

MEDIDA DE LA DEFORMACION A PARTIR DE PLIEGUES PARALELOS APLASTADOS

FERNANDO BASTIDA

TRABAJO DE Bastida, F. (1981).—Medida de la deformación a partir de pliegues paralelos aplastados. *GEOLOGIA Trabajos de Geología*, Univ. de Oviedo, 11, 15-33.



En el presente trabajo se desarrolla un método sencillo y rápido para determinar el acortamiento total sufrido por pliegues paralelos aplastados con una amplia gama de morfologías. Dada la notable frecuencia con que se presentan estas estructuras, el modelo está pensado a ser particularmente útil en aquellas regiones deficientes en marcadores de la deformación. El análisis de los modelos geométricos utilizados ha permitido realizar además algunas consideraciones teóricas. En este sentido, se ha podido reconstruir la evolución de los pliegues que requieren unas condiciones de mínima energía, observándose que los pliegues se desarrollan por «buckling» hasta un valor límite del acortamiento, a partir del cual la evolución continúa por aplastamiento. Este valor límite para el «buckling» varía poco con la forma de los pliegues y oscila entre el 29 y el 36 % de acortamiento, mientras que el ángulo entre flancos correspondiente varía más (90° para pliegues «chevron», 70° para sinusoidales y 56° para formas de arcos de elipses que mejor se ajustan a ondas seno). Estos valores se han contrastado con los obtenidos por otros autores mediante otros métodos.

El método de medir la deformación desarrollado en la primera parte de este trabajo se ha aplicado a los pliegues de la primera fase de deformación de una zona del Macizo Hercínico Ibérico (Zona Asturoccidental-leonesa). Los resultados de las medidas muestran cómo el acortamiento aumenta hacia las zonas internas del macizo y cómo su modelo de variación a través de la zona es comparable al de los ángulos entre flancos y al de las amplitudes de Hudleston. Se deduce, por otra parte, que es posible realizar, aunque con cierto error, una primera estimación del acortamiento sufrido por los pliegues a partir únicamente de su ángulo entre flancos.

A simple and quick method is presented of how to determine the total shortening suffered by flattened parallel folds with different morphologies. Due to the widespread development of folds, this method is particularly useful in regions in which deformation markers are scarce. From the analysis of the geometric models, several theoretic considerations have been done. It has been possible to show the evolution of folds in terms of minimum energy, concluding that folds are developed by buckling until a limit value is reached after which the evolution continues by flattening. This limit value range between 29 and 36 % of shortening, depending on the shape of folds; the interlimb angle corresponding to this limit has a wider range of values (90° for chevron folds, 70° for sinusoidal folds and 56° for arcs of ellipse shape folds close to sine-shape).

This method has been applied to the first hercynian folds of the Westasturian-leonese zone (a unit of the Iberian Hercynian Foldbelt). Results indicate that shortening increases towards the inner parts of the chain and this variation through the zone is comparable to the interlimb angle and amplitude variations of Hudleston. It is suggested that an approximate measure of the shortening represented by flattened parallel folds can be obtained immediately from their interlimb angles.

Fernando Bastida, Departamento de Geotectónica, Universidad de Oviedo. Manuscrito entregado el 23 de marzo de 1981.

La medida de la deformación interna sufrida por las rocas y la estimación de su variación en una cordillera de plegamiento constituyen un

objetivo importante de la Geología Estructural. Su realización requiere la existencia de ciertos rasgos en las rocas denominados marcadores de

la deformación. Desgraciadamente, la existencia de buenos marcadores no es frecuente, sobre todo en zonas metamórficas, lo cual dificulta enormemente las medidas. Por otro lado, algunos métodos para calcular la deformación son muy laboriosos, sin que ello signifique una gran exactitud en las determinaciones realizadas. Todas estas dificultades han tenido como consecuencia el que exista un notable desconocimiento de la deformación interna en muchas cordilleras.

El fin del presente trabajo consiste en poner a punto un método sencillo para realizar estimaciones de la deformación a partir de pliegues paralelos aplastados. Dada la extraordinaria frecuencia con que estas estructuras aparecen en la naturaleza, el método que se propone es aplicable a numerosos medios geológicos, siendo particularmente útil en aquellas zonas en las que no se disponga de marcadores que permitan la medida de la deformación mediante otros métodos.

La posibilidad de utilizar los pliegues paralelos aplastados para el cálculo de la deformación comprensiva, ha sido ya expuesta por Ramsay (1967) y en un trabajo anterior (Bastida, 1980), hemos establecido ya las bases para el desarrollo del método que se propone. En el presente trabajo se desarrolla extensamente dicho método para una amplia gama de formas de superficies plegadas y se derivan algunas consecuencias teóricas basadas en la geometría de los modelos utilizados. Este trabajo consta, en consecuencia, de tres partes. En la primera, se expone el fundamento del método, su forma de llevarlo a la práctica y las limitaciones que presenta. En la segunda, se derivan algunas consideraciones teóricas sobre el plegamiento a partir de los modelos geométricos utilizados en la medida del acortamiento. Finalmente, en la tercera, se ilustra una aplicación a una zona concreta del Macizo Hercínico Ibérico en el NW de la Península.

FUNDAMENTO Y UTILIZACION DEL METODO

DESARROLLO DEL MÉTODO

El método propuesto para medir la deformación, permite obtener una estimación del acortamiento global sufrido por cada pliegue utilizado en la determinación. En consecuencia,

permite, cuando se utiliza estadísticamente, obtener los valores medio y modal del acortamiento sufrido por las rocas en una zona con abundantes pliegues menores.

Los pliegues utilizados para la medida deben de responder al modelo de pliegue paralelo aplastado, término propuesto por Ramsay (1962, 1967) para denominar a los pliegues cuya geometría se debe a la superposición de una deformación homogénea sobre pliegues paralelos formados previamente por «buckling» (Fig. 1). Este mecanismo ha sido también sugerido desde un punto de vista teórico por otros autores (De Sitter, 1958, 1964; Flinn, 1962; Mukhopadhyay, 1965; Biot, 1965a y b; Ramberg, 1970) y las observaciones realizadas en el campo parecen confirmar que los pliegues paralelos aplastados son muy frecuentes en la naturaleza (Ramsay, 1962, 1967; Carrara, 1973; Divi y Fyson, 1973; Hudleston, 1973c; etc.).

Para realizar medidas de acortamientos mediante ese método se requiere obviamente probar que las estructuras utilizadas son pliegues paralelos aplastados, los cuales poseen unas características que han sido claramente expuestas por Ramsay (1967, pp. 411-415). La determinación del acortamiento total asociado al desarro-

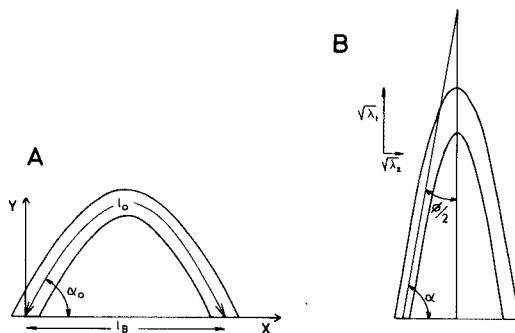


Fig. 1.—Geometría de un pliegue paralelo aplastado.

llo de estos pliegues requiere desplegar la estructura de acuerdo con su mecanismo de formación.

Este proceso lleva consigo tres pasos:

- 1.º Cálculo del acortamiento debido al aplastamiento.
- 2.º Cálculo del acortamiento debido al «buckling».
- 3.º Cálculo del acortamiento total.

Cálculo del acortamiento debido al aplastamiento (e_A)

Supongamos un pliegue paralelo aplastado (Fig. 1) en el que $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ es la relación entre los ejes de la elipse de la deformación correspondiente al aplastamiento. Teniendo en cuenta que $\sqrt{\lambda_2} = 1 + e_A$ y suponiendo que el aplastamiento se produce sin cambio de área ($\lambda_1 \cdot \lambda_2 = 1$), el acortamiento debido al aplastamiento viene dado por

$$e_A = \sqrt{\lambda_2} - 1 = \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} - 1 \quad (1)$$

La medida pertinente para calcular e_A es, en consecuencia, la relación $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$, la cual puede determinarse mediante el método propuesto por Ramsay (1967). Se clasifica el pliegue construyendo las curvas t'α (curvas espesor ortogonal-buzamiento); si se trata de un pliegue paralelo aplastado, dichas curvas se ajustarán a algunas de las del diagrama propuesto por Ramsay (1967, Fig. 7-79), las cuales nos darán la mencionada relación $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$. Variantes de este método han sido propuestas por Milnes (1971, Fig. 2) y Hudleston (1973a). Estos métodos son, sin duda, los más exactos para calcular el acortamiento buscado.

Si se trata de una muestra amplia y representativa de los pliegues de una región determinada, se puede utilizar para la medida del aplastamiento el parámetro que hemos denominado *relación entre espesores*. Este parámetro lo hemos definido como el valor de t'α de Ramsay correspondiente al punto de buzamiento máximo de un flanco de la capa plegada. Este valor depende de la geometría del pliegue y, si se trata de pliegues paralelos aplastados de la clase IC, depende del aplastamiento sufrido por ellos. Este parámetro puede representarse mediante un punto por flanco en el diagrama propuesto por Ramsay (1967, Fig. 7-79) y permite obtener una estimación del valor de $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ debido al aplastamiento. Si bien, para el caso de flancos individuales, este método es menos exacto que el anteriormente descrito, permite visualizar en una sola gráfica la variabilidad del aplastamiento en un conjunto de pliegues y obtener fácilmente sus valores medio y modal con suficiente exactitud. Además, el método es aplicable a pliegues a los que, por las condiciones de afloramiento, no se les pueda aplicar la clasificación de Ramsay.

Determinación del acortamiento por «buckling» (e_B)

El acortamiento de un pliegue formado por «buckling» depende de la forma de las superficies plegadas y puede calcularse mediante la expresión

$$e_B = (l_B - l_0)/l_0 \quad (2)$$

en la que el significado de l_B y l₀ se ilustra en la Fig. 1A.

De acuerdo con la expresión (2), para el cálculo de e_B es necesario conocer los valores de l_B y l₀. Para ello, se requiere además determinar el valor del buzamiento máximo (α₀) de los flancos previo al proceso de aplastamiento (Fig. 1A).

El valor de α₀ puede calcularse a partir del valor máximo del buzamiento final (α), mediante la fórmula que da el cambio de ángulos durante una deformación homogénea (Ramsay, 1867, p. 67); es decir,

$$\text{tg } \alpha_0 = \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \text{tg } \alpha \quad (3)$$

El valor de l_B, teniendo en cuenta que suponemos que no hay cambio de área durante el aplastamiento, vendrá dado por (Fig. 1),

$$l_B = l_A/\sqrt{\lambda_2} = l_A/\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \quad (4)$$

La longitud de l₀ puede calcularse, en general, mediante la expresión que da la longitud de un arco de curva, es decir,

$$l_0 = \int_a^b \sqrt{1 + [f'(x)]^2} \cdot dx \quad (5)$$

siendo f(x) la función que describe la curva perfil de la superficie plegada y a y b los valores de x en los extremos del intervalo determinado por l₀. La evaluación de esta integral, y por tanto de e_B, depende obviamente de la geometría de la superficie plegada y se especificará en cada uno de los casos concretos que analizaremos más adelante.

