

LOS METODOS DE ANALISIS DE PALEOESFUERZOS A PARTIR DE POBLACIONES DE FALLAS: SISTEMATICA Y TECNICAS DE APLICACION

A. M. Casas Sainz *, I. Gil Peña * y J. L. Simón Gómez *

RESUMEN

Se hace una clasificación de los métodos de análisis de fallas distinguiendo cuatro categorías: modelo de Anderson, métodos geométrico-cinemáticos simples, métodos basados en la ecuación de Bott y métodos que parten del modelo de Reches. Se propone el uso combinado de tres de estos métodos: diedros rectos, diagramas y-R y método de Etchecopar, estableciendo además una serie de criterios prácticos sobre la utilización de los mismos. Para garantizar la fiabilidad de los resultados es necesario además prestar atención a ciertos detalles técnicos de la toma de datos en campo. A partir de estas premisas los tensores obtenidos del análisis microestructural pueden ser utilizados para la reconstrucción de paleocampos de esfuerzos tectónicos.

Palabras clave: *falla, análisis de fallas, tensor de esfuerzos, campo de esfuerzos.*

ABSTRACT

A classification of fault analysis methods is made. Four groups have been established: Anderson's model, simple geometric-kinematic methods, Bott's equation-based methods and those based on Reches' model. The combined use of right dihedral, y-R diagram and Etchecopar's method is proposed, giving some practical criteria about the running of these methods. In order to guarantee the reliability of the results it is important to take into account some technical details in data collection. The stress tensors obtained from brittle microstructural analysis can be used to reconstruct tectonic palaeostress field.

Key words: *fault, fault analysis, stress tensor, stress field.*

Introducción

La microtécnica frágil, tal como hoy la entendemos, empezó a desarrollarse a partir de los últimos años sesenta y primeros setenta, gracias a los trabajos del grupo de Montpellier (Arthaud, 1969; Arthaud y Choukroune, 1972; Mattauer, 1976). Estos autores establecieron, por una parte, la relación de los picos estilolíticos y juntas de extensión con la dirección de los esfuerzos principales; por otro lado (caso de Arthaud, 1969), plantearon modelos de relación entre ejes de deformación y movimientos de fallas de orientaciones aleatorias. Más tarde, Carey (1976) puso a punto el primer método numérico para inferir tensores de esfuerzos (más propiamente la componente desviatoria de los mismos) a partir de

planos y estrías de falla. En los últimos 10 años han sido propuestos un elevado número de nuevos métodos para el análisis de paleoesfuerzos, a la vez que han surgido ciertas discrepancias entre los distintos autores sobre el significado de los estados de esfuerzo puntuales deducidos por estos métodos dentro del contexto de los paleocampos de esfuerzos (Etchecopar y Mattauer, 1988; Guimerà, 1987, 1988; Simón y Paricio, 1988).

El propósito de este artículo es presentar una sistemática de los métodos de análisis de fallas existentes en la actualidad, haciendo hincapié en los distintos planteamientos de los que parten y en sus características diferenciadoras. Por otro lado, se darán criterios prácticos para la aplicación de algunos de estos métodos y se discutirán en profundidad ciertos

* Departamento de Geología. Universidad de Zaragoza. 50009 Zaragoza.

problemas relacionados con las condiciones necesarias para su aplicación.

Clasificación de los métodos

Los diversos métodos de análisis de fallas se basan en diferentes modelos que tratan de explicar las relaciones entre éstas y los esfuerzos. Tales modelos determinan las condiciones de aplicabilidad y el tipo de resultados que ofrece cada método. Podemos establecer cuatro categorías, que presentamos y definimos a continuación:

Modelo de fallas conjugadas de Anderson

Basándose en el criterio de fracturación de Mohr-Coulomb, Anderson (1951) establece que, como norma general, las fallas aparecen según dos familias conjugadas que se cortan formando un diedro agudo y otro obtuso. Las estrías situadas sobre ellas son perpendiculares a la línea de intersección de los planos. En la bisectriz de los diedros agudo y obtuso se sitúan los ejes de compresión máxima (σ_1) y mínima (σ_3), respectivamente; en la línea de intersección de las dos familias de planos se halla el eje intermedio σ_2 .

Métodos geométrico-cinemáticos

El método de Arthaud (1969) parte de la base de que, eligiendo una escala adecuada, la fracturación puede ser considerada como un elemento penetrativo y globalmente homogéneo. La integración de desplazamientos a lo largo de discontinuidades muy numerosas permite definir un modelo de *deformación global discontinua*, referido a tres ejes principales: X (máximo alargamiento), Y (eje intermedio) y Z (máximo acortamiento). Según este autor, la estría de cada falla es la proyección sobre su plano de uno de los ejes de la deformación global discontinua, por lo cual el plano de movimiento M (plano perpendicular al plano de falla que contiene a la estría) contendrá al menos uno de los tres ejes, X, Y o Z. De esta forma, las intersecciones de los planos M de todas las fallas deben definir uno o dos de estos ejes.

Es este un método gráfico cuya aplicación en proyección estereográfica es sencilla, aunque a partir de la ecuación de Bott puede demostrarse que sólo es estrictamente válido para casos en que el elipsoide de esfuerzos es de tipo uniaxial (Carey, 1976). La modificación introducida por Aleksandrowski (1985) permite aplicar el método a elipsoides triaxiales. Para ello es preciso observar los patrones de distribución

de los polos de planos de movimiento M. El problema es que la determinación de cuál es este patrón en cada caso es un tanto subjetiva.

El método de los *Diedros Rectos* (Pegoraro, 1972; Angelier y Mechler, 1977) guarda una cierta similitud con el procedimiento de cálculo de los mecanismos focales de terremotos. Trazando un plano auxiliar perpendicular a la estría de deslizamiento la región en torno a una falla queda dividida en cuatro diedros rectos. El esfuerzo principal mayor σ_1 queda contenido en los diedros de compresión, y el menor σ_3 en los de extensión. La superposición de los diedros de extensión y de compresión de todas las fallas de una población nos definirá la orientación más probable de σ_3 y σ_1 respectivamente. La aplicación mediante ordenador calcula, para cada dirección del espacio, el porcentaje de fallas en relación con las cuales ésta ha quedado incluida en el diedro de extensión; el valor máximo corresponderá a la posición óptima del eje de extensión y el mínimo al de compresión (ver fig. 2.A).

Recientemente, Lisle (1987, 1988) ha propuesto una mejora de este método mediante la introducción de dos condiciones adicionales que deben ser tenidas en cuenta a la hora de determinar las posiciones más probables de los ejes principales de esfuerzos: 1. ambos ejes deben ser perpendiculares, y 2. deben estar contenidos en parejas opuestas de diedros que, para cada falla, quedan definidas por su plano y por el plano de movimiento M. La combinación de estos dos criterios junto con el de los diedros rectos lleva a precisar más la posición de los ejes de compresión y extensión.

Métodos dinámicos basados en la ecuación de Bott

La ecuación de Bott (1959) determina la orientación de la componente de cizalla sobre un plano en función de dos parámetros, la orientación de éste respecto a los ejes de esfuerzos y la relación entre los valores de los esfuerzos principales:

$$\tan \theta = \frac{n}{lm} (m^2 - (1 - n^2)R),$$

donde $R = (\sigma_z - \sigma_x) / (\sigma_y - \sigma_x)$. (1)

l, m, n son los cosenos directores del plano de falla, θ el cabeceo de la componente de cizalla sobre el mismo, σ_2 el esfuerzo principal vertical y $\sigma_y > \sigma_x$ los esfuerzos horizontales. Suponiendo que la estría de falla refleja la dirección de esa componente de cizalla, la ecuación de Bott proporciona una base sencilla y sólida para explicar en términos dinámicos los movimientos de planos de falla, y sirve de fundamen-

to teórico a la mayor parte de los métodos analíticos y gráficos de análisis de paleoesfuerzos.

Muchos de los métodos dinámicos se basan en procedimientos estadísticos (Carey y Brunier, 1974; Carey, 1979; Etchecopar *et al.*, 1981; Armijo *et al.*, 1982; Argelier *et al.*, 1982), mediante los cuales se trata de encontrar un tensor de esfuerzos que haga mínima la diferencia entre las estrías teóricas que produciría ese estado de esfuerzos sobre el conjunto de planos de falla y las estrías reales encontradas en ellos. Para ello se emplea un proceso iterativo de prueba y cálculo de error.

