



**UNIVERSIDAD NACIONAL AUTÓNOMA DE MÉXICO**  
PROGRAMA DE MAESTRÍA Y DOCTORADO EN INGENIERÍA  
CIVIL-ESTRUCTURAS

**“ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE  
PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO”**

**TESIS**  
QUE PARA OPTAR POR EL GRADO DE:  
MAESTRO EN INGENIERÍA

PRESENTA:  
**SALVADOR BARRIOS BENÍTEZ**

TUTOR PRINCIPAL  
**Dr. OSCAR ALBERTO LÓPEZ BÁTIZ**  
Centro Nacional de Prevención de Desastres

MÉXICO, D. F. JUNIO 2013



Universidad Nacional  
Autónoma de México

Dirección General de Bibliotecas de la UNAM

**Biblioteca Central**



**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 esta 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.

**JURADO ASIGNADO:**

Presidente: Dr. Pérez Gavilán Escalante Juan José

Secretario: M.I. García Domínguez Octavio

Vocal: Dr. López Bátiz Oscar Alberto

1 er. Suplente: Dr. Escobar Sánchez José Alberto

2 d o. Suplente: Dr. Reinoso Angulo Eduardo

Lugar o lugares donde se realizó la tesis: México D.F.

**TUTOR DE TESIS:**

Dr. OSCAR ALBERTO LÓPEZ BÁTIZ

---

**FIRMA**

## ÍNDICE

### INTRODUCCIÓN.

### OBJETIVO Y ALCANCE. 3

### CAPÍTULO 1. TRABAJOS PREVIOS. 4

1.1 Trabajos desarrollados por Esteva (1966). 5

1.2 Trabajos de investigación desarrollados por Iglesias et al. (2000). 6

1.3 Trabajos realizados por López Bátiz et al. (2000). 9

### CAPÍTULO 2. PROPUESTA DE TRABAJO EXPERIMENTAL.

2.1 Metodología y descripción del procedimiento de prueba. 12

2.2 Descripción de los modelos. 13

2.3 Características del refuerzo y propiedades nominales de los materiales. 17

2.4 Dispositivos de carga e instrumentación para la prueba de *flexión-cortante*. 18

2.5 Historia de carga de la prueba a *flexión-cortante*. 24

2.6 Dispositivos de carga e instrumentación prueba a *cortante*. 25

2.7 Historia de carga prueba a *cortante*. 28

### CAPÍTULO 3. REVISIÓN ANALÍTICA DE LOS PARÁMETROS DE COMPORTAMIENTO DEL SISTEMA.

3.1 Cargas laterales en las pruebas a *flexión-cortante*. 30

3.2 Procedimiento para revisar la resistencia a flexión del sistema de piso ante cargas en su plano. 31

3.3 Rigideces laterales en las pruebas a *flexión-cortante*. 46

3.4 Rigidez fuera del plano en las pruebas a *flexión-cortante*. 57

3.5 Cargas laterales en las pruebas a *cortante*. 63

3.6 Rigideces laterales en las pruebas a *cortante*. 75

### CAPÍTULO 4. COMPORTAMIENTO GENERAL DE LOS MODELOS.

4.1 Patrones de agrietamiento en pruebas a *flexión-cortante*. 82

4.2 Relación carga-desplazamiento en pruebas a *flexión-cortante*. 85

4.3 Rigideces laterales en pruebas a *flexión-cortante*. 87

4.4 Rigidez fuera del plano en pruebas a *flexión-cortante*. 89

4.5 Patrones de agrietamiento en pruebas a *cortante*. 92

4.6 Relación carga-desplazamiento en pruebas a *cortante* 94

4.7 Rigideces laterales en pruebas a <i>cortante</i> .	95
--	----

## **CAPÍTULO 5. ANALISIS DE RESULTADOS.**

5.1 Relación entre resistencia teórica y experimental en pruebas a <i>flexión-cortante</i>	98
5.2 Relación entre rigidez lateral teórica y experimental en pruebas a <i>flexión-cortante</i> .	100
5.3 Relación entre rigidez fuera del plano teórica y experimental en pruebas a <i>flexión-cortante</i> .	101
5.4 Relación entre resistencia teórica y experimental en pruebas a <i>cortante</i> .	103
5.5 Relación entre rigidez lateral teórica y experimental en pruebas a <i>cortante</i> .	104
5.6 Relación entre rigidez lateral y rigidez fuera del plano, en pruebas a <i>flexión-cortante</i> .	105

## **CAPÍTULO 6. CONCLUSIONES.**

<b>REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.</b>	112
------------------------------------	-----

## INTRODUCCIÓN

El uso de elementos de concreto reforzado prefabricados, ya sean éstos parcial o totalmente prefabricados, siempre han tenido la desventaja de ser considerados como constituyentes de un sistema con una continuidad y redundancia sujeta a discusión. Para el caso específico del uso de elementos prefabricados en los sistemas de piso, por ejemplo las losas, la renuencia a su uso se basa en su probable falta de rigidez en el plano, lo cual no le permitiría constituirse en un diafragma rígido, concepto esencial para lograr un comportamiento adecuado de un sistema estructural sujeto a la demanda de fuerzas inerciales laterales generadas por la incidencia de un sismo.

El problema de vivienda en México es un tema de vital importancia para las recientes administraciones federales. Aunado a la escasez de la edificación para vivienda en cantidad, existe el problema de la calidad de la misma, lo cual va de la mano con el nivel de vulnerabilidad de la estructura de la vivienda ante los diferentes tipos de cargas a las que se verá sometida. Este aspecto del nivel de vulnerabilidad de la edificación para vivienda se ha convertido en uno de los temas centrales a tratar por los responsables de lograr edificación para vivienda funcional, económica, pero sobre todo segura.

Recientemente, producto de la incidencia de fenómenos naturales, la sociedad ha podido constatar el alto nivel de vulnerabilidad que presenta la vivienda construida con procedimientos “costumbristas” de cada región (por ejemplo, vivienda producto de los procesos de construcción informal, denominados generalmente como autoconstrucción). Se han desarrollado estudios detallados y bastos sobre la edificación con soluciones estructurales “tradicionales”, a base de mampostería de ladrillo rojo recocido confinada con elementos de concreto reforzado, o bien con tabique cerámico, todos ellos contando con losas macizas como sistemas de piso “rígido”. Esos estudios han servido básicamente para que el profesional de la ingeniería estructural tenga mayor certidumbre sobre los niveles de seguridad de la edificación que se diseña dentro del rubro de la edificación contemplada en las recomendaciones de las Normas Técnicas Complementarias del Reglamento de las Construcciones para el Distrito Federal, y de los estados que las adoptan, no repercutiendo de igual manera en la vivienda en la que se emplean elementos precolados, o parcialmente precolados, los que se usan cada vez con mayor frecuencia, generalmente por resultar en procedimientos de menor costo y de mayor rapidez en su ejecución. Dentro de éstos, el sistema de piso con vigueta y bovedilla también ha visto incrementado su uso porque, a los ojos de los usuarios, presenta ventajas dentro de los procedimientos de autoconstrucción, o construcción informal.

En las últimas tres décadas, en México, se ha solventado parte de la demanda de vivienda considerando sistemas parcialmente precolados. En relación con este aspecto, por ejemplo, en el estado de Yucatán el uso de losas a base de vigueta y bovedilla es muy frecuente, probablemente producto de que la región es de sismicidad baja y el sistema presenta un peso propio suficientemente grande para no ser levantado por las fuerzas de succión generadas por vientos fuertes. Sin embargo, este mismo sistema también se ha estado usando en otros estados del país, en los cuales los niveles de peligro sísmico resultan considerablemente altos, entre los que se puede citar a la construcción habitacional en el Valle de México y algunos estados de la costa del océano Pacífico.

## OBJETIVOS Y ALCANCES

Con el propósito de estudiar el desempeño de losas de concreto reforzado parcialmente prefabricadas, se construyeron siete modelos de losas para probarse en el Laboratorio de Estructuras Grandes del CENAPRED. Las características de las losas se definieron de tal modo que se pudiera hacer un análisis comparativo directo de las variables involucradas en el estudio; así se construyó una losa maciza como patrón de comparación, y seis modelos de losas de vigueta y bovedilla, cuyas variables son el tipo de bovedilla y la orientación de la misma en relación con la dirección de aplicación de la carga lateral.

Los objetivos básicos del estudio son el entendimiento de la rigidez en el plano del sistema, la cual guarda una relación directa con el concepto y definición de diafragma rígido, la variación de la rigidez ante demanda de flexión perpendicular al plano de la losa producto de la reducción en la rigidez del sistema en el plano, así como el valor de resistencia al agrietamiento y la configuración del mecanismo de falla. El protocolo de carga se definió considerando el procedimiento para determinar si un sistema de piso se puede considerar como diafragma rígido según las Normas Técnicas Complementarias del Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal. Además, se tomaron los siguientes objetivos específicos:

- Obtención de información que permita al profesional de la ingeniería estructural resolver parte de las incógnitas mencionadas en los párrafos anteriores y que forman parte de los procedimientos de construcción de vivienda actualmente usados en el país.
- Identificar las diferencias como diafragma rígido entre diferentes soluciones empleando vigueta y bovedilla, y la solución tradicional con losa maciza de concreto reforzado.
- Que la información permita una retroalimentación para los comités revisores de las Normas Mexicanas, en este caso para la NMX-C-406-1997-ONNCCE.
- De igual manera, la información servirá para llevar a cabo una revisión de la Norma Técnica Complementaria para Estructuras de Concreto del Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal, específicamente en lo relativo con el capítulo correspondiente a los sistemas de piso precolados.
- El estudio contempla únicamente una parte de los tipos de soluciones estructurales que para sistemas de piso se tienen con el uso de elementos parcialmente precolados.

## CAPÍTULO 1

### TRABAJOS PREVIOS

Son muy pocos los trabajos experimentales de sistemas de piso prefabricados, dentro de los cuales se puede extraer los siguientes:

#### 1.1 Trabajos desarrollados por Esteva (1966)

“Investigación experimental sobre el comportamiento de diafragmas construidos por losas precoladas de concreto celular”. En el Instituto de Ingeniería, Esteva Maraboto en los años sesenta, hizo un trabajo para estudiar el comportamiento de tableros construidos con sistemas de piso compuestos a base de losas alveolares, con y sin firme, sujetos a la acción de cargas en su plano. La investigación se limitó al estudio de estos elementos sometidos a cortante puro.

En este trabajo pionero fueron realizadas veintinueve pruebas, veinticuatro en un principio y cinco posteriormente. Estas últimas con el objeto de despejar algunas dudas que había dejado la etapa inicial. En las pruebas de los tableros, Esteva consideró como variables principales las características del mortero utilizado en las juntas, el espesor de las juntas, la relación de lados, la disposición de las losas precoladas, la presencia o ausencia de firme de concreto de diversa resistencia, espesor, refuerzo y la presencia o ausencia de cargas normales al plano.

La carga se aplicó con ayuda de gatos hidráulicos por incrementos y al final de cada uno se leían los desplazamientos horizontales. Estas mediciones se efectuaron por medio de micrómetros y con ellas se calculó las deformaciones angulares en las cuatro esquinas.

El comportamiento de la losa fue lineal hasta que empezaban a aparecer las primeras grietas. A medida que se aumentaba la carga empezaban a aparecer grietas diagonales en las losas y grietas por aplastamiento en la zona de contacto entre la diagonal ficticia de compresión del marco.

Las losas construidas con firme de mortero mostraron que el uso de este puede ser un medio eficiente para mejorar el trabajo como diafragma de estos tableros. Por otro lado, la falta de adherencia entre el firme y la losa precolada, conjuntamente con la esbeltez del firme, dio lugar a que la falla del conjunto (elementos precolados y firme de concreto) haya mostrado falla por inestabilidad. La carga máxima se produjo cuando el firme se desprendió bruscamente hacia arriba. La inclusión del refuerzo logró únicamente subir la carga de agrietamiento, pero no la capacidad última que también se produjo por inestabilidad.

La segunda serie de ensayos incluyó cuatro especímenes precolados con firme de espesor variable y un diafragma reforzado, cuyo objeto era determinar la capacidad del firme trabajando aisladamente.

Resumen de los resultados más relevantes.



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

La Tabla 1 resume los resultados de los especímenes probados en la primera serie. En ella se presentan los datos más importantes, es decir esfuerzos y deformaciones correspondientes a las cargas de agrietamiento y las máximas, en muchas de ellas también se presentan los valores de la carga y deformación alcanzada en el último incremento de carga, es decir, correspondiente a la carga última.

**Tabla 1 Resumen de resultados**

Losas sin firme						
Especimen	ESFUERZOS TANGENCIALES MEDIOS (kg/cm <sup>2</sup> )			DEFORMACIONES ANGULARES MEDIAS radianes x 10 <sup>-4</sup>		
	Máximo	Agrietamiento	Ultimo	A carga max	Agrietamiento	Ultima
S-2	3.7	3.4	2.4	47	28	374
S-3	2.6	2.1	1.5	65	25	595
S-4	3.8	2.6	1.6	25	10	263
S-5	1.7	0.8	1.5	235	5	335
S-6	1.7	1.1	1.5	74	15	239
S-7	4.8	3.7	4.4	185	27	286
S-8	3.5	1.9	3.4	172	12	464
S-12	9.9	5.5	9.3	267	26	*
S-13	8.5	6.8	7.7	136	10	*
S-14	6.7	5.4	6	284	50	*
S-15	6.9	5.5	6.6	373	16	*
S-19	16	7.1	13.9	51	11	108
S-20	*	10	*	*	13	*
S-21	*	4.3	*	*	5	*
S-22	*	8.6	*	*	15	*
b) Losas con firme						
Especimen	FUERZA MEDIA POR UNIDAD DE LONGITUD kg/cm			DEFORMACIONES ANGULARES MEDIAS radianes x 10 <sup>-4</sup>		
	Máximo	Agrietamiento	Ultimo	A carga max	Agrietamiento	Ultima
S-9	83	83	67	13	5	*
S-10	110	59	53	43	10	180
S-11	147	93	85	24	7	157
S-16	137	99	134	62	9	135
S-17	155	140	121	31	26	105
S-18	144	109	*	20	8	*
S-23	105	86	*	86	39	*
S-24	112	57	*	74	7	*

**Conclusiones en relación con el trabajo de Esteva:**

En este trabajo se presentan conclusiones generales sobre el comportamiento de los sistemas de piso a base de losas alveolares, sin embargo, dado que en la prueba no se consideró el hacer una comparación directa con el comportamiento de losas macizas, no se puede definir el nivel de emulación que puede lograr este sistema de piso con respecto al de losas macizas tradicionalmente usado en el medio de la construcción en México.

**1.2 Trabajos de investigación desarrollados por Iglesias et al. (2000)**

“Estudio de la rigidez y resistencia, en su plano, de sistemas de piso”, en el año 1999, en la Universidad Autónoma Metropolitana, Unidad Azcapotzalco, Iglesias y Guzmán (Iglesias et al, 2000), realizaron una serie de pruebas para estudiar, y determinar, la rigidez de sistemas de piso de diferentes características, como son la losa maciza, vigueta y bovedilla y losacero.

El objetivo del trabajo de Iglesias fue el estudio experimental y analítico para la evaluación de la rigidez y resistencia en su plano de sistemas de piso compuestos. Y con base en los resultados

experimentales poder proponer un modelo para la determinación de la rigidez en su plano de los sistemas de piso estudiados.

Para el sistema vigueta-bovedilla se fabricaron tres especímenes, para el sistema de losacero se fabricaron seis especímenes, ya que tres no fallaron como se esperaba y también se fabricaron tres especímenes de losa maciza como punto de comparación y referencia. El procedimiento de ensayo utilizado consistió en someter a cada espécimen a cargas en sus esquinas opuestas a fin de inducir un estado de esfuerzos de corte que condujera a una falla por tensión diagonal ver Figura.1.1. Ya que al registrar la carga a la que se presenta el agrietamiento, a lo largo de la diagonal cargada y el acortamiento de las esquinas, es posible evaluar la rigidez en el plano de cada espécimen.

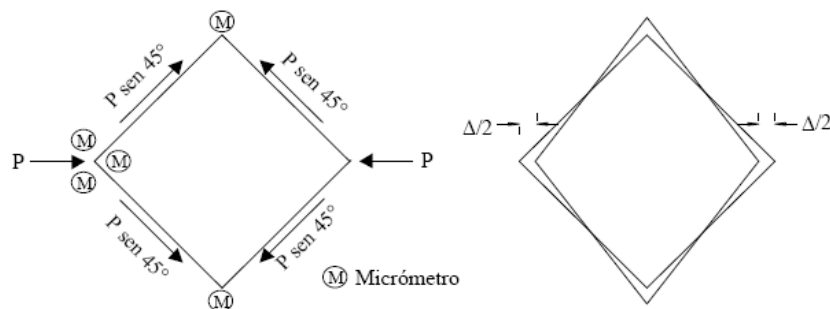


Figura. 1.1 Metodología de ensayo

Para el sistema de losa maciza todos los modelos fueron construidos de 270x270 cm, con espesor de 10 cm y  $f'c = 250 \text{ kg/cm}^2$ , el primero con varillas de (3/8)" a cada 25 cm de separación en ambas direcciones y los dos restantes con varillas del (3/8)" a cada 35 cm de separación en ambas direcciones debido a la carga vertical para la cual fueron diseñados.

Los tres modelos de vigueta y bovedilla fueron construidos con 4 viguetas para claros de 290 cm, bovedillas fabricadas en la UAM. Se colocó una dala perimetral de 12x25 cm y un firme de concreto de 5 cm de espesor, malla electrosoldada de 6-6/10x10 y un  $f'c = 250 \text{ kg/cm}^2$

Cada modelo de losacero se construyó con 3 láminas calibre 22 de 91.44 cm de ancho, armado con malla electrosoldada de 6-6/10X10 un firme de concreto de 5 cm de espesor con un  $f'c=250 \text{ kg/cm}^2$  claros de 270 cm. No se realizó ningún tipo de conexión ni se colocaron conectores entre las láminas y el firme de concreto.

En todos los casos se colocó el refuerzo adicional en las esquinas de carga para evitar fallas locales en dichas zonas, excepto en los modelos 1, 2 y 3 de losacero.

## Resultados experimentales

### Losa maciza

En los tres especímenes de losa maciza se logró el agrietamiento diagonal. En dos de ellos este agrietamiento se combinó con el aplastamiento del concreto en los apoyos, sin que éste determinara la capacidad de carga de los elementos ver Figura. 1.2. La carga de falla varió entre 100 y 105 ton.

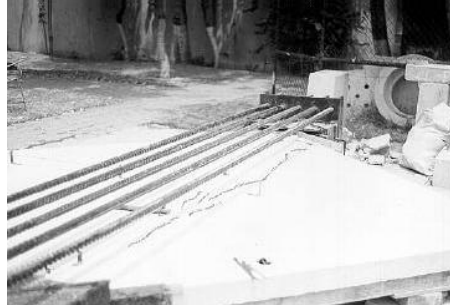


Figura. 1. 2. Se presenta agrietamiento diagonal y aplastamiento en el apoyo.

### **Losa de vigueta-bovedilla**

Por lo que respecta a los especímenes de vigueta-bovedilla, los tres modelos fallaron por agrietamiento diagonal acompañado del alabeo fuera de su plano, en ningún caso se presentó aplastamiento del concreto en los apoyos, debido seguramente a la presencia de la dala perimetral. Las carga de agrietamiento varió entre las 70 y 80 ton, y la carga de alabeo entre las 75 y 85 ton

### **Losacero**

De los seis especímenes de losacero, tres fallaron por agrietamiento diagonal acompañado del aplastamiento del concreto en alguno de los apoyos, mientras que los otros tres fallaron por aplastamiento en los apoyos, acompañado por el deslizamiento de las láminas adyacentes a los puntos de aplicación de la carga y el desprendimiento del resto de ellas, por lo cual, estos especímenes no fueron tomados en cuenta para la estimación de su carga última. La carga de falla varió entre las 50 y 80 ton; las resistencias más altas se alcanzaron en los especímenes cuya falla se produjo por agrietamiento diagonal.

El estado de carga al que fueron sometidos los especímenes puede reproducirse matemáticamente utilizando la solución de la Teoría de la Elasticidad, con lo que en este estudio se obtuvo la expresión para determinar la rigidez diagonal:

$$k_{diagonal} = \frac{\beta Et(\pi + 2)}{8 \ln \frac{D}{r}}$$

Dónde:

$\beta$  el cociente de la rigidez experimental entre la rigidez teórica  $\beta = k_{experimental} / k_{teórica}$ ,

D= La mitad de la diagonal del tablero.

t= Peralte del tablero

E=.Módulo de elasticidad

La verificación del comportamiento como diafragma rígido de un tablero depende de la rigidez lateral del sistema de piso. En consecuencia, se derivó la rigidez lateral  $k_{lateral}$  a partir de la rigidez diagonal  $k_{diagonal}$ .

$$k_{lateral} = \frac{\beta Et(\pi + 2)}{16lnD}$$

El factor correctivo promedio para las losa macizas fue  $\beta=0.35$ , para las losas a base de vigueta y bovedilla fue  $\beta=0.55$  y para las losas a base de losacero fue  $\beta=0.25$

### Conclusiones

En este estudio se reporta que la rigidez en su plano de tableros de losa, independientemente del sistema empleado, es mucho menor que la que se puede predecir con un modelo elástico que desprecie las deformaciones perpendiculares al tablero. Derivado de lo anterior y con las limitaciones debidas al escaso número de especímenes ensayados, se propuso la ecuación:

$$k_{lateral} = \frac{\beta Et(\pi + 2)}{16lnD}$$

Para calcular la rigidez lateral de los tableros de losa, con los factores correctivos de la tabla 2.

**Tabla 2 factor correctivo de  $\beta$**

Tipo de losa	$\beta$
Losa maciza	0.35
Losacero	0.25
Vigueta - bovedilla	0.55

### 1.3 Trabajos realizados por López Bátiz et al. (2000)

“Estudio experimental sobre el comportamiento de estructuras con sistemas de piso de vigueta y bovedilla sujetas a cargas laterales”, en el año 2000, en el Centro Nacional de Prevención de Desastres (CENARPED), se hicieron pruebas en dos estructuras tridimensionales a escala natural. En este trabajo se analizó el comportamiento experimental de dos sistemas sujetos a cargas laterales cíclicas reversibles, traslacionales y torsionales, para establecer una comparación directa entre una estructura de concreto reforzado tradicional, definida como monolítica (CR) y una estructura de concreto reforzado con sistema de piso parcialmente prefabricado, usando vigueta y bovedilla (definido dentro del trabajo de López como modelo PCR). En las pruebas únicamente se consideró como variable el sistema de piso.

Los modelos se construyeron para representar el primer nivel de un edificio de 4 niveles y una sola crujía, en Zona III. El diseño se hizo para que se formaran marcos dúctiles, con una altura de 200 cm y claros a ejes de 450 cm en ambas direcciones, las trabes son de 40x25 cm y las columnas de 40x30 cm, la mayor inercia de estas coincidió con la dirección de aplicación de las cargas. El modelo “CR” contó con una losa de 12 cm de peralte, con un refuerzo para momento

---

---

positivo de varillas de (3/8)" a cada 25 cm, y para momento negativo de varillas de (3/8)" a cada 15 cm. El modelo "PCR" con un peralte total de 17 cm, una capa de compresión de 4 cm y un refuerzo de malla electrosoldada nominación 6x6/10-10, la vigueta se apoyó 5 cm dentro de la zona del concreto del núcleo de las trabes. Se trató que el peso por unidad fuera exactamente el mismo.

La instrumentación fue la misma en ambos modelos, se midió las deformaciones unitarias, desplazamientos y valores de cargas aplicadas en diversos puntos de los modelos. La instrumentación tuvo por objeto el estudio de las relaciones carga-desplazamiento en la estructura en general y en los elementos estructurales en particular.

Los modelos se sometieron a cargas laterales tratando de simular el efecto que puede provocarle un sismo para la aplicación de la excitación lateral. El patrón de excitación sobre el modelo fue controlado por desplazamientos, se determinó con base en el cálculo del desplazamiento relativo que presentaría el modelo al primer agrietamiento por flexión en trabes y columnas.

Un aspecto importante desde el punto de vista de definición de falla de elementos estructurales de concreto reforzado, es la aparición del fenómeno del aplastamiento del concreto. Este fenómeno se observó por efectos de flexión en los extremos de las trabes y en las bases de las columnas, coincidiendo con la configuración de mecanismo de fluencia considerado en el proceso de diseño.

En cuanto al agrietamiento o daño observado en las losas de los modelos, en los dos casos el agrietamiento se presentó en ambos lechos, superior e inferior, siendo perpendicular a la dirección de aplicación de carga. Por la orientación del agrietamiento se puede decir que se debió principalmente a la contribución de las losas al trabajo en flexión de los marcos resistentes a momento en la dirección de la aplicación de la carga.

No se observó inestabilidad o desprendimiento de las bovedillas en el modelo PCR, ni las viguetas mostraron deslizamiento en la zona de apoyo con la trabe portante a pesar de que se observaron grietas en estas ya que fueron demandadas por flexión.

Para determinar la relación carga-desplazamiento lateral de los modelos, la carga se definió como la suma de las cargas aplicadas y medidas en cada gato, y el desplazamiento lateral como el promedio de los valores de desplazamiento medidos en los instrumentos ubicados en los modelos.

La configuración global de las curvas, como los puntos al agrietamiento, fluencia y aplastamiento del concreto no presentan diferencias apreciables entre los dos modelos. La diferencia más notable se presenta en los niveles de degradación de resistencia para igual desplazamiento ante ciclos sucesivos de carga; en la curva carga-desplazamiento lateral ver Figura. 1.3.

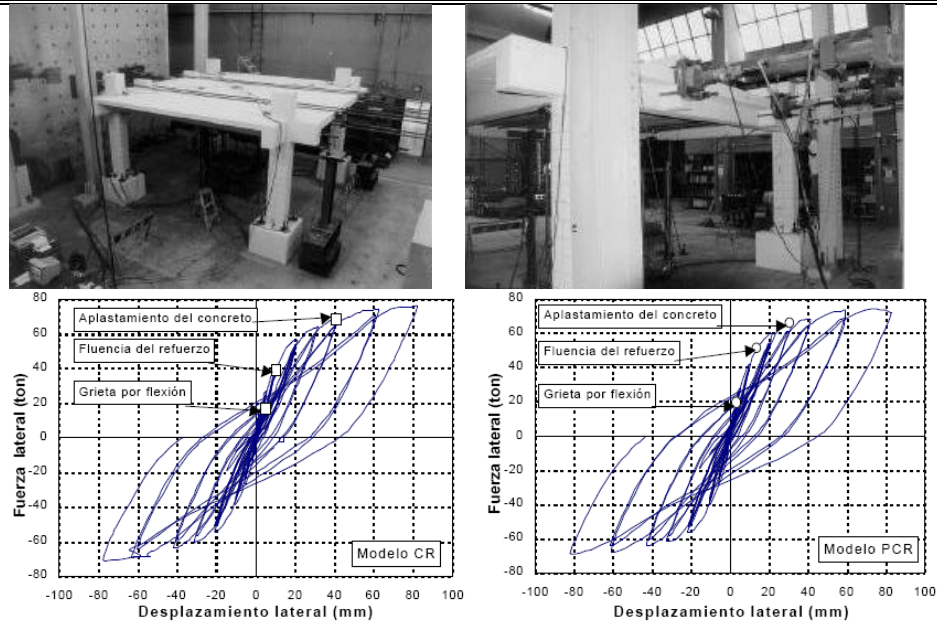


Figura 1.3 Fotografías de los modelos y curvas carga lateral-desplazamiento lateral de los modelos CR y PCR

## Conclusiones

Las conclusiones más relevantes del trabajo experimental comparativo entre estructuras con sistemas de piso “tradicional” a base de losa maciza y prefabricada a base de vigueta y bovedilla se pueden resumir en las siguientes:

- Los patrones de agrietamiento, patrones de daño y configuración del mecanismo de falla no varió significativamente entre los dos modelos considerados en el estudio cuando estos están sujetos a carga predominantemente traslacional.
- El comportamiento carga lateral–desplazamiento lateral de los modelos cuando se considera únicamente la historia de desplazamientos traslacional resultó prácticamente igual en ambos modelos
- Cuando los modelos se sujetaron a cargas representativas de efectos de torsión, el modelo CR presentó mayor rigidez que el modelo PCR, siendo la diferencia del orden de 10% menor
- No se observó inestabilidad o indicios de desprendimiento de las bovedillas en el modelo PCR, tampoco se observó deslizamiento de las viguetas en la zona de apoyo con la viga portante.
- Finalmente, este trabajo se identificó un comportamiento global para estructuras regulares y simétricas igual entre los dos modelos (con losa maciza y vigueta y bovedilla); la única diferencia importante fue que la estructura con sistema de piso a base de vigueta y bovedilla presentó una rigidez a la torsión entre el 5 y el 10% menor que la rigidez obtenida para el modelo de la estructura con losa maciza.

## CAPÍTULO 2

### PROPUESTA DE TRABAJO EXPERIMENTAL

#### 2.1 Metodología y descripción del procedimiento de prueba

El diseño sísmico de sistemas de piso se realiza haciendo varias consideraciones para facilitar la solución de éste problema, una de las más importantes es considerar que los sistemas de piso se comportan como diafragmas rígidos, es decir, se considera que este es capaz de distribuir las fuerzas horizontales producidas por la incidencia de un sismo, ya que el sismo genera fuerzas inerciales en la masa de los pisos, las cuales deben transmitirse a través de las losas, o sistemas de piso, hasta los elementos verticales (columnas o muros), quienes las transmitirán a los elementos de cimentación y al suelo sin que el sistema de piso sufra algún tipo de deformación, esto debido a su gran rigidez, en relación con los elementos portantes. Por otro lado un sistema de piso ya no se considera como un diafragma rígido cuando se comporta como una serie de vigas simplemente apoyadas independientes entre sí, cuyo claro es la distancia entre elementos verticales, esto sucede generalmente cuando se tiene configuraciones estructurales muy irregulares, o en las que la relación de aspecto en planta es grande. También es necesario considerar en el diseño que la resistencia a cortante del sistema de piso sea la suficiente, de tal forma que garantice su integridad estructural.

En la literatura existente sobre el tema se considera que para estudiar el comportamiento como diafragma de los sistemas de piso es necesario idealizarlos como vigas horizontales, que se encuentran simplemente apoyados sobre los elementos verticales resistentes. La diferencia que existe entre las diversas corrientes de diseño de este tipo de elementos es que algunas consideran la contribución que existe debida a los elementos de borde que rodean a la losa para resistir a las fuerzas inducidas por el sismo, por lo tanto, idealizan a los sistemas de piso como una viga I en la que ésta trabaja como el alma que resiste a los esfuerzos cortantes, y los elementos de borde contribuyen a resistir a los esfuerzos de flexión (BSSC, 1989). Otras corrientes de diseño no consideran a los elementos de borde y toman en cuenta únicamente la contribución de la losa (Bazán, 1983) (Naeim, 1989).

Por su parte las Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto del Reglamento de Construcción para el Distrito Federal (NTC del RCDF), establecen que: *“la rigidez de un diafragma horizontal en relación con un eje de columnas se define como la fuerza que debe aplicarse al diafragma en el eje en cuestión para producir una flecha unitaria sobre dicho eje, estando el diafragma libremente apoyado en los elementos que dan restricción lateral (muros, contravientos, etc.)”*. Por otro lado, en el capítulo 10 de la misma Norma Técnica Complementaria se establece que *“en edificios con sistemas de piso prefabricados se deberá garantizar la acción de diafragma rígido horizontal y la transmisión de las fuerzas horizontales a los elementos verticales. Para este fin se aplicará lo dispuesto en la sección 6.6 (de la misma norma). El firme estructural que allí se menciona puede estar reforzado con malla o barras de acero colocadas al menos en la dirección perpendicular al eje de las piezas prefabricadas”*.

El trabajo planteado y desarrollado en el presente estudio tiene la finalidad de poder identificar alguna diferencia en el comportamiento entre sistemas de piso tradicionales y aquellos parcialmente prefabricados, específicamente de vigueta y bovedilla.

Existen diversas inquietudes en la práctica profesional de la construcción y del diseño de estructuras cuando se quiere considerar el uso de vigueta y bovedilla para resolver sistemas de piso, como son lo relacionado con la continuidad entre los tableros y la influencia de la orientación de la vigueta en relación con el sentido dominante de la demanda, además, desde luego, de la supuesta ausencia de rigidez en el plano de esta solución estructural.

Con el propósito de proporcionar información de utilidad para el entendimiento principalmente de las incógnitas mencionadas, se plantea una serie de pruebas para el estudio del comportamiento como diafragma rígido de diferentes especímenes de sistemas de piso fabricados a base de vigueta y bovedilla, considerando como variables a la orientación de la vigueta y el tipo de bovedilla principalmente.

La representación esquemática del procedimiento de prueba se muestra en la Figura 2.1, el aparato de carga trata de representar la condición de evaluación de la rigidez del diafragma de piso establecido en las NTC del RCDF, ya que la aplicación de la carga lateral tiene como finalidad poder conocer la capacidad que tienen los elementos ensayados para resistir tensión diagonal, así como su rigidez en el plano; por otro lado, la carga vertical tiene como finalidad poder conocer la degradación de rigidez de los elementos fuera del plano una vez que se ha aplicado la carga lateral, antes y después que los elementos ensayados ya han sufrido algún tipo de daño. Es decir, se desea conocer el patrón de comportamiento de la degradación de rigideces y capacidad de carga vertical, después de la incidencia de un evento perturbador que genere fuerzas laterales en el sistema estructural demandando el comportamiento de diafragma rígido.

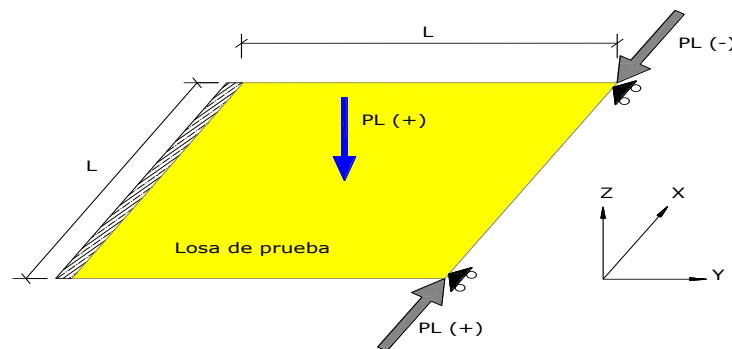


Figura 2.1 Esquema general de la prueba

## 2.2 Descripción de los modelos

Se construyeron y ensayaron seis paneles de concreto reforzado con base en elementos parcialmente prefabricados, y uno de concreto reforzado totalmente colado en sitio, todos con dimensiones en planta de 2.10 m de lado en sentido “X”, 2.50 m de lado en el sentido “Y”, y



## ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.

peralte variable (nominalmente 17 cm los paneles con elementos prefabricados; y 12 cm para el elemento con losa maciza de concreto reforzado). El tipo de piezas prefabricadas usadas en la construcción de los modelos es vigueta presforzada como elemento auto portante, y se usaron bovedillas de arena-cemento, poliestireno y elementos de cimbra recuperable, como el elemento aligerante ver Figura 2.2.

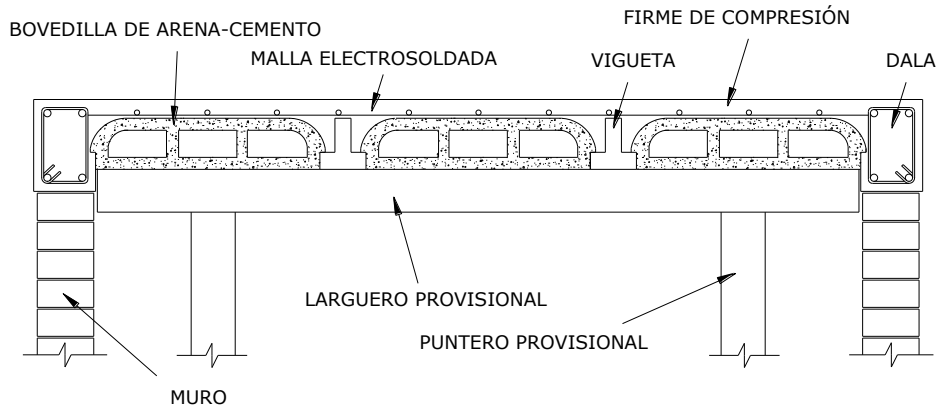


Figura 2.2 Corte transversal de un sistema de piso a base de Vigueta y bovedilla de arena-cemento.

Descripción de los modelos de las losas que fueron ensayadas:

Losa 1(M\_01): elemento construido a base de vigueta y bovedilla, con bovedillas de arena-cemento, y con la vigueta colocada perpendicular a la dirección de aplicación de la carga en el plano de la losa (dirección “Y” considerando la Figura 2.1), firme de compresión de 4.5 cm de peralte, malla electrosoldada 6-6/ 10-10 como refuerzo del mismo firme de compresión, dos nervaduras laterales de concreto con dos varillas de (3/8)” en ambos lechos de cada una, estas nervaduras es donde se apoyan las bovedillas para este modelo, ver Figura 2.3.

