DOI: 10.11883/1001-1455(2015)04-0547-08

岩体爆破近区临界损伤质点峰值震动速度的确定*

胡英国[1,2],卢文波[1,2],陈 明[1,2],严 鹏[1,2]
(1.武汉大学水资源与水电工程科学国家重点实验室,湖北 武汉 430072;
2.武汉大学水工岩石力学教育部重点实验室,湖北 武汉 430072)

摘要:质点峰值振动速度(PPV)是爆破开挖扰动的重要指标,研究确定岩体临界损伤 PPV 对爆破损伤控制具有重要意义。以溪洛渡水电站 640 m 高程马道下边坡岩体的爆破开挖为工程背景,依据岩体跨孔声波测试结果,采用基于 LS-DYNA 的二次开发技术对保留岩体的损伤演化过程进行了数值模拟,结合数值模拟结果研究了爆破近区 PPV 的分布特征及其与损伤程度的对应关系,结果表明 PPV 存在门槛值,当 PPV 大于该值时,岩体的损伤变量从零开始迅速增加至 0.8 左右,之后随着 PPV 的增大,损伤增长速度明显减慢,直至岩体完全损伤;分别基于岩体的损伤度、最大拉应力的 PPV 判据以及近区拉应力峰值与 PPV 的统计关系等 3 种方法确定岩体临界损伤 PPV,从定量衡量损伤区范围看,常用的基于最大拉应力的 PPV 判据确定的临界损伤 PPV 偏小,而其余 2 种方法确定的临界损伤 PPV 相对精确。

关键词:爆炸力学;爆破损伤;临界损伤 PPV;岩体;损伤变量
中图分类号:O383.1 **国标学科代码**:13035 **文献标志码**:A

岩体爆破是大型水利水电工程开挖必不可少的施工手段。在水电工程边坡及建筑物建基面开挖过程中,通常在轮廓线上采用预裂或光面爆破技术,对基础则采用预留保护层或特殊爆破技术的开挖方式,但无论何种方法,爆破对开挖轮廓以外的保留岩体及基础岩体仍然存在着不同程度的损伤,正确分析爆炸荷载作用下爆破近区损伤特征进而采取合理的控制方式是工程中关注的问题。

早期确定岩体开挖损伤范围主要依赖于现场实验。岩体的声波测试是对损伤区的分布特征进行研究的有效方法,朱传云等[1]和李俊如等[2]分别通过爆前、爆后岩体声波波速的变化率,量测了爆炸荷载作用下岩体的损伤范围。但这种事后的检测方法不利于爆破开挖中对于保留岩体损伤的主动控制,为工程的施工与运行带来诸多不便和损失,代价昂贵。随着计算机技术的发展,岩体爆破损伤区的数值模拟成为研究爆破损伤的重要方法。岩体爆破损伤模型是研究岩体爆破损伤效应的有效工具,L. M. Taylor 等[3]、J. S. Kuszmaul 等[4]、B. J. Thorne 等[5]、R. Yang 等[6]和 H. Li 等[7]分别在前人的基础上,对其进行了发展。

在工程实践中质点峰值振动速度(peak particle velocty, PPV, 记作 v_{pp})PPV 作为岩体损伤的判据,在工程中被广泛使用。结合 PPV 判据可以事先通过理论计算预测爆破施工所引起的岩体损伤范围,调整爆破参数,从而对控制爆破损伤进行指导。卢文波[8]基于岩石爆破损伤影响范围控制的 PPV 判据,就临近岩石边坡开挖轮廓面的爆破开挖设计方法进行了探讨;陈明[9]等基于小湾水电站岩石高边坡爆破振动荷载下动力响应计算,由峰值动拉应力与 PPV 间的统计关系,从而确定了小湾水电站岩石高边坡爆破振动控制的合理部位及安全阈值。

采用 PPV 判据确定岩体损伤范围的关键在于确定临界爆破损伤 PPV(记作 v_{pp}^{*})的大小,临界损伤 PPV 的选择精确与否直接影响着爆破损伤控制的有效性和经济性。本文中基于溪洛渡岩石高边坡的开挖工程,通过对保留岩体中损伤区进行声波检测和数值反演,研究岩体的损伤程度与 PPV 的相互关

