

高烈度下双裂缝主控结构面危岩的 断裂破坏机制分析*

唐红梅, 周福川, 陈松, 王林峰

(重庆交通大学 山区公路水运交通地质减灾重庆高校市级重点实验室, 重庆 400074)

摘要: 灰岩地区危岩具有典型类砌体结构特征, 结构面发育复杂, 其破坏本质是主控结构面在荷载作用下的断裂扩展失稳问题. 基于地貌演化分析了灰岩地带陡崖复杂结构面形成与演化, 获得了双裂缝主控结构面危岩的地质模型. 构建了此类危岩的力学模型和断裂力学模型, 按照最大周向应力准则, 基于危岩自重、裂隙水压力及地震荷载作用, 构建了双裂缝主控结构面危岩的断裂稳定系数表达式. 通过案例分析验证了其合理性; 各烈度对应的断裂稳定系数随贯通度增加而下降, 基本地震烈度为Ⅷ度和Ⅸ度时, 危岩处于不稳定状态; 危岩稳定性受到主控结构面的裂隙贯通度与地震诱发的耦合作用影响, 临界失稳贯通度随地震烈度的提高而降低; Ⅶ度地震的临界失稳贯通度理论值为 25.8%, 略小于贯通度实际值 27.7%, 略偏安全, 其建立的断裂稳定系数表达式具有较好的适用性. 研究结果可为推动此类危岩合理化防治提供重要的理论支撑.

关键词: 岩体力学; 断裂力学; 双裂缝主控结构面危岩; 地震烈度; 稳定系数

中图分类号: TU43 **文献标志码:** A **DOI:** 10.21656/1000-0887.410187

Fracture Mechanism of Unstable Rock With Double-Crack Control Discontinuity Subjected to High Earthquake Intensities

TANG Hongmei, ZHOU Fuchuan, CHEN Song, WANG Linfeng

(*Mountainous Highway and Waterway Geological Hazards Mitigation*

Key Laboratory of Chongqing Education Commission of China,

Chongqing Jiaotong University, Chongqing 400074, P.R.China)

Abstract: Unstable rock in the limestone area has typical characteristics of quasi-masonry structure and control discontinuity, where the failure essence is the fracture propagation under loads. The unstable rock control discontinuity in the limestone zone was analyzed, and the geological model for a double-crack unstable rock mass was obtained according to the theory of geomorphologic evolution. The mechanical model and fracture mechanical model for the complex control discontinuity were constructed. Based on the rock weight, the fissure water pressure and the earthquake load, the formula of the fracture stability coefficient was obtained under the maximum circumferential stress criterion. The fracture stability coefficient expression for the unstable rock is rational according to the verifying case analysis. The fracture stability coefficient corresponding to each intensity de-

* 收稿日期: 2020-06-19; 修订日期: 2020-10-13

基金项目: 国家自然科学基金(51378521;51678097)

作者简介: 唐红梅(1968—),女,研究员,博士生导师(通讯作者. E-mail: hmtang6778@sina.com).

引用格式: 唐红梅,周福川,陈松,王林峰. 高烈度下双裂缝主控结构面危岩的断裂破坏机制分析[J]. 应用数学和力学, 2021, 42(6): 645-655.

creases with the crack length ratio. Under earthquake intensities VIII and IX, the unstable rock will collapse; the stability of the unstable rock is liable to the coupling effects of the crack length ratio of the main control discontinuity and the earthquake intensity. The critical crack length ratio decreases with the earthquake intensity. Under earthquake intensity VII, the theoretical value of the critical crack length ratio is 25.8%, which is slightly less than the actual value of 27.7%, and on the slightly safer side. The fracture stability coefficient expression has good applicability. The research results provide an important theoretical support for the treatment of such unstable rock masses.

Key words: rock mechanics; fracture mechanics; double-crack control discontinuity; earthquake intensity; stability coefficient

引 言

石灰岩广泛出露于我国中西部地区,其发育形成的危岩崩塌是山区一种常见的地质灾害,具有失稳突发和破坏严重性,对交通和人民生命财产造成重大影响.危岩崩塌成灾机制受控于多种因素,稳定性分析对于危岩崩塌监测与治理具有重要意义.

砂岩形成的危岩破坏机理已有较多研究,其中将断裂力学应用于危岩稳定性分析是一个重要方向.陈洪凯等^[1]在危岩 I 型裂纹中引入了蠕变断裂应力强度因子,从力学角度解释砂岩陡坡的后退演化机制;唐红梅等^[2]运用断裂力学与极限平衡理论,构建了倾倒式危岩损伤断裂判据,基于断裂力学揭示了群发性危岩块崩落序次和危岩链式规律,发现激振效应在坠落式危岩相互作用中扮演着重要角色^[3];周云涛^[4]以滑塌式危岩为分析对象,通过计算裂尖应力场推导应力强度因子.可见,采用断裂力学分析危岩稳定性已获得普遍认可,只是在细节处理上各有侧重.

以上研究对象为砂岩地区的危岩,主控结构面为单裂缝形态.然而灰岩地区更是危岩的高发、易发区,其溶蚀作用与差异风化作用较砂岩地区更强烈,岩体内部发育有大量层面、节理等结构面,具有多裂隙特征.采用不同研究方法分析复杂多裂隙坡体结构,也取得了诸多有益成果.将材料力学或断裂力学融入极限平衡理论进行分析,是边坡力学分析的主要方法.王林峰等^[5]考虑了力学平衡方程与变形协调方程,采用断裂力学方法分析了受多组结构面控制的反倾岩坡稳定性;Li 等^[6]在弯折倾倒式危岩中引入连通系数,进而采用材料力学和断裂力学方法分别建立稳定系数解析式;Zhao 等^[7]采用材料力学方法研究层状灰岩,考虑层间变形协调并分为自由变形区和协调变形区;Liu 等^[8-9]采用传递系数法推导了复杂结构面切割下的岩质边坡倾倒破坏与滑动破坏的转换关系,为类砌体结构破坏模式转化提供了参考;周子涵等^[10]采用叠加原理和 Kachanov 法,从细观力学层面建立了平行偏置双裂隙模型并分析了扩展机制.边坡失稳概率估计方法得到了应用,如唐红梅等^[11]根据函数极值理论和可靠度理论建立了危岩失稳破坏的可靠性计算方法,并采用该方法验证了重庆南川金佛山危岩失稳的合理性.同时,也有多种不同的边坡数值分析方法,比如 Scavia^[12]采用位移不连续法(DDM)分析了多条共线裂纹和边坡中周期分布的多裂隙应力强度因子;Michalowski 等^[13]基于 Hoek-Brown 准则,采用有限单元法研究了岩质边坡弧形滑动的塑性破坏特征;王曼灵等^[14]采用 C 语言编写了基于 Lagrange 积分点的有限单元法,为边坡大变形分析提供了一套新的算法.由此看出,多裂隙结构的分析方法也较多,但对于地质条件复杂的坡体结构,仍需根据新的地质模型提出新的配套计算方法.

