ULTIMAS NOTICIAS SOBRE

hormigón pretensado

CONSEJO SUPERIOR DE INVESTIGACIONES CIENTIFICAS
BIBLIOTECA
INSTITUTO TECNICO DE LA CONSTRUCCION Y DEL CEMENTO

BOLETIN NUM. 20 DE LA ASOCIACION ESPAÑOLA DEL HORMIGON PRETENSADO
DEL INSTITUTO TECNICO DE LA CONSTRUCCION Y DEL CEMENTO

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

6

CONSEJO SUPERIOR DE INVESTIGACIONES CIENTIFICAS

Patronato "Juan de la Cierva" de Investigación Técnica

U L T I M A S N O T I C I A S

Técnicas en Estructuras

Hormigón Pretensado

Boletín de circulación limitada

Nº 20

Mayo - Junio 1954

- INSTITUTO TECNICO DE LA CONSTRUCCION Y DEL CEMENTO -

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

I N D I C E

457-2-4	Cálculo en rotura de vigas isostáticas de hormigón pretensado. Por el Prof. G. Magnel. . .	pág.	1
628-0-3	Resistencia a la fatiga de los alambres empleados en el hormigón pretensado. Por W. Soete y R. Vancrombrugge.	"	20
	Nota de la Federación Internacional del Pretensado	"	36

- - -

N o t a: El Instituto, una de cuyas finalidades es divulgar los trabajos de investigación sobre la construcción y edificación, no se hace responsable del contenido de ningún artículo, y el hecho de que patrocine su difusión no implica, en modo alguno, conformidad con la tesis expuesta.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

457-2-4 CALCULO EN ROTURA DE VIGAS ISOSTATICAS DE HORMIGON PRETENSADO

Por el Prof. G. Magnel

- - -

S i n o p s i s

Termina, con este trabajo, la publicación de los informes generales de los Ponentes de las tres sesiones del primer Congreso Internacional de la F.I.P. celebrado en Londres en Octubre de 1953.

El Prof. Magnel comienza su informe resumiendo las cinco memorias presentadas, sobre el tema cuyo título encabeza este trabajo, por el Dr. P. W. Abeles, M. Bruggeling, el Dr. P. Moenaert, M. U. Smet y el propio autor.

A continuación el Prof. Magnel comenta los diversos puntos característicos de los diferentes trabajos, pasando por último a exponer algunas consideraciones generales sobre el tema. Se incluyen también dos diagramas en los que se hace un estudio comparativo de las distintas fórmulas propuestas.

Cálculo en rotura de vigas isostáticas de hormigón pretensado

Resumen general por el Prof. G. Magnel

I. Resumen de las memoras presentadas

Se han recibido cinco memorias sobre el tema cuyo título encabeza este trabajo de las que, en primer lugar, vamos a dar un resumen, clasificando a sus autores por orden alfabético.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

1º Memoria del Dr. P. W. Abeles

La carga de rotura puede tener los siguientes significados:

(a) la carga que produce la rotura en un ensayo de carga estática bastante rápido;

(b) la mínima carga capaz de producir la rotura si esta carga se mantiene largo tiempo.

(c) la carga P capaz de producir la rotura, si la viga se encuentra sometida a cargas repetidas (por ejemplo de un millón de ciclos) entre $P-\Delta P$ y P; aún sería necesario aclarar el significado de $\frac{\Delta P}{P}$.

El Dr. Abeles se limita a considerar el caso (a). Señala como posibles los siguientes modos de rotura:

a) El acero se rompe sin que el hormigón comprimido entre en su fase plástica.

b) El acero se deforma plásticamente produciendo el aplastamiento del hormigón comprimido.

c) El hormigón comprimido se rompe antes que el acero entre en su fase plástica.

d) Se produce la rotura por esfuerzo cortante.

e) Se produce la rotura como consecuencia de haberse sobrepasado el límite de adherencia.

El autor dice que es preciso evitar el empleo de vigas que se rompen según los casos (c) (d) y (e) ya que se trata de roturas frágiles sin advertencia previa.

Después de hacer notar que existe un "pretensado crítico", tal que produce la simultánea rotura en el acero y en el hormigón, -

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

pasa a considerar sucesivamente las vigas con pretensado infracrítico y supracrítico. En ambos casos es de mucha importancia saber si el acero se adhiere o no al hormigón.

Defiende a continuación la tesis de que es imposible deducir la expresión analítica de los diagramas tensión-deformación para el acero y el hormigón, ya que, la armadura no se deforma sólo entre los labios de una grieta sino en una mayor extensión, en la cual deja de haber adherencia como consecuencia de haberse producido aquélla. Esta longitud no es conocida y además es muy variable.

M. Abeles cita fórmulas aproximadas y propone una, deducida por él. Es idéntica a la que propone M. Moenaert y que se verá más adelante, con la única diferencia de que él introduce un coeficiente K que varía de acuerdo con el grado de adherencia.

El autor pone en duda que la magnitud del pretensado del acero tenga una gran influencia sobre el momento de rotura.

Finalmente manifiesta que, según su parecer, las vigas sometidas a un pretensado superior al crítico no son aconsejables, por producirse en ellas la rotura sin advertencia previa. En lo que se refiere a la rotura por adherencia, hace notar que el estado de la superficie de los alambres es de mayor importancia que su diámetro.

2º Memoria del Ingeniero M. Bruggeling

Analiza en primer lugar el comportamiento de una viga de hormigón pretensado desde el instante en que se produce la primera grieta. Distingue fundamentalmente los dos casos siguientes:

(a) vigas con alambres tesos antes de hormigonar y en las que el pretensado se logra mediante la adherencia.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

(b) vigas con aceros, tesos después de endurecido el hormigón, y provistos de anclajes en los extremos. Tanto en el caso de que se inyecte a continuación, mortero en las vainas de las armaduras, como en el caso contrario, el autor considera que en este tipo de piezas se consigue siempre una peor adherencia que en las del grupo (a) y que, por consiguiente, su comportamiento en la fase de rotura es distinto.

M. Bruggeling explica que en el punto en que no existe adherencia o ésta es muy deficiente, se produce una sola grieta transversal que se abre cada vez más a medida que la carga aumenta; en un momento dado, se produce a ambos lados de esta grieta, otra, casi horizontal, bajo la zona comprimida y por fin sobreviene la rotura, pero bajo una carga muy poco superior a la que produjo la primera grieta. En la sección y en una pequeña longitud de la viga se produce una curvatura local muy fuerte. Subraya a continuación la mejora obtenida si se prevé un 1 ó 1,5% de acero no pretensado en la zona de tracciones de la viga.

Seguidamente, el autor analiza el caso en el que la adherencia es perfecta; a la primera grieta, suceden entonces otras varias; alrededor de cada grieta, en una cierta longitud s se rompe la adherencia; si la amplitud de la grieta es a, el aumento de tensión del acero después de producida la grieta es $E_a \frac{s}{a}$; pero como no es posible conocer exactamente el valor de s tampoco puede determinarse con precisión dicho aumento. En el caso estudiado ahora no se produce curvatura local fuerte ni grietas horizontales bajo la zona comprimida, salvo algunas veces, después de la rotura del hormigón.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

M. Bruggeling menciona entonces, algunas de las fórmulas prácticas que permiten calcular el momento de rotura y especialmente las fórmulas de M. Guyon y del Prof. Magnel. Con mayor interés aún, cita la admitida por el Grupo holandés STUVO:

$$M_r = (h - 0,1\ h_t)\ \Omega_a R_{ar} K$$

en la que:

h = distancia entre la fibra más comprimida y el centro del acero.

h_t = altura total;

Ω_a = sección de acero de pretensado;

R_{ar} = tensión de rotura del acero;

K = coeficiente que varía de 1,00 a 0,65 según que haya adherencia completa o progresivamente imperfecta hasta anularse.

El autor hace notar que esta fórmula no es válida más que para vigas en T o doble T con ala ancha comprimida en las que no sea posible que se presente la rotura por aplastamiento del hormigón. Pone de manifiesto su deseo de encontrar otra fórmula para las vigas rectangulares o en T invertida. Para estos últimos casos, él preconiza la siguiente fórmula:

$$M_r = bh^2 \times \frac{2}{3} \times 0,8\ R'_{brp}\ \frac{\sigma_{br}}{\sigma_a + \sigma_{br}}$$

El factor $\frac{2}{3}$ está justificado por la adopción de un diagrama parabólico de tensiones sobre la parte comprimida de la sección. El factor 0,8 se obtiene porque, según el autor, la rotura se produce bajo una tensión igual a $0,8\ R'_{brp}$.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

En dicha fórmula:

R'_{brp} = tensión de agotamiento por compresión en prismas cortos.

δ_{br} = dilatación del hormigón comprimido, en el momento de la rotura, y que varía entre 0,3 y 0,4%.

δ_a = dilatación del acero después de producida la primera grieta; depende por tanto de las condiciones de adherencia y es poco conocida.

Agradecemos a M. Bruggeling el que haya llamado la atención en un anexo de su memoria, sobre la necesidad de que los investigadores den reseñas completas de sus ensayos de rotura de vigas.

3º Memoria del Profesor Magnel

Se completa, simplemente una memoria ya publicada, a la que se incorporan nuevos resultados de ensayos, con el fin de comprobar si están de acuerdo con nuestra fórmula. Debe hacerse notar que esta fórmula es puramente experimental:

$$M_r = 14{,}800\ bh^2 \lambda \quad \text{(Kg y cm)}$$

en donde:

b = anchura de la cabeza superior

h = distancia entre las fibras más comprimidas y el centro del acero de pretensado.

