

OMSA  
10/11/86

COMPORTAMIENTO ESTRUCTURAL DE CONEXIONES TUBULARES  
EN PLATAFORMAS MARINAS DE ACERO

MARIO E. RODRIGUEZ R.

TESIS DOCTORAL

Presentada a la División de Estudios de Posgrado  
de la

FACULTAD DE INGENIERIA

UNIVERSIDAD NACIONAL AUTONOMA DE MEXICO

como requisito para obtener  
el grado de

DOCTOR EN INGENIERIA

CIUDAD UNIVERSITARIA, D.F., Agosto de 1986

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN

TESIS CON  
FALLA DE ORIGEN



Universidad Nacional  
Autónoma de México



## **UNAM – Dirección General de Bibliotecas Tesis Digitales Restricciones de uso**

### **DERECHOS RESERVADOS © PROHIBIDA SU REPRODUCCIÓN TOTAL O PARCIAL**

Todo el material contenido en esta tesis está protegido por la Ley Federal del Derecho de Autor (LFDA) de los Estados Unidos Mexicanos (México).

El uso de imágenes, fragmentos de videos, y demás material que sea objeto de protección de los derechos de autor, será exclusivamente para fines educativos e informativos y deberá citar la fuente donde la obtuvo mencionando el autor o autores. Cualquier uso distinto como el lucro, reproducción, edición o modificación, será perseguido y sancionado por el respectivo titular de los Derechos de Autor.

COMPORTAMIENTO ESTRUCTURAL DE CONEXIONES TUBULARES  
EN PLATAFORMAS MARINAS DE ACERO

CONTENIDO

1. Objetivos y alcance
2. El problema del diseño estructural de conexiones tubulares para plataformas marinas de acero
  - 2.1 Introducción
  - 2.2 Terminología y características que definen a las conexiones tubulares
  - 2.3 Criterios existentes referentes al diseño por resistencia última
    - 2.3.1 Consideraciones preliminares
    - 2.3.2 Bases de los criterios de diseño en normas
    - 2.3.3 Otros criterios existentes para calcular la resistencia última
  - 2.4 Análisis de esfuerzos y rigideces
  - 2.5 Resumen y comentarios finales
3. Estudios experimentales de conexiones tubulares tipo cruz sujetas a cargas axiales en combinación con momentos flexionantes en el plano.
  - 3.1 Introducción
  - 3.2 Especímenes con carga axial de compresión
    - 3.2.1 Descripción de los especímenes
    - 3.2.2 Obtención de las propiedades mecánicas del acero de las conexiones tubulares
    - 3.2.3 Sistema de ensaye e instrumentación
    - 3.2.4 Resultados experimentales

- 3.3 Especímenes con carga axial de tensión
  - 3.3.1 Descripción de los especímenes
  - 3.3.2 Sistema de ensaye e instrumentación
  - 3.3.3 Resultados experimentales
- 3.4 Especímenes con combinación de carga axial de compresión y momento flexionante en el plano
  - 3.4.1 Introducción
  - 3.4.2 Descripción de los especímenes, instrumentación y sistema de ensaye
  - 3.4.3 Resultados experimentales
- 3.5 Espécimen con momento flexionante
  - 3.5.1 Descripción del espécimen, instrumentación y sistema de ensaye
  - 3.5.2 Resultados experimentales
- 4. Estudios analíticos de conexiones tubulares tipo cruz sujetas a cargas axiales aisladas o combinadas con momento flexionante en el plano
  - 4.1 Introducción
  - 4.2 Conexiones con carga axial de compresión
    - 4.2.1 Introducción
    - 4.2.2 Modelo teórico para definir la resistencia última
    - 4.2.3 Análisis de esfuerzos
    - 4.2.4 Análisis de rigideces
    - 4.2.5 Conclusiones y comentarios
  - 4.3 Conexiones con carga axial de tensión
    - 4.3.1 Introducción



- 4.3.2 Modelo teórico para definir la resistencia última
- 4.3.3 Análisis de esfuerzos y rigideces
- 4.3.4 Conclusiones y comentarios
- 4.4 Conexiones con momento flexionante en el plano de la conexión
  - 4.4.1 Modelo teórico para definir la resistencia última
  - 4.4.2 Análisis de esfuerzos y rigideces
  - 4.3.4 Conclusiones y comentarios
- 4.5 Conexiones con carga axial combinada con momento flexionante en el plano
  - 4.5.1 Modelo teórico para definir la resistencia última
  - 4.5.2 Análisis de esfuerzos y rigideces
  - 4.5.3 Conclusiones y comentarios
- 5. Expresiones de diseño por resistencia última de conexiones tubulares
  - 5.1 Introducción
  - 5.2 Metodología y alcance del trabajo
  - 5.3 Confiabilidad de la conexión tubular
  - 5.4 Expresiones de diseño por resistencia última de conexiones tubulares tipo cruz
    - 5.4.1 Parámetros estadísticos de la geometría y del esfuerzo de fluencia en miembros tubulares
    - 5.4.2 Conexiones tubulares con carga en compresión
    - 5.4.3 Conexiones tubulares con carga en tensión
    - 5.4.4 Conexiones tubulares con momento flexionante en el plano
    - 5.4.5 Conexiones tubulares en flexocompresión

6. Aplicación de los resultados de este estudio a otros tipos de conexiones tubulares

6.1 Conexiones tipo T y Y

6.1.1 Carga axial de compresión

6.1.2 Carga axial de tensión

6.1.3 Momento flexionante en el plano

6.1.4 Combinación de carga axial y momento flexionante  
en el plano

6.2 Conexiones tipo K

7. Conclusiones y comentarios finales

8. Reconocimiento

9. Referencias

Tablas y Figuras

Apéndice A: Requerimientos de compatibilidad geométrica del modelo del modo de falla propuesto para conexiones tubulares tipo cruz con cargas axiales

Apéndice B: Resistencia última de un miembro tubular en flexo-compresión

Apéndice C: Modelos matemáticos de confiabilidad estructural

Apéndice D: Confiabilidad en plataformas marinas

Apéndice E : Notación

## RESUMEN

Las ventajas del empleo de los miembros tubulares de acero se ven afectadas por el comportamiento complejo de las uniones entre ellos, denominadas conexiones tubulares. En éstas ocurren concentraciones de esfuerzos, que pueden llevar a la falla de la conexión tubular. En este trabajo se describen los estudios realizados en esta investigación, cuyo objeto fue mejorar el conocimiento sobre el comportamiento estructural de las conexiones tubulares.

En la parte experimental de esta investigación se ensayaron 10 especímenes que representan conexiones tubulares de acero, tipo cruz, sometidas a cargas axiales de tensión o compresión, y a la combinación de momentos flexionantes en el plano de la conexión con carga axial de compresión. Se efectuaron mediciones de deformaciones y de las relaciones carga con desplazamiento o rotación, y también se observó el modo de falla de los especímenes.

Como resultado de estas observaciones, se proponen modelos de modos de falla y modelos analíticos que proporcionan criterios para definir la capacidad máxima de las conexiones estudiadas. Estos criterios explican la dispersión que resulta en algunos casos al aplicar las normas actuales. Con base en estos criterios y en planteamientos probabilistas aproximados, se proponen expresiones para la resistencia de diseño de conexiones tubulares tipo cruz, T y Y.

La comparación de los resultados obtenidos con el método de elementos finitos y las mediciones experimentales de deformaciones y rigideces axiales y rotacionales dentro del intervalo elástico, muestran que es factible emplear el método de análisis con elementos finitos para el cálculo de éstos parámetros. Con base en estudios paramétricos basados en este método, se proponen expresiones para calcular las rigideces axiales de conexiones tubulares tipo cruz, las que correlacionan aceptablemente con las mediciones experimentales efectuadas en esta investigación.

## CAPITULO 1

## OBJETIVOS Y ALCANCE

En México es frecuente la construcción de estructuras marinas de acero tipo "jacket", compuestas por miembros de sección tubular, que están sometidos a diversos tipos de acciones como olas, viento, sismo, etc. En la fig 1.1 se muestran algunas plataformas típicas, (ref 4).

En este tipo de estructuras se aplican los métodos de análisis estructurales convencionales, con los que se obtienen esfuerzos nominales en los miembros tubulares. Sin embargo, las conexiones tubulares (intersecciones de dos o más miembros) tienen un comportamiento complejo que lleva a que se produzcan en ellas concentraciones de los esfuerzos anteriormente mencionados, lo que puede llevar a la falla de la conexión; éste fue el caso de algunas plataformas de acero ubicadas en las costas del Golfo de México, en los Estados Unidos (ref 49). Por ello, en diversos países se han realizado estudios tendientes a mejorar el conocimiento sobre el comportamiento estructural de las conexiones tubulares para plataformas marinas de acero; sin embargo, los resultados obtenidos hasta la fecha indican que la dispersión entre los resultados de las predicciones teóricas y los experimentales es todavía considerable.

En el Instituto de Ingeniería de la UNAM se llevó a cabo un programa de investigación cuyo objetivo es conocer mejor el comportamiento estructural de las conexiones tubulares para

plataformas marinas de acero construidas con tecnología y mano de obra nacionales, y tratar de llegar a recomendaciones prácticas para su diseño.

En la primera parte de este trabajo se hace un resumen y comentarios sobre el estado del conocimiento referente al problema del diseño estructural de conexiones tubulares para plataformas marinas de acero.

En la segunda parte se presentan los estudios experimentales realizados en el Laboratorio de Estructuras del Instituto de Ingeniería sobre un tipo específico de conexión tubular, sujeto a cargas estáticas crecientes hasta la falla.

En la tercera parte se presentan los estudios analíticos realizados para interpretar los resultados experimentales del estudio anteriormente citado, así como también los existentes en la literatura disponible.

En la penúltima parte se ilustra la manera de emplear para recomendaciones prácticas de diseño los resultados y conclusiones de este trabajo, en lo que se refiere al tipo específico de conexión y acciones que se eligieron para este estudio.

Finalmente se presentan los criterios para la aplicación de los resultados de este estudio a otros tipos de conexiones tubulares que son frecuentes en las plataformas marinas de acero.

## CAPITULO 2

### EL PROBLEMA DEL DISEÑO ESTRUCTURAL DE CONEXIONES TUBULARES PARA PLATAFORMAS MARINAS DE ACERO

#### 2.1 INTRODUCCION

##### 2.1.1 Generalidades

Los miembros tubulares de acero se emplean en diferentes tipos de estructuras como torres de líneas de transmisión o telecomunicación, puentes, marcos espaciales, etc; una de las aplicaciones más frecuentes es en plataformas marinas de acero tipo "jacket". Esta variedad de empleo de los miembros tubulares se debe a las ventajas inherentes a la sección tubular respecto a las secciones transversales abiertas. Entre las ventajas puede mencionarse que la sección circular del miembro tubular hace que los efectos del viento y olas en este miembro sean independientes de la dirección en que estas acciones inciden, sin que se tengan direcciones particularmente desfavorables. En cuanto a la resistencia, la forma de la sección circular lleva a que el miembro tubular no tenga, como las secciones transversales abiertas, un eje de momento de inercia grande y otro pequeño. Entre otras ventajas del miembro tubular puede mencionarse el ahorro en peso del material estructural, la facilidad de transporte, como también, una buena rigidez torsional.

En realidad no existe un criterio claro que marque el límite del empleo de los miembros tubulares en estructuras, por las ventajas anteriormente mencionadas; sin embargo, éstas se ven afectadas

por las dificultades que se encuentran en el dimensionamiento y construcción de las conexiones tubulares.

Las incertidumbres existentes sobre el comportamiento estructural de las conexiones tubulares hacen que en algunos casos el ingeniero no elija las conexiones tubulares simples, y prefiere diseñarlas con un complicado sistema de placas atiesadoras, dificultando aún más el proceso constructivo inherente a la conexión tubular, que requiere técnicas adecuadas para el corte y soldado de los miembros tubulares.

Desde fines de la década de los 40 a la fecha se han construido miles de plataformas marinas con miembros tubulares de acero. Estas en general están constituidas por un marco espacial tubular, denominado "jacket", que se desplanta en el fondo marino y llega al nivel del mar. Las estructuras se fabrican en talleres ubicados en tierra firme en lugares cercanos a las costas, y una vez construidas se lanzan al mar y se llevan al lugar en que se van a colocar. Para efectuar el posicionamiento se inundan parcialmente los miembros tubulares, después de lo cual se introducen pilotes tubulares a través de las patas de la estructura, operación cuya factibilidad se convierte en una ventaja más para las plataformas marinas de acero tipo "jacket". Finalmente, se coloca en la parte superior de la estructura una plataforma de trabajo, compuesta usualmente de miembros tubulares y perfiles laminados.

Las primeras plataformas marinas de acero se construyeron sin el



apoyo de reglamentos o experiencias referentes al diseño y comportamiento de las conexiones tubulares; en ellas, los miembros de menor diámetro se soldaban simplemente a los miembros portantes de la estructura, y las conexiones no tenían elementos rigidizantes que aumentaran su resistencia; la inspección de estas estructuras después de la ocurrencia de algunas tempestades permitió detectar fallas locales, ubicadas principalmente en las conexiones tubulares, que se comentan en la siguiente sección.

#### 2.1.2 El problema de la conexión tubular

Entre los modos de falla observados en las conexiones tubulares después de la ocurrencia de tempestades está el de falla local por punzonamiento por cortante, que se comenta posteriormente; se localiza al pie de soldadura, en el miembro principal (en adelante se llamará así al miembro de mayor diámetro, que corresponde usualmente a una pata del "jacket", y se denominarán miembros secundarios a los de menor diámetro, que cumplen principalmente el papel de contraventeo de la estructura). También se han encontrado casos de fallas por desgarramiento en la soldadura, por desgarramiento laminar, y por colapso general del miembro principal. Se mencionan como causas de algunas de las fallas observadas, las debidas a técnicas pobres para la soldadura. Aún cuando desde hace algunos años se estudian las fallas originadas por fatiga del material, este problema no ha sido importante en el Golfo de México (ref 32), y principalmente se ha observado en ambientes propicios para este fenómeno, como es el Mar del Norte (ref 25).



Un ejemplo que ilustra el comportamiento de las conexiones tubulares se comenta en la ref 40. Una plataforma de extracción de petróleo ubicada en el Golfo de México, frente a las costas de Louisiana, a 20 m bajo el nivel del mar, resistió adecuadamente la acción de cuatro tormentas en el período 1955-1958, después del cual se procedió a su traslado a otra zona de trabajo, ya que habían acabado las operaciones de extracción en el lugar. Se encontró que 65 de alrededor de 230 conexiones tubulares soldadas aparentemente habían fallado. La opinión de los expertos atribuyó estas fallas a efectos de la temperatura en el acero, a corrosión y a la alta concentración de esfuerzos locales en las conexiones tubulares. Fallas en las conexiones tubulares han ocurrido en otras plataformas (Marshall y Bea, ref 33, Toprac, ref 49); según este último, en algunas plataformas ubicadas en el Golfo de México, frente a las costas de Texas y Louisiana, se observaron fallas en conexiones tubulares después de las tormentas causadas por los huracanes Audrey y Carla; así mismo, algunas plataformas llegaron al colapso, e incluso desaparecieron en el Golfo de México, debido al huracán Hilda; en los casos en que las plataformas no llegaron a colapso, la reparación de las conexiones tubulares fue bastante costosa.

También se encontró que en la mayoría de los casos la fractura o agrietamiento del material ocurrió en el miembro principal, en la zona ubicada al pie de la soldadura, en el valle de la conexión. Esta es también la zona que se ve más afectada por las altas temperaturas durante el proceso de corte y soldadura de la

conexión tubular, razón por la cual algunos expertos mencionan esta característica como única razón para las mencionadas fallas, sin tomar en cuenta que en esta zona se localizan concentraciones altas de esfuerzos, que se mencionan posteriormente en la sección respectiva. Los esfuerzos son tan altos que en la mayoría de los casos se alcanzan zonas locales de deformación plástica aún para niveles de cargas en los miembros tubulares asociados a esfuerzos admisibles en ellos.

Se ha intentado aumentar la resistencia y la rigidez de las conexiones tubulares mediante diversos arreglos y configuraciones, como se muestra en la fig 2.1. La gran variedad de tipos diferentes indica la amplia divergencia en opiniones de cómo se deben diseñar estas conexiones para mejorar su rigidez y resistencia. Sin embargo, la tendencia actual es construir la conexión tubular simple, en la que el miembro secundario se suelda directamente a la cara exterior del miembro principal, figs a, b, c, d y j de la fig 2.1. Esto se debe a que los elementos rigidizantes, como los mostrados en los casos e, f de la fig 2.1, aún cuando aumentan la resistencia ante cargas estáticas, convierten cada caso en uno particular, que depende de la forma de los elementos rigidizantes. Por otro lado, provocan concentraciones de esfuerzos en las intersecciones de las placas rigidizantes y el miembro tubular, lo que conduce a disminución en la resistencia de la conexión tubular ante cargas cíclicas (ref 40).

En la fig 2.1 h se ilustra el uso de "mangas" en conexiones tubulares, las que consisten en tubos por fuera del principal; con

esto se incrementa el espesor del miembro principal. Se ahorra así material, ya que el incremento en dimensiones se hace sólo en parte del miembro principal; además, desde el punto de vista del diseño estructural, éste debe hacerse de manera análoga al de una conexión simple.

## 2.2 Terminología y características que definen a las conexiones tubulares

### Terminología

En la fig 2.2 se muestran algunas conexiones tubulares simples típicas. Se observa que están formadas por miembros tubulares de menor diámetro, llamados miembros secundarios o de contraventeo, y miembros principales, de mayor diámetro. El término "simple" significa que la conexión tubular no tiene elementos rigidizantes ni de relleno; en el caso de conexiones tipo "K", indica además que los miembros secundarios no se traslapan. El presente estudio se enfoca sólo al problema del comportamiento estructural de conexiones tubulares simples, que son las que más se utilizan en la actualidad; las otras van cayendo en desuso, en particular las conexiones con elementos rigidizantes o las conexiones tipo "K" con traslape, principalmente por no ser efectivas ante la fatiga (ref 35).

Los parámetros adimensionales que más se emplean en la terminología usual son:

$$\alpha = \text{longitud del miembro principal} / \text{diámetro miembro principal}$$

$$= \frac{L}{D}$$

$\beta =$  diámetro del miembro secundario/diámetro miembro principal  
 $= \frac{d}{D}$

$\gamma =$  diámetro del miembro principal/dos veces el espesor del miembro principal =  $\frac{D}{2T}$

$\tau =$  espesor del miembro secundario/espesor miembro principal =  $\frac{t}{T}$

$\xi =$  separación entre miembros secundarios/diámetro miembro principal =  $g/D$

### Tipos de conexiones tubulares

En la fig 2.2 se muestran algunos tipos de conexiones tubulares, las que se clasifican según su forma. Sin embargo, debe tenerse en cuenta que en algunos casos, como en el de las conexiones tipo "K", su clasificación puede cambiar, dependiendo del tipo de carga. Esto se debe a que las conexiones tipo "K" tienen la característica adicional de que en el miembro principal no existen fuerzas cortantes, mientras que en las conexiones "T" y "Y" las cargas axiales son resistidas por fuerzas cortantes en el miembro principal (ref 1).

### 2.3 Criterios existentes referentes al diseño de las conexiones tubulares

#### 2.3.1 Consideraciones preliminares

Los análisis teóricos y experimentales de esfuerzos actuantes en las conexiones tubulares son útiles para entender su comportamiento y para su diseño por fatiga; sin embargo, no dan información confiable sobre la resistencia última. Los resultados experimentales muestran que las conexiones tubulares tienen una

considerable reserva de resistencia, originada por diversas fuentes, lo que hace que la capacidad sea bastante mayor que la que corresponde a la primera fluencia local.

Existen diversos modos de falla en conexiones tubulares, que dependen del tipo y parámetros de la conexión y del signo de la carga axial (de tensión o de compresión), como se muestra en la fig 2.3. En la fig 2.3(a) se muestra el modo de falla en compresión de una conexión tipo "T"; esta falla se caracteriza por el pandeo local del miembro principal, en la región cercana a la soldadura. La fig 2.3(b) muestra el modo de falla en tensión más común para las conexiones en "T" o tipo cruz, que se caracteriza porque el agrietamiento se inicia en el miembro principal, en la región del pie de la soldadura. En la fig 2.3(c) se muestra otro tipo de falla por tensión; la fractura puede presentarse en el miembro secundario propiamente dicho o en la soldadura que lo une al principal. En la fig 2.3(d) se muestra la falla debida al pandeo local del miembro principal, y en la fig 2.3(e) el modo de falla llamado de desgarramiento laminar; esta falla es, en realidad, del material; este problema suele ser crítico para espesores mayores de 2.5 cm (ref 25), y se produce en la región que rodea a la soldadura.

### 2.3.2 Bases de los criterios de diseño del reglamento API RP 2A

Aunque la distribución de esfuerzos en las conexiones tubulares es bastante compleja, el concepto de esfuerzo cortante por punzonamiento ha sido ampliamente empleado por el API RP 2A (refs 1,

2) para definir la carga que produce la falla de las conexiones. De acuerdo a este concepto, las cargas o momentos actuantes se transforman en esfuerzos cortantes que se supone actúan en la intersección de los miembros principal y secundario en un área de punzonamiento definida por la superficie generada por el espesor del miembro principal, como se muestra en la fig 2.4. Para el miembro inclinado el esfuerzo cortante actuante se define como

$$v_{act} = \frac{P_u \text{ sen } \theta}{\pi d T K_a} \quad 2.1$$

donde  $K_a$  es un factor, que proviene de hipótesis simples, para tomar en cuenta la geometría del área de punzonamiento, dado por  $K_a = \frac{1 + \text{sen } \theta}{2 \text{ sen } \theta}$ . Debe tenerse en cuenta que este esfuerzo cortante por punzonamiento es sólo una manera de evaluar las fuerzas o momentos actuantes, para compararlo con un esfuerzo cortante resistente, y no significa que el modo de falla sea por punzonamiento. Como se verá posteriormente, este paso de transformación de fuerzas o momentos a esfuerzos es uno de los factores que influyen en la dispersión entre las predicciones teóricas y los resultados experimentales; sin embargo, su utilidad reside en que el esfuerzo cortante por punzonamiento es un concepto sencillo de visualizar. Para el caso de momento en el plano o fuera de él, se sigue un razonamiento análogo, llegándose a definir un factor  $K_b$  que toma en cuenta el incremento en los esfuerzos cortantes en una parte de la sección por efecto del momento flexionante. Tanto  $K_a$  como  $K_b$  aparecen en el reglamento API RP 2A (ref 1) en

forma de gráficas, en función de  $\theta$ , ángulo entre el miembro secundario y el principal.

Cuando  $\gamma$  es menor que 7.0 el esfuerzo cortante que produce la falla está dado por el límite de fluencia por cortante del material, que es  $F_y/\sqrt{3}$ , según el criterio de Von Mises. Para valores de  $\gamma$  mayores de 7.0 el esfuerzo cortante por punzonamiento que produce la falla disminuye de acuerdo con la expresión aproximada

$$v_u = \frac{F_y}{0.5 \gamma^{0.7}} \quad 2.2$$

donde  $v_u$  es el esfuerzo cortante de falla por punzonamiento. Esta expresión proviene del resultado de correlaciones estadísticas con base en los resultados experimentales con que se contaba en la década de los 70; en este contexto se trabaja con el criterio de diseño por esfuerzos permisibles, y la aplicación de la ec 2.2 a esos resultados experimentales se aprecia en la fig 2.5 (ref 35).

En la expresión de diseño del reglamento API RP 2A (ref 1) se introduce un factor de seguridad de 1.8, con lo cual la expresión anterior queda

$$v_u = \frac{F_y}{0.9 \gamma^{0.7}} \quad 2.3$$

El reglamento API RP 2A (ref 1) toma en cuenta algunos factores que modifican la resistencia dada por la ec 2.3; entre ellos cabe mencionar el efecto de la fuerza axial que actúa en el miembro principal. De acuerdo con investigaciones efectuadas en



Japón, comentadas en la ref 35, existe una modificación que depende del nivel de carga actuante en el miembro principal (P') y de su sección transversal ( $A_c$ ). En API RP 2A (ref 1), el factor de modificación,  $Q_f$ , se expresa como

$$\begin{aligned} Q_f &= 1.0 && \text{para } U^* \leq 0.44 \\ Q_f &= 1.22 - 0.5 U^* && \text{para } U^* > 0.44 \end{aligned} \quad 2.4$$

donde

$$U^* = \frac{f_a + f_b}{0.6 F_y} \quad 2.5$$

$f_a$  y  $f_b$  son los esfuerzos normales en el miembro principal debidos a carga axial y momento flexionante máximo, respectivamente.

Cuando  $U^* > 0.44$ , el reglamento API RP 2A (ref 1) considera la misma resistencia de la conexión en tensión que en compresión; resultados experimentales (ref 35) muestran que esa consideración es conservadora para cargas de tensión. También debe mencionarse que este efecto de interacción que toma en cuenta el reglamento API RP 2A (ref 1) se refiere sólo a la interacción entre la carga axial en el miembro secundario y la del miembro principal. No se basa en estudios que consideren el efecto de la interacción del momento flexionante dentro o fuera del plano de la conexión. En este aspecto el criterio API RP 2A (ref 1) es simplista y conservador, pues considera que el momento flexionante ocasiona esfuerzos normales constantes en toda la sección transversal, cuando en realidad el esfuerzo es máximo en un solo punto de la sección.



### 2.3.3 Criterios existentes para la predicción de la resistencia

En los últimos años se ha propuesto un segundo criterio de diseño que cae dentro del llamado diseño por estados límite o de resistencia última, el cual recoge los resultados de la información experimental adicional obtenida en años recientes. Ejemplos de los criterios de diseño por resistencia última son los propuestos por diversos investigadores (refs 12, 24, 26, 41, 42, 47, 53). Estos criterios se desarrollaron a partir de análisis estadístico de la información obtenida por medio de ensayos experimentales de diversos tipos de conexiones tubulares.

Destacan entre las investigaciones los trabajos realizados por Yura y coautores (ref 53), Hoadley y Yura (ref 24) y Kurobane y Makino (ref 26). Las expresiones propuestas por estos investigadores se caracterizan por la sencillez de su formato; la resistencia última queda expresada en función de los elementos mecánicos, cargas axiales y momentos, a diferencia del formato del API RP 2A (ref 1), el cual especifica la resistencia permisible en términos de esfuerzos. El revisar la resistencia con los elementos mecánicos facilita el diseño, dado que del análisis estructural se obtienen directamente elementos mecánicos. Además, los resultados de estas expresiones tienen menos dispersión, y se acercan más a los resultados experimentales que los obtenidos con las expresiones de diseño del API RP 2A 1981 las que, en general, están del lado conservador, como se muestra posteriormente en este trabajo.

Expresiones propuestas por Yura (ref 53)

A continuación se resumen las ecuaciones que predicen las resistencias últimas de conexiones tubulares tipo cruz, T, y Y, según Yura (ref 43). En estas expresiones la carga axial última,  $P_u$ , y el momento flexionante último en el plano de la conexión,  $M_u$ , actúan en el miembro secundario. Estas expresiones han sido incorporadas en el API RP 2A 1984 (ref 2).

Compresión axial

Conexiones tipo cruz

$$P_u = \frac{F_y T^2}{\text{sen}\theta} (3.4 + 13\beta) Q_\beta \quad 2.6$$

$$Q_\beta = 1.0 \quad \text{si } \beta < 0.6$$

$$Q_\beta = \frac{0.3}{\beta (1 - 5/6 \beta)} \quad \text{si } \beta > 0.6$$

Conexiones T, Y

$$P_u = \frac{F_y T^2}{\text{sen}\theta} (3.4 + 19\beta) \quad 2.7$$

Tensión axial

Conexiones cruz, T, Y

$$P_u = \frac{F_y T^2}{\text{sen}\theta} (3.4 + 19\beta) \quad 2.7$$

Flexión en el plano

Todas las conexiones

$$M_u = 0.8 d \frac{F_y T^2}{\text{sen}\theta} (3.4 + 19\beta) \quad 2.8$$

Ecuaciones propuestas por Kurobane, Ochi y Makino (ref 26)

A continuación se resumen las ecuaciones que predicen la resistencia última de conexiones tubulares tipo cruz, T, Y según Kurobane, Ochi y Makino (ref 26).

Compresión axial

Conexiones tipo cruz

$$P_u = \frac{7.36}{(1-0.813\beta)} \frac{T^2 F_y}{\text{sen}\theta} \left(\frac{D}{T}\right)^{-0.035} \quad 2.9$$

Conexiones tipo T, Y

$$P_u = 4.83 \left[1+4.94 \beta^2\right] \frac{T^2 F_y}{\text{sen}\theta} \left(\frac{D}{T}\right)^{0.233} \left(\frac{L}{D}\right)^{-0.45} \quad 2.10$$

Tensión axial

Conexiones tipo cruz

$$P_u = \frac{2.42}{(1-0.813\beta)} \frac{T^2 F_y}{\text{sen}\theta} \left(\frac{D}{T}\right)^{0.322} \left(\frac{L}{D}\right)^{0.24} \quad 2.11$$

Conexiones tipo T y Y

$$P_u = 1.61 \left[1+4.94\beta^2\right] \frac{T^2 F_y}{\text{sen}\theta} \left(\frac{D}{T}\right)^{0.765} \left(\frac{L}{D}\right)^{-0.45} \quad 2.12$$

Para el caso de especímenes en los que se considere el efecto de interacción entre la carga axial en el miembro secundario y el momento flexionante dentro o fuera del plano, casi no existe evidencia experimental. Stamenkovic y Sparrow (ref 47) comentan los resultados de estudios experimentales realizados con conexiones tipo cruz y T en las que se estudió el efecto de interacción

entre la carga axial en el miembro secundario ( $P$ ) y el momento flexionante en el plano de la conexión ( $M$ ), y proponen la siguiente expresión de interacción lineal para la resistencia última

$$\frac{P}{P_u} + \frac{M}{M_u} \leq 1.0 \quad 2.13$$

en la que  $P_u$  es la carga axial última resistente de la conexión tubular en ausencia de momento flexionante y  $M_u$  es el momento resistente último de la conexión en ausencia de carga axial.

La ecuación anterior ha sido cuestionada (Marshall, ref 31), por dar resultados conservadores, ya que las cargas máximas alcanzadas en los ensayos efectuados por Stamenkovic y Sparrow fueron en realidad las cargas para los que se inició la fluencia, y no la resistencia última.

El API RP 2A (ref 2) propone la ecuación siguiente para la interacción entre carga axial y momento flexionante en el plano de la conexión tubular:

$$\frac{P}{P_u} + \text{arc sen} \frac{M}{(M_u)_{FP}} \leq 1.0 \quad 2.14$$

$P_u$  y  $M_u$  tienen el mismo significado que se explicó para la ec 2.13.  $P_u$  está dada por las ecs 2.6 y 2.7, y  $(M_u)_{FP}$  por la ec 2.8.

Hoadley y Yura (ref 24), con base en resultados experimentales de dos especímenes ensayados en flexocompresión, uno en compresión y otro en flexión, proponen la siguiente ecuación de interacción

$$\frac{P}{P_u} + \left( \frac{M}{M_u} \right)_{FP}^{2.1} \leq 1.0 \quad 2.15$$

## 2.4 Análisis de esfuerzos y rigideces

### 2.4.1 Análisis de esfuerzos y deformaciones en conexiones tubulares

El complejo comportamiento de las conexiones tubulares lleva a amplificaciones de esfuerzos en ellas, aún cuando los esfuerzos nominales en los miembros tubulares sean bajos. En el proceso del diseño por fatiga se deben conocer los niveles de los esfuerzos teóricos (o deformaciones) en la zona de concentración de esfuerzos, la cual se localiza en la intersección de dos miembros tubulares y se evalúa en términos del denominado factor de concentración de deformaciones (cociente entre la máxima deformación existente en la conexión tubular y la deformación promedio en el miembro secundario).

Para el diseño por fatiga se emplean las curvas  $S_o-N$ , que relacionan la amplitud de esfuerzos,  $S_o$ , con el número de ciclos de esfuerzos de amplitud  $S_o$  para el cual se produce la falla,  $N$ . Estas curvas se han obtenido con base en las mediciones experimentales de las amplitudes de deformaciones, medidos con deformímetros eléctricos ubicados en la zona de concentración de esfuerzos, al pie de la soldadura.

Las curvas  $S_o-N$  que se proponen en el Reglamento API RP 2A (ref 1) para diversos tipos de conexiones se muestran en la Fig 2.6. La falla por fatiga de las conexiones tubulares se presenta

cuando las acciones sobre la plataforma llevan a que el factor de daño acumulado,  $D^*$ , definido por la siguiente expresión, exceda de la unidad.

$$D^* = \sum \frac{n^*}{N} \quad 2.16$$

donde  $n^*$  es el número de ciclos aplicados en un cierto nivel de esfuerzos (deformaciones) y  $N$  se definió anteriormente.

Las fluctuaciones de esfuerzos se definen en términos de la amplitud del valor de esfuerzos (deformaciones), ignorándose el cero de estos esfuerzos. Lo que se mide en realidad, con un deformímetro colocado en la conexión tubular, es la amplitud del valor de las deformaciones, con el cero de deformaciones indefinido, aun cuando el punto en medición haya llegado a deformaciones mayores que las de fluencia. El problema de la indefinición del cero se origina por la presencia de deformaciones iniciales en las conexiones tubulares, aun cuando no actúen cargas en ellas, debido al llamado efecto de esfuerzos residuales. El criterio de la amplitud del valor de deformaciones en que se basa la curva  $S_0-N$  correlaciona aceptablemente con los resultados de ensayos en fatiga de conexiones tubulares (ref 30).

La curva X que aparece en la gráfica de  $S_0-N$  de la Fig 2.6 es la que se aplica para las conexiones tubulares; la curva X es la que corresponde al tipo de soldadura con que usualmente se construyen las conexiones tubulares de plataformas marinas en el Golfo de México.

Los valores de los factores de concentración de esfuerzos provienen de estudios experimentales o de la determinación de esfuerzos en conexiones típicas, realizada con teorías de cascarones delgados o de elementos finitos. Se debe hacer énfasis en que de estos análisis con la teoría de la elasticidad se obtienen esfuerzos que generalmente son mayores que el esfuerzo de fluencia del material, como se muestra en la fig 2.7, lo que indica que en esa zona el material ha alcanzado deformaciones mayores que las de fluencia, y los esfuerzos obtenidos son teóricos; sólo se utilizan en el proceso del diseño por fatiga de una conexión tubular.

Se han realizado diversos estudios utilizando la teoría clásica de cascarones cilíndricos delgados, con la finalidad de predecir los factores de concentración de esfuerzos (refs 34, 42, 46, 49). Todos estos estudios han sido criticados por no ser aplicables para cargas discontinuas o concentradas o para valores de  $\beta$  comunes en la práctica, así como por no tomar en cuenta la rigidez del miembro secundario.

Beale y Toprac (ref 9) proponen expresiones semiempíricas para los valores del factor de concentración de esfuerzos; los resultados que se obtienen con ellas en algunos casos no se ajustan razonablemente a los experimentales.

Diversos autores han realizado estudios con elementos finitos para predecir el estado de esfuerzos en la zona de las conexiones tubulares (refs 23, 25). En la Fig 2.8 se muestra una malla



típica, empleada por Greste y Clough (ref 23); el número de elementos finitos es muy grande, lo que plantea la necesidad de contar con subrutinas de generación de mallas, sin las cuales el empleo de los programas sería extremadamente laborioso y, en algunos casos, más caro que el ensaye de un modelo a escala instrumentado con deformímetros. Kuang y coautores (ref 25), con base en estudios paramétrico con elementos finitos, proponen expresiones para el factor de concentración de esfuerzos en conexiones tubulares de diversos tipos sometidos no sólo a carga axiales, sino también a momentos en el plano y fuera de él. Estas expresiones se pueden encontrar en la ref 25; a título ilustrativo se dará la correspondiente al factor de concentración de esfuerzos (FCE) en el miembro principal de una conexión tubular tipo "T"

$$FCE = 1.177 \left(\frac{T}{D}\right)^{-0.808} e^{-1.2\beta^3} \tau^{1.333} \alpha^{0.057} (\text{sen}\theta)^{1.694} \quad 2.17$$

Las expresiones restantes, que son 17, tienen un formato similar. En el trabajo mencionado se comparan también los resultados obtenidos con estas expresiones y los resultados experimentales, así como la bondad de algunos criterios mencionados anteriormente; Kuang y coautores (ref 25) encontraron que las expresiones propuestas por ellos son las que más se ajustan a los resultados experimentales.

#### 2.4.2 Efecto de las conexiones tubulares en la rigidez total de los miembros tubulares

En el análisis estructural de plataformas marinas de acero, hecho



de acuerdo con el Reglamento API RP 2A (ref 1), no se dan criterios para tomar en cuenta las deformaciones locales de las conexiones tubulares. Hay evidencias de que esas deformaciones no son despreciables, y como una consecuencia de ellas se tienen desplazamientos mayores que los predichos por las hipótesis usuales del análisis estructural, una de las cuales es la de considerar que los nudos son rígidos. Esto lleva a desplazamientos menores que los reales y a una determinación errónea de los elementos mecánicos.

#### 2.5 Resumen y comentarios finales sobre el problema del diseño de conexiones tubulares y los problemas que se investigan en este trabajo

Se ha presentado brevemente el estado del conocimiento referente al comportamiento estructural de conexiones tubulares tipo cruz, T y Y, y se ha encontrado que el proceso del análisis y diseño de las plataformas marinas de acero tiene como una de sus principales dificultades el comportamiento complejo de esas conexiones. Esto ha llevado a que los criterios actuales para el análisis y diseño de estas estructuras se basen en aproximaciones que, en su mayor parte, son el resultado de la información experimental con que se cuenta, la cual, como se comenta posteriormente, muestra en algunos casos una dispersión considerable cuando se comparan los resultados experimentales con las predicciones que se proponen en la literatura.

En lo referente a la predicción de la resistencia última se han

presentado criterios propuestos por diversos investigadores, los cuales se basan principalmente en correlaciones estadísticas de resultados experimentales de especímenes de conexiones tubulares. En la literatura no se encuentra un criterio analítico, respaldado por la información experimental existente, que trate de explicar el comportamiento estructural de las conexiones tubulares para niveles de cargas correspondientes a las últimas.

Las plataformas marinas de acero que se utilizan en México son construidas con materiales y mano de obra nacional, con criterios de análisis y diseño principalmente del Reglamento Norteamericano para plataformas marinas API RP 2A (ref 1). Esto hace necesario ver si las conexiones fabricadas en México tienen comportamiento y resistencia semejantes a las de otros países, que han servido como base para establecer los criterios mencionados; también es necesario estudiar otros factores, de los que hay poca información.

En este trabajo se estudian los factores más importantes que intervienen en la resistencia última de las conexiones tubulares sometidas a pocos ciclos de carga, para proponer expresiones de diseño que incorporen criterios probabilistas, y que reflejen el modo de falla observado en las conexiones tubulares ensayadas en este programa de investigación.

Otro objetivo de esta investigación es ver si las conexiones tubulares fabricadas en México tienen resistencias semejantes a las que sirvieron de base para los criterios actuales de diseño

por resistencia última, API RP 2A, 1984 (refs 1, 2); también se estudian otros aspectos de los que hay información experimental insuficiente, como son los criterios de diseño por resistencia última de conexiones tubulares en las que se combina flexión en el plano de la conexión con carga axial en el miembro secundario, como se indica en la fig 2.9.

En lo que respecta al análisis de esfuerzos y deformaciones se plantea el problema, de manera análoga al de predicción de resistencia última, de verificar la validez de los criterios existentes para predecir los niveles de esfuerzos máximos en las conexiones construidas con procedimientos y mano de obra nacional.

En este aspecto del problema, en este trabajo se comparan los valores máximos de las deformaciones medidas experimentalmente con los obtenidos por el autor utilizando el método del elemento finito en el intervalo elástico lineal, así como con los obtenidos por otros investigadores.

En este trabajo se trata también de evaluar el efecto de las deformaciones de las conexiones tubulares en la rigidez axial de los miembros tubulares. El criterio que se sigue para lograr este objetivo es el de proponer expresiones para las rigideces que tomen en cuenta las deformaciones locales de las conexiones, las que se calibran con los resultados experimentales que se obtuvieron de especímenes ensayados en el Instituto de Ingeniería.

En este aspecto la información experimental de investigaciones efectuadas en otros sitios es prácticamente nula, ya que no se

informa de los desplazamientos y rotaciones en las conexiones tubulares ensayadas.

## CAPITULO 3

CONEXIONES TUBULARES TIPO CRUZ SUJETAS A CARGAS  
AXIALES Y COMBINADAS CON MOMENTOS FLEXIONANTES  
EN EL PLANO. ESTUDIOS EXPERIMENTALES

## 3.1 Introducción

En el Instituto de Ingeniería de la UNAM se efectuó un proyecto de investigación tendiente a mejorar el conocimiento del comportamiento estructural de las conexiones tubulares de acero, especialmente en su aplicación en estructuras para plataformas marinas de acero. En el aspecto experimental de la investigación, los ensayos que se describen a continuación se efectuaron con especímenes que representan a la conexión tubular construidos en fábricas nacionales con tecnología y mano de obra nacional, parámetros que los diferencian de los especímenes ensayados por otros investigadores y que se encuentran en la literatura.

## 3.2 Especímenes con carga axial de compresión

## 3.2.1 Descripción de los especímenes ensayados

Los especímenes que se ensayaron en este programa de investigación representan a una conexión tubular tipo cruz.

La elección de ese tipo de conexión se justifica porque la conexión tubular tipo cruz es la que menos dificultades presenta desde el punto de vista de la realización de ensayos experimentales; además, la información que se obtiene es bastante útil, y con ella se puede pasar a realizar estudios posteriores de conexiones tubulares con geometría más compleja, como las tipo T y Y.

Las conexiones fueron construidas por FINSA, en Tampico, empresa que se dedica a la construcción de plataformas marinas tipo "jacket"; se siguieron los mismos procedimientos que se emplean usualmente para la construcción de las plataformas marinas de acero.

En la tabla 3.1 se resumen las diversas características de los especímenes que se ensayaron, tanto para los casos de cargas axiales de compresión, como para los de tensión. Como se puede apreciar en esa tabla, el espécimen C3 tenía mayores espesores que los demás, tanto del miembro principal como del secundario. Por otra parte, la relación L/D de los especímenes C2 y C3 fue igual a 4.9, mientras que en el espécimen C1 fue de 2.0.

### 3.2.2 Obtención de las propiedades mecánicas del acero de las conexiones tubulares

Las propiedades mecánicas del acero de las conexiones tubulares, como son el esfuerzo de fluencia, el de ruptura y el módulo de elasticidad, se determinaron de probetas obtenidas de los especímenes después de los ensayos. Por medio de una sierra se cortaron tres probetas de cada uno de los especímenes, las que se obtuvieron de la parte extrema del miembro principal, zona que fue sometida durante los ensayos a esfuerzos que se considera no modificaron las propiedades mecánicas en estudio. Las características de las probetas y la forma de ensaye siguieron las normas ASTM A 370-71 (ref 6) para la obtención de las propiedades mecánicas del acero. Las propiedades obtenidas se resumen en la

tabla 3.1, en la que se pueden apreciar el esfuerzo de fluencia,  $F_y$ , el esfuerzo máximo alcanzado,  $F_u$ , y la deformación de ruptura,  $\epsilon_u$ . El módulo de elasticidad,  $E$ , que se encontró en todos los casos fue igual con  $2.0 \times 10^6$  kg/cm<sup>2</sup>.

### 3.2.3 Sistema de ensaye e instrumentación

#### a) Sistema de ensaye

En los ensayos de conexiones tubulares con carga axial de compresión se aplicó la carga al miembro de menor diámetro, de manera que fuera concéntrica con el eje del miembro. Para los especímenes C1 y C2 se utilizó una máquina tipo universal de capacidad 100ton como se aprecia en la fig 3.1. Para aplicar las cargas de compresión a lo largo del eje del miembro se emplearon cabezas esféricas en cada uno de sus extremos; este aspecto es más importante en el caso de cargas axiales en compresión que en los de tensión. Una de las cabezas esféricas era la propia de la máquina Universal y la otra se diseñó y construyó expresamente para los ensayos, ver fig 3.2; durante el proceso del ensaye se verificó el buen comportamiento de las cabezas.

Debido a que el espécimen C3 presentó una altura mayor que los dos anteriores, se decidió emplear un marco de carga de acero, cuyas características se muestran en la fig 3.3. El sistema de fijación fue similar al del C2, con la variante de colocar otra cabeza esférica en la parte superior, con su respectiva placa de fijación al espécimen. En este caso la carga axial se aplicó mediante un gato hidráulico de 100 ton de capacidad.



## b) Instrumentación de los especímenes

Con el fin de obtener registros de deformaciones en la zona cercana a la soldadura se colocaron en todos los especímenes deformímetros eléctricos ("strain gages"). En la fig 3.4 se muestra una distribución típica de deformímetros, en este caso para el espécimen C2. La mayor parte de los deformímetros se concentró en un cuadrante, aprovechando la simetría del espécimen, pero también se colocaron deformímetros adicionales en un cuadrante simétrico, para comprobar la simetría de las cargas y determinar errores de medición durante el ensaye. Así mismo, se colocaron deformímetros en el miembro secundario en la zona cercana a la soldadura, en los cuadrantes correspondientes a los que se instrumentaron en el miembro principal. Se procuró colocar los deformímetros en la posición más cercana a la intersección de los miembros tubulares, dado que de acuerdo a estudios teóricos, las deformaciones máximas se producen en esa intersección, en la superficie media de los cascarones cilíndricos que forman los tubos. La posición final de los deformímetros quedó determinada por la dimensión de la soldadura y la del deformímetro en sí, el cual quedó ubicado aproximadamente a 1 cm del pie de la soldadura.

Para registrar los desplazamientos axiales de los especímenes, éstos se instrumentaron con medidores eléctricos de desplazamientos, DCDT, como se indica en la fig 3.5. También se obtuvieron los desplazamientos de la lectura de micrómetros, los cuales son medidores mecánicos de desplazamientos. Tanto en los DCDT como



en los micrómetros, la precisión de las lecturas fue del orden de 0.01 mm.

c) Sistema de adquisición de datos

Las deformaciones obtenidas en los deformímetros se registraron por medio de un equipo de registro digital, adaptado para captar la información proporcionada por hasta 30 deformímetros; las lecturas eran impresas por el mismo equipo para su evaluación posterior.

En los especímenes C1 y C2, los desplazamientos axiales determinados por los medidores eléctricos DCDT se registraban como señales de voltaje en un voltímetro, y la carga axial se leía directamente de la máquina Universal, con una aproximación de  $\pm 100$  kg. En el espécimen C3, tanto el desplazamiento axial como la carga actuante se graficaban de manera directa durante el ensaye, en un equipo de amplificación y graficación; la señal eléctrica que se obtenía de una celda de carga era previamente calibrada para conocer el nivel de carga actuante durante cada ciclo de aplicación de ésta en el ensaye, con una aproximación similar a la del ensaye de los especímenes anteriores.

d) Descripción de la forma de ensaye bajo carga axial

Antes de llevar el ensaye a niveles de carga más altos se hicieron algunas verificaciones para cargas del orden del 10% de la de falla, que consistieron en realizar ciclos de carga para comprobar la simetría y linealidad en las lecturas, tanto de los

deformímetros como de los DCDT, pudiéndose detectar así algunas fuentes de errores, tanto en la instrumentación como en los aparatos de registro de deformaciones y desplazamientos, las que fueron corregidas antes de continuar el ensaye. En general se realizaron dos o tres ciclos adicionales de carga para niveles de alrededor de 50% de la carga de falla. Posteriormente el espécimen se llevó en forma monótona a la carga máxima, la cual podía estar regida por desplazamientos excesivos, como en los especímenes en tensión, o por resistencia última, en los especímenes en compresión; en el capítulo 4 se comentan los criterios que se aplican en ambos casos para definir la capacidad máxima de la conexión.

En todos los ensayos se contó con una comprobación adicional de la lectura de los desplazamientos axiales proporcionada por los DCDT y micrómetros obteniendo, mediante un nivel, lecturas de una regla graduada fija al espécimen; la aproximación de estas lecturas era de 1.0 mm.

#### 3.2.4 Resultados experimentales

a) Curva carga-acortamiento axial, resistencia última y modo de falla

En la fig 3.6 se muestran las curvas carga-acortamiento axial de los especímenes C1, C2 y C3. De la inspección de las curvas se observa que estas conexiones entran en el intervalo no lineal para cargas del orden de 25% de la de falla, excepto el espécimen C1, en el que la no linealidad apareció con una carga del orden

del 40% de la de falla. En los tres especímenes, especialmente en C2 y C3, la capacidad se redujo bruscamente después que se alcanzó la carga máxima. En las figs 3.7, 3.8 y 3.9 se muestran las mediciones que se efectuaron de las configuraciones deformadas de los especímenes C1, C2 y C3 después de terminar los ensayos respectivos. La configuración de falla consistió, en todos los casos, en una forma oval del miembro principal, de forma achatada en la dirección de la carga axial. La configuración de falla del espécimen corto C1, como se observa en la fig 3.7, fue diferente a los de C2 y C3, fig 3.8 y 3.9, ya que la forma oval mencionada se mantenía constante a lo largo de su eje, mientras que en los especímenes C2 y C3 esta forma se va perdiendo a medida que la sección transversal se aleja del miembro secundario.

En los estudios analíticos que se describen más adelante se propone un modelo de falla basado en el comportamiento que se observó en estos especímenes. El modelo del modo de falla queda en función de extensiones de las líneas de fluencia que se desarrollan en parte de la dimensión L del miembro principal, parámetro que se puede adimensionalizar como  $L/D$ . Esta relación fue de 4.9 en los especímenes C2 y C3, y de 2.0 en el C1, por lo que la resistencia de este espécimen fue menor que la de los otros dos.

Otros investigadores sugieren que en los ensayos para estudio de la resistencia de las conexiones se empleen especímenes con relación  $L/D$  no menor de 4, ya que valores menores llevan a longitudes cortas del miembro principal, y éste adquiere la forma oval y se aplasta para cargas menores que las correspondientes a especímenes

semejantes con relaciones L/D mayores.

En la tabla 3.2 se muestran las resistencias obtenidas en los ensayos de los especímenes en compresión las calculadas con las ecuaciones 2.6 y 2.9, obtenidas por Yura (ref 53) y Kurobane (ref 26), y las determinadas según las predicciones de API RP 2A (ref 1), DNV (ref 17), Pan et al (ref 41). Observando la tabla se advierte que el espécimen C1 tuvo resistencia menor que las predichas por los distintos procedimientos de cálculo, lo que se debió a que la longitud reducida del tubo principal produjo una falla prematura por achatamiento, que no es representativa de lo que puede esperarse en una estructura real; ésto confirma la hipótesis comentada anteriormente sobre el efecto de la relación L/D. En los otros dos especímenes las resistencias predichas por los distintos métodos se acercan bastante a las experimentales, con diferencias menores del 10%.

La capacidad de carga no fue afectada en ninguno de los ensayos por problemas locales en la soldadura. Esto, junto con la concordancia con las resistencias predichas por las expresiones empíricas recabadas de ensayos similares en otros países, permite afirmar que la calidad de la ejecución de las conexiones fue satisfactoria.

b) Deformaciones y esfuerzos obtenidos en los especímenes

En cada uno de los tres especímenes ensayados a compresión se colocaron alrededor de 25 deformímetros; se utilizaron deformímetros formando rosetas, dobles y algunos deformímetros

individuales. En la fig 3.4 se muestra la distribución de deformímetros que se empleó en el espécimen C2; en los demás fue similar. Los deformímetros se orientaron en el sentido circunferencial o longitudinal del miembro tubular, para obtener así las deformaciones respectivas. Con ellos se pretendió estudiar la distribución de deformaciones en la zona cercana a la soldadura, y se pudo conocer la distribución de deformaciones circunferenciales y longitudinales en esa zona. Se define como deformación circunferencial la que sigue la dirección de la circunferencia en el miembro tubular en estudio; la deformación longitudinal es perpendicular a ella. Los deformímetros instalados a media altura de los miembros secundarios se colocaron para comparar las deformaciones medidas con las deformaciones promedio, que corresponden a la expresión

$$\epsilon = \frac{P}{E A_s} \quad 3.1$$

donde

P es la carga axial actuante en el miembro secundario

$A_s$  es el área transversal del miembro secundario

E es el módulo de elasticidad del acero, igual a  $2.0 \times 10^6$   
kg/cm<sup>2</sup>

Las mediciones de deformaciones circunferenciales y longitudinales en cada uno de los miembros de la conexión permitieron conocer los factores de concentración de deformaciones en las direcciones mencionadas. Estas mediciones se efectuaron para niveles de carga axial en el miembro tubular correspondientes al intervalo elástico

lineal.

A partir de la lectura de las deformaciones circunferenciales ( $\epsilon_1$ ) y longitudinales ( $\epsilon_2$ ) se obtuvieron los esfuerzos en la dirección circunferencial ( $\sigma_1$ ) y longitudinal ( $\sigma_2$ ), mediante las siguientes relaciones

$$\sigma_1 = \frac{(\epsilon_1 + \nu \epsilon_2)}{(1 - \nu^2)} E \quad 3.2$$

$$\sigma_2 = \frac{(\epsilon_2 + \nu \epsilon_1)}{(1 - \nu^2)} E \quad 3.3$$

donde el valor del módulo de Poisson se consideró

$$\nu = 0.3$$

En el caso de deformímetros formando rosetas se pudo conocer la deformación en una tercera dirección,  $\epsilon_3$ , a partir de la lectura de un tercer deformímetro localizado formando un ángulo de  $45^\circ$  con los deformímetros perpendiculares que median las deformaciones  $\epsilon_1$  y  $\epsilon_2$ . En este caso se calcularon las magnitudes de los esfuerzos principales ( $\sigma_{u,v}$ ) utilizando la expresión siguiente (ref 15)

$$\sigma_{u,v} = A^* \Delta_s \pm B \sqrt{\Delta_{13}^2 + \Delta_{23}^2} \quad 3.4$$

donde

$$\Delta_s = \epsilon_1 + \epsilon_3$$

$$\Delta_{13} = \epsilon_1 - \epsilon_3$$

$$\Delta_{23} = 2\epsilon_2 - \epsilon_3 - \epsilon_1$$

$$A^* = \frac{E}{2(1-\nu)} \quad 3.5$$

$$B = \frac{E}{2(1+\nu)}$$

El ángulo  $\alpha^*$  que forma el esfuerzo principal con la dirección 1 se calculó con la ecuación

$$\tan 2\alpha^* = \frac{\Delta_{23}}{\Delta_{13}} \quad 3.6$$

Tanto en los especímenes en compresión como en los de tensión se encontró que, en el miembro principal, la magnitud y dirección de los esfuerzos principales calculados con las expresiones anteriores, coincidían aproximadamente con la magnitud y dirección de los esfuerzos circunferenciales obtenidos con la ec 3.2. En el miembro secundario se encontró que los esfuerzos principales coincidían con los esfuerzos longitudinales obtenidos con la ec 3.3. Por este motivo, para el estudio de la concentración de esfuerzos y deformaciones de conexiones con cargas axiales se decidió trabajar sólo con los esfuerzos circunferenciales y longitudinales, ignorando la pequeña fuente de error introducida al no calcular los esfuerzos principales.

Los esfuerzos obtenidos partiendo de las deformaciones medidas experimentalmente, con el criterio explicado anteriormente, se presentan en la sección correspondiente al análisis de esfuerzos en la conexión tubular; ésto se hace con el fin de efectuar las comparaciones entre lo obtenido experimentalmente y las predicciones teóricas.

#### c) Rigideces experimentales

Las rigideces de las conexiones tubulares en compresión se



obtuvieron del estudio de sus curvas carga-acortamiento axial. De las pendientes iniciales de las curvas carga-acortamiento axial de la fig 3.6 se obtuvieron rigideces de los especímenes tubulares, que aquí denominaremos experimentales,  $K_E$ , las cuales involucran tanto la rigidez del miembro secundario,  $K_{s1}$ , como la del miembro principal, que es en sí la rigidez de la conexión tubular, y que denominaremos  $K_{CE}$ . Esta rigidez puede expresarse a partir del concepto de flexibilidades como

$$K_{CE} = \frac{1}{\frac{1}{K_E} + \frac{1}{K_{s1}}} \quad 3.7$$

donde

$$K_{s1} = \frac{E A_S}{L^*} \quad 3.8$$

$A_S$  es el área de la sección transversal del miembro secundario y

$$L^* = \frac{h-D}{2} \quad (\text{ver fig 2.2})$$

En la tabla 3.3 se muestran las rigideces experimentales  $K_E$  y  $K_{CE}$  de los especímenes ensayados; estos valores se comparan posteriormente con los obtenidos mediante análisis de elementos finitos.

Para propósitos de comparación, en la tabla 3.3 se muestra también la rigidez  $K_{s2}$ , que sería la rigidez del miembro secundario si tuviera una longitud igual a 30 diámetros. La columna (6) muestra que la pérdida de rigidez en la conexión no es despreciable, ya que es menor que la rigidez de un miembro tubular típico. Esta columna indica que la rigidez de la conexión varía entre 0.5



y 0.85 de la rigidez axial del miembro secundario (sin tomar en cuenta el espécimen corto C1), lo que demuestra que el considerar que los desplazamientos axiales son producidos sólo por la deformación axial de los miembros secundarios lleva a obtener desplazamientos mucho menores que los verdaderos, lo que puede alterar significativamente los resultados del análisis estructural.

Comparando las columnas (4) y (2) se concluye que las deformaciones locales que se tienen en la conexión son mayores que las que se deben a la deformación longitudinal del tubo, por lo que la rigidez del elemento secundario incluyendo los efectos de la conexión es menor que lo que se calcula ignorando dicha deformación local. Para cuantificar esta diferencia puede definirse una rigidez equivalente del miembro secundario,  $K_{EE}$ , de manera que se toma en cuenta la rigidez local de la conexión tubular,  $K_{CE}$ , y la nominal del miembro secundario,  $K_{S2}$ ; la expresión para  $K_{EE}$ , obtenida a partir del concepto de flexibilidades es

$$K_{EE} = \frac{1}{\frac{1}{K_{CE}} + \frac{1}{K_{S2}}} \quad 3.9$$

Los valores de la columnas (5) indican que la rigidez del miembro secundario incluyendo la deformación local de la conexión, es menor de la mitad de lo que se calcula ignorando dicha deformación.

En lo anterior se ha considerado para el cálculo de las rigideces la tangente inicial de la curva carga-deformación. Sin embargo, como las rigideces disminuyen rápidamente desde niveles bajos de carga, se obtiene una mejor estimación de sus valores

para cargas del orden de las de servicio utilizando la secante entre el origen y 50% de la capacidad de la conexión. Si así se procede se obtienen los valores de la columna (7), identificados como  $K_{ES}$ , que son muy inferiores a los determinados con la tangente. Esto acentúa la reducción en la rigidez del elemento secundario al tomar en cuenta la deformabilidad de la junta.

### 3.3 Especímenes con carga axial de tensión

#### 3.3.1 Descripción de los especímenes

Se ensayaron dos especímenes tipo cruz con carga axial de tensión en el miembro secundario. Las características geométricas de estos especímenes, denominados T1 y T2, se resumen en la tabla 3.1. Como se puede ver, los especímenes T1, T2, tuvieron las mismas dimensiones que los especímenes ensayados en compresión, C1 y C2, respectivamente.

#### 3.3.2 Sistema de ensaye e instrumentación

Los especímenes fueron sometidos a cargas axiales en el miembro secundario, producidas por una máquina de ensaye tipo Universal, como se muestra en la fig 3.10. Las cargas se aplicaron por medio de las mordazas de la máquina, las que se sujetaron en cada extremo del espécimen a una pieza de acero con pasador, como se aprecia en la fig 3.11, formando así articulaciones para lograr que las cargas axiales fueran colineales.

La instrumentación con deformímetros eléctricos de los especímenes T1 y T2 fue similar a la de los especímenes C1 y C2. También

se colocaron medidores eléctricos de desplazamientos DCDT, que se ubicaron a ambos lados del espécimen, como puede verse en la fig 3.5. Los desplazamientos registrados por estos medidores fueron los correspondientes a los desplazamientos axiales del espécimen, los que se emplearon para obtener las curvas carga-alargamiento axial.

El sistema de adquisición de datos fue similar al que se describió para los especímenes en compresión.

### 3.3.3 Resultados experimentales

#### a) Curva carga-alargamiento axial, resistencia última y modo de falla

En la fig 3.12 se muestran las curvas carga-alargamiento axial de los especímenes T1 y T2, los que muestran que su comportamiento es aproximadamente lineal hasta cargas del orden del 25% de la capacidad máxima, como en los especímenes en compresión. En las fig 3.13 y 3.14 se muestran las configuraciones geométricas de los especímenes deformados, después de finalizar el ensaye. Estas figuras muestran que la configuración del modo de falla también estuvo asociado a la forma oval del miembro principal, como en los especímenes en compresión, con la diferencia de que el miembro principal se alargó, en vez de acortarse, en la dirección de la carga axial. También se observó que el modo de falla del espécimen corto T1 fue similar al de su compañero en compresión C1, ya que la forma oval se mantuvo aproximadamente constante a lo largo de su eje, mientras que en el espécimen T2 esta forma se

va perdiendo a medida que las secciones transversales se alejan del miembro secundario.

Al aplicar cargas axiales de tensión de magnitud creciente en los especímenes T1 y T2 el tubo principal fue ovalándose progresivamente, sin que se perdiera capacidad de carga, y manteniéndose una rigidez prácticamente constante a partir de niveles de carga de aproximadamente 50% de la capacidad máxima para el espécimen T1 y 75% para el T2. En ambos casos se decidió finalizar el ensaye cuando el alargamiento de la sección principal fue exagerado para un buen funcionamiento del sistema de medición. Esto lleva a la necesidad de definir un criterio de resistencia última, ya que si el sistema de carga y medición lo hubiese permitido, se habrían alcanzado niveles de carga mayores que las que en este trabajo se consideran como resistencia experimental. El problema del criterio de resistencia última se estudia en la parte de este trabajo dedicado a estudios analíticos.

En la tabla 3.2 se muestran las resistencias experimentales de los especímenes T1 y T2, las resistencias calculadas con las ecs 2.7 y 2.11, propuestas por Yura (ref 53) y Kurobane (ref 26), y las obtenidas de acuerdo con otros métodos, API RP 2A (ref 1), DNV (ref 17) y Pan et al (ref 41). De la inspección de la tabla se deduce que existe una dispersión apreciable en la predicción de resistencia según los diversos métodos existentes.

Así mismo, la tabla 3.2 muestra que el espécimen T1 tuvo una resistencia menor que el T2. Parte de esta diferencia se debió a

los esfuerzos de fluencia promedios, que fueron  $3,300 \text{ kg/cm}^2$  y  $3,650 \text{ kg/cm}^2$  para T1 y T2, respectivamente. Sin embargo, la diferencia en resistencia se debió principalmente, en opinión del autor, al efecto de la relación L/D que se comentó en el estudio de la resistencia de los especímenes en compresión, ya que la reducida longitud del tubo principal del espécimen T1 produjo una deformación prematura de este tubo, que hizo que disminuyera la resistencia de la conexión, y que no es representativo de lo que puede esperarse en estructuras reales.

b) Deformaciones experimentales y esfuerzos obtenidos en los especímenes

De manera similar a los especímenes en compresión, T1 y T2 se instrumentaron también con deformímetros eléctricos, distribuidos de una manera también semejante. (Fig 3.4).

A partir de las lecturas de  $\epsilon_1$  y  $\epsilon_2$  y con las expresiones 3.2 y 3.3, se obtuvieron los esfuerzos circunferenciales ( $\sigma_1$ ) y longitudinales ( $\sigma_2$ ). Estos esfuerzos se comparan más adelante con las predicciones teóricas obtenidas con elementos finitos.

c) Rigideces experimentales

Las rigideces experimentales de los especímenes tubulares,  $K_E$ , se obtuvieron con las tangentes iniciales de las curvas carga-alargamiento de la Fig 3.12. Esas rigideces, conjuntamente con  $K_{s1}$ , definida anteriormente, permitieron calcular la rigidez de la conexión tubular,  $K_{CE}$ . Los resultados se muestran en la tabla 3.3. Comparando las columnas (4) y (2) se concluye que, como en los

especímenes en compresión, las deformaciones locales de las conexiones tubulares son mayores que las debidas a la deformación longitudinal de los tubos, lo que significa que la rigidez axial del elemento secundario incluyendo la deformación local de la conexión, es menor que la calculada ignorando dicha deformación local. La diferencia se cuantifica en la columna (5), en donde  $K_{EE}$  se calculó con la ecuación 3.9. Los valores de la columna (6) indican que la rigidez de la conexión,  $K_{CE}$ , incluyendo las deformaciones locales, varía entre 0.4 y 0.6 de la rigidez axial del miembro secundario calculada ignorando dichas deformaciones.

Si en vez de la rigidez tangente se trabaja con la rigidez secante entre el origen y 50% de la capacidad de la conexión, se obtienen los valores de la columna (7),  $K_{ES}$ , bastante inferiores a la rigidez tangente  $K_E$ , lo que reduce aun más la rigidez del elemento secundario al tomar en cuenta la deformabilidad local de la junta.

### 3.4 Especímenes con combinación de carga axial de compresión y momento flexionante en el plano

#### 3.4.1 Introducción

Se ensayaron especímenes sometidos a la combinación de carga axial de compresión en el miembro secundario y momento flexionante en el plano de la conexión tubular.

En cada espécimen se mantuvo una excentricidad de la carga,  $e$ , definida como el cociente entre el momento flexionante actuante en el miembro principal y la carga axial actuante  $P$ , específica

y constante. Se ensayaron cuatro especímenes en flexocompresión; las excentricidades de los especímenes CM1, y CM2 y CM3 fueron aproximadamente  $0.4 d$ ,  $d$  y  $2 d$ , respectivamente, donde  $d$  es el diámetro del miembro secundario, y la de CM4 fue igual a la de CM2. Con estos valores se pretendió cubrir el intervalo posible de excentricidades.

El momento flexionante varía a lo largo del eje del miembro secundario, y es necesario evaluar la resistencia de la conexión tubular en un punto específico. Para este efecto, en este trabajo se ha seleccionado el momento en la superficie del miembro principal,  $M_s$ , valor que se ha visto correlaciona mejor con los resultados experimentales (ref 53). Si se desarrollan expresiones para la resistencia en flexocompresión en función de  $M_s$  se tendrán resultados del lado de la seguridad si se compara con los momentos resultantes del análisis estructural, que proporciona los momentos flexionantes en las intersecciones de los ejes de los miembros. Sin embargo, se podría mejorar el diseño comparando la resistencia, basada en  $M_s$ , con el momento actuante, según el análisis estructural, en la cara del miembro principal.

#### 3.4.2 Descripción de los especímenes, instrumentación y sistema de ensaye

##### a) Descripción de los especímenes e instrumentación

Los cuatro especímenes ensayados en flexocompresión se construyeron con las mismas dimensiones, materiales y mano de obra empleados para fabricar el espécimen C3, ver tabla 3.4. También se les



soldaron placas en los extremos de los miembros. En los miembros secundarios las placas reciben el sistema de apoyo de rótulas articuladas; en el miembro principal, la carga lateral, fig 3.15.

La zona cercana a la soldadura se instrumentó con deformímetros eléctricos como se muestra en la fig 3.16. Para registrar los desplazamientos axiales, se utilizó una instrumentación similar a la de los especímenes con cargas axiales, con medidores eléctricos de desplazamientos (DCDT) y micrómetros. El registro de los desplazamientos laterales relativos también se logró mediante el empleo de medidores mecánicos y eléctricos de desplazamientos.

Tanto la carga axial de compresión como la que produce el momento flexionante se leyeron mediante celdas de carga conectadas a unidades de lectura, con una aproximación de  $\pm 200$  kg para la carga vertical y  $\pm 50$  kg para la carga lateral.

La carga axial de compresión en los miembros secundarios se aplicó con un gato hidráulico, unido a una celda de carga apoyada en una cabeza esférica, similar a la empleada en el espécimen C3 (fig 3.15); en el otro extremo del miembro secundario el tipo de apoyo era también de cabeza esférica. El objeto de las articulaciones fue, como en los especímenes en compresión, asegurar que la carga axial no produjese excentricidades accidentales.

El momento flexionante en el plano de la conexión se logró aplicando, por medio de un gato hidráulico, una carga cuya dirección

coincidía con el eje del miembro principal, fig 3.15. El gato se apoyaba en el marco fijo a la losa de carga. En la línea de aplicación de la carga se introdujeron dos articulaciones para evitar que aparecieran momentos flexionantes.

La forma de ensaye consistió en aplicar inicialmente algunos ciclos de carga en el intervalo lineal, para niveles del orden del 10% de la carga de falla. Esto se hizo para verificar la simetría y linealidad y para detectar fuentes de error en la instrumentación o en el sistema de adquisición de datos. En todos los especímenes se efectuaron dos o tres ciclos adicionales de carga para niveles de alrededor del 50% de la de falla, para posteriormente llevarlos en forma monótona a la capacidad máxima, la cual podría corresponder a la falla o a deformaciones excesivas del espécimen.

La excentricidad se mantuvo constante en cada uno de los especímenes; como consecuencia, desde niveles bajos de las cargas hasta la capacidad máxima, en cada nivel de carga se incrementaban momento flexionante y carga axial de manera que el cociente de sus valores se mantuviera constante.

Inmediatamente después de alcanzar el nivel de carga requerido se procedía a cerrar las llaves de los gatos hidráulicos, para evitar el flujo del aceite en el sistema hidráulico. Esta operación es particularmente importante para niveles de carga en los que empieza la fluencia del material, ya que si no se efectúa la operación mencionada es posible detener el ensaye para niveles

de cargas correspondientes a la fluencia, ignorando la capacidad de resistencia plástica y sin llegar, por tanto, a la capacidad máxima (ref 31).

### 3.4.3 Resultados experimentales

#### a) Curvas momento-rotación, carga-desplazamiento axial, modo de falla y resistencia última

En las figs 3.17 a 3.20 se muestran las curvas momento-rotación y carga axial-desplazamiento de los especímenes CM1, CM2, CM3 y CM4. De la inspección de las curvas momento-rotación se observa que el comportamiento lineal termina para niveles de carga bastante bajos, del orden del 20 a 30% de la máxima. Las mediciones de las configuraciones deformadas de los especímenes después de efectuado el ensaye, que se muestran en las figs 3.21 a 3.24, indican que los miembros principales de CM1, CM2 y CM4 sufrieron deformaciones semejantes a las de los especímenes ensayados en compresión, es decir, se produjo la ovalización del miembro principal, mientras que en el espécimen CM3 el miembro principal prácticamente no se deformó. Adicionalmente, todos los especímenes ensayados presentaron deformaciones permanentes en los miembros secundarios, producidas por el efecto de los momentos flexionantes que actúan en ellos.

En la tabla 3.5 se muestran las resistencias obtenidas en los ensayes en flexocompresión; también se muestran en la col (4), los resultados de aplicar el criterio del API RP 2A 1984, ec 2.14, y en la col (5) los resultados de las predicciones según el criterio

de la ref 24, ec 2.15.

De la inspección de la tabla 3.5 se concluye que las predicciones de los criterios existentes son razonables, excepto para el espécimen CM3, que tuvo la mayor excentricidad de los cuatro especímenes ensayados. En este espécimen el ensaye terminó cuando los desplazamientos eran cercanos a los admisibles para un buen funcionamiento del sistema de carga.

Como puede apreciarse en la fig 3.19, cuando se detuvo el ensaye la curva momento-rotación todavía era ascendente, lo que indica que todavía no se llegaba a la carga de colapso. Por otro lado, la curva carga-desplazamiento axial de este espécimen muestra que la carga axial empezaba a ser inestable, ya que su valor disminuía durante el lapso de la toma de lecturas en que se interrumpía el ensaye. Esto se indica con la línea punteada de la fig 3.19, que muestra el nivel más bajo al que llegaba a la carga axial, para posteriormente volver a incrementarse como se aprecia en el trazo lleno.

Como se observa en la fig 3.23, el espécimen CM3 presentó deformaciones permanentes en el miembro secundario, lo que concuerda con los resultados que se obtienen al analizar la conexión con el método de elementos finitos elásticos, fig 3.25. Para la carga máxima experimental se obtuvieron esfuerzos del orden de 2.2 veces el de fluencia, lo que indica que para el nivel de cargas máximas alcanzadas parte del miembro secundario había empezado a plastificarse.

También puede hacerse una revisión burda del nivel de esfuerzos en el miembro secundario utilizando un análisis elástico y considerando que las secciones transversales se mantienen planas. El esfuerzo normal  $\sigma^*$  estaría dado por

$$\sigma^* = \frac{P}{A_s} + \frac{M}{S_1} \quad 3.10$$

donde

$$A_s = \pi d_o t \quad 3.11$$

$$S_1 = \frac{0.0982}{d} (d^4 - d_1^4) \quad 3.12$$

$$d_o = d - t \quad 3.13$$

$$d_1 = d - 2t \quad 3.14$$

Aceptando que

$$M_y = S_1 F_y \quad 3.15$$

$$P_y = A_s F_y \quad 3.16$$

a partir de 3.10, 3.15 y 3.16 se tiene

$$\frac{P}{P_y} + \frac{M}{M_y} = \frac{\sigma^*}{F_y} \quad 3.17$$

Aplicando las ecs 3.10 a 3.17 al espécimen CM3, para los valores máximos de P y M alcanzados se obtiene

$$\sigma^* = 0.75 F_y$$

Este análisis simplista indica que el nivel de esfuerzos al pie del miembro secundario es bastante alto, ya que el valor dado por

la ec 3.17 es un límite inferior del verdadero valor de  $\sigma^*$ , puesto que existen amplificaciones de esfuerzos que no se toman en cuenta en la ec 3.17. La amplificación de esfuerzos al pie del miembro secundario es bastante considerable, como se aprecia en la fig 3.25, obtenida con el método de análisis del elemento finito y correspondiente al nivel de carga máximo alcanzado en el ensaye. Los resultados de este análisis aproximado y el de elementos finitos confirman la hipótesis de que en el espécimen CM3 no se alcanzó la capacidad máxima de la conexión.

### 3.5 Espécimen con momento flexionante

#### 3.5.1 Descripción del espécimen, instrumentación y sistema de ensaye

El espécimen F1 se ensayó con momento flexionante en el plano únicamente. En la tabla 3.4 se resumen las características de F1, que es similar a los especímenes que se ensayaron en flexocompresión. La instrumentación fue también similar, con la diferencia de que sólo se midieron la carga lateral y los desplazamientos laterales. También, como en los ensayos en flexocompresión, se instrumentó el espécimen con deformímetros eléctricos.