灰岩形成的危岩具有多而复杂的结构面,因此对地震作用更敏感,容易导致应力集中,破坏机制更加复杂.杨忠平等^[15-16]通过振动台试验,研究了顺层、反倾边坡在周期微震作用下的动态响应特征;何思明等^[17-18]分别对危岩单拉和拉剪破坏形式进行分析,根据 Griffith 能量理论得到了基于地震时域计算的裂纹扩展量解析式;李傲赢等^[19]对国内涉及地震作用的行业规范进行梳理对比,发现地震作用计算具有明显差异.目前,危岩地震作用常以拟静力法为基本方法^[4,19],考虑地震基本烈度(地震动峰值加速度)、建构筑物类别及重要程度、危岩等级及影响程度等因素.因此,研究地震烈度对双裂缝危岩破坏的影响机制具有重要意义.

本文针对灰岩地区危岩,通过地貌演化理论,分析灰岩地区陡崖结构面特征与危岩主控结构面的形成过程,建立了灰岩地区双裂缝主控面危岩地质模型.采用材料力学和断裂力学方法,考虑危岩自重、裂隙水压力

及地震荷载因素,根据力学模型和断裂力学模型推导断裂稳定系数解析式,探讨不同地震作用下危岩破坏规律,揭示该类危岩断裂扩展破坏的力学机制,成果对研究灰岩地带双裂缝危岩断裂破坏机制和分析方法具有重要参考价值。

1 灰岩地区危岩地质模型

三峡库区近水平状石灰岩与泥灰岩或页岩互层广泛分布,后期由于构造运动和外营力作用在陡高边坡形成较为复杂的结构面。

1.1 陡高边坡坡缘卸荷裂隙发育

由于地壳运动的间歇式抬升,致河流下切,出露了软、硬互层结构的岩层,形成了陡高灰岩边坡,导致峡谷陡高边坡应力重分布和应力集中,在陡高边坡坡缘位置出现拉应力集中,形成了大量的近平行于临空面的陡倾卸荷裂隙(图 1),即浅表生结构面^[20]。这与原始地应力和坡高等因素关系密切,原始水平残余应力越大,坡体越高,坡角越大,应力集中现象越突出,同时在坡脚出露的软弱岩层页岩或泥灰岩会加剧坡缘位置卸荷裂隙的发育;陡高边坡体内含软弱结构面,不断增大坡肩拉应力,导致卸荷裂隙进一步发展。

1.2 坡脚裂缝的形成

河谷高切坡随河流下切出露的硬岩灰岩与软岩泥岩或泥灰岩,由于侧向卸荷作用,导致侧向形成临空面。硬岩灰岩与软岩泥岩的弹性模量差异大,在侧向卸荷过程中,上部硬岩仍处在残余压应力状态,而下部软岩则出现残余拉应力状态,易致软岩的残余拉应力达到或超过抗拉强度,在坡脚由于差异卸荷回弹形成拉张裂缝(图 1),属浅表生结构面。这种裂缝常由下至上发育,呈下宽上窄的特点(图 2)。

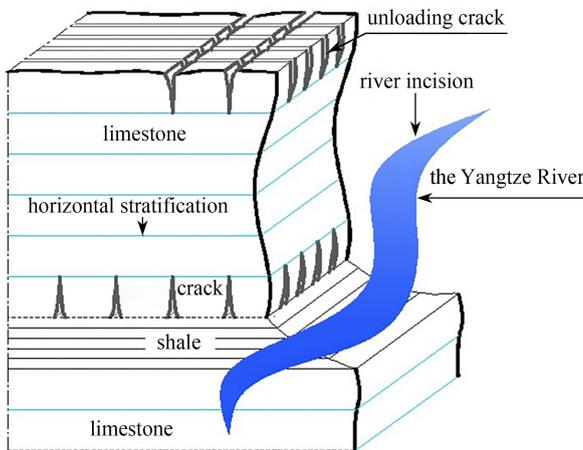


图 1 危岩边坡结构面的形成

Fig. 1 Formation of discontinuities of the unstable rock slope



图 2 下宽上窄裂缝图

Fig. 2 A photo of the wide-bottom and narrow-top crack

在灰岩和泥灰岩地区,结构面非常发育,常成为外营力的通道,在 CO_2 和 H_2O 的共同作用下发生溶蚀反应,使原来坡缘的卸荷裂隙和坡脚的卸荷裂隙加剧发育。在水平状原生结构面层理,顶部坡肩卸荷拉裂面及底部软、硬岩界面的拉裂面切割下,使陡崖岩体具有类砌体结构面特征(图 1)。

1.3 双裂缝主控结构面危岩地质模型

具有上硬下软的岩性组合特征被切露后,接受后期外营力风化作用的改造,差异风化致使软岩处形成岩腔,同时会加剧坡缘浅表生卸荷裂隙向纵深扩展(图 1),形成危岩上部主控裂隙(图 3)。由于下软、上硬岩强度差异,下部软岩在上部硬岩的自重应力作用下发生压剪变形,向坡外临空方向塑性流动,在硬、软岩交界面产生拉应力,当拉应力超过硬岩的抗拉强度时,便会在硬岩后缘靠近软弱层面处产生拉裂缝。随着塑流发展,拉裂缝自下而上扩展,形成下宽上窄的拉裂缝,即危岩下部裂缝(图 3)。

上部裂缝和下部裂缝成因各异,裂缝的尖端分别为 O_1 点和 O_2 点, O_1O_2 为非贯通段,在不同外力作用下(暴雨或地震),出现近似对向扩展,非贯通段不断缩减,终至贯通,危岩与母岩分离,发生滑移或倾倒,危岩破坏。由上述分析得出,灰岩地带具有双裂缝主控面危岩地质模型(图 3),包括上部裂缝、下部裂缝和潜在主

