

岩体贯切破坏在不同侧向自由边界的声发射演化

陈立宪¹, 黄国忠², 陈尧中²

(1. 台北科技大学 土木工程系, 台湾 台北 10608; 2. 台湾科技大学 营建系, 台湾 台北 10672)

摘要: 采用机械式隧道开挖可提升施工自动化与工程安全性的成效, 但因机械式掘削刃口开挖过程的力学机制仍属浑蒙, 而掘削机具与弱面位置的互制关系, 对于岩体破坏行为有着重要的影响。以脆性岩体为研究目标, 探求楔型刃口贯切受测岩体的接触破坏机制, 为工程实际提供参考。由正向楔型贯切仪器的建置, 并采用非损伤的声发射技术, 以楔型刃口为尖状及 90°楔角的试验条件下, 改变不同贯切位置, 以无侧围压方式进行模拟开口不连续的弱面状况, 并采用裂缝开口位移控制, 使加载于尖峰行为后, 不致失稳开裂, 以求取完整的贯切加载历程。试验结果显示, 不同贯切位置的裂缝开裂路径, 存在着几何相似特性; 随着逐渐靠近侧向自由边界, 其最大贯切力与最大贯切深度均随之降低, 但对于标称贯切压力则影响不大。而声发射技术所接收的微震事件, 可代表微观裂缝的生成, 其与宏观裂缝的初裂与延伸作一比较, 证实声发射定位结果十分良好; 随着贯切位置逐渐靠近侧向自由边界, 从聚现象发生时机将提早发生, 且弹 - 塑性交界半径则有减小的趋势。

关键词: 岩石力学; 声发射; 贯切破坏; 侧向自由边界; 弹 - 塑性交界区域; 裂缝衍生比

中图分类号: TU 45

文献标识码: A

文章编号: 1000 - 6915(2009)12 - 2411 - 10

ACOUSTIC EMISSION EVOLUTION IN INDENTATION FRACTURE OF ROCKS UNDER DIFFERENT LATERAL STRESS-FREE BOUNDARIES

CHEN Lih sien¹, HUANG Kuochung², CHEN Yaochung²

(1. *Department of Civil Engineering, Taipei University of Technology, Taipei, Taiwan 10608, China*; 2. *Department of Construction Engineering, Taiwan University of Science and Technology, Taipei, Taiwan 10672, China*)

Abstract: Automatic efficiency and engineering safety are both enhanced by using mechanical excavation in tunnel construction; nevertheless, the mechanism for excavation by mechanical cutter is still uncertain. The interaction between the cutter and the position of weak plane during cutting is important for studying the behavior of rock fragmentation, so quasi-brittle materials were used to investigate the fracture mechanism of wedge indentation in order to provide references for the construction in practice. Equipment of a normal wedge indentation was established; and non-destructive acoustic emission(AE) technique was applied for the tests. It simulates discontinuous weak plane of the open joint under the lateral stress-free boundary for indentation at various positions by a wedge with a sharp-shaped tip at angle of 90°. In order to obtain a complete loading history, crack mouth opening displacement(CMOD) control was adopted to avoid unstable fracture after the peak level. From the experimental results, features of geometrical similarity were observed for the crack paths at different indentation positions. When positions approach to the lateral stress-free boundary, the maximum indentation force and the maximum indentation depth both decrease; however, the impact for nominal indentation pressure is not significant. Moreover, it is figured out that microseismic events received by the AE technique can stand for the initiation of the microcracks. Outcomes of AE locations are verified to be very precise by comparing

收稿日期: 2009 - 04 - 15; **修回日期:** 2009 - 07 - 22

作者简介: 陈立宪(1962 -), 男, 博士, 2002 年于美国明尼苏达大学土木工程研究所获博士学位, 现任台北科技大学土木工程系助理教授, 主要从事非破坏技术与岩石力学方面的教学与研究。E-mail: lhchen@ntut.edu.tw

the microseismic events with the macroscopic initial fracture and its development. Localization takes place earlier as indentation approaches to the lateral stress-free boundary; and the radius of elastoplastic interface becomes smaller.

Key words: rock mechanics; acoustic emission(AE); indentation fracture; lateral stress-free boundary; elastoplastic interface; crack propagation ratio(CPR)

1 引言

全断面隧道钻掘机(TBM)以切削转盘进行连续的旋转切削前方地层, 搭配出渣系统, 立即将开挖渣料后送运出隧道, 可连续进行隧道的开挖与支撑作业, 运用于长隧道施工尤见效果。因此, 除了地质条件、专业施工、周详规划及良好管理等相互配合外, 还需具有正确的机械设计, 才能发挥快速与经济的双重成效。

但是, 对于机械式掘进的隧道工程, 一般的研究较多涉及远域场的沉陷量估算以及近域场的隧道前端与周围应力场的求算, 而极近域场的接触力学研究——机械式刃口与大地材料互制行为的探讨则极为缺乏, 即对切削刃口与岩体间的力学互制行为研究甚少; 故常在工程实际中遭遇刃口磨损, 乃至开挖困难、进度落后与机具损坏等问题。所以, 对于钻掘机具、弱面位置及岩体破坏间的互制机制探究, 也就显得比较重要。

鉴于此, 因隧道工程开挖过程的复杂性, 本文研究是将多刃口掘削开挖断面简化为单一刃口的贯切模拟, 以岩体在无侧压环境状态下进行研究, 以此了解相关贯切行为于极近域应力场的破坏机制。而前述的贯切行为, 是属于固态与固态接触的力学应用范畴, 系以拟刚体与不同几何形状的突型物贯入另一受测岩体中, 探讨其弹-塑性行为的延性破坏以及最大间接张应力发生时导致的可能脆性破坏。

基于上述原因, 本文借助贯切破坏试验仪器, 并结合非破坏声发射检测技术, 进行单一刃口的正向楔型贯切试验, 求取尖峰强度前、后的完整加载历程信息, 以分判峰前的延性(塑性)破坏与峰后的脆性破坏特征。因此, 以固定楔型刃口的形状模拟TBM的滚刀, 若能先清理固定楔型刃口与岩体的接触力学行为机制, 可为开挖效率、机械设计与发展多刃口-群刃互制效应提供合理的参考依据。