El espécimen se fijó en sus extremos con pasadores, formando articulaciones en ambos, fig 3.26. El momento flexionante en el plano de la conexión tubular se logró mediante la acción de dos gatos hidráulicos que aplicaban cargas cuya dirección coincidía con el eje del miembro principal, fig 3.26.

La forma de ensaye fue similar a la de los especímenes en

flexocompresión, es decir, se aplicaron dos o tres ciclos de carga del orden del 10% de la de falla, para efectuar las verificaciones de simetría, linealidad y buen funcionamiento de la instrumentación y del sistema de adquisición de datos. Después se aplicaron dos o tres ciclos de alrededor del 50% de la carga de falla y posteriormente el espécimen se llevó a la capacidad máxima.

### 3.5.2 Resultados experimentales

En la fig 3.27 se ha graficado la curva momento-rotación; como puede apreciarse, es prácticamente bilineal, y representa comportamiento bastante dúctil; el ensaye se finalizó cuando las deformaciones angulares eran considerables e impedían lograr mediciones confiables.

En la fig 3.28 se muestra la geometría del espécimen después de efectuado el ensaye. Puede apreciarse que las deformaciones permanentes ocurrieron principalmente en el miembro secundario, en la intersección con el principal. Este comportamiento se explica si se calcula para F1 el valor de  $M_y$ . Empleando las ecs 3.12 y 3.15, se encuentra que este valor fue 11.95 ton-m, y el momento máximo alcanzado fue de 13.5 ton-m, es decir, 1.13 veces  $M_y$ . El momento que hace fallar la conexión tubular, según la ecuación de Yura, ec 2.8, es 22.5 ton-m. Estos valores numéricos indican que la falla del miembro de menor diámetro debe presentarse antes que la del principal, lo que se confirma con los resultados experimentales.



La forma prácticamente bilineal de la curva momento-rotación se explica también si se considera que en este espécimen falló el miembro de menor diámetro, es decir, no ocurrió la falla propiamente de la conexión tubular, sino la del miembro secundario, resultando por tanto un comportamiento muy similar al típico de un miembro tubular sometido a flexión.

## CAPITULO 4

ESTUDIOS ANALITICOS DE CONEXIONES TUBULARES TIPO CRUZ  
SUJETAS A CARGAS AXIALES AISLADAS O COMBINADAS CON  
MOMENTO FLEXIONANTE EN EL PLANO

## 4.1 Introducción

El aspecto crítico del análisis y diseño de estructuras a base de miembros tubulares es el comportamiento estructural de las conexiones que unen a estos miembros. El diseño de las conexiones tubulares presenta problemas muy particulares que todavía son materia de discusión, aún cuando a la fecha se han realizado investigaciones importantes sobre el tema (refs 12, 24, 26, 41, 53).

Las recientes normas de diseño API RP 2A 1984 (ref 2), tienen un formato alternativo de resistencia última y se basan en el análisis estadístico de la evidencia experimental existente, análisis efectuado principalmente por Yura (ref 53). Aún cuando estas expresiones de resistencia predicen con aproximación razonable en algunos casos la capacidad de la conexión tubular, en otros casos estas recomendaciones dan lugar a una dispersión considerable entre los valores experimentales y los que se predicen.

Probablemente el lado débil de las normas mencionadas es que ellas se basan solamente en un análisis estadístico y sin apoyarse en un modelo analítico que sea capaz de representar el comportamiento físico de la conexión tubular.

En este trabajo, se proponen expresiones para calcular la capacidad última de conexiones tubulares tipo cruz cuando en ella actúan cargas axiales en el miembro secundario y momento flexionante en el plano de la conexión tubular. Las expresiones que se proponen se basan en un modelo analítico y un modelo de modo de falla con base en los resultados de especímenes de conexiones tubulares que se ensayaron en la parte experimental de esta investigación.

#### 4.2 Conexiones con carga axial de compresión

##### 4.2.1 Introducción

Se hizo una evaluación de la información experimental existente referente a resistencia última de conexiones tubulares tipo cruz, y se seleccionó un número de especímenes que forman la base de datos de este trabajo. El criterio de selección de datos se hizo con base en eliminar aquellos especímenes con diámetros del miembro principal menores que 16 cm. Se ha encontrado que ensayos con conexiones pequeñas no son confiables debido a que no puede representarse adecuadamente comportamientos locales y el de la soldadura; esto llevó a seleccionar como diámetro mínimo el valor de 16 cm. También, dado, que en especímenes con longitudes pequeñas del miembro principal se alteran las condiciones de frontera, las conexiones con valores  $L/D$  menores que 5 no se incorporaron a los datos seleccionados. La aplicación de estos criterios llevó a tomar en cuenta sólo 23 especímenes de un total de 92 recopilados por Kurobane et al (ref 26); así mismo, se consideraron 11 especímenes

que cumplen los criterios anteriores, cuyos datos se tomaron de la información recopilada por Yura (ref 53). También se anexaron a esta información los resultados de dos ensayos efectuados por el autor, dando un resultado total de 36 especímenes que forman la base de datos de especímenes ensayados en compresión que se emplean en este trabajo. Las resistencias y características de estos especímenes se resumen en la tabla 4.1.

#### 4.2.2 Modelos teórico para definir la resistencia última

##### a) Modelo del modo de falla

Las deformadas después de la falla de los especímenes ensayados en compresión (figs 3.7, 3.8 y 3.9) indican que el modo de falla puede modelarse como se muestra en la fig 4.1a. Según este modelo de modo de falla, la sección transversal de la conexión tubular adquiere una forma oval originada por la formación de líneas de fluencia cuyas longitudes se definen con base en los parámetros  $\zeta$  y  $\eta$ , los que posteriormente se relacionan con la capacidad de carga máxima.

Adicionalmente en el modelo del modo de falla se considera que en la falla, el espécimen cumple con ciertos requisitos de compatibilidad geométrica que se presenta en el apéndice A, los que aseguran que este modelo se acerque razonablemente a el modo de falla observado en los especímenes ensayados por el autor. Como se observa en las figs 3.7, 3.8, 3.9 y 4.1a, la comparación del modelo de modo de falla propuesto y el modo de falla observado confirma la validez del modelo propuesto.

Se considera que este modo de falla ocurre cuando en la conexión tubular no hay problemas de pandeo local que evite que los miembros tubulares alcancen su capacidad de momento plástico resistente. Estudios efectuados sobre el problema (ref 27) sugieren que para evitar problemas de pandeo local el valor de D/T no debe exceder.

$$\frac{D}{T} < 0.068 \frac{E}{F_y} \quad 4.1$$

Los especímenes que se ensayaron en esta investigación tuvieron valores D/T cercano a este límite.

#### b) Modelo Analítico

Se resuelve el caso de una conexión tubular tipo cruz cuyos miembros forman un ángulo  $\theta$ , fig 4.2, y en donde la carga axial actúa en el miembro secundario.

El trabajo virtual externo de una fuerza concentrada P aplicada en el miembro secundario, y que actúa a través de un desplazamiento virtual  $\delta w$  es

$$\delta W = - 2P \operatorname{sen}\theta \delta w \quad 4.2$$

En este desarrollo se define como  $\delta U$  al trabajo virtual interno U, debido al desplazamiento  $\delta w$ . U se origina por el trabajo interno de líneas de fluencia, fig 4.1.

Si  $\delta U_i$  es el cambio de primer orden en el trabajo interno de la línea de fluencia i, de longitud  $l_i$ , que gira un ángulo  $\omega_i$ , fig A.1 del apéndice A, puede plantearse

$$\delta U_i = m(\omega_i + \delta\omega_i)(l_i + \delta l_i) - m \omega_i l_i \quad 4.3$$

donde  $m$  es el momento plástico resistente por unidad de longitud y puede expresarse como

$$m = F_y \frac{T^2}{4} \quad 4.4$$

En la ec 4.3 sólo se considera el trabajo interno por flexión, y no se toma en cuenta el efecto de las fuerzas de membrana, este efecto en la mayor parte de los casos es menos importante que el de flexión (ref 53).

La ec 4.3 también puede escribirse como

$$\delta U_i = m |\omega_i \delta l_i + \delta\omega_i l_i| \quad 4.5$$

La variación total  $\delta U$  correspondiente al modelo de modo de falla que se propone, puede expresarse como

$$\delta U = \sum \delta U_i \quad 4.6$$

Considerando que la longitud de líneas de fluencia  $l_i$  está definida por los parámetros  $\zeta$ ,  $\eta$ , como también que la longitud  $\zeta\beta D$ , fig 4.1, tiene asociados los giros  $\omega_i$  y  $\delta\omega_i$ , y la longitud  $\eta\beta\frac{D}{2}$  tiene asociado los giros  $\frac{1}{2}\omega_i$  y  $\frac{1}{2}\delta\omega_i$ , y combinando las ecs 4.5 y 4.6, puede plantearse

$$\delta U = 8m\omega_i |\delta\zeta \beta D + (2)(\frac{1}{2})\delta\eta \frac{\beta D}{2}| + \quad 4.7$$

$$8m \delta\omega_i |\zeta\beta D + (2)(\frac{1}{2})\eta\frac{\beta D}{2}|$$

también a partir de la ec A.6 del apéndice A puede escribirse

$$\delta \omega_i = \frac{2 \delta w}{D(1-\beta)} \quad 4.8$$

combinando las ecs 4.7, 4.8 y la ec A.6 del apéndice A se tiene

$$\delta U = \frac{16m\beta}{(1-\beta)} \left| \delta w \left( \zeta + \frac{\eta}{2} \right) + w \left( \delta \zeta + \frac{\delta \eta}{2} \right) \right| \quad 4.9$$

Se define una longitud  $L$  a partir de los parámetros  $\zeta$ ,  $\eta$  como

$$L_e = \zeta \beta D + \eta \frac{\beta D}{2} \quad 4.10$$

por tanto

$$\delta L_e = \delta \zeta \beta D + \delta \eta \frac{\beta D}{2} \quad 4.11$$

Combinando 4.9, 4.10 y 4.11 puede escribirse

$$\delta U = \frac{16m}{(1-\beta)} \delta w \left| \frac{L_e}{D} + \frac{w}{D} \frac{\partial L_e}{\partial w} \right| \quad 4.12$$

con 4.4 y 4.12 se tiene

$$\delta U = 4 F_y \frac{T^2}{(1-\beta)} \delta w \left| \frac{L_e}{D} + \frac{w}{D} \frac{\partial L_e}{\partial w} \right| \quad 4.13$$

si igualamos el trabajo externo al trabajo interno, ecs 4.2 y 4.13, y considerando que el valor de  $P$  asociado es el valor de la carga axial máxima  $P_a$ , se tiene

$$\frac{P_a \text{ sen } \theta}{T^2 F_y} = \frac{2}{(1-\beta)} \left| \frac{L_e}{D} + \frac{w}{D} \frac{\partial L_e}{\partial w} \right| \quad 4.14$$



En el caso de los especímenes con carga axial de compresión inicialmente se supone que la longitud  $L_e$  no depende del valor de  $w$ , aceptando esta hipótesis puede escribirse

$$\frac{\partial L_e}{\partial w} = 0 \quad 4.15$$

reemplazando 4.15 en 4.14 se tiene

$$\frac{L_e}{D} = \frac{(1 - \beta) P_a \text{sen}\theta}{2 T^2 F_y} \quad 4.16$$

La ec 4.16 se ha graficado en la fig 4.3, para los 36 especímenes que forman los datos base de ensayos con carga en compresión. Como se aprecia en esta figura, la carga máxima sin dimensiones, ec 4.16, muestra una buena correlación con el parámetro  $\beta$ , por tanto, si se ajusta una curva a estos resultados se tiene una relación funcional entre  $L_e/D$  con  $\beta$ , la que puede expresarse como

$$\frac{L_e}{D} = (1-\beta) \left| 1.3 + 6.55 \beta \frac{0.3}{(1-0.97 \beta)} \right| \quad 4.17$$

La ec 4.17 concuerda razonablemente con la hipótesis que se hizo para deducir la ec 4.16, es decir  $L_e$  no es función de  $w$ , lo que confirma la validez de la ec 4.15 para el caso de especímenes con carga axial de compresión.

Mediante la combinación de las ecs 4.16 y 4.17 se tiene

$$\frac{P_a \text{sen}\theta}{T^2 F_y} = 2.6 + 13.1 \beta + \frac{0.6}{(1 - 0.97 \beta)} \quad 4.18$$

La ec 4.18 se ha graficado en la fig 4.4, en la que también puede apreciarse que ésta ecuación predice razonablemente la capacidad máxima.

Los valores experimentales de los parámetros  $\zeta$  y  $\eta$  en los especímenes de la parte experimental de este trabajo fueron 1.0 y 7.3 respectivamente, para ambos especímenes C2 y C3, como puede apreciarse en las figs 3.8 y 3.9 respectivamente. Si se considera estos valores y los correspondientes valores L/D, a partir de la ec 4.10 se obtiene

$$\frac{L_e}{D} = \frac{1}{2} (\beta + 4.5) \quad 4.19$$

Para valores de  $\beta$  menores que 0.6, la ec 4.19 es una aproximación aceptable para la relación experimental existente, fig 4.3. Aún cuando la ec 4.19 se basa sólo en los ensayos efectuados por el autor, la buena correlación que se encuentra con los resultados experimentales existentes demuestra la validez del modelo de modo de falla que se propone. La ec 4.19 sobrestima la resistencia última para valores de  $\beta$  mayores de 0.6, probablemente esta sobrerresistencia ocurre debido a que la zona de falla se vuelve más local, con longitudes de líneas de fluencia menores que las dadas por la ec 4.19.

Cuando  $\beta$  es igual con 1.0, el modelo de falla que se propone se debe cambiar, ya que la línea de fluencia 1-5, fig 4.1, coincidirá con la línea de fluencia 6-10 y la deformada resultante sería estable. Aún cuando el autor no tiene información experimental del modo de falla para estos casos, se sugiere em

plear el criterio propuesto y resumido en la ec 4.18. Los resultados de este criterio concuerdan razonablemente con los resultados experimentales, fig 4.4, en los que la resistencia aumenta considerablemente cuando  $\beta$  tiende a 1.0.

#### 4.2.3 Análisis de esfuerzos

El estudio de los esfuerzos y deformaciones existentes en la conexión tubular, como se explicó anteriormente, permite encontrar los valores máximos de estos parámetros, los que se ubican en la intersección de los tubos ("hot spot"). El resultado se expresa en términos del llamado factor de concentración de esfuerzos, definido anteriormente, el que se emplea en el proceso del diseño por fatiga de la conexión tubular (refs 30, 35).

Para comparar los factores de concentración de esfuerzos analíticos y experimentales, se analizaron los especímenes que se ensayaron con carga axial de compresión en esta investigación con un programa de análisis con elementos finitos en el intervalo lineal, SAP6 (ref 45).

El concepto del elemento finito es idealizar la estructura como un conjunto de elementos estructurales discretos. En el programa de elementos finitos SAP6, que se emplea en este trabajo, la superficie del miembro tubular se aproxima por un sistema de elementos cuadriláteros o triangulares, cuyos puntos nodales se ubican en la superficie media del tubo. Para resolver el problema, primero es necesario evaluar las rigideces de

los elementos individuales, luego se halla la rigidez de la estructura completa mediante la superposición de las rigideces de los elementos. Finalmente el análisis de la estructura se efectúa mediante la solución de las ecuaciones de equilibrio de los puntos nodales.

Se seleccionó para este estudio un tipo específico de elemento finito, el cual es en realidad la superposición de un elemento placa que es un cuadrilátero que trabaja a flexión y un elemento membrana que es un cuadrilátero que trabaja con fuerzas de membrana. El elemento membrana toma en cuenta las fuerzas y desplazamientos en el plano del elemento y el elemento placa toma en cuenta las rotaciones y desplazamientos fuera del plano del elemento. El elemento superpuesto representa el plano medio del cascarón y se supone tiene un espesor uniforme,  $t$ . El elemento se define por cuatro nudos I, J, K, L, fig 4.5, y se puede representar un elemento triangular si se hace  $L = 0$ . Los esfuerzos combinados del elemento placa y del elemento membrana se obtienen para la superficie superior ( $Z = + t/2$ ) y para la superficie inferior ( $Z = - t/2$ ).

El elemento membrana tiene dos grados de libertad en cada punto nodal, es decir existen dos componentes de traslación en el plano del elemento (en la fig 4.5, en el sentido  $X'$  y  $Y'$ ), mientras que el elemento placa tiene tres grados de libertad en cada punto nodal, traslación normal al plano y rotación alrededor de dos ejes en el plano,  $X'$  y  $Y'$ . Cuando se ensamblan los elementos placa y membrana para idealizar el cascarón se

tiene finalmente sólo cinco grados de libertad en cada nudo, y se acepta que la rotación alrededor del eje normal al elemento es cero. Resultados de otras investigaciones (ref 25) indican que esta restricción no introduce errores significativos, por lo que se eligió este tipo de elementos en lugar de elementos más completos que consideren los 6 grados de libertad por nudo, que llevarían a soluciones con mayores consumos de tiempo de computadora y también en algunos casos numéricamente poco estables.

Para comprobar la idoneidad del programa SAP6, de las condiciones de frontera impuestas, del tipo del elemento finito seleccionado y del tipo de malla empleado, se decidió analizar el caso de una conexión tubular tipo T ensayada experimentalmente por Noel et al (ref 40). Este espécimen había sido ensayado por estos autores con la condición de carga axial en el miembro secundario. En la fig 4.6 se muestra los resultados que se obtienen con el análisis de elementos finitos efectuado por el autor; en este caso se muestran los esfuerzos circunferenciales que se obtienen en una sección transversal del miembro secundario. Estos esfuerzos se comparan con el análisis de elementos finitos efectuado por Greste y Clough (ref 23), el cual se efectuó con un programa de elementos finitos desarrollado por estos autores. También se comparan las mediciones experimentales de deformaciones, transformadas a esfuerzos, efectuadas en la ref 40. De la inspección de esta figura se deduce que existe excelente concordancia entre los dos procedimientos de elementos finitos y también con los resultados expe

rimentales.

En la fig 4.7 se muestra una malla típica que se empleó para las conexiones tubulares con carga axial de compresión. Tomando en cuenta la geometría de la conexión tubular y también la forma de aplicación de la carga, se puede aprovechar la simetría, dando por tanto como resultado que se analice solamente un octante de la conexión tubular como se muestra en la fig 4.8, en la que además puede apreciarse las condiciones de frontera que se supusieron en este caso.

En las figs 4.9 y 4.10 se muestran los resultados experimentales y teóricos de los esfuerzos circunferenciales y longitudinales para los miembros principal y secundario, de los especímenes ensayados C2 y C3 respectivamente. En ambos casos de las figs 4.9 y 4.10 se han graficado los valores de los esfuerzos calculados con el programa SAP6, y los resultados de las mediciones efectuadas con los deformímetros eléctricos instrumentados en dichos especímenes. También en las mencionadas figuras se han graficado los valores de los factores de concentración de esfuerzos definidos anteriormente. Para los casos de ambos especímenes se han graficado los valores de los esfuerzos correspondientes a una carga axial actuante de 8.0 ton, que corresponde aproximadamente a 23% de la carga de falla para el espécimen C2 y 15% de la resistencia alcanzada en el espécimen C3. Dentro del intervalo lineal, los valores de los factores de concentración de esfuerzos son independientes del nivel del elemento mecánico actuante, por este motivo los valores de los facto-

res de concentración de esfuerzos serán los mismos para otro nivel de cargas.

Se puede observar en las figuras 4.9 y 4.10 que los esfuerzos circunferenciales en el miembro principal son mayores que los esfuerzos longitudinales. En el miembro secundario sucede lo contrario. Otra característica que se observa en las mencionadas figuras es que los esfuerzos son mayores en el valle de la conexión (zona indicada con cero grados en la fig 4.9), van disminuyendo a medida que se aleja de esta zona, y se alcanzan los valores máximos en la dirección circunferencial del miembro principal. Esto también se aprecia en la fig 4.11 en la que se ha dibujado la distribución de esfuerzos máximos principales para el espécimen C3, para un nivel de carga axial en el miembro secundario que produce un esfuerzo promedio en este miembro igual con  $0.6F_y$ .

En la fig 4.9 se han dibujado dos líneas para los esfuerzos en el miembro principal, la línea punteada representa los esfuerzos que predice el método del elemento finito en la primera fila de elementos de la malla que se emplea, y se encuentra ubicada en la intersección de los miembros tubulares principal y secundario, como se aprecia en la fig 4.12 correspondiente al espécimen C2. La línea continua representa los esfuerzos correspondientes a la segunda fila de elementos finitos, fig 4.12; en esta misma figura se aprecia además la posición de los deformímetros instalados. En las figuras 4.9 y 4.10 se aprecia que el método del elemento finito predice razonablemente el nivel de



esfuerzos que actúan en la zona de concentración de esfuerzos de la conexión tubular. En el caso del miembro principal del espécimen C2, los resultados de la predicción de esfuerzos en la primera fila de elementos finitos se acercan más a los resultados experimentales que los predichos por la segunda fila de elementos finitos, que es donde está aproximadamente la ubicación física de los deformímetros instalados. Un probable motivo para esta discrepancia es la diferencia de posición entre los puntos donde se calculan los esfuerzos en el programa de elementos finitos y en donde realmente se obtienen los registros experimentales. La ubicación de estos últimos depende de la forma y dimensiones de la roseta formada por los deformímetros eléctricos, y da lugar a variaciones en la posición de la roseta. También es un factor que se debe tomar en cuenta, el alto gradiente de esfuerzos que existe en la zona de concentración de esfuerzos, como puede apreciarse en la fig 4.9 en la que se nota la diferencia importante de esfuerzos entre la primera fila y segunda fila. Esto indica que el variar la posición del deformímetro, aun cuando sean sólo algunos milímetros, influye bastante en los resultados.

En las figs 4.9 y 4.10 también se han graficado los valores de los factores de concentración de esfuerzos, así mismo en la tabla 4.2 se han tabulado los valores máximos de estos factores y los resultantes de aplicar las expresiones propuestas por Kuang et al (ref 25). En esta tabla se observa que los factores de concentración de esfuerzos experimentales concuerdan razonablemente con los obtenidos por medio del programa de elementos fi-

nitos SAP6. Sin embargo, las expresiones de Kuang, en algunos casos tienen diferencias del orden del 50%, subestimando los valores de los factores de concentración de esfuerzos experimentales. Una razón para este comportamiento es que las expresiones de la ref 25 que se están empleando en este caso, fue originalmente deducida para conexiones tipo T, y no se dan expresiones para el caso que se está estudiando que es el tipo cruz. Sin embargo, la razonable concordancia encontrada entre los resultados experimentales y las predicciones de elementos finitos SAP6, justifican la validez del empleo del método de elementos finitos para predecir en el intervalo elástico el valor de los factores de concentración de esfuerzos en conexiones tubulares. Conocidos estos valores pueden emplearse ayudas de diseño como el de la fig 2.6, como se comenta en la sección 2.4 de este trabajo.

#### 4.2.4 Análisis de Rigideces

##### 4.2.4.1 Introducción

El criterio empleado usualmente por los programas de análisis de plataformas marinas de acero, es el de considerar que la conexión tubular se comporta como un nudo rígido. Bajo esta hipótesis se desprecia la flexibilidad de la conexión tubular en el comportamiento en conjunto de la plataforma marina.

Las normas de diseño para plataformas marinas, API 1984 (ref 2), no dan criterios para tomar en cuenta el efecto de la flexibilidad de la conexión tubular y en general la información existen-

te en la literatura referente a este efecto es escasa.

Bouwkamp (ref 14) menciona que este efecto puede ser significativo en plataformas con más de 100 m de profundidad. Este autor estudia una plataforma de 325 m de profundidad y compara los resultados de dos hipótesis de análisis. En la primera se ignora el efecto de la flexibilidad de la conexión tubular, y en la segunda se toma en cuenta este efecto. Como resultado de esta comparación encuentra que con la segunda hipótesis se llega en algunos casos a desplazamientos 50% mayores respecto a los resultados con la hipótesis de despreciar la flexibilidad de la conexión tubular. También encuentra que el efecto de la flexibilidad de la conexión tubular es importante ya que aumenta y modifica la distribución de momentos flexionantes de los miembros portantes más profundos, especialmente en el caso de análisis ante cargas gravitacionales.

En las secciones 3.2 y 3.3 de este trabajo se ha encontrado que no se puede ignorar el efecto de la flexibilidad de la conexión tubular, ya que la rigidez axial real del miembro de contraventeo en una plataforma marina es menor de la mitad de lo que se calcula ignorando la flexibilidad de la conexión tubular.

En este trabajo se presentan los resultados de estudios paramétricos efectuados con el método del elemento finito, para predecir la rigidez de una conexión tubular tipo cruz sujeta a cargas axiales en el miembro secundario.

#### 4.2.4.2 Bases del estudio paramétrico

Para efectuar el estudio paramétrico se identificaron las variables que intervienen en la rigidez de la conexión tubular, para lo que fue necesario partir del planteamiento de las ecuaciones diferenciales que gobiernan el comportamiento de un cilindro de paredes delgadas.

Considérese un cilindro circular de paredes delgadas de longitud  $L$ , fig 4.13, en que sus extremos se consideran simplemente apoyados, se entiende por esta condición de apoyo, la que impide que el cilindro se traslade en la dirección normal y tangencial a la superficie, pudiendo rotar y trasladarse en la dirección de la generatriz.

Si actúa una carga radial  $Q$ , pueden plantearse las siguientes ecuaciones diferenciales (ref 48).

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1-\nu}{2R^2} \frac{\partial^2 u}{\partial \phi^2} + \frac{1+\nu}{2R} \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial \phi} - \frac{\nu}{R} \frac{\partial w}{\partial x} &= 0 \\ \frac{1+\nu}{2R} \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial \phi} + \frac{1-\nu}{2} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 v}{\partial \phi^2} - \frac{1}{R^2} \frac{\partial w}{\partial \phi} + \\ \frac{T^2}{12 R^2} \left( \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial \phi} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^3 w}{\partial \phi^3} \right) + \frac{T^2}{12 R^2} \left[ (1-\nu) \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2 v}{\partial \phi^2} \right] &= 0 \\ \nu \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{R} \frac{\partial v}{\partial \phi} - \frac{w}{R} - \frac{RT^2}{12} \nabla^4 w \\ - \frac{T^2}{12} \left( \frac{2-\nu}{R} \frac{\partial^3 v}{\partial x^2 \partial \phi} + \frac{1}{R^3} \frac{\partial^3 v}{\partial \phi^3} \right) + \left( \frac{1-\nu^2}{ET} \right) RQ &= 0 \quad 4.20 \end{aligned}$$

$$\text{donde } \nabla^4 = \left( \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{1}{R^2} \frac{\partial^2}{\partial \phi^2} \right)^2$$

u, v, w son los desplazamientos en las direcciones X, Y y Z respectivamente, fig 4.13.

Mediante combinaciones y diferenciaciones de la ec 4.20 pueden eliminarse las variables u, v, (ref 11), y se obtiene

$$\nabla^8 w + \frac{12(1-\nu)^2}{R^2 T^2} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{1}{R^4} \left| \frac{2}{R^4} \frac{\partial^6 w}{\partial \phi^6} \right. \quad 4.21$$

$$+ (6 + \nu - \nu^2) \frac{\partial^6 w}{\partial x^4 \partial \phi^2} + (7 + \nu) \frac{1}{R^2} \frac{\partial^6 w}{\partial x^2 \partial \phi^4} \left| - \frac{1}{D_E} \nabla^4 Q = 0 \right.$$

donde

$$D_E = \frac{ET^3}{12(1-\nu^2)} \quad 4.22$$

y

$$\nabla^8 w = \nabla^4 \nabla^4 w$$

La ec 4.21 tiene sólo derivadas de orden par, por lo que los desplazamientos normales a la superficie w, pueden expresarse como (ref 11)

$$w = \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} W_{mn} \cos m\phi \sin \frac{\lambda}{R} x \quad 4.23$$

Un criterio similar se aplica a las cargas Q

$$Q = \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} q_{mn} \cos m\phi \sin \frac{\lambda}{R} x \quad 4.24$$

en donde

$$\lambda = \frac{n\pi R}{L} \quad 4.25$$

si se sustituye las ecs 4.23 y 4.24 en la ec 4.21 se encuentra que debe cumplirse

$$W_{mn} = \frac{q_{mn}}{2D_E} \phi_{mn} L^4 \quad 4.26$$

en donde

$$\phi_{mn} = f_1(m, n, \nu, \alpha, \gamma) \quad 4.27$$

$\alpha$  es la relación L entre R

Combinando las ecs (4.23) y (4.26)

$$w = \frac{L^4}{2D_E} \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} \phi_{mn} q_{mn} \cos m\phi \sin \left(\frac{\lambda}{R} x\right) \quad 4.28$$

Bijlaard (ref 11) propone una expresión para  $q_{mn}$ , para el caso que la carga  $q$  por unidad de superficie se distribuye dentro de un rectángulo limitado por las líneas  $\phi = \pm \phi_1$  y  $x = \frac{L}{2} + \frac{d}{2}$ , fig 4.13, la expresión para  $q_{mn}$  es

$$q_{mn} = (-1)^{\frac{n-1}{2}} \frac{4\phi_1}{\pi^2} \frac{q}{n} \sin \frac{n\pi\beta}{\alpha} \quad 4.29$$

$m = 0; n = 1, 3, 5, \dots$

$$q_{mn} = (-1)^{\frac{n-1}{2}} \frac{8}{\pi^2} \frac{q}{mn} \sin m\phi_1 \sin \frac{n\pi}{\alpha} \beta \quad 4.30$$

$m = 1, 2, 3, \dots$

$n = 1, 3, 5, \dots$

La carga axial  $P$  y la carga repartida  $q$  se pueden relacionar con

$$q = \frac{P}{4\beta^2 R^2} = \frac{P}{d^2} \quad 4.31$$

Con base en la ec 4.31, las ecs 4.29 y 4.30 pueden expresarse como

$$q_{mn} = \frac{P}{\beta^2 R^2} f_2(m, n, \beta, \alpha) \quad 4.32$$

también

$$\cos m\phi = f_3(m, \beta) \quad 4.33$$

y

$$\text{sen} \frac{\lambda x}{R} = f_4(n, \alpha) \quad 4.34$$

combinando las ecs 4.27, 4.32, 4.33 y 4.34, con la ecuación básica 4.28 se encuentra

$$w = \frac{L^4}{2D_E} \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} f_1(m, n, \nu, \alpha, \gamma) \frac{P}{\beta^2 R^2} f_2(m, n, \alpha, \beta) f_3(m, \beta) f_4(n)$$

la que también puede escribirse como

$$\frac{w}{D} = \frac{\alpha^4 \beta^2}{4} \frac{RP}{D_E} \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} f_1 f_2 f_3 f_4 \quad 4.35$$

además

$$\frac{RP}{D_E} = \frac{P}{ET^2} \frac{R}{T} (12) (1-\nu)^2 = \frac{P}{ET^2} \gamma(12) (1-\nu)^2$$

la ecuación anterior también puede escribirse como

$$\frac{RP}{D_E} = \frac{P}{ET^2} f_5(\gamma, \nu) \quad 4.36$$



Combinando las ecuaciones 4.35 y 4.36 se obtiene

$$\frac{w}{D} = \frac{P}{ET^2} \frac{\alpha^4 \beta^2}{4} f_5(\gamma, \nu) \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} f_1 f_2 f_3 f_4 \quad 4.37$$

definiendo la función  $f_6$

$$f_6(m, n, \nu, \alpha, \beta, \gamma) = \left| \frac{\alpha^4 \beta^4}{4} f_5 \sum_{m=0}^{\infty} \sum_{n=0}^{\infty} f_1 f_2 f_3 f_4 \right|^{-1} \quad 4.38$$

a partir de 4.37 y 4.38 puede escribirse

$$\frac{P}{ET^2} = \frac{w}{D} f_6(m, n, \alpha, \beta, \gamma, \nu) \quad 4.39$$

La ec 4.39 es la base del estudio paramétrico que se hizo en este trabajo para encontrar expresiones para las rigideces de conexiones tubulares tipo cruz con carga axial en el miembro secundario.

#### 4.2.4.3 Resultados del estudio paramétrico

Se empleó el programa de elementos finitos SAP6 para efectuar el mencionado estudio paramétrico. Se trabajó con un intervalo de variables  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\gamma$  que se consideraron representativas de las conexiones tubulares. Por ejemplo para  $\alpha$  se empleó un valor igual con 10.0 (que equivale a  $L/D$  igual con 5.0). Los valores de  $\beta$  fueron de 0.3, 0.54 y 0.8, que se considera son valores que cubren el intervalo más empleado en la práctica. Para  $\gamma$  se emplearon, los valores de 10, 20 y 40 por las mismas razones anteriores.

Las curvas que se presentan en la fig 4.14 se ajustaron a los resultados del análisis paramétrico (ec 4.39) efectuado para el intervalo de variables considerado. A partir de estas curvas se

obtuvieron expresiones para la rigidez inicial de la conexión tubular, y son las siguientes:

para  $\gamma = 10$

$$\frac{P}{w} = \frac{E T^2}{D} (21.2 \beta^2 - 13.5 \beta + 3.4) \quad 4.40$$

para  $\gamma = 20$

$$\frac{P}{w} = \frac{E T^2}{D} (20.3 \beta^2 - 13.9 \beta + 3.3) \quad 4.41$$

para  $\gamma = 40$

$$\frac{P}{w} = \frac{E T^2}{D} (17.0 \beta^2 - 12.0 \beta + 2.7) \quad 4.42$$

Para otros valores de  $\gamma$  se sugiere interpolar entre los valores dados por las ecs 4.40 a la 4.42.

En la fig 4.14 también se han graficado los valores experimentales de las rigideces adimensionalizadas que se encontraron en los ensayos de los especímenes con carga axial. Los especímenes T1 y C1 no son estrictamente comparables con los resultados del estudio analítico efectuado, por que éste se hizo para una relación constante L/D igual con 5 ( $\alpha$  igual con 10), mientras que los especímenes T1 y C1 tuvieron una relación L/D igual con 2.0. Esto lleva a que las rigideces experimentales de estos especímenes sean menores que el de las predicciones teóricas con L/D igual a 5.0. Como es de esperar una mayor relación L/D en una conexión tubular, lleva a que ella se vuelva más rígida.

En cuanto a las rigideces experimentales de los especímenes C2 y C3, fig 4.14, se aprecia que se acercan razonablemente a las predicciones de rigideces resultado del estudio paramétrico efectuado; es decir estos resultados confirman la validez de las expresiones 4.40 a la 4.42 para la predicción de las rigideces axiales de las conexiones tubulares en cruz.

#### 4.2.5 Conclusiones y comentarios

Se ha presentado un modelo de modo de falla para el caso de especímenes tipo cruz con carga axial de compresión en el miembro secundario; este modelo se basa en las mediciones efectuadas en los especímenes después de finalizar el ensaye. Adicionalmente se ha aplicado criterios energéticos para proponer una expresión para la resistencia última de especímenes tipo cruz con carga axial de compresión. En la tabla 4.4 se presentan las medias, variancias y coeficientes de variación de los cocientes de las resistencias experimentales de los 36 especímenes seleccionados y las que predicen los criterios del API RP 2A 1981 (ref 1), col (2); Yura, (ref 53) col (3); Kurobane, (ref 26) col (4); y los del autor, col (5). Como se aprecia en esta tabla, la expresión para la resistencia última que se propone en este trabajo predice las resistencias últimas con valores que se acercan más a la media, y con menor coeficiente de variación que los otros criterios mencionados, incluyendo las predicciones de las normas API RP 2A anteriores (ref 1) y las actuales API RP 2A 1984 (ref 2), basadas en el trabajo de Yura (ref 53). También se debe mencionar que no se obtiene una mejora en la predicción de resistencias si se emplea para calcular ésta, la relación  $D/T$ , parámetro que se incluye en la expresión de Kurobane, ec 2.9, cuya precisión se estudia en la col (4) de la tabla 4.4; esto sugiere la validez del modelo del modo de falla que se propone en este trabajo, en el cual no se incluye el parámetro  $D/T$ .

En lo que respecta al problema de la predicción de esfuerzos en

la conexión tubular, se ha empleado el método de análisis de elementos finitos en el intervalo lineal. Se compararon los valores y distribución de esfuerzos obtenidos con este método y los resultantes de las mediciones de deformaciones registradas a través de deformímetros eléctricos instrumentados en la conexión tubular. Se encontró que el método del elemento finito predice razonablemente bien los valores y distribuciones de los esfuerzos que actuarían en la conexión tubular. También se encontró que al pie de la soldadura, especialmente en la zona del valle de la conexión tubular, el gradiente de deformaciones es grande. Esto incide en que no pueda definirse exactamente el punto en que se está obteniendo el registro de deformaciones, ya que la posición física del deformímetro, por sus dimensiones, no es puntual, lo que se obtiene con el método del elemento finito. Finalmente, se encontró una correlación aceptable entre los resultados de las expresiones que usualmente se emplean en la predicción de esfuerzos máximos y los que se obtendrían a través de las deformaciones experimentales.

En lo referente al análisis de las rigideces axiales de la conexión tubular se identificó las variables que intervienen en la rigidez axial de la conexión tubular, partiendo del planteamiento de las ecuaciones diferenciales que gobiernan el comportamiento de un cilindro de paredes delgadas. Mediante este análisis se pudo hacer un estudio paramétrico de las rigideces axiales, empleando el método del elemento finito y dentro de un intervalo de las variables  $\alpha$ ,  $\beta$  y  $\gamma$  que se consideraron representativas de las

conexiones tubulares. Como resultado de este estudio se proponen expresiones paramétricas para definir las rigideces axiales, las que se aplicaron a los especímenes ensayados en esta investigación, obteniendo resultados que confirman la validez de las expresiones para definir las rigideces axiales que se proponen en este trabajo.

### 4.3 Conexiones con carga axial de tensión

#### 4.3.1 Introducción

El criterio que se siguió para seleccionar el número de especímenes en tensión que se estudian en este trabajo fue similar al efectuado para los especímenes en compresión. Esto permitió seleccionar solamente 21 especímenes de un total de 57 existentes en el trabajo de Kurobane et al (ref 26), y uno de los ensayos efectuados por el autor. Las características y resultados experimentales de estos especímenes se muestran en la tabla 4.3.

En el caso de los especímenes en compresión es posible definir una capacidad última de carga, la cual en realidad es la carga máxima lograda durante el ensaye. No es realista aplicar el mismo criterio a los especímenes con carga axial de tensión en el miembro secundario, porque en éstos no existe una carga última única. En estos casos, Yura (ref 53) sugiere que la capacidad última se defina como la carga mínima de tres criterios de falla: la carga máxima alcanzada durante el ensaye, la carga asociada con el primer agrietamiento, y un límite de deformación máxima,  $w_{max}$ , que se expresa como

$$w_{\max} = \frac{2 F_y L_s}{E}$$

4.43

donde  $L_s$  es la longitud del miembro secundario y  $E$  es el módulo de elasticidad. Si se considera que el miembro tubular tiene un comportamiento elastoplástico, la ec 4.43 tiene asociado un factor de ductilidad de desplazamientos igual con 4.

Mientras que la carga máxima que se logra en un ensaye se registra en todos los informes de resultados, la carga asociada ya sea al primer agrietamiento o a excesivas deformaciones, no siempre se tiene disponible como sucede en los resultados que presenta Kurobane et al (ref 26). En esta referencia se define como capacidad última de carga la que define el primer pico de carga, que en el caso de una curva monótona creciente coincide con el máximo que se logra en el ensaye, y en el caso en que la curva no sea monótona creciente el primer pico de carga es el primer máximo que tenga la curva. Esta diferencia de criterios para definir la carga última es una de las razones principales de la existencia de discrepancias importantes entre los resultados de predicciones para la resistencia última sugeridas por diversos autores y los resultados experimentales.

En ninguno de los ensayes efectuados por el autor la carga máxima que se logró durante el ensaye causó el colapso de la conexión tubular, entendiéndose éste como la separación de los miembros tubulares; tampoco se detectó agrietamiento, aún cuando los desplazamientos máximos del miembro secundario (como se aprecia en la fig 3.12) fueron mayores o cercanos al límite de

deformación,  $w_{\max}$ , que da la ec 4.43.

#### 4.3.2 Modelo teórico para definir la resistencia última

El modelo teórico que se emplea en este trabajo para definir la resistencia última se basa en el desarrollo energético que se siguió para llegar a la ec 4.14. La expresión para el caso de especímenes en tensión es la misma, porque sólo cambia el signo de la carga axial y por tanto el modelo de modo de falla será similar, con la diferencia que el miembro principal adquiere la forma oval con el diámetro mayor en el sentido de la carga axial, mientras que en el caso de la carga en compresión sucede lo contrario, fig 4.1.

Una forma alternativa de escribir la ec 4.14 es la siguiente

$$\frac{L_e}{L} + \frac{w}{L} \frac{\partial L_e}{\partial w} = \frac{(1 - \beta)}{2} \frac{P_a \text{sen} \theta}{T^2 F \left( \frac{L}{y D} \right)} \quad 4.44$$

Con base en los datos experimentales seleccionados se ha graficado la ec 4.44 en la fig 4.15. Aún cuando se aprecia dispersión en los resultados pueden obtenerse dos conclusiones. Primero, la longitud  $L_e$  depende del nivel de deformaciones del miembro secundario, definido en términos del desplazamiento  $w$ . Segundo, las expresiones para la capacidad última de conexiones tubulares tipo cruz con cargas axiales de tensión, deben también incluir el nivel de deformaciones del miembro principal como se hace en la ec 4.14. Los ensayos en tensión efectuados por el autor también confirman estas conclusiones, ya



que en ninguno de los especímenes se alcanzó el colapso; los ensayos se interrumpieron cuando las deformaciones en el miembro principal fueron excesivos para lograr una adquisición de datos confiable.

Kurobane (ref 26), define una carga de fluencia,  $P_y$ , como la carga asociada al cambio en pendiente en una gráfica doblemente logarítmica de la curva carga axial-desplazamiento. Los valores de las cargas de fluencia se han graficado en la fig 4.16. A pesar de la existencia de alguna dispersión de los datos, la expresión para la capacidad última de especímenes en compresión, ec 4.18, predice razonablemente la carga de fluencia. En opinión del autor, para estos niveles de carga la correlación existente entre las cargas de fluencia en especímenes en tensión y cargas últimas en compresión, puede interpretarse como si la extensión y distribución de las líneas de fluencia en especímenes en tensión fueran similares a las existentes en especímenes en compresión.

Una primera aproximación para la relación  $L_e/L$ , asociada al nivel de capacidad última, puede obtenerse si se emplean los valores para  $\zeta$  y  $\eta$  medidos en el espécimen T2 ensayado por el autor, fig 3.14. A partir de estos valores, con la relación  $L/D$  del espécimen y con la ecuación 4.10 se obtiene

$$\frac{L_e}{L} = 0.7 \quad 4.45$$

Como puede apreciarse en la fig 4.15, la ec 4.45 puede tomarse aproximadamente como un límite inferior al término

$L_e/L + w/L \partial L_e / \partial w$ . Si se combina las ecuaciones 4.14, 4.15 y 4.45 puede obtenerse una cota inferior a la capacidad última, la que puede expresarse como

$$\frac{P_a \operatorname{sen} \theta}{T^2 F_y \left(\frac{L}{D}\right)} = \frac{1.4}{(1 - \beta)} \quad 4.46$$

La ec 4.46 se ha graficado en la fig 4.17, conjuntamente con la carga última adimensional versus  $\beta$ . Se puede apreciar una dispersión considerable, pero la ec 4.46 es una cota inferior a la capacidad última para  $\beta$  menores de 0.7. La sobrerresistencia de los especímenes de acuerdo al modelo de falla propuesto se debe a la contribución del término  $w/L \partial L_e / \partial w$ . Para valores de  $\beta$  mayores de 0.7 la ec 4.46 sobrestima las resistencias experimentales. Esto sucede, si se acepta la validez del modelo de modo de falla propuesto, debido a que la zona de falla se vuelve más local, como en el caso de especímenes en compresión.

Puede mejorarse la precisión de la ec 4.46 con una expresión alternativa. Como se muestra en la fig 4.17, esta expresión se obtiene si se ajusta una curva a los datos experimentales. Esta curva se define como

$$\frac{P_a \operatorname{sen} \theta}{T^2 F_y \left(\frac{L}{D}\right)} = \frac{1.8}{(1 - 0.8 \beta)} \quad 4.47$$

Si se combina las ecs 4.44 y 4.47 se obtiene

$$\frac{L_e}{L} + \frac{w}{L} \frac{\partial L_e}{\partial w} = \frac{0.9(1 - \beta)}{(1 - 0.8 \beta)} \quad 4.48$$

La ec 4.48 se ha graficado en la fig 4.15. Aún cuando la dis-

persión es considerable, la relación adimensional entre los parámetros  $L_e$  y  $w$  dados por la ec 4.48 conduce a una cota inferior de la capacidad última definida por la ec 4.44. De acuerdo al modelo de falla propuesto, esta dispersión ocurre porque  $L_e$  en la ec 4.48 se expresa sólo en términos de  $\beta$ . Mientras que esta propiedad de  $L_e$  es cierta en especímenes en compresión, en el caso de especímenes en tensión la longitud  $L_e$  depende de  $w$  como se explicó anteriormente.

La desventaja de la ec 4.47 es que está expresada en término del parámetro  $L/D$ . Debido a que en el proceso de diseño no se tiene el valor de esta relación, se debe proponer un valor  $L/D$  representativo de la información experimental empleada. De acuerdo a esto, se seleccionó un valor de  $L/D$ , igual con 5.3, con lo que la ec 4.47 se convierte en

$$\frac{P_a \text{ sen } \theta}{T^2 F_y} = \frac{9.5}{(1 - 0.8 \beta)} \quad 4.49$$

#### 4.3.3 Análisis de esfuerzos y rigideces

En la fig 4.18 se han graficado los valores de los esfuerzos calculados con el programa de análisis con elementos finitos, SAP6, y los resultados de las mediciones efectuadas con los deformímetros eléctricos en el espécimen T2. En esta figura se han graficado los esfuerzos correspondientes a una carga axial actuante de 8.0 ton, que corresponde aproximadamente al 14% de la carga máxima lograda; también se han graficado los valores de los factores de concentración de esfuerzos,

definidos anteriormente. Como puede apreciarse de la comparación de los resultados del espécimen en tensión T2, fig 4.18, y los del espécimen en compresión C2, fig 4.9 (también para el nivel de carga de 8.0 ton), los valores de los esfuerzos circunferenciales y longitudinales experimentales son bastante parecidos en ambos casos. Esto lleva a concluir, como era de esperarse, que también en el caso de carga en tensión, el método de análisis de elementos finitos predice razonablemente el nivel de esfuerzos que actúan en la zona de concentración de esfuerzos. En la tabla 4.2 se comparan los factores de concentración de esfuerzos máximos experimentales y teóricos de los especímenes T1 y T2, para el nivel de carga axial de 8.0 ton. En esta tabla se observa que los factores de concentración de esfuerzos experimentales concuerdan razonablemente con los obtenidos por medio del programa de elementos finitos SAP6. También se encontró que las expresiones de Kuang et al (ref 25), en algunos casos subestiman los valores de los esfuerzos máximos, con diferencias del orden del 50%.

Referente al análisis de rigideces, se empleó el criterio desarrollado en la sección 4.2.4, empleando los resultados del estudio paramétrico que allí se describe. En la fig 4.14 se comparan los resultados de aplicar este estudio paramétrico y los resultados experimentales para las rigideces axiales de los especímenes T1 y T2. Se observa que la rigidez experimental del espécimen T2 se aproxima bastante bien a la rigidez que darían las expresiones 4.40 y 4.41 graficadas en la fig 4.14. El es-

pécimen T1 no es estrictamente comparable al espécimen T2, ya que la relación L/D de éste fue igual con 5, mientras que el espécimen T1 tenía una relación L/D igual con 2.0, por tanto la rigidez de este espécimen es como era de esperar menor que la del espécimen T2 y menor que la calculada.

#### 4.3.4 Conclusiones y comentarios

En el caso de los especímenes tipo cruz con carga axial de tensión, en este trabajo se ha propuesto un modelo del modo de falla similar al de los especímenes en compresión. Se encontró que a diferencia de éstos, en el caso de los especímenes en tensión, para definir la capacidad máxima se debe incluir en las expresiones respectivas el nivel de deformaciones de la conexión tubular. Esto ocurre porque en este tipo de especímenes, la conexión tubular en tensión adquiere una deformada que a medida que crece la carga axial hace más resistente a la conexión tubular, y es al mismo tiempo estable. De manera diferente, en los especímenes en compresión, al formarse el mecanismo de falla con ciertas extensiones de las líneas de fluencia, la conexión tubular se vuelve inestable y llega por tanto a su capacidad máxima.

En la tabla 4.5 se efectúa la comparación de resultados de predicciones de capacidad máxima con los resultados experimentales de 22 especímenes tipo cruz con carga axial de tensión. Como se aprecia en la mencionada tabla, la expresión del API RP 2A 1984 (ref 2), col (3), no muestra mejora respecto a las predicciones del reglamento anterior API RP2A 1981 (ref 1). También se nota que las ecuaciones que aquí se proponen, ecs 4.47 y 4.49,

cols (5) y (6) respectivamente, dan una buena predicción de la cota inferior de la capacidad máxima, mientras que las normas vigentes API RP 2A 1984 (ref 2) sobrestiman los resultados con mayor dispersión.

Con base en el modo de falla observado y en el modelo analítico de éste, en esta investigación se encontró la necesidad de asociar la capacidad máxima a un criterio de deformaciones máximas. Como esto no puede obtenerse a partir de la información experimental existente, parece razonable buscar un criterio de límite inferior a la información experimental. Este fue el criterio seguido para deducir las ecs 4.47 y 4.49.

Como se aprecia en la col (4) de la tabla 4.5, la expresión de Kurobane, ec 2.11, mejora la predicción de resistencias respecto las ecs 4.47 y 4.49. Esto se debe a la diferencia de criterios para definir la capacidad máxima. Como consecuencia, la ec 2.11 conduce a resultados cercanos a la media de los datos experimentales como se aprecia en la fig 4.19, mientras que las ecs 4.47 y 4.49 conducen a resultados cercanos a un límite inferior de los datos experimentales.

En las figs 4.17 y 4.19 se aprecia que la dispersión que resulta de aplicar la ec 2.11 y las del autor son semejantes, y en ambos casos la dispersión es mayor para valores de  $\beta$  altos (mayores de 0.6).

Se puede argumentar que la dispersión de resultados se debe al efecto de fuerzas de membrana que no se consideran. Sin embargo,

este efecto no puede fundamentarse sólidamente, ya que la ec 2.11 incluye el efecto de fuerzas de membrana al hacer intervenir el parámetro  $D/T$ , y los resultados que se obtienen son semejantes a los de las ecs 4.47 y 4.49, las que se basan en que las cargas se transmiten sólo por flexión.

En lo referente al problema de la predicción de esfuerzos en la conexión tubular en tensión, los resultados son semejantes a los comentados para los especímenes en compresión, es decir se encontró que el método del elemento finito predice razonablemente bien los valores y distribuciones de los esfuerzos que actuarían en la conexión tubular. Así mismo, los valores y distribuciones de las deformaciones experimentales, registradas en la conexión tubular, fueron similares a los de los especímenes en compresión.

En lo que respecta al análisis de las rigideces axiales de los especímenes en tensión, se empleó el criterio desarrollado en la sección 4.2.4, y se analizaron las rigideces que se obtendrían con este criterio y las experimentales, encontrándose resultados que confirman la validez de las expresiones para definir las rigideces axiales que se proponen en este trabajo.

#### 4.4 Conexiones con momento flexionante en el plano de la conexión.

##### 4.4.1 Modelo teórico para definir la resistencia última

El modelo teórico para definir la resistencia última se basa en el modo de falla de cortante por punzonamiento del miembro principal. Este modelo es propuesto por las normas API RP 2A 1981



(ref 1) y mejorado por Mitri y Redwood (ref 37).

El modo de falla de cortante por punzonamiento consiste en que el miembro secundario penetra dentro del miembro principal cuando éste se plastifica por cortante alrededor del miembro secundario como se aprecia en la fig 4.20; los esfuerzos cortantes que actúan en esta zona dan como resultado un par interno que equilibra al momento externo  $M$ .

En la fig 4.20 se aprecia que  $\tau_y$ , el esfuerzo cortante plástico, actúa en el diferencial de área  $dA$  dado por

$$dA = T \frac{d}{2} (d\phi) \quad 4.50$$

el par interno  $dM_i$  es igual con

$$dM_i = (\tau_y dA) \left(\frac{d}{2} \sin\phi\right) \quad 4.51$$

por tanto igualando el momento externo  $M$  y el interno se tiene

$$M = 2 \int_0^\pi \tau_y \frac{d}{2} \sin\phi dA \quad 4.52$$

Combinando las ecuaciones 4.50 y 4.52 e integrando se tiene

$$M = \tau_y d^2 T$$

de acuerdo al criterio de Von Mises,  $\tau_y$  es igual con  $0.58 F_y$  por tanto, en 4.53

$$M = 0.58 F_y d^2 T \quad 4.54$$

la expresión 4.54 puede también escribirse como

$$M = 1.16 F_y T^2 d \beta \gamma \quad 4.55$$

La ecuación anterior se ha deducido considerando que el perímetro en que actúa el esfuerzo cortante plástico es una circunferencia, en realidad la forma de este perímetro es una curva cerrada cuyo perímetro es mayor que el de una circunferencia; Mitri y Redwood (ref 37), sugieren que este perímetro puede aproximarse razonablemente con la función

$$0.25 (5 - \sqrt{1 - \beta^2}) \pi d$$

por tanto la ec 4.55 se debe corregir con el factor  $f_1(\beta)$  igual con

$$f_1(\beta) = 0.25 (5 - \sqrt{1 - \beta^2}) \quad 4.56$$

este factor varía desde 1.0 para  $\beta$  igual con cero, hasta 1.25 para  $\beta$  igual con 1.

Combinando 4.55 y 4.56 se tiene

$$M = 0.29 (5 - \sqrt{1 - \beta^2}) F_y T^2 d \beta \gamma \quad 4.57$$

Para verificar la bondad de la ec 4.57 se han empleado los datos existentes referentes a ensayos de conexiones tubulares re copilados por Yura (ref 53), como también por Mitri y Redwood (ref 37). En la tabla 4.6 se resume la información experimen tal existente recopilada por los mencionados autores. La ma yor parte de los especímenes de esta tabla son conexiones en T; sin embargo, el modelo teórico para definir la resistencia última es válido tanto para las conexiones tipo T como para los de tipo cruz.

En la tabla 4.6 se presentan además de los datos de los especímenes, la relación  $M/M_y$ , col (12), donde  $M$  es el momento resistente alcanzado en el ensaye experimental respectivo, col (11) y  $M_y$  es el momento de fluencia del miembro tubular secundario, definido con las ecs 3.12 y 3.15. El propósito de esta comparación fue el de emplear solamente los datos de aquellos especímenes cuyas relaciones  $M/M_y$  sean menor o igual con 1.0; con esto se pretendió eliminar aquellos casos en que es probable que haya fallado el miembro secundario antes que la falla del miembro principal, esto último en este trabajo se considera como falla de la conexión tubular. Debido a esta razón de 39 especímenes con flexión en el plano que se encuentran en la literatura, se eliminaron 25 casos en los que es probable haya fallado el miembro secundario antes que el principal, ya que la relación  $M/M_y$  en estos casos fue mayor que 1.0.

En la fig 4.21 se compara la bondad del ajuste de los resultados predichos por la ec 4.57 y los resultados experimentales de la tabla 4.6. De esta comparación se deduce que el criterio que aquí se emplea para definir la resistencia última lleva a resultados que se aproximan razonablemente a los resultados experimentales. Como se aprecia en la fig 4.21, la ec 4.57 es, aproximadamente una cota inferior a los resultados experimentales. Una probable razón para este comportamiento es que en la ec 4.57 se ha empleado como perímetro crítico la intersección del miembro secundario y principal ignorando que la zona crítica por punzonamiento puede trasladarse al pie de la soldadura como se aprecia en la fig 4.22, y por tanto en lugar

de la variable  $d$  debiera usarse  $(d + 2t_s)$ , (ref 37), donde  $t_s$  es la dimensión de la soldadura, que depende del tamaño y forma de ésta. Si se emplea el valor  $d + 2t_s$ , la ec 4.55 se convertiría en

$$M = 1.16 F_y T^2 (d + 2t_s) \left( \beta \gamma + \frac{t_s}{T} \right) \quad 4.58$$

afectando la ec 4.58 con el factor de corrección dado por 4.56, y llamando  $M_{FP}$  al valor de esta expresión, se tiene

$$M_{FP} = 0.29 (5 - \sqrt{1 - \beta^2}) F_y T^2 (d + 2t_s) \left( \beta \gamma + \frac{t_s}{T} \right) \quad 4.59$$

El valor de  $t_s$  no aparece como dato en la información experimental existente; como una primera aproximación para  $t_s$  puede emplearse el menor de los valores de  $t$  y  $T$ .

En la col (15) de la tabla 4.6, se compara la bondad del ajuste entre los resultados de la ec 4.59 y los experimentales. De esta comparación se concluye que la ec 4.59 lleva a resultados para la resistencia última con valores más cercanos a los experimentales y con menos dispersión que los dados por la ec 4.57.

En la col (16) de la tabla 4.6 se comparan los momentos experimentales y los resultados de aplicar las normas API RP 2A 1984 (ref 2). Puede apreciarse que estas normas dan valores para la resistencia última que están más alejados de los resultados experimentales y con más dispersión que los valores dados por la ec 4.57 y 4.59.

#### 4.4.2 Análisis de esfuerzos y rigideces

El estudio de los niveles de esfuerzos existentes en el espécimen F1, dentro del intervalo elástico, se hizo empleando el método de elementos finitos mediante el programa de análisis SAP6. Para modelar la estructura que se analizó, se emplearon criterios similares a los descritos para los especímenes con carga axial, la diferencia con respecto a éstos reside en que en vez de emplear para el análisis un octante, debió emplearse un cuadrante; esto se debe a que el plano Y, fig 4.8, en el caso de flexión deja de ser un plano de simetría.

En la fig 4.23 se han graficado los esfuerzos principales máximos que se obtendrían en el espécimen F1 mediante el análisis con el método del elemento finito; así mismo, en esta figura se han graficado los valores de los esfuerzos que se obtendrían con las mediciones obtenidas por medio de deformímetros eléctricos en el espécimen F1. Como se aprecia la correlación entre ambos resultados es aceptable.

También en la fig 4.23 se nota que el valor de los esfuerzos que resultan del análisis con elementos finitos varía apreciablemente debido al gradiente importante de esfuerzos que existe cerca de la intersección de los miembros tubulares; esto se aprecia comparando los valores calculados con los elementos finitos ubicados en la intersección de los miembros tubulares (identificados como primera fila en la fig 4.23), y los vecinos a éstos (segunda fila). La distancia entre estas dos filas de elementos finitos varía entre 1.2 y 1.5 cm, lo que sig-

nifica que variaciones del orden de milímetros en la ubicación de los deformímetros darán lugar a variaciones importantes entre los esfuerzos que resultan de estas mediciones y los del elemento finito.

En la fig 4.24 se ha graficado la distribución completa de esfuerzos principales máximos elásticos en un octante de F1, obtenidos con el método de elementos finitos. Estos esfuerzos corresponden a un valor de  $M_s$  igual con 11.95 ton-m (el cual fue 89% del valor del momento máximo alcanzado en el ensaye). Con este valor de  $M_s$  se obtendría, sin considerar efectos de amplificaciones de esfuerzos, un valor máximo del esfuerzo elástico actuando en un punto, igual con  $F_y$ , fig 4.24. Sin embargo, como se aprecia en esta figura, los esfuerzos en la zona cercana a la intersección de los miembros tubulares son bastante mayores. Esto indica que si se considera la redistribución de esfuerzos en el comportamiento inelástico, los esfuerzos en el miembro secundario serían los correspondientes a la fluencia y actuarían en casi toda la zona de la intersección, lo que llevó a este espécimen durante el ensaye experimental, a la cercanía de la falla del miembro secundario y no a la falla del miembro principal.

El factor de concentración de esfuerzos, FCE, para un espécimen tipo T con flexión en el plano según la ref 25, se calcula con las siguientes expresiones:

para el miembro principal

$$FCE = 0.41 (D/T)^{0.6} (\beta)^{-0.04} (t/T)^{0.86} \quad 4.60a$$

para el miembro secundario

$$FCE = 1.027 (D/T)^{0.23} (\beta)^{-0.38} (t/T)^{0.38} \quad 4.60b$$

En la tabla 4.7 se comparan los resultados de aplicar las expresiones 4.60a y 4.60b al caso del espécimen F1. Los valores de FCE así obtenidos, cols (1) y (2), son bastante cercanos a los valores de FCE máximos obtenidos con el método de elementos finitos aplicado en este trabajo, cols (3) y (4). Los valores experimentales de FCE, cols (5) y (6), son menores que los teóricos, esto se debe, como se comentó anteriormente, a que la precisión en la ubicación de los deformímetros influye apreciablemente en el valor de las deformaciones que se miden experimentalmente.

Referente al problema del cálculo de la rigidez rotacional de conexiones tubulares con momento flexionante en el plano, en la tabla 4.8 se resumen los resultados del cálculo de la rigidez rotacional inicial del espécimen F1, obtenidos a partir del análisis con el método de elementos finitos, col (2) de la tabla 4.8. En la col (1) se muestra la rigidez rotacional obtenida como la pendiente de la curva experimental  $M-\theta$  mostrada en la fig 3.27. Comparando estos valores se concluye que el método del elemento finito calcula razonablemente la rigidez rotacional inicial del espécimen ensayado.

#### 4.4.3 Conclusiones y comentarios

Se hizo una revisión de la información experimental existente en la literatura referente a resultados de ensayos de conexio-



nes tubulares sujetas a momento flexionante en el plano. Por medio de un criterio propuesto en este trabajo, de esta información se descartaron los casos que no correspondían a falla de la conexión tubular.

El modelo teórico para definir la resistencia última se hizo empleando el concepto de falla por punzonamiento propuesto en versiones anteriores de las normas, API RP 2A 1981 (ref 1). Se encontró que este modelo, mejorado por investigaciones recientes, predice razonablemente el valor de la capacidad máxima de la conexión, con más precisión y con menos dispersión que aplicando las expresiones propuestas en las normas actuales, API RP 2A 1984 (ref 2).

Referente al análisis de esfuerzos existentes en la conexión tubular se analizaron las mediciones de deformaciones obtenidas con medidores eléctricos de deformaciones en un espécimen ensayado en esta investigación. A partir de estas mediciones se calcularon los valores de esfuerzos máximos, los que se compararon con los obtenidos analizando la conexión tubular con el método de elementos finitos. Se encontró que ambos valores son razonablemente semejantes y que las diferencias entre ellos se debe principalmente a la existencia de un gradiente fuerte de deformaciones, el cual hace que diferencias pequeñas (del orden de milímetros) en la posición del deformímetro eléctrico, influyan apreciablemente en el valor de las deformaciones que se leen con éste.

También se compararon los factores de concentración de esfuerzos obtenidos a partir de expresiones paramétricas existentes en la literatura, con los obtenidos aplicando el método del elemento finito y también con los obtenidos a partir de las mediciones en los ensayos experimentales efectuados en esta investigación. Se encontró que las expresiones paramétricas, el método del elemento finito y las mediciones experimentales, dan resultados que permiten afirmar que las expresiones paramétricas, y el método del elemento finito en general, dan una buena aproximación al valor de los factores de concentración de esfuerzos.

Referente a la rigidez rotacional de conexiones tubulares con momento flexionante en el plano, se comparó la rigidez rotacional inicial obtenida de las mediciones efectuadas en la parte experimental de esta investigación, con la rigidez elástica que se obtendría a partir del análisis del elemento finito. Se encontraron resultados semejantes en ambas rigideces, lo que permite afirmar que también el método del elemento finito da resultados razonables para la rigidez inicial de una conexión tubular con momento flexionante en el plano de ella.

#### 4.5 Conexiones con carga axial combinada con momento flexionante en el plano

##### 4.5.1 Modelo teórico para definir la resistencia última

En el apéndice B se deduce la expresión para la resistencia última de un miembro tubular con flexocompresión, sin tomar en cuenta el efecto de esbeltez. Con base en esta expresión, las

normas API (ref 2) proponen para revisar la conexión tubular la ec B.10, en la que los valores de  $P'_o$  y  $M_p$  se reemplazan por  $P_a$  y  $M_{FP}$  respectivamente, donde  $P_a$  y  $M_{FP}$  son la carga axial y el momento flexionante en el plano de la conexión tubular que hacen respectivamente fallar a ella según las mencionadas normas; la expresión finalmente es la ec 2.14. A continuación se intenta dar un modelo analítico para definir la resistencia última de una conexión tubular en flexocompresión, del tipo de cruz o T; este modelo finalmente quedará representado por una expresión semejante a la ec 2.14.

En la fig 4.25a se muestra la distribución de esfuerzos cortantes plásticos que hacen fallar a la conexión tubular cuando ella se encuentra sometida simultáneamente a una carga axial  $P$  en el miembro secundario y a un momento flexionante  $M$  en el plano de ella. Este modelo de modo de falla es similar al propuesto para los especímenes en los que actúan sólo momento flexionante. La distribución de esfuerzos cortantes actuantes en el miembro principal se puede descomponer en la superposición de dos distribuciones de esfuerzos cortantes, fig 4.25b y 4.25c, las que dan como momento resistente  $M_{FP}$  y  $Pe_1$ , respectivamente. Por la forma de la distribución de esfuerzos cortantes en la fig 4.25b puede reconocerse a la distribución de esfuerzos cortantes en la falla, de una conexión tubular con momento flexionante en el plano, que se estudió en la sección 4.4 y que da un momento resistente,  $M_{FP}$ , que puede expresarse con la ec 4.53. Tomando en cuenta el efecto simultáneo de  $M_{FP}$  y  $Pe_1$  puede plantearse la siguiente ecuación:

$$M = M_{FP} - Pe_1 \quad 4.61$$

donde

$$P = 2A' \tau_y \quad 4.62a$$

A' es el área del miembro principal en el que actúa P; esta área puede expresarse como

$$A' = dT\phi \quad 4.62b$$

de 4.62a y 4.62b

$$P = 2dT\phi\tau_y \quad 4.63$$

de la ec B.4 del apéndice B

$$e_1 = \frac{d}{2\phi} (1 - \cos\phi) \quad 4.64$$

Combinando 4.61, 4.63 y 4.64

$$M = M_{FP} - \tau_y d^2 T (1 - \cos\phi) \quad 4.65$$

El término  $\tau_y d^2 T$  puede reconocerse que es el valor de  $M_{FP}$  de la ec 4.53, que como se vio en la sección 4.4 de este trabajo, es el valor del momento resistente considerando que la sección crítica se encuentra a  $d/2$  del eje del miembro secundario.

Por tanto puede escribirse

$$M = M_{FP} - M_{FP}(1 - \cos\phi)$$

$$M = M_{FP} \cos\phi \quad 4.66$$

Si en vez de considerar la sección crítica anterior se considera que ésta se encuentra a una distancia  $(d + 2t_s)/2$  del eje del miembro secundario,  $M_{FP}$  estaría dado por la ec 4.59. Como se

vio en la sección 4.4, por dar mejores predicciones de la resistencia, en este trabajo se emplea para  $M_{FP}$  la expresión 4.59.

Se define  $P_0$  como

$$P_0 = \pi d T \tau_y \quad 4.67$$

$P_0$  puede interpretarse como el valor de la carga axial en un miembro tubular de diámetro  $d$  que haría fallar por cortante (punzonamiento) una placa de espesor  $T$  soldada al mencionado miembro tubular. Si se quiere tomar en cuenta que la superficie que falla no es la de una placa sino en realidad una superficie correspondiente a un cilindro,  $P_0$  se debiera afectar por el factor de correlación  $f_1(\beta)$  dado por la ec 4.56, factor que varía entre 1.0 y 1.25, según el valor de  $\beta$ .

Combinando 4.63 y 4.67 se tiene

$$P = \frac{2\phi}{\pi} P_0 \quad 4.68$$

Para  $\phi$  igual con  $\pi/2$  se tendría, según la fig 4.25a, que en la sección crítica estaría actuando el esfuerzo cortante  $\tau_y$  en toda la sección, y la carga de falla correspondiente, según la ec 4.68,  $P$  sería igual con  $P_0$ .

Como se vio en la sección 2.3.2 de este trabajo,  $P_0$  es un límite superior a la carga de falla de una conexión tubular cargada axialmente. Esto quiere decir que para cargas axiales altas y momentos flexionantes bajos el valor de  $P$  dado por la ecuación 4.68 está sobrestimado. Como consecuencia, una manera de mejorar la ec 4.68, sería empleando en vez de  $P_0$  el valor de la carga axial que haría fallar la conexión tubular en ausencia de mo-

mento flexionante. Esto lleva a considerar que en las conexiones tubulares que se estudian en flexocompresión se pueden definir tres modos de falla. El primero ocurre para cargas axiales bajas, con momentos flexionantes cercanos al valor del momento que haría fallar la conexión en ausencia de carga axial. Este modo de falla es similar al caso en que actúa sólo el momento flexionante, es decir se plastifica por cortante el miembro principal en su intersección con el miembro secundario. El segundo modelo de modo de falla ocurre para niveles de momentos flexionantes bajos y cargas axiales altas, cercanas a la que haría fallar la conexión tubular en ausencia de momento flexionante. Este modo de falla se caracteriza porque se produce la forma oval del miembro principal como se explicó para el caso de conexiones tubulares con sólo cargas axiales. Finalmente el tercer modelo de modo de falla ocurre para valores intermedios de la carga axial y momento flexionante, en este modo de falla se produce parcialmente tanto la forma oval como el punzonamiento del miembro secundario.

Aceptando como válidos los modelos de modos de falla anteriores, la ecuación 4.68 se convertiría en

$$P = \frac{2\phi}{\pi} P_a \quad 4.69$$

donde  $P_a$  es la carga axial aplicada en el miembro secundario que haría fallar la conexión tubular en ausencia de momento flexionante, dadas por las ecs 4.18 y 4.49 de este trabajo. La ec 4.66 puede escribirse como

$$\text{sen}\left(\frac{\pi}{2} - \phi\right) = \frac{M}{M_{FP}} \quad 4.70$$

finalmente combinando 4.69 y 4.70 se obtiene

$$\frac{P}{P_a} + \frac{2}{\pi} \arcsin \frac{M}{M_{FP}} \leq 1 \quad 4.71$$

En esta ecuación  $P_a$  y  $M_{FP}$  son las resistencias de la conexión tubular con carga axial y momento flexionante actuando individualmente, que se proponen en este trabajo.

#### Comparación de resultados

La cantidad de especímenes ensayados en combinación de carga axial y momento flexionante en el plano es bastante escasa y se reduce a los especímenes ensayados por el autor y a los de la ref 24. Los resultados experimentales de estos especímenes se resumen en la tabla 4.9. En esta misma tabla se presentan los resultados de las predicciones de resistencias según las normas API 1984 (ref 2) ec 2.14. También se presentan los resultados de la expresión de la ref 24, ec 2.15, y la expresión propuesta por el autor, ec 4.71.

De los resultados de la tabla 4.9 se concluye que la ec 4.71 da valores de la resistencia más cercanas a las experimentales y con menos coeficientes de variación que las dadas por las ecuaciones 2.14 y 2.15. La mejora en predicción de resistencia de la ec 4.71 respecto a la ec 2.14 se debe a que en ésta se emplean expresiones conservadoras para  $P_a$  y  $M_{FP}$ , mientras que en la ec 4.71 las expresiones para  $P_a$  y  $M_{FP}$  se ajustan razonablemente a los valores experimentales. La mejora que se logra con la ec 4.71 también refleja la validez de los modos de falla para las conexiones en flexocompresión que se proponen en este trabajo.



#### 4.5.2 Análisis de esfuerzos y rigideces

En las figs 4.26, 4.27 y 4.28 se muestran los resultados para los esfuerzos principales máximos obtenidos por medio del análisis por el método del elemento finito. Estas figuras corresponden a los especímenes CM1, CM2 y CM3. El análisis del espécimen CM4 dio resultados similares a los del espécimen CM2. Los resultados que se muestran en estas figuras corresponden a valores de las cargas axiales y momentos flexionantes actuantes en la conexión tubular, entre el 10% y 15% de los valores máximos alcanzados en los ensayos respectivos; lo que permite asegurar que los resultados son representativos dentro del intervalo elástico.

De manera similar a los casos con carga axial o con momento flexionante, en los casos en flexocompresión también se muestran los esfuerzos que actuarían, según el análisis por el método de elementos finitos, tanto en la primera fila de elementos, como en la segunda.

También en las figs 4.26 a la 4.28 se muestran los esfuerzos principales máximos que se obtendrían con las mediciones de deformaciones registradas a través de medidores eléctricos de deformaciones colocados en los respectivos especímenes. Comparando los resultados obtenidos con el método de elementos finitos y los experimentales, se encuentra que en todos los especímenes ensayados los esfuerzos que se obtienen con el método del elemento finito se acercan razonablemente a los valores de los esfuerzos que se obtendrían a partir de los registros de deforma-

ciones de los medidores eléctricos en los especímenes. Además, puede observarse que también en los casos en flexocompresión, el gradiente de esfuerzos es importante, y como consecuencia la diferencia de resultados entre las mediciones experimentales y teóricas se debe principalmente a la existencia de este gradiente.

Referente al cálculo de los factores de concentración de esfuerzos, las expresiones existentes en la literatura son aplicables a los casos de conexiones con cargas axiales o momento flexionante actuando individualmente. No existen expresiones para el caso en flexocompresión, y no es válido utilizar el principio de superposición para emplear las expresiones de los casos individuales; ya que, como se vio anteriormente, los esfuerzos máximos de cada caso individual se ubican en posiciones distintas de la conexión tubular, en el valle de la conexión para el caso de cargas axiales, y en la cresta de la conexión para el caso de momento flexionante en el plano.

En lo que respecta al problema del cálculo de rigideces axiales y rotacionales, en la tabla 4.8 cols (2) y (4) respectivamente, se resumen los resultados obtenidos, utilizando el programa de elementos finitos elásticos SAP6, para los especímenes ensayados en flexocompresión. En las cols (1) y (3) de la tabla 4.8 se muestran las rigideces experimentales rotacionales y axiales respectivamente de los especímenes ensayados en flexocompresión, definiendo como rigidez experimental rotacional y axial, a la pendiente de las curvas  $M-\theta$  y  $P-w$ , respectivamente, mostradas

en las figs 3.17 a la 3.20. La comparación de los resultados teóricos y experimentales muestra que ambos valores en la mayor parte de los casos son cercanos, y en general las rigideces experimentales son algo mayores que las teóricas, especialmente en el caso de las rigideces rotacionales. Esto ocurre debido a la existencia de fuentes de incertidumbre en las mediciones experimentales, debido a que el intervalo elástico en los ensayos en flexocompresión es bastante corto (figs 3.17 a la 3.20), y variaciones pequeñas en las mediciones influirán en los resultados finales.