Conviene destacar que l₀ se mide sobre la línea media de la capa (Fig. 1A) y que la correcta aplicación de la fórmula (2) requiere que dicha longitud permanezca invariable durante el «buckling», es decir, que el mecanismo de plegamiento sea la «deformación longitudinal tangencial» o la deformación por cizalla paralela a las capas. (Ramberg, 1961; Ramsay, 1967) y que la mencionada posición de l₀ coincida con la de la superficie neutra del pliegue. De acuerdo con

la teoría de plegamiento, estos requerimientos no conducen a errores apreciables si la medida se efectúa en capas competentes delgadas en relación con la longitud de onda de los pliegues.

Determinación del acortamiento total (e_T).

A partir de la Fig. 1, se deduce que la elongación cuadrática total (λ_T), debida al plegamiento, viene dada por

$$\sqrt{\lambda_T} = l_A/l_0 = (l_A/l_B) \cdot (l_B/l_0) \Rightarrow \quad (6)$$

$$\sqrt{\lambda_T} = \sqrt{\lambda_A} \cdot \sqrt{\lambda_B}$$

donde $\lambda_A \equiv \lambda_2$ es la elongación cuadrática debida al aplastamiento (Fig. 1) y λ_B la debida al «buckling» en la misma dirección. La expresión (6) puede ponerse en función de extensiones, con lo cual se tiene que el acortamiento total (e_T) debido al plegamiento viene dado por

$$e_T = e_A + e_B + e_A \cdot e_B \quad (7)$$

Aplicación del método a algunas formas comunes de superficies plegadas

En los apartados anteriores hemos descrito los pasos generales a seguir en la determinación del acortamiento total sufrido por pliegues paralelos aplastados. Como hemos podido ver, el resultado depende de la geometría de las superficies plegadas. Por esta razón vamos a exponer a continuación los resultados obtenidos de la aplicación de este método a algunas formas concretas de pliegues, remitiendo al lector para un mayor detalle en torno a los cálculos que el método lleva consigo al Apéndice I del presente trabajo.

A. Pliegues sinusoidales.—Los análisis teóricos sobre el plegamiento de capas elásticas lineales o viscosas lineales muestran cómo, en los primeros estadios del proceso, la forma de los pliegues es sinusoidal (Biot, 1961, 1965a; Johnson, 1970, 1977). Por otro lado, las observaciones de campo indican que esta forma es también muy frecuente en los pliegues naturales.

La aplicación a este caso del método anteriormente descrito (Apéndice IA) nos da como resultado que el acortamiento total (e_T) es una función de la relación $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ y del ángulo entre flancos (Φ), función que se ha representado gráficamente en la Fig. 2A para diversos valores del ángulo entre flancos. Dicha gráfica permite obtener, a partir del aplastamiento superpuesto

al «buckling» (expresado como $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ o en %) y del ángulo entre flancos, el acortamiento total sufrido por los pliegues.

B. Pliegues de tipo «chevron».—Estos pliegues se originan en diversos materiales de comportamiento reológico no lineal (Chapple, 1969, 1970; Johnson, 1970, 1977) y son muy frecuentes en la naturaleza en determinados tipos de «multilayers» (Ramsay, 1974).

Al igual que en el caso de los pliegues sinusoidales se obtiene como resultado del cálculo del acortamiento total (Apéndice IB) que éste es función de $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ y Φ . Dicha función se ha representado gráficamente en la Fig. 2B para diversos valores de Φ . Las curvas obtenidas presentan una forma análoga a las correspondientes a ondas sinusoidales.

C. Pliegues con perfil elíptico.—Los análisis teóricos y experimentales del plegamiento de amplitud finita muestran que, a medida que el grado de amplificación aumenta la geometría de las superficies plegadas se desvía frecuentemente de la forma sinusoidal (Chapple, 1968, 1970; Dieterich y Carter, 1969; Dieterich, 1970; Hudleston, 1973b; Hudleston y Stephansson, 1973; Stephansson, 1976; Parrich, *et al.*, 1976; Pulgar, 1980) y se originan otras formas, entre las que la elipse figura como una de las más frecuentes. Este hecho se comprueba también en análisis de pliegues naturales basados en datos de campo (Hudleston, 1973c; Davis, 1975; Bastida y Pulgar, 1978). Por todo ello la elipse será la tercera forma a considerar aquí en la determinación del acortamiento global de pliegues paralelos aplastados. En este caso, cabe plantearse diversas situaciones según la porción del arco de elipse considerado y sus características geométricas.

En primer lugar consideraremos el caso de pliegues con forma semielíptica (formas C de la clasificación de Hudleston). En este caso, a diferencia de los tratados anteriormente el ángulo entre flancos es siempre nulo y no interviene, por tanto, como variable en la función que describe el acortamiento total (Apéndice IC). Las variables pertinentes en la función e_T son, en este caso, la relación $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ y la excentricidad final (ϵ) de las elipses involucradas en el proceso. La forma de la función e_T se ha representado en la Fig. 2C para diversos valores de la excentricidad ϵ . En dicha gráfica, la línea discontinua que une los mínimos de las curvas, corresponde precisamente a las semielipses que

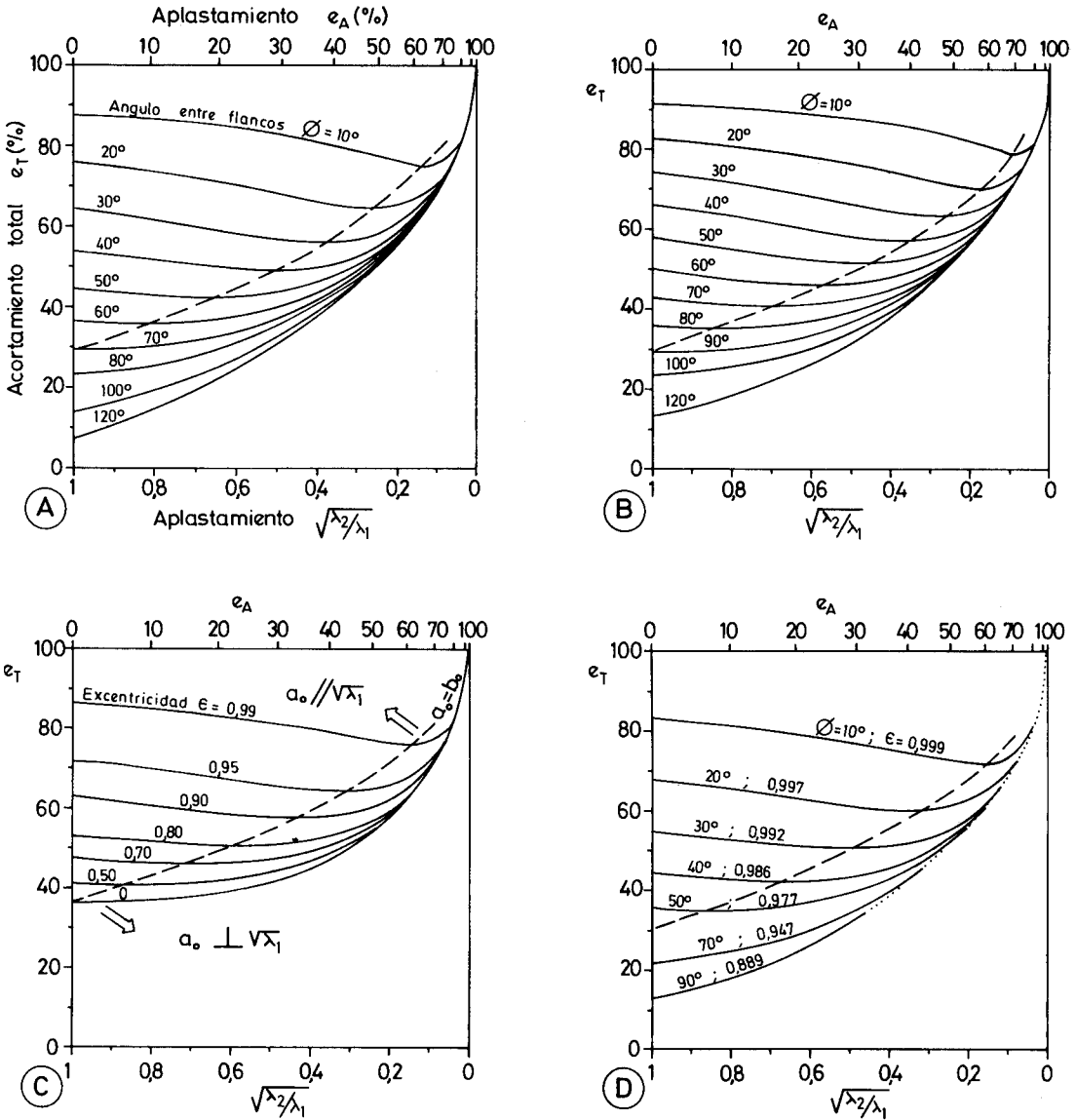


Fig. 2.—Curvas que permiten obtener el acortamiento total sufrido por pliegues paralelos aplastados. A; pliegues sinusoidales, $e_T = e_T(\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \phi)$. B; pliegues «chevron», $e_T = e_T(\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \phi)$. C; pliegues semielípticos, $e_T = e_T(\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \epsilon)$. D; pliegues cuyo perfil es un arco de elipse comparable a los pliegues sinusoidales y «chevron», $e_T = e_T(\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \phi, \epsilon)$.

proviene del aplastamiento de pliegues paralelos con perfil semicircular. Por otro lado, las porciones de las curvas situadas por encima de dicha línea discontinua corresponden a los casos en los que el semieje mayor a_0 de la elipse correspondiente al pliegue paralelo previo es paralelo a la dirección de $\sqrt{\lambda_1}$, mientras que las porciones situadas por debajo corresponden a

los casos en que a_0 es perpendicular a la dirección de $\sqrt{\lambda_1}$.

Las curvas de la Fig. 2C, aunque presentan una forma análoga a las de la Fig. 2A y B, no son comparables a ellas puesto que las variables involucradas son distintas. Para hacer posible esta comparación, hemos analizado un segundo caso en el que se consideran arcos de elipses

que presentan ángulo entre flancos y amplitudes iguales que las formas sinusoidales correspondientes. Se trata en definitiva de considerar los casos de los arcos de elipse que más se acercan a formas seno. El cálculo correspondiente se ha esbozado en el Apéndice IC, habiéndose obtenido como resultado una familia de curvas (Fig. 2D) que dan el acortamiento total e_T en función de $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ para diversos valores de Φ y ϵ . Los tramos continuos de las curvas corresponden a los casos en los que a_0 es paralelo a la dirección de $\sqrt{\lambda_1}$, mientras que los de puntos corresponden a casos en los que a_0 es perpendicular a dicha dirección. Los puntos que separan ambos tipos de tramos corresponden a estructuras que provienen del aplastamiento de pliegues cuyo perfil es un arco de circunferencia.