2 文献回顾

2.1 破坏性贯切行为

最早发展的贯切理论, 为钝形圆锥贯切弹性材料的行为分析^[1], 然而实际上贯切试验是属于加载点与破裂处极为接近的情况, 其接触力学机制相当复杂。对于贯切试验的力学行为, D. M. Marsh 等^[2~12]提出孔洞扩展模式(cavity expansion model, CEM), 并利用此一广义模式来模拟贯切试验的弹-塑性交界区域(elastoplastic interface)的发展行为。

在此模式中, 试体材料行为可从原始贯切点放射向外的半无限空间中, 由近而远分成 3 个半圆型区域进行理论模拟(见图 1): (1) 核心区, (2) 塑性区, (3) 弹性区; 图中楔角为 α , 贯切力为 F , 刃口接触宽度为 $2a$, 贯入深度为 d , 弹-塑性交界半径为 r^* 。

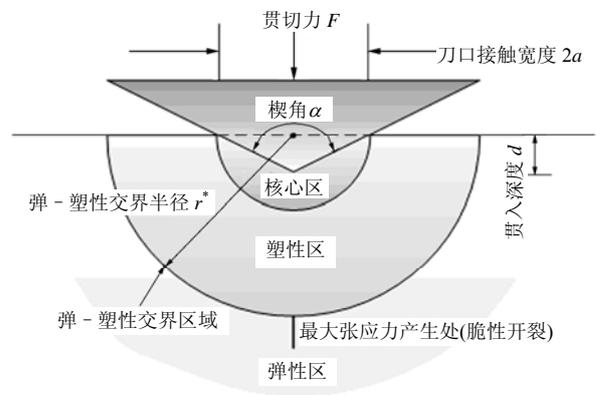


图 1 正向楔型贯切的孔洞扩展模式

Fig.1 Cavity expansion model(CEM) for normal wedge indentation

针对尚未发生脆性破坏前的贯切状态, 以广义孔洞扩展模式为基础的贯切力学特征简述如下: 位于贯入位置正下方的水平应力, 随着与贯入刃口距离的增加, 由压应力转变成为张应力, 继续增大至最大张应力之后, 便骤降而趋于稳定的较小张应力(见图 2)^[5], 而其最大张应力从刃口开始贯入接触时, 便保持固定值, 不受贯入深度变化的影响。

2.2 非破坏性声发射技术

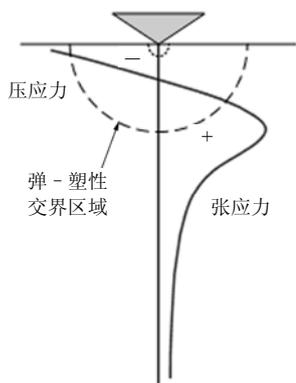


图 2 贯切试验衍生水平应力随加载方向的变化^[5]
Fig.2 Distribution of horizontal stress along wedge axis during the indentation^[5]

声发射(acoustic emission, AE)为材料内部的局部能量快速释放所产生瞬时弹性应力波的一种现象。声发射技术属于非破坏波检测法的一种^[13], 主要记录微震裂源的微小能量释放讯号, 同时统计与预测其声发射定位, 进而可求其微观的破坏模式^[14]。

3 试验架构

本文主要着重于改良二维的贯切破坏试验以及非破坏检测声发射法的发生数量与定位, 据此探讨不同岩体在无侧向围压自由边界条件下, 改变不同贯切位置, 求得完整加载历程和其对应的声发射事件结果, 并对比声发射定位所得的微震裂源与巨观目视的裂缝位置是否一致, 以进一步验证声发射定位系统的准确性。图 3 给出了贯切破坏试验和声发

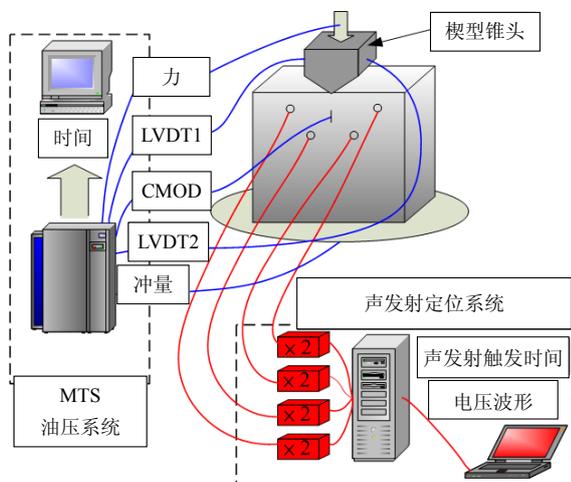


图 3 贯切破坏试验和声发射法检测设置示意图
Fig.3 Illustration of indentation fracture test with AE system

射法检测设置示意图。试验架构主要可分 3 个部分。

3.1 试体准备部分: 人造与天然岩体

人造与天然岩体的选定, 考虑避免离散型特别突出的材料, 以期满足试验结果具有较佳的重复性与一致性。

人造材料为水泥砂浆试体, 使用波特兰 I 型水泥与渥太华标准砂, 渥太华标准砂的颗粒属于均匀级配, 其粒径范围为 600~850 μm。根据检验法^[15], 本文采用的水灰比为 0.485, 水泥与标准砂的质量比为 1:2.75, 并经养护 28 d 以上以模拟均质岩体, 材料特性参数如表 1 所示。

表 1 试体材料特性参数(平均值)

试体材料	密度 (kg · m ⁻³)	纵向波速 (m · s ⁻¹)	单压强度 /MPa	弹性模量 /GPa	泊松比
水泥砂浆	2 189.8	4 390	45.3	25.4	0.17
大理岩	2 707.3	5 990	81.4	91.3	0.26

此外, 试验中所使用的天然岩体为台湾东部花莲和平乡所产的大理岩, 学名为结晶石灰石, 其属变质岩类矿物, 其构造为致密块状, 属于变嵌晶结构, 由纯碳酸盐岩矿物方解石所组成, 矿物粒径范围为 0.2~0.5 mm; 其结晶颗粒为细粒~粗粒, 颜色为白色、白地黑纹、灰色、黑色等, 或因含有色物质, 呈斑驳状、泼墨状、云雾状、脉纹状。由于材料本身的矿物成分及其组成方式对其力学性质会有影响, 而碳酸钙为大理岩的主要化学成分, 约占 99% 以上。因此, 大理岩可说是相当均质的材料, 材料特性参数如表 1 所示。

