

危岩主控结构面疲劳断裂寿命计算方法^{*}

陈洪凯, 唐红梅

(重庆交通大学 岩土工程研究所, 重庆 400074)

(谢和平推荐)

摘要: 危岩的破坏机理和安全性受控于危岩主控结构面. 通过计算危岩主控结构面在自重、裂隙水压力及地震力作用下的 I 型及 II 型应力强度因子, 建立了主控结构面临界长度计算方法; 把主控结构面内的裂隙水压力视作交变荷载, 通过计算其对主控结构面应力强度因子的贡献, 遵循 P-M 准则运用 Paris 疲劳方程建立了处于临界状态条件下主控结构面的疲劳断裂寿命计算方法, 并通过疲劳断裂试验确定了三峡库区万州地区典型长石石英砂岩的疲劳系数 C 值和 m 值.

关键词: 危岩; 主控结构面; 裂隙水压力; 疲劳断裂; 寿命

中图分类号: P642. 3; O346. 5; P642. 21 **文献标识码:** A

引 言

危岩 (Perilous rock) 是指位于陡崖或陡坡上被岩体结构面切割且稳定性较差的岩块 (图 1), 仅在三峡库区便有危岩 5 万多个, 威胁着近 20 万人、40 亿元人民币左右的生命和财产安全. 危岩体后部贯通或断续发育的岩体结构面定义为主控结构面 (control fissure), 其破坏机理是危岩致灾的根本原因^[1]. 从 2000 年以来, 陈洪凯等建立了危岩稳定性计算方法^[2]. 然而, 目前危岩破坏机理尚不清楚, 本文运用断裂力学方法研究危岩主控结构面处于临界状态条件下的疲劳断裂寿命, 可为有效评判危岩体的安全状态提供一定的理论依据.

作用在危岩体上的荷载有危岩体自重、裂隙水压力和地震力^[2], 其中, 危岩体自重属于恒载, 地震力属于随机荷载, 裂隙水压力属于可变荷载. 暴雨状态的裂隙水压力是三峡库区危岩防治工程设计的控制性荷载^[2-3]. 研究主控结构面疲劳断裂寿命的技术核心是裂隙水压力作用下主控结构面的疲劳断裂问题. 从 20 世纪 50 年代以来, 国内外学者对金属、陶瓷、玻璃等工程材料进行损伤及断裂性能研究, 袁建新于 1993 年对节理岩体的损伤试验、损伤模型等进行了研究^[4], 洪起超于 1987 年系统总结了工程断裂力学领域的学术成就^[5], 匡震邦在 2002 年对裂纹端部的应力场、应变场进行了系统研究^[6], 陈洪凯等建立了危岩主控结构面尖端的损伤模型^[1]. 关于裂纹的疲劳问题, 自 Paris 提出用应力强度因子幅值描述裂纹疲劳扩展速率, 特别是 Elber 发现闭合效应以来, 裂纹疲劳扩展研究才开始从表象描述向着机理探索方向发展^[5], 如王刚等对非对称循环荷载作用下材料低周期疲劳断裂寿命问题进行了研究, 建立了疲

* 收稿日期: 2006-04-21; 修订日期: 2007-03-08

基金项目: 国家自然科学基金资助项目 (50678182); 国家春晖国际合作基金资助项目 (Z2005155002)

作者简介: 陈洪凯 (1964—), 男, 重庆人, 教授, 博士生导师, 国际 WSEAS 学术团队成员 (联系人).

Tel/Fax: + 86 23-62652719; E-mail: Bialik@163.net).

劳断裂寿命预测方法^[7],周骏琪等研究了陶瓷材料的疲劳断裂寿命问题^[8].材料等幅载荷试验表明,裂纹疲劳扩展速率 da/dN 随应力强度因子幅值的变化关系在双对数坐标上可用反 S 形曲线描述,Paris 建立了该曲线的方程^{[5],[8]}:

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m, \quad (1)$$

式中, a 为裂纹长度(m); N 为疲劳次数; ΔK 为应力强度因子差值($\text{kPa} \sqrt{m}$); C 和 m 为材料常数,通过裂纹疲劳试验确定.

