

1.1 引言

随着我国西部大开发的各项建设的蓬勃发展,水利水电和铁路交通领域面临着我国西部多为高山峻岭的局面,正在进行和将要进行大量的地下工程开挖工作,而且这些工程大多埋深很大,多有400~1000m以上的高山覆盖层,特别是我国西南地区为地震多发的高地应力区,所以这些地下工程的围岩在开挖条件下经常发生脆性开裂甚至岩爆等形式的破裂现象。由于这些工程建造成本高,围岩稳定问题会造成人员伤亡和高昂代价的处理工作,并危及工程使用的安全性。例如,我国四川的二滩工程在施工期间因水平高地应力的释放和重分布造成主厂房边墙产生系列劈裂裂缝,裂缝区深度达20m(见图1-1)。此外,我国还有不少同类工程有类似现象,如鲁布革、渔子溪、十三陵等水电站都在厂房边墙的母线洞出现了大裂缝(见图1-2)。据日本专家 Hibino 等^[1]调查统计了本国电力系统16个大型电站地下厂房,发现大多数厂房边墙一定范围内都有裂隙张开和扩展现象,可见此种变形是占了相当大的比重的,这些裂缝引起的变形称为空腔性变形。我国一系列的大型地下水电站和长大隧道要在西部高山峡谷区建造,如龙滩、小湾、溪洛渡、向家坝、锦屏水电站和南水北调西线及许多铁路、公路隧道和深部矿山巷道都需要面临这一问题,其中不少电站的地下厂房规模都处于世界前列。此外,在大埋深和高地应力区的脆性岩石中开挖的地下工程的岩爆问题,对施工造成的威胁,也与此问题密切相关。这一对工程造成重要危害的课题研究在当前国内外研究领域还处于起步阶段,只有很少数的学者注意到了这一现象和问题,因此深入研究并解决好这一问题,将具有十分重要的意义。

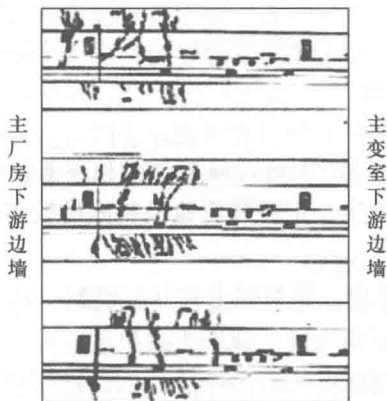


图 1-1 二滩工程现场观察到主厂房与主变室之间围岩劈裂裂缝示意图

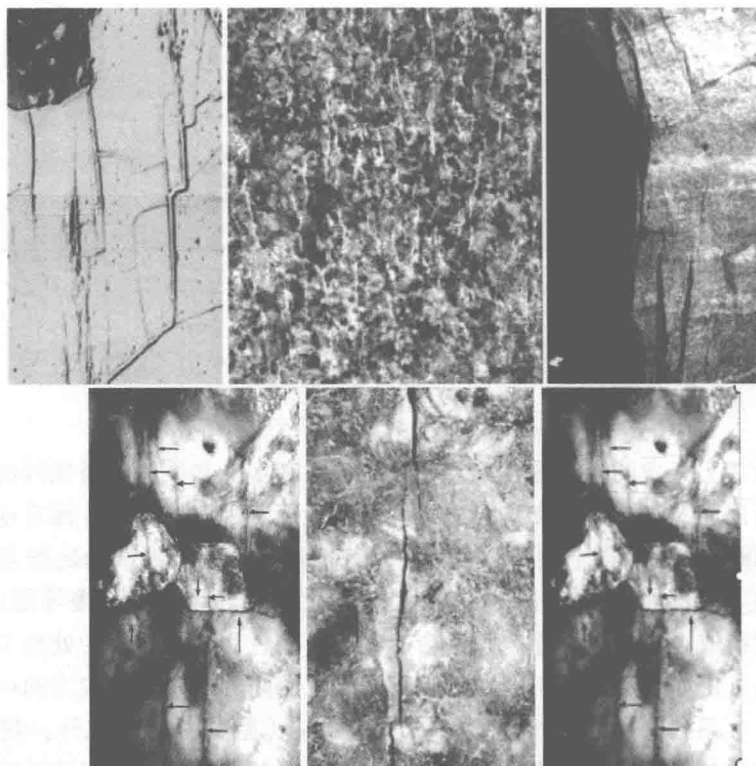


图 1-2 工程现场和室内试验观察劈裂裂缝分布图

1.2 国内外研究现状

上书所述出现的工程现象属于节理岩体裂隙扩展问题的范畴，只是它们处于大埋深、高地应力这样的特殊环境下，又有其特殊之处。高地应力作用下，脆性岩体内部蕴藏了大量的弹性能，开挖扰动引起围岩应力重分布，使得弹性能释放，容易出现岩体劈裂、崩落甚至弹射等脆性破坏现象。因此，国内外研究现状拟从裂隙扩展、深部岩体力学的特点以及能量耗散等方面展开论述。

1.2.1 裂纹扩展

1. 在二维裂纹扩展研究方面

Ashby、Horii、Nemat-Nasser 等^[2-4]通过模型试验和数值计算对二维情况下单个、多个和多组雁形排列预制张开裂纹的萌生、扩展和贯通机制做过较多研究，揭示了劈裂裂纹扩展的一些规律，并应用到工程实践。

1966 年，Brace 等^[5]首先提出二维裂隙滑移开裂模型，认为滑动裂隙端部生成的弯折型张性裂纹是在压剪型荷载作用下新裂纹生成的主要机理，并根据该模型对岩石破坏前的扩容现象进行了微观解释；该模型对解释岩石中微裂纹的延性开裂机理是适宜的，但该模型没有考虑裂隙间的相互作用，因而也只适用于裂隙密度较小和裂隙扩展前期的情况。

Brace 等^[6], Hoek 等^[7]采用内部含有预制单一裂隙的平板玻璃对裂隙在单轴、双轴作用下的起裂及扩展过程进行了观测,并指出 Griffith 准则能较好地描述裂隙的起裂,但单一裂隙的扩展路径与试样的宏观破坏面相差较远。

陈卫忠等^[8]用相似材料模拟试验的方法研究了双轴压缩荷载作用下闭合雁形裂隙的起裂、扩展,戴永浩^[9]研究了岩桥的贯穿机理,得到了双轴压缩荷载作用下,不同方位雁形裂隙的开裂角、起裂荷载、岩桥贯通荷载及临界失稳荷载等重要的断裂力学参数。

Nemat-Nasser、Horri 等^[10,11]对含不同长度、方位裂隙的树脂材料在单、双轴压缩条件下,裂隙间相互作用机制及其最终破坏模式进行了试验研究。研究指出:裂隙长度是控制试样破坏方式的参数之一,通常较大的裂隙控制单轴压缩条件下轴向劈裂的贯通机制;双轴压缩条件下的最终失效是通过较小预存裂隙在剪切区的连接、贯通实现的。但是,这些试验需要借助于有机玻璃类材料进行观测,因而未考虑类岩石材料及原岩均具有的脆性及剪胀特性,以及在破裂后具有一定的摩擦特性。