试体尺寸大小的决定应考虑实验室贯切破坏试验与钻机掘进隧道的可比性。依据 Flamant 弹性解析于半无限平面中, 轴对称贯切施力所产生的塑性区半径与待测试体宽度比必须小于 1/6 以上, 则试体所产生的尺寸效应不受侧向自由边界的影响^[7, 9]。故本文试体尺寸采用 150 mm×150 mm×40 mm(宽×高×厚), 为避免试体表面不平整产生的试验误差, 试体表面均经研磨, 且其平整度须达到 0.02 mm 以内的标准, 以确保轴向贯切压力能够均匀施加。

3.2 破坏试验部分: 贯切破坏试验系统

贯切试验采用固定楔角(见图 4 中的 90°楔型锥头)的楔型刃口, 为使其硬度大于试验所用岩体, 故采用特殊热处理的高塑钢材, 刃口宽度固定为 50

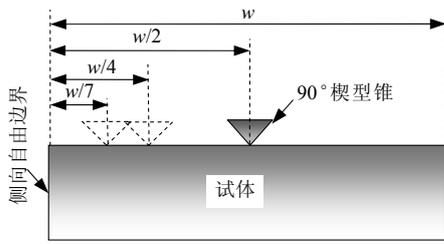


图4 贯切位置改变示意图

Fig.4 Illustration for the changes of indentation position

mm, 而尖端处经光学显微镜确认其符合尖型无磨损刃口的特征。

在贯切试验中, 为记录尖峰前后的完整加载历程, 采用高精密与高刚度的万能油压伺服试验系统 MTS 810 来完成试验控制。为准确求得贯切刃口的轴向位移, 使用 2 组线性变化差异转换计(LVDT) 设置于楔型刃口两侧计读, 经绘图确认其合理性后, 取其平均值为贯切刃口的轴向位移。2 组 LVDT 的读数亦可同时检测出试验中是否有试体、刃口旋转及加压偏心的问题。

在无侧向围压试验中, 容易发生脆性失稳破坏, 亦即在尖峰强度过后, 裂缝会快速开裂, 无法得到完整的加载历程。为解决上述问题, 无围压贯切试验中, 使用伸张仪作为裂缝开裂位移的计测。为求固定伸张仪, 故以环氧树脂胶设置铁片夹座于试体表面, 测量长度约为 30 mm。

试体在刃口接触处下 5~25 mm 处, 为最可能产生初始宏观裂缝的地方^[7], 故将伸张仪架设于此范围内, 大约是在裂缝开口位置, 因此亦可称为裂缝开口控制。

试验时, MTS 油压伺服系统的试验分为 2 阶段, 力-变形行为属于弹性与部分塑性阶段时, 采用力控制方式, 意即贯切加载力为线性变化控制。而当加载到达试体预估最大加载力量(尖峰强度)的一半时, MTS 伺服系统转换为裂缝开口控制, 以避免发生于尖峰后裂缝快速开裂、强度突然大幅失稳下降, 无法求得峰后加载历程的情形。

本研究于系列试验中, 改变贯切位置(见图 4), 以探讨侧向自由边界对于岩体贯切开裂的影响。此一侧向自由边界, 可视为现地岩体中具有开口节理或软弱夹心的情形, 其中 w 为贯切试体的宽度, 亦即变化贯切位置, 由中央处的 $w/2$ (对称)改变为 $w/4$ (非对称)与 $w/7$ (非对称), 即逐渐靠近试体的侧向自由边界。

3.3 非破坏检测部分: 声发射定位系统

试验前, 先进行声发射定位系统的校正, 本文采用规范^[16]所建议的笔芯折断法来验证。

为使试验结果较为准确, 并考虑日后可进一步分析裂缝的开裂模式, 故采用 8 组压电式转换计作为声发射讯号感应接收器, 贴附于试体表面, 以接收声发射讯号, 经由前置放大器筛选并放大高于 7 mV 门槛值, 且频率范围为 100~1 200 kHz 的讯号, 再将微小的电压变化记录于二进制元的数据文件中。

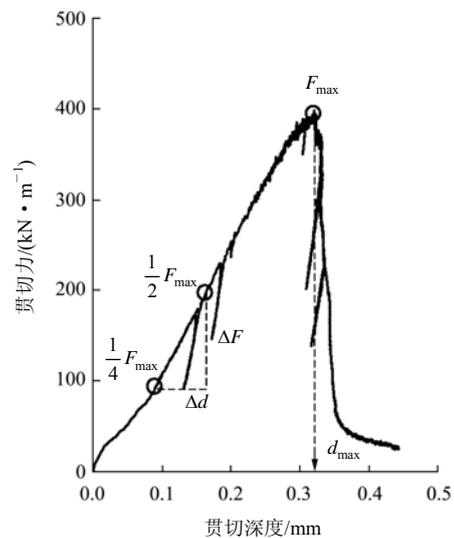
声发射擷取记录的二进制元数据, 经由试验排程控软件 LabVIEW 与程序语言 Matlab 撰写应用程序, 可判断其波形特征, 并依据每个声发射感应接收器所记录的应力波到达时间, 即可分析求得微裂缝发生的位置。本研究采用到达时间差定位法进行统计处理, 经证实可求得统计误差在 2 mm 之内的微震裂源定位^[7, 9], 并依此结果进行后续声发射讯号数据处理与计算。