#### 4.5.3 Conclusiones y comentarios

Se ha estudiado la información experimental existente en la literatura y la efectuada en esta investigación para el caso de conexiones tubulares tipo cruz con carga axial en combinación con momento flexionante. Se encontró que la aplicación de las normas API RP 2A 1984 (ref 2), y el criterio propuesto en otras investigaciones (ref 24), dan resultados conservadores para el cálculo de la resistencia. En este trabajo se propone un criterio de interacción entre los casos con carga axial y flexión en el plano, el cual lleva a resultados que calculan mejor la resistencia que con los criterios anteriormente mencionados.

En lo que respecta al cálculo de los niveles de esfuerzos máximos, que actúan en la conexión tubular en flexocompresión, también se encontró que en estos casos, como en los anteriormente estudiados, el método del elemento finito predice ra-

zonablemente bien los esfuerzos máximos que actuarían en la conexión tubular, los cuales fueron calculados a partir de las deformaciones registradas en medidores eléctricos colocados en los especímenes respectivos. También se encontró un gradiente fuerte en los esfuerzos que resultan del análisis de elementos finitos, lo que es motivo de las variaciones entre los valores calculados a partir de los registros experimentales y los teóricos.

Referente al estudio de las rigideces axiales y rotacionales en el intervalo elástico, en los especímenes ensayados en flexocompresión, se compararon los valores experimentales y los que resultan del análisis con el método de elementos finitos, encontrándose que ambos valores son razonablemente semejantes, lo que permite afirmar que en el caso en flexocompresión el método de elementos finitos también es aplicable al cálculo de las rigideces iniciales de la conexión tubular.

## CAPITULO 5

EXPRESIONES DE DISEÑO POR RESISTENCIA ULTIMA  
DE CONEXIONES TUBULARES

## 5.1 Introducción

El riesgo, medido por la probabilidad de falla, es una característica inherente en las estructuras en general. En el caso de las plataformas marinas el riesgo surge de las incertidumbres para cuantificar los efectos del medio ambiente en la plataforma, tales como las sollicitaciones producidas por olas, corriente, viento y acciones sísmicas. También existen incertidumbres en la determinación de la capacidad resistente de la superestructura y cimentación. Otra fuente de riesgo son las incertidumbres en los modelos analíticos utilizados para evaluar el comportamiento de las plataformas.

El criterio de los reglamentos modernos es el permitir que una estructura tenga un riesgo aceptable, lo que se logra con un conjunto de factores de seguridad, factores de carga o factores de reducción de resistencia. La revisión de la seguridad suele basarse en la expresión

$$F_R R_n \geq \Sigma F_C S_n \quad 5.1$$

En el término de la resistencia interviene  $F_R$ , llamado factor de reducción de resistencia, y la resistencia nominal  $R_n$ . Esta se calcula con procedimientos analíticos o experimentales y se basa en valores nominales de las dimensiones y de las propiedades de

los materiales. El término  $F_c$  en la ec 5.1 representa a los factores de carga, y  $S_n$  son los valores nominales de las acciones especificadas por los reglamentos.

En este capítulo se proponen, dentro del formato de la ec 5.1, expresiones para la resistencia de diseño de conexiones tubulares tipo cruz con carga axial en el miembro secundario, y en combinación con momento flexionante en el plano. Estas expresiones se basan en los resultados obtenidos en esta investigación y por otros investigadores. Se toma en cuenta además, con criterios probabilistas aproximados, la naturaleza aleatoria de las variables que intervienen para definir la resistencia.

## 5.2 Metodología y alcance del trabajo

Los métodos y herramientas matemáticas de confiabilidad estructural que se aplicaron en este trabajo se justifican en el apéndice C.

El método probabilista aproximado que se sigue, llamado también método de segundos momentos con aproximaciones de primer orden, se basa en una primera aproximación a los factores de resistencia y de carga, de manera que reflejen las incertidumbres en el diseño, cargas, propiedades de los materiales y fabricación. Este método ha sido empleado en el desarrollo de reglamentos de diseño de estructuras de acero, (refs 13, 20, 21, 43), y también en estructuras de concreto, (ref 36).

El método anteriormente mencionado tiene el inconveniente de no

ser invariante, es decir la probabilidad de falla depende de como se define R y S (ref 5). Se ha propuesto un criterio que supera este problema (ref 18); sin embargo, la aplicación de este criterio tiene el inconveniente de requerir las funciones de probabilidad de las funciones que definen el estado límite. El estado actual del conocimiento sobre las incertidumbres en acciones y resistencia en las plataformas marinas es tal que no es posible determinar dichas funciones de probabilidad de manera confiable, (refs 16, 19).

Como resultado de la formulación del método de segundos momentos con aproximaciones de primer orden, Apéndice C, se obtienen expresiones para calcular el factor  $F_R$  de la ec 5.1, en función de las medias, variancias y valores nominales de la resistencia. El factor  $F_C$  de la ec 5.1 puede calcularse con parámetros similares relacionados a las cargas.

El objetivo de este capítulo es proponer expresiones de diseño para la resistencia de las conexiones tubulares, es decir la expresión  $F_R R_n$  de la ecuación 5.1, asociadas a una confiabilidad requerida que se comenta posteriormente. No se proporcionan valores para el término  $\sum F_C S_n$ , ec 5.1; sin embargo, debe mencionarse que el cálculo de este término debe basarse en la misma confiabilidad empleada para deducir la expresión de diseño para la resistencia.

### 5.3 Confiabilidad de la conexión tubular

En el apéndice D se describe brevemente los criterios de análisis



de confiabilidad de plataformas marinas sugeridos por el Comité de confiabilidad de estructuras marinas de la ASCE (ref 16). También se comenta lo encontrado por otros autores y se destaca la manera como participa la confiabilidad de las conexiones tubulares, que son motivo de este estudio, en relación con la confiabilidad de la plataforma marina.

Como sugiere la ref 16, el estado actual del conocimiento de la confiabilidad estructural no permite conocer el valor real de la confiabilidad de una plataforma marina, pudiéndose obtener tan sólo una idea general y aproximada de ésta. Por esta razón, y por lo expuesto en el apéndice D, en este trabajo se utiliza una combinación de procedimientos cualitativos y de calibración para determinar la confiabilidad requerida de la conexión tubular.

Como se comenta en el Apéndice D, en el caso de un elemento estructural del "jacket" de una plataforma marina (incluyendo las conexiones tubulares en sus extremos), diseñado de acuerdo a las normas AISC (ref 3), y considerando un factor de seguridad de 1.67, el índice de confiabilidad  $\beta_1$  (Apéndice C) es aproximadamente 3.5, (refs 29, 33).

Dentro del criterio de confiabilidad implícito en las expresiones D.1 y D.2 (Apéndice D), se llega a que para lograr un valor específico del riesgo del elemento tubular, medido por  $P_m$  (probabilidad de falla del elemento estructural), se requiere que el valor del riesgo de la conexión tubular, medido por  $P_e$ , probabilidad de falla de la conexión tubular, sea menor que  $P_m$ . Para

cumplir esta condición se requiere que el valor del índice de confiabilidad  $\beta_1$  de la conexión tubular sea mayor que el valor de  $\beta_1$  del elemento estructural (igual a 3.5 en el caso anteriormente mencionado).

La conveniencia de lograr en las conexiones que unen a elementos estructurales, confiabilidades mayores que las de éstos, ha sido reconocida también por reglamentos modernos de estructuras convencionales (por ejemplo edificaciones). Este es el caso de las recomendaciones propuestas para el American National Standard A58 (ref 18). Este reglamento sugiere un índice de confiabilidad  $\beta_1$  para conexiones de elementos estructurales igual a 4.5 (este valor se seleccionó con base en el criterio arbitrario de requerir en la conexión una probabilidad de falla de aproximadamente dos órdenes de magnitud menor que la probabilidad de falla del elemento estructural, ref 18).

Moan (ref 38) menciona las ventajas de lograr ductilidad en la plataforma marina, para lo cual sugiere, de manera cualitativa, que la conexión tubular pueda desarrollar resistencias en exceso a las de los miembros estructurales de los cuales forman parte. Fjeld (ref 19) sugiere que este criterio lleva a diseños económicamente óptimos, ya que se logran incrementos importantes en la confiabilidad de la plataforma marina, con costos bajos en el incremento de la confiabilidad de la conexión tubular.

Con base en los procedimientos cualitativos y aproximados de calibración de la confiabilidad de conexiones que aquí se comentan,

se propone que el índice de confiabilidad  $\beta_1$  de la conexión tubular, a emplear dentro del formato de la ec C.19, se tome igual a 4.5. Con este valor de  $\beta_1$  se estaría logrando en la conexión tubular, de manera similar al caso de conexiones en edificaciones, (ref 18), un valor de la confiabilidad de aproximadamente dos órdenes de magnitud menor que el valor de la confiabilidad del elemento estructural. Este valor de  $\beta_1$  también ha sido sugerido por otros investigadores para el caso de conexiones tubulares (refs 26, 52).

#### 5.4 Expresiones de diseño por resistencia última de conexiones tubulares tipo cruz

##### 5.4.1 Parámetros estadísticos de la geometría y del esfuerzo de fluencia en miembros tubulares

En la tabla 5.1 se resumen las medias y coeficientes de variación de  $D$ ,  $T$  y  $F_y$ , sugeridos por Kurobane (ref 26). Estos valores son representativos del acero STK 41, empleado en Japón, el cual es aproximadamente equivalente al acero ASTM A36 (ref 26).

Como se aprecia en la tabla 5.1, la diferencia básica entre los tubos fabricados en caliente y los fabricados en frío, es en el valor de las medias y coeficientes de variación de  $F_y$ . En el caso de los tubos fabricados en frío el valor de la media de  $F_y$  depende de la relación  $D/T$ .

El acero de las plataformas marinas que se construyen en México puede ser del tipo fabricado en frío o en caliente. Por este motivo y dado que existen diferencias importantes entre ellos, en

este trabajo se proponen expresiones para la resistencia que tomen en cuenta ambos tipos de acero.

Se debe llamar la atención en la necesidad de tener información de las características de los aceros para las plataformas marinas nacionales. Se sabe que estas plataformas se construyen con aceros de diversos países, entre ellos el Japón, por lo cual es de esperar en estos casos que la información de los aceros japoneses sea aplicable a las plataformas marinas nacionales.

A partir de los datos que se presentan en la tabla 5.1 puede escribirse

$$\bar{T} = T_n \quad 5.2$$

$$\bar{\beta} = \beta_n \quad 5.3$$

$$\bar{F}_y = b_1 F_{yn} \quad 5.4$$

En las ecuaciones anteriores  $T_n$ ,  $\beta_n$  y  $F_{yn}$  son los valores nominales de los respectivos parámetros. Se debe recordar que el parámetro  $\beta$  en este caso es la relación de diámetros definida en la fig 2.2, y no debe confundirse con el índice de confiabilidad  $\beta_1$ . En este trabajo se emplea el mismo símbolo para diferentes parámetros siguiendo la nomenclatura que en este caso se emplea generalmente en la literatura.

En el caso de los tubos fabricados en frío se tiene (tabla 5.1)

$$b_1 = 2.35 (D/T)^{-0.12} \quad 5.5$$

y en el caso de los tubos fabricados en caliente

$$b_1 = 1.18 \quad 5.6$$

En la fig 5.1 se ha graficado  $\bar{F}_y$  para el intervalo D/T existente en la práctica, el cual está entre 30 y 100.

#### 5.4.2 Conexiones tubulares con carga en compresión

La resistencia nominal,  $R_n$ , a emplear en la ec C.19, Apéndice C, se define con base en la expresión que se encontró en este trabajo para el cálculo de la resistencia de una conexión tubular con carga en compresión, ec 4.18.

$$R_n = \left[ 2.6 + 13.1 \beta_n + \frac{0.6}{(1 - 0.97 \beta_n)} \right] T_n^2 \frac{F_{yn}}{\text{sen} \theta} \quad 5.7$$

De acuerdo a la ec C.15 la resistencia como variable aleatoria se define en función de  $R_n$ , y de las variables aleatorias  $M_t$ ,  $F$  y  $\psi$ .

La variable aleatoria  $M_t$  se refiere a la incertidumbre en las propiedades de los materiales.  $\bar{M}_t$  se calcula con las ecs 5.5 ó 5.6 dependiendo del tipo de fabricación que se emplee en el miembro tubular. El parámetro  $V_{M_t}$  es igual a  $V_{F_y}$  de la tabla 5.1, es decir igual a 0.05.

La variable aleatoria  $F$  se refiere a las incertidumbres en las propiedades geométricas. En este trabajo,  $\text{sen} \theta$ , ec 5.7, se toma como variable determinista, por tener incertidumbres despreciables, (ref 26).  $\bar{F}$  se toma igual con 1.0, con base en las expresiones 5.2 y 5.3.

El valor de  $V_F$  depende de los parámetros  $d$ ,  $D$  y  $T$ . Aplicando la definición dada en las ecs C.4 y C.7, a la resistencia definida

como variable aleatoria en la ec C.5 se encuentra

$$V_F^2 = g_1(\bar{\beta}) (V_d^2 + V_D^2) + 4 V_T^2 \quad 5.8$$

donde

$$g_1(\bar{\beta}) = \left[ \frac{\bar{\beta}}{2.6 + 13.1\bar{\beta} + \frac{0.6}{(1-0.97\bar{\beta})}} \right]^2 \left[ 13.1 + \frac{0.582}{(1-0.97\bar{\beta})^2} \right]^2 \quad 5.9$$

Se encontró que el término  $g_1(\bar{\beta})$  tiene valores menores que 2.0 para el intervalo de  $\bar{\beta}$  usual en la práctica (menor de 0.8); por este motivo y dado que los valores de  $V_D$  y  $V_d$  son pequeños, tabla 5.1, puede despreciarse el término  $g_1(\bar{\beta})(V_d^2 + V_D^2)$ . Por tanto la ec 5.8 se reduce a

$$V_F^2 \approx 4 V_T^2 = 0.01 \quad 5.10$$

La variable aleatoria  $\psi$ , refleja las incertidumbres en las aproximaciones en determinar la resistencia a partir de modelos teóricos (Apéndice C). Para encontrar los parámetros  $\bar{\Psi}$  y  $V_\psi$  se sigue el criterio sugerido por Galambos (ref 19), quien propone definir  $\psi$  como el resultado de comparar las resistencias alcanzadas en ensayos experimentales y las resistencias que resultan de las expresiones teóricas. De esta manera  $\psi$  se define como

$$\psi = \frac{\text{resistencia experimental}}{\text{resistencia calculada}} \quad 5.11$$

En el caso de conexiones con carga en compresión, los valores de  $\bar{\Psi}$  y  $V_\psi$  que se encontraron en este trabajo fueron 1.014 y 0.057 respectivamente, como se resume en la tabla 4.4.

Con base en los comentarios anteriores y en la ec C.6 se encuentra

$$\frac{\bar{R}}{R_n} = \bar{M}_t \bar{F} \bar{\psi} = (b_1) (1.0) (1.014)$$

por tanto

$$\frac{\bar{R}}{R_n} = 1.014 b_1 \quad 5.12$$

En la expresión anterior  $b_1$ , está dado por las ecs 5.5 ó 5.6, dependiendo del tipo de fabricación del miembro tubular que se emplee.

Para calcular  $V_R$  se emplea la ec C.7, y para el caso de miembros tubulares trabajados en caliente se obtiene:

$$\begin{aligned} V_R^2 &= (0.075)^2 + 0.01 + (0.057)^2 \\ V_R &= 0.137 \end{aligned} \quad 5.13$$

En el caso de miembros tubulares fabricados en frío se obtiene

$$\begin{aligned} V_R^2 &= (0.11)^2 + 0.01 + (0.057)^2 \\ V_R &= 0.159 \end{aligned} \quad 5.14$$

El valor del factor de reducción de resistencia,  $F_R$ , se obtiene combinando la ec C.19 y las ecs 5.12 a la 5.14, así como el valor seleccionado para el índice de confiabilidad  $\beta_1$  adoptado en este trabajo igual a 4.5. Si así se procede se obtiene que la expresión para la resistencia de diseño es:

$$F_R R_n = F_R \left[ 2.6 + 13.1 \beta_n + \frac{0.6}{(1 - 0.97 \beta_n)} \right] \left| \frac{T_n^2 F_{yn}}{\text{sen} \theta} \right. \quad 5.15$$



donde

$F_R = 0.85$  para miembros tubulares fabricados en caliente

$F_R = 1.61 (D/T)^{-0.12} \leq 1.0$  para miembros tubulares fabricados en frío.

En la fig 5.2 se han graficado los valores de  $F_R$  en función de  $D/T$ . En el caso de miembros tubulares fabricados en frío se aprecia que para valores bajos de la relación  $D/T$  el valor de  $F_R$  es mayor que 1.0, por lo que conservadoramente el valor de  $F_R$  se acota a este valor. Como se aprecia en esta figura la diferencia de los valores de  $F_R$  en estos dos casos es importante y en el proceso del diseño debiera conocerse las características de los miembros tubulares, en lo que se refiere al tipo de fabricación, con el fin de emplear el valor de  $F_R$  respectivo. Sin embargo, en la práctica esto no es generalmente posible, por lo que si el diseñador no está seguro del tipo de material que se va a emplear, se debe diseñar con el valor de  $F_R$  más conservador.

#### 5.4.3 Conexiones tubulares con carga en tensión

La resistencia nominal  $R_n$  se define con base en la expresión que se encontró en este trabajo, ec 4.26, por lo tanto

$$R_n = \frac{9.5}{(1-0.8 \beta_n)} \frac{T_n^2 F_{yn}}{\text{sen} \theta} \quad 5.16$$

La media y coeficiente de variación de  $M_t$  y  $F$ , ec 6.5, son iguales a los del caso anteriormente explicado para el caso en compresión.

Los valores de  $\bar{\psi}$  y  $V_{\psi}$  se encuentran en la col (6) de la tabla 4.5, y son iguales a 1.379 y 0.306 respectivamente.

Siguiendo un razonamiento análogo al caso en compresión y empleando la ec C.6 se encuentra

$$\frac{\bar{R}}{R_n} = 1.379 b_1 \quad 5.17$$

El procedimiento para calcular  $V_R$  es análogo al caso en compresión. Para el caso de miembros tubulares fabricados en caliente se obtiene

$$V_R = 0.33 \quad 5.18$$

y para el caso de miembros tubulares fabricados en frío

$$V_R = 0.34 \quad 5.19$$

El factor de reducción de resistencia,  $F_R$ , se obtiene combinando la ec C.19 y las ecs 5.17 a la 5.19. Procediendo de esta manera se obtiene que la expresión para la resistencia de diseño es

$$F_R R_n = F_R \left[ \frac{9.5}{(1-0.8\beta_n) \text{sen}\theta} T_n^2 F_{yn} \right] \quad 5.20$$

donde

$$F_R = 0.72 \quad \text{para miembros tubulares fabricados en caliente}$$

$$F_R = 1.4 (D/T)^{-0.12} \quad \text{para miembros tubulares fabricados en frío}$$

Para fines de comparación en la fig 5.3 se han graficado las expresiones para  $F_R$  que resultan de los dos casos en estudio y en función del parámetro D/T.

#### 5.4.4 Conexiones tubulares con momento flexionante en el plano

La resistencia nominal  $R_n$ , para este caso, se define con base en la expresión 4.59, y se obtiene

$$R_n = 0.29 (5 - \sqrt{1 - \beta_n^2}) F_{yn} T_n^2 (d_n + t_{sn}) \left( \beta_n \gamma_n + \frac{t_{sn}}{T_n} \right) \quad 5.21$$

La media y coeficiente de variación de  $M_t$  ec C.5, son iguales a los del caso en compresión. Lo mismo puede afirmarse para el valor de  $\bar{F}$ .

El valor de  $V_F$ , ec C.7, se calcula siguiendo el procedimiento explicado para el caso en compresión, considerando además, de manera aproximada, que los parámetros estadísticos de  $t_s$ , tamaño de la soldadura, son iguales a los de  $T$ . De esta manera se obtiene

$$V_F^2 = q_1^2 V_T^2 \quad 5.22$$

donde

$$q_1 = \frac{0.5 a_1^2 + 4 a_1 + 6}{(a_1 + 2) (0.5 a_1 + 1)} \quad 5.23$$

y

$$a_1 = \frac{\bar{\beta}}{(D/T)} \quad 5.24$$

El intervalo esperado para  $a_1$  está entre 10 y 80, el cual proviene de considerar el valor del intervalo esperado de  $\beta$ , entre 0.3 y 0.8, y el de  $D/T$ , entre 30 y 100.

En la fig 5.4 se ha graficado la variación de  $q_1$  en función del intervalo esperado de  $a_1$ . Como puede apreciarse, rigurosamente

debiera considerarse la variación de  $q_1$ , con  $a_1$ ; sin embargo, a fin de simplificar la expresión final de diseño, puede aproximarse de manera razonablemente conservadora un valor para  $q_1$ , igual con 1.2. Por lo tanto, a partir de la ec 5.22 y del valor de  $V_T$  de la tabla 5.1 se encuentra un valor para  $V_F$  igual con 0.06.

Los valores de la media y coeficiente de variación de  $\psi$ , ec 5.11, se encuentran en la col (5) de la tabla 4.6, y son 0.98 y 0.09 respectivamente.

Siguiendo un procedimiento análogo al explicado para el caso en compresión se tiene

$$\frac{\bar{R}}{R_n} = 0.98 b_1 \quad 5.25$$

el valor de  $V_R$  para el caso de miembros tubulares fabricados en caliente es

$$V_R = 0.13 \quad 5.26$$

y para el caso de miembros tubulares fabricados en frío

$$V_R = 0.155 \quad 5.27$$

De acuerdo a lo explicado para el caso en compresión, el valor de  $F_R$  se obtiene combinando la ec C.19 y las ecs 5.25 a la 5.27. Para el caso de miembros tubulares fabricados en caliente se obtiene

$$F_R = 0.84 \quad 5.28$$

y para el caso de miembros tubulares fabricados en frío

$$F_R = 1.57 (D/T)^{-0.12} \quad 5.29$$

Los valores de  $F_R$  de las ecs 5.28 y 5.29 son muy similares a los

del caso en compresión, ec 5.15, por lo que a fin de simplificar las expresiones de diseño se decidió trabajar con los valores del caso en compresión

Si así se procede, la expresión para la resistencia de diseño es

$$F_R R_n = F_R \left[ 0.29 (5 - \sqrt{1 - \beta_n^2}) F_{yn} T_n^2 (d_n + 2t_{sn}) \left( \beta_n \gamma_n + \frac{t_{sn}}{T_n} \right) \right] \quad 5.30$$

donde

$F_R = 0.85$  para miembros tubulares fabricados en caliente

$F_R = 1.61(D/T)^{-0.12}$  para miembros tubulares fabricados en frío

#### 5.4.5 Conexiones tubulares en flexocompresión

En el desarrollo de la expresión para la resistencia de diseño de este caso, se emplea la ec 4.71 para definir la resistencia nominal.

A diferencia de los casos de conexiones tubulares estudiadas en los incisos anteriores, en las que la resistencia de diseño se define por un sólo parámetro (por ejemplo carga axial o momento flexionante), en el caso de conexiones con carga axial en combinación con momento flexionante, la ecuación de interacción debe tratarse como una variable aleatoria en sí.

En el desarrollo de las expresiones de diseño para el caso en flexocompresión que se presenta a continuación se emplean dos hipótesis principales.

La primera hipótesis es suponer que la conexión tubular no tiene

problemas de pandeo local que eviten desarrollar su capacidad máxima. Esta condición puede lograrse con la aplicación de expresiones como la del tipo de la ec 4.1.

La segunda hipótesis es suponer que la relación entre el momento y la carga axial, ec 5.31, permanece constante en la historia de la carga, (refs 13, 21).

$$e = \frac{M}{P} \quad 5.31$$

Esta hipótesis permite relacionar directamente un punto de la curva de interacción en la falla y un punto de la curva de interacción que define la condición de diseño. Sin el empleo de esta hipótesis no sería posible establecer una expresión de diseño como la de la ec 5.1, (refs 13, 21).

Si se sustituye la ec 5.31 en la ec 4.71 se obtiene

$$\frac{P}{P_a} + \frac{2}{\pi} \arcsen \left( \frac{P e}{M_{FP}} \right) \leq 1.0 \quad 5.32$$

Para despejar P de la ec 5.32 se recurrió al desarrollo en serie de la función trigonométrica respectiva. Tomando en cuenta los términos que son más importantes se obtiene

$$P \approx \frac{2}{\pi} P_a \left[ -\frac{2 e}{\pi} \frac{P_a}{M_{FP}} + \sqrt{\frac{4 e^2}{\pi^2} \left( \frac{P_a}{M_{FP}} \right)^2 + 2} \right] \quad 5.33$$

Para encontrar el valor de la expresión  $\bar{R}/R_n$  se emplea la ec C.6, para lo cual es necesario definir  $\bar{M}_t$ ,  $\bar{F}$  y  $\bar{\psi}$ . Aplicando la definición dada en la ec C.3, a la ec 5.33, y con los valores de los parámetros estadísticos de la tabla 5.1 se obtiene

$$\bar{M}_t = \frac{\bar{F}_y}{F_{yn}} \quad 5.34$$

$$\bar{F} = 1.0 \quad 5.35$$

El valor de  $\bar{\Psi}$  se obtiene de la col (11) de la tabla 4.9, y es igual a 1.05.

Reemplazando los valores de  $\bar{M}_t$ ,  $\bar{F}$  y  $\bar{\Psi}$  en la ec C.6 se obtiene

$$\frac{\bar{R}}{R_n} = 1.05 b_1 \quad 5.36$$

Para emplear la ec C.7, los valores de  $V_{M_t}^2$  y  $V_F^2$  se hallan a partir de la ec C.4, con lo que se obtiene

$$\text{Var } M_t + \text{Var } F = \text{Var } P = \left( \frac{\partial P}{\partial F_y} \right)^2 \text{Var } F_y + \left( \frac{\partial P}{\partial T} \right)^2 \text{Var } T \quad 5.37$$

resolviendo las ecs 5.33 y 5.37 se obtiene

$$V_{M_t}^2 = V_{F_y}^2 \quad 5.38$$

$$V_F^2 = 4 V_T^2 \quad 5.39$$

El valor de  $V_\psi$  se obtiene de la col (11) de la tabla 4.9 y es igual a 0.10.

Debe mencionarse que el número de ensayos experimentales en este caso es bastante reducido (igual a 5), comparado a los 83 ensayos experimentales en columnas que estudia Bjorhovde et al (ref 13) para asignar valores a los parámetros  $\bar{\Psi}$  y  $V_\psi$  en el trabajo desarrollado en esta referencia. Esto refleja el escaso trabajo experimental realizado en el campo de las conexiones tubulares.

El valor de  $V_R$  se obtiene empleando la ec C.7 y los valores de



los coeficientes de variación obtenidos para  $M_t$ ,  $F$  y  $\psi$ .

En el caso de los miembros tubulares fabricados en caliente se obtiene

$$V_R = 0.16 \quad 5.40$$

y en el caso de los miembros tubulares fabricados en frío

$$V_R = 0.18 \quad 5.41$$

El valor de  $F_R$  se obtiene siguiendo la metodología explicada para el caso en compresión. Para el caso de miembros tubulares fabricados en caliente se obtiene

$$F_R = 0.84 \quad 5.42$$

y para el caso de los miembros tubulares fabricados en frío

$$F_R = 1.58 (D/T)^{-0.12} \quad 5.43$$

Estos valores de  $F_R$  son prácticamente iguales a los del caso en compresión, por lo que con el fin de simplificar y uniformizar las expresiones de diseño se decidió emplear los valores de  $F_R$  del caso en compresión.

La expresión de diseño en el caso en flexocompresión queda de la siguiente forma

$$\frac{P_D}{F_R P_a} + \frac{2}{\pi} \arcsin \frac{M_D}{F_R M_{FP}} \leq 1.0 \quad 5.44$$

$F_R = 0.85$  para miembros tubulares fabricados en caliente

$F_R = 1.61 (D/T)^{-0.12}$  para miembros tubulares fabricados en frío

En la ecuación 5.44  $P_D$  y  $M_D$  son las acciones de diseño (acciones nominales multiplicadas por los factores de carga respectivos).

En la fig 5.5 se ha graficado la ec 5.44 con el fin de ubicar en la curva la interacción los casos extremos de compresión y el de momento flexionante.

El caso de flexotensión no se ha desarrollado en este trabajo por la ausencia de información experimental.

## CAPITULO 6

APLICACION DE LOS RESULTADOS DE ESTE ESTUDIO  
A OTROS TIPOS DE CONEXIONES TUBULARES

Otros tipos de conexiones tubulares existentes, aparte de las conexiones tipo cruz, son las conexiones llamadas tipo T, Y y K fig 2.2. En la parte experimental de esta investigación no se efectuaron ensayos de este tipo de conexiones, que permitieran estudiar su modo de falla. En esta parte del trabajo, se estudia la evidencia experimental existente, proveniente de otros investigadores, y se comenta la manera de aplicar los resultados de este estudio a otros tipos de conexiones tubulares.

## 6.1 Conexiones tipo T y Y

## 6.1.1 Carga axial de compresión

Se puede demostrar analíticamente que es posible postular para este tipo de conexiones tubulares un modelo del modo de falla similar al que se propuso para el caso de las conexiones tubulares tipo cruz, empleando una distribución y extensión de las líneas de fluencia similar a lo propuesto en el caso de conexiones en cruz.

En la fig 6.1 se presenta una sección transversal de una conexión tubular tipo T o Y, antes y después de que se produzca el mecanismo de falla. Para este modo de falla, el trabajo externo es  $P(2w)$  y los giros de las líneas de fluencia en este caso son los mismos que en el caso de las conexiones tubulares tipo cruz. Si

además las extensiones de las líneas de fluencia fueran las mismas que para el caso descrito en las conexiones tubulares tipo cruz, se llegaría a la conclusión que tanto el trabajo interno como el externo de ambos casos son los mismos, por consiguiente la expresión para la carga asociada al mecanismo de falla asociado a la fig 6.1 sería la dada por la ec 4.18.

También es posible que se produzca un modo de falla alternativo, como el que se aprecia en la fig 6.2. De acuerdo al teorema del límite inferior, (ref 6), si los modos de falla mostrados en la fig 6.1 y 6.2 fueran los únicos que pudieran ocurrir, la carga de colapso estaría asociada a la que de el trabajo interno mínimo. Sin embargo, no existe la evidencia experimental como en el caso de las conexiones tubulares tipo cruz, que permita conocer la ubicación y extensión de líneas de fluencia del mecanismo de falla y por tanto la carga asociada a éste.

Esta situación lleva a que se proponga como primera aproximación un modelo de modo de falla, fig 6.1, similar al que se propuso para las conexiones tubulares tipo cruz. Si así se procede se obtienen los resultados que se muestran en la fig 6.3, en la que se han graficado los valores de las cargas que resultan de la aplicación de la ec 4.18 propuesta en este trabajo. Además en esta figura, se muestran los valores de las cargas máximas encontradas en ensayos experimentales de conexiones tipo T y Y, información recopilada por Yura (ref 53) y resumida en la tabla 6.1.

Como se aprecia en la fig 6.3, la ec 4.18 representa

aproximadamente una cota inferior a la resistencia experimental, lo que indica que el criterio de extrapolar el modelo de modo de falla de conexiones en cruz a las conexiones tipo T o Y lleva a resultados razonablemente conservadores. Esto debe verificarse mediante la observación del modo de falla de especímenes de conexiones tipo T o Y. En vista que estas observaciones no se encuentran en la información experimental existente, se sugiere diseñar las conexiones tubulares tipo T y Y con la ec 4.18.

Para proponer una expresión de diseño puede seguirse la metodología explicada en el capítulo 5. Si así se procede, considerando los parámetros estadísticos de la tabla 5.1 y los valores para  $\bar{\psi}$  y  $V\psi$  iguales con 1.31 y 0.106 respectivamente (tabla 6.1), se obtiene que la expresión de diseño para conexiones tipo T y Y en compresión es:

$$F_R R_n = F_R \frac{F_{yn} T_n^2}{\text{sen}\theta} \left| 2.6 + 13.1 \beta_n + \frac{0.6}{(1 - 0.97 \beta_n)} \right| \quad 6.1a$$

$$F_R = 1.0 \quad 6.1b$$

(miembros tubulares fabricados en frío y en caliente)

Este valor bastante liberal de  $F_R$  proviene principalmente del valor conservador de la resistencia nominal.

### 6.1.2 Carga axial de tensión

El modelo del modo de falla que se postula es similar al del caso de especímenes con carga de compresión, fig 6.1, con la diferencia que la forma oval con el mayor diámetro se produce en la

dirección de la carga axial de tensión. Si se acepta la validez de este modelo de modo de falla, ocurre que de manera análoga al caso de conexiones tipo T y Y con carga en compresión, el trabajo externo y el interno son iguales a los que se tiene en el caso de las conexiones tubulares tipo cruz con cargas axiales de tensión. Por tanto la carga asociada a este modo de falla estará dada por la ec 4.49.

En la fig 6.4 se presentan los resultados predichos por la ec 4.49 y los experimentales, recopilados en la ref 53 y resumidos en la tabla 6.2. De manera similar al caso de conexiones tipo cruz en tensión, en el caso de las conexiones T y Y en tensión, fig 6.4, la dispersión entre las predicciones de las capacidades máximas y las experimentales es considerable. Esto se debe, en opinión del autor, a que como en el caso de las conexiones en cruz, la capacidad máxima de la conexión debe asociarse a un criterio de deformación máxima, ya que el colapso se alcanza en algunos casos para niveles grandes de las deformaciones y generalmente se detiene el ensaye antes de llegar al colapso, para niveles de deformaciones inadmisibles por ejemplo para el sistema de carga o adquisición de datos. Esto se refleja en los casos particulares mostrados en la fig 6.4, en la que se aprecia una considerable dispersión para la capacidad máxima de cuatro especímenes similares.

La ec 4.49 en algunos casos está del lado de la inseguridad como se aprecia en la fig 6.4. Se obtiene una cota inferior

razonable a la resistencia experimental si se emplea la expresión para la resistencia de conexiones con carga axial en compresión, ec 4.18, la que está graficada en la fig 6.4. Esto puede interpretarse, aceptando el modelo de modo de falla que se propone en este trabajo, como que la forma y extensión de las líneas de fluencia en el caso de las conexiones en T y Y en compresión y en tensión son semejantes.

La expresión de diseño para la resistencia se obtiene empleando la ec 4.18 como resistencia nominal y siguiendo la metodología explicada en el capítulo 5. Como consecuencia los valores de el factor de reducción de resistencia  $F_R$  se obtienen empleando los parámetros estadísticos de la tabla 5.1 y los valores para  $\bar{\psi}$  y  $V_\psi$  iguales a 1.8 y 0.44 respectivamente (tabla 6.2). Los valores de  $F_R$  que se obtuvieron fueron

$$F_R = 0.68 \quad \text{miembros tubulares fabricados en caliente}$$

$$F_R = 1.34(D/T)^{-0.12} \quad \text{miembros tubulares fabricados en frío}$$

Los valores anteriores de  $F_R$  son muy cercanos a los valores de  $F_R$  del caso de conexiones tipo cruz en tensión, por lo que con el fin de simplificar y uniformizar las expresiones de diseño, se decidió emplear los valores de  $F_R$  de este caso. Finalmente, la expresión para la resistencia de diseño es la siguiente

$$F_R R_n = F_R \frac{F_{yn} T_n^2}{\text{sen}\theta} \left| 2.6 + 13.1 \beta_n + \frac{0.6}{(1 - 0.97 \beta_n)} \right| \quad 6.2$$

donde

$$F_R = 0.72 \quad \text{miembros tubulares fabricados en caliente}$$



$F_R = 1.4(D/T)^{-0.12}$  miembros tubulares fabricados en frío

### 6.1.3 Momento flexionante en el plano

El modelo de modo de falla que se analizó en el caso de las conexiones tipo cruz es aplicable al caso de las conexiones tipo T, como se explicó en el capítulo 4; de hecho la información experimental que se estudió anteriormente para analizar las conexiones en cruz, incluía en su mayor parte resultados de especímenes tipo T. Para aplicar el modelo representado por la ec 4.59 a los casos de las conexiones tipo Y, basta tomar en cuenta el ángulo de inclinación, lo que se consigue simplemente descomponiendo la carga axial en su componente radial; por tanto la expresión para la resistencia de diseño en conexiones tipo T y Y con momento flexionante en el plano es

$$F_R R_n = F_R \left| \frac{0.29}{\text{sen}\theta} (5 - \sqrt{1 - \beta_n^2}) F_{yn} T_n^2 (d_n + 2 t_{sn}) \left( \beta_n \gamma_n + \frac{t_{sn}}{T_n} \right) \right| \quad 6.3$$

los valores para  $F_R$  son los mismo que los de la ec 5.30.

### 6.1.4 Combinación de carga axial y momento flexionante en el plano

En el caso de las conexiones tubulares tipo cruz con combinación de carga axial y momento flexionante se comentaron los posibles modos de falla que pueden ocurrir. En opinión del autor pueden extrapolarse estos modelos de modos de falla al caso de las conexiones tubulares tipo T y Y, con lo que también se obtendría una ecuación de interacción semejante a la ec 4.71 con la

diferencia que deben emplearse para las resistencias ante cargas axial y momento flexionante actuando individualmente, las resistencias de diseño que se proponen en este capítulo. No existe evidencia experimental confiable, en el caso de las conexiones tipo T y Y, que permita verificar la validez del modelo que aquí se propone, por lo que estos resultados deben compararse con los de futuros ensayos experimentales.

## 6.2 Conexiones tipo K

Las conexiones tipo K tienen un parámetro geométrico, que no existe en las conexiones tipo cruz, T o Y, que hace que el comportamiento estructural sea diferente al de estas últimas. Este parámetro es la separación entre los miembros secundario,  $g$ , como se aprecia en la fig 2.2.

Cuando el parámetro  $g$  es relativamente grande, comparado con las dimensiones de los miembros secundarios que llegan al principal, el comportamiento de la conexión tubular con carga axial tiende a ser el de una conexión con un sólo miembro secundario. A medida que la dimensión de  $g$  disminuye, la resistencia de la conexión tubular aumenta, debido a que se incrementa la resistencia del miembro principal, (refs 41, 53). Por este motivo las normas API RP 2A (ref 2) toman en cuenta el efecto de  $g$  en las expresiones de diseño de conexiones tipo K con cargas axiales.

Los criterios de diseño para conexiones tipo cruz, T y Y que se comentan en este trabajo no son aplicables al caso de las conexiones tubulares tipo K, principalmente debido al efecto de  $g$  en el

comportamiento estructural de ellas. Sin embargo, hay algunas evidencias que el criterio de falla propuesto para las conexiones tipo cruz, T y Y, con momento flexionante en su plano, es aplicable al caso de las conexiones tipo K también con momento flexionante en su plano (ref 53). Las normas API RP 2A (ref 2) consideran una sola expresión de diseño por momento flexionante en el plano, para todos los tipos de conexiones tubulares. En opinión del autor esto debe verificarse con ensayos experimentales.

## CAPITULO 7

## CONCLUSIONES Y COMENTARIOS FINALES

El objeto de esta investigación es obtener conocimientos para mejorar las recomendaciones de diseño de conexiones entre miembros tubulares. Como resultado de este trabajo se proponen recomendaciones de diseño que se consideran mejor fundamentadas que las existentes. Sin embargo, en los casos de conexiones diferentes a las aquí estudiadas y con otros tipos de elementos mecánicos, se prefirió no dar recomendaciones por considerarse que aún no se cuenta con información confiable y suficiente.

En este capítulo se hace un resumen y se comentan las conclusiones alcanzadas como resultado de este estudio, finalmente se mencionan los aspectos en los que es necesario mejorar el conocimiento mediante investigaciones sobre el tema.

La serie de ensayos efectuada en la parte experimental de este trabajo permitió identificar el modo de falla de algunos tipos de conexiones tubulares sometidas a cargas axiales y momento flexionante en el plano, actuando individualmente o en combinación. Como resultado, fue posible proponer modelos de modos de falla y modelos analíticos que proporcionan criterios para definir la capacidad máxima de la conexión tubular. Estos criterios explican la dispersión que resulta de la aplicación de las normas actuales, especialmente en el caso de las conexiones tubulares sometidas a cargas axiales de tensión. En este caso, el modelo analítico propuesto y los resultados experimentales

encontrados en esta investigación y por otros investigadores, demuestran la necesidad de definir la capacidad máxima de la conexión tubular en función de un nivel de deformaciones máximas admisibles.

Con base en las expresiones que resultaron de esta investigación para definir la resistencia de las conexiones tubulares estudiadas, se proponen expresiones para las resistencias de diseño de estas conexiones. Estas expresiones se basan en el concepto de estados límites, con valores específicos de los factores de reducción de resistencia. Estos valores se obtuvieron con planteamientos probabilísticos aproximados, para lograr que las expresiones de diseño de las conexiones tubulares tengan asociada una confiabilidad aceptable y uniforme. Como resultado de este estudio se encontró que los parámetros más importantes que influyen en la confiabilidad de la conexión tubular son los tipos de elementos mecánicos actuantes y el tipo de fabricación de los miembros tubulares, dependiendo si son fabricados en frío o en caliente.

Los ensayos experimentales efectuados en esta investigación, de conexiones tubulares con cargas axiales y momentos flexionantes, actuando individualmente o en combinación, permitieron conocer algunas características que son importantes en el proceso del diseño estructural de la conexión tubular.

Las mediciones experimentales de las rigideces axiales o rotacionales, dentro del intervalo elástico, de los especímenes ensayados,

muestran que es factible emplear el método de elementos finitos para el cálculo de estas rigideces. Por este motivo, se empleó este método para hacer un estudio paramétrico de las rigideces axiales de conexiones tubulares tipo cruz; las variables que intervinieron en este estudio paramétrico fueron identificadas con base en soluciones aproximadas existentes para desplazamientos en cilindros de paredes delgadas sometidas a cargas radiales. Como resultado de este estudio paramétrico se proponen expresiones para definir las rigideces axiales dentro del intervalo elástico. El empleo de este tipo de expresiones es particularmente importante en el proceso del análisis estructural de plataformas marinas de acero, ya que los resultados de este estudio indican que la rigidez real del miembro secundario es menos de la mitad de lo que se calcula ignorando la deformación local de la conexión tubular. Esta situación se agrava si se considera el comportamiento observado en los ensayos experimentales, en los que se encontró que la rigidez inicial disminuye rápidamente desde niveles bajos de carga.

Los registros obtenidos de medidores eléctricos de deformaciones, instrumentados en los especímenes ensayados, permitieron conocer los valores máximos y distribución de los esfuerzos que se producen dentro del intervalo elástico en la zona de concentración de esfuerzos, localizada en la vecindad de la intersección de los miembros tubulares. Se encontró una correlación aceptable entre los valores de estos esfuerzos y los que resultaron de aplicar el método de elementos finitos elásticos a los

casos de los especímenes ensayados. Así mismo, se aplicaron a estos casos, algunas expresiones paramétricas existentes en la literatura para el cálculo de los valores máximos de esfuerzos, encontrándose también una correlación aceptable con los valores medidos experimentalmente.

En los casos de conexiones tubulares con cargas axiales, se encontraron factores de concentración de esfuerzos hasta de 25, con respecto a los valores promedio en el miembro tubular. Estas concentraciones hacen que se excedan localmente los esfuerzos de fluencia desde cargas muy bajas y son responsables de la no linealidad de la relación carga-deformación de la conexión tubular.

La ejecución de las conexiones fue en todos los casos excelente. No se presentaron signos de fallas locales en la soldadura, y la uniformidad y simetría de las deformaciones medidas indica la ausencia de defectos locales. Hasta lo que se ha podido comprobar, la forma de ejecución de las conexiones ensayadas es representativa de lo que se realiza en la práctica, por lo que no son de esperarse problemas generalizados por defectos de ejecución de las conexiones.

Los resultados encontrados en esta investigación ponen en evidencia la importancia de la ejecución de ensayos experimentales en los casos como en las conexiones tubulares, donde el comportamiento complejo de ellas impide proponer un modelo completamente teórico que permita definir las diversas características del



comportamiento estructural de este tipo de elementos estructurales.

A continuación se mencionan algunos temas referentes al problema del comportamiento estructural de la conexión tubular que deben ser investigados.

Debe efectuarse una mayor cantidad de ensayos experimentales de conexiones tubulares sometidas a la acción simultánea de varios tipos de elementos mecánicos, la cantidad existente de esta información es bastante menor que la cantidad de información experimental de conexiones en las que actúan elementos mecánicos actuando individualmente. En el caso particular del problema de la combinación de carga axial y momento flexionante en el plano, la cantidad de información experimental es bastante reducida comparada con la información con que se cuenta para el caso de elementos estructurales de estructuras usuales (por ejemplo edificaciones). Esto obliga a que las expresiones para la resistencia de diseño en estos casos, se basen en un número reducido de datos por lo que es factible mejorar la calidad de estas expresiones incorporando en ellas los resultados de una mayor información experimental.

Como se vio en este estudio las propiedades geométricas, los materiales y el proceso de fabricación de los miembros tubulares influyen de manera importante en la confiabilidad estructural de la conexión tubular. Debe investigarse estas características para los miembros tubulares con que se construyen en México las

plataformas marinas en particular, y estructuras de miembros tubulares en general. Esto llevaría a poder proponer de manera más confiable, dentro del criterio de estados límites, expresiones para la resistencia de diseño de conexiones tubulares de estructuras nacionales.

Se ha encontrado que no puede ignorarse la deformación local de la conexión tubular, además la rigidez inicial de ésta disminuye rápidamente para niveles de carga bajos. Debe investigarse la manera de incluir estas características en los procedimientos tradicionales del análisis de estructuras con miembros tubulares, sin llegar a los extremos de ignorar estas características o a tener que recurrir a programas de análisis demasiado elaborados o complejos.

## 8. RECONOCIMIENTOS

Esta investigación fue patrocinada por el Instituto de Ingeniería de la UNAM y supervisada por el Dr. Roberto Meli a quien se le agradecen sus comentarios y sugerencias. Así mismo, el autor agradece a los miembros del Comité Doctoral por sus acertados comentarios hechos a esta tesis.

Los especímenes fueron proporcionados por la empresa FINSA gracias a las gestiones de directivos del Instituto Mexicano del Petróleo, a quienes se les agradece este apoyo.

No hubiese sido posible realizar la parte experimental de este trabajo sin la participación de diversos miembros del personal del Instituto de Ingeniería, en particular Mario Montero, Amador Sámano y Octavio Miranda.

También agradezco a la sección de dibujo del Instituto de Ingeniería por la elaboración de las figuras.

## 9. REFERENCIAS

1. American Petroleum Institute, "Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms", API RP 2A, Twelfth Edition, 1981
2. American Petroleum Institute, "Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms", API RP 2A, Fifteenth Edition, 1984
3. AISC "Specification for the Design, Fabrication and Erection of Structural Steel for Buildings" New York, 1969
4. Anagnostopoulos S, "Spatial and modal combinations of dynamic response for design of fixed offshore platforms under three components of Earthquake motions" Proceedings of the Seventh World Conference on Earthquake Engineering, Vol 5. Istanbul, Turquía, 1980
5. Ang A, Cornell C "Reliability bases of Structural Safety and Design" Journal of the Structural Division, ASCE, Vol 100, No ST9, septiembre 1974
6. ASTM, "Standar Methods and definitions for Mechanical Testing of Steel Products" Annual Book of ASTM Standards, A 370-71, 1971
7. Baker L, Heyman J, "Plastic design of Frames" Cambridge University Press, Cambridge 1969
8. Bea R "Earthquake and Wave Design Criteria for Offshore Platforms" Journal of the Structural Division, ASCE, Vol 105, No ST2, febrero 1979

9. Beale L, Toprac A "Analysis of in plane T, Y and K Welded Tubular Connections", SFRL Tech. Report P 550-9, University of Texas, Austin, April 1967
10. Benjamin J, Cornell C, "Probability, Statistics and Decision for Civil Engineers". Mc Graw Hill Book Co, New York, NY, 1970
11. Bijlaard P "Stresses form local loading in Cylindrical Pressure Vessels "Transactions, American Society of Mechanical Engineers, Vol 77, No 6, agosto 1955
12. Billington C, Lalani M, Tebbett I "Background to New Formulas for the ultimate Limit State of Tubular Joints" Journal Petroleum Technology, enero 1984
13. Bjorhovde R, Galambos T, Ravindra M "LRFD Criteria for Steel Beam-Columns" Journal of the Structural Division, ASCE, Vol 104, No ST9, septiembre 1978
14. Bouwkamp J, Hollings J, Maison B, Row D "Effects of joint flexibility on the response of offshore towers" Proceedings Offshore Technology Conference, OTC 3901, Houston, Texas, 1980
15. Budynas R, "Advanced Strength and Applied Stress Analysis" Mc Graw-Hill, 1977
16. Committee on Reliability of Offshore Structures of the Committee on Structural Safety and Reliability of the Structural Division, "Aplication of Reliability Methods in Design and Analysis of Offshore Platforms" Journal of

- Structural Engineering, ASCE, Vol 109, No 10, octubre 1983
17. Det Norske Veritas, "Rules for the Design, Construction and Inspection of Fixed Offshore Structures", Oslo, Noruega, 1977
  18. Ellingwood B, Galambos T, Mac Gregor J. "Development of a Probability Based Load Criterion for American National Standard A58", National Bureau of Standards, NBS Special Publication 577, Junio 1980
  19. Fjeld S, "Reliability of Offshore Structures" Offshore Technology Conference, OTC 3027, Houston, Texas, 1977
  20. Galambos T, Ravindra M "Tentative load and Resistance Factor Design Criteria for Steel Buildings" Research Report No 18, Washington University, septiembre 1973
  21. Galambos T, Ravindra M "Tentative Load and Resistance Factor Design Criteria for Steel Beam-Columns", Research Report No 32, Washington University, octubre 1974
  22. Guenard Y, "Application of System Reliability Analysis to Offshore Structures", The John Blume Earthquake Engineering Center, Stanford University, Report No 71, noviembre 1984
  23. Greste O., Clough R.W., "Finite Element Analysis of Tubular Joints: A report on a Feasibility Study" Report No SESM 67.7, Universidad de California, Berkeley, abril 1967
  24. Hoadley P., Yura J., "Ultimate Strength of Tubular Joints Subjected to Combined Loads", Offshore Technology Conference, OTC 4854, Houston, Texas, 1985

25. Kuang J.G., Potvin A.B., Leick R.D., "Stress Concentration in Tubular Joints", Proceedings of the Seventh Annual Offshore Technology Conference, OTC 2205, Houston, Texas, mayo 1975
26. Kurobane Y., Makino Y., Ochi K., "Basis for Design of Unstiffned Tubular Joints Under Axial Brace Loading" International Institute of Welding, IIW Doc. XV-561-84, Boston, USA, July 1984. Resumido también en Journal of Structural Division, ASCE, Vol 110, No ST2, febrero 1984
27. Kurobane Y., Wardenier J., de Back J. "Ultimate Strength Design of Tubular Structures". Proceedings Second International Conference Welding of Tubular Structures", Boston, USA, julio 1984
28. Lind, N "Consistent Partial Safety Factors" Journal of the Structural Division, ASCE, Vol 97, No ST6, junio 1971
29. Marshall P, "Risk evaluations for offshore structures", Journal of the Structural Division, ASCE, Vol 95, No ST12, diciembre 1969
30. Marshall P, "Basic Considerations for tubular joint design in offshore construction" WRC Bulletin, No 193, 1974
31. Marshall P, Discussion of "Load Interaction in T-Joints of Steel Circular Hollow Sections" by A. Stamenkovic and K. Sparrow, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol 110, No 11, noviembre 1984
32. Marshal P, Connections for Welded Tubular Structures Proc, 1984 IIW INTL. CONF. ON WELDING OF TUBULAR STRUCTURES, Boston, USA, 1984



33. Marshall P, Bea R. "Failure Modes of offshore platforms"  
Proceedings BOSS'76, Thondheim, 1976
34. Marshall P, Graff W "Limit State Design of Tubular Connections"  
Proceedings BOSS'76, Thondeheim, 1976
35. Marshall P, Toprac A, "Basis for Tubular Joint Design"  
Welding Journal, Research Supplement. Vol 53, No 5, mayo 1974
36. Meli R, "Bases para los criterios de diseño estructural del  
proyecto del reglamento de construcciones para el Distrito  
Federal" Revista Ingeniería, junio 1976
37. Mitri H, Redwood R "Ultimate Moment Capacity of T and Y Tubular  
Joints", Mc Gill University, Montreal, Canada, 1985
38. Moan T, "Safety of Offshore Structures" Fourth International  
Conference on Applications of Statistics and Probability in  
Soil and Structural Engineering, Florencia, Italia (1983)
39. Moses F, Stahl B "Reliability Analysis format for Offshore  
Structures" Offshore Technology Conference, OTC 3046, Houston,  
Texas, 1978
40. Noel J, Beale L, Toprac A "An investigation of Stresses  
in Welded T-Joints", University of Texas, SFRL Tech.  
Report P550-3, 1965
41. Pan, R., Plummer F., Kuang J. "Ultimate Strength of Tubular  
Joints", Journal of Petroleum Technology, Vol 29, No 4  
abril 1977
42. Reber J. "Ultimate Strength Design of Tubular Joints" Journal  
of the Structural Division, ASCE, Vol 99, No ST6, junio 1973

43. Ravindra M. Galambos T, "Load and Resistance Factor Design for Steel" Journal of the Structural Division, ASCE, Vol 104, No ST9, septiembre 1978
44. Rosenblueth E, Esteva L "Reliability Basis for Some Mexican Codes" ACI Publication SP 31, 1972
45. "SAP6, A Structural analysis program for static and dynamic analysis" University of Southern, California, enero 1982
46. Scordelis A, Bowkamp J "Analytical Study of Tubular T-Joints" Journal of the Structural Division, ASCE, Vol 96, No ST1, enero 1970
47. Stamenkovic, A, Sparrow K, "Load Interaction in T-Joints of Steel Circular Hollow Sections" Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol 109, No 9, septiembre 1983
48. Timoshenko S, Woinowky-Krieger S "Theory of Plates and Shells" Mc Graw-Hill Book Company, 1959
49. Toprac, "A Static and Fatigue Behavior of Tubular Connections, University of Texas", SFRL Tech. Report p 550-15, 1972
50. Toprac A, Johnston L, Noel J, "Welded Tubular Connections: An Investigation of Stress in T-Joints", Welding Journal Research Supplement, enero 1966.
51. Vanmarcke E, Angelides D, "Risk Assessment for offshore Structures: A Review" Journal of the Structural Engineering, ASCE, Vol 109, No 2, febrero 1983
52. Wardenier J., "Hollow Section Joints" Delft University Press, 1982
53. Yura, J., Zettlemyer, N., Edwards, I, "Ultimate Capacity of Circular Tubular Joints", Journal of Structural Division,

ASCE, Vol 107, No ST10, octubre 1981.

TABLA 3.1 CARACTERISTICAS DE LOS ESPECIMENES ENSAYADOS CON CARGAS AXIALES

ESPE- CIMEN	CARGA	$F_y$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$F_u$ (Kg/cm <sup>2</sup> )	$\epsilon_u$	t (cm)	T (cm)	d (cm)	D (cm)	$\beta$	$\gamma$	L (cm)	h (cm)
T1A	CT	3300	4470	0.50	0.78	0.95	22.0	41.0	0.537	21.58	80	80
C1	CC	3300	4600	0.48	0.78	0.95	22.0	41.0	0.537	21.58	80	80
T2	CT	3650	4570	0.49	0.78	0.95	22.0	41.0	0.537	21.58	200	80
C2	CC	3750	4500	0.49	0.78	0.95	22.0	41.0	0.537	21.58	200	80
C3	CC	3330	4500	0.47	0.95	1.27	22.0	41.0	0.537	16.14	200	180

CT: Carga axial de tensión

CC: Carga axial de compresión

TABLA 3.2 COMPARACION DE LAS CAPACIDADES MAXIMAS DE LOS  
ESPECIMENES ENSAYADOS CON CARGAS AXIALES CON LAS  
CALCULADAS SEGUN DIVERSOS CRITERIOS (en ton)

ESPE- CIMEN	API	DNV	YURA	PAN	KUROBANE	EXPERI- MENTAL
T1A	50.4	49.4	40.5	45.5	50.5	46.0
C1	35.7	33.3	30.9	32.6	34.1	23.0
T2	55.8	54.6	44.8	50.3	69.1	58.0
C2	40.6	37.8	35.1	37.1	38.7	36.0
C3	59.1	60.0	55.7	58.8	62.1	56.0

TABLA 3.3 RIGIDECESES EXPERIMENTALES (en ton/cm) DE LOS ESPECIMENES ENSAYADOS CON CARGA AXIAL

ESPECIMEN	(1) $K_{S1}$	(2) $K_{S2}$	(3) $K_E$	(4) $K_{CE}$	(5) $\frac{K_{EE}}{K_{S2}}$	(6) $\frac{K_{CE}}{K_{S2}}$	(7) $K_{ES}$
C1	5480	166	60	61	0.27	0.37	56
C2	5480	166	94	96	0.37	0.58	71
C3	1880	199	155	169	0.46	0.85	148
T1	5480	166	67	68	0.29	0.41	35
T2	5480	166	92	94	0.36	0.56	63

TABLA 3.4 CARACTERISTICAS DE LOS ESPECIMENES ENSAYADOS EN FLEXION Y FLEXOCOMPRESION

Espe- cimen	Tipo de carga	$F_y$ (Kg/cm <sup>2</sup> )	t (cm)	T (cm)	d (cm)	D (cm)	$\beta$	$\gamma$	L (cm)	h (cm)
F1	F	3770	0.95	1.29	22.0	41.0	0.537	13.0	200	180
CM1	FC	3720	0.95	1.27	22.0	41.0	0.537	15.8	200	180
CM2	FC	3440	0.95	1.25	22.0	41.0	0.537	15.9	200	180
CM3	FC	4140	0.95	1.58	22.0	41.0	0.537	16.1	200	180
CM4	FC	3340	0.95	1.30	22.0	41.0	0.537	16.4	200	180

F : flexión

FC: flexocompresión

TABLA 3.5 COMPARACION DE PREDICCIONES DE RESISTENCIA ULTIMA CON RESULTADOS EXPERIMENTALES DE ESPECIMENES EN FLEXOCOMPRESION

Especimen (1)	Experimental		Ec. 2.14 (4)	Ec. 2.15 (5)
	P (ton) (2)	M (ton-m) (3)		
CM1	59.5	4.55	1.11	0.99
CM2	41.5	6.51	1.01	0.91
CM3	24.5	8.56	0.71	0.62
CM4	41.2	6.90	1.13	1.05

TABLA 4.1 CONEXIONES TUBULARES TIPO CRUZ EN COMPRESION ENSAYADAS POR DISTINTOS AUTORES

No	D	T	d cm )	t	$F_y$ (Kg/cm <sup>2</sup> )	$\theta$ (gr)	$P_u$ (ton)	$\beta$	$\gamma$	$\frac{P_u \text{ sen } \theta}{T^2 F_y}$	Ref
1	16.52	0.47	4.27	0.33	4910	90	7.41	0.258	17.58	6.80	
2	16.52	0.47	7.63	0.29	4910	90	10.41	0.462	17.58	9.60	
3	16.52	0.47	11.43	0.38	4910	90	14.01	0.692	17.58	12.90	
4	16.52	0.47	16.52	0.47	4910	90	33.02	1.000	17.58	30.5	
5	31.85	0.44	6.05	0.30	4310	90	5.0	0.190	36.20	6.00	
6	31.85	0.44	13.98	0.44	4310	90	8.34	0.439	36.20	10.00	
7	31.85	0.45	16.52	0.47	4200	90	9.60	0.519	35.39	11.30	
8	31.85	0.45	31.85	0.47	4200	90	31.52	1.000	35.39	37.00	
9	45.72	0.48	8.91	0.49	4000	90	5.5	0.195	47.63	6.00	
10	45.72	0.48	16.52	0.47	4000	90	8.20	0.361	47.63	8.90	26
11	16.52	0.47	11.43	0.38	4745	90	13.41	0.692	17.58	12.80	
12	16.52	0.47	16.52	0.47	4745	90	34.02	1.000	17.58	32.30	
13	31.85	0.44	16.52	0.47	4580	90	9.20	0.519	36.2	10.40	
14	31.85	0.45	31.85	0.47	4180	90	31.02	1.000	35.39	36.60	
15	16.52	0.57	6.05	0.56	5160	90	13.56	0.366	14.62	8.20	
16	16.54	0.55	6.01	0.56	8430	90	20.46	0.363	14.96	7.90	
17	16.52	0.43	16.52	0.45	2980	90	21.66	1.000	19.35	39.90	
18	16.52	0.78	16.52	0.78	3100	90	68.34	1.000	10.66	36.67	
19	16.52	0.78	16.52	0.78	3100	90	67.96	1.000	10.66	36.59	
20	16.52	1.10	16.52	1.10	3000	90	133.80	1.000	7.53	37.00	
21	16.52	1.10	16.52	1.10	3000	90	135.49	1.000	7.53	37.50	
22	16.52	0.78	16.52	0.78	3100	60	74.72	1.000	10.66	34.73	
23	16.52	0.78	16.52	0.78	3100	60	73.57	1.000	10.66	34.20	
24	19.01	0.47	4.83		3160	90	4.85	0.254	20.27	6.94	
25	19.27	0.65	4.83		3370	90	9.69	0.250	14.9	6.81	
26	19.37	0.94	4.83		2860	90	17.60	0.250	10.32	6.97	
27	18.89	0.47	10.16		3160	90	7.88	0.538	20.31	11.28	
28	19.37	0.65	10.16		3370	90	14.62	0.520	14.9	10.28	53
29	19.37	0.93	10.16		2860	90	28.10	0.520	10.42	11.37	
30	19.1	0.46	15.9		3160	90	12.85	0.832	20.83	19.20	
31	19.37	0.65	15.9		3400	90	23.83	0.820	14.9	16.60	
32	19.37	0.94	15.9		2860	90	45.94	0.820	10.36	18.20	
33	15.9	0.5	8.3		3470	90	9.51	0.522	15.9	10.97	
34	15.9	0.5	8.3		3470	90	9.26	0.522	15.9	10.68	
35	41.0	0.95	22.0	0.78	3750	90	36.0	0.537	21.58	10.64	Autor
36	41.0	1.27	22.0	0.95	3330	90	56.0	0.537	16.14	10.43	



TABLA 4.2 FACTORES DE CONCENTRACION DE ESFUERZOS EXPERIMENTALES Y TEORICOS, CARGA 8 TON

E S P E C I M E N	KUANG, POTVIN Y LEIK, REF 25		ELEMENTOS FINITOS		RESULTADOS EX PERIMENTALES	
	MP	MS	MP	MS	MP	MS
T1	16.4	15.9	22.0	13.5	28.5	10.0
C1	16.4	15.9	22.0	13.5	26.8	13.3
T2	17.2	17.8	28.0	10.5	22.8	9.6
C2	17.1	17.8	28.0	10.5	24.6	11.0
C3	12.0	13.8	11.0	8.5	12.0	7.0

MP : miembro principal

MS : miembro secundario

TABLA 4.3 CONEXIONES TUBULARES TIPO CRUZ EN TENSION.  
RESULTADOS DE ENSAYES DE DISTINTOS AUTORES

Nº	D	T	d	t	L	F <sub>y</sub>	P <sub>y</sub>	P <sub>u</sub>	S	γ	L — D	$\frac{P_v \text{ sen } \theta^*}{T^2 F_y}$	$\frac{P_u \text{ sen } \theta}{T^2 F_y}$	Ref. Nº
						Kg/cm <sup>2</sup>	Ton					T <sup>2</sup> F <sub>y</sub>	T <sup>2</sup> F <sub>y</sub>	
1	21.61	0.22	16.52	0.45	133.0	2190	1.67	3.60	0.764	49.12	6.15	15.76	33.92	26
2	21.61	0.301	16.52	0.45	133.0	2930	4.64	7.91	0.763	35.97	6.14	17.50	29.80	
3	21.58	0.382	16.51	0.45	133.0	3580	8.00	13.81	0.765	28.25	6.16	15.31	26.40	
4	21.58	0.377	6.07	0.32	133.0	3520	4.46	8.53	0.282	28.56	6.18	8.91	17.05	
5	21.66	0.384	10.18	0.32	133.0	3470	4.76	10.04	0.470	28.21	6.14	9.29	19.68	
6	16.52	0.47	4.27	0.33	82.6	4800	7.31	15.61	0.258	17.58	5.00	6.88	14.71	
7	16.52	0.46	7.63	0.29	82.6	4800	12.41	22.01	0.462	17.96	5.00	12.20	21.64	
8	16.52	0.46	11.43	0.38	82.6	4800	11.11	31.72	0.692	17.96	5.00	10.93	31.19	
9	16.52	0.46	16.52	0.46	82.6	4800	39.03	78.15	1.000	17.96	5.00	38.38	76.85	
10	31.85	0.44	6.05	0.30	159.3	4500	7.60	14.61	0.190	36.20	5.00	8.73	16.77	
11	31.85	0.44	13.98	0.44	159.3	4500	12.01	18.32	0.439	36.20	5.00	13.79	21.02	
12	31.85	0.44	16.52	0.45	159.3	4300	7.50	19.32	0.519	36.20	5.00	9.00	23.17	
13	31.85	0.44	31.85	0.44	159.3	4300	30.92	96.06	1.000	36.20	5.00	37.09	115.23	
14	45.72	0.49	8.91	0.30	228.6	4100	7.50	16.21	0.195	46.66	5.00	7.61	16.46	
15	45.72	0.49	16.52	0.45	228.6	4100	10.70	20.11	0.361	46.66	5.00	10.87	20.42	
16	16.53	0.551	6.07	0.57	99.0	5160	11.74	21.63	0.367	15.00	5.99	7.49	13.80	
17	15.52	0.550	6.06	0.57	99.0	8430	21.51	40.03	0.367	15.02	5.99	8.44	15.70	
18	15.52	0.550	6.05	0.56	99.0	8430	21.82	33.02	0.366	15.02	5.99	8.56	12.95	
19	16.52	0.775	16.52	0.78	97.0	3100	54.13	82.86	1.000	10.66	5.87	29.05	44.97	
20	16.52	1.098	16.52	1.10	88.7	3000	90.27	130.29	1.000	7.53	5.37	24.96	36.02	
21	16.51	0.424	16.46	0.45	140.0	2920	16.46	62.54	0.997	19.47	8.48	31.37	119.20	
22	41.0	0.95	22.0	0.78	200	3650	40.20	58.0	0.54	21.6	4.9	12.2	17.61	Autor

\* En todos los especímenes θ igual con 90°

TABLA 4.4 COMPARACION DE PREDICCIONES DE CAPACIDAD MAXIMA CON RESULTADOS EXPERIMENTALES DE ESPECIMENES TIPO CRUZ CON CARGA AXIAL DE COMPRESION

(1)	<u>Exp</u> API-81 (2)	<u>Exp</u> Ec 2.6 (3)	<u>Exp</u> Ec 2.9 (4)	<u>Exp</u> Ec 4.18 (5)
$\bar{x}$	0.947	1.094	0.943	1.014
$\sigma$	0.170	0.102	0.087	0.058
v	0.179	0.094	0.093	0.057

TABLA 4.5 COMPARACION DE PREDICCIONES DE CAPACIDAD MAXIMA CON RESULTADOS EXPERIMENTALES DE ESPECIMENES TIPO CRUZ CON CARGA AXIAL DE TENSION

(1)	<u>Exp</u> API-81 (2)	<u>Exp</u> Ec 2.7 (3)	<u>Exp</u> Ec 2.11 (4)	<u>Exp</u> Ec 4.47 (5)	<u>Exp</u> Ec 4.49 (6)
$\bar{x}$	1.439	2.142	0.998	1.315	1.379
$\sigma$	0.432	1.103	0.250	0.398	0.421
v	0.300	0.515	0.251	0.303	0.306

TABLA 4.6 ESPECIMENES CON FLEXION EN EL PLANO  
RESULTADOS DE ENSAYES DE DISTINTOS AUTORES

No (1)	Espe- cimen (2)	Ref (3)	D (cm) (4)	T (cm) (5)	d (cm) (6)	t (cm) (7)	$F_y$ Kg/cm <sup>2</sup> (8)	B (9)	$\gamma$ (10)	M(Exp) (ton-m) (11)	$\frac{M}{M_y}$ (12)	Exp Ec 4.57 (13)	Ec 4.59 (ton-m) (14)	Exp Ec 4.59 (15)	Exp Ec 2.8 (16)
1	4		21.91	0.63	7.16	1.85	3204	0.33	18.6	0.841	0.77	1.280	0.899	0.936	1.195
2	6		29.85	0.72	10.16	1.60	3000	0.34	21.0	1.462	0.61	1.102	1.728	0.846	1.173
3	7	53	21.91	0.55	10.16	1.60	3112	0.46	18.6	1.191	0.48	1.219	1.209	0.985	1.282
4	8		21.91	0.84	10.16	1.60	3745	0.46	12.4	2.633	0.88	1.441	2.503	1.052	1.010
5	11		21.91	0.60	13.97	1.75	3204	0.64	13.6	2.633	0.45	1.119	2.769	0.951	1.313
6	12		21.91	0.88	13.97	1.75	4606	0.64	12.4	6.006	0.76	1.32	5.749	1.045	1.036
7	14		29.85	0.73	19.37	0.71	3020	0.65	21.0	5.456	0.96	1.043	6.037	0.904	1.389
8	17		21.91	0.59	17.78	1.60	3004	0.81	18.6	4.134	0.43	1.08	4.078	1.01	1.479
9	18		21.91	0.86	17.78	1.60	4306	0.81	12.4	10.0	0.77	1.375	8.781	1.14	1.176
10	E2		11.41	0.345	6.03	0.50	3959	0.53	16.5	0.395	0.90	1.32	0.372	1.06	1.291
11	M2	37	11.42	0.345	7.61	0.45	3633	0.67	16.6	0.456	0.73	1.01	0.537	0.85	1.073
12	M2		11.42	0.342	8.89	0.50	3541	0.78	16.0	0.716	0.77	1.23	0.678	1.06	1.333
13	Q2		11.42	0.342	11.43	0.50	3480	1.0	16.7	1.276	0.82	1.13	1.265	1.01	1.530
14	I-7	24	40.77	0.805	27.43	0.66	3378	0.67	25.32	12.204	1.00	0.97	13.815	0.88	1.575
											$\bar{x}$	1.189		0.981	1.275
											V	0.122		0.091	0.139

TABLA 4.7 FACTORES DE CONCENTRACION DE ESFUERZOS EXPERIMENTALES Y TEORICOS EN EL ESPECIMEN F1.  $M_s = 2.39$  ton-m

Kuang et al (ref 25)		Elementos Finitos		Experimental	
MP (1)	MS (2)	MP (3)	MS (4)	MP (5)	MS (6)
1.91	2.27	2.3	2.7	0.95	1.55

TABLA 4.8 RIGIDECES INICIALES EXPERIMENTALES Y TEORICAS DE EXPECIMENES ENSAYADOS EN FLEXION Y FLEXO-COMPRESION.