A partir de los pliegues elípticos analizados, se desprende que $e_T = e_T(\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}, \epsilon, \Phi)$, siendo los casos anteriormente tratados ejemplos particulares de los infinitos que se pueden considerar fijando dos de las tres variables mencionados. En el caso más general, podemos suponer un pliegue cuyo perfil es un arco de elipse simétrico; entonces el acortamiento total viene dado por dos expresiones bastante complicadas cuya forma matemática se encuentra desarrollada en el Apéndice IC, ecuaciones (24) y (25).

Método práctico a seguir para la realización de las medidas

Sintetizando la teoría anteriormente expuesta para la medida del acortamiento total en pliegues paralelos aplastados, se sugiere seguir los pasos siguientes para la utilización del método propuesto:

1.º Comprobar que se trata de pliegues paralelos aplastados analizando la geometría de las capas plegadas y las estructuras asociadas. Es conveniente para ello utilizar la clasificación propuesta por Ramsay (1967).

2.º Calcular el aplastamiento ($\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$) sufrido por los pliegues, bien mediante los métodos propuestos por Ramsay (1967), Milnes (1971) o Hudleston (1973), o bien mediante la aplicación estadística de la relación entre espesores.

3.º Determinar el ángulo entre flancos Φ de los pliegues utilizados.

4.º Determinar la geometría de las superficies plegadas utilizando, por ejemplo, la clasificación propuesta por Hudleston (1973a). Con

las formas obtenidas utilizar las curvas correspondientes de la Fig. 2 para calcular e_T o, en su caso, utilizar la ecuación (24) o la (25). Si la forma obtenida mediante la clasificación de Hudleston no coincide con las utilizadas aquí para el cálculo del acortamiento, éste puede obtenerse por interpolación de los valores correspondientes a las formas adyacentes.

DISCUSIÓN

A lo largo de la exposición precedente se ha desarrollado un método de medida del acortamiento total sufrido por pliegues paralelos aplastados con una amplia gama de formas, a saber: formas elípticas (formas C de Hudleston, 1973a), formas sinusoidales (comprendidas entre las D y E) y formas chevron (formas F).

Como puede verse en la Fig. 2, la diferencia que hay entre el acortamiento total de las curvas correspondientes a pliegues con el mismo ángulo entre flancos pero distintas formas es, en general, pequeña. Esto puede visualizarse también en la Fig. 3A, en la que se ha proyectado el acortamiento total (e_{Tm}) que corresponde a los mínimos de las curvas de la Fig. 2 frente al ángulo entre flancos (Φ); las diferencias de e_T entre las distintas formas aumentan al aumentar el valor de Φ , pero sólo se alcanzan diferencias máximas de poco más del 10 %. Esto permite aplicar las citadas curvas a formas intermedias sin cometer un error apreciable; únicamente debe de tenerse cuidado con los pliegues elípticos, pues las curvas $e_T(\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}, \epsilon, \Phi)$ pueden presentar para un Φ dado, diferencias importantes entre sí y con las curvas $e_T(\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}, \Phi)$ de las demás formas utilizadas; por tanto, las curvas correspondientes a esta forma de pliegues y las fórmulas (24) y (25) del Apéndice IC deben de utilizarse adecuadamente para no cometer errores importantes.

Es evidente que el método desarrollado en el presente trabajo implica algunas suposiciones importantes que es conveniente tener en cuenta. Así, se ha supuesto que no existe acortamiento homogéneo de la capa durante el «buckling» en el sentido utilizado por Ramberg (1964), ni aplastamiento simultáneo en el sentido dado por Hudleston (1973a); esta suposición puede conducir a errores por defecto si el contraste de competencias entre los materiales involucrados es bajo. Por esta razón, el método es preferible usarlo en capas competentes plegadas en las que la relación entre la longitud de

onda y el espesor de las capas individuales es elevada; la existencia de estructuras originadas por distensión longitudinal tangencial en el arco externo de zonas de charnela es también, según los datos teóricos y experimentales sobre el desarrollo de pliegues (Dieterich, 1969; Shimamoto y Hara, 1976; Gairola, 1978), una buena prueba de contrastes de competencia altos.

Otra suposición a tener en cuenta se refiere a la consideración de no cambio de área sobre el perfil del pliegue. Es muy posible que el cambio de volumen durante la deformación sea pequeño si se consideran pliegues mesoscópicos (Wood, 1974), pero aún así, si se desarrolla una deformación distensiva importante en la dirección del eje de los pliegues, el cambio de área puede ser importante, lo que conduciría a errores por defecto. Es de preveer, no obstante, que este cambio de área se concentre preferentemente en los materiales incompetentes del «multilayer».

Dos tipos de comprobaciones útiles de la fiabilidad del método son los siguientes:

1.º Las medidas deben de realizarse en el mayor número posible de capas competentes de la estructura plegada. Si los valores obtenidos son muy diferentes, el método debe desecharse.

2.º Debe comprobarse a ser posible, mediante la medida de lineaciones adecuadas, la posición de los ejes del elipsoide de la deformación y si existe o no alargamiento en la tercera dimensión. El método será tanto más exacto cuanto más se acerquen las direcciones de dichos ejes a las de los elementos de simetría del pliegue y cuanto menor sea el alargamiento en la dirección del eje del pliegue.

CONSIDERACIONES TEORICAS SOBRE EL PLEGAMIENTO

ANÁLISIS TEÓRICO DE LA FUNCIÓN e_T

El análisis detallado de las curvas que dan el acortamiento total sufrido por pliegues paralelos aplastados permite realizar algunas consideraciones teóricas de interés, a pesar de las fuertes limitaciones impuestas por el hecho de tratarse de un modelo exclusivamente geométrico.

El primer hecho destacable de la observación de la Fig. 2 es la existencia de un mínimo en las curvas correspondientes a ángulos entre flancos menores que un cierto valor dado, que depende de la familia de curvas considerada. Para ángu-

los entre flancos mayores que el citado valor, la función e_T es monótona creciente a lo largo de todo su dominio.

Si las fuerzas que producen el plegamiento son conservativas, las observaciones indicadas en el párrafo anterior pueden interpretarse en términos de energía. En efecto, en estas condiciones, un valor mínimo de la curva correspondiente a un ángulo entre flancos dado representa las condiciones de mínima energía para la formación de un pliegue paralelo aplastado con dicho ángulo entre flancos y con la morfología correspondiente a la curva considerada. En las curvas que no presentan mínimo, las condiciones de mínima energía corresponden al acortamiento total dado por la ordenada en el origen; se tratará, en consecuencia, de pliegues paralelos sin aplastar, es decir, formados exclusivamente por «buckling».

De acuerdo con las premisas anteriormente expuestas, los valores del aplastamiento que presentan mayor probabilidad de ser encontradas en la naturaleza, para un ángulo entre flancos θ dado, serán aquellos que correspondan a las condiciones de mínima energía o, dicho en otras palabras, los que correspondan a un acortamiento total mínimo; los valores de este aplastamiento (e_{Am}) se encuentran representados en la Fig. 3B en función del ángulo entre flancos. Análogamente, para una familia de curvas y un acortamiento total e_T dado, el pliegue que tendrá mayor probabilidad de aparecer poseerá el ángulo entre flancos correspondiente a la curva cuyo valor mínimo es precisamente e_T ; los valores del acortamiento total mínimo e_{Tm} se encuentran representados en la Fig. 3A en función del ángulo entre flancos.

En función de las anteriores consideraciones, podemos también predecir la trayectoria más probable que seguirán en su desarrollo los pliegues paralelos aplastados dentro de los diagramas de la Fig. 2. En efecto, los pliegues se iniciarán en el origen de coordenadas y se desarrollarán por «buckling», siguiendo el eje de ordenadas, hasta un valor dado de e_T , a partir del cual comienzan a aplastarse y siguen en su evolución las trayectorias marcadas con líneas discontinuas que unen los mínimos de las curvas.

El valor del acortamiento total para el cual el «buckling» desaparece y comienza el aplastamiento es aproximadamente el mismo en los casos de la Fig. 2A, B y D y viene dado por e_{Bm}

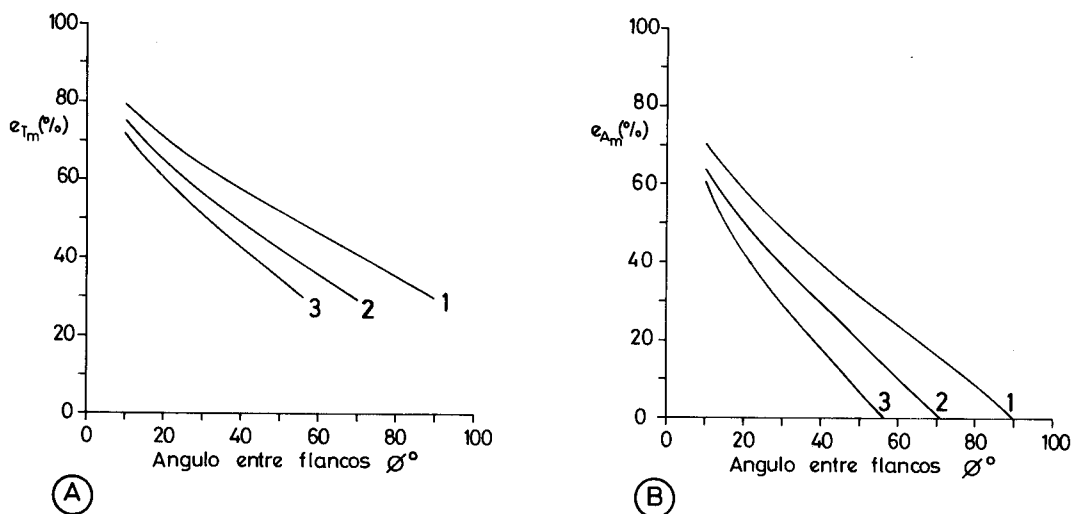


Fig. 3.—Valores mínimos del acortamiento total (e_{Tm}) (A) y del aplastamiento (e_{Am}) (B) en función del ángulo entre flancos. Curvas 1: pliegues «chevron»; curvas 2: pliegues sinusoidales; curvas 3: perfiles de arcos de elipses comparables a pliegues sinusoidales y «chevron».

de la Tabla I. Los valores del ángulo entre flancos y del buzamiento máximo que corresponden al citado acortamiento total vienen indicados por \varnothing_{0m} y α_{0m} de la Tabla I respectivamente y varían como puede verse en función de la forma considerada. Para el caso de las semi-elipses de la Fig. 2C se formarían primero pliegues paralelos semicirculares que luego se aplastarían para dar pliegues con perfil semi-elíptico de excentricidad creciente, siendo el valor de e_T que marca el inicio del aplastamiento de 36,33 %. Las condiciones de acortamiento (e_{Bm}), ángulo entre flancos (\varnothing_{0m}) y buzamiento (α_{0m}) que corresponden a los valores mínimos de las curvas en el estadio inmediatamente previo al aplastamiento son, como era de esperar, los ya mencionados de la Tabla I o el 36,33 % para e_B en el caso de semi-elipses.