* **收稿日期**:2012-04-12;**修回日期**:2013-04-15
基金项目:国家自然科学基金杰出青年基金项目(51125037);国家重点基础发展规划计划(973 计划)项目(2011CB076354);中央高校基本科研业务费专项(2012206020205)
第一作者:胡英国(1987—),男,博士研究生;**通讯作者**:卢文波,yghu@whu.edu.cn。

系;提出岩体的损伤度确定岩体爆破临界损伤 PPV,采用传统的基于最大拉应力的 PPV 判据以及近区拉应力的峰值与 PPV 统计关系判据进行对比,对爆破近区临界损伤 PPV 的确定方法合理性和局限性进行探讨。

1 确定爆破开挖损伤范围的方法

1.1 岩体声波波速与岩体损伤特性

由岩石弹性力学的基本理论可知,声波在岩体中的传播速度与岩体的物理力学性质密切相关,岩体中纵波传播速度可表示为:

$$v_{\mathrm{p}}=\sqrt{\frac{3K(1-\nu)}{\rho(1+\nu)}} \tag{1}$$

式中:ρ 为密度,K 为体积模量,ν 为泊松比。定义岩体的声波降低率为:

$$\eta=1-\frac{\bar{v}_{\mathrm{p}}}{v_{\mathrm{p}}} \tag{2}$$

式中:$\bar{v}_{\mathrm{p}}$ 为爆后声波速度。假设爆前爆后岩体的密度和泊松比几乎不变,可以得到等效损伤体积模量的表达式:

$$\bar{K}=K(1-\eta)^2 \tag{3}$$

式中:$\bar{K}$ 为爆后等效体积模量。由式(3)可知,爆前爆后声波速度的衰减率直接体现了物理参数的劣化,因此通过岩体的声波测试可以有效的反应保留岩体中的损伤特性。损伤状态下,对于声波衰减的临界阈值问题目前普遍的做法是根据《水工建筑物岩石基础开挖工程技术规范》[10]中规定,当波速降低率大于 10%时,判定岩体受到爆破损伤破坏。实际上临界损伤阈值的选取,对于不同岩性和赋存地质条件的岩体应有所不同。本文中基于溪洛渡的工程地质资料以及爆破前后声波衰减规律和宏观损伤特征等,确定本次研究中选择声波测试的衰减率为 10%为临界损伤阈值。

1.2 爆破损伤的数值模拟

爆破损伤模型是爆破损伤数值模拟的有效工具,其理论依据为将岩石的动态断裂作为一个连续的损伤累积过程来处理,将与内部微裂纹密度相关的损伤变量 D 作为损伤的衡量标准,建立损伤变量 D 与等效损伤物理弹性参数的关系,从而在计算中考虑损伤作用。以体积模量为例:

$$\bar{K}=K(1-D) \tag{4}$$

对比式(3)和式(4),可知声波检测与爆破损伤模型描述爆破开挖的损伤效是等同的。前者从宏观声波速度衰减的体现,而后者采用与微观的裂纹密度密切相关的损伤变量来表征。由此可得,爆破损伤模型的损伤变量 D 与声波降低率 η 的对应关系为:

$$D=1-(1-\eta)^2 \tag{5}$$

式(5)表明岩体临界损伤状态并不是对应爆破损伤模型的损伤变量从零到非零的临界状态,可以基于爆前爆后声波衰减特征和宏观损伤等条件下确定声波衰减率,从而确定临界损伤阈值。本次研究中,结合前文所确定的声波衰减率阈值 10%,代入式(5)计算可得爆破损伤模型的损伤变量 D 的临界损伤阈值为 0.19。

1.3 基于最大应力的 PPV 损伤判据

目前被广泛采用的 PPV 损伤判据的理论依据是一维弹应力波理论:

$$v_{\mathrm{pp}}^{*}=\sigma_{\mathrm{t}}/(\rho v_{\mathrm{p}}) \tag{6}$$

式中:σ_{t} 为最大拉应力。该方法的优点在于物理意义明确,参数少,简便易行。但该判据基于一维、弹性的假设,实际上由于近区岩体处于复杂的三向应力状态,结果可能存在一定的偏差。

文献[11-12]中通过爆前爆后岩体中新增裂隙的调查、声波的对比测试等方法建议的爆破损伤质点峰值振动速度判据如表 1 和表 2 所示。Holmberg 和 Persson 认为,硬基岩的质点峰值振动速度安全上限为 70～100 cm/s[11-12]。

表 1　不同 PPV 下岩石损伤效果[11]