控结构面,水平层理为原生结构面,其强度高于其他结构面,在计算时将危岩视为均质岩体。

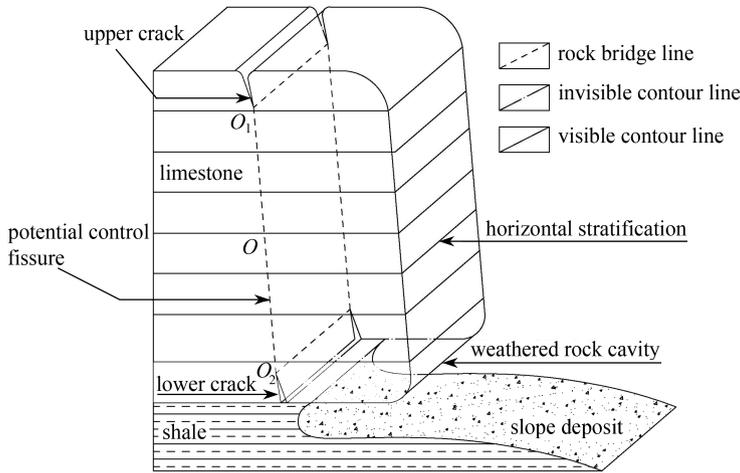


图3 双裂缝危岩地质模型图

Fig. 3 The geological model for the unstable rock with double cracks

2 危岩断裂破坏模型分析与计算

2.1 危岩力学模型分析与计算

基于双裂缝危岩地质模型分析,假设下部裂缝在初始阶段呈张开状态,随着上、下裂缝扩展,上部裂缝呈拉剪受力状态,为张性裂缝;下部裂缝呈压剪受力状态,为压剪裂缝。

按照弹性理论,根据力的作用部位不同,可将危岩受力状态(图4(a))分为两组力系,即第一组体力(重力 W 、水平地震作用 P_L 和竖向地震作用 P_V)和第二组面力(裂隙水压力)。图4将危岩概化为多边形 $ABCD$,危岩与母岩通过非贯通段 O_1O_2 连接。

图4中 AB 为潜在主控结构面, O_1 为上部裂缝尖端, O 为非贯通段中点, O_2 为下部裂缝尖端; H 为危岩竖直高度, m ; e_1 为上部裂缝竖直高度, m ; e_2 为非贯通段竖直高度, m ; e_3 为下部裂缝竖直高度, m 。

根据力系的平移等效处理原则,将第一组力系(重力 W 、水平地震作用 P_L 和竖向地震作用 P_V)向非贯通段中点 O 平移^[21],得到作用于 O 点的第一组力系的等效力系(重力 W 、水平地震作用 P_L 、竖向地震作用 P_V 及附加力矩 M),如图4(b)所示。母岩在 O_1O_2 处受到来自危岩的一组反力,即法向拉力 N 、剪力 T 和弯矩 M' ,它们与第一组力系的等效力系大小相等、方向相反,作用在非贯通段 O_1O_2 上。

第二组力系为面力,即作用于贯通段上部裂缝的裂隙水压力,如图4(c)。由叠加原理可知,危岩力学模型(图4(a))可分解为体力作用下的危岩等效力学模型(图4(b))和面力作用下的危岩力学模型(图4(c))之和。

1) 非贯通段内力分析与计算

对图4(b),在潜在主控结构面 AB 建立局部坐标系 xOy ,根据材料力学方法进行受力分析,可得

$$\sum F_y = 0 \Rightarrow N = (W + P_V) \cos \beta - P_L \sin \beta, \quad (1)$$

$$\sum F_x = 0 \Rightarrow T = (W + P_V) \sin \beta + P_L \cos \beta, \quad (2)$$

$$\sum M_o = 0 \Rightarrow M' = M = P_L b_c + (W + P_V) a_c, \quad (3)$$

式中, N 为非贯通段法向内力, kN ; T 为非贯通段切向内力, kN ; M' 为非贯通段弯矩, $kN \cdot m$; W 为危岩自重, kN ; P_V 为危岩所受竖向地震作用, kN ; P_L 为危岩所受水平向地震作用, kN ; M 为体力向非贯通段中点 O 平移后产生的附加力矩, $kN \cdot m$; a_c 为重心至非贯通段中点 O 的水平距离, m ; b_c 为重心至非贯通段中点 O 的竖直距离, m ; β 为主控结构面与水平面的夹角, $^\circ$ 。

将 $P_L = \mu_L W$, $P_V = \mu_V W$ 代入式(1)~(3),整理得出非贯通段内力关于承灾体特征量(W, β)和致灾因子

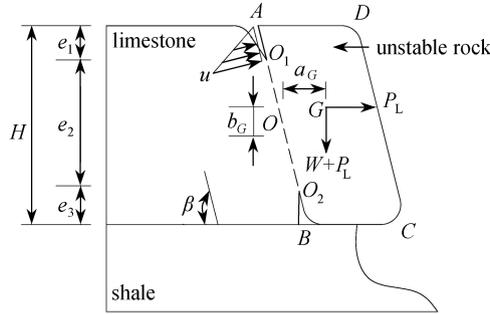
(μ_L, μ_V) 的关系为

$$N = [(1 + \mu_V) \cos \beta - \mu_L \sin \beta] W, \tag{4}$$

$$T = [(1 + \mu_V) \sin \beta + \mu_L \cos \beta] W, \tag{5}$$

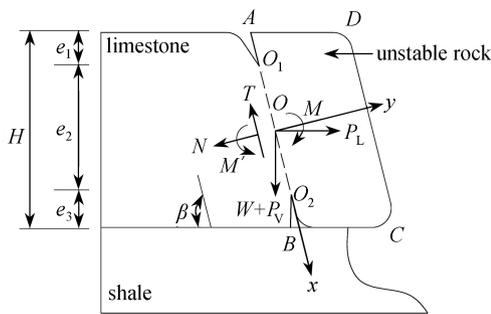
$$M' = M = [\mu_L b_G + (1 + \mu_V) a_G] W, \tag{6}$$