$\lambda = \frac{\Omega_a}{bh}$ siendo Ω_a = sección del acero.

Según esta fórmula, la resistencia a la rotura debe ser independiente de la resistencia del hormigón (evidentemente entre ciertos límites); asimismo debe ser independiente de la forma de la viga.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

La fórmula es aplicable solamente en el caso de que se utilicen aceros trefilados con una resistencia a la rotura del orden de 160 Kg/mm^2 y cuando los alambres se encuentran bastante concentrados y existe una perfecta adherencia.

4º Memoria del Dr. P. Moenaert

El autor dedica su trabajo al estudio de la resistencia a la rotura de prismas de hormigón armado sometidos a flexión compuesta; demuestra que sus fórmulas pueden adaptarse fácilmente al hormigón pretensado.

He aquí sus hipótesis fundamentales:

(a) La tensión de rotura del hormigón de la zona comprimida de una viga sometida a flexión es $0,85\ R'_{brp}$.

(b) La profundidad bajo la fibra más comprimida, de la resultante de las tensiones de compresión, vale $0,425\ v'$, si v' es la altura de la zona comprimida.

De lo anterior se deduce fácilmente la fórmula

$$M_r = bh^2 \lambda\ R_{ar} \left(1 - \frac{\lambda\ R_{ar}}{2\ R'_{br}}\right)$$

Sin embargo el momento de rotura no supera jamás el valor

$$M_r = 0,40\ bh^2 R'_{brp}$$

que es el momento que se obtiene cuando la rotura comienza por aplastamiento del hormigón.

5º Memoria de U. Smet

El autor describe el comportamiento de una viga de hormigón pretensado, envejecida artificialmente por medio de un ensayo de

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

fatiga con cargas repetidas un millón de veces; siendo la máxima solicitación igual a la carga de trabajo y la mínima igual a un quinto de la máxima, aproximadamente.

A este ensayo de fatiga precedió un ensayo estático hasta la fisuración y le siguió un ensayo estático de rotura.

II. Comentarios sobre las Memorias

Nos proponemos hacer algunas observaciones a propósito de cada una de las memorias recibidas; a continuación presentaremos algunos comentarios de carácter general.

1º Memoria del Dr. Abeles

No estamos completamente seguros de que pueda ser aceptada siempre como real la seguridad obtenida de acuerdo con los resultados de un ensayo estático rápido; basta pensar en el caso de un puente ferroviario para comprender perfectamente la importancia de los ensayos de fatiga.

Por el contrario, estamos completamente de acuerdo con el autor cuando afirma que es imposible encontrar fórmulas para el momento de rotura, basándose en el estudio de las dilataciones del hormigón y del acero en este momento.

Estamos también de acuerdo en que es preciso evitar los tipos de vigas que se rompen bruscamente sin advertencia; por el contrario, no creemos que deban excluirse las vigas que se rompen por aplastamiento del hormigón; nuestra experiencia nos dice que esta rotura sólo se alcanza después de haberse producido flechas totalmente anormales y amplias grietas, todo lo cual constituye una advertencia de la rotura.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

2º Memoria de M. Bruggeling

Nos parece que el autor de esta memoria es muy severo con los sistemas de hormigón pretensado que utilizan alambres anclados, tesos después del endurecimiento del hormigón y en los que los cables son protegidos por un mortero que se inyecta alrededor de los mismos. Nuestra experiencia nos indica que, empleando la técnica belga (creemos que la técnica de M. Freyssinet conduce al mismo resultado) la adherencia es tan buena en ese caso como cuando se tesan los alambres antes de hormigonar.

Debemos recordar nuestros ensayos de fatiga sobre una viga de tipo belga, cuyos anclajes se quitaron una vez endurecida la inyección de mortero y en la que se produjo una rotura, por fatiga de los alambres de pretensado, sin que se hubiese producido ningún deslizamiento general de los mismos.

A nuestro parecer, en el caso de emplear cables análogos a los usados en dicho ensayo, el coeficiente K de la fórmula holandesa debe ser igual a la unidad.

Tenemos la duda de haber comprendido mal al autor al creer que opina que la fórmula holandese no se aplica a vigas rectangulares o en T invertida. Según nuestra opinión, la forma de la sección transversal no influye para nada cuando sólo se estudia el momento de rotura; éste no depende más que de b, h, y Ω_a, con la única restricción de que el ala superior tenga un mínimo de espesor. Sólo hay que tener en cuenta el porcentaje de acero $\lambda = \frac{\Omega_a}{bh}$; si esta cuantía es muy elevada, la rotura se produce por aplastamiento del hormigón comprimido y entonces la fórmula holandesa podría no ser aplicable.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Por último, la fórmula que, para este caso, propone M. Bruggeling, es de difícil aplicación, pues no se conoce ni δ_{br} ni δ_a. En esta fórmula, por otra parte, se admite que M_r es proporcional a R'_{brp}, lo que está en desacuerdo con los ensayos realizados; podía pensarse que esta proporcionalidad no existe en la fórmula puesto que δ_{br} podría ser función de R'_{brp}; pero el autor admite (como otros varios), que δ_{br} es casi constante (comprendida entre 0,3 y 0,4%).

3º Memoria del Prof. G. Magnel

Por ser esta memoria la expresión fiel de nuestro pensamiento no es necesario comentarla.

4º Memoria de M.P. Moenaert

La teoría de M. Moenaert se basa en dos hipótesis: una que se refiere a la tensión de agotamiento del hormigón y la otra concerniente a la posición de la resultante de las tensiones de compresión. Dicha teoría será por tanto válida si son ciertas las dos hipótesis de partida; más adelante compararemos los resultados que proporciona, con los obtenidos por la aplicación de otras teorías. Hemos de decir, no obstante, que las hipótesis de M. Moenaert nos parecen muy razonables, y no es posible que conduzcan a resultados que se separen mucho de los experimentales.

5º Memoria de M. U. Smet

Esta memoria sólo describe fenómenos observados, por lo que no requiere comentario especial. En los comentarios generales que a continuación se publican, se presentan los resultados del ensayo de rotura y se establece una comparación con los resultados experimentales conocidos.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

III. Comentarios generales

En estos comentarios generales nos proponemos discutir los siguientes puntos:

(1) Comparación de las fórmulas propuestas por los cuatro autores de las memorias presentadas.

(2) Influencia de la forma de la sección sobre el momento de rotura.

(3) Influencia de la adherencia sobre el momento de rotura.

(4) Definición de la seguridad a la rotura.

(5) Seguridad a la rotura por esfuerzo cortante.

(6) Aplicación de las fórmulas de resistencia a rotura en la redacción de los proyectos.

(7) Influencia de las cargas repetidas sobre el momento de rotura.

(8) Comparación de las fórmulas con los resultados experimentales.

1º. Comparación de las fórmulas propuestas por los cuatro autores de las memorias.

He aquí las fórmulas:

(a) Fórmula del Dr. Abeles: ver la del Dr. P. Moenaert.

(b) Fórmula de M. Bruggeling: en primer lugar da la fórmula holandesa

$$M_r = (h - 0,1\ h_t)\ A_a R_{ar} K .$$

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

y a continuación, para las secciones rectangulares y en T invertida, la siguiente:

$$M_r = bh^2 . \frac{2}{3} 0,8 R'_{brp} \frac{\delta_{br}}{\delta_a - \delta_{br}}$$

No nos es posible traducir esta fórmula en cifras, - puesto que desconocemos los valores de las δ .

(c) Fórmula del profesor Magnel:

$$M_r = 14800 \lambda bh^2$$

Es aplicable a los aceros en los que $R_{ar} \simeq 160$ Kg/mm^2

(d) Fórmula del Dr. P. Moenaert (igual que la del Dr. - Abeles con K = 1)

$$M_r = bh^2 \lambda R_{ar} \left(1 - \frac{\lambda R_{ar}}{2 R'_{brp}}\right)$$

Se han representado estas fórmulas en un diagrama para R_{ar} = 156 Kg/mm^2 y siendo la adherencia perfecta (K = 1). Para la fórmula holandesa hemos admitido - h_t = 1,09 h; (este coeficiente no influye casi en el resultado). En estas condiciones los valores de $\frac{M_r}{bh^2}$ para las tres fórmulas son:

Fórmula de M. Bruggeling:

$$13.900 \lambda \quad \text{(Kg y cm)} \qquad (1)$$

Fórmula del prof. Magnel:

$$14800 \lambda \qquad (2)$$

Fórmula del Dr. Moenaert y del Dr. Abeles:

$$15.600 \lambda \left(1 - \frac{15600 \lambda}{2 R'_{brp}}\right) \text{(Kg y cm)} \qquad (3)$$

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Se ve que, en el fondo, las fórmulas (1) y (2) son las mismas, con unos coeficientes parecidos. Sólo queda comparar las fórmulas (1) y (3) (ver diagrama 1). Se observa en este diagrama que para valores de R'_{brp} comprendidos entre 400 y 600 Kg/cm^2, es decir, para hormigones de alta calidad, como son los que deben emplearse en hormigón pretensado, las fórmulas (1) y (3) son prácticamente las mismas, no existiendo más que una diferencia de un 10% en el caso extremo, que rara vez se presenta, de λ = 1%.

Por tanto la fórmula (3) es, prácticamente, diferente de la (1), sólo para hormigones de débil resistencia y λ superiores a 0,6 ó 0,7%.