Table 1　Blast-induced damages under different PPVs[11]

v_{pp}/(cm·s^{-1})	岩体损伤效果
(0,25)	完整岩石不会致裂
(25,63.5)	发生轻微的拉伸层裂
(63.5,254)	严重的拉伸裂缝及一些径向裂缝
(254,∞)	岩体完全破碎

表 2　岩石爆破损伤的质点峰值振动速度临界值[12]

Table 2　Peak particle velocity criteria for blast-induced damage[12]

岩体损伤表现	损伤程度	v_{pp}/(cm·s^{-1})		
		斑岩	页岩	石英质中长岩
台阶面松动岩块的偶尔掉落	没有损伤	12.7	5.1	63.5
台阶面松动岩块的部分掉落	可能有损伤但可接受	38.1	25.4	127.0
部分台阶面松动、崩落	轻微的爆破损伤	63.5	38.1	190.5
台阶面严重破碎	爆破损伤	＞63.5	＞38.1	＞190.5

2　工程实例

2.1　损伤区的声波检测

溪洛渡水电站坝区位于豆沙溪沟口至溪洛渡沟口全长约 4 km 的溪洛渡峡谷段，河道顺直，临江坡高 300～430 m，边坡开挖涉及面广，边坡陡峻。为了准确判断当次爆破对保留马道以下坡面的影响情况，对高程 640 m 马道进行了单孔和跨孔的岩体声波测试。从马道打平行于预裂面的声波测试孔，每排从边坡外沿向坡脚逐步递进，间距 0.6 m。分单排组和双排组，双排组排距 1.2 m。声波孔布置见图 1。

马道岩体声波测试共进行了 3 组，右岸进行了 2 组，左岸进行了 1 组，测量时以声波衰减率为 10% 作为临界损伤标准。图 2 为爆破后保留岩体损伤区的实测轮廓线。从图 2 中可以看出，损伤区竖直深度(垂直于马道台阶面)范围大约 1.0～4.0 m，靠近马道外侧越深，靠马道内侧越浅，从马道外侧向内侧呈非线性递减；损伤区的最大水平半径位于坡顶平面上，垂直于坡面方向的损伤区深度在 1.2 m 左右，从马道下边坡面由下到上，水平损伤深度呈非线性增加，在边坡坡顶处达到最大值。

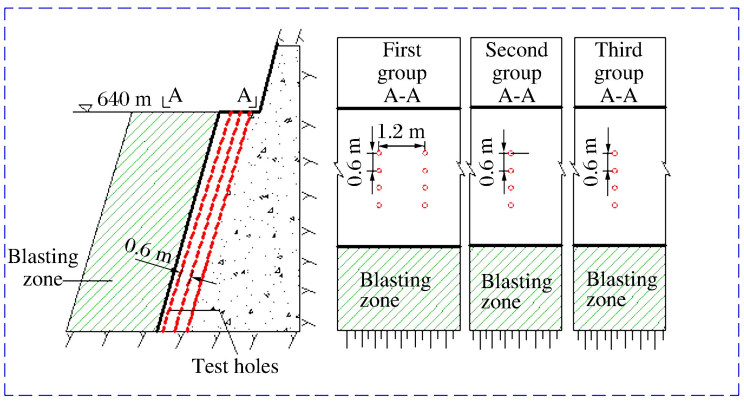

图 1　马道岩体声波测试孔布置示意图

Fig. 1　The arrangement of acoustic testing hole near the berm

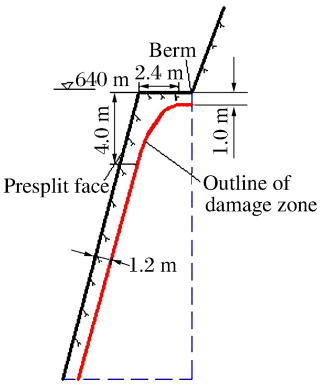

图 2　实测保留岩体损伤区深度示意图

Fig. 2　The measurement depth of damage zone in remaining rock

2.2 开挖损伤区的数值模拟

结合溪洛渡岩石高边坡的爆破设计等相关资料建立三维模型，模型高度 100 m，宽度 80 m，如图 3 和图 4 所示。根据溪洛渡工程地质报告等资料，岩体的材料参数如表 3 所示。采用在炮孔壁上施加荷载曲线的方式模拟爆炸荷载的作用，计算中炸药密度取 1 000 kg/m^3，炸药爆速取 3 200 m/s。除自然临空面外，其余方向均施加无反射边界以模拟无限岩体。