4 试验结果与分析

4.1 完整加载历程

首先定义: 贯切力 F 为系统加载力量除以试体厚度, 并记录最大贯切力为 F_{max} 、最大贯入深度 d_{max} 、标称贯切压力 P 。其中, P 为贯切力增量除以楔型刃口接触宽度增量, 与初始的加载曲线斜率相关(见图 5(a)), 亦即

$$P = \frac{\Delta F}{2(\Delta a)} = \frac{\Delta F}{2(\Delta d)} \quad (1)$$



(a) 完整加载历程示意图

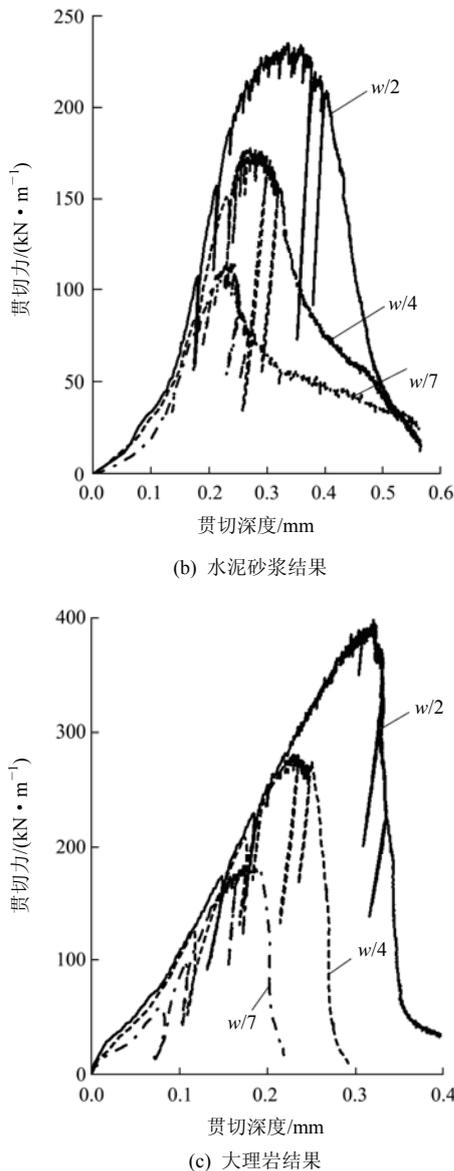


图 5 水泥砂浆与大理岩在不同贯切位置的完整加载历程
Fig.5 Complete loading process for mortar and marble at different indentation positions

式中: ΔF 为贯切力增量; $2(\Delta a)$ 为楔型刃口接触宽度增量, Δd 为贯入深度增量, 90° 刃口的 $\Delta d = \Delta a$ 。

在无围压条件下, 水泥砂浆与大理岩在不同贯切位置的完整加载历程见图 5, 平均试验结果见表 2。

表 2 不同贯切位置的平均试验结果

Table 2 Experimental results for different indentation positions

试体材料	贯切位置	最大贯切力	最大贯切深度	标称贯切压力	丛聚应力比	弹-塑性交界 半径 r^*/mm	裂缝衍生比 CPR
		$F_{\max}/(\text{kN} \cdot \text{m}^{-1})$	d_{\max}/mm				
水泥砂浆	w/2	235	0.35	593	60	8~10	0
	w/4	179	0.28	565	56	5~7	1/4
	w/7	115	0.24	517	40	2~4	1/5
大理岩	w/2	398	0.32	691	71	10~12	0
	w/4	280	0.23	688	65	7~9	1/4
	w/7	183	0.18	621	50	3~5	1/4

随着距离侧向自由边界, 本文的 2 种材料皆有以下特点:

(1) 最大贯切力 F_{\max} 随之降低:

① 从远至近(w/2, w/4, w/7), 水泥砂浆最大贯切力 F_{\max} 分别为 235, 179 及 115 kN/m。

② 从远至近(w/2, w/4, w/7), 大理岩最大贯切力 F_{\max} 分别为 398, 280 及 183 kN/m。

(2) 最大贯切力 d_{\max} 逐渐减少:

① 从远至近(w/2, w/4, w/7), 水泥砂浆最大贯切力 d_{\max} 分别为 0.35, 0.28 及 0.24 mm。

② 从远至近(w/2, w/4, w/7), 大理岩最大贯切力 d_{\max} 分别为 0.32, 0.23 及 0.18 mm。

(3) 不同贯切位置的加载历程初始斜率均为几何相似; 其标称贯切压力 P , 虽随着接近侧向自由边界而减小, 但其变化量的差异不大。因此侧向自由边界效应对标称贯切压力 P 的影响不大:

① 从远至近(w/2, w/4, w/7), 水泥砂浆标称贯切压力 P 分别为 593, 565 及 517 kPa。

② 从远至近(w/2, w/4, w/7), 大理岩标称贯切压力 P 分别为 691, 688 及 621 kPa。

若将所有的最大贯切力 F_{\max} 与其侧向自由边界距离分别除以对称条件的最大贯切力 F_{\max} , 与其距离 $w/2$, 则可得无因次化的 $F_{\max}/(F_{\max})_{w/2}$ 与无因次化的侧向自由边界距离关系图(见图 6)。水泥砂浆与大理岩具有相同的趋势, 即最大贯切力 F_{\max} 会随着单一楔型刃口接近侧向自由边界而下降, 此行为将有助于破岩与可挖性的进行, 并提升开挖机械的工作效率。

4.2 微裂缝发展行为

贯切加载比为贯切力除以最大贯切力 F_{\max} 。水泥砂浆(w/2)的完整加载历程与声发射事件累积曲线如图 7 所示。

定义微观声发射裂源事件发生的累积突增现象为丛聚的发生时刻。将曲线前后直线段的切线的交点视为曲率突变位置, 并定义为丛聚现象的发生,

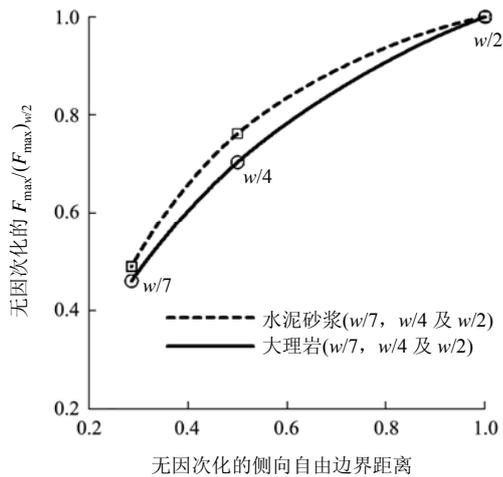


图6 无因次化的 $F_{max}/(F_{max})_{w/2}$ 与无因次化的侧向自由边界距离关系图

Fig.6 Dimensionless parameter $F_{max}/(F_{max})_{w/2}$ versus dimensionless distance of lateral stress-free boundary