TABLA I.—Acortamiento (e_{Bm}), ángulo entre flancos (\varnothing_{0m}) y buzamiento (α_{0m}) que corresponden a los mínimos de las curvas de la Fig. 2

	Arcos de elipse (Fig. 2D)	Pliegues sinusoidales	Pliegues chevron
e_{Bm} (%)	30	29	29,3
\varnothing_{0m} (°)	55,6	70,4	90
α_{0m} (°)	62,2	54,8	45

DISCUSIÓN

La comparación de los resultados aquí obtenidos con los de otros trabajos teóricos o experimentales no es fácil de realizar, dada la escasez de estos últimos. Una de las conclusiones obtenidas anteriormente se refiere a la existencia de un acortamiento a partir del cual las capas dejan de sufrir «buckling» y el plegamiento prosigue su desarrollo por aplastamiento; este valor del acortamiento varía poco con la forma de las capas plegadas y oscila entre el 29 y el 36 %. Este hecho ha sido ya admitido por los autores que han propuesto el modelo de pliegues paralelos aplastados (De Sitter, 1958; Ramsay, 1962, 1967); De Sitter afirma que en el caso particular de pliegues concéntricos, este límite es del 36 %, lo cual está de acuerdo con el resultado obtenido en el presente trabajo para el caso de pliegues de perfil semicircular o semi-elíptico.

De Sitter (1958, 1964) y Ramsay (1967, 1974) han analizado también el caso de pliegues «chevron» mediante modelos en los que se admite «flexural-slip» como mecanismo de plegamiento. De Sitter, basándose en parte en su modelo y en parte en observaciones naturales, llega a la conclusión de que los pliegues «chevron» presentan un límite evolutivo a los 60° de ángulo entre flancos. Ramsay afirma que los pliegues chevron se desarrollan con la mayor

facilidad cuando el ángulo entre flancos es de 140 a 100°, dependiendo de la relación entre el espesor de la capa competente y la longitud del flanco; a partir de este valor, la velocidad de plegamiento decrece. Ramsay afirma que el hecho constatado por De Sitter de que los pliegues chevron abiertos son raros, puede ser explicado por la gran velocidad a la que estos pliegues evolucionan para ángulos entre flancos grandes. No obstante, esta ausencia puede también explicarse en función de los resultados que se obtienen del análisis teórico del plegamiento de capas con comportamientos reológicos no lineales (Chapple, 1969; Johnson, 1977), según los cuales los pliegues «chevron» se originarían a partir de pliegues redondeados por el desarrollo de zonas plásticas en las charnelas. En el presente trabajo, hemos deducido que el ángulo entre flancos para el que los pliegues «chevron» comienzan a aplastarse es de 90°, valor, por tanto, mayor que el sugerido por De Sitter. La realización de un análisis que permita constatar los ángulos entre flancos más frecuentes de los pliegues «chevron» naturales y su correspondiente grado de aplastamiento puede permitir en el futuro una mayor aproximación al problema objeto de esta discusión.

Es interesante destacar también algunos de los resultados obtenidos por Chapple (1968), quien ha estudiado mediante métodos de análisis numérico el plegamiento de amplitud finita para el caso de una capa competente viscosa en un medio viscoso incompetente. En los resultados obtenidos por este autor, se observa que los pliegues pasan, al aumentar el grado de amplificación, a tener perfiles de arcos elípticos y, aunque no permite aplastamiento en su modelo, Chapple observa un cambio en el modo de deformación cuando el buzamiento de los flancos alcanza los 60-65°; este cambio afecta a los campos de esfuerzo, de deformación y de velocidad de deformación de la capa. Llama la atención en este caso el hecho de que en el presente trabajo hemos obtenido, para pliegues con perfiles de arcos elípticos (Fig. 2D), que el límite para el cual el «buckling» deja de desarrollarse y los pliegues comienzan a aplastarse corresponde a un buzamiento de los flancos de 62,2 (Tabla I) y para una excentricidad de la elipse prácticamente igual a la que corresponde a los pliegues de Chapple, existiendo por tanto una perfecta coincidencia en estos resultados.

Como ya hemos dicho, las principales limita-

ciones a las deducciones que hemos realizado se deben a que el modelo considerado aquí tiene una base esencialmente geométrica. Sin embargo, un modelo realista que represente el desarrollo de un proceso de plegamiento debe de tener en cuenta los factores más importantes que en él intervienen. Así, hay que tener en cuenta el número y espesores de las capas involucradas, su comportamiento reológico y la variación de éste a lo largo del proceso, las características de los contactos entre ellas y las condiciones físicas del medio deformacional. El problema que se plantea ahora es conocer si bajo estas condiciones es frecuente en el que se produzcan todas las consecuencias que se derivan del modelo geométrico aquí realizado.

En primer lugar, ya hemos visto cómo se requieren contrastes de competencia altos para evitar el acortamiento homogéneo de la capa que puede tener lugar en los primeros estadios del plegamiento. Cumplido este requisito, parece razonable suponer que a lo largo de la evolución del plegamiento debe de llegar un momento en que el «buckling» se hace difícil a causa de los grandes desplazamientos y deformaciones que deben de producirse en la estructura plegada. Por esta razón, y de acuerdo con la geometría de las capas plegadas, el aplastamiento parece en muchos casos el mecanismo dominante durante las últimas etapas del plegamiento. Ahora bien, ¿El aplastamiento comienza por condicionamientos puramente geométricos de la estructura o requiere algún factor adicional que favorezca su desarrollo? Parrish, *et al.* (1976) afirman que debe existir algún factor que reduzca el contraste de competencia para que se produzca el aplastamiento, sugiriendo que esta reducción puede ser provocada por el aumento de temperatura que tiene lugar durante el metamorfismo que muchas veces acompaña a la deformación. Según estos mismos autores, dicha reducción puede producirse también al variar la posición de la anisotropía con relación al sistema de esfuerzos, factor, por tanto, estrechamente dependiente de la geometría de la estructura. La existencia de un «multi-layer» en vez de capas aisladas debe de favorecer asimismo el aplastamiento, puesto que tiende a impedir que el «buckling» prosiga y dé lugar a pliegues en abanico, tal como predice la teoría de plegamiento de amplitud finita en capas aisladas (Chapple, 1968).

Otra cuestión que cabe preguntarse es hasta

qué punto pueden producirse el «buckling» y el aplastamiento simultáneamente en etapas avanzadas del plegamiento, tal como sugiere Hudleston (1973a). A este respecto hay que destacar que el hecho de que el aplastamiento dé lugar a un engrosamiento de la capa en la zona de charnela, contribuye a dificultar la flexión, por lo cual, si a esto se une la reducción del contraste de competencias ya descrita, cabe decir que, en estos estadios avanzados, el aplastamiento debe de dominar plenamente.

En definitiva, vemos cómo existen factores ajenos a la geometría del pliegue que pueden influir de manera muy importante en la aparición del aplastamiento; tal es el caso de la temperatura. Sin embargo, es probable que estos factores se combinen de tal manera que la aproximación geométrica se cumpla lo suficientemente bien como para constituir una primera aproximación razonable a los problemas planteados. En todo caso, parece válido, en un gran número de casos, el modelo de pliegue paralelo aplastado para explicar el desarrollo de pliegues naturales, estando de acuerdo tanto con las predicciones teóricas como con las observaciones de campo.

MEDIDA DEL ACORTAMIENTO A PARTIR DE PLIEGUES PARALELOS APLASTADOS EN LA ZONA ASTUROCCIDENTAL-LEONESA (NW DE ESPAÑA)

CONTEXTO GEOLÓGICO REGIONAL

Como ejemplo de aplicación del método de medida del acortamiento desarrollado anteriormente, se ha elegido una zona del Macizo Ibérico Asturiano denominada Zona Asturoccidental-leonesa (Lotze, 1945; Julivert, *et al.*, 1974), la cual constituye un tránsito entre las zonas más externas (Zona Cantábrica) y las más internas (Zona Centroibérica) de la cordillera en el NW de la Península.

La Zona Asturoccidental-leonesa se caracteriza estratigráficamente por el desarrollo de una espesa secuencia de materiales esencialmente detríticos del Paleozoico inferior (Farber y Jaritz, 1964; Walter, 1966, 1968; Riemer, 1965, 1966; Matte, 1968; Jaritz y Walter, 1970; Marcos, 1973; Pérez-Estaun, 1978; Bastida y Pulgar, 1978; entre otros). Estos materiales han sido afectados por una deformación hercíniana polifásica (Matte, 1964, 1967, 1968; Marcos,

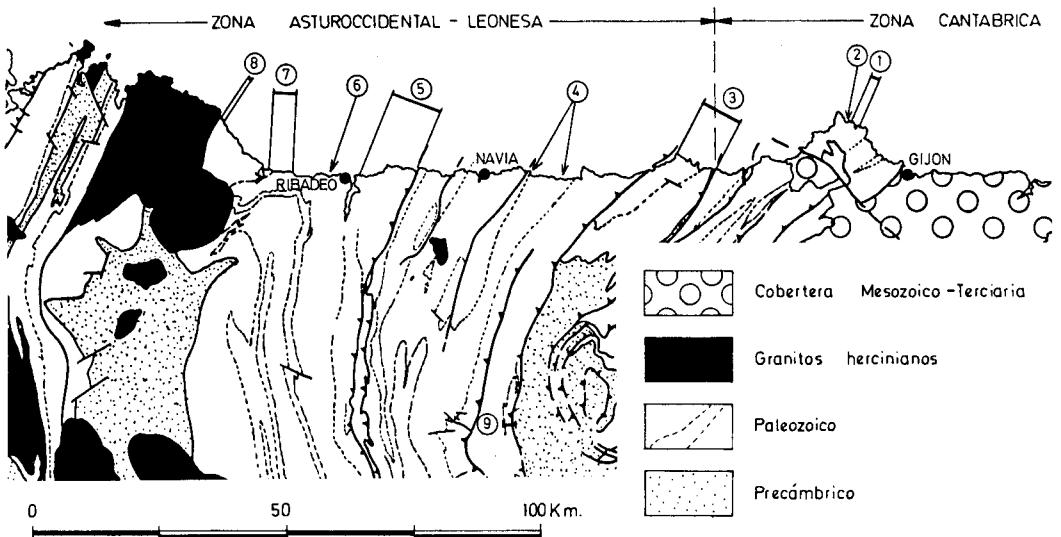


Fig. 4.—Situación de los distintos sectores en los que se han realizado medidas de los pliegues F₁. 1, Bañugues. 2, Llumeres. 3, Ría del Nalón-Cabo Vidio. 4, alrededores de Luarca. 5, Tapia de Casariego. 6, Río. 7, Playa de Benquerencia. 8, Burela. 9, Monasterio de Coto.