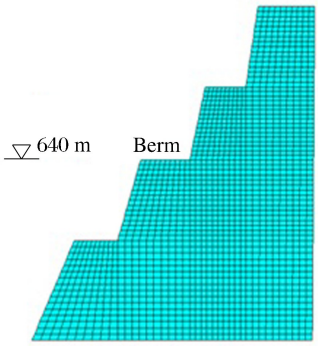

图 3 模型整体平面图

Fig. 3 The globe planar graph of the model

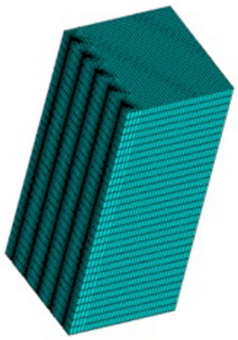

图 4 预裂孔与三维网格图

Fig. 4 Mesh near the presplit hole

采用文献[13]提出的拉压损伤模型，对溪洛渡高度为 640 m 的马道下边坡的保留岩体中的爆破损伤进行数值模拟。模型中描述拉伸损伤和压缩损伤的表达式为：

$$D_t = \frac{16(1-\nu^2)}{9(1-2\nu)} C_d \tag{7}$$

$$\dot{D}_c = \lambda \dot{W}_p / (1 - D_t) \tag{8}$$

式中：D_t 为拉伸损伤系数，C_d 为裂纹密度；ν 为泊松比，λ 为损伤敏感度系数，W_p 为塑性功，$\dot{W}_p$ 为塑性功率，D_c 为压缩损伤系数[14]。考虑损伤的最不利因素，计算岩体损伤变量以及损伤等效体积量的表达式为：

$$D = \max(D_t, D_c) \tag{9}$$

$$\overline{K} = K(1 - D) \tag{10}$$

爆破荷载下岩石的记录损伤效应的本构关系表达式可由以下增量型的虎克定律表示：

$$\mathrm{d}\sigma_{ij} = \overline{K}\,\mathrm{d}\varepsilon_{kk}\delta_{ij} + 2\overline{K}\,\mathrm{d}e_{ij} \tag{11}$$

式中：σ_{ij} 为应力张量分量，ε_{kk} 为体积应变张量分量，δ_{ij} 为应变张量分量，e_{ij} 为偏应变张量分量，$\overline{G}$ 为等效剪切模量。

计算过程中的相关参数参考相关工程资料及文献[3-5]等的成果，岩体的物理参数及损伤模型的相关参数如表 3 所示，其中：E_k 为动弹性模量，σ_k 为动抗拉强度，k 和 m 为损伤参数，K_{IC} 为断裂韧度。计算过程中考虑上层台阶的爆破开挖和本层台阶的预裂爆破过程。基于 LS-DYNA 的自定义接口，实现上述计算过程，计算结束后保留岩体中的总体损伤区分布特征，如图 5 所示。

表 3 岩体的材料参数及损伤模型相关参数

Table 3 Rock mass parameters and some special parameters about damage models

ρ/(kg·m^{-3})	E_k/GPa	ν	σ_k/MPa	k	m	K_{IC}/(MN·m$^{-3/2}$)	λ/(kg·J^{-1})
2 530	25	0.228	2	2.33×10^{24}	6	0.92	0.000 1

计算结果表明，爆破完成后，保留岩体中形成一定范围的柱状损伤区，损伤区的损伤程度随着爆心距的增加而降低，对于炮孔壁附近的岩体 $D\approx1$，由于炸药爆炸瞬间产生的巨大爆轰压力，在炮孔周边形成压致粉碎区，岩体完全破坏，随着远离炮孔壁，冲击波衰减为应力波，不能直接压碎岩体，但岩体切向所受的拉应力超过其抗拉强度，围岩中出现拉裂纹或原有裂纹进一步扩张，出现中等损伤程度的裂隙

区，损伤变量分布在 0.2～0.8 范围内，随着爆炸荷载的进一步衰减，裂纹停止扩张，形成未损伤区。从损伤范围的角度看，实测损伤范围为 1.2 m，采用拉压损伤模型得到损伤区的总体范围为 1.11 m，数值计算结果略小，但吻合效果非常理想。下文将基于数值模拟的计算结果，研究不同损伤程度下 PPV 的分布规律以及对爆破近区岩体临界损伤 PPV 阈值的确定进行分析和讨论。

