

文章编号: 0253-3782(2005)03-0301-08

岩石试件尺寸对裂纹应力场影响的数值分析^{*}

傅 真 蔡永恩

(中国北京 100871 北京大学地球与空间科学学院地球物理学系)

摘要 用数值方法和岩石力学实验模拟地震断层的破裂过程时, 模型或试件的尺寸选取不合适将影响断层附近的应力场. 本文利用二维弹性有限元方法, 计算了一个含椭圆孔的岩石试件在不同尺寸下的应力场, 并与相应的无限域椭圆孔问题的解析解进行了比较. 数值分析结果表明, 含椭圆孔的岩石试件在单轴压缩情况下, 其边界效应对内部应力场的影响不容忽视; 试件的临界尺寸长宽比约为 3:2, 孔的尖端到边界的距离与孔的长轴的比值约为 7.3. 这种数值分析试件尺寸的方法, 不仅可以为岩石力学实验提供理论依据, 同时也为确定数值模拟断层错动等问题中几何模型的大小提供了参考价值.

关键词 有限元 应力场 岩石试件临界尺寸 边界效应

中图分类号: P315.72⁺7

文献标识码: A

引言

地震的发生是由于断层两侧的岩石应力积累到一定程度时产生错动所引起的. 数值模拟和岩石力学实验是人们认识地震断层破裂过程的重要途径. 目前数值模拟主要采用边界元法(Das, Aki, 1977; Fukuyama, Madariaga, 1995, 1998)、有限差分法(Madariaga, 1976; Olsen *et al.*, 1997)和有限元法(Archuleta, Frazier, 1978; Cai *et al.*, 2000). 在岩石力学实验中, 研究预先含割缝的岩石试件在加载条件下内部裂纹的扩展情况是认识地震断层的行为和地震活动性的手段之一(Spicak, Lokajicek, 1986; 赵永红等, 1995; Robina *et al.*, 1998; Robert, Einstein, 1998; 滕春凯等, 2001). 无论是数值模拟还是实验模拟, 都存在一个模型(或岩石试件)大小选取的问题. 我们知道, 实际的地震过程是断层附近的岩石在远场构造力作用下产生的错动, 因此数值计算时采用的力学模型的边界应远离发震断层, 以避免边界对断层附近应力场的影响. 理论上, 求解区域取得越大, 边界效应影响越小. 然而求解区域越大, 其计算量也就越大. 为了减小边界效应对内部(特别是断层附近)应力场的影响, 有限差分法采用了吸收边界的特殊处理(Randall, 1989; Peng, Toksöz, 1995). 对岩石力学实验来说也存在同样的问题, 试件的尺寸总是有限的, 为了尽量减小试件外边界对内部应力场的影响, 必须合适地选取试件大小. 因此, 无论是用有限元法数值模拟, 还是在实验室物理模拟地震断层的破裂过程, 都需要考虑模型或试件大小的选取问

^{*} 国家自然科学基金重点项目(40234042)资助.

2003-11-10 收到初稿, 2004-10-26 收到最后修改稿, 2004-12-06 决定采用.