前述研究成果为本文实施危岩主控结构面疲劳断裂寿命研究提供了重要理论基础及实验依据.

1 危岩主控结构面临界尺寸计算方法

为了估算危岩主控结构面疲劳断裂寿命,首先需要确定在给定荷载作用下主控结构面发生失稳扩展的临界长度 a_0 . 对于 I、II 型加载下的平面复合断裂问题,裂纹端部区域的应力极坐标形式为^[5]:

$$\sigma_r = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \left[K_{\text{I}} \cos \frac{\theta}{2} (3 - \cos \theta) + K_{\text{II}} \sin \frac{\theta}{2} (3 \cos \theta - 1) \right], \quad (2)$$

$$\sigma_\theta = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_{\text{I}} (1 + \cos \theta) - 3K_{\text{II}} \sin \theta \right], \quad (3)$$

$$\tau_{\theta} = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left[K_{\text{I}} \sin \theta + K_{\text{II}} (3 \cos \theta - 1) \right], \quad (4)$$

式中, r 和 θ 分别为危岩主控结构面尖端区域任意点的极坐标半径(m)和极坐标倾角($^\circ$); K_{I} 为 I 型应力强度因子($\text{kPa} \sqrt{m}$); K_{II} 为 II 型应力强度因子($\text{kPa} \sqrt{m}$).

按最大周向应力理论,主控结构面必然沿着具有最大周向拉应力 $\sigma_{\theta \max}$ 的截面扩展,该截面与主控结构面之间的夹角为主控结构面的断裂角 θ_0 ,是主控结构面的扩展方向. 在 θ_0 方向,由(3)式的第 2 式可求得

$$\sigma_{\theta \max} = \sigma_\theta(r, \theta_0) = \frac{1}{2\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta_0}{2} \left[K_{\text{I}} (1 + \cos \theta_0) - 3K_{\text{II}} \sin \theta_0 \right]. \quad (5)$$

引入相当应力强度因子 K_e , 其表达式为

$$K_e = \lim_{r \rightarrow 0} \sqrt{2\pi r} \sigma_\theta(r, \theta_0). \quad (6)$$

将(5)式代入(6)式,得

$$K_e = \frac{1}{2} \cos \frac{\theta_0}{2} \left[K_{\text{I}} (1 + \cos \theta_0) - 3K_{\text{II}} \sin \theta_0 \right]. \quad (7)$$

求解 θ_0 时,可令(4)式为零,得

$$\cos \frac{\theta_0}{2} \left[K_{\text{I}} \sin \theta_0 + K_{\text{II}} (3 \cos \theta_0 - 1) \right] = 0. \quad (8)$$

其符合裂纹扩展的解为

$$K_{\text{I}} \sin \theta_0 + K_{\text{II}} (3 \cos \theta_0 - 1) = 0. \quad (9)$$

求解(9)式,得

$$\theta_0 = \arcsin \left[\frac{K_{\text{II}}}{2K_{\text{I}}^2} (2K_{\text{I}} - 9K_{\text{II}} + \sqrt{(9K_{\text{II}} - 2K_{\text{I}})^2 + 32K_{\text{I}}^2}) \right]. \quad (10)$$

将(10)式代入(7)式,得

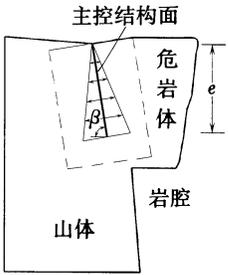


图 1 位于陡崖上的危岩模型

$$K_e = \cos \frac{\theta_0}{2} \left[\frac{1}{2} K_{I} (1 + \cos \theta_0) - \frac{3}{2} K_{II} \sin \theta_0 \right]. \quad (11)$$

进而可以给出主控结构面的扩展条件为

$$K_e = K_{Ic}, \quad (12)$$

式中, K_{Ic} 为危岩体岩石的断裂韧度 ($\text{kPa} \sqrt{\text{m}}$).

在不考虑地震荷载时, 作用在危岩主控结构面端部的荷载主要为危岩体自重产生的弯矩和由裂隙水压力产生张拉应力. 沿主控结构面取出单元体(图1), 并将其分解为两种情况, 即(1)式仅由弯矩作用(情况1、图2)和(2)式仅由裂隙水压力作用(情况2、图3).