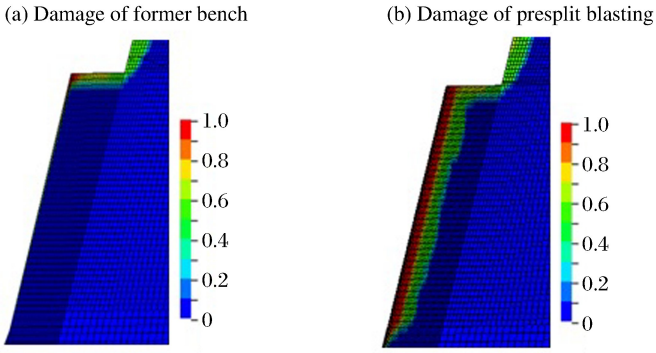

图 5　拉压损伤模型总体损伤区计算云图

Fig. 5　Cloud picture of the damage zone of the tensile-compression damage model

2.3　近区 PPV 分布及其与损伤程度的关系

基于数值计算结果，图 6 给出了保留岩体中部最大爆心距为 3 m 的范围内岩体的 PPV 衰减曲线，l 为爆心距；图 7 给出了保留岩体内爆心距为 0.5～3 m 的水平径向 PPV 等值线图。

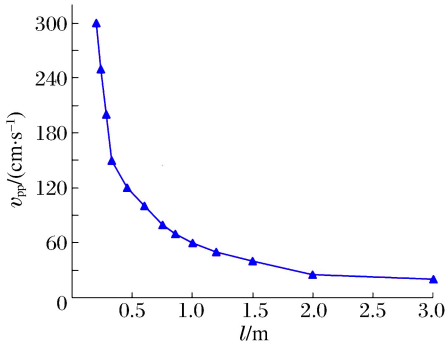

图 6　近区 PPV 随爆心距衰减曲线

Fig. 6　Attenuation relationships between PPV and distance to blast hole

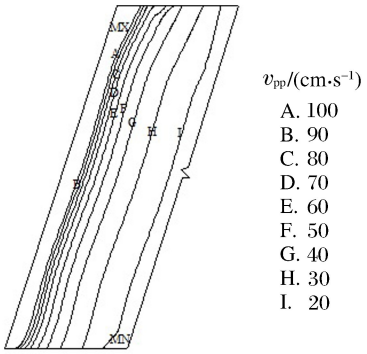

图 7　近区 PPV 等值线图

Fig. 7　Contour map of PPV near the blast hole

从图 6 可以看出，随着爆心距的增加，PPV 迅速衰减，爆心距越小，衰减速度越大。由图 7 可知，PPV 等值线图的分布密度从密到疏，PPV 的最大值发生在靠近炮孔一侧的边坡上部，PPV 的最小值发生在远离炮孔的一侧，对于同一爆心距，炮孔顶部的 PPV 略大于炮孔底部。图 8 给出了本次计算中保留岩体的损伤变量 D 与 PPV 的对应关系曲线。

从图 8 中可以看出：当 $v_{pp}>60.8$ cm/s 时，岩体中的损伤变量从零开始迅速增加到 0.8 左右，然后随着 PPV 的继续增加，损伤程度加深的速度减慢；当 $v_{pp}>110$ cm/s 时，岩体的 $D=1$，岩体完全损伤。在岩体为各向同性的完整岩体前提下，当 PPV 到达

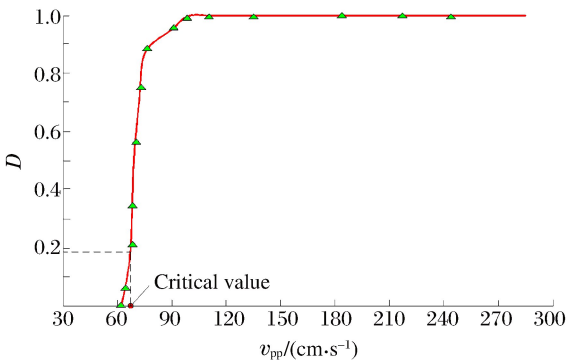

图 8　PPV 与损伤变量关系曲线

Fig. 8　Relationships curve of PPV versus damage scalar

某一阈值时，岩体中开始出现裂纹，在较高的振动速度下，裂纹迅速扩展，岩体的损伤程度急剧增加，如图 8 中损伤变量急剧增加的阶段所示；当岩体中的裂纹密度较高或者损伤程度较深时，高密度下的微裂纹具有荫屏效应[4]，即微裂纹周围产生应力释放的材料能够重叠，此时会降低新的裂纹的激活率，因此出现了如图中损伤程度较高的情况下，损伤加深的速度反而减小现象；当 PPV 再继续增加到一定值，岩体将完全破坏。

