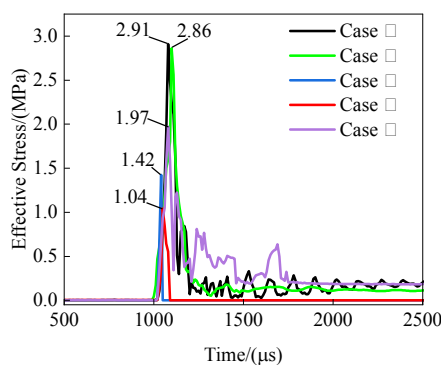


图26 测点J应力时程曲线

Fig.26 Stress-time history curve at measurement point J

6 结论

本文通过理论分析、落锤冲击试验与数值模拟相结合的方式,研究不同节理开度、倾角、数量及节理至加载面距离在冲击荷载作用下节理岩体的动力特性及裂纹扩展规律。同时开展复杂节理结构数值模拟,得出如下结论:

(1) 不同节理几何参数对冲击响应具有重要调控作用,显著影响岩体结构的能量传递与抗冲击能力。在落锤冲击加载过程中,节理的开度、倾角及数量对最大冲击荷载均具有显著削弱作用。随着节理开度由0.5mm增至0.9mm,最大冲击荷载由35.16kN降至22.07kN;节理倾角从30°增至60°时,最大冲击荷载由47.17kN降至29.57kN;节理数量由1条增至3条,最大冲击荷载由36.31kN降至23.69kN,三者均表现出明显的下降趋势。当节理距加载面从50mm增至90mm时,冲击荷载由38.19kN先升至41.75kN,后降至40.88kN,呈现出先升后降的非线性变化趋势。

(2) 随着节理开度、倾角、水平节理数量及节理至加载面距离的增加,应变峰值显著降低,更多冲击能量在节理处被反射、散射或耗散,导致节理岩体试件下部的能量减少。节理端部应变分量理论值与试验值变化趋势一致,随着节理倾角由30°增至60°,其应变随之降低。节理的存在改变了应力波的传播方向与能量分布,促使节理端部应力集中并诱发拉伸破坏,在节理端部区域易形成竖向翼裂纹。

(3) 数值模拟进一步拓展了组合节理结构的动力响应机制分析。竖向节理数量越多,冲击荷载对节理岩体整体稳定性的削弱作用越显著。竖向和水平组合节理中,当水平节理高于竖向节理时,模型破坏最为严重,其水平节理与竖向节理上、下端平齐时,易诱发贯通裂纹,显著削弱模型整体性。由此可见,节理组合形式对冲击破坏模式具有显著影响。

参考文献

- [1] 刘康琦,刘红岩,周月智,等. 循环冲击荷载作用下单节理岩体的动态力学行为[J/OL]. 爆炸与冲击,1-15[2025-06-02].
LIU K Q, LIU H Y, ZHOU Y Z, et al. Dynamic mechanical behaviors of single-jointed rock mass under cyclic impact loadings[J/OL]. Explosion and Shock Waves, 1-15[2025-06-02].
- [2] 王智德,钱梦凡,李杰,等. 高应变率冲击荷载下节理花岗岩损伤机制研究[J]. 岩土力学,