Ingraffea 等^[12]采用预切缝石灰岩和花岗闪长岩,Huang 等^[13]采用预切缝大理岩单轴压缩试验对岩石材料中预制裂隙的扩展过程进行了观测,研究发现:岩石中预制裂隙端部除了玻璃、树脂材料中常见的翼形裂纹以外还有次生裂纹产生,且最终的破坏是由于次生裂纹的扩展和贯通引起的劈裂裂纹。

Reyes 等^[14]采用石膏材料模型对内部含两条倾斜张开裂隙的试样进行了单轴压缩试验。研究发现:单轴压缩条件下裂纹尖端可能产生翼形裂纹和次生裂纹,并且最终由它们导致裂纹间的贯通,易形成劈裂裂纹;但是,岩桥的倾角和长度将直接影响裂隙试样的变形和破坏机制。该试验中裂隙面始终保持张开,没有考虑裂纹的摩擦作用。

Baotang Shen 等^[15,16]为了考虑裂隙面间摩擦的影响,采用与 Reyes 相同尺寸的裂隙试样,对包含张开和闭合裂隙的石膏试样进行了单轴压缩试验和数值模拟试验。试验表明:闭合裂隙的贯通方式与张开裂隙相似,但起裂方向发生变化;且闭合裂隙贯通时所需荷载比张开裂隙大。并且岩桥角度发生变化时,发生的破坏模式也将不同,可能是劈裂裂纹或者是剪切破坏。

在单轴压缩试验的基础上,Bobet 等^[17]对双轴加载条件下不同长度的岩桥中的张开和闭合裂隙的贯通方式进行了研究。研究发现,贯通方式不仅依赖于预存裂隙的空间位置,而且依赖于应力条件。单轴或低侧限双轴压缩条件下,翼形裂纹从裂隙端部起裂,易形成劈裂破坏模式,随着侧限压力的增加,翼形裂纹产生的位置移向预制裂隙中部,最后当侧限压力达到某一量值时,翼形裂纹完全消失,由次生裂纹完成整个贯通过程,易产生剪切破坏。

任伟中、白世伟等^[18-20]通过直剪试验条件下的模型试验,研究了不同节理连通率、节理排列方式、正应力条件下同时包含闭合节理和岩桥的剪切面的变形和强度特性,及其相应的变化规律,探讨了节理、岩桥变形和破坏机理,并建立起表征岩桥初裂强度和不同破坏模式下的贯通强度计算公式。

Wong 等^[21]采用改进的剪切试验仪对不同倾角、不同长度、不同间距张开非贯通预制裂隙石膏模型样和切缝真岩样在剪切荷载作用下裂隙扩展、贯通全过程进行了试验观测,并根据裂隙不同空间布置将裂隙贯通方式划分为拉、剪、压和混合贯通四类。

蒋爵光^[22]通过对非贯通裂隙岩体模型的破坏试验,将非贯通裂隙岩体在各种应力状态下的破坏机理概括为:张应力集中是造成非贯通裂隙岩体裂纹扩展及产生劈裂破坏的内在力

学机理,不稳定扩展是导致非贯通裂隙岩体破坏的直接原因:应力分布的调整变化是裂纹产生分级现象的原因,贯通性破裂面的形成是非贯通裂隙岩体破坏的宏观标志,边界条件将对破坏过程起控制作用。

Ayatollahi 等^[23]采用 PMMA 材料制成包含一个边裂纹的 NSCB 试样,进行了从纯 I 到纯 II 型裂纹的断裂试验,试验发现,对采用 NSCB 试样的断裂试验来说,最大拉应力准则过高估计了断裂强度,而裂纹扩展路径则与试验结果基本一致。

Naser A. Al-Shayea^[24]在巴西圆盘试样(CSNBD 试样)上预制线型穿透裂纹,进行了 I + II 复合型加载条件下的裂纹扩展试验,对裂纹的起裂角和扩展路径进行了研究和分析,研究认为,当裂纹倾角不大时,最大拉应力理论可以预测裂纹起裂方向,但当裂纹倾角较大时,由于裂纹面闭合,裂纹扩展路径并不沿预制裂纹尖端扩展,因此此时 CSNBD 试样已经不再适于断裂韧度等方面的分析。

Nara 等^[25]在花岗岩试样上预置裂纹,利用预置裂纹分布的不同形成试样的各向异性,考虑了不同温度 and 不同蒸汽压力的影响,进行了双剪试验,重点观察次生裂纹扩展速率和扩展方向,试验发现次生裂纹的扩展受预置裂纹的影响,次生裂纹沿预置裂纹密度最大方向扩展时其扩展速率最大,试验发现,由于受试样各向异性的影响,裂纹面是起伏的,裂纹扩展路径也不是一条直线。

Germanovich 等^[26]研究了脆性岩石中钻圆孔时孔周裂隙的产生和发展,认为最终圆孔的破裂扩展是与作用的边界应力相关的,阐述了近圆孔附近形成层曲破坏的形成机理。

Sellrs 等^[27]用模型试验和数值分析研究了圆形洞围岩中破裂的发展,对层曲破坏也有定量的分析。在试验中垂直和水平向都施加了很高的压力,以模拟深部矿山的应力状况。

Tang 等^[28]用自行开发的 RFPA 软件系统地研究了包含三条裂隙的试件在单轴受压时的破裂规律和裂隙连通的模式,得到了劈裂破坏的试验现象,并与一些试验结果做了对比分析。

2. 三维裂纹扩展方面

Sahouryeh 等^[29]在方形试样上预制人工三维裂纹,进行了一块砂岩、一块混凝土和两块树脂试样的双轴压缩试验,主侧压比为 1 : 1,试验结果表明双轴压缩荷载加载下裂纹的扩展与单轴压缩下是不同的,研究认为单轴压缩下在裂纹边缘产生的包裹型翼形裂纹是限制翼形裂纹继续扩展的原因,而在双轴压缩下翼形裂纹可以充分发展而引起试样劈裂破坏。

Wong 等^[30]用含有半圆形三维表面裂纹的冷冻透明有机玻璃材料研究了裂纹的扩展机制,研究表明,表面裂纹扩展受裂纹深度 d 与试样厚度 T 影响很大,当 $d/T \geq 1/3$ 时,表面裂纹扩展到接近试样端部并穿透到试样的背面,当 $d/T < 1/3$ 时,其裂纹扩展长度为裂纹直径的 0.5 ~ 1 倍时就不再扩展。

Dyskin 等^[31-33]采用树脂、水泥砂浆材料,通过改变裂纹的形状和长度,研究单轴压缩下三维内置裂纹的扩展规律,发现三维裂纹扩展规律与二维扩展规律很不相同,裂纹尖端生成的包裹型裂纹会限制张拉型翼形裂纹的发展。对于两共面裂纹,剪切裂纹只有当两裂纹间距达到某一临界值时才会产生。

Wong 等^[34]研究了含三维边裂纹 PMMA 试样和大理石岩样的裂纹扩展试验,通过改变预置裂纹深度和倾角,研究裂纹起裂模式和扩展路径的不同,试验发现预置裂纹尖端不仅有翼裂纹出现,而且产生了包裹型(III 型)裂纹;裂纹扩展长度取决于裂纹深度、倾角和试样