2.4 临街损伤 PPV 的确定与讨论

通常根据 PPV 判据确定损伤范围的步骤为确定临界损伤 PPV 后，根据保留岩体的 PPV 分布即可得到保留岩体的损伤范围。采用 PPV 判据判定近区损伤范围的关键在于确定损伤临界 PPV。

目前工程实际中应用最为广泛的是基于最大拉应力的 PPV 判据，其临界损伤 PPV 可由式(4)计算得到，参考溪洛渡工程地质资料和声波速度测试结果，岩体密度可取为为 2 530 kg/m^3，岩体中的纵波速度 v_p 取为 3 400 m/s，根据 Barton 等建立的关于岩体声波速度 v_p 与岩体质量评估参数 Q 指标的对应关系以及岩体单轴抗压(拉)强度与 Q 指标的统计关系[15]，岩体的动抗拉强度可取为 2 MPa，将以上参数代入式(4)中，基于最大拉应力判据得到的 $v_{pp}^{*}=23.2$ cm/s。

由于爆破近区岩体处于复杂的三向应力状态，不能满足式(4)的基本假定，因此必然存在误差。然而要建立一种明确能够反映近区岩体受力状态和本构关系的数学表达式非常困难，因此基于数值计算结果寻求建立动拉应力峰值与 PPV 的统计关系，是值得尝试的。图 9 给出了近区部分单元的动拉应力峰值与 PPV 的统计关系。从图 9 中可以明显看出，在近区最大拉应力与 PPV 的对应关系并不严格满足如式(4)所表示的正比例关系。根据图中的统计公式，当动拉应力峰值为岩体动抗拉强度(2 MPa)时，计算得到的 $v_{pp}^{*}=63.02$ cm/s，该结果是基于最大应力判据结果的 3 倍。

根据损伤力学的定义，岩体爆破损伤的物理本质表现为岩体弹性参数的劣化，因此从岩体的物理性质劣化的角度确定岩体的损伤临界 PPV 在理论上更准确。图 10 给出了典型的爆破近区岩体声波速度(c_p)变化与 PPV 衰减规律示意图。根据上文分析本文中岩体的临界损伤度为 0.19，处于该损伤程度下的岩体对应 PPV 则是基于岩体的损伤度确定的损伤临界 PPV，如图 10 中红色圆圈标识。

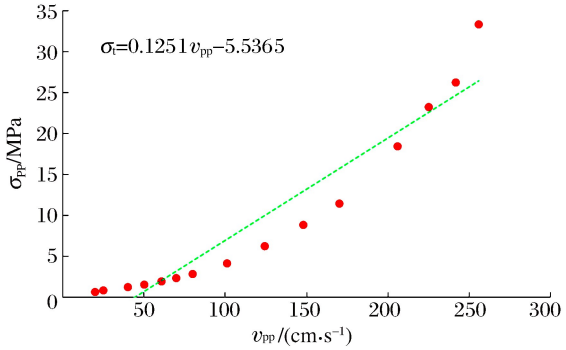

图 9 动拉应力峰值与 PPV 统计关系

Fig. 9 The statistics relationship between the maximum stress and PPV

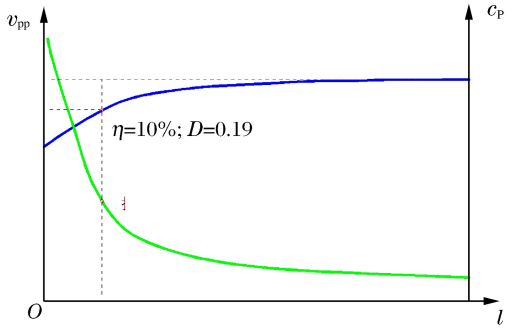

图 10 损伤临界 PPV 确定示意图

Fig. 10 Schematic diagram of deciding critical damage PPV

损伤变量为 0.19 时对应的 PPV 为损伤临界 PPV，根据图 8 中 PPV 与损伤变量的关系可知，当 $D=0.19$ 时，$v_{pp}^{*}=67.3$ cm/s。这与通过建立爆破近区的岩体的动拉应力峰值与 PPV 的统计关系得到的 $v_{pp}^{*}=63.02$ cm/s 比较接近，是基于传统的最大拉应力判据的 3 倍左右，与 Holmberg 和 Persson 等认为近区完整岩体的 PPV 损伤界限为 70～100 cm/s 比较吻合[11-12]。