题，它将直接关系到其结果的可靠性和正确性。

迄今为止，有关岩石试件尺寸的选取问题的研究，主要是针对测量岩石强度的岩石力学实验的。对于试件内部无孔洞和裂纹的测量岩石强度的单轴实验，一般采用圆柱体试件 (Hansen *et al*, 1962)。试件的直径大小要满足 $D/d > 10$ ，其中 D 和 d 分别代表试件的直径和最大颗粒直径 (Hawkes, Mellor, 1970; International Society for Rock Mechanics, 1978, 1979)。直径 D 选定之后，试件长度 L 的选取可以用比值 L/D 来确定。由于加载系统不精确导致的误差与 L/D 成正比，这就要求 L/D 尽量最小。经验表明， $L/D=4$ 作为上限是安全的 (Hawkes, Mellor, 1970)。对 L/D 的下限取法争议很多，随着 L/D 的增加，单轴压缩强度逐渐减小 (Gonnerman, 1925; Thaulow, 1962; Grosvenor, 1963; Hobbs, 1964; Mogi, 1966)，直至趋于一个稳定值， L/D 的下限应该取在强度相对于 L/D 曲线的负斜率增加最快的点上。对于沉积岩和混凝土，该点取在 $L/D \approx 1$ 处 (Johnson, 1943; Hobbs, 1964)；而对于其它一些岩石，该点则应取在 $L/D \approx 2.0 \sim 2.5$ 处 (Mogi, 1966)。Balla (1960) 利用弹性理论，在考虑压机与试件之间有摩擦的情况下，解析地计算了圆柱体试件内的应力。Hawkes 和 Mellor (1970) 利用 Balla 这一计算结果，结合 McClintock-Walsh 破裂准则，给出了 $L/D=2$ 情况下试件内 McClintock-Walsh 参数的等值线图，指出了可能最早产生破裂的区域。结果表明，在距离试件两侧与压机接触处 $D/2$ 的范围内，应力场会产生一定的扰动，从而否定了 $L/D=1$ 的看法。基于以上研究，国际岩石力学协会规定单轴压缩下测量岩石强度的实验中，试件的长度与直径的比值取为 $2.5 \sim 3.0$ (International Society for Rock Mechanics, 1979)，美国材料试验协会对相同实验试件的规定是 $L/D \geq 1.0$ (Hawkes, Mellor, 1970)。对于试件内部预先存在孔洞(割缝)或裂纹的实验，试件尺寸的选取问题目前尚未看到有关理论及相关报道。

如何选取模型或试件的尺寸才能最大限度地减小边界对内部(尤其是裂缝附近)应力场的影响呢？为了探讨这个问题，本文设计了含椭圆孔的岩石试件在单轴压缩下的不同尺寸大小的模型，同时采用二维弹性有限元方法，计算了孔周围节点上的主应力，并给出了相应无限域中远场单向压缩情况下的椭圆孔问题(无边界效应)解析解的误差分析结果。这是选取岩石试件尺寸的一个新的尝试，它对于含孔洞(或裂缝)的岩石力学实验试件尺寸的选取和数值模拟断层错动、裂纹扩展等问题中求解区域大小的确定，都是很有参考价值的。

1 几何模型

本文采用的数值模型的几何形态如图 1 所示。试件中央有一个椭圆孔，其长半轴为 2.45 mm，短半轴为 0.5 mm。孔的长轴顶点 M 到上边界的距离为 d ， l 为椭圆孔的长轴。

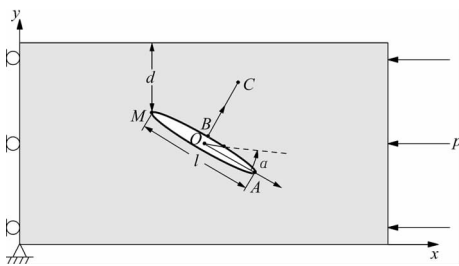


图 1 岩石试件的几何模型示意图

长轴与边界压力方向成 30° 角。岩石受到的压力 $p=110\text{ MPa}$ 。为了研究带孔试件的边界对应力场的影响，我们设计了以下几种数值试验模型(表 1)。为简便起见，模型的长度固定不变，均取 25 mm。这里主要研究宽度不同时，试件的上下边界对孔洞附近应力场的影响。模型的宽度从 11 mm 开始，以间隔 2 mm 增至 25 mm。其宽度的不同带

来参数 d/l 的不同, 它也是衡量带孔试件尺寸的一个重要标准. 在这些模型中, 保持孔的大小和方向不变, 孔的中心始终与试件的中心重合.