- 2024,45(07):1917-1928.
WANG Z D, QIAN M F, LI J, et al. Damage mechanism of jointed granite under high strain rate impact loading[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2024, 45(07):1917-1928.
- [3] 王智德,司莹莹,李杰,等. 低应变率冲击荷载下节理花岗岩的动力响应规律[J]. *岩土力学*, 2024,45(06):1755-1762+1777.
WANG Z D, SI Y Y, LI J, et al. Dynamic response of jointed granite under low strain rate impact load[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2024, 45(06):1755-1762+1777.
- [4] 王瑞红,危灿,刘杰,等. 循环加卸载下节理砂岩宏观观损伤破坏机制研究[J]. *岩石力学与工程学报*,2023,42(04):810-820.
WANG R H, WEI C, LIU J, et al. Macro and micro characteristics of jointed sandstone under cyclic loading and unloading[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2023, 42(04):810-820.
- [5] Gao Q, Wang Z, Ni Y, et al. A study on blasting response of rock mass considering in-situ stress and joint inclination[J]. *Simulation Modelling Practice and Theory*, 2025:103144.
- [6] 费鸿禄,包士杰,杨智广. 应力波斜入射对岩体节理端部的影响[J]. *岩土力学*, 2018,39(07):2327-2335.
FEI H L, BAO S J, YANG Z G. Influence of oblique incidence of stress wave on rock joint ends[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2018, 39(07):2327-2335.
- [7] 李淼,乔兰,李庆文. 高应变率下预制单节理岩石 SHPB 劈裂试验能量耗散分析[J]. *岩土工程学报*,2017,39(07):1336-1343.
LI M, QIAO L, LI Q W. Energy dissipation of rock specimens under high strain rate with single joint in SHPB tensile tests[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2017, 39(07):1336-1343.
- [8] 沈聪,翟天琦,黄超民,等. 二维平面波通过节理岩体的传播规律研究[J]. *岩石力学与工程学报*,2024,43(S2):3960-3971.
SHEN C, ZHAI T Q, HUANG C M, et al. Study on propagation law of two-dimensional plane wave through jointed rock mass[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2024, 43(S2):3960-3971.
- [9] Jia S, Wang Z, Wang J, et al. Experimental and theoretical study on the propagation characteristics of stress wave in filled jointed rock mass[J]. *Plos one*, 2021, 16(9): e0253392.
- [10] 金爱兵,王树亮,王本鑫,等.基于 DIC 技术的 3D 打印节理试件破裂机制研究[J].*岩土力学*, 2020,41(10):3214-3224.
JIN A B, WANG S L, WANG B X, et al. Study on the fracture mechanism of 3D-printed-joint specimens based on DIC technology [J]. *Rock and Soil Mechanics*,2020,41(10):3214-3224.
- [11] 金爱兵,王树亮,王本鑫,等.基于 DIC 的 3D 打印交叉节理试件破裂机制研究[J].*岩土力学*, 2020,41(12):3862-3872.
JIN A B, WANG S L, WANG B X, et al. Fracture mechanism of specimens with 3D printing cross joint based on DIC technology [J]. *Rock and Soil Mechanics*,2020,41(12):3862-3872.
- [12] 孔洋,阮怀宁,汪璋淳.模拟柱状节理玄武岩试样的失效模式与各向异性特征试验研究[J].*岩土力学*,2024,45(S1):259-266.
KONG Y, RUAN H N, WANG Z C. Experimental study on failure pattern and anisotropic characteristics of simulated columnar jointed basalt samples[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2024, 45(S1):259-266.
- [13] 孔洋,阮怀宁,张桂荣,等.玄武岩脆性相似材料的起裂和损伤强度特征试验研究[J].*岩土工程*

- 学报,2023,45(S1):153-157.
KONG Y, RUAN H N, ZHANG G R, et al. Selection and mechanical properties testy of similar brittle rock-like model materials of basalt[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2023, 45(S1):153-157.
- [14] Yang X X, Jing H W, Tang C A, et al. Effect of parallel joint interaction on mechanical behavior of jointed rock mass models[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2017, 92: 40-53.
- [15] Song K I, Kim S H, Lee J W, et al. Influence of joint stiffness and roughness on elastic wave propagation in jointed rock masses[J]. KSCE Journal of Civil Engineering, 2025, 29(8): 100179.
- [16] Li J C, Li N N, Li H B, et al. An SHPB test study on wave propagation across rock masses with different contact area ratios of joint[J]. International journal of impact engineering, 2017, 105:109-116.
- [17] 范星宇,刘海明,王希辉,等. 基于 PFC 的单节理岩石裂缝演化数值模拟[J]. 清华大学学报(自然科学版),2024,64(07):1238-1251.
FAN X Y, LIU H M, WANG X H, et al. Numerical simulation of single-joint rock fracture evolution based on PFC[J]. Journal of Tsinghua University(Science and Technology), 2024, 64(07):1238-1251.
- [18] 王正堂,张祺,王晨龙,等. 节理几何参数对岩体力学特征的影响[J]. 高压物理学报, 2021,35(06):145-157.
WANG Z T, ZHANG Q, WANG C L, et al. Influence of joint geometrical parameters on mechanical properties of rock mass[J]. Chinese Journal of High Pressure Physics, 2021, 35(06):145-157.
- [19] 张波,李术才,杨学英,等. 含交叉裂隙岩体相似材料试件力学性能单轴压缩试验[J]. 岩土力学,2012,33(12):3674-3679.
ZHANG B, LI S C, YANG X Y, et al. Uniaxial compression tests on mechanical properties of rock mass similar material with cross-cracks[J]. Rock and Soil Mechanics, 2012, 33(12):3674-3679.
- [20] 张波,李术才,杨学英,等. 含交叉裂隙节理岩体锚固效应及破坏模式[J]. 岩石力学与工程学报,2014,33(05):996-1003.
ZHANG B, LI S C, YANG X Y, et al. Bolting effect and failure modes of jointed rock masses with cross-cracks[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2014, 33(05):996-1003.
- [21] 张波,李术才,杨学英,等. 含交叉裂隙节理岩体单轴压缩破坏机制研究[J]. 岩土力学, 2014,35(07):1863-1870.
ZHANG B, LI S C, YANG X Y, et al. Uniaxial compression failure mechanism of jointed rock mass with cross-cracks[J]. Rock and Soil Mechanics, 2014, 35(07):1863-1870.
- [22] 刘海明,倪晨阳,王希辉,等. 单轴压缩条件下交叉双节理岩石裂纹扩展特征颗粒流分析[J]. 岩石力学与工程学报,2024,43(S2):3710-3721.
LIU H M, NI C Y, WANG X H, et al. Particle flow analysis of crack propagation characteristics of cross jointed rock under uniaxial compression[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2024, 43(S2):3710-3721.
- [23] Liu T, Huang W, Xiang C, et al. Three-dimensional numerical simulation of dynamic strength and failure mode of a rock mass with cross joints[J]. International Journal of Coal Science & Technology,2024,11(1): 17.
- [24] Ouyang S, Zhang X, Ma Y, et al. Shear failure behavior and a shear strength prediction model of unbonded rock-cement interface[J]. International Journal of Geomechanics, 2025, 25(6):