为了系统比较几种 PPV 判据衡量损伤范围的精确性，图 11 给出了损伤实测范围、基于损伤度的 PPV 判据、基于一维应力波的最大拉应力判据以及爆破近区拉应力峰值与 PPV 的统计关系得到的损伤范围的对比情况。由图 11 可知，基于损伤程度的 PPV 判据得到的损伤范围与实测值有较好的一致

性，根据近区拉应力峰值与 PPV 统计关系得到的损伤范围与实测值也很接近，但基于一维应力波的最大拉应力的 PPV 判据得到损伤区范围偏差较大。爆破近区岩体处于复杂的三向应力状态，式(4)基于一维应力波的假定推导而来，导致计算结果存在一定偏差。基于一维应力波的最大拉应力准则的 PPV 判据确定的 23.2 cm/s 则相对偏小，由此可见爆破近区岩体处于三向应力状态且非常复杂，二者并不是简单的正比例函数关系，而更接近如图 9 所示的一次函数关系。因此在实际工程中可考虑基于此关系对已有的基于最大拉应力的 PPV 判据做一定的修正。

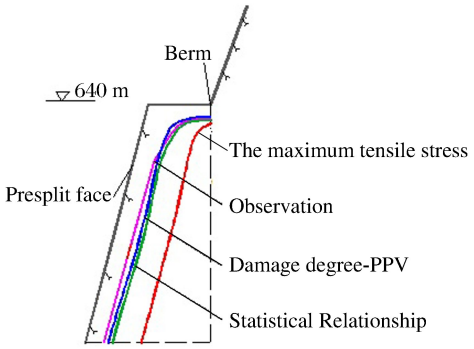

图 11　四种方法损伤范围对比

Fig. 11　Comparing of damage zone with four methods

3　结　论

(1)基于溪洛渡 640 m 马道下边坡的爆破开挖，对保留岩体的损伤范围进行了跨孔声波测试，并基于 LS-DYNA 二次开发技术对爆破损伤进行了数值反演，数值计算结果与实测值吻合良好。(2)研究岩体损伤程度(D)与 PPV 的对应关系，当 PPV 存在门槛值，当 PPV 大于该值时，岩体中的损伤程度从零开始迅速增加至一定值(0.8 左右)，然后损伤程度随 PPV 增大而加深的速度减慢，随着 PPV 的继续增大，岩体完全损伤。(3)采用 3 种方法确定近区岩体的临界损伤 PPV，基于最大拉应力准则的 PPV 判据确定的临界损伤 PPV 为 23.2 cm/s，通过建立近区拉应力峰值与 PPV 的统计关系，根据统计关系得到临界损伤 PPV 为 63.02 cm/s，从岩体损伤度(D=0.19)确定临界损伤 PPV，计算该值为 67.3 cm/s，以实测资料为依据后两者较为准确，前者相对偏大。本次计算中基于岩体的各向同性假设，并没有考虑岩体中节理裂隙的影响，有待进一步研究和改进。且从定量的角度而言，临界损伤 PPV 值的大小仅针对本次研究的具体情况有效，但本文中提出的基于损伤度确定临界损伤 PPV 的方法以及 3 种 PPV 确定方法的有效性的定性对比是具有普遍意义的。

参考文献：

[1]　朱传云，卢文波. 三峡工程临时船闸与升船机中隔墩爆破安全判据的研究[J]. 爆炸与冲击，1998，18(4)：375-380.
Zhu Chuan-yun，Lu Wen-bo. Blasting safety criterion for the rock wall between temporary ship lock and ship lift in the Three Gorges Project[J]. Explosion and Shock Waves，1998，18(4)：375-380.

[2]　李俊如，夏祥，李海波，等. 核电站基岩爆破开挖损伤区研究[J]. 岩石力学与工程学报，2005，24(S1)：4674-4678.
Li Jun-ru，Xia Xiang，Li Hai-bo，et al. Study on blast-induced bedrock damage extension for a nuclear power station project[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering，2005，24(S1)：4674-4678.