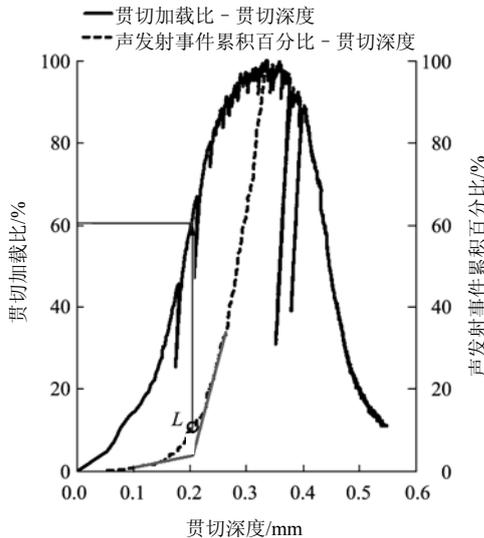


图7 水泥砂浆(w/2)的完整加载历程与声发射事件累积曲线图

Fig.7 Complete loading process for mortar(w/2) and accumulation curves of AE events

而其相对应的贯切加载比，分析结果见表2。从表2可以看出：

(1) 从远至近(w/2, w/4, w/7)，水泥砂浆丛聚应力比分别为 60%，56%及 40%。

(2) 从远至近(w/2, w/4, w/7)，大理岩丛聚应力比分别为 71%，65%及 50%。

(3) 比较丛聚现象发生时的贯切加载比可知，水泥砂浆较大理岩的贯切加载比低。贯切点位于距侧向自由边界为试体宽度的 1/7(w/7)时，2 种岩体的贯切加载比均有明显降低的趋势。

图7中，贯切加载比为 60%时，在图中点 L 处

有声发射丛聚现象，此一物理现象的意义乃表示受贯切的材料局部可能因有原生的缺陷，或受力引致的应力集中，导致微裂缝在该受力时机下，在某处不断的集中发生。由图7显示的加载历程与微裂缝发展关系，再配合图8所显示的声发射丛聚发展平面分布，即可推估该声发射丛聚区，为宏观主要裂缝初始破坏之处。

本研究为探析试体面内变形破坏(in-plane failure)的发展与破坏发生位置的关系，以三维声发射定位结果，绘制二维的 X-Y 平面图形，以细部剖析声发射事件的发展。图8中，圆点为经定位后的微震裂源，图8(a)~(e)为定位处的裂源，依贯切加载比分阶段绘出，而图8(f)，(g)分别为丛聚附近及尖峰前所有微震事件的声发射定位结果。由图8可知，在贯切加载比为 50%~70%时，已可概略评估此材料的弹-塑性交界区域，而可能产生的脆性初裂及延裂路径，亦可从此见其端倪，说明在丛聚发生时，即可初步分析材料后续发展的初裂特征与宏观裂缝的延伸路径。

4.3 弹-塑性交界区域发展趋势

在广义孔洞扩展模式中^[5, 7, 9, 11, 12]，无因次化的弹-塑性界面 ξ^* ，定义为弹-塑性交界半径 r^* 除以所对应楔型刃口接触宽度 $2a^*$ 的一半(即 a^*)，为无因次常数 γ 的函数，而 a^* 亦可反应为弹-塑性交界发生初始张力裂缝的开裂时机，但还需用另一种非破坏检测——电子点纹干涉术来同步确认与耦合求解^[7, 9, 12]，所以 a^* 的探讨不在本文研究的题目范围内。

因 γ 包含了材料弹塑性参数(G, ϕ, q, β 及 σ_c)，因此在理论与试验分析上， γ 为关键参数，而 ξ^* 与 γ 的关系^[7, 9, 12]可表示为

$$(1 + \mu)\xi^{*(K_d+1)/K_d} - \mu\xi^{*(K_p-1)/K_p} = \gamma \tag{2}$$

$$\mu = \frac{(1-\nu)(1+K_p)(1+K_d)}{(K_p+K_d)} - 1 \tag{3}$$

式中： ν 为泊松比； $K_p = \tan^2(45^\circ + \phi/2)$ ，与内摩擦角 ϕ 相关； $K_d = \tan^2(45^\circ + \phi^*/2)$ ，与膨胀角 ϕ^* 相关。