Especimen	R o t a c i o n a l		A x i a l	
	Exp ( $\frac{\text{ton-m}}{\text{rad}}$ ) (1)	Teórica ( $\frac{\text{ton-m}}{\text{rad}}$ ) (2)	Exp (ton/cm) (3)	Teórica (ton/cm) (4)
F1	760	820	—	—
CM1	740	660	175	160
CM2	790	640	165	160
CM3	850	820	170	160
CM4	820	640	165	160

TABLA 5.1 DATOS ESTADISTICOS PARA MIEMBROS TUBULARES  
CIRCULARES DE ACERO

Valores nominales	Tubos fabricados en caliente		Tubos fabricados en frío	
	Media	Coefficiente de variación	Media	Coefficiente de variación
$D_n$	$1.0 D_n$	0.005	$1.0 D_n$	0.004
$T_n$	$1.0 T_n$	0.05	$1.0 T_n$	0.05
$F_{yn}$	$1.18 F_{yn}$	0.075	$2.35 \left(\frac{D}{T}\right)^{-0.12} F_{yn}$	0.11

TABLA 6.1 CONEXIONES TIPO T y Y EN COMPRESION ( ref 53 )

No.	Espécimen	Autor	D (cm)	T (cm)	d (cm)	$F_y$ Kg/cm <sup>2</sup>	$\beta$	$\gamma$	$\frac{P_{sen\theta}}{T F_y}$	$E_c$ 4.18	$\frac{exp}{E_c}$ 4.18
-----	-----------	-------	-----------	-----------	-----------	-----------------------------	---------	----------	-------------------------------	---------------	---------------------------

## T I P O T

1	CE3	Kana- tani	13.98	0.65	10.16	3300	0.727	10.8	17.26	14.16	1.22
2	CF4		13.98	0.65	10.16	3300	0.727	10.8	18.70	14.16	1.32
3	CB-40-2	JISC	16.45	0.47	4.27	4490	0.258	17.5	8.65	6.78	1.28
4	CB-40-4		16.45	0.47	7.63	4490	0.462	17.5	11.97	9.74	1.23
5	CB-70-2		31.95	0.45	6.05	4180	0.190	35.5	7.05	5.82	1.21
6	CB-70-4		31.95	0.45	13.98	4180	0.440	35.5	12.23	9.41	1.30
7	CB-100-2		45.57	0.49	8.91	3980	0.195	46.5	6.67	5.89	1.13
8	CB-100-4		45.57	0.49	16.52	3980	0.362	46.5	10.41	8.27	1.26

## T I P O Y

9	CB'-40-4	JISC	16.45	0.47	7.63	4390	0.464	17.5	13.82	9.77	1.41
10	CB'-70-4		31.95	0.44	13.98	4180	0.440	35.5	15.50	9.41	1.65
11	CB'-100-4		45.57	0.49	16.52	3980	0.362	46.5	11.56	8.27	1.40
										$\bar{x}$	1.31
										$v$	0.106



TABLA 6.2 CONEXIONES TIPO T y Y EN TENSION ( ref 53 )

No	Espécimen	Autor	D (cm)	T (cm)	d (cm)	$\bar{F}_y$ Kg/cm <sup>2</sup>	$\beta$ .	$\gamma$	$\frac{P_{sen\theta}}{T^2 F_y}$	Ec 4.18	$\frac{exp}{Ec}$ 4.18
----	-----------	-------	-----------	-----------	-----------	-----------------------------------	-----------	----------	---------------------------------	------------	--------------------------

## T I P O T

1	T1	Toprac	32.39	1.27	7.3	2890	0.218	12.3	6.82	6.22	1.10
2	T2		32.39	0.64	7.3	2890	0.214	25.5	17.56	6.16	2.85
3	T3		40.64	0.64	8.89	2890	0.209	31.5	15.61	6.09	2.56
4	T4		32.39	0.64	14.13	2890	0.425	25.5	14.83	9.19	1.61
5	T5		21.91	0.64	14.13	2890	0.643	16.8	24.20	12.62	1.92
6	T6		32.39	0.64	14.13	2890	0.425	25.5	16.78	9.19	1.83
7	T7		32.39	0.64	14.13	2890	0.425	25.5	15.22	9.19	1.56
8	1	Brown	21.91	0.71	14.13	3300	0.645	15.5	39.4	12.65	3.11
9	2	y	21.91	0.71	14.13	3300	0.645	15.5	39.1	12.65	3.09
10	3	Root	21.91	0.71	14.13	3300	0.645	15.5	39.6	12.65	2.66
11	1	Beale	32.39	0.64	6.03	2960	0.173	25.5	5.71	5.59	1.02
12	2		32.39	0.64	10.16	2960	0.302	25.5	9.14	7.40	1.24
13	3		32.39	0.64	27.31	2960	0.840	25.5	19.05	16.84	1.13

## T I P O Y

14	5	Beale	32.39	0.64	6.03	2960	0.173	25.5	5.93	5.59	1.06	
15	6		32.39	0.64	10.16	2960	0.302	25.5	8.08	7.40	1.09	
16	7		32.39	0.64	27.31	2960	0.840	25.5	16.16	16.84	0.96	
											$\bar{x}$	1.805
											V	0.441

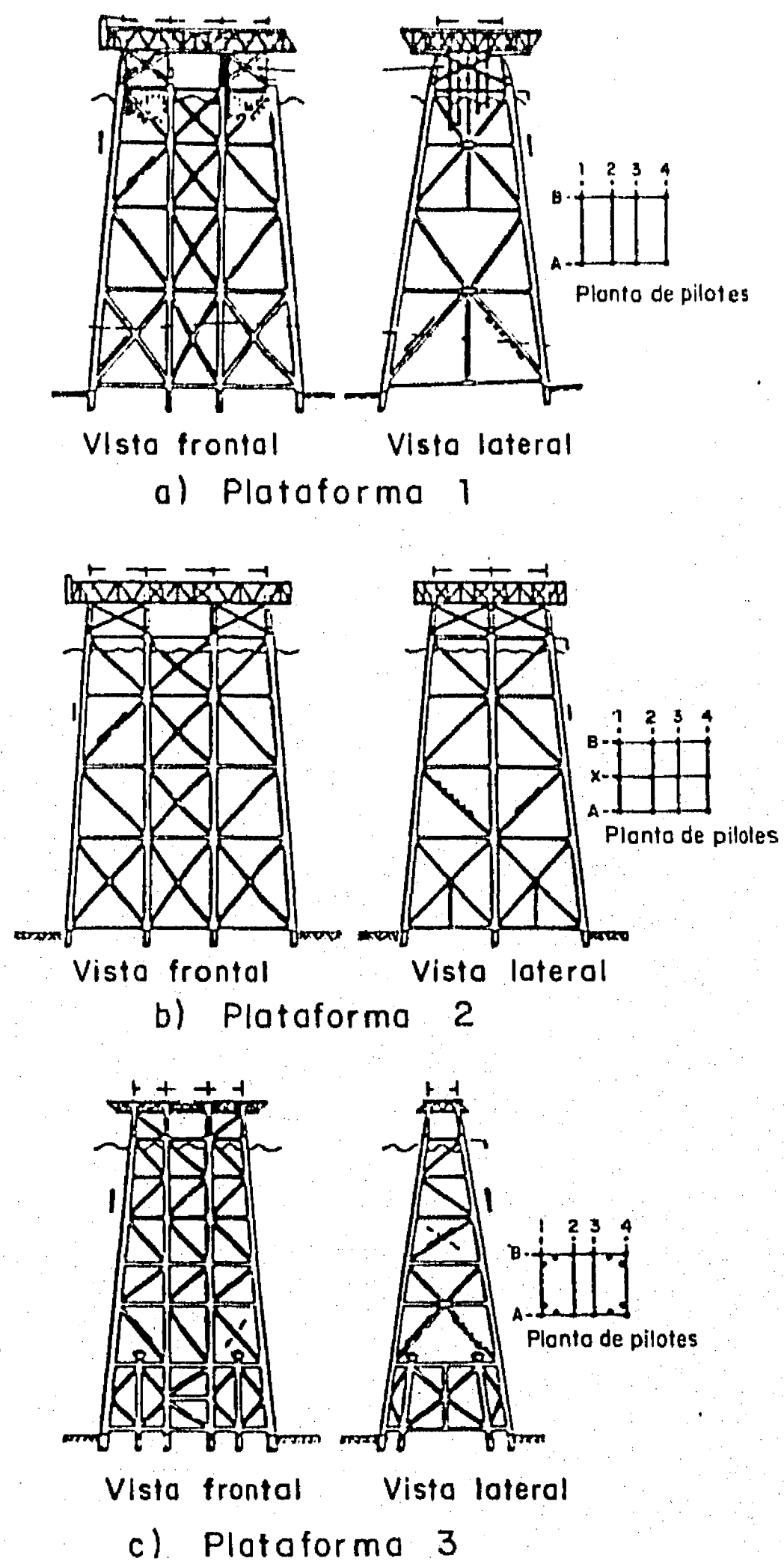


Fig 1.1 Plataformas marinas de acero típicas ( ref 4 )

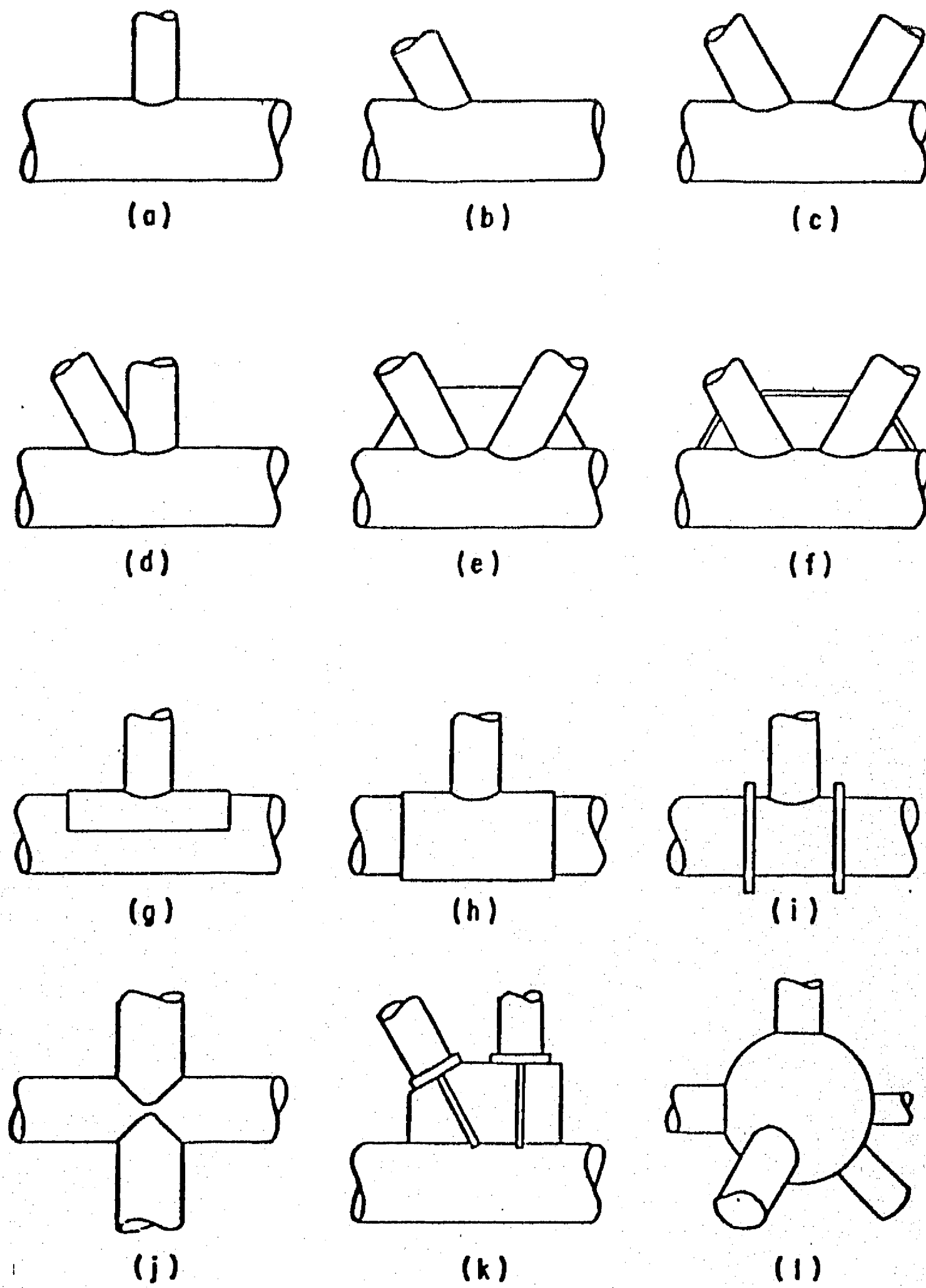
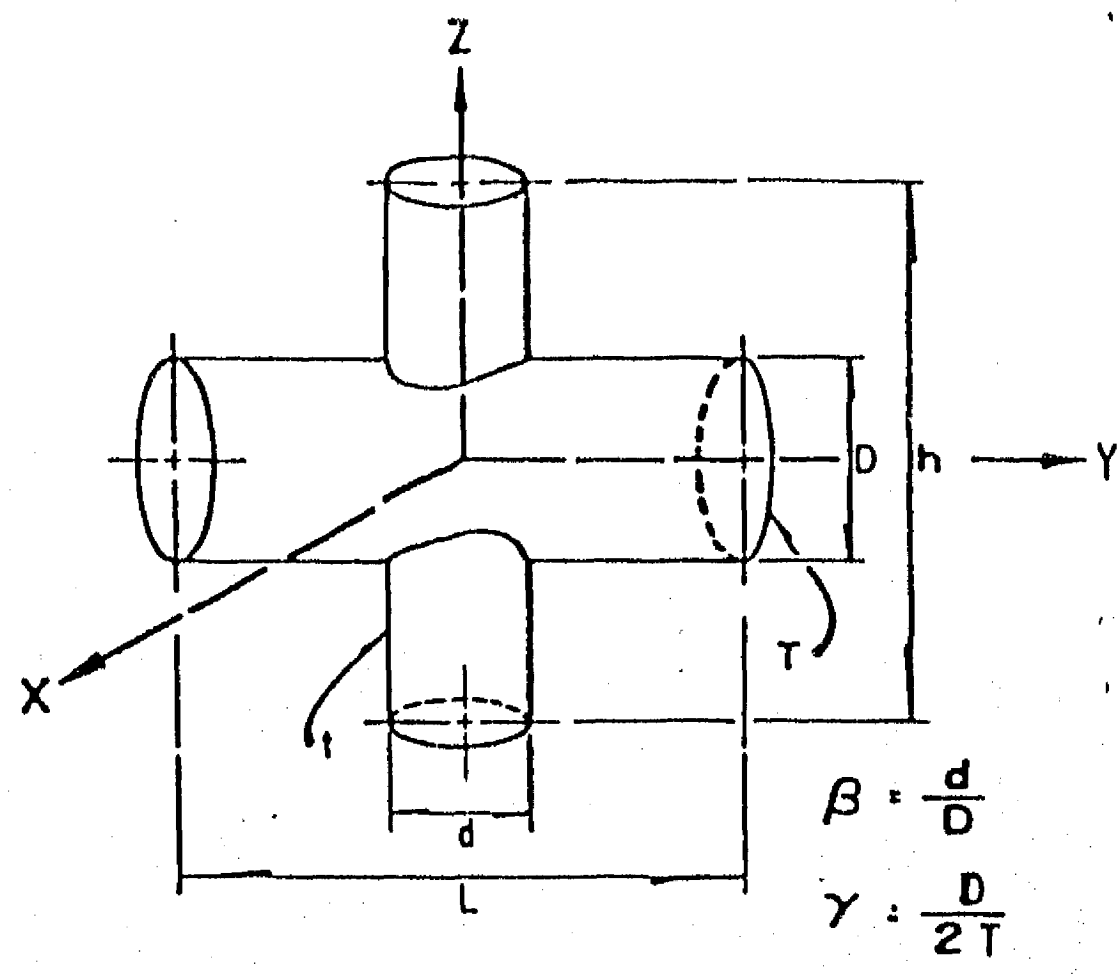
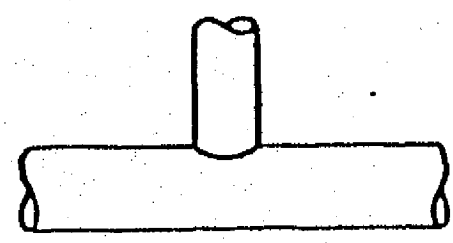


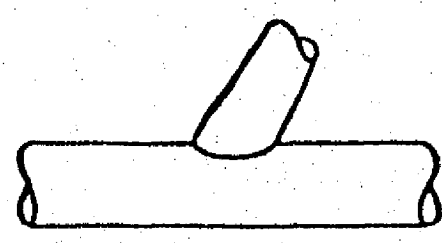
Fig 2.1 Conexiones tubulares diversas ( ref 40 )



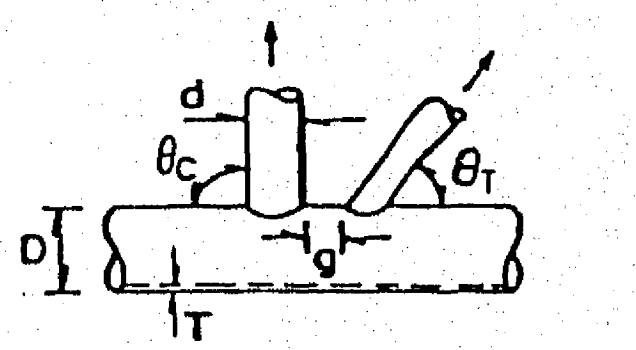
Conexión tipo cruz



Conexión "T"



Conexión "Y"



$\beta = \frac{d}{D}, \gamma = \frac{D}{2T}, \xi = \frac{g}{D}$

Conexión "K"

Fig 2.2 Tipos de conexiones tubulares

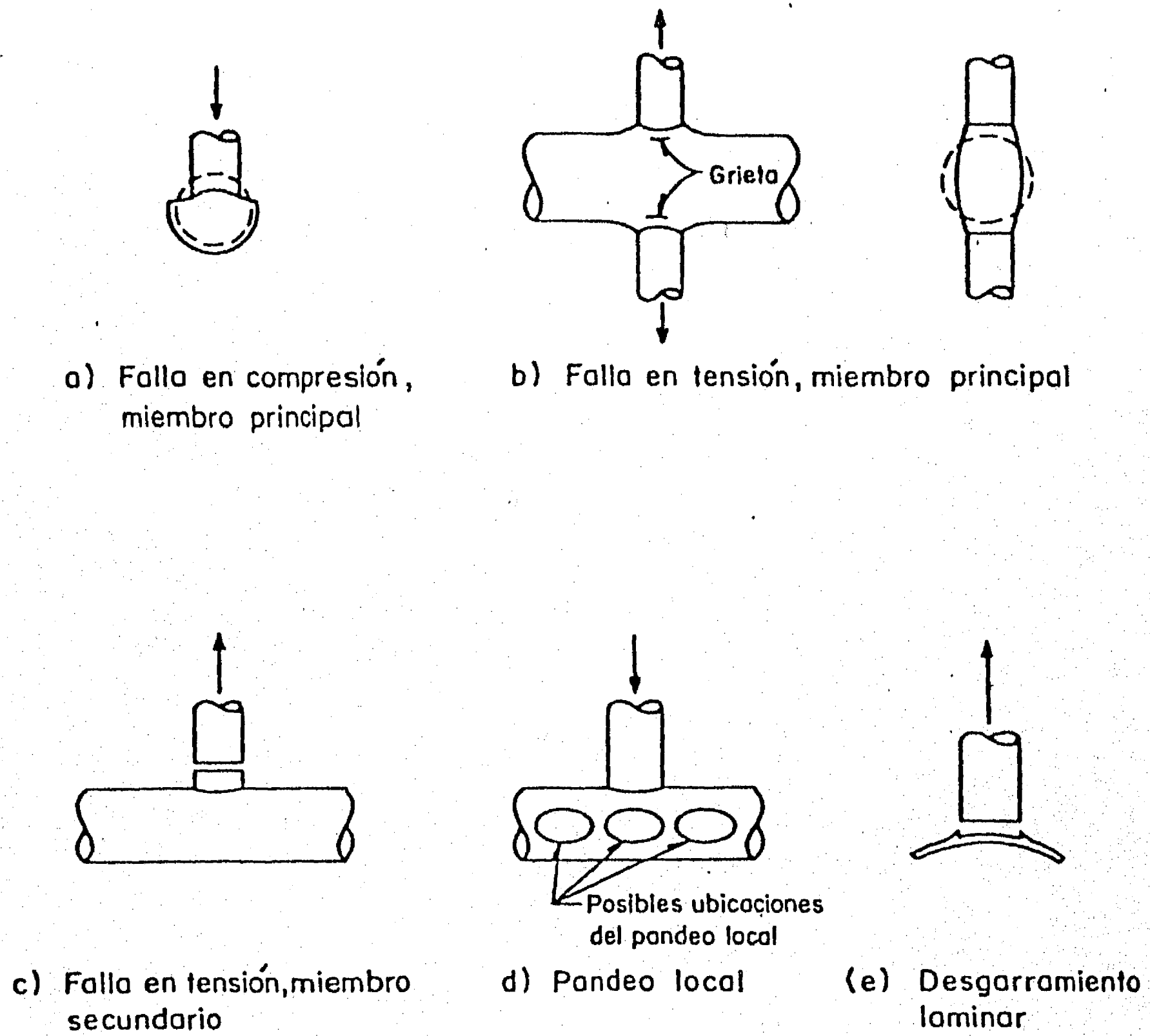


Fig. 2.3 Modos de falla en una conexión tubular ( ref 41 )

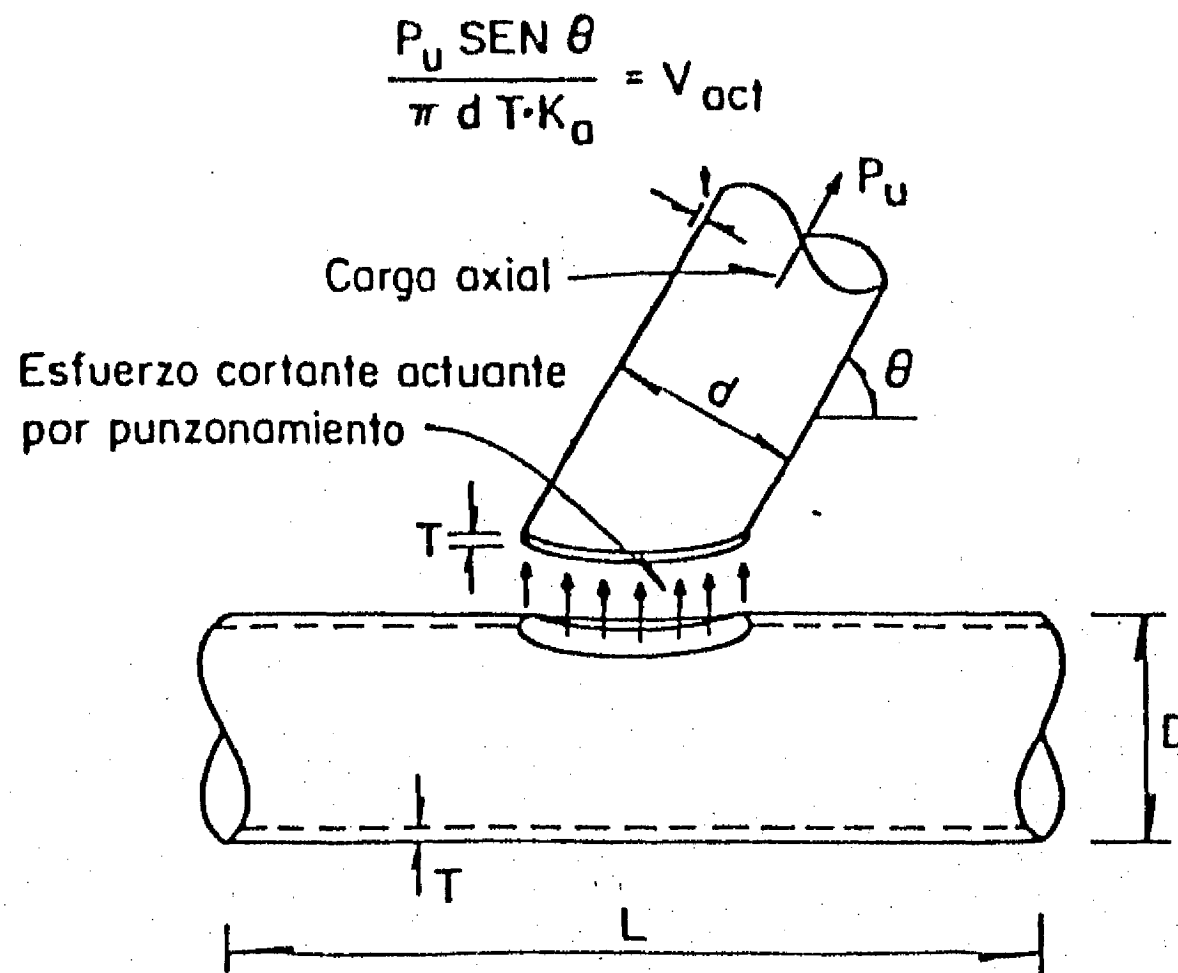


Fig 2.4 Esfuerzo cortante por punzonamiento

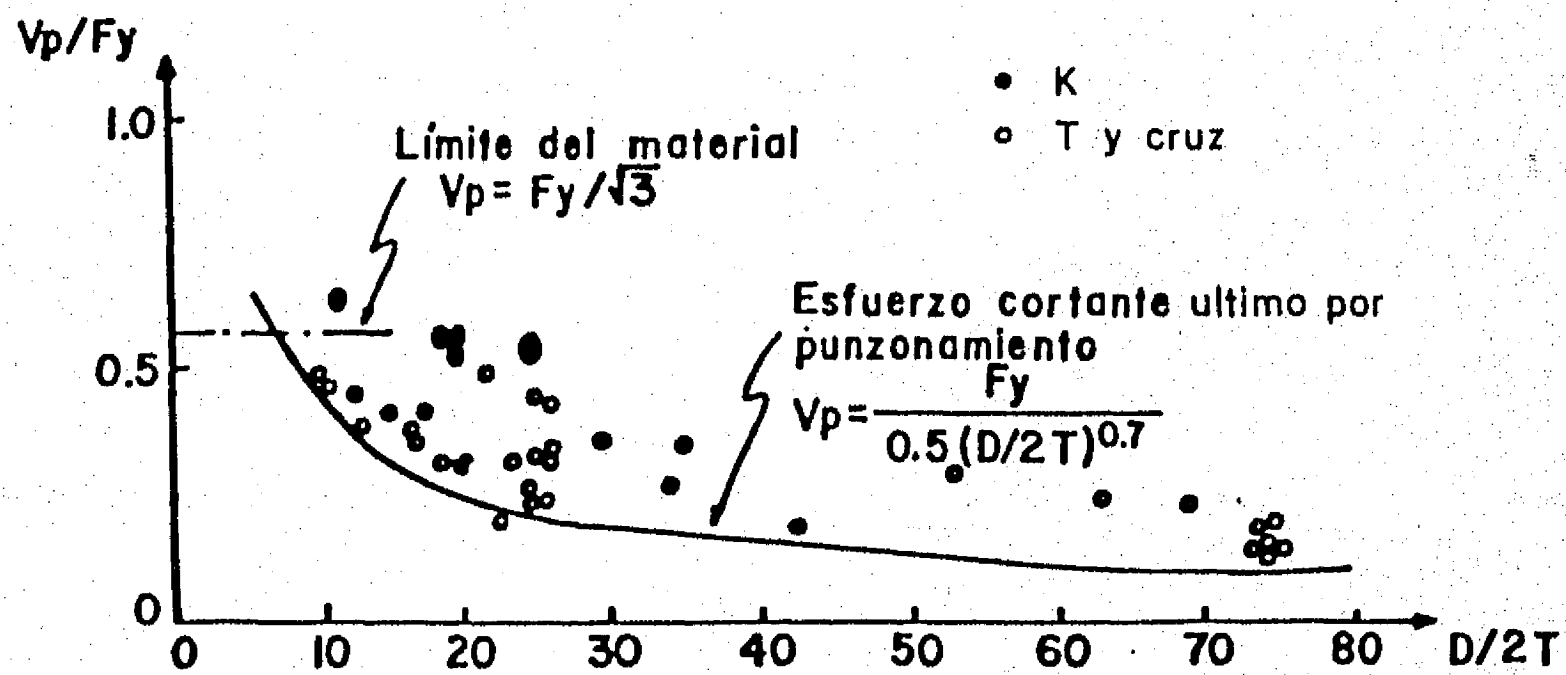


Fig 2.5 Curva empírica de diseño (resistencia estática), ref 35

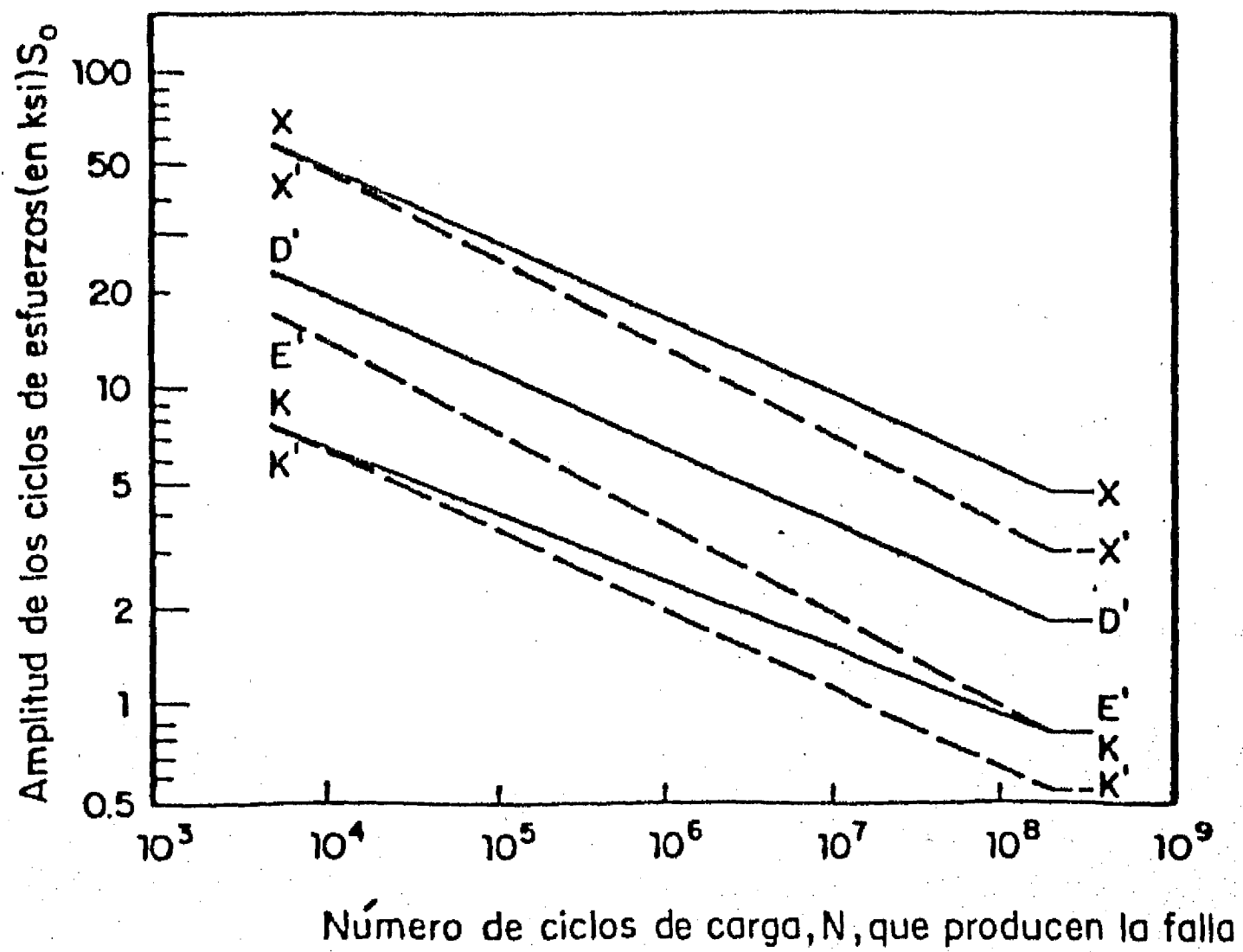


Fig 2.6 Curvas S-N para conexiones tubulares (ref 1)

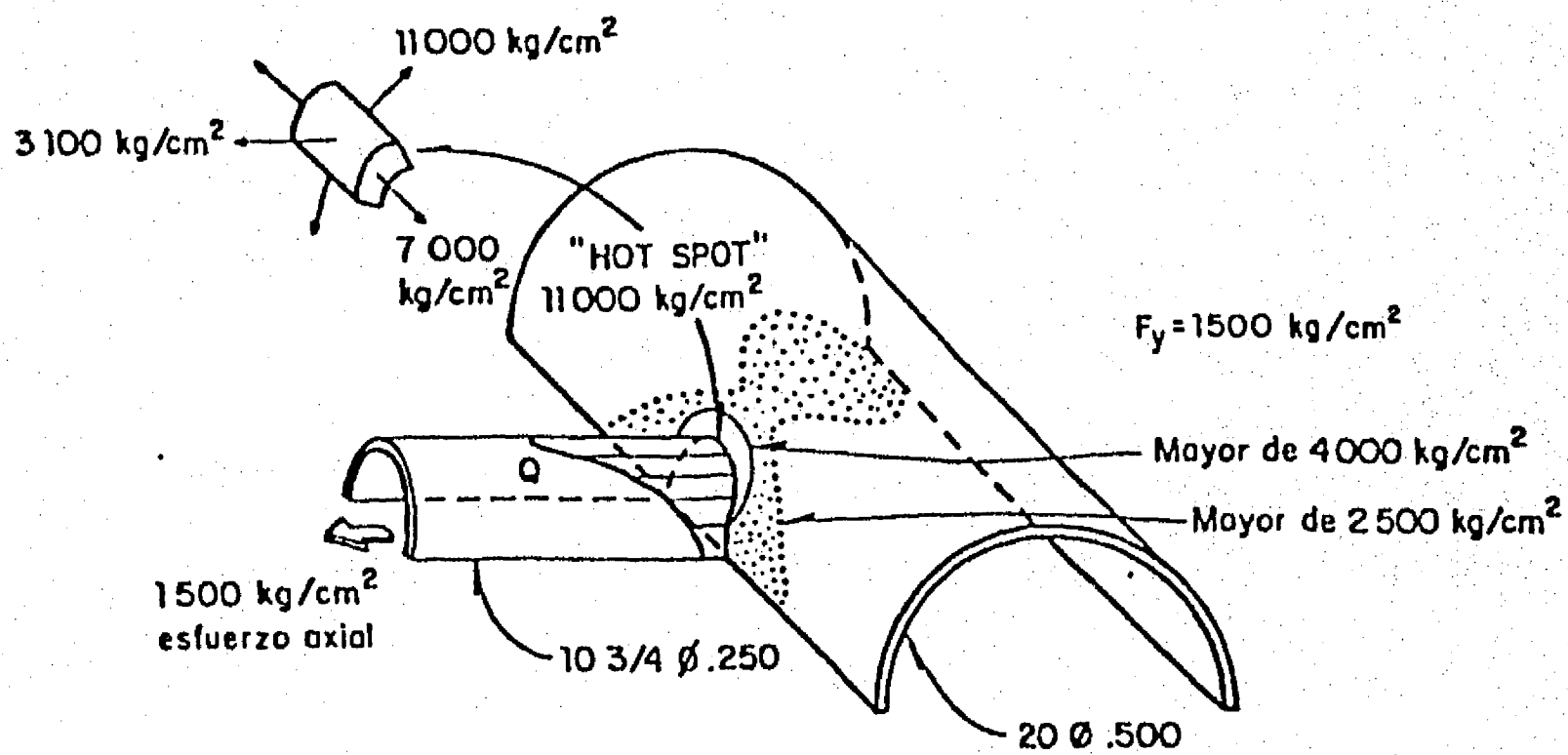


Fig 2.7 Esfuerzos elasticos teóricos en una conexión tipo "T" cargada axialmente (ref 35)



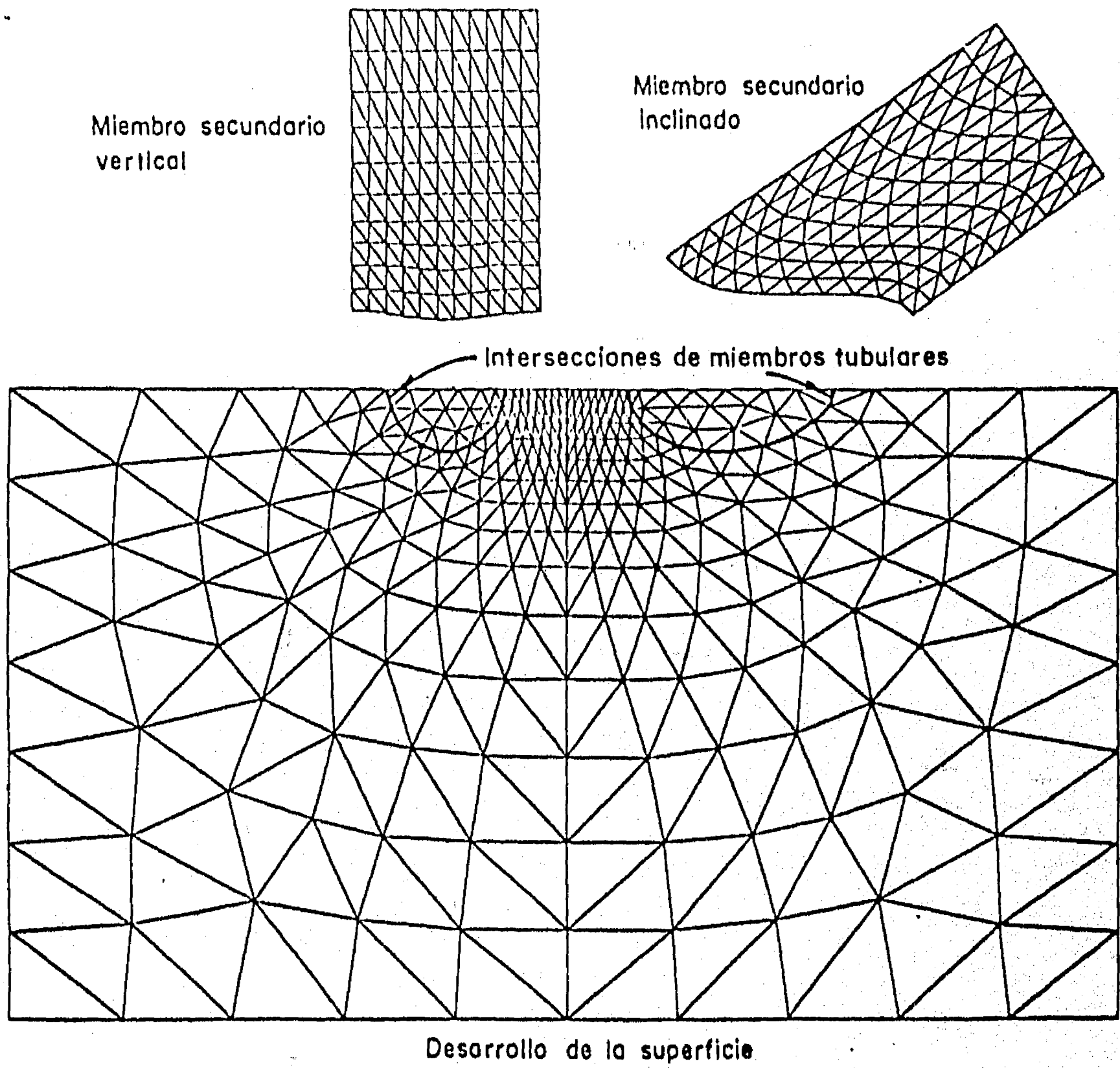


Fig 2.8 Malla típica de elementos finitos ( ref 23 )

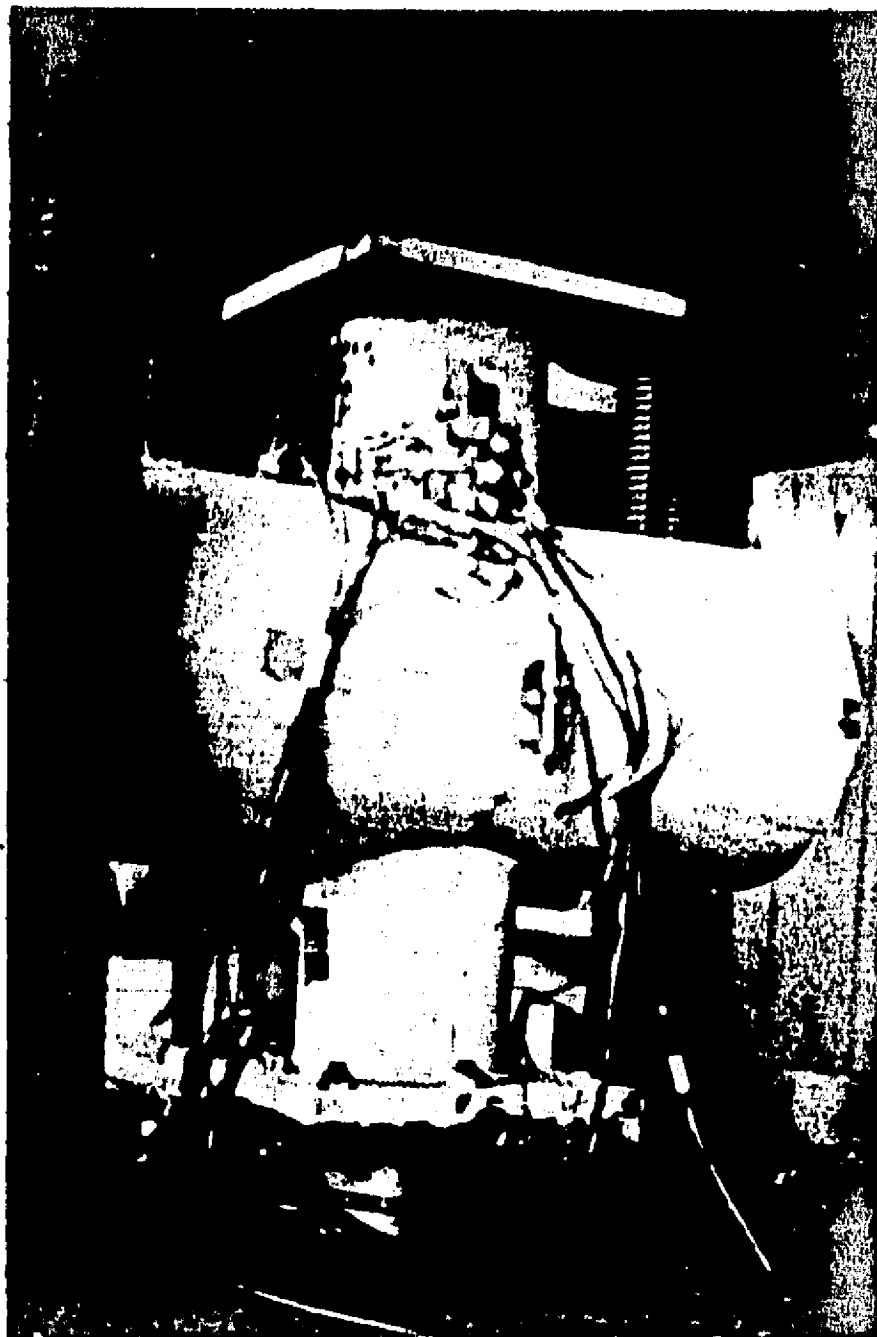
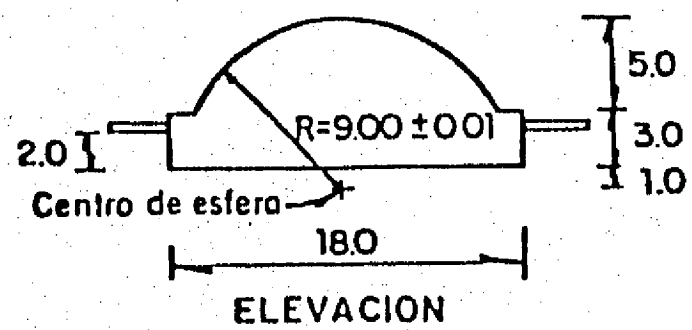
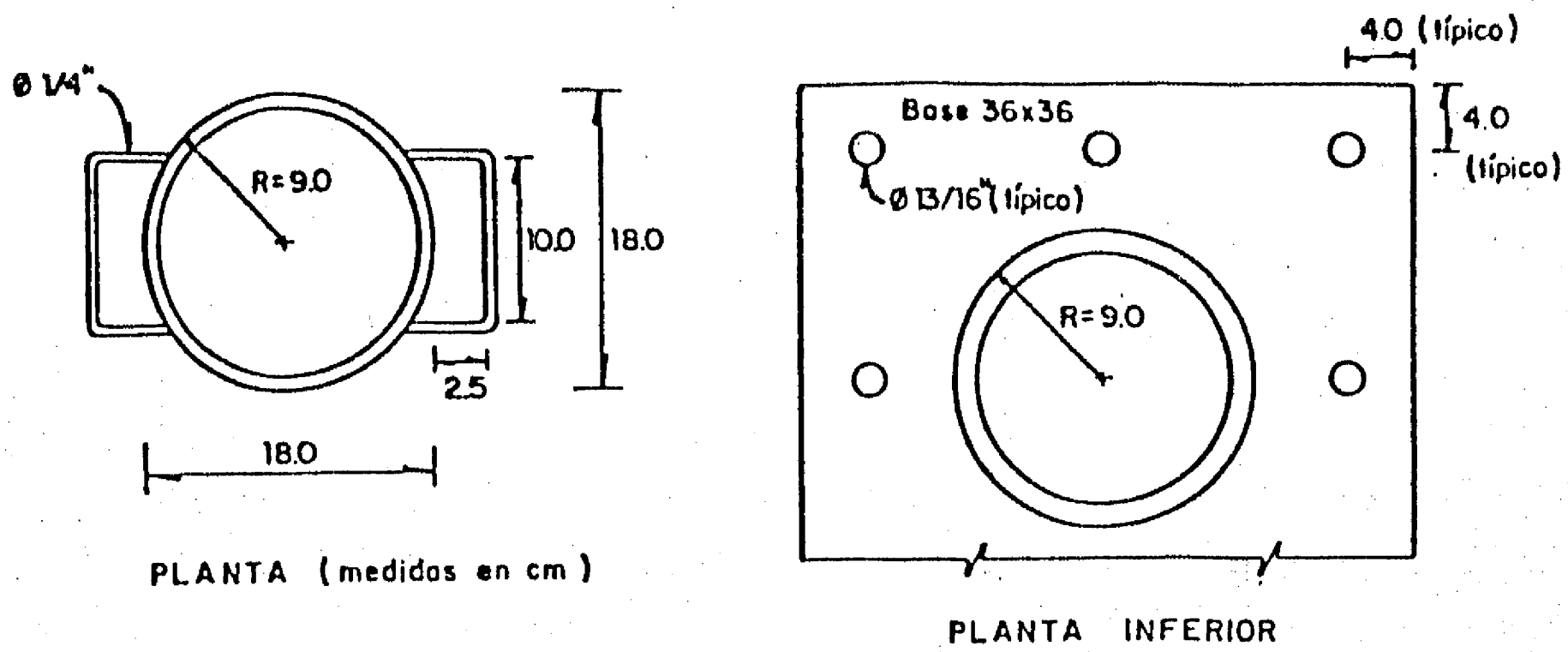
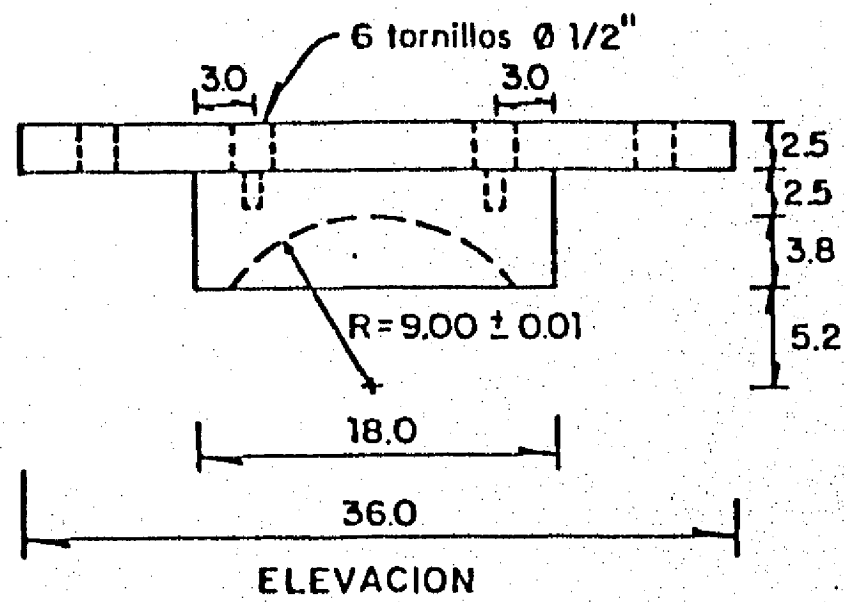


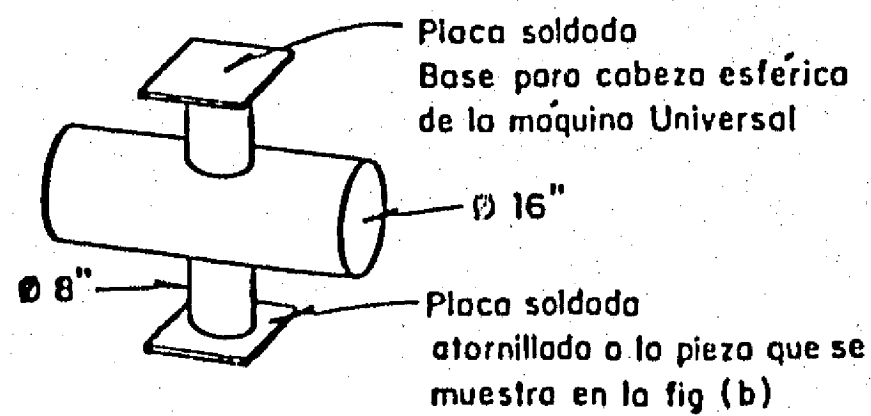
Fig 3.1 Ensayo de espécimen en compresión C1



a) Cabeza esférica construida para un extremo del espécimen



b) Base de la cabeza esférica en un extremo del espécimen



c) Ensamble del sistema de fijación del espécimen C1 a la máquina Universal

Fig 3.2 Sistema de fijación de especímenes en compresión

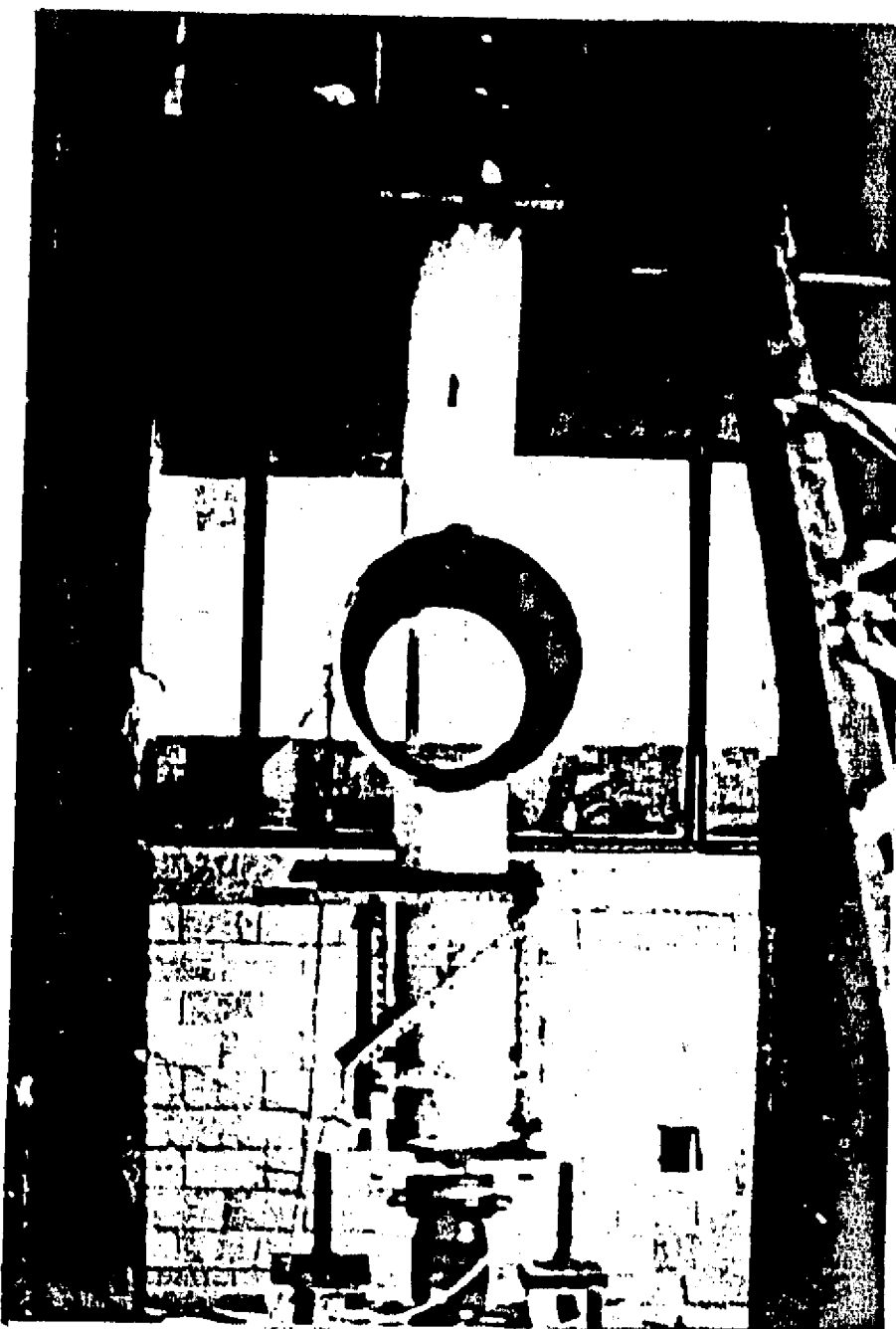


Fig 3.3 Espécimen C3 después de la falla

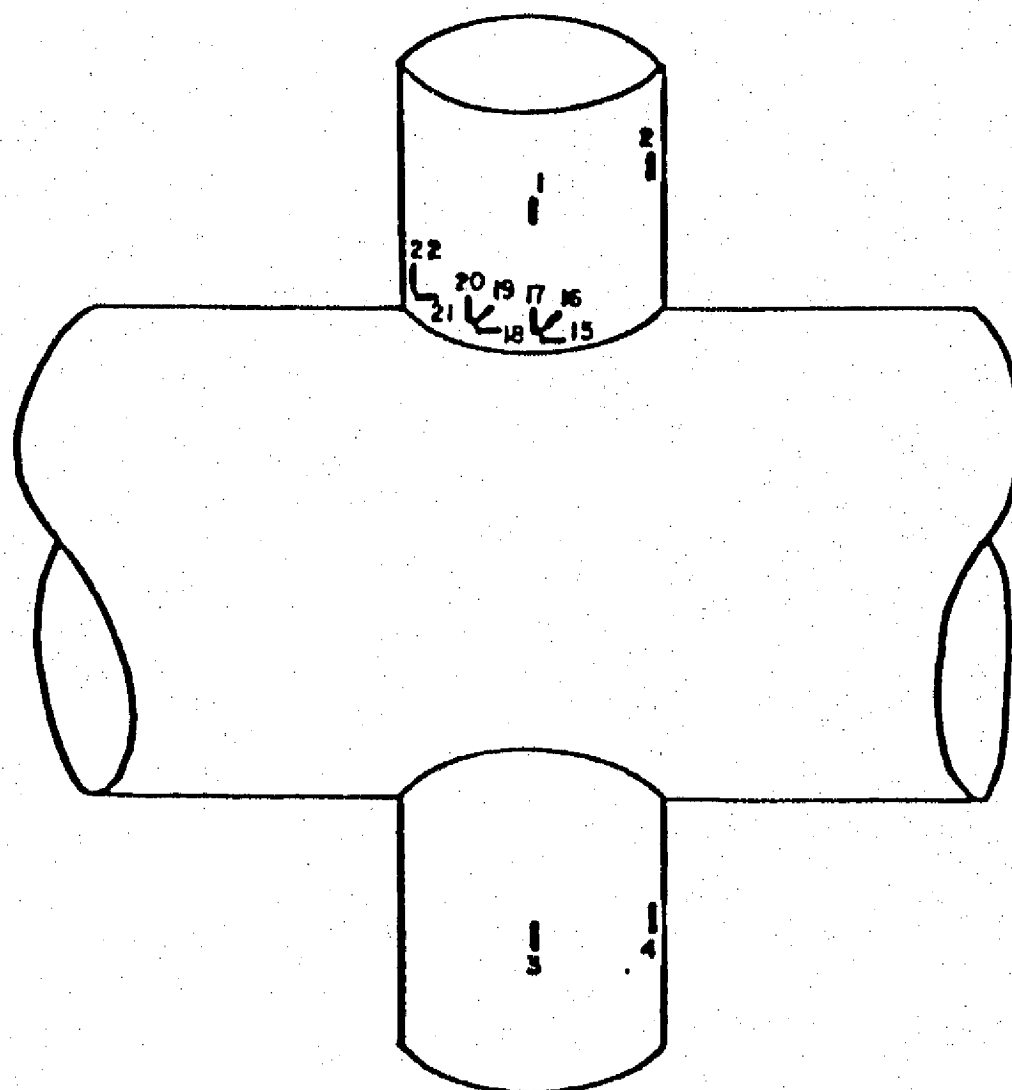
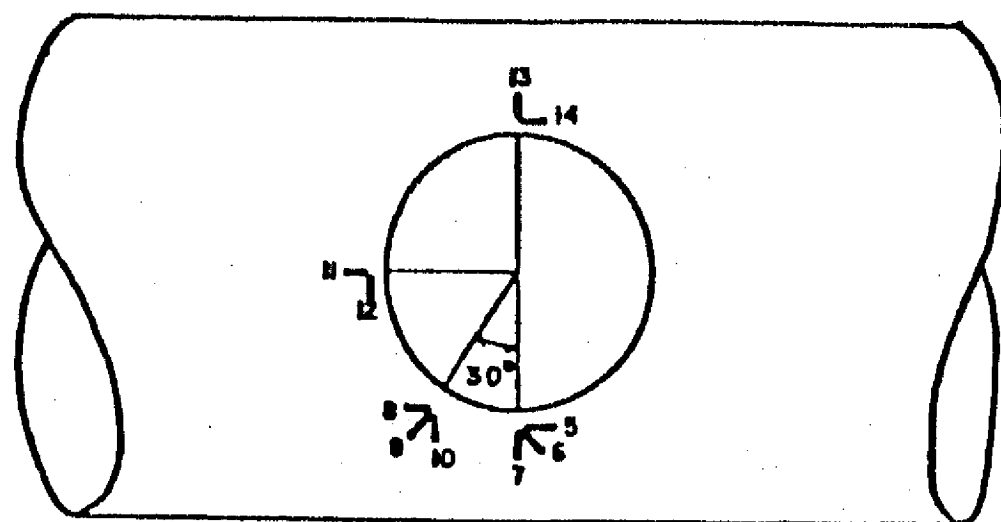


Fig 3.4 Instrumentación con medidores electricos de deformaciones en el espécimen C2

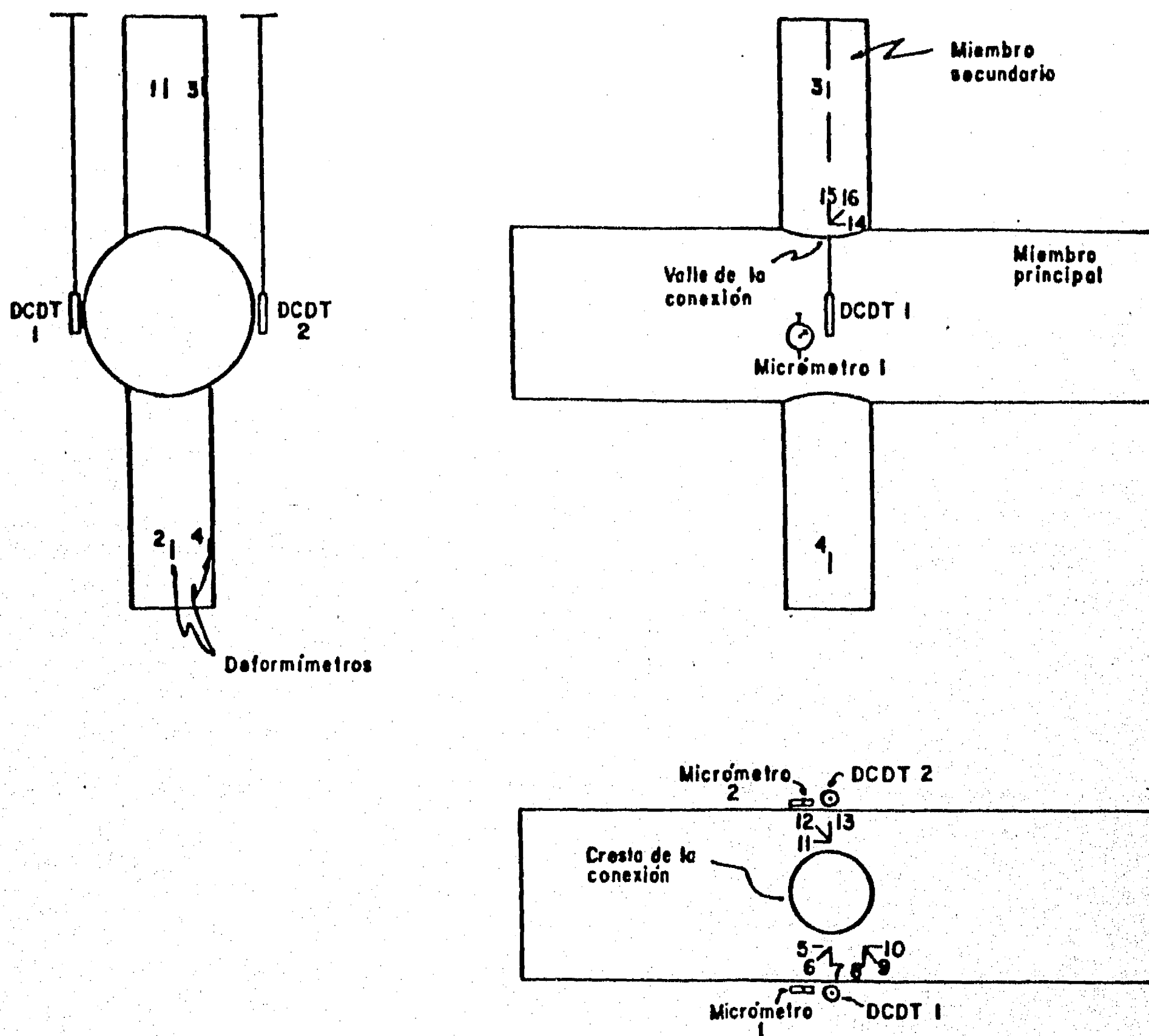


Fig 3.5 Distribución de deformímetros, micrómetros y medidores de desplazamiento (DCDT) en el espécimen C3

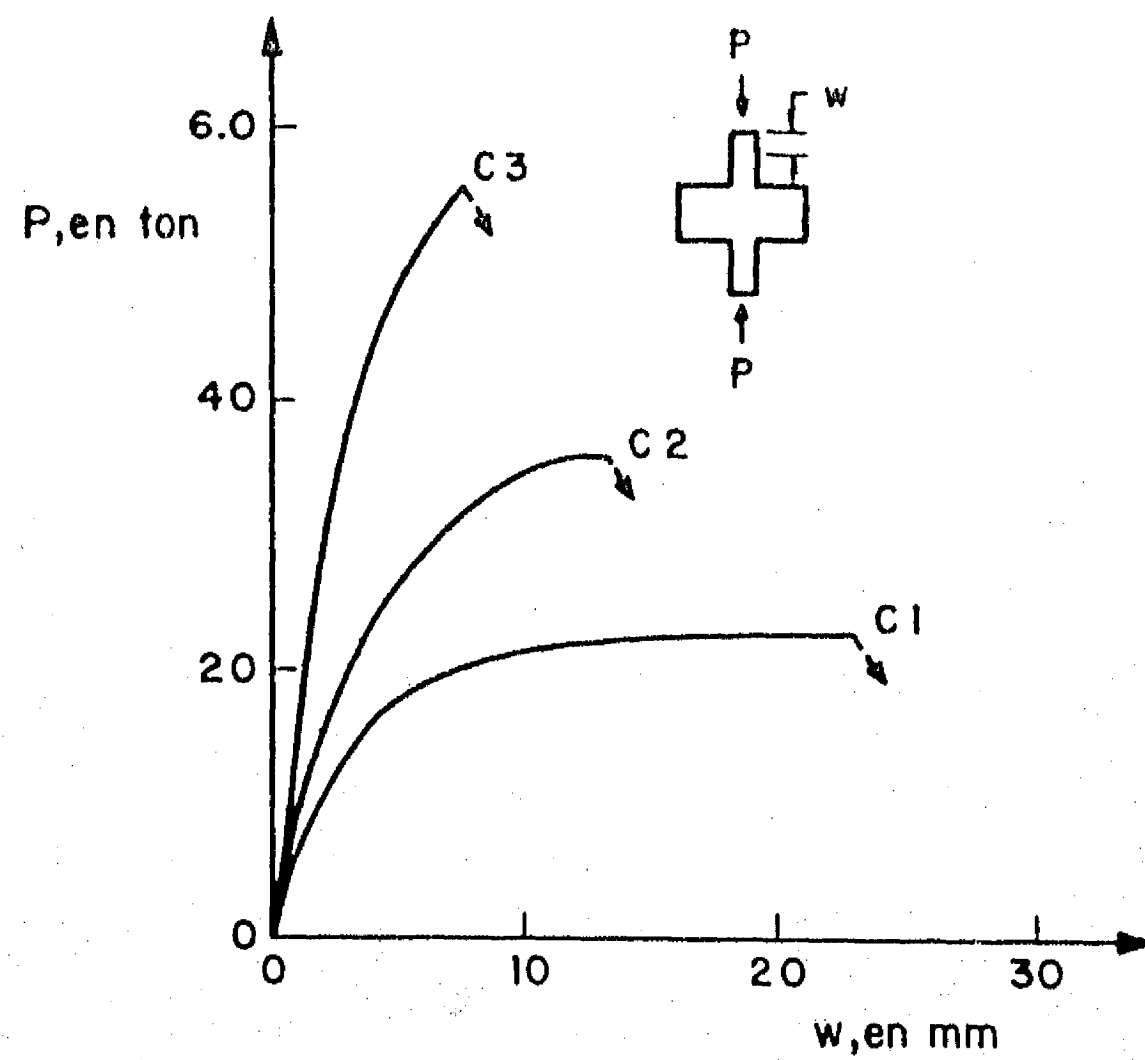


Fig 3.6 Curvas carga-acortamiento axial de los especímenes ensayados en compresión

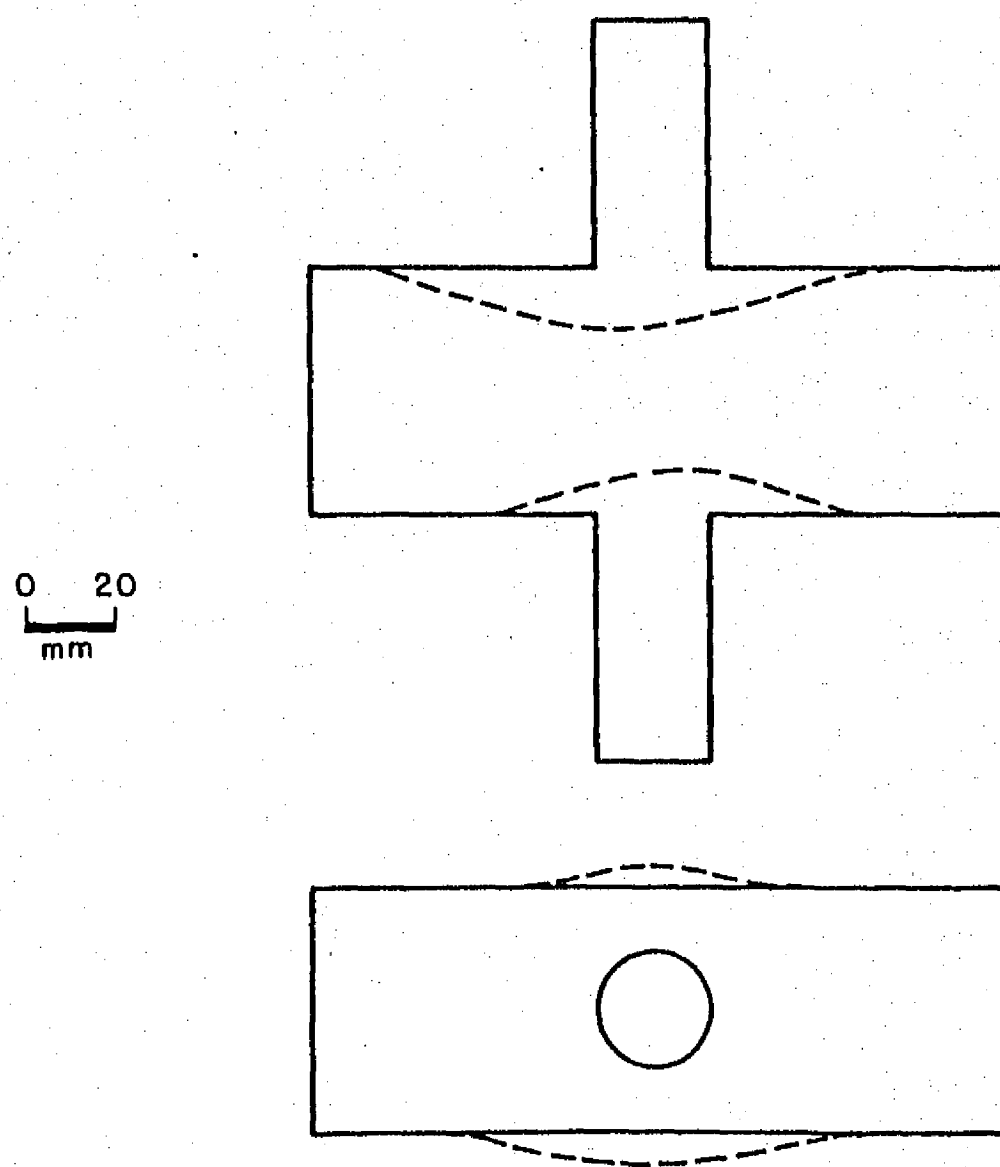


Fig 3.7 Configuración de falla experimental del espécimen C1



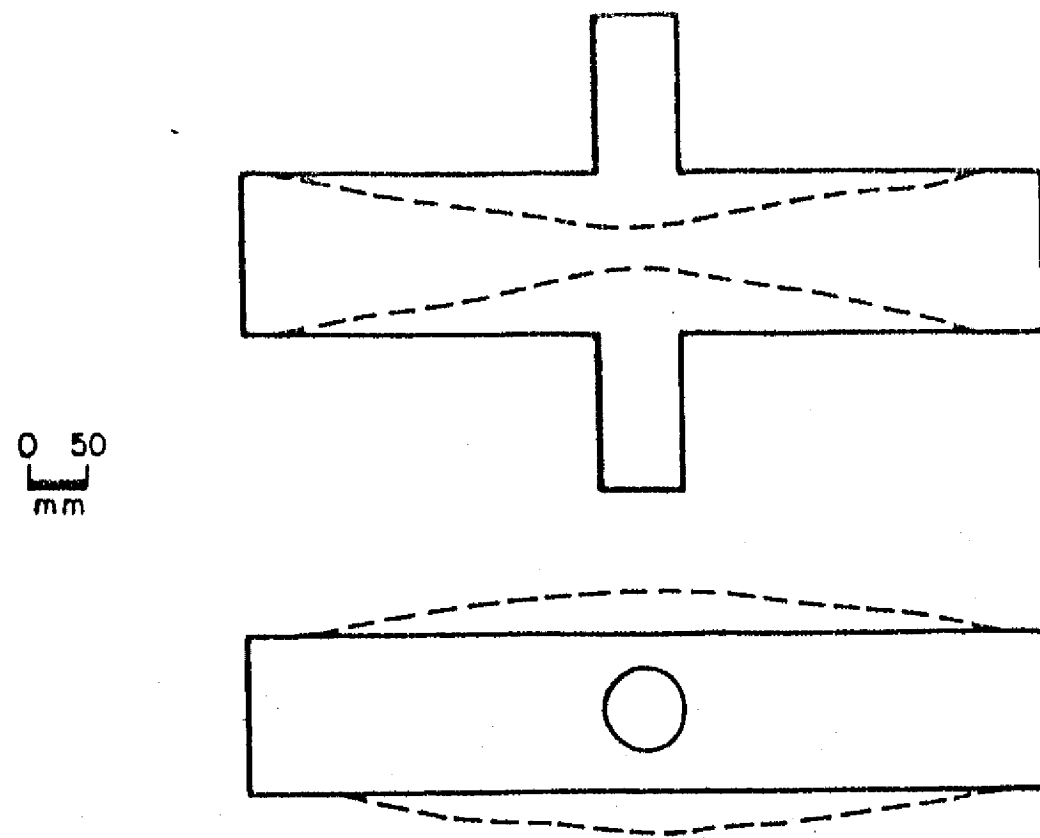


Fig 3.8 Configuración de falla experimental del espécimen C2

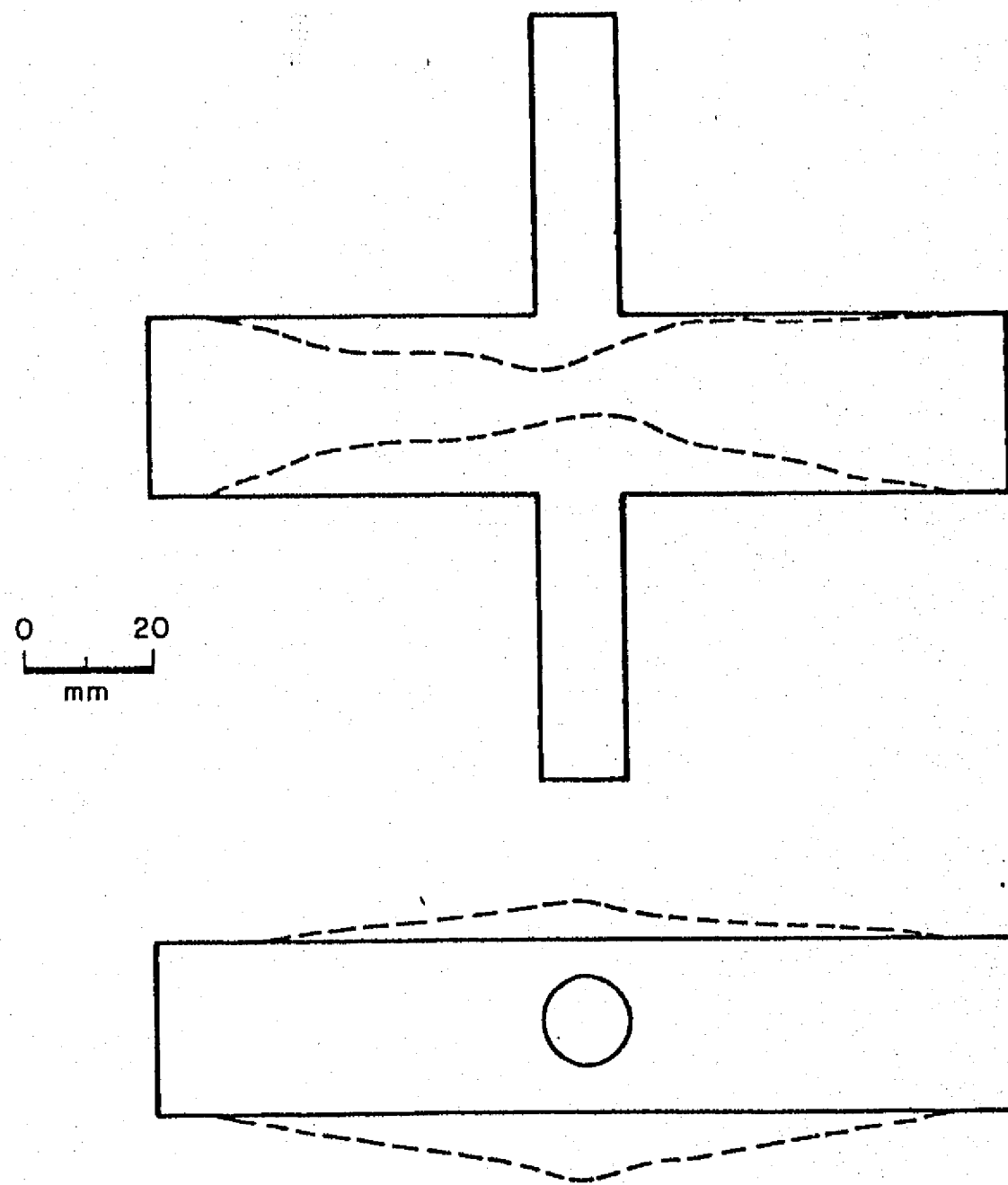


Fig 3.9 Configuración de falla experimental del espécimen C3

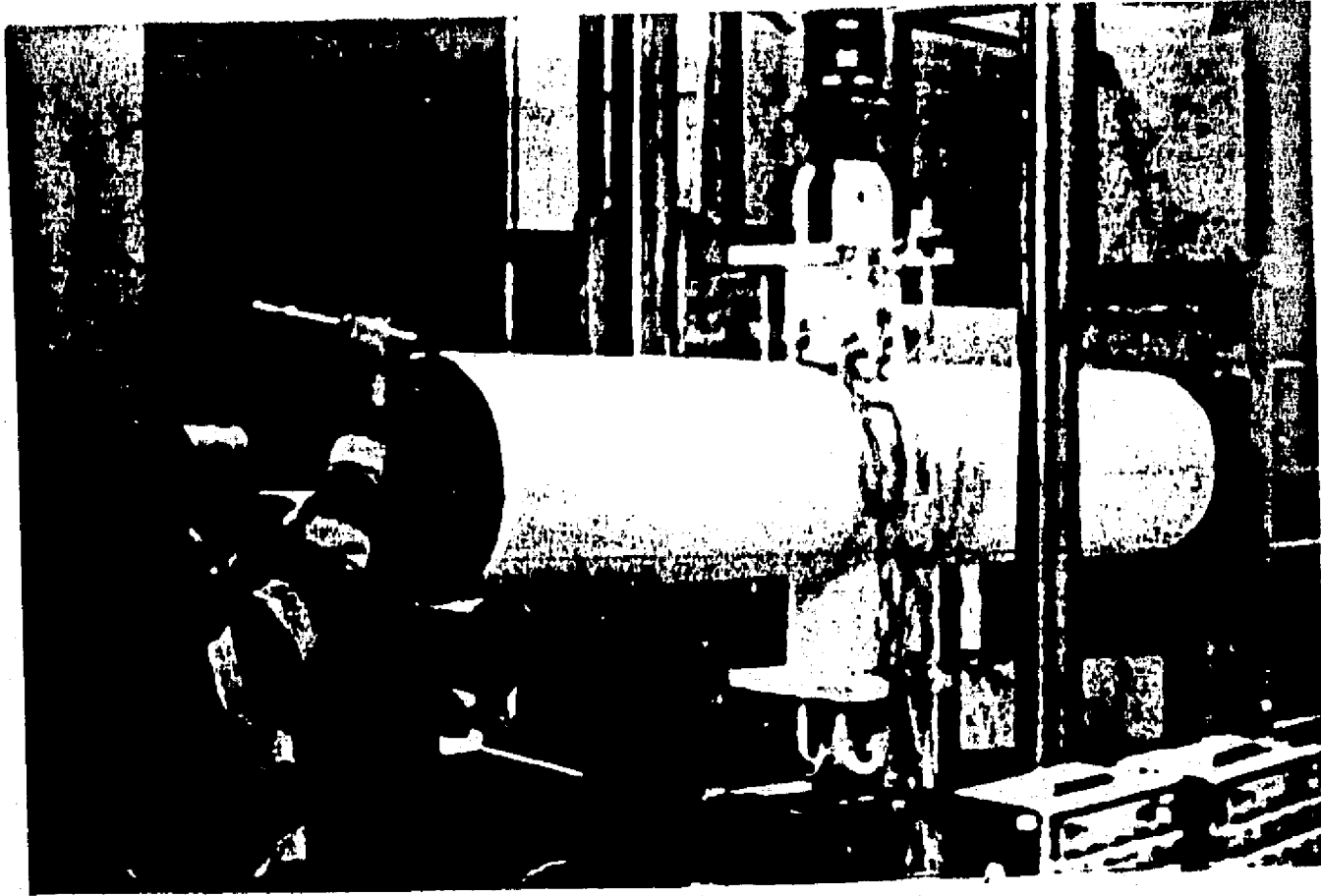
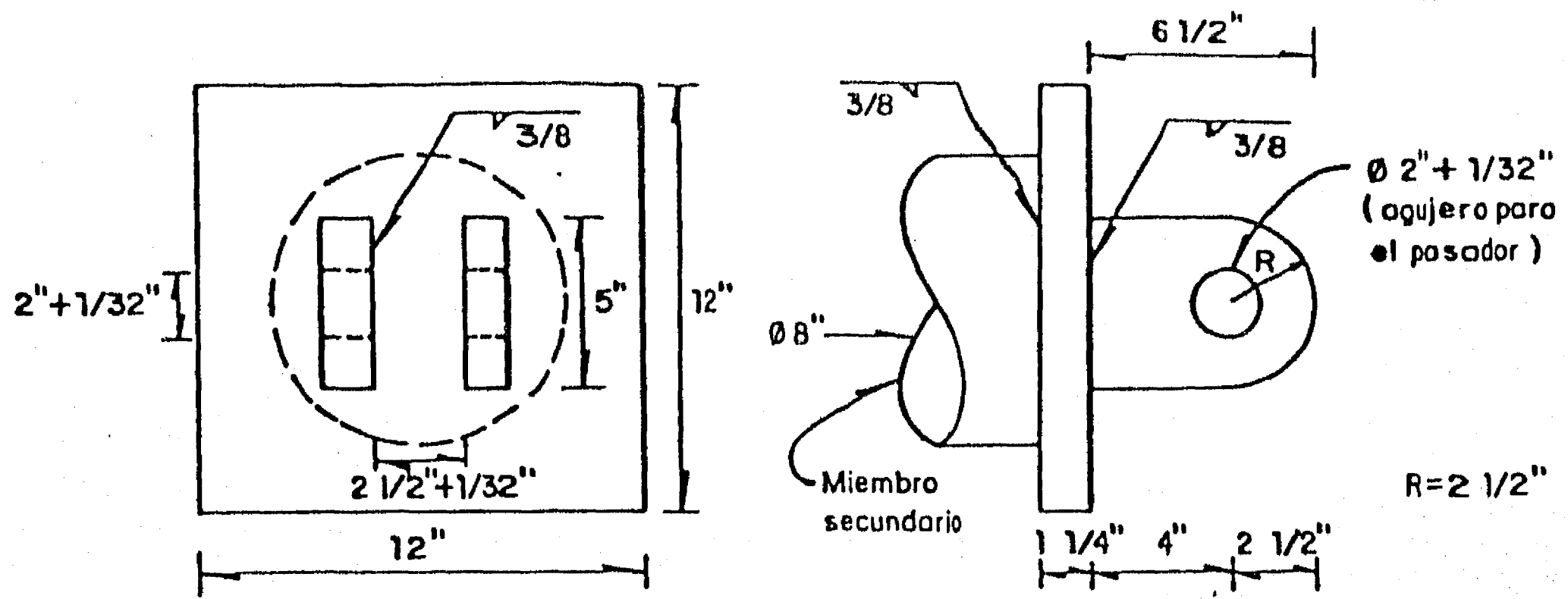
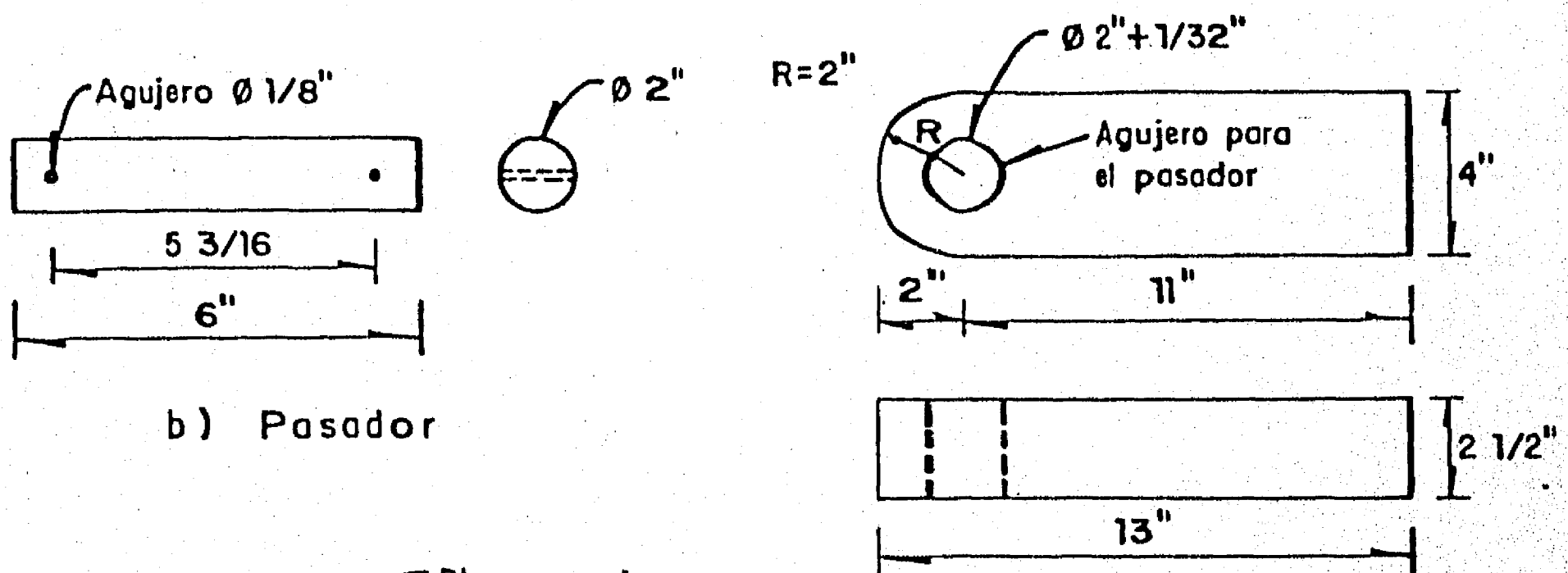