[3]　Taylor L M，Chen E P，Kuszmaul J S. Micro-crack induced damage accumulation in brittle rock under dynamic loading[J]. Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering，1986；55(3)：301-320.

[4]　Kuszmaul J S. A new constitutive model for fragmentation of rock under dynamic loading[C]// Proceedings of 2nd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting. Keystone，Canada，1987：412-423.

[5]　Thorne B J，Hommert P J，Brown B. Experimental and computational investigation of the fundamental mechanisms of cratering[C]// Proceedings of 3nd International Symposium on Rock Fragmentation by Blasting. Brisbane，Australia，1990.

[6]　Yang R，Bawden W F，Katsabanis P D. A new constitutive model for blast damage[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences & Geomechanics Abstracts，1996，33(3)：245-254

[7]　Li Haibo，Xia Xiang，Li Jianchun. Rock damage control in bedrock blasting excavation for a nuclear power plant [J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Science，2010，48(2)：210-218.

[8] 卢文波.三峡工程临时船闸与升船机开挖中的爆破方案优化和爆破振动控制[J].岩石力学与工程学报,1999,18(5):497-502
Lu Wen-bo. Optimization of blasting procedure and vibration control during excavation of temporary ship lock and ship lift in three gorges project[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 1999,18(5):497-502.

[9] 陈明,卢文波,吴亮,等.小湾水电站岩石高边坡爆破振动速度安全阈值研究[J].岩石力学与工程学报,2007,26(1):51-55.
Chen Ming, Lu Wen-bo, Wu Liang, et al. Safety threshold of blasting vibration velocity to high rock slope of xiaowan hydropower station[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2007,26(1):51-55.

[10] 中华人民共和国行业标准编写组.SL47-94 水工建筑物岩石基础开挖工程施工技术规范[S].北京:水利电力出版社,1995.

[11] Bauer A, Calder P N. Open pit and blast seminar, 63221[R]. Kingston, Ontario, Canada: Mining Engineering Department, Queens University, 1978.

[12] Savely J P. Designing a final blast to improve stability [C]// Proceedings of the SME Annual Meeting. New Orleans, Louisiana, USA, 1986.

[13] 胡英国,卢文波,金旭浩,等.岩石高边坡开挖爆破动力损伤的数值模拟[J].岩石力学与工程学报,2012,31(11):2204-2213.
Hu Ying-guo, Lu Wen-bo, Jin Xu-hao, et al. Numerical simulation for excavation blasting dynamic damage of rock high slope[J]. Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering, 2012,31(11):2204-2213.

[14] Furlong J R, Davis J F, Alme M L. Modeling the dynamic load/unload behavior of ceramics under impact loading: RDA-TR-00.0-0001 [R]. Arlington, Virginia, USA: R&D Associates Meeting, 1990.

[15] LSTC. LS-DYNA theoretical manual[M]. Livermore, CA, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2010.

[16] LSTC. LS-DYNA keyword user's manual[M]. Version 970. Livermore, CA, USA: Livermore Software Technology Corporation, 2010.

[17] Barton N. The influence of joint properties in modeling jointed rock masses[C]// Proceedings of the 8th ISRM Congress. Tokyo, Japan, 1995.

Determination of critical damage PPV near the blast hole of rock-mass

Hu Ying-guo[1,2], Lu Wen-bo[1,2], Chen Ming[1,2], Yan Peng[1,2]

(1. *State Key Laboratory of Water Resources and Hydropower Engineering Science, Wuhan University, Wuhan* 430072, *Hubei, China*;
2. *Key Laboratory of Rock Mechanics in Hydraulic Structural Engineering, Wuhan University, Wuhan* 430072, *Hubei, China*)

Abstract: Based on the blasting excavation for the berm at the elevation of 640 m on the high slope of Xiluodu hydropower station, the blasting induced damage zone were obtained through sonic wave test and numerical simulation. The relationship between PPV and damage scalar D was studied. If PPV is bigger than one certain value, the damage scalar D increased quickly to about 0.8, then the increased speed became slow. A method of determining critical damage PPV was put forward based on the damage degree and it was compared with the methods of statistics relationship between the maximum tensile stress and PPV and the PPV criterion based on the maximum tensile stress. Results demonstrate that the accuracy of methods based on the damage degree and statistic relationship between the maximum tensile stress and PPV is better than the result according to the maximum tensile stress.

Key words: mechanics of explosion; blasting damage; critical damage PPV; rock-mass; damage scalar

(责任编辑 王小飞)