式(2)中， γ 与刃口角度及材料常数有关，其方程式^[7, 9, 12]可表示如下：

$$\gamma = \frac{2(K_p+1)G \tan \beta}{\pi[q + \sigma_c(K_p-1)]} \tag{4}$$

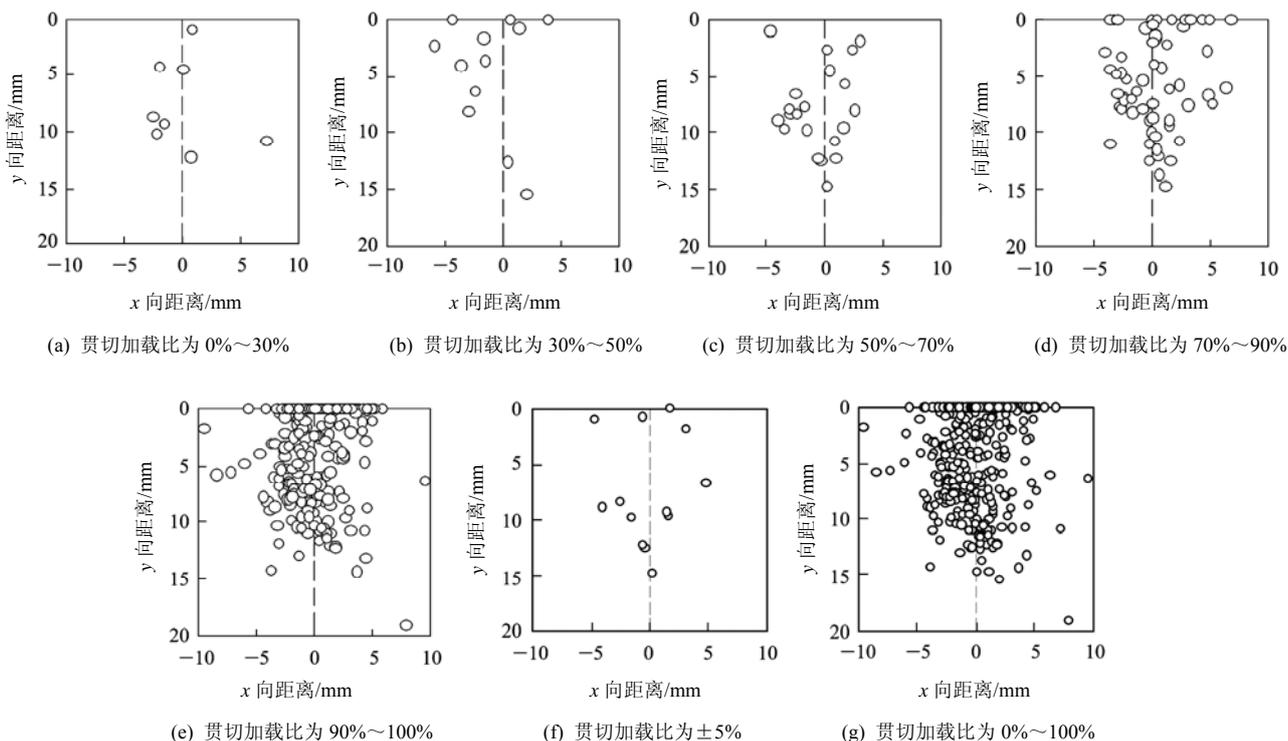


图 8 水泥砂浆(w/2)于各阶段加载比与丛聚前后的声发射事件发展

Fig.8 Load level of mortar(w/2) at different stages and the development of AE events before and after the localization

式中: G 为剪力模量, $G = E / (2 + 2\nu)$, E 为弹性模量; β 为贯切刃角面与试体面水平夹角, $\beta = (180 - \alpha) / 2$; q 为单压强度; σ_c 为侧向围压。

在几何自相似假设条件下, γ 可以表达并说明岩体在单一刃口角度下的贯切过程^[5, 6, 11], 且与 ξ^* 为相依函数^[7, 9, 12]。同样地, 贯切压力 P 亦为一理论常数, 可由 ξ^* 的结果而求得。其中, 无因次化的相对贯切压力 P/q 定义为贯切压力与单压强度的比值^[7, 9, 12], 可表示如下:

$$\frac{P}{q} = \frac{1}{K_p - 1} \left\{ \frac{2K_p [\sigma_c (K_p - 1) + 1]}{K_p + 1} \xi^{*(K_p - 1)/K_p} - 1 \right\} \quad (5)$$

本文仅考虑无侧向围压, 故 $\sigma_c = 0$ 。则式(4), (5) 可改写如下:

$$\gamma = \frac{2(K_p + 1)G \tan \beta}{\pi q} \quad (6)$$

$$\frac{P}{q} = \frac{1}{K_p - 1} \left[\frac{2K_p}{K_p + 1} \xi^{*(K_p - 1)/K_p} - 1 \right] \quad (7)$$

式(2)~(7)为不考虑侧向自由边界效应下, 对称贯切于中央处(w/2)的孔洞扩展模式理论解, 并已与试验结果得到验证^[7, 9, 10, 12]; 但对考虑侧向自由边

界效应的非对称贯切(w/4 与 w/7)破坏机制而言, 则尚无理论解可以左证。

为了提供日后考虑侧向自由边界效应理论解的推导参考, 首先进行弹 - 塑性交界区域探讨, 由声发射定位的裂源位置分布百分比, 比较其与初始贯入点距离 r 的关系。从图 9 可以看出, 加载初期及

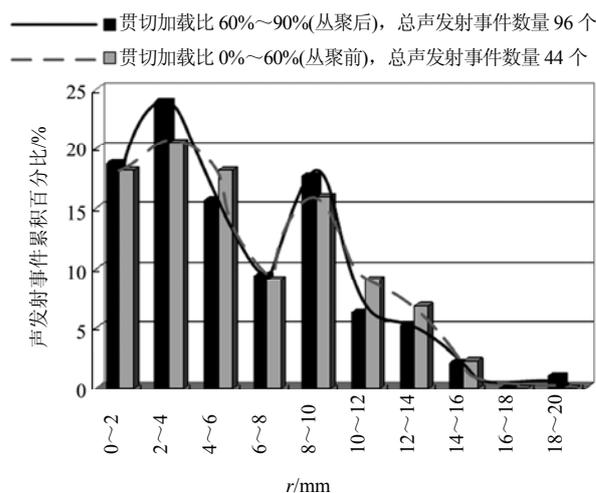


图 9 丛聚前、后的声发射事件累积百分比对应于初始贯入点的距离 r -水泥砂浆(w/2)

Fig.9 Correlation of AE accumulation percentage and distance of r for loading levels before and after localization-mortar(w/2)

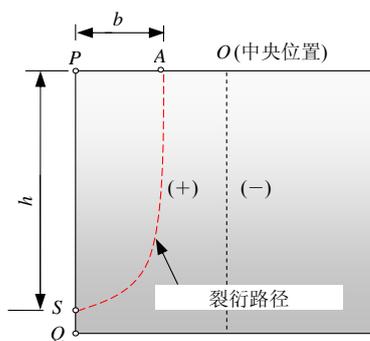
丛聚过后均有双峰型的声发射事件累积分布，而由相似双峰中的次峰可得知，从试验开始就已产生最大张应力，其位置由孔洞扩展模式理论确认为弹-塑性交界区域，且弹-塑性交界半径 r^* 为定值。因此，离贯入点 $0\sim 4\text{ mm}$ 及 $8\sim 10\text{ mm}$ ，所产生的双峰现象，其行为与孔洞扩展模式理论相合，可以推估判断此为核芯区的剪动及弹-塑性交界区域的张应力所产生的微震裂源。所以，利用声发射技术来推估材料的 r^* 是可行的，所得结果见表 2。由表 2 可知，大理岩的 r^* 大于水泥砂浆；随着单一楔型刃口逐渐接近侧向自由边界，2 种材料的 r^* 皆有减小的趋势，即塑性区发展所需的能量将逐渐减小，使得材料更易切削而达脆性张裂。