04025082.

- [25] Jiang M, Zhao J, Fan C. Stress-structure controlled time-dependent fracture mechanism of deep jointed granite: acoustic emission moment tensor method[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 2025, 318: 110953.
- [26] Zhang P, Li W, Xu L, et al. Parametric analysis and control of bedding-inclined asymmetric stress in double-arch tunnels: a 3DEC-Based study on jointed rock masses[J]. *Buildings*, 2025, 15(11):1816.
- [27] Qiu J, Huang R, Wang H, et al. Rate-dependent tensile behaviors of jointed rock masses considering geological conditions using a combined BPM-DFN model: strength, fragmentation and failure modes[J]. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering*, 2025, 195: 109393.
- [28] 邓显石. 冲击载荷下节理岩体动力特性模型实验研究[D]. 南华大学,2016.
DENG X S. On dynamic characteristic model of jointed rock mass under impact loading[D]. University Of South China, 2016.
- [29] 中国航空研究院. 应力强度因子手册[M]. 北京:科学出版社,1981:3-4.
China aviation academy. Stress Intensity Factor[M]. Beijing: Science Press, 1981:3-4.
- [30] 徐小荷,余静. 岩石破碎学[M]. 煤炭工业出版社,1984:60-61.
XU X H, YU J. Fragmentation of Rocks [M]. China Coal Industry Publishing House, 1984:60-61.
- [31] STANISLAV ROLE, JAROSLAV BUCCHAR. Effect of the temperature on the ballistic efficiency of plates[C]. 22nd international Symposium of Ballistics, Vancouver, Canada.2005.

Impact Test and Crack Propagation Law of Rock-Like Materials with Different Joint Geometric Parameters

FEI Honglu¹, CHEN Liangyu¹, YANG Pengliang¹, DING Wen¹, YANG Shitao¹, HU Gang¹,
• ZHOU Linli²

(1. Institute of Blasting Technology, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, Liaoning, China;

2. School of Civil Engineering, Liaoning Technical University, Fuxin 123000, Liaoning, China)

Abstract: The crack-propagation behavior and dynamic response characteristics of artificial jointed rock-like materials under impact loading were investigated. Drop-weight impact tests were conducted using a self-developed apparatus, in which joint aperture, inclination angle, number of joints, and the distance between the joint and the loading surface were taken as geometric parameters. LS-DYNA was used to establish numerical models of drop-weight impact for vertical combined joints composed of multiple parallel vertical joints, and for vertical-horizontal combined joints consisting of one set of vertical joints intersecting with one set of horizontal joints. The influence of joint geometric parameters on the failure mode, crack-propagation path, and stress-strain response of the jointed rock-like materials was analyzed. Based on the linear elastic fracture mechanics theory under the plane stress assumption, the relationship between the strain components at the joint end and the stress intensity factors was derived. The test results show that as the joint aperture increased from 0.5mm to 0.9mm, the maximum impact load decreased from 35.16kN to 22.07kN; as the joint inclination angle increased from 30° to 60°, the maximum impact load decreased from 47.17kN to 29.57kN; and as the number of joints increased from one to three, the maximum impact load decreased from 36.31kN to 23.69kN, all showing a decreasing trend. When the distance between the joint and the loading surface increased from 50mm to 90mm, the maximum impact load first increased from 38.19kN to 41.75kN, and

then decreased to 40.88kN, showing a nonlinear increase–decrease relationship. The peak strain at the measurement points was negatively correlated with the joint aperture, inclination angle, number of joints, and joint-loading surface distance. The numerical simulation results indicate that the overall stability of the model decreases significantly with an increasing number of vertical joints; in the vertical-horizontal combined joint model, enlarging the vertical joint aperture reduces the degree of bottom damage, and when the horizontal joint is located above the vertical joint, the model becomes more susceptible to instability and failure.

Keywords: jointed rock mass; joint geometric parameters; drop-weight impact; crack propagation

最新录用，
非最终出版稿