材料性质。

Heyder 等^[35]采用 PMMA 材料,进行了三维裂纹的四点弯曲疲劳试验,并考虑了 I 型加载、II 型加载和 I + II 混合型加载模式,试验发现,在裂纹前缘,应力分布总是趋向于使裂纹前缘应力场形成奇异性,认为经典的最大应力集中系数判据 (SIF) 可以用于三维裂纹稳态扩展的判据。

李世愚、王裕仓等^[36,37]利用有机玻璃透明材料研究了单轴压缩状态下三维裂纹扩展规律和加卸载响应比对岩石破裂的影响。

李术才等^[38]采用 CT 扫描手段研究了单轴压缩状态下含有内置三维裂纹的新型陶瓷材料的裂纹扩展规律。

Wong、Guo, 郭彦双等^[39-41]采用声发射技术研究了真实岩石表面三维裂纹、树脂透明材料三维裂纹的扩展规律。

从以上有关裂纹扩展的试验可以看出,目前大多数的研究还是将重点放在二维裂纹的扩展与贯通模式上,其破坏机理还有待于进一步探索;关于三维裂纹的扩展模式研究仅有少量学者涉足,并且由于含内置裂纹的真实岩石材料试件难于制作等问题,目前还只是停留在观察试验现象的水平上。使用树脂等透明材料作为试验材料,具有易于观察裂隙扩展的过程及扩展形态等优点,但忽视了岩石材料具有剪胀性以及摩擦效应等因素;而采用砂浆等类岩石材料进行试验时,则存在不易观察试验现象的问题,幸而近几年出现的应用于岩土试验领域的 CT 扫描技术与声发射技术为人们提供了有力的工具。另外,关于高应力作用下,卸荷引起的裂纹扩展问题也鲜见有人研究。

1.2.2 深部岩体力学的特点和岩石的脆性特征

深部力学行为研究,一直是国内外十分重要的研究课题,国外从 20 世纪 80 年代初期开始深部开采问题的研究。南非政府、大学与工业部门密切合作,于 1998 年开始启动“Deep Mine”研究计划,旨在解决 3000 ~ 5000m 深度的开采安全等一系列问题。加拿大 80 年代开展了为期 10 年的两个深井研究计划。美国 Idaho 大学、Michigan 大学与西南研究院和美国国防部合作,就岩爆引发的地震信号进行了研究。西澳大利亚大学在深部开采方面也进行了大量工作。我国 20 世纪 80 年代末也开始了这方面的研究,一些高校和研究所对深部资源开采的理论和技術进行了一些研究,取得了大量有价值的成果^[42]。

原有的深部概念是以某一开采深度进行深部的界定,该概念具有一定的局限性,何满潮^[43,44]结合深部工程所处的特殊地质力学环境,通过对深部工程岩体非线性力学特点的深入研究,提出了“深部”的概念,即“深部”是指随着开采深度增加,工程岩体开始出现非线性力学现象的深度及其以下的深度区间。在此概念的基础上,确定了临界深度 (H_{cr}) 的力学模型及公式,建立了深部工程的评价指标^[43]。

深部往往伴随着高地应力,在地应力作用下,深埋岩体表现出与浅部岩体不同的力学特性。

岩石在不同围岩下表现出不同的峰后特性,在较低围压下表现为脆性的岩石可以在高围压下转化为延性。Karman^[45]利用大理岩进行了不同围压条件下的压缩试验,Parterson^[46,47]在室温下也对大理岩进行了一系列试验研究,发现随着围压增大岩石变形行为由脆性向延性转变的特性。Mogi^[48,49]发表过类似的试验结果,并指出脆 - 延转化通常与岩石强度有关。

Heard^[50] 建议, 如果岩石发生破坏时的应变值达到 3% ~ 5%, 就可以视为岩石发生了脆 - 延转化。

Singh^[51] 则从应力和强度的角度提出了脆 - 延转化条件, 他认为脆 - 延转化条件为: $\sigma_1/\sigma_3 = 3 \sim 3.5$ 或 $\sigma_f/\sigma_3 = 0.5 \sim 1.25$ 。

式中 σ_1 ——最大主应力;
 σ_3 ——最小主应力;
 σ_f ——岩石单轴抗压强度。

Meissner 等^[52] 以及 Ranalli 等^[53] 认为当摩擦力与蠕变强度相等时岩石即进入延性变形状态。Sibson^[54] 发现在脆性向延性转换深度上存在着很高的应力释放。

虽然岩石在深部高围压状态下容易呈现延性的特征, 但是如果在深部岩体中进行开挖扰动, 积聚在岩体中的大量弹性能就会释放, 在开挖面附近的岩体将发生脆性响应, 如岩爆、岩石崩落、弹射、劈裂破坏等现象。本书所研究的在深部岩体中开挖引起的平行洞壁的劈裂裂缝现象, 就属于典型的脆性破坏。

目前, Hucka 等^[55] 认为诸多学者对于脆性的定义仍未达成一致。一些学者提出的脆性的定义, 见表 1-1^[56]。

表 1-1 一些学者所定义的脆性

学 者	定 义
Hetenyi and Morley	脆性材料 (岩石) 缺乏延性
Obert and Duvall	脆性材料 (岩石) 通常在屈服应力点或者稍微超过屈服应力点就发生断裂破坏
Ramsay	如果材料 (岩石) 在其弹性变形范围内就丧失黏聚力的话, 就被认为是脆性的
Hucka and Das	脆性定义为材料岩石发生很小的塑性变形或者不发生塑性变形

由表 1-1 可以看出, 这些学者对脆性并没有给出很精确的定义, 概念比较模糊。Andreev^[57] 总结了由不同学者提出的二十多条关于脆性的定义或等式。表 1-2 给出了其中一些重要的定义。Bieniawski^[58]、Martin^[59]、Eberhardt^[60] 指出指标 $I_{B1} \sim I_{B5}$ 是基于峰前曲线的参数, $I_{B6} \sim I_{B9}$ 则综合考虑了峰前和峰后的影响。最后一个指标 I_{B10} 则是考虑了钻孔时完整岩芯的因素。在所有的指标当中, 指标 I_{B5} 似乎是最重要的, 因为它近似反映了原位围岩中的初始损伤与不稳定裂纹的扩展。在实验室内测得该指标近乎常数, 为 0.3 ~ 0.5 倍的 σ_c 。但是, Kaiser 等^[61] 在原位情况下, 该值则在 0.3 ~ 0.8 倍 σ_f 的大范围内变化^[61]。鉴于这种情况, 建立一种使得对于大多数岩石来说该指数大约为 0.4 倍的 σ_c 的比值系统是有必要的。 I_{B10} 也是很有用的一个指数, 因为它反映了高地应力作用下脆性岩石容易出现的岩饼现象。但是, 岩饼往往出现在原位应力状态下, 因此 I_{B10} 在应力较低的情况下不适用。URL (Underground Rock Mechanics Laboratory) 研究发现, 在地下 420m 的花岗岩比花岗闪长岩更容易出现岩饼现象。因此, 观察岩芯饼化现象对衡量岩石的脆性来说是有用的。

表 1-2 Andreev 总结出的关于脆性的各种指标

序 号	等 式	备 注
I_{B1}	$\varepsilon_{li} \times 100\%$	破坏时平行于 σ_1 方向的不可恢复的径向应变 (ε_{li})
I_{B2}	$\varepsilon_{le}/\varepsilon_{li}$	弹性径向应变与不可恢复径向应变的比值