前述的声发射定位结果，皆先于宏观裂缝产生；从聚前后的裂源定位，亦可评估裂缝的延伸；且尖峰前所有声发射定位的微观裂源结果，均大致与试验时的宏观裂缝一致，故确认声发射技术可适用于微裂缝裂源位置的定位，并预测其裂源丛聚下所衍生出的宏观裂缝路径。

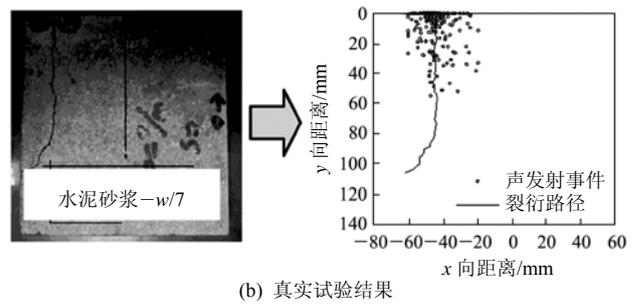
4.4 裂缝衍生比

探讨现场遭遇弱面前的开挖，如同自开挖面逐渐往自由边界掘进，此一力学机制的改变，除了造成贯切破坏与声发射事件衍生行为的改变外，本文藉由改变贯切位置模拟此一机制，拟进一步检测裂缝延伸的变化，以期对贯切型机具(如 TBM)在现场掘进遭遇弱面时，其掘进裂缝延伸行为能有更深入的了解，并提供更有效率的开挖建议。

在均质均向的条件下，当改变楔型刃口的贯切位置时，理论上宏观裂缝将偏移，假设理想的裂缝其开裂至试体侧向交于点 S (介于点 P 与 Q 之间)，贯切处为点 A (介于点 O 与 P 之间)，如图 10(a)所示，而真实的贯切裂缝衍生趋势，如图 10(b)所示。



(a) CPR 于贯切位置的相关示意图



(b) 真实试验结果

图 10 贯切裂缝衍生趋势

Fig.10 Trend of indentation crack propagation

裂缝衍生比，为讨论时的特征参数，理论上，其负值并不存在，裂缝衍生比 CPR 可表示为。

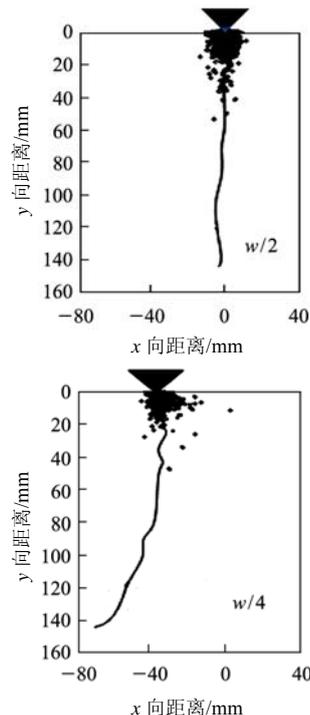
$$CPR = \frac{b}{h} = \frac{AP}{PS} = \frac{1}{PS/AP} \quad (8)$$

式中： b 为贯切处距离侧向自由边界的距离， h 为侧向自由边界上端至裂缝开口处的长度。

观察试验结束后的真实裂缝衍生情况，就 CPR 值计算结果，从逐渐接近侧向自由边界($w/2$ ， $w/4$ 及 $w/7$)的趋势来看：

- (1) 水泥砂浆 CPR 值分别为 0 ， $1/4$ 及 $1/5$ 。
- (2) 大理岩 CPR 值分别为 0 ， $1/4$ 及 $1/4$ 。

(3) 无围压中央贯切($w/2$)所得 CPR 的理论值为 0 ，并从试验结果得到了验证；而非对称贯切试验($w/4$ 与 $w/7$)的初始裂缝均为垂直开裂，其裂缝延伸至一段距离后，即朝侧向自由边界偏移，且 CPR 值结果约有一固定的范围，即 $1/4\sim 1/5$ ，如表 2 与图 11 所示，即岩体的裂缝衍生与贯切位置具有关联



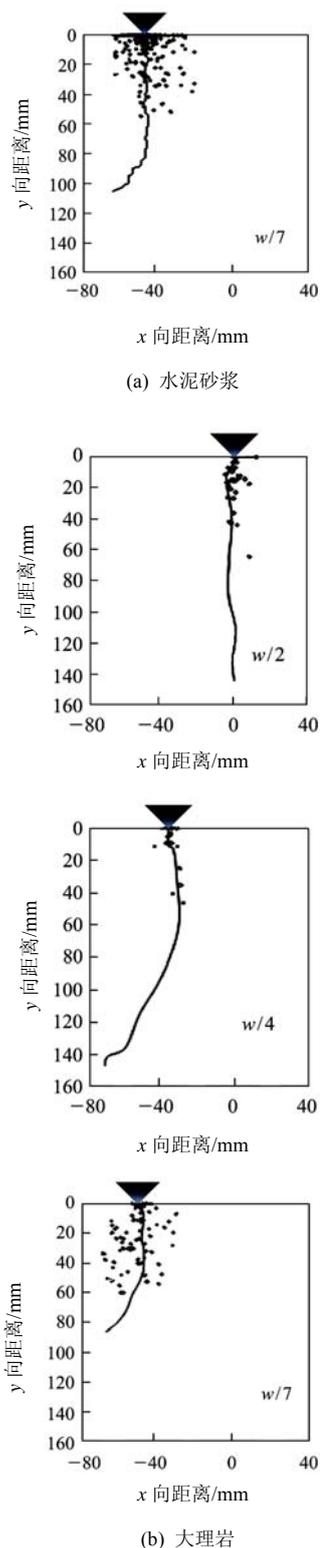


图 11 微观裂隙与宏观破裂发展示意图

Fig.11 Illustration of micro-seismic locations and macro-fracture development

性, 经由多组不同贯切位置的试验结果可以发现, 贯切破坏后所分离的岩块, 其形状上有几何自相似特征。

5 结 论

为探讨机械式开挖隧道工程常见的问题, 分别以天然与人工类岩体作为试体, 进行正向楔型贯切试验, 并改变贯切位置逐渐接近材料的侧向自由边界(无围压), 可视为岩体具有开口节理或弱面的情况。就结论的普适性而言, 因大部分的岩体在成岩过程中, 受到外界环境冷热变化与大地板块的挤压, 使其材料性质较为离散; 为了考虑避免离散性特别突出的材料, 以期满足试验结果具有较佳的重复性与一致性, 故选用的人工与天然岩体较为单一, 以满足贯切试验的广义孔洞扩展模式推导(理论解), 即式(2)~(7)。