式中, μ_L 为水平地震作用系数; μ_V 为竖向地震作用系数; 其余符号同前。



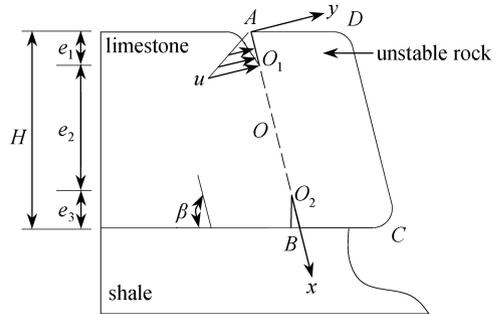
(a) 危岩力学模型

(a) The mechanical model for the unstable rock



(b) 体力作用下的危岩力学等效模型

(b) The equivalent mechanical model under volume forces



(c) 面力作用下的危岩力学模型

(c) The mechanical model under surface forces

图 4 双裂缝危岩力学模型

Fig. 4 The mechanical models for the double-crack unstable rock

2) 贯通段受力分析与计算

对图 4(c), 在主控结构面 AB 上建立局部坐标系 xAy , 进行受力分析. 上部裂缝受裂隙水压力作用(面力), 为危岩裂缝上的应力边界条件. 按照最不利荷载原则, 考虑暴雨工况, 假定静水压力按线性分布, 提出裂隙水压力计算公式^[4]:

$$u = u_0 \left(\frac{x}{a} \right), \tag{7}$$

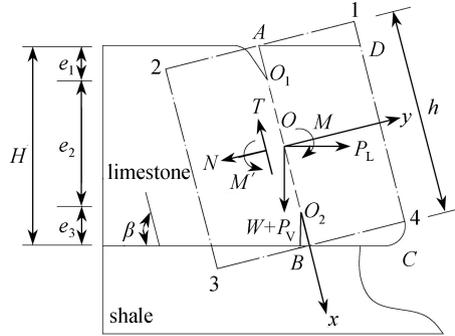
$$a = \frac{e_1}{\sin \beta}, \tag{8}$$

式中, u 为裂缝上任一点的裂隙水压力, kPa; u_0 为裂缝尖端的裂隙水压力, kPa; x 为局部坐标系 xAy 中 x 的坐标值; a 为裂隙沿 x 轴方向的长度, m; 式(8)表示上部裂缝竖向高度 e_1 与上部裂缝斜长 a 的转化关系, 在 2.2 小节断裂力学模型中将出现双边裂缝长度 a , 与危岩力学模型中的上部裂缝斜长 a 为同一物理量, 通过式(8)转换; 其余符号同前。

2.2 危岩断裂力学模型分析与计算

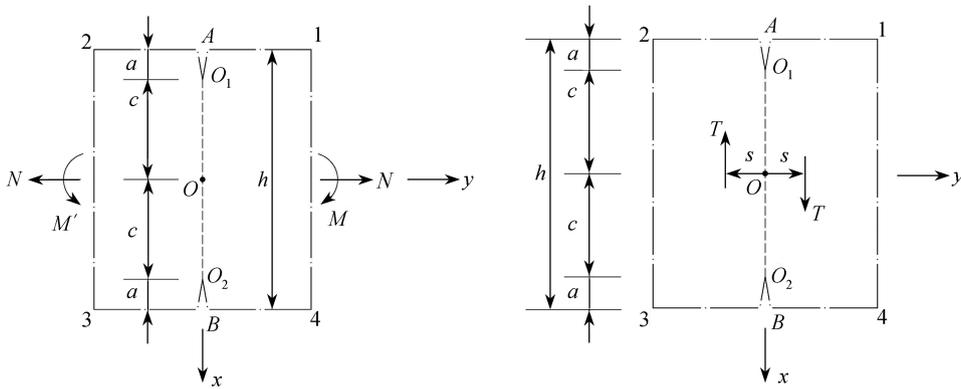
危岩破坏的本质是主控结构面在荷载组合作用下的断裂扩展问题. 由断裂力学理论可知, 含裂缝危岩在裂缝尖端附近存在应力场奇异性现象, 而应力场强度因子或应力强度因子^[22]是表征裂缝端部应力场强弱的物理量, 据此建立应力强度因子判据, 判定裂缝开裂扩展问题. 采用该准则并假定: 除危岩主控结构面外, 不考虑水平原生结构面层理、风化等对危岩破坏的影响, 将危岩视为均质材料, 上、下裂缝等长共线对称问题。

在图4(b)等效力学模型基础上进一步将危岩和母岩进行几何等效处理,得到点画线构成的危岩几何等效体1234(图5(a)).按照面积近似相等的原则进行几何等效(三角形BC4的面积与三角形AD1的面积相等),且边12经过上部裂缝开口点A,边34经过下部裂缝开口点B.将图5(a)中的危岩几何等效体1234绕O点顺时针旋转 $90^\circ - \beta$,使得y轴水平向右,x轴竖直向下,将弯矩M和拉力N分为一组,得到弯拉内力作用下的断裂力学模型(图5(b));将剪力T单独分组,得到剪力作用下的断裂力学模型(图5(c)).由此可实现体力作用下的等效力学模型向危岩几何等效体断裂力学模型的转化.



(a) 危岩几何等效体

(a) The geometrically equivalent model for the unstable rock



(b) 弯拉内力作用下断裂力学模型

(c) 剪力作用下断裂力学模型

(b) Under moments and tension forces

(c) Under shear forces

图5 危岩几何等效体断裂力学模型

Fig. 5 Fracture mechanics models for the geometrically equivalent unstable rock

图5所示两条初始裂纹(单边长度为 a)对应于危岩几何等效体(图5(a))中的上、下裂缝斜长;图5(b)、(c)中非贯通段 $2c$ 对应于危岩几何等效体(图5(a))非贯通段 O_1O_2 的长度;图5(b)所受法向力 N 和力矩 M ,相当于危岩几何等效体(图5(a))非贯通段 O_1O_2 所受法向力 N 和附加力矩 M ;图5(c)所受剪力 T ,相当于危岩几何等效体(图5(a))非贯通段 O_1O_2 所受剪力 T .

根据图5(b)、(c),可求得体力(自重、地震作用)和附加力矩作用下的双裂缝应力强度因子,记为第一组应力强度因子 K^V ;根据图4(c),可求得面力(裂隙水压力)作用下的裂缝尖端应力强度因子,记为第二组应力强度因子 K^S .