(续)

序 号	等 式	备 注
I_{B3}	σ_f/σ_t	单轴抗压强度与抗拉强度的比值
I_{B4}	$(\sigma_f - \sigma_t)/(\sigma_f + \sigma_t)$	单轴抗压强度与抗拉强度差与二者之和的比值
I_{B5}	σ_{ci}/σ_f	初始损伤强度与单轴抗压强度的比值
I_{B6}	$(\sigma_f - \sigma_r)/\sigma_f$	单轴抗压强度与残余强度的差与单轴抗压强度的比值
I_{B7}	σ_r/σ_f	残余强度与单轴抗压强度的比值
I_{B8}	$\varepsilon_{lr}/(\varepsilon_{lr} - \varepsilon_{li})$	残余应变与峰后应变的比值
I_{B9}	$\lambda = M/E$	降阶模量与弹性模量的比值
I_{B10}	$l \leq d/3$	完整岩芯的长度

注：1. ε_{li} ——不可恢复的径向应变。
2. ε_{le} ——弹性径向应变。
3. ε_{lt} ——总的径向应变。
4. ε_{lr} ——残余应变。
5. σ_{ci} ——初始损伤强度。
6. σ_t ——抗拉强度。
7. σ_f ——单轴抗压强度。
8. σ_r ——残余强度。
9. M ——降阶模量。
10. E ——弹性模量（峰前）。
11. d ——钻孔的直径（mm）。
12. l ——完整岩芯的长度（mm）。

造成岩石脆性的因素可以分为两类，即内部和外部因素。内部因素包括矿物组成，粒径尺寸与结构，孔隙率和软弱层的分布等。Griffith^[62]发现对于硫化物矿石来说，其金属成分对于其破坏过程有显著的影响。外部因素如钻孔时对试样的扰动，加载速率等都会对岩石的脆性有影响。

Griffith^[62,63]指出脆性岩石材料的破坏是由于材料内部存在裂纹。在荷载作用下，裂纹端部产生应力集中现象。当端部应力超过某一临界应力时，将导致材料断裂破坏。由此建立了Griffith强度准则。Griffith破坏理论能够反映岩石发生脆性破坏的起始状况，但不能反映岩石破坏的整个过程。

Ebehardt^[60]指出，试样扰动依赖于矿物颗粒的粒径。由于颗粒粒径是影响岩石脆性的一个因素，因此就要加倍的考虑试样扰动的影响，脆性材料中在应力场中，岩石颗粒的尺度对岩石的破裂起到重要的作用。

Price^[64]研究了砂岩当中石英的含量对于其脆性的影响。

Martin^[59]和Read^[65]对花岗岩和花岗闪长岩开展了详细的研究，考察了矿物成分对岩石强度的影响。根据他们的研究，石英与长石的比率是影响岩石强度的主要因素，而长石和云母则会引起岩石强度的降低。

Tullis等^[66]研究了具有不同属性的矿物成分造成了岩石的非均质性，进而使得岩石具有脆性。

Skinner^[67]和Brace^[68]从颗粒粒径角度出发，指出在脆性范围内，单轴压缩强度与颗粒粒径成反比。

Eberhardt^[60]和Read^[69]也指出在URL中细密的花岗闪长岩比粗糙的花岗岩有更高的单轴抗压强度(大约高6.5%)。

Brace^[68]总结得出,矿物颗粒粒径对岩石强度的影响与Griffith的裂纹理论相吻合。

另外,Brace^[69]和Hoek^[70]指出岩石从颗粒的交界面处开始破坏,并且Griffith裂纹的长度近似等于最大颗粒的粒径。

Brady^[71,72]对脆性岩石直到强度破坏点(破坏前区)的力学行为进行了理论和试验研究,导出了脆性岩石破坏前区的力学状态方程(本构关系),并将这些方程用来求解脆性岩体中开挖的圆形隧道附近的应力分布。

Lajtai^[73]假定岩石的节理是拉张断裂,运用断裂力学中Griffith裂纹概念,提出在低围压的压应力场中大多数节理的形成是由于Griffith裂纹的拉应力集中的结果。岩体卸荷可导致节理裂隙的形成,由此得出岩石的卸荷破坏机理为与其残余应力相关的拉张破坏机理。

Hajiabdolmajid等^[74]针对如何利用数值方法再现脆性岩体高应力破坏特征开展了相应的工作,认为目前广泛应用的弹性、理想弹塑性和弹脆性本构方程无一能正确反映脆性岩体的破坏行为,并利用FLAC 2D计算证实只有基于Martin等人的观点建立的CWFS模型(Cohesion Weakening and Friction Strengthening,即黏结弱化摩擦强化)才可能正确反映脆性岩体的高应力破坏特征。

高应力条件下脆性岩体发生破坏时的一个基本表现特征是破坏剖面呈“V”形,朱焕春等^[75]总结了对“V”形破坏的相关描述和破坏判断准则的研究成果,对其中的CWFS(黏结软化摩擦强化)模型和传统应变软化模型进行了比较分析。并用FLAC、3DEC、PFC2D三种数值软件再现了脆性岩体的“V”形破坏特征。

谢和平等^[76],李伟等^[77]利用Hopkinson压杆和薄圆形铝片作为波形整形器对大理岩试样进行动态劈裂试验,分析了试样的应变率、破坏时间、破坏模式以及破坏过程中的载荷-应变关系,得到了关于大理岩在高应变率下拉伸强度、弹性模量、动态破坏应变及裂纹的起裂和扩展特性。

赵伏军等^[78]、左宇军等^[79]、凌同华等^[80]、周子龙等^[81,83],李夕兵等^[82]通过力学试验、数值模拟分析等研究得出:在应力脉冲作用时影响近裂纹面动态应力强度因子的主要因素是应力释放区大小以及释放区外的应力分布,由此构造出计算动态应力强度因子的近似表达式,并得到了其相应的起裂角。

潘一山等^[84]、李忠华等^[85]通过大量研究认为:地表岩层在双向应力作用下变形破坏规律的相似材料模拟试验与大陆板块边界推挤作用下的边界条件相类似,试验观测到的现象与岩石中交叉节理有很多相似之处,说明用相似材料模型可以近似模拟地震地质领域中广泛存在着的岩石破裂等间距现象。水平压应力的波动传播,是导致地壳岩层先出现屈曲变形,而后形成类似棋盘格式共轭延性剪胀破裂局部化带现象的力学原因。

李世平等^[86]深部岩体在强度方面也发生了变化。资料表明,总体上岩石的强度随深度的增加而有所提高。如有的矿区从深度600m变化到800~1000m时,强度为21~40MPa的岩石所占的比重从30%减少到24%;而强度为81~100MPa的岩石的比重则从5.5%增加到24.5%,并且岩石更脆,更容易发生岩爆。

在浅部岩石强度理论是以莫尔-库仑准则为主的线性破坏准则为主,在深部高地应力下则更多地采用了非线性强度准则。Hoek、Brown^[87]提出霍克-布朗准则,即

$$\sigma_1 = \sigma_3 + \sqrt{m\sigma_f + s\sigma_f^2}$$

式中 m, s ——霍克-布朗准则系数。

Ramamurthy^[88]和 Singh^[51]在莫尔-库仑强度准则的基础上,提出了一个表征高地应力下完整岩石的更一般形式的强度准则,即

$$\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_3} = B \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_f} \right)^\beta$$