2º. Influencia de la sección sobre el momento de rotura.

Consideramos que esta influencia es nula; en efecto, cuando se llega a las proximidades de la rotura, la sección en que se ha de producir ésta, se agrieta de tal modo que no queda más que un rectángulo superior, de anchura b y pequeña altura, como elemento comprimido; por otra parte, como elemento extendido, no existe más que el acero. El contorno real en toda la zona sometida a compresión no tiene ninguna importancia; es la parte de hormigón que no trabaja.

3º. Influencia de la adherencia sobre el momento de rotura.

Estamos de acuerdo con M. Bruggeling y con el Dr. Abeles en atribuir enorme importancia a la adherencia; pero estimamos que esta adherencia puede ser tan buena en el hormigón pretensado con cables anclados e inyectados, según los sistemas Freyssinet y belga, como en el hormigón pretensado en el que los alambres se tesan antes de hormigonar y quedan después envueltos por la masa de hormi-

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

gón. Basta para ello que las inyecciones estén bien realizadas y a ser posible con mortero de la misma granulometría y riqueza en cemento, que el hormigón empleado.

4º. Definición de la seguridad a la rotura.

No pretendemos discutir aquí sobre si es preciso distinguir, al hablar de la rotura, entre la provocada durante un ensayo estático rápido, lento, o, incluso, de fatiga. Veamos únicamente la definición de la seguridad obtenida partiendo del resultado de un solo tipo de ensayo, por ejemplo, de un ensayo estático bastante rápido.

M. Bruggeling destaca las normas holandesas que aclaran el problema.

Se consideran dos valores de la seguridad:

El primero:

$$S_q = \frac{M_{rot} - M_p}{M_q}$$

El segundo:

$$S_{p+q} = \frac{M_{rot}}{M_p + M_q}$$

en donde p = carga permanente y q = sobrecarga móvil.

En esta teoría holandesa es preciso que:

$$S_q \geqslant 2{,}5 \qquad y \qquad S_{p+q} \geqslant 2{,}0$$

lo que nos parece perfectamente racional, pues limitarse a la condición $S_q \geqslant 2{,}5$ podría conducir a una situación peligrosa en el caso de que q fuese muy reducida con relación a p.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

5º. Seguridad a la rotura por esfuerzo cortante.

Muy pocas veces se construyen vigas cuya solicitación principal sea una fuerte carga aislada en el punto medio de la luz y con peso propio despreciable. Si se presenta este caso, las consideraciones del Dr. Abeles son muy oportunas; ya que entonces la sección peligrosa a esfuerzo cortante se encuentra situada en el punto medio de la viga.

Pero, en los casos corrientes, de cargas uniformemente repartidas, las tensiones tangenciales son pequeñas en dicho punto medio de la viga; por otra parte, en los extremos de ésta, que es donde dichas tensiones son mayores, existe, en general, una compresión longitudinal casi uniforme, debida al pretensado; que reduce las tensiones principales de tracción, pudiéndose así mantener éstas dentro de límites razonables.

No hemos visto nunca que una viga simplemente apoyada en sus extremos perezca por causa del esfuerzo cortante, no obstante haber realizado numerosos ensayos con vigas de diversos tipos.

En cambio cuando se consideran vigas contínuas las cosas son totalmente distintas. En este tipo de vigas, el esfuerzo cortante es máximo en los apoyos, y desde el instante en que se produce una grieta en dicha zona, cambian grandemente las condiciones de resistencia a los esfuerzos cortantes; no puede ya contarse con una compresión longitudinal para reducir la tensión principal de tracción la cual, sin ella, sería igual a la tensión cortante; en estas condiciones es posible que se produzcan roturas por esfuerzo cortante antes de la rotura por flexión; es esta una cuestión que depende del espesor del alma.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

A nuestro parecer, debe realizarse un estudio completo de la distribución de tensiones sobre los apoyos de una viga continua de hormigón pretensado; este estudio es fácil de realizar en la fase elástica; pero sería también muy conveniente poderlo realizar en la fase plástica. Actualmente no se tienen aún suficientes datos experimentales.

Es esta una de las ventajas de los Congresos: poder llamar la atención a los reunidos sobre los problemas aun no resueltos.

6º. Aplicación de las fórmulas de resistencia a rotura al cálculo de secciones.

Sabido es que la elección de una sección de viga que deba resistir unos momentos M_p y M_q sólo puede hacerse por medio de tanteos. Estos pueden simplificarse, si se impone una seguridad S_{p+q} a la rotura; de esta forma, en efecto, se conoce el momento de rotura

$$M_r = S\ (M_p + M_q)$$

y entonces cualquiera de las dos fórmulas fundamentales, da el valor $bh^2\ \varphi\ (\lambda)$, siendo $\varphi(\lambda)$ conocida.

Como en los problemas prácticos b y frecuentemente h son datos, se deduce fácilmente λ, es decir la sección de cables de pretensado (número de alambres, colocación, etc).

Puede, así, dibujarse toda la sección transversal de la viga a excepción del ancho del ala inferior, que es la única incógnita. Esto reduce los tanteos al mínimo, lo cual es una gran ventaja.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

7º Influencia de las cargas repetidas sobre el momento de rotura.

El momento de rotura, del que hemos tratado anteriormente, es superior al que se obtiene en un ensayo de fatiga. Vamos a referirnos a continuación a dos ensayos realizados sobre dos vigas de igual tipo.

Las dos vigas, una con alambres lisos y la otra con alambres corrugados, fueron ensayadas de la siguiente manera: Siendo P la carga adicional de trabajo, se sometió la viga, un millón de veces, a una carga variable entre 0,5 P y P, después otro millón de veces entre 0,5 P y 1,2 P; luego entre 0,5 P y 1,4 P y así sucesivamente. Sin embargo no fué posible mantener hasta el final el valor mínimo 0,5 P como consecuencia del rendimiento insuficiente de los pulsadores; en las últimas fases hubo que limitarse a oscilar entre una carga máxima y una mínima, bastante próximas, con objeto de no sobrepasar la flecha permitida por nuestras máquinas. La seguridad a la fisuración, calculada en un ensayo estático bastante rápido, es de 2,40 y la seguridad á la rotura obtenida en análogas condiciones es 3,2 (se trata de la seguridad calculada considerando únicamente la sobrecarga).

El primer ensayo de fatiga dió:

seguridad a la fisuración 1,51
seguridad a la rotura 2,05

El segundo ensayo de fatiga dió:

seguridad a la fisuración 1,55
seguridad a la rotura 2,05

Estos valores demuestran, de forma clara, cómo la fatiga disminuye los dos coeficientes de seguridad.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

8º Comparación de las fórmulas con los resultados experimentales.

El diagrama 2 nos da el resultado del ensayo sobre 21 vigas de hormigón con un mínimo de 350 Kg/cm^2 de resistencia en probeta prismática.

En el mismo diagrama, se han indicado las curvas correspondientes a las cuatro fórmulas discutidas anteriormente. Se ve que hasta la cuantía del 0,6% de acero, todas las fórmulas son casi idénticas y están en perfecto acuerdo con los resultados experimentales. A partir de dicho valor estos resultados presentan una gran dispersión.

Si consideramos, por ejemplo, los cuatro puntos del diagrama comprendidos entre las abscisas 0,8 y 0,9%, comprobamos que las resistencia del hormigón en probeta prismática valen, comenzando por el punto más bajo:

431, 370, 430, 385 (Kg/cm^2)

El primero de estos casos (punto más bajo) corresponde a la curva de M. Moenaert y M. Abeles, pero los otros no; pues en lugar de estar situados por encima del primero, debían estar situados por debajo, según la fórmula. Puede deducirse, como conclusión, que hasta este momento, las fórmulas de que se dispone (casi todas son idénticas) sólo son exactas para cuantías de armadura inferiores al 0,6%; sería conveniente realizar nuevos ensayos para ver cual es, para valores superiores al 0,6%, la fórmula más adecuada. Por otra parte, en la práctica, raras veces se encuentran cuantías superiores al 0,6%.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Si volvemos a calcular nuestra propia fórmula, tabulando todos los resultados experimentales representados en el diagrama 2, encontramos que el coeficiente 14.800 debe ser reemplazado por 14.000, que es prácticamente el coeficiente empleado por M. Bruggeling.

C.R.G.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

628-0-3 RESISTENCIA A LA FATIGA DE LOS ALAMBRES EMPLEADOS EN EL HORMIGON PRETENSADO

(La résistance à la fatigue ondulée des fils utilisés en béton précontraint)

Autores: W. Soete y R. Vancrombrugge

"ANNALES DES TRAVAUX PUBLICS DE BELGIQUE", Octubre 1949

- - -

S i n o p s i s

En el presente artículo se destaca la importancia de llegar a un conocimiento perfecto de las características y comportamiento de los alambres empleados en las construcciones de hormigón pretensado, para lograr lo cual es imprescindible realizar un gran número de ensayos mecánicos. Se exponen los estudios realizados en el Laboratorio de Resistencia de Materiales de la Universidad de Gante, sobre el comportamiento de los alambres bajo los efectos de cargas repetidas, indicándose las características de los materiales utilizados en las experiencias y los métodos de sujeción de los alambres, de gran importancia por su influencia sobre la resistencia a la fatiga.

Se describen asimismo las máquinas de ensayo empleadas y los aparatos con los cuales se han medido los esfuerzos aplicados.

Finalmente, se resumen, en diversos cuadros, los resultados obtenidos en los citados trabajos.