2.2.1 体力作用下双裂缝尖端应力强度因子 K^V 计算

1) 弯拉内力作用下I型应力强度因子计算

弯拉内力作用下,上部裂缝呈受拉状态,为I型加载模式;下部裂缝呈受压闭合状态,为I型加载模式,可不考虑下部裂缝对应力强度因子的贡献.根据图5(b),并结合文献[23],可得

$$K_1^V = \left(F_P N + F_M \frac{3M}{c} \right) \frac{\sqrt{\pi a}}{2\sqrt{ch}}, \quad (9)$$

式中

$$F_p = 1.122 \left(1 - 0.5 \frac{a}{h} \right) - 0.015 \left(\frac{a}{h} \right)^2 + 0.091 \left(\frac{a}{h} \right)^3, \quad (10)$$

$$F_M = \frac{4}{3\pi} \left[1 + \frac{1}{2} \left(\frac{c}{h} \right) + \frac{3}{8} \left(\frac{c}{h} \right)^2 + \frac{5}{16} \left(\frac{c}{h} \right)^3 \right] - 0.47 \left(\frac{c}{h} \right)^4 + 0.663 \left(\frac{c}{h} \right)^5, \quad (11)$$

$$c = \frac{e_2}{2\sin\beta}, \quad (12)$$

$$h = \frac{H}{\sin\beta}, \quad (13)$$

其中, K_I^V 为体力作用下的 I 型应力强度因子, $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$; c 为非贯通段半长, m , 对应于危岩几何等效体(图 5(a))中的非贯通段 O_1O_2 半长; 式(12)表示断裂力学模型与危岩几何等效体(图 5(a))关于非贯通段几何长度的转换关系; h 为主控结构面长度, m ; 式(13)表示断裂力学模型与危岩几何等效体(图 5(a))关于潜在主控结构面几何长度的转换关系; 其余符号含义同前。

2) 剪力作用下 II 型应力强度因子计算

图 5(c) 中剪力作用为 II 型加载模式, 由文献[23]可得

$$K_{II}^V = F_{II} \frac{1}{\sqrt{2h}} T, \quad (14)$$

$$F_{II} = \left(1 + 0.122 \cos^2 \frac{\pi a}{2h} \right) F_{III}, \quad (15)$$

$$F_{III} = \sqrt{\tan \frac{\pi a}{2h}} \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{\cos(\pi a/(2h))}{\text{sh}(\pi s/(2h))}}}, \quad (16)$$

式中, K_{II}^V 为体力作用下的 II 型应力强度因子, $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$; s 为非贯通段剪力至裂缝中线的距离, m , 根据图 3 将上、下裂缝视为等长共线对称的假定, 连接两条裂缝的尖端, 得到潜在非贯通段结构面, 剪切带的厚度可视为一对剪力的距离 $2s$, 硬岩通常不具有厚度明显的剪切带, 可取 $s = 0.1 \sim 1 \text{ cm}$ 计算; 其余符号同前。

2.2.2 面力作用下贯通段(上部裂缝)尖端应力强度因子 K_I^S 计算

根据贯通段受力分析, 上部裂缝受裂隙水压力作用(呈受拉状态), 为 I 型加载模式, 由资料[4]可得

$$K_I^S = 0.683 u_0 \sqrt{\pi a}, \quad (17)$$

式中, K_I^S 为面力作用下的 I 型应力强度因子, $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$; 其余符号同前。

2.2.3 双裂缝危岩应力强度因子 K 计算

根据应力强度因子叠加原则, 由式(9)和式(17)可得

$$K_I = K_I^V + K_I^S = \left(F_p N + F_M \frac{3M}{c} \right) \frac{\sqrt{\pi a}}{2\sqrt{ch}} + 0.683 u_0 \sqrt{\pi a}, \quad (18)$$

$$K_{II} = K_{II}^V = F_{II} \frac{1}{\sqrt{2h}} T, \quad (19)$$

式中符号同前。

2.2.4 双裂缝危岩最大周向应力准则

对于 I、II 型加载下的平面复合断裂问题, 主控结构面开裂方向任一点应满足最大拉应力准则^[11], 其联合应力强度因子 K_e 计算表达式为

$$K_e = \frac{1}{2} \cos \frac{\theta}{2} [K_I (1 + \cos \theta) - 3K_{II} \sin \theta], \quad (20)$$

$$\theta = \arccos \left(\frac{3 + \sqrt{k_0^2 + 8k_0}}{k_0 + 9} \right), \quad (21)$$

式中, θ 为破裂角; $k_0 = (K_I/K_{II})^2$; 其余符号同前.

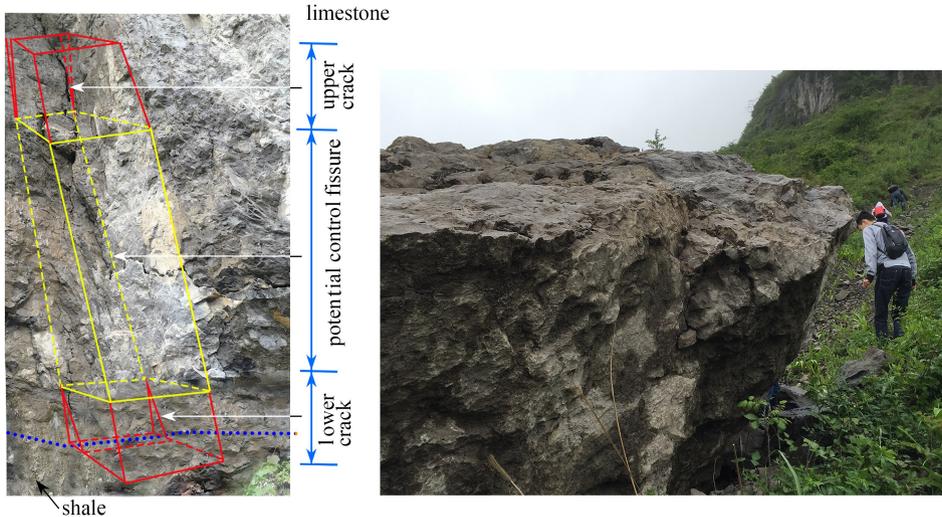
主控结构面裂缝扩展的断裂稳定系数判别式为

$$F_{s1} = \frac{K_{IC}}{K_e}, \quad (22)$$

式中, F_{s1} 为考虑断裂角的稳定系数; K_{IC} 为岩石的断裂韧度, $\text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$. 当 F_{s1} 小于 1 时, 主控结构面的裂缝便扩展.