En el método de Etchecopar el tensor «óptimo» que mejor explica la población de fallas es aquel que hace mínimo el valor de una función $F = \sum (s_i, t_i)^2$, donde (s_i, t_i) representa el ángulo entre estría teórica y real expresado en radianes. Los resultados son presentados numéricamente mediante la dirección e inmersión de cada uno de los ejes y la relación $R_e = (\sigma_2 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$. La equivalencia entre ésta y la relación R de Bott depende de la posición de los ejes de esfuerzo en el espacio:

$R = 1 / R_e$, cuando σ_1 es vertical ($R > 1$, régimen de distensión).

$R = R_e$, cuando σ_2 es vertical ($0 < R < 1$, régimen de desgarre).

$R = R_e / (R_e - 1)$, cuando σ_3 es vertical ($R < 0$, compresión triaxial).

Además, el programa proporciona una serie de instrumentos para evaluar la calidad de la solución:

1. la desviación angular media en grados entre s y t ;
2. los márgenes de error con que están calculadas las direcciones de los ejes y el valor de R_e ;
3. el histograma de desviaciones angulares (s, t) , y
4. la representación en círculo de Mohr de los planos de falla, lo cual permite valorar la compatibilidad mecánica de éstos con el tensor solución desde el punto de vista del criterio de Mohr-Coulomb (fig. 2.B).

Simón Gómez (1986) desarrolló el método gráfico del diagrama y-R que, partiendo del supuesto de que uno de los ejes principales de esfuerzos es vertical, permite visualizar en un diagrama bidimensional todo el espectro de tensores compatibles con la población de fallas. El cálculo parte de una versión modificada de la ecuación de Bott:

$$R = \sin 2\lambda - ((\tan \theta \sin 2\lambda) / 2 \cos \phi) \quad (2)$$

(ϕ : buzamiento del plano de falla; λ : ángulo que forma la dirección de la falla con el eje σ_y ; θ : cabeceo de la estría).

Para cada falla, el cálculo de la relación R se hace en todo el campo de direcciones de σ_y compatible con el movimiento de la misma. Este cubre un total de 90° contados a partir del azimut de la falla, en sen-

tido horario o antihorario según ésta tenga componente dextral o sinistral, respectivamente. Los pares de valores y-R así obtenidos representan todo el conjunto posible de soluciones para esa falla, y pueden ser expresados mediante una curva en un diagrama cartesiano en el que se represente y en abscisas y R en ordenadas (fig. 2.C). Los «nudos» donde se cortan las curvas correspondientes a diferentes fallas representan los tensores solución.

La suposición *a priori* de que uno de los ejes de esfuerzo es vertical puede parecer arriesgada, pero ésta es una situación bastante común. Ejes bastante inclinados normalmente sólo se encuentran cuando las medidas se toman en capas que han sido basculadas después de haber actuado el esfuerzo. En todo caso, determinada la inclinación de los ejes mediante algún otro método de análisis, siempre se pueden abatir las medidas al plano perpendicular a dicho eje, y resolver sobre él el problema (Casas Sainz, 1985, 1990; Simón Gómez, 1986; Alfaro Zubero, 1987).

Métodos basados en el modelo de Reches

El modelo de Reches (1978, 1983) considera que el proceso de fracturación se produce bajo unas condiciones límite determinadas por los ejes de deformación y no por los ejes de esfuerzo. En este modelo se prescinde del significado que puedan tener las estrías de deslizamiento, centrandó toda la atención en la distribución geométrica de los planos de fracturación.

Partiendo del concepto cristalográfico de *sistema de deslizamiento*, y suponiendo que en la roca existe un número infinito (o muy elevado) de discontinuidades previas con orientaciones distintas, Reches formula el principio de que un cuerpo rocoso adopta una deformación tridimensional (expresada por los ejes e_x, e_y, e_z) mediante el movimiento de las fracturas que requieren menor energía. Para acomodar una deformación tridimensional basta con que actúe un sistema formado por cuatro familias de fallas con simetría ortorrómbica; la disposición de estos planos puede ser predicha considerando que las fallas deben vencer, para moverse, las fuerzas cohesivas (Reches, 1978) y las fuerzas friccionales (Reches, 1983). Este sistema de fracturas con cuatro familias de simetría ortorrómbica constituye el modelo «normal» de fracturación según se desprende de los experimentos realizados por Reches y Dieterich (1983); el modelo de Anderson representaría un caso particular aplicable sólo a condiciones de deformación plana (deformación según el eje intermedio igual a 0) (fig. 1.A).

De Vicente (1988) ha desarrollado a partir del modelo de Reches una metodología de análisis de fallas que se plasma fundamentalmente en dos procedi-

mientos gráficos: los diagramas e/K' y C/B . Las condiciones que deben cumplirse para su aplicación son las siguientes: 1. la roca ha de contener un cierto número de fracturas dispuestas aleatoriamente; 2. la deformación debe acomodarse únicamente por deslizamiento a lo largo de determinadas familias de fallas, que son las que requieren la mínima disipación de energía; 3. existe la suficiente densidad de fracturas como para que la deformación de la roca pueda considerarse homogénea, y 4. la resistencia al deslizamiento obedece a la Ley de Coulomb.

El diagrama e/K' tiene una estructura similar al diagrama y - R de Simón Gómez (1986), y permite encontrar un elipsoide de deformación óptimo definido por la orientación de sus ejes horizontales (se supone que el tercero es vertical) y la relación K' entre las elongaciones principales ($K' = e_y/e_z$). El diagrama C/B , representación gráfica de las combinaciones entre ángulos de buzamiento y cabeceo de las fallas, permite chequear los resultados del diagrama e/K' y calcular el valor del ángulo de rozamiento de aquéllas.

Dos concepciones diferentes: fracturación controlada por deformación versus fracturación controlada por esfuerzos

El modelo de Reches supone una visión cualitativamente distinta a la de los modelos de Anderson y Bott. Respecto al primero tiene la ventaja de explicar el desarrollo simultáneo de múltiples familias de fallas capaces de acomodar una deformación tridimensional (sin resultar contradictorio con él, ya que se puede considerar que el modelo de Anderson es un caso particular del de Reches). Sobre el modelo de Bott no presenta esa misma ventaja, ya que éste parte del supuesto de que se mueven planos preexistentes de múltiples orientaciones, cuyos movimientos integrados pueden dar lugar perfectamente a una deformación triaxial. Por otra parte, los modelos de Reches y Bott sí resultan contradictorios en la medida en que contienen predicciones distintas sobre la posición que deben tener las estrías de deslizamiento sobre un plano determinado.