式中 B, β ——准则系数。

Singh^[51]还根据大量试验数据,总结了在非常高的侧向应力下(如 700MPa)的现有岩石非线性强度准则。

周宏伟等^[42]随着开采深度的加大,岩石破坏机理也随之转化,由浅部的脆性或断裂韧度控制的破坏转化为深部开采条件下由侧向应力控制的断裂扩展破坏,更进一步,实际上就是由浅部的动态破坏转化为深部的准静态破坏,以及由浅部的脆性力学响应转化为深部的潜在的延性行为力学响应。与此观点相反, Wagner^[89]、Gibowicz 等^[90]则认为深部岩体的破坏更多地表现为动态的突然破坏,即岩爆。

一般认为岩爆的主要影响因素包括原岩应力、埋深、岩层物理力学特性、厚度及倾角等。至于岩爆与埋深的关系,尽管在很浅的岩层中也有发生岩爆的记载, Salamon^[91]认为随着开挖深度的增加,岩爆发生次数及强度也会随之上升。南非近况的统计数据甚至表明,岩爆次数与埋深之间存在十分明显的线性关系,如图 1-3 所示。

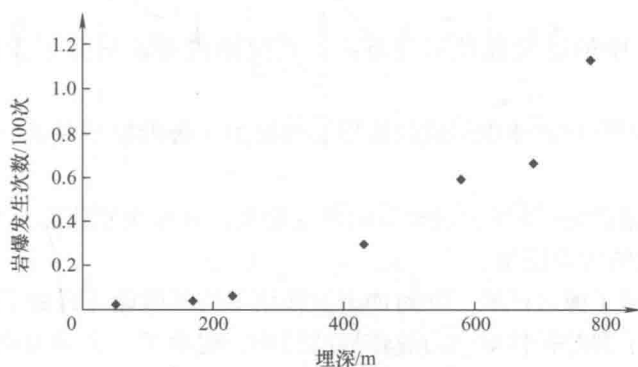


图 1-3 岩爆次数与埋深的关系

赵自强等^[92]认为岩爆(见图 1-3)的破坏机理主要有两种,即劈裂和剪切,很多现象都是兼有这两种破坏机制。他认为劈裂是一种低应力水平脆性断裂失稳,而剪切是更高应力水平的破坏。

华安增等^[93]利用 MTS 对大理岩试件进行了加载后保持轴向变形、降低围压的试验,并与单轴加压试件结果进行了对比,得出了降压破碎的强度要低于加压破碎的强度,降压破碎是一个释放能量的过程,其破坏形式以拉伸为主,且围压降低速率越小,岩样的最后侧向膨胀应变越大。但试验是以假三轴为主。

李天斌等^[94]对玄武岩在卸荷状态下的变形和破坏特性进行了研究,指出:在卸荷状态下,随着破坏时围压的增大,试样破坏形式逐渐由张性破坏过渡到张剪性破坏,且张剪破裂角也随之增大;卸荷较加荷岩石的破坏程度更为强烈;沿卸荷方向(围压方向)的扩容也更强烈。

吴刚等^[95-97]采用与工程实际相对应的卸荷方式,在真三轴应力状态下分别对完整红砂岩和预制裂隙红砂岩标准岩块试样进行了卸荷破坏试验,研究了其在卸荷条件下的变形和破坏特性,比较了不同卸荷破坏方式下试样的变形和强度特征,以及加、卸荷历史对变形、强度、破坏形态和声发射等的影响。

尤明庆等^[98]对大理岩块进行了三轴卸围压试验,考察了岩石强度与试样弱化破坏间的关系,以塑性变形量和本征强度统一研究了三轴压缩和卸围压两种力学过程,提出以材料弱化模量来描述岩样的本征强度降低,指出循环加卸围压会造成本征强度降低。

Aglawe^[99]通过3D数值分析模型对深部地下洞室的开挖过程中不稳定破坏过程进行分析,指出地下洞室围岩破坏受到地应力系数、洞室的尺寸等影响,开挖引起的较强应力释放往往会使得洞室周边引起屈曲、剥落及岩爆等现象。

Chinnasane^[100]通过多组岩石类型试验分析,利用脆性指数BRI修正了Hoek-Brown参数 s ,并据此来预测实际地下洞室围岩产生剥落深度。但是由于工作具有局限性,并未包括更多类型的岩石以使得修正参数更具代表性。

Srivastava^[101]针对深埋地下洞室开挖引起的剧烈破坏行为如岩爆,剥落等进行了全面分析,指出控制破坏的三因素是应力水平,围岩刚度和弹性能的释放,并根据这三因素来分析产生剧烈破坏的机理和条件和破裂区的形状等,但是并未将三因素综合起来提出更系统的稳定性判据,也并未考虑不同洞室形状的破坏行为。

1.2.3 能量耗散

在工程裂隙岩体中的能量耗散研究方面,当前国内外还只有很少数学者做过初步的研究。

在国内,谢和平^[102]对岩体中形成的雁形裂纹提出了分形模型并推导出了裂纹造成的能量耗散。

朱维申等^[103]和温进涛^[104]发表过少量的研究论文,并在个别实际工程上做过应用分析,但目前还只限于简化的等效模型。

高文学等^[105]开展了撞击试验,并对冲击波作用下的耗散能计算做了探讨。

李宁等^[106]分析了裂隙特性对应力波传播的影响,提出了一个动力损伤模型并与模型试验做了对比。

李海波等^[107]基于裂纹扩展过程中的能量平衡原理,应用滑移型裂纹模型建立了花岗岩材料的动态本构模型。

左宇军等^[108]研究了岩石在动-静组合加载条件下的能量变化,并计算了发生岩爆时岩块弹射的平均速度。

刘小明、华安增、王学滨、蔡美峰、李庶林、潘岳等^[109-114]分别采用能量守恒原理,提出了判断岩体是否发生岩爆的判别条件。

徐林生、吴刚、王贤能、徐松林、许东俊等^[115-120]通过常规三轴试验研究了试样破坏过程中的能量变化以及岩爆现象。陈景涛等^[122]则利用真三轴试验模拟了高地应力条件下地下工程开挖引起的复杂的应力路径的变化。

李江腾等^[122]使用能量守恒原理和突变理论推导了矿柱失稳的临界载荷及临界应力,提出矿柱失稳的屈曲模型,并指出矿柱发生失稳与矿柱内的劈裂裂纹的分布有关。

Zhang 等^[123]用 Hopkinson 杆研究了荷载率对岩石中破裂扩展的影响, 并与静载条件下的结果做了对比, 并对总的能量中损伤和碎片的动力能的相互关系做了研究。

在国外, Cook^[124]指出, 当在弹性岩体中进行开挖时, 将会引起岩体中的重力势能 W_G 和水平应力势能 W_H 的变化。这两项势能改变的总和等于储存的弹性能 U_e 、耗散的能量 W_r 的总和^[125] (见图 1-4)。总之, 当地下工程进行开挖时, 就会发生势能的改变, 应变能储存在围岩中, 而多余的能量就被耗散掉。