1971a y b, 1973; Martínez Catalán, *et al.*, 1977; Pérez-Estaun, 1978; Bastida y Pulgar, 1978; Bastida, 1980; Pulgar, 1980) y un metaformismo regional intermedio de baja presión cuyo grado aumenta en líneas generales hacia las zonas interna de la cadena (Capdevila, 1968a y b, 1969).

Las medidas de acortamiento se han realizado sobre pliegues de la primera fase de deformación (F_1) (1) situados principalmente a lo largo del corte de la costa cantábrica (Fig. 4). Los pliegues utilizados son estructuras mesoscópicas cuyas longitudes de flancos (en el sentido definido por Hudleston, 1973a) oscilan entre 3 y 15 m. Dado que el desarrollo de estos pliegues es desigual a lo largo del corte, se han considerado para las medidas los de diversos sectores cuya situación se ilustra en la Fig. 4. Estas estructuras se desarrollan principalmente en «multilayers» de cuarcitas, areniscas y pizarras, salvo en el caso del sector de Bañugues, donde se trata de calizas, dolomías y pizarras calcáreas.

MEDIDA DE LA DEFORMACIÓN A PARTIR DE LOS PLIEGUES F_1

Los pliegues de la primera fase de deformación han sido analizados extensamente en un trabajo anterior (Bastida, 1980). Se trata de pliegues vergentes hacia las zonas externas de la cadena, apretados (ángulos entre flancos entre 20 y 50°) y con superficies plegadas cuyas

formas oscilan desde redondeadas (elípticas a parabólicas) a «chevron». En su mayoría son pliegues paralelos aplastados, cuyas capas competentes pertenecen a la clase 1C. En general, se observa que tanto su apretamiento como su grado de evolución, aumentan hacia las zonas internas de la cordillera.

De acuerdo con sus características, estos pliegues son válidos para la medida de la deformación mediante el método anteriormente expuesto. En la medida, se han desechado algunos pliegues en los que la relación longitud de onda / espesor de las capas es pequeña, por suponer que en ellos se ha producido un acortamiento homogéneo de las capas en los primeros estadios del «buckling».

Se ha medido, en consecuencia, el acortamiento total sufrido por los pliegues menores y en la Fig. 5A se han representado los valores medios e intervalos modales correspondientes a la distribución de valores del acortamiento en cada sector en función de su situación. En dicha figura, se han dibujado además las poligonales que unen los citados valores e intervalos con el fin de realzar su variación a lo largo del corte. Puede comprobarse que la deformación compresiva aumenta en la rama N de la Zona Asturoccidental-leonesa hacia las zonas inter-

(1) El concepto de fase de deformación se aplica aquí en el sentido utilizado en un trabajo anterior (Bastida, 1980).

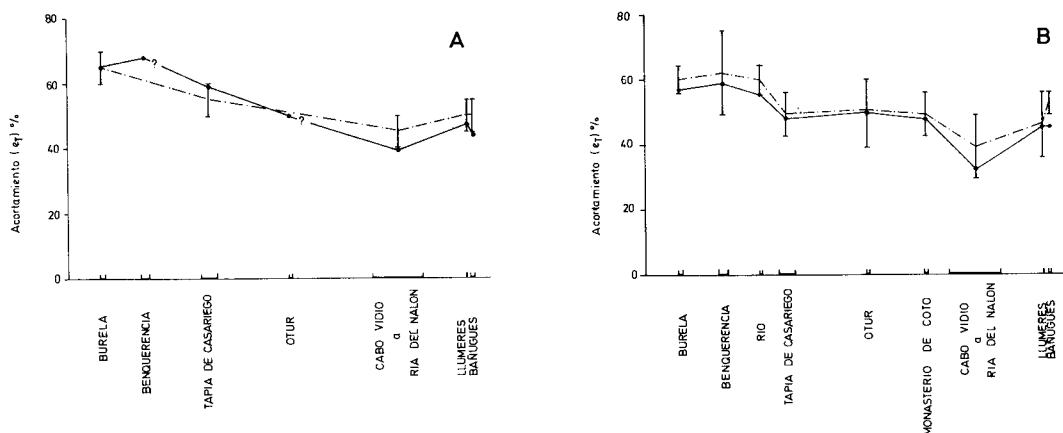


Fig. 5.-A; variación del acortamiento total a lo largo del corte. B; estimación del acortamiento total a partir únicamente del ángulo entre flancos. En ambos casos, los segmentos verticales representan intervalos modales y los puntos valores medios; la poligonal de línea continua es la que une los valores medios y la de línea discontinua une los puntos medios de los intervalos modales.

nas de la cordillera, es decir, hacia el W. El significado geológico regional de esta variación ha sido analizado con detalle por el autor en un trabajo anterior (Bastida, 1980).

Resulta ilustrativo comparar el diagrama de variación del acortamiento (Fig. 5A) con los que muestran la variación del ángulo entre flancos (Fig. 6A) y de la amplitud de Hudleston (Fig. 6B). De la observación comparada de estos diagramas se observa una notable analogía entre ellos, la cual es particularmente clara entre los diagramas del acortamiento y de amplitudes de Hudleston. Esta similitud es una muestra de las estrechas relaciones que deben existir entre los parámetros comparados.

Como ya hemos dicho anteriormente, este tipo de medidas del acortamiento puede presentar algunos errores por defecto a causa de las suposiciones involucradas en las medidas. En cualquier caso, el diagrama de variación de la Fig. 5A constituye un modelo previo que muestra los valores y la variación de la deformación compresiva a lo largo del corte analizado y cuya validez sería interesante contrastar mediante la utilización de otros métodos de medida de la deformación. Para realizar esta comparación, en la actualidad solamente disponemos de las medidas realizadas en pizarras y areniscas de la región de Cabo Peñas por Fernández Martínez y Pérez-Estaun (*in litt.*), que han utilizado diversos objetos, aunque principalmente granos

de cuarzo. El acortamiento medio obtenido por estos autores, para muestras cuyas medidas son comparables por su posición estructural a las realizadas aquí es de 49 %, valor que se aproxima bastante a los obtenidos en nuestro caso para los sectores de Llumeres y Bañugues (47,3 y 44 % respectivamente), dentro de la misma región de Cabo Peñas.

En las consideraciones teóricas efectuadas en la primera parte del presente trabajo, hemos afirmado que, para un ángulo entre flancos dado, el valor del acortamiento total que tendrá mayor probabilidad de producirse será el que corresponda al mínimo de la curva correspondiente. Para comprobar esta afirmación mediante los pliegues analizados en esta segunda parte se ha construido un histograma (Fig. 7) que muestra la distribución de frecuencias de las diferencias entre el valor del acortamiento total (e_T) que corresponde a un pliegue F_1 dado y el valor del mínimo de la curva en que se sitúa dicho punto (e_{Tm}). En dicho histograma se observa cómo estas diferencias ($e_T - e_{Tm}$) son, en general, pequeñas, deduciéndose, en consecuencia, que se puede obtener una primera estimación del acortamiento total sufrido por un pliegue a partir únicamente del ángulo entre flancos, es decir, utilizando la gráfica de la Fig. 3A, siendo raro introducir en esta estimación errores absolutos por defecto superiores al 10 % de acortamiento respecto de los valores obteni-

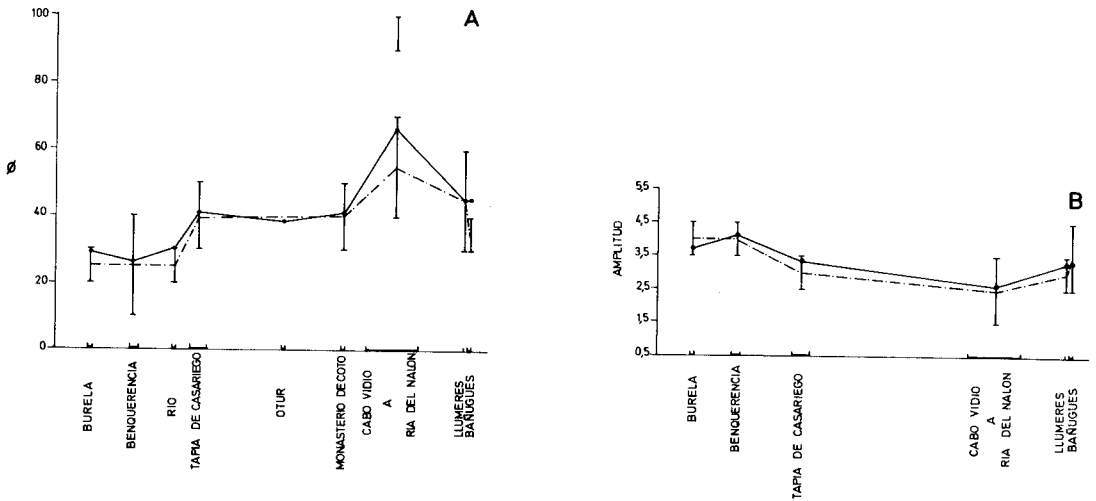


Fig. 6.-Variación del ángulo entre flancos (A) y de la amplitud de Hudleston a lo largo del corte (B). En ambos casos, las poligonales de línea continua unen los valores medios de la distribución de cada sector y las de línea discontinua unen los puntos medios de los intervalos modales; las barras verticales representan dichos intervalos (según Bastida, 1980).

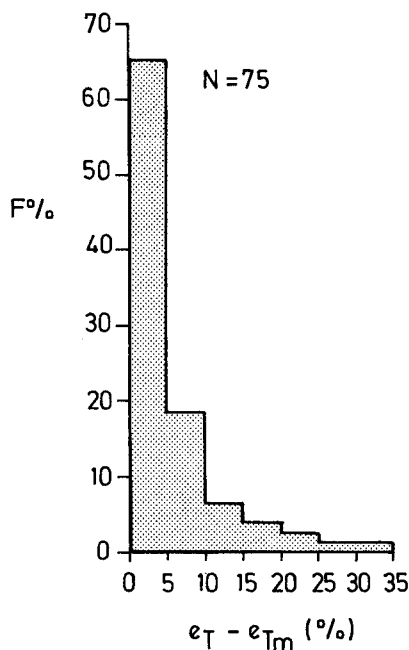


Fig. 1.—Distribución de frecuencias de las diferencias entre el acortamiento total (e_T) que corresponde a cada uno de los pliegues medidos y los valores mínimos (e_{Tm}) de las curvas de la Fig. 2 en que se sitúan los puntos correspondientes.

dos mediante la aplicación completa del método. Esta afirmación permite explicar la estrecha relación ya descrita entre los modelos de variación del ángulo entre flancos, de las amplitudes de Hudleston y del acortamiento total sufrido por los pliegues.

De acuerdo con las afirmaciones realizadas en el párrafo anterior, hemos realizado una estimación del acortamiento total a partir exclusivamente de los valores medios e intervalos modales de los ángulos entre flancos en cada uno de los sectores del corte, habiendo obtenido el gráfico de variación de la Fig. 5B. En ella cabe destacar dos hechos:

1.—El modelo de variación presenta una notable analogía con el de la Fig. 5A.