El modelo de fracturación de Reches puede ser

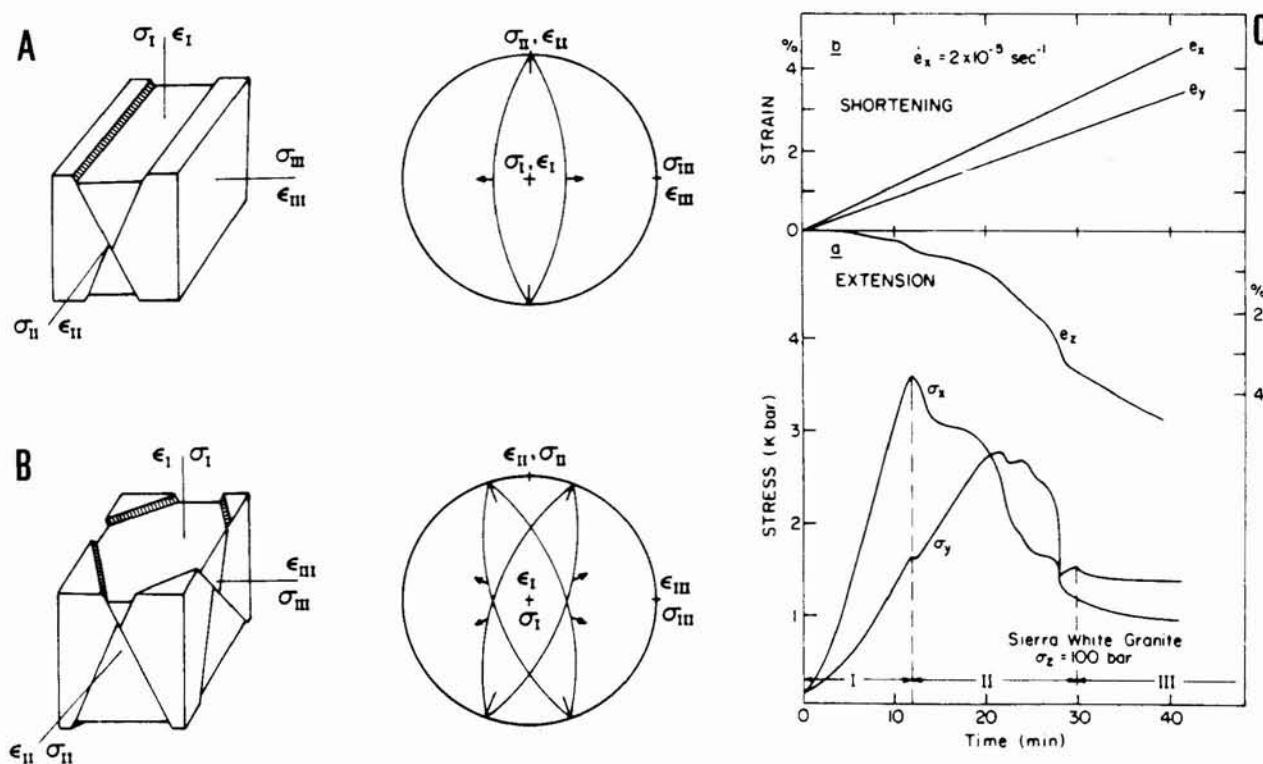


Fig. 1.—Comparación entre la simetría de la fracturación en los modelos de Anderson (A) y Reches (B), y su relación con los ejes de esfuerzo (σ) y deformación (ϵ) (tomado de Reches, 1983). C: Curvas de relación esfuerzo-deformación en las experiencias de Reches y Dieterich; obsérvese cómo en el estadio II se produce un intercambio de los ejes horizontales σ_1 y σ_2 (tomado de Reches y Dieterich, 1983).

compatible también con el criterio de fractura de Coulomb en ciertas condiciones de deformación triaxial si se considera, no un estado de esfuerzos estático, sino un proceso dinámico en el cual se producen perturbaciones del campo inicial (esfuerzos secundarios) como consecuencia de la propia aparición de fracturas en su interior. Un modelo propuesto por Simón *et al.* (1988), basado en cálculos matemáticos y en datos experimentales y de campo, sugiere que el desarrollo de familias de fracturas perpendiculares entre sí, caso muy frecuente en regímenes de distensión radial, puede ser explicado por la formación de una primera familia de fracturas extensivas perpendiculares al σ_3 primario seguida por un relajamiento de la tensión según este eje; esto propicia un intercambio con el eje perpendicular, el cual pasa a ser el σ_3 secundario y puede ser capaz de producir nuevas fracturas a 90° de las anteriores. Los datos de campo (Simón Gómez, 1989) sugieren que el mismo proceso puede dar lugar también a fallas normales que se disponen en dos parejas de familias conjugadas de direcciones ortogonales (sistema de cuatro familias con simetría ortorrómbica). Así, bajo un solo campo de esfuerzos inicial, una sucesión de eventos de fractura controlados por una secuencia de esfuerzos primarios y secundarios, en cada uno de los cuales rige el criterio de Coulomb, da lugar a un sistema de fracturas compatible con una deformación de tipo triaxial.

Este mismo mecanismo puede servir para explicar los resultados experimentales de Reches y Dieterich (1983), en los que el desarrollo de la fracturación se realiza también en dos etapas diferentes entre las cuales se produce el intercambio de los ejes de compresión horizontales (fig. 1.B). Este tipo de intercambio de ejes sólo puede darse si, como en el caso de la experiencia de Reches y Dieterich, se comprime la roca en dos direcciones distintas de forma independiente. Si hubiera sólo una dirección de compresión «activa», y el esfuerzo horizontal menor fuera consecuencia simplemente de la reacción elástica de la masa rocosa en su situación de confinamiento, entonces, al relajarse la primera, lo haría también automáticamente la segunda y no se produciría la sustitución de un eje por otro. Ello sugiere que las condiciones naturales en las que puede ser válido este modelo evolutivo de la fracturación son sólo aquellas en las que el campo de esfuerzos está determinado por la existencia de dos direcciones de compresión o extensión horizontales que actúan independientemente una de otra.

A través de toda la discusión anterior parece atisbarse un espacio de encuentro en el que los modelos de Anderson, Bott y Reches podrían ser integrados dentro de una teoría general, y en el que las condi-

ciones más o menos amplias para las que cada uno es válido podrían ser definidas con precisión. No obstante, todavía subsisten muchos aspectos contradictorios sobre los que sería necesario profundizar. Citaremos sólo, a título de ejemplo, la situación paradójica que se da al comparar las interpretaciones que pueden hacerse de los ya mencionados sistemas de fracturas ortogonales según partamos del modelo de Simón *et al.* (1988) o del método de De Vicente (1988): en el primer caso, se infieren unos ejes de extensión primarios σ_2 y σ_3 perpendiculares a cada una de las familias de discontinuidades, mientras que en el segundo se obtienen unos ejes de deformación a 45° de las mismas.

Criterios prácticos sobre la aplicación de los métodos de análisis de fallas

Debido a las peculiaridades de los distintos métodos y a los problemas que plantean, se hace necesario el uso combinado de varios de ellos para obtener de forma rápida los mejores resultados. Una fórmula aconsejable, y que se ha mostrado eficaz en varios estudios regionales recientes (Alfaro, 1987; Casas Sainz, 1988, 1990), es el uso combinado de los diedros rectos, diagrama y-R y método de Etchecopar. Los dos primeros nos permitirán avistar de forma rápida el espectro de soluciones posibles, por lo que facilitarán la ejecución del método de Etchecopar. Por otro lado, este último nos ayudará a elaborar el diagrama y-R cuando ninguno de los ejes de esfuerzo deducidos de la población de fallas esté en posición vertical.

Diedros rectos

La razón para la utilización del método de los diedros rectos es la necesidad de contar con un procedimiento gráfico simple que permita ver de forma rápida, previamente al empleo de los otros métodos, la orientación aproximada de los ejes de esfuerzos capaces de explicar el conjunto de las fallas. Se usa únicamente como indicador, a grandes rasgos, de estados de esfuerzo medios de toda la población. La buena calidad de sus resultados es indicadora de la existencia de un único estado de esfuerzo (o bien de estados de esfuerzo parecidos o que comparten alguno de los ejes del elipsoide). El problema principal del método estriba en la imposibilidad de separar las fallas compatibles con tensores de esfuerzos diferentes.