3 实例分析

重庆库区的甑子岩危岩十分发育, 在暴雨裂隙水压力和地震力作用下容易失稳破坏. 图 6 为重庆甑子岩的一个单体危岩, 属于双裂缝主控结构面危岩类型, 崩落失稳前如图 6(a) 所示, 上、下主控结构面的贯通段颜色暗沉, 突发贯通段痕迹清晰, 图 6(b) 显示了崩落失稳后停积于斜坡的形态. 危岩由灰岩构成, 贯通前具有上部裂缝、未贯通段和下部裂缝; 下伏软弱基座由页岩组成. 裂缝贯通度 R 视为双裂缝长度占主控结构面总长度的比例 ($R = 2a/h$). 取单宽分析, 该危岩顶部宽度 B 为 6 m, 高度 H 为 18 m, 主控结构面与水平面夹角 β 约 70° , 上部裂缝竖向高度 e_1 为 2.5 m, 非贯通段垂直高度 e_2 为 13 m, 下部裂缝竖向高度 e_3 为 2.5 m, 贯通度 R 约 27.7%, 非贯通段中点 O 至危岩重心水平距离 a_c 为 1 m, 垂直距离 b_c 为 1 m (图 7). 灰岩重度为 24 kN/m^3 , 危岩断裂韧度^[24-26] 取 $K_{IC} = 1.31 \text{ MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$. 该处危岩裂隙水很丰富, 可取为裂隙高度的 $2/3$. 按照 VI 度地震计算, 根据式 (4) ~ (22), 获得其稳定系数为 1.12, 处于欠稳定状态; 5·12 汶川地震, 重庆甑子岩在 VII 度常遇地震时, 获得其稳定系数为 0.98, 出现失稳破坏, 与实际情况相符.



(a) 双裂缝危岩原位复原图

(b) 已崩落双裂缝危岩

(a) A recovery diagram of the unstable rock in situ

(b) Collapsed unstable rock

图 6 国道 G213 沿线双裂缝危岩崩塌实物图

Fig. 6 Physical map of unstable rock with double cracks by national highway G213

为研究地震烈度影响, 给定不同烈度下的地震作用系数^[24,27], 如表 1.

表 1 地震作用系数表

Table 1 The earthquake action coefficient

basic earthquake intensity	VI	VII		VIII		IX
		ordinary	rare	ordinary	rare	
μ_L	0.05	0.10	0.15	0.20	0.30	0.40
μ_V	-	0.07	0.1	0.13	0.20	0.27

根据重庆甑子岩危岩算例参数, 获得了不同烈度下的断裂稳定系数 F_{s1} 随裂缝贯通度 R 的变化规律图 (图 8).

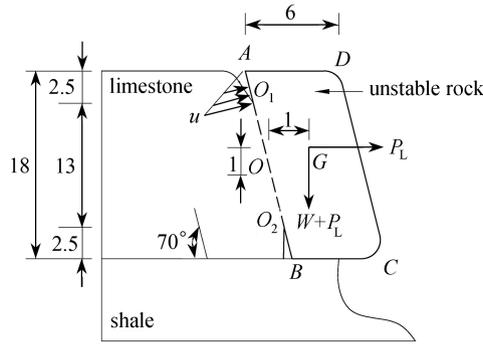
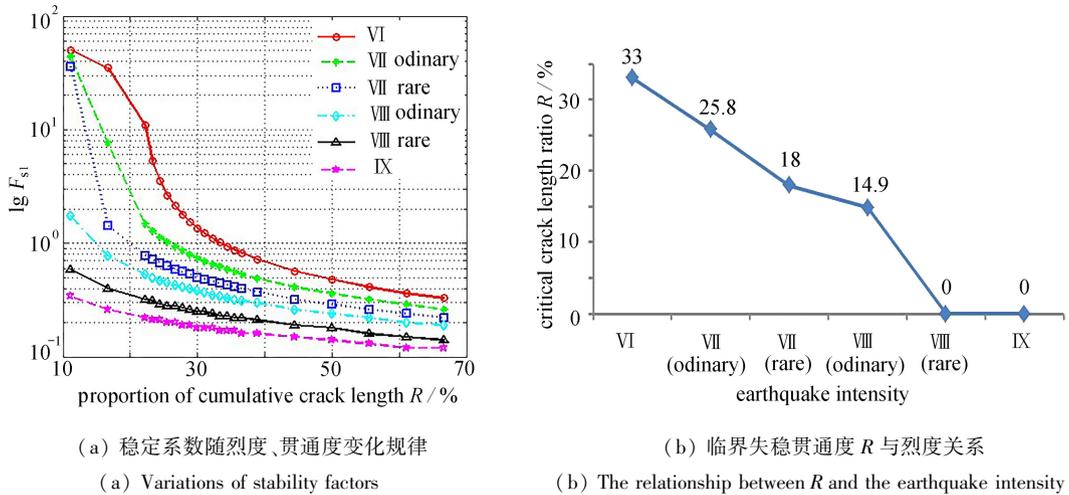


图 7 双裂缝主控结构面危岩概化模型(单位: m)

Fig. 7 The generalized model for the unstable rock with a double-crack control discontinuity(unit: m)



(a) 稳定系数随烈度、贯通度变化规律

(a) Variations of stability factors

(b) 临界失稳贯通度 R 与烈度关系

(b) The relationship between R and the earthquake intensity

图 8 不同烈度下断裂稳定系数 F_{s1} 随贯通度 R 变化规律

Fig. 8 Variations of stability coefficient F_{s1} with crack length ratio R subjected to different earthquake intensities