2.—La existencia de un error, en la mayor parte de los casos por defecto, con relación a los datos de la Fig. 5A, siendo el error absoluto inferior generalmente al 10 % de acortamiento y el relativo inferior al 20 %.

En consecuencia, los resultados reflejados en la Fig. 5B están de acuerdo con las afirmaciones realizadas anteriormente, permitiendo además el ángulo entre flancos obtener una primera es-

timación de acortamiento total en algunos sectores de los que no se dispone de datos acerca del aplastamiento sufrido por los pliegues.

CONCLUSIONES

En el presente trabajo, se ha desarrollado un método para determinar el acortamiento total en pliegues paralelos aplastados a partir de su ángulo entre flancos y de su grado de aplastamiento. El método presenta algunas limitaciones a causa de las suposiciones iniciales que lleva consigo; no obstante, constituye un sistema rápido y sencillo, siendo particularmente útil en aquellas zonas en las que no se dispone de buenos marcadores de la deformación.

El análisis de los modelos geométricos que constituyen la base del método ha permitido obtener las siguientes conclusiones teóricas acerca del desarrollo del plegamiento:

1.º Los pliegues se originan en sus primeros estadios por un proceso de «buckling» hasta un valor dado del acortamiento, a partir del cual los pliegues comienzan a aplastarse siguiendo unas trayectorias definidas, que reflejan las condiciones de mínima energía. Este valor del acortamiento límite del «buckling» varía poco con la forma de los pliegues y oscila entre el 29 y el 36 %.

2.º Los valores del ángulo entre flancos que corresponden al valor límite del acortamiento por «buckling» varían en función de la forma considerada, siendo de 90º para las formas «chevron», 70º para las sinusoidales y 56º para las formas de arcos de elipses que mejor se ajustan a ondas seno.

Las anteriores conclusiones están limitadas por el hecho de tratarse de un modelo esencialmente geométrico. Un modelo más real debería tener en cuenta además factores tales como los espesores y número de las capas que intervienen en el plegamiento, su comportamiento reológico a lo largo del proceso, la naturaleza de sus contactos y las condiciones físicas del medio deformacional. Sin embargo, estos factores no parecen estar en principio en desacuerdo con el modelo de pliegue paralelo aplastado, ni con las consecuencias que se derivan de su geometría.

La aplicación del método a los pliegues de la primera fase de la deformación de un sector del Macizo Herciniano Ibérico (Zona Asturoccidental-leonesa), ha permitido constatar la gran rela-

ción que existe entre los ángulos entre flancos, los valores del acortamiento total y las amplitudes de Hudleston, de forma que los ángulos entre flancos pueden permitir realizar por sí solos una primera estimación de la deformación que llevará no obstante consigo un cierto error por defecto.

Algunos de los resultados obtenidos han podido ser contrastados mediante la aplicación de otros métodos de medida de la deformación, habiéndose observado una buena concordancia entre ellos.

Desde el punto de vista regional, la medida

del acortamiento en los mencionados pliegues ha permitido constatar la existencia de una deformación compresiva creciente, en líneas generales, desde las zonas más externas de la cordillera a las más internas; este hecho está respaldado por el aumento del apretamiento y, en general, del grado de evolución de los pliegues, tanto menores como mayores, hacia dichas zonas internas. Es destacable además que, paralelamente a este aumento de la deformación tiene lugar también un aumento del grado del metamorfismo regional que ha afectado a los materiales de la Zona Asturoccidental-leonesa.

AGRADECIMIENTOS

El autor desea expresar su agradecimiento a todas aquellas personas que de una manera u otra han contribuido a la elaboración del presente trabajo. En particular, a los doctores A. Marcos, A. Pérez-Estaun y J. A. Pulgar, por el constante e incondicional apoyo de ellos recibido. Al profesor E. Martínez García y a los señores E. Ortega y J. Marquínez, por la lectura

crítica del manuscrito original. Al señor J. Aller Manrique, con quien mantuve interesantes cambios de impresiones en los aspectos matemáticos del trabajo. A doña A. Borraz y doña B. Montes por la realización de las figuras y por la mecanografía del manuscrito original.

APENDICE I

CALCULO DE e_T EN PLIEGUES DE DIVERSAS MORFOLOGIAS

En la primera parte del presente trabajo se han desarrollado los pasos generales a seguir en el cálculo del acortamiento total y los resultados obtenidos en diversos tipos de formas de superficies plegadas. El fin de este apéndice es ilustrar el desarrollo de este cálculo para obtener e_T en dichas formas siguiendo los pasos citados y que vienen expresados por las ecuaciones (1) a (7), es decir:

- Acortamiento debido al aplastamiento: $e_A = \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} - 1$ (1)

- Acortamiento por «buckling»:

$$e_B = (l_B - l_0) / l_B \quad (2)$$

Para aplicar esta fórmula se requiere conocer:

a) El buzamiento máximo previo al aplastamiento (Fig. 8).

$$\text{tg } \alpha_0 = \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \text{tg } \alpha \quad (3)$$

$$l_0 = \int_a^b \sqrt{1 + [f'(x)]^2} \cdot dx \quad (5)$$

- Acortamiento total: $e_T = e_A + e_B + e_A \cdot e_B$ (7)

A. Pliegues sinusoidales.

Consideremos el caso del pliegue sinusoidal mostrado en la Fig. 8A. Su función representativa viene dada por

$$y = \text{tg } \alpha_0 \cdot \text{sen } x \quad (8)$$

siendo $\text{tg } \alpha_0$ la amplitud de la onda.

En este caso, $l_B = \pi/2$ y la expresión (5) que da el valor de l_0 se transforma en:

$$l_0 = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1 - \text{sen}^2 \alpha_0 \cdot \text{sen}^2 x} \cdot dx = \text{sec } \alpha \cdot E(k, \pi/2) \quad (9)$$

donde $E(k, \pi/2)$ es la integral elíptica completa de segunda especie con $k = \text{sen } \alpha_0$. Su valor ha sido tabulado para distintos valores de k (Spiegel, 1970). Poniendo en dicha integral α_0 en función de $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ y ϕ de acuerdo con la ecuación (3) y la Fig. 8A y substituyendo en (2) los valores de l_B y l_0 se tiene que

$$e_B = \frac{\pi}{2 \sec [\text{arc tg} (\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \text{cotg } \phi/2)]} \cdot E(k, \pi/2) - 1 \tag{10}$$

donde $k = \text{sen } \alpha_0 = \text{sen} [\text{arc tg} (\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \text{cotg } \phi/2)]$.

Substituyendo ahora el valor de e_B dado por (10) y el valor de e_A dado por (1) en la ecuación (7) se tiene finalmente que

$$e_T = \frac{\pi \sqrt{\lambda_2/\lambda_1}}{2 \sec [\text{arc tg} (\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \text{cotg } \phi/2)]} \cdot E(k, \pi/2) - 1 \tag{11}$$

En consecuencia, la fórmula (11), que da el acortamiento total sufrido por un conjunto de pliegues paralelos sinusoidales aplastados, es una función complicada de $\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}$ y ϕ y es la que se ha representado gráficamente en la Fig. 2A para diversos valores del ángulo entre flancos ϕ .

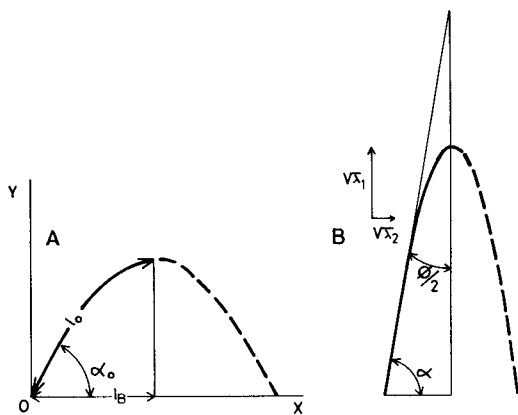


Fig. 8.—Geometría de una superficie plegada correspondiente a un pliegue sinusoidal paralelo (A) y afectado posteriormente por un proceso de aplastamiento (B) con ejes $\sqrt{\lambda_1}$ y $\sqrt{\lambda_2}$.

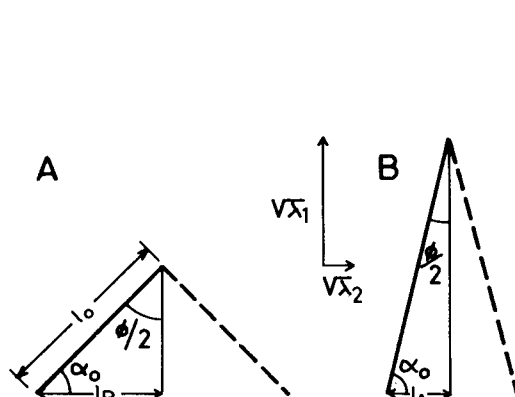


Fig. 9.—Geometría de una superficie de un pliegue «chevron» (A) modificada por un proceso de aplastamiento (B) con ejes $\sqrt{\lambda_1}$ y $\sqrt{\lambda_2}$.

B. Pliegues de tipo «chevron».

Sea el pliegue «chevron» aplastado que se ilustra en la Fig. 9. En él se cumple que

$$l_B = l_0 \cdot \text{sen } (\phi/2)$$

y de acuerdo con las ecuaciones (2) y (3) se tiene que

$$e_B = \cos [\text{arc tg} (\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \text{cotg } \phi/2)] - 1 \tag{12}$$

y substituyendo este valor de e_B y el valor de e_A dado por (1) en la ecuación (7) que da el acortamiento total e_T , se tiene que éste viene dado por

$$e_T = \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \cos [\text{arc tg} (\sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot \text{cotg } \phi/2)] - 1 \tag{13}$$

función que se ha representado en la Fig. 2B para diversos valores de ϕ .

C. Pliegues elípticos.

Dentro de ellos hemos considerado tres casos:

1.—Pliegues con perfil semielíptico.—Este es el caso ilustrado en la Fig. 10. En él, la expresión (5) que da la longitud del arco l_0 se convierte en

$$l_0 = a_0 \cdot \int_0^{\pi/2} \frac{d\theta}{\sqrt{1-k^2 \text{sen } \theta}} = a_0 \cdot E(k, \pi/2) \tag{14}$$

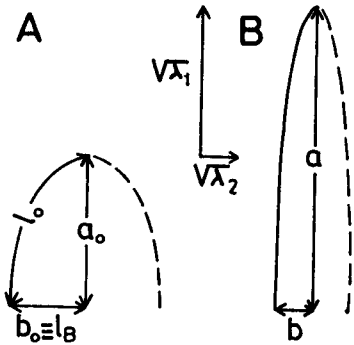


Fig. 10.—Geometría de una superficie plegada correspondiente a un pliegue con perfil semiéptico paralelo (A) afectado después por un proceso de aplastamiento (B) con ejes $\sqrt{\lambda_1}$ y $\sqrt{\lambda_2}$.