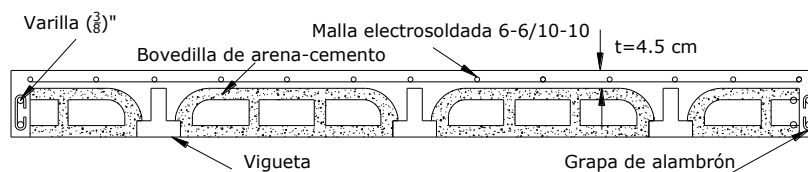


Figura 2.3 Corte en dirección “X” del modelo M\_01

Losa 2 (M\_02): elemento construido a base de vigueta y bovedilla, con bovedillas de arena-cemento, y vigueta colocada paralela a la dirección de aplicación de la carga en el plano de la losa (dirección “X” considerando la Figura 2.1), firme de compresión de 4.5 cm de peralte, con un refuerzo de malla electrosoldada 6-6/ 10-10, de la misma manera que para el modelo Losa 1, en este modelo se colocaron dos nervaduras laterales de concreto con dos varillas de (3/8)” en ambos lechos de cada una, en este modelo estas nervaduras es donde se apoyan las viguetas y las bovedillas, ver Figura 2.4.

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

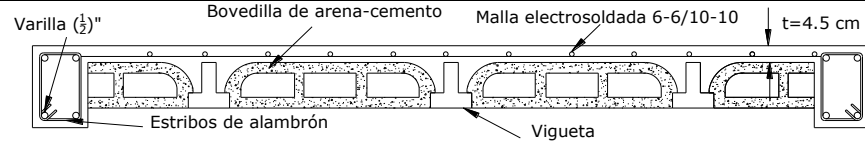


Figura 2.4 Corte en dirección "Y" del modelo M\_02

Losa 3 (M\_03 LM): elemento de losa maciza de concreto reforzado de 12 cm de peralte, con varillas de refuerzo de  $(\frac{3}{8})$ " a cada 25cm en ambos sentidos para tomar la demanda de momento positivo, y varillas de  $(\frac{3}{8})$ " a cada 50cm para tomar la demanda de momento negativo, ver Figura 2.5.

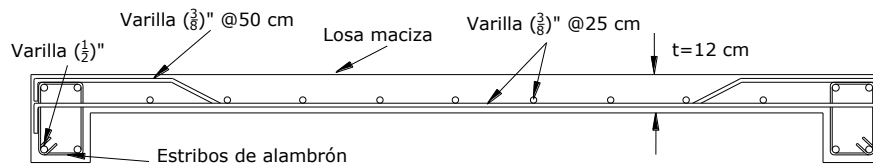


Figura 2.5 Corte en dirección "Y" del modelo M\_03LM

Losa 4 (M\_04): elemento construido a base de vigueta con cimbra recuperable, estando la vigueta perpendicular a la dirección de aplicación de la carga en el plano de la losa; el firme de compresión de 4.5 cm de peralte y reforzado con malla electrosoldada 6-6/ 10-10. Este modelo no tiene nervaduras laterales de concreto, ver Figura 2.6.

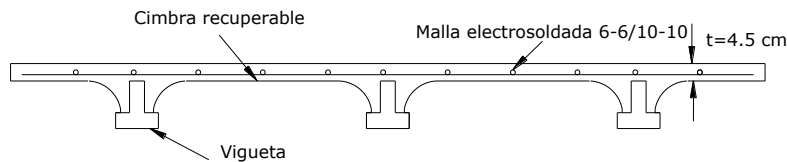


Figura 2.6 Corte en dirección "X" del modelo M\_04

Losa 5 (M\_05): elemento construido a base de vigueta con cimbra recuperable, y la vigueta paralela a la dirección de aplicación de la carga; el firme de compresión de 4.5 cm de peralte y reforzado con malla electrosoldada 6-6/ 10-10. En este modelo si se tienen dos nervaduras laterales de concreto con refuerzo similar al de los modelos M\_0 1 y M\_02, ver Figura 2.7.

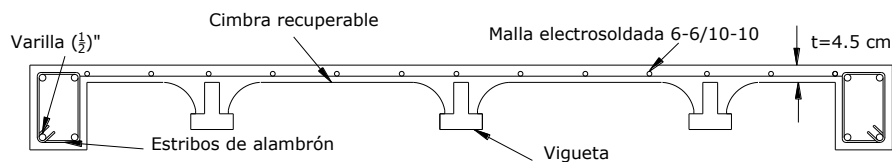


Figura 2.7 Corte en dirección "Y" del modelo M\_05

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Losa 6 (M\_06): elemento construido a base de vigueta y bovedilla, con bovedillas de poliestireno, y vigueta colocada perpendicular a la dirección de aplicación de la carga; el firme de compresión de 4.5 cm de peralte y reforzado con malla electrosoldada 6-6/ 10-10. Este modelo tiene nervaduras laterales de concreto con refuerzo similar al de los modelos M\_01 y M\_02, donde se apoyan las bovedillas, ver Figura 2.8.

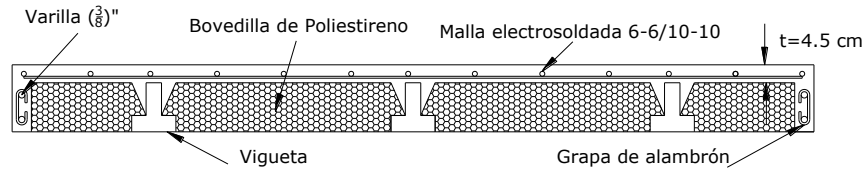


Figura 2.8 Corte en dirección "X" del modelo M\_06

Losa 7 (M\_07): elemento construido a base de vigueta y bovedilla, con bovedillas de poliestireno, y vigueta colocada paralela a la dirección de aplicación de la carga; el firme de compresión de 4.5 cm de peralte y reforzado con malla electrosoldada 6-6/ 10-10. De manera similar al modelo anterior, tiene las dos nervaduras laterales de concreto, donde se apoyan las viguetas y las bovedillas, ver Figura 2.9.

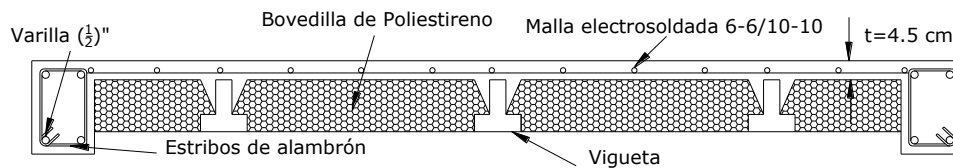


Figura 2.9 Corte en dirección "Y" del modelo M\_07

Todos los modelos y las características generales de los mismos se muestran en la Tabla 2.1.

**Tabla 2. 1 Parámetros y variables principales de los especímenes de prueba**

Modelo	Características (ver Fig. 2.1)			
	L (cm)	t <sub>cc</sub> (cm)	Orientación de vigueta	Tipo de bovedilla
M_01	210	4.5	Y	Arena – cemento
M_02	210	4.5	X	Arena – cemento
M_03 LM	210	12.0	Losa maciza	
M_04	210	4.5	Y	Cimbra recuperable
M_05	210	4.5	X	Cimbra recuperable
M_06	210	4.5	Y	Poliestireno
M_07	210	4.5	X	Poliestireno

*Simbología: L es la dimensión del tablero de prueba, en la dirección se deberá adicionar la dimensión del ancho de las trabes de fijación en la losa de reacción y de aplicación de carga.*

## 2.3 Características del refuerzo y propiedades nominales de los materiales

En los especímenes parcialmente prefabricados se emplearon viguetas de 13 cm de peralte con dos cables de presfuerzo en el lecho inferior, y uno en el lecho superior; además, en el proceso de construcción de los modelos se colocó un bastón de varilla de (3/8)" encima de cada una de las viguetas, únicamente en la vecindad de la zona de momento negativo ante cargas verticales, esta barra tenía una longitud aproximada de 70 cm, como se muestra en la Figura 2.2. El modelo de losa maciza se reforzó con la cuantía mínima, empleando barras de (3/8)" en ambas direcciones.

Para poder fijar los modelos a la losa de reacción del Laboratorio de Estructuras Grandes del CENAPRED (LEG-CENAPRED), y para aplicar carga a los modelos se les construyó a éstos dos vigas portantes, una en el extremo de fijación del modelo al piso de reacción del LEG-CENAPRED, y la otra viga en el extremo opuesto, en la cual se aplicó la carga de prueba. Estas vigas portantes se construyeron con una longitud de 210 cm, una sección transversal de 30 cm de peralte y 20 cm de base, y con un refuerzo longitudinal de 4 barras de (1/2)", 2 en ambos lechos, y como refuerzo lateral se colocaron estribos de alambrcn con una separación constante de 15 cm. Con el propósito de poderlas fijar a la losa de reacción, las trabes contaban con agujeros verticales, perpendiculares al eje de la trabe y al plano del panel de losa separados a cada 30 cm (en la misma Figura 2.10 se identifican los tubos de PVC empleados con este fin).

### Propiedades nominales de los materiales:

Concreto de vigas de carga y losa de compresión	$f_c' = 25 \text{ MPa (250 kg/cm}^2\text{)}$
Concreto de la vigueta presforzada	$f_c' = 40 \text{ MPa (400 kg/cm}^2\text{)}$
Acero longitudinal en vigas y en losa maciza	$f_y = 412 \text{ MPa (4200 kg/cm}^2\text{)}$
Acero de refuerzo en losas de vigueta y bovedilla	$f_y = 560 \text{ MPa (5600 kg/cm}^2\text{)}$
Acero transversal en vigas	$f_y = 253 \text{ MPa (2530 kg/cm}^2\text{)}$



Figura 2.10 Armado y configuración de viguetas y bovedillas del modelo Losa 1

---

---

## 2.4 Dispositivos de carga e instrumentación para la prueba de *flexión-cortante*

Ya que el objetivo del ensaye es evaluar comparativamente la rigidez de los modelos, específicamente se desea establecer una relación entre el comportamiento de los modelos de vigueta y bovedilla con el modelo de losa maciza; y, además, tomando en cuenta que la prueba se realizará esencialmente con un mecanismo dominante de flexión-cortante, en el cual se estudia la rigidez del sistema en el plano, se ha propuesto considerar básicamente una instrumentación externa. Es decir, no se cuenta con medidores de deformaciones unitarias en el acero de refuerzo de las losas.

Se realizaron dos tipos de pruebas a cada una de los modelos de losas, la primera prueba llamada *flexión-cortante*, se desarrolló con base en las siguientes consideraciones:

La instrumentación se concentró básicamente en el estudio de la configuración deformada global, los desplazamientos relativos del panel del sistema de piso, formalmente la losa y las traveses portantes (en este estudio las vigas de fijación del modelo y de aplicación de carga), así como el posible pandeo fuera del plano del panel.

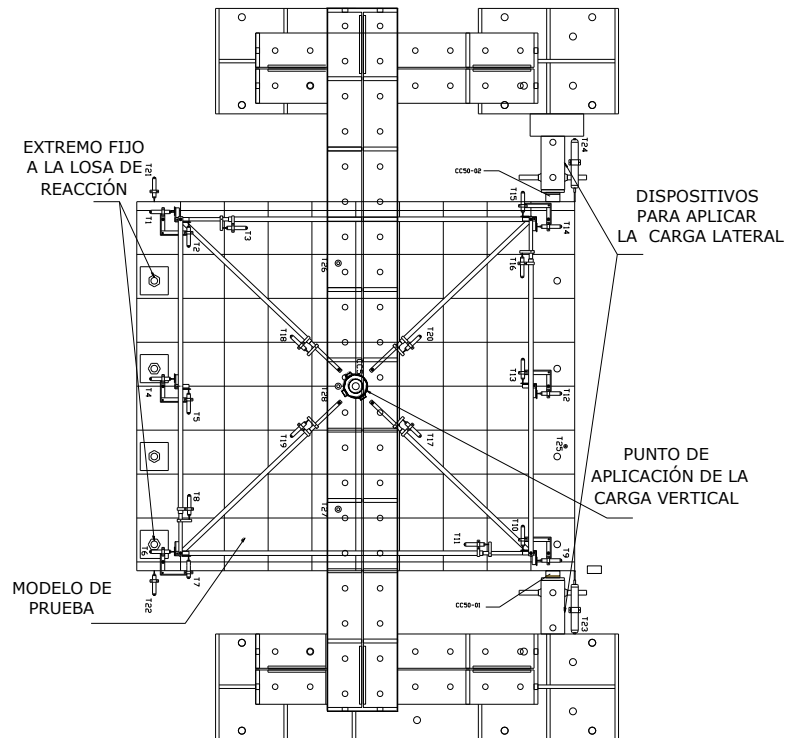
Las cargas laterales se aplicaron con el propósito de lograr una distribución de momento tipo cantilever, introduciendo un cortante constante en todo el panel de la losa. Para esto se usaron dos gatos de 50 kN (50 ton) (gatos de acción simple) y dos celdas de carga también de 50 ton de capacidad para registrar las cargas suministradas a los modelos. Adicionalmente se aplicó una carga puntual en el centro de la losa, con un gato de 50 ton y una celda de carga de sólo 5 ton, para estudiar la variación de la rigidez y competencia de la losa fuera del plano, cuando esta comenzara a presentar daños debidos a la aplicación de cargas laterales en su plano.

En la prueba de *flexión-cortante* la carga fue aplicada en la viga portante del extremo contrario a la zona por medio de la cual el modelo de prueba fue fijado a la losa de reacción del laboratorio (LEG – CENAPRED), aplicándosele la carga de manera cíclica reversible. Para el tipo de aplicación de carga deseado fue necesario diseñar dos marcos de carga, estos marcos de carga fueron hechos a base de vigas de acero con perforaciones predeterminadas, con longitudes y anchos diferentes. El esquema representativo del aparato de carga y la instrumentación externa se muestran en la Figura 2.11

Los modelos se fijaron a la losa de reacción del (LEG–CENAPRED), colocándoles una capa de mortero de 1.5 cm entre la losa de reacción y la trabe portante de fijación, (esto con el fin de producir fricción entre ellas), posteriormente se aplicó del orden de 50 toneladas de postensión en dos de los puntos de fijación para que, por medio de la fricción generada entre losa de reacción y trabe de fijación, se pueda transmitir de manera estable la fuerza cortante aplicada en el modelo. En la viga contraria, donde se aplicó la carga lateral a los modelos, se colocaron 2 juegos de 2 placas de teflón sobrepuestas, entre la losa de reacción del laboratorio y el modelo, para permitir que el extremo que no estaba fijo pudiera tener un libre desplazamiento. Además se colocó una placa de acero de 10”x10”x1” entre las vigas portantes y los gatos de aplicación de carga, para distribuir de manera uniforme la carga aplicada por los gatos en los extremos de la losa y evitar el aplastamiento prematuro del concreto en esa zona debido a la posible concentración de esfuerzos.

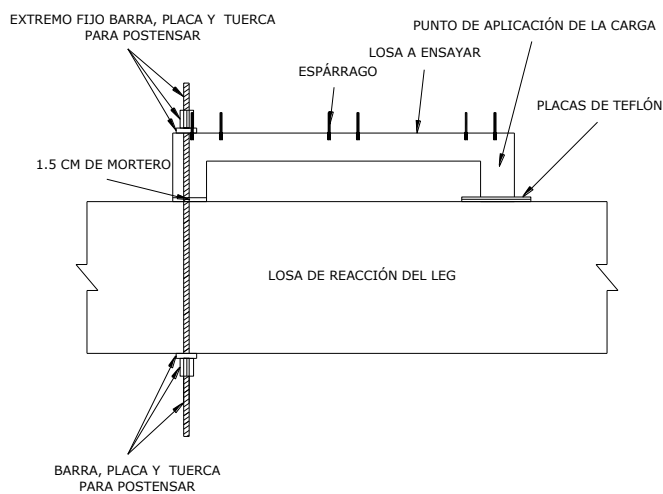
**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Para el proceso de postensado, el mortero se dejó fraguar durante un día, luego se sujetó el modelo a la losa de reacción mediante dos barras de alta resistencia, las que fueron postensadas, cada una, con 50 ton con ayuda de un gato hidráulico, como se puede ver esquemáticamente en la Figura 2.12



*Prueba flexión-cortante.*

*Figura 2.11 Representación esquemática del aparato de carga y dispositivo de instrumentación.*



*Figura 2.12 Corte longitudinal de los modelos pruebas flexión-cortante*

En la cara superior de todos los modelos se trazó una retícula de 25x25 cm con el propósito de identificar posteriormente los patrones de agrietamiento. La retícula se trazó partiendo del centro de la losa hacia los extremos. Luego se le hicieron perforaciones a la losa en los lugares previamente marcados para la medición relativa de desplazamientos, con ayuda de una broca para concreto de (3/8)" se hicieron agujeros de aproximadamente 3 cm de profundidad, además se tuvo que limpiar cada uno de los agujeros para fijar los espárragos de (3/8)" con resina epóxica, dejándola secar aproximadamente 4 horas para colocar posteriormente la instrumentación como lo muestra la Figura 2.13.

La instrumentación externa constó de ocho transductores de desplazamiento lineal LVDTs (Linear Variable Differential Transducers) de 25 mm (nominación dentro del esquema de prueba T3, T8, T11, T16, T17, T18, T19 y T20) y fueron colocados empleando tubos de (5/8)" insertados dentro de tubos de (3/4)", ambos tubos fueron aplastados en los extremos, una longitud aproximada de 4 cm, con ayuda de una prensa manual. Posteriormente se les perforó en esta parte con una broca de (3/8)" para acero, con la finalidad de que los extremos se pudieran introducir en los espárragos, que ya habían sido previamente fijados a la losa. Finalmente se fijaron colocándoles una tuerca por abajo y otra por arriba del tubo, apretándolas para evitar que los tubos tuvieran un desplazamiento adicional al esperado cuando la losa era sometida a cargas laterales o verticales, como se puede ver en la Figura 2.14. El planteamiento de colocación de la instrumentación tenía la finalidad de formar un extremo articulado, libre de rotación, de modo que solamente se demandara desplazamiento axial en los tubos de instrumentación.

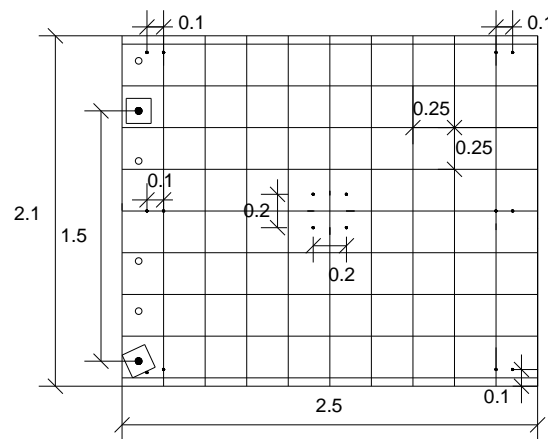


Figura 2.13 Esquema y medidas de la colocación de espárragos en los modelos para las pruebas de flexión-cortante

La colocación específica del instrumento de medición sobre los tubos se logró por medio de placas perforadas de aluminio de (1/2)" de grosor y (2)" de ancho, estas placas contaban con agujeros y cuerda perpendicular al mismo donde se introducía el tubo de (3/4)" o de (5/8)", en este agujero se colocó un tornillo para poder fijar la placa a los tubos y, también, fijar el instrumento de medición, según fuera el caso, como se puede ver en la Figura 2.15

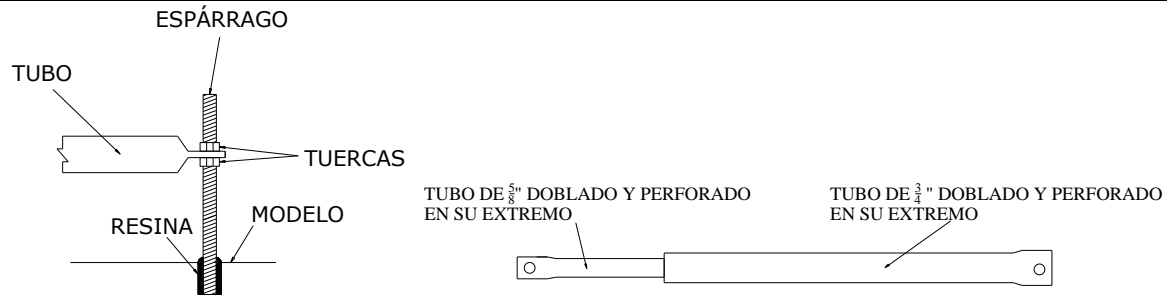


Figura 2.14 Esquema de tubos para colocar instrumentación.

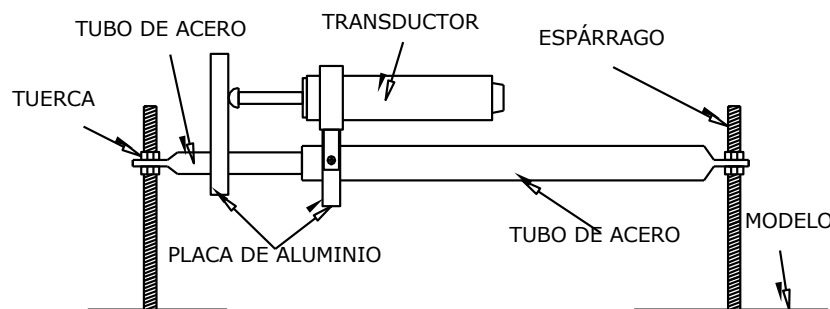


Figura 2.15 Colocación de la instrumentación sobre tubos de acero

Como se puede ver de la Figura 2.15 el transductor se colocó sobre el tubo de (3/4)" y en el tubo de (5/8)" sólo se colocó una placa de aluminio de mayor longitud que tiene como función restringir el movimiento del vástago del transductor, ya que la mitad del vástago permanece dentro del aparato, de esta manera se registraran los desplazamientos, tanto positivos, como negativos, que se presenten entre los dos puntos de medición al aplicar las carga en la losa.

Doce transductores más de 25 mm (nominación dentro del esquema de prueba T1, T2, T4, T5, T6, T7, T9, T10, T12, T13, T14 y T15) fueron colocados sobre ángulos de aluminio en forma de "L" unidos mediante un tornillo con tuerca. Estos se fijaron también a la losa en algunos casos usando los mismos espárragos de la instrumentación global antes mencionada; a los ángulos de aluminio se les colocó tuercas por arriba y por debajo para evitar que rotara la instrumentación y se lograra medir únicamente el desplazamiento traslacional relativo entre los puntos correspondientes a los espárragos, esto se ejemplifica en la Figura 2.16.

La instrumentación que se muestra en la Figura 2.16 se colocó con la finalidad de lograr medir los desplazamientos relativos que se pudieran presentar en la frontera entre el panel que conforma propiamente la losa de estudio y las traveses portantes, tanto la de aplicación de carga, como la de fijación con la losa de reacción del LEG-CENAPRED.



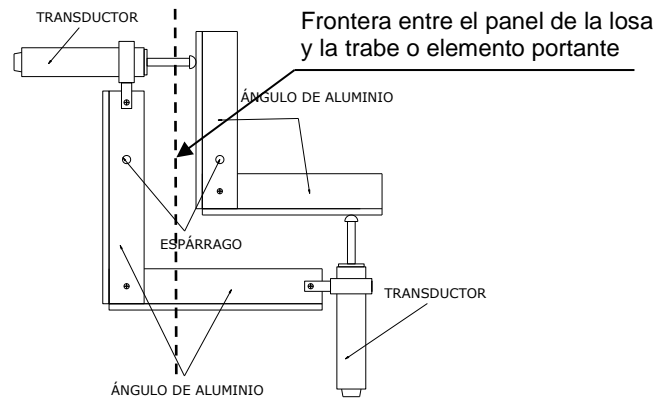


Figura 2.16 Esquema de ángulos de aluminio para colocar instrumentación

Con el propósito de medir desplazamientos relativos entre el modelo y la losa de reacción, cuatro aparatos se colocaron en la periferia de los modelos, dos de ellos de 25 mm (con nominación dentro del esquema de prueba T21 y T22), los que tenían la finalidad de medir la rotación que pudiera presentar el modelo en relación con la losa de reacción del LEG-CENAPRED, los otros dos de 50 mm (con nominación dentro del esquema de prueba T23 y T24) se colocaron en el extremo donde se aplicó la carga para poder medir los desplazamientos laterales de control de prueba cuando se le aplicaba la carga a los modelos, y de esta manera poder tener una relación carga – desplazamiento de cada espécimen. Una representación esquemática de la colocación de estos transductores se presenta en la Figura 2.17.

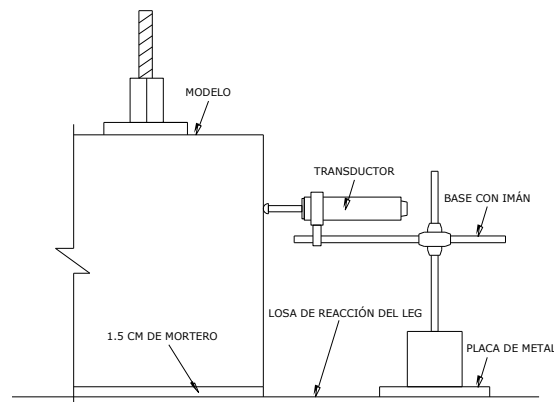


Figura 2.17 Vista lateral de colocación de instrumentación

Finalmente, con el propósito de medir los desplazamientos verticales, perpendiculares al plano de los modelos de prueba, se colocaron cuatro transductores adicionales, uno de 25 mm y tres de 50 mm (con nominación dentro del esquema de prueba T25, T26, T27 y T28) fueron colocados sobre la losa. Los tres transductores de 50 mm tenían la objetivo de medir las deflexiones que sufría la losa al momento de aplicar, en el centro del tablero, la carga puntual perpendicular al plano de la

losa, como se puede ver en la Figura 2.18, y el de 25 mm tenía la finalidad de medir si existía pandeo fuera del plano del sistema de piso al momento de aplicar las cargas laterales.

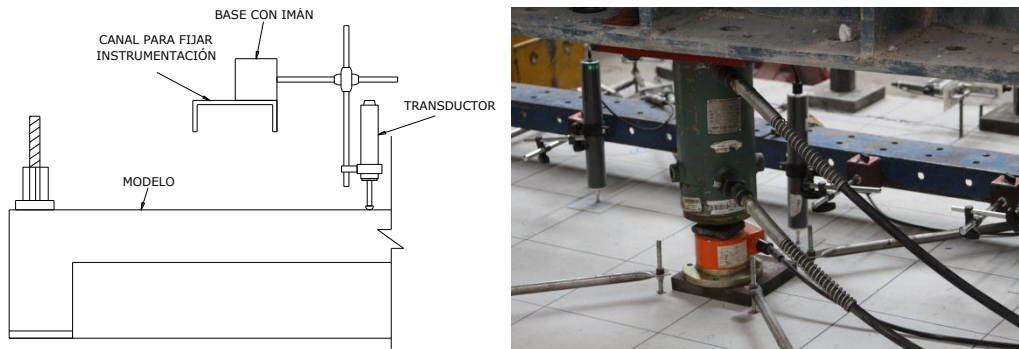


Figura 2.18 Esquema y fotografía de colocación de instrumentación y equipos de aplicación de carga en el centro del claro del tablero de prueba.

En cuanto al dispositivo de aplicación de carga lateral se utilizaron gatos hidráulicos de acción simple de 50 ton de capacidad máxima, los cuales fueron apoyados sobre vigas rectangulares de acero, que se fijaron a la losa de reacción del LEG, estos dispositivos se muestran en la Figura 2.18.

Para poder registrar la carga que se suministró a los modelos se utilizaron una celda de carga de 5 ton para la carga perpendicular al plano del modelo (ver Fig. 2.18), y dos celdas de 50 ton para las cargas laterales ver Figura.2.19.

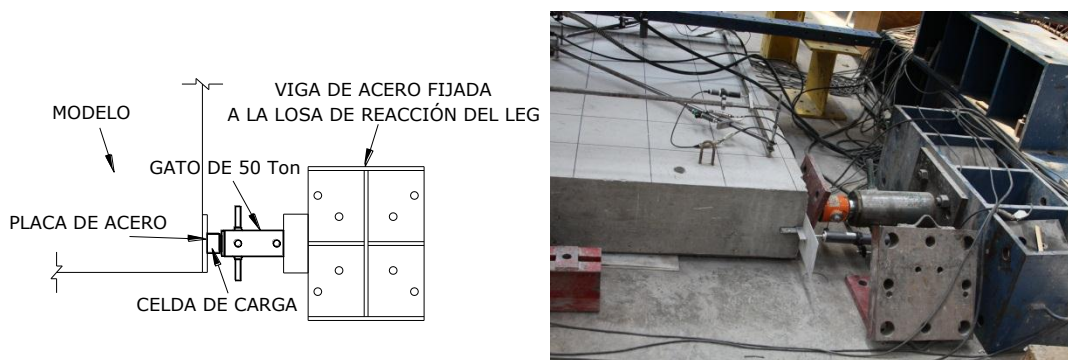


Figura 2.19 Dispositivo de aplicación de carga lateral.

Para la aplicación de la carga vertical fue necesario armar un marco de carga con ayuda de una viga de acero de 6 m de longitud, montada sobre las dos vigas donde se aplicaba la carga lateral, ambas fueron sujetadas a la losa de reacción del LEG y la viga montada sobre ellas se sujetó con tornillos de (1)'' de diámetro, Figura 2.20.

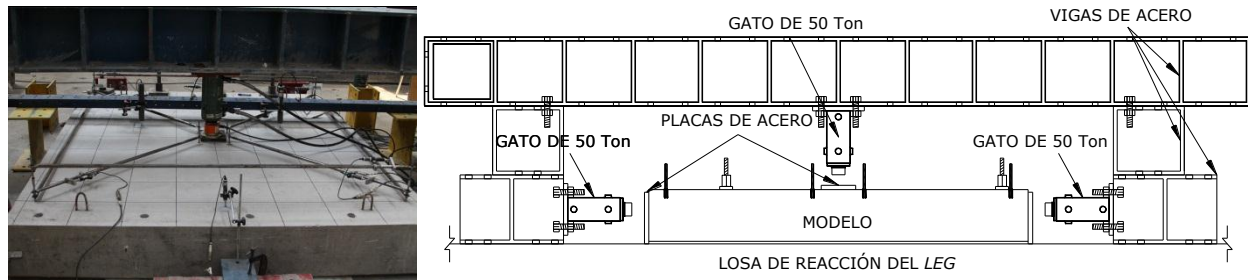


Figura 2.20 Dispositivo de aplicación de carga vertical y lateral

Todos los equipos e instrumentos se conectaron por medio de cables a una caja de switches, asignándole un número, o canal de lectura, a cada aparato para tener un mejor control del monitoreo del comportamiento de la losa de acuerdo a lo registrado por cada dispositivo. La caja a su vez fue conectada al recolector de la información (data logger TDS -301). La información de todos los aparatos fue leída y almacenada a través de un dispositivo de adquisición de información conectado a una computadora (Flores et al, 2000), como se ve en la Figura.2. 21.



Figura 2.21 Fotografía del dispositivo de instrumentación

## 2.5 Historia de carga de la prueba a flexión-cortante

La historia de carga para la prueba por *flexión-cortante*, fue cíclica reversible en el plano, y cíclica no reversible fuera de este (semiciclos de amplitud máxima de 2.0 ton); todos los niveles de carga, tanto verticales como horizontales, se le aplicaron, al menos, por dos ciclos a cada modelo. Primero se aplicó una carga vertical, es decir la carga perpendicular al plano de la losa de hasta 2.0 ton incrementándola en 0.5 ton, hasta llegar a las 2.0 ton, luego se bajó la carga con un decremento de 0.5 ton hasta llegar a 0.0 ton. Posteriormente se aplicaron los ciclos de carga lateral hasta llegar a 4.0 ton; nuevamente se aplicaron los dos ciclos de carga vertical y se reanudó la aplicación de carga lateral hasta llegar a 8.0 ton, que era la carga del agrietamiento esperado. El protocolo de la prueba se definió de modo que el parámetro de control de la misma fuera el nivel de carga aplicado en el modelo, hasta alcanzar el valor de carga correspondiente al

agrietamiento por flexión o por cortante. Independientemente de la condición mencionada, si antes de alcanzar la carga de agrietamiento se presentaba el desplazamiento lateral de 5.0 mm, la prueba sería entonces controlada por desplazamientos, como se observa en la Figura 2.22.

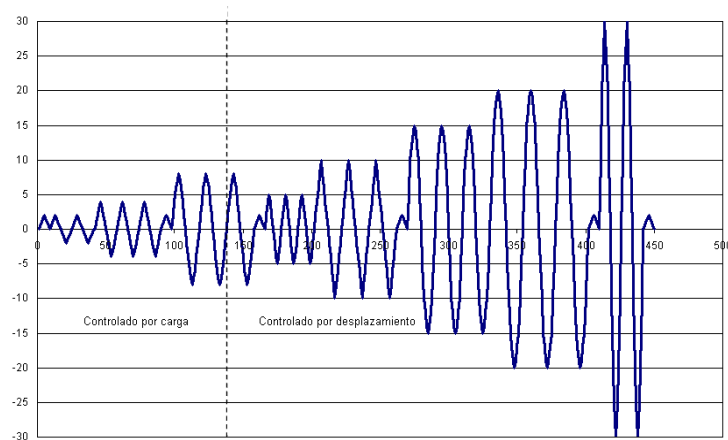


Figura 2.22 Representación gráfica de la historia de carga. (Prueba a flexión-cortante)

## 2.6 Dispositivos de carga e instrumentación prueba a cortante

La segunda serie de pruebas que se le realizó a cada modelo fue la denominada Prueba de *Cortante*, y se desarrolló de manera muy similar a la prueba de *flexión-cortante* ya que la manera de colocar la instrumentación y la forma de sujeción a la losa de reacción del LEG-CENAPRED no varió, el único cambio sustancial que sufrieron los modelos fue la reducción del claro de cortante, es decir, la modificación del punto de aplicación de la carga, la propia historia de carga, y el marco de carga utilizado para suministrarla. Esta segunda prueba se realizó debido a que en las pruebas de la primera serie (*flexión-cortante*) la forma dominante de falla fue flexión.

La finalidad de las pruebas de *cortante* fue hacer fallar a los elementos por tensión diagonal, con este propósito se hizo una reducción en la relación de claro de cortante a peralte del elemento, obligando así a una falla por cortante.

Para tal fin fue necesario modificar el marco de carga, se tuvo que colocar una viga de acero para aplicación de la carga lateral a cada modelo y se fijó a 1.2 m medido desde el extremo donde había sido anclado cada modelo a la losa de reacción del LEG-CENAPRED, reduciendo el claro de cortante de 2.1 m a 1.2 m, y la relación de claro de corte a peralte del elemento de prueba de 1.0 para las pruebas de *flexión-cortante*, a 0.57 para las pruebas de *cortante*. Para esto se aplicó una capa de mortero de 1.5 cm entre la viga de acero y los modelos, lo anterior con el fin de mejorar la fricción entre las superficies que estaban en contacto y así reducir el posible deslizamiento. Además, para poder fijar la viga de acero fue necesario hacer 8 perforaciones a los modelos, colocando previamente la viga sobre los elementos y marcando el lugar donde debían hacerse las perforaciones, ya que la viga de acero cuenta con agujeros. Esta viga fue fijada con 8 tornillos de 1(1/2)" de diámetro, con sus respectivas rondanas y tuercas, como se muestra en un corte esquemático en la Figura 2.23.