图 8(a) 表示双裂缝主控结构面危岩断裂稳定系数随地震烈度、裂缝贯通度的变化而变化,总体趋势呈现双曲线特征,可知:① VI 度地震时,当裂缝贯通度 R 分别低于 22%、介于 22%~33%,稳定系数呈现线性陡降、非线性缓降特征,贯通度大于 33% 时危岩失稳;② VII 度常遇地震时,当裂缝贯通度 R 分别低于 22%、介于 22%~25.8%,稳定系数变化规律同 VI 度情况,贯通度大于 25.8% 时危岩失稳;③ VII 度罕遇地震时,当裂缝贯通度 R 低于 20%,稳定系数呈线性陡降趋势,贯通度大于 20% 时危岩失稳;④ VIII 度常遇地震时,当裂缝贯通度 R 低于 14.9%,稳定系数线性下降,贯通度大于 14.9% 时危岩失稳;⑤ VIII 度罕遇和 IX 度地震,稳定系数均小于 1.0,此危岩体处于不稳定状态,大概率出现崩塌现象。

从图 8(a) 中取各烈度曲线与稳定系数对数值为 1 的交点,得到临界失稳贯通度 R 与烈度关系(图 8(b)),可知:临界失稳贯通度随地震烈度提高而降低,即贯通度不变,但随着烈度提高而可能从稳定变为失稳,或烈度不变,随着贯通度增加也可能失稳。危岩稳定性系数受到内因(裂缝贯通度)和外因(地震诱发)耦合作用;地震烈度为 VI 度、VII 度常遇、VII 度罕遇和 VIII 度常遇时,对应的临界失稳贯通度 $R(F_{s1} = 1)$ 分别为 33%, 25.8%, 18% 和 14.9%; VII 度常遇地震的临界贯通度理论值为 25.8%,略小于贯通度实际值 27.7%,偏于安全,表明其建立的危岩断裂稳定系数表达式具有较好的适用性。

4 结 语

本文针对灰岩地区双裂缝主控结构面危岩,由地质模型简化出力学模型,采用断裂力学方法构建了高烈度条件下的稳定判别式,并用实例验证其合理性,得出了以下结论:

1) 基于灰岩地区陡崖地貌演化分析,构建了双裂缝主控结构面危岩地质模型,将外力分为两组力系,构建了危岩力学模型,并采用材料力学方法求得了非贯通段内力。

2) 基于危岩力学模型,采用断裂力学可叠加原理,将危岩自重、地震力作用和裂隙水压力分别视为体力作用下和面力作用下的应力强度因子叠加问题,获得了相应的应力强度因子 K_I 和 K_{II} 表达式,按照最大周向应力准则建立了双裂缝主控结构面危岩的断裂稳定系数表达式。

3) 以重庆甑子岩双裂缝主控结构面危岩为例,验证了其危岩断裂稳定系数表达式的合理性,整体上各烈度对应的断裂稳定系数随贯通度增加而下降,基本地震烈度为Ⅷ度罕遇和Ⅸ度时,危岩处于不稳定状态。此类危岩的稳定性受到裂缝贯通度和地震力的耦合作用,其临界破坏贯通度随地震烈度提高而降低;5·12汶川地震时,重庆甑子岩在Ⅶ度常遇地震作用下的临界贯通度理论值为25.8%,略小于贯通度实际值27.7%,偏于安全,表明所建立的危岩断裂稳定系数表达式具有较好的适用性。

4) 本文将双裂缝主控结构面视为对称等长形态,后续将研究形态更加完善复杂的非等长双裂缝主控结构面危岩断裂破坏问题。

参考文献(References):

- [1] 陈洪凯,唐红梅,王林峰,等. 缓倾角岩质陡坡后退演化的力学机制[J]. 岩土工程学报, 2010, **32**(3): 468-473. (CHEN Hongkai, TANG Hongmei, WANG Linfeng, et al. Mechanical mechanism for retreat evolution of steep rock slopes with gentle dip[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2010, **32**(3): 468-473. (in Chinese))
- [2] 唐红梅,叶四桥,陈洪凯. 危岩主控结构面应力强度因子求解分析[J]. 地下空间与工程学报, 2006, **2**(3): 393-397. (TANG Hongmei, YE Siqiao, CHEN Hongkai. Analysis on solution of stress strength factor of control fissure in unstable rock[J]. *Chinese Journal of Underground Space and Engineering*, 2006, **2**(3): 393-397. (in Chinese))
- [3] 唐红梅,陈洪凯,王智,等. 危岩破坏激振效应试验研究[J]. 岩土工程学报, 2013, **35**(11): 2117-2122. (TANG Hongmei, CHEN Hongkai, WANG Zhi, et al. Experimental study on excitation effect for unstable rock[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2013, **35**(11): 2117-2122. (in Chinese))
- [4] 周云涛. 三峡库区危岩稳定性断裂力学计算方法[J]. 岩土力学, 2016, **37**(S1): 495-499. (ZHOU Yuntao. A method for calculating the stability of unstable rocks on three gorges reservoir by fracture mechanics[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2016, **37**(S1): 495-499. (in Chinese))
- [5] 王林峰,陈洪凯,唐红梅. 复杂反倾岩质边坡的稳定性分析方法研究[J]. 岩土力学, 2014, **35**(S1): 181-188. (WANG Linfeng, CHEN Hongkai, TANG Hongmei. Stability analysis method for complex anti-inclined rock slopes[J]. *Rock and Soil Mechanics*, 2014, **35**(S1): 181-188. (in Chinese))
- [6] LI J, HU B, YAO W M, et al. Stability analysis of toppling failure of the anti-inclined rock slopes[J]. *Electronic Journal of Geotechnical Engineering*, 2016, **21**(5): 1847-1858.
- [7] ZHAO W, WANG R Q, NIAN T K. Stability analysis of anti-dip rock slopes with flexural toppling failure based on deformation compatibility[J]. *Rock Mechanics and Rock Engineering*, 2020, **53**: 3207-3221.
- [8] LIU C, JAKSA M, MEYERS A. A transfer coefficient method for rock slope toppling[J]. *Canadian Geotechnical Journal*, 2009, **46**: 1-9.
- [9] LIU C, JAKSA M, MEYERS A. Toppling mechanisms of rock slopes considering stabilization from the underlying rock mass[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2010, **47**(2): 348-354.
- [10] 周子涵,陈忠辉,王建明,等. 卸荷条件下岩石平行偏置双裂隙的扩展规律研究[J]. 岩土工程学报, 2019, **42**(4): 721-730. (ZHOU Zihan, CHEN Zhonghui, WANG Jianming, et al. Propagation of offset parallel cracks in rock under unloading conditions[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2019, **42**(4): 721-730. (in Chinese))
- [11] 唐红梅,舒庆江,王林峰. 考虑地震力方向的倾倒式危岩可靠度分析[J]. 应用数学和力学, 2020, **41**(3): 319-328. (TANG Hongmei, SHU Qingjiang, WANG Linfeng. Reliability analysis of perilous toppling rock considering seismic force directions[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2020, **41**(3): 319-328. (in Chinese))
- [12] SCAVIA C. Fracture mechanics approach to stability analysis of rock slopes[J]. *Engineering Fracture Mechanics*, 1990, **35**(4/5): 899-910.
- [13] MICHALOWSKI R L, PARK D. Stability assessment of slopes in rock governed by the Hoek-Brown strength