Introducción.- El interés, siempre creciente, por todo lo que se relaciona con el hormigón pretensado, ha hecho fijar la atención, de un modo especial, sobre el elemento fundamental de esta técnica, el alambre de acero, que es el que hace posible el pretensado del hormigón.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Aunque los alambres se han venido utilizando normalmente por los técnicos desde hace mucho tiempo, como elemento constructivo, es curioso comprobar que, únicamente desde hace unos cuantos años, se iniciaron investigaciones científicas metódicas sobre este material, estirado en frio. Tal circunstancia puede, en cierto modo, explicarse por el hecho de que, en las aplicaciones clásicas, era generalmente poco conocida la naturaleza de las solicitaciones que actuaban sobre los alambres; basta pensar, por ejemplo, en los cables, muelles en espiral, etc. Las fábricas de alambres limitaban, en general, sus ensayo mecánicos, a los de tracción y a los de flexión alterna, o torsión.

El desarrollo del hormigón pretensado, exige un conocimiento más profundo del comportamiento mecánico de los alambres a los que, como consecuencia, se les somete actualmente a ensayos mecánicos científicos más completos. Entre ellos, el más corriente consiste en la determinación de los diagramas completos de tensiones de tracción, convenientemente amplificadas, en relación con las deformaciones elásticas y plásticas. Mayor importancia tiene, especialmente desde el punto de vista del empleo de los alambres en el hormigón pretensado, el estudio de la fluencia a temperatura ordinaria. En Bélgica, se ha formado una comisión especial, bajo la presidencia de M. C. Wets, encargada de investigar este problema, y actualmente se están realizando, sobre este particular, importantes experiencias en los laboratorios del profesor De Strijcker, de la Universidad de Lovaina, y del profesor Campus, de la Universidad de Lieja. Un tercer tema, muy interesante también, es el que se refiere al comportamiento de los alambres bajo los efectos de cargas repetidas.

El presente trabajo, tiene por objeto dar a conocer los resultados de los ensayos de fatiga realizados en el Laboratorio de

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Resistencia de Materiales de la Universidad de Gante, a instancia del Ministerio de Obras Públicas.

I - La fatiga en los alambres.- Se han publicado numerosos trabajos sobre la resistencia de los alambres de acero a las cargas estáticas. En cambio son muy escasos los informes relativos a su resistencia a la fatiga, existiendo algunos sobre la flexión y torsión alternas. Del estudio de los mismos es posible deducir algunas conclusiones, no desprovistas de interés desde el punto de vista del tema a que se refiere el presente artículo. Las más importantes son:

1º.- De los ensayos de flexión alterna se desprende que la resistencia a la fatiga, no aumenta proporcionalmente a la elevación de la tensión de rotura estática, obtenida, bien aumentando el porcentaje de carbono de los aceros, bien mediante la deformación en frio o los tratamientos térmicos.

2º.- La galvanización de los alambres, parece disminuir su resistencia a la fatiga.

3º.- La descarburación de los granos metálicos, parece disminuir también dicha resistencia.

4º.- Si se someten alambres que no hayan sufrido descarburación a un tratamiento térmico consistente en calentarlos a 200º durante 20 minutos, se favorece, según parece, su resistencia a la fatiga.

5º.- Los datos estáticos parecen indicar que la relación: fatiga por torsión alterna/resistencia a la rotura, oscila entre 0,1 y 0,2, y que la relación entre la fatiga por flexión alterna y la resistencia a la rotura varía entre 0,25 y 0,35.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Los estudios relativos a la resistencia a la fatiga oscilante, son todavía menos numerosos. El más reciente del que se tienen noticias, data de 1938 y se debe a los profesores Pomp y Hempel. Aunque dicho estudio no está hecho con vistas a su aplicación al hormigón pretensado, contiene datos de gran valor para esta técnica.

Los citados investigadores se propusieron determinar la resistencia a la fatiga oscilante de alambres sometidos a una serie de dos millones de ciclos de carga. Las cargas oscilaban entre una tensión nula y una tensión positiva. La mayor de las tensiones positivas que una probeta es capaz de soportar dos millones de veces, es la resistencia a la fatiga repetida. Como, prácticamente, es imposible someter un alambre a tensiones variables entre cero y una cantidad positiva, dichos investigadores determinaron la resistencia a la fatiga repetida, por extrapolación, haciendo ensayos de fatiga oscilante. Partiendo de una tensión media σ_m constante, han trazado la curva de Wohler y llevado los límites de fatiga asi obtenidos, al diagrama clásico de Smith, obteniéndo la tensión máxima $\sigma_m + \sigma_a$ y la mínima $\sigma_m - \sigma_a$, en función de la media σ_m (Fig. 1).

Desgraciadamente, no han publicado estos diagramas más que para dos alambres, limitándose a dar el valor de la resistencia a la fatiga repetida para los demás. Pero este dato, para el hormigón pretensado no es útil, ya que la tensión mínima en los alambres, es la del pretensado, que es, generalmente, del orden de los 75 Kg/mm^2. Las características de los alambres ensayados se dan en los cuadros I y II y los resultados de la fatiga, en las Figs. 2 y 3.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

CUADRO I

Composición química del acero: C = 0,60%; S_i = 0,22%; M_n = 0,72%; Ba = 0,22%; S = 0,029%

Diámetro del alambre laminado: 6 mm.

Diámetro de los alambres estirados: S II 4 = 0,695 mm.
S III 2 = 0,700 mm.

CUADRO II

Alambre	Resistencia a la rotura Kg/mm2.	Flexión (*) Nº de solicitaciones	Torsión (**) Nº de vueltas
S II 4	146	69,6	6,3
S III 2	135	27,0	5,2

(*) El ángulo de flexión era de 180º y el radio de los cilindros de 2,5 mm.

(**) El número de vueltas en torsión, se calcula sobre una longitud de 100 diámetros.

Las cifras dadas, son las medias.

De las Figs. 2 y 3 se deduce que la fatiga oscilante para el alambre S II 4, es de 71,8 Kg/mm^2 y para el S III 2, 70,8 - Kg/mm^2. Estos valores, como ya se ha indicado, fueron obtenidos por extrapolación, por Pomp y Hempel.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Si sobre dichas figuras se señala la tensión mínima de 75 Kg/mm^2, puede comprobarse que la fatiga oscilante correspondiente a dicha tensión es para el alambre S II 4, 131 Kg/mm^2 y para el S III 2, 128 Kg/mm^2.

Una conclusión interesante que se deduce del estudio de Pomp y Hempel es que la relación entre el límite de endurancia y la resistencia a la rotura es del orden de 0,40 a 0,50.

II - La sujeción de los alambres y la fatiga.- A las dificultades, ya enunciadas, que ofrece la investigación de la fatiga oscilante, hay que añadir aún la que representa la sujeción de los alambres. Dada la forma prismática, normal de los alambres, el modo más corriente de sujetarlos a la máquina de ensayo es acuñándolos entre sus mordazas.

De esta manera, sin embargo, el alambre sufre una compresión transversal que repercute en su resistencia a la fatiga. En efecto, si de acuerdo con los trabajos del profesor Ros, se hace extensivo a la rotura por fatiga el criterio de Huber-Henckey-von Mises, se sabe que la rotura se producirá cuando la expresión

$$\sigma_o = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 - \sigma_1 \sigma_2 - \sigma_2 \sigma_3 - \sigma_3 \sigma_1}, \quad (1)$$

en la cual σ_1, σ_2, σ_3 son las tensiones principales, alcance su valor crítico σ_o. Ahora bien, suponiéndo que la compresión lateral es conocida y que $\sigma_2 = \sigma_3$, de (1) se deduce: $\sigma_o = \sigma_1 - \sigma_2$.

Como quiera que σ_1 es una tensión de compresión, de esta fórmula resulta que la presión de ajuste ejercida por las mordazas sobre el alambre, disminuye su resistencia a la fatiga. Para obtener

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

una resistencia a la fatiga, uniforme a lo largo del alambre, sería preciso que la compresión producida por las mordazas, aumentase progresivamente, a medida que la tracción en el alambre fuese disminuyendo.

De lo anteriormente expuesto se deduce que sería del mayor interés encontrar un sistema de sujeción que permitiese obtener una resistencia a la fatiga, casi uniforme.

III - Material y probetas.- Los alambres ensayados eran alambres especiales destinados a la producción de elementos de hormigón pretensado. Los había de 5 y 7 mm. de diámetro. Los primeros fueron suministrados directamente de fábrica y los segundos se sacaron de dos obras en las que iban a ser empleados en una construcción. La longitud de los alambres colocados en la máquina de ensayo era de 100 cm, excepto para una de las series de los de 7 mm. de diámetro, cuya longitud era sólo de 40 cm. Estos, habían sufrido un tratamiento térmico, durante una hora, a 250°. Las dimensiones del horno obligaron a reducirlos a la longitud indicada. Estas dimensiones, relativamente grandes, fueron elegidas con el fin de evitar, o al menos reducir, las diferencias entre los distintos alambres.

A título informativo, se sometieron igualmente los alambres, a los ensayos clásicos de torsión y flexión alterna. Los resultados de estos ensayos se encuentran resumidos en el cuadro III.

El diagrama de tracción, para cuya deducción se utilizó el elongámetro de Darwin, se representa en la Fig. 4.