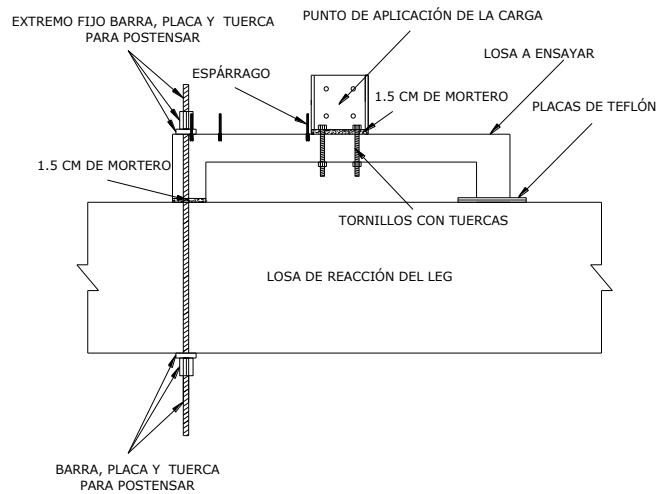


Figura 2.23 Corte longitudinal de los modelos pruebas a cortante

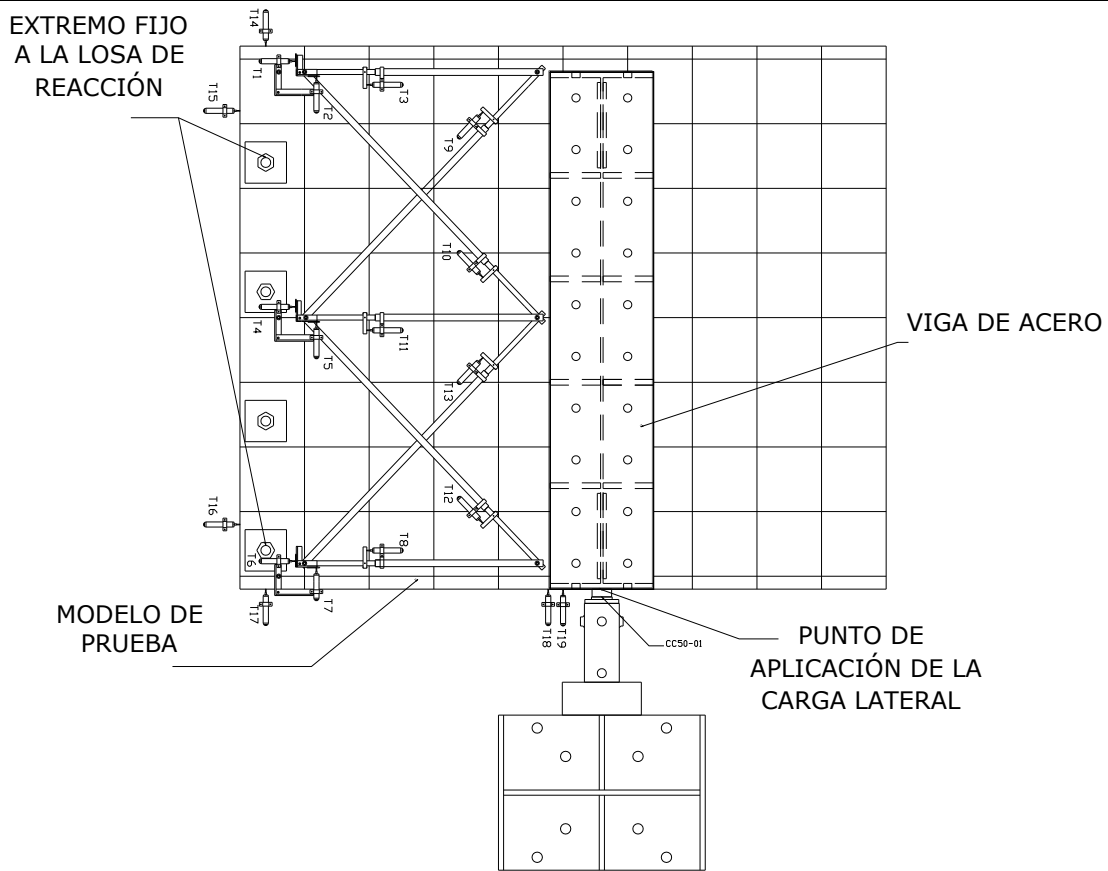
Del mismo modo que en las pruebas por *flexión-cortante* la instrumentación en las pruebas por *cortante* se fijó sobre tubos, ángulos y también se colocó en el exterior de los modelos. Se utilizaron siete transductores de 25 mm (con nominación dentro del proceso de prueba T3, T8, T9, T10, T11, T12 y T13) para registrar los desplazamientos relativos entre distintos puntos dentro de los modelos debido al agrietamiento que estos sufrían al aplicarles la carga.

Seis transductores más de 25 mm (con nominación dentro del proceso de prueba T1, T2, T4, T5, T6 y T7) fueron colocados sobre ángulos con el fin de medir únicamente el desplazamiento relativo entre los puntos correspondientes a los espárragos entre el panel que conforma la losa del modelo y la viga de fijación con la losa de reacción del LEG-CENAPRED.

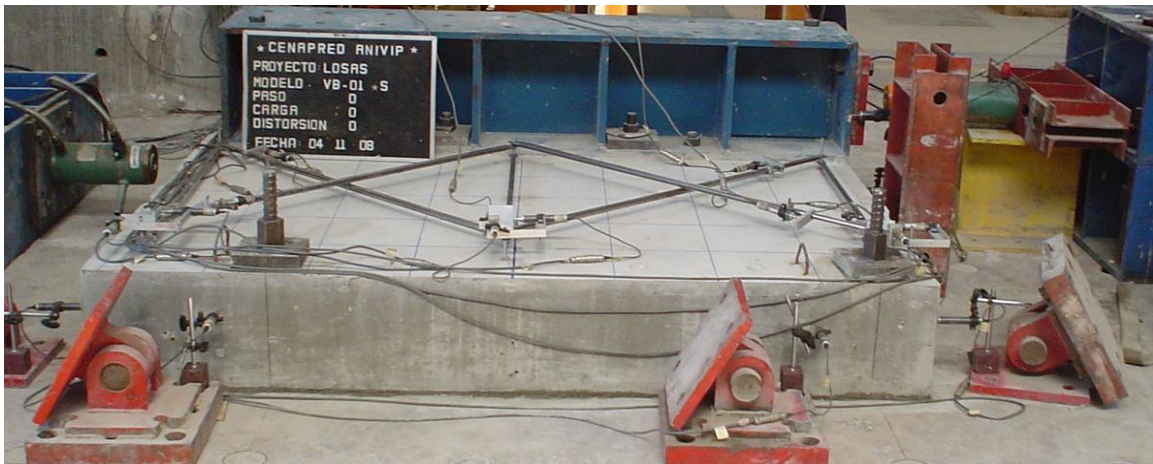
Finalmente, cuatro transductores de 25 mm (con nominación dentro del proceso de prueba T14, T15, T16 y T17) fueron colocados en la parte donde fue postensada la losa para poder medir el posible deslizamiento de los modelos y rotación que pudieran tener a la hora de aplicarles la carga. Dos transductores de 50 mm (con nominación T18 y T19) fueron colocados, uno sobre la losa y otro sobre la viga de acero con el fin de poder medir los desplazamientos totales de los modelos, todo el esquema de la instrumentación y los dispositivo para la aplicación de las cargas laterales en los modelos se ejemplifica en las Figuras 2.24 y 2.25.

Para poder registrar la carga lateral que se les suministró a los modelos se utilizó una celda de carga de 50 ton, así como un gato hidráulico de acción simple de 50 ton de capacidad máxima ver Figura 2.26.

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**



*Figura 2.24 Representación esquemática del aparato de carga e instrumentación prueba a cortante*



*Figura 2.25 Vista lateral de los modelos pruebas a cortante*



Figura 2.26 Vista en planta de los modelos pruebas a cortante

## 2.7 Historia de carga prueba a *cortante*

La historia de carga para la prueba por *cortante*, fue cíclica no reversible con niveles de carga lateral creciente, y aplicada únicamente en el plano. De la misma forma que en la prueba por *flexión-cortante* los primeros ciclos fueron controlados por carga y al llegar a 5 mm de desplazamiento lateral absoluto la prueba se controló por desplazamiento.

En esta prueba nunca se interrumpió la aplicación de la carga lateral, ya que en esta no se hizo ningún ciclo de carga vertical, debido a que los modelos ya presentaban daño y los datos obtenidos con la aplicación de la carga vertical hubieran sido erróneos, la historia de carga se puede ver en la gráfica siguiente ver Figura 2.27.

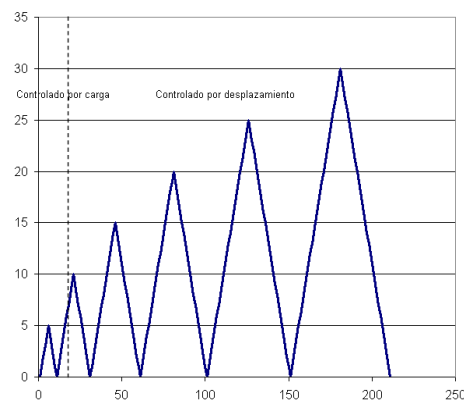


Figura 2.27 Representación gráfica de la historia de carga. (Prueba a *cortante*).

### CAPÍTULO 3

#### REVISIÓN ANALÍTICA DE LOS PARÁMETROS DE COMPORTAMIENTO DEL SISTEMA

Debido a la poca información sobre estructuras diseñadas a base de este tipo de sistema de piso, no es posible, por el momento, hacer recomendaciones contundentes para el cálculo y diseño adecuado de las mismas. Sin embargo, hay recomendaciones dentro de la normatividad actual para estructuras de concreto reforzado que pueden adecuarse para lograr una buena aproximación del comportamiento y, por lo tanto, del diseño de sistemas de piso con elementos parcialmente prefabricados como son los construidos con vigueta y bovedilla.

La Norma Mexicana NMX-C-406-1997-ONNCCE, relativa a los componentes de sistemas de piso a base de vigueta y bovedilla, establece algunos lineamientos y recomendaciones que el fabricante deberá cumplir y, a su vez, transmitir al usuario del sistema, pero no da recomendaciones sobre los procedimientos de análisis y la filosofía de diseño de estructuras de concreto donde se contemple el uso de este tipo de sistema de piso.

Por otra parte, tampoco se tiene certidumbre sobre aspectos como los que se enumeran enseguida:

- 1) No se sabe con certeza si la orientación de la vigueta influye en el comportamiento del sistema de piso como diafragma rígido.
- 2) No se cuenta con información contundente sobre si el peralte mínimo de la capa de compresión es el adecuado para lograr dicho comportamiento (diafragma rígido), y, además.
- 3) No se conoce con claridad si los diferentes procedimientos para anclar las viguetas en los elementos portantes, logran emular adecuadamente la unión de losa maciza con trabe de marco, o la dala de cerramiento en muro.

Otros de los aspectos que resultan inciertos ante el uso del sistema de vigueta y bovedilla son, por ejemplo, que si la utilización de bovedilla de diferentes tipos y materiales puede generar diferencias significativas en el comportamiento global del sistema, y también se desconoce cuantitativamente cual es la contribución estructural de la bovedilla.

En relación con otro de los temas con mayor incertidumbre, como es el peralte necesario de la capa o losa de compresión, existe un procedimiento para verificar que la capa de compresión es del espesor adecuado. Ya que por el momento se tiene que cumplir con lo establecido en las Normas Técnicas Complementarias para Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto del Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal, que indican:

#### ***1.42. Efectos de esbeltez***

*“la rigidez de cada diafragma horizontal (losa, etc.) a los que llega la columna, no debe ser menor que diez veces la rigidez del entrepiso del marco al que pertenece la columna en estudio. La rigidez de un diafragma horizontal con relación a un eje de columnas se define como la fuerza que debe aplicarse en el eje en cuestión para producir una flecha unitaria sobre dicho eje,*



---

---

*estando el diafragma libremente apoyado en los elementos que dan restricción lateral (muros contravientos etc.)”*

### **6.6.3 Espesor mínimo del firme**

*El espesor mínimo del firme no será menor que 60 mm, si el claro mayor de los tableros es de 6 m o más. En ningún caso será menor que 30 mm.*

La revisión crítica de la información recabada producto del estudio experimental que da lugar al presente trabajo, tiene la intención de dilucidar algunas de las dudas o aspectos críticos que se mencionan en los párrafos anteriores.

### **3.1 Cargas laterales en las pruebas a flexión-cortante.**

La aplicación de cargas laterales a los modelos en este patrón de prueba tuvo la intención de representar los elementos mecánicos a los que se vería sometida una losa considerada como diafragma rígido durante la ocurrencia de un sismo. La carga se aplicó en el extremo contrario de donde fue anclado cada modelo a la losa de reacción del LEG del CENAPRED, como se ve en la Figura 3.1. El protocolo de carga contemplaba que ésta fuera cíclica reversible, como ya se ha mencionado, de modo que con la aplicación de este patrón es posible conocer la rigidez en el plano de cada modelo, parámetro que se trata de relacionar con el concepto de diafragma rígido, y al aplicar la carga con un carácter de reversible permitirá identificar una posible tendencia de degradación de los índices de comportamiento mecánico y dinámico del sistema de piso. Debido a que los primeros ciclos de carga se mantuvieron dentro del intervalo lineal de comportamiento, los valores de rigidez obtenidos durante esta parte del proceso de carga, para cada modelo, resultan directamente comparables entre ellos. Posteriormente se pudo conocer la degradación de la rigidez en el plano debida a un incremento de la demanda de fuerza lateral o a una mayor demanda de desplazamiento relativo en el sistema de piso, éste último aspecto puede presentarse en función del nivel de desacoplamiento que se tenga en los sistemas estructurales que contribuyen a resistir las fuerzas laterales generadas por sismo. Ésta degradación de rigidez es producto de la aparición de grietas, tanto de tensión por flexión, como de tensión diagonal por cortante, en los modelos y con ellas una redistribución de esfuerzos.



*Figura 3.1 Aplicación de carga lateral a los modelos pruebas a Flexión-cortante*

### 3.2 Procedimiento para revisar la resistencia a flexión del sistema de piso ante cargas en su plano

Independientemente de que no existe una propuesta de procedimiento para determinar la resistencia a flexión en el plano de las losas, en el presente trabajo se propone que se calcule considerando la losa como un panel de muro, utilizando el Reglamento de Construcciones para el Distrito Federal (RCDF) y las Normas Técnicas Complementarias para el Diseño y Construcción de Estructuras de Concreto (NTC-C).

Así la expresión para determinar la resistencia última a flexión en muros de concreto es:

$$M_R = F_R A_s f_y Z \quad (3.1)$$

Dónde:

$F_R$ = Factor de reducción de resistencia (el cual se tomará como unitario ya que este trabajo es experimental y se conocen los valores geométricos del sistema y mecánicos de los materiales).

$A_s$ = Área de acero longitudinal en tensión, para el caso de la losa, el acero perpendicular a la dirección de aplicación de la carga.

$f_y$ = Esfuerzo de fluencia del acero (4200 kg/cm<sup>2</sup>) para la losa maciza y (5600 kg/cm<sup>2</sup>) para las prefabricadas.

$Z$ = Brazo del par interno, el cual se obtuvo de la siguiente forma:

$$\begin{aligned} Z &= 1.2H_m && \text{si } \frac{H_m}{L} \leq 0.5 \\ Z &= 0.4 \left( 1 + \frac{H_m}{L} \right) L && \text{si } 0.5 < \frac{H_m}{L} < 1 \\ Z &= 0.8L && \text{si } 1 \leq \frac{H_m}{L} \end{aligned} \quad (3.2)$$

Dónde:

$H_m$ = Altura del muro (NTC) y para este trabajo el largo total de la losa, para las pruebas de flexión- cortante (230 cm)

$L$ =Ancho del muro (NTC) de la misma forma para este trabajo es el ancho de la losa (210 cm)

El cortante asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad (3.3)$$

La expresión para determinar el momento resistente al agrietamiento se consideró como:

$$M_{ag} = 2.0 \sqrt{f'c} \frac{tL^2}{6} \text{ Para concreto clase 1} \quad (3.4)$$

Con base en la expresión anterior se pudo determinar el valor de la fuerza cortante asociada a la resistencia al agrietamiento por flexión, de la siguiente manera:

$$V_{ag} = \frac{M_{ag}}{H_m} \quad (3.5)$$

Con objeto de identificar cual mecanismo será el dominante en el proceso de falla del elemento, se calcula también la resistencia a cortante del elemento partiendo de la propuesta para determinar la resistencia de muros de concreto reforzado con la misma NTC–RCDF. En ella existen dos expresiones para determinar la resistencia a cortante para diferentes estados límite: el agrietamiento por tensión diagonal y la resistencia última considerando la contribución del acero de refuerzo en el panel de losa. De modo que se pueden definir las siguientes variables:

$V_{cR}$  : Resistencia cortante al agrietamiento por tensión diagonal del concreto.  
 $V_s$ : Contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento.

A partir de la cuales se determina la resistencia última del elemento por medio de la suma de  $V_{cR}$  y  $V_s$ , considerando que la primera es la contribución del concreto y la segunda es la contribución del acero de refuerzo a la resistencia última  $V_u$ , quedando la expresión:

$$V_u = V_{cR} + V_s \quad (3.6)$$

Así, la expresión para determinar el valor de  $V_{cR}$ , que se considera igual a la fuerza cortante que toma el concreto de la losa, se calcula con las expresiones que se muestran enseguida:

$$\text{Si } \frac{H_m}{L} \leq 1.5 \quad V_{cR} = 0.85 F_R \sqrt{f^* c} t L \quad (3.7)$$

$$\text{Si } \frac{H_m}{L} \geq 2 \text{ y la cuantía de acero } \rho < 0.015 \quad V_{cR} = 0.3 F_R t L (0.2 + 20\rho) \sqrt{f^* c} \quad (3.8)$$

$$\text{si la cuantía de acero } \rho \geq 0.015 \quad V_{cR} = 0.5 F_R t L \sqrt{f^* c} \quad (3.9)$$

De la misma manera, la expresión para determinar el valor de  $V_s$ , que se considera igual a la fuerza cortante que deberá tomar el acero de refuerzo de la losa, está dada por:

$$V_s = F_R \rho_m f_y A_{cm} \quad (3.10)$$

Dónde:

$F_R$ = Factor de resistencia a cortante, que se considerará igual a la unidad.

$A_{cm}$ = Área bruta de la sección de concreto comprendida por el espesor de la losa y la longitud de la sección en la dirección de la fuerza cortante de diseño.

$\rho_m$ = Cuantía de refuerzo “horizontal” del panel, en este caso es la cuantía orientada en el sentido de aplicación de la carga (fuerza cortante incidente).

$$\rho_m = \frac{A_{vm}}{S_m t} \quad (3.11)$$

Siendo:

$S_m$  = Separación del acero de refuerzo paralelo a la dirección de la carga.

$A_{vm} = E_s$  el área de acero de refuerzo paralela a la dirección de carga con una separación  $S_m$ .

$t$ = Peralte de la losa o capa de compresión

Ejemplo numérico del cálculo de las resistencias a flexión y cortante de los modelos de losa del presente trabajo.

Modelo de losa maciza (M\_03 LM)

Para revisar el momento resistente de la losa maciza (M\_03LM) se tiene lo siguiente:

Hipótesis:

Suponiendo una rotación como cuerpo rígido y considerando que la grieta máxima admisible es de 5 mm para un comportamiento predominantemente de flexión como se observa en la Figura 3.2. El acero de refuerzo en el panel de la losa que fluye, se determinó a partir de la deformación unitaria,  $\epsilon = d/L_d$  es decir, se dividió la deformación a la que estaba sujeta cada varilla, considerando los 5 mm de agrietamiento en un extremo, entre dos veces la longitud de desarrollo de las varillas para conocer el estado de esfuerzo al que se sometería a cada barra de acero para poder ser considerado en el cálculo del momento máximo resistente; para el caso de la losa maciza este acero tiene una resistencia a la fluencia nominal de  $f_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$ , con (3/8)" 0.952 mm de diámetro a cada 25 cm de separación en ambos sentidos, y una resistencia a compresión del concreto de  $f'_c = 250 \text{ kg/cm}^2$

El trabajo de la varilla en tensión estará circunscrito a una longitud igual a dos veces  $L_d$

Elongación de varilla  $d_i = 5 \left( \frac{L_i}{L} \right)$

Entonces:  $\epsilon_i = \frac{d_i}{2L_d}$

La geometría de los elementos estaba dada por las variables:

Largo de losa  $H_m = 230 \text{ cm}$

Ancho de losa  $L = 210 \text{ cm}$

Espesor de la losa  $t = 12 \text{ cm}$ ,

Por lo tanto:

$$\frac{H_m}{L} = \frac{230}{210} \quad \frac{H_m}{L} = 1.09 \quad \text{Como } \frac{H_m}{L} > 1$$

Entonces:  $Z = (0.8)(L)$ ;  $Z = (0.8)(210)$ ; Así se tiene que:  $Z = 168 \text{ cm}$

Para determinar el área de acero que fluye en la losa maciza  $A_{s\text{lmaz}}$ , se considera una longitud de desarrollo igual a:

$$L_{db} = \frac{a_s * f_y}{3c * \sqrt{f'_c}} \geq 0.11 \frac{d_b * f_y}{\sqrt{f'_c}} \tag{3.12}$$

$a_s$  = Área transversal de la barra

$c$  = Separación o recubrimiento; úsese el menor de los valores siguientes:

- 1) Distancia del centro de la barra a la superficie de concreto más próxima
- 2) La mitad de la separación entre centros de barras

$$L_{db} = \frac{0.712 \cdot 4200}{3 \cdot 2 \cdot \sqrt{250}} \geq 0.11 \frac{0.952 \cdot 4200}{\sqrt{250}} \quad L_{db} = 31.5 \geq 27.7$$

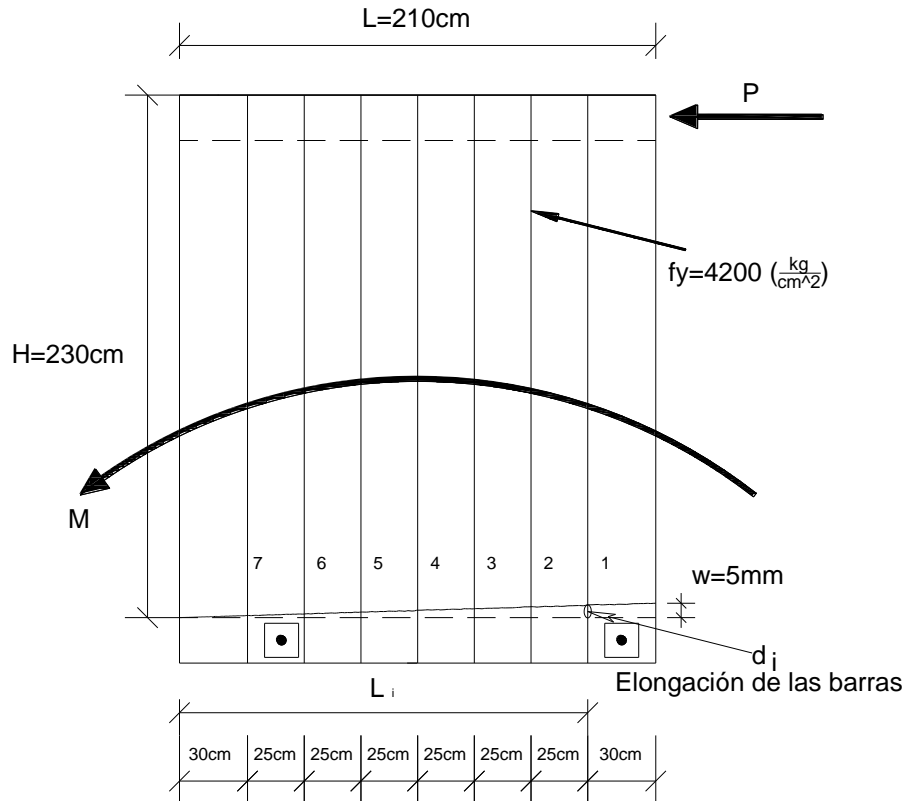


Figura 3.2 Rotación como cuerpo rígido para el modelo M\_03LM considerando una grieta de 5 mm

Para poder conocer la longitud de desarrollo se multiplicó a  $L_{db}$  por su correspondiente factor correctivo, mostrado en la tabla 5.1 de las NTC-C, factor = 0.8, por lo tanto:

$$L_d = 2(0.8 * L_{db}) \quad L_d = 2(0.8 * 31.5) \quad L_d = 50.4 \text{ cm}$$

Determinación del número de varillas que están fluyendo con una grieta de 5 mm, se revisó la barra número “7”, haciendo que la relación entre deformación de la barra “7” ( $d_7$ ) y la distancia del paño izquierdo de la losa hasta la barra “7” ( $L_i$ ) sea igual a la relación de los 5 mm de grieta entre la longitud total del modelo ( $L$ ).

$$\frac{d_7}{L_i} = \frac{0.5}{L} \quad \frac{d_7}{30} = \frac{0.5}{210} \quad \text{despejando } d_7$$

$$d_7 = 30 \left(\frac{0.5}{210}\right) = 0.0714 \text{ cm que es la deformación de la barra “7”}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Para encontrar la deformación unitaria ( $\varepsilon_7$ ) es necesario dividir la deformación de la barra entre dos veces su longitud de desarrollo

$$\varepsilon_7 = \frac{d_7}{2L_d}; \quad \varepsilon_7 = \frac{0.0714}{50.4} = 0.0014$$

ya que  $\varepsilon_s = 0.002$  (para acero con  $f_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$ )  $> \varepsilon_7 = 0.0014$  la barra "7" no fluye,

Siguiendo los mismos pasos para la barra "6" se encontró.

$$d_6 = 55 \left( \frac{0.5}{210} \right) = 0.131 \text{ cm}$$

$$\varepsilon_6 = \frac{0.131}{50.4} = 0.0025 \text{ ya que } \varepsilon_6 = 0.0025 > \varepsilon_{\text{fluencia}} = 0.002 \text{ la barra "6" fluye}$$

Por lo tanto son 6 el número de varillas que están fluyendo, considerando esa longitud de desarrollo, con lo cual se obtuvo un área de acero de:

$$A_{s\text{lmaz}} = \frac{6 \left( \frac{3 \times 2.54}{8} \right)^2 \pi}{4} \quad A_{s\text{lmaz}} = 4.27 \text{ (cm}^2\text{)}$$

Para revisar el momento resistente:

$$M_R = F_R A_s f_y Z \quad M_R = 1 * 4.27 * 4200 * 168 \quad M_R = 3016682.97 \text{ (kg cm)}$$

$$M_R = 30.16 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{30.16}{2.3} \quad V_R = 13.11 \text{ (ton)}$$

Para calcular el momento resistente de agrietamiento se tiene lo siguiente:

$$M_{ag} = 2\sqrt{f'c} \frac{tL^2}{6} \quad M_{ag} = 2\sqrt{250} \frac{12 * 210^2}{6} \quad M_{ag} = 2789128.8 \text{ (kg cm)}$$

$$M_{ag} = 27.8 \text{ (ton m)}$$

Para obtener el valor de cortante asociado al agrietamiento por flexión se tiene:

$$V_{ag} = \frac{M_{ag}}{H_m} \quad V_{ag} = \frac{27.8}{2.30} \quad V_{ag} = 12.08 \text{ (ton)}$$

La revisión de la resistencia al agrietamiento de tensión diagonal por cortante del concreto para el modelo M\_03LM, losa maciza.

$$V_{CR} = 0.85F_R\sqrt{f^*c} t L; V_{CR} = 0.85 * 1 * \sqrt{0.8 * 250} * 12 * 210 ; V_{CR} = 30292.45 \text{ (kg)}$$

$$V_{CR} = 30.29 \text{ (ton)}$$

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 5 mm. Ya que el modelo tienen la misma cantidad de acero repartido a lo largo y ancho de ellos, ahora al considerar una grieta de 5 mm, con un ángulo de 45°, como se ve en la Figura 3.5, nuevamente son 6 el número de varillas que fluyen, con lo cual se obtiene un área de acero de:

$$A_{slmaz} = 4.27 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_s = F_R A_s f_y$$

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{CR} \quad V_u = 1 * 4.27 * 4200 + 30292.5 \quad V_u = 48226.5 \text{ (kg)}$$

$$V_u = 48.2 \text{ (ton)}$$

La cuantía de refuerzo en el panel de losa para solventar la demanda a la resistencia última de cortante, considerando todo el acero se calculó con:

$$\rho_m = \frac{A_{vmtotal}}{Lt} \quad \rho_m = \frac{7\left(\frac{3*2.54}{8}\right)^2 * \pi}{210*12} \quad \rho_m = 0.00198$$

$$\text{Con } A_{cm} = t L \quad A_{cm} = 12 * 210 \quad A_{cm} = 2520 \text{ (cm}^2\text{)}$$

La revisión de la carga asociada a la resistencia última de cortante cuando todo el acero de refuerzo paralelo a la carga se encuentra fluyendo en el elemento se calculó con:

$$V_u = F_R \rho_m f_y A_{cm} + V_{CR} \quad V_u = 1 * 0.00198 * 4200 * 2520 + 30292.5$$

$$V_u = 51241.7 \text{ (kg)} \quad V_u = 51.2 \text{ (ton)}$$

Revisión de los modelos de losa a base de vigueta y bovedilla (modelos M\_01, M\_02, M\_05, M\_06 y M\_07):

Las características de estos modelos es que tienen varillas de 3.4 mm de diámetro (alambre calibre # 10) a cada 15 cm de separación en todo lo largo y ancho del panel, además cuentan con 2 varillas de (3/8)" o 0.952 mm de diámetro en cada extremo del modelo, como se puede ver en la Figura 3.3, y se ha mencionado tienen la función de servir para sostener las viguetas y las bovedillas, según sea el caso, el parámetro que cambia significativamente es el valor del peralte "t" de la losa o capa de compresión, que para los modelos de vigueta y bovedilla es de 4.5 cm, omitiendo la parte de la cuñas de concreto en la vecindad de las viguetas.

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Las propiedades mecánicas de los materiales son  $f_y=5600 \text{ kg/cm}^2$  y  $f_y=4200 \text{ kg/cm}^2$  para el acero de refuerzo respectivamente, y  $f'_c=250 \text{ kg/cm}^2$  para el concreto de la losa de compresión.

Considerando las mismas hipótesis que en la losa maciza.

Se tienen los siguientes datos; tomando en cuenta la malla de refuerzo en la losa o capa de compresión, y que también se consideran 5 mm de grieta para un mecanismo predominante por flexión,-tomando una longitud de desarrollo igual a:

$$L_{db} = \frac{0.09079 \cdot 5600}{3 \cdot 2 \cdot \sqrt{250}} \geq 0.11 \frac{0.34 \cdot 5600}{\sqrt{250}} \quad L_{db} = 5.36 \leq 13.24$$

Para poder conocer la longitud de desarrollo se multiplica a  $L_{db}$  por su correspondiente factor correctivo, mostrado en la tabla 5.1 de las NTC-C, factor =  $(2 - \frac{4200}{f_y})$ , por lo tanto:

$$\text{factor} = 2 - \frac{4200}{5600} \quad \text{factor} = 1.25$$

$$L_d = 2(1.25 \cdot L_{db}) \quad L_d = 2(1.25 \cdot 13.24) \quad L_d = 33.1 \text{ (cm)}$$

Determinación del número de varillas que están fluyendo con una grieta de 5 mm, revisando primero la barra número "13", haciendo que la relación entre deformación de la barra "13" ( $d_{13}$ ) y la distancia del paño izquierdo de la losa hasta la barra "13" ( $L_i$ ) sea igual a la relación de los 5 mm de grieta entre la longitud total del modelo (L).

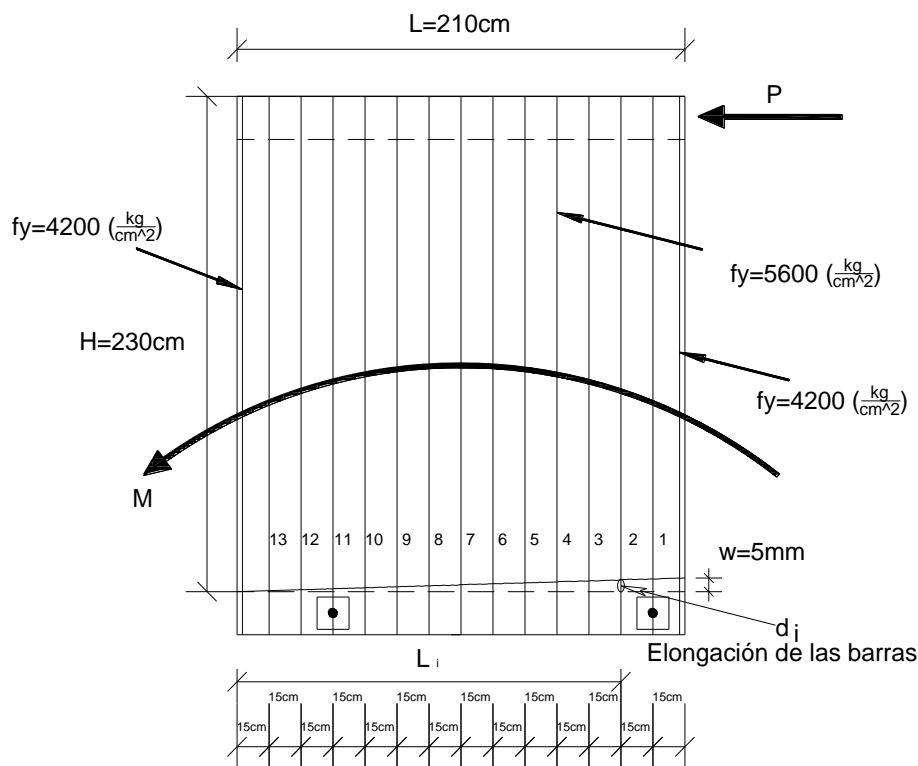


Figura 3.3 Rotación como cuerpo rígido para los modelos prefabricados considerando una grieta de 5 mm



$$\frac{d_{13}}{15} = \frac{0.5}{210} \quad \text{despejando a } d_{13}$$

$$d_{13} = 15 \left( \frac{0.5}{210} \right) = 0.0357 \text{ cm que es la deformación de la barra "13"}$$

Para encontrar la deformación unitaria ( $\epsilon_{13}$ ) es necesario dividir la deformación de la barra ( $d_{13}$ ) entre dos veces su longitud de desarrollo

$$\epsilon_{13} = \frac{d_{13}}{2L_d}$$

$$\epsilon_{13} = \frac{0.0357}{33.1} = 0.00107$$

ya que  $\epsilon_{fluencia} = 0.0026$  (por tratarse de acero con  $f_y = 5600 \text{ kg/cm}^2$ )  $> \epsilon_{13} = 0.00107$  la barra "13" no fluye.

Revisando la fluencia de la barra "12"

$$d_{12} = 30 \left( \frac{0.5}{210} \right) = 0.0714 \text{ (cm)}$$

$$\epsilon_{12} = \frac{0.0174}{33.1} = 0.00215 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la fluencia de la barra "11"

$$d_{11} = 45 \left( \frac{0.5}{210} \right) = 0.107 \text{ (cm)}$$

$$\epsilon_{11} = \frac{0.107}{33.1} = 0.0032 \quad \text{fluye}$$

Ya que  $\epsilon_{11} = 0.0032 > \epsilon_{fluencia}$  son 11 el número de varillas que están fluyendo, considerando esa longitud de desarrollo

La geometría en el plano del panel de los modelos es igual a la losa maciza:

$$H_m = 230 \text{ cm} \quad L = 210 \text{ cm}$$

Tomando en cuenta que el refuerzo real en los modelos de vigueta y bovedilla consiste en la malla electrosoldada y las varillas de (3/8)" a los lados de la losa, el área de acero de los modelos está dada por la suma de estos aceros, el acero que fluye es de 11 varillas de 3.4 mm de diámetro y 2 varillas de (3/8)" por lo tanto:

$$A_{sIVB} = \frac{11(0.34)^2\pi}{4} \quad \text{más el aporte de las dos varillas de (3/8)" } \quad A_{sIVB} = \frac{2\left(\frac{3 \times 2.54}{8}\right)^2\pi}{4}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

$$A_{sIVB} = 0.998 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$A_{sIVB} = 1.42 \text{ (cm}^2\text{)}$$

Para la revisión del momento resistente se consideró el aporte de los dos aceros:

$$M_{R1} = F_R A_s f_y Z; \quad M_{R1} = 1 * 0.998 * 5600 * 168 \quad M_{R1} = 938918.4 \text{ (kg cm)}$$

$$M_{R1} = 9.38 \text{ (ton m)}$$

$$M_{R2} = 1 * 1.42 * 4200 * 168 \quad M_{R2} = 1001952 \text{ (kg cm)} \quad M_{R2} = 10.01 \text{ (ton m)}$$

Por lo tanto el momento resistente es igual a la suma de  $M_{R1} + M_{R2}$

$$M_R = 9.38 + 10.01 \quad M_R = 19.39 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{19.39}{2.3} \quad V_R = 8.4 \text{ (ton)}$$

Para calcular el momento resistente al agrietamiento se tiene:

$$M_{ag} = 2\sqrt{250} \frac{4.5 * 210^2}{6} \quad M_{ag} = 1045923.3 \text{ (kg cm)} \quad M_{ag} = 10.4 \text{ (ton m)}$$

Para obtener el valor de fuerza cortante asociado al fenómeno de agrietamiento de tensión por flexión, se tiene:

$$V_{ag} = \frac{10.4}{2.30} \quad V_{ag} = 4.5 \text{ (ton)}$$

Para revisar la resistencia a cortante del elemento, se evalúa la contribución a la resistencia a cortante del concreto, para las losas de vigueta y bovedilla se consideró:

$$V_{cR} = 0.85 * 1 * \sqrt{0.8 * 250} * 4.5 * 210 \quad V_{cR} = 11359.6 \text{ (kg)} \quad V_{cR} = 11.36 \text{ (ton)}$$

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 5 mm ver Figura 3.6, son 11 el número de varillas que fluyen, con lo cual se obtiene un área de acero de:

$$A_{sVB} = 0.998 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_s = F_R A_s f_y$$

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{cR} \quad V_u = 1 * 0.998 * 5600 + 11359.6 \quad V_u = 16948.4 \text{ (kg)}$$

$$V_u = 16.9 \text{ (ton)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

La revisión de la carga asociada a la resistencia última de cortante cuando todo el acero de refuerzo paralelo a la carga se encuentra fluyendo en el elemento se calculó con:

$$\rho_{m1} = \frac{13 \left( \frac{0.34^2 \cdot \pi}{4} \right)}{210 \cdot 4.5} \quad \rho_{m1} = 0.00125$$

$$A_{cm} = t L \quad A_{cm} = 4.5 \cdot 210 \quad A_{cm} = 945 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_s = F_R \rho_m f_y A_{cm} \quad V_s = 1 \cdot 0.00125 \cdot 5600 \cdot 945 \quad V_s = 6615 \text{ (kg)} \quad V_s = 6.6 \text{ (ton)}$$

Por lo tanto el cortante resistente es igual a:

$$V_u = V_s + V_{CR} \quad V_u = 6.6 + 11.36 \quad V_u = 17.96 \text{ (ton)}$$

Modelo M\_04 de losa a base de vigueta y bovedilla, éste modelo no contaba con las nervaduras laterales, es decir, no tenía las dos varillas en cada extremo de la losa ver Figura 2.6, por lo tanto solo se considera el acero de la malla electrosoldada para la revisión del cálculo de la resistencia como se observa en la Figura 3.4, los valores de  $V_{ag}$ ,  $V_{CR}$  y  $V_u$  son los mismos que para los otros modelos.