Fig 3.10 Disposición del ensaye en tensión

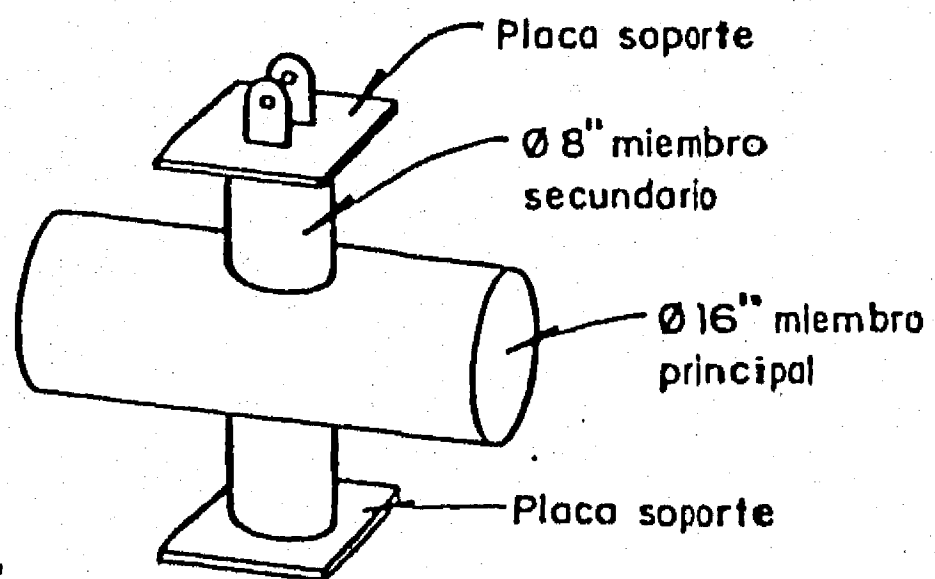


a) Placa soporte



b) Pasador

c) Pieza agarre a mordaza de la máquina Universal



d) Ensamble de las placas soportes al espécimen

Fig 3.11 Sistema de fijación de especímenes en tensión

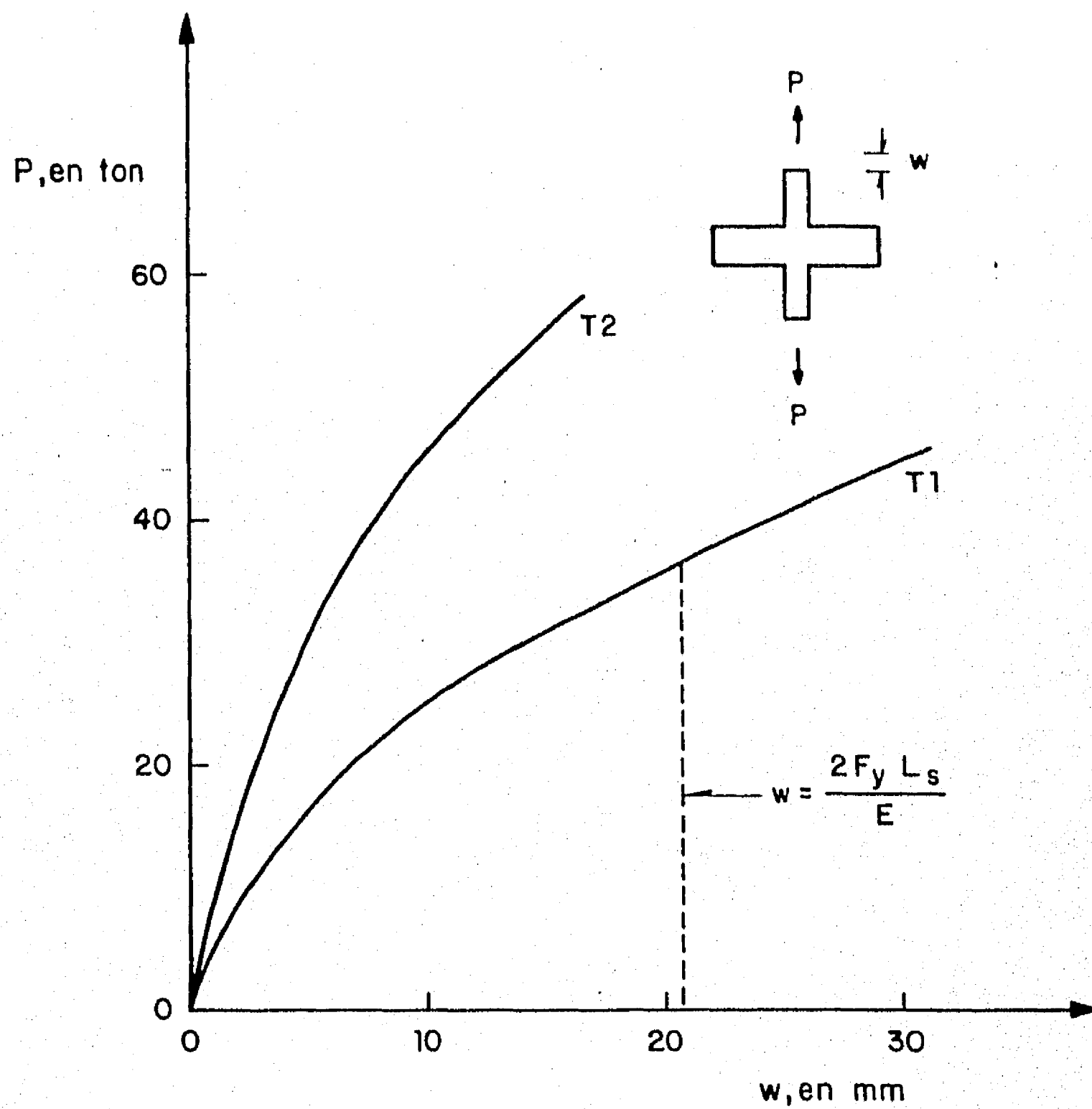


Fig 3.12 Curvas carga - alargamiento axial de los especímenes ensayados en tensión

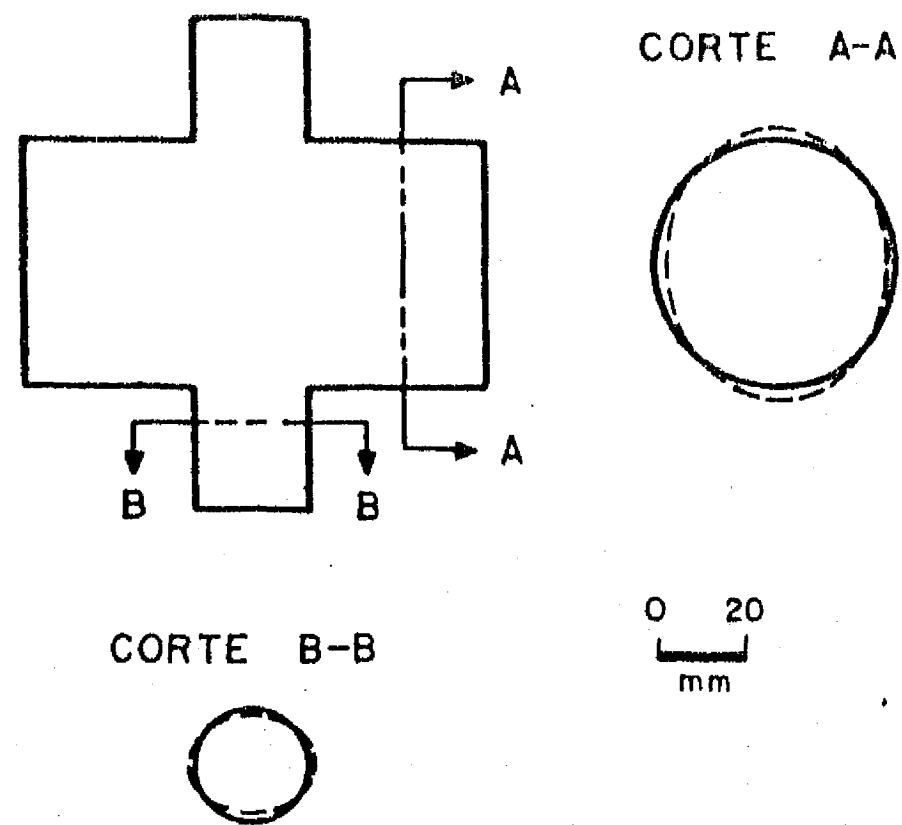


Fig 3.13 Configuración de falla experimental del espécimen T 1

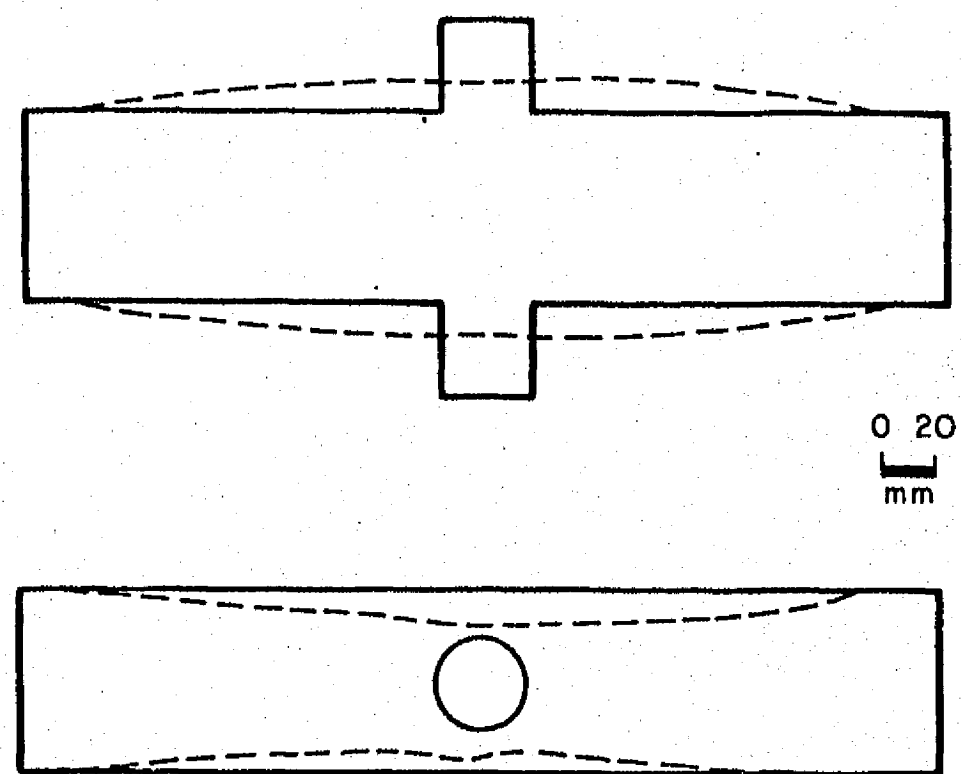
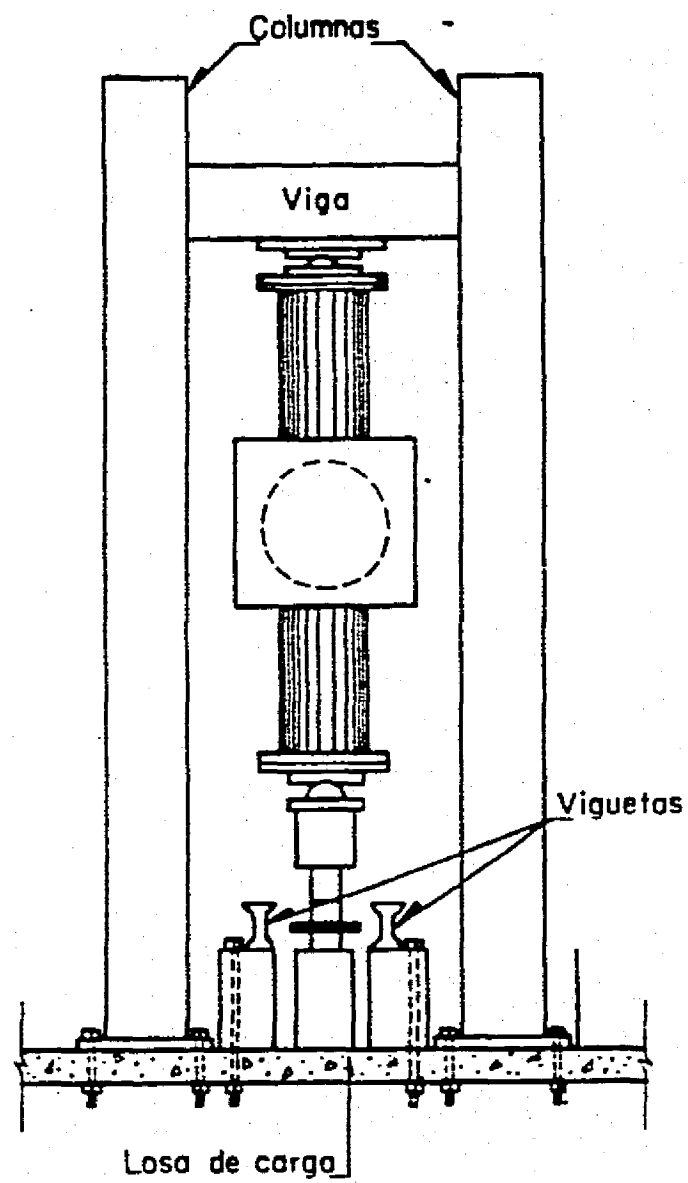
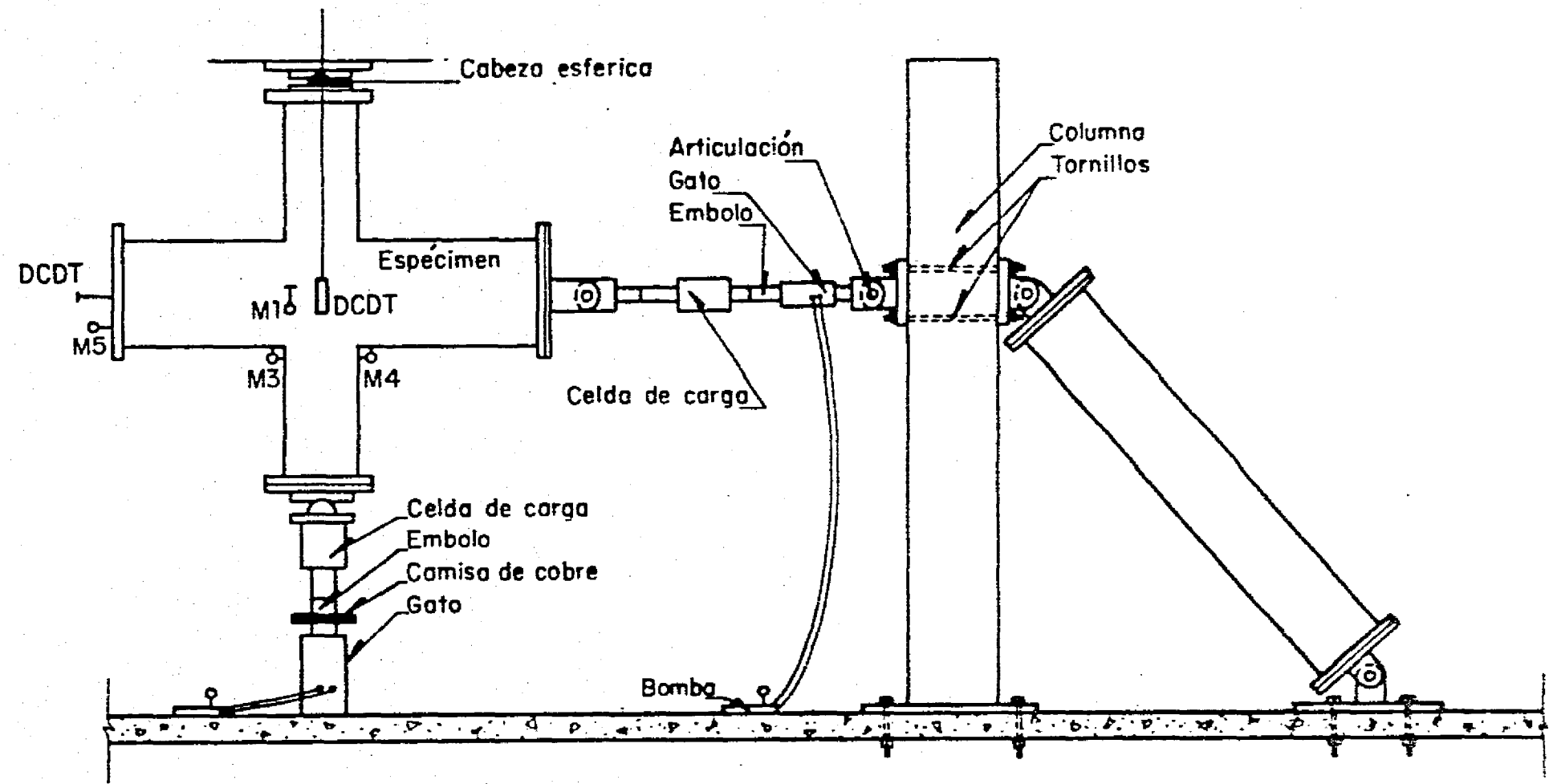


Fig 3.14 Configuración de falla experimental del espécimen T 2



Vista Frontal



Vista Lateral

Fig 3.15 Marco de carga para ensaye en flexocompresión

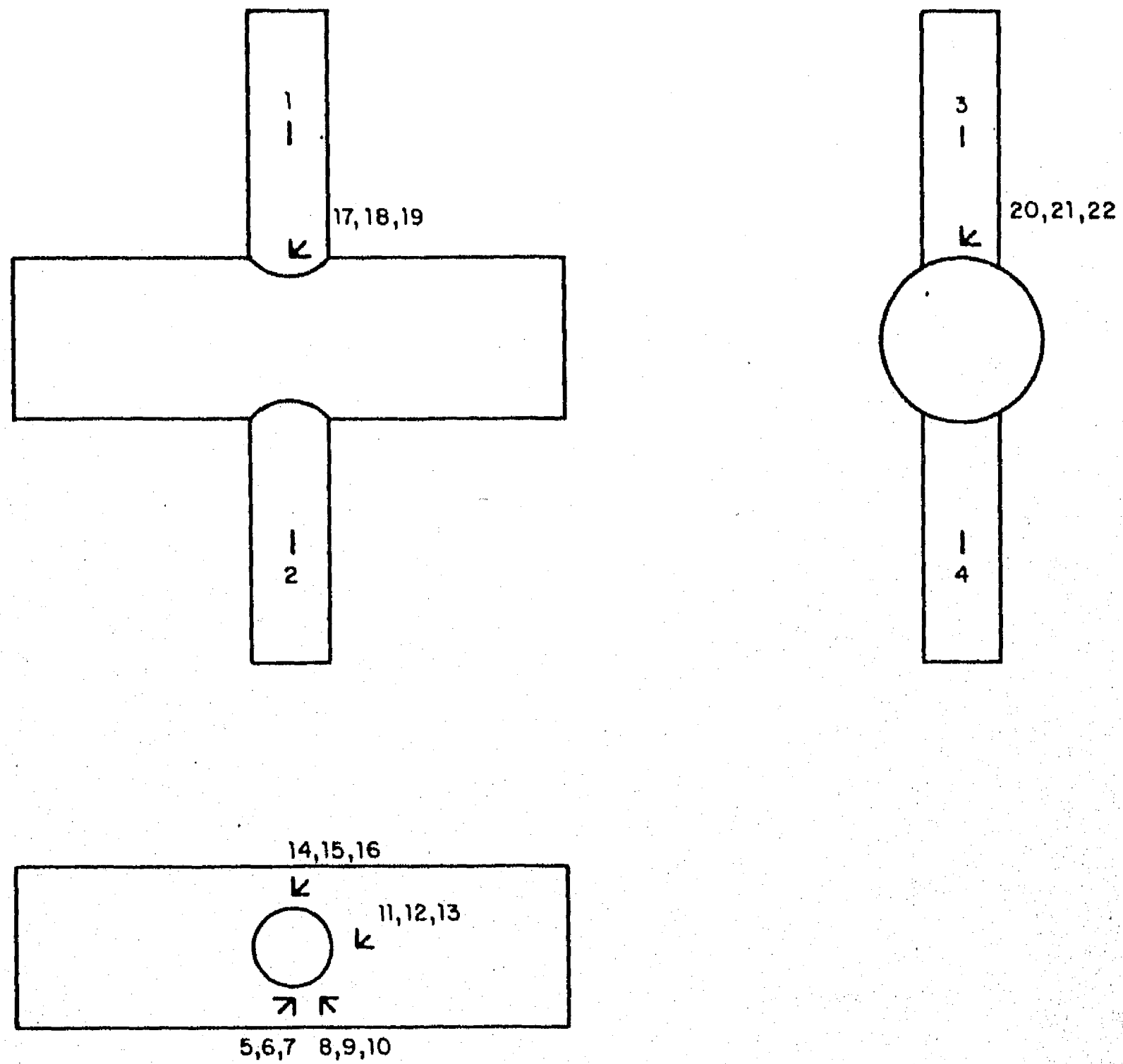
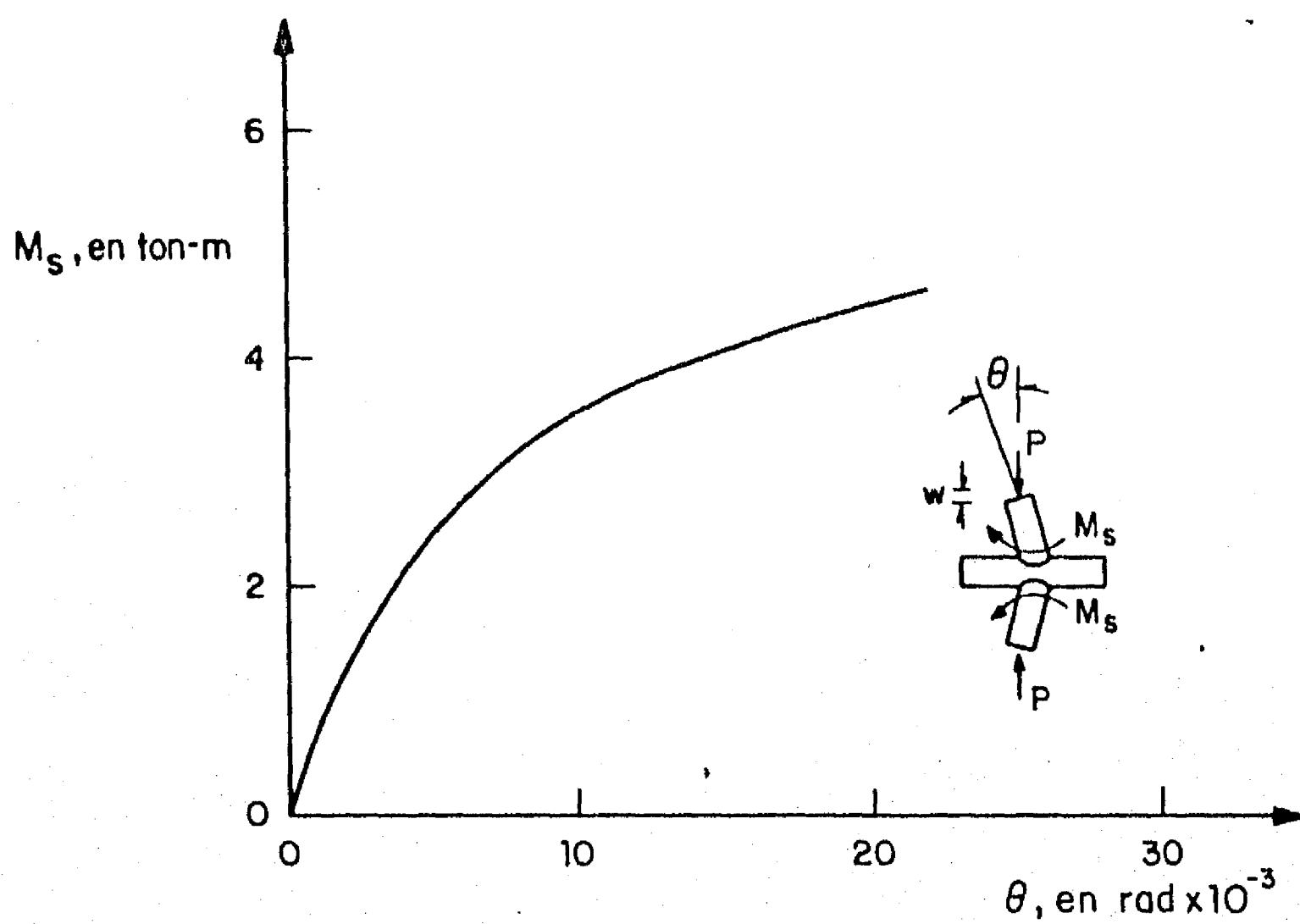
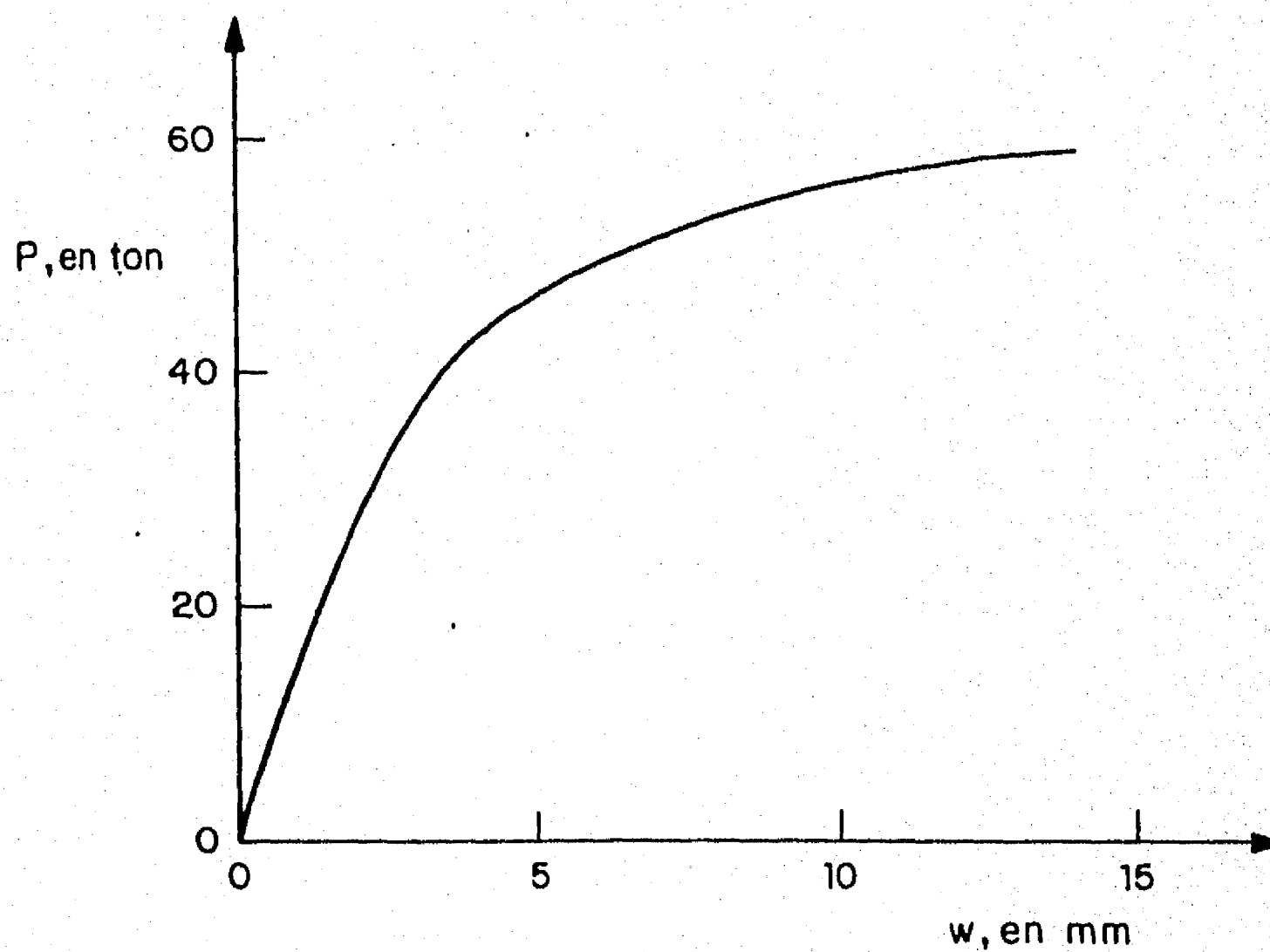


Fig 3.16 Instrumentación con medidores eléctricos de deformaciones en el espécimen CM2



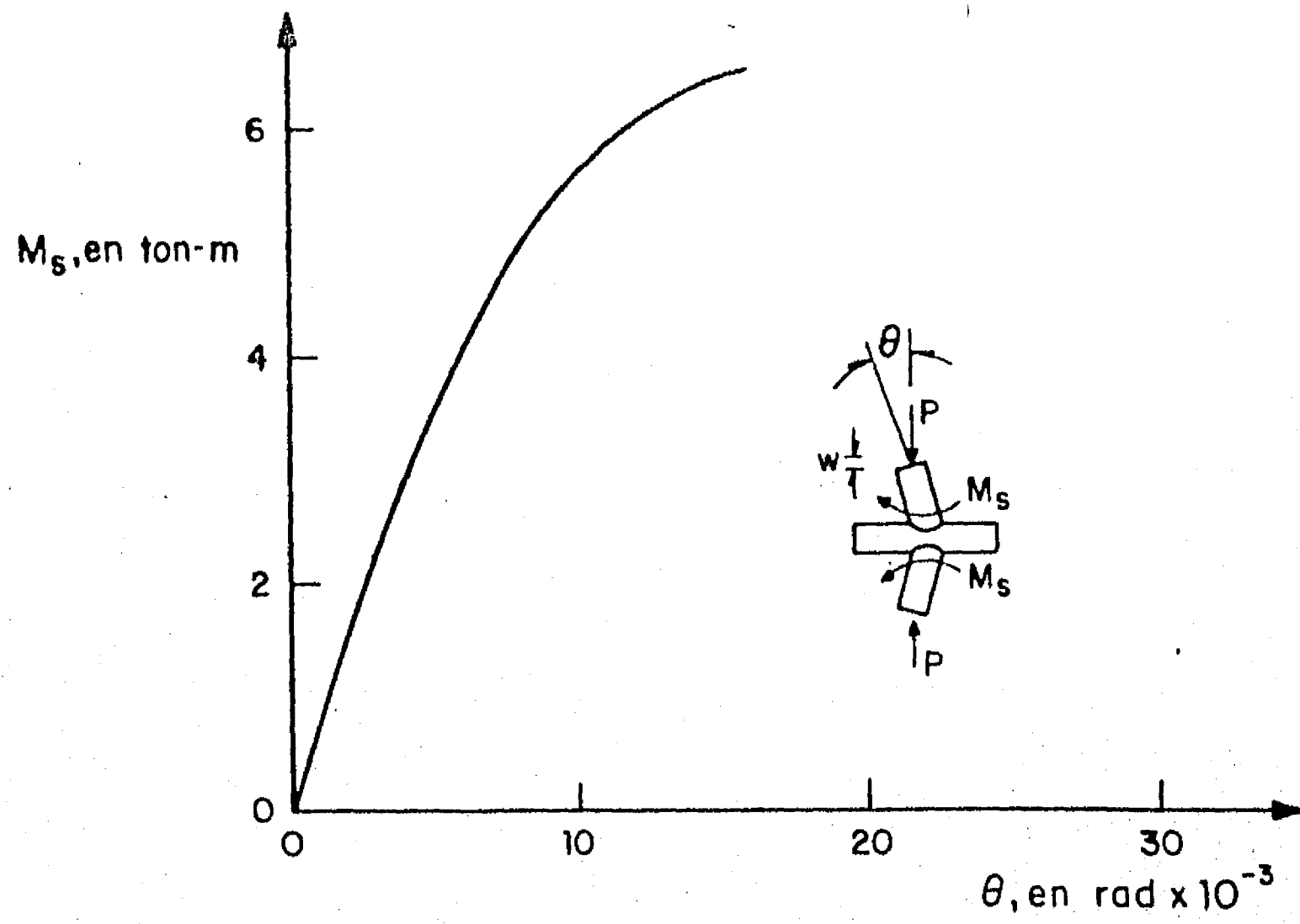


a) Curva momento-rotación

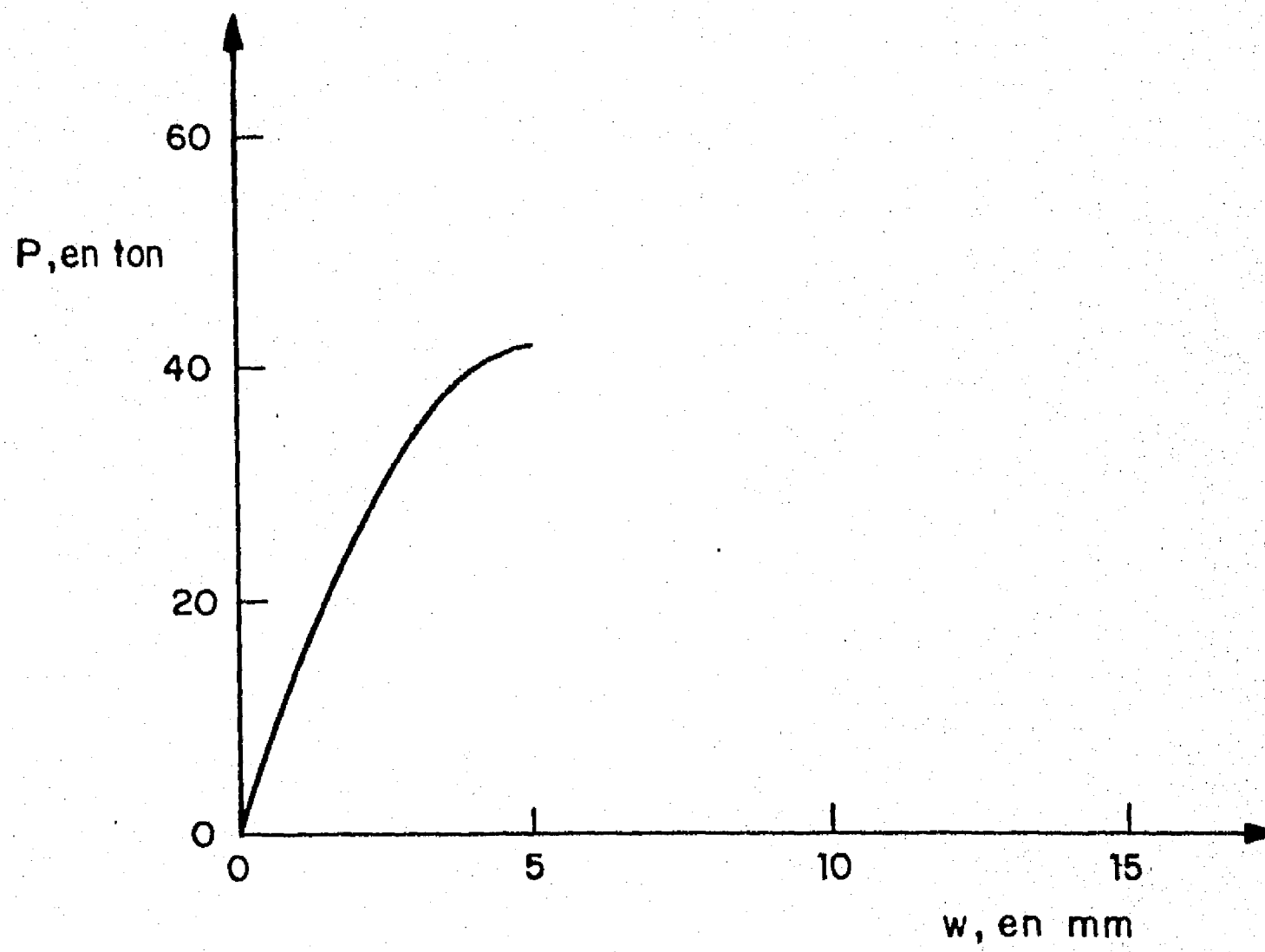


b) Curva carga-acortamiento axial

Fig 3.17 Curvas momento-rotación y carga-acortamiento axial del espécimen CM1

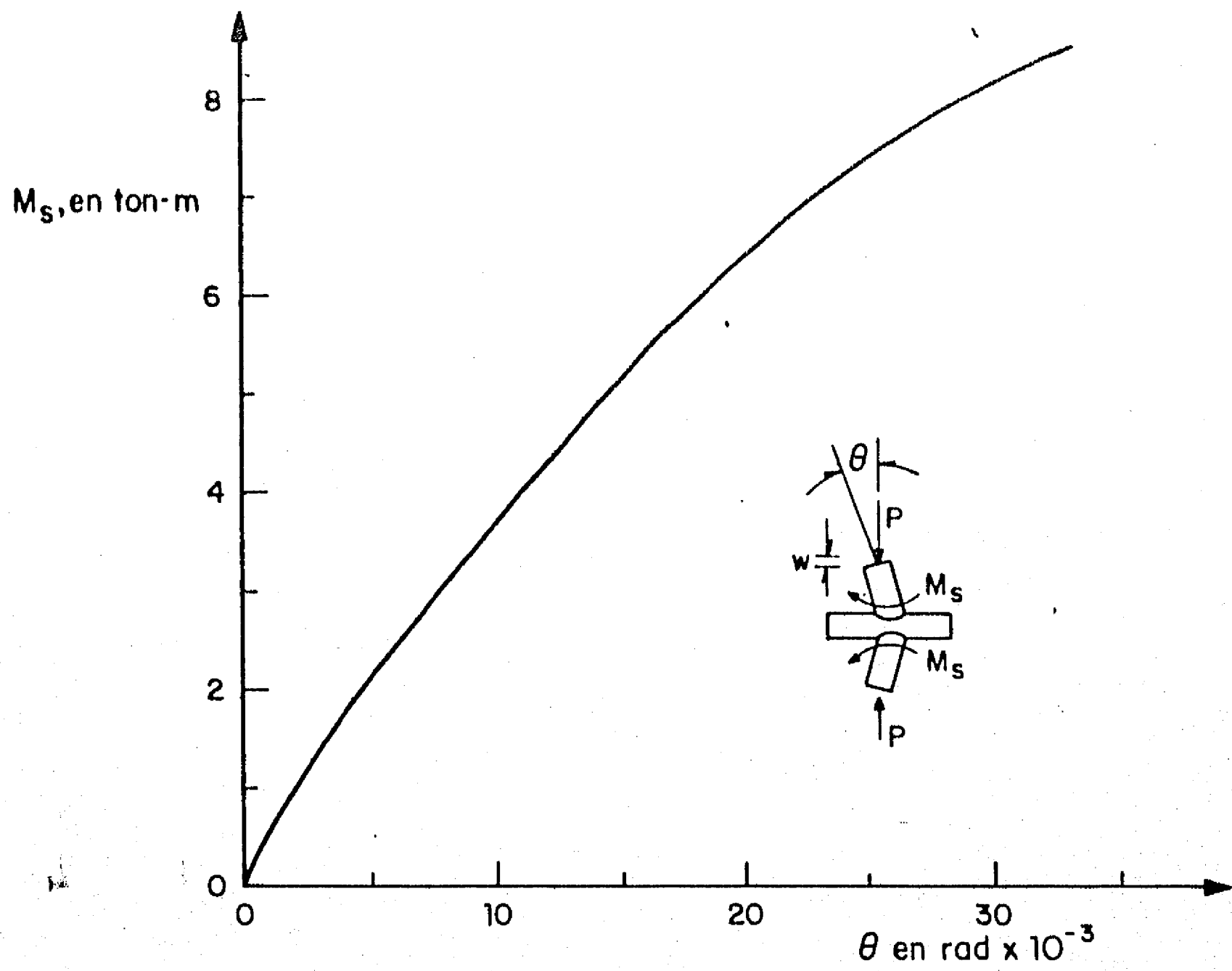


a) Curva momento - rotación

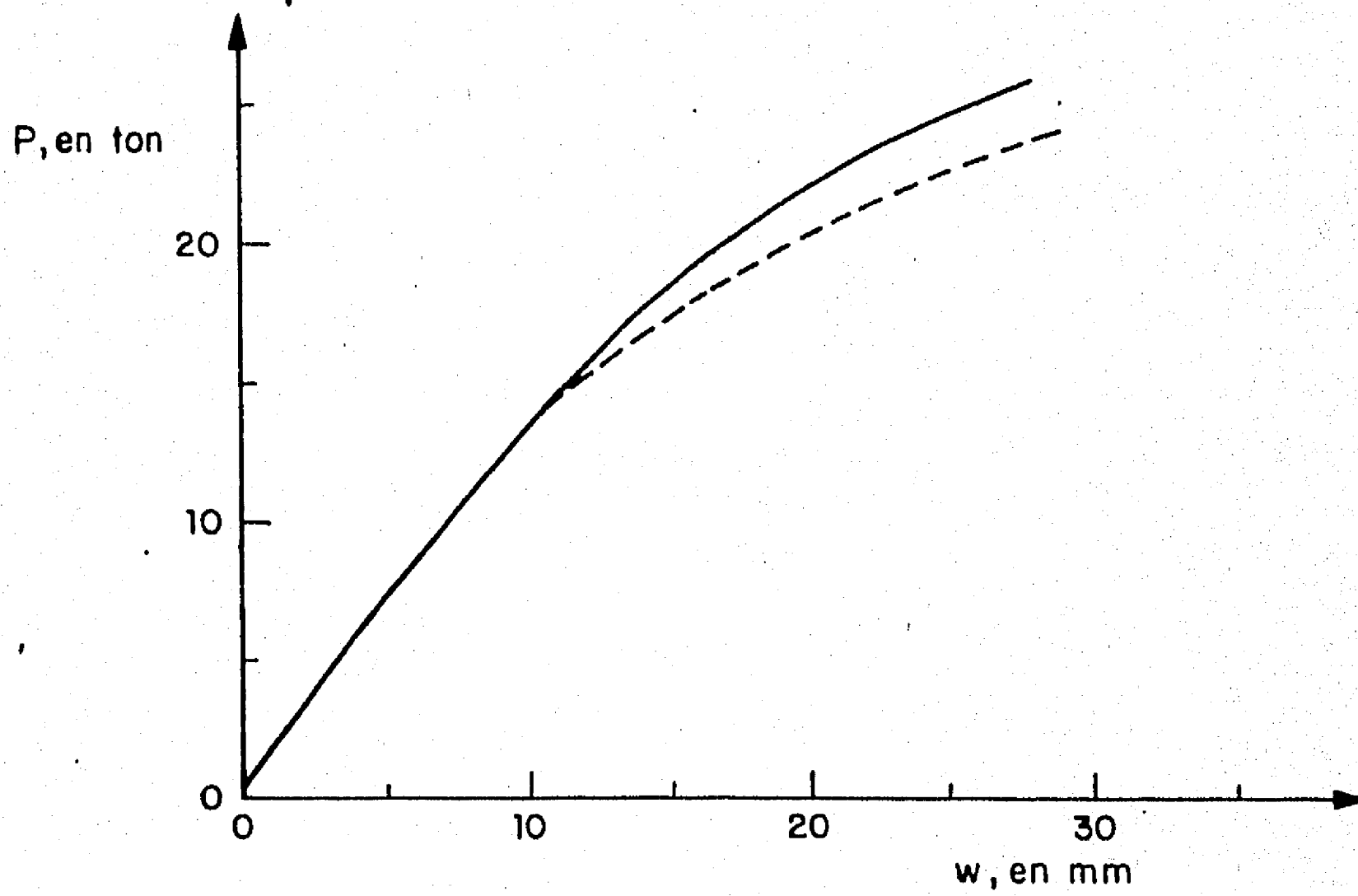


b) Curva carga - acortamiento axial

Fig 3.18 Curvas momento - rotación y carga - acortamiento axial del espécimen CM2

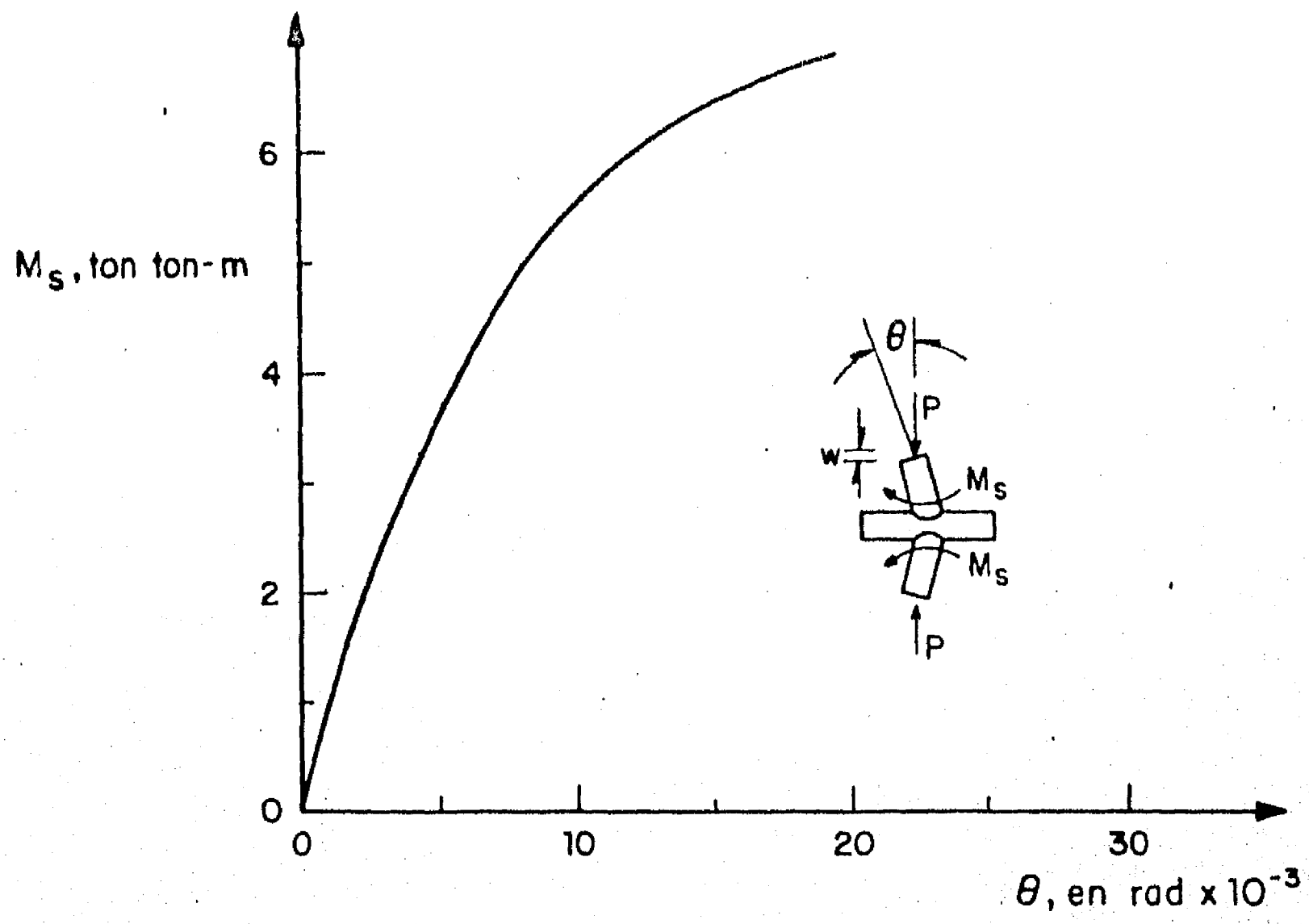


a) Curva momento - rotación

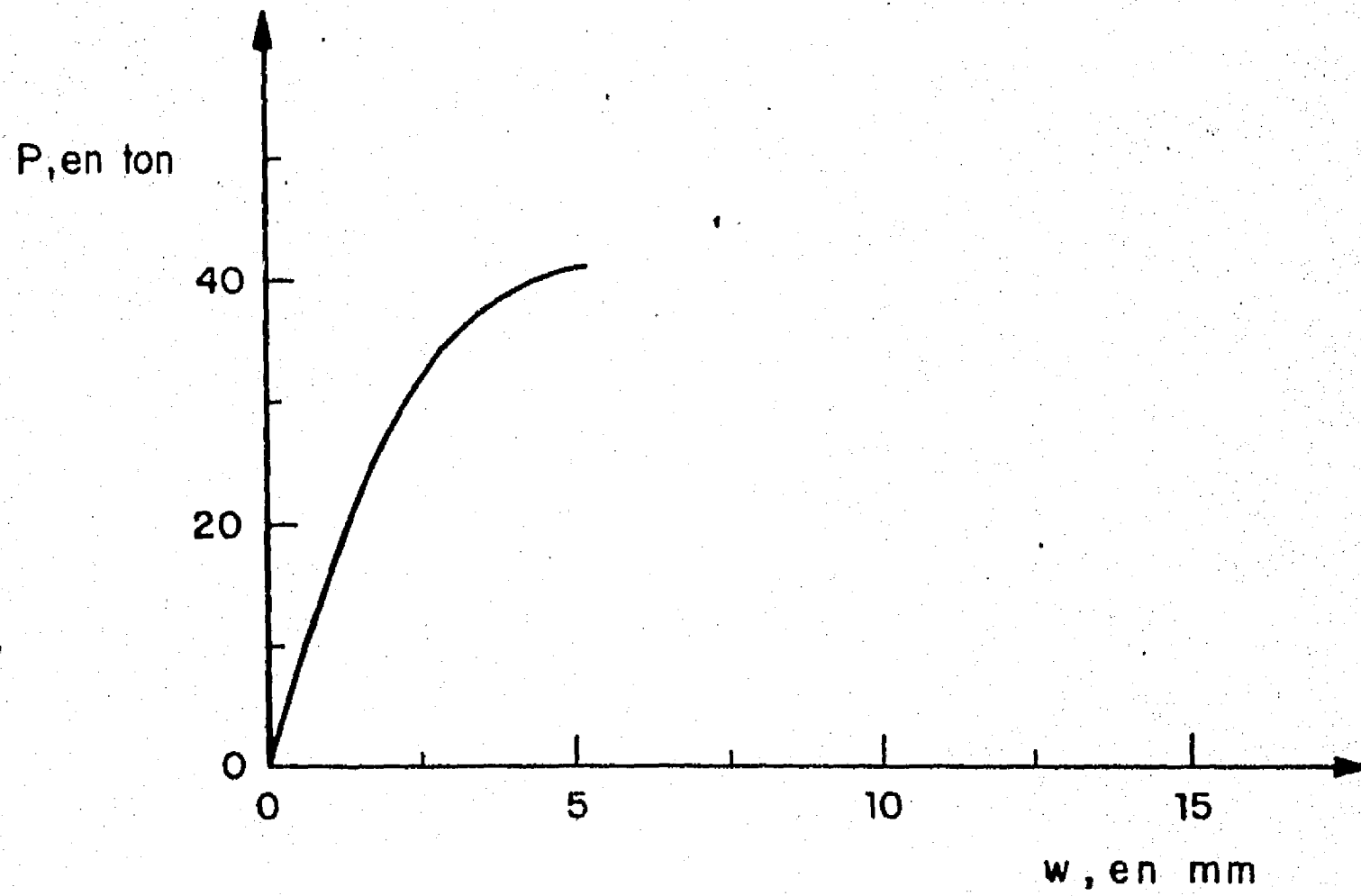


b) Curva carga - acortamiento axial

Fig 3.19 Curvas momento-rotación y carga-acortamiento axial del espécimen CM3

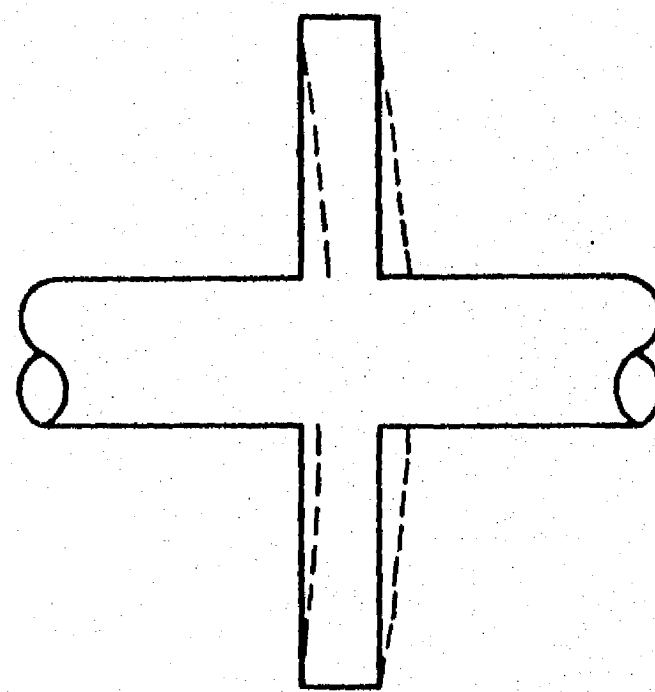
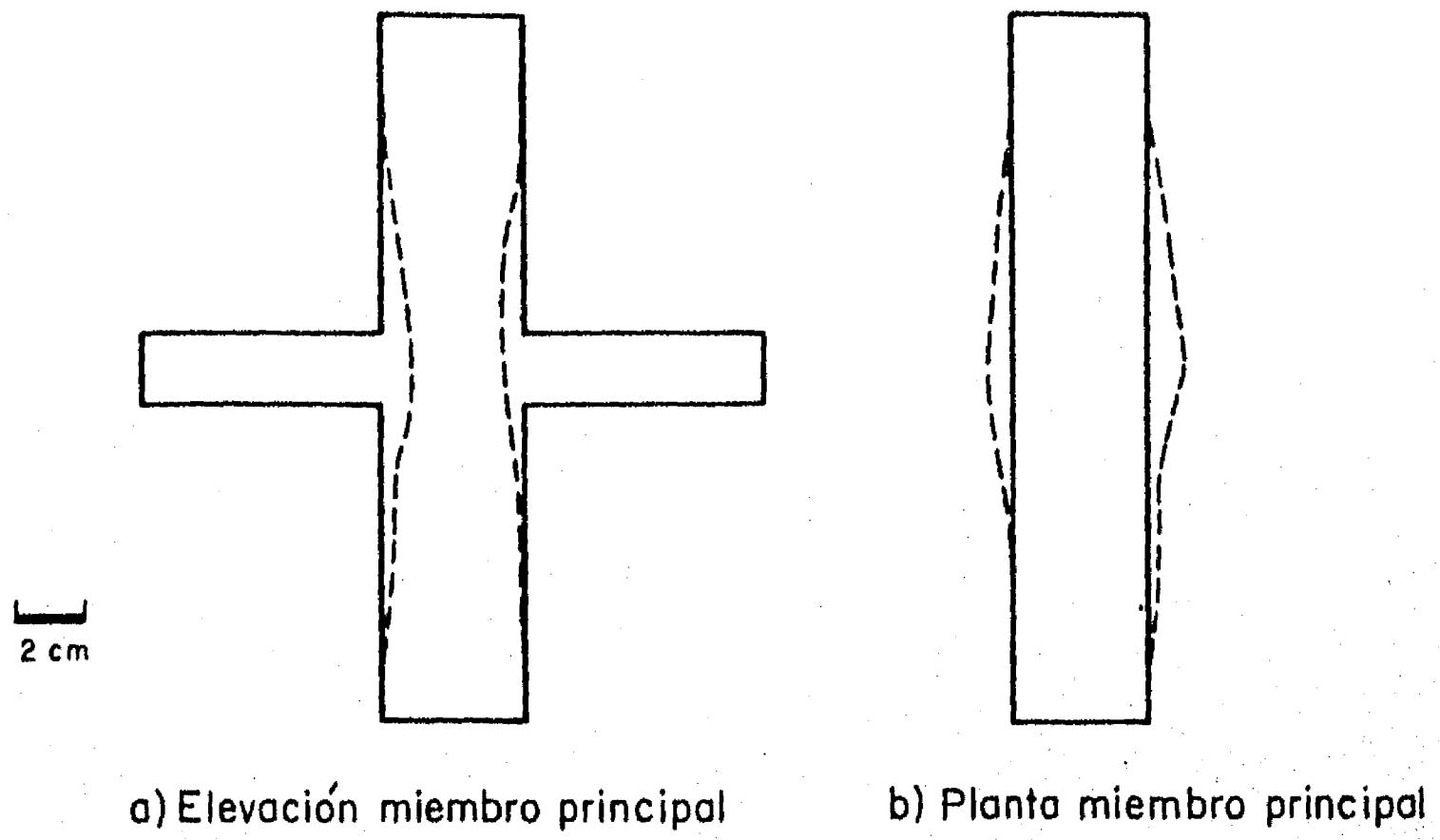


a) Curva momento -rotación



b) Curva carga -acortamiento axial

Fig 3.20 Curvas momento -rotación y carga -acortamiento axial del espécimen CM4



c) Miembro secundario

Fig 3.21. Configuración de falla experimental del espécimen CM1

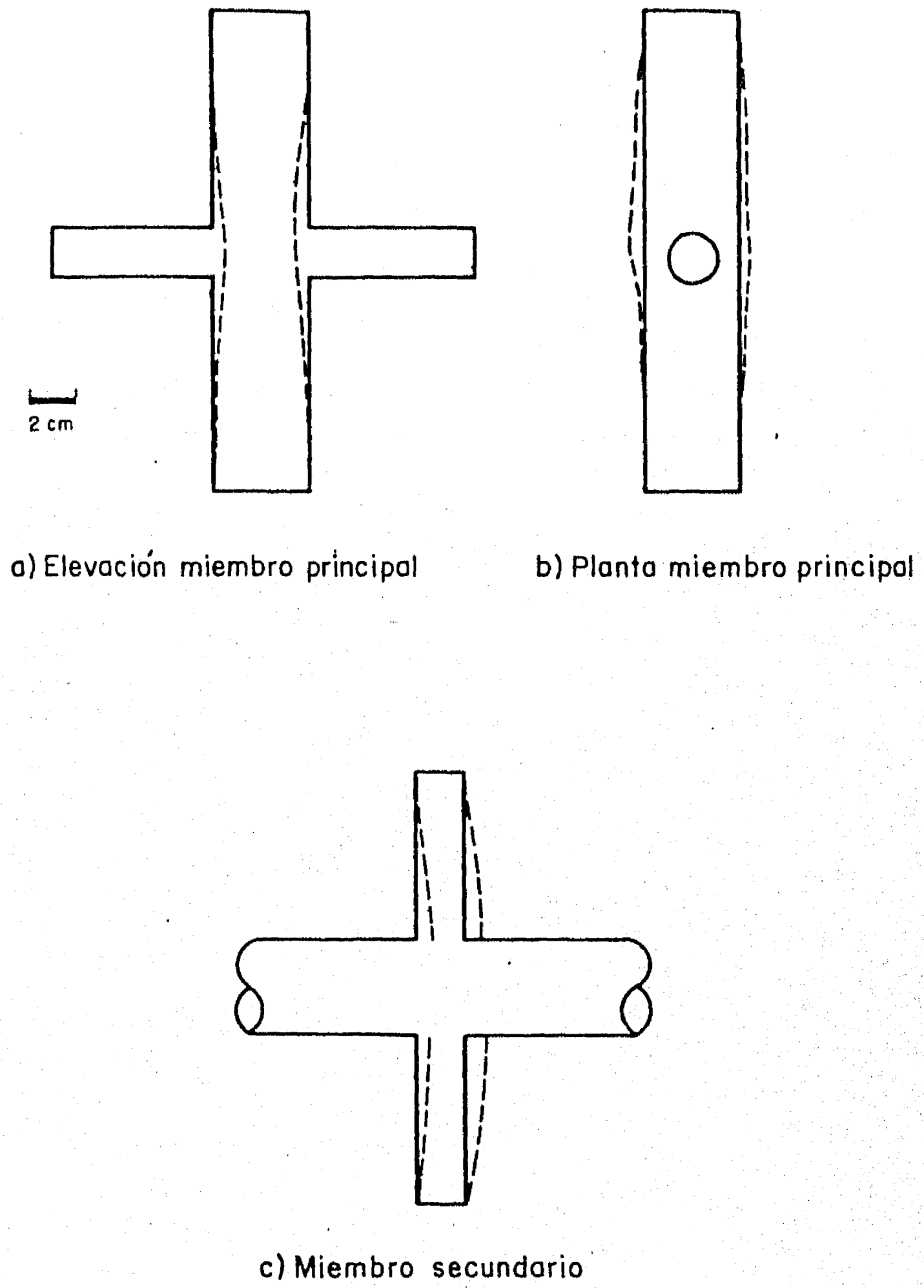
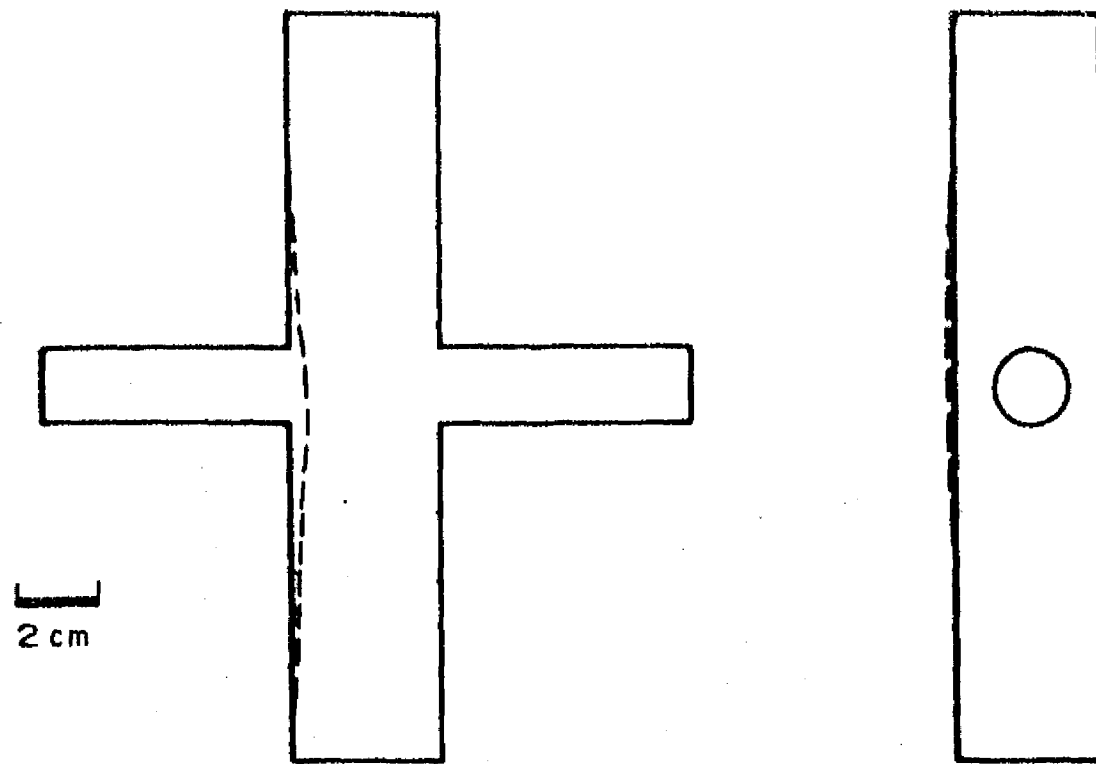
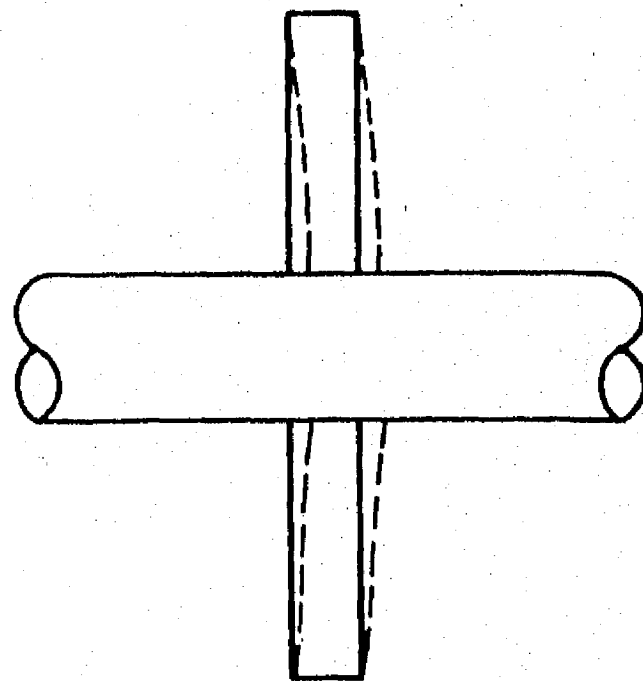