本文结果显示, 安全与合理施工条件下, 在岩体开口节理或弱面附近, 进行机械式隧道开挖, 从定性上看: (1) 就贯切破坏的完整加载历程(最大贯切力、最大贯切深度及丛聚应力比)与弹-塑性交界区域发展趋势来看, 在岩体开口节理或弱面附近, 进行机械式隧道开挖, 其塑性区发展所需的施工设计能量将逐渐减小, 使得材料更易切削而达脆性张裂, 似乎具有较佳的经济效益。(2) 就裂缝衍生趋势来看, 在侧向自由边界位置贯切均可得到类似的比例关系, 故同贯切楔角于各侧向自由边界位置, 其破裂岩块形状亦有几何自相似性。因此, 可依切削出渣输送所需的岩块大小(级配), 以决定最佳侧向自由边界的设计施工位置。在定量上看: 本文的成果可以为隧道工程初期设计施工方式的选择提供参考。

致谢 本文得到台湾国科会(NSC94 - 2211 - E - 027 - 010 与 NSC95 - 2221 - E - 011 - 056)计划经费补助。研究期间, 蔡升哲先生与林雍胜先生对本文给予了大力协助, 在此一并致谢!

参考文献(References):

- [1] HERTZ H H. Hertz's miscellaneous papers[M]. London: Macmillan, 1896.
- [2] MARSH D M. Plastic flow in glass[J]. Proceedings of the Royal Society of London(Series A), 1964, 279: 420 - 435.
- [3] JOHNSON K L. The correlation of indentation experiments[J]. Journal of Mechanics and Physics of Solids, 1970, 18(2): 115 - 126.

- [4] JOHNSON K L. Contact mechanics[M]. London: Cambridge University Press, 1987.
- [5] DETOURNAY E, FAIRHURST C, LABUZ J F. A model of tensile failure initiation under an indenter[C]// ROSSMANITH P ed. Proceedings of the 2nd International Conference on Mechanics of Jointed and Faulted Rock. Rotterdam: A. A. Balkema, 1995: 12 - 17.
- [6] HUANG H, DAMJANAC B, DETOURNAY E. Normal wedge indentation in rocks with lateral confinement[J]. Rock Mechanics and Rock Engineering, 1998, 31(2): 81 - 94.
- [7] CHEN L H. Failure of rock under normal wedge indentation[Ph. D. Thesis][D]. Minnesota: University of Minnesota, 2002.
- [8] 林雍胜, 陈立宪, 黄国忠, 等. 声发射法于类岩材料受侧向围压下之贯切破坏探讨[C]// 2006 岩盘工程研讨会论文集. 台南: 成功大学, 2006: 117 - 127.(LIN Yungsheng, CHEN Lihsien, HUANG Kuochung, et al. A study on the indentation fracture of rock-like materials with lateral confinement by acoustic emission[C]// 2006 Taiwan Rock Engineering Symposium. Tainan: Cheng Kung University Press, 2006: 117 - 127.(in Chinese))
- [9] CHEN L H, LABUZ J F. Indentation of rock by wedge-shaped tools[J]. International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences, 2006, 43(7): 1 023 - 1 033.
- [10] 林雍胜, 黄国忠, 陈尧中, 等. 楔形刀角于岩石贯切破坏之影响及其声发射演化[C]// 2007 海峡两岸地工技术/岩土工程交流研讨会论文集. 天津: 地工技术研究发展基金会, 2007: 83 - 90.(LIN Yungsheng, HUANG Kuochung, CHEN Yaochung, et al. The Influence of wedge angle on rock indentation fracture and the relevant evolution of acoustic emission[C]// 2007 Cross-strait Seminar on Ground Engineering. Tianjin: Sino-geotechnics Research and Development Foundation Press, 2007: 83 - 90.(in Chinese))
- [11] HUANG H, DETOURNAY E. Intrinsic length scales in tool-rock interaction[J]. International Journal of Geomechanics, 2008, 8(1): 39 - 44.
- [12] CHEN L H, HUANG K C, CHEN Y C. Acoustic emission at wedge indentation fracture in quasi-brittle materials[J]. Journal of Mechanics, 2009, 25(2): 213 - 223.
- [13] Annual Book of ASTM Standards. ASTM E610 - 82 Standard definitions of terms relating to acoustic emission[S]. West Conshohocken: ASTM, 1999.
- [14] 黄国忠, 陈立宪, 陈尧中. 拟脆性岩材之微裂发韧与其峰后破坏之行为[C]// 第九届破坏科学研讨会论文集. 垦丁: 中国材料科学学会, 2008: 33 - 33.(HUANG Kuochung, CHEN Lihsien, CHEN Yaochung. Microscopic fracture mechanism and post-peak destruction behavior in quasi-brittle rocks[C]// The 9th International Symposium on Fracture Science. Kenting: Chinese Society for Materials Science Press, 2008: 33 - 33.(in Chinese))
- [15] 中华人民共和国国家标准编写组. CNS 1010 水硬性水泥埧料抗压强度检验法[S]. 台北: 标准检验局出版社, 1993.(The National Standards Compilation Group of People's Republic of China. CNS 1010 Method of test for compressive strength of hydraulic cement mortars[S]. Taipei: Bureau of Standards, Metrology and Inspection Press, 1993.(in Chinese))
- [16] Annual Book of ASTM Standards. ASTM E976 - 84 Standard guide for determining the reproducibility of acoustic emission sensor response[S]. West Conshohocken: ASTM, 2000.

本刊 2009 年第 10 期 EI COMPENDEX 收录 23 篇(100%收录)

据“EI 中国”公布的数据显示, 本刊 2009 年第 28 卷第 10 期共发表论文 23 篇(不含讨论稿 3 篇), 其中 EI COMPENDEX 收录论文 23 篇, 收录率为 100%。

特此通告!

本刊编辑部