2 单轴岩石实验的数学物理模型

这是一个平面应力问题, 应力分量 σ_x , σ_y 和 τ_{xy} 满足的平衡方程组

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0 \qquad \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} = 0 \quad (1)$$

本构关系为

$$\begin{pmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \frac{E}{1-\nu^2} & \frac{E\nu}{1-\nu^2} & 0 \\ \frac{E\nu}{1-\nu^2} & \frac{E}{1-\nu^2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{E}{2(1+\nu)} \end{pmatrix} \begin{pmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{pmatrix} \quad (2)$$

几何关系为

$$\epsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} \qquad \epsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y} \qquad \gamma_{xy} = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \quad (3)$$

其中, E 为弹性模量; ν 为泊松比; u , v 分别为 x , y 方向的位移分量. 其边界条件为

$$\begin{cases} u|_{x=0} = 0, v|_{x=0, y=0} = 0, \tau_{xy}|_{x=0, y>0} = 0 \\ \sigma_x|_{x=L} = -110 \text{ MPa}, \tau_{xy}|_{x=L} = 0 \\ \sigma_y|_{y=0} = \tau_{yx}|_{y=0} = 0 \\ \sigma_y|_{y=D} = \tau_{yx}|_{y=D} = 0 \\ \sigma_n|_{\Gamma} = \tau_n|_{\Gamma} = 0 \end{cases} \quad (4)$$

式中, L 和 D 分别为试件的长度和宽度, Γ 为椭圆孔的边界, σ_n 和 τ_n 分别为孔边的正应力和剪应力.

由式(1)~(4) 构成的定解问题很难找到解析解, 因此本文用有限元方法求它的数值解. 计算中岩石的弹性模量 E 取 46.9 MPa, 泊松比 ν 取 0.23, 相当于砂岩.

3 数值计算结果

为了便于比较结果, 我们在划分不同模型的网格时, 选取孔洞附近一些固定的节点, 计算不同模型中这些节点上的应力值, 比较它们的差别. 这些节点分布在椭圆孔的周边, 以及垂直于孔的长轴, 且延长线过孔的中心的一条线段 BC 上(图 1). 在图 1 中, O 为椭圆孔中心, A 为长轴顶点, 孔边节点与点 O 的连线与 OA 所成角度为 α . 节点从 A 开始沿着孔边逆时针方向转一周回到点 A , 相应地, α 从 0° 变化到 360° . 线段 BC 上的箭头表示从点 B 到点 C , 线段上的节点序号从小到大排列. 根据无限区域中相同大小和角度的椭圆孔口问题的解析解(徐芝纶, 1982):

表 1 8 个数值试验模型的尺寸

模型	长度/mm	宽度/mm	d/l
1	25	11	4.275
2	25	13	5.275
3	25	15	6.275
4	25	17	7.275
5	25	19	8.275
6	25	21	9.275
7	25	23	10.275
8	25	25	11.275

$$\left\{ \begin{aligned} \sigma_x + \sigma_y &= q \operatorname{Re} \frac{(2e^{2i\alpha} - m)\zeta^2 - 1}{m\zeta^2 - 1} \\ (\sigma_y - \sigma_x + 2i\tau_{xy})e^{2i\alpha} &= \frac{q(m\rho^4 + \zeta^2)\zeta^2}{\rho^4\left(m - \frac{\zeta^2}{\rho^4}\right)(m\zeta^2 - 1)} \left[2e^{2i\alpha} - m + m \frac{1 + m\zeta^2 - 2e^{2i\alpha}\zeta^2}{m\zeta^2 - 1} \right] + \\ &\quad \frac{q}{\rho^2\left(m - \frac{\zeta^2}{\rho^4}\right)} \left[e^{-2i\alpha} - \frac{3e^{2i\alpha}\zeta^2 + me^{2i\alpha} - m^2 - 1}{m\zeta^2 - 1} \zeta^2 + \frac{e^{2i\alpha}\zeta^2 + me^{2i\alpha} - m^2 - 1}{(m\zeta^2 - 1)^2} 2m\zeta^4 \right] \end{aligned} \right. \quad (5)$$

其中

$$e^{i\alpha} = \frac{\zeta}{\rho} \frac{\omega'(\zeta)}{|\omega'(\zeta)|} \quad \omega'(\zeta) = R(m - 1/\zeta^2) \quad \zeta = \rho(\cos\theta + i \sin\theta)$$
$$R = \frac{a+b}{2} \quad m = \frac{a-b}{a+b}$$