Contrariamente a lo que ocurre con los resultados obtenidos por otros investigadores, en los ensayos referidos no ha sido posible comprobar diferencia alguna entre los diagrama de tracción novales y reiterativos.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

CUADRO III

Ensayos	Alambres de 5 mm	Alambres de 7 mm
Ensayos de torsión:		
Longitud del alambre	100 Ø = 50 cm	100 Ø = 70 cm
Número de vueltas antes de la rotura	18	7
Ensayos de flexión:		
Angulo de flexión	90º	90º
Radio de la boca de la mordaza	5 mm.	8 mm.
Nº de solicitaciones antes de la rotura	11	7
Ensayos de tracción:		
Tensión para = 0,01%	145 Kg/mm^2	125 Kg/mm^2
Tensión de rotura	171 Kg/mm^2	150 Kg/mm^2
Módulo de elasticidad	19.400 Kg/mm^2	19.600 Kg/mm^2

Las Figs. 5 y 6 reproducen el aspecto de la rotura estática de los alambres de 5 y 7 mm., respectivamente.

IV - Máquina de ensayo.- Para los ensayos de tracción oscilante se utilizó un pulsador AMSLER, de 30 T. Sin embargo, dado el diámetro y la longitud de las probetas, no era posible emplear, para estos ensayos, la escala y la prensa características de este pulsador. Por ello se decidió reemplazar la prensa existente por otra en la cual el diámetro del pistón era más reducido. Para los alambres de 5 mm. de Ø se utilizó un pistón de sección igual a 1/10 de la de la prensa AMSLER, y para los de 7 mm. de Ø, esta reducción era de 1/3. De esta manera, las cargas máximas quedaban reducidas, respectivamente, a 3 y 10 T. Por consiguiente, se construyeron dos nuevas prensas. -

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Como columnas se emplearon dos tornillos de 3 m. de longitud; a lo largo de éstos, se desliza, por medio de dos tuercas, una cabeza móvil sobre la cual se fijan el cilindro y el pistón. Según la naturaleza del ensayo, el pistón se coloca por encima o por debajo de la probeta. En los de tracción oscilante, va por encima del alambre a ensayar, el cual se sujeta por un extremo a las mordazas unidas al pistón, y por el otro a mordazas fijas.

La fig. 7, reproduce la máquina de ensayo y los aparatos eléctricos que miden la magnitud del esfuerzo.

V - Aparatos de medida.- Para medir el esfuerzo dinámico se utilizaron, principalmente, dos métodos: uno óptico y otro eléctrico.

a) Método óptico.- En serie con la probeta se coloca un dinamómetro anular de acero, debidamente contrastado. Las variaciones del diámetro del anillo se miden mediante un sistema óptico análogo a los espejos Martens. El rayo reflejado señala sobre la escala graduada, los desplazamientos de unos pequeños espejos unidos a los bordes del dinamómetro por láminas metálicas que siguen las variaciones del diámetro del anillo (Fig. 8). El aumento dado por este dispositivo es de 2.000 (Fig. 9).

b) Método eléctrico.- En lugar de colocar el dinamómetro en serie con la probeta, para medir el esfuerzo se puede colocar, en paralelo con ella, un elongámetro anular y medir su deformación. Esto, sin embargo, es posible, únicamente, si la rigidez del anillo es mucho menor que la de la probeta.

Para eliminar toda excentricidad, se emplean dos anillos de resina artificial que se fijan a la probeta por medio de cuchillos de acero duro.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Las deformaciones del anillo se registran en un oscilógrafo catódico, por medio de cuatro elongámetros óhmicos colocados de tal manera que dos actúen a compresión y los otros dos a tracción, con el fin de aumentar la sensibilidad y evitar, en cuanto sea posible, toda excentricidad (Fig. 10).

Los elongámetros van colocados en un puente de Wheatstone.

El esquema del dispositivo eléctrico, se representa en la fig. 11. El puente de Wheatstone se equilibra mediante una resistencia variable y dos condensadores.

El desequilibrio del puente puede medirse por medio de un tornillo micrométrico cuyo desplazamiento deforma una lámina metálica sujeta por uno de sus extremos, sobre la cual se encuentran cuatro elongámetros óhmicos a, b, c y d, cuyas variaciones de resistencia hacen que el puente recupere su equilibrio (Fig. 11 B).

Bajo cargas dinámicas, las modulaciones de una onda producida por las variaciones de resistencia de los elongámetros óhmicos, 1, 2, 3 y 4, colocados sobre uno de los anillos (Figs. 10 y 11 A) - pueden medirse por medio del tornillo micrométrico.

VI - Sujeción de las probetas.- Como ya se ha señalado, una de las mayores dificultades que presenta la ejecución de los ensayos de fatiga de los alambres, la constituye la elección de un apropiado sistema de sujeción de las probetas.

En efecto, las partes del alambre que quedan aprisionadas por las mordazas, tienen las mismas dimensiones que el resto de la probeta y resulta difícil impedir la rotura por dichas secciones.

En general, las probetas prismáticas se sujetaban a la máquina de ensayo por medio de un sistema de cuñas que quedan ajusta-

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

das al realizar el esfuerzo de tracción. Los primeros ensayos de fatiga, realizados con carácter de prueba, se hicieron sobre barras de 40 mm; el material de las probetas era una aleación de acero, y fueron sometidas mediante un pulsador de 100 T. a una carga comprendida entre 95 y 100 Kg/mm^2. Las probetas se sujetaron con cuñas en forma de V provistas de entalladuras. Estas cuñas tenían 16,5 cm. de longitud y llevaban cinco entalladuras por cm. Como estaba previsto, las probetas se rompieron por las secciones sobre las que actuaba la presión de ajuste de las mordazas, atribuyéndose la rotura al efecto producido por las entalladuras.

Para evitar este inconveniente se recurrió a introducir arozamiento, por los extremos de las probetas, unos manguitos de acero dulce fresados según su longitud. A pesar de ello, la rotura se produjo de nuevo por el mismo sitio, de lo que se sacó la conclusión de que, en principio, no eran las entalladuras la causa de la rotura sino que, probablemente, ésta debía atribuirse al estado de tensión compleja que existe entre las cuñas en las cabezas de las probetas.

Los ensayos, cuyos resultados se expondrán más adelante, fueron realizados empleando cuatro sistemas de sujeción diferentes, para los alambres de 5 mm. de diámetro, y un único sistema para los de 7 mm.

Sistema A (Fig. 12)- Este sistema consiste en dos cuñas, lisas y pequeñas, de 50 mm. de longitud, redondeadas interior y exteriormente de tal manera que el hueco que queda entre las dos, es el necesario para aprisionar fuertemente el alambre. El radio interior de las cuñas era de 5 mm. El contacto entre alambre y cuña era pues, bastante grande. Sin embargo, se comprobó que era imposible impedir el -

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

deslizamiento del alambre y fué necesario, para evitarlo, fijar una tuerca de seguridad a la cabeza de la probeta.

Sistema B (Fig. 13) - En este sistema se emplean cuñas de 40 mm. de longitud, rectangulares. Por la parte interior llevan una ranura en forma de V provista de entalladuras a razón de 11 por cm. Las cuñas quedan introducidas completamente dentro de los mandriles.

Sistema C (Fig. 14) - Está compuesto por cuñas planas de forma rectangular y 100 mm. de longitud, que se deslizan a lo largo de una superficie también plana, de la que sobresalen unos 15 mm. Por su cara interior llevan una ranura en la que se introduce el alambre.

Sistema D (Fig. 14) - Las cuñas de este sistema son análogas a las del anterior y de las mismas dimensiones, pero para evitar el deslizamiento del alambre, llevan en sus extremos un poco de latón. La ranura de la cara interior, tiene forma de V .

Sistema E (Fig. 15 y 16) - Este sistema, completamente análogo al B, se empleó para los ensayos con alambres de 7 mm. Las cuñas tienen 80 mm. de longitud y la ranura en forma de V que llevan en su cara interior, presenta once entalladuras por cm.

VII - Ensayos de fatiga.-

a) Determinación del límite de fatiga.- Con el fin de reducir la fluencia en frio de los alambres, antes de iniciar el ensayo de fatiga, todas las probetas fueron sometidas a una tracción de 110 Kg/mm^2. Como la tensión mínima en el hormigón pretensado es de 75 Kg/mm^2, los ensayos de fatiga tenían por objeto fijar el límite de endurancia del alambre para dos millones de ciclos, siendo la tensión mínima constante e igual a 75 Kg/mm^2.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

La frecuencia del pulsador era de 250 periodos por minuto.

b) Resultados de los ensayos.-

1º Ensayos sobre alambres de 5 mm.: Estos resultados, agrupados por sistemas de sujeción, se resumen en los cuadros IV, V, VI y VII que a continuación se incuyen.

CUADRO IV.- Sistema A

Tensión mínima	Kg/mm^2 max.	Número de ciclos	Observaciones
75	85	3.000.000	No hubo rotura
75	95	510.000	Rotura en la copa
75	95	1.050.000	" " " "
75	95	610 400	" " " "
75	105	200.000	" " " "
75	105	189.000	" " " "
75	105	108.500	" " " "

CUADRO V.- Sistema B

Tensión mínima	Kg/mm^2 max.	Número de ciclos	Observaciones
75	95	2.280.000	No hubo rotura
75	95	2.000.000	" " "
75	95	2.000.000	" " "
75	105	229.000	Rotura en la copa
75	105	260.000	" " " "
75	105	503.430	" " " "
75	105	286.000	" " " "
75	105	1.030.000	" " " "

En la foto 17 se aprecia el aspecto de la rotura que se produce en el sistema B, pudiéndose observar claramente las huellas de las entalladuras de las mordazas.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

CUADRO VI .- Sistema C

Tensión mínima	Kg/mm² máx	Número de ciclos	Observaciones
75	85	2.000.000	No hubo rotura
75	85	2.000.000	" " "
75	85	2.000.000	" " "
75	95	229.250	Rotura en la copa
75	95	499.300	" " " "
75	95	299.290	" " " "
75	105	113.800	" " " "
75	105	133.360	" " " "
75	105	77.863	" " " "

La Fig. 18 reproduce el aspecto de la rotura correspondiente al sistema C.