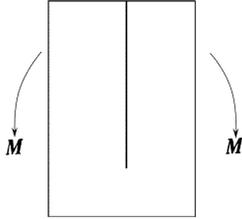


图2 仅由弯矩作用的主控结构面

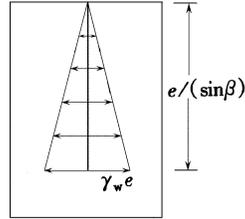


图3 仅由裂隙水压力作用的主控结构面

对于情况1: 根据应力强度因子手册, 得

$$K_{II} = F(a) \sigma_{\max} \sqrt{\pi a}, \quad (13)$$

$$F(a) = 1.122 - 1.40 \frac{a}{h} + 7.33 \left(\frac{a}{h} \right)^2 - 13.08 \left(\frac{a}{h} \right)^3 + 14.0 \left(\frac{a}{h} \right)^4, \quad (14)$$

$$\sigma_{\max} = \frac{6M}{H^2}, \quad (15)$$

$$a = \frac{e}{\sin \beta}, \quad (16)$$

$$h = \frac{H}{\sin \beta}, \quad (17)$$

式中, e 为主控结构面贯通段垂直长度(m); M 为由危岩体自重产生的作用在主控结构面尖端的弯矩($\text{kN} \cdot \text{m}$); h 为单元体高度(m); H 为危岩体高度(m).

对于情况2: 将裂隙水压力等效为均匀张拉应力 σ , 则根据应力强度因子手册, 得

$$K_{I2} = 5.51 \sigma \sqrt{\pi a}. \quad (18)$$

在两种情况, K_{II} 均为0, 则(11)式可简化为

$$K_e = K_{I1} + K_{I2}. \quad (19)$$

联合(12)式和(19)式, 可求得主控结构面处于临界扩展状态时的长度 a_0 , 则

$$F(a_0) \sigma_{\max} \sqrt{\pi a_0} + 5.51 \sigma \sqrt{\pi a_0} = K_{Ic}. \quad (20)$$

由于主控结构面处于临界状态时, (a/h) 通常较小, 略去(14)式中的高阶量, 仅取

$$F(a_0) = 1.122 - 1.40 \frac{a_0}{h}. \quad (21)$$

把(15)式和(21)式代入(20)式, 整理得

$$A \sqrt{a_0} + (B + C) \sigma \sqrt{a_0} = K_{Ic}, \quad (22)$$

式中

$$A = 11.9322 \frac{M}{H}, \quad B = -\frac{14.8879}{H^2}, \quad C = 9.7664.$$

(22) 式为超越方程, 必然存在一个实根, 通过数值算法求解获得 a_0 .

2 裂隙水压力变化过程中主控结构面疲劳断裂寿命计算方法

由于危岩主控结构面内的水体从降雨充水、失水到下一次降雨再充水、再失水, ..., 致使裂隙水压力具有交变性, 可把该裂隙水压力视为交变荷载. Miner 在 1945 年研究金属材料的疲劳时认为, 在等幅疲劳实验中, 损伤可以认为与应力循环次数成线性递增关系, 当累积损伤达到某一临界值时, 产生疲劳破坏. 线性累积损伤准则又称为 Palmgren-Miner 线性累积损伤准则 (简称 P-M 准则)^[9]. 显然, 危岩主控结构面损伤问题符合 P-M 准则. 由于危岩发育的控制性荷载为暴雨状态的裂隙水压力, 则作用于主控结构面尖端的循环荷载应为暴雨状态的裂隙水压力. 根据文献[3]的规定, 暴雨状态下主控结构面贯通段内的充水深度 e_w 为贯通段 a 的 $2/3$, 即

$$e_w = \frac{2}{3}a. \quad (23)$$

由 Paris 公式(1)积分可得

$$\int_0^{N_c} dN = \int_{a_0}^b \frac{da}{C(\Delta K)^m}, \quad (24)$$

式中, b 为主控结构面总长度(m).