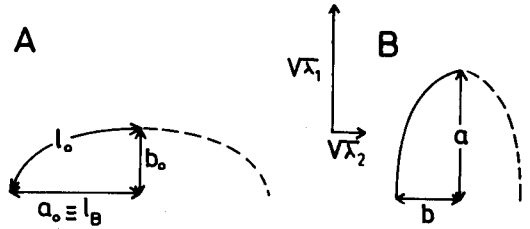


Fig. 11.—Geometría de una superficie plegada correspondiente a un pliegue semiéptico paralelo (A) afectado luego por un aplastamiento (B) con ejes $\sqrt{\lambda_1}$ y $\sqrt{\lambda_2}$. En este caso el eje mayor a_0 de la elipse correspondiente al pliegue paralelo se transforma en el eje menor (b) de la elipse del pliegue aplastado y viceversa.

$E(k, \pi/2)$ es una integral elíptica completa de segunda especie en la que θ es el ángulo que forma parte de las ecuaciones paramétricas de la elipse ($x = a_0 \cdot \text{sen } \theta$; $y = b_0 \cdot \text{cos } \theta$), k es la excentricidad de la elipse en el estadio previo al aplastamiento, es decir,

$$k = \frac{\sqrt{a_0^2 - b_0^2}}{a_0} = \frac{\sqrt{a^2 \lambda_2 / \lambda_1 - b^2}}{a \sqrt{\lambda_2 / \lambda_1}} \tag{15}$$

y a_0, b_0, a y b son los semiejes de la elipse previa al aplastamiento y de la elipse final respectivamente (Fig. 10).

La expresión que da el acortamiento por «buckling» es en este caso

$$e_B = \frac{l_B - l_0}{l_0} = \frac{b_0 - a_0 \cdot E(k, \pi/2)}{a_0 E(k, \pi/2)} = \frac{b - a \sqrt{\lambda_2 / \lambda_1} \cdot E(k, \pi/2)}{a \sqrt{\lambda_2 / \lambda_1} \cdot E(k, \pi/2)} \tag{16}$$

y, substituyendo las expresiones (1) y (16) en la (7) tenemos que el acortamiento total es

$$e_T = \frac{b - a \sqrt{\lambda_2 / \lambda_1} \cdot E(k, \pi/2)}{a \sqrt{\lambda_2 / \lambda_1} \cdot E(k, \pi/2)} \tag{17}$$

En la ecuación (15) se observa que

$$k = 0 \quad \text{si} \quad \sqrt{\lambda_2 / \lambda_1} = b/a$$

y, en consecuencia, $a_0 = b_0$, lo cual significa que la semielipse previa al aplastamiento se convierte en una semicircunferencia.

Si $a^2 \cdot \lambda_2 / \lambda_1 < b^2$, k es imaginario; esto significa que los ejes de la elipse previa al plasmamiento invierten su posición, de forma que el semieje a_0 pasa a ser perpendicular a la dirección de $\sqrt{\lambda_1}$ (Fig. 11). En este caso el aplastamiento transforma a_0 en b y b_0 en a . Teniendo en cuenta este hecho, se deduce, de forma análoga al caso anterior, que

$$e_T = \frac{\sqrt{\lambda_2 / \lambda_1} - E(k, \pi/2)}{E(k, \pi/2)} \tag{18}$$

con la excentricidad $k = \frac{\sqrt{b^2 - a^2 \lambda_2 / \lambda_1}}{b} \tag{19}$

Como puede verse, las expresiones (17) y (18) indican que e_T es función de a, b y $\sqrt{\lambda_2 / \lambda_1}$. Dado que únicamente nos interesa la forma de la elipse y no su tamaño, podemos fijar una de las variables a o b que se convierte de este modo en una constante. El semieje que queda como variable podemos a su vez ponerlo en función de la excentricidad final [$\epsilon = \sqrt{a^2 - b^2} / a$], con lo cual las expresiones (17) y (18) se convierten en funciones del tipo $e_T(\epsilon, \sqrt{\lambda_2 / \lambda_1})$. Dichas expresiones se han representado en la Fig. 2C para diversos valores de la excentricidad final ϵ . La línea discontinua separa las regiones de validez de las expresiones (17) (parte superior izquierda) y (18) (parte inferior derecha).

2.-Pliegues con forma de arco de elipse comparable a una onda seno.-Consideremos un segundo caso en el cual el perfil del pliegue consista en un arco de elipse al cual le corresponda un ángulo entre flancos y una amplitud iguales a los de una determinada onda seno (Fig. 12). A partir de dicha figura puede deducirse fácilmente que las elipses que cumplen esta condición deben de tener unos semiejes a y b dados por

$$a = \frac{y_0 - 1}{(y_0 - 2) \cdot \operatorname{tg}(\vartheta/2)} \tag{20}$$

$$b = \frac{(y_0 - 1) \cdot \sqrt{y_0}}{\sqrt{y_0 - 2}}$$

$$x_0 = a - \frac{1}{\operatorname{tg}(\vartheta/2)}$$

siendo (x_0, y_0) el punto extremo del arco de la elipse final (Fig. 12).

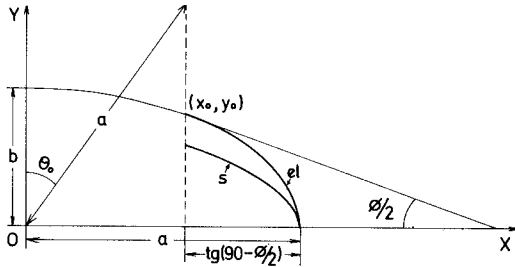


Fig. 12.-Parámetros involucrados en la geometría final de los pliegues cuyo perfil es un arco de elipse comparable a un cuarto de onda seno; el, arco de elipse considerado; S, arco de la onda seno comparable. La amplitud común para ambos arcos $[\operatorname{tg}(90-\vartheta/2)]$ se encuentra representada en abscisas.

De las expresiones (2) se desprende que las condiciones exigidas para el presente caso sólo se cumplen cuando $y_0 > 2$.

En este caso, la expresión que da la longitud del arco l_0 es

$$l_0 = a \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} [E(k, \pi/2) - E(k, \theta_0)] \tag{21}$$

(las notaciones son las mismas que en el caso ya tratado de la Fig. 10). $E(k, \theta_0)$ es la integral elíptica incompleta de segunda especie, cuyos valores se encuentran tabulados para distintos valores de k y θ_0 (Spiegel, 1970); k es la excentricidad de la elipse que viene dada por la ecuación (15) y que, en el presente caso, se convierte en

$$k = \frac{\sqrt{\lambda_2/\lambda_1 - y_0(y_0 - 2) \operatorname{tg}^2(\vartheta/2)}}{\sqrt{\lambda_2/\lambda_1}} \tag{22}$$

$y\theta_0$ es el límite superior del intervalo de integración de $E(k, \theta_0)$ y cuyo valor depende de la posición del punto (x_0, y_0) (Fig. 12), puesto que θ es el ángulo que aparece en las ecuaciones paramétricas de la elipse. Dicho valor viene dado por

$$\operatorname{sen} \theta_0 = \frac{1}{y_0 - 1}$$

De acuerdo con las anteriores premisas, y teniendo en cuenta la expresión (2), se deduce que

$$e_B = \frac{y_0 - a \cdot \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot [E(k, \pi/2) - E(k, \theta_0)]}{a \cdot \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot [E(k, \pi/2) - E(k, \theta_0)]} \tag{23}$$

y substituyendo finalmente las expresiones (1) y (23) en la (7) se tiene finalmente el acortamiento total

$$e_T = \frac{y_0 - a \cdot \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot [E(k, \pi/2) - E(k, \theta_0)]}{a \cdot \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} \cdot [E(k, \pi/2) - E(k, \theta_0)]} \tag{24}$$

El arco de elipse a utilizar se aproxima tanto más a la forma sinusoidal cuando más se acerca y_0 a 2. Por esta razón, y dado que y_0 puede ser elegido previamente, hemos hecho $y_0 = 2,1$ en la construcción de las curvas representativas de la ecuación (24) (Fig. 2D) para efectos de comparación con las curvas correspondientes a pliegues tipo «chevron» y sinusoidales. Las curvas corresponden a distintos valores del ángulo entre flancos ϕ y de la excentricidad de la elipse final (ϵ), quedando esta última establecida por los valores de los semiejes a y b y, en consecuencia, por el valor de y_0 y ϕ previamente fijados. El punto que separa la porción continua de la de puntos en cada curva de la Fig. 2D representa el caso en el que $k = 0$ [ecuación (22)] y $a_0 = b_0$, es decir, el caso en el que el arco de elipse resultante proviene del aplastamiento de un pliegue cuyo perfil es un arco de circunferencia. Las porciones de las curvas dibujadas con puntos representan el caso en que k se hace imaginario y se han construido por extrapolación; su significado se ha explicado ya convenientemente en el texto anterior a este apéndice.

3.—Caso general.—Supongamos que se trata de un pliegue cuyo perfil es un arco simétrico de elipse. En este caso, la fórmula que nos da e_T es la (24) ya deducida, siendo $\text{sen } \theta_0 = x_0/a$, siempre que k venga dada por la expresión (15). Si a partir de esta expresión k es imaginario, la excentricidad previa al aplastamiento viene dada por (19) y el acortamiento total

$$e_T = \frac{x_0 \sqrt{\lambda_2/\lambda_1} - b [E(k, \pi/2) - E(k, \theta_0)]}{b [E(k, \pi/2) - E(k, \theta_0)]} \quad (25)$$

con $\text{sen } \theta_0 = x_0/a$.

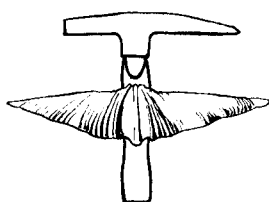
En la aplicación de las ecuaciones (24) y (25) a este caso general debe de tenerse en cuenta que x_0 (ec. 25) e y_0 (ec. 24) representan un cuarto de la longitud de onda, supuesto que el perfil del pliegue es periódico. El significado del x_0 que se requiere conocer para aplicar la ecuación (24) es análogo al mostrado en la Fig. 12, es decir, $x_0 = a - A$, siendo A la amplitud del pliegue. Se requiere además conocer los valores de los semiejes, a y b , de la elipse correspondiente al pliegue final, los cuales pueden obtenerse fácilmente, por ejemplo, mediante la construcción gráfica de la elipse a partir del arco conocido y dibujado por el perfil del pliegue.