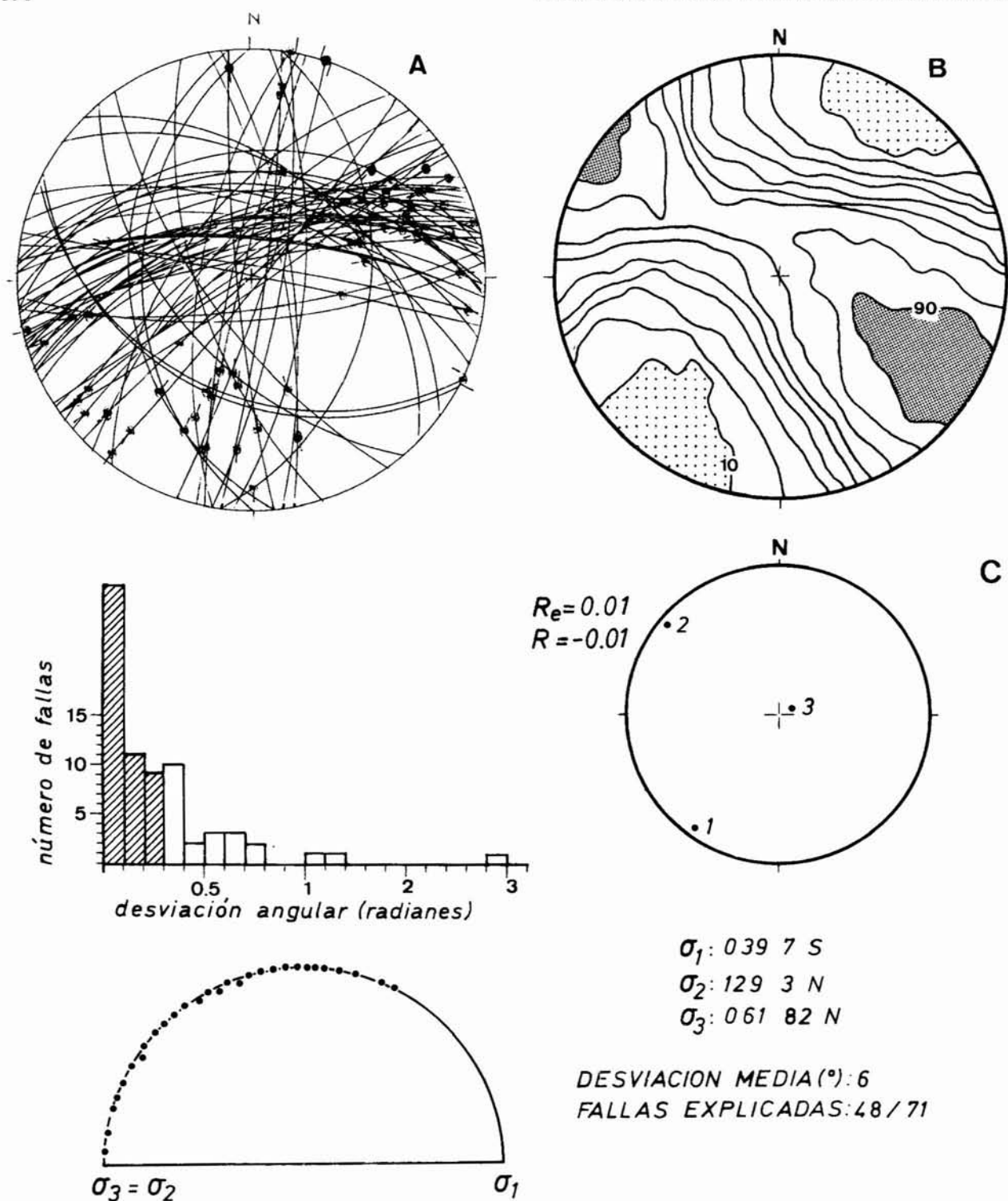


Fig. 2.—Ejemplo de análisis de una población de fallas mediante los tres métodos propuestos. A: Estereograma de planos y estrías de falla (proyección Wulff, hemisferio inferior). B: Diedros rectos. Las isólinas representan el porcentaje de fallas compatibles con un eje de extensión según cada dirección del espacio; trama oscura: máximo extensivo; trama punteada: máximo compresivo. C: Método de Etchecopar: histograma de desviaciones angulares entre estrías teóricas y reales (las tres clases tramadas representan las fallas que se consideran explicadas por el tensor solución); representación en círculo de Mohr de los planos de falla explicados; orientación de los ejes y relación de esfuerzos del tensor solución; $R_e = (\sigma_2 - \sigma_3) / (\sigma_1 - \sigma_3)$, $R = (\sigma_y - \sigma_x) / (\sigma_z - \sigma_x)$. D: Diagrama y-R; y es el azimut del eje máximo de esfuerzo en la horizontal. La estación de toma de datos corresponde a una cantera en calizas del Dogger situada en las cercanías de Grávalos (La Rioja) (coordenadas UTM: 30TWM866632).

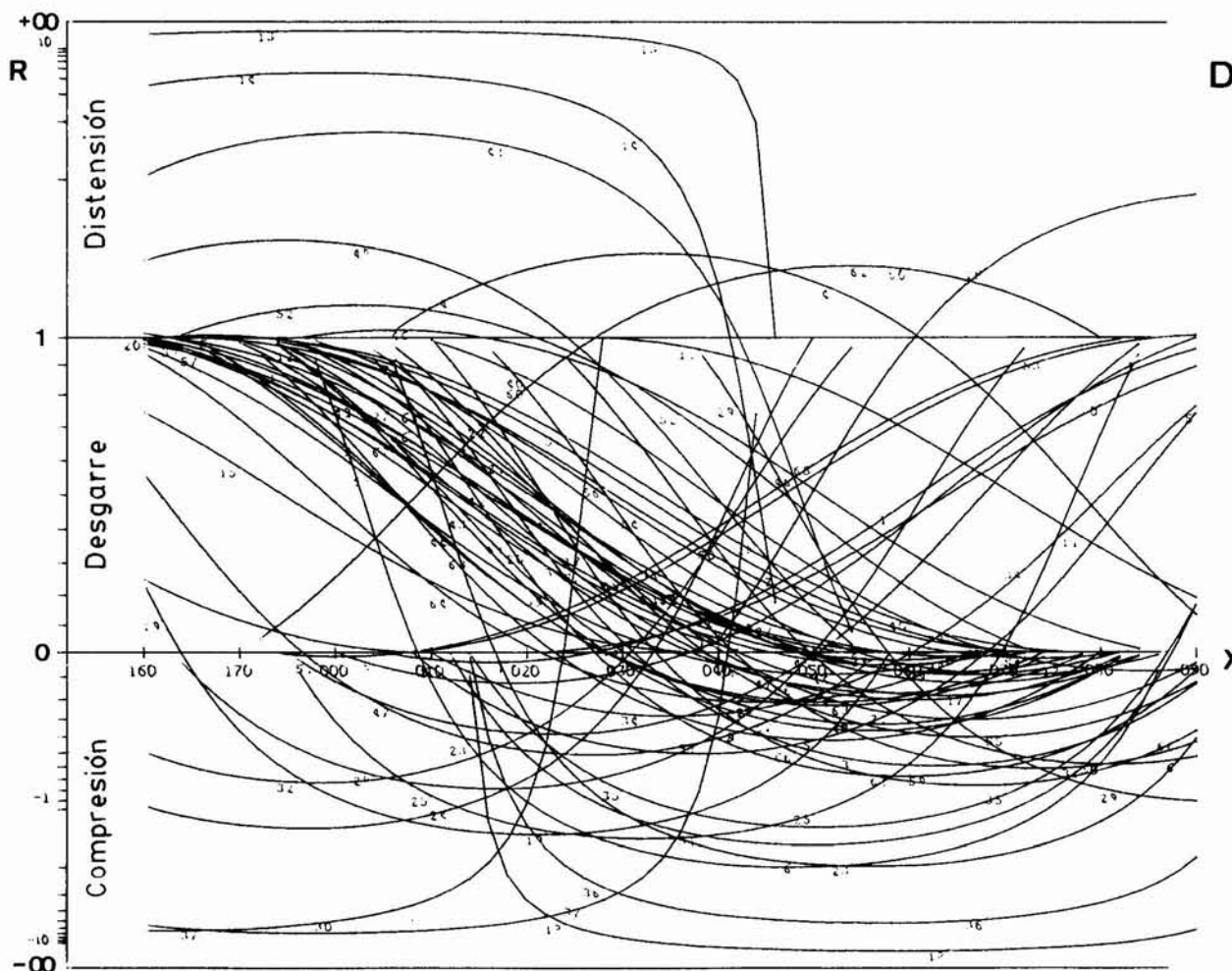


Fig. 2.—(Continuación).

Método de Etchecopar

Criterios generales

El procedimiento general usado para hallar un tensor que explique bien una población de fallas es el de ensayo-error, para lo cual se debe partir de un tensor inicial que es impuesto por el usuario o elegido por el programa entre 100 a 200 tensores lanzados al azar. Se comienza pidiéndole al programa que busque el tensor que mejor explique un porcentaje elevado de fallas, y en función de los distintos parámetros de «calidad» enumerados a continuación se decide si la solución es aceptable o no. Si no lo es, se disminuye el porcentaje solicitado hasta encontrar el tensor óptimo, buscando al propio tiempo que este porcentaje se ajuste al número de fallas realmente explicadas por el mismo.

Las condiciones generales que debe cumplir una solución para considerarse satisfactoria son:

1. La desviación angular media entre estrías teóricas y reales no debe superar 10° .
2. El histograma de desviaciones angulares debe tener forma de semicampana de Gauss. La población de fallas explicadas por el tensor debe diferenciarse bien del resto y quedar agrupada en las tres primeras clases (desviación máxima de $0,3$ radianes $\approx 17^\circ$).
3. Los resultados han de converger aun partiendo de tensores iniciales diferentes.
4. Representados en un círculo de Mohr los puntos correspondientes a las fallas explicadas, éstos deben quedar situados en la parte superior izquierda del diagrama.

¿Qué fallas se consideran explicadas por el tensor solución?