式中, a, b 分别为椭圆孔的长半轴和短半轴; α 为椭圆孔的长轴顺时针转到边界载荷方向所成的夹角, q 为边界载荷的大小(规定拉为正值, 压为负值). 因此, 对于本文研究的问题, $q = -1.1 \times 10^8 \text{ Pa}$, $\alpha = 30^\circ$, $a = 2.45 \text{ mm}$, $b = 0.5 \text{ mm}$. 由节点在直角坐标系中与极坐标系中位置的关系

$$x = R(1/\rho + m\rho)\cos\theta \quad y = -R(1/\rho - m\rho)\sin\theta \quad (6)$$

我们可以将根据式(5)计算得到的解析解与数值计算的结果进行比较, 就可以知道试件在不同尺寸时, 边界效应对孔洞附近应力场的影响有何不同.

图 2 显示的是椭圆孔周边节点在不同模型中的主应力与无穷域孔口问题解析解的比较. 其中横坐标是图 1 中的 α 角, 纵坐标是节点上最大主应力(σ_1)与最小主应力(σ_2)的值. 不同模型的主应力曲线采用不同的符号, 右三角形(\triangleright)连成的曲线代表无限域椭圆孔口问题的解析解. 由于计算得到的孔边节点上的主应力的数值解与解析解相差很小, 故所有模型的主应力曲线与解析解的主应力曲线吻合得很好. 这说明数值计算得到的结果是可靠的.

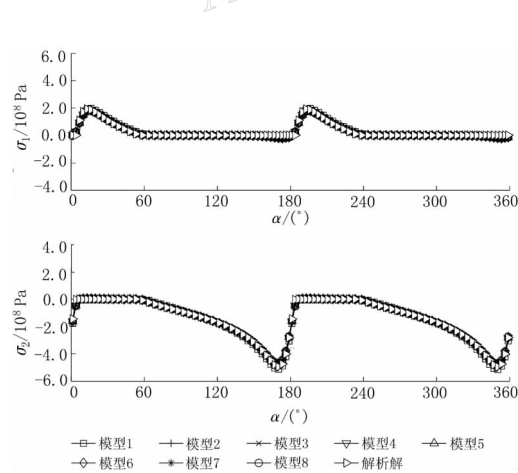


图 2 孔边节点在不同模型中主应力的数值解与在无穷域椭圆孔问题中的解析解的比较

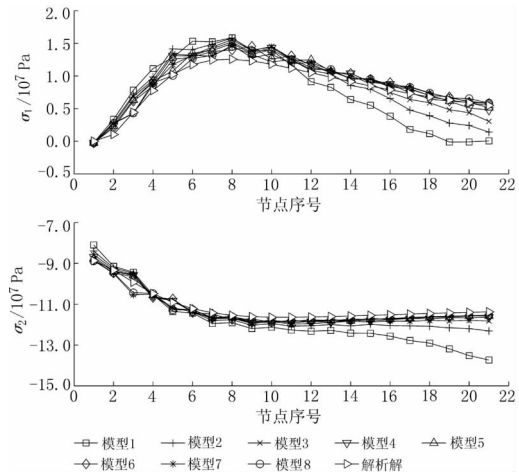


图 3 线段 BC 上的节点在不同模型中主应力的数值解与在无穷域椭圆孔问题中的解析解的比较

图 3 给出了垂直于椭圆孔长轴的线段 BC(图 1)上节点处的主应力曲线. 其横坐标是节点序号, 序号增加的方向代表离开椭圆孔的方向; 纵坐标含义与图 2 相同. 从图 3 可以看出, 模型主应力曲线与解析解的曲线吻合程度比孔边节点(图 2)要差一些, 特别是模型 1~3 的曲线在节点序号较大时与解析解的曲线偏离较远. 这是因为这些节点离边界近, 尤其是模型 1 和模型 2 的边界离点 C(图 1)非常近, 这样会对 C 点附近节点上的主应力产生较大的影响. 而模型 4~8 的主应力曲线在所有节点上与解析解的曲线吻合得都很好.

把每个节点上数值计算得到的主应力值减去其对应的解析解的值, 便得到该点上主应力的绝对误差 $\Delta\sigma_i = \sigma_i - \sigma_i^* (i = 1, 2)$. 其中, σ_i 和 σ_i^* 分别为节点上主应力的数值解和解析解. 图 4 给出了孔边节点上主应力的绝对误差. 在横坐标 α 角为 0° 和 180° 附近, 即孔的两个尖端处, 绝对误差较大, 这是由于尖端处的曲率很大, 网格不够密造成的. 在孔边的其它节点上, 绝对误差很小, 都在直线 $\Delta\sigma_i = 0 (i = 1, 2)$ 附近上下浮动. 其中浮动幅度较大, 偏离 $\Delta\sigma_i = 0 (i = 1, 2)$ 较远的是模型 1 和模型 2 的绝对误差曲线. 显然这是因为它们的边界离孔比其它模型近, 较大地影响了孔边节点上的主应力. 对于线段 BC 上的节点(图 5), 可以更清楚地看到模型 1~3 的最大主应力的绝对误差曲线明显偏离直线 $\Delta\sigma_1 = 0$. 最小主应力绝对误差曲线中模型 1 和 2 偏离 $\Delta\sigma_2 = 0$ 较远, 模型 3 结果略好于模型 1 和 2. 而模型 4~8 的曲线整体上离 $\Delta\sigma_i = 0 (i = 1, 2)$

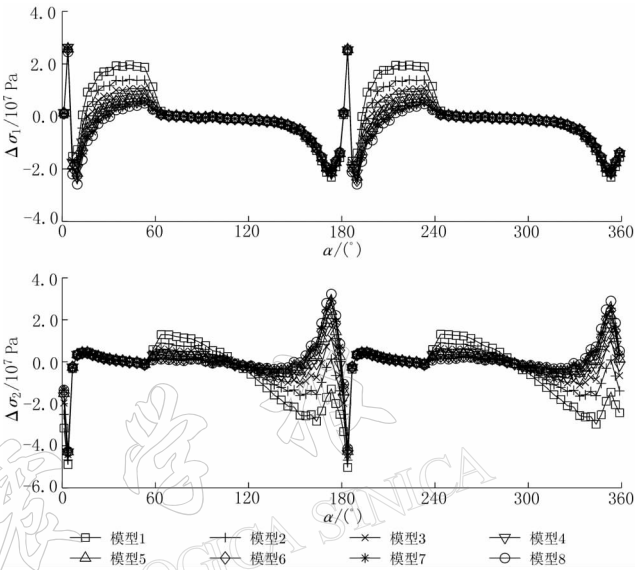


图 4 孔边节点上主应力的绝对误差

都非常近, 绝对误差都明显小于模型 1~3.

为了更清楚地显示试件在不同宽度时边界对应力场的不同影响, 图 6, 7 给出了节点上主应力的相对误差比较. 为了避免因某些节点处的主应力解析解趋于零而使相对误差大于 1, 故相对误差定义为

$$\epsilon_i^{\text{rel}} = \frac{|\sigma_i - \sigma_i^*|}{\max(|\sigma_i^*|)} \quad (i = 1, 2) \tag{7}$$

其中, σ_i 和 σ_i^* 分别为节点上主应力的数值解和解析解, $\max(|\sigma_i^*|)$ 代表

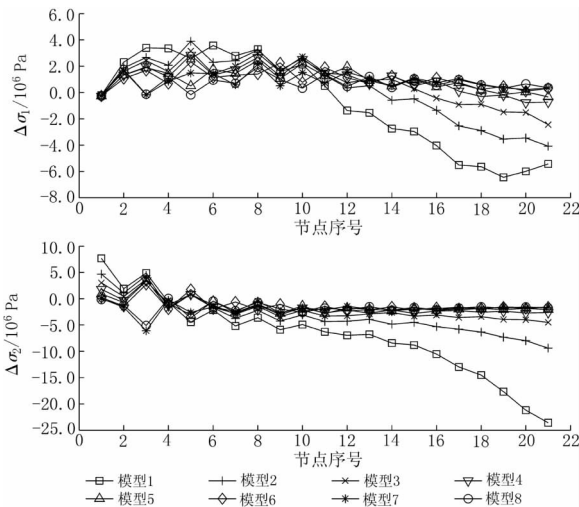


图 5 线段 BC 上节点主应力的绝对误差

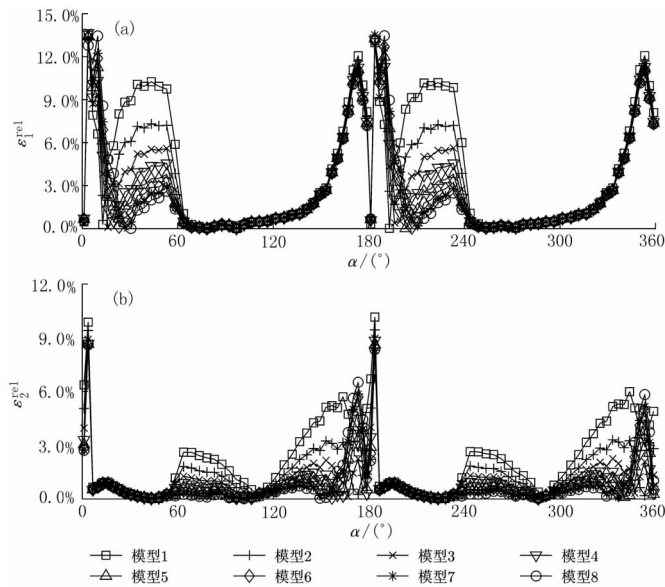


图 6 孔边节点上主应力的相对误差

差,其结果与图 6a 的情况类似.它们之间不同的是,在 α 约为 $60^{\circ}\sim 180^{\circ}$ 和 $240^{\circ}\sim 360^{\circ}$ 的两个范围内可以比较明显地看到,相对误差随试件宽度的增加而减小,若宽度大于 17 mm,相对误差可达 2% 以下.

线段 BC 上(图 1)节点主应力的相对误差(图 7)与孔边节点相比要大一些.尤其是图 7a 中的最大主应力的相对误差,从图中可以明显地看到模型 1~3 的相对误差比其它模型都要大,而且越接近边界,相对误差越大,模型 1 最大已经超过 50%,边界效应十分明显.而模型 4~8 虽然在开始的几个节点上误差值比较大,但随着节

点序号的增加,相对误差逐渐减小,在靠近边界的那些节点上误差可控制在 10% 以下.图 7b 的最小主应力相对误差值与图 7a 相比要小很多,这是由于二者在绝对误差数值上大小相当,而 σ_2 的绝对值与 σ_1 相比较大导致的.同样地,模型 1~3 的边界效应比较明显,模型 1 的相对误差最大可达 20%,而模型 4~8 的相对误差在 3% 以下.

综合以上结果,如果试件的宽度取 17 mm 以上,就可以大大降低边界对椭圆孔附近应力场的影响.对于本文研究的岩石试件,我们称 25 mm×17 mm 的试件尺寸为临界尺寸,即表 1 中的模型 4.此时试件长宽比为 $25/17\approx 3:2$,参数 d/l 为 7.275.

所考察的所有节点(例如所有孔边节点)主应力的解析解绝对值的最大值.

图 6a 中,最大主应力相对误差较大的地方仍然是在椭圆孔的两个尖端处.在离开尖端的其它孔边节点上,相对误差迅速减小.并且在 α 约为 $15^{\circ}\sim 60^{\circ}$ 和 $195^{\circ}\sim 240^{\circ}$ 的两个区域内可以清楚地看到,随着试件宽度的增加,相对误差明显减小,当宽度达到 17 mm 以上时,宽度再增加,相对误差减小的幅度就很小了.此时除了孔尖端附近的个别节点以外,其它节点的相对误差都在 5% 以下.图 6b 给出了最小主应力的相对误