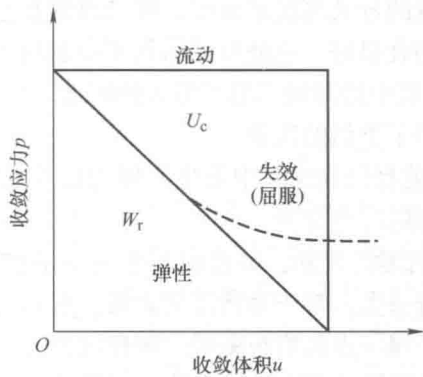


图 1-4 能量转换示意图

Cook 等^[125]提出了采矿过程中的能量平衡循环图, 如图 1-5 所示。

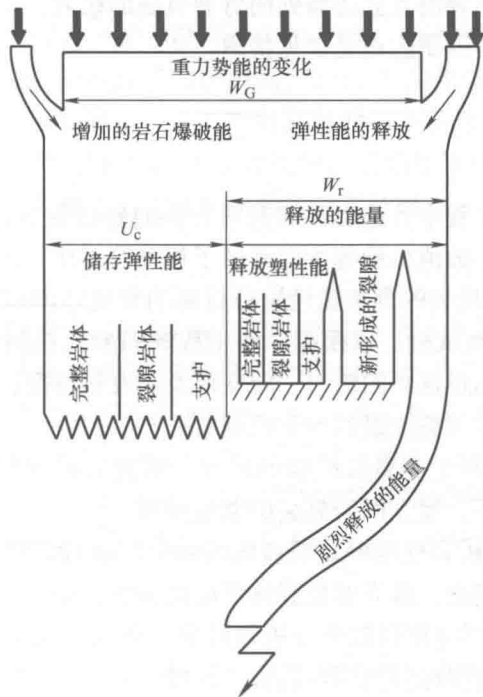


图 1-5 采矿过程中的能量平衡循环图

对于能量输入的各种途径来说, 重力势能是占主导地位的, 能量以弹性能的形式被储存在岩体与支护中。岩体发生塑性变形和破裂时, 能量发生耗散。没有耗散掉的能量则以动能

的形式释放掉。Salamon^[126]针对由于采矿引起的能量变化,提出了严格的计算方法。Itasca 咨询公司^[127]则将能量的计算嵌入到 UDEC 程序中,这样,复杂的采矿行为引起的能量计算就可以实现了。

Vardoulakis 等^[128]将由于开挖引起的岩壁表面平行裂纹作为一种分叉现象进行了研究。他们采用了可以考虑颗粒旋转的 Cosserat 连续介质理论。Vardoulakis^[129]将岩爆作为一种表面不稳定现象来研究。Vardoulakis 等^[128]以及 Vardoulakis 等^[130]认为可以将钻孔不稳定问题看作为在刚-塑性材料中剪切带的分叉情况来研究,可以预测发生不稳定的临界值。由此得到的结果与试验观察到的结果吻合很好,也证明了钻孔不稳定问题的分叉方法是正确的。

Zheng 等^[131]指出在围岩当中的薄板具有无穷大的刚度。Jaeger 等^[132]也在处于静水压力条件下的环状开挖面中观察到了类似的现象。

Bazant 等^[133]研究了断裂能释放和钻孔中发生岩爆的尺寸效应。Kaiser 等^[61]研究了开挖面的岩体发生脆性膨胀破坏事的应变突变。

Zheng 等^[131]研究了洞室岩爆的现象,并指出对于洞壁附近的薄板岩层来说,开挖引起的洞室响应可以用刚度来进行分类。对于非常薄的岩板,所释放的总的能量等于储存的应变能及非常少量的动能。而对于厚一点的岩板来说,则释放出大量的动能。

Rashid 等^[134]对韧性材料也提出了一种考虑能量耗散的力学模型但未做工程应用分析。

从目前国内外能量方法的研究现状来看,大多数研究工作集中在对地下工程开挖可能引发岩爆的预测上。虽然也有学者研究了洞壁围岩的裂纹扩展现象,但是仅局限于圆形开挖面,对于实际工程中经常出现的直立边墙处的劈裂裂缝的研究,则很少有人涉足。另外,对于高地应力作用下的裂纹扩展研究也是鲜见报道。

1.3 研究内容

本著作主要针对地下工程中普遍出现的洞间岩柱的劈裂裂缝开展研究,结合二滩工程,从实验室试验、理论分析、数值试验等方面开展了相关的工作,主要研究内容及方法如下:

1) 通过取自二滩工程现场的真实脆性岩石材料的常规室内试验。据此选择一定配比的一类岩石材料,开展加载-卸载试验,以模拟二滩工程洞间岩柱在洞室开挖时所承受的应力路径。通过记录并分析其破坏过程中的应力、应变以及声发射情况,研究由于应力路径的改变使得微小裂纹扩展形成平行大裂隙组的力学机制。

2) 用能量耗散理论分析上述裂纹扩展的过程,研究岩柱破坏过程中的能量转化情况,从裂纹扩展所需的能量入手,建立围岩破裂的能量模型。

3) 用薄板压屈理论分析岩柱被劈裂裂缝切割形成的岩板的受力机制,研究其失稳破坏的条件,并结合能量耗散理论,建立劈裂裂缝形成的预测模型。

4) 将所建立的能量模型应用到数值分析软件中,研究二滩工程由于洞室开挖引起的围岩的能量变化,以耗散能为指标预测围岩的破坏区域。

5) 利用 RFPA3D 进行数值模拟,与物理试验进行互相验证与补充,进一步分析劈裂裂缝的形成机理。

6) 采用三维地质力学模型试验,开展了洞室开挖劈裂时效性相关研究,并提出相应的理论模型。

现场岩石试件强度特性分析

2.1 引言

本章将从二滩工程现场取得的岩样加工制备成 $\phi 50 \times 100\text{mm}$ 的标准试件,开展部分岩样的单轴压缩卸载试验及不同围压下的常规三轴压缩试验,得到岩样的物理力学参数并分析岩样在不同应力路径和不同围压下的强度和变形特征;基于试验得到的 σ - ε 曲线,对试验所用的正长岩岩样从承载到破坏全过程的损伤机理进行初步分析,并依据 σ - ε 曲线,研究正长岩的整个破坏损伤过程;基于得到的试验结果,分析岩样在不同围压下的体积变化规律。

2.2 岩石单轴和三轴压缩及单轴情况下卸载试验研究

岩石强度及变形特性是理论计算和设计工作的基础,是岩石力学与工程研究的重要课题之一。近年来,随着试验设备和技术手段的提高,岩石力学的试验水平有了较大发展,尤其是常规岩石力学试验发展很快^[135-137]。对于探明岩石的破坏机理有着重要的工程实践意义。本章主要通过对取自工程现场的正长岩开展常规单、三轴压缩试验,分析其强度和变形特性,为下文的理论分析和数值模拟计算提供必要的参考依据。

2.2.1 试件的制备

加工成型的试件为圆柱形,直径 50mm,高 100mm,符合国际岩石力学学会规定的高径比为 2.0~2.5 的要求。试件加工精度按我国 GB 50218—94《岩石试验方法标准》执行,即满足试样两端面不平行度误差不大于 0.005mm,端面不平整度误差不大于 0.02mm;沿试件高度上直径误差不大于 0.3mm;端面垂直于试件轴线,最大偏差不大于 0.25°。