Fig 3.22 Configuración de falla experimental de espécimen CM2



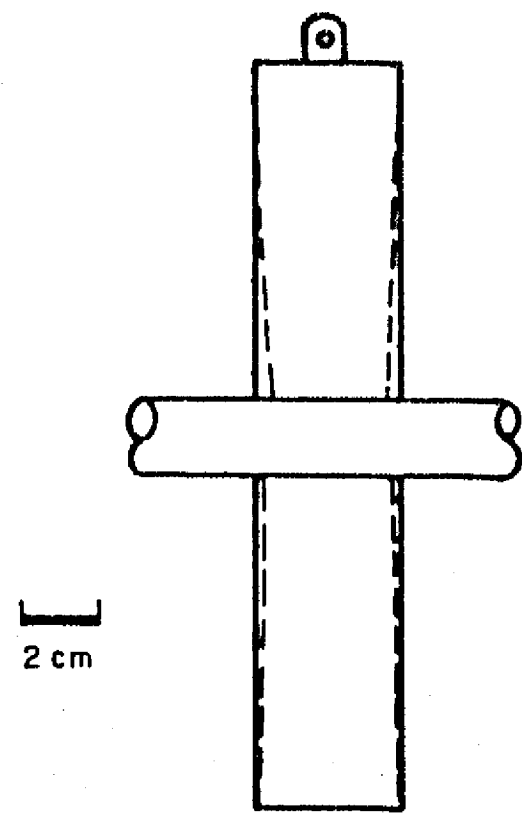
a) Elevación miembro principal

b) Planta miembro principal

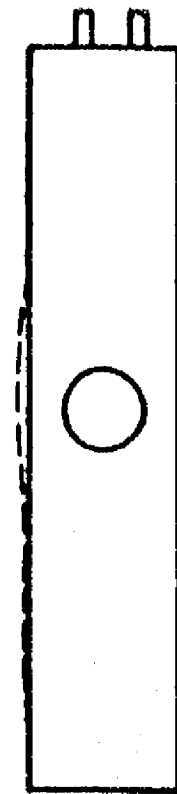


c) Miembro secundario

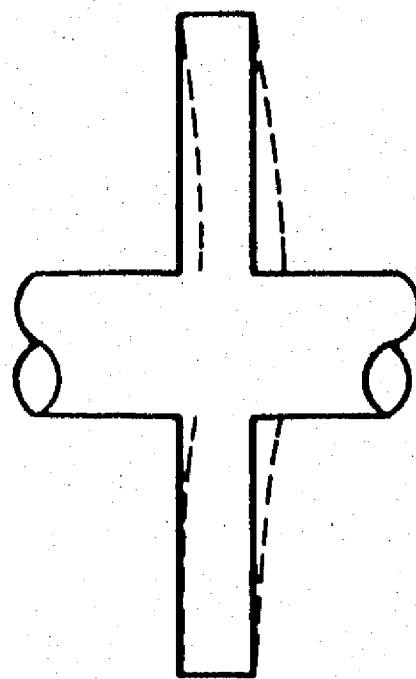
Fig 3.23 Configuración de falla experimental del espécimen CM3



a) Elevación miembro principal



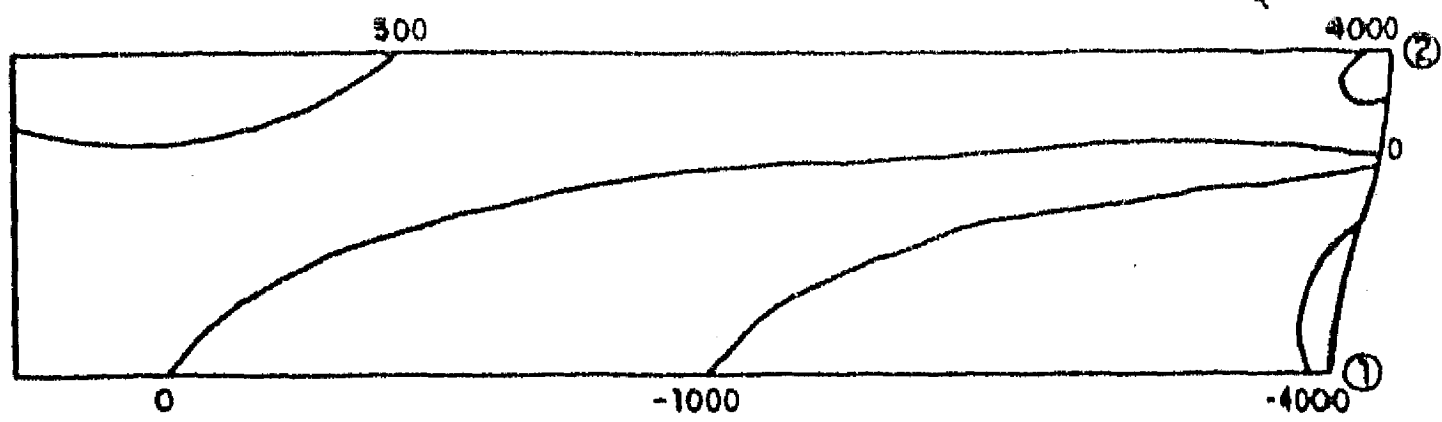
b) Planta miembro principal



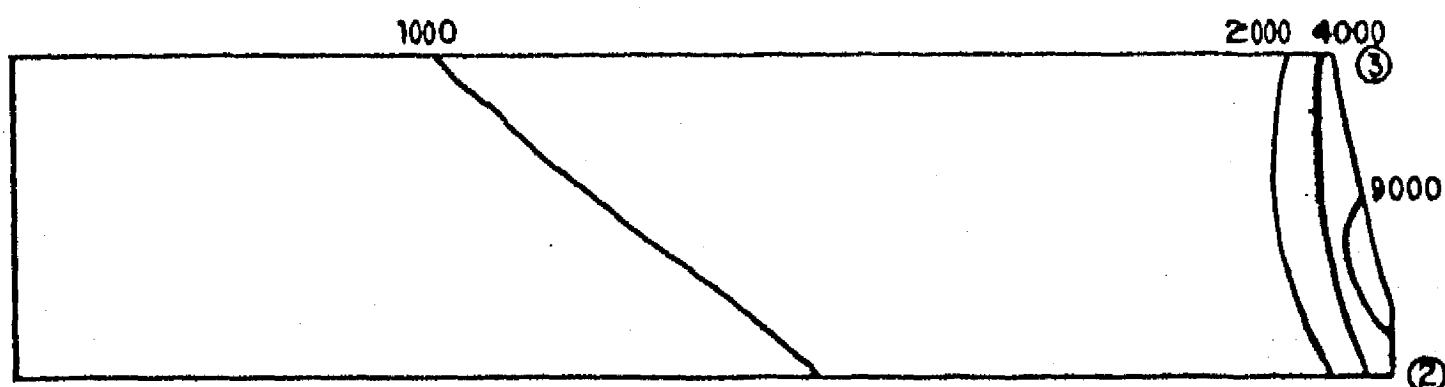
c) Miembro secundario

Fig 3.24 Configuración de falla experimental del espécimen CM4

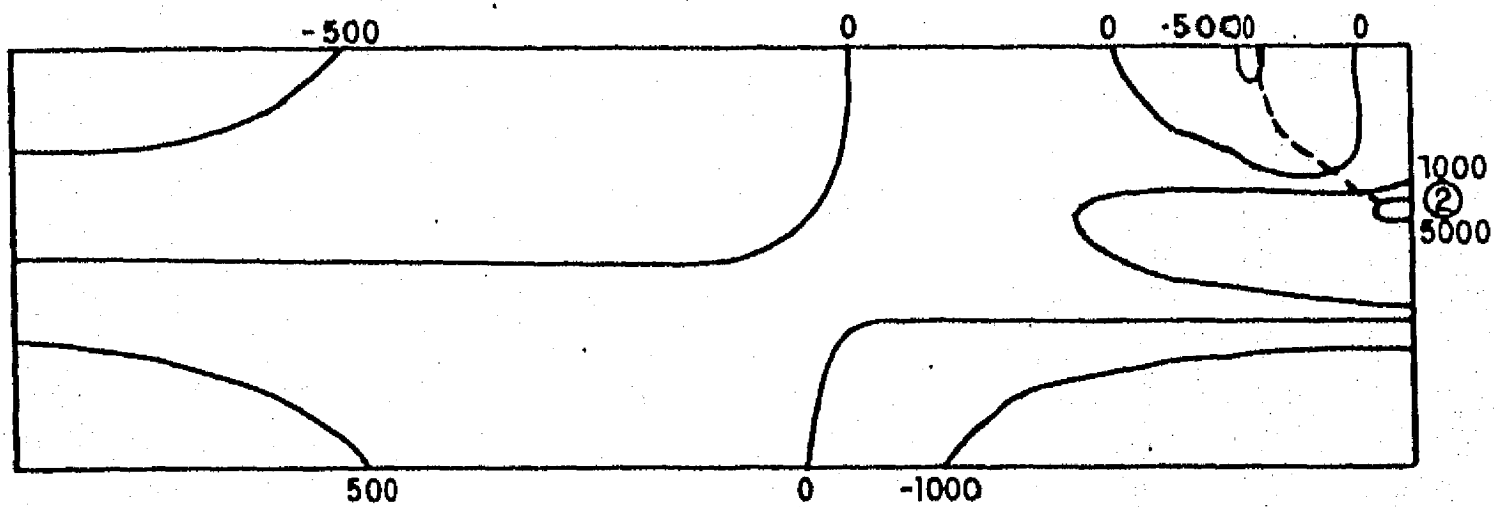
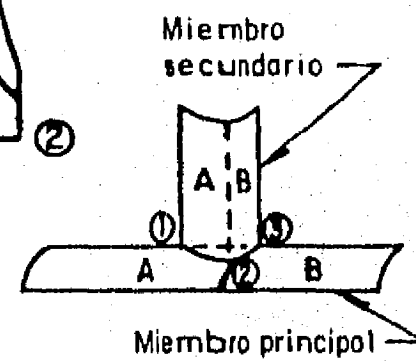




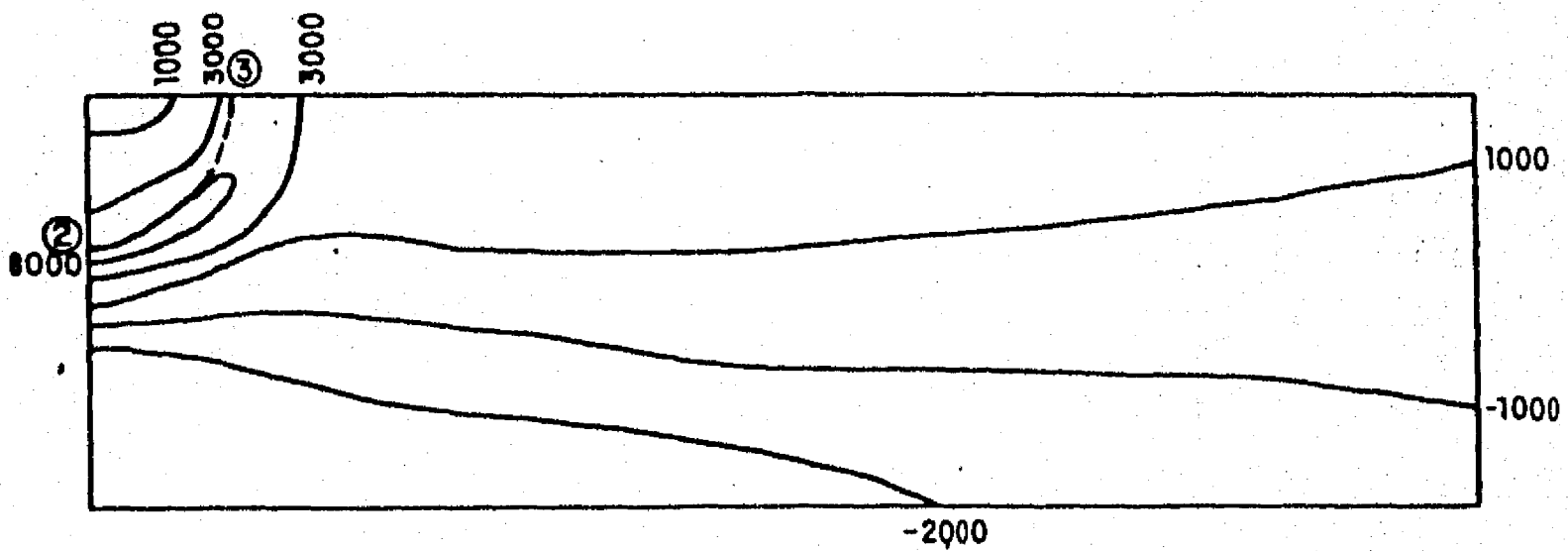
a) Miembro secundario lado A



b) Miembro secundario lado B

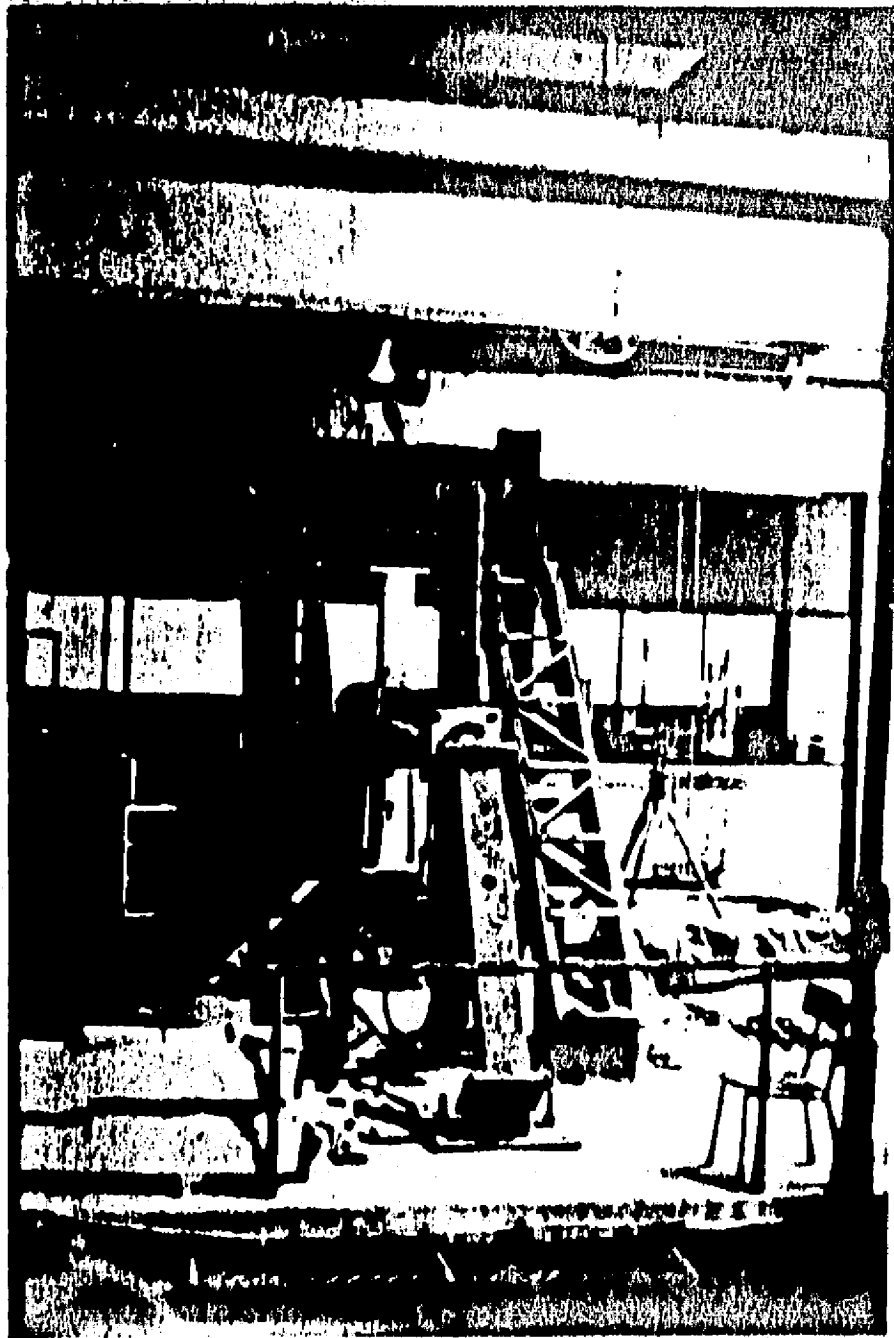


c) Miembro principal lado A

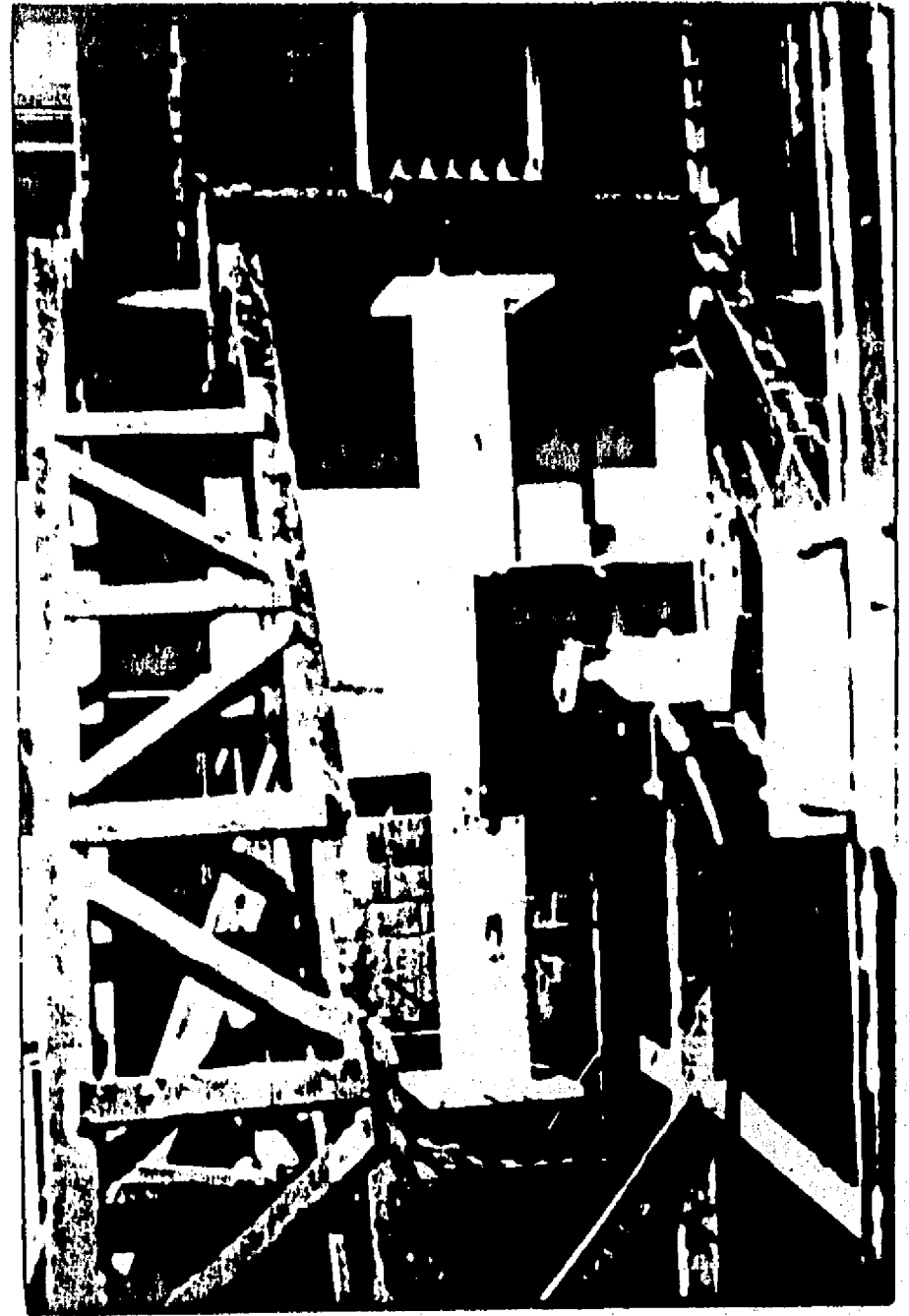


d) Miembro principal lado B

Fig 3.25 Esfuerzos principales máximos, en  $\text{Kg/cm}^2$ , obtenidos con el método del elemento finito. Especímen CM3,  $P=24.5 \text{ ton}$ ,  $M_s = 8.56 \text{ ton-m}$



a) Vista del marco de carga



b) Vista del espécimen

Fig 3.26 Ensayo de espécimen en flexión ( F1 )

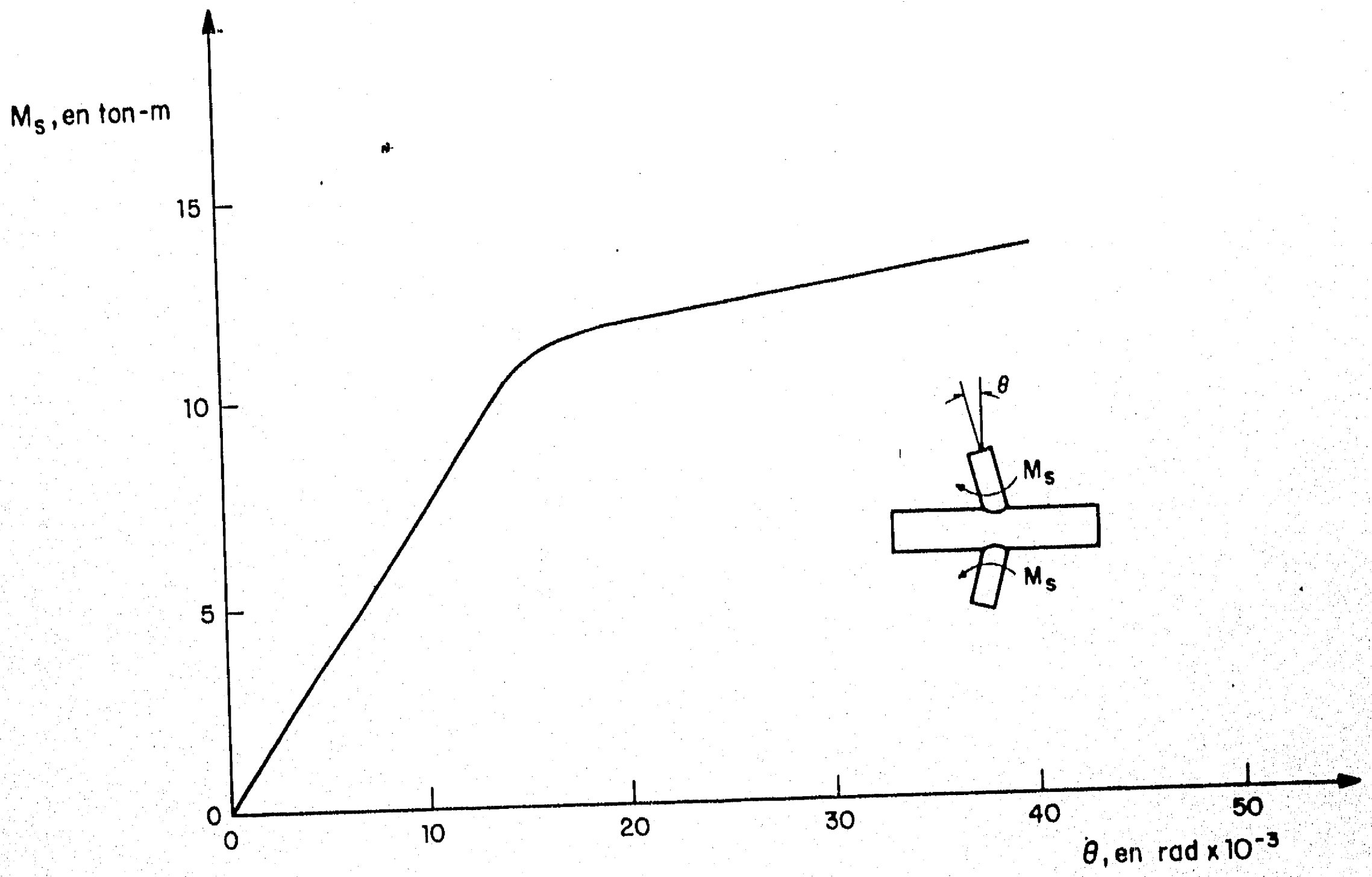
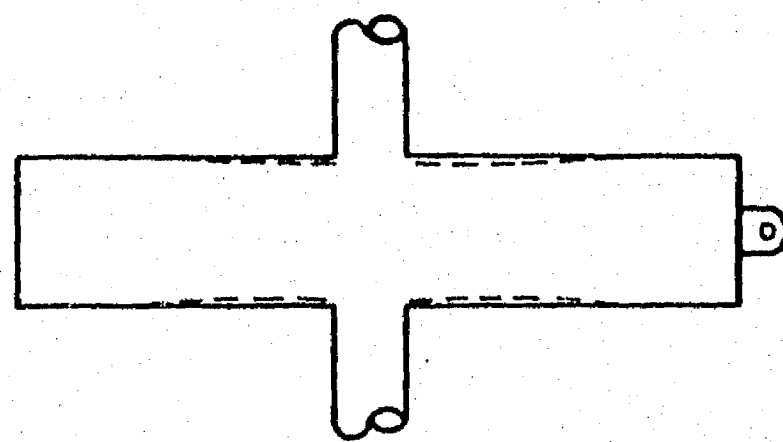
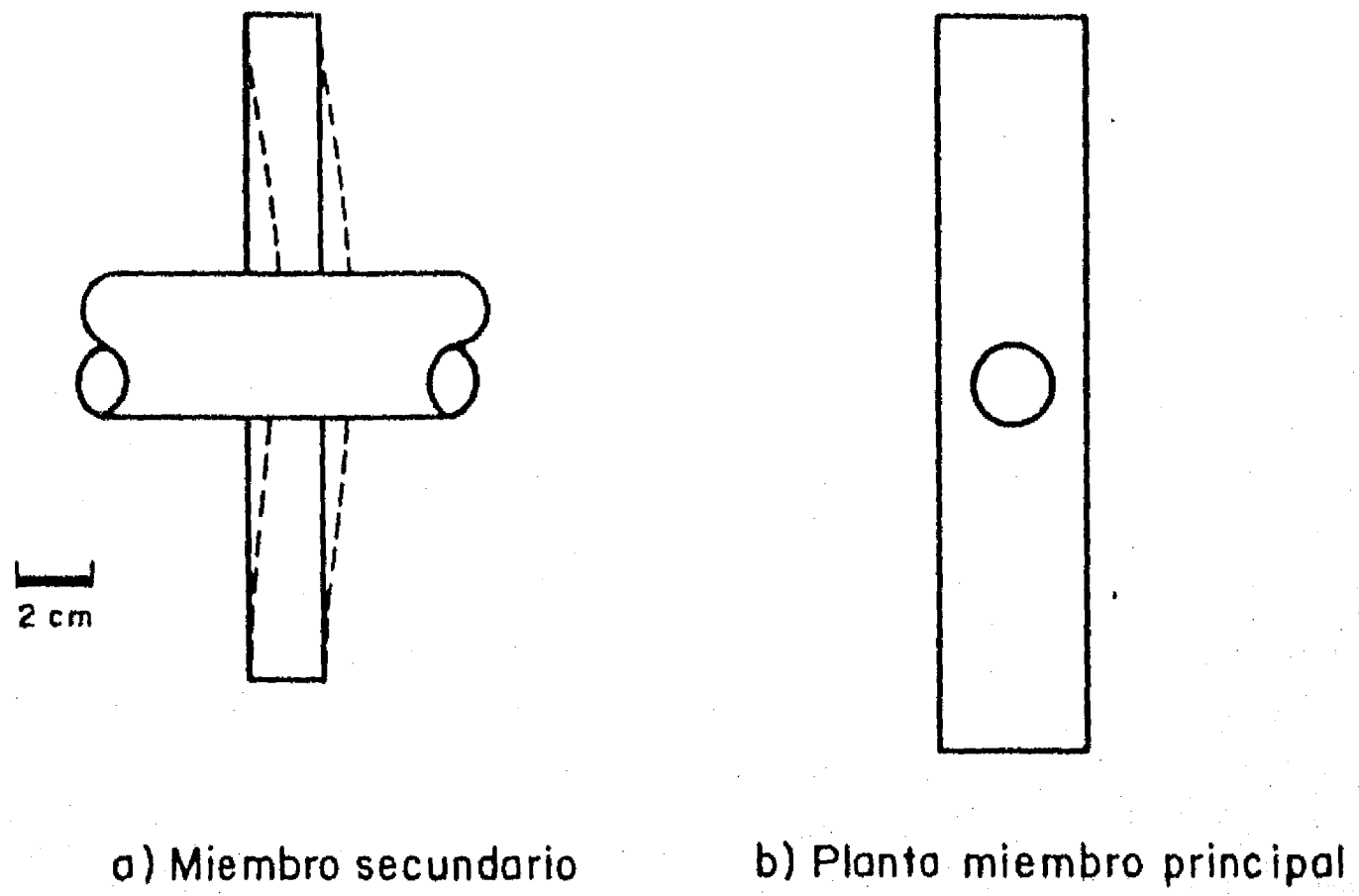


Fig 3.27 Curva momento - rotación del espécimen F1



c) Elevación miembro principal

Fig 3.28 Configuración de falla experimental del espécimen F1

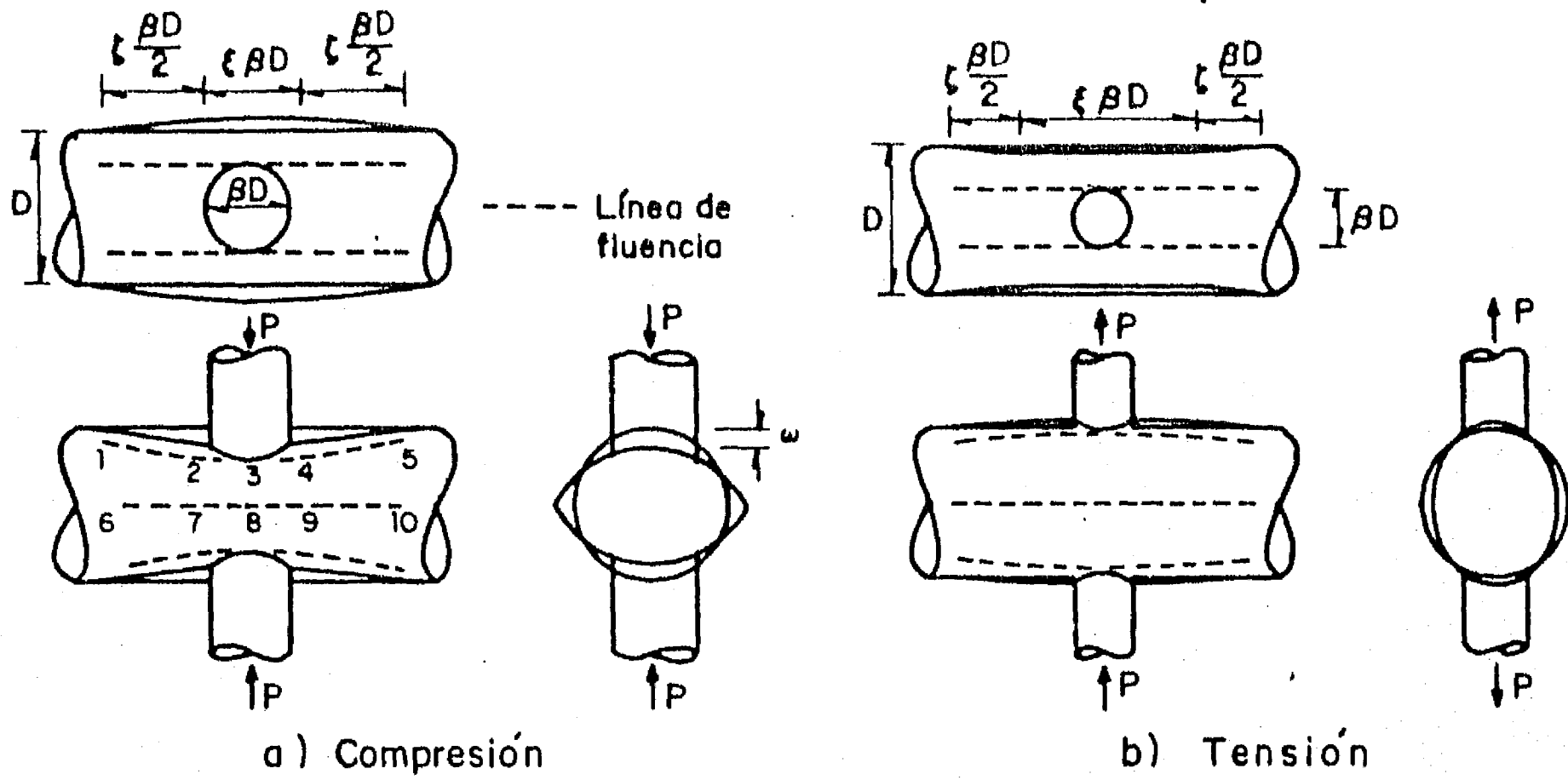


Fig 4.1 Modelo de modo de falla

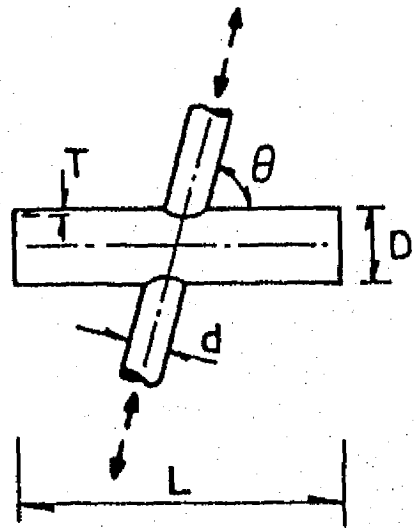


Fig 4.2 Conexión tubular tipo cruz

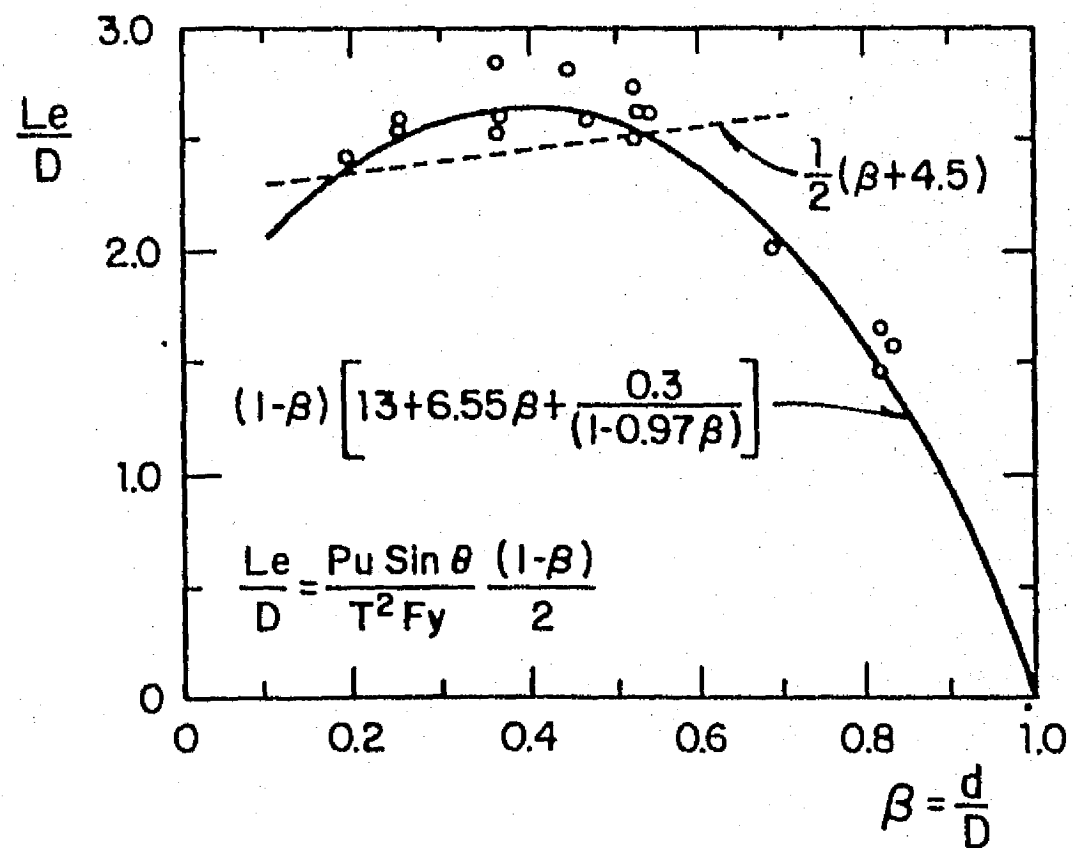


Fig 4.3 Efecto de  $\beta$  en  $Le/D$

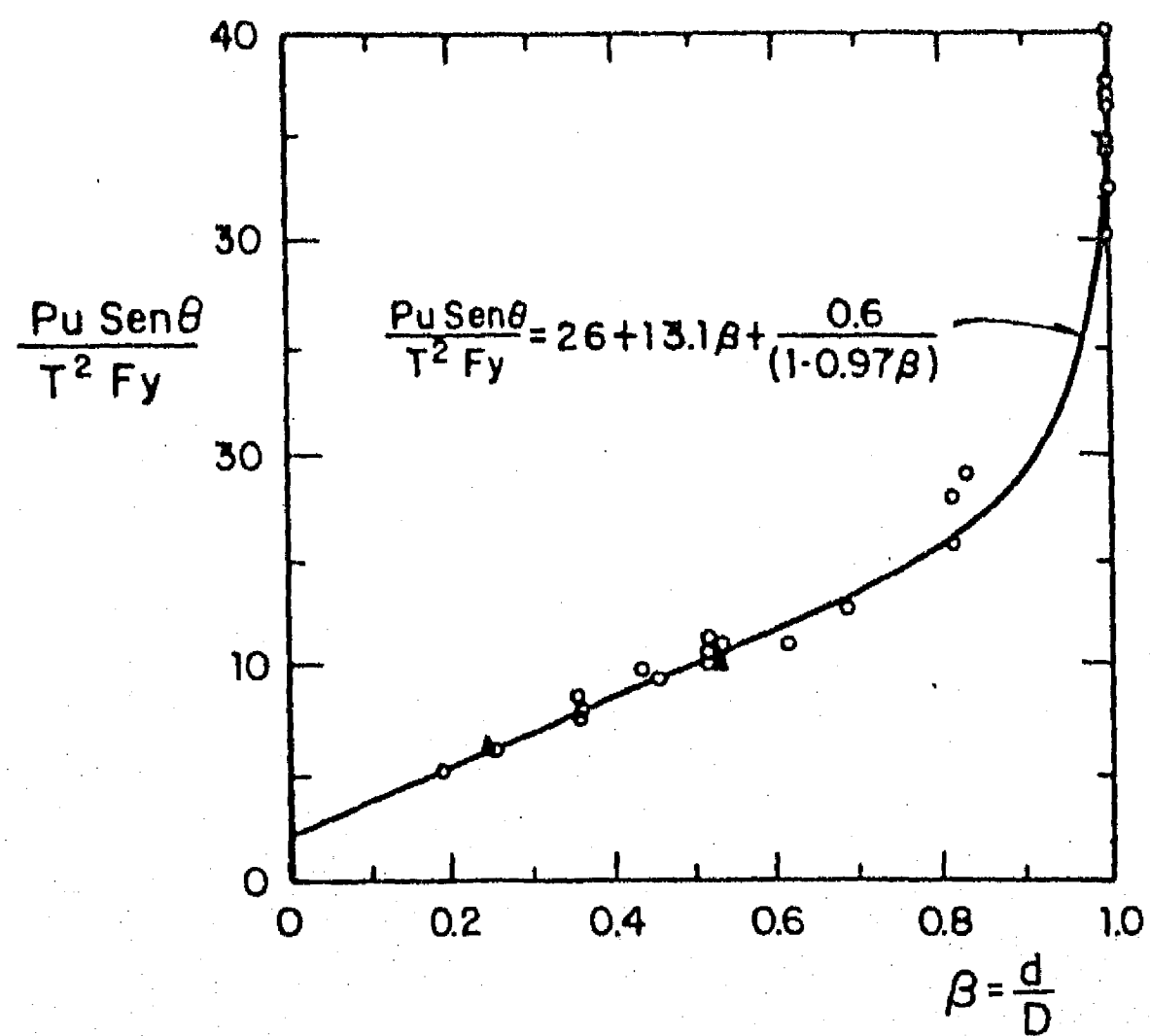


Fig 4.4 Carga en compresión de conexiones tubulares en cruz

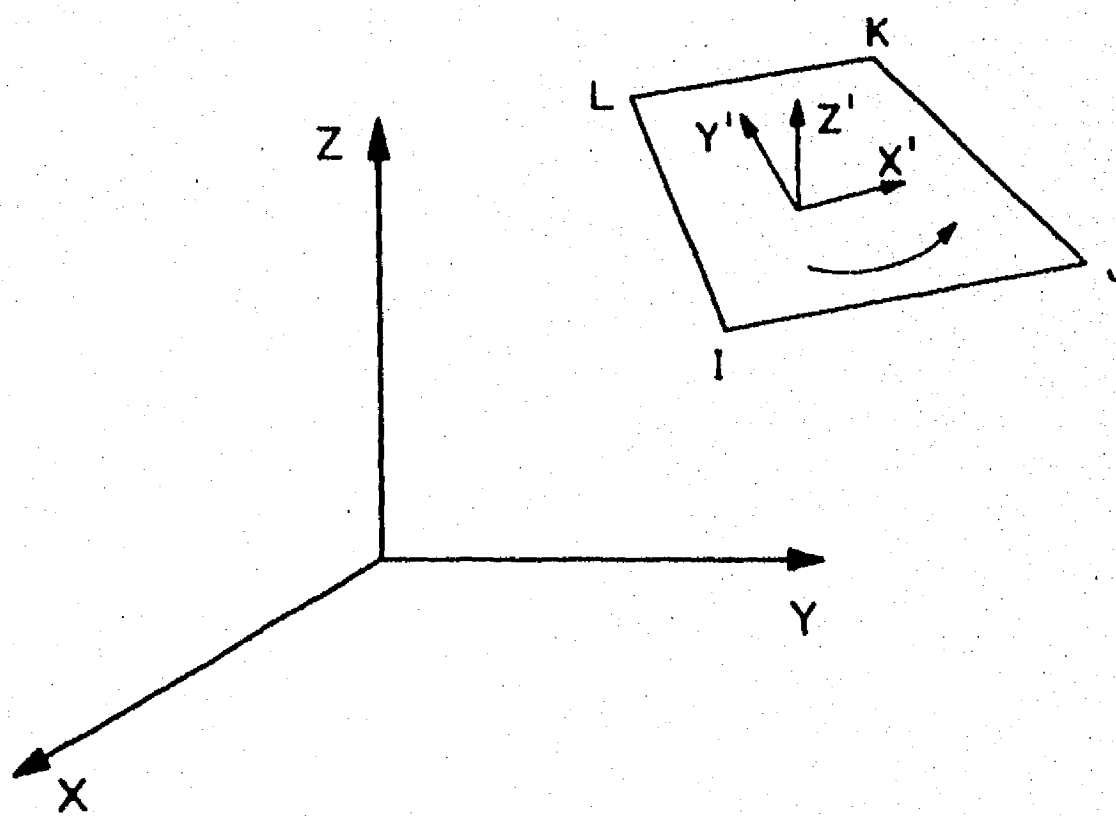


Fig 4.5 Elemento placa - cascarón

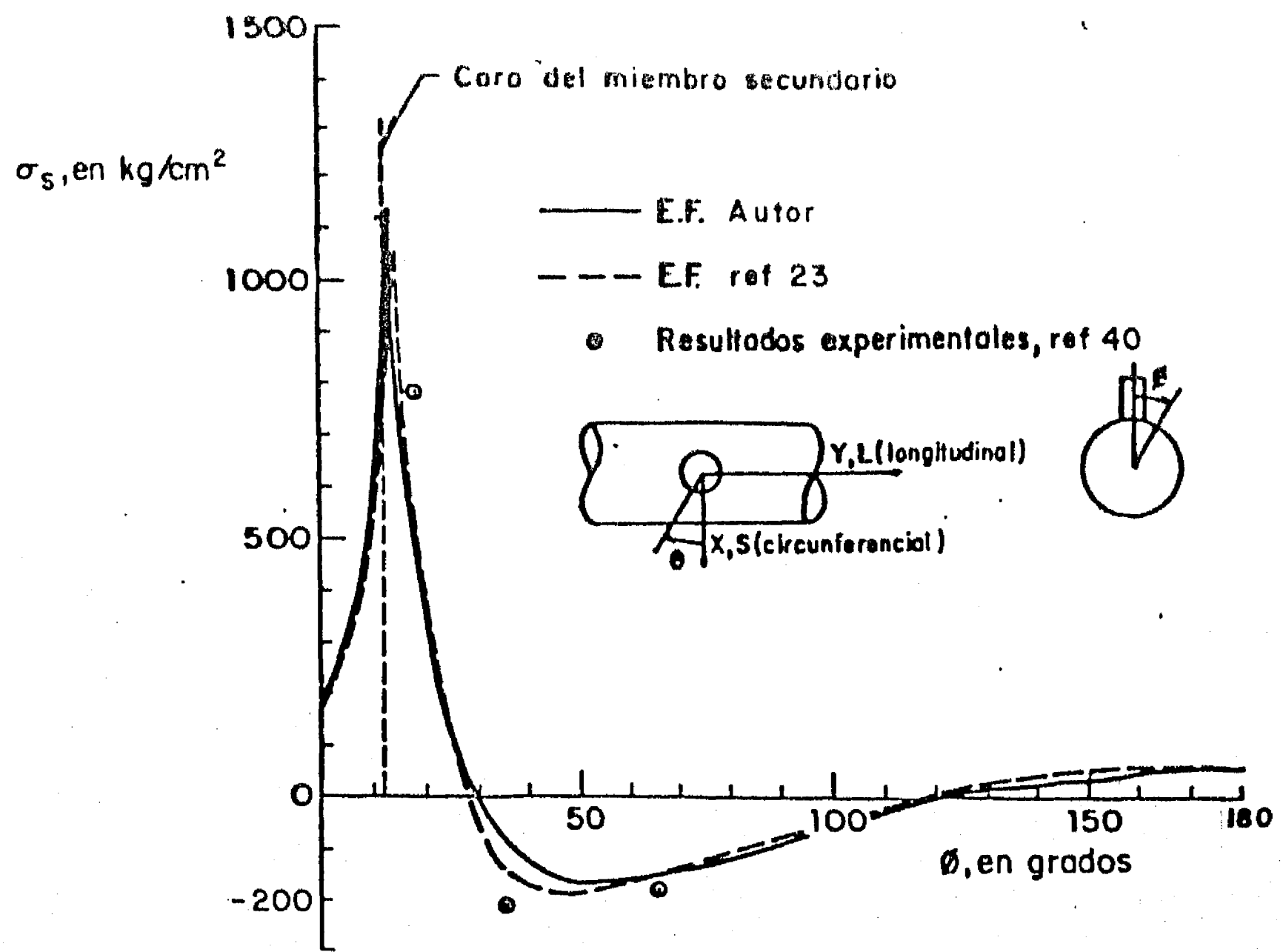


Fig 4.6 Resultados de análisis de programas de elementos finitos. Esfuerzos circunferenciales en el miembro principal para Y=0, espécimen T2 de la ref 40

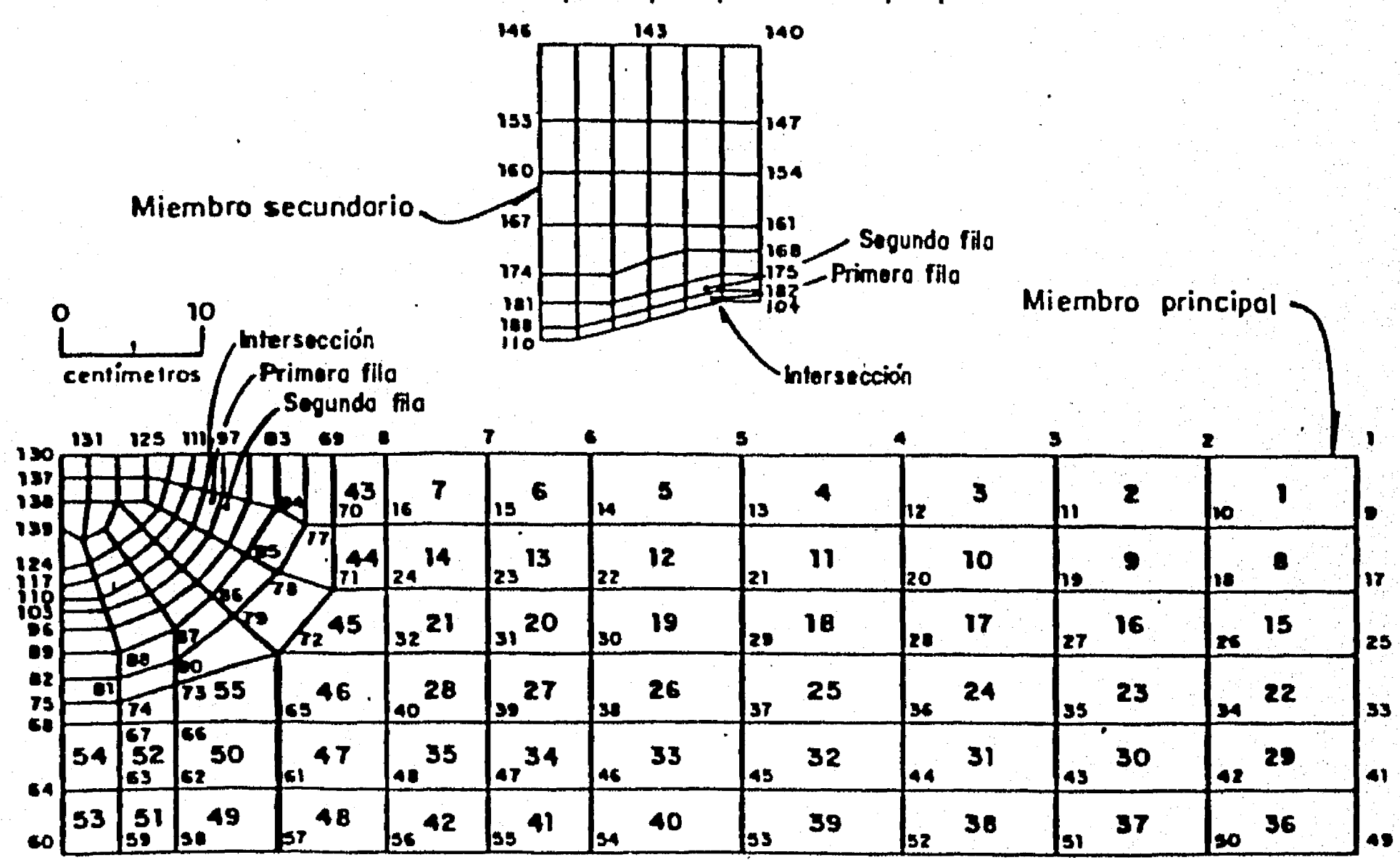
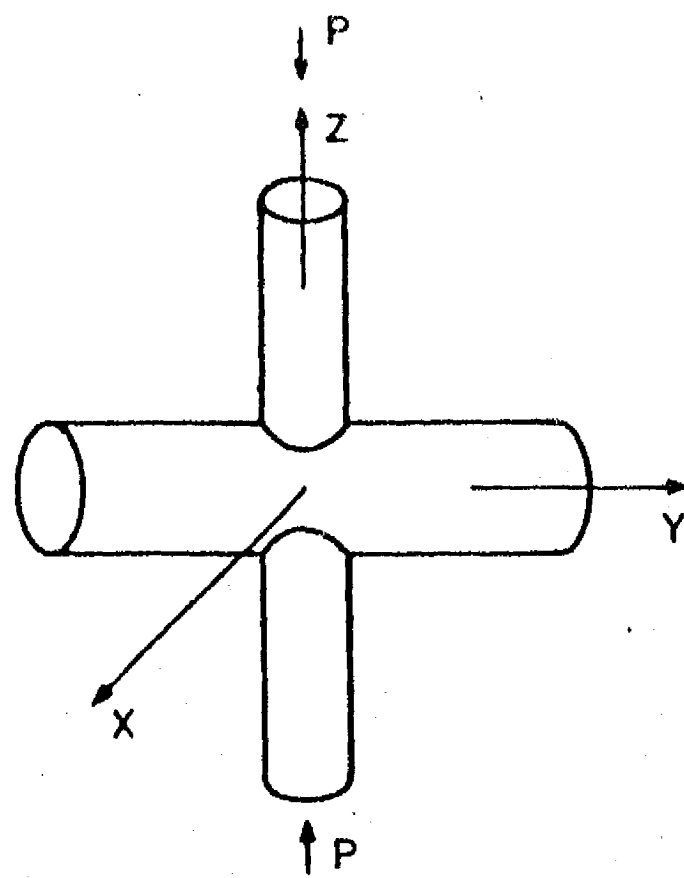
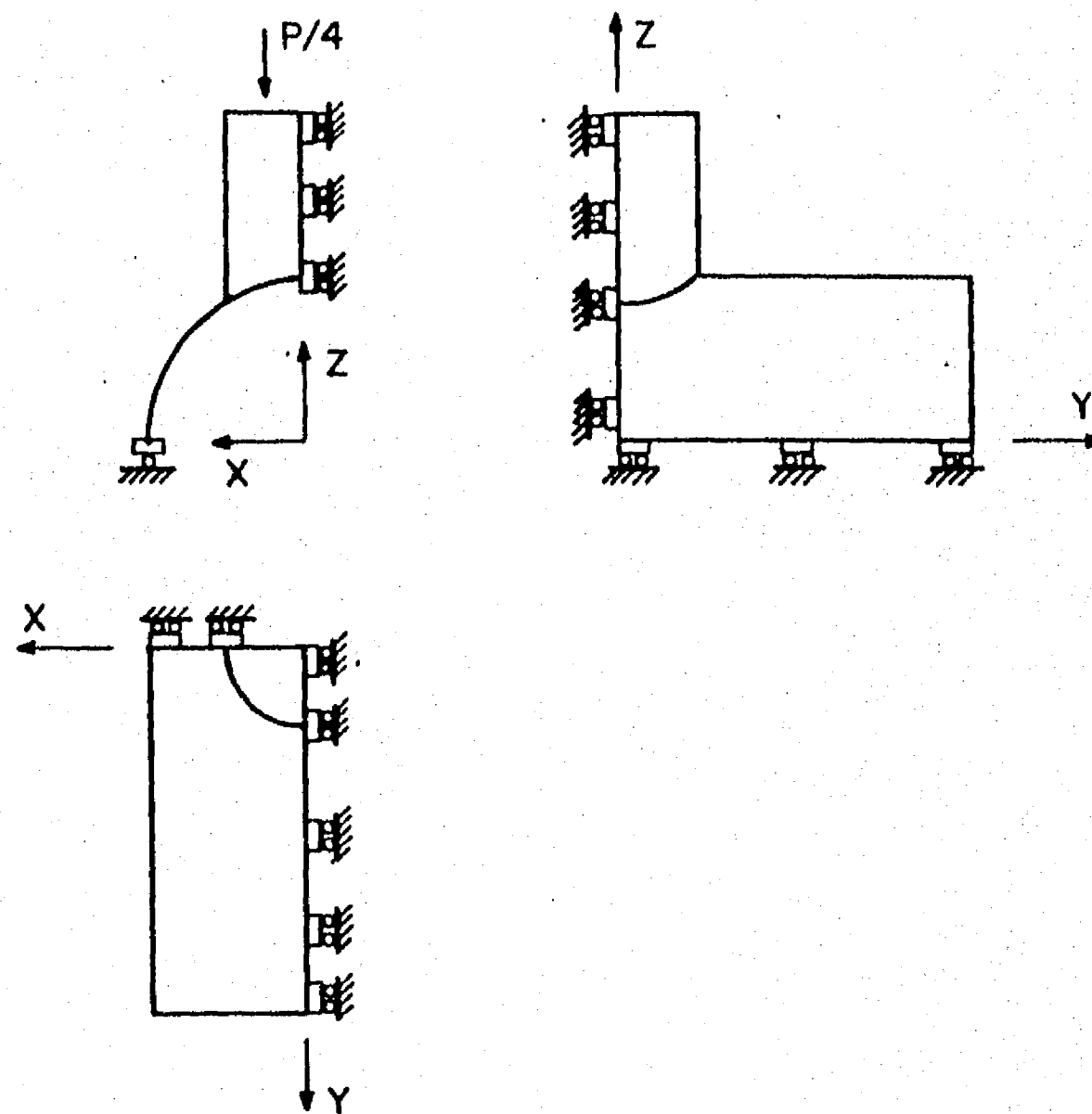


Fig 4.7 Malla utilizada en el programa de elementos finitos para los especímenes T2 y C2



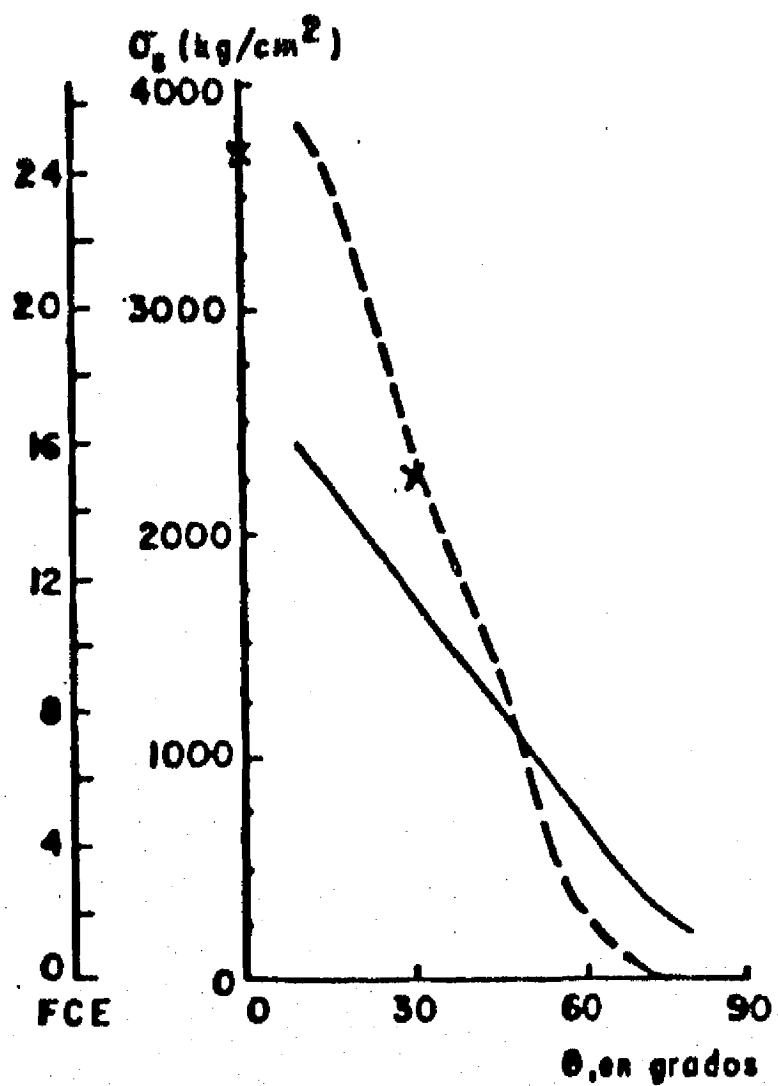
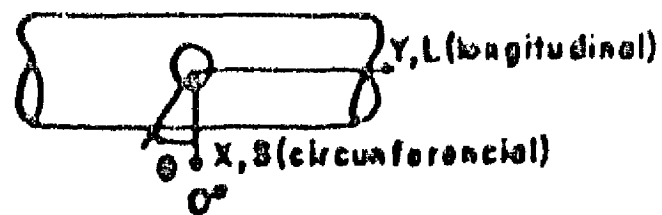
a) Conexión tubular que se estudia



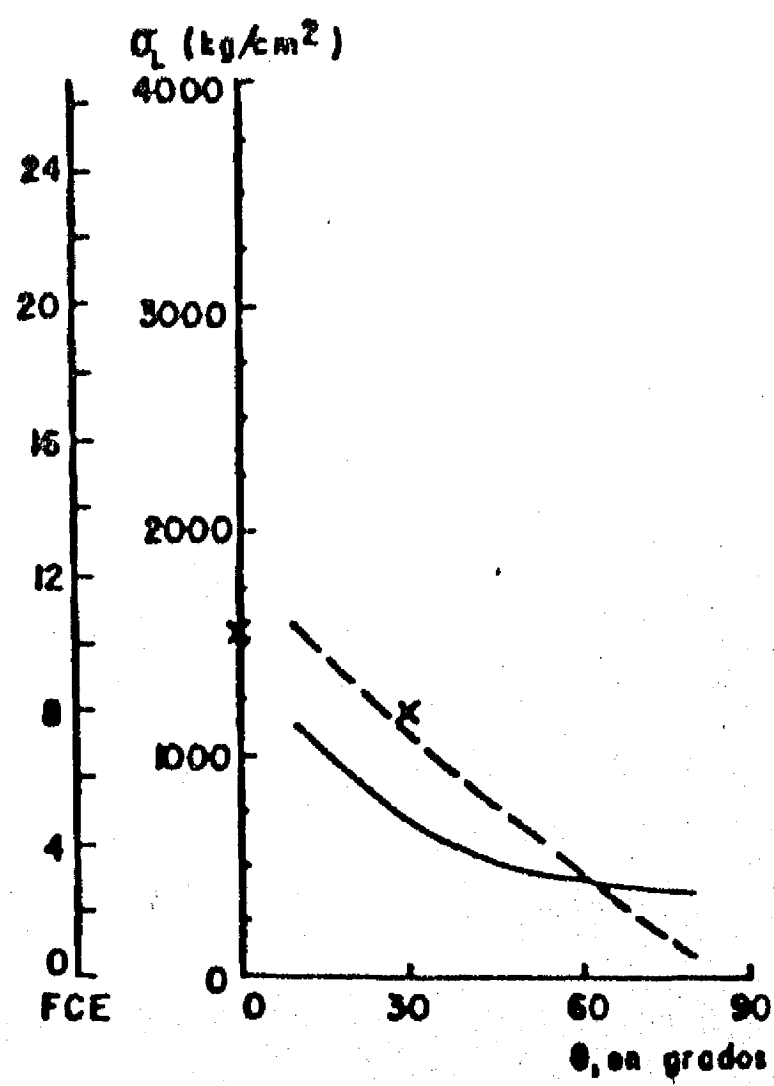
b) Condiciones de frontera

Fig 4.8 Idealización y condiciones de frontera para el análisis por elementos finitos de la conexión tubular tipo cruz con carga axial.

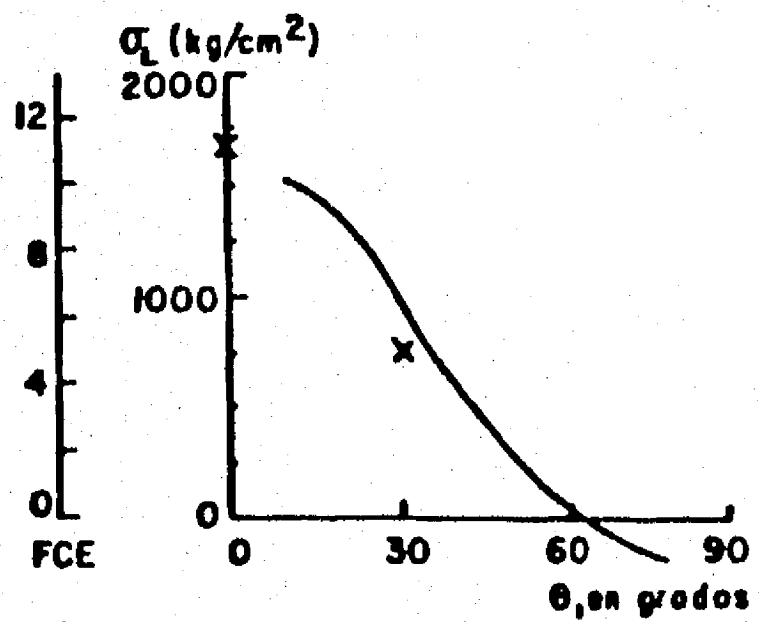




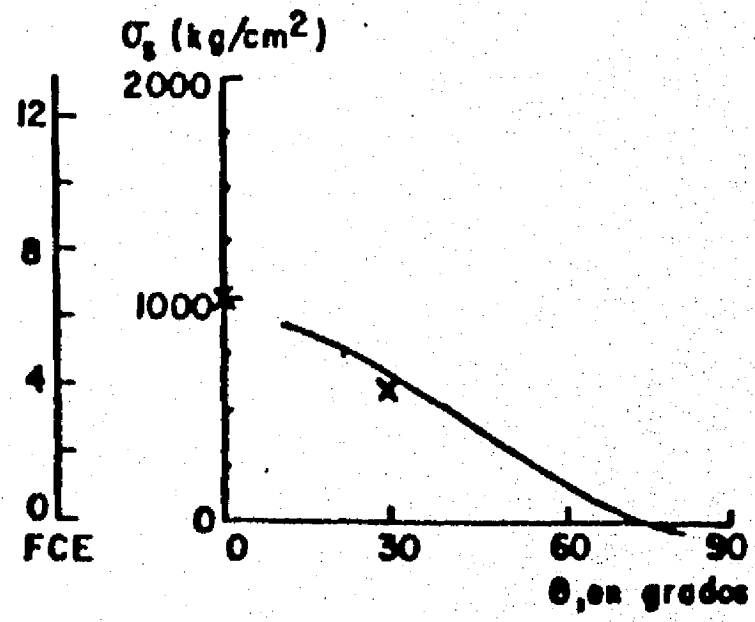
Esfuerzo circunferencial en el miembro principal



Esfuerzo longitudinal en el miembro principal



Esfuerzo longitudinal en el miembro secundario



Esfuerzo circunferencial en el miembro secundario

--- Elementos finitos (primera fila)  
 — Elementos finitos (segunda fila)  
 X Deformímetros  
 FCE = Factor de concentración de esfuerzos

Fig 4.9 Factores de concentración de esfuerzos, y esfuerzos circunferencial y longitudinal en los miembros principal y secundario. Espécimen C2. P= 8 Ton

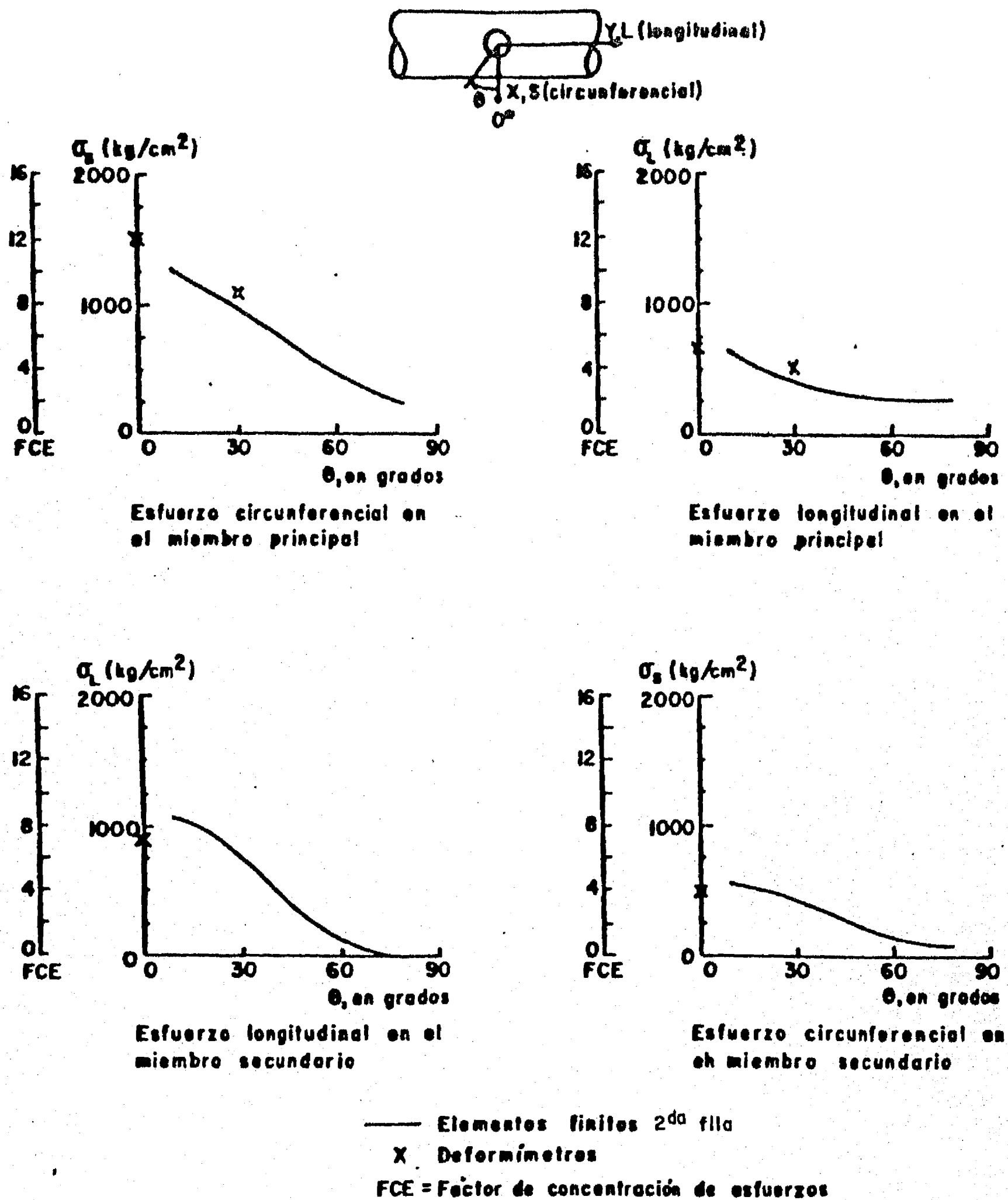
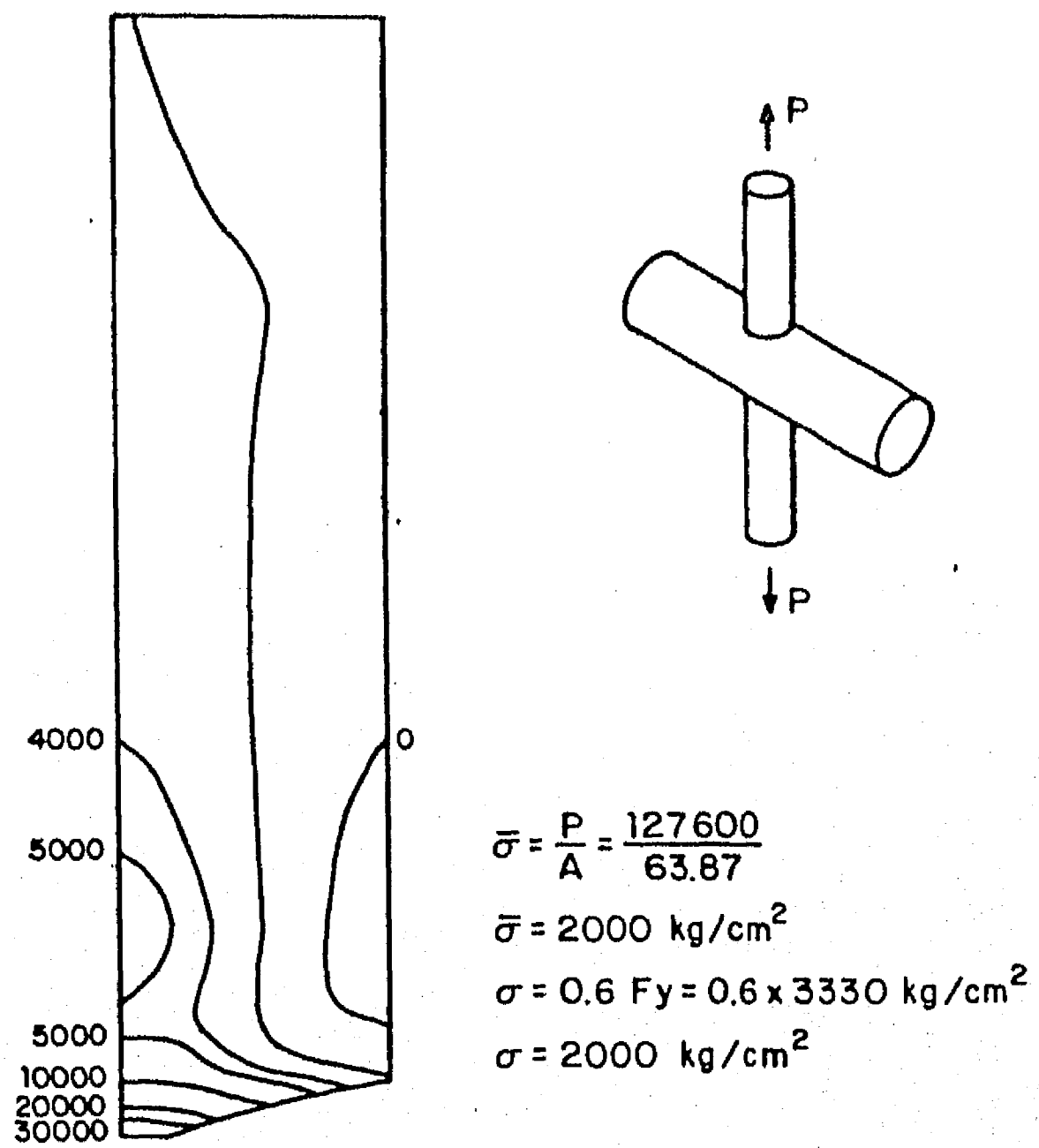
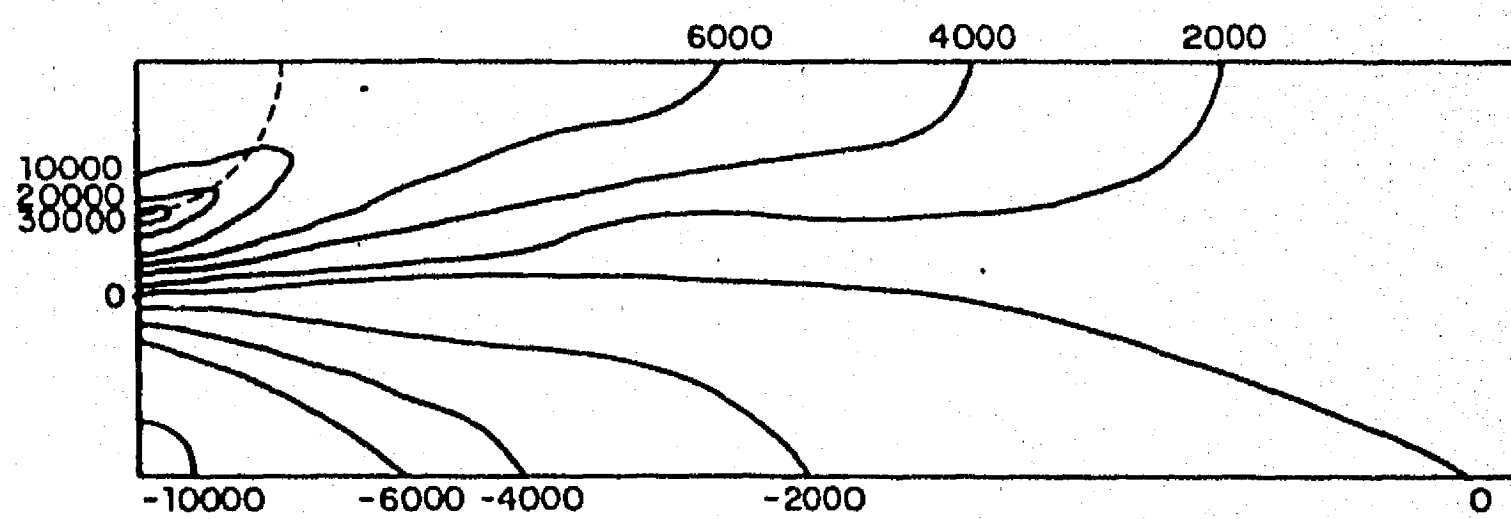