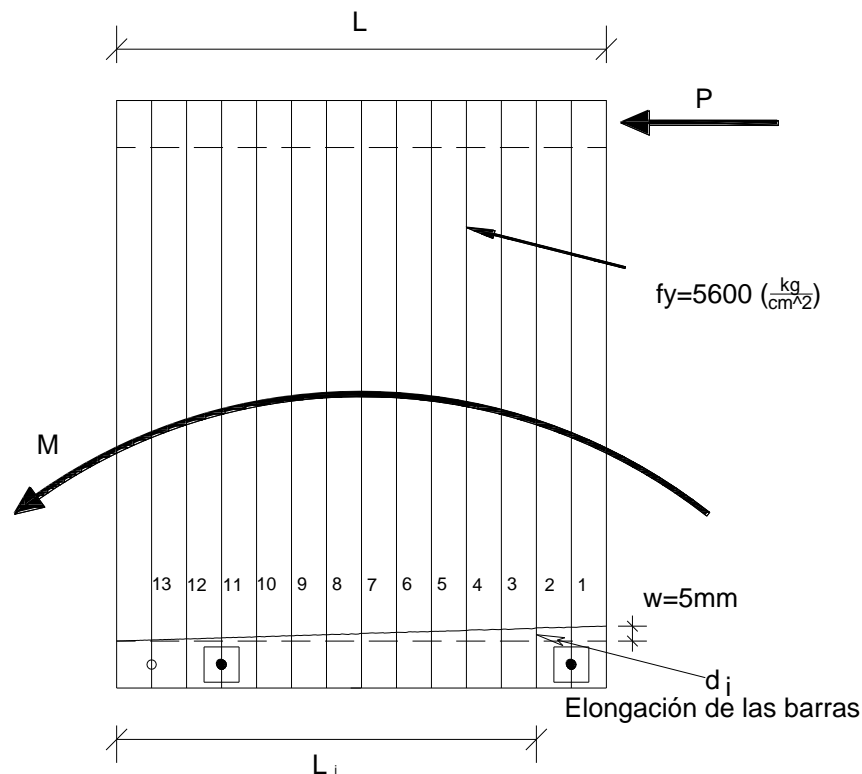


Figura 3.4 Para la revisión de resistencia en el modelo M\_04 solo se considera la malla electrosoldada

Tomando el aporte de solo 11 barras que fluyen se obtiene:

$$A_{sIVB} = 0.998 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$M_R = 0.998 * 5600 * 168 \quad M_R = 938918.4 \text{ (kg cm)} \quad M_R = 9.3 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{9.3}{2.3} \quad V_R = 4.04 \text{ (ton)}$$

Considerando ahora que la grieta máxima admisible es de 2 mm en la losa maciza (M\_03LM) para un comportamiento predominantemente de tensión diagonal como el mostrado en la Figura 3.5, los valores de  $V_{ag}$  y  $V_{cR}$  son los mismos que cuando se consideró una grieta de 5 mm.

El acero de refuerzo en el panel de la losa maciza que fluye para ser considerado en el la revisión del momento máximo resistente, tomando una longitud de desarrollo igual a la calculada para una grieta de 5 mm igual a  $L_d = 50.4 \text{ (cm)}$ , se determinó con:

$$\frac{d_7}{L_i} = \frac{0.2}{L} \quad \frac{d_7}{30} = \frac{0.2}{210} \text{ despejando } d_7$$

$$d_7 = 30 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.0285 \text{ cm que es la deformación de la barra "7"}$$

Para encontrar la deformación unitaria ( $\varepsilon_7$ ) es necesario dividir la deformación de la barra entre dos veces su longitud de desarrollo

$$\varepsilon_7 = \frac{d_7}{2L_d}; \quad \varepsilon_7 = \frac{0.0285}{50.4} = 0.00005$$

ya que  $\varepsilon_{fluencia} = 0.002$  (para acero con  $f_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$ )  $> \varepsilon_7 = 0.00005$  la barra "7" no fluye.

Siguiendo los mismos pasos para la barra "6" se encontró.

$$d_6 = 55 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.052 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_6 = \frac{0.052}{50.4} = 0.0010 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra "5":

$$d_5 = 70 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.066 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_5 = \frac{0.066}{50.4} = 0.0013 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra “4”:

$$d_4 = 95 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.090 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_4 = \frac{0.090}{50.4} = 0.00179 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra “3”:

$$d_3 = 120 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.114 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_3 = \frac{0.114}{50.4} = 0.0022 \quad \text{fluye}$$

Ya que  $\varepsilon_3 = 0.0022 > \varepsilon_{fluencia}$  son 3 el número de varillas que están fluyendo, el área de acero que fluye se determinó con:

$$A_{stmaz} = \frac{3 \left( \frac{3 \cdot 2.54}{8} \right)^2 \pi}{4} \quad A_{stmaz} = 2.13 \text{ (cm}^2\text{)}$$

La revisión del momento máximo resistente

$$M_R = 1 * 2.13 * 4200 * 168 \quad M_R = 1508341.4 \text{ (kg cm)} \quad M_R = 15.08 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{15.08}{2.3} \quad V_R = 6.55 \text{ (ton)}$$

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 2 mm ver Figura 3.5, son 3 el número de varillas que fluyen, con lo cual obtenemos un  $V_u$

$$V_s = F_R A_s f_y$$

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{cR} \quad V_u = 1 * 2.13 * 4200 + 30292.5 \quad V_u = 39238.5 \text{ (kg)}$$

$$V_u = 39.2 \text{ (ton)}$$

Considerando las mismas hipótesis que en la losa maciza la revisión de las losas a base de viga y bovedilla (modelos M\_01, M\_02, M\_04, M\_05, M\_06 y M\_07) ejemplificados en la Figura 3.6, los valores de  $V_{ag}$ ,  $V_{cR}$  y  $V_u$  son los mismos que cuando se consideró una grieta de 5 mm.

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

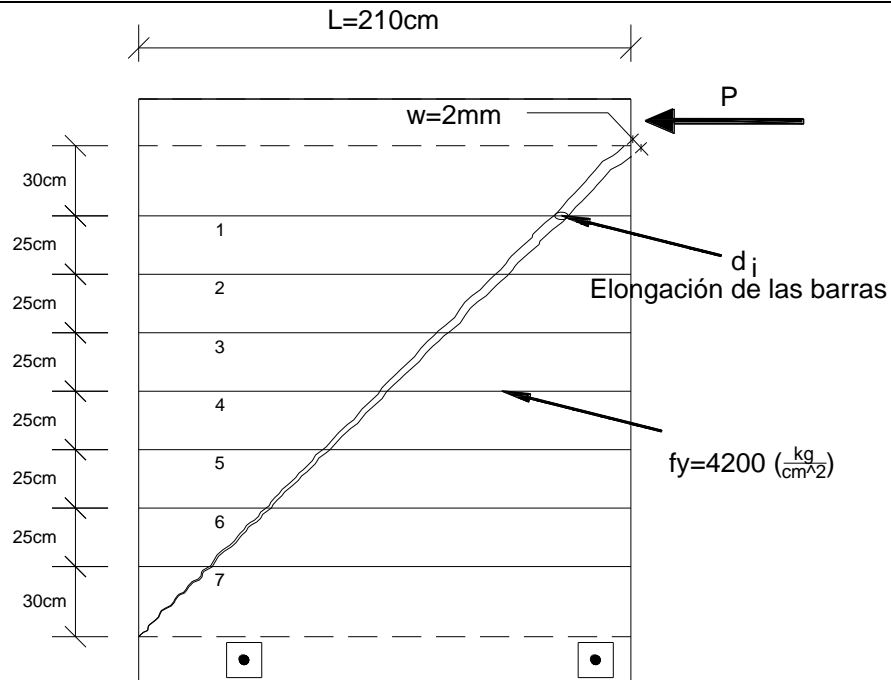


Figura 3.5 Considerando un mecanismo de falla por tensión diagonal por cortante para el modelo M\_03LM con 2 mm de grieta

Para poder hacer la revisión del momento resistente se determinó primero el número de varillas que fluyen considerando una longitud de desarrollo igual a la calculada anteriormente para los mismos modelos  $L_d = 33.1$  (cm) así el número de varillas que están fluyendo con una grieta de 2 mm es:

Revisando la barra “13”

$$d_{13} = 15 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.0142 \text{ (cm)}$$

$$\epsilon_{13} = \frac{0.0142}{33.1} = 0.00043 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra “12”

$$d_{12} = 30 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.0285 \text{ (cm)}$$

$$\epsilon_{12} = \frac{0.0285}{33.1} = 0.00086 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra “11”

$$d_{11} = 45 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.0428 \text{ (cm)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

$$\varepsilon_{11} = \frac{0.0428}{33.1} = 0.00129 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra "10"

$$d_{10} = 60 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.0571 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_{10} = \frac{0.0571}{33.1} = 0.00172 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra "9"

$$d_9 = 75 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.0714 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_9 = \frac{0.0714}{33.1} = 0.00215 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra "8"

$$d_8 = 90 \left( \frac{0.2}{210} \right) = 0.085 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_8 = \frac{0.085}{33.1} = 0.0026 \quad \text{fluye}$$

Ya que  $\varepsilon_8 = 0.0026 > \varepsilon_{fluencia}$  son 8 las varillas que están fluyendo más el aporte de las varillas que se encuentran en el extremo de las losas, que es de 2 varillas de (3/8)", por lo tanto el momento es igual a la suma de: ( $M_{R1}$  y  $M_{R2}$ )

$$A_{sIVB} = \frac{8(0.34)^2 \pi}{4} \quad A_{sIVB} = 0.7263 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$M_{R1} = F_R A_s f_y Z \quad M_{R1} = 1 * 0.7263 * 5600 * 168 \quad M_{R1} = 683337.1 \text{ (kg cm)}$$

$$M_{R1} = 6.83 \text{ (ton m)}$$

$$M_{R2} = 1 * 1.42 * 4200 * 168 \quad M_{R2} = 1001952 \text{ (kg cm)} \quad M_{R2} = 10.01 \text{ (ton m)}$$

$$M_R = 6.83 + 10.01 \quad M_R = 16.84 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{16.84}{2.3} \quad V_R = 7.32 \text{ (ton)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

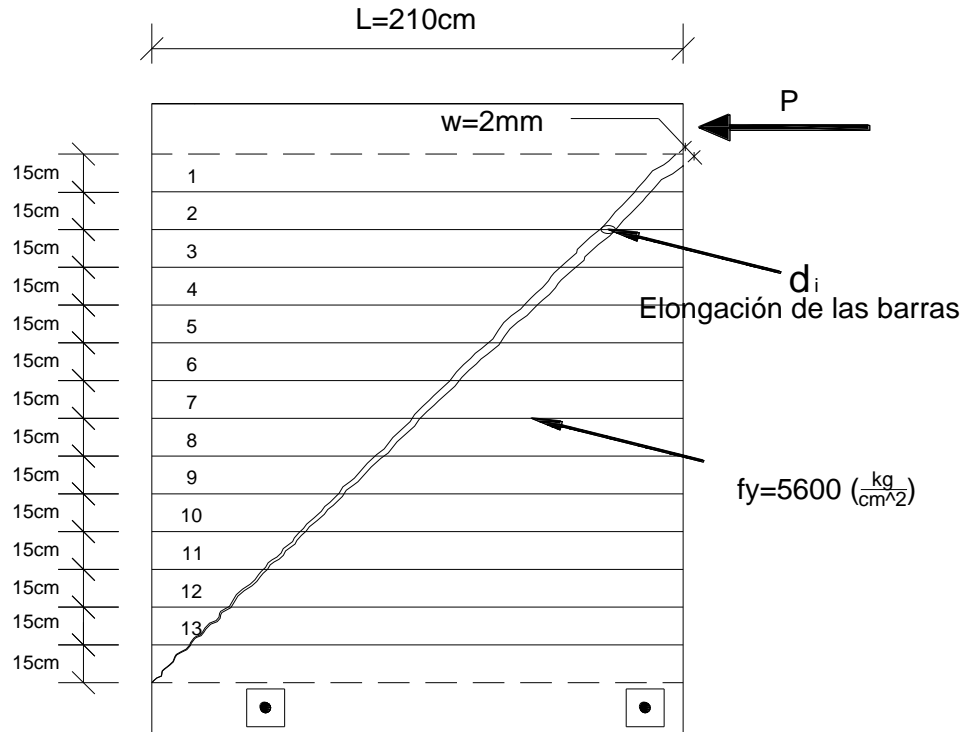


Figura 3.6 Considerando un mecanismo de falla por tensión diagonal por cortante para los modelos prefabricados y 2 mm de grieta

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 2 mm ver Figura 3.6, son 8 el número de varillas que fluyen.

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{cR} \quad V_u = 1 * 0.7263 * 5600 + 11359.6 \quad V_u = 15136 \text{ (kg)}$$

$$V_u = 15.1 \text{ (ton)}$$

Modelo M\_04 de losa a base de vigueta y bovedilla, solo se considera el acero de la malla electrosoldada para la revisión de resistencia. los valores de  $V_{ag}$ ,  $V_{cR}$  y  $V_u$  son los mismos que para los otros modelos.

Tomando el aporte de 8 barras, previamente calculado se obtiene:

$$A_{sIVB} = \frac{8(0.34)^2 \pi}{4} \quad A_{sIVB} = 0.7263 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$M_R = F_R A_s f_y Z \quad M_R = 1 * 0.7263 * 5600 * 168 \quad M_R = 683337.1 \text{ (kg cm)}$$

$$M_R = 6.8 \text{ (ton m)}$$



El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{6.8}{2.3} \quad V_R = 2.9 \text{ (ton)}$$

Los cortantes asociados al momento resistente ( $V_R$ ), al agrietamiento ( $V_{ag}$ ), el cortante resistente del concreto ( $V_{cR}$ ) y el cortante último ( $V_u$ ) considerando grietas de 5 mm y 2 mm se muestran en la tabla 3.1, la única diferencia entre considerar una grieta de 5 mm y de 2 mm se presentó en el cortante asociado a la flexión ( $V_u$ ).

**Tabla 3.1 Cortantes teóricos para grietas de 5 y 2 mm pruebas flexión-cortante**

Modelo	$V_{ag}$ FLEXION (ton)	$V_{cR}$ CORTANTE (ton)	$V_{ULTIMO}$ (ton)			
			$V_{ULTIMO-FLEXION}$		$V_{ULTIMO-CORTANTE}$	
			GRIETA 5 mm	GRIETA 2 mm	GRIETA 5 mm	GRIETA 2 mm
M_01	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1
M_02	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1
M_03LM	12.08	30.29	13.11	6.55	48.2	39.2
M_04	4.5	11.36	4.04	2.9	16.9	15.1
M_05	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1
M_06	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1
M_07	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1

Dado que el cortante asociado al agrietamiento por flexión ( $V_{ag}$ ), es menor que el cortante asociado a la resistencia por tensión diagonal por cortante del panel de la losa ( $V_{cR}$ ) entonces:

$$V_{ag} < V_{cR}$$

El mecanismo de falla dominante en los modelos fue de flexión, lo anterior se acentúa más si se compara ahora los cortantes teóricos asociados a la resistencia última de flexión y los cortantes últimos de tensión diagonal

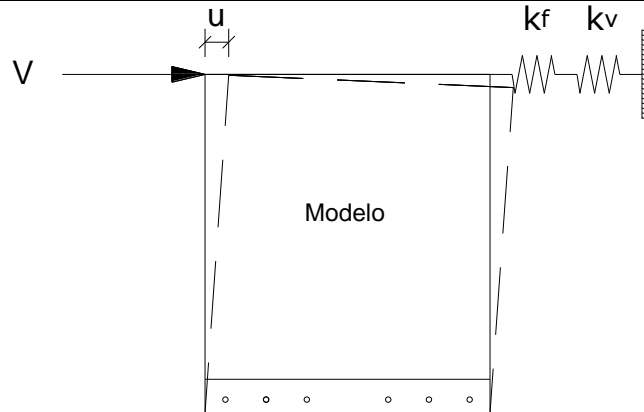
$$V_R \text{ Flexión} \ll V_u \text{ Cortante}$$

Por lo tanto se puede concluir que el mecanismo dominante de falla esperado en las pruebas será de flexión.

### **3.3 Rigideces laterales en las pruebas a flexión-cortante.**

Para determinar el valor de la rigidez total de los modelos ( $k_m$ ), se tomó en cuenta la contribución tanto del mecanismo de flexión (la rigidez a flexión ( $k_f$ )), conjuntamente con el mecanismo de cortante (la rigidez a cortante ( $k_v$ )), como se muestra en el modelo teórico de la Figura 3.7a, donde, el cortante aplicado ( $V$ ) al modelo es igual al producto del desplazamiento ( $u$ ) por la suma de rigideces ( $k_f + k_v$ ).

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**



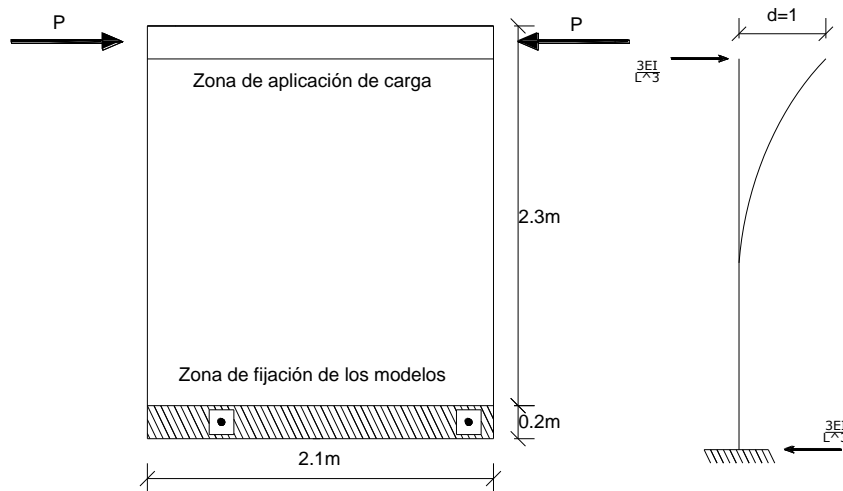
*Figura 3.7a Modelos de rigidez lateral para todas las losas, pruebas flexión-cortante*

Por lo tanto se tiene:

$V = (k_m)u$  se sabe que  $u_m = u_f + u_v$   $k_m = k_f + k_v$  con lo cual se obtiene:

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_v}}$$

Para el cálculo de  $k_f$  se consideró que los modelos se encontraban empotrados en un extremo y libres en el otro y se determinó su respectivo valor de rigidez lateral con la expresión correspondiente a una viga en cantiléver  $k_f = 3EI/L^3$  se plantean con el fin de tener el parámetro de rigidez a flexión que se pudieran presentar en el comportamiento de los modelos, como se muestra en la Figura 3.7 b:



*Figura 3.7b Modelos de rigidez lateral para todas las losas, pruebas flexión-cortante*

El valor de rigidez, para todos los modelos, se calculó con las siguientes ecuaciones:

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_v}} \quad (3.13)$$

$$k_f = \frac{3EI}{H_m^3} \quad (3.14)$$

$$k_v = \frac{GA}{H_m} \quad (3.15)$$

Dónde:

$k_m$  = Rigidez del modelo

$k_f$  = Rigidez a flexión

$k_v$  = Rigidez a cortante

E = Módulo de elasticidad

I = Momento de inercia

$H_m$  = Longitud de los modelos

A = Área de la sección

G = módulo de elasticidad al cortante

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

$\nu$  = Relación de Poisson, que varía entre (0.15 y 0.2) para el concreto, en este trabajo se consideró 0.16 para ser consistente con la calidad del concreto clase I.

Se sabe que  $I = \frac{bL^3}{12}$  para una sección rectangular y  $E = 14000\sqrt{f'c}$  para concreto clase I

Para el modelo M\_03 (losa maciza) ver Figura 3.8.

El peralte  $b = 12$  cm, y altura  $L = 210$  cm  $H_m = 230$  cm

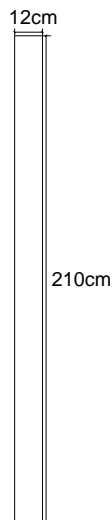


Figura 3.8 Sección transversal para el modelo de losa maciza M\_03LM

El momento de inercia para esta sección

$$I = \frac{12 \cdot 210^3}{12} \quad I = 9261000 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Considerando  $f'c = 250 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$

$$E_1 = 14000\sqrt{250} \quad E_1 = 221359.4 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 9261000}{230^3} \quad k_f = 505467 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 50.5 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$  se utiliza la siguiente expresión:

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} \quad G = \frac{221359.4}{2(1+0.16)} \quad G = 95413.5 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

$$A = b L \quad A = 12 \cdot 210 \quad A = 2520 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 2520.0}{230} \quad k_v = 1045400.0 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 104.5 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_v}} \quad k_m = \frac{1}{\frac{1}{50.5} + \frac{1}{104.5}} \quad k_m = 34.04 \text{ (ton/mm)}$$

Para los modelos parcialmente prefabricados, únicamente considerando el firme de compresión:

El peralte  $b = 4.5 \text{ cm}$ , y altura  $L = 210 \text{ cm}$   $H_m = 230 \text{ cm}$ , ver Figura 3.9

El momento de inercia para esta sección

$$I = \frac{4.5 \cdot 210^3}{12} \quad I = 3472875 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 3472875}{230^3} \quad k_f = 189550.4 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 18.9 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$G = 95413.5 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

$$A = 945.0 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 945.0}{230} \quad k_v = 392025.0 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 39.2 \text{ (ton/mm)}$$

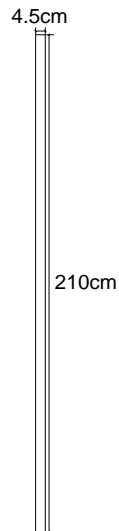


Figura 3.9 Sección transversal considerando únicamente el firme en los modelos prefabricados

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{18.9} + \frac{1}{39.2}} \quad k_m = 12.75 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para una sola vigueta, con las dimensiones siguientes, ver Figura 3.10.

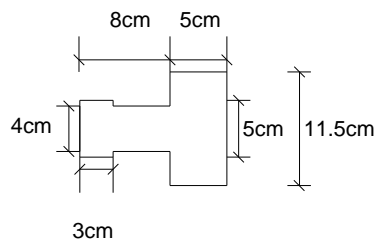


Figura 3.10 Sección transversal para una vigueta

El momento de inercia para una sola vigueta.

$$I = 691.6 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 691.6}{230^3} \quad k_f = 37.74 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 0.003774 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 92.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 92.5}{230} \quad k_v = 38372.8 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 3.8 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez de modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{0.0037} + \frac{1}{3.8}} \quad k_m = 0.0036 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para una vigueta y una sección de 70cm del firme de compresión ver Figura 3.11.

El momento de inercia para la vigueta más una parte del firme

$$I = 129301.4 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

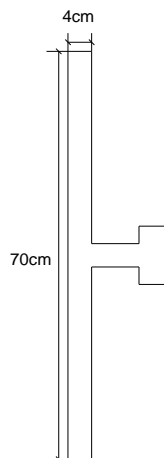


Figura 3.11 Sección transversal para una vigueta y 70 cm de firme de compresión

ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 129301.4}{230^3} \quad k_f = 7057.3 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 0.705 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 407.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 407.5}{230} \quad k_v = 169047.8 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 16.9 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{0.70} + \frac{1}{16.9}} \quad k_m = 0.67 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para el firme de compresión y las nervaduras laterales donde se apoyan las bovedillas está dada por ver Figura 3.12:

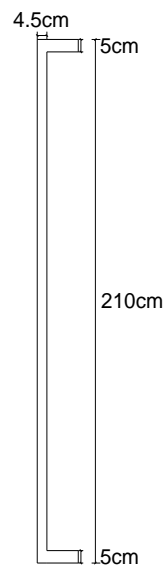


Figura 3.12 Sección transversal para el firme más las nervaduras laterales

El momento de inercia para esta sección

$$I = 4838958.3 \text{ (cm}^4\text{)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

---

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 4838958.3}{230^3} \quad k_f = 264111.7 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 26.4 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1075.0 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1075.0}{230} \quad k_v = 445954.4 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 44.5 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{26.4} + \frac{1}{44.5}} \quad k_m = 16.59 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para el firme de compresión, con las nervaduras laterales sin adherencia de las viguetas al firme de compresión ver Figura 3.13.

El momento de inercia sin existir adherencia entre el firme y las viguetas

$$I = 4841033.1 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 4841033.1}{230^3} \quad k_f = 264224.9 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 26.4 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1352.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

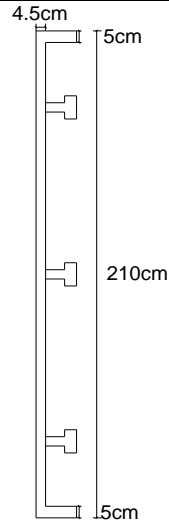
$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1352.5}{230} \quad k_v = 561072.8 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 56.1 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{26.4} + \frac{1}{56.1}} \quad k_m = 17.95 \text{ (ton/mm)}$$



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**



*Figura 3.13 Sección transversal del firme más las nervaduras sin estar adherencia de las viguetas*

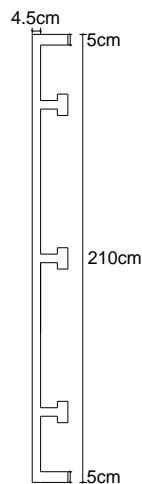
La rigidez lateral para el firme de compresión, las nervaduras laterales y las viguetas con adherencia al firme de compresión ver Figura 3.14.

El momento de inercia cuando existe adherencia entre las partes que componen el sistema

$$I = 5721422.5 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 5721422.5}{230^3} \quad k_f = 312276.8 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 31.2 \text{ (ton/mm)}$$



*Figura 3.14 Sección transversal considerando adherencia entre todos los elementos*

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

---

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1352.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1352.5}{230} \quad k_v = 561072.8 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 56.1 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{31.2} + \frac{1}{56.1}} \quad k_m = 20.04 \text{ (ton/mm)}$$

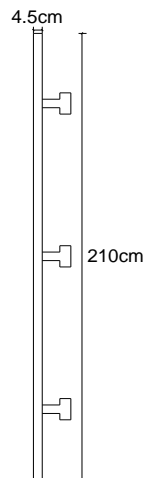
La rigidez lateral para el firme de compresión, sin nervaduras laterales y las viguetas sin adherencia al firme de compresión, ver Figura 3.15.

El momento de inercia

$$I = 3474949.8 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 3474949.8}{230^3} \quad k_f = 189663.7 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 18.9 \text{ (ton/mm)}$$



*Figura 3.15 Sección transversal para el firme y las viguetas sin adherencia*

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

---

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1222.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1222.5}{230} \quad k_v = 507143.4 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 50.7 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{18.9} + \frac{1}{50.7}} \quad k_m = 13.76 \text{ (ton/mm)}$$

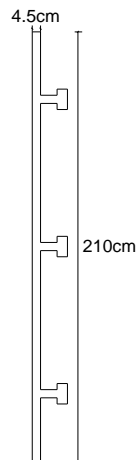
La rigidez lateral para el firme de compresión, sin nervaduras laterales y las viguetas con adherencia al firme de compresión, ver figura 3.16.

El momento de inercia

$$I = 4352004.1 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 4352004.1}{230^3} \quad k_f = 237533.57 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 23.7 \text{ (ton/mm)}$$



*Figura 3.16 Sección transversal del firme con adherencia a las viguetas*

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1222.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$








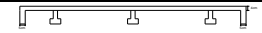

$$k_v = \frac{95413.5 * 1222.5}{230} \quad k_v = 507143.4 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 50.7 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{23.7} + \frac{1}{50.7}} \quad k_m = 16.15 \text{ (ton/mm)}$$

En la tabla 3.2 se muestran los valores de rigidez lateral ( $k_f$ ), ( $k_v$ ) y ( $k_m$ ) para todos los modelos, de acuerdo a las consideraciones hechas previamente.

**Tabla 3.2 Rigideces laterales teóricas de los modelos pruebas flexión-cortante**

Modelos	Rigidez ( $k_f$ ) (ton/mm)	Rigidez ( $k_v$ ) (ton/mm)	Rigidez del modelo ( $k_m$ ) (ton/mm)
Losa Maciza 	50.5	104.5	34.04
Firme de compresión 	18.9	39.2	12.75
Vigueta 	0.0037	3.8	0.004
Vigueta y firme 	0.7	16.9	0.67
Firme y nervaduras 	26.4	44.5	16.59
Firme, nervaduras y viguetas sin adherencia 	26.4	56.1	17.95
Firme, nervaduras y viguetas con adherencia 	31.2	56.1	20.04
Firme, y viguetas sin adherencia 	18.9	50.7	13.76
Firme, y viguetas con adherencia 	23.7	50.7	16.15

### 3.4 Rigidez fuera del plano en las pruebas a flexión-cortante.

Con el objeto de identificar la rigidez perpendicular al plano de la losa, así como su posible variación ante el proceso de daño y, por lo tanto, de degradación de la rigidez producto de la carga en el plano, se consideró la aplicación de carga vertical, perpendicular al plano de la losa, con una magnitud correspondiente al nivel de cargas de servicio durante la prueba de flexión – cortante. La aplicación de carga vertical fue en el centro de los tableros de las losas, como se ve en la Figuras 3.17 y 3.18. El primer semiciclo de carga vertical se dio cuando los modelos se encontraban totalmente sanos.

Una vez que se degrada la rigidez lateral (en el plano) al aplicarle los ciclos de carga lateral cíclica reversible, esto debido al agrietamiento que se presenta por el fenómeno de tensión en el concreto por tensión simple por flexión y/o tensión diagonal por cortante, se pretende identificar un proceso de degradación de la rigidez y capacidad de carga fuera del plano, por tanto el nivel de carga vertical aplicado en las losas se determinó de modo que no sufrieran algún tipo de daño adicional al provocado por las cargas laterales, por lo que se le mantenía dentro del intervalo elástico lineal.

ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.

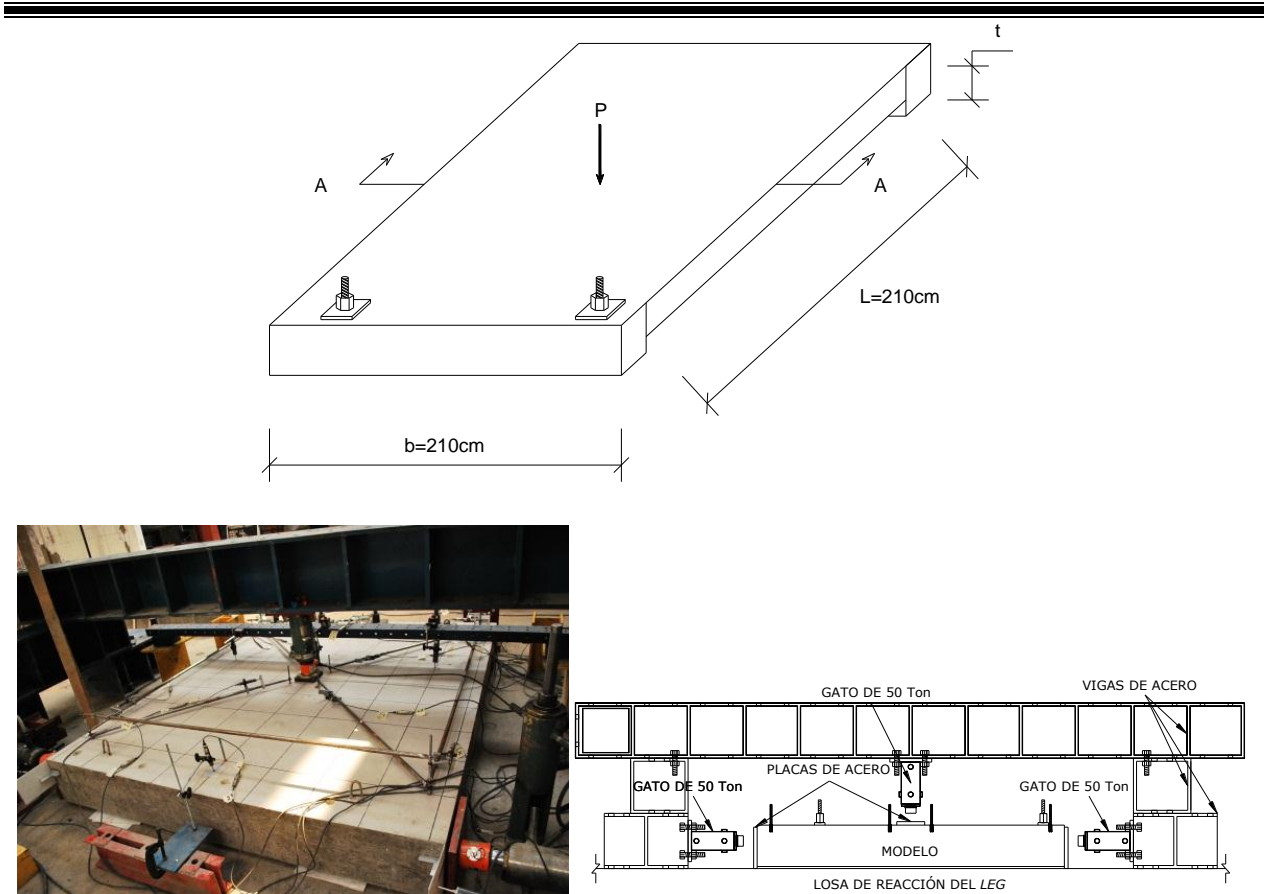


Figura 3.17 Aplicación de carga vertical a los modelos (pruebas a flexión-cortante)

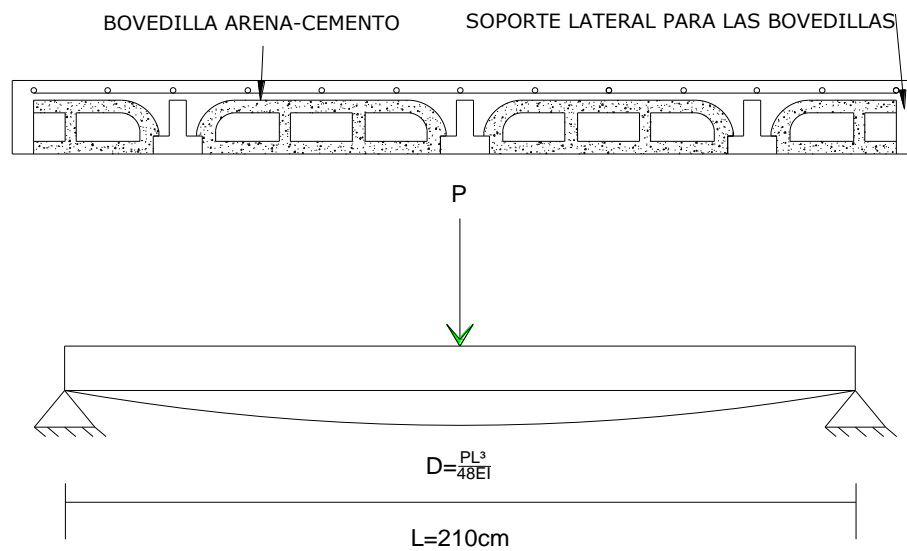


Figura 3.18 Corte A-A aplicación de carga vertical a los modelos (pruebas a flexión-cortante)

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

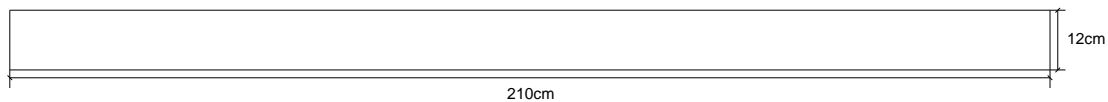
La rigidez está determinada por la relación entre carga y desplazamiento de un sistema, lo cual se puede representar de manera simplificada por:

$$F=KD$$

Para la condición de modelo de viga simplemente apoyada con carga concentrada en el centro del claro se tiene que la rigidez fuera del plano es igual a:

$$k = \frac{48 EI}{L^3} \quad (3.16)$$

Para la losa maciza (12 cm) modelo M\_03LM la sección transversal de análisis será la mostrada en la Figura 3.19.



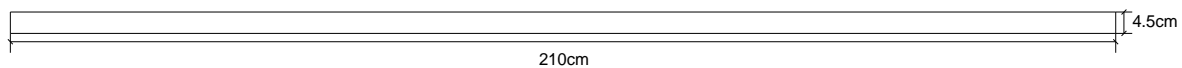
*Figura 3.19 Corte transversal del modelo M\_03LM*

Momento de inercia

$$I = 30240 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 30240}{210^3} \quad k = 34694.7 \text{ (kg/cm)} \quad k = 3.46 \text{ (ton/mm)}$$

Para el firme de compresión modelos M\_01, M\_02, M\_4, M\_05, M\_06 y M\_7 (4.5 cm) ver Figura 3.20



*Figura 3.20 Corte transversal de los modelos prefabricados con 4.5 cm de firme*

Momento de inercia

$$I = 1594.7 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 1594.7}{210^3} \quad k = 1829.6 \text{ (kg/cm)} \quad k = 0.182 \text{ (ton/mm)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Considerando únicamente una vigueta, con las medidas, mostradas en la Figura 3.21,

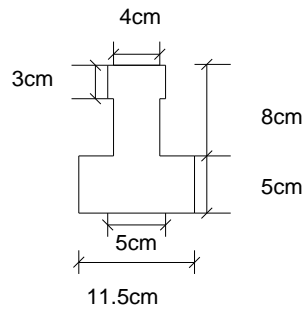


Figura 3.21 Corte transversal de una sola vigueta

Momento de inercia

$$I = 1290.7 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 1290.7}{210^3} \quad k = 1480.8 \text{ (kg/cm)} \quad k = 0.14 \text{ (ton/mm)}$$

Revisando una vigueta con área tributaria, ver Figura 3.22

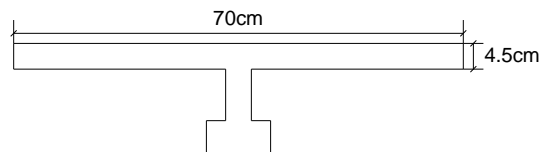


Figura 3.22 Corte transversal de una vigueta más 70 cm de firme

Momento de inercia

$$I = 9266.7 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 9266.7}{210^3} \quad k = 10631.8 \text{ (kg/cm)} \quad k = 1.06 \text{ (ton/mm)}$$

Firme de compresión con nervaduras extremas, modelos M\_01, M\_02, M\_05, M\_06 y M\_07, ver Figura 3.23

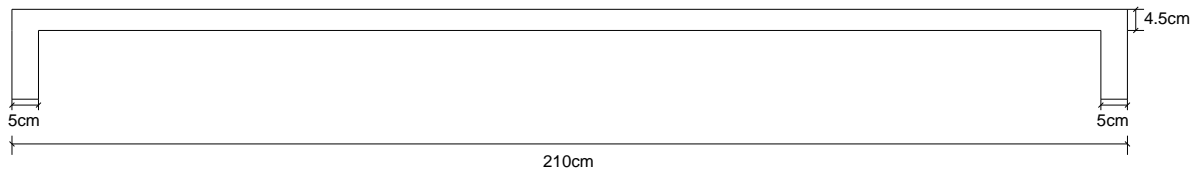
Momento de inercia

$$I = 12175.01 \text{ (cm}^4\text{)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

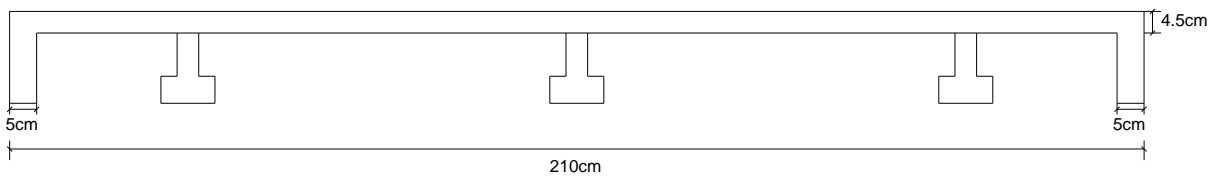
---



*Figura 3.23 Corte transversal del firme más las nervaduras laterales*

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 12175.01}{210^3} \quad k = 13968.5 \text{ (kg/cm)} \quad k = 1.39 \text{ (ton/mm)}$$

Firme de compresión, nervaduras extremas, sin adherencia con las viguetas modelos M\_01, M\_02, M\_05, M\_06 y M\_07, ver Figura 3.24



*Figura 3.24 Corte transversal del firme, las nervaduras sin adherencia de las viguetas*

Momento de inercia

$$I = 16047.1 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 16047.1}{210^3} \quad k = 18411.02 \text{ (kg/cm)} \quad k = 1.8 \text{ (ton/mm)}$$

Firme de compresión, nervaduras extremas, con adherencia de las viguetas modelos M\_01, M\_02, M\_05, M\_06 y M\_07 ver Figura 3.25

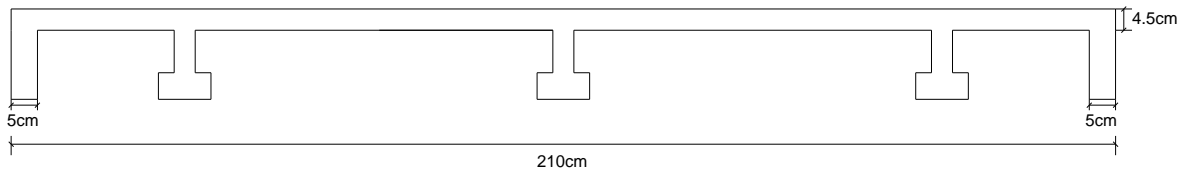
Momento de inercia

$$I = 34505.8 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 34505.8}{210^3} \quad k = 39588.9 \text{ (kg/cm)} \quad k = 3.95 \text{ (ton/mm)}$$

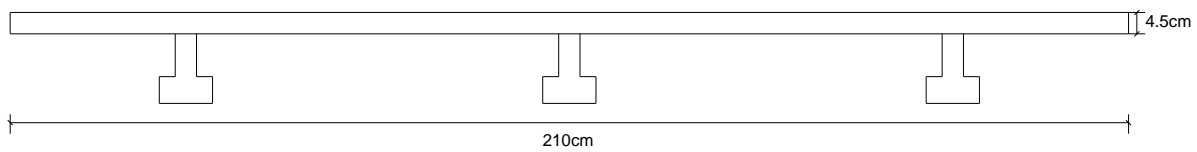


**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**



*Figura 3.25 Corte transversal de todo el sistema adherido*

Firme de compresión sin adherencia de las viguetas modelo M\_04, ver Figura 3.26



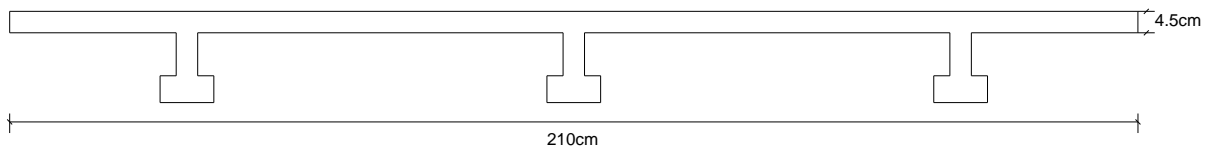
*Figura 3.26 Corte transversal del firme sin nervaduras laterales ni adherencia de viguetas*

Momento de inercia

$$I = 5466.8 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 5466.8}{210^3} \quad k = 6272.1 \text{ (kg/cm)} \quad k = 0.62 \text{ (ton/mm)}$$

Firme de compresión con adherencia de las viguetas de los modelo M\_04, ver Figura 3.27



*Figura 3.27 Corte transversal del firme sin nervaduras y con adherencia de viguetas*

Momento de inercia

$$I = 27445.3 \text{ (cm}^4\text{)}$$

$$k = \frac{48 \cdot 221359.4 \cdot 27445.3}{210^3} \quad k = 31488.3 \text{ (kg/cm)} \quad k = 3.14 \text{ (ton/mm)}$$

En la tabla 3.3 se muestran los valores del momento de inercia y de rigidez fuera del plano para todos los modelos de losas

**Tabla 3.3 Rigideces teóricas fuera del plano, pruebas a flexión-cortante**

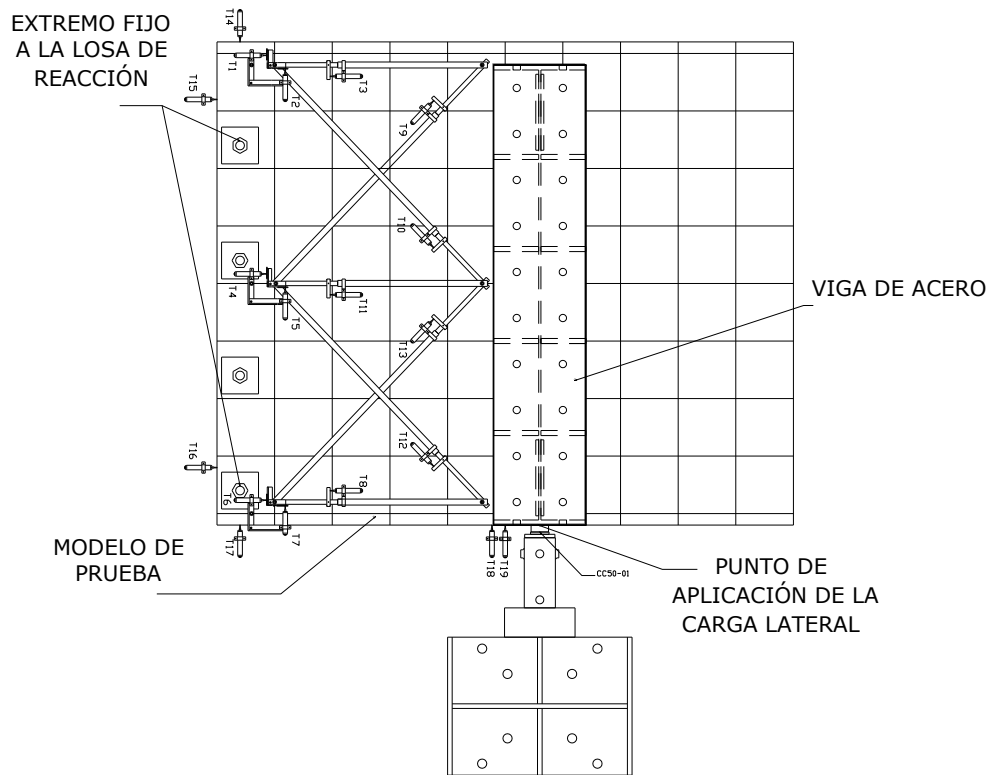
Modelos	Momento de inercia $I$ (cm <sup>4</sup> )	Rigidez $k$ (ton/mm)
Losa Maciza	30240	3.46
Firme de compresión	1594	0.182
Vigueta	1290	0.14
Vigueta y firme	9266	1.06
Firme y nervaduras	12175	1.39
Firme, nervaduras y viguetas sin adherencia	16047	1.8
Firme, nervaduras y viguetas con adherencia	34505	3.95
Firme, y viguetas sin adherencia	5466	0.62
Firme, y viguetas con adherencia	27445	3.14

### 3.5 Cargas laterales en las pruebas a cortante.

La aplicación de carga lateral en estas pruebas, a diferencia de las pruebas a flexión-cortante, fue cíclica no reversible y se aplicó aproximadamente a 120 cm del extremo fijado a la losa de reacción del LEG, como se observa en las Figuras 3.28 y 3.29, esto con el fin de reducir la relación entre claro de cortante y peralte del elemento, y obligar a que se diera una falla predominantemente de tensión diagonal por cortante. Al igual que en la prueba de flexión-cortante, el proceso de aplicación de carga tiene la finalidad de conocer el valor de la resistencia y rigidez del sistema de piso, ahora ante un mecanismo predominantemente de cortante, así como la degradación de la rigidez en el plano del elemento ante el mecanismo mencionado.



Figura 3.28 Aplicación de carga lateral pruebas a Cortante



*Figura 3.29 Esquema de aplicación de carga lateral pruebas a Cortante*

Cálculo de las resistencias a flexión y cortante de los modelos de losa del presente trabajo.

Modelo de losa maciza M\_03LM

Considerando que la grieta máxima admisible es de 5mm para revisar un comportamiento predominantemente de flexión, igual que en las pruebas anteriores ver Figura 3.30.

El acero de refuerzo en el panel de la losa que fluye es de 6 varillas, como ya fue calculado anteriormente.

$$A_{stmaz} = \frac{6 \left( \frac{3 \cdot 2.54}{8} \right)^2 \pi}{4} \quad A_{stmaz} = 4.27 \text{ (cm}^2\text{)}$$

Largo de losa  $H_m = 120$  cm    Ancho de losa  $L = 210$  cm    Espesor de la losa  $t = 12$  cm

$$Z = 0.4 \left( 1 + \frac{H_m}{L} \right) L \quad \text{si } 0.5 < \frac{H_m}{L} < 1$$

$$\frac{1.2}{2.1} = 0.57$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Entonces:  $0.5 < \frac{H_m}{L} < 1$       por lo tanto:       $Z = 0.4 \left( 1 + \frac{H_m}{L} \right) L$

$Z = 0.4 \left( 1 + \frac{120}{210} \right) 210$       por lo tanto       $Z = 132 \text{ (cm)}$

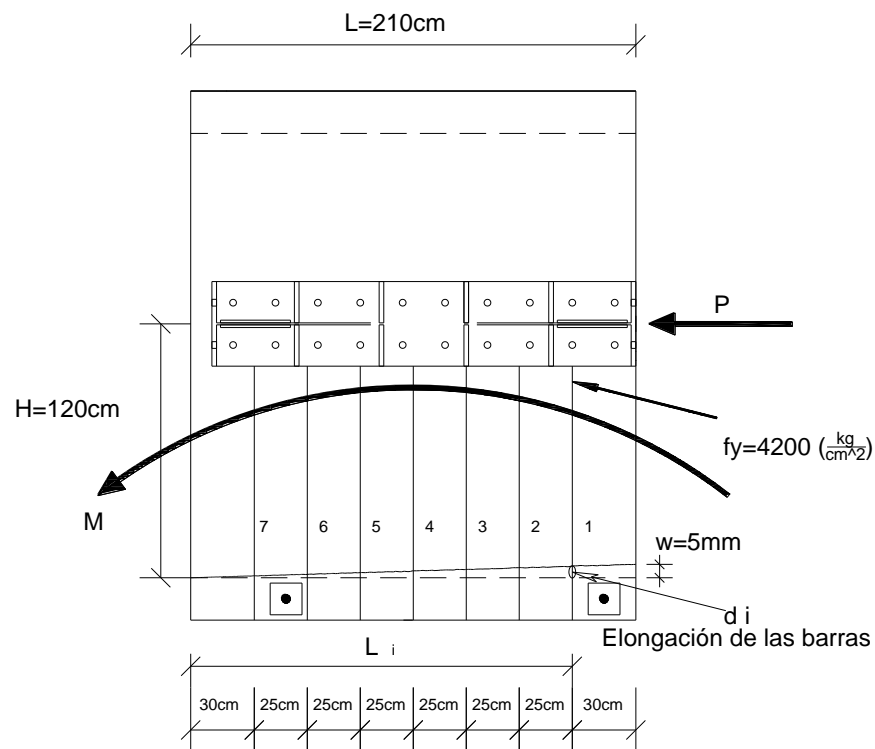
El momento resistente

$M_R = F_R A_S f_y Z$        $M_R = 1 * 4.27 * 4200 * 132$        $M_R = 2367288 \text{ (kg cm)}$

$M_R = 23.67 \text{ (ton m)}$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$V_R = \frac{M_R}{H_m}$        $V_R = \frac{23.67}{1.2}$        $V_R = 19.72 \text{ (ton)}$



*Figura 3.30 Rotación del modelo M\_03LM como cuerpo rígido y reducción del brazo de palanca.*

Para calcular el momento resistente de agrietamiento tenemos lo siguiente:

$M_{ag} = 2\sqrt{f'c} \frac{tL^2}{6}$        $M_{ag} = 2\sqrt{250} \frac{12 * 210^2}{6}$        $M_{ag} = 2789128.8 \text{ (kg cm)}$        $M_{ag} = 27.8 \text{ (ton m)}$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Para obtener el valor de cortante asociado al agrietamiento por flexión se tiene:

$$V_{ag} = \frac{M_{ag}}{H_m} \quad V_{ag} = \frac{27.8}{1.2} \quad V_{ag} = 23.16 \text{ (ton)}$$

La revisión de la resistencia al agrietamiento de tensión diagonal por cortante del concreto para la losa maciza

$$V_{CR} = 0.85 F_R \sqrt{f^* c} t L \quad V_{CR} = 0.85 * 1 * \sqrt{0.8 * 250} * 12 * 210 \quad V_{CR} = 30292.45 \text{ (kg)}$$

$$V_{CR} = 30.29 \text{ (ton)}$$

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 5 mm con un ángulo de 45°, como se ve en la Figura 3.32, donde hay solo 4 varillas.

La revisión de cuantas varillas fluyen ahora.

$$\frac{d_4}{L_i} = \frac{0.5}{L} \quad \frac{d_4}{30} = \frac{0.5}{120} \quad \text{despejando } d_4$$

$$d_4 = 30 \left( \frac{0.5}{120} \right) = 0.125 \text{ cm que es la deformación de la barra "4"}$$

Para encontrar la deformación unitaria ( $\epsilon_4$ ) es necesario dividir la deformación de la barra entre dos veces su longitud de desarrollo

$$\epsilon_4 = \frac{d_7}{2L_d}; \quad \epsilon_4 = \frac{0.125}{50.4} = 0.0024$$

ya que  $\epsilon_s = 0.002$  (para acero con  $f_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$ )  $< \epsilon_4 = 0.0024$  la barra "4" fluye,

Por lo tanto son 4 el número de varillas que están fluyendo, considerando esa longitud de desarrollo, con lo cual obtenemos un área de acero de:

$$A_{slmaz} = \frac{4 \left( \frac{3 * 2.54}{8} \right)^2 \pi}{4} \quad A_{slmaz} = 2.85 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_s = F_R A_s f_y$$

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{CR} \quad V_u = 1 * 2.85 * 4200 + 30292.5 \quad V_u = 42263.4 \text{ (kg)}$$

$$V_u = 42.2 \text{ (ton)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

La revisión del cortante último cuando se consideran 4 varillas de (3/8)"(Figura 3.32) y asumiendo que todo el acero paralelo a la aplicación de la carga fluye se puede calcular también con:

La cuantía de refuerzo en el panel de losa para solventar la demanda de aporte del acero de refuerzo a la resistencia última de cortante se revisó con:

$$\rho_m = \frac{A_{vmtotal}}{L_t} \quad \rho_m = \frac{4 \left( \frac{3 \cdot 2.54}{8} \right)^2 \pi}{210 \cdot 12} \quad \rho_m = 0.00113$$

Con  $A_{cm} = t L$        $A_{cm} = 12 \cdot 210$        $A_{cm} = 2520 \text{ (cm}^2\text{)}$

La revisión de la carga asociada a la resistencia última de cortante en el elemento se calculó con:

$$V_u = F_R \rho_m f_y A_{cm} + V_{CR} \quad V_u = 1 \cdot 0.00113 \cdot 4200 \cdot 2520 + 30292.5$$

$$V_u = 42252 \text{ (kg)} \quad V_u = 42.2 \text{ (ton)}$$

Modelo de losa a base de vigueta y bovedilla (modelos M\_01, M\_02, M\_05, M\_06 y M\_07):

Para calcular el momento resistente de las losas con vigueta y bovedilla se tienen los siguientes datos; Producto de la malla de refuerzo en la losa o capa de compresión, y que también se consideran 5 mm de grieta para un mecanismo predominante por flexión, ver Figura 3.31.

Considerando una longitud de desarrollo igual a:  $L_d = 33.1 \text{ cm}$

El acero que fluye es de 11 varillas de 3.4 mm de diámetro a cada 15 cm de separación, además cuenta con 2 varillas de (3/8)" en cada extremo de la losa, pero sólo dos de ellas fluyen (el extremo donde se aplica la carga) por lo que se incluyen en los cálculos de resistencia. Las propiedades mecánicas de los materiales son  $f_y = 5600 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$  y  $f_y = 4200 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$  para el acero de refuerzo respectivamente, y  $f'_c = 250 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$  para el concreto del firme de compresión.

La geometría en el plano del panel de los modelos es:

$$H_m = 120 \text{ cm} \quad L = 210 \text{ cm} \quad t = 4.5 \text{ cm}$$

Omitiendo la parte de la cuñas de concreto en la vecindad de las viguetas. Y tomando en cuenta que el refuerzo real en los modelos de vigueta y bovedilla consiste en la malla electrosoldada y las varillas de (3/8)" a los lados de la losa, el área de acero de los modelos está dada por la suma de estos aceros.

$$A_{sIVB} = \frac{11(0.34)^2 \pi}{4} \quad \text{mas el aporte de las dos varillas de (3/8)" } A_{sIVB} = \frac{2 \left( \frac{3 \cdot 2.54}{8} \right)^2 \pi}{4}$$

$$A_{sIVB} = 0.998 \text{ (cm}^2\text{)} \quad A_{sIVB} = 1.42 \text{ (cm}^2\text{)}$$

Para revisar el momento resistente se considera el aporte de los dos tipos de acero:

$$M_{R1} = F_R A_s f_y Z \quad M_{R1} = 1 \cdot 0.998 \cdot 5600 \cdot 132 \quad M_{R1} = 737721.6 \text{ (kg cm)}$$

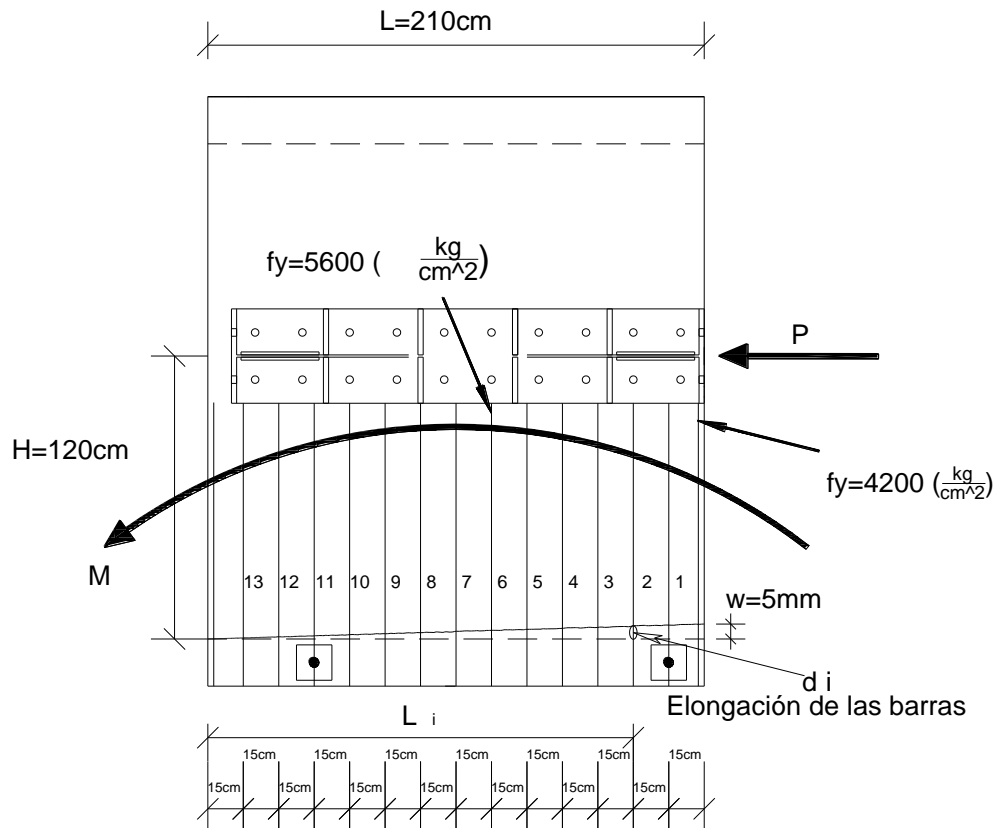
**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

$$M_{R1} = 7.37 \text{ (ton m)}$$

$$M_{R2} = 1 * 1.42 * 4200 * 132 \quad M_{R2} = 787248 \text{ (kg cm)} \quad M_{R2} = 7.87 \text{ (ton m)}$$

Por lo tanto el momento resistente es igual a la suma de  $M_{R1} + M_{R2}$

$$M_R = 7.37 + 7.87 \quad M_R = 15.24 \text{ (ton m)}$$



*Figura 3.31 Rotación de los modelos prefabricados como cuerpo rígido y reducción del brazo de palanca*

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{15.24}{1.2} \quad V_R = 12.7 \text{ (ton)}$$

Para calcular el momento resistente al agrietamiento se tiene:

$$M_{ag} = 2\sqrt{250} \frac{4.5 * 210^2}{6} \quad M_{ag} = 1045923.3 \text{ (kg cm)} \quad M_{ag} = 10.4 \text{ (ton m)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

---

Para obtener el valor de fuerza cortante asociado al fenómeno de agrietamiento de tensión por flexión:

$$V_{ag} = \frac{10.4}{1.2} \quad V_{ag} = 8.66 \text{ (ton)}$$

Para determinar la resistencia a cortante del elemento, se evalúa la contribución a la resistencia a cortante del concreto, para las losas de vigueta y bovedilla está dada por:

$$V_{cR} = 0.85 * 1 * \sqrt{0.8 * 250} * 4.5 * 210 \quad V_{cR} = 11359.6 \text{ (kg)} \quad V_{cR} = 11.36 \text{ (ton)}$$

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 5 mm con un ángulo de 45°, como se ve en la Figura 3.33, donde hay solo 7 varillas

La revisión de cuantas varillas fluyen ahora.

$$\frac{d_7}{L_i} = \frac{0.5}{L} \quad \frac{d_7}{15} = \frac{0.5}{120} \text{ despejando a } d_7$$

$$d_7 = 15 \left( \frac{0.5}{120} \right) = 0.0625 \text{ cm que es la deformación de la barra "7"}$$

Para encontrar la deformación unitaria ( $\varepsilon_7$ ) es necesario dividir la deformación de la barra ( $d_7$ ) entre dos veces su longitud de desarrollo (33.1 cm)

$$\varepsilon_7 = \frac{d_7}{2L_d}$$

$$\varepsilon_7 = \frac{0.0625}{33.1} = 0.0018$$

ya que  $\varepsilon_{fluencia} = 0.0026$  (por tratarse de acero con  $f_y = 5600 \text{ kg/cm}^2$ )  $> \varepsilon_{13} = 0.0018$  la barra "7" no fluye.

Revisando la fluencia de la barra "6"

$$d_6 = 30 \left( \frac{0.5}{120} \right) = 0.125 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_6 = \frac{0.0174}{33.1} = 0.0037 \quad \text{fluye}$$

Ya que  $\varepsilon_6 = 0.0037 > \varepsilon_{fluencia}$  son 6 el número de varillas que están fluyendo, considerando esa longitud de desarrollo

$$A_{sIVB} = \frac{6(0.34)^2 \pi}{4} \quad A_{sIVB} = 0.54 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{cR} \quad V_u = 1 * 0.54 * 5600 + 11359.6 \quad V_u = 14383.6 \text{ (kg)}$$
$$V_u = 14.3 \text{ (ton)}$$



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

Para la revisión del cortante último solo se consideran 7 varillas de 3.4 mm de diámetro, tomando en cuenta que todo el acero fluye como se muestra en la Figura 3.33.

La cuantía de refuerzo en el panel de losa para solventar la demanda de aporte del acero de refuerzo a la resistencia última de cortante se calculó con:

$$\rho_m = \frac{7 \left( \frac{0.34^2 \cdot \pi}{4} \right)}{210 \cdot 4.5} \quad \rho_m = 0.000672$$

$$A_{cm} = t L \quad A_{cm} = 4.5 \cdot 210 \quad A_{cm} = 945 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_s = F_R \rho_m f_y A_{cm} \quad V_s = 1 \cdot 0.000672 \cdot 5600 \cdot 945 \quad V_s = 3559.0 \text{ (kg)} \quad V_s = 3.5 \text{ (ton)}$$

Por lo tanto el cortante resistente es igual a

$$V_u = V_s + V_{CR} \quad V_u = 3.5 + 11.36 \quad V_u = 14.86 \text{ (ton)}$$

Modelo M\_04 de losa a base de vigueta y bovedilla, sólo se considera el acero de la malla electrosoldada para el cálculo de resistencia.

Tomando el aporte de 11 barras previamente calculado se obtiene:

$$A_{sIVB} = 0.998 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$M_R = 1 \cdot 0.998 \cdot 5600 \cdot 132 \quad M_R = 737721.6 \text{ (kg cm)} \quad M_R = 7.37 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{7.37}{1.2} \quad V_R = 6.14 \text{ (ton)}$$

Considerando que la grieta máxima admisible es de 2 mm para un comportamiento predominantemente de tensión diagonal para el modelo M\_03LM como se muestra en la Figura 3.32. La geometría del elemento estará dada por las variables:

Largo de losa  $H_m = 120$  cm; Ancho de losa  $L = 210$  cm; Espesor de la losa  $t = 12$  cm

Para el valor de momento resistente se tiene utilizando una longitud de desarrollo  $L_d = 50.4$  cm se obtuvo 3 varillas de (3/8)" de diámetro a cada 25 cm de separación:

$$A_{slmaz} = \frac{3 \left( \frac{3 \cdot 2.54}{8} \right)^2 \pi}{4} \quad A_{slmaz} = 2.13 \text{ (cm}^2\text{)}$$

El momento resistente se calculó con:

$$M_R = 1 \cdot 2.13 \cdot 4200 \cdot 132 \quad M_R = 1180872 \text{ (kg cm)} \quad M_R = 11.8 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{11.8}{1.2} \quad V_R = 9.83 \text{ (ton)}$$

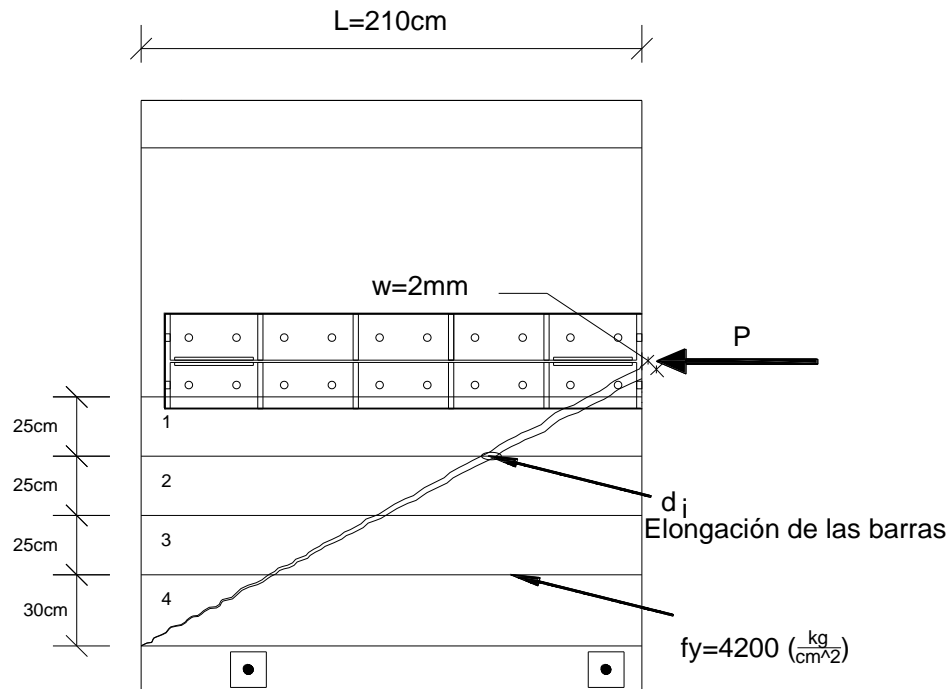


Figura 3.32 Grieta de 2 mm generada por un mecanismo de tensión diagonal para el modelo M\_03LM

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 2 mm con un ángulo de 45°, como se ve en la Figura 3.32, donde hay solo 4 varillas.

La revisión de cuantas varillas fluyen ahora.

$$\frac{d_4}{L_i} = \frac{0.2}{L} \quad \frac{d_4}{30} = \frac{0.2}{120} \quad \text{despejando } d_4$$

$$d_4 = 30 \left( \frac{0.2}{120} \right) = 0.05 \text{ cm que es la deformación de la barra "4"}$$

Para encontrar la deformación unitaria ( $\epsilon_4$ ) es necesario dividir la deformación de la barra entre dos veces su longitud de desarrollo

$$\epsilon_4 = \frac{d_4}{2L_d}; \quad \epsilon_4 = \frac{0.05}{50.4} = 0.00099$$

ya que  $\epsilon_s = 0.002$  (para acero con  $f_y = 4200 \text{ kg/cm}^2$ )  $< \epsilon_4 = 0.00099$  la barra "4" no fluye,

Revisando la barra "3"

$$d_3 = 55 \left( \frac{0.2}{120} \right) = 0.091 \text{ cm}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

$$\varepsilon_3 = \frac{0.091}{50.4} = 0.0018 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la barra “2”

$$d_2 = 80 \left( \frac{0.2}{120} \right) = 0.133 \text{ cm}$$

$$\varepsilon_2 = \frac{0.091}{50.4} = 0.0026 \quad \text{fluye}$$

Por lo tanto son 2 el número de varillas que están fluyendo, considerando esa longitud de desarrollo, con lo cual obtenemos un área de acero de:

$$A_{slmaz} = \frac{2 \left( \frac{3 \cdot 2.54}{8} \right)^2 \pi}{4} \quad A_{slmaz} = 1.42 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{cR} \quad V_u = 1 * 1.42 * 4200 + 30292.5 \quad V_u = 36277.9 \text{ (kg)}$$

$$V_u = 36.2 \text{ (ton)}$$

Para las losas a base de viga y bovedilla (modelos M\_01, M\_02, M\_05, M\_06 y M\_07) el momento resistente se calcula con el aporte de los aceros que fluyen, con un agrietamiento de 2 mm, y una longitud de desarrollo de  $L_d = 33.1$  cm, entonces son 8 varillas de 3.4 mm de diámetro, más el aporte de las dos varillas que se encuentran en el extremo de las losas, que son varillas de (3/8)”, por lo tanto el momento es igual a la suma de: ( $M_{R1}$  y  $M_{R2}$ )

$$A_{sIVB} = \frac{8(0.34)^2 \pi}{4} \quad A_{sIVB} = 0.7263 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$M_{R1} = F_R A_s f_y Z \quad M_{R1} = 1 * 0.7263 * 5600 * 132 \quad M_{R1} = 536907 \text{ (kg cm)}$$

$$M_{R1} = 5.3 \text{ (Ton m)}$$

$$M_{R2} = 1 * 1.42 * 4200 * 132 \quad M_{R2} = 787248 \text{ (kg cm)} \quad M_{R2} = 7.8 \text{ (ton m)}$$

Por lo tanto el momento resistente es igual a la suma de  $M_{R1} + M_{R2}$

$$M_R = 5.3 + 7.8 \quad M_R = 13.1 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{13.1}{1.2} \quad V_R = 10.9 \text{ (ton)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

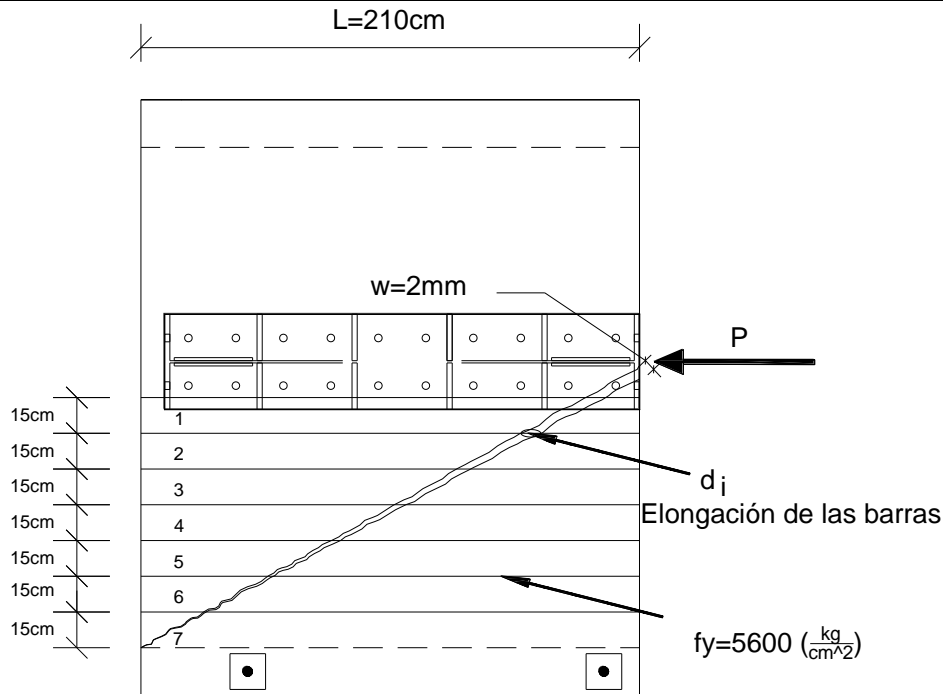


Figura 3.33 Grieta de 2 mm generada por un mecanismo de tensión diagonal para los modelos prefabricados

La contribución del acero de refuerzo a la resistencia última a cortante del elemento, cuando se considera una grieta de 2 mm con un ángulo de 45°, como se ve en la Figura 3.33, donde hay solo 7 varillas

La revisión de cuantas varillas fluyen ahora.

$$\frac{d_7}{L_i} = \frac{0.2}{L} \quad \frac{d_7}{15} = \frac{0.2}{120} \text{ despejando a } d_7$$

$$d_7 = 15 \left( \frac{0.2}{120} \right) = 0.025 \text{ cm que es la deformación de la barra "7"}$$

Para encontrar la deformación unitaria ( $\epsilon_7$ ) es necesario dividir la deformación de la barra ( $d_7$ ) entre dos veces su longitud de desarrollo (33.1 cm)

$$\epsilon_7 = \frac{0.025}{33.1} = 0.075$$

ya que  $\epsilon_{fluencia} = 0.0026$  (por tratarse de acero con  $f_y = 5600 \text{ kg/cm}^2$ )  $> \epsilon_{13} = 0.00075$  la barra "7" no fluye.