BIBLIOGRAFIA

- Bastida, F. (1980).—Las estructuras de la primera fase de deformación herciniana en la Zona Arturoccidental-leonesa (costa cantábrica, NW de España). *Tesis doctoral*, Univ. de Oviedo.
- y Pulgar, J. A. (1978).—La estructura del manto de Mondoñedo entre Burela y Tapia de Casariego (costa cantábrica, NW de España). *Trabajos de Geología*, Univ. de Oviedo, 10, 75-124.
- Biot, M. A. (1961).—Theory of folding of stratified viscoelastic media and its implications in tectonics and orogenesis. *Geol. Soc. Am. Bull.*, 72, 1.595-1.620.
- (1965a).—*Mechanics of incremental deformations*. John Wiley & Sons, New York, 504 pp.
- (1965b).—Theory of viscous buckling and gravity instability of multilayers with large deformation. *Geol. Soc. Am. Bull.*, 76, 371-378.
- Capdevila, R. (1936a).—Zones de métamorphisme régional progressif dans le segment hercynien de Galice Nord Orientale (Espagne). *C. R. Acad. Sci. Paris*, 266, 309-312.
- (1968b).—Les types de métamorphisme «intermédiaires de basse pression» dans le segment hercynien de Galice nord-orientale (Espagne). *C. R. Acad. Sci. Paris*, 266, 1.924-1.927.
- (1969).—Le métamorphisme régional progressif et les granites dans le segment hercynien de Galice nord-orientale (NW de l'Espagne) *Thèse*, Univ. Montpellier.
- Carrara, A. (1973).—Morphological analysis of folded layers from lower paleozoic rocks, Mt. Albert Area, Gaspe Peninsula. *Quebec. J. Geol.*, 81, 510-516.
- Chapple, W. M. (1968).—A mathematical theory of finite-amplitude folding. *Geol. Soc. Am. Bull.*, 79, 47-68.
- (1969).—Fold shape and rheology. The folding of an isolated viscous-plastic layer. *Tectonophysics*, 7, 97-116.
- (1970).—The finite-amplitude instability in the folding of layered rocks. *Canadian J. of Earth Sci.*, 7 (2), 454-466.
- Davis, G. H. (1975).—Gravity-induced folding off a gneiss dome complex, Rincon Mountains, Arizona. *Geol. Soc. of Am. Bull.*, 86, 979-990.
- De Sitter, L. U. (1958).—Boudins and parasitic folds in relation to cleavage and folding. *Geol. Mijl.*, 20, 277-286.
- (1964).—*Structural Geology*. McGraw-Hill, New York, 551 pp.
- Dieterich, J. H. (1969).—Origin of cleavage in folded rocks. *Am. Jour. Sci.*, 267, 155-165.
- (1970).—Computer experiments in mechanics of finite amplitude folds. *Canadian J. of Earth Sci.*, 7, 467-476.
- y Carter, N. L. (1969).—Stress-history of folding. *Am. J. Sci.*, 267, 129-154.
- Divi, R. R. y Fyson, W. K. (1973).—Folds and strain in Greville metamorphic rocks, Bancroft, Ontario, Canada. *Geol. Soc. of Am. Bull.*, 84, 1.607-1.618.
- Färber, A. y Jaritz, W. (1964).—Die geologie des Westasturischen küstengebietes zwischen San Esteban de Pravia und Ribadeo (NW Spanien). *Geol. Jb.*, 81, 697-738.
- Fernández Martínez, M. V. y Pérez-Estaun, A. (*in litt.*).—Distribución y determinación cuantitativa de la deformación interna en el corte de Cabo Peñas (Zona Cantábrica, NW de España). *Brev. Geol. Astúrica*.
- Flinn, D. (1962).—On folding during three dimensional progressive deformation. *Quart. J. Geol. Soc.*, 118, 385-433.
- Gairola, V. K. (1978).—Strain distribution across an experimental single-layer fold. *Tectonophysics*, 44, 27-40.

- Hudleston, P. J. (1973a).—Fold morphology and some geometrical implications of theories of fold development. *Tectonophysics*, 16 (1/2), 1-46.
- (1973b).—An analysis of single layer folds developed experimentally in viscous media. *Tectonophysics*, 16 (3/4), 189-214.
- (1973c).—The analysis and interpretation of minor folds developed in the Moine rocks of Monar, Scotland. *Tectonophysics*, 17, 89-132.
- y Sephanson, O. (1973).—Layer shortening and fold-shape development in the buckling of single layers. *Tectonophysics*, 17, 299-321.
- Jaritz, W. y Walter, R. (1970).—Faziesuntersuchungen in Alpaläozoikum Nordwest-Spaniens (Asturien und Prov. Lugo). *Geol. Jb.*, 88, 509-552.
- Johnson, A. M. (1970).—*Physical Processes in Geology*. W. H. Freeman & Co., San Francisco, 577 pp.
- (1977).—*Styles of folding*. Development in Geotectonics, 11, Elsevier, Amsterdam, 404 pp.
- y Honea, E. (1975).—A theory of concentric, kink, and sinusoidal folding and of monoclinical, flexuring of compressible, elastic multilayers. III. Transition from sinusoidal to concentriclike to chevron fold. *Tectonophysics*, 27, 1-38.
- Julivert, M.; Fontbote, J. M.; Ribeiro, A. y Conde, L. (1974).—Mapa tectónico de la Península Ibérica y Baleares. *Inst. Geol. Min. España*, Madrid, 113 pp.
- Lotze, F. (1945).—Zur gliederung der Varisziden der Iberischen Meseta. *Geotekt. Frosch.*, 6, 78-82, Berlín. (Traducido por Ríos, J. M.: Observaciones respecto a la división de los variscidas de la Meseta Ibérica. *Pub. Extr. Geol. España*, V, 149-166. 1950.
- Marcos, A. (1971a).—Las deformaciones hercinianas en el Occidente de Asturias: la segunda fase de deformación y su extensión en el NW de la Península. *Brev. Geol. Astúrica*, XV (1), 2-6.
- (1971b).—Cabalgamientos y estructuras menores asociadas originadas en el transcurso de una nueva fase herciniana de deformación en el Occidente de Asturias (NW de España). *Brev. Geol. Astúrica*, XV (4), 59-64.
- (1973).—Las series del Paleozoico inferior y la estructura herciniana del occidente de Asturias (NW de España). *Trabajos de Geología*, Univ. de Oviedo, 6, 1-113.
- Martínez Catalán, J. R.; González Lodeiro, F.; Iglesias Ponce de León, M. y Díez Balda, M. A. (1977).—La estructura del Domo de Lugo y del anticlinorio del «Olio de sapo». *Studia Geológica*, XII, 109-122.
- Matte, Ph. (1964).—Remarques préliminaires sur l'allure des plis hercyniens en Galice orientale. *C. R. Acad. Sci. Paris*, 259, 1.981-1.984.
- (1967).—Le Précambrien supérieur schisto-gréseux de l'ouest des Asturies. Comparaison avec les autres affleurements précambriens du Nord Ouest de l'Espagne. *Rev. Géogr. Phys Géol. Dynam.* 2.^a ser., X (3), 205-211.
- (1968).—La structure de la virgation hercynienne de Galice (Espagne). *Geol. Alpine*, 44, 1-127.
- Milnes, A. G. (1971).—A model for analysing the strain history of folded competent layers in deeper parts of orogenic belts. *Eclogae geol. Helv.*, 64 (2), 335-342.
- Mukhopadhyay, D. (1965).—Effects of compression on concentric folds and mechanism of similar folding. *J. Geol. Soc. India*, 6, 27-41.
- Parrish, D. K.; Krivz, A. L. y Carter, N. L. (1976).—Finite-element folds of similar geometry. *Tectonophysics*, 32, 183-207.
- Pérez-Estaun, A. (1978).—La estratigrafía y la estructura de la rama Sur de la Zona Asturoccidental-leonesa (W de León, NW de España). *Mem. Inst. Geol. Min. Esp.*, 92, 1-149.
- Pulgar, J. A. (1980).—Análisis e interpretación de las estructuras originadas durante las fases de repliegamiento en la zona Asturoccidental-leonesa (cordillera herciniana, NW de España). *Tesis doctoral*, Univ. de Oviedo.
- Ramberg, H. (1961).—Relationship between concentric longitudinal strain and concentric shearing strain during folding of homogeneous sheets of rocks. *Am. Jour. Sci.*, 259, 382-390.
- (1964).—Selective buckling of composite layers with contrasted rheological properties, a theory for simultaneous formation of several orders of folds. *Tectonophysics*, 1 (4), 307-341.
- (1970).—Folding of laterally compressed multilayers in the field of gravity, II, numerical examples. *Phys. Earth. Planet. Interior*, 4, 83-120.
- Ramsay, J. G. (1962).—The geometry and mechanics of formation of «Similar» type folds. *J. Geol.*, 70, 309-327.
- (1967).—*Folding and Fracturing of rocks*. McGraw-Hill, New York, 568 pp.
- (1974).—Development of chevron folds. *Geol. Soc. Am. Bull.*, 85, 1.741-1.754.
- Riemer, W. (1965).—Untersuchungen am Ostrand der galicischen Kristallinzone (Spanien). *Neues. Jb. Geol. Paleont. Abh.*, 121, 174-284.
- (1966).—Datos para el conocimiento de la estratigrafía de Galicia. *Not. Com. Inst. Geol. Min. España*, 81, 7-20.
- Shimamoto, T. y Hara, I. (1976).—Geometry and strain distribution of single-layer folds. *Tectonophysics*, 30, 1-34.
- Spiegel, M. R. (1970).—*Manual de fórmulas y tablas matemáticas*. McGraw-Hill de México, 271 pp.
- Stephansson, O. (1976).—Finite element method in tectonic processes. *Phil. Trans. R. Soc. Lond.*, 283, 153-161.
- Walter, R. (1966).—Resultado de investigaciones geológicas en el Noroeste de la Provincia de Lugo (NO España). *Not. Com. Inst. Geol. Min. España*, 89, 7-16.
- (1968).—Die Geologie in der nordöstlichen Provinz Lugo (Nordwest-Spanien). *Geotekt. Frosch.*, 27, 3-70.
- Wood, D. S. (1974).—Current views of the development of slaty cleavage. *Ann. Rev. Earth Planetary Sci.*, 2, 369-401.

TRABAJOS DE GEOLOGIA



NOTAS DEL EDITOR

Guía para los autores

Con el fin de reducir al máximo los elevados costes de edición, TRABAJOS DE GEOLOGIA se editará en lo sucesivo únicamente con base a galeradas y primeras pruebas. A este respecto, los manuscritos mecanografiados, organizados del modo como aparecen los artículos en este volumen, deberán estar cuidadosamente revisados y corregidos ya en el momento de ser enviados para su publicación. Las galeradas serán remitidas a los autores para su revisión y corrección y deberán ser devueltas en un plazo breve.

TRABAJOS DE GEOLOGIA no aceptará ninguna alteración del manuscrito original después de la impresión de las galeradas, a no ser con la autorización expresa del editor. Aún en este caso, cualquier adición figurará como «Nota añadida en pruebas» y podrá gravar económicamente sobre el autor. Debe considerarse asimismo, que la publicación de tales artículos puede verse seriamente retrasada.

Por lo que respecta a la corrección, debe tenerse en cuenta que cambios o alteraciones que el autor pudiera considerar como superfluos ocasionan a menudo grandes gastos. Así, si fuese necesario suprimir una palabra, conviene que esta sea sustituida por otra de igual longitud en la misma línea y, del mismo modo, si hubiera que añadir una nueva, habría que tratar de suprimir otra de la misma longitud. Debe tenerse siempre presente que cada corrección puede ser causa de nuevas erratas y aunque sólo fuese por esta razón, conviene reducir en lo posible el número de correcciones.

La corrección de las primeras pruebas y la composición definitiva del artículo serán realizadas por el editor.