Fig 4.10 Factor de concentración de esfuerzos, y esfuerzos circunferencial y longitudinal en los miembros principal y secundario. Espécimen C3.  $P = 8$  Ton



a) Miembro secundario



b) Miembro principal

Fig 4.11 Esfuerzos principales máximos obtenidos con el método de elementos finitos en el espécimen C3 ( kg/cm<sup>2</sup> )

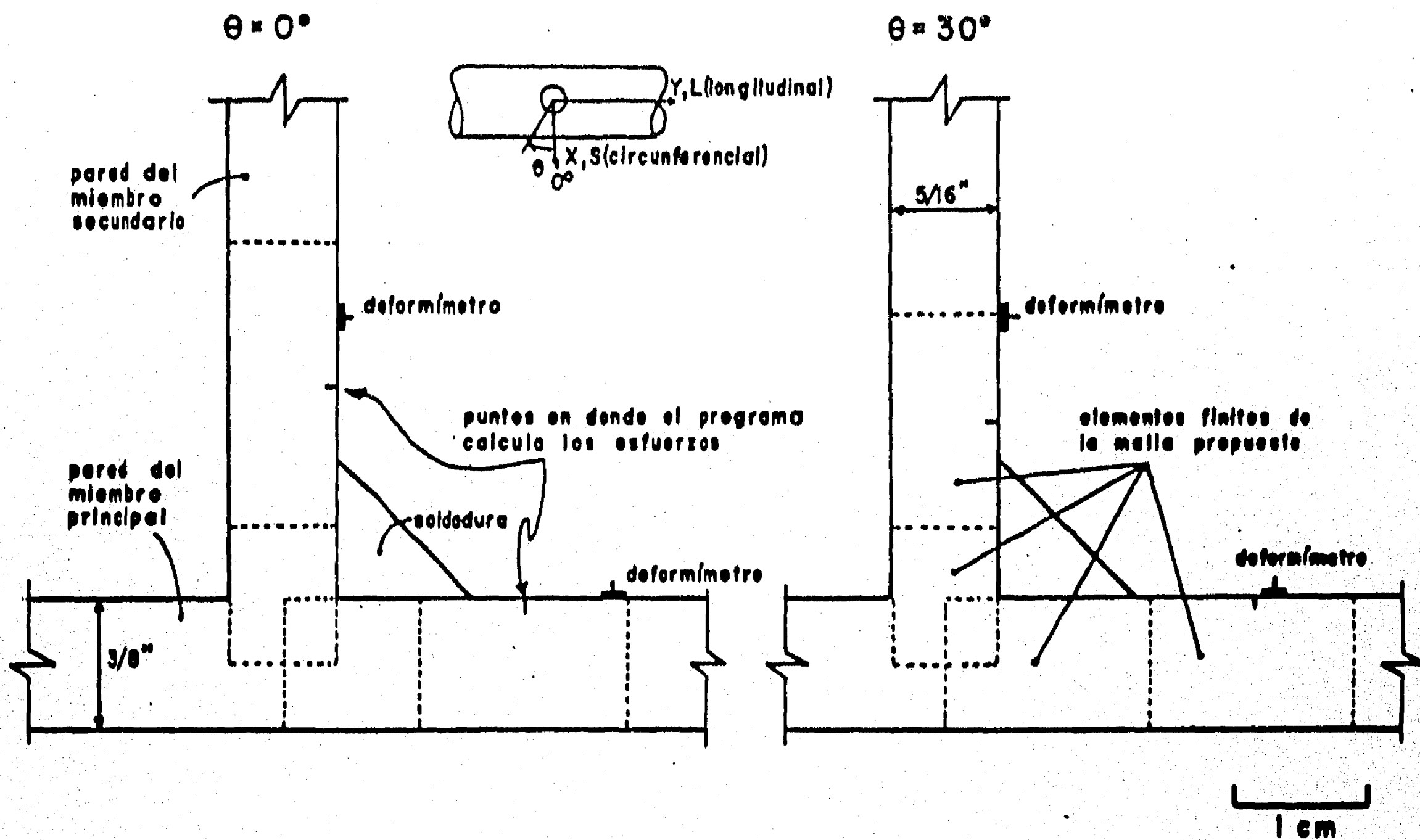


Fig 4.12 Ubicación de los deformímetros y los puntos en donde el programa de elementos finitos calcula los esfuerzos en el espécimen C2

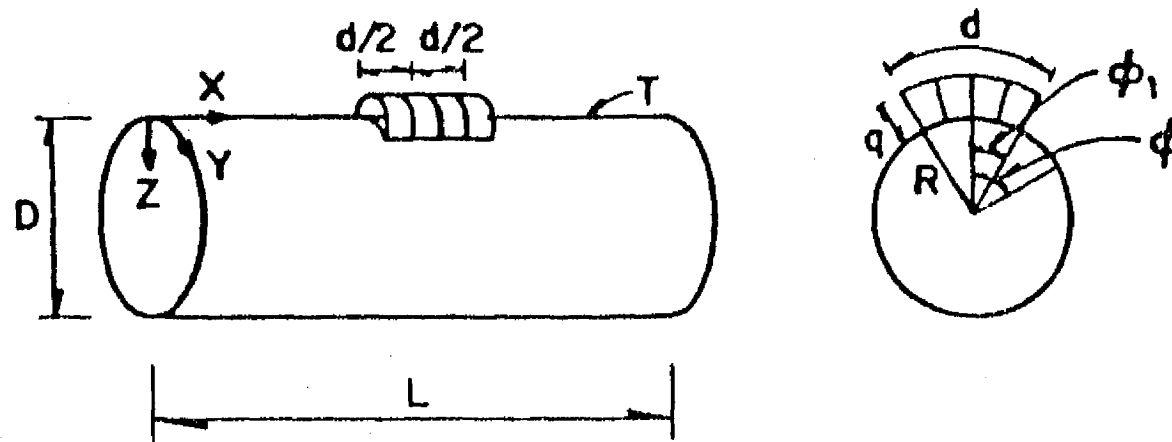


Fig 4.13 Coordinadas y cargas radiales en un miembro tubular circular

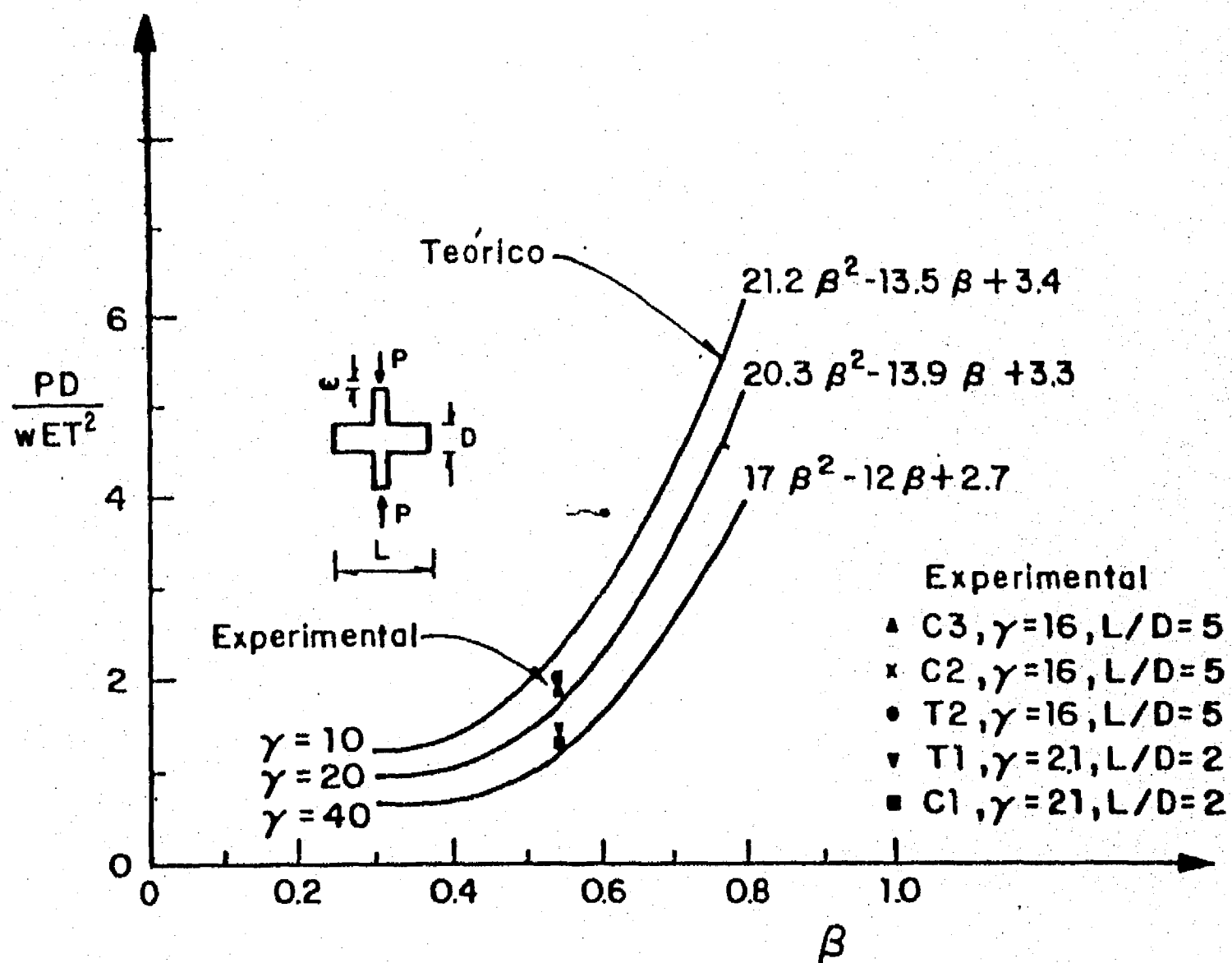


Fig 4.14 Relaciones paramétricas para las rigideces axiales de conexiones en cruz de miembros tubulares ( $L/D = 5.0$ )

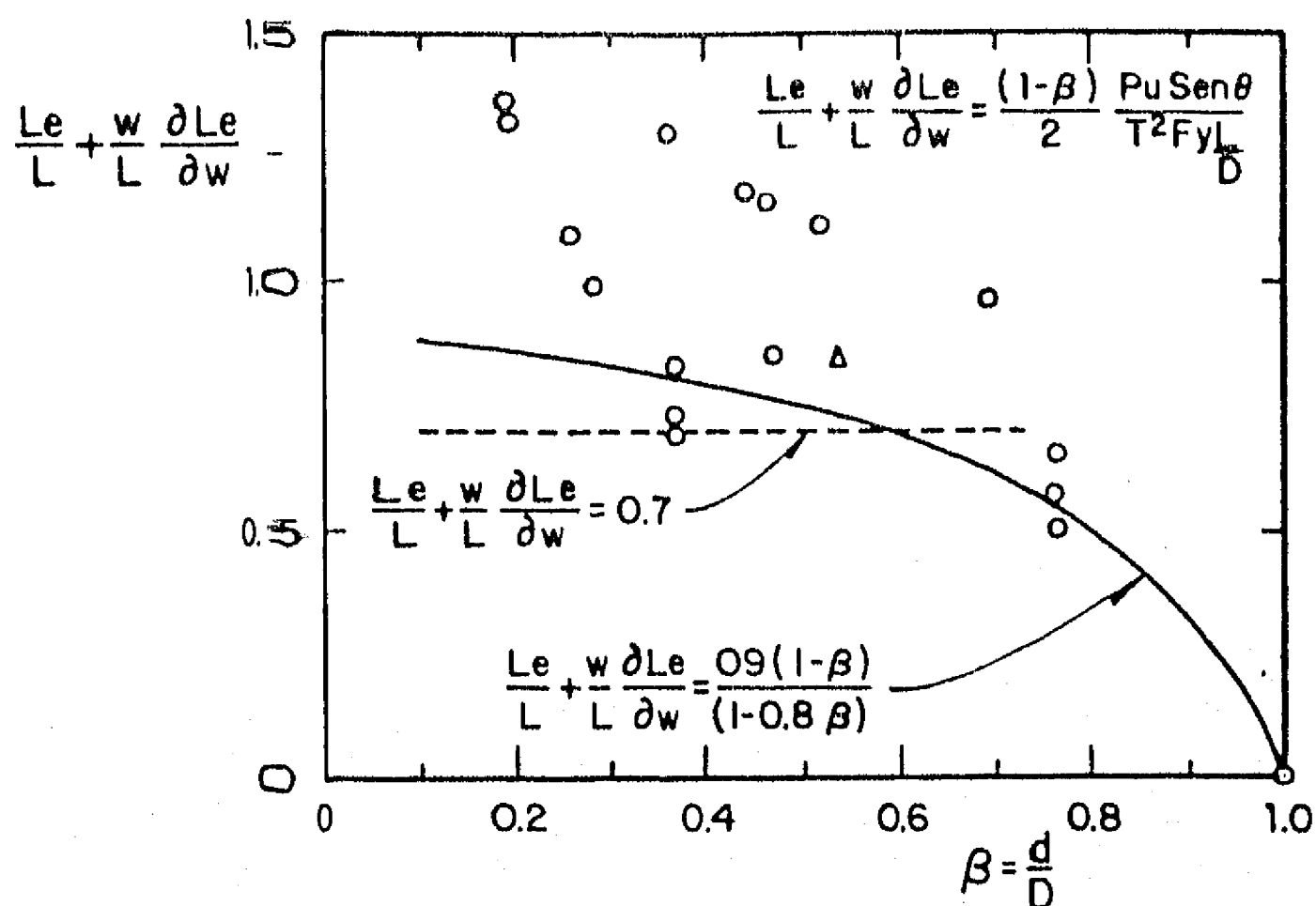


Fig 4.15 Efecto de  $\beta$  en  $\frac{Le}{L} + \frac{w}{L} \frac{\partial Le}{\partial w}$

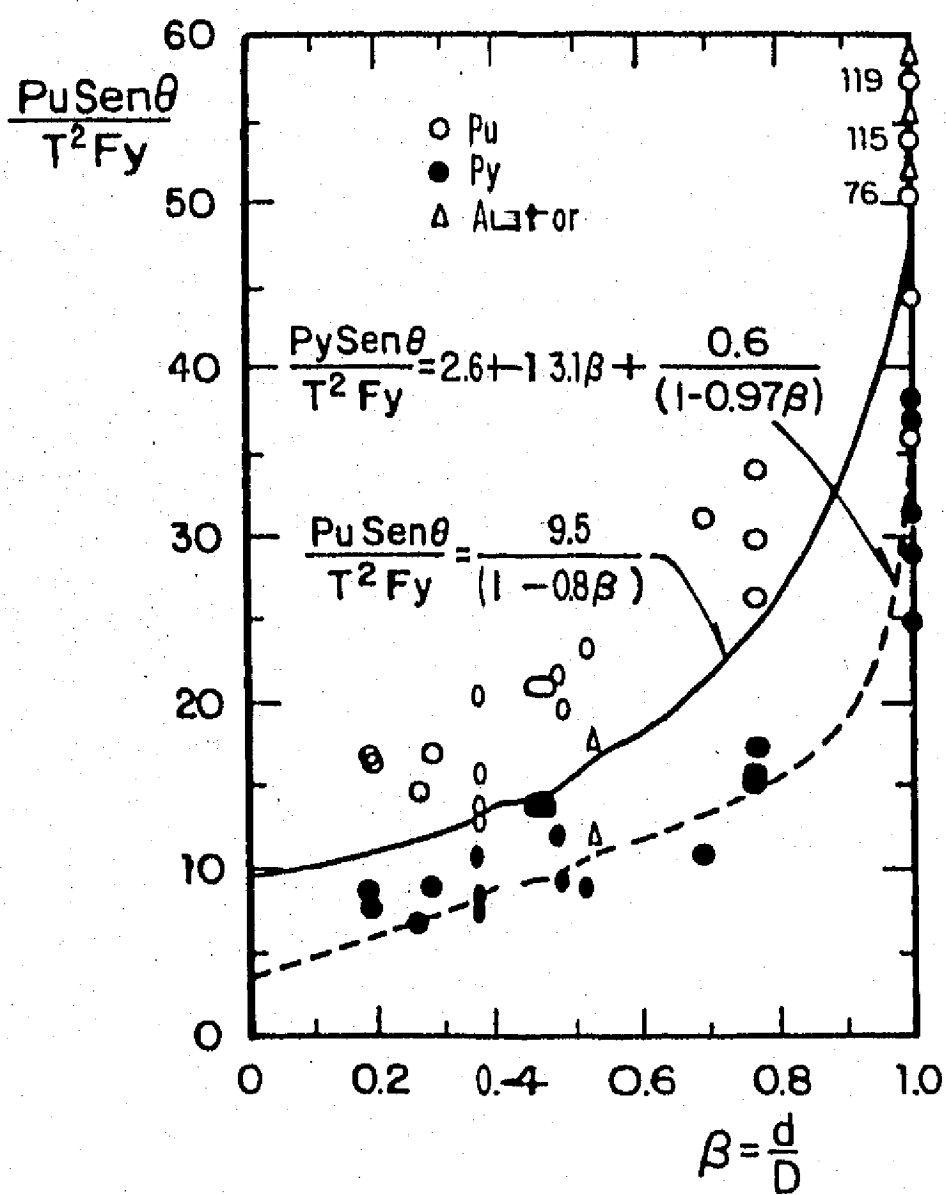


Fig 4.16 Conexiones tipo cruz con carga en tensión

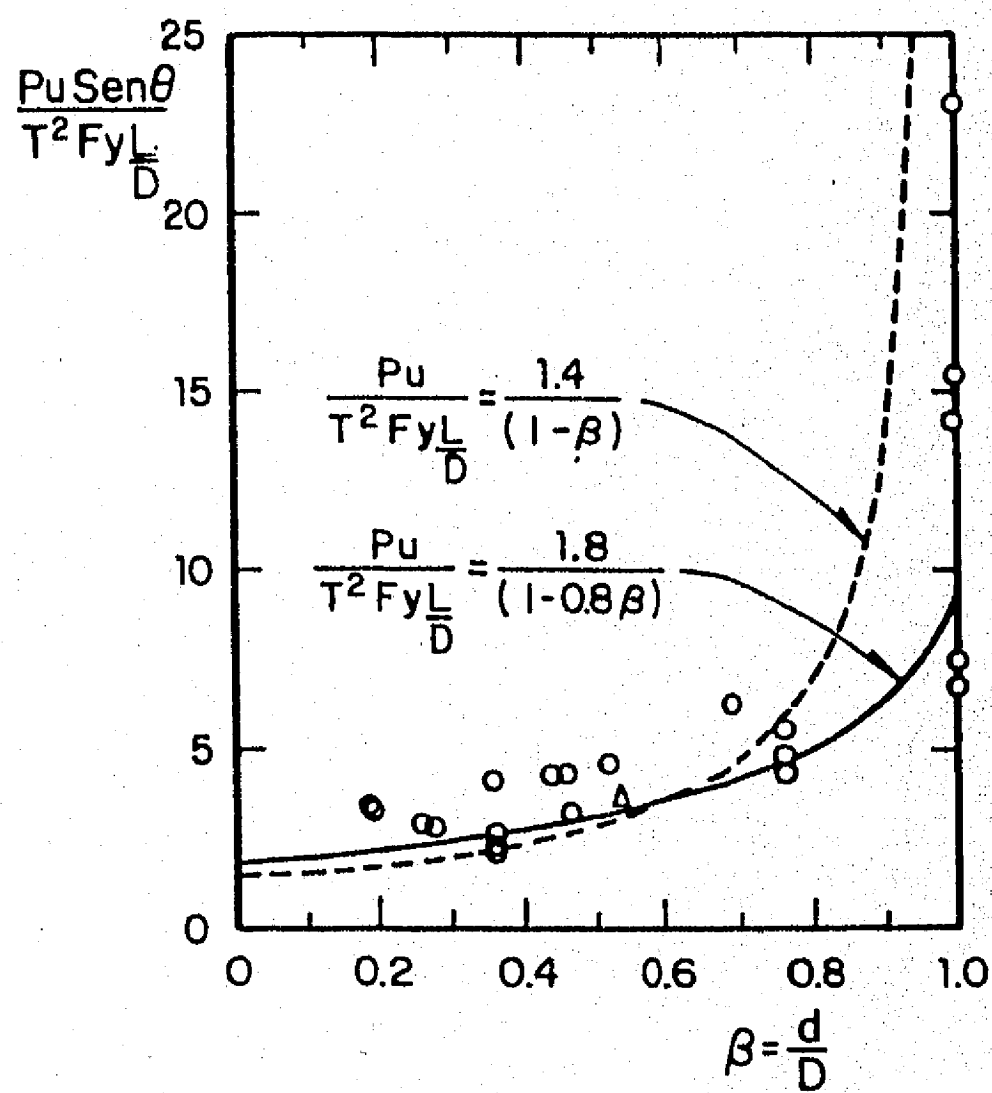
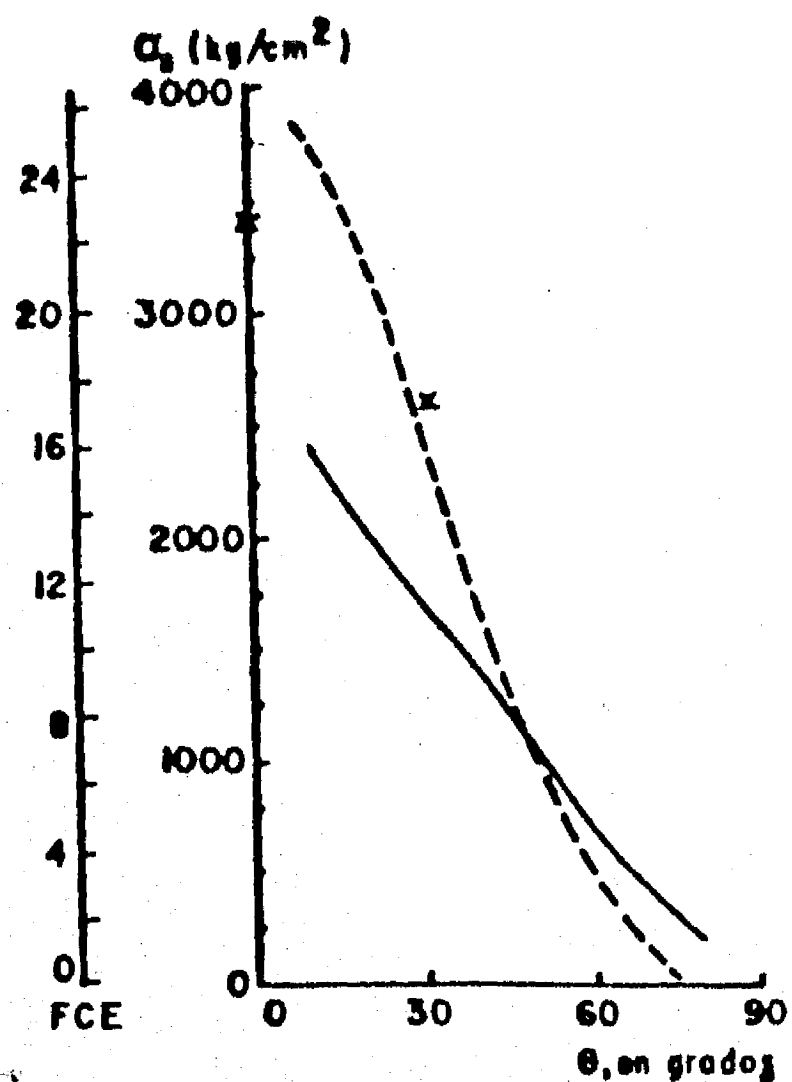
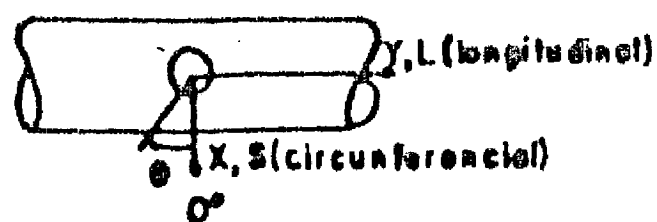
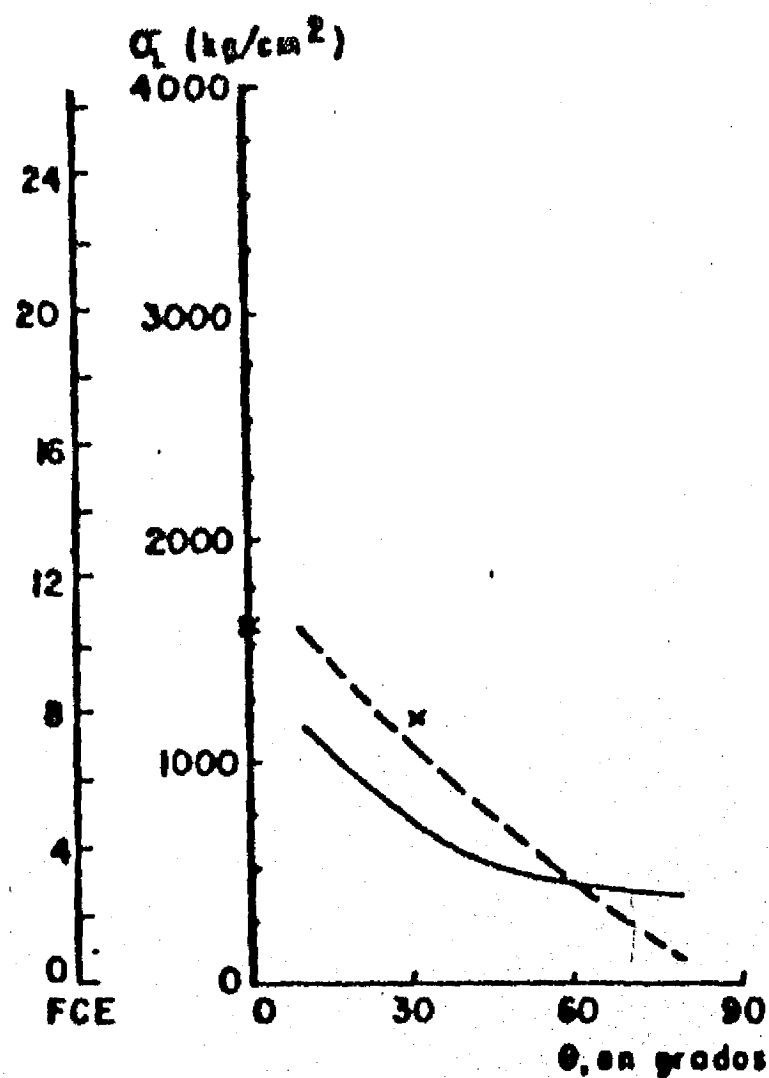


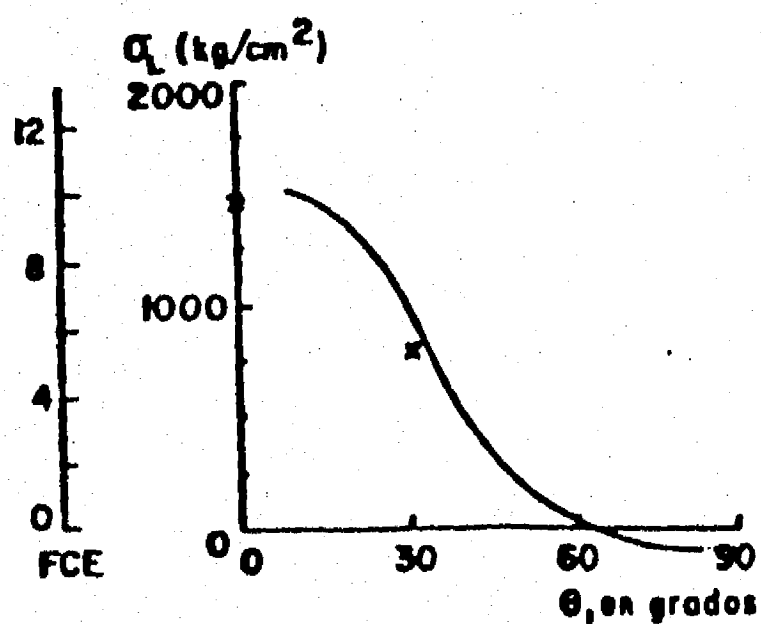
Fig 4.17 Conexiones tipo cruz con carga en tensión



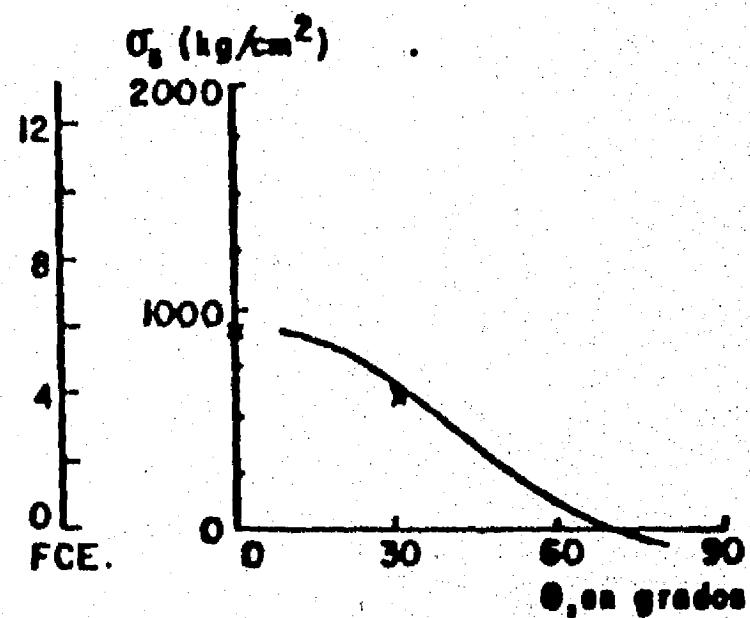
Esfuerzo circunferencial en el miembro principal



Esfuerzo longitudinal en el miembro principal



Esfuerzo longitudinal en el miembro secundario



Esfuerzo circunferencial en el miembro secundario

--- Elementos finitos (primera fila)

— Elementos finitos (segunda fila)

X Deformímetros

FCE = Factor de concentración de esfuerzos

Fig 4.18 Factores de concentración de esfuerzos, y esfuerzos circunferencial y longitudinal en los miembros principal y secundario. Espécimen T2. P = 8 Ton

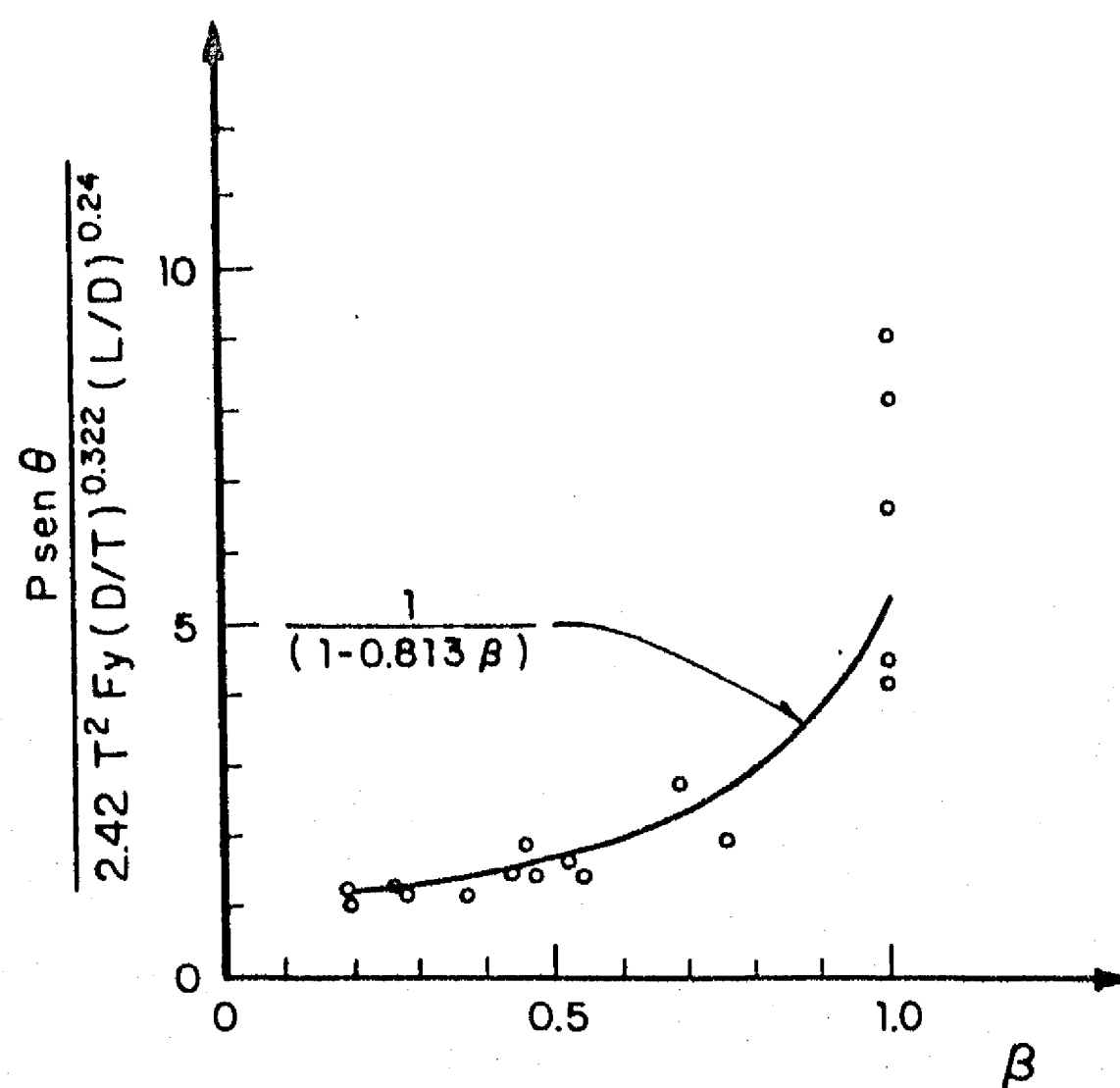


Fig 4.19 Comparación de resistencias experimentales y analíticas (ec 2.11) de especímenes tipo cruz con carga en tensión

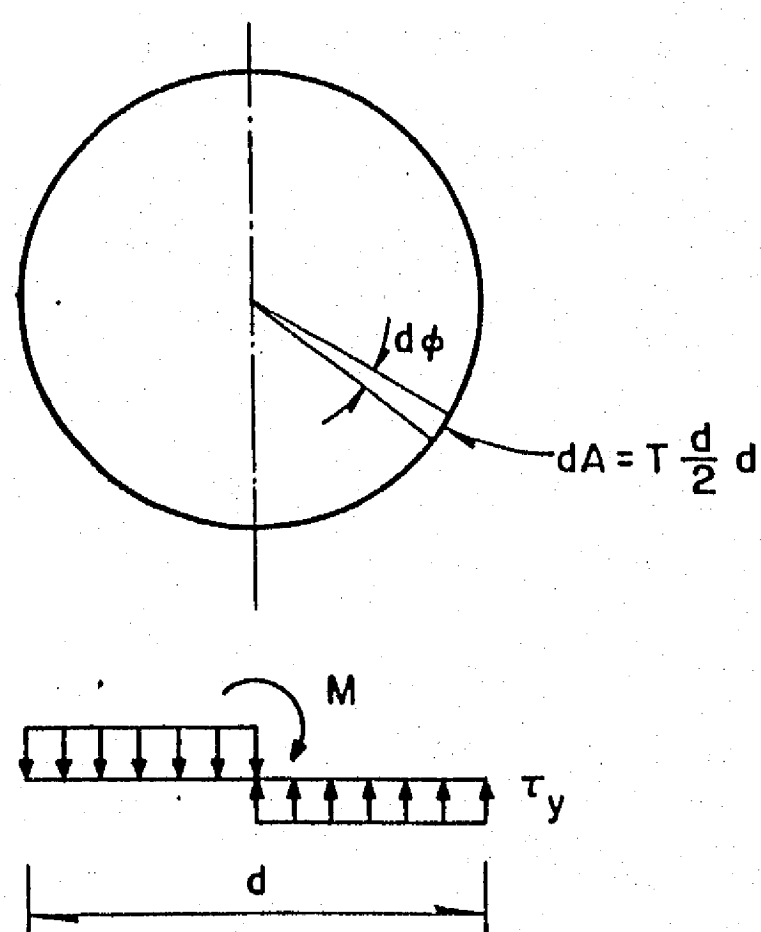


Fig 4.20 Distribución del esfuerzo cortante plástico en una conexión tubular con momento flexionante en el plano



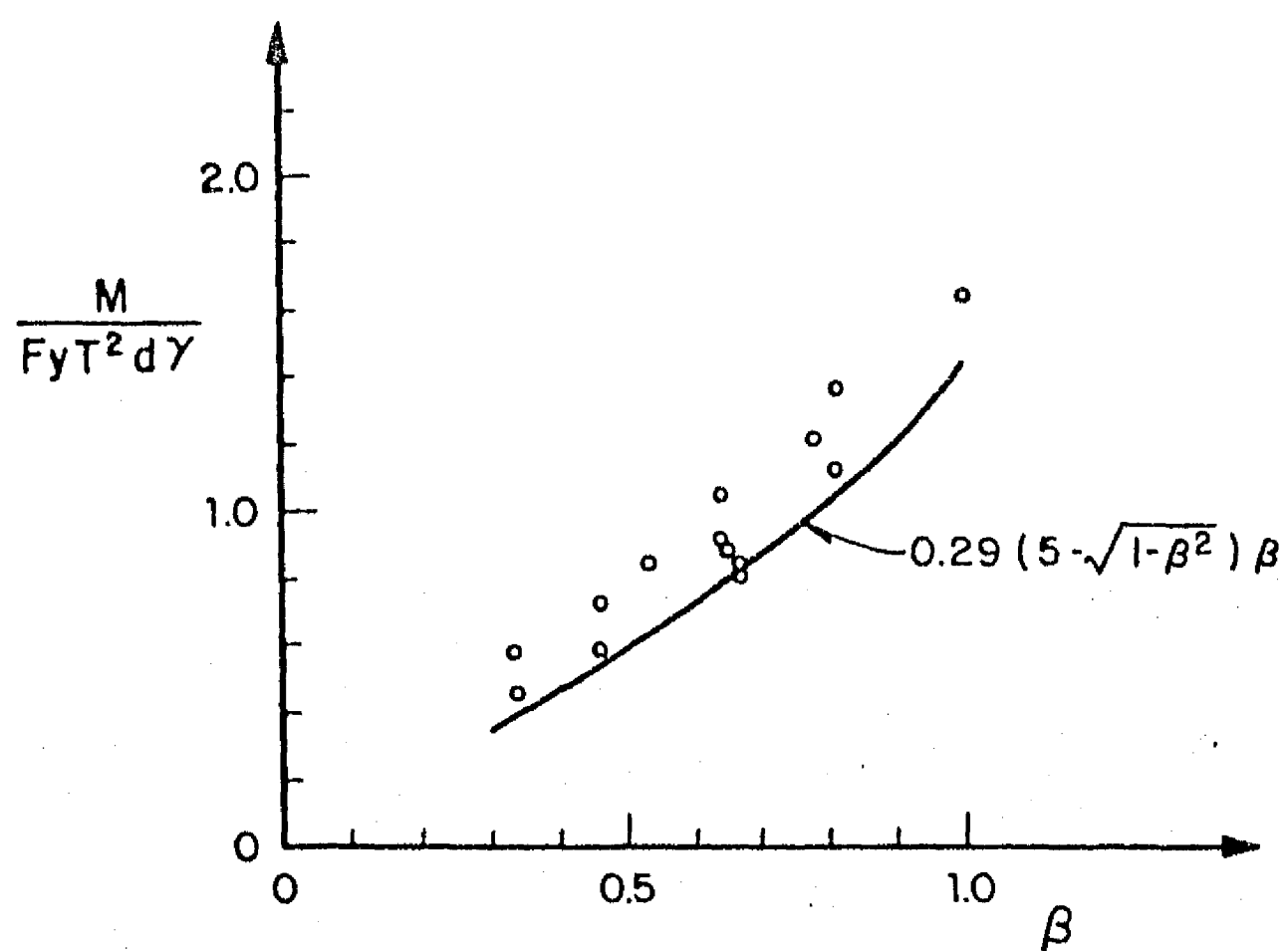


Fig 4.21 Comparación entre resistencias experimentales y teóricas (ec 4.57) en conexiones en cruz y T con momento flexionante en el plano

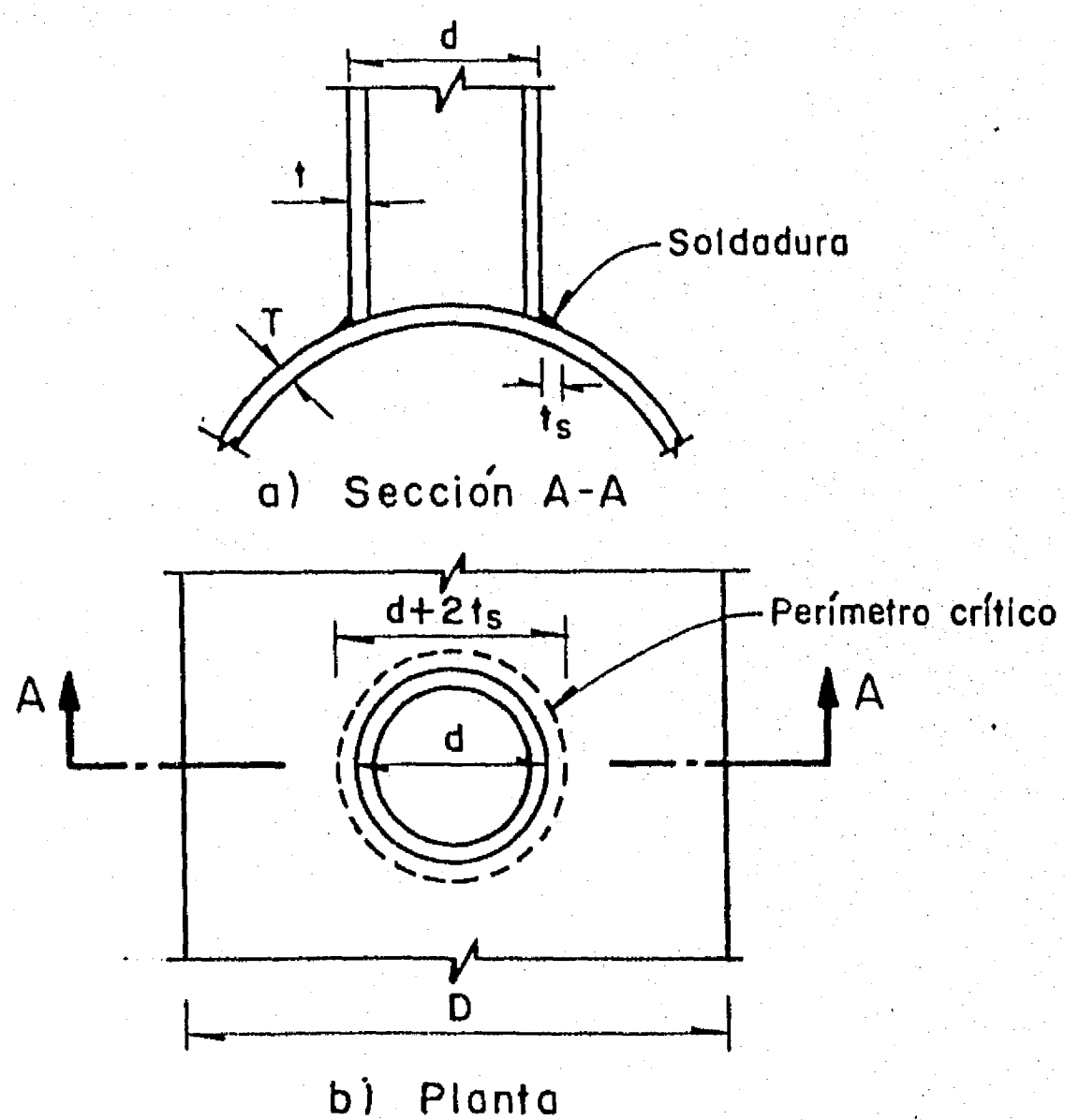
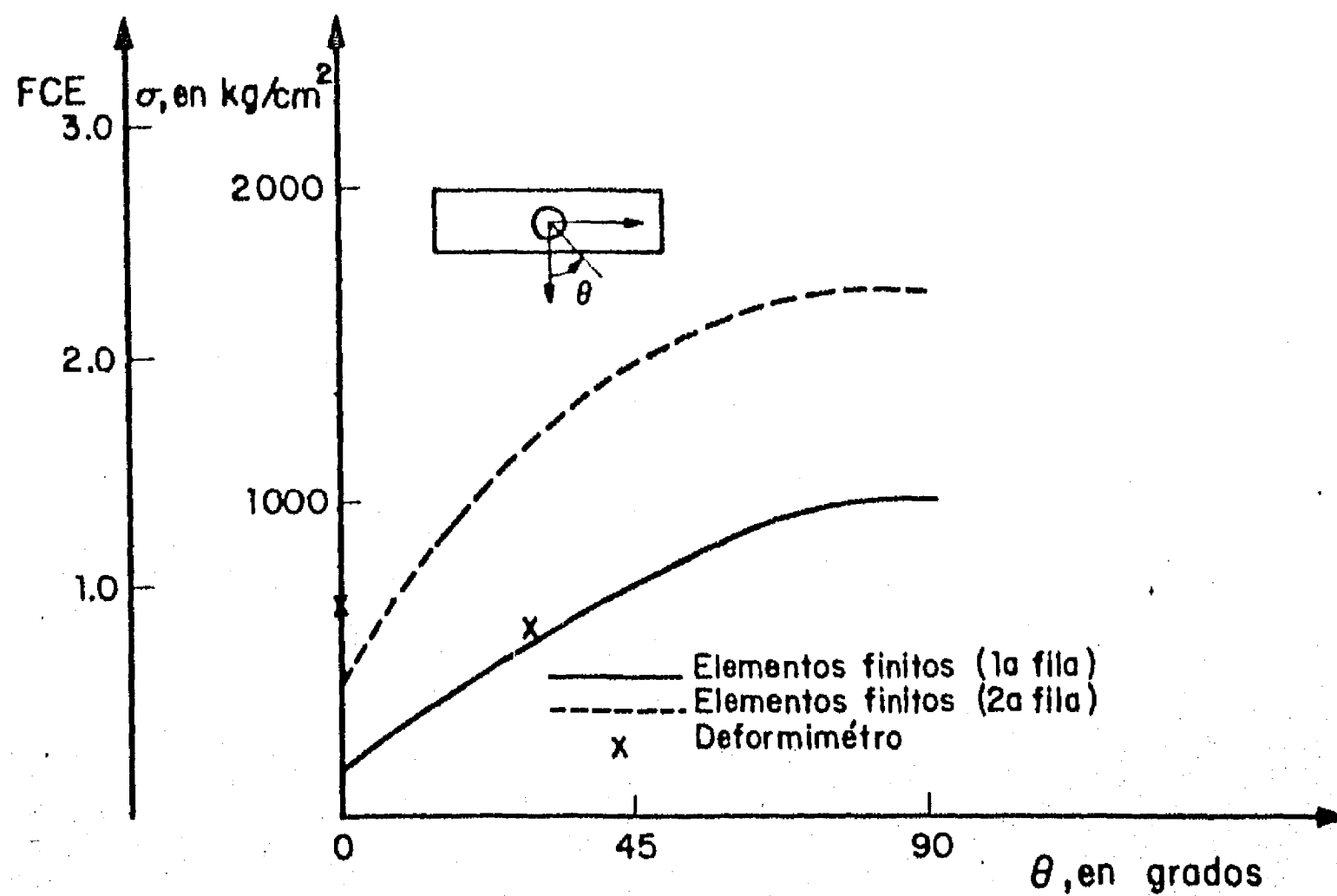
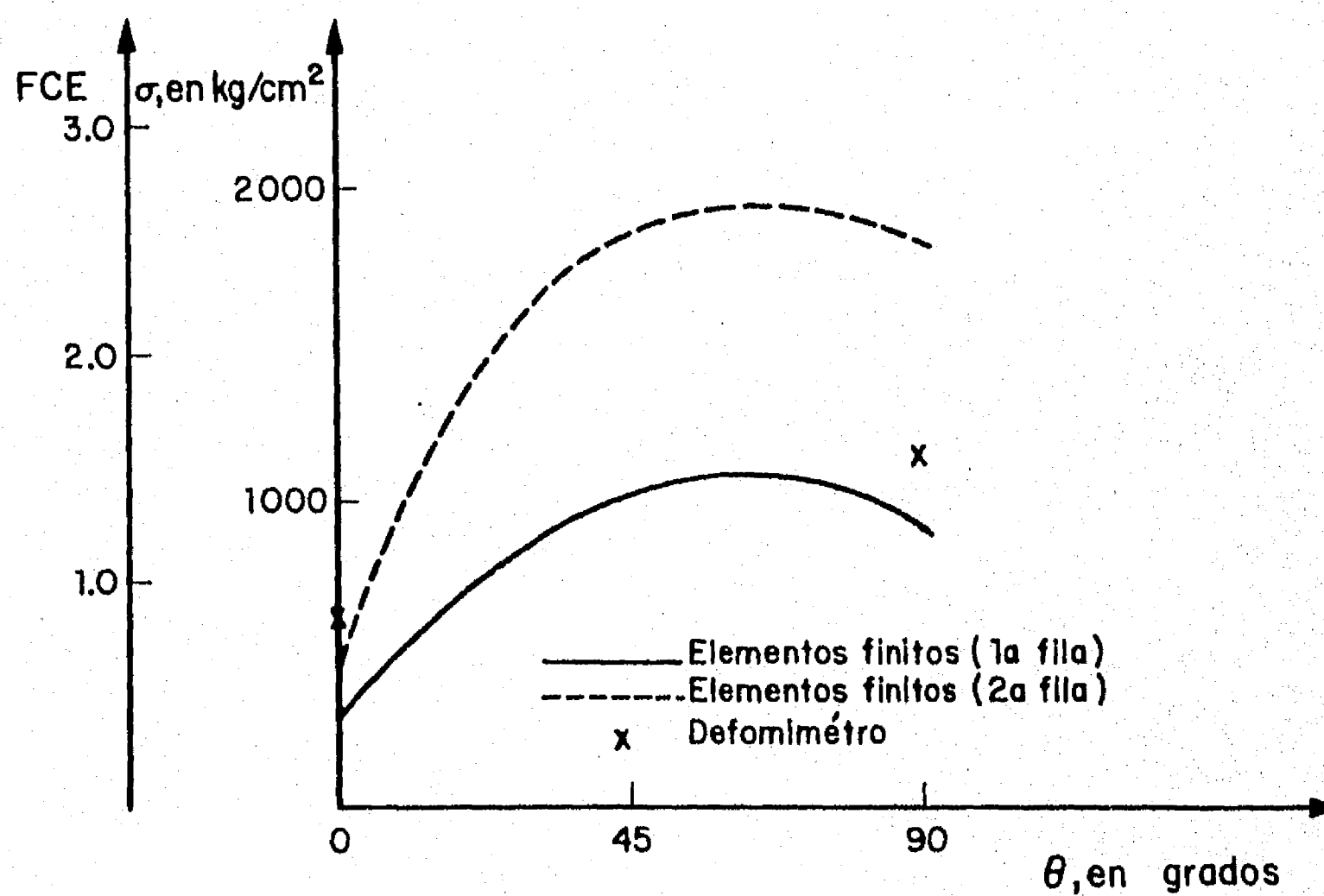


Fig 4.22 Zona crítica por punzonamiento



a) Miembro principal



b) Miembro secundario

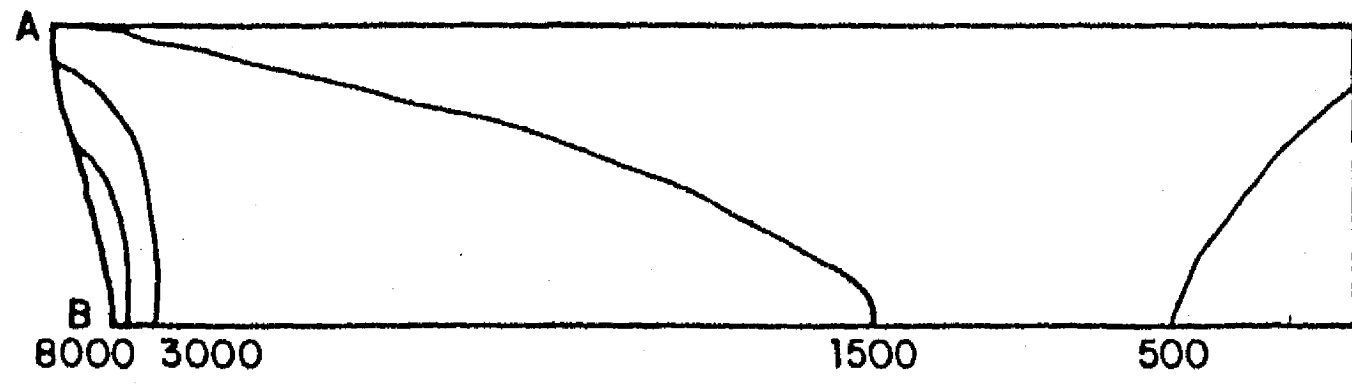
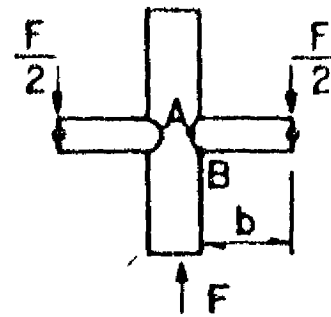
Fig 4.23 Esfuerzos principales máximos teóricos y experimentales, y factor de concentración de esfuerzos en el espécimen  $F_1$ ,  $M_s=2.31 \text{ ton-m}$

$$M_s = \frac{F \cdot b}{2} = 11.95 \text{ ton-m}$$

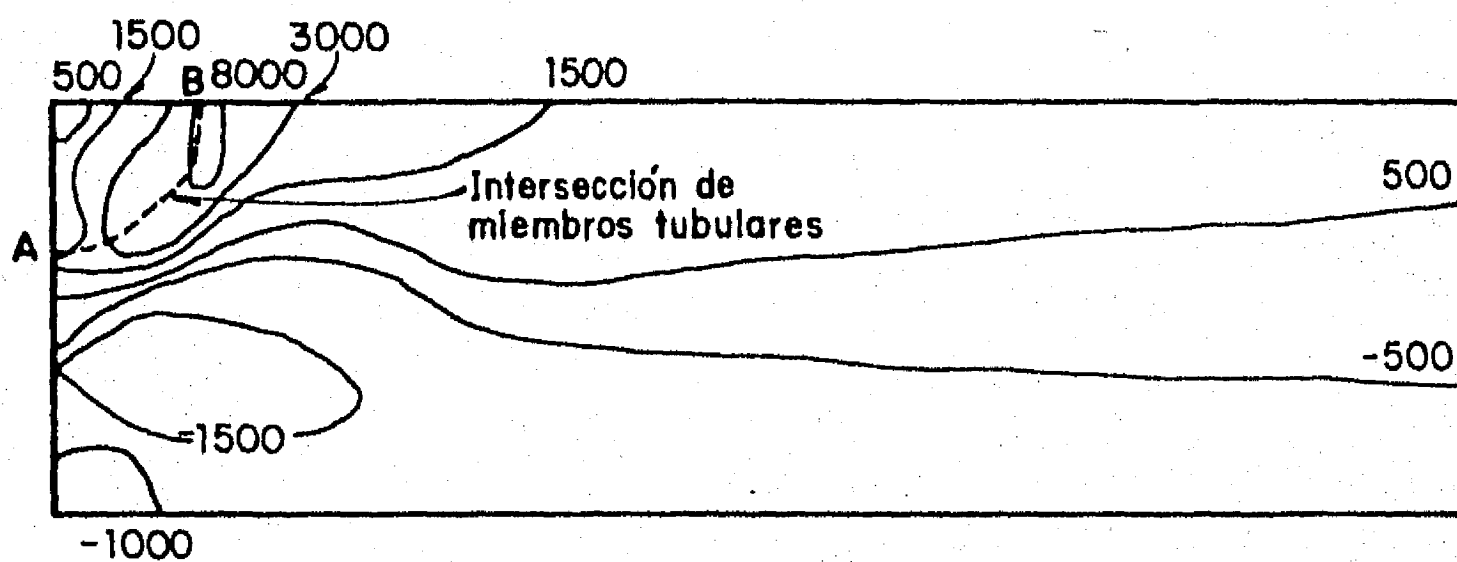
$$S = \frac{0.0982}{d} (d^4 - d_i^4) = 317.1 \text{ cm}^3$$

$$\sigma = \frac{M_s}{S} = 3770 \text{ kg/cm}^2$$

$$F_y = 3770 \text{ kg/cm}^2$$



a) Miembro secundario



b) Miembro principal

Fig 4.24 Esfuerzos principales máximos obtenidos con el método del elemento finito en el espécimen F1, en(kg/cm<sup>2</sup>)  
M<sub>s</sub>=11.95 ton-m

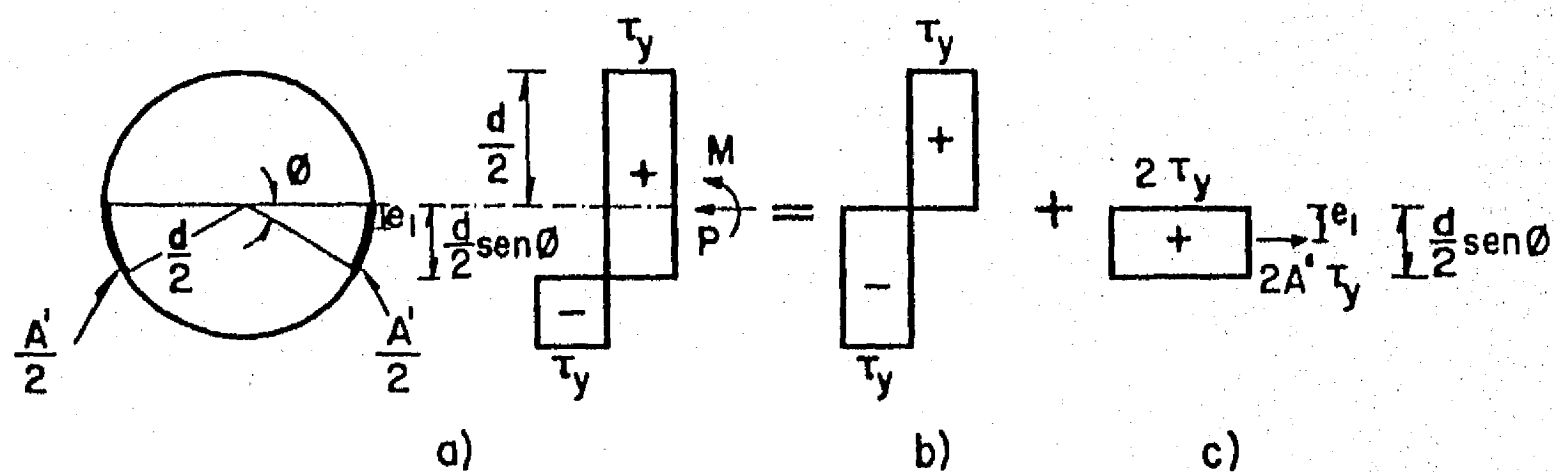


Fig 4.25 Distribución de esfuerzos cortantes plásticos para la falla de la conexión tubular en flexocompresión

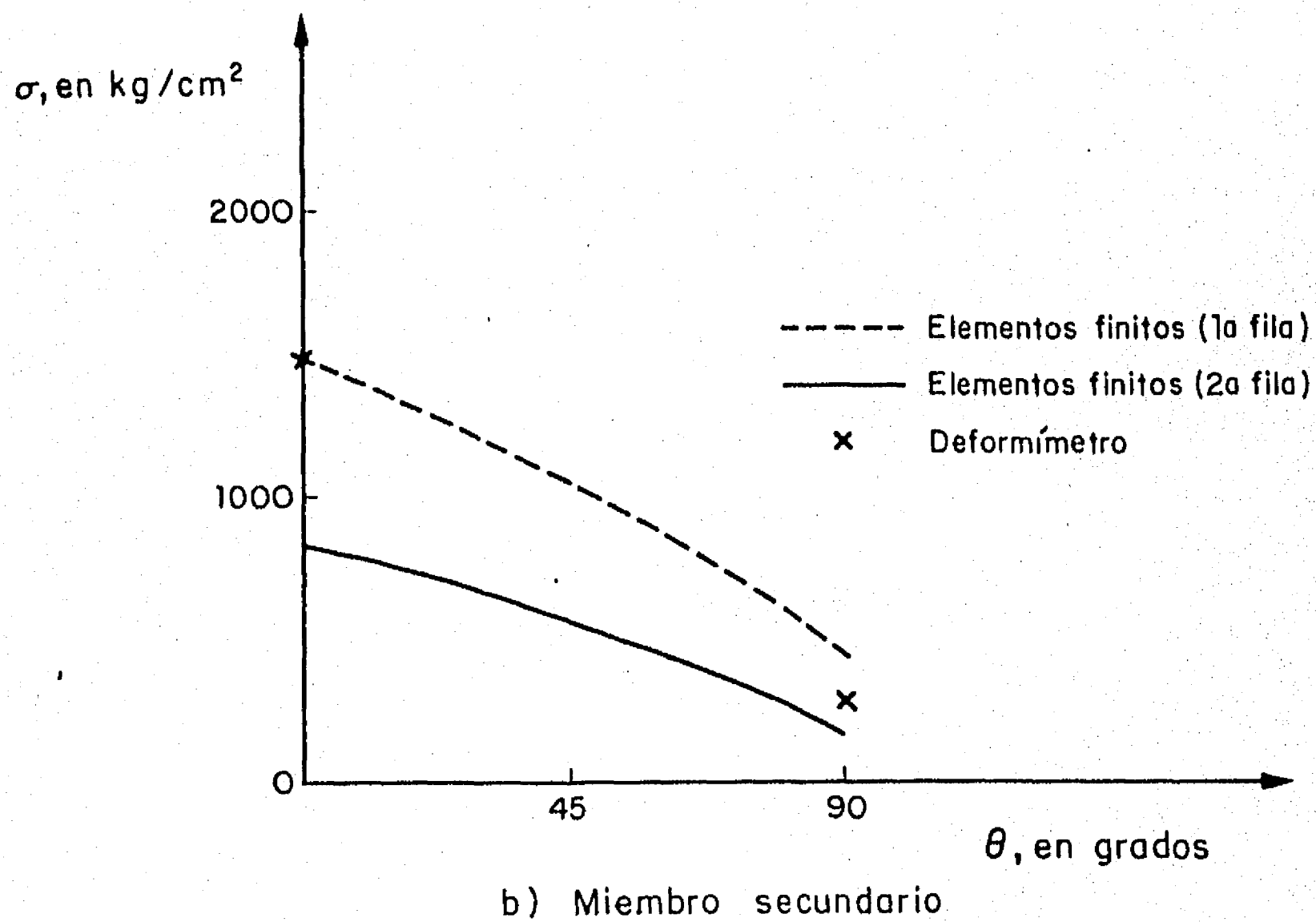
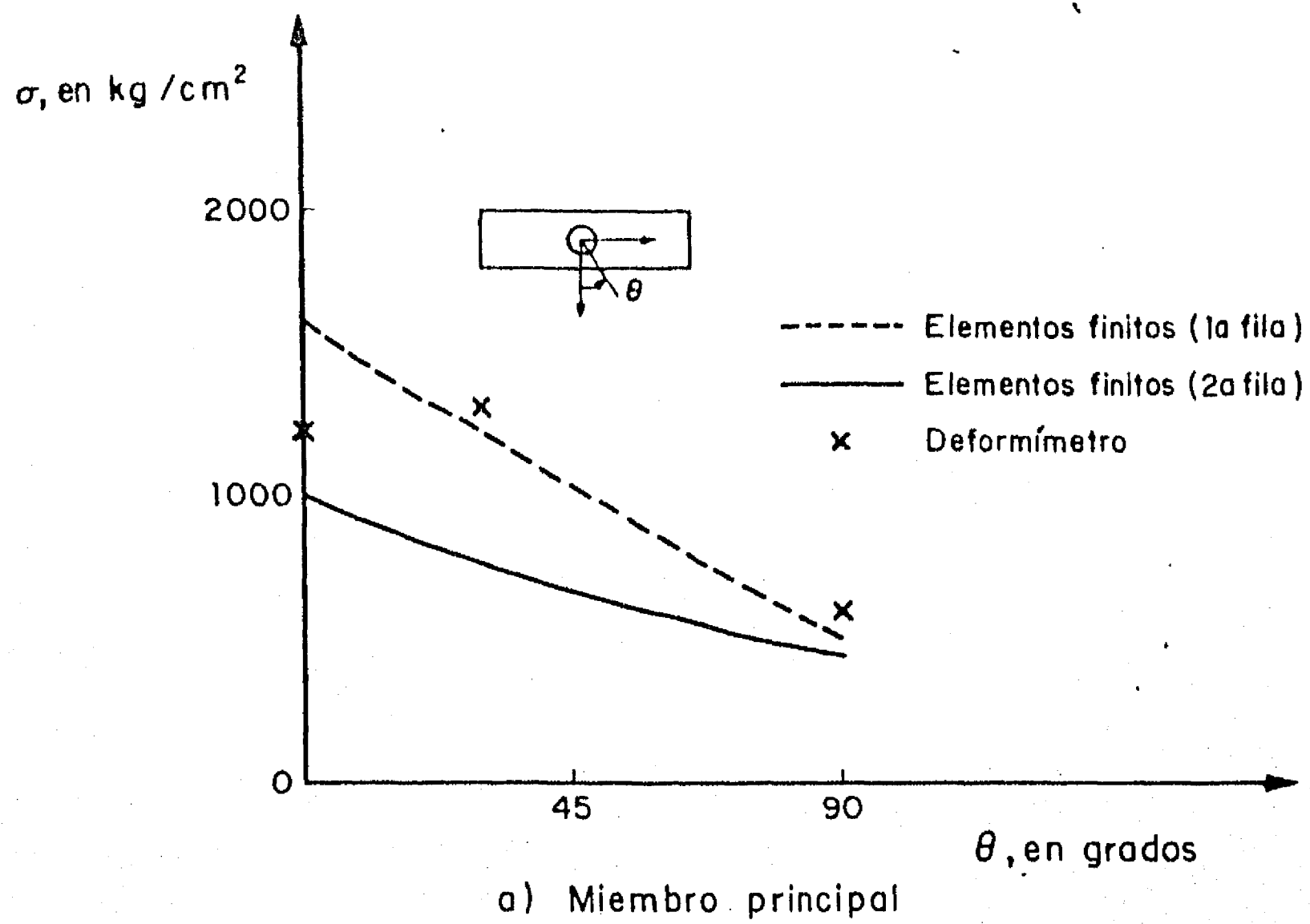
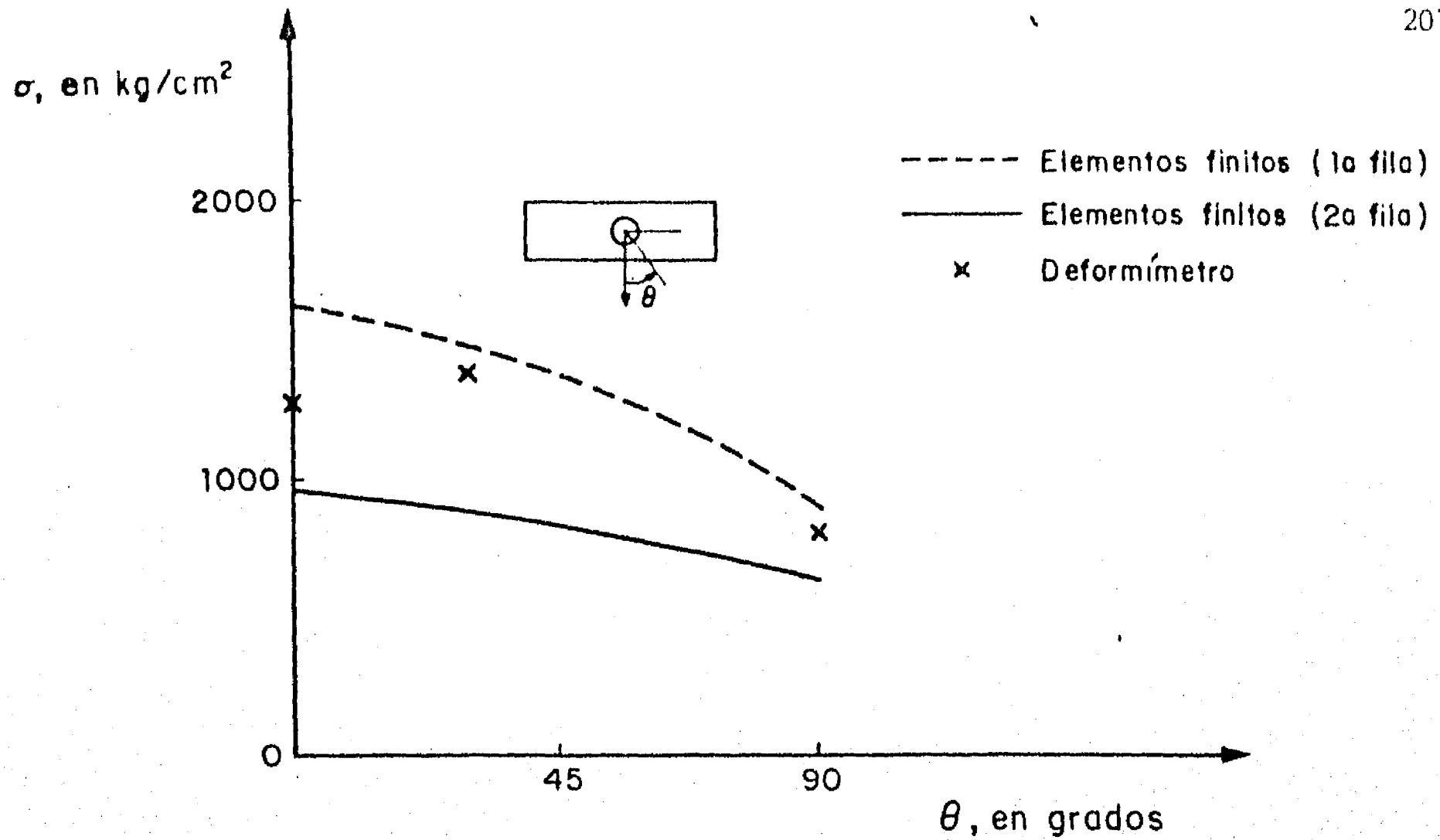
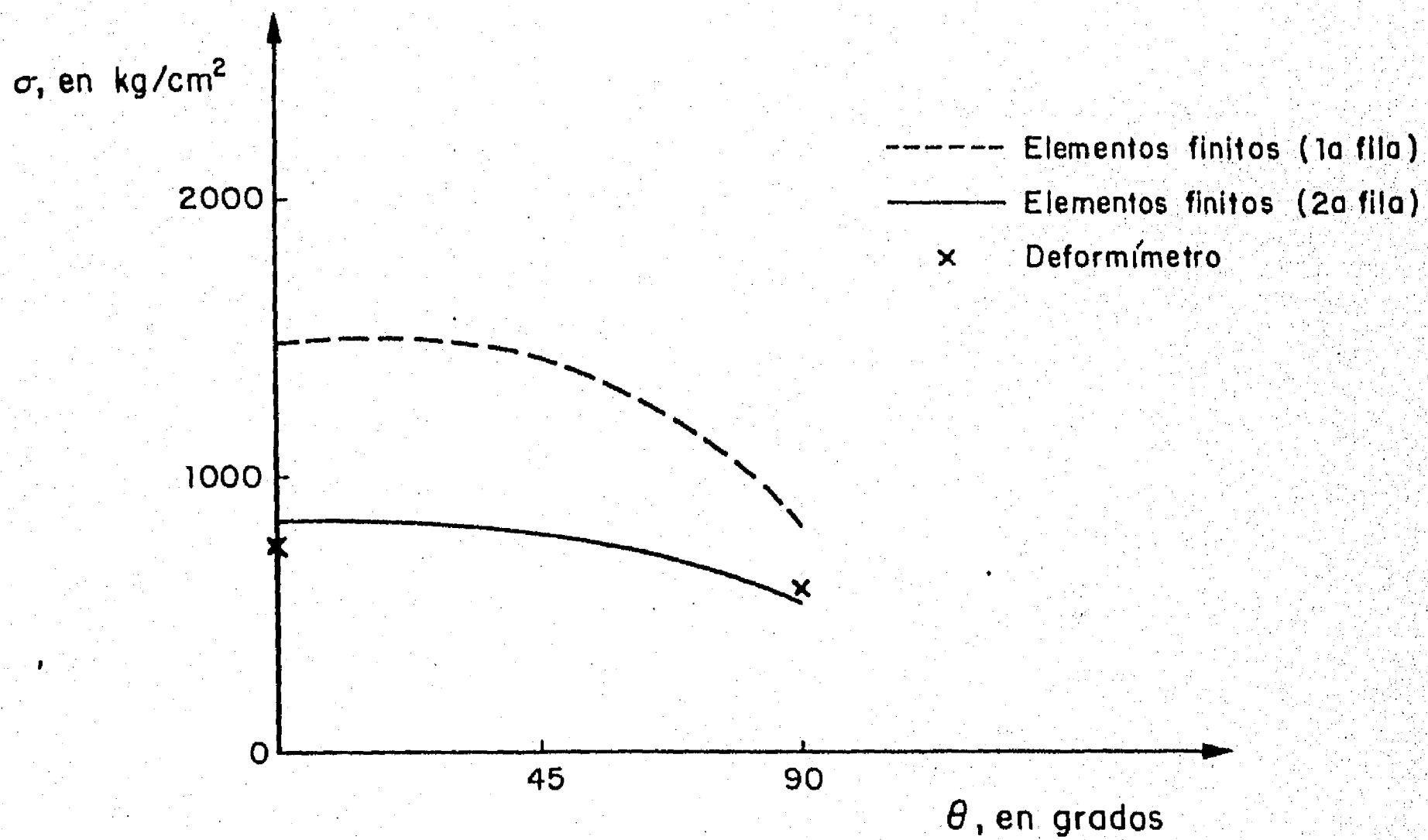


Fig 4.26 Esfuerzos principales máximos teóricos y experimentales. Especímen CM1.  $P = 5.67 \text{ ton}$  ,  $M_s = 0.41 \text{ ton-m}$



a) Miembro principal



b) Miembro secundario

Fig 4.27 Esfuerzos principales máximos teóricos experimentales  
Especimen CM2.  $P = 5.32 \text{ ton}$ ,  $M_s = 0.82 \text{ ton-m}$

