

# CUADERNOS INTEMAC

**Evaluación de la aplicación del método de los pórticos virtuales al cálculo de la flecha instantánea y diferida en forjados sin vigas**

**Evaluation of the application of the equivalent frame method to the calculation of instantaneous and long-time deflections in two-way slabs**

Luis García Dutari  
Dr. Ingeniero de Caminos

Prof. José Calavera Ruiz  
Dr. Ingeniero de Caminos



**INTEMAC**

INSTITUTO TECNICO DE MATERIALES Y CONSTRUCCIONES

**N.º 26**

2.º TRIMESTRE '97

# INTEMAC



METIRE UT SCIAS

## INTEMAC

### INSTITUTO TECNICO DE MATERIALES Y CONSTRUCCIONES

LABORATORIO DE ENSAYOS DE MATERIALES Y CONSTRUCCIONES

CONTROL DE PROYECTO

CONTROL DE OBRA

GARANTIA DE CALIDAD

SONDEOS, ENSAYOS E INFORMES GEOTECNICOS

INFORMES DE PATOLOGIA, REHABILITACION Y REFUERZOS DE CONSTRUCCIONES

OBRAS PUBLICAS  
EDIFICACION  
INSTALACIONES



**INTEMAC**  
A U D I T

### AUDITORIA TECNICO-ECONOMICA DE CONSTRUCCIONES

- ASESORIA EN EL PLANTEAMIENTO Y EN LA CONTRATACION DE LA OBRA
- SEGUIMIENTO DE COSTOS Y PLAZOS DURANTE LA CONSTRUCCION
- VALORACIONES DE TERRENOS, INMUEBLES Y CONSTRUCCIONES
- AUDITORIAS DE TRABAJOS PARCIALES Y DE LIQUIDACION DE LA OBRA



**INTEMAC**  
**E C O**

### AUDITORIA TECNICA MEDIOAMBIENTAL

CONTROL DE IMPACTO AMBIENTAL

Obras Públicas  
Edificación  
Instalaciones

CONTROL DE CALIDAD AMBIENTAL

Aire  
Agua  
Ruido

AUDITORIA MEDIOAMBIENTAL

ASESORAMIENTO EN MATERIA DE MEDIO AMBIENTE

---

**EVALUACIÓN DE LA APLICACIÓN DEL MÉTODO DE LOS PÓRTICOS VIRTUALES  
AL CÁLCULO DE LA FLECHA INSTANTÁNEA Y DIFERIDA  
EN FORJADOS SIN VIGAS.**

---

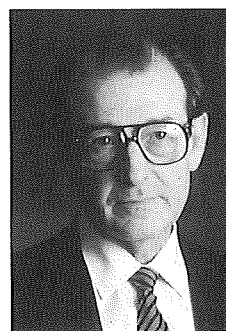
**EVALUATION OF THE APPLICATION OF THE EQUIVALENT FRAME METHOD  
TO THE CALCULATION OF INSTANTANEOUS AND LONG-TIME DEFLECTIONS  
IN TWO-WAY SLABS.**



**Luis García Dutari**

Doctor Ingeniero de Caminos  
Investigador  
Centro Experimental de Ingeniería  
Universidad Tecnológica de Panamá

Doctor in Civil Engineering  
Researcher  
Centro Experimental de Ingeniería  
Universidad Tecnológica de Panamá



**José Calavera Ruiz**

Doctor Ingeniero de Caminos  
Catedrático de Edificación y Prefabricación de la E.T.S. de  
Ingenieros de Caminos, Canales y  
Puertos de Madrid

Doctor in Civil Engineering  
Head of Department of Building and Prefabrication  
E.T.S. de Ingenieros de Caminos, Canales y  
Puertos de Madrid

Copyright © 1997, INTEMAC

Todos los derechos reservados. Ninguna parte de esta publicación puede ser reproducida o distribuida de ninguna manera ni por ningún medio, ni almacenada en base de datos o sistema de recuperación, sin el previo permiso escrito del editor.

All rights reserved. No part of this publication may be reproduced or distributed in any form or by any means, or stored in a data base or retrieval system, without the prior written permission of the publisher.

ISSN 1133-9365

Depósito legal: M - 22272-1997  
Infoprint, S.A. - San Vicente Ferrer, 40



## INDEX

1. INTRODUCTION
2. METHODS FOR CALCULATING DEFLECTION IN TWO-WAY SLABSS
  - 2.1. Equivalent Frame Method
  - 2.2. Methods based on Finite Elements
3. APPROACH TO THE RESEARCH CONDUCTED
4. COMPARATIVE STUDY
5. RESULTS
6. COMPARISON BETWEEN MOMENT DIAGRAMS FOR THE TWO METHODS
7. CONCLUSIONS ON DEFLECTIONS CALCULATED BY THE EQUIVALENT FRAME METHOD
8. CONCLUSIONS ON MOMENT DIAGRAMS OBTAINED WITH THE EQUIVALENT FRAME METHOD

## INDICE

1. INTRODUCCIÓN
2. MÉTODOS DE CÁLCULO DE FLECHAS EN FORJADOS SIN VIGAS
  - 2.1. Método de los Pórticos Virtuales
  - 2.2. Métodos basados en los Elementos Finitos
3. PLANTEAMIENTO DE LA INVESTIGACIÓN DESARROLLADA
4. ESTUDIO COMPARATIVO
5. RESULTADOS OBTENIDOS
6. COMPARACIÓN ENTRE LOS DIAGRAMAS DE MOMENTOS DE AMBOS MÉTODOS
7. CONCLUSIONES SOBRE LAS FLECHAS CALCULADAS POR MEDIO DEL MÉTODO DE LOS PÓRTICOS VIRTUALES
8. CONCLUSIONES SOBRE LOS DIAGRAMAS DE MOMENTOS OBTENIDOS CON EL MÉTODO DE LOS PÓRTICOS VIRTUALES

**NOTA.-** El presente texto es un resumen de la tesis doctoral sobre el mismo tema del Dr. García Dutari, escrita bajo la dirección del Prof. J. Calavera y defendida en la Escuela de Ingenieros de Caminos de la Universidad Politécnica de Madrid.

**NOTE.-** Present paper is the summary of Dr. García Dutari's doctor's thesis on the subject, conducted under the direction of Prof. J. Calavera in the School of Civil Engineering of Madrid.

## SUMMARY

*This paper presents the results of a study conducted to analyse the effectiveness of the frame method for calculating deflection as compared to the results obtained from the more demanding finite element analysis. The study focuses on the specific case of two-way slabs.*

*Firstly, a summary is given of the various methods for calculating deflection in two-way slabs, with the emphasis on the equivalent frame and finite element methods. Thereafter the comparative study is discussed with respect to the variables considered, such as: construction procedures, panel span lengths, kind of panel and live loads.*

*An analysis of the results showed that the equivalent frame method tends to overestimate deflection as compared to the results obtained using finite element analysis.*

*A more detailed study showed a difference between the moment diagrams obtained using the two methods. This difference may be attributed to concrete cracking, not taken into account in the stiffness calculations performed under the equivalent frames method structural analysis from which the moments are obtained.*

## 1. INTRODUCTION

Both lightweight and solid slabs have been highly popular in building and are being more and more extensively used in housing, industrial buildings and in under -and above- ground parking lots.

One of the factors that conditions the design of this kind of structures most severely is the limit state of deflection. Research on the deformability of two-way slabs, much of it conducted on slabs, has given rise to great volumes of data, observations and methods for calculating deflection which have proved to be of practical use.

Many methods for calculating deflection in two-way slabs are generalisations of works done in respect of members subjected to bending. The concept of Effective Inertia, proposed by D.E. BRANSON and the Curvature Interpolation Method developed by R. FAVRE deserve particular mention in this regard.

Studies have likewise been conducted to evaluate long-time deflection. Two general methods have been developed to compute this, the first of which is based on computing long-time deflection by multiplying immediate deflection by a factor that takes account of creep and shrinkage. The second method is based on an analysis of the section strain, including the effects of creep and shrinkage stresses in the reinforced concrete constitutive equation. These methods have likewise been developed for use in two-way slabs.

The methods for calculating deflection are based on the application of these concepts to widely used analytical methods. The ways most commonly used for two-way slabs are the equivalent frame and finite element analysis.

Of the two, the equivalent frame method is of greater practical interest since it is easier to apply than the finite element method. Moreover, the equivalent frame method has always been found to be valid for two-way slabs.

It should be stressed that neither Code ACI 318-89 (1) nor Instruction EH-91(2) discusses any method for calculating deflections in two-way slabs. The lack of an established standard is a clear indication that there are no generally accepted reliable and readily applied practical methods.

Furthermore, the increase in design span, the reduction of the moment of inertia due to the use of high tensile steel and the reduction of safety coefficients have contributed to a rise in reinforced concrete member deformability, with the concomitant increase in active deflection and the problems this occasions.

The purpose of the present study is to investigate deflection as calculated by numerically integrating the curvatures determined using moment diagrams obtained from equivalent frame analysis. Curvatures were calculated accounting for cracking, creep and shrinkage, as well as the effect on deflection of construction loading due to shoring of consecutive storeys. This study covers two-way slabs only.

To compare the deflection as computed using the equivalent frame method, a program was developed based on the finite element method which is able to model cracking, creep and shrinkage stress in plate bending, as well as the effect of construction procedures on deflection. Good agreement was found between the results obtained with the program and values measured during four laboratory tests.

## RESUMEN

*El objetivo de esta publicación es el de presentar los resultados de un estudio comparativo, donde se analiza la efectividad del método de cálculo de flechas basado en el concepto de los pórticos virtuales, contra los resultados obtenidos de un análisis más riguroso basado en el método de elementos finitos. El estudio centra su atención en el caso de forjados sin vigas.*

*Primeramente, se presenta un resumen de los métodos de cálculo de flechas en forjados sin vigas, haciendo énfasis en el método de los pórticos virtuales y el método de elementos finitos. A continuación se presenta el estudio comparativo que se ha realizado. Dicho estudio toma en cuenta diferentes variables, tales como el proceso constructivo, relaciones de luces del recuadro, tipo de recuadro y sobrecarga de uso.*

*Del análisis de los resultados podemos deducir que existe una marcada tendencia del método de los pórticos virtuales a sobrevalorar las deformaciones, si se compara con los resultados obtenidos por el método de los elementos finitos.*

*Un estudio más detenido demuestra que existe una diferencia entre los diagramas de momentos obtenidos por ambos métodos. Esta diferencia puede ser atribuida al fenómeno de la fisuración del hormigón, dado que el método de los pórticos virtuales no toma en cuenta la misma en el cálculo de la rigidez, al momento de hacer el análisis estructural que obtiene las leyes de momentos.*

## 1. INTRODUCCIÓN

Los forjados sin vigas, ya sean aligerados ó de losa maciza, han tenido una gran aceptación en el ámbito de la edificación y su utilización en edificios de habitación, edificios industriales y zonas de estacionamiento, ya sea subterráneos o sobre el nivel del suelo, está cada día más extendida.

Una de las condiciones de diseño más severas en este tipo de estructuras es el estado límite de deformación. Gran parte de las investigaciones sobre la deformabilidad de los forjados sin vigas se han realizado en placas macizas, y las mismas han generado una gran cantidad de datos, observaciones y métodos de cálculo de flecha que son de utilidad práctica.

Muchos métodos de cálculo de flechas en forjados sin vigas son generalizaciones de trabajos realizados para elementos sometidos a flexión simple. En particular, cabe destacar el concepto de Inercia Efectiva, propuesto por D.E. BRANSON y el Método de Interpolación de Curvaturas, desarrollado por R.FAVRE.

También se han realizado estudios para evaluar las flechas diferidas. Se han desarrollado dos métodos generales para el cálculo de la flecha diferida; el primero se basa en calcular la flecha diferida multiplicando la flecha instantánea por un factor que toma en cuenta la fluencia y la retracción. El segundo está basado en un análisis de la sección a nivel de deformaciones unitarias, incorporando los efectos de fluencia y retracción en la ecuación constitutiva del hormigón armado. Estos métodos también han sido desarrollados para su utilización en forjados sin vigas.

Los métodos de cálculo de flechas se basan en la aplicación de estos conceptos a métodos de análisis ampliamente difundidos. En el caso de forjados sin vigas los más utilizados son el método del pórtico virtual y el método de los elementos finitos.

De los dos métodos de análisis mencionados, el que más interés práctico presenta es el método del pórtico virtual, dado que es muy sencillo de aplicar, si se compara con el método de los elementos finitos. Sin embargo, la validez del método de los pórticos virtuales para calcular las flechas siempre ha sido verificada para forjados sin vigas de placa maciza.

Es importante recalcar que ni el código ACI 318-89 (1) ni la Instrucción EH-91(2), presentan un método de cálculo de flechas para forjados sin vigas. Esta falta de normativa indica claramente que aún no existen métodos fiables y de fácil aplicación práctica que sean de aceptación general.

Además, el aumento de las luces de proyecto, la reducción del momento de inercia debida al empleo de aceros de alta resistencia y la reducción de los coeficientes de seguridad, han contribuido a que la deformabilidad de las estructuras de hormigón armado aumente, con el correspondiente incremento de la flecha activa y de los problemas que esto ocasiona.

## 2. METHODS FOR CALCULATING DEFLECTION IN TWO-WAY SLABS

Deflection in two-way slabs can be calculated by various methods, depending on the degree of complexity and accuracy sought. The most commonly used methods for calculating deflection are as follows:

- Methods based on equations associated with the elastic theory of plates.
- Equivalent frame method.
- Finite element method.

Method a) is difficult to apply, since there are very few solutions to the differential equation for plates that can be used in real situations, which often involve irregular geometry, cracking, different reinforcement, creep and shrinkage. Methods b) and c) are more often used and are described below.

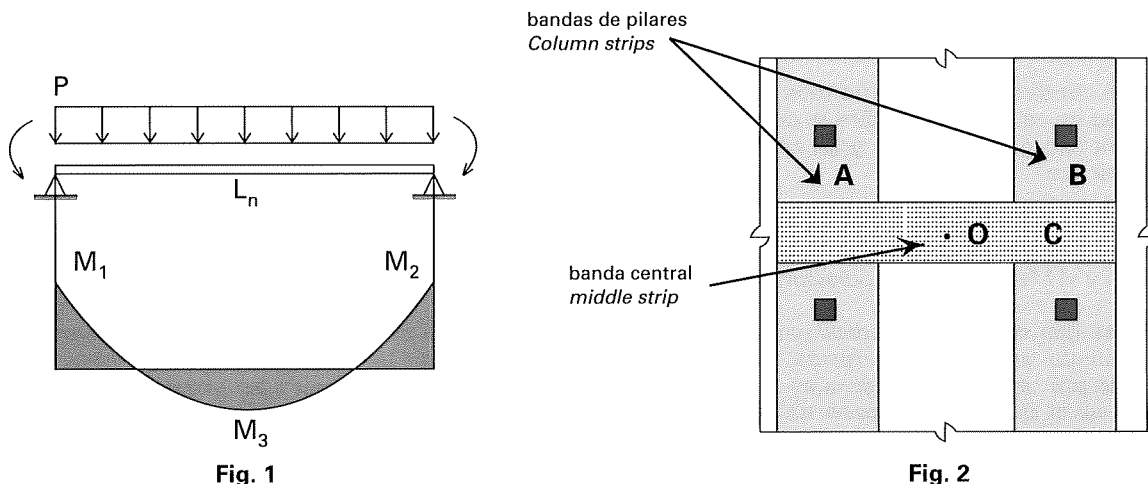
### 2.1. Equivalent Frame Method

This is the method most commonly used for calculating deflection in two-way slabs. Since first formulated by VANDERBILT (3) and extended by NILSON and WALTERS (4), it has evolved to reach the state-of-the-art version reflected in the ACI committee 435 report (13) on calculating deflection in two-way slabs, attributed to SCANLON and MURRAY (5).

In its current version, application of the equivalent frame method to the calculation of two-way slabs initially involves computing the moment diagrams for slab panel middle and column strips, pursuant to the methodology developed and discussed in chapter 13 of ACI standard ACI-318-89 (revised in 1992)(1).

Once the moments are found, deflection is computed assuming that the middle and column strips are beams and calculating deflection as usual for such members.

Cracking is accounted for by using the BRANSON concept of effective moment of inertia and account is taken of creep and by multiplying the immediate deflection due to dead load by a coefficient which usually ranges in value from 3 to 5.



If the load is assumed to be uniformly distributed over the strip, (see Figure 1), the isostatic moment can be obtained via static equilibrium conditions from equation [1]:

$$\frac{PL_n^2}{8} = \frac{(M_1 + M_2)}{2} + M_3 = M_0 \quad [1]$$

$L_n$  is the clear span measured face-to-face of columns,  $P$  is the uniform load per unit of length and  $M_0$  is the isostatic moment for the span. The deflection at midspan of each strip is:

$$\Delta = \frac{5}{384} \frac{P \cdot L_n^4}{E_{cI_e}} - \frac{(M_1 + M_2)L_n^2}{16E_{cI_e}} \quad [2]$$

where  $I_e$  is BRANSON's effective moment of inertia. As indicated in Figure 2, deflection at point O or midpanel is determined by calculating the deflections at the midspan of column strips A and B and adding the deflection in middle



El objetivo de esta investigación es el de estudiar las flechas calculadas integrando numéricamente las curvaturas, que se han determinado utilizando los diagramas de momentos derivados del método de los pórticos virtuales. En el cálculo de las curvaturas se han tomado en cuenta la fisuración, fluencia y retracción, así como también el efecto del proceso constructivo de cimbrado de plantas consecutivas en la flecha. La investigación estudia solamente los casos de forjados sin vigas aligerados.

Para comparar las flechas calculadas mediante el método del pórtico virtual se ha desarrollado un programa basado en el método de los elementos finitos, capaz de modelizar, en flexión de placas, la fisuración, fluencia y retracción, así como el efecto que tiene sobre la flecha el proceso constructivo. Este programa ha sido contrastado con cuatro ensayos de laboratorio, dando buenos resultados.

## 2. MÉTODOS DE CÁLCULO DE FLECHAS EN FORJADOS SIN VIGAS

El cálculo de flechas en forjados sin vigas se puede realizar con diferentes métodos, dependiendo del grado de complejidad y exactitud que se desee obtener. Dentro de los métodos de cálculo de flechas más utilizados se pueden mencionar los siguientes:

- a) Métodos basados en las ecuaciones de la teoría elástica de placas.
- b) Método de los pórticos virtuales.
- c) Método de los elementos finitos.

El método a) es de difícil aplicación, dado que existen muy pocas soluciones de la ecuación diferencial de placas que se puedan aplicar a los casos reales, los cuales tienen, generalmente, una geometría irregular, fisuración, diferente armado, fluencia y retracción. Los métodos b) y c) son más utilizados y los describiremos a continuación.

### 2.1. Método de los Pórticos Virtuales

Es el más difundido para el cálculo de flechas en forjados sin vigas. Ha evolucionado desde su primera formulación debida a VANDERBILDT (3), pasando por la formulación debida a NILSON y WALTERS(4), hasta la última versión recogida en el estado del arte del comité 435 del ACI (5) acerca del cálculo de flechas en forjados sin vigas, la cual es debida a SCANLON y MURRAY(6).

En su versión actual, la aplicación del método de los pórticos virtuales al cálculo de la flecha de forjados sin vigas implica inicialmente el cálculo de los diagramas de momentos en las bandas centrales y de pilares de los recuadros del forjado, de acuerdo con la metodología desarrollada y recogida en el capítulo 13 de la norma ACI -318-89 (Revisada en 1992)(1).

Una vez obtenidos los momentos, se procede a calcular las flechas suponiendo que las bandas centrales y de pilares son vigas y realizando el cálculo de la flecha de acuerdo con la práctica habitual para tales elementos.

La fisuración se toma en cuenta utilizando el concepto de momento de inercia efectivo de BRANSON y la fluencia y retracción se toman en cuenta multiplicando la flecha instantánea debido a la carga permanente por un coeficiente multiplicador, cuyo valor varía usualmente entre 3 y 5.

Si se supone que la carga en la banda está uniformemente distribuida (ver Figura 1) y esta se puede obtener por condiciones de equilibrio estático, a partir de la ecuación [1]:

$$\frac{PL_n^2}{8} = \frac{(M_1 + M_2)}{2} + M_3 = M_0 \quad [1]$$

donde  $L_n$  es la luz entre cara de pilares,  $P$  es la carga uniforme por unidad de longitud y  $M_0$  es el momento isostático en el vano. La flecha en el centro de cada banda es:

$$\Delta = \frac{5}{384} \frac{P \cdot L_n^4}{E_c I_e} - \frac{(M_1 + M_2) L_n^2}{16 E_c I_e} \quad [2]$$

Donde  $I_e$  es el momento de inercia efectiva de acuerdo con BRANSON. Observando la Figura 2, la flecha en el punto O, centro del recuadro, se determina calculando la semisuma de las flechas en el centro de las bandas de pilares A y B, más la flecha de la banda central C. Cuando el recuadro no es cuadrado, o presenta una configuración diferente en cada dirección, se realiza el procedimiento descrito anteriormente, para los dos conjuntos de bandas centrales y de pilares ortogonales. Como flecha del recuadro se toma la media de los dos valores.

strip C. When the panel is not square or has a different configuration in each direction, the above procedure is followed for the two sets of orthogonal middle and column strips. Panel deflection is taken to be the mean of these two values.

## 2.2. Methods based on Finite Elements

The finite element method can be used to analyse plates with irregular conditions of support or load. The effects of edge beams, columns, capitals and drop panels can be readily computed. There are, moreover, many references and programs available for use for this purpose. For a full discussion of calculating deflections with the Finite Element Method, see (6). See (7) for a discussion of the Finite Element Method.

The primary advantage of the finite element method is that concrete cracking, creep and shrinkage can be introduced with relative ease. It suffices to suitably modify the stress-strain relations. Only these constitutive relations will, then, be discussed below.

One way to take account of cracking is as proposed by ACI Committee 435 (19), based on SCANLON and MURRAY's paper (5). This proposal is a generalisation of BRANSON's formula for plates.

If the material is orthotropic in the orthogonal directions x and y, usually the reinforcement directions, the relationship between moments and curvatures can be expressed as:

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_x I_g}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{\mu_x E_y I_g}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ \frac{\mu_y E_x I_g}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{E_y I_g}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{G_{xy} h^3}{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \psi_x \\ \psi_y \\ \psi_{xy} \end{bmatrix} \quad [3]$$

Where  $I_g$  is the gross section moment of inertia per unit of length.

Conducting, firstly, an analysis of the member, assuming that it is not cracked, moments  $M_x$  and  $M_y$  can be found for each section as required. The following effective moments of inertia are used to take account of cracking in each direction:

$$I_{ex} = \left( \frac{M_f}{M_x} \right)^3 \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_f}{M_x} \right)^3 \right) \cdot I_{crx} \quad [4]$$

$$I_{ey} = \left( \frac{M_f}{M_y} \right)^3 \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_f}{M_y} \right)^3 \right) \cdot I_{cry}$$

where  $I_{ax}$  and  $I_{ay}$  are the moments of inertia of the cracked sections in directions x, y. According to BRANSON, the fourth power should be used in equations [3] instead of the third; nonetheless, the third power is considered appropriate where the entire span is considered. Substituting the corresponding moments of inertia found in [4] for  $I_g$  in [3] yields:

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_x I_{ex}}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{\mu_x E_y I_{ey}}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ \frac{\mu_y E_x I_{ex}}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{E_y I_{ey}}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{G_{xy} h^3}{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \psi_x \\ \psi_y \\ \psi_{xy} \end{bmatrix} \quad [5]$$

Equation [5] is used instead of [3] to deduce the stiffness matrix of finite elements and obtain a new solution. The process is reiterated until the results show no significant changes.

## 2.2. Métodos basados en los Elementos Finitos

El método de los elementos finitos puede ser utilizado para analizar placas con condiciones irregulares de apoyos o cargas. Pueden analizarse los efectos de las vigas de borde, pilares, capiteles y macizados sin ningún inconveniente. Además existen muchas referencias y programas realizados, que se pueden utilizar para el efecto. Para una exposición completa de la aplicación del Método de los Elementos Finitos en el cálculo de flechas, véase (6). Para una exposición del Método de los Elementos Finitos, véase (7).

La ventaja fundamental del Método de los Elementos Finitos es que permite introducir la fisuración, fluencia y retracción del hormigón, en una forma bastante sencilla. Basta con modificar las relaciones entre las tensiones y deformaciones de una manera conveniente. Por lo tanto, discutiremos en adelante solamente estas ecuaciones constitutivas.

Uno de los métodos para tomar en cuenta la fisuración es propuesto por el Comité 435 del ACI (19), basado en los trabajos de SCANLON y MURRAY (5). Esta propuesta es una generalización de la fórmula de BRANSON para placas.

Si el material es ortótropo en las direcciones ortogonales  $x$  e  $y$ , generalmente las direcciones de las armaduras, la relación entre momentos y curvaturas se puede escribir como:

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_x I_g}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{\mu_x E_y I_g}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ \frac{\mu_y E_x I_g}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{E_y I_g}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{G_{xy} h^3}{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \psi_x \\ \psi_y \\ \psi_{xy} \end{bmatrix} \quad [3]$$

Donde  $I_g$  es el momento de inercia de la sección bruta, por unidad de longitud.

Realizando primeramente un análisis de la estructura, suponiendo que no se encuentra fisurada, se pueden determinar para cada sección necesaria los momentos  $M_x$  y  $M_y$ . Para tomar en cuenta la fisuración en cada dirección se utilizan los siguientes momentos de inercia efectivos:

$$I_{ex} = \left( \frac{M_f}{M_x} \right)^3 \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_f}{M_x} \right)^3 \right) \cdot I_{crx} \quad [4]$$

$$I_{ey} = \left( \frac{M_f}{M_y} \right)^3 \cdot I_g + \left( 1 - \left( \frac{M_f}{M_y} \right)^3 \right) \cdot I_{cry}$$

Donde  $I_{crx}$  e  $I_{cry}$  son los momentos de inercia de las secciones fisuradas en las direcciones  $x$ ,  $y$ . De acuerdo con BRANSON, se debería utilizar, en las ecuaciones [3], la cuarta potencia en vez de la tercera; sin embargo la tercera potencia se considera adecuada, para el conjunto de la luz. Sustituyