

УДК 551.24

## РАЗВИТИЕ МЕТОДА КАТАКЛАСТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА СКОЛОВ ДЛЯ ОЦЕНКИ ВЕЛИЧИН ТЕКТОНИЧЕСКИХ НАПРЯЖЕНИЙ

© 2003 г. Ю. Л. Ребецкий

Представлено академиком Ю.Г. Леоновым 28.05.2002 г.

Поступило 31.05.2002 г.

В рамках решения основной обратной задачи тектонофизики расчет (восстановление) параметров тензора напряжений производится на основе данных о совокупности сколов (с бороздами скольжения), замеренных в обнажении, или сейсмологических данных о механизмах очагов землетрясений [1]. Одним из главных достоинств метода катакластического анализа [3–5] является наличие в нем физически обоснованных критериев отбора сколовых трещин (механизмов очагов землетрясений) при формировании из них однородных выборок, по которым в дальнейшем и производится расчет параметров тензора напряжений. Практическое использование метода катакластического анализа показывает, что однородной выборки из 10–15 сколовых трещин (механизмов очагов) вполне достаточно для выделения в пространстве и времени квазиоднородно деформирующихся макрообъемов и расчета четырех параметров тензора напряжений: трех углов Эйлера, определяющих ориентацию трех главных осей тензора, и коэффициента Лоде–Надаи  $\mu_\sigma$ , характеризующего соотношение главных значений тензора. Однако существующий в настоящее время алгоритм метода катакластического анализа не позволяет рассчитывать все компоненты тензора напряжений. Например, такие его инварианты, как всестороннее давление  $p = -\frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)$  и модуль максимального касательного напряжения  $\tau = 0.5(\sigma_1 - \sigma_3)$ , остаются неизвестными. В силу этого обстоятельства данный алгоритм следует трактовать как алгоритм первого этапа расчета параметров тензора напряжений.

В настоящем сообщении показано, что для расчета оставшихся неизвестными параметров тензора напряжений главную роль должны играть однородные выборки сколов, сформированные на первом этапе расчета. С этой целью рассмотрим результаты лабораторных эксперимен-

тов на хрупкое разрушение образцов, как изначально целых, так и имевших предварительно сформированные поверхности пониженной прочности или надрезы [7, 8]. Характерным результатом этих экспериментов является достаточно большой разброс точек на параметрической области  $\sigma_m, \tau_n$  (нормальные и касательные напряжения, действующие на поверхностях сколов) для широкого класса образцов горных пород (рис. 1). Использование для анализа морфологии трещин (хрупкого разрушения) известных соотношений Байерли (утолщенная линия на рис. 1) позволяет говорить только о преимущественном положении поверхностей разрывов и о средних значениях параметров, определяющих их прочностные свойства. Спектр возможного разброса в ориентации площадок скола согласно теории Байерли определен быть не может. В то же время из результатов первого этапа расчета напряжений известно, что разброс в однородной выборке сколовых трещин или механизмов очагов всегда присутствует и он может быть значительным. Можно говорить, что для трещиноватых горных пород формирование (активизация старых или создание новых) площадок скалывания, ориенти-

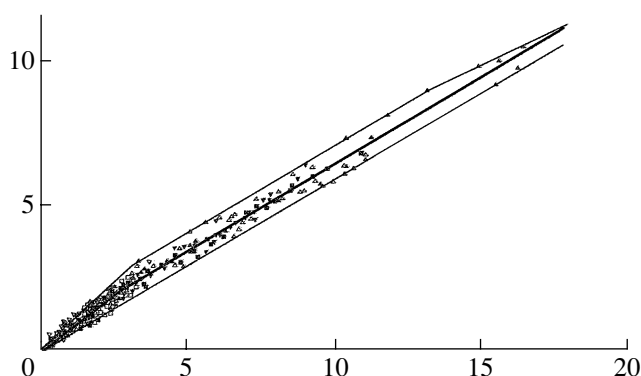
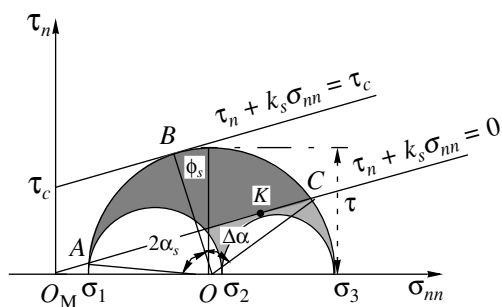


Рис. 1. Результаты лабораторных экспериментов по исследованию роли трения в горных породах для высокого давления. По горизонтальной оси откладывается модуль нормального напряжения (кбар). Утолщенная линия — аппроксимация результатов наблюдений Байерли, тонкие линии — аппроксимация, предлагаемая в настоящем сообщении.



**Рис. 2.** Круговая диаграмма Мора и линии минимального сухого трения и максимального предела прочности. Темно-серая заливка отвечает области допустимого положения площадок скалывания при вариации сцепления  $0 \leq \tau_c^k \leq \tau_c$ . Светло-серая заливка соответствует области возможных состояний на произвольных площадках.  $\phi_s = \arctg k_s$  – угол поверхностного трения,  $\Delta\alpha$  – угол створа для двух точек, характеризующих на диаграмме Мора сколы с максимальным и минимальным значением нормальных напряжений. По горизонтали вправо откладываются отрицательные значения нормального напряжения на наклонной площадке.

рованных в широком диапазоне углов, является фундаментальным свойством деформационного процесса. В работах [6, 9] показано, что верхняя граница облака точек рис. 1 определяет предел хрупкой прочности горных пород с коэффициентом внутреннего трения, зависящим от величины нормальных напряжений, а нижняя граница характеризует минимальное значение поверхностного трения на существующих разрывах при постоянном значении коэффициента поверхностного сцепления (тонкие линии на рис. 1). Для среднего участка рис. 1 в диапазоне нормальных напряжений на поверхности скола от 3 кбар до 15 кбар обе линии, ограничивающие сверху и снизу облако точек, параллельны известной аппроксимации результатов лабораторных наблюдений, предложенной Байерли в качестве критерия хрупкого разрушения горных пород ( $\tau_n + 0.6\sigma_{nn} = 0.5$  кбар). На этом участке можно считать, что в образцах скольжения вдоль берегов трещин реализуется с трением по закону Кулона–Мора при одинаковых значениях статического (в состоянии покоя) коэффициента поверхностного трения ( $k_s = 0.6$ ) и разных значениях сцепления ( $\leq 1$  кбар).

По отношению к массивам трещиноватых горных пород будем использовать основные характерные особенности процесса разрушения, выявленные в лабораторных экспериментах, считая, что значения определяющих этот процесс параметров в массивах горных пород могут отличаться от полученных при лабораторном моделировании. Будем полагать, что для консолидированной коры на глубинах более 5 км (там, где давление

более 2–3 кбар) величина сцепления вдоль поверхностей существующих трещин и разрывов  $\tau_c^k$  ( $k$  – порядковый номер скола), а также вдоль поверхностей пониженной прочности может изменяться в пределах диапазона  $0 \leq \tau_c^k \leq \tau_c$ . При этом максимальное значение сцепления на поверхности скола величина  $\tau_c$  определяет предел эффективной прочности массивов горных пород. Заметим, что величина  $\tau_c$  должна быть меньше соответствующего значения, полученного в экспериментах над образцами (1 кбар). Состояние на берегах трещин при нулевом сцеплении характеризует нижний предел соотношения между нормальными и касательными напряжениями, после достижения которого соответствующие поверхности пониженной прочности (разрыв и трещины) могут вовлекаться в процесс хрупкого разрушения. Будем это соотношение именовать как минимальное сопротивление сухого трения, или как соотношение, определяющее начало активизации хрупкого разрушения. Таким образом, для трещин, активизирующихся (формирование поверхности пониженной прочности и относительное смещение бортов могут быть разнесены во времени) в массивах горных пород, справедливо следующее уравнение состояния:

$$\tau_n + k_s \sigma_{nn} = \tau_c^k \text{ при } 0 \leq \tau_c^k \leq \tau_c, \sigma_{nn} < 0, \quad (1)$$

где  $k_s$  и  $\tau_c$  – характеристики, определяющие эффективные прочностные свойства массивов горных пород при хрупком разрушении, зависящие от истории деформирования и современного структурно-динамического состояния исследуемых участков тектоносферы.