CUADRO VII .- Sistema D

Tensión mínima	Kg/mm² máx.	Número de ciclos	Observaciones
75	95	2.000.000	No hubo rotura
75	95	2.000.000	" " "
75	95	2.000.000	" " "
75	105	167.440	Rotura en la copa
75	105	557.940	" " " "
75	105	222.750	" " " "

2º Ensayos sobre alambres de 7 mm.:

a) Probetas no sometidas a tratamiento térmico alguno.- Para estos alambres solamente se utilizó el sistema de sujeción E. Los resultados obtenidos, se resumen en el cuadro VIII.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

CUADRO VIII .- Sistema E

Tensión mínima	Kg/mm^2 máx	Número de ciclos	Observaciones
75	95	500.000	Rotura en la copa
75	95	1.622.000	" " " "
75	95	2.200.000	No hubo rotura
75	95	2.000.000	" " "
75	97	2.000.000	" " "
75	100	700.000	Rotura en el centro de la probeta
75	100	513.000	" " " " " " "
75	100	740.000	" " " " " " "
75	105	370.000	" " " " " " "
75	105	423.000	" " " " " " "
75	105	260.000	" " " " " " "

La fig. 19 representa el aspecto de la rotura obtenida en el sistema E.

Conviene señalar que las cuñas empleadas eran nuevas y que los dientes de sus entalladuras estaban, por consiguiente, más afilados en los primeros ensayos que en los últimos. Este es, probablemente, el motivo por el cual la rotura se produjo, en las dos primeras probetas, en la copa, es decir en la sección aprisionada por la mordaza.

b) Probetas sometidas durante una hora a temperatura de -290° C.- Los resultados se resumen en el siguiente cuadro IX.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

CUADRO IX.- Sistema E

Tensión mínima	Kg/mm² máx	Número de ciclos	Observaciones
75	95	2.000.000	No hubo rotura
75	95	2.000.000	" " "
75	95	1.166.000	Rotura en la copa
75	95	2.000.000	No hubo rotura
75	97	2.000.000	" " "
75	105	311.000	Rotura en el centro de la probeta
75	105	630.000	" " " " " " "
75	105	785.000	" " " " " " "

VIII - Conclusiones.- Aunque el número de ensayos realizados no sea suficiente para poder establecer conclusiones definitivas, de los resultados obtenidos puede, sin embargo, deducirse, provisionalmente, que el límite de fatiga está comprendido entre:

85 y 95 Kg/mm² para el sistema A.
95 y 105 Kg/mm² " " " B.
85 y 95 Kg/mm² " " " C.
95 y 105 Kg/mm² " " " D.
90 y 95 Kg/mm² " " " E.

Resulta, por consiguiente, que los sistemas de sujeción B, D y E, son mejores que los A y C.

R.P.A.

- - -

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Federación Internacional del Pretensado

(F.I.P.)

En la reunión celebrada en Paris, el pasado día 5 de Marzo, por el Comité Permanente de la Fédération Internationale de la Précontrainte, integrado por los Sres. Freyssinet, Magnel, Torroja, Gooding, Hartmann y Prempain, se trató, entre otros asuntos, de la preparación del próximo Congreso que se ha de celebrar en Amsterdan en los primeros días de Septiembre del próximo año 1955, aceptándose, después de una amplia discusión, los temas y ponentes que a continuación se detallan, y el 31 de Diciembre del año actual como fecha límite para la admisión de trabajos particulares en las respectivas Federaciones Nacionales.

Tema Nº 1 Influencia de la inyección y de los anclajes en el comportamiento de las piezas de hormigón pretensado.

Ponente: M. Kelopuu

Tema Nº 1' Experiencias y problemas referentes a la fabricación y utilización de los aceros en pretensado.

Ponente: M. Bruggeling

Tema Nº 2 Progresos en la ejecución en taller de vigas pretensadas y en la unión en obra, mediante esfuerzos de pretensado, de los elementos prefabricados.

Ponente: M. New

Tema Nº 3 Distribución de momentos flectores en las estructuras hiperestáticas pretensadas, una vez rebasado el período elástico.

Ponente: M. Guyon

Tema Nº 3' Influencia de la plasticidad sobre la resistencia e inestabilidad de las láminas pretensadas.

Ponente: M. Franco Levi

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

Comunicación Nº 1 Estudio comparativo de las instrucciones referentes al hormigón pretensado en diversos países.

Ponente: M. Paduart

Comunicación Nº 2 Estudio económico comparativo del hormigón pretensado, en relación con otras técnicas de construcción

Ponente: M. Finsterwalder

Por todo lo expuesto, la Asociación Española del Hormigón Pretensado, invita a sus socios a presentar comunicaciones para el referido Congreso, sobre alguno de los temas reseñados, remitiéndolas a la Secretaría de la Asociación (Instituto Técnico de la Construcción y del Cemento) antes del fín del corriente año.

- - -

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

DIAGRAMA I

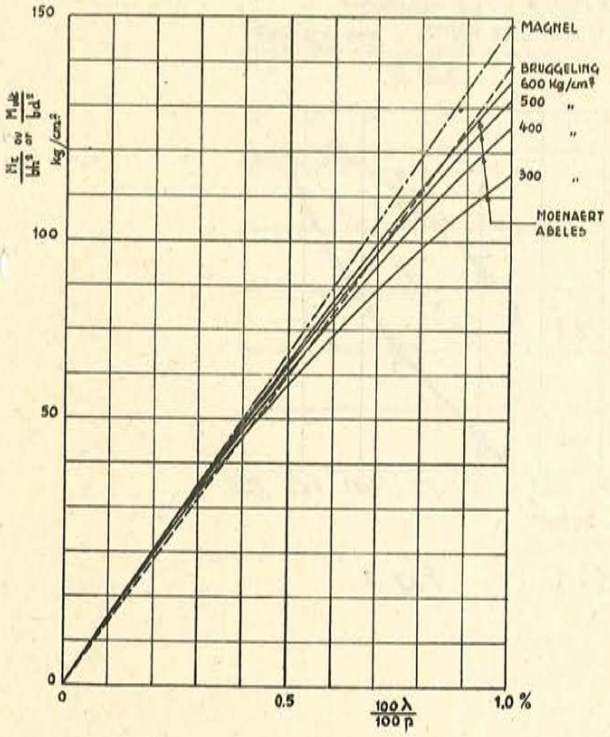
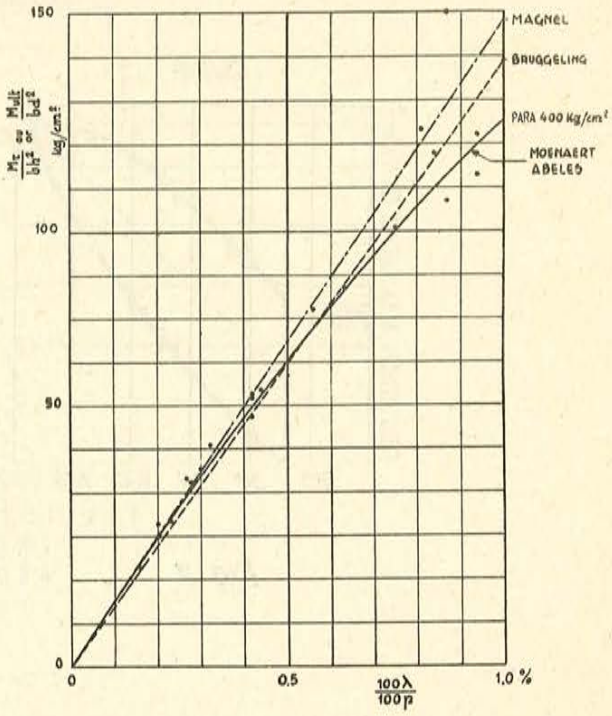