暴雨状态下主控结构面平均裂隙水压力 σ 为

$$\sigma = \frac{2e_w \gamma_w}{9s \sin \beta}. \quad (25)$$

则裂隙水压力对主控结构面尖端部的应力强度因子差值贡献可由(18)式计算所得

$$\Delta K = 12\sqrt{\pi}a^{3/2}. \quad (26)$$

进一步简化为

将(26)式代入(24)式, 得

$$N_c = \int_{a_0}^b \frac{da}{C \times 12^m \times \pi^{m/2} a^{3m/2}}. \quad (27)$$

当 $m = 2/3$ 时, 由(27)式得

$$N_c = \frac{1}{C \times 12^m \pi^{m/2} \ln \frac{b}{a_0}}. \quad (28)$$

当 $m \neq 2/3$ 时, 由(24)式得

$$N_c = \frac{1}{C(2-3m) \times \pi^{m/2} (b^{1-3m/2} - a_0^{1-3m/2})}. \quad (29)$$

由于前面求解获得的危岩主控结构面疲劳断裂寿命是指能够承受暴雨状态裂隙水压力交变作用的次数, 而对于一个特定地区, 暴雨发生的次数通常具有一个统计平均值 N_0 , 则危岩主控结构面用时间表示的疲劳断裂寿命计算式为

$$S = \frac{N_c}{N_0}, \quad (30)$$

式中, N_0 的单位为“次/年”, S 的单位为“年”.

为了获得(28)式和(29)式中的疲劳损伤参数 C 和 m , 对砂岩试件进行了疲劳断裂试验. 试件尺寸: 初始裂纹长度 $a_1 = 8$ cm、试块高 $h_1 = 10$ cm、长度 $L_1 = 20$ cm、厚度 $t_1 = 5$ cm, 疲劳振动频率 48.5 Hz. 测试得到不同振动幅值即荷载下试件断裂破坏所需的振动次数见图 4. 假定试件的疲劳破坏符合 Paris 方程, 对于某个已知裂纹长度的试件, da 即为 a_c 、 dN 即为 N_c , 则由方程(1)得

$$\ln \frac{a_c}{N_c} = \ln C + m \ln \Delta K. \quad (31)$$

对试件进行 3 点弯曲梁试验,则由经典线性断裂力学已给出

$$K_{Ic} = \frac{6P}{h_1 t_1} \sqrt{\pi a_1} F \left(\frac{a_1}{h_1} \right), \quad (32)$$

$$F \left(\frac{a_1}{h_1} \right) = \frac{1}{\sqrt{\pi}} \times \frac{1.99 - R(1-R)(2.15 - 3.63R + 2.7R^2)}{(1+2R)(1-R)^{3/2}}. \quad (33)$$

则对于每个试件,存在

$$\Delta K = K_{Ic} = 8465.1 P, \quad (34)$$

式中,所有变量的单位同前.运用(32)式可求出每级疲劳荷载下的 ΔK 值,并可计算得到每个试件疲劳破坏时的 $\ln(a_c/N_c)$. 拟合 $\ln(a_c/N_c)$ 和 $\ln \Delta K$, 得到拟合方程为

$$\ln \frac{a_c}{N_c} = -10.37 + 0.674 \ln \Delta K. \quad (35)$$

(35) 式的拟合系数 0.9447. 据此计算得到 $C = 3.14 \times 10^{-5}$, $m = 0.6741$.

三峡库区重庆市万州城区内太白岩,陡崖长度 2300 m、高度 80 m~120 m,坡度近于直立,陡崖上发育有 400 余个危岩体.危岩由长石石英砂岩组成,完整性好,天然容重 25 kN/m³. 以 BW321 号危岩为例,该危岩属于拉裂倾倒型危岩,危岩体几何尺寸:20 m(长)×4 m(宽)×12 m(高),主控结构面贯通段长度 11 m、倾角 80°、张开度 3 cm~6 cm,长石石英砂岩的断裂韧度为 5516 kPa \sqrt{m} . 运