Aunque como norma general se pueden considerar explicadas las fallas que quedan englobadas en las tres primeras clases del histograma (desviación angu-

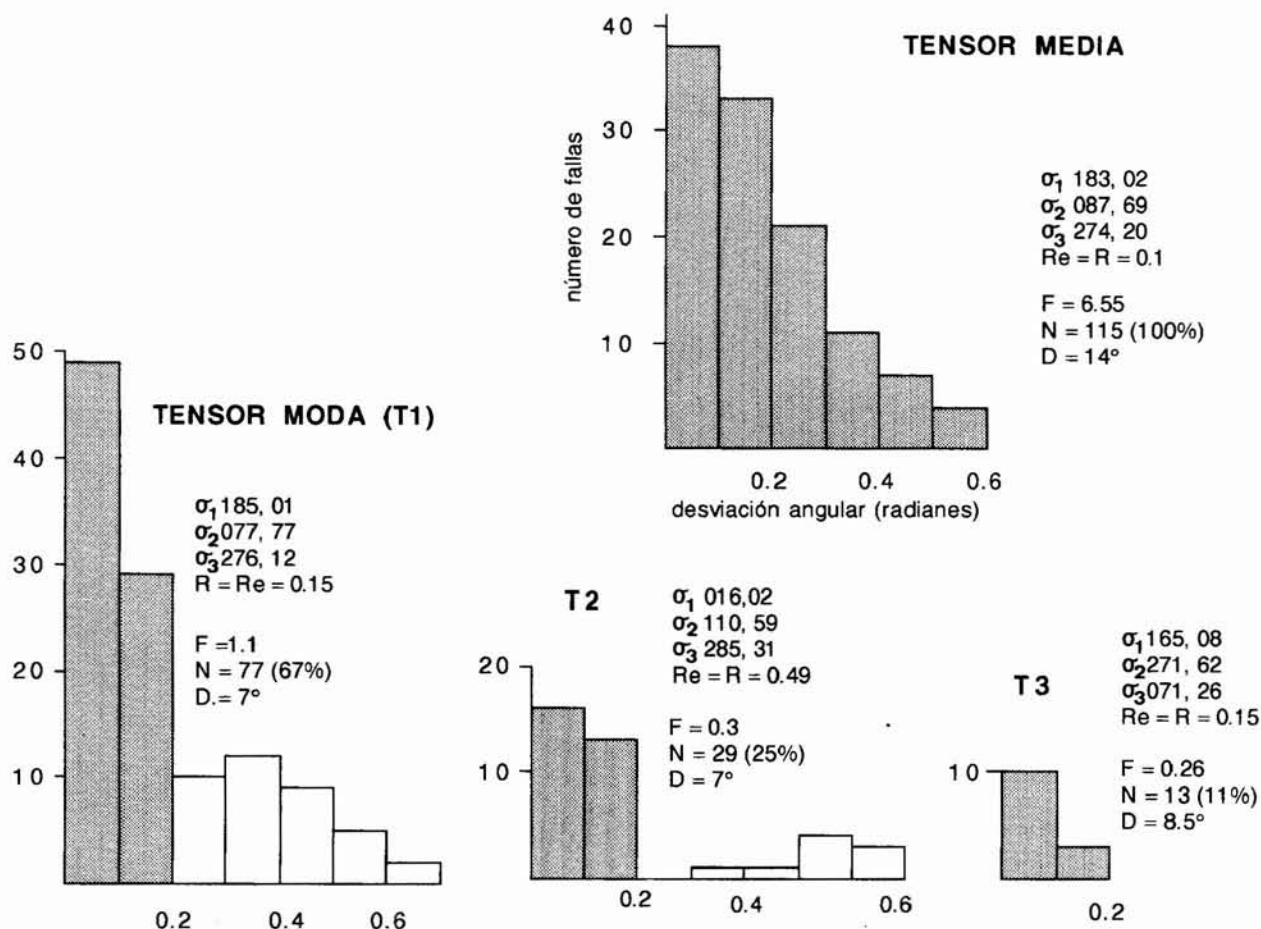


Fig. 3.—Ejemplo ilustrativo de la problemática de los tensores *media* y *moda* en un caso real de población de fallas monofásica. El tensor *media* (TM) es el que mejor explica el conjunto de la población. El tensor *moda* (T1) se obtiene al tratar de agrupar el mayor número de fallas posible únicamente en las dos primeras clases del histograma (atendiendo a los criterios estrictos usados en poblaciones que responden a un tensor de desgarre). Los tensores T2 y T3 explican el resto de fallas no incluidas en T1. Puede verse que TM y T1 son muy similares, y que además los tensores T2 y T3 se distribuyen simétricamente (al menos en lo que concierne a direcciones de σ_1) en torno a T1. Por consiguiente, el tensor *media* TM puede considerarse válido para explicar toda la población, mientras los demás tensores representarían su dispersión «normal».

lar inferior a 0,3 radianes), en determinadas circunstancias es conveniente aplicar criterios más estrictos. Así, para sistemas de fallas direccionales activadas por tensores de *desgarre* (eje σ_2 vertical) sólo se consideran compatibles con el tensor solución las fallas incluidas en las dos primeras clases de histograma. Este criterio se basa en el hecho de que, en estas circunstancias (fallas de alto buzamiento, estrías de cabeceo bajo, ángulo entre las direcciones de los planos y σ_1 próximo a 45°), un cambio de sólo 10° en el cabeceo de la estría puede estar relacionado con cambios considerables en la relación R del tensor solución (Sassi, 1985; Casas Sainz, 1985, 1990). Este mismo criterio se seguirá en regímenes de esfuerzo de compresión triaxial o de distensión con fallas de fuerte buzamiento que formen ángulos pequeños (en el

caso de regímenes distensivos) o grandes (en el caso de regímenes compresivos) con σ_y .

Para tensores distensivos o de compresión triaxial y fracturas que forman ángulos próximos a 45° con σ_y se puede ser más «permisivo» a la hora de decidir qué fallas son explicadas por el tensor solución. En estos casos es perfectamente aceptable una desviación estría real-estría teórica de hasta 25° (es decir, las 4 ó 5 primeras clases del histograma de desviaciones), ya que ésta no supone una variación sustancial del valor de R del tensor.

«Tensor *media*» y «tensor *moda*»

Una aplicación demasiado estricta de los criterios de separación de las fallas explicadas por un tensor

puede acarrear otros problemas. Imaginemos un tensor para el cual las desviaciones angulares de las fallas se distribuyen en semi-campana de Gauss, con los máximos absolutos en las primeras clases y disminuyendo gradualmente los porcentajes hacia la derecha sin solución de continuidad hasta desviaciones elevadas (0,5 ó 0,6 radianes, por ejemplo: fig. 3). Es razonable considerar que todo ese conjunto de fallas ha sido formado bajo una única etapa de esfuerzos representada por un tensor que presenta ciertas variaciones «normales» en torno a unos valores medios. Al tensor capaz de explicar este porcentaje alto de fallas le llamaremos *tensor media* (TM).

Ahora bien, si adoptamos el criterio de considerar explicadas sólo las fallas comprendidas en las dos o tres primeras clases del histograma, habremos de buscar nuevos tensores capaces de explicar el resto. Este procedimiento podría llevarnos a dividir una población «natural» monofásica en subpoblaciones artificiales correspondientes a estados de esfuerzo que muy probablemente serían ficticios. Para evitar este posible error metodológico es conveniente proceder de la siguiente forma. Se separan todos los tensores capaces de explicar subpoblaciones de fallas siguiendo los criterios de desviación angular estrictos. A estos tensores les llamaremos T_1, T_2, \dots, T_n (ver fig. 3), considerando como *tensor moda* al que explica un mayor número de fallas (en este caso T_1). Una vez obtenidos todos estos tensores pueden presentarse dos situaciones: 1. que el tensor moda coincida con el tensor media ($T_1 = TM$) y el resto de los tensores se agrupen simétricamente en torno a él; 2. que exista un sesgo en la distribución de los tensores obtenidos con respecto al tensor moda, con lo cual $T_1 \neq TM$. En el primer caso, el tensor moda sería considerado como la única solución válida. En el segundo podría sospecharse la existencia de una *evolución temporal* del estado de esfuerzos, que debería investigarse buscando otros datos adicionales.

¿Cuántos datos son necesarios para definir un tensor de esfuerzos?

Este problema debe plantearse tanto desde el punto de vista absoluto como en relación con el tamaño total de la población analizada. En principio, bastan cuatro fallas de orientaciones distintas para definir matemáticamente un tensor de esfuerzos; sin embargo, este número es claramente insuficiente para obtener una solución estadísticamente representativa. Etchecopar (1984) recomienda usar al menos 15 medidas, aunque en ocasiones él mismo define tensores con menos datos. De hecho, no es infrecuente que

se admitan soluciones basadas en un número de fallas inferior a 10 (Amigó, 1986; Simón y Paricio, 1988; Guimerà, 1988), si bien es lógicamente aconsejable usar siempre el máximo número de medidas posible.

Por otra parte, también hay que tomar en consideración el peso relativo que tiene la subpoblación de fallas explicadas por el tensor respecto a la población total. Por ejemplo, cuando se analizan poblaciones de fallas muy numerosas la representatividad de un tensor que explique menos de un 10 % de los datos, aun cuando éstos alcancen un número absoluto mayor de 10, es discutible. Estos tensores minoritarios sólo deberían ser tenidos en cuenta si se repiten en otras estaciones de la misma área.