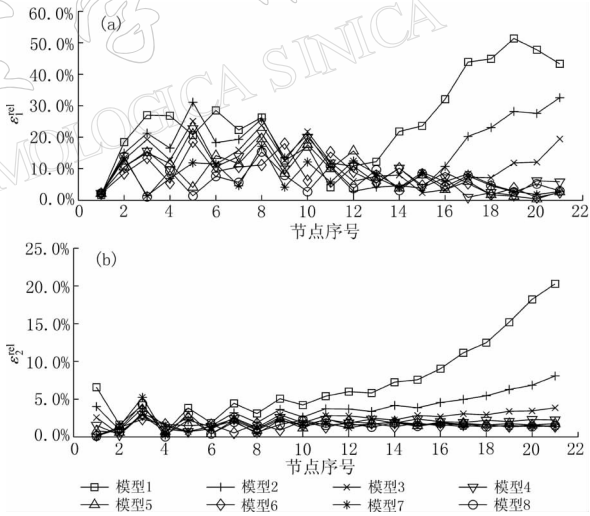


图 7 线段 BC 上节点主应力的相对误差

4 结论

1) 在岩石力学实验中, 利用含椭圆孔的岩石试件在单轴压缩情况下研究裂纹扩展等问题时, 试件的边界效应对内部应力场的影响问题不容忽视。

2) 对本文研究的这个具体问题, 要使边界效应对椭圆孔附近应力场的影响降到最小, 试件的宽度取 17mm 以上比较合适, 即试件的临界尺寸为 $25\text{ mm} \times 17\text{ mm}$, 临界尺寸的长宽比为 $25/17 \approx 3:2$, 要求参数 d/l 约为 7.3。

3) 为了更好地用实验方法研究有孔洞岩石的破裂及其变形场和应力场, 可以首先用有限元方法确定一个比较合适的试件尺寸, 使得试件的边界效应对应力场的影响降低到最小。

4) 在用有限元法数值模拟断层错动、裂纹扩展等问题时, 也可以采用这种方法来确定力学模型的求解区域大小。

椭圆孔尖端处存在应力集中, 在这些节点上要达到较高的计算精度, 必须把网格划分得足够密, 但这会大大增加计算量。本文在二者之间作折中, 因此计算结果在椭圆孔尖端处的节点上误差值相对较大。如果继续加密网格, 会使所有模型的误差从整体上减小, 但由于本文研究的重点在于不同模型之间的相对差别, 而不在误差本身, 所以得到的结论仍然是可靠的。本文利用有限元方法, 通过一个具体实例, 从理论的角度分析了边界效应对孔洞附近应力场的影响, 给出了含孔洞的试件尺寸选取的一个标准。但从实验的角度看, 例如岩石材料本身的不均匀性, 颗粒大小, 以及实验室设备对试件大小的限制等等, 这种分析有一定的局限性。如何使理论分析更好地应用于实验, 值得我们进一步去探讨。

参 考 文 献

- 滕春凯, 李世愚, 和雪松, 等. 2001. 裂纹系微破裂集结和动态扩展的实验研究[J]. 地球物理学报, **44**(增刊): 136~145
- 徐芝纶. 1982. 弹性力学[M]. 第二版. 北京: 人民教育出版社, 130~146
- 赵永红, 黄杰藩, 侯建军, 等. 1995. 岩石细观破裂的实验观测研究及其对认识地震活动性的启示[J]. 地球物理学报, **38**(5): 627~635
- Archuleta R, Frazier G. 1978. Three-dimensional numerical simulations of dynamic faulting in a half-space[J]. *Bull Seism Soc Amer*, **68**: 541~572
- Balla A. 1960. Stress conditions in triaxial compression[J]. *J Soil Mech Found Div, Amer Soc Civ Engrs*, **86**(SM86): 57~84
- Cai Y E, He T, Wang R. 2000. Numerical simulation of dynamic process of the Tangshan earthquake by a new method — LDDA[J]. *Pure Appl Geophys*, **157**(11/12): 2 083~2 104
- Das S, Aki K. 1977. A numerical study of two-dimensional spontaneous rupture propagation[J]. *Geophy J R astr Soc*, **50**: 643~668
- Fukuyama E, Madariaga R. 1995. Integral equation method for plane crack with arbitrary shape in 3D elastic medium [J]. *Bull Seism Soc Amer*, **85**: 614~628
- Fukuyama E, Madariaga R. 1998. Rupture dynamics of a planar fault in a 3D elastic medium: rate- and slip-weakening friction[J]. *Bull Seism Soc Amer*, **88**: 1~17
- Gonnerman H F. 1925. Effect of end condition of cylinder in compression tests of concrete[J]. *Proc Amer Soc Testing Mater*, **24**(2): 1 036~1 065
- Grosvenor N E. 1963. Specimen proportion — key to better compressive strength tests[J]. *Mining Eng*, **15**: 31~33
- Hansen H, Kielland A, Nielsen K E C, et al. 1962. Compressive strength of concrete-cube or cylinder[J]. *Bull Reunion Intern Lab Essais Rech Mater Constr*, **17**: 22~30