试件制备完后,对试样进行了筛选,筛选的原则是首先剔除外观上有缺陷、差别明显的试件;含水量为自然含水状态,密度为 2.61~2.68g/cm³,平均为 2.66g/cm³。

2.2.2 试验步骤

本次试验是在山东大学岩土工程中心自行研制的刚性压力试验机上进行的。试验采用轴向位移和径向位移速率联合控制,轴向位移加载速率为 0.002mm/s,径向位移加载速率为 0.0005mm/s(围压)。试验加载路径如图 2-1 所示。

试验步骤如下所述:

(1) 试验步骤 1 单轴压缩试验加载路径为 OA。对岩样,采用轴向位移控制加载模式。

在试验全过程中，轴向采用精度为 5mm 的 D1117 位移传感器测量轴向位移，100 kN 的荷载传感器测量岩样的轴向荷载，并由试验机自动换算成对应的应变与应力输出到数据采集系统；径向应变采用精度为 5mm 的链式传感器纪录。

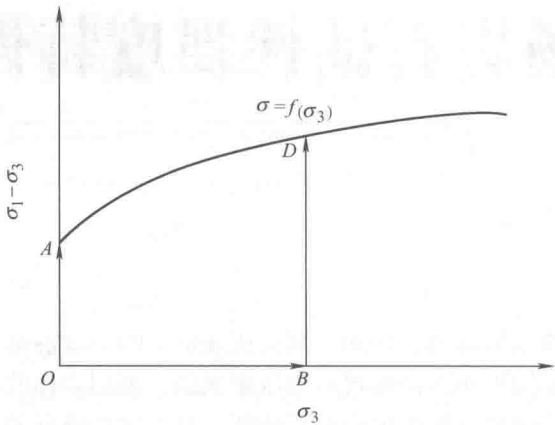


图 2-1 试验加载路径

(2) 试验步骤 2 常规三轴压缩试验加载路径为 $OB \rightarrow BD$ 。围压分别选用 0MPa、5MPa、10MPa、20MPa、30MPa、40 MPa。试验过程同步骤 1。试验初期采用轴向位移控制加载模式；当曲线开始偏离直线段时，切换为横向位移控制加载模式。首先按静水压力条件逐步施加 $\sigma_1 = \sigma_2 = \sigma_3$ 至预定的围压值（围压加载采用手动控制模式，加载过程在 2 ~ 3min 内完成），然后保持围压 $\sigma_2 = \sigma_3$ 不变并连续施加轴向压力直至试验结束。

岩样常规单轴压缩和三轴压缩试验所得到的力学参数在表 2-1 中给出，其中围压 σ_3 为岩样破坏瞬时围压值；岩样在该围压条件下的 σ_1 为轴向极限承载能力即强度 σ_f ；弹性模量 E 为岩样轴向压缩 $(\sigma_1 - \sigma_3) - \varepsilon_1$ 曲线直线段的斜率。

表 2-1 岩样常规单轴、三轴压缩试验所得力学参数

岩 样 编 号	加 载 方 式	围 压 σ_3 /MPa	强 度 σ_f /MPa	弹 性 模 量 E /GPa	泊 松 比 μ
ETD-1	常规单轴压缩 (选取其中部分 岩样数据)	0.0	142.27	32.28	0.246
ETD-2		0.0	143.84	33.08	0.248
ETD-3		0.0	141.39	32.08	0.244
ETD-4		0.0	145.38	33.65	0.252
ETD-5		0.0	138.98	31.58	0.241
ETD-6		0.0	139.24	31.89	0.245
ETD-7		0.0	128.18	22.11	0.237
GT-1	常规三轴压缩	5.0	198.50	32.26	0.249
GT-2		10.0	229.08	33.10	0.261
GT-3		20.0	343.57	35.79	0.264
GT-4		30.0	418.34	36.19	0.253
GT-5		40.0	519.78	37.21	0.247

2.2.3 试验结果及分析

1. 常规单轴压缩试验

正长岩岩样的常规单轴压缩试验结果见表 2-1，单轴压缩试验应力-应变如图 2-2 所示。

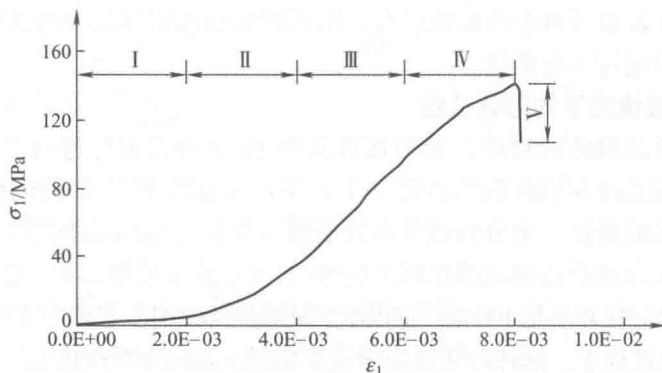


图 2-2 单轴压缩试验应力-应变曲线

从图 2-2 中可以看出，本次试验的正长岩，其单轴压缩试验应力-应变曲线大体可以分为五个阶段：（I）压密阶段；（II）弹性阶段；（III）裂纹稳定破裂发展阶段；（IV）裂纹的非稳定扩展阶段；（V）峰后阶段。详细的强度和变形特性分析将于第 3 章给出。

2. 常规三轴压缩试验

正长岩常规三轴压缩试验应力-应变全过程试验曲线如图 2-3 所示。在等围压（ $\sigma_2 = \sigma_3$ ）作用下，正长岩的基本力学特征见表 2-1。从表 2-1 可以看出，在围压作用下岩样的弹性模量与泊松比离散性相对较小，而且随着围压的增高，岩石的平均模量和变形模量的差异逐渐减小，这主要是由于裂隙在高围压作用下逐渐闭合所致。

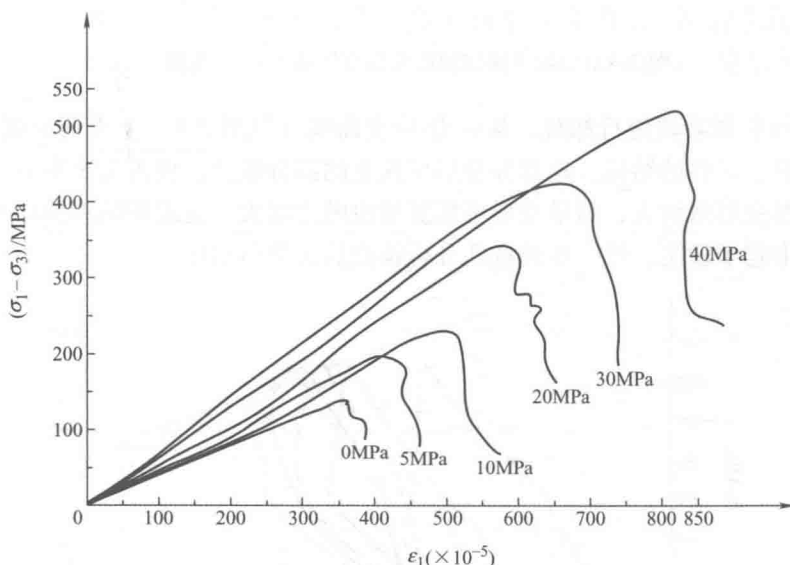


图 2-3 常规三轴压缩试验（ $\sigma_1 - \sigma_3$ ）- ϵ_1 曲线

岩石是矿物颗粒的集合体，具有明显的非均质性。对结构均匀致密的正长岩脆性岩样来说，岩石的屈服应力和峰值强度随着围压的增大而增大。但岩样在屈服之前，其变形规律近

似等同。如果不考虑压缩初期的非线性变形, 偏应力-应变曲线中近似直线的部分可以完全重合, 因而岩石的平均模量表示了材料的变形性质。

随着围压的增加, 其应变也在不断地增加。试验结果表明, 围压增加, 与峰值应力对应的峰值应变也相应增加。当围压由 0MPa 增至 40MPa 时, 轴向应变峰值由 0.0037 增至 0.0081, 故即便对正长岩等典型的脆性岩石, 围压增加也能明显的增强其延性特性, 使其产生的应变比无围压时增加了近两倍。