Анализ круговой диаграммы Мора (рис. 2), выполненный в рамках сделанных выше гипотез, показал важное значение “угла створа”  $\Delta\alpha$  (образованного точками пересечения большого круга Мора, построенного на алгебраической максимальной и минимальной из главных напряжений, и линии, определяющей минимальную прочность существующих трещин ( $\tau_n + k_s \sigma_{nn} = 0$ ). “Угол створа”  $\Delta\alpha$  зависит от разброса ориентации площадок скалывания в однородных выборках относительно осей главных напряжений, рассчитанных после первого этапа реконструкции напряжений, и уменьшается при увеличении интенсивности напряженного состояния (круги Мора располагаются правее по оси  $\sigma_{nn}$ ). Последнее заключение является ключевым для решения сформулированной в начале сообщения проблемы. Исходя из геометрии круговой диаграммы Мора, изображенной на рис. 2, можно получить следующие выражения для всестороннего эф-

эффективного давления и модуля максимальных касательных напряжений:

$$p = \frac{\tau_c(\tilde{\tau}_n^K + k_s\tilde{\sigma}_{nn}^K)}{k_s\left[\operatorname{cosec}2\alpha_B - \frac{k_s\mu_\sigma}{3} - (\tilde{\tau}_n^K + k_s\tilde{\sigma}_{nn}^K)\right]},$$

$$\tau = \frac{\tau_c}{\operatorname{cosec}2\alpha_B - \frac{k_s\mu_\sigma}{3} - (\tilde{\tau}_n^K + k_s\tilde{\sigma}_{nn}^K)}.$$

Здесь  $\alpha_B$  – угол нормали к площадке скола с максимальной прочностью  $\left(\alpha_B = \frac{1}{2} \arctg \frac{1}{k_s}\right)$ , отсчитываемый от оси действия алгебраически максимального из главных напряжений  $\sigma_1$ . Величины  $\tilde{\sigma}_{nn}^K$  и  $\tilde{\tau}_n^K = \tilde{\sigma}_{nt}^K$  – приведенные напряжения для скола с минимальной прочностью (точка  $K$  на рис. 2), получаемые путем деления на модуль максимального касательного напряжения  $\tau$  соответствующих компонент девиатора напряжений ( $\tau\tilde{\sigma}_{nn}^K = \sigma_{ij}^K - \delta_{ij}p$ , где  $\delta_{ij}$  – символ Кронекера).

Приведенные напряжения  $\tilde{\sigma}_{nn}^K$  и  $\tilde{\sigma}_{nt}^K$  полностью определяются по результатам первого этапа расчета тензора напряжений:

$$\tilde{\sigma}_{nn}^K = (1 - \mu_\sigma)(l_{n1}^K)^2 - (1 + \mu_\sigma)(l_{n3}^K)^2,$$

$$\tilde{\tau}_n^K = \tilde{\sigma}_{nt}^K = (1 - \mu_\sigma)l_{n1}^K l_{t1}^K - (1 + \mu_\sigma)(l_{n3}^K l_{t3}^K),$$

где  $l_{ni}^K$  и  $l_{ti}^K$  – направляющие косинусы вектора нормали  $\mathbf{n}$  к плоскости скола и вектора  $\mathbf{t}$ , определяющего направление действия касательного напряжения на этой плоскости, в системе координат, связанной с главными осями напряжений ( $i = 1, 2, 3$ ), а  $\mu_\sigma$  – коэффициент Лодэ–Надаи тензора напряжений. Здесь следует отметить, что всестороннее давление  $p$  следует рассматривать как эффективное, представляющее собой разность между полным тектоническим давлением, включающим литостатическое, и поровым давлением флюида.

В выражениях (2), определяющих значения для всестороннего давления и максимального касательного напряжения, остались неизвестными два скалярных параметра: коэффициент поверхностного трения  $k_s$  и максимальная эффективная прочность трещиноватых массивов горных пород  $\tau_c$ . Следует иметь также в виду, что при расчете  $p$  и  $\tau$  на основе сейсмологических данных о механизмах очагов землетрясений неизвестным является и сама реализованная в очаге плоскость разрыва. В этом случае определение коэффициента поверхностного трения в состоянии покоя и идентификация в качестве плоскости разлома одной из нодальных плоскостей (с нормальями  $\mathbf{n}$  и  $\mathbf{s}$ ) яв-

ляются взаимосвязанными задачами. Для их решения будем полагать, что величина касательных напряжений, действующих на плоскости разрыва, является определяющей для его активизации. Именно эти напряжения отвечают за преодоление трения, действующего на разрыве (1). Полагаем, что отклонение направления скольжения вдоль плоскости разрыва от направления действия максимальных касательных напряжений ( $\tau_n^i \geq \sigma_{ns}^i > 0$  и  $\tau_s^i \geq \sigma_{ns}^i > 0$ ) связано с анизотропией в полосе хрупкого разрушения (гофрирование плоскости разрыва) и, возможно, с кинематическими ограничениями, обусловленными разрывной структурой среды (подсечки другими разломами).

Возможность решения указанных задач покажем на примере данных о 1670 пространственно-временных квазиоднородных макрообъемов, выделенных по результатам первого этапа расчета на основе метода катакластического анализа в земной коре северо-восточной части тихоокеанской сейсмоактивной области ( $127^\circ$ – $130^\circ$  в.д. и  $26^\circ$ – $30^\circ$  с.ш.). В качестве сейсмологических данных использовался каталог механизмов очагов землетрясений японской сейсмологической службы за период с 01.01.1996 по 05.01.2002 (4100 коровых землетрясений с магнитудами  $3 \leq M_w \leq 6.8$ ). Каждый из квазиоднородных макрообъемов содержал от 8 до 18 механизмов очагов землетрясений. Используя предположение о независимости коэффициента поверхностного трения  $k_s$  от напряженного состояния, можно построить диаграмму Мора, суммирующую данные о напряжениях на реализованной плоскости разрыва для всех землетрясений исследуемого сейсмоактивного участка земной коры. Для этого круги Мора, соответствующие каждому макрообъему с однородным напряженным состоянием, следует сдвинуть на величину  $p + \frac{\mu_\sigma}{3}\tau$  вдоль оси нормальных

напряжений так, чтобы их центры совместились, а затем нормировать все параметры напряжений на величину модуля касательных напряжений  $\tau$ . Будем при построении такой суммарной диаграммы в качестве критерия выбора плоскости разрыва в очаге землетрясения использовать условие, вытекающее из выражения (1),

$$\tilde{\tau}_n^k + k_s\tilde{\sigma}_{nn}^k \geq \tilde{\tau}_s^k + k_s\tilde{\sigma}_{ss}^k, \tag{4}$$

где  $\tilde{\tau}_n^k$ ,  $\tilde{\tau}_s^k$  и  $\tilde{\sigma}_{nn}^k$ ,  $\tilde{\sigma}_{ss}^k$  – соответственно приведенные касательные и нормальные напряжения для нодальных плоскостей очага  $k$ -го землетрясения. Согласно (4) и (1) в качестве разрыва в очаге должна быть выбрана та из нодальных плоскостей, для которой выше прочность сцепления, требуемая для активизации соответствующего

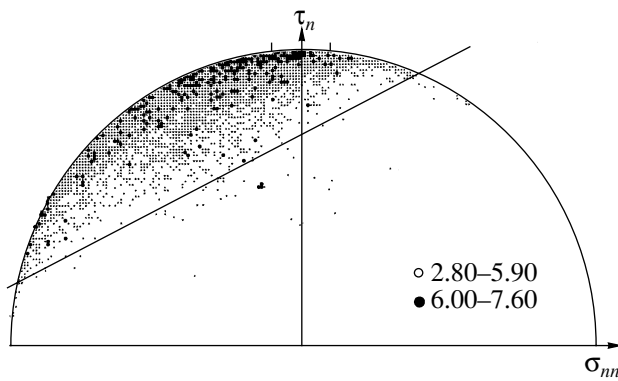


Рис. 3. Сводная диаграмма Мора для плоскости в очаге землетрясения, выбранной на основе критерия (4).

разрыва. Для проверки критерия (4) в качестве начального приближения принималось  $k_s = 0.6$  (значение получено Байерли [6] в опытах над образцами при высоких давлениях). Результаты проверки представлены на рис. 3. Можно отметить достаточно хорошую вытянутость облака точек с углом наклона нижней его границы близким к  $60^\circ$ . Сильные землетрясения ( $M_w \geq 6$ ) стремятся на диаграмме Мора приблизиться к границе круга. Анализ нижней границы облака точек рис. 3 позволяет принять в качестве значения коэффициента поверхностного трения исследуемого региона  $k_s \approx 0.5$ .

После выделения на основе критерия (4) плоскости разрывов в очагах землетрясений и расчета коэффициента поверхностного трения результаты первого этапа расчета параметров тензора напряжений для 1670 квазиоднородных макрообъемов земной коры сейсмоактивной области японских островов были вновь обработаны и на основе выражений (2) получены относительные значения эффективного всестороннего давления и максимального касательного напряжения (с точностью до неизвестного значения максимального эффективного сцепления  $\tau_c$ ). Расчеты показали определенную зависимость величин  $p$  и  $\tau$  от вида напряженного состояния. Так, для  $\mu_\sigma = 1, 0, +1$  средние для коры значения отношения  $\frac{p}{\tau}$  были соответственно 1.79, 1.67 и 1.56. С другой стороны, согласно рис. 2, для сейсмически активных участков земной коры, испытывающих состояние хрупкого разрушения, зависимость значений  $p$  от  $\tau$  определяется следующим выражением:

$$\frac{p}{\tau} = \cos \Delta\alpha \sqrt{\frac{1}{k_s^2} + 1} - \frac{\mu_\sigma}{3}, \quad (5)$$

где  $\Delta\alpha$  – половина “угла створа” на диаграмме Мора (рис. 2). Максимальные и минимальные значения  $\Delta\alpha$  определяются соответственно край-

ними положениями кругов Мора для возможных напряженных состояний на диаграмме Мора. Полагая, например  $\sigma_1 = 0$ , находим  $\frac{p}{\tau} = 1 - \frac{\mu_\sigma}{3}$  ( $\Delta\alpha \approx 63.4^\circ$ ), а для  $\Delta\alpha \rightarrow 0$  получим  $\frac{p}{\tau} = 2.24 - \frac{\mu_\sigma}{3}$  ( $k_s = 0.5$ ).

В рамках развиваемого подхода помимо коэффициента поверхностного трения  $k_s$  массивов горных пород существует также возможность определения другой характеристики механической прочности – величины относительного сцепления на активизировавшейся плоскости разрыва. Используя условие (1) совместно с (2), получим

$$\tau_c^k = \tau_c \frac{(\tilde{\sigma}_{ns}^k + k_s \tilde{\sigma}_{nn}^k) - (\tilde{\sigma}_{ns}^K + k_s \tilde{\sigma}_{nn}^K)}{\operatorname{cosec} 2\alpha_B - \frac{k_s \mu_\sigma}{3} - (\tilde{\sigma}_{ns}^K + k_s \tilde{\sigma}_{nn}^K)}. \quad (6)$$

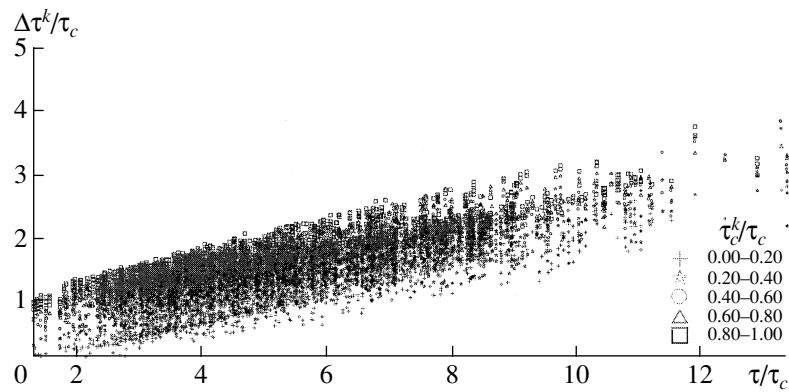
Последнее выражение позволяет наметить пути расчета ряда важнейших параметров очага землетрясений. Так, используя высказанное в работе Ямашито [10] предположение о том, что сухое трение на разломе разделяется на статическое  $k_s$ , действовавшее до его активизации, и динамическое  $k_d$  ( $k_d < k_s$ ), определяющее амплитуду смещения по разлому на стадии срыва, можно построить алгоритм расчета величины сбрасываемых на разрыве напряжений:

$$\Delta\tau^k = \sigma_{ns}^k - \bar{\sigma}_{ns}^k \quad \text{при} \quad \sigma_{ns}^k + k_s \sigma_{nn}^k = \tau_c^k, \\ \bar{\sigma}_{ns}^k + k_d \bar{\sigma}_{nn}^k = 0. \quad (7)$$

Здесь черта над компонентами напряжений обозначает, что они относятся к динамической стадии. Заметим, что согласно работе [2] нормальные напряжения на разломе до и после его активизации остаются неизменными  $\bar{\sigma}_{nn}^k = \sigma_{nn}^k$ . Это условие совместно с выражениями (2), (3) позволяет для сбрасываемого напряжения  $\Delta\tau^k$  получить следующее выражение:

$$\Delta\tau^k = \tau_c \frac{k_s (\tilde{\sigma}_{ns}^k + k_d \tilde{\sigma}_{nn}^k) - k_d (\tilde{\sigma}_{ns}^K + k_d \tilde{\sigma}_{nn}^K)}{k_s \left[ \operatorname{cosec} 2\alpha_B - \frac{k_s \mu_\sigma}{3} - (\tilde{\sigma}_{ns}^K + k_s \tilde{\sigma}_{nn}^K) \right]}. \quad (8)$$

На рис. 4 показана зависимость величины сбрасываемых напряжений от модуля максимальных касательных напряжений. Характерным является общее увеличение величины сбрасываемых напряжений по мере роста  $\tau$ . Однако ширина возможного разброса всего лишь в три раза меньше максимальных значений.



**Рис. 4.** Зависимость величины сбрасываемых на разрыве напряжений от максимальных касательных напряжений. Тип маркера точки зависит от величины сцепления на разломе  $\tau_c^k$ .

### ВЫВОДЫ

Резюмируя основные результаты настоящей работы, отметим, что гипотеза о диапазоне сцепления на существующих в массивах горных пород разломах ( $0 \leq \tau_c^k \leq \tau_c$ ) при условии постоянства коэффициента поверхностного трения, сделанная на основании анализа результатов экспериментов над образцами, явилась тем ключевым моментом, который позволил связать ранее известное положение о состоянии вдоль поверхности сколовых трещин (закон Кулона–Мора для хрупкого разрушения) и способ его представления в виде круговой диаграммы Мора с результатами расчета параметров напряженного состояния участков земной коры, получаемыми после первого этапа восстановления напряжений. Именно эта гипотеза позволила создать алгоритмы расчета параметров тензора напряжений, характеристик прочности трещиноватых горных массивов и некоторых параметров очага землетрясений.

Исследования выполнены при финансовой поддержке Международного научно-технического центра, проект № 1536.

### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Гзовский М.В. Основы тектонофизики. 1975. М.: Наука, 530 с.
2. Осокина Д.Н., Фридман В.Н. В сб.: Поля напряжений и деформаций в земной коре. М.: Наука, 1987. С. 74–119.
3. Ребецкий Ю.Л. В сб.: Материалы совещания “Структурные парагенезы и их ансамбли. М., 1997. С. 144–146.
4. Ребецкий Ю.Л. // ДАН. 1999. Т. 365. № 3. С. 392–395.
5. Ребецкий Ю.Л. В сб.: М.В. Гзовский и развитие тектонофизики. М.: Наука, 2000. С. 311–325.
6. Byerlee J.D. // J. Geophys. Res. 1968. V. 73. P. 4741–4750.
7. Byerlee J.D. // Pure and Appl. Geophys. 1978. V. 116. P. 615–626.
8. Stesky R.M. // Pure and Appl. Geophys. 1978. V. 116. P. 691–704.
9. Rummel F., Alheid H.J., Frong C. // Pure and Appl. Geophys. 1978. V. 116. P. 743–764.
10. Yamashita T. // J. Phys. Earth. 1976. № 24. P. 417–444.