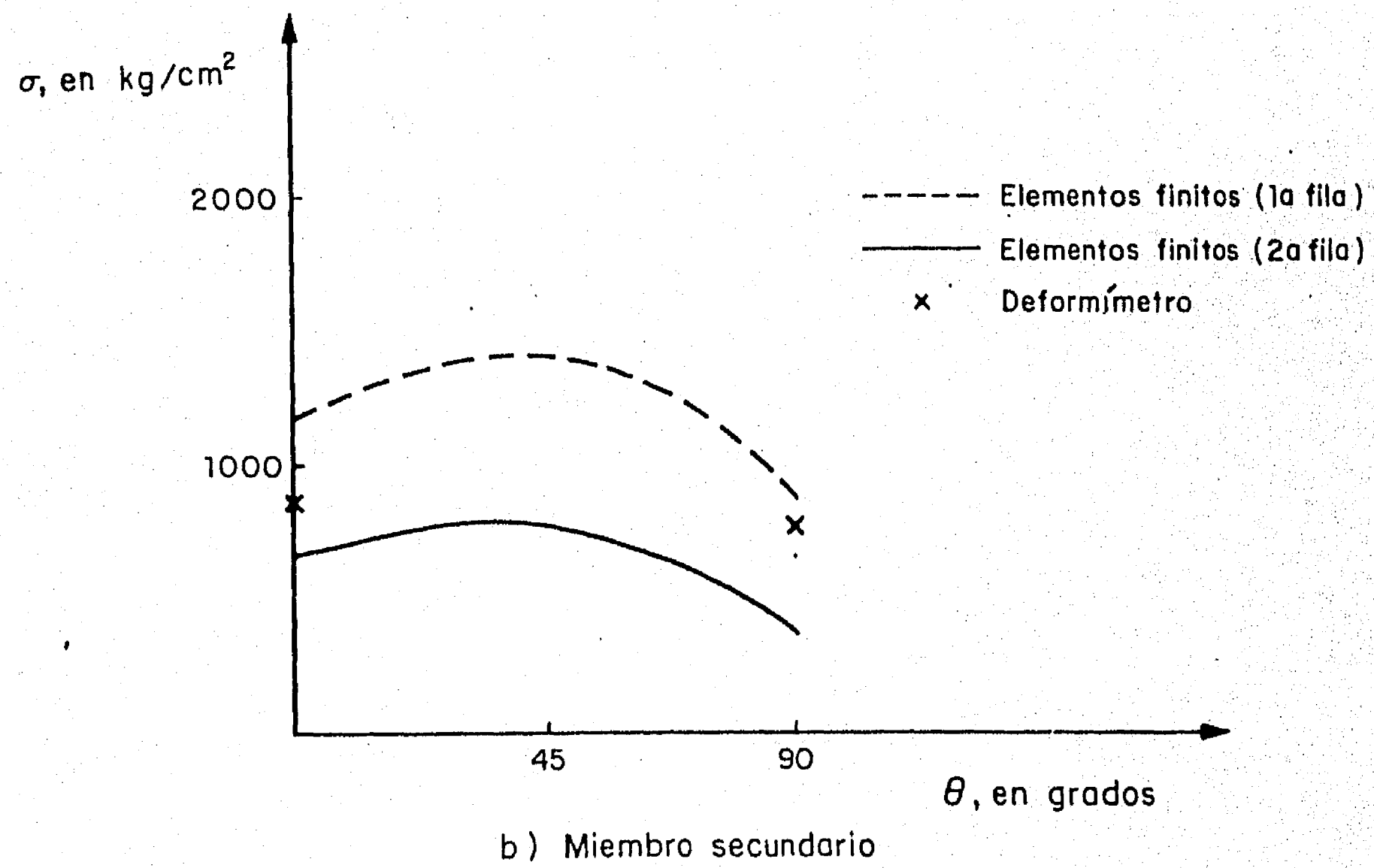
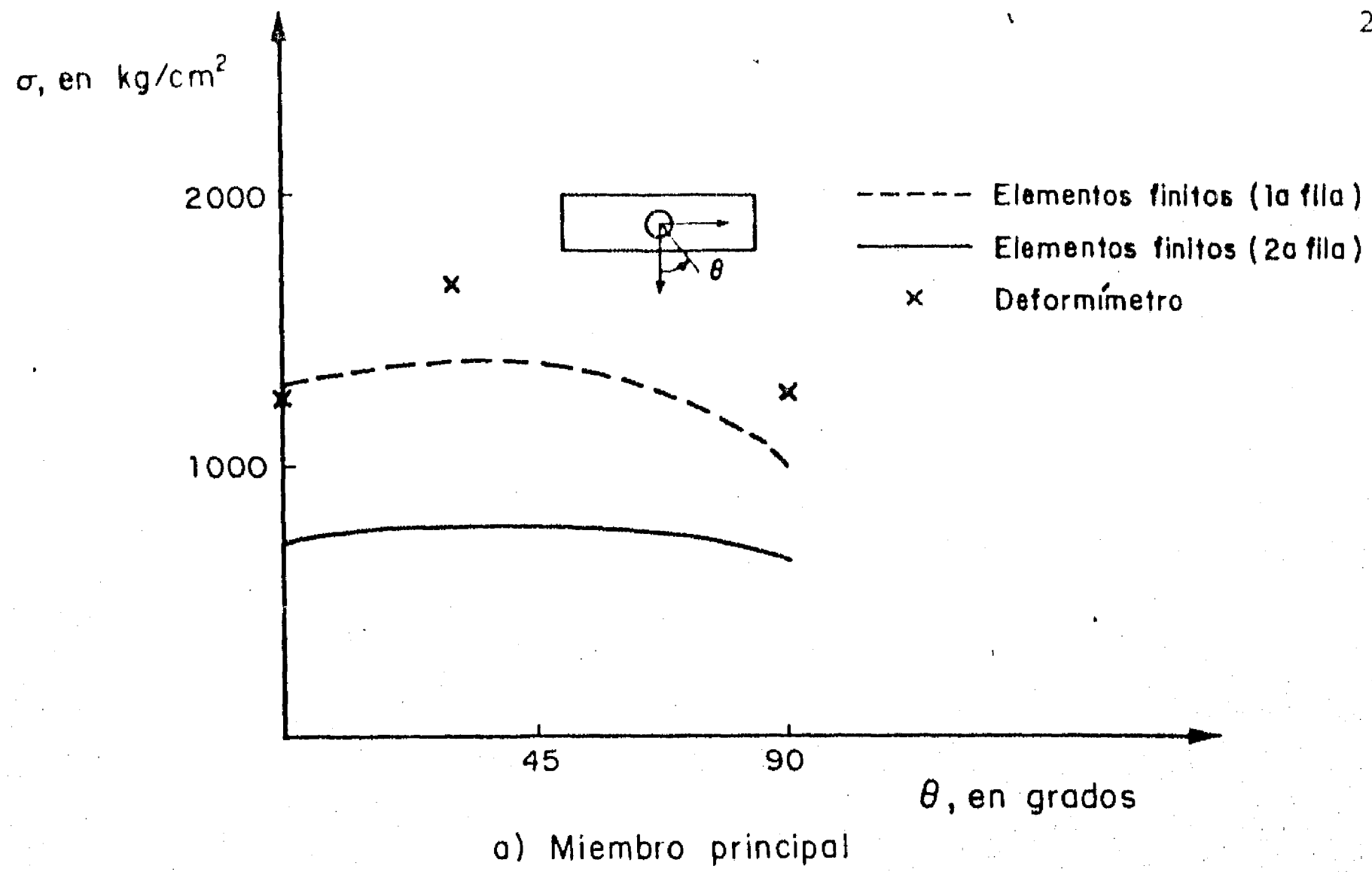


Fig 4.28 Esfuerzos principales máximos teóricos y experimentales  
Especímen CM3.  $P = 3.99 \text{ ton}$ ,  $M_s = 1.28 \text{ ton-m}$

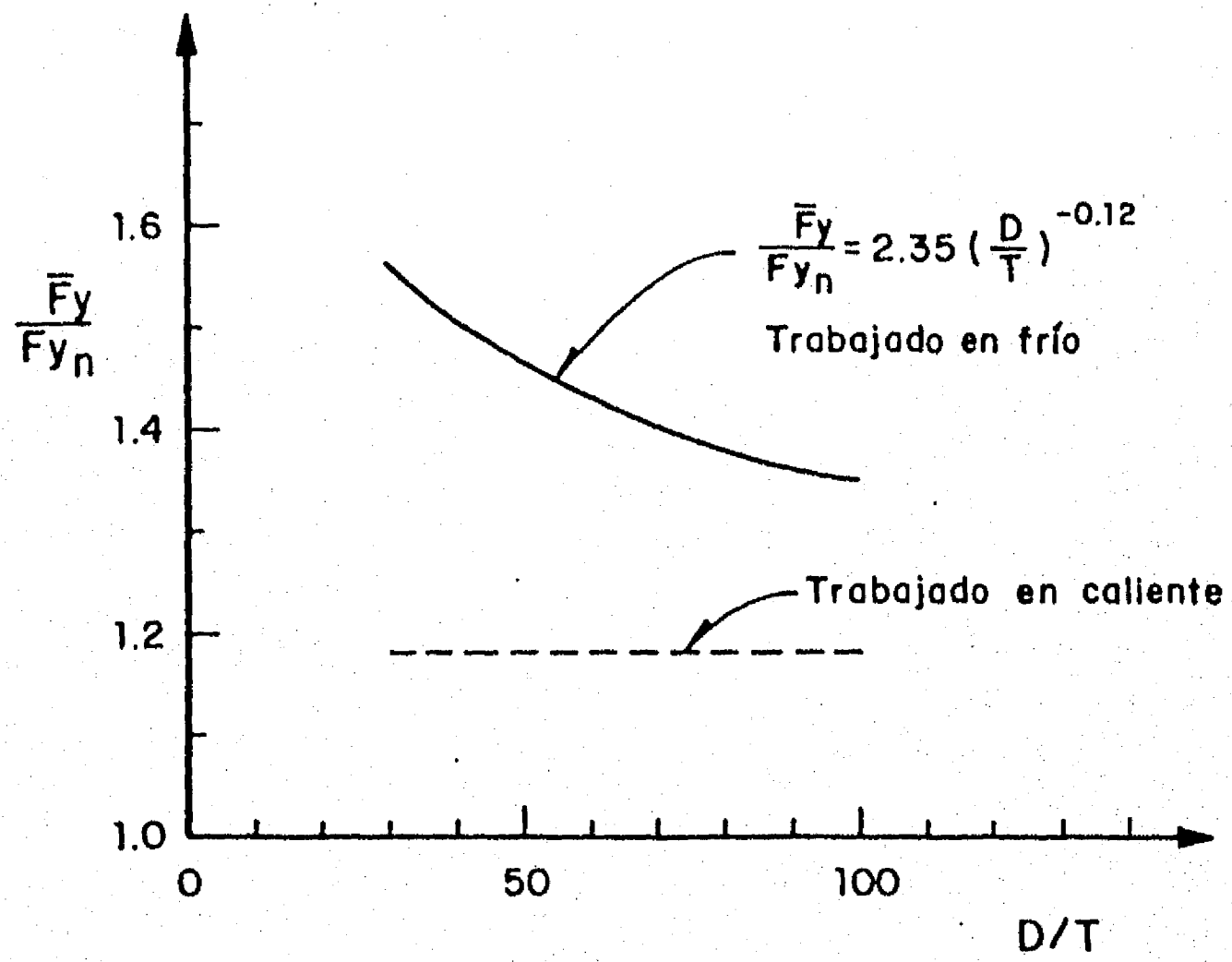


Fig 5.1 Variación de la media de  $F_y$  en miembros tubulares (ref 26)

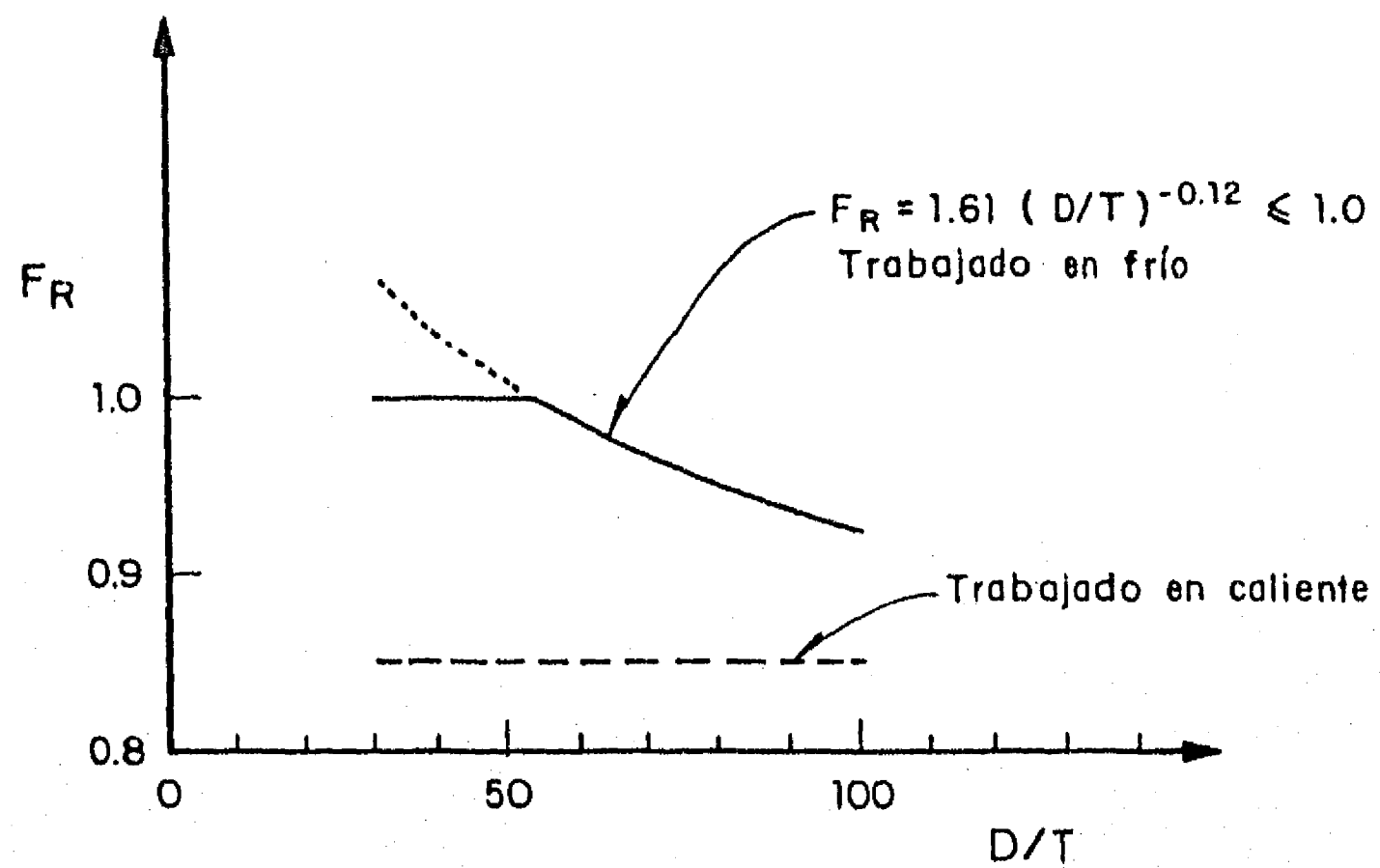


Fig 5.2 Factor de reducción de resistencia de conexiones tubulares tipo cruz en compresión

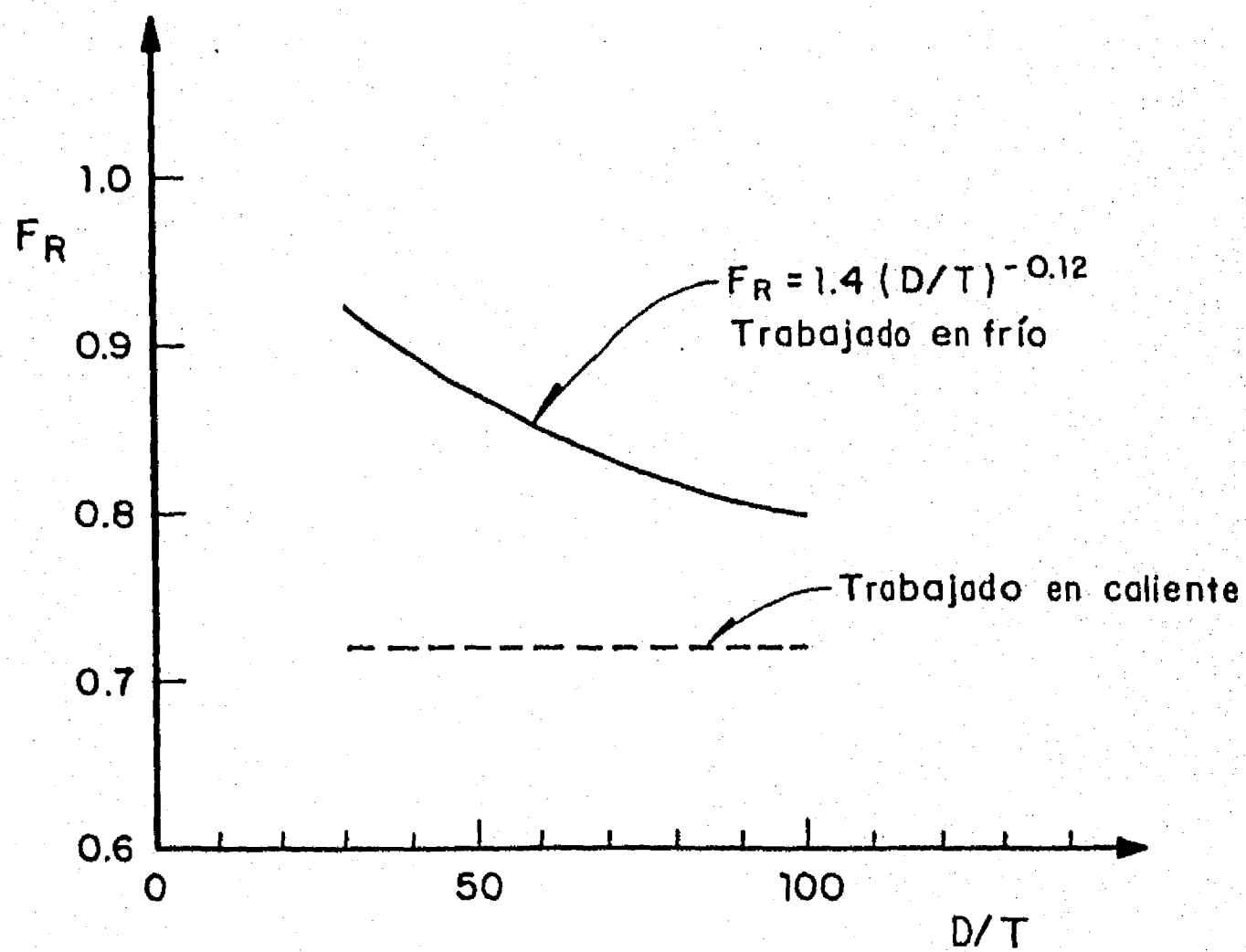


Fig 5.3 Factor de reducción de resistencia de conexiones tubulares tipo cruz en compresión



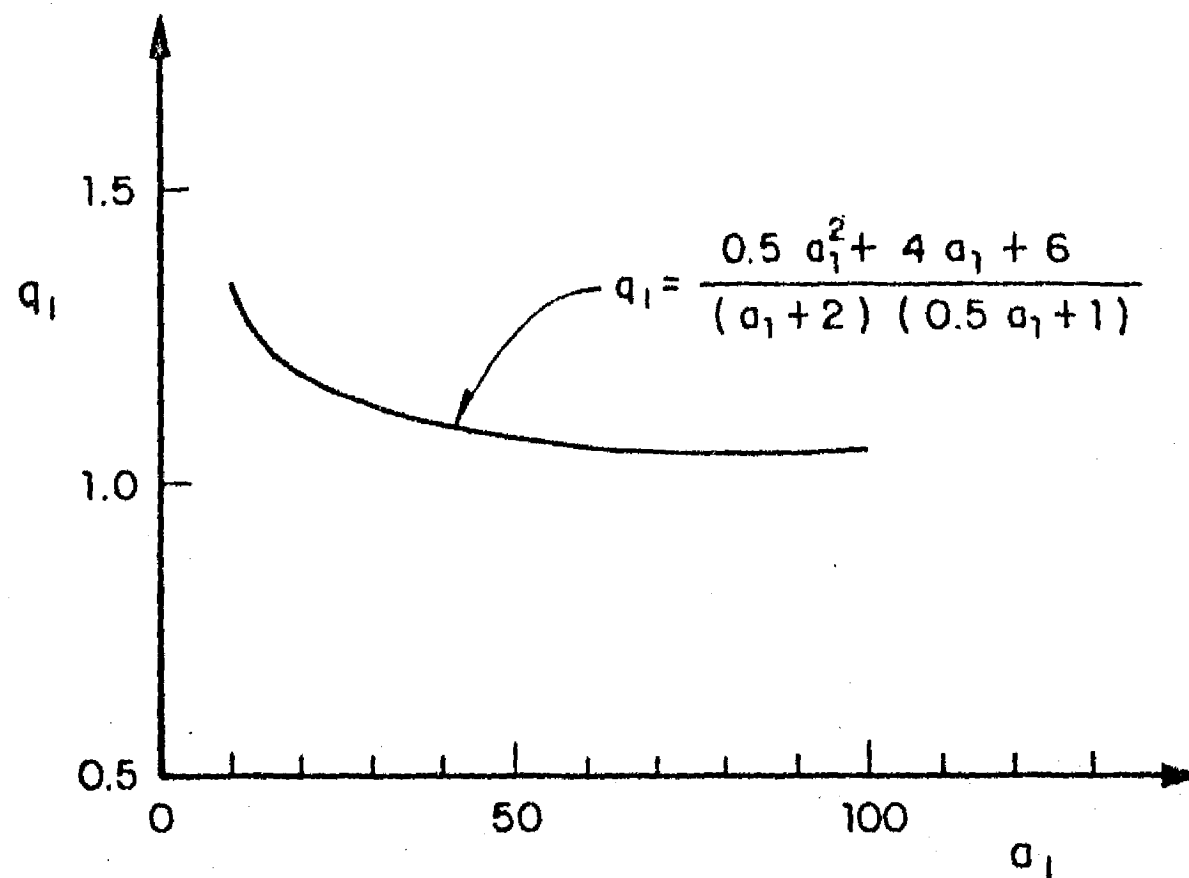


Fig 5.4 Coeficiente para el calculo de  $V_R$ . Conexiones tubulares tipo cruz y T con momento flexionante en el plano

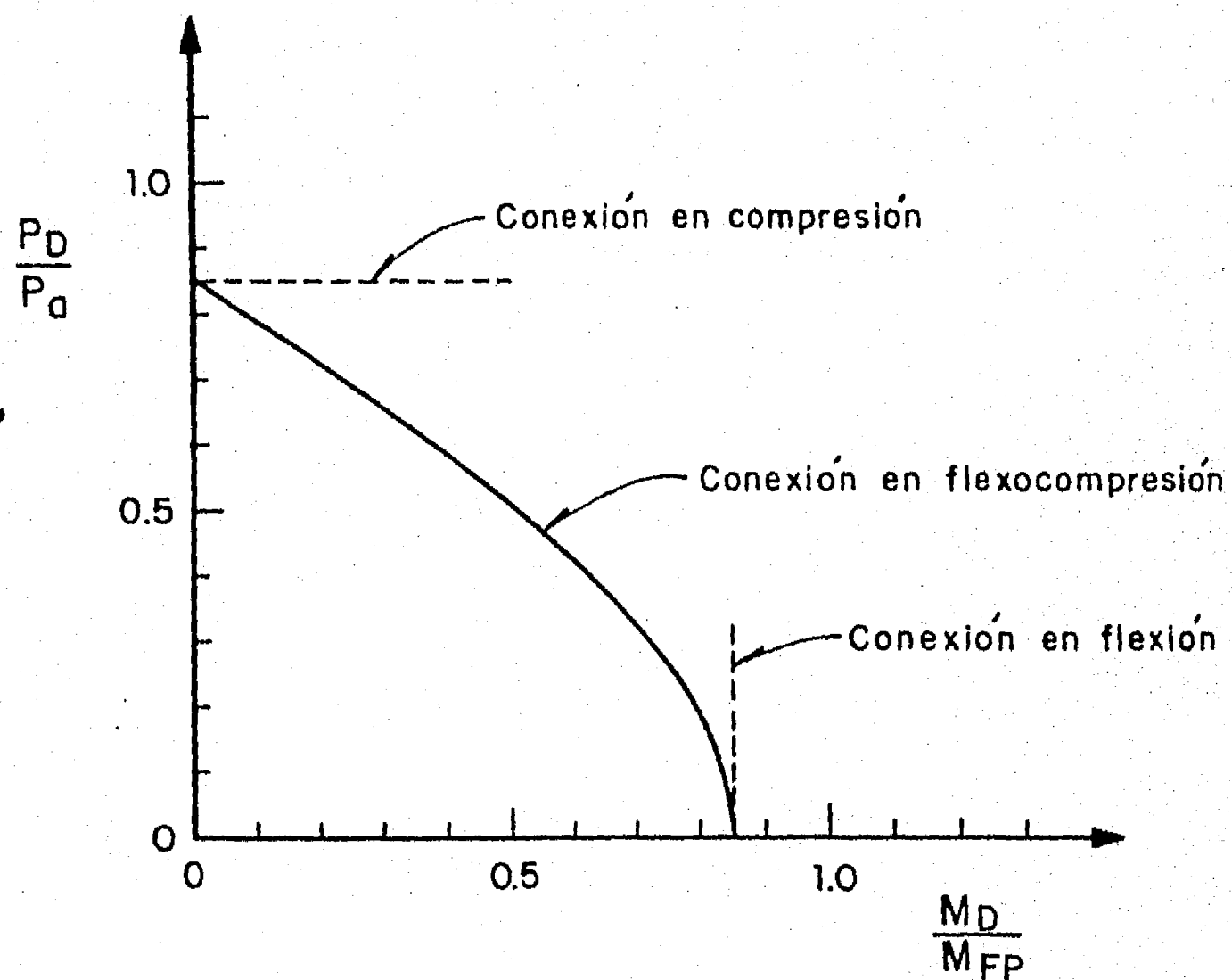


Fig 5.5 Comparación de factores de reducción de resistencia y curvas de diseño para conexiones en combinación de momento y carga axial ó actuando individualmente. (Miembros tubulares fabricados en caliente)

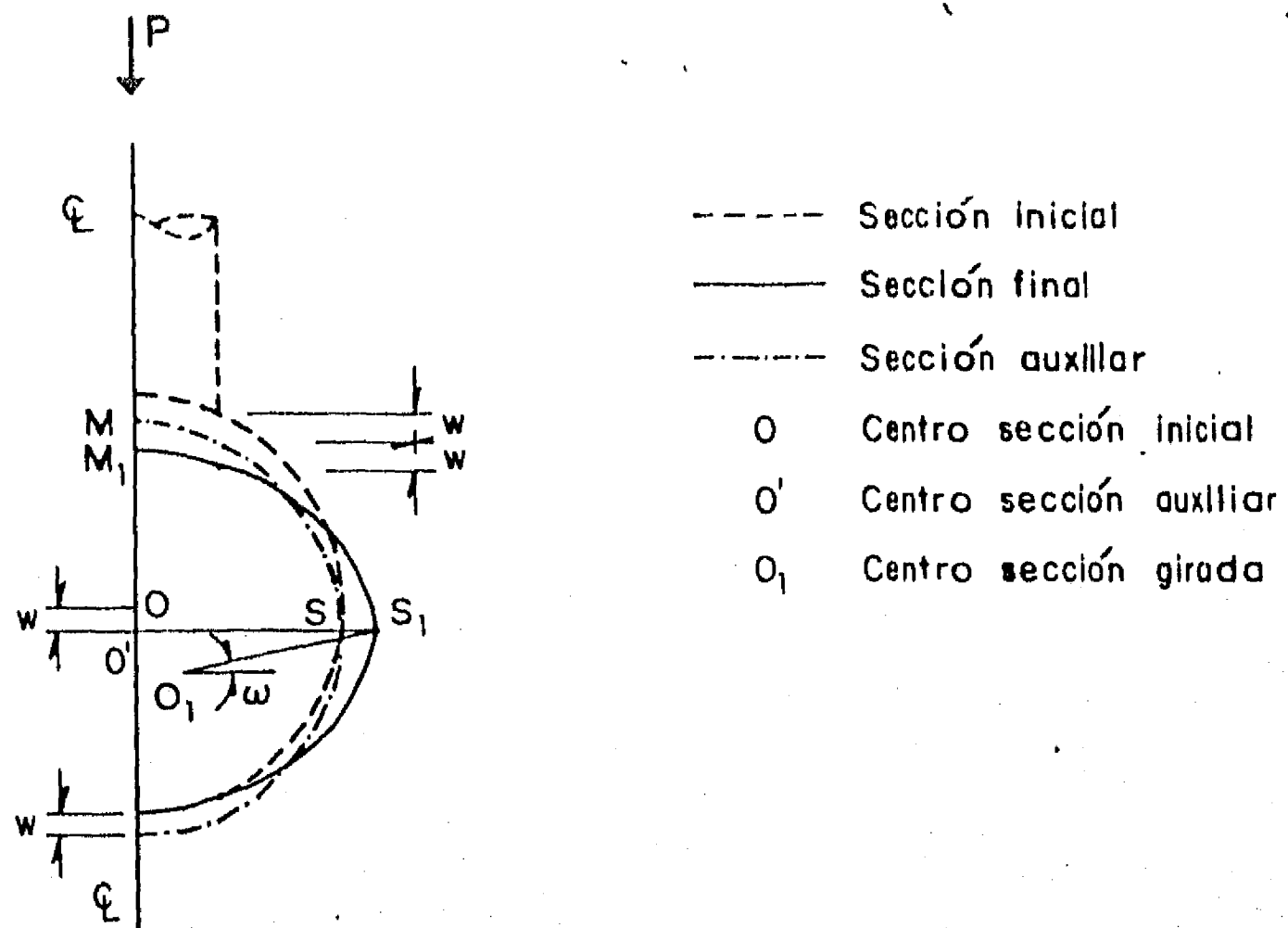


Fig 6.1 Geometría de la sección transversal deformada para un modo de falla de una conexión tipo T ó Y

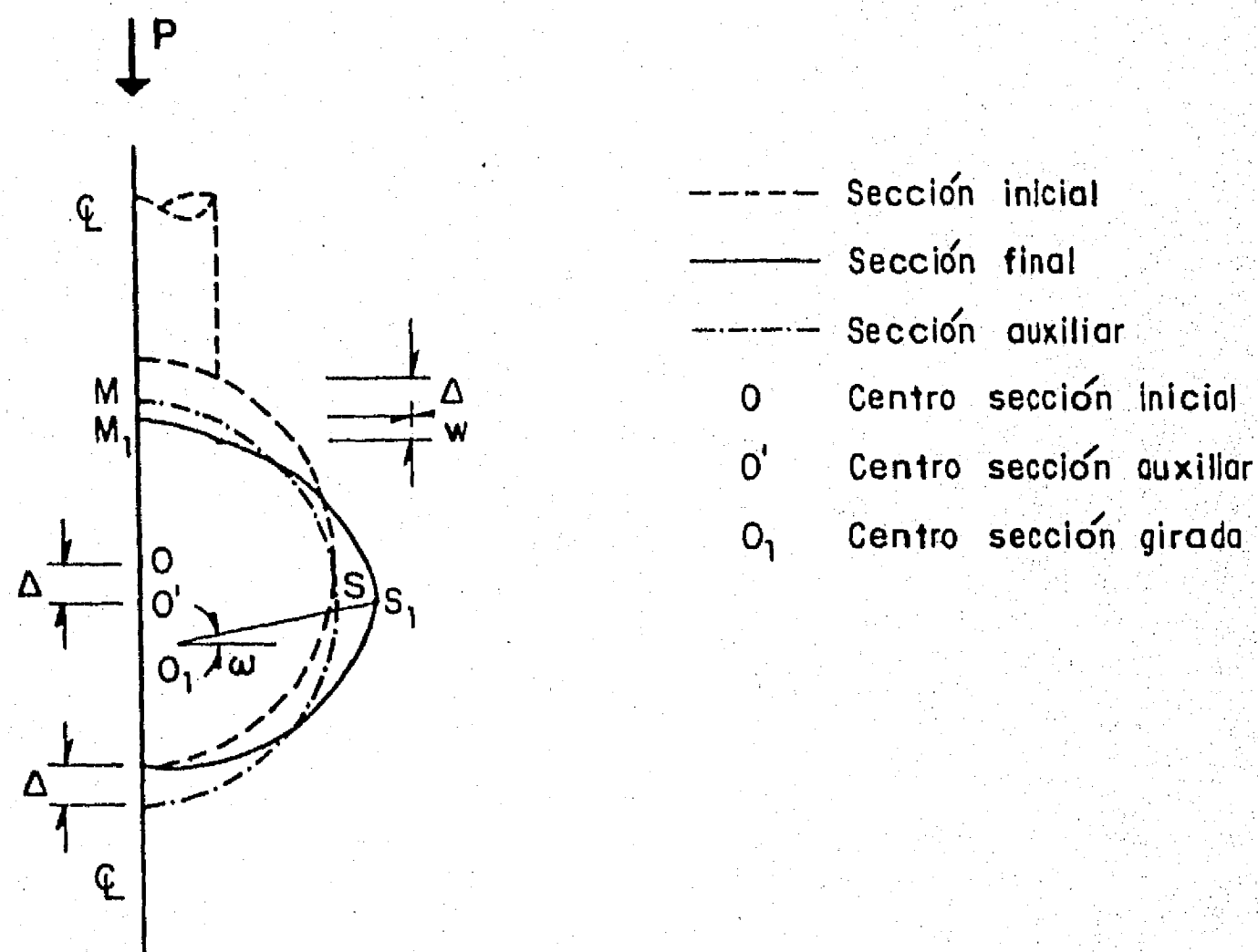


Fig 6.2 Geometría de la sección transversal deformada para un modo de falla de una conexión tipo T ó Y

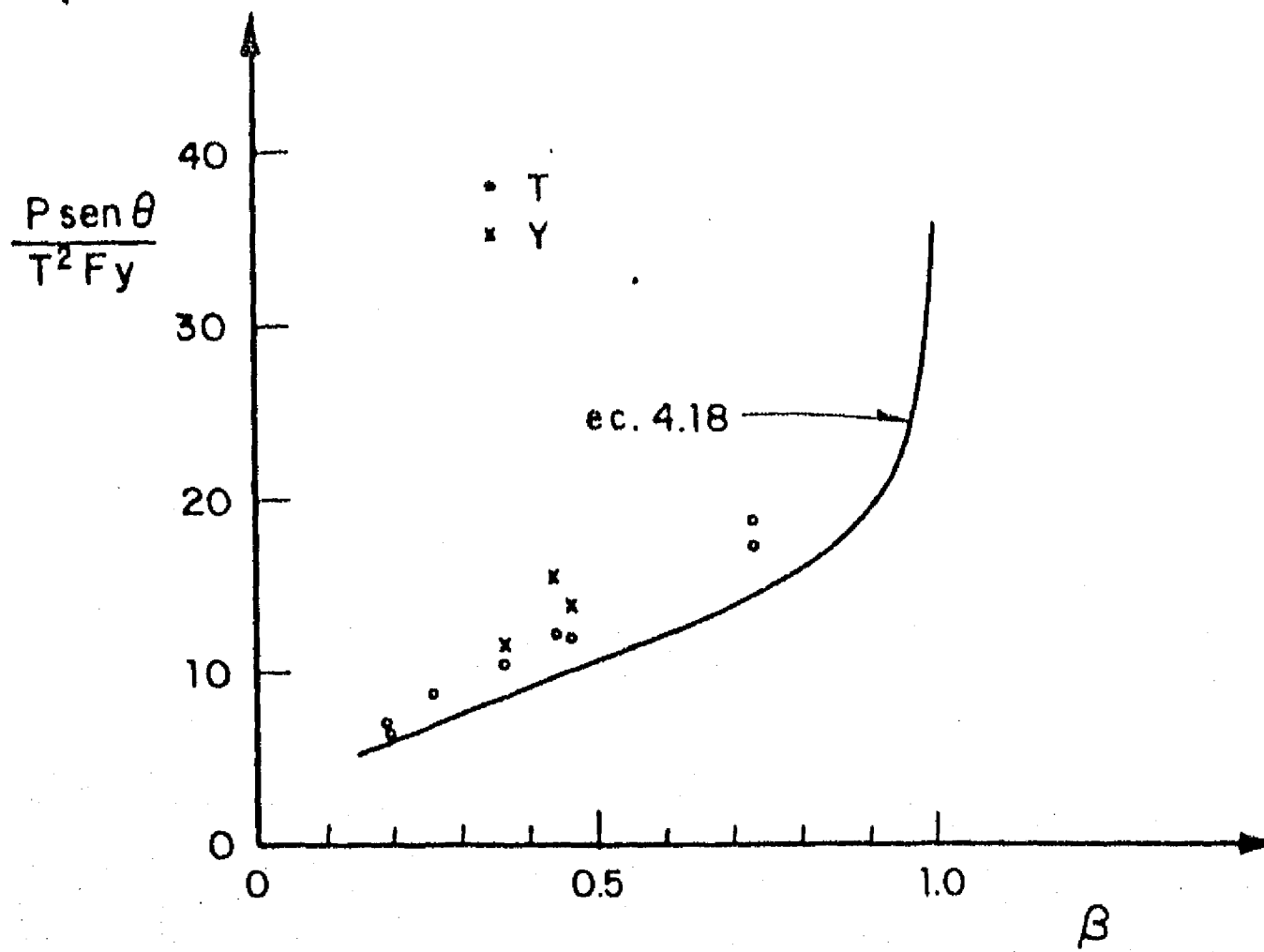


Fig 6.3 Conexiones tipo T y Y en compresión

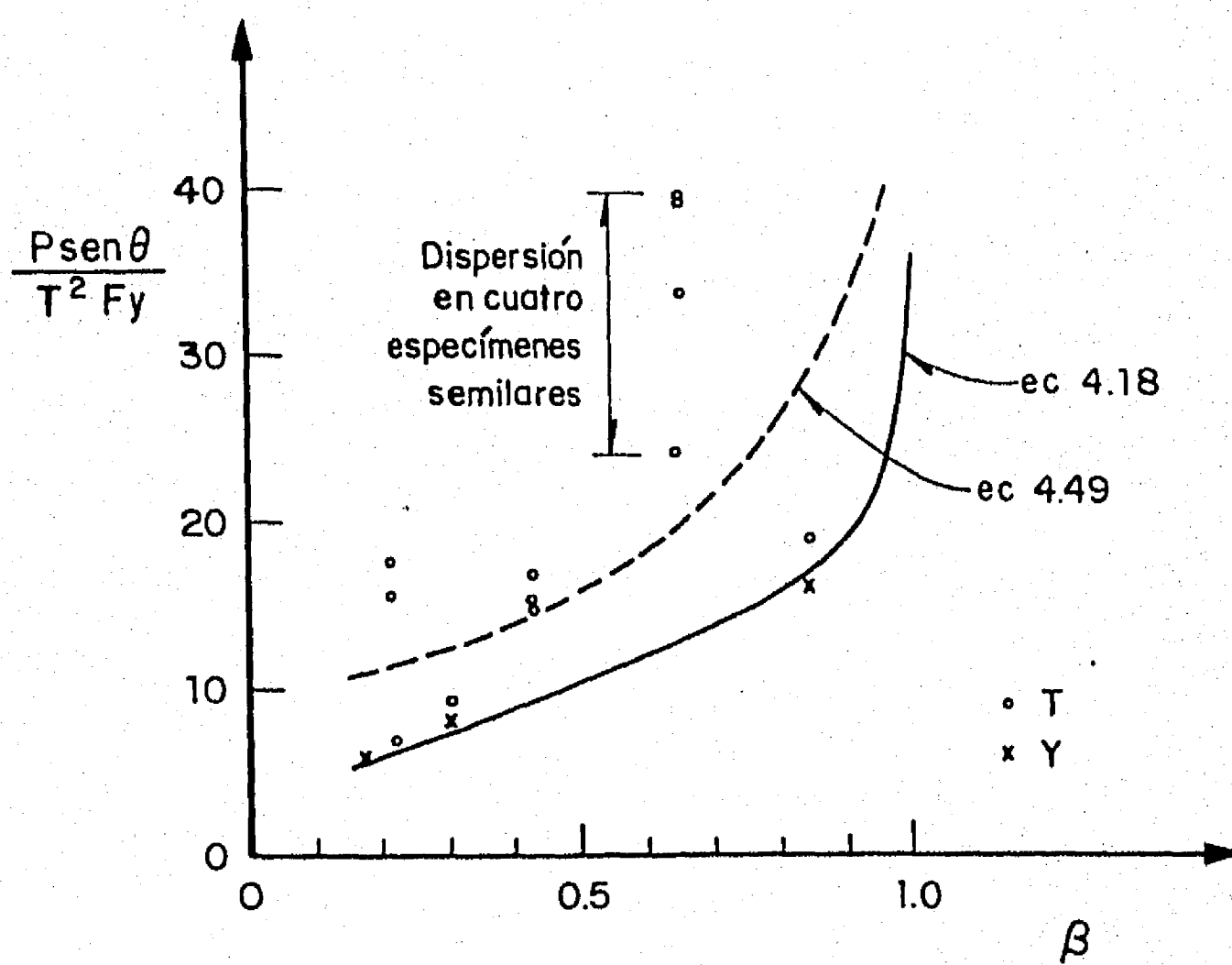


Fig 6.4 Conexiones tipo T y Y en compresión

APENDICE A REQUERIMIENTOS DE COMPATIBILIDAD GEOMETRICA DEL MODELO DEL MODO DE FALLA PROPUESTO PARA CONEXIONES TUBULARES TIPO CRUZ CON CARGAS AXIALES

Debido a la simetría se representa la geometría del modelo de modo de falla solamente para un cuadrante.

La posición inicial de la sección transversal del miembro principal se representa por la línea punteada MPS. A través de los puntos P y S pasan líneas de fluencia que convierten a la sección transversal en un mecanismo. Tanto la línea que pasa por P como la que pasa por S tienen asociadas una rotación igual con el valor del ángulo  $\omega$ . Para el valor de esta rotación el miembro secundario se desplaza axialmente el valor  $w$ , fig A.1. Se puede expresar  $w$  como sigue

$$w = P P_2 - P_1 P_2 \quad A.1$$

las distancias  $PP_2$  y  $P_1P_2$  son respectivamente

$$P P_2 = R \operatorname{sen} \Omega \quad A.2$$

$$P_1 P_2 = R \operatorname{sen}(\Omega + \omega) - R \operatorname{sen} \omega \quad A.3$$

Combinando las ecuaciones anteriores y admitiendo que  $\omega$  tiene valores pequeños puede escribirse

$$w = R\omega(1 - \cos \Omega) \quad A.4$$

adicionalmente puede relacionarse  $\cos \Omega$  con  $\beta$  mediante

$$\cos \Omega = \frac{r}{R} = \beta \quad A.5$$

Combinando A.4 y A.5 se tiene

$$\omega = \frac{2w}{D(1-\beta)}$$

A.6

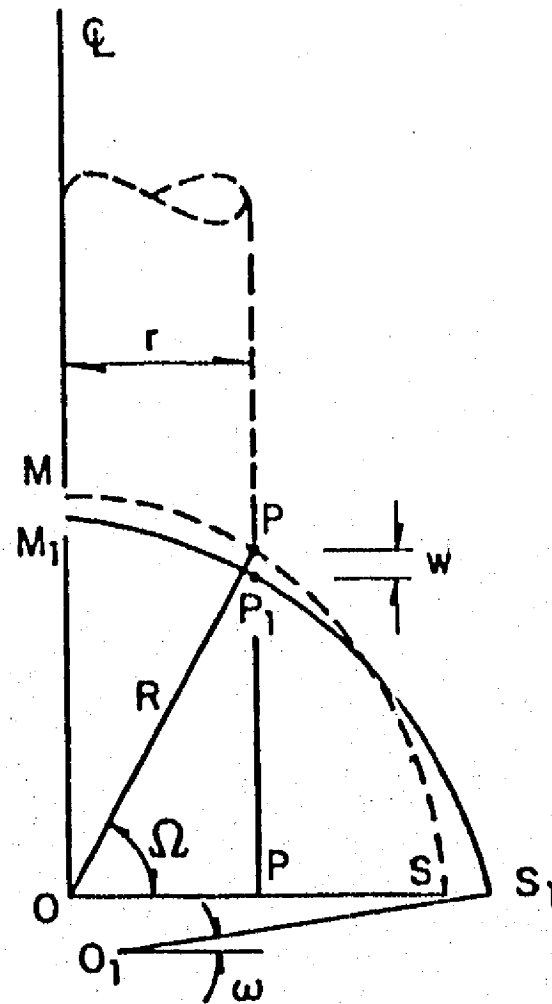


Fig A.1 Geometría de la sección transversal del miembro tubular en la falla

APENDICE B RESISTENCIA ULTIMA DE UN MIEMBRO TUBULAR EN FLEXOCOMPRESION

En la fig B.1 se muestra la distribución de esfuerzos que hacen fallar a un miembro tubular en flexocompresión. Con el valor del ángulo  $\phi$  en la fig B.1 puede conocerse el valor del área transversal del miembro tubular que trabaja en tensión y también el área en compresión. La distribución de esfuerzos de fluencia en el miembro tubular, en el que actúa una carga  $P$  y un momento  $M$ , se puede también representar por la superposición de dos distribuciones de esfuerzos de fluencia. La primera da lugar a un momento resistente igual con  $M_p$  y a una resistencia a carga axial nula, esta distribución de esfuerzos se representa en la fig B.1b. La segunda distribución de esfuerzos de fluencia, fig B.1c tiene un valor de esfuerzo igual con  $2 F_y$  y corresponde a una carga axial resistente igual con  $P$ .

El área en que actúa la distribución de esfuerzos de la fig B.1c,  $A'$ , puede encontrarse que es igual con

$$A' = d t \phi \quad \text{B.1}$$

por tanto el valor de  $P$ , fig B.1c será

$$P = 2A' F_y \quad \text{B.2}$$

de B.1 y B.2

$$P = 2 d t \phi F_y \quad \text{B.3}$$

El valor de  $e_1$  se calcula como:

$$e_1 = \frac{\int_0^\phi e \, dA}{\int_0^\phi dA} = \frac{\int_0^\phi \frac{d}{2} \operatorname{sen}\phi \frac{d}{2} t \, d\phi}{\int_0^\phi \frac{d}{2} t \, d\phi}$$

$$e_1 = \frac{d}{2\phi} (1 - \cos\phi) \quad \text{B.4}$$

De acuerdo a la fig B.1 puede plantearse la siguiente relación

$$M = M_p - P e_1 \quad \text{B.5}$$

El valor de  $M_p$  para un miembro tubular circular en el que no hay efectos de pandeo local o inestabilidad es igual con

$$M_p = d^2 t F_y \quad \text{B.6}$$

Reemplazando en la ec B.5 los valores de  $M_p$ ,  $P$  y  $e_1$  dados por las ecs B.6, B.3 y B.4 respectivamente se obtiene

$$M = M_p \cos\phi \quad \text{B.7}$$

El valor de  $P$  de la ec B.3 también puede escribirse como

$$P = \frac{2\phi}{\pi} P'_0 \quad \text{B.8}$$

donde  $P'_0$  igual con

$$P'_0 = \pi d t F_y \quad \text{B.9}$$

$P'_0$  puede definirse como el valor de la carga axial que haría fallar el miembro tubular si los efectos de esbeltez o de pandeo local son despreciables.

Combinando B.7 y B.8 se obtiene

$$\frac{P}{P'_0} + \frac{2}{\pi} \operatorname{arc} \operatorname{sen} \frac{M}{M_p} = 1 \quad \text{B.10}$$

B.10 es la ecuación de interacción de un miembro tubular circular en flexocompresión.

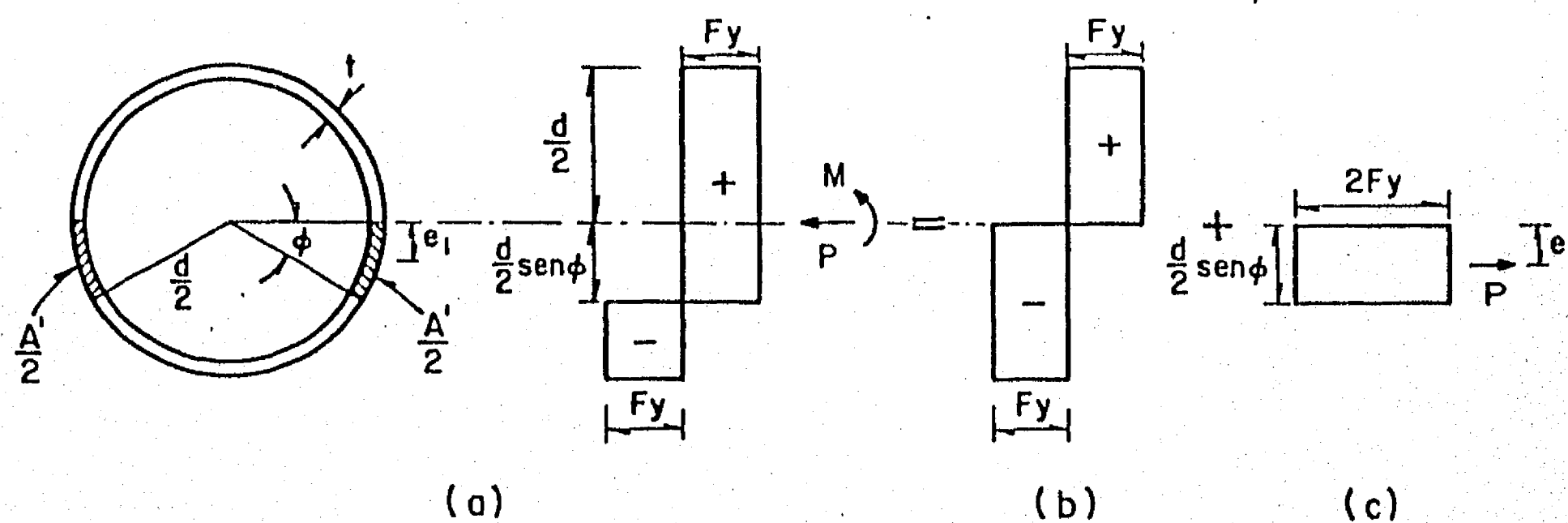


Fig B.1 Distribución de esfuerzos normales de fluencia para la falla de un miembro tubular circular en flexocompresión



APENDICE C MODELOS MATEMATICOS DE CONFIABILIDAD ESTRUCTURAL

Confiabilidad estructural y aproximaciones de primer orden

Se define como confiabilidad de una estructura o elemento estructural a la probabilidad que la resistencia de la estructura,  $R$ , sea mayor que el efecto de las cargas,  $S$ . La confiabilidad también puede interpretarse como una medida de la probabilidad de sobrevivencia ( $R > S$ ). Por lo tanto una medida del riesgo es la probabilidad de falla,  $P_F$ , definida como el evento ( $R \leq S$ ).

Si  $f_R$  y  $f_S$  representan las funciones de densidad de probabilidad de la resistencia y carga respectivamente, puede definirse la  $P_F$  como, (ref 5):

$$P_F = P(R \leq S) = \int_0^{\infty} \left[ \int_0^S f_R(r) dr \right] f_S(s) ds \quad C.1$$

La resistencia puede definirse como una variable aleatoria

$$R = f(X_1, X_2, \dots, X_n) \quad C.2$$

donde  $X_1, X_2, \dots, X_n$  son los diversos parámetros involucrados para definir  $R$ .

Este trabajo se basa en aproximaciones de primer orden, (ref 10), con lo cual se obtienen las siguientes expresiones para la media,  $\bar{R}$  y el coeficiente de variación de  $R$ ,  $V_R$ , respectivamente

$$\bar{R} = f(\bar{X}_1, \bar{X}_2, \dots, \bar{X}_n) \quad C.3$$

$$V_R^2 = \frac{1}{(\bar{R})^2} \sum_{i=1}^n \left( \frac{\partial R}{\partial X_i} \right)^2 \bar{X}_i^2 \text{Var } X_i \quad C.4$$

En las ecs C.3 y C.4 los términos  $\bar{X}_i$  y  $\text{Var } X_i$  representan la media y la variancia de la variable  $X_i$  respectivamente.

La resistencia de un elemento estructural puede expresarse como el siguiente producto, (refs 19, 20, 43):

$$R = R_n M_t F \psi \quad \text{C.5}$$

En la expresión anterior  $R_n$  es la resistencia nominal y se trata como una variable determinista, y  $M_t$ ,  $F$  y  $\psi$  son variables aleatorias.

Las dimensiones de  $R$  y  $R_n$  son las de momento, carga o cortante.  $M_t$ ,  $F$  y  $\psi$  son variables adimensionales y toman en cuenta las siguientes incertidumbres:

$M_t$ : propiedades de los materiales

$F$ : fabricación, que incluye variaciones en propiedades geométricas

$\psi$ : aproximaciones profesionales en el análisis de la resistencia, es decir idealizaciones de condiciones de apoyo, comportamiento elástico o elastoplástico, etc.

Combinando las ecs C.3 y C.5 se obtiene

$$\bar{R} = R_n \bar{M}_t \bar{F} \bar{\psi} \quad \text{C.6}$$

Adicionalmente combinando las ecs C.4 y C.5 se obtiene

$$V_R = \sqrt{V_{M_t}^2 + V_F^2 + V_\psi^2} \quad \text{C.7}$$

En la deducción de la ecuación anterior se supuso que  $M_t$ ,  $F$  y  $\psi$

son variables independientes, (refs 20, 43).

### Modelo de evaluación de riesgo

Otra forma de expresar  $P_F$  es en función de  $\ln(R/S)$ , (refs 20, 44)

$$P_F = P \{ \ln (r/s) \leq 0 \} \quad C.8$$

Con la definición dada en C.8 y a partir de la ec C.1 se obtiene,

$$(ref 5): \quad P_F = 1 - \phi \left[ \frac{\ln \left| \frac{\bar{R}}{\bar{S}} \left( \frac{1+V_S^2}{1+V_R^2} \right)^{1/2} \right|}{\sqrt{\ln \left| (1+V_R^2) (1+V_S^2) \right|}} \right] \quad C.9$$

En esta expresión  $\phi$  se define como la función de probabilidad acumulada de la variable normal estandarizada  $X$ , para  $X < x$

Puede obtenerse una expresión alternativa a la ec C.9 para el caso en que  $V_R$  y  $V_S$  no son muy grandes (menos de 0.30), (ref 5)

$$P_F = 1 - \phi \left[ \frac{\ln \left( \frac{\bar{R}}{\bar{S}} \right)}{\sqrt{V_R^2 + V_S^2}} \right] \quad C.10$$

El empleo de las expresiones C.9 y C.10 ha sido sugerido por el Comité de Confiabilidad de estructuras marinas de la ASCE, (ref 16).

Rosenblueth y Esteva (ref 44) definen un índice de confiabilidad  $\beta_1$ , de tal modo que el valor medio de  $\ln(R/S)$  sea  $\beta_1$  veces su desviación estándar, fig C.1, es decir

$$\beta_1 = \frac{\overline{\ln \frac{R}{S}}}{\sigma \ln (R/S)} \quad C.11$$

Mediante aproximaciones de primer orden se obtiene

$$\beta_1 = \frac{\ln \frac{\bar{R}}{\bar{S}}}{\sqrt{V_R^2 + V_S^2}} \quad \text{C.12}$$

De las ecs C.10 y C.12 se concluye que  $\beta_1$  es el argumento de la función  $\Phi$  en C.10, como también de  $\phi$  en C.9, (ref 44). Como consecuencia, una definición alternativa de  $P_F$  en función de  $\beta_1$  es

$$P_F = 1 - \Phi(\beta_1) \quad \text{C.13}$$

Rosenblueth y Esteva (ref 44) también proponen una solución para la ec C.13. Sugieren una expresión para encontrar  $P_F$  en función de  $\beta_1$ , válida para el intervalo de índices de confiabilidad de interés ( $2 < \beta_1 < 6$ ) y para las funciones de probabilidad asociada a R y S más usuales. Esta expresión es

$$P_F = 460 \exp(-4.3 \beta_1) \quad \text{C.14}$$

#### Formulación de criterios prácticos de diseño

La ec C.12 puede arreglarse para representar la condición de diseño de la manera siguiente (ref 20):

$$\bar{R} \geq F_S \bar{S} \quad \text{C.15}$$

donde  $F_S$  es el factor de seguridad central definido como

$$F_S = \exp\left(\beta_1 \sqrt{V_R^2 + V_S^2}\right) \quad \text{C.16}$$

Lind (ref 28) propone linealizar el término  $\sqrt{V_R^2 + V_S^2}$  con lo que en C.16 se obtiene

$$F_S = \exp(\alpha_1 \beta_1 V_R) \exp(\alpha_2 \beta_1 V_S) \quad \text{C.17}$$

Combinando las ecs C.15 y C.17 se obtiene

$$\frac{\bar{R}}{R_n} \exp ( - \alpha_1 \beta_1 V_R ) R_n \geq \exp ( \alpha_2 \beta_1 V_S ) \bar{S} \quad \text{C.18}$$

Comparando la ec C.18 con la ec 5.1 puede identificarse al factor de reducción de resistencia  $F_R$ . Si además se asigna a  $\alpha_1$  el valor igual a 0.55 sugerido en la ref 28 se obtiene

$$F_R = \frac{\bar{R}}{R_n} \exp ( - 0.55 \beta_1 V_R ) \quad \text{C.19}$$

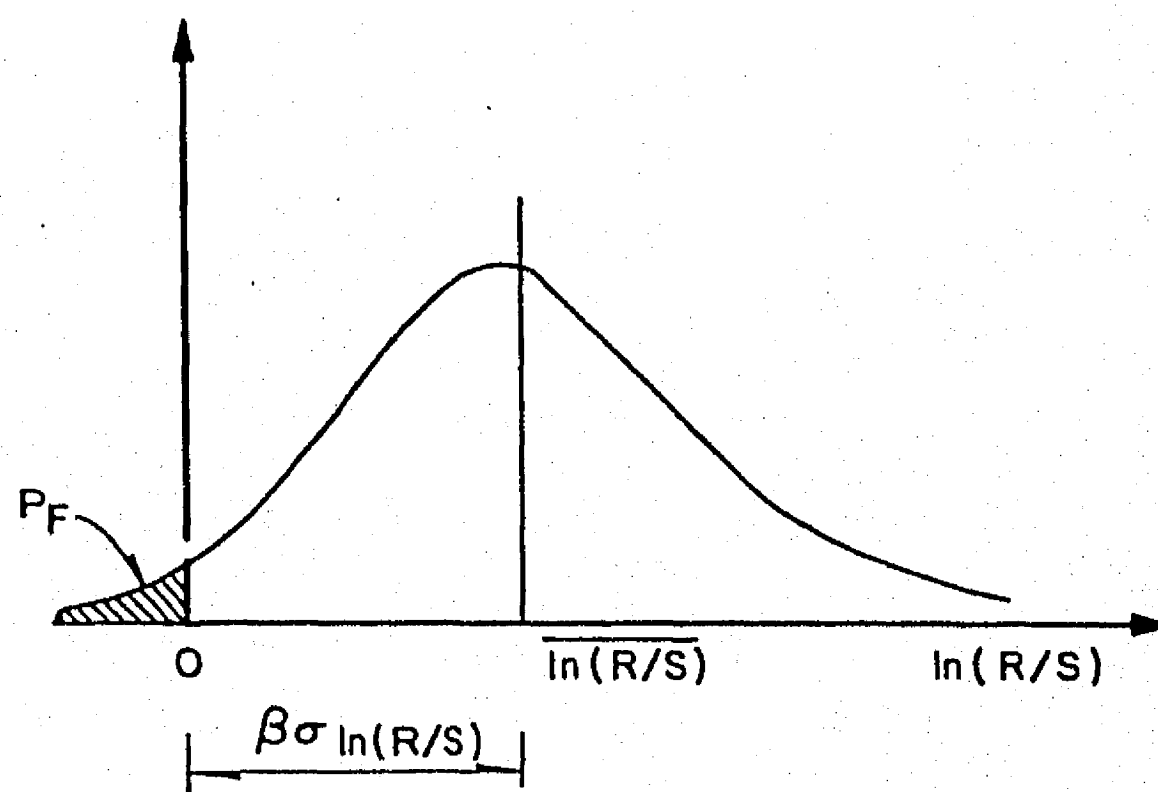


Fig C.1 Definición del índice de confiabilidad

APENDICE D CONFIABILIDAD DE PLATAFORMAS MARINAS

El Comité de Confiabilidad de estructuras marinas de la ASCE (ref 16) hace una acertada presentación de la metodología a seguir para el cálculo aproximado de la confiabilidad de una plataforma marina. En este apéndice se hace un resumen breve de esta metodología, comentando además lo encontrado por otros autores y destacando la manera como se relaciona la confiabilidad de elementos estructurales, en particular la conexión tubular, y la confiabilidad de la plataforma marina.

Un primer intento de hacer intervenir en forma explícita la confiabilidad de la conexión tubular en la confiabilidad de la plataforma marina fue efectuado por Marshall (ref 29). Este autor sugiere que la probabilidad de falla de un elemento estructural (incluyendo las conexiones tubulares en sus extremos) es la probabilidad de falla del elemento sin incluir las conexiones tubulares, la de una conexión en un extremo, o en el otro extremo, o una combinación de estas probabilidades. Este evento puede expresarse como

$$P_m = P_s \cup P_e \cup P_e \quad \text{D.1}$$

$P_m$  es la probabilidad de falla del elemento estructural,  $P_s$  es la probabilidad de falla del elemento sin incluir las conexiones tubulares, y  $P_e$  es la probabilidad de falla de la conexión tubular. El símbolo  $\cup$  define la siguiente operación

$$P_s \cup P_e = P_s + P_e - P_s P_e \quad \text{D.2}$$

Con base en las ecs D.1 y D.2, la ref 29 proporciona valores de  $P_m$  en función de las denominadas relaciones de resistencia, definidas como la relación entre la resistencia calculada y la real. En el caso que el diseño se hiciera para acciones de valores deterministas, las relaciones de resistencia así definidas se convierten en los llamados factores de seguridad (relación entre la carga actuante y la resistencia).

Marshall (ref 29) encuentra que los valores del riesgo del elemento estructural (evaluado como  $P_m$ ) eran semejantes a los que se obtendrían aplicando el reglamento Norteamericano de diseño de estructuras de acero, AISC (ref 3). Por ejemplo, dentro del formato de diseño por esfuerzos permisibles del AISC (con un factor de seguridad de 1.67), este investigador encuentra que el índice confiabilidad  $\beta_1$  (Apéndice C) asociado a  $P_m$ , era aproximadamente 3.5 (ver también Marshall y Bea, ref 33).

En el caso del diseño también ante cargas conocidas, de acuerdo al reglamento AISC y empleando el incremento de un tercio en los esfuerzos que este reglamento permite en combinación con acciones de las tormentas (factor de seguridad de 1.25), se obtiene para  $\beta_1$  (asociado a  $P_m$ ) un valor de 2.0, (refs 29, 33).

También Marshall (ref 29) proporciona relaciones entre probabilidades de falla y factores de seguridad (definidos como en el caso de elementos estructurales) para los casos de pilotes individuales con carga lateral y pilotes individuales con carga axial.

La ref 16 sugiere el empleo de las confiabilidades encontradas

por Marshall (ref 29) para la estimación de las incertidumbres en la resistencia de los tres tipos de elementos estructurales principales de la plataforma tipo "jacket", es decir: miembros tubulares con conexiones en cada extremo, pilotes cargados lateralmente y pilotes con carga axial. Debe mencionarse que estos valores no deben tomarse como definitivos, ya que como afirma Fjeld (ref 19), en los casos de las conexiones tubulares y cimentaciones los datos estadísticos no son suficientes para obtener resultados satisfactorios.

La plataforma marina se considera compuesta de los siguientes sistemas estructurales: el "jacket", que es un marco especial compuesto de miembros tubulares y la cimentación. Esta a su vez se idealiza como compuesta de grupos de pilotes cargados axialmente y grupos de pilotes con carga lateral. La confiabilidad de estos tres sistemas estructurales se calcula con base en la confiabilidad de los respectivos elementos estructurales, (refs 16, 29, 33).

El siguiente paso dentro de la metodología de cálculo de la confiabilidad de plataformas marinas que se comenta es el combinar las estimaciones de resistencias para los tres sistemas estructurales (tomando en cuenta todos los posibles modos de falla). La probabilidad de falla para una determinada plataforma,  $P_j$ , para uno de los posibles modos de falla se calcula como,

$$P_F = P_j \cup P_g \cup P_{ax}$$

D.3

$P_j$  es la probabilidad de falla del "jacket",  $P_g$  es la probabilidad



de falla del grupo de pilotes con carga lateral y  $P_{ax}$  es la probabilidad de falla del grupo de pilotes con carga axial.

Para el cálculo de  $P_j$  se recurre a aproximaciones a la confiabilidad de sistemas (refs 19, 22, 33, 39, 51). En el caso de la cimentación es recomendable considerar el comportamiento en conjunto de los pilotes y el comportamiento inelástico (ref 33).

La ref 16 proporciona los criterios a seguir para definir aproximadamente la distribución de las cargas. Estas se definen generalmente como la fuerza máxima de ola en la plataforma. Como último paso de la metodología que se incluye en dicha referencia se sugiere calcular la confiabilidad de la plataforma marina con base en las ecs C.9 y C.10 del apéndice C.

Marshall y Bea (ref 33), y Bea (ref 8), aplicaron la metodología de cómputo de la confiabilidad estructural, sugerido por la ref 16, a varios casos de plataformas marinas ubicadas en el Golfo de México, Golfo de Alaska y en las costas de California, y encontraron que la confiabilidad de la plataforma diseñada de acuerdo a los requerimientos del reglamento API estaba entre 99.0% y 99.5%.

## APENDICE E NOTACION

En este trabajo se emplea la siguiente notación

$A_s$	= área de la sección transversal del miembro secundario
$A_c$	= área de la sección transversal del miembro principal
$A'$	= área del miembro tubular en que actúa P
$D$	= diámetro exterior del miembro principal
$D_E$	= rigidez a flexión de una placa o cascarón
$D^*$	= factor de daño acumulado
$d$	= diámetro exterior del miembro secundario
$d_n$	= diámetro nominal del miembro secundario
$d_o$	= diámetro promedio del miembro secundario
$d_i$	= diámetro interior del miembro secundario
$E$	= módulo de elasticidad
$e$	= relación entre el momento flexionante actuante y la carga axial
$e_1$	= excentricidad de la carga axial P
$F$	= variable aleatoria que toma en cuenta incertidumbres en la fabricación
$\bar{F}$	= media de F
$F_y$	= esfuerzo de fluencia
$F_{yn}$	= valor nominal del esfuerzo de fluencia
$F_R$	= factor de reducción de resistencia
$F_C$	= factor de carga
$FCE$	= factor de concentración de esfuerzos
$f_a$	= esfuerzo en el miembro principal debido a la carga axial actuante en este miembro

- $f_b$  = esfuerzo en el miembro principal debido al momento flexionante  
 $f_R$  = función de densidad de probabilidad de la resistencia  
 $f_S$  = función de densidad de probabilidad de las solicitaciones  
 $g$  = separación entre miembros secundarios  
 $h$  = altura del espécimen  
 $K_E$  = rigidez axial experimental de la conexión tubular  
 $K_{EE}$  = rigidez axial equivalente de la conexión tubular  
 $K_{s1}$  = rigidez axial del miembro secundario en el espécimen  
 $K_{s2}$  = rigidez axial del miembro secundario en el prototipo  
 $K_{CE}$  = rigidez axial de la conexión tubular  
 $K_{ES}$  = rigidez axial secante de la conexión tubular  
 $K_a$  = factor que toma en cuenta el área de punzonamiento  
 $L$  = longitud del miembro principal  
 $L^*$  = longitud del miembro secundario en el espécimen  
 $L_s$  = longitud del miembro secundario en el prototipo  
 $L_e$  = longitud que relaciona la extensión de líneas de fluencia  
 $l_i$  = longitud de línea de fluencia  $i$   
 $M$  = momento flexionante actuante en el plano de la conexión tubular  
 $M_u$  = momento flexionante último  
 $M_y$  = momento flexionante de fluencia  
 $M_{FP}$  = momento flexionante resistente en el plano de la conexión tubular  
 $M_s$  = momento flexionante en el plano de la conexión, medido a cara del miembro principal  
 $M_D$  = momento nominal multiplicado por un factor de carga (caso en flexocompresión)

- $M_t$  = variable aleatoria que toma en cuenta las incertidumbres en las propiedades de los materiales
- $m$  = momento plástico resistente por unidad de longitud
- $m, n$  = número de términos que definen  $Q$
- $N$  = número de ciclos asociado a la falla, que se aplica en un intervalo de esfuerzos  $S_0$
- $n^*$  = número de ciclos aplicados en un determinado nivel de esfuerzos (deformaciones)
- $P$  = carga axial actuante en el miembro secundario
- $P'$  = carga axial actuante en el miembro principal
- $P_u$  = carga axial última
- $P_y$  = carga axial de fluencia
- $P_a$  = valor de  $P$  asociado a la carga máxima
- $P_0$  = valor de  $P$  que produce falla por punzonamiento
- $P'_0$  = valor de la carga axial que haría fallar un miembro tubular, si los esfuerzos de esbeltez o de pandeo local son despreciables
- $P_D$  = carga axial nominal multiplicada por un factor de carga (caso en flexocompresión)
- $P_F$  = probabilidad de falla
- $P_j$  = probabilidad de falla del "jacket"
- $P_g$  = probabilidad de falla de un grupo de pilotes con carga lateral
- $P_{ax}$  = probabilidad de falla de un grupo de pilotes con carga axial
- $P_e$  = probabilidad de falla de la conexión tubular
- $P_m$  = probabilidad de falla del elemento estructural
- $P_s$  = probabilidad de falla del elemento estructural sin incluir las conexiones tubulares

- $Q$  = carga radial en un miembro tubular  
 $Q_{\beta}$  = factor de modificación de resistencia, que toma en cuenta el efecto de  $\beta$   
 $Q_f$  = factor de modificación de resistencia, que toma en cuenta la fuerza actuante en el miembro principal  
 $q$  = carga repartida  
 $q_{mn}$  = parámetro para definir  $Q$   
 $R$  = resistencia de la estructura  
 $R$  = radio del miembro principal  
 $R_n$  = resistencia nominal  
 $\bar{R}$  = media de la resistencia  
 $r$  = radio del miembro secundario  
 $S$  = efecto de las sollicitaciones  
 $\bar{S}$  = media de las sollicitaciones  
 $S_o$  = intervalo de esfuerzos (deformaciones)  
 $S_l$  = módulo de sección del miembro tubular  
 $S_n$  = valor nominal de las acciones  
 $T$  = espesor del miembro principal  
 $T_n$  = valor nominal del espesor del miembro principal  
 $t$  = espesor del miembro secundario  
 $t_n$  = espesor nominal del miembro secundario  
 $t_s$  = espesor de la soldadura  
 $t_{sn}$  = espesor nominal de la soldadura  
 $U$  = trabajo virtual interno  
 $U_i$  = trabajo virtual interno de la línea de fluencia  $i$   
 $U^*$  = relación entre el esfuerzo actuante en el miembro principal y el esfuerzo permisible

- $u$  = desplazamiento en la dirección X  
 $v$  = coeficiente de variación  
 $V_R$  = coeficiente de variación de la resistencia  
 $V_S$  = coeficiente de variación de las solicitaciones  
 $V_{M_t}$  = coeficiente de variación de las incertidumbres en las propiedades de los materiales  
 $V_F$  = coeficiente de variación de las incertidumbres en la fabricación  
 $V_\psi$  = coeficiente de variación de las incertidumbres en el análisis  
 $V_T$  = coeficiente de variación del espesor del miembro principal  
 $v$  = desplazamiento en la dirección de Y  
 $v_u$  = esfuerzo actuante por punzonamiento en la falla  
 $W$  = trabajo virtual externo  
 $w$  = desplazamiento en la dirección de Z  
 $w_{max}$  = límite de deformación máxima  
 $X$  = eje de referencia  
 $X_i$  = parámetro para definir la resistencia  
 $x$  = coordenada en la dirección de X  
 $Y$  = eje de referencia  
 $Z$  = eje de referencia  
 $\alpha$  = longitud del miembro principal/diámetro del miembro principal  
 $\alpha^*$  = ángulo que forma la dirección del esfuerzo principal con la de  $\sigma_1$   
 $\alpha_1, \alpha_2$  = coeficientes para linealizar el factor de seguridad  
 $\beta$  = diámetro del miembro secundario /diámetro del miembro principal  
 $\beta_n$  = valor nominal de la relación de diámetros entre el miembro secundario y principal

- $\beta_1$  = índice de confiabilidad  
 $\gamma$  = radio del miembro principal / espesor del miembro principal  
 $\gamma_n$  = valor nominal de  $\gamma$   
 $\xi$  = longitud de separación entre miembros secundarios/diámetro del miembro principal  
 $\epsilon$  = deformación  
 $\epsilon_1$  = deformación circunferencial  
 $\epsilon_2$  = deformación longitudinal  
 $\epsilon_3$  = deformación en la dirección a  $45^\circ$  respecto a  $\epsilon_1$   
 $\zeta$  = longitud de línea de fluencia  
 $\eta$  = longitud de línea de fluencia  
 $\psi$  = variable aleatoria que toma en cuenta las incertidumbres en los modelos analíticos  
 $\bar{\psi}$  = media de  $\psi$   
 $\nu$  = módulo de Poisson  
 $\delta U$  = cambio del trabajo virtual interno  
 $\delta \omega_i$  = cambio del ángulo de giro de la línea de fluencia  $i$   
 $\delta l_i$  = cambio de la longitud de la línea de fluencia  $i$   
 $\nabla$  = operador  
 $\partial$  = operador diferencial  
 $\Phi$  = función de probabilidad acumulada de la variable normal estandarizada  
 $\phi$  = ángulo de referencia  
 $\sigma$  = desviación estandar  
 $\sigma^*$  = esfuerzo en el miembro secundario  
 $\sigma_1$  = esfuerzo circunferencial  
 $\sigma_2$  = esfuerzo longitudinal

- $\sigma_{u,v}$  = esfuerzos principales en las direcciones u,v  
 $\theta$  = ángulo entre miembro secundario y principal  
 $\theta$  = ángulo de rotación de la conexión tubular  
 $\tau$  = espesor del miembro secundario/espesor del miembro principal  
 $\tau_y$  = esfuerzo cortante plástico  
 $\omega_i$  = ángulo de giro de la línea de fluencia i  
 $\Omega$  = ángulo que define la ubicación del miembro secundario