Poblaciones «polifásicas»

Normalmente se denomina población de fallas «polifásica» a aquella de cuyo análisis se obtienen varios tensores de esfuerzos diferentes. Desde la óptica del análisis microestructural debería hablarse más bien de población «politensorial», por cuanto de la información obtenida a escala de afloramiento no se deduce automáticamente la relación entre esos tensores y las fases tectónicas de alcance regional. Sin embargo, sí es práctica común considerar que cada tensor de esfuerzos obtenido representa un episodio tectónico diferenciado, al menos de carácter local (Etchecopar *et al.*, 1981; Sebrier *et al.*, 1985; Angelet *et al.*, 1985). Aunque, según nuestra experiencia, este criterio resulta en general aceptable, es conveniente en cualquier caso tratar de confirmar la secuencia de episodios tectónicos mediante información complementaria (relación entre ejes de esfuerzos obtenidos y familias de estilolitos y juntas de extensión; relaciones cronológicas entre estas últimas estructuras y entre los propios planos o estrías de falla, etc.).

Guimerà (1988, pág. 352) sigue el criterio, más estricto, de no aceptar varios tensores solución en una misma estación si no incluyen estrías diferentes sobre los mismos planos de falla o sobre planos de orientación similar. Sin embargo, creemos que existen varios factores que pueden impedir que las estrías causadas por diferentes estados de esfuerzo coexistan: 1. las estrías formadas bajo un tensor de esfuerzos puede llegar a ser totalmente obliteradas por el siguiente movimiento, sea por disolución o por fricción, y 2. los planos activados por un primer estado de esfuerzos no tienen por qué presentar una orientación favorable para ser movidos también por otro posterior.

El problema de las combinaciones múltiples de soluciones compatibles y los «tensores escondidos»

Como norma general, puede existir más de una combinación de tensores de esfuerzos capaz de explicar una misma población de fallas. Algunas de estas soluciones representarán, efectivamente, tensores de esfuerzo reales, pero otras pueden ser combinaciones casuales que sólo reflejan tensores ficticios. Por otra parte, las diferentes soluciones no siempre se encuentran con la misma facilidad; con frecuencia, algunas requieren la introducción de un tensor inicial muy determinado para que el programa llegue a ellas. En determinados casos, esto puede hacer que no se encuentre alguno de los tensores reales, sin que se tenga tampoco la seguridad de que los hallados lo son. Todo ello nos lleva, por una parte, a la necesidad de usar el método de Etchecopar conjuntamente con algún otro que permita la exploración de todo el espacio posible de soluciones (método Monte-Carlo, de Etchecopar 1984; diagrama y-R), a fin de que no queden «tensores escondidos»; por otro lado, para elegir el tensor «real» entre todos los tensores «compatibles» es preciso contar con criterios complementarios como son la compatibilidad mecánica y la adaptación al contexto tectónico.

El criterio mecánico de Coulomb como test de veracidad de la solución

La representación en el círculo de Mohr de los planos de falla constituye un instrumento de gran utilidad para determinar si las fallas han podido jugar o no bajo ese régimen de esfuerzos, ya que si se encuentran en la parte derecha del diagrama no es probable que hayan llegado a sobrepasar la línea de resistencia intrínseca de la roca. De todas formas, hay que ser cauto a la hora de usar este test ya que, por ejemplo, en planos de marcado carácter estilolítico (cuyo movimiento ha sido controlado, total o parcialmente, por procesos de presión-disolución) no está claro que sea el criterio friccional el que determine la posibilidad del movimiento. En cualquier caso, nunca se pueden considerar como válidas las soluciones en las que los planos se sitúan en la parte inferior-derecha del círculo de Mohr.

Criterios prácticos en la utilización del diagrama y-R

La simplificación que introduce este método al suponer que uno de los ejes de esfuerzos es vertical hace que tenga que ir precedido o acompañado necesariamente de métodos tridimensionales de determinación de los ejes de esfuerzo, que permitan sa-

ber si éstos están inclinados y el valor de tal inclinación. Cuando esto es así, el diagrama y-R habrá que realizarlo abatiendo la población de fallas según el plano de referencia que contenga dos de los ejes de esfuerzos. En caso de que la estratificación no se encuentre en posición subhorizontal se realizan dos diagramas, uno de ellos suponiendo σ_2 vertical y otro suponiendo que este eje es perpendicular a los planos de estratificación (procedimiento que puede ayudar a diagnosticar si el tensor actuó antes o después del plegamiento).

La interpretación de los diagramas y-R no siempre resulta igual de sencilla. Algunos tipos de poblaciones de fallas presentan patrones de curvas que no definen nudos nítidos. En realidad, el problema no reside en las propias características del método, sino en determinados elementos de ambigüedad inherentes a la relación esfuerzos-fallas; lo que hace precisamente el diagrama y-R es poner de manifiesto tal ambigüedad, al contrario de lo que ocurre con los métodos numéricos. Por ejemplo, el diagrama y-R funciona muy bien para fallas con componente direccional, siempre que existan orientaciones variadas dentro de la población. Sin embargo, en condiciones de compresión o distensión tendente a radial la interpretación se complica, ya que las curvas tienen un segmento horizontal muy largo, con lo que aumenta la indeterminación de la dirección de σ_y . En poblaciones de fallas en las que existe una única familia el diagrama y-R muestra un solo haz de curvas en el que no pueden definirse nudos, lo cual no hace más que confirmar que cualquier solución obtenida para estas fallas mediante un método numérico es ficticia.

Existe un caso especial de ambigüedad en la relación entre esfuerzos y fallas en el que incluso el diagrama y-R da una imagen ilusoria de la situación real. Se trata de los sistemas de fallas conjugadas puras de tipo direccional. Hay que decir, en primer lugar, que cualquier sistema de fallas que responde estrictamente al modelo de Anderson no constituye, en rigor, una población susceptible de análisis mediante métodos basados en la ecuación de Bott. Aunque las estrías que aparecen en tales fallas sí cumplen esta ecuación, la orientación que adoptan (perpendicular a la línea de intersección de ambas familias) es independiente de la relación de esfuerzos (ver ecuación 2). Esto significa que a partir de una población de este tipo no puede determinarse el valor de R. En el caso de fallas normales o inversas puras (cabeceo de 90°) esta indeterminación se manifiesta en el propio diagrama y-R, al no aparecer las curvas correspondientes (el valor de R que se obtiene para ellas es $+\infty$ o $-\infty$, respectivamente). Sin embargo, en las fallas direccionales puras (cabeceo de 0°) el diagrama muestra un nudo bien definido cuyo valor de R