Revisando la fluencia de la barra "6"

$$d_6 = 30 \left( \frac{0.2}{120} \right) = 0.05 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_6 = \frac{0.05}{33.1} = 0.0015 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la fluencia de la barra "5"

$$d_5 = 45 \left( \frac{0.2}{120} \right) = 0.075 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_5 = \frac{0.075}{33.1} = 0.0022 \quad \text{no fluye}$$

Revisando la fluencia de la barra "4"

$$d_4 = 60 \left( \frac{0.2}{120} \right) = 0.1 \text{ (cm)}$$

$$\varepsilon_4 = \frac{0.1}{33.1} = 0.003 \quad \text{fluye}$$

Ya que  $\varepsilon_4 = 0.003 > \varepsilon_{fluencia}$  son 4 el número de varillas que están fluyendo, considerando esa longitud de desarrollo

$$A_{sIVB} = \frac{4(0.34)^2\pi}{4} \quad A_{sIVB} = 0.36 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$V_u = F_R A_s f_y + V_{CR} \quad V_u = 1 * 0.36 * 5600 + 11359.6 \quad V_u = 13393.3 \text{ (kg)}$$

$$V_u = 13.3 \text{ (ton)}$$

Modelo M\_04 de losa a base de vigueta y bovedilla, éste modelo no contaba con las nervaduras laterales, por lo tanto solo se considera el acero de la malla electrosoldada para el cálculo de resistencia.

Tomando el aporte de 8 barras se obtiene:

$$A_{sIVB} = \frac{8(0.34)^2\pi}{4} \quad A_{sIVB} = 0.7263 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$M_{R1} = F_R A_s f_y Z \quad M_{R1} = 1 * 0.7263 * 5600 * 132 \quad M_{R1} = 536907 \text{ (kg cm)}$$

$$M_{R1} = 5.3 \text{ (ton m)}$$

El cortante resistente asociado al fenómeno de flexión se revisó con:

$$V_R = \frac{M_R}{H_m} \quad V_R = \frac{5.3}{1.2} \quad V_R = 4.4 \text{ (ton)}$$

Los cortantes asociados al agrietamiento por flexión ( $V_{ag}$ ), al cortante resistente del concreto ( $V_{CR}$ ) y el cortante último ( $V_u$ ) por flexión y por cortante, considerando grietas de 5 mm y 2 mm se muestran en la tabla 3.4.

**Tabla 3.4 Cortantes teóricos para grietas de 5 y 2 mm pruebas a cortante**

Modelo	$V_{ag}$ FLEXION (ton)	$V_{CR}$ CORTANTE (ton)	$V_{ULTIMO}$ (ton)			
			$V_{ULTIMO}$ -FLEXION		$V_{ULTIMO}$ -CORTANTE	
			GRIETA 5 mm	GRIETA 2 mm	GRIETA 5 mm	GRIETA 2 mm
M_01	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3
M_02	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3
M_03LM	23.16	30.29	19.72	9.83	42.2	36.2
M_04	8.66	11.36	6.14	4.4	14.3	13.3
M_05	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3
M_06	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3
M_07	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3

Dado que el cortante asociado al agrietamiento por flexión ( $V_{ag}$ ), es menor que el cortante asociado a la resistencia por tensión diagonal por cortante del panel de la losa ( $V_{CR}$ ) con una diferencia de 30% entonces:

$$V_{ag} < V_{CR}$$

El mecanismo de falla en estas pruebas fue de tensión diagonal por cortante

Por otro lado, si se comparan ahora los cortantes teóricos asociados a la resistencia última de flexión ( $V_R$ ) y los cortantes últimos de tensión diagonal ( $V_u$ ) la diferencia es de un 17%, por lo que se puede decir que debería existir la falla por tensión diagonal por cortante de manera predominante.

$$V_R \text{ Flexión} < V_u \text{ Cortante}$$

Por lo tanto se puede concluir que el mecanismo dominante de falla esperado en las pruebas será tensión diagonal por cortante, con poca influencia del fenómeno de flexión.

### 3.6 Rigideces laterales en las pruebas a cortante.

La rigidez lateral se revisó igual que en las pruebas a *flexión-cortante*, con la única diferencia que ahora  $L=120$  cm, como se mostró en las Figuras 3.20 y 3.21, nuevamente se usan las expresiones que se muestran abajo para el cálculo de los valores límite de rigidez lateral.

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{k_f} + \frac{1}{k_v}} \quad k_f = \frac{3EI}{H_m^3} \quad k_v = \frac{GA}{H_m}$$

La rigidez a flexión para el modelo M\_03LM (losa maciza) el peralte  $b= 12$  cm ver Figura 3.8.

Ahora la altura  $L=210$ cm y  $H_m= 120$  cm

El momento de inercia para esta sección

ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.

---

---

$$I = \frac{12 \cdot 210^3}{12} \quad I = 9261000 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Considerando  $f'c = 250 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$

$$E_1 = 14000\sqrt{250} \quad E_1 = 221359.4 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 9261000}{120^3} \quad k_f = 3559044.1 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 355.9 \text{ (ton/mm)}$$

Del mismo modo que en las pruebas a *flexión-cortante*, para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$  se utiliza la siguiente expresión:

$$I = \frac{GA}{H_m}$$

$$G = 95413.5 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

$$A = 2520 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 2520.0}{120} \quad k_v = 2003683.5 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 200.3 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{355.9} + \frac{1}{200.3}} \quad k_m = 128.1 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez a flexión para los modelos parcialmente prefabricados, únicamente considerando el firme de compresión ver Figura 3.9:

El peralte  $b = 4.5 \text{ cm}$

El momento de inercia para esta sección

$$I = 3472875 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 3472875}{120^3} \quad k_f = 1334641.5 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 133.4 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$G = 95413.5 \text{ (kg/cm}^2\text{)}$$

$$A = 945.0 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 945.0}{120} \quad k_v = 751381.3 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 75.1 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{133.4} + \frac{1}{75.1}} \quad k_m = 48 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para una sola vigueta ver Figura 3.10.

El momento de inercia para esta sección

$$I = 691.6 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 691.6}{120^3} \quad k_f = 265.7 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 0.0265 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 92.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 92.5}{120} \quad k_v = 73547.9 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 7.3 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{0.026} + \frac{1}{7.3}} \quad k_m = 0.025 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para una vigueta y una sección de 70 cm del firme de compresión ver Figura 3.11.

El momento de inercia para esta sección

$$I = 129301.4 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

---

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 129301.4}{120^3} \quad k_f = 49691.1 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 4.9 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 407.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 407.5}{120} \quad k_v = 324008.3 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 32.4 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{4.9} + \frac{1}{32.4}} \quad k_m = 4.25 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para el firme de compresión y las nervaduras laterales donde se apoyan las bovedillas ver Figura 3.12.

El momento de inercia para esta sección

$$I = 4838958.3 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 4838958.3}{120^3} \quad k_f = 1859633.5 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 185.9 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1075.0 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1075.0}{120} \quad k_v = 854745.9 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 85.4 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{185.9} + \frac{1}{85.4}} \quad k_m = 58.5 \text{ (ton/mm)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

---

La rigidez lateral para el firme de compresión, con las nervaduras laterales, sin adherencia de las viguetas al firme de compresión, ver Figura 3.13.

El momento de inercia para esta sección

$$I = 4841033.1 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 4841033.1}{120^3} \quad k_f = 1860430.8 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 186.0 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1352.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1352.5}{120} \quad k_v = 1075389 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 107.5 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{186.0} + \frac{1}{107.5}} \quad k_m = 68.1 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para el firme de compresión, las nervaduras laterales, las viguetas con adherencia al firme de compresión, ver Figura 3.14.

El momento de inercia para esta sección

$$I = 5721422.5 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 5721422.5}{120^3} \quad k_f = 2198768.4 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 219.8 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1352.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1352.5}{120} \quad k_v = 1075389 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 107.5 \text{ (ton/mm)}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS  
A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

---

---

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{219.8} + \frac{1}{107.5}} \quad k_m = 72.19 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para el firme de compresión, sin nervaduras laterales, las viguetas sin adherencia al firme de compresión, ver Figura 3.15.

El momento de inercia para esta sección

$$I = 3474949.8 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 3474949.8}{120^3} \quad k_f = 1335438 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 133.5 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

$$A = 1222.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1222.5}{120} \quad k_v = 972025.0 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 97.2 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{133.5} + \frac{1}{97.2}} \quad k_m = 56.24 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez lateral para el firme de compresión, sin nervaduras laterales, las viguetas con adherencia al firme de compresión, ver Figura 3.16.

El momento de inercia para esta sección

$$I = 4352004.1 \text{ (cm}^4\text{)}$$

Revisando la rigidez  $k_f = \frac{3EI}{H_m^3}$

$$k_f = \frac{3 \cdot 221359.4 \cdot 4352004.1}{120^3} \quad k_f = 1672494.8 \text{ (kg/cm)} \quad k_f = 167.2 \text{ (ton/mm)}$$

Para determinar el valor de la rigidez a cortante  $k_v$

$$k_v = \frac{GA}{H_m}$$

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

$$A = 1222.5 \text{ (cm}^2\text{)}$$





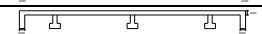
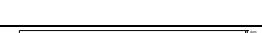

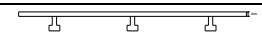

$$k_v = \frac{95413.5 \cdot 1222.5}{120} \quad k_v = 972025.0 \text{ (kg/cm)} \quad k_v = 97.2 \text{ (ton/mm)}$$

La rigidez del modelo se determinó con la siguiente expresión

$$k_m = \frac{1}{\frac{1}{167.2} + \frac{1}{97.2}} \quad k_m = 61.4 \text{ (ton/mm)}$$

La tabla 3.5 muestra los valores de rigidez teórica de los modelos ( $k_m$ ) tomando en cuenta el aporte de la rigidez a flexión ( $k_f$ ) y a cortante ( $k_v$ ).

**Tabla 3.5 Rigideces laterales teóricas pruebas a cortante**

Modelos	Rigidez ( $k_f$ ) (ton/mm)	Rigidez ( $k_v$ ) (ton/mm)	Rigidez del modelo ( $k_m$ ) (ton/mm)
Losa Maciza 	355.9	200.3	128.1
Firme de compresión 	133.4	75.1	48.0
Vigueta 	0.026	7.3	0.025
Vigueta y firme 	4.9	32.4	4.2
Firme y nervaduras 	185.9	85.4	58.5
Firme, nervaduras y viguetas sin adherencia 	186.0	107.5	68.1
Firme, nervaduras y viguetas con adherencia 	219.8	107.5	72.2
Firme, y viguetas sin adherencia 	133.5	97.2	56.2
Firme, y viguetas con adherencia 	167.2	97.2	61.4

## CAPÍTULO 4

### COMPORTAMIENTO GENERAL DE LOS MODELOS

En este capítulo se hace un análisis de los resultados experimentales de mayor relevancia en los observados en los modelos durante el proceso de prueba, lo anterior estableciendo una comparación directa entre los patrones de daño y falla esperados con base en los resultados teóricos, y los observados con la manifestación física del daño a través de los patrones de agrietamiento, así como considerando los valores medidos durante la prueba de algunos parámetros índice de comportamiento, como son los desplazamientos globales y locales, y las rigideces iniciales y su proceso de degradación ante un patrón de cargas cíclicas.

#### 4.1 Patrones de agrietamiento en pruebas a *flexión-cortante*.

Al realizar las pruebas se generan distribuciones de esfuerzos de tensión en el concreto, ya sea por flexión o por tensión diagonal de cortante, estos esfuerzos de tensión en el concreto provocan la aparición de grietas que conforman patrones definidos en los modelos, estos dependen de las características de aplicación de la carga. En la Figura 4.1 se muestran los patrones de agrietamiento de los siete modelos, para estas gráficas se consideró únicamente la mitad del modelo en la vecindad del extremo que se fijó a la losa de reacción del LEG, y por lo tanto la zona donde se concentra la mayor demanda de esfuerzos combinados por *flexión-cortante*, y en consecuencia el mayor daño en los modelos. Es necesario mencionar que todos los modelos tuvieron grietas iniciales previas a la prueba, esto debido a la aplicación del postensado que se utilizó para la fijación de ellas a la losa de reacción del LEG, como se puede apreciar en los patrones de agrietamiento correspondiente a cada prueba.

En los patrones de agrietamiento se identifica que la losa maciza (modelo M\_03LM), al igual que los modelos construidos con las viguetas orientadas paralelas a la dirección de aplicación de la carga (modelos M\_02, M\_05 y M\_07), presentaron un patrón de grietas manifiesto de un mecanismo de daño básicamente de flexión, con reducida influencia del fenómeno de la tensión diagonal por cortante. En estos resultados se puede identificar mayor densidad de agrietamiento en los modelos construidos con sistema parcialmente prefabricado y con la orientación de la vigueta perpendicular a la aplicación de la carga (modelos M\_01, M\_04 y M\_06), lo cual es sintomático de una mejor distribución del daño, generado posiblemente por la permanencia de la vigueta en el intervalo elástico de comportamiento y a que la orientación de la misma fue perpendicular a la aplicación de la carga y contribuía significativamente a incrementar la resistencia por flexión en la zona de fijación del modelo a la losa de reacción.

La cantidad reducida de grietas y la concentración del daño en el modelo M\_03LM, se debe a que el acero de refuerzo del modelo no contó con la suficiente longitud de desarrollo o anclaje en el elemento portante (cadena), ni con el suficiente recubrimiento; y cuando se realizó la prueba, el acero de refuerzo que se encontraba en ambos extremos se deslizó, ocasionando que el concreto se desconchara en la parte exterior de la cadena, como se puede ver en la Figura 4.2. Esto provocó que el acero de refuerzo deslizara evitando que alcanzara a fluir y en consecuencia que tuviera un mejor desempeño durante los ciclos sucesivos de carga que se le aplicaron. Debido a ello solo se



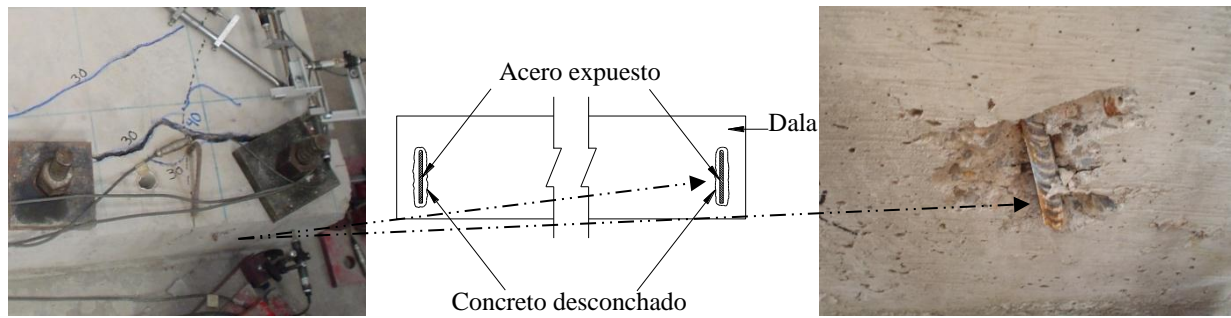


Fig.4.2 Desconchamiento del concreto alrededor del acero de refuerzo (Modelo M\_03 LM)

La mayor cantidad de grietas en el modelo M\_06 (a base de vigueta y bovedilla de poliestireno) se debe a que al iniciar la prueba se aplicó por error una carga vertical de 5.02 ton, esto debido a una falla en el suministro de energía eléctrica del laboratorio (LEG), lo que ocasionó que el programa de adquisición de datos perdiera la información cargada previamente. Por lo tanto, al aplicar la carga vertical (primer ciclo de carga) no se identificó el valor de carga que se le estaba suministrando, ya que sólo se debía aplicar como máximo 2.0 ton de carga, lo que ocasionó que se produjeran grietas alrededor del dispositivo de aplicación carga vertical. No solo se presentaron grietas sobre el firme de compresión sino también en la vigueta central del modelo. Esta configuración de agrietamiento se muestra en la Figura4.3.

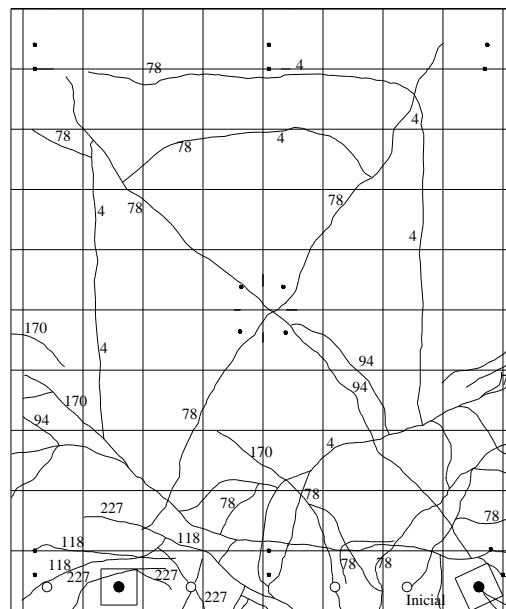


Fig.4.3 Agrietamiento de la losa de vigueta y bovedilla de poliestireno (Modelo M\_06)

A pesar de haber sufrido daños considerables al inicio de la prueba, el modelo M\_06 tuvo un comportamiento aceptable, ya que al compararlo con el modelo M\_07 que fue el modelo que también tenía bovedilla de poliestireno, los resultados son muy parecidos e incluso mejores

#### **4.2 Relación carga-desplazamiento en pruebas a flexión-cortante.**

En las relaciones carga lateral-desplazamiento lateral, las cuales se muestran en Figura 4.4, resulta difícil identificar un patrón definido de comportamiento diferenciado entre los sistemas parcialmente precolados (modelos M\_01, M\_02, M\_04, M\_05, M\_06 y M\_07) y el modelo de losa maciza de concreto reforzado (modelo M\_03 LM). Sin embargo, a partir de los resultados de este estudio se identifica una diferencia en las resistencias máximas entre los modelos parcialmente prefabricados, diferencia que se considera función de la orientación de la vigueta. Se identificó una diferencia positiva, del 23% en los modelos con las viguetas orientadas en la dirección perpendicular a la dirección de aplicación de la carga, comparando específicamente los modelos M\_06 y M\_07 en cuanto a resistencias últimas; por otra parte también se identificó un 48% de diferencia en la resistencia al agrietamiento, al comparan los modelos M\_04 y M\_05. En todos los modelos la resistencia al agrietamiento sucedió en la vecindad de un 1 mm de desplazamiento relativo como se muestra en la Tabla 4.1

**Tabla 4.1 Desplazamiento, cortante al agrietamiento ( $V_{ag}$ ) y cortante último ( $V_u$ ) pruebas a flexión-cortante**

<i>Modelo</i>	<i>Desplazamiento asociado al agrietamiento (mm)</i>	$V_{ag}$ (ton)	$V_u$ (ton)
M_01	1.29	9.96	11.89
M_02	1.12	6.79	10.65
M_03LM	1.08	7.1	11.05
M_04	1.07	6.03	8.29
M_05	0.89	4.0	8.7
M_06	0.87	5.08	12.06
M_07	0.83	4.05	9.76

En general, exceptuando la respuesta de los modelos M\_04 y M\_05, las losas con sistema parcialmente prefabricado mostraron la misma capacidad de deformación en la postfluencia que la losa maciza, modelo M\_03LM; lo anterior se puede suponer es debido a la estabilidad física que proporcionan las bovedillas, ya sean de arena-cemento o de poliestireno, principalmente al concreto de la losa de compresión, pero también a las viguetas presforzadas.

Se puede ver que el modelo M\_03, tuvo un buen comportamiento en los primeros ciclos de carga, y una vez que se deslizó el acero de refuerzo en la zona de anclaje, como se mencionó con anterioridad, se generó una pérdida importante de la capacidad de carga, y aumentó la deformación del modelo, quedando con deformaciones permanentes importantes como lo muestra su gráfica *carga-desplazamiento*

Los modelos M\_01, M\_06 y M\_07, a pesar de tener grandes deformaciones en el intervalo no lineal fueron capaces de sostener carga, como se puede ver en su respectivo diagrama de histéresis mostrado en la Figura 4.4.

Por otro lado el modelo fabricado con cimbra recuperable modelo M\_04 sólo soportó un 40% del total de ciclos de carga que se le aplicó al modelo M\_01 o al modelo M\_03, tomando como



ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.

ejemplo representativo a estos modelos, sin poder identificar una justificación lógica y razonable para tal comportamiento.

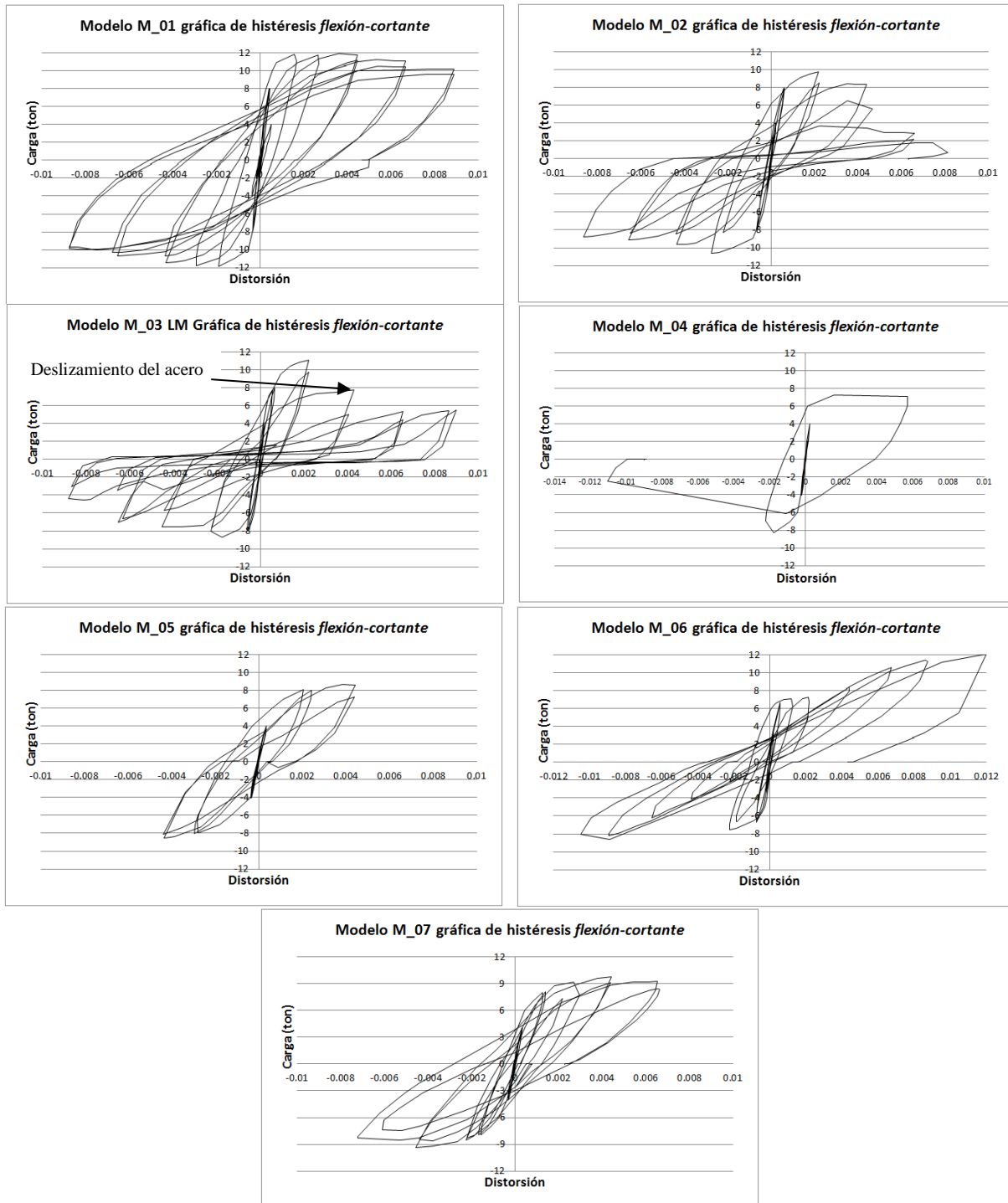


Fig. 4.4. Diagramas de histéresis de los siete modelos (prueba a flexión-cortante)

### 4.3 Rigideces laterales en pruebas a flexión-cortante.

Consistente con el planteamiento teórico-analítico del problema, la mayor rigidez lateral de los modelos sucede para los primeros ciclos de carga, que es cuando se encuentran sanos y dentro del comportamiento elástico lineal, y esta decrece de forma proporcional con la degradación de resistencia generada por el agrietamiento de los modelos.

En la Figura 4.5 se presentan las relaciones entre el valor medido de la rigidez lateral de los modelos y su distorsión correspondiente. Se puede apreciar de la figura que la rigidez máxima se obtiene para distorsiones alrededor de 0.0001, aunque no sucedió lo mismo para el modelo M\_01, esto debido a que se presentó un reacomodo en el dispositivo de aplicación de carga. Los incrementos de rigidez en algunos modelos entre semiciclos sucesivos de carga se deben a que la carga se aplicaba de forma cíclica reversible, generando que las grietas se cerraran, provocando que el modelo recuperara parcialmente rigidez.

Las mesetas en las gráficas se deben a que se aplicaban cuatro semiciclos de carga de igual magnitud, aunque dos de ellos se aplicaban en un sentido (positivo) y dos en el otro sentido (negativo), motivo por el cual se tienen los mismos valores de rigidez para esos cuatro puntos. El modelo M\_07 es el que presenta esta característica de forma más acentuada.

Los modelos con mayor rigidez lateral son el M\_03LM y el M\_01, la gran similitud en cuanto a rigidez lateral de estos modelos se puede asociar a las características del modelo M\_01, en lo referente a la dirección de la vigueta (perpendicular a la aplicación de la carga) y al material con el que está construida la bovedilla (arena-cemento). El agrietamiento en los modelos se presenta, en general, para una distorsión de 0.0002, asociado a un desplazamiento relativo en la vecindad de 1mm, y se identifica claramente en las relaciones carga-desplazamiento por una disminución de la rigidez del modelo, como se la Figura 4.5 a y 4.5 b.

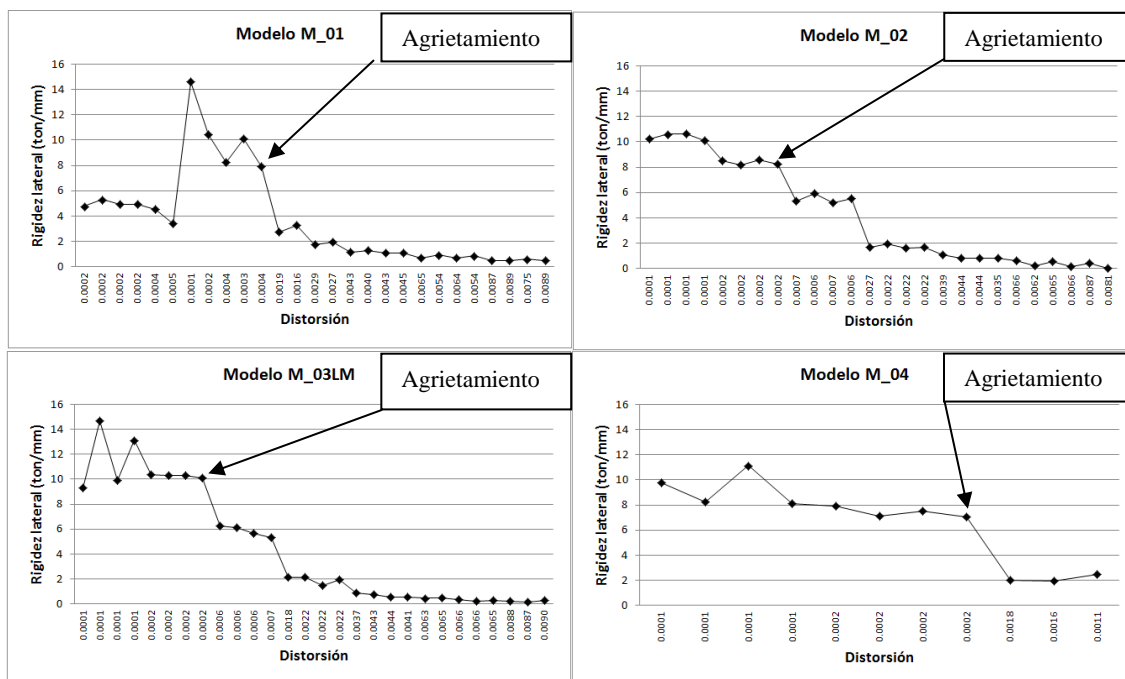


Fig. 4.5.a. Rigidez lateral de los siete modelos (prueba a flexión- cortante)

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

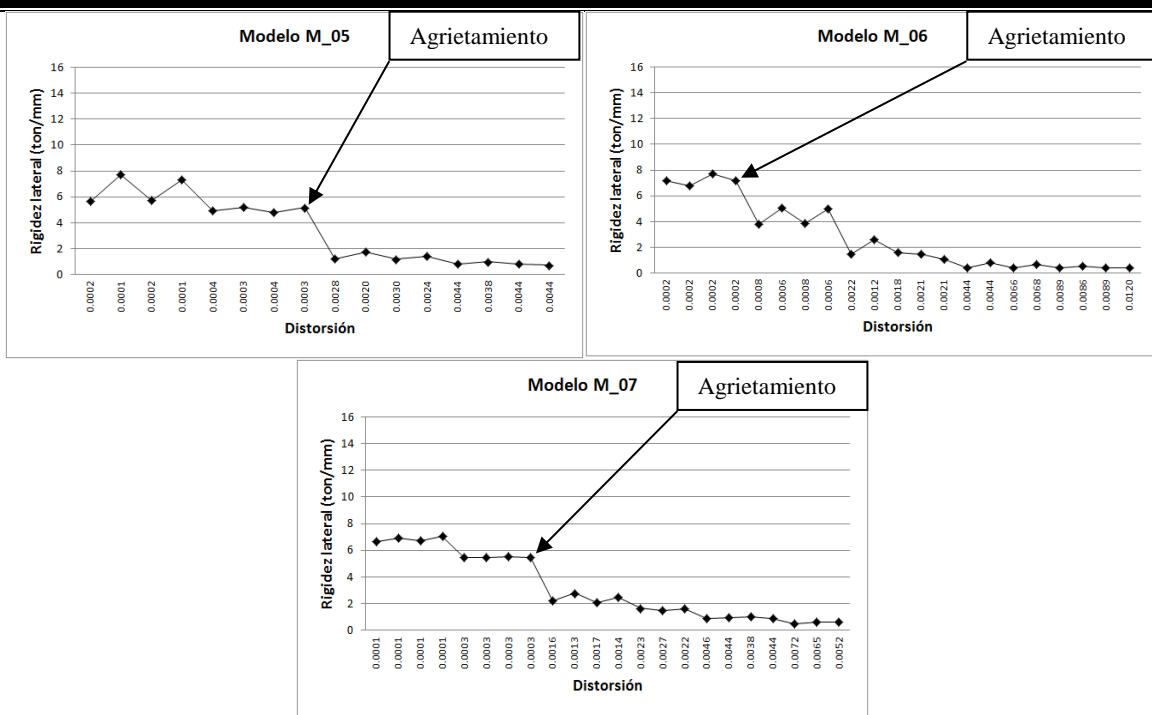


Fig. 4.5.b. Rigidez lateral de los siete modelos (prueba a flexión- cortante)

En las rigideces máximas existe una diferencia, que al igual que la resistencia se encontró que tiende a ser función de la orientación de la vigueta en los modelos prefabricados, observándose una diferencia del 49% al comparar el modelo de losa maciza M\_03LM con los modelos M\_05, M\_06 y M\_07. Lo anterior indicaría que las bovedillas de arena-cemento tienden a contribuir en la rigidez del sistema como se puede identificar de la información que se muestra en la Figura 4.6 y la tabla 4.2.

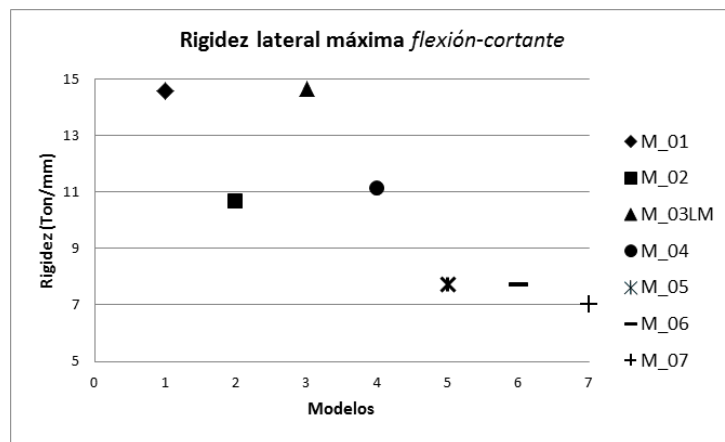


Fig. 4.6. Rigidez máxima lateral de los siete modelos (prueba a flexión- cortante)

En la Tabla 4.2 se muestran los valores de rigidez máxima, asociada a su respectiva carga y desplazamiento relativo en los siete modelos.

**Tabla 4.2 Rigideces laterales máximas pruebas flexión-cortante**

Modelo	Fuerza(ton)	Desplazamiento (mm)	Rigidez máxima $K=F/D(\text{ton/mm})$
M_01	4.01	0.27	14.58
M_02	2.05	0.19	10.64
M_03LM	2.05	0.14	14.64
M_04	2.03	0.18	11.12
M_05	2.01	0.26	7.73
M_06	3.43	0.44	7.71
M_07	1.95	0.27	7.02

#### 4.4 Rigidez fuera del plano en pruebas a flexión-cortante.

Para poder conocer la rigidez fuera del plano de la losa, se sometió a los siete modelos a una carga puntual monótona creciente en el centro del claro del tablero como se ve esquemáticamente en la Figura 4.7. La carga perpendicular al plano se aplicó con incrementos de 0.5 ton hasta llegar a 2 ton, como se puede ver de la historia de carga (Figura 2.22), éste semiciclo de carga se aplicó al principio de la prueba y después se intercaló con algunos de los semiciclos de carga lateral.

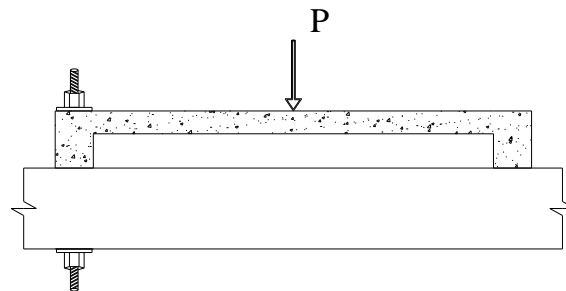


Fig. 4.7. Rigidez fuera del plano (prueba a flexión-cortante)

La rigidez fuera del plano solo es posible calcularla para las pruebas a flexión-cortante, ya que en las pruebas por cortante no se pudo aplicar la carga puntual perpendicular al plano de los modelos, como ya se ha mencionado.