DIAGRAMA II



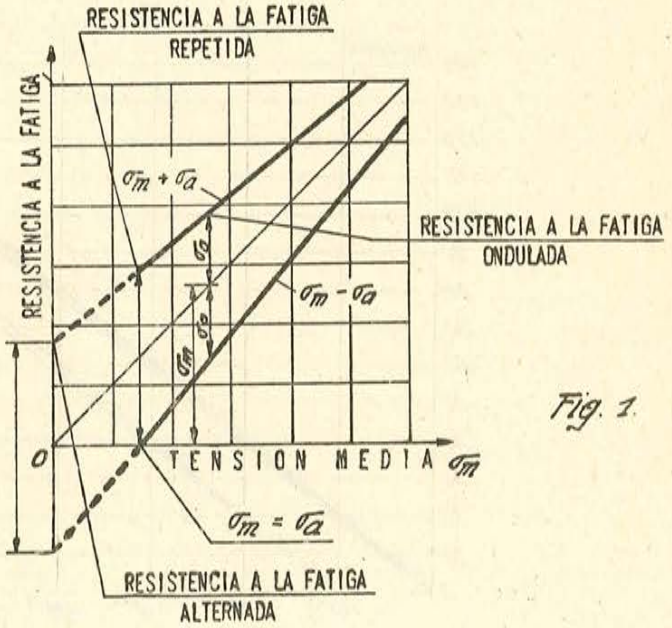


Fig. 1.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

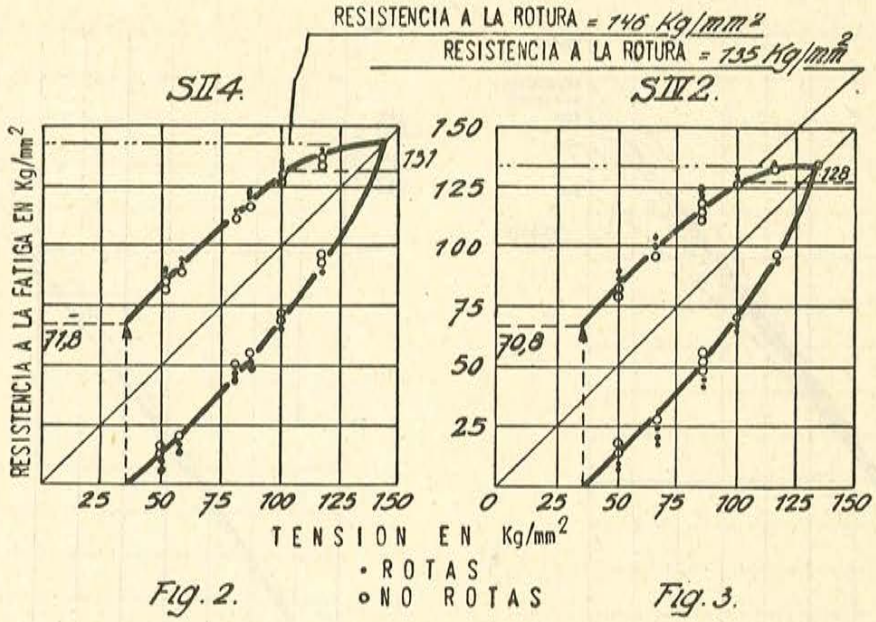


Fig. 2. Fig. 3.

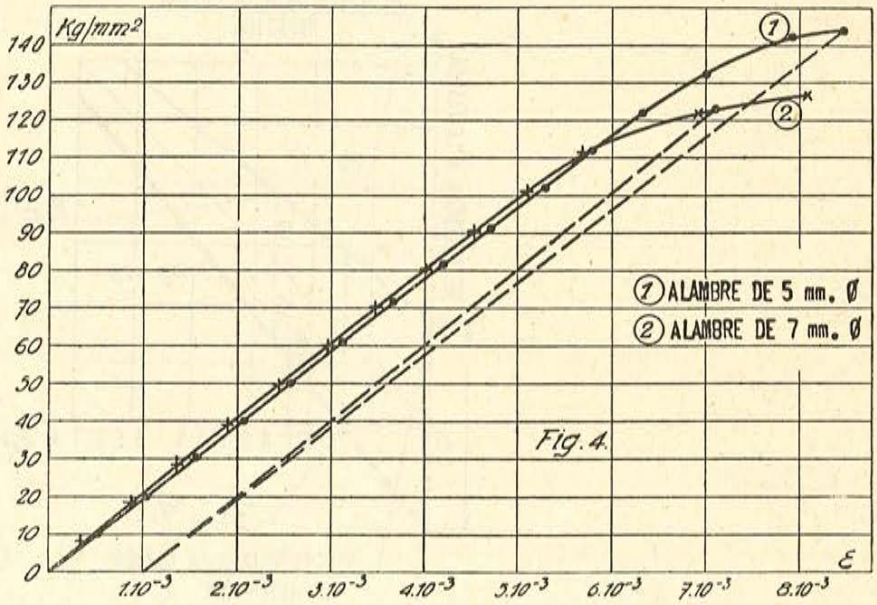


Fig. 4.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

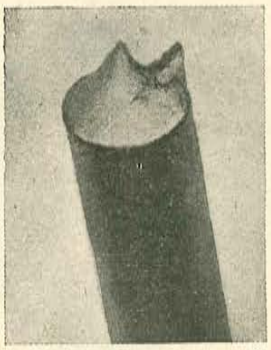


Fig. 5.

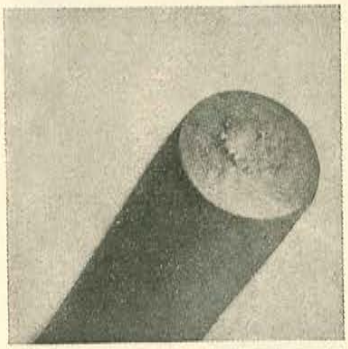


Fig. 6.

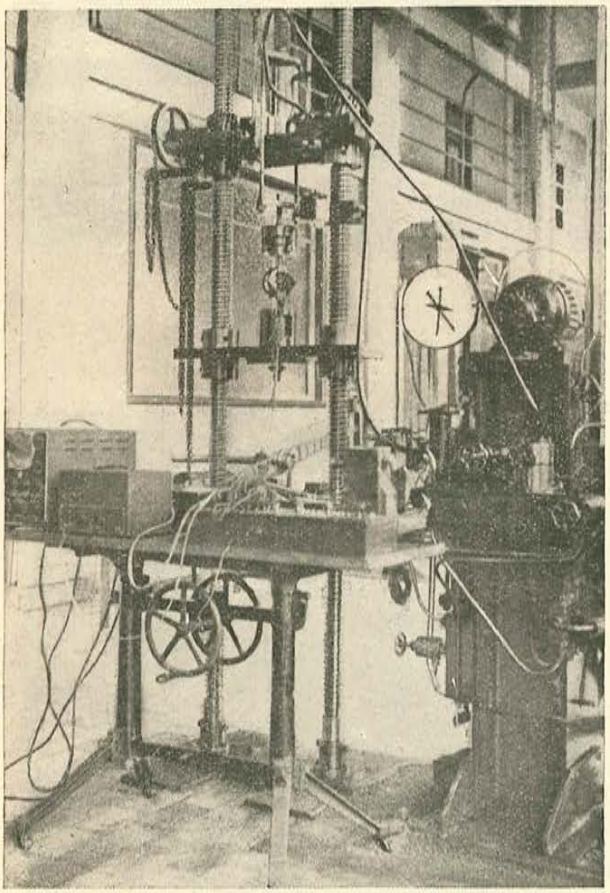


Fig. 7.