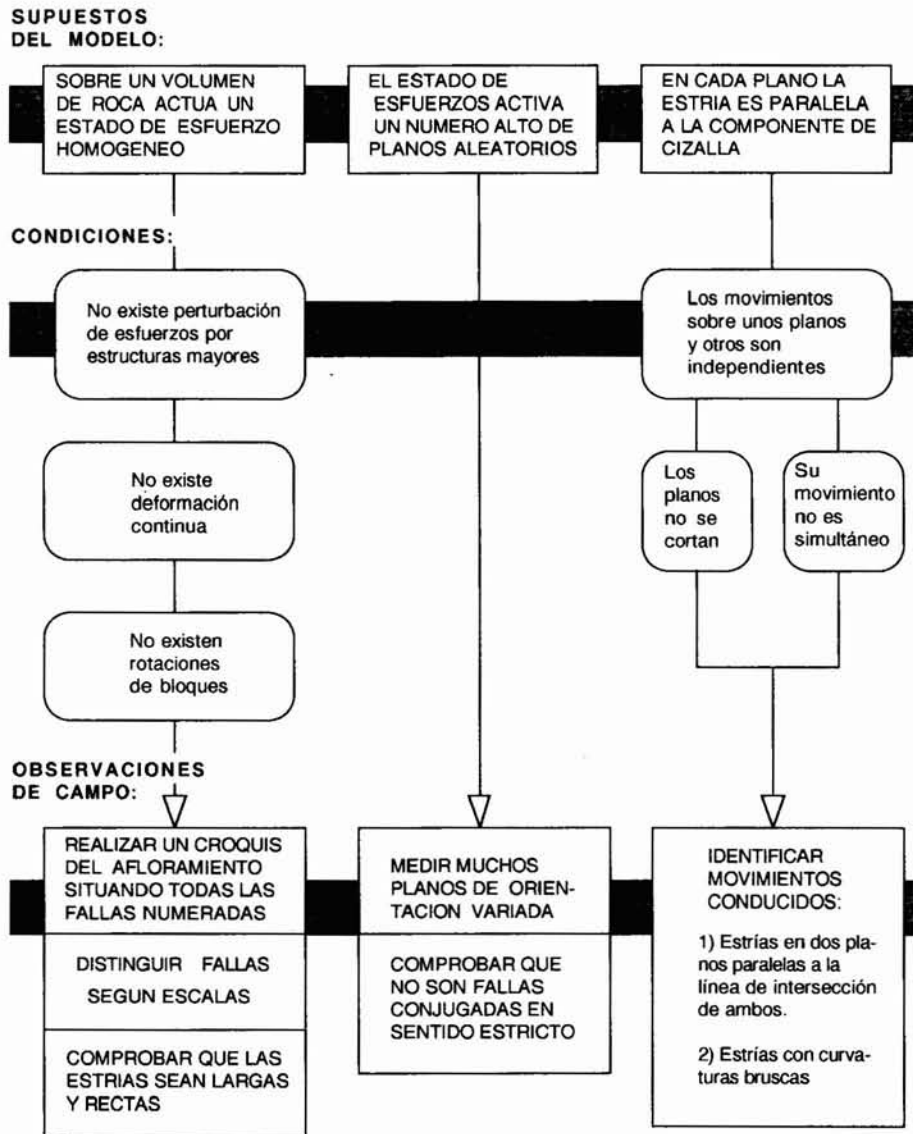


Fig. 4.—Esquema ilustrativo de los supuestos previos y condiciones requeridas para la aplicación de los métodos dinámicos de análisis de fallas, así como de las observaciones de campo necesarias para garantizar su cumplimiento.

es, no obstante, ficticio (depende únicamente del ángulo que forman entre sí ambas familias conjugadas).

Algunas cuestiones referentes a la toma de datos

Los métodos de análisis de fallas parten de tres supuestos sobre el estado de esfuerzos y la forma en que éste actúa sobre el volumen rocoso (fig. 4):

1. El estado de esfuerzos es homogéneo a la escala estudiada. Para ello deben cumplirse tres condiciones: a) no debe existir perturbación de esfuerzos por estructuras mayores dentro del propio volumen

estudiado; b) la deformación continua dentro del volumen rocoso tiene que ser mínima o inexistente, y c) no debe existir rotación de bloques con respecto a los ejes de esfuerzos.

2. El tensor de esfuerzos activa un número alto de planos de discontinuidad orientados de forma aleatoria.

3. En cada plano la estría es paralela al esfuerzo tangencial máximo sobre él. Ello supone que el movimiento de cada fractura debe ser independiente del resto, con lo cual, o bien los planos no se cortan, o sus movimientos no son simultáneos.

Los resultados del análisis de fallas en múltiples regiones muestran comúnmente una buena coherencia con el marco tectónico establecido a partir de la información macroestructural. Ello sugiere que las mencionadas condiciones suelen cumplirse de hecho, y que es razonable mantener la confianza en las posibilidades de los métodos (Angelier *et al.*, 1985). No obstante, es conveniente que este aspecto sea controlado en cada estación que se estudia. Esto hace que, simultáneamente a la toma de medidas, haya que realizar una serie de observaciones complementarias que enumeramos a continuación.

Observaciones encaminadas a verificar la homogeneidad del estado de esfuerzo

En primer lugar, hay que detectar la posible existencia de accidentes «mayores» (en relación con el tamaño de las fallas que se van a analizar) que puedan desviar las trayectorias de esfuerzo. Para ello se realizan croquis de los afloramientos estudiados en los que se sitúa cada una de las fallas medidas, que previamente habrán sido también numeradas sobre el terreno. En caso de que existan accidentes que rompan la continuidad estructural del afloramiento, es conveniente diferenciar dentro de él dominios que se analizarán por separado.

No se pueden mezclar en el análisis fallas de tamaños muy distintos, ni medidas tomadas a distancias de escala muy diferente a la de las propias fallas (por ejemplo, varios planos decimétricos medidos a lo largo de varios kilómetros). En cualquier caso, la compatibilidad entre estrías situadas sobre planos de falla de distintas escalas es un síntoma de homogeneidad espacial del campo de esfuerzos (Etchecopar y Mattauer, 1988). También lo es la constancia en las orientaciones de las estrías sobre planos de falla paralelos. Por otra parte, la longitud y el carácter rectilíneo de las estrías son dos atributos que suelen estar relacionados en proporción directa con su homogeneidad temporal (Etchecopar, 1984).

Observaciones encaminadas a determinar que el campo de esfuerzos activa un alto número de planos aleatorios de discontinuidades

Siempre que se pueda, es recomendable medir muchos planos estriados de orientaciones variadas, y comprobar que no se trata de fallas conjugadas en sentido estricto. En poblaciones que se sospechan monofásicas puede bastar con 20 ó 25 medidas, pero como norma general deben intentar medirse entre 50 y 100 fallas.

Observaciones encaminadas a garantizar que en cada plano la estría es paralela al máximo esfuerzo tangencial

Para que esta condición se cumpla es necesario que el movimiento de cada plano sea independiente de los demás. El caso más frecuente en que esto no se cumple es el de los llamados «movimientos conducidos» (Etchecopar, 1984), es decir, de aquellos que se producen cuando uno de los bloques que desliza sobre un plano de falla lo hace a la vez sobre otro plano que se corta con él. Sobre este último se produce una estriación que no responde a la ecuación de Bott, sino que viene determinada por la cinemática del bloque. El criterio para identificar tal situación es encontrar diedros formados por la intersección de dos microfracturas cuyas estrías son paralelas entre sí. Las estrías que presentan curvaturas bruscas también pueden ser un síntoma de este tipo de mecanismo (Etchecopar, 1984).

Reflexiones sobre la aplicación del análisis de paleoesfuerzos a la resolución de problemas tectónicos regionales

Una cuestión fundamental que debemos plantearnos antes de tratar de integrar los resultados del análisis de microestructuras frágiles en un esquema tectónico es en qué medida los tensores de esfuerzos obtenidos a partir de este análisis reflejan los campos de esfuerzos regionales. En principio, se puede afirmar que las microestructuras de una estación reflejan un estado de esfuerzos puntual en el espacio, y en ciertos casos también en el tiempo. Ese estado de esfuerzos puntual será el resultado de la transmisión del campo de esfuerzos regional o «primario» a través del volumen rocoso. Cuando no existen accidentes que perturben o modifiquen las trayectorias y valores de esfuerzos de ese campo regional (caso de zonas tabulares poco deformadas), puede decirse que el estado de esfuerzos puntual detectado a partir de microestructuras es un reflejo directo del mismo. Sin embargo, cuando existen estructuras de escala hecto o kilométrica capaces de causar perturbaciones en la transmisión de los esfuerzos, la relación entre las poblaciones locales de fallas y el campo de esfuerzos primario ya no es tan directa.

En cualquier caso, las microestructuras frágiles pueden ser útiles a la hora de definir un modelo espacial (al menos bidimensional) de trayectorias de los campos de esfuerzos, donde tengan reflejo tanto las características primarias como las perturbaciones secundarias más importantes. Para ello las observaciones deben realizarse en puntos lo más numerosos y

bien distribuidos que sea posible, prestando especial atención al contexto estructural en el que se han desarrollado las microfallas. Si se consigue establecer este modelo de campo de esfuerzos se tiene la base fundamental para resolver dos problemas que aparecen siempre íntimamente relacionados en toda interpretación tectónica:

1. La relación espacial y genética entre un proceso tectónico, el campo de esfuerzos que crea y las macro y microestructuras a que da lugar.

2. La diferenciación entre las variaciones espaciales de los esfuerzos debidas a perturbaciones secundarias y las variaciones temporales debidas a la evolución de los procesos geodinámicos («fases tectónicas»).

Conclusiones

1. Existen cuatro aproximaciones distintas para explicar la relación entre poblaciones de fallas y sistemas de esfuerzos o deformación: modelo de fallas conjugadas de Anderson, modelos geométrico-cinemáticos (basados en relaciones simples de compatibilidad entre fallas de orientaciones aleatorias y ejes de esfuerzo o deformación), modelos dinámicos (basados en la ecuación de Bott) y modelo de Reches (que define la geometría óptima de la fracturación suponiendo que ésta se produce bajo unas condiciones límite determinadas por los ejes de deformación).

2. Al analizar una población de fallas es conveniente el uso combinado de distintos métodos. De acuerdo con nuestra experiencia, resulta apropiada la utilización conjunta de los métodos de diedros rectos, diagrama y-R y Etchecopar. El primero proporciona una visión preliminar de los resultados; el segundo permite explorar todo el espectro de posibles soluciones, y el tercero, calcula los resultados numéricos.