La rigidez fuera del plano fue calculada con la carga vertical asociada a su desplazamiento registrado por medio de los instrumentos de medición con los que fue hecha la prueba, los valores obtenidos se muestran en la Figura 4.8a y 4.8b

En todos los modelos se manifestó una disminución de rigidez fuera del plano más acentuada a partir de una distorsión de 0.0002, esto está asociado a que los modelos ya presentaban degradación de rigidez en el plano, es decir, ya existían grietas en el modelo provocadas por daño debido a la aplicación de carga lateral cíclica reversible.

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

La Tabla 4.3 muestra la rigidez máxima fuera del plano, asociada a su respectiva carga y desplazamiento relativo para los siete modelos

**Tabla 4.3 Rigideces máximas fuera del plano**

Modelo	Fuerza (ton)	Desplazamiento (mm)	Rigidez máxima $K=F/D$ (ton/mm)
M_01	1.99	0.38	5.24
M_02	2.06	0.03	68.66
M_03LM	1.92	0.39	4.87
M_04	2.01	0.47	4.23
M_05	2.01	1.44	1.39
M_06	5.02	2.71	1.8
M_07	2.05	1.68	1.2

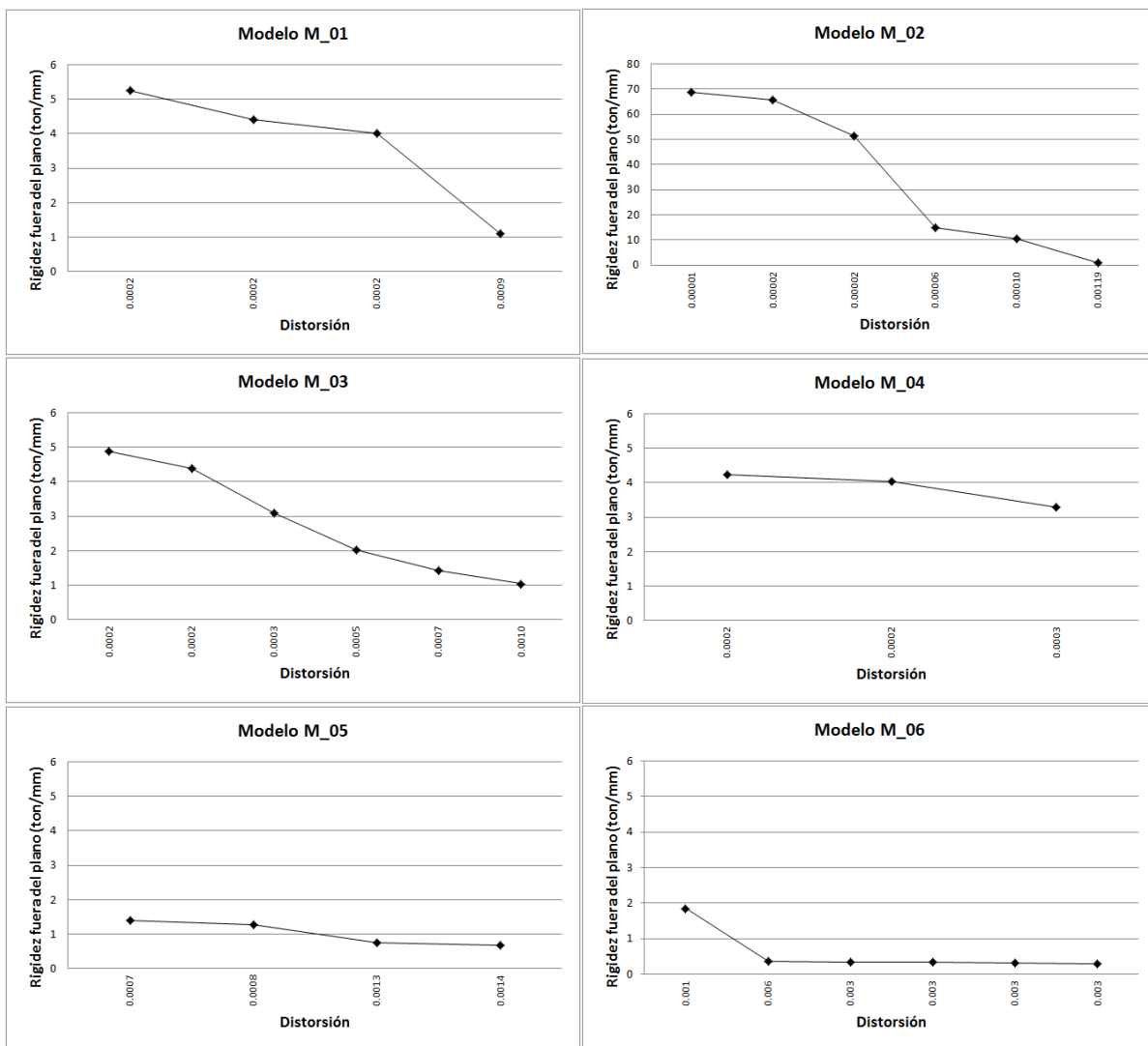


Fig. 4.8.a Gráficas de rigidez fuera del plano de los siete modelos (prueba a flexión-cortante)

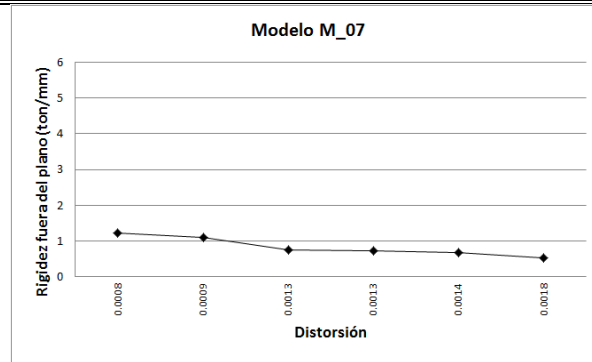


Fig. 4.8.b Gráficas de rigidez fuera del plano de los siete modelos (prueba a flexión-cortante)

Como se puede observar en la tabla 4.3 y en la Figura 4.8, la rigidez del modelo M\_02 (Losa a base de vigueta y bovedilla de arena cemento) es 13.6 veces mayor que el valor máximo registrado por los otros modelos, esto es debido a un problema durante la prueba en los instrumentos empleados para registrar los desplazamientos fuera del plano. Por tal motivo se omitirá la información arrojada por dichos aparatos y solo se usará para fines de este trabajo la información de los demás modelos. Así, usando estos modelos se obtienen los datos de la Figura 4.9.

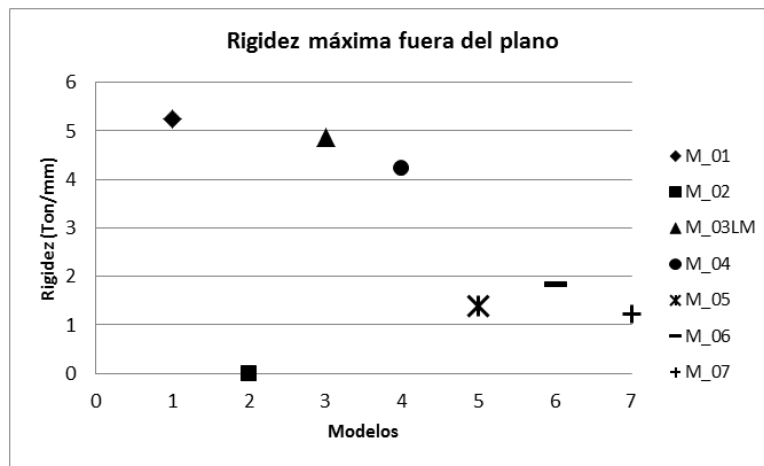


Fig. 4.9. Gráfica de rigidez máxima fuera del plano de los modelos 1, 3, 4, 5, 6 y 7 (prueba a flexión-cortante)

Los resultados obtenidos muestran una mayor rigidez del modelo M\_01 (bovedilla de arena-cemento), incluso mayor que los resultados del modelo M\_03LM (losa maciza), siendo de aproximadamente 8% la diferencia, esto debido al mayor peralte que ostentaba el modelo M\_01 (17cm) por (12cm) del modelo M\_03, lo cual está asociado a un mayor momento de inercia del modelo M\_01.

El modelo M\_04 (con cimbra recuperable) aunque presentó rigidez 20 % menor a la alcanzada por el modelo M\_01, tuvo un mejor comportamiento que los modelos M\_05, M\_06 y M\_07. Lo

---

---

anterior se puede asociar a que la cimbra recuperable, al tener una sección semiparabólica bien definida, y junto con la orientación de las viguetas, tiende a una mayor rigidez al modelo.

En esta prueba hay una diferencia sustancial en los resultados, producto de la orientación de la vigueta; sin embargo este aspecto debe considerarse con las debidas reservas sobre todo porque en algunos modelos la vigueta no se apoyaba en el elemento portante (dala), cosa que no sucedería en la realidad ya que las viguetas siempre se encuentran apoyadas en muros o elementos portantes.

Un elemento que si resultó importante ante este tipo de demanda es el material de la bovedilla ya que el modelo M\_01 que es el que tiene bovedilla de arena-cemento, con viguetas apoyadas en las dalas fue el modelo que presentó la mayor rigidez fuera del plano, lo cual se asocia al aporte de la bovedilla y a la cuña que se forma entre esta y el firme de compresión.

#### **4.5 Patrones de agrietamiento en pruebas a cortante.**

Para las pruebas de cortante se obtuvieron los patrones de agrietamiento, los cuales se ilustra en la Figura 4.10. En la figura solo se muestra la mitad del modelo, igual que para la prueba de *flexión-cortante*.

En las figuras se identifica que prácticamente todos los modelos presentaron patrones de agrietamiento manifiesto de un mecanismo de daño básicamente de tensión diagonal por cortante. El modelo M\_03 LM (losa maciza), en el que el acero de refuerzo perpendicular a la aplicación de la carga se deslizo antes de alcanzar la fluencia, igual que en las pruebas a *flexión-cortante*, presenta un patrón de agrietamiento igual que el de los modelos M\_02, M\_04 y M\_05, construidos con cimbra recuperable y viguetas orientadas en sentido paralelo a la aplicación de la carga, con un mecanismo de daño por flexión incipiente y la falla predominante de tensión diagonal por cortante. Por otro lado los modelos restantes el M\_01, M\_06 y M\_07 tuvieron una falla prácticamente en su totalidad de tensión diagonal por cortante, como se puede ver en la figura 4.10

En estos resultados se puede identificar una mayor similitud de los patrones de agrietamiento en todos los modelos, ya que en ellos aparece, por lo menos, una grieta principal que se genera en la contra esquina inferior al lado donde se aplicaba la carga y donde se encontraba anclado el modelo a la losa de reacción del LEG y que cruza los modelos a 45° aproximadamente hacia donde se aplicaba la carga, dicha grieta se presentó desde que los modelos comenzaron a manifestar daño, y con cada ciclo se fue incrementando y extendiendo. Al mismo tiempo también se generaban grietas paralelas a la principal debido a la redistribución de esfuerzos en los modelos, lo cual es característico de un mecanismo de falla por tensión diagonal en elementos con refuerzo uniformemente distribuido.

En este tipo de pruebas también se presentaron una o varias grietas iniciales, que surgieron de la aplicación del presfuerzo a la hora de fijar los modelos a la losa de reacción del LEG.

El modelo M\_06, a pesar de estar dañado por el ensaye anterior, no tuvo mayor problema durante la prueba y presentó un buen desempeño durante la realización de ésta.

ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.

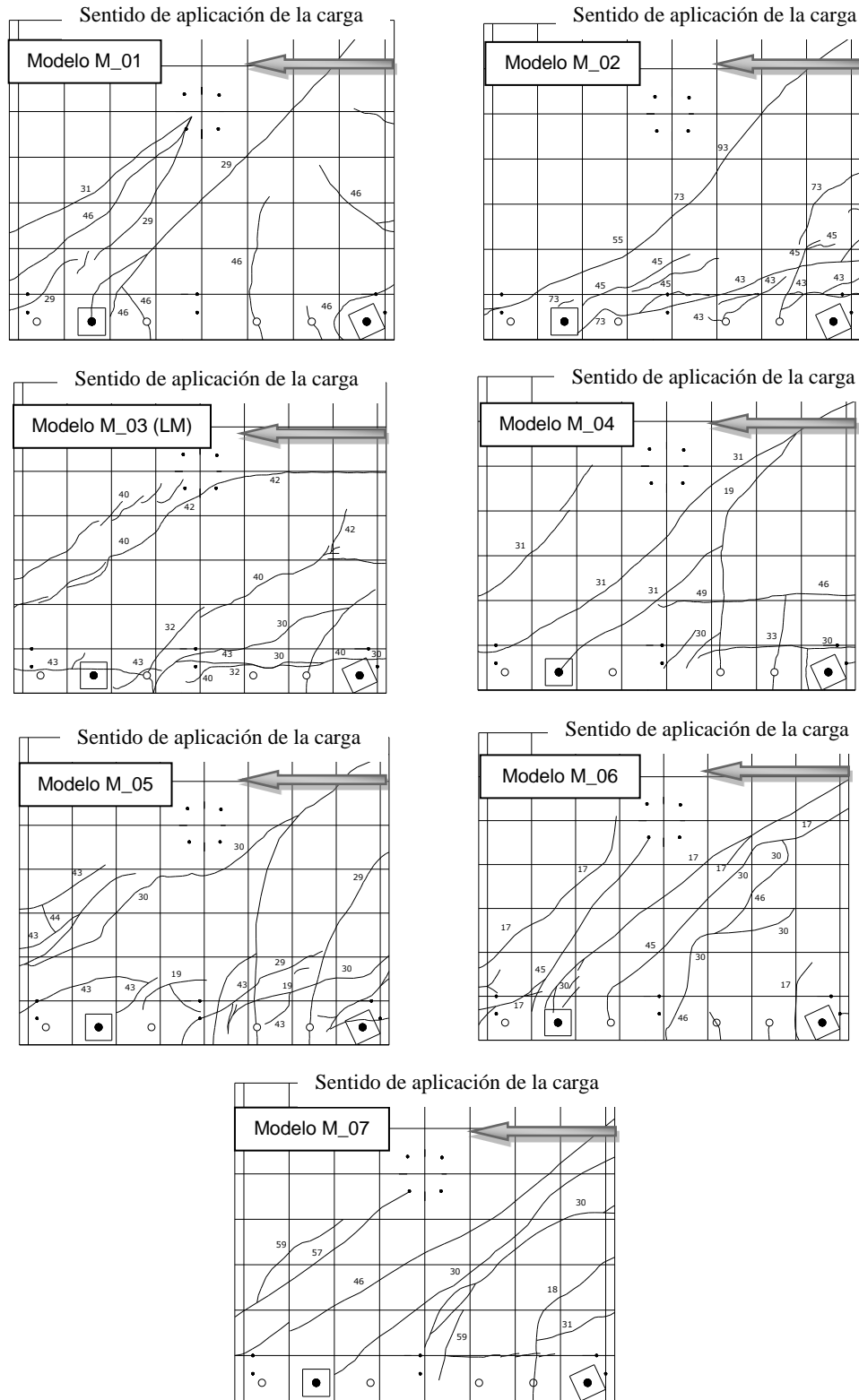


Fig.4.10. Patrones de agrietamiento final de los siete modelos (prueba a cortante)



#### 4.6 Relación carga-desplazamiento en pruebas a *cortante*

A partir de las relaciones carga lateral-desplazamiento para las pruebas de *cortante*, las cuales se muestran en las Figuras 4.11a y 4.11b, se puede identificar que los modelos más dúctiles son, los modelos con la vigueta orientada paralelamente a la dirección de la aplicación de la carga lateral, independientemente que el mecanismo de falla dominante sea de tensión diagonal por cortante, mostraron una mayor capacidad de deformación en la postfluencia. En cuanto a las resistencias últimas, los modelos M\_01, M\_02, M\_06 y M\_07 tuvieron aproximadamente la misma (del orden de 20 ton.), valor que comparándolo con la resistencia máxima de los modelos M\_03LM, M\_04, y M\_05 resulta del orden del 25% superior.

En relación con la resistencia al agrietamiento por tensión diagonal, de manera similar al caso de las pruebas de *flexión-cortante*, los modelos con bovedilla de arena-cemento mostraron valores del orden de 42% superiores que los demás modelos

Igual que en las pruebas a *flexión-cortante* la resistencia asociada al agrietamiento sucedió para un desplazamiento relativo del orden de un 1 mm.

En la Tabla 4.4 se muestran los valores de los desplazamientos relativos asociados a la resistencia al agrietamiento, se muestran también los valores de la resistencia al agrietamiento  $V_{ag}$  y la resistencia última  $V_u$ .

**Tabla 4.4 Desplazamiento, cortante al agrietamiento ( $V_{ag}$ ) y cortante último ( $V_u$ ) pruebas a *cortante***

Modelo	Desplazamiento asociado al agrietamiento (mm)	$V_{ag}$ (ton)	$V_u$ (ton)
M_01	1.16	11.93	20.13
M_02	1.02	12.13	20.73
M_03LM	1.10	8.98	15.75
M_04	1.14	8.95	15.3
M_05	1.09	7	17.32
M_06	0.98	6.03	20.02
M_07	1.10	9.05	21.05

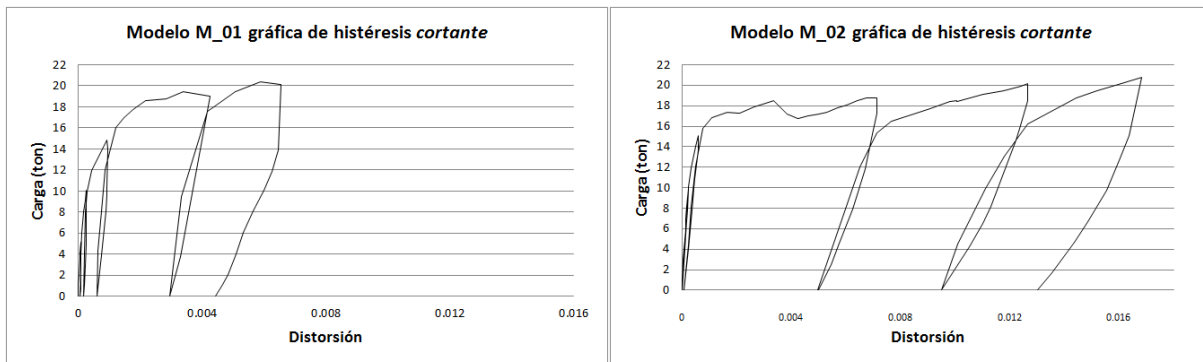


Fig. 4.11a. Diagramas de histéresis de los siete modelos (prueba a *cortante*)

## ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.

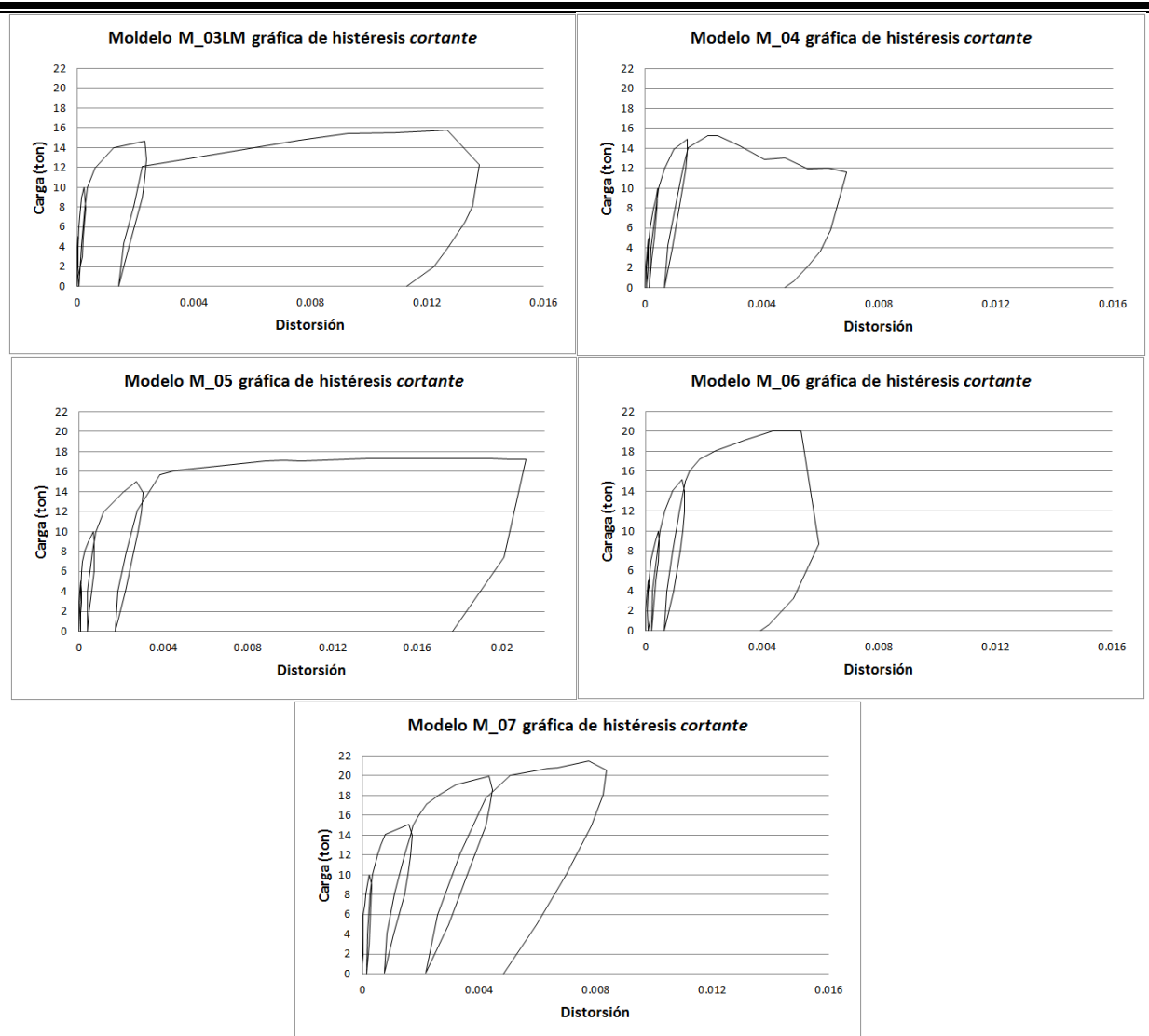


Fig. 4.11b. Diagramas de histéresis de los siete modelos (prueba a cortante)

### 4.7 Rigideces laterales en pruebas a *cortante*.

En las pruebas a *cortante*, se pudo notar una clara degradación de la rigidez en cada ciclo sucesivo de carga. La rigidez máxima presentada por el modelo M\_03LM, fue casi cinco veces mayor que la máxima registrada por los modelos parcialmente prefabricados, específicamente el modelo M\_01 que fue el que ostentó la mayor rigidez de los modelos parcialmente prefabricados. Por otro lado, entre los modelos parcialmente prefabricados, se presentaron diferencias máximas de rigidez lateral del orden de 30%, cuando comparamos el modelo M\_01 con el M\_04 como se ve en la tabla 4.5.

En estas pruebas el agrietamiento ocurrió para diferentes niveles de distorsión en la mayoría de los modelos, solo en el modelo M\_04 y M\_06 ocurrió para la misma distorsión de 0.0004.

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

A diferencia de las pruebas a *flexión-cortante* donde la rigidez prácticamente permanecía constante por lo menos dos ciclos de carga, en estas pruebas se presentó una pérdida de rigidez desde el primer ciclo, sin haber grietas a las que se le pudiera atribuir dicho descenso de rigidez, esta caída de rigidez se puede presumir se debe a que el dispositivo de aplicación de carga a los modelos, fue por medio de una viga de acero sujeta a ellos por medio de tornillos, con una capa de mortero entre la viga de acero y los modelos como ya se describió en el capítulo “2”, esta viga pudo haber sufrido desplazamientos relativos con respecto a los modelos, es decir un reacomodo a la hora de aplicarle la carga, factor que impacta directamente a la hora de calcular la rigidez de los modelos; Esto se puede ver en las figuras 4.12a y 4.12b, ya que antes de ocurrir el agrietamiento se presenta una disminución de más del 50% de rigidez sobre todo para los modelos, M\_03LM, M\_05 M\_04, M\_06 y M\_07, los modelos M\_01 y M\_02, tienen una reducción del 33% y 26% respectivamente,

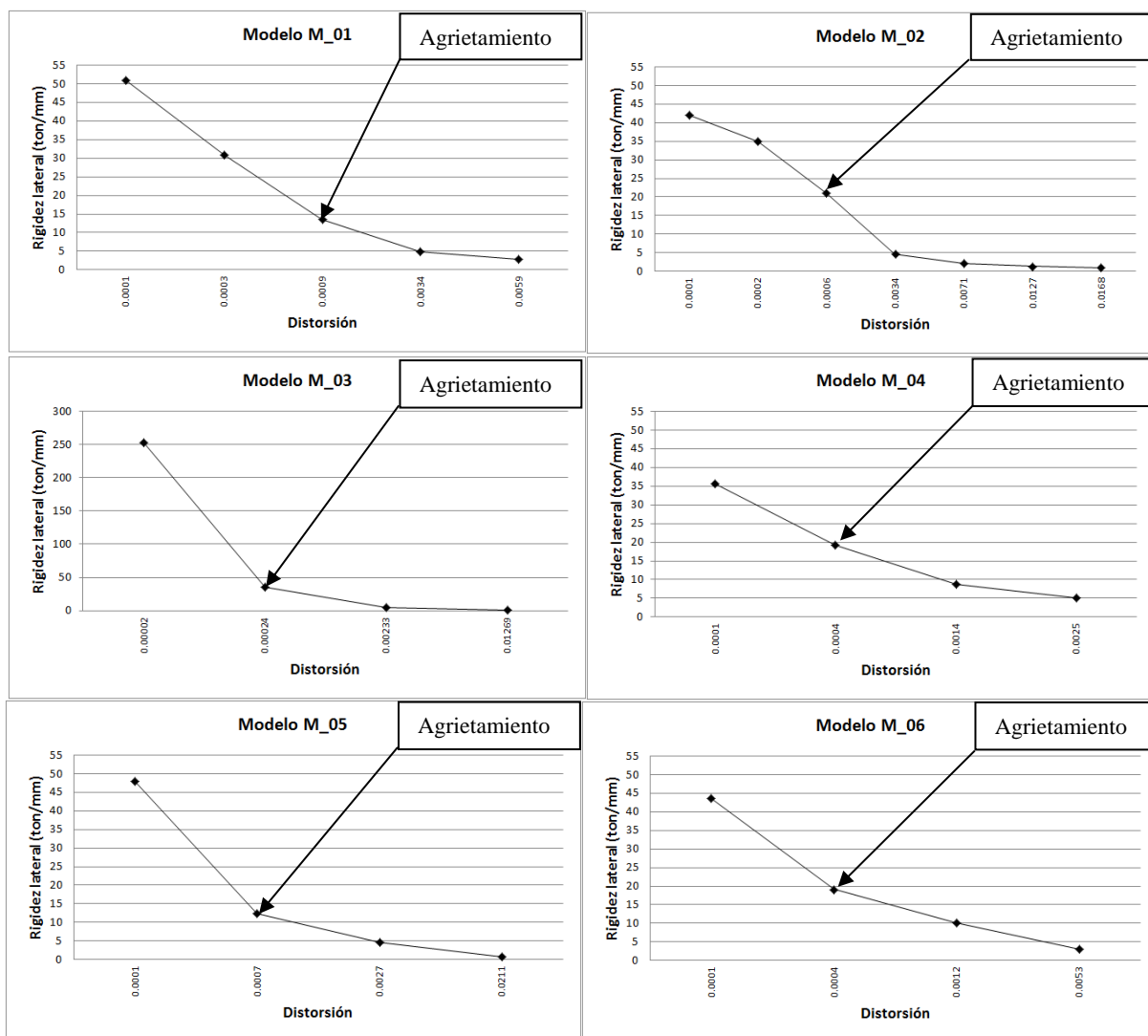


Fig. 4.12a. Rigidez lateral de los siete modelos (prueba a cortante)

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

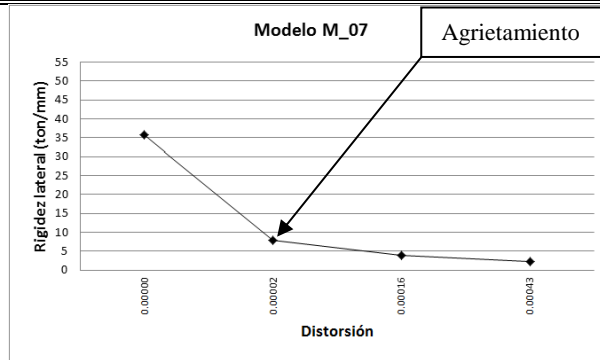


Fig. 4.12b. Rigidez lateral de los siete modelos (prueba a cortante)

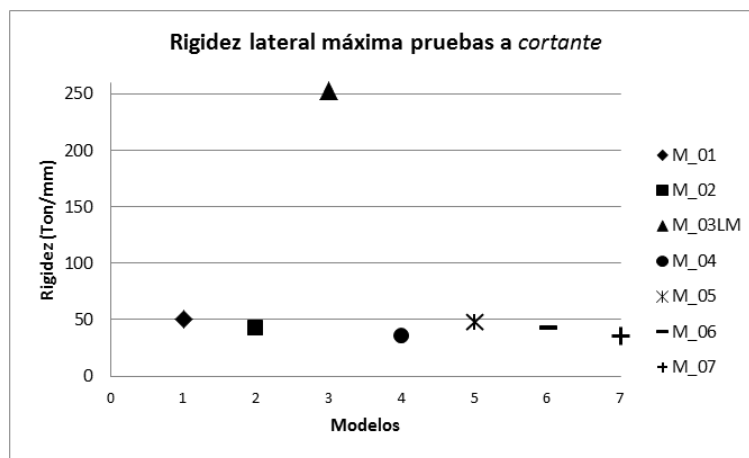


Fig. 4.13. Rigidez lateral máxima de los siete modelos (prueba a cortante)

En la Tabla 4.5 se muestran las rigideces máximas en el plano para las pruebas a *cortante*, con su respectiva fuerza y desplazamiento registrados durante la realización del ensayo

**Tabla 4.5 Rigideces máximas en el plano pruebas por *cortante*.**

Modelo	Fuerza (ton)	Desplazamiento (mm)	Rigidez máxima $K=F/D$ (ton/mm)
M_01	5.1	0.1	51
M_02	5.05	0.12	42.0
000M_03LM	5.06	0.02	253
M_04	4.98	0.14	35.5
M_05	5.03	0.10	47.9
M_06	5.01	0.11	43.5
M_07	5.01	0.28	35.7

## CAPÍTULO 5

### ANÁLISIS DE RESULTADOS

Con base en la información teórica y experimental mostrada en los dos capítulos anteriores, en este capítulo se hace un análisis comparativo con el propósito de identificar algunos parámetros básicos de comportamiento de los sistemas de piso de este tipo.

#### 5.1 Relación entre resistencia teórica y experimental en pruebas a *flexión-cortante*

En la Tabla 5.1 se muestran, de manera resumida, los valores de carga aplicada correspondiente a los cortantes al agrietamiento, último por flexión y por cortante, tanto teóricos como experimentales. Al hacer la comparación entre los valores teóricos y experimentales (Tabla 5.2) de todos los modelos, en cuanto a los cortantes al agrietamiento y último por flexión y cortante, se encuentra que la relación entre los valores teóricos y experimentales, específicamente para el caso del cortante por agrietamiento  $V_{ag,teo}/V_{ag,exp}$  en los modelos M\_01, M\_02, M\_04 y M\_06 son menores a la unidad, es decir los valores experimentales fueron mayores a los teóricos, constituyéndose el planteamiento teórico como conservador. Se debe tomar en cuenta también que la dispersión que se presenta para esta condición entre los valores teóricos y experimentales puede estar fuertemente asociada a la naturaleza del fenómeno que domina el mecanismo de aparición de la grieta: la resistencia a tensión del concreto, fenómeno que puede presentar dispersiones del orden del 100% entre las propuestas teóricas y los valores experimentales obtenidos en pruebas controladas en laboratorio (Park et al, 1974). Adicional a lo antes mencionado, la dispersión también se verá influenciada por que al realizar los cálculos teóricos de resistencia solo fue tomado en cuenta el firme de compresión de los modelos. En el caso de los modelos M\_03LM, M\_05 y M\_07 se presentaron relaciones entre el valor teórico y el experimental mayores a la unidad, aunque fueron del orden del 10% para los modelos M\_05 y M\_07, siendo el modelo M\_03LM el que presenta la mayor dispersión de todos los modelos. En el caso del modelo M\_03LM, la propuesta teórica resulta muy superior al resultado experimental, condición altamente desfavorable desde el punto de vista de diseño, y se puede asociar a que para este modelo se consideró como el único elemento que contribuye a proporcionar resistencia al peralte total de la losa. Para los demás modelos se omite parte de los componentes que puede llegar a contribuir a la resistencia, como son la cuña de concreto de la losa de compresión, la contribución de la misma vigueta, y, en los casos correspondientes, la contribución de la bovedilla.

En cuanto a la resistencia última, tomando en cuenta los valores teóricos de resistencia obtenidos considerando patrones de agrietamiento dominante definidos con aperturas de grieta de 2 y 5 mm, y revisando los valores de las relaciones del cortante último teórico por flexión y el cortante último teórico por cortante, cuando se consideró que los modelos fallaron con una grieta de 5 mm o 2 mm, entre el cortante último experimental ( $V_{u,teo}/V_{u,exp}$ ), se encontró que las relaciones que más se aproximan a la unidad son las correspondientes a la consideración teórica del mecanismo de falla considerando una grieta con apertura máxima de 5 mm, lo que indica que la falla de los modelos estuvo asociada al comportamiento de flexión y no al fenómeno de tensión diagonal por corte. Esto resulta necesario mencionarlo debido a que posterior a la aparición del agrietamiento

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

de tensión por flexión en los modelos, se presentó el fenómeno de agrietamiento de tensión diagonal por cortante; para finalmente manifestarse el mecanismo de falla en los modelos producto de la flexión.

La Tabla 5.1 es el resumen de los valores de cortante asociados a las resistencias teóricas y experimentales por agrietamiento debido a la flexión  $V_{ag}$ , y cortante  $V_{cR}$ , así como los cortantes últimos teóricos considerando una grieta con anchos máximos de 5 mm y 2 mm, para flexión y cortante; en la misma tabla se presentan los valores experimentales de resistencia para cada modelo.

**Tabla 5.1 Cortantes teóricos y experimentales pruebas a flexión-cortante**

Modelo	VALORES TEÓRICOS						VALORES EXPERIMENTALES	
	$V_{ag}$ FLEXION (ton)	$V_{cR}$ CORTANTE (ton)	$V_{ULTIMO}$ (ton)				$V_{ag}$ (ton)	$V_{ULTIMO}$ (ton)
			$V_{ULTIMO-FLEXION}$		$V_{ULTIMO-CORTANTE}$			
			Grieta 5 mm	Grieta 2 mm	Grieta 5 mm	Grieta 2 mm		
M_01	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15 .1	9.96	11.89
M_02	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1	6.79	10.65
M_03LM	12.08	30.29	13.11	6.55	48.2	39.2	7.1	11.05
M_04	4.5	11.36	4.04	2.9	16.9	15.1	6.03	8.29
M_05	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1	4.0	8.7
M_06	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1	5.08	12.06
M_07	4.5	11.36	8.4	7.32	16.9	15.1	4.05	9.76

La Tabla 5.2 muestra la relación entre los cortantes teóricos tanto al agrietamiento como los últimos por flexión y cortante para grietas de 5 mm y 2 mm entre los valores de cortante último experimentales.

**Tabla 5.2 Comparación entre cortantes teóricos y experimentales pruebas a flexión-cortante**

Modelo	$\frac{V_{ag.teo}}{V_{ag.exp}}$	$V_{ULTIMO-FLEXION}$		$V_{ULTIMO-CORTANTE}$	
		Grieta 5 mm	Grieta 2 mm	Grieta 5 mm	Grieta 2 mm
		$\frac{V_{u.teo}}{V_{u.exp}}$	$\frac{V_{u.teo}}{V_{u.exp}}$	$\frac{V_{u.teo}}{V_{u.exp}}$	$\frac{V_{u.teo}}{V_{u.exp}}$
M_01	0.45	0.71	0.62	1.42	1.27
M_02	0.66	0.79	0.69	1.59	1.42
M_03LM	1.70	1.19	0.59	4.36	3.55
M_04	0.75	0.49	0.35	2.04	1.82
M_05	1.13	0.97	0.84	1.94	1.74
M_06	0.89	0.70	0.61	1.40	1.25
M_07	1.11	0.86	0.75	1.73	1.55

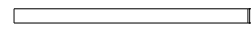


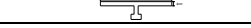



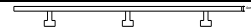
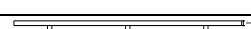
## 5.2 Relación entre rigidez lateral teórica y experimental en pruebas a flexión-cortante.