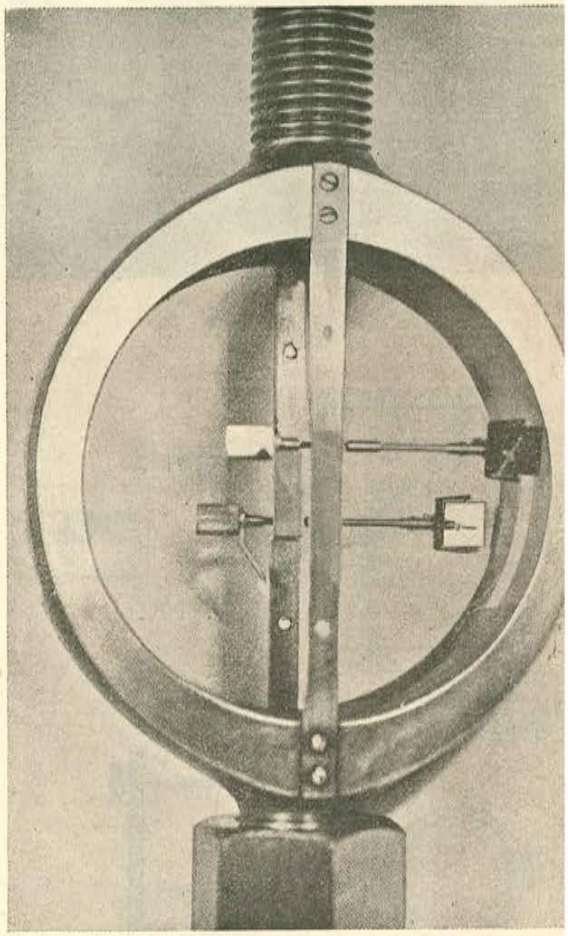


Fig. 8.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

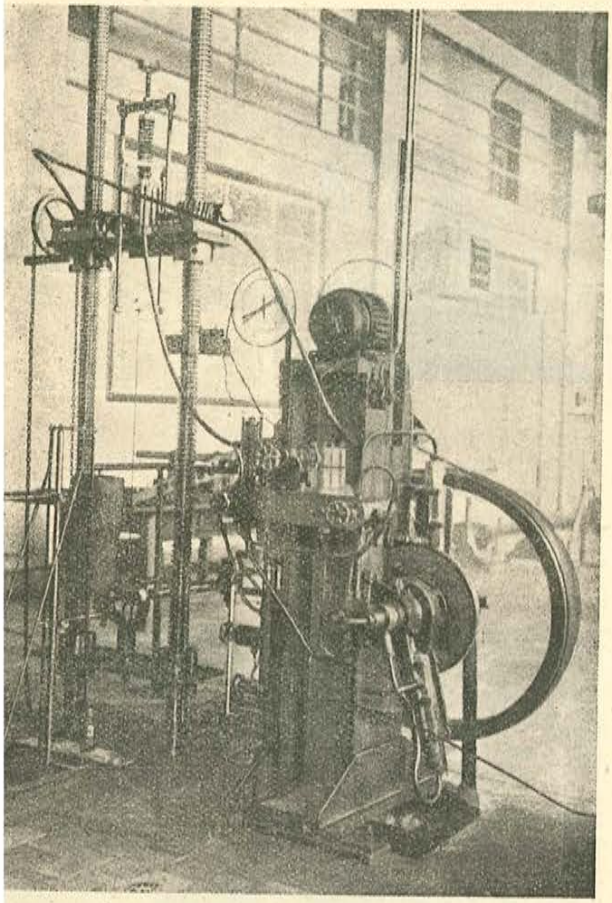


Fig. 9

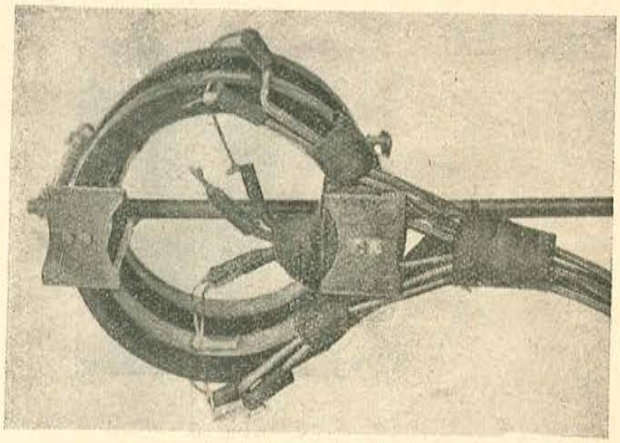


Fig. 10.

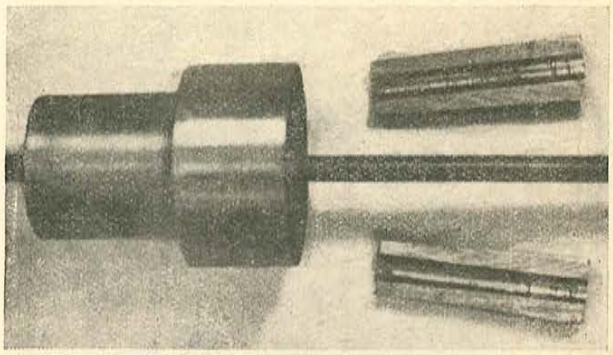


Fig. 12.

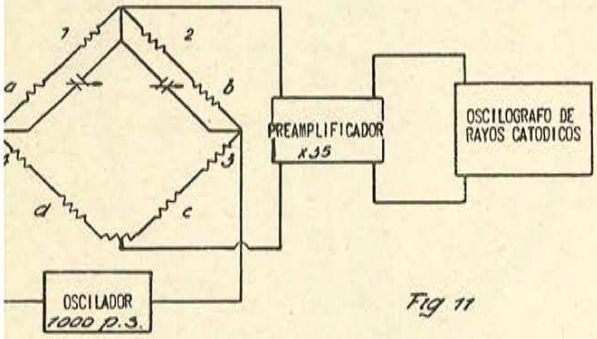


Fig 11

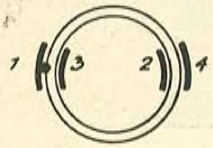


Fig. 11 A

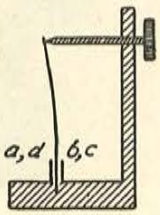


Fig. 11 B

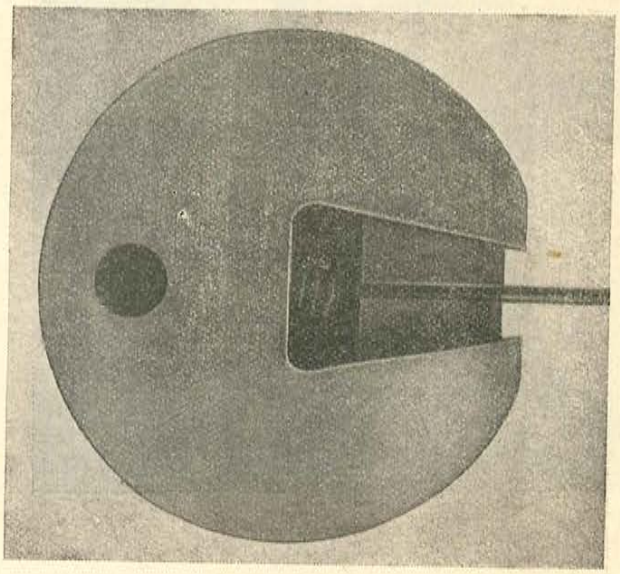


Fig. 13.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

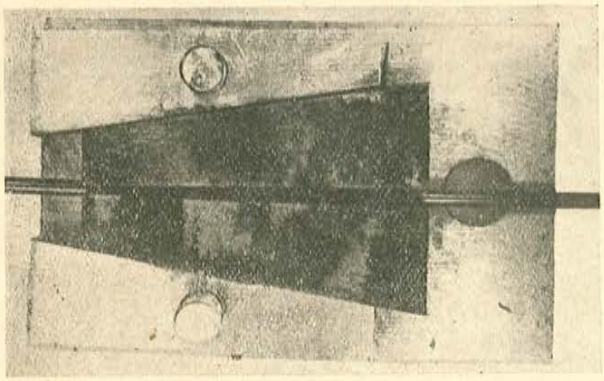


Fig. 14.

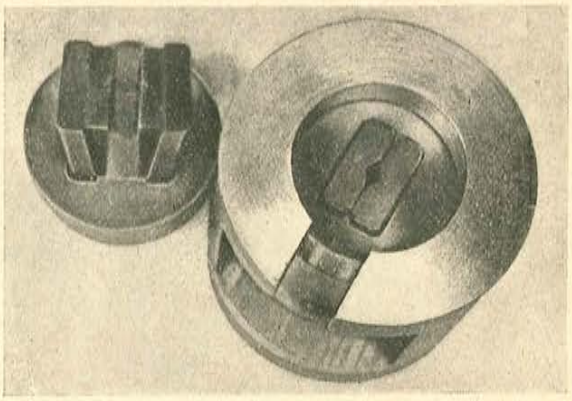


Fig. 15.

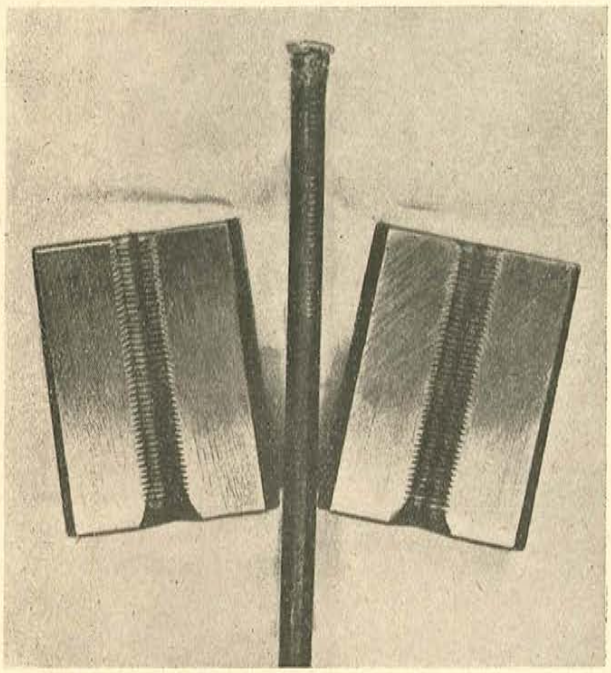


Fig. 16.

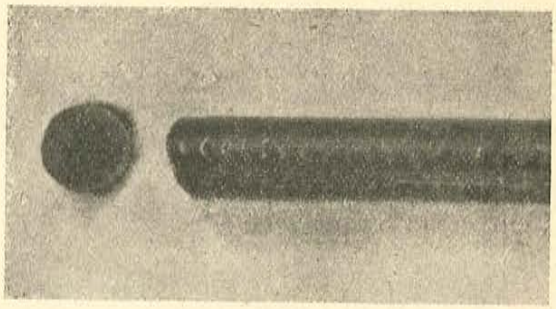


Fig. 17.

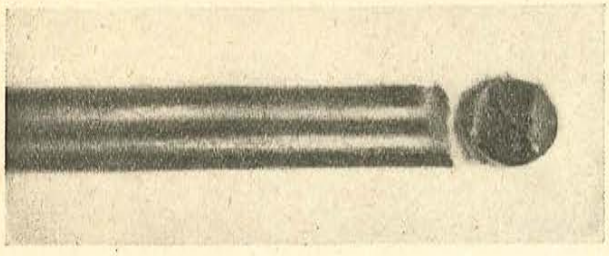


Fig. 18.

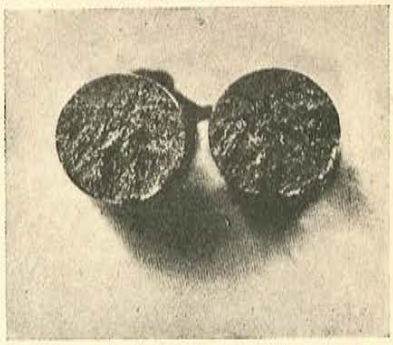


Fig. 19.

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025

CONSEJO SUPERIOR DE INVESTIGACIONES CIENTIFICAS
INSTITUTO DE CONSTRUCCION Y DEL CEMENTO

Documento descargado de www.e-ache.com el 22/11/2025