- Hawkes I, Mellor M. 1970. Uniaxial testing in rock mechanics laboratories[J]. *Eng Geol*, **4**(3): 177~285
- Hobbs D W. 1964. Rock compressive strength[J]. *Colliery Eng*, **41**: 287~292
- International Society for Rock Mechanics. 1978. Suggested methods for determining the strength of rocks materials in tri-axial compression[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, **15**(1): 49~51
- International Society for Rock Mechanics. 1979. Suggested methods for determining compression strength and deformability[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, **16**(2): 137~140
- Johnson J W. 1943. Effect of height of testing specimen on compressive strength of concrete[J]. *Amer Soc Testing Mater Bull*, **120**: 19~21
- Madariaga R. 1976. Dynamic of an expanding circular fault[J]. *Bull Seism Soc Amer*, **66**: 639~667
- Mogi K. 1966. Some precise measurements of fracture strength of rocks under uniform compressive stress[J]. *Rock Mech Eng Geol*, **4**(1): 41~55
- Olsen K B, Madariaga R, Archuleta R. 1997. Three dimensional dynamic simulations of the 1992 Landers earthquake [J]. *Science*, **278**: 834~838
- Peng C B, Toksöz M N. 1995. An optimal absorbing boundary-condition for elastic-wave modeling[J]. *Geophysics*, **60**(1): 296~301
- Randall C J. 1989. Absorbing boundary condition for the elastic wave equation: velocity-stress formulation[J]. *Geophysics*, **54**(3): 1 141~1 152
- Robert A, Einstein H H. 1998. Fracture coalescence in rock-type materials under uniaxial and biaxial compression[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, **35**(7): 863~888
- Robina H C, Wong K, Chau T. 1998. Crack coalescence in a rock-like material containing two cracks[J]. *Int J Rock Mech Min Sci*, **35**(2): 147~164
- Spicak A, Lokajicek T. 1986. Fault interaction and seismicity: laboratory investigation and its seismotectonic interpretation[J]. *Pure Appl Geophys*, **124**: 857~874
- Thaulow S. 1962. Apparent compressive strength of concrete as affected by height of test specimen and friction between the loading surfaces[J]. *Bull Reunion Intern Lab Essais Rech Mater Constr*, **17**: 31~33

NUMERICAL ANALYSIS ON THE INFLUENCE OF ROCK SPECIMEN SIZE ON CRACK STRESS FIELD

Fu Zhen Cai Yongen

(Department of Geophysics, School of Earth and Space Sciences, Peking University, Beijing 100871, China)

Abstract: In the simulation of rupture processes of seismic sources by using either numerical method or rock mechanics experiments, improper setting of the specimen size will influence the stress field near the faults. In this study, 2D finite element method (FEM) was used to calculate the stress field of rock specimens in different sizes with fixed-size elliptic holes. The calculated stress field was compared with analytic solution for elliptichole problem in an infinite medium. Numerical results showed that boundary effect of a rock specimen with an elliptic hole on stress field under uniaxial compression cannot be neglected. Critical aspect ratio of the specimen is about 3:2, and critical ratio of distance between the tip of the hole and the border of specimen to the major axis of the elliptic hole is about 7.3. Numerical analysis on rock specimen size can provide theoretical reference for rock specimen experiments, and it is also helpful for setting of model sizes in numerical simulations of fault movement.

Key words: finite element method; stress field; critical size of rock specimen; boundary effect