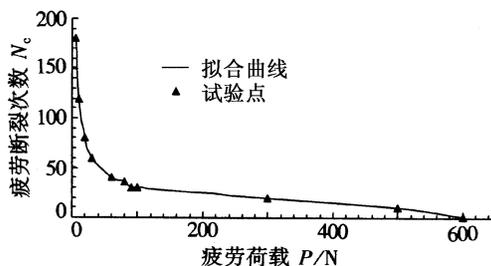


图4 砂岩试件疲劳荷载-断裂次数曲线

用(22)式求得处于极限状态时的主控结构面贯通段长度为 10.8 m,显然,该危岩处于破坏临界状态,裂隙水压力的疲劳断裂是控制危岩体失稳的主要动力机理.运用(29)式求得疲劳次数为 2170 次.根据重庆市气象台资料,该地区从 1959 年~1998 年共 40 年时间内发生暴雨 490 次,平均每年 16 次,则该危岩用时间表示的疲劳断裂寿命约为 142 年.

3 结 论

1) 建立了通过求解危岩主控结构面在自重、裂隙水压力及地震力作用下由 I 型及 II 型应力强度因子表征的临界长度计算方法.

2) 把主控结构面内的裂隙水压力视作交变荷载,通过计算裂隙水压力对主控结构面应力强度因子的差值贡献,运用 Paris 疲劳方程初步建立了处于临界状态的主控结构面在暴雨状态条件下的疲劳断裂寿命计算方法.并通过疲劳断裂试验确定了三峡库区万州地区典型长石石英砂岩的疲劳系数 C 值和 m 值.

3) 由于组成危岩的岩性均为砂岩、灰岩等硬质岩石,其力学特性虽然主要表现为脆性断裂,但是,要比较客观合理地建立危岩主控结构面疲劳寿命的计算方法,尚需运用流变力学和损伤力学通过大量的流变试验及损伤试验进行研究、验证.并且,应加强危岩体的现场观测及其与理论计算值之间的对比分析,进行不同尺度试件下疲劳系数 C 值和 m 值的关系研究.

[参 考 文 献]

851.

- [2] 陈洪凯,唐红梅,王蓉.三峡库区危岩稳定性计算方法及应用[J].岩石力学与工程学报,2004,23(4):614-619.
- [3] 重庆市地方标准.地质灾害防治工程设计规范[S].DB50/5029-2004:58-72.
- [4] 袁建新.岩体损伤问题[J].岩土力学,1993,14(1):1-31.
- [5] 洪起超.工程断裂力学基础[M].上海:上海交通大学出版社,1987,52-162.
- [6] 匡震邦.裂纹端部场[M].西安:西安交通大学出版社,2002,23-62.
- [7] 王刚,张怡,郭茂林.非对称循环载荷下材料低周疲劳断裂寿命分析与计算[J].应用力学学报,2001,18(1):91-97.
- [8] 周俊琪,王灵卉.玻璃陶瓷疲劳断裂的宏观规律[J].材料科学与工艺,1998,6(1):73-77.
- [9] LI Ning, ZHANG Ping, CHEN Yun-sheng, et al. Fatigue properties of cracked, saturated and frozen sandstone samples under cyclic loading[J]. International Journal of Rock Mechanics & Mining Sciences, 2003, 40: 145-150.

Method to Calculate Fatigue Fracture Life of Control Fissure in Perilous Rock

CHEN Hong-kai, TANG Hong-mei

(Institute of Geotechnical Engineering, Chongqing Jiaotong University,
Chongqing 400074, P. R. China)

Abstract: Rupture and safety of perilous rock are dominated by control fissure behind perilous rock block. Based on model-I and model-II stress strength factors of control fissure under acting of weight of perilous rock, water pressure in control fissure and earthquake forces, method to calculate critical length of control fissure is established. Water pressure in control fissure is taken as a variable periodic load, and abiding by P-M criterion, when control fissure is filled with water method is established to calculate fatigue fracture life of control fissure in critical status by contributing value of stress strength factor stemming from water pressure of control fissure in Paris' s fatigue equation. Further, parameters C and m of sandstone with quartz and feldspar in the area of the Three Gorges Reservoir of China are obtained by fatigue fracture testing.

Key words: perilous rock; control fissure; water pressure in control fissure; fatigue fracture; life