3. 单轴压缩试验情况下的卸载试验

在进行单轴压缩试验的过程中, 我们选取其中 10 个岩石岩样进行了循环加卸载试验。循环加卸载试验分别选择在试件破坏的第 (I) 阶段和第 (IV) 阶段进行。通过比较不同阶段卸载曲线表现出的特征, 来分析试件在处于第 (IV) 阶段时的裂纹扩展情况。

(1) 在似弹性阶段进行加卸载循环时, 应力-应变关系 (见图 2-4) 近似弹性关系, 但是卸载后, 所能恢复的应变并不是 100%, 这说明在此阶段卸载时, 已经有不可恢复的塑性变形。在后续的循环加卸载过程中, 试件的变形规律基本相同, 表现为弹性状态。说明在应力水平较低阶段卸载, 少量几次加卸载循环后试件内部颗粒排列组合就达到一个相对平衡状态。

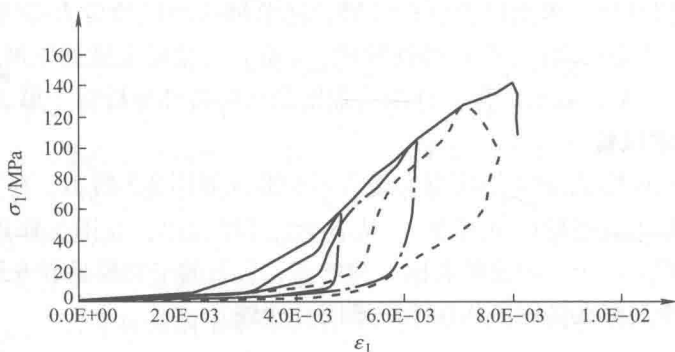


图 2-4 单轴压缩似弹性阶段加卸载应力-应变曲线

(2) 在裂纹扩展阶段进行卸载, 从应力-应变曲线 (见图 2-5) 上表现出强烈的非线性, 这显然是由于裂纹扩展的结果。这部分变形可恢复的部分较少, 仅占 1/5 左右。随着循环加卸载的进行虽然变形量增大, 但是变形可恢复量也随之增大。这说明随着循环加卸载的进行颗粒之间的变形趋于稳定。进一步的特性分析将在后面章节给出。

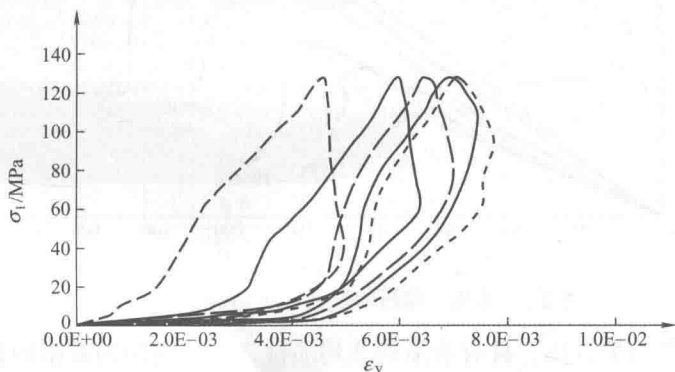


图 2-5 非稳定裂纹扩展阶段加卸载应力-应变曲线

2.2.4 强度特征

莫尔-库仑强度准则认为岩石承载的最大剪切应力 τ_s 。 τ_s 由黏聚力和内摩擦力确定, 可表示为

$$\tau_s = c + \mu\sigma \quad (2-1)$$

式中 c ——材料的黏聚力 (MPa);

μ ——内摩擦系数, 且 $\mu = \tan\varphi$, 其中 φ 为材料内摩擦角;

σ ——破坏面上的正应力 (MPa)。

若以主应力表示时, 莫尔-库仑强度准则为

$$\sigma_s = Q + K\sigma_3 \quad (2-2)$$

式中 Q ——岩样单轴压缩完全剪切破坏对应的强度准则;

K ——围压对轴向承载能力的影响系数。

式 (2-2) 表征一个给定岩样能够承载的最大轴向应力 σ_s 与围压 σ_3 成线性关系, 简记为 $T(Q, K)$ 。而岩样的强度是由破坏试验得到的, 通常一个岩样只能得到一个围压下的强度, 因而只能采用多个岩样进行不同围压下的三轴试验, 得到多对 (σ_1, σ_3) 值, 并对其进行线性回归才能得到式 (2-2)。式 (2-2) 中 Q 和 K 与内摩擦角 φ 和黏聚力 c 的关系为

$$\varphi = \arcsin(K - 1)/(K + 1) \quad (2-3)$$

$$c = Q(1 - \sin\varphi)/(2\cos\varphi) \quad (2-4)$$

图 2-6 为不同围压条件下岩样的强度。由图 2-6 可知试件在不同围压下的强度特征表现为: 随围压增大, 抗压强度明显提高, 且符合莫尔-库仑强度准则, 两者大致为线性关系。根据拟合曲线及式 (2-3) 和式 (2-4), 得到 $\varphi = 38.9^\circ$, $c = 48.2\text{MPa}$ 。莫尔-库仑强度包络线如图 2-7 所示。

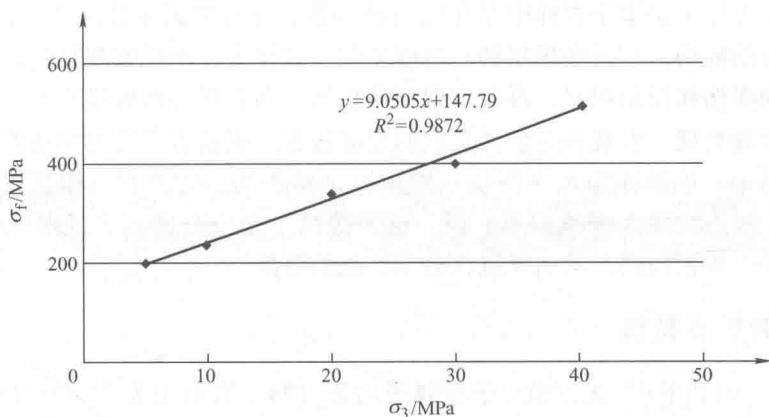


图 2-6 岩样强度与围压的关系