- criterion[J]. *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, 2020, **127**: 104-217.
- [14] 王曼灵, 王爱涛, 李阳, 等. 基于 FEMFLIP 的全风化边坡失稳破坏全过程的数值模拟研究[J]. 应用数学和力学, 2019, **40**(3): 269-281.(WANG Manling, WANG Aitao, LI Yang, et al. Numerical simulation of the whole instability and destruction process for fully weathered slopes based on the FEMFLIP[J]. *Applied Mathematics and Mechanics*, 2019, **40**(3): 269-281.(in Chinese))
- [15] 杨忠平, 刘树林, 刘永权, 等. 反复微震作用下顺层及反倾岩质边坡的动力稳定性分析[J]. 岩土工程学报, 2018, **40**(7): 1277-1286.(YANG Zhongping, LIU Shulin, LIU Yongquan, et al. Dynamic stability analysis of bedding and toppling rock slopes under repeated micro-seismic action[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2018, **40**(7): 1277-1286.(in Chinese))
- [16] 杨忠平, 来云亮, 刘树林, 等. 频发微震下上覆软弱岩体边坡动力稳定及失稳模式[J]. 岩土工程学报, 2019, **40**(7): 2297-2306.(YANG Zhongping, LAI Yunliang, LIU Shulin, et al. Dynamic stability and failure mode of slopes with overlying weak rock mass under frequent micro-seismic actions[J]. *Chinese Journal of Geotechnical Engineering*, 2019, **40**(7): 2297-2306.(in Chinese))
- [17] 何思明, 吴永, 李新坡. 地震诱发岩体崩塌的力学机制[J]. 岩石力学与工程学报, 2010, **29**(S1): 3359-3363.(HE Siming, WU Yong, LI Xinpo. Collapse mechanism of danger rock triggered by earthquake[J]. *Chinese Journal of Rock Mechanics and Engineering*, 2010, **29**(S1): 3359-3363.(in Chinese))
- [18] 何思明, 吴永, 李新坡. 强震荷载下裂缝岩体拉剪破坏机理[J]. 工程力学, 2012, **29**(4): 178-184.(HE Siming, WU Yong, LI Xinpo. Failure mechanism of unstable rock under seismic tension-shear action[J]. *Engineering Mechanics*, 2012, **29**(4): 178-184.(in Chinese))
- [19] 李傲赢, 蒋良淮, 罗强, 等. 国内工程行业规范中的地震作用对比分析[J]. 建筑结构, 2019, **49**(S2): 344-349.(LI Aoying, JIANG Liangwei, LUO Qiang, et al. Comparative analysis of earthquake action in domestic engineering industry code[J]. *Building Structure*, 2019, **49**(S2): 344-349.(in Chinese))
- [20] 唐红梅, 张旭晨, 王林峰, 等. 川东南灰岩地区陡高边坡的地貌演化研究: 以重庆市金佛山甄子岩为例[J]. 重庆师范大学学报(自然科学版), 2018, **35**(5): 54-62.(TANG Hongmei, ZHANG Xuchen, WANG Linfeng, et al. Study on the landforms evolution of high cliff in limestone area: taking Zhenziyan cliff of Jinfo Mountain in Chongqing city as an example[J]. *Journal of Chongqing Normal University (Natural Science Edition)*, 2018, **35**(5): 54-62.(in Chinese))
- [21] 李佳壕, 吴礼舟. 危岩应力强度因子的计算研究[J]. 工程地质学报, 2013, **21**(2): 236-242.(LI Jiahao, WU Lizhou. Calculation of stress intensity factors of unstable rock[J]. *Journal of Engineering Geology*, 2013, **21**(2): 236-242.(in Chinese))
- [22] IRWIN G R. Analysis of stress and strains near the end of a crack extension force[J]. *Journal of Applied Mechanics*, 1957, **24**: 361-364.
- [23] 中国航空研究院. 应力强度因子手册[M]. 增订版. 北京: 科学出版社, 1993.(Chinese Aeronautical Establishment. *Manual of Stress Intensity Factor* [M]. Enlarged ed. Beijing: Science Press, 1993.(in Chinese))
- [24] 陈洪凯, 唐红梅, 王林峰, 等. 危岩崩塌演化理论及应用[M]. 北京: 科学出版社, 2009.(CHEN Hongkai, TANG Hongmei, WANG Linfeng, et al. *The Theory and Application of Collapse Evolution of Unstable Rock* [M]. Beijing: Science Press, 2009.(in Chinese))
- [25] 管辉, 黄炳香, 冯峰. 灰岩试样三点弯曲断裂特性试验研究[J]. 煤炭科学技术, 2012, **40**(7): 5-9.(GUAN Hui, HUANG Binxiang, FENG Feng. Experiment study on three point bending broken features of limestone sample [J]. *Coal Science and Technology*, 2012, **40**(7): 5-9.(in Chinese))
- [26] 包含, 伍法权, 郗鹏程. 岩石 I 型断裂韧度估算及其影响因素分析[J]. 煤炭学报, 2017, **42**(3): 604-612.(BAO Han, WU Faquan, XI Pengcheng. Estimation of mode I fracture toughness of rock and its impact factors analysis[J]. *Journal of China Coal Society*, 2017, **42**(3): 604-612.(in Chinese))
- [27] 重庆市地质环境监测总站. 地质灾害防治工程设计标准: DBJ50/T-029-2019[S]. 重庆: 重庆市住房和城乡建设委员会, 2020.(Chongqing General Station of Geological Environment Monitoring. Standard for design of geological hazard prevention: DBJ50/T-029-2019[S]. Chongqing: Chongqing Housing and Urban Rural Construction Commission, 2020.(in Chinese))