Para el análisis de rigideces se hicieron las consideraciones inerciales que se muestran en la Tabla 5.3, en la misma tabla se muestran los valores de las rigideces laterales para los modelos considerados como teóricos, así como los obtenidos experimentalmente. Los resultados de los valores de rigideces laterales calculados y obtenidos directamente de las pruebas se presentan en la Tabla 5.4. En la relación de rigideces laterales teóricas y experimentales mostradas en la Tabla 5.4 existe en algunos casos gran dispersión entre los valores teóricos y experimentales. Por ejemplo, en el caso del modelo M\_03LM, el cual se puede comparar directamente con el modelo considerado como teórico (losa maciza), se encuentra una diferencia de 2.33 veces al dividir el valor de rigidez teórica entre la rigidez obtenida experimentalmente.

Por otro lado si se comparan los modelos parcialmente prefabricados con el modelo teórico del firme de compresión y con el modelo teórico que tiene el firme de compresión y las nervaduras laterales, que finalmente son los modelos que más se aproximan a los valores obtenidos experimentalmente, se encuentran diferencias desde 1.14, cuando se compara con el modelo M\_01, siendo esta la más favorable, y de 1.82 veces cuando se compara con el modelo M\_07. Estos resultados muestran que consistentemente el cálculo de la rigidez lateral teórica está por encima de los valores experimentales.


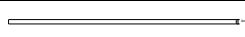
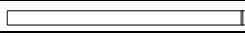
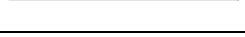


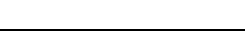
De los resultados obtenidos, se puede identificar que los modelos con bovedilla de arena-cemento muestran la menor dispersión. Si se comparan los resultados experimentales de los modelos parcialmente prefabricados, específicamente el modelo M\_01 con el M\_06 (en los cuales la única diferencia es el tipo de bovedilla) se encontró una diferencia de 1.89 veces, a favor del modelo M\_01 lo cual indica que la bovedilla repercute directamente en la rigidez lateral.

**Tabla 5.3 Rigideces laterales teóricas y experimentales pruebas a flexión-cortante**

Valores Teóricos		Valores Experimentales		
Modelos	Rigidez ( $k_m$ ) (ton/mm)	Modelos	Rigidez lateral máxima $K=F/D$ (ton/mm)	
Losa Maciza	 34.04	M_01	14.58	
Firme de compresión	 12.75	M_02	10.64	
Vigueta	 0.004	M_03LM	14.64	
Vigueta y firme 70cm	 0.67	M_04	11.12	
Firme y nervaduras	 16.59	M_056	7.73	
Firme, nervaduras y viguetas sin adherencia	 17.95	M_06	7.71	
Firme, nervaduras y viguetas con adherencia	 20.04	M_07	7.02	
Firme y viguetas sin adherencia	 13.76			
Firme y viguetas con adherencia	 16.15			

La Tabla 5.4 muestra la relación entre los modelos teóricos (siendo el más cercano en el que solo se consideró el firme de compresión) y los resultados experimentales.

**Tabla 5.4 Comparación entre rigideces laterales teóricas y experimentales pruebas a flexión-cortante**

Valores Teóricos			Valores Experimentales		Relación teórico/experimental
Modelos	Figuras	Rigidez (k) (ton/mm)	Modelos	Rigidez lateral (ton/mm)	$\frac{k_{teo}}{k_{exp}}$
Firme y nervaduras		16.59	M_01	14.58	1.14
Firme de compresión		12.75	M_02	10.64	1.20
Losa Maciza		34.04	M_03LM	14.64	2.33
Firme de compresión		12.75	M_04	11.12	1.15
Firme de compresión		12.75	M_05	7.73	1.65
Firme de compresión		12.75	M_06	7.71	1.65
Firme de compresión		12.75	M_07	7.02	1.82

### 5.3 Relación entre rigidez fuera del plano teórica y experimental en pruebas a flexión-cortante.

La Tabla 5.5 muestra los valores de rigidez fuera del plano teóricos y experimentales para todos los modelos pruebas a flexión-cortante. Omitiendo el resultado del Modelo M\_02 por las razones antes mencionadas en el capítulo 3, se observó que el modelo M\_01 tuvo la mayor rigidez experimental fuera del plano entre los seis modelos considerados, incluso mayor que el modelo teórico que ostentó la mayor rigidez, que es el modelo donde se consideró el firme de compresión, nervaduras laterales y viguetas con adherencia entre todos los elementos como se puede ver en la Tabla 5.6. En este caso, del modelo M\_01, al establecer la relación entre el valor teórico y el valor experimental, se encontró una relación de 0.75; esta diferencia puede ser debido a que cuando se realizaron los cálculos teóricos no se tomó en cuenta el aporte de las bovedillas del modelo (en este caso las bovedillas son de arena-cemento), ni de la cuña de concreto que se formó entre firme, viguetas y bovedillas.

El modelo M\_03LM también tuvo una relación conservadora al compararlo con su respectivo modelo teórico (el de la losa maciza), la relación entre el valor teórico y el experimental fue de 0.66, lo cual nos indica que el modelo es bastante competente en cuanto a la rigidez fuera del plano se refiere.

Al comparar los valores teóricos del modelo M\_04, que fueron donde se consideró solo el firme de compresión y las viguetas con o sin adherencia al firme, con el valor experimental, da una relación de 0.74. Lo anterior indica que el valor experimental fue mayor al teórico, esto se debe a que la cuña que se forma entre el firme, la vigueta y la cimbra recuperable aportó momento de inercia y, en consecuencia, rigidez fuera del plano, lo cual no fue contemplado en el cálculo teórico; además esto habla que cuando se forma adecuadamente esta cuña se puede considerar



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

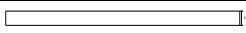






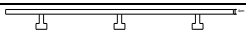

que en el modelo existe adherencia entre los elementos que lo forman y se puede asumir que se comporta como un elemento monolítico.

La relación entre la rigidez fuera del plano teórica y la experimental para el modelo M\_05, es igual a la unidad, cuando la rigidez considerada como teórica es la del firme de compresión y las dos nervaduras laterales ya que coincide exactamente el valor de rigidez fuera del plano experimental.

El valor de rigidez experimental fuera del plano del modelo M\_06 tuvo el mismo valor que el modelo teórico donde se consideró el firme de compresión, las dos nervaduras, laterales y las viguetas pero sin adherencia entre las viguetas, bovedillas y el firme de compresión, con una relación igual a la unidad.

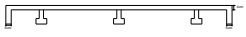

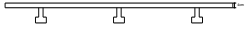



El modelo M\_07, se comportó cercano al modelo teórico en el cual se consideró únicamente el firme de compresión y las dos nervaduras laterales, ya que la relación de rigidez fuera del plano teórica entre la experimental da un valor de 1.15, lo que muestra que ambas rigideces son muy similares. Con estos resultados se puede decir que en cuanto a la rigidez fuera del plano se refiere los modelos con viguetas paralelas al sentido de aplicación de la carga y con bovedilla de poliestireno (M\_07) o cimbra recuperable (M\_05), estos elementos no aportan rigidez alguna y toda la rigidez es proporcionada únicamente por el firme de compresión y las nervaduras laterales. En una estructura real estos modelos mencionados se comportarían igual que el modelo M\_06 ya que todas las viguetas están soportadas sobre los muros de la propia estructura incrementando con esto la rigidez fuera del plano.

**Tabla 5.5 Rigideces fuera del plano teóricas y experimentales pruebas a flexión-cortante**

<i>Valores Teóricos</i>		<i>Valores Experimentales</i>		
<i>Modelos</i>	<i>Rigidez fuera del plano</i> $K \left( \frac{\text{Ton}}{\text{mm}} \right)$	<i>Modelos</i>	<i>Rigidez fuera del plano</i> $K \left( \frac{\text{Ton}}{\text{mm}} \right)$	
<i>Losa Maciza</i>		3.46	M_01	5.24
<i>Firme de compresión</i>		0.182	M_02	68.66
<i>Vigueta</i>		0.14	M_03LM	4.87
<i>Vigueta y firme 70cm</i>		1.06	M_04	4.23
<i>Firme y nervaduras</i>		1.39	M_05	1.39
<i>Firme, nervaduras y viguetas sin adherencia</i>		1.8	M_06	1.8
<i>Firme, nervaduras y viguetas con adherencia</i>		3.95	M_07	1.2
<i>Firme y viguetas sin adherencia</i>		0.62		
<i>Firme y viguetas con adherencia</i>		3.14		

La Tabla 5.6 muestra la comparación entre los valores de rigideces fuera del plano teóricas entre las experimentales.

**Tabla 5.6 Relación entre rigideces fuera del plano teóricas y experimentales pruebas a flexión-cortante**

Valores Teóricos		Valores Experimentales		Relación teórico/experimental	
Modelos	Figuras	Rigidez (k) (Ton/mm)	Modelos	Rigidez lateral (Ton/mm)	$\frac{k_{teo}}{k_{exp}}$
Firme, nervaduras y viguetas con adherencia		3.95	M_01	5.24	0.75
-----	-----	-----	M_02	68.66	-----
Losa Maciza		3.46	M_03LM	4.87	0.71
Firme y viguetas con adherencia		3.14	M_04	4.23	0.74
Firme y nervaduras		1.39	M_05	1.39	1.00
Firme, nervaduras y viguetas sin adherencia		1.8	M_06	1.8	1.00
Firme y nervaduras		1.39	M_07	1.2	1.16

#### 5.4 Relación entre resistencia teórica y experimental en pruebas a cortante.

La Tabla 5.7 muestra los valores teóricos del cortante al agrietamiento por flexión ( $V_{ag}$ ) y cortante ( $V_{cR}$ ), así como los cortantes últimos por flexión y cortante cuando se consideró una grieta de 5 mm y 2 mm. También se muestran el valor del agrietamiento y el cortante último obtenidos experimentalmente. Las relaciones entre los valores teóricos y experimentales de las resistencias se muestran en la Tabla 5.8.

De las relaciones mostradas en la Tabla 5.8, las que presenta una menor dispersión son las del cortante último teórico por cortante ( $V_{ULTIMO-CORTANTE}$ ) y el cortante último experimental ( $V_{ULTIMO}$ ), lo cual manifiesta que el mecanismo dominante de falla es el asociado a la tensión diagonal por cortante, con poca influencia de la tensión por flexión. Lo anterior también se puede corroborar en los diagramas de agrietamiento mostrados en la Figura 4.10, donde se presentaba la aparición de una o varias grietas por tensión diagonal debido al cortante y muy pocas ocasionadas por la influencia del agrietamiento por flexión. En cuanto a la relación teórica y experimental del cortante por agrietamiento, se encontró que los modelos M\_03LM, M\_05 y M\_06 tuvieron una relación mayor a la unidad, volviendo a ser mayor la dispersión en el modelo M\_03LM. Por otro lado la relación para el modelo M\_06 fue de 1.44, lo que se pudiera atribuir a que el modelo ya se encontraba severamente dañado por la serie de pruebas de flexión-cortante.

**Tabla 5.7 Valores de cortantes teóricos y experimentales pruebas a *flexión-cortante***

Modelo	VALORES TEÓRICOS						VALORES EXPERIMENTALES	
	V <sub>ag</sub> FLEXION (ton)	V <sub>cR</sub> CORTANTE (ton)	V <sub>ULTIMO</sub> (ton)				V <sub>ag</sub> (ton)	V <sub>ULTIMO</sub> (ton)
			V <sub>ULTIMO-FLEXION</sub>		V <sub>ULTIMO-CORTANTE</sub>			
			Grieta 5 mm	Grieta 2 mm	Grieta 5 mm	Grieta 2 mm		
M_01	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3	11.93	20.13
M_02	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3	12.13	20.73
M_03LM	23.16	30.29	19.72	9.83	42.2	36.2	8.98	15.75
M_04	8.66	11.36	6.14	4.4	14.3	13.3	8.95	15.3
M_05	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3	7	17.32
M_06	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3	6.03	20.02
M_07	8.66	11.36	12.7	10.9	14.3	13.3	9.05	21.05

La Tabla 5.8 muestra la comparación entre los cortantes al agrietamiento, último por flexión y último por cortante para grietas de 5 mm y 2 mm teóricos entre los experimentales

**Tabla 5.8 Relación entre cortantes teóricos y experimentales pruebas a *cortante***

Modelo	$\frac{V_{ag,teo}}{V_{ag,exp}}$	V <sub>ULTIMO-FLEXION</sub>		V <sub>ULTIMO-CORTANTE</sub>	
		Grieta 5 mm	Grieta 2 mm	Grieta 5 mm	Grieta 2 mm
		$\frac{V_{u,teo}}{V_{u,exp}}$	$\frac{V_{u,teo}}{V_{u,exp}}$	$\frac{V_{u,teo}}{V_{u,exp}}$	$\frac{V_{u,teo}}{V_{u,exp}}$
M_01	0.73	0.63	0.54	0.71	0.66
M_02	0.71	0.61	0.53	0.69	0.64
M_03LM	2.58	1.25	0.62	2.68	2.30
M_04	0.97	0.40	0.29	0.93	0.87
M_05	1.24	0.73	0.63	0.83	0.77
M_06	1.44	0.63	0.54	0.71	0.66
M_07	0.96	0.60	0.52	0.68	0.63

### 5.5 Relación entre rigidez lateral teórica y experimental en pruebas a *cortante*.

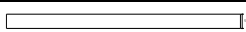


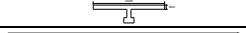



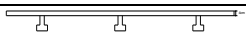
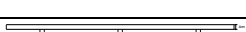
En la Tabla 5.9 se muestran los valores de las rigideces laterales para los modelos considerados como teóricos y los obtenidos experimentalmente. La Tabla 5.10 muestra la comparación entre los valores teóricos de rigidez lateral y los valores experimentales.

Las rigideces laterales experimentales en esta prueba muestran una dispersión semejante a las obtenidas en las pruebas por *flexión-cortante*. En el caso del modelo M\_03LM, el cual también se puede comparar directamente con el modelo considerado como teórico (losa maciza), se encuentra una diferencia positiva de 0.51 veces al dividir el valor de rigidez lateral teórica entre la rigidez lateral obtenida experimentalmente, lo cual se atribuye a una lectura errónea del transductor destinado a medir el desplazamiento de la losa, ya que 13 de los 14 resultados experimentales de las dos pruebas (*flexión-cortante* y *cortante*) muestran una tendencia contraria, es decir los valores experimentales fueron siempre menores a los teóricos, esto se ratificó al revisar los registros de las pruebas ya que se observó que cuando se aplicó carga al modelo el


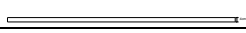

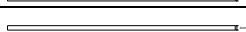



**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**

aparato registró valores negativos de desplazamiento, es decir el aparato marcó un desplazamiento contrario a la aplicación de la carga. Esta anomalía no se identificó al inicio de la prueba para su corrección oportuna. Comparando ahora los modelos parcialmente prefabricados, con el modelo teórico del firme de compresión, y con el modelo que tiene el firme de compresión y las nervaduras laterales siendo también los modelos que más se acercan a los valores obtenidos experimentalmente, se encuentran diferencias desde 1.14, cuando se compara con el modelo M\_02, hasta de 1.64 veces cuando se compara con el modelo M\_04 y M\_07. Las diferencias, de igual manera que para el caso de las pruebas de *flexión-cortante*, se pueden atribuir a la composición de la bovedilla, ya que una vez más las losas con bovedilla de arena cemento mostraron un mejor comportamiento que el resto de los modelos.

**Tabla 5.9 Rigideces laterales teóricas y experimentales pruebas a cortante**

Valores Teóricos		Valores Experimentales	
Modelos	Rigidez (KI) (ton/mm)	Modelos	Rigidez lateral máxima $K=F/D$ (ton/mm)
Losa Maciza	 128.1	M_01	51
Firme de compresión	 48.0	M_02	42.08
Vigueta	 0.025	M_03LM	253
Vigueta y firme 70cm	 4.2	M_04	35.57
Firme y nervaduras	 58.5	M_056	47.9
Firme, nervaduras y viguetas sin adherencia	 68.1	M_06	43.56
Firme, nervaduras y viguetas con adherencia	 72.2	M_07	35.75
Firme y viguetas sin adherencia	 56.2		
Firme y viguetas con adherencia	 61.4		

**Tabla 5.10 Comparación entre rigideces teóricas y experimentales pruebas a cortante**

Valores Teóricos			Valores Experimentales		Relación teórico/experimental
Modelos	Figuras	Rigidez (K) (ton/mm)	Modelos	Rigidez lateral (ton/mm)	$\frac{K_{teo}}{K_{exp}}$
Firme y nervaduras		58.5	M_01	51	1.15
Firme de compresión		48.0	M_02	42.08	1.14
Losa Maciza		128.1	M_03LM	253	0.51
Firme de compresión		58.5	M_04	35.57	1.64
Firme de compresión		58.5	M_05	47.9	1.22
Firme de compresión		58.5	M_06	43.56	1.34
Firme de compresión		58.5	M_07	35.75	1.64

**5.6 Relación entre rigidez lateral y rigidez fuera del plano, en pruebas a flexión-cortante.**

En la Figura 5.1 se muestran las relaciones entre los valores experimentales de las rigideces lateral y fuera del plano de los modelos durante la prueba de *flexión-cortante*.

Para los niveles de rigidez en el intervalo elástico de comportamiento de los modelos, se identifica que después del proceso de agrietamiento, tanto por flexión, como por cortante, de los

modelos, los niveles de degradación de la rigidez en el plano, en promedio, resulta entre 60 y 70%; y para la misma condición el porcentaje de degradación de rigidez en el plano de los modelos resultó, en promedio, entre 10 y 15%. Es preciso hacer mención que el comportamiento de estos dos parámetros, rigideces laterales y fuera del plano, para los siete modelos muestra una tendencia similar, por lo que podría pensarse en una posible tendencia para sistemas de piso en general.

De manera específica para los estados de comportamiento último, en las relaciones entre rigidez lateral ( $k_{lat}$ ) y rigidez vertical ( $k_{f,plano}$ ) para el modelo M\_01 se encontró que para una disminución de  $k_{lat}$  del 94%, solo se perdió un 65% de la  $k_{f,plano}$  lo que muestra que para niveles elevados de pérdida de rigidez lateral, aún se conserva un 35% de rigidez vertical, para este modelo en particular.

El modelo M\_02 presenta una degradación de rigideces, tanto lateral como vertical de por lo menos el 95%. Al hacer una comparación directa entre estos dos modelos M\_01 y M\_02, ya que fueron construidos con los mismos materiales, se puede ver que influye la condición de apoyo de la viga en la degradación de la rigidez fuera del plano, como ya se venía mencionando.

El modelo M\_03LM tuvo una pérdida de rigidez lateral de 96%, mientras que perdió un 79% de la rigidez fuera del plano, siendo menos competente incluso que el modelo M\_01, a pesar de ello aún conservó un porcentaje importante de rigidez fuera del plano.

El modelo M\_04 fue el modelo que presenta la mayor diferencia ya que para una pérdida de 74% de rigidez lateral solo se perdió el 21% de la rigidez fuera del plano, esto es nuevamente asociado a las nervaduras del modelo y la dirección de las viguetas, paralelas a la aplicación de la carga.

El modelo M\_05 tuvo un comportamiento similar al modelo M\_07, ya que para una degradación del 87% de rigidez lateral solo perdió el 50% de la rigidez fuera del plano.

El modelo M\_06, es el único donde se presenta una tendencia contraria, es decir la degradación de rigidez fuera del plano fue del orden de 93%, contra la lateral alrededor de 84%, esto por los problemas de aplicación de carga que se tuvieron al inicio de la prueba que se mencionó en el capítulo 4, y al existir daño considerable repercutió en su rigidez final fuera del plano.

Comparando el comportamiento de los modelos parcialmente prefabricados, resultó evidente que la condición de apoyo de las viguetas es un parámetro que repercute significativamente en el estado de la rigidez y competencia del sistema ante demandas fuera del plano.

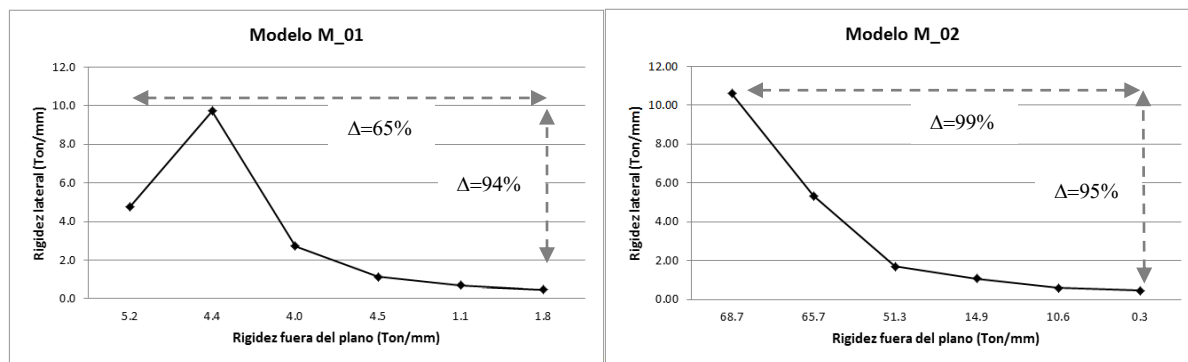
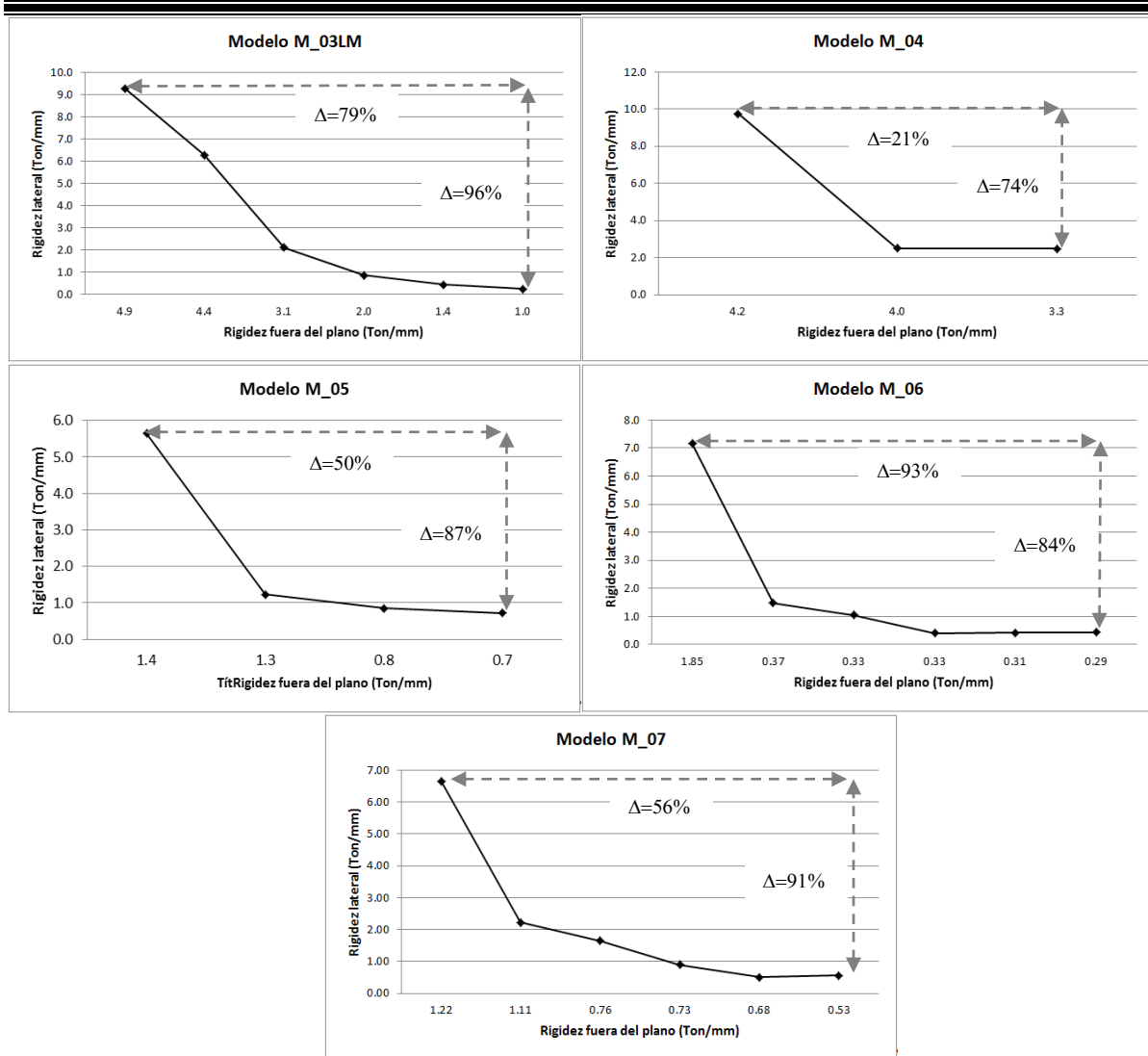


Figura 5.1 a Relación entre rigidez lateral y vertical

**ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DE LOSAS DE CONCRETO PARCIALMENTE PREFABRICADAS SUJETAS A DEMANDAS DEL TIPO SÍSMICO.**



*Figura 5.1 b Relación entre rigidez lateral y vertical*

## CONCLUSIONES

El presente trabajo surge producto de la necesidad de proporcionar información suficiente para identificar el nivel de rigidez y resistencia en el plano de sistemas de piso parcialmente prefabricados conformados por vigueta y bovedilla. La información resulta necesaria a partir de la ausencia del tema en las normas de construcción vigentes en la actualidad en nuestro país, aunado al incremento del uso de este tipo de soluciones estructurales tanto para edificación de vivienda unifamiliar de interés social, como para edificación de gran envergadura para oficinas o vivienda multifamiliar.

Con el propósito anterior se fabricaron siete modelos para prueba y se llevaron a cabo siete pruebas con un mecanismo dominante de falla de *flexión*, y siete pruebas con un mecanismo dominante de falla de *cortante*. En los catorce casos el parámetro básico de estudio fue la rigidez y la resistencia en el plano de los sistemas parcialmente prefabricados, estableciendo una comparativa directa con la rigidez y resistencia en el plano de uno de los modelos, construido con el criterio de losa maciza, representando al sistema tradicional o definido como “diafragma rígido”.

Como las conclusiones más relevantes de este trabajo experimental se pueden mencionar las siguientes:

Pruebas de *flexión-cortante*:

- En cuanto a la primer serie de pruebas realizadas, denominadas por *flexión-cortante*, en lo referente a su comportamiento ante cargas laterales en el plano se observó que todos los modelos tuvieron una falla básicamente por flexión, con reducida influencia del fenómeno de tensión diagonal por corte, como lo demuestra su respectivo patrón de agrietamiento. Este comportamiento característico se presentó en todos los modelos, independientemente de los componentes que con los que fue construido el modelo incluida la losa maciza.
- De la revisión de las relaciones carga-desplazamiento ante cargas en el plano, se identifica que los modelos menos competentes fueron el M\_02, M\_03LM y el M\_04 ya que una vez que comenzaron a agrietarse se presentaron deformaciones permanentes importantes y disminuyó de manera significativa la capacidad de seguir resistiendo la carga lateral. No es posible establecer un patrón de comportamiento debido a las características geométricas y mecánicas tan disímolas de los tres.
- Se debe mencionar que producto de la comparación entre resultados experimentales y teóricos, en cuanto a carga lateral para las pruebas de *flexión-cortante*, se pudo identificar que la propuesta teórica que más se acercó a la unidad, es decir la consideración teórica que más se parece a la experimental, fue cuando se propuso el modelo teórico de falla con una grieta en la sección crítica de flexión con un ancho máximo de 5 mm, mecanismo que corresponde con un comportamiento esperado en una falla por flexión. Este resultado también demuestra, que la falla estuvo asociada más a una falla de tensión por flexión, que a una de tensión diagonal por corte.

- Las rigideces laterales teóricas calculados para los modelos de las pruebas *flexión-cortante* fueron mayores a los resultados obtenidos experimentalmente, específicamente al establecer una relación entre el valor calculado teóricamente y el valor obtenido experimentalmente ( $K_{TEÓRICA}/K_{EXPERIMENTAL}$ ), la dispersión existente varió desde 14% hasta un 82% más, para el caso de las losas parcialmente prefabricadas y de un 133% más para el modelo de losa maciza, estos resultados indicarían que para determinar analíticamente la rigidez lateral del sistema, el emplear la expresión obtenida a partir de los conceptos de la resistencia de los materiales puede resultar conservador, sobre todo para cuando se trata de losas con bovedilla de poliestireno o con cimbra recuperable. Sin embargo, el hecho de que la relación para el elemento con mejor definición geométrica, que es la losa maciza, resulte en el mayor valor, y los elementos con componentes aligerantes de poca o nula rigidez (como son los modelos con cimbra recuperable y/o bovedilla de poliestireno) presentaron valores también grandes (en promedio 1.56) es indicativo de que las viguetas y, sobre todo, las bovedillas de cemento-arena se constituyen en un elemento que contribuye de manera no despreciable a la rigidez lateral del sistema.
- La orientación de la vigueta aportó hasta un 37% más de rigidez cuando se comparó los resultados de los modelos M\_01 y M\_02, ya que como se ha mencionado en estos la única diferencia es la orientación de la vigueta, (perpendicular para el M\_01 y paralela para el M\_02) con respecto a la aplicación de la carga.
- El tipo de bovedilla aportó hasta un 89% más de rigidez cuando se comparó los resultados de modelos M\_01 y M\_06, debido a que la única diferencia entre estos dos modelos es el tipo de bovedilla (arena-cemento para el M\_01 y poliestireno para el M\_06)
- El procedimiento de cálculo de las rigideces fuera del plano resultó con mayor nivel de aproximación, la evaluación de este parámetro permitió identificar que fueron las pruebas que más se acercaron los valores experimentales a los teóricos. De estas pruebas se puede ver que sí impacta de manera importante la composición de los modelos, es decir el tipo de bovedillas que se usaron para construirlos, ya que el modelo M\_01 al tener bovedillas de arena-cemento fue el modelo que presentó la mayor rigidez fuera del plano, incluso mayor que el modelo de losa maciza M\_03LM, que fue el modelo patrón de comparación. Lo anterior se puede creer está relacionado al mayor peralte que ostentaba el modelo parcialmente prefabricado (17 cm), comparándolo contra el de la losa maciza (12 cm), además de la presencia y contribución de la bovedilla de arena-cemento, aspecto que muestra consistencia con lo indicado en la conclusión previa.

#### Pruebas de *cortante*:

- Los patrones de agrietamiento de las pruebas denominadas por *cortante* muestran que el mecanismo de falla dominante fue el de tensión diagonal por cortante, con poca influencia del fenómeno de tensión por flexión. En todos los modelos se presentó por lo menos una grieta principal aproximadamente a 45° que iba desde el punto donde se encontraban anclados los modelos hasta el punto de aplicación de la carga lateral. De estos patrones se puede ver que los únicos dos modelos que presentaron tensión diagonal por cortante pura fueron el M\_01 y el M\_06 ya que en ellos no se presentó ni una sola grieta asociada al fenómeno de tensión por flexión. Esta característica se puede asociar a la presencia de las viguetas presforzadas ancladas en la sección crítica de momento flexionante.



- Considerando los planteamientos teóricos empleados para comparar los resultados analíticos, con los experimentales, se identificó que los resultados experimentales que más se parecen a los teóricos fue al comparar el cortante último, cuando se esperaba una falla asociada al fenómeno de tensión diagonal por cortante. Esta buena aproximación es consistente con los patrones de agrietamiento que presentaron los modelos y el mecanismo de falla definido en consecuencia.
- Con base en las relaciones carga desplazamiento se pudo identificar que los modelos que manifestaron mayor ductilidad fueron los que tenían la vigueta orientada en sentido paralelo a aplicación de carga. Lo anterior permite considerar a la orientación de las viguetas como un parámetro de estudio no definido.
- Continuando con la incertidumbre relacionada con la orientación de las viguetas, en cuanto a los valores de rigidez lateral para las pruebas por *cortante*, se observó que los modelos que presentaron mayor rigidez lateral fueron los que tenían la vigueta orientada en sentido perpendicular a la dirección de la carga lateral, aunque debe tenerse en cuenta que también hubo un incremento en la rigidez producto de las nervaduras laterales que tenían la mayoría de los modelos. ya que el modelo M\_05, que tenía nervaduras laterales pero viguetas ubicadas en sentido paralelo a la aplicación de la carga, tuvo una rigidez lateral 34% veces mayor que el modelo M\_04, modelo que tenía las viguetas perpendiculares a la aplicación de la carga lateral, pero no tenía nervaduras laterales.
- Estos resultados ponen nuevamente de manifiesto que el tipo de bovedilla impacta directamente en el aumento de rigidez de los modelos, igual que en las pruebas anteriores por *flexión-cortante*, como se puede ver al comparar el modelo M\_01 y el M\_02 de forma directa, dando una diferencia de 21% una vez más a favor del primero.

#### Comentarios generales:

- La degradación de rigidez fuera del plano está ligada directamente a la degradación de rigidez lateral, aunque no en la misma proporción, ya que a pesar de que algunos modelos presentaban una degradación severa de rigidez lateral, aún conservaban un nivel importante de rigidez fuera del plano, sobre todo los modelos con viguetas orientadas en dirección perpendicular a la aplicación de la carga lateral.
- El modelo M\_03LM, de la losa maciza, fue el modelo que presentó la mayor deficiencia en todas las pruebas ya que al comparar los resultados teóricos contra los experimentales presentó la mayor dispersión e incluso antes de que ocurriera el agrietamiento en el modelo, hubo diferencias. Lo anterior puede considerarse indicativo de que hubo deficiencias a la hora de diseñarlo y construirlo, lo que se comprueba a la hora de la realización de las pruebas ya que en ambas falló el anclaje y la adherencia del acero de refuerzo, como se reportó en el cuerpo de este trabajo.
- El mejor comportamiento en todas las pruebas lo presentó el modelo construido a base de bovedilla de arena-cemento M\_01, esto se puede suponer debido a que en él las bovedillas, así como las cuñas que se formaron entre las viguetas, las bovedillas y el firme de compresión se hicieron de manera adecuada. El mayor peralte total del elemento, ayudaron a tener un mejor desempeño ya que los resultados experimentales reportaron valores en algunos casos mayores que los experimentales y superiores a los obtenidos

para la losa maciza M\_03LM, que fue el modelo de comparación en todas y cada una de las pruebas realizadas

- Finalmente, y a modo de recomendación se puede comentar que es necesario garantizar la formación de la cuña de concreto entre los elementos prefabricados (viguetas y bovedillas) y el firme de compresión ya que los resultados de este estudio permitieron reportar que la conformación adecuada y monolítica de la cuña con los demás componentes del sistema aportan resistencia y rigidez tanto fuera del plano, como en el plano, a los modelos y además se puede considerar que existe adherencia entre todos los elementos que forman el sistema cuando la cuña de concreto está conformada de manera adecuada.
- Todos los resultados y la información recopilada de las pruebas de este estudio serán entregados al comité de la Norma Mexicana NMX-C-406-1997-ONNCCE para su utilización, revisión e inclusión dentro de la misma

## REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS.

**Esteva L** (1966), “Investigación experimental sobre el comportamiento de diafragmas constituidos por losas precoladas de concreto celular”, Revista del IMCYC, Vol. 4, No. 21. Julio-Agosto.

**Gómez G. B., Guerrero C. J.J. e Iglesias J. J.**, (2000), “Estudio de la rigidez y resistencia, en su plano, de sistemas de piso”, Memorias Técnicas, XII Congreso Nacional de Ingeniería Estructural. León, Gto. México, Noviembre.

**López-Bátiz O., Casamayor C.H., Ortiz V.E. y Silva O.T.H.**, (2000), “Estudio experimental sobre el comportamiento de estructuras con sistema de piso de vigueta y bovedilla sujetas a cargas laterales”, Informe Técnico Interno, Centro Nacional de Prevención de Desastre. México, D.F., México, Diciembre.

**Egor P. Popov** “Introducción a la mecánica de sólidos” Editorial LIMUSA SA de CV. 1992 Decima reimpresión, pp 136

**Gobierno del Distrito Federal** (GDF, 2004-a), “Normas técnicas complementarias para el diseño y construcción de estructuras de concreto”, Gaceta Oficial del Distrito Federal, Tomo II, No. 103-Bis, 6 de octubre, pp. 145-150.