3. Para conseguir unos resultados fiables del análisis microestructural es muy importante prestar atención a una serie de detalles técnicos relativos tanto a la toma de datos en campo (número de medidas necesarias y representatividad de las mismas, observaciones encaminadas a garantizar que se cumplen los supuestos de los que parten los métodos) como a ciertas cuestiones prácticas del análisis (criterios de calidad y verosimilitud de las soluciones, procedimientos para separar subpoblaciones de fallas compatibles con distintos tensores de esfuerzos).

4. Los métodos de análisis de microestructuras frágiles funcionan bien en zonas tabulares, si bien hay que ser cauto cuando se aplican a zonas con mayor complejidad estructural. Los resultados obtenidos, convenientemente integrados dentro del contexto

tectónico, pueden ser utilizados para la reconstrucción de campos de esfuerzo regionales.

Referencias

- Aleksandrowski, P. (1985). Graphical determination of principal stress directions for slickenside lineation populations: an attempt to modify Arthaud's method. *J. Struct. Geol.*, 7, 73-82.
- Alfaro Zubero, J. A. (1987). *Sobre la tectónica frágil y neotectónica del NE de la Sierra de Albarracín (Teruel)*. Tesis de licenciatura. Universidad de Zaragoza, 120 págs.
- Amigó i Mitjana, J. (1986). *Estructura del massís del Gaià. Relacions estructurals amb les Losses del Penedès i del Camp de Tarragona*. Tesis doctoral. Universidad de Barcelona, 253 págs.
- Anderson, E. M. (1951). *The dynamics of faulting and dyke formation with application to Britain*. Oliver & Boyd Ed. Reprinted of the revised second edition (1963), 206 págs.
- Angelier, J.; Coletta, B., y Anderson, R. E. (1985). Neogene paleostress changes in the Basin and Range: A case study at Hoover Dam, Nevada-Arizona. *Geol. Soc. Amer. Bull.*, 96, 347-361.
- Angelier, J. y Mechler, P. (1977). Sur une méthode graphique de recherche des contraintes principales également utilisable en tectonique et en séismologie: la méthode des dièdres droits. *Bull. Soc. Géol. France* (7), 19, 1309-1318.
- Angelier, J.; Tarantola, A.; Valette, B., y Manoussis, S. (1982). Inversion of field data in fault tectonics to obtain the regional stress. I. Single phase fault populations: a new method of computing the stress tensor. *Geophys. J. R. Astr. Soc.*, 69, 607-621.
- Armijo, R.; Carey, E., y Cisternas, A. (1982). The inverse problem in microtectonics and the separation of tectonic phases. *Tectonophysics*, 82, 145-160.
- Arthaud, F. (1969). Méthode de détermination graphique des directions de raccourcissement, d'allongement et intermédiaire d'une population de failles. *Bull. Soc. Géol. Fr.*, 7 (11), 729-737.
- Arthaud, F. y Choukroune, P. (1972). Méthode d'analyse de la tectonique cassante à l'aide des microstructures dans les zones peu déformées. Exemple de la plate-forme Nord-Aquitaine. *Rev. Inst. Fr. Petrol.*, 27 (5), 715-732.
- Bott, M. H. P. (1959). The mechanics of oblique slip faulting. *Geol. Mag.*, 96, 109-117.
- Carey, E. (1976). *Analyse numérique d'un modèle mécanique élémentaire appliqué à l'étude d'une population de failles: calcul d'un tenseur moyen des contraintes à partir des stries de glissement*. Thèse IIIème cycle. Université de Paris-Sud, 138 págs.
- Carey, E. (1979). Recherche des directions principales de contraintes associées au jeu d'une population de failles. *Rev. de Géol. Dyn. et de Géogr. Phys.*, 21, 57-66.
- Carey, E. y Brunier, B. (1974). Analyse théorique et numérique d'un modèle élémentaire appliqué à l'étude d'une population de failles. *C. R. Acad. Sc. Paris*, 279 (D), 891-894.
- Casas Sainz, A. M. (1985). *Análisis de la deformación frágil en el área de Alcaine (Teruel)*. Tesis de licenciatura, Universidad de Zaragoza, 162 págs.

- Casas Sainz, A. M. (1988). El estado de esfuerzos durante el Terciario en la Depresión de Amedo (La Rioja). *Act. Geol. Hisp.*, 23, 223-231.
- Casas Sainz, A. M. (1990). *El frente norte de las sierras de Cameros: Estructuras cabalgantes y campo de esfuerzos*. Tesis doctoral, Universidad de Zaragoza, 382 págs.
- De Vicente Muñoz, G. (1988). *Análisis poblacional de fallas. El sector de enlace Sistema Central-Cordillera Ibérica*. Tesis doctoral, Universidad Complutense de Madrid, 333 págs.
- Etchecopar, A. (1984). *Etude des états de contraintes en tectonique cassante et simulations de déformations plastiques (approche mathématique)*. Thèse d'Etat, USTL Montpellier, 269 págs.
- Etchecopar, A. y Mattauer, M. (1988). Méthodes dynamiques d'analyse des populations de failles. *Bull. Soc. Géol. France* (8), 4, 289-302.
- Etchecopar, A.; Vasseur, G., y Daignères, M. (1981). An inverse problem in microtectonics for the determination of stress tensors from fault striation analysis. *J. Struct. Geol.*, 3, 51-65.
- Guimerà, J. (1987). Comentarios sobre «aportaciones al conocimiento de la compresión tardía en la Cordillera Ibérica centro-oriental: la cuenca neógena inferior del Mijares (Teruel-Castellón)». *Estudios Geol.*, 43, 63-69.
- Guimerà, J. (1988). *Estudi estructural de l'enllaç entre la Serralada Ibérica y la Serralada Costanera Catalana*. Tesis doctoral, Universidad de Barcelona, 600 págs.
- Lisle, R. J. (1987). Principal stress orientations from faults: an additional constraint. *Annales Tectonicae*, 1, 155-158.
- Lisle, R. J. (1988). Romsa: a basic program for paleostress analysis using fault striation data. *Computers & Geosciences*, 14, 255-259.
- Mattauer, M. (1976). *Las deformaciones de los materiales de la corteza terrestre*. Omega, Barcelona, 524 págs.
- Pegoraro, O. (1972). *Application de la microtectonique à un étude de néotectonique. Le golfe Maliaque (Grèce centrale)*. Thèse IIIème cycle, USTL Montpellier, 41 págs.
- Reches, Z. (1978). Analysis of faulting in three-dimensional strain field. *Tectonophysics*, 47, 109-129.
- Reches, Z. (1983). Faulting of rocks in three-dimensional strain fields: II. Theoretical analysis. *Tectonophysics*, 95, 133-156.
- Reches, Z. y Dieterich, J. H. (1983). Faulting of rocks in three-dimensional strain fields: I. Failure of rocks in polyaxial, servocontrol experiments. *Tectonophysics*, 95, 111-132.
- Sassi, W. (1985). *Analyse numérique de la déformation cassante*. Thèse IIIème cycle, Univ. Paris-Sud. Orsay, 229 págs.
- Sebrier, M.; Mercier, J. L.; Mégard, F.; Laubacher, G., y Carey-Gailhardis, E. (1985). Quaternary normal and reverse faulting and the state of stress in the central Andes of South Peru. *Tectonics*, 4, 739-780.
- Simón Gómez, J. L. (1986). Analysis of a gradual change in stress regimen (example from eastern Iberian Chain, Spain). *Tectonophysics*, 124, 37-53.
- Simón Gómez, J. L. (1989). Recent stress field and brittle tectonics in the Iberian Chain and Ebro Basin (Spain). *J. Struct. Geol.*, 11, 285-294.
- Simón Gómez, J. L. y Paricio Cardona, J. (1988). Sobre la compresión Neógena en la Cordillera Ibérica. (Algunas precisiones a propósito de los comentarios de J. Guimerà al trabajo «Aportaciones al conocimiento de la compresión tardía en la Cordillera Ibérica centro-oriental: la cuenca neógena inferior del Mijares, Teruel-Castellón».) *Estudios Geol.*, 44, 271-283.
- Simón, J. L.; Serón, F. J., y Casas, A. M. (1988). Stress deflection and fracture development in a multidirectional extension regime. Mathematical and experimental approach with field examples. *Annales Tectonicae*, 2, 21-32.

Recibido el 24 de octubre de 1990
Aceptado el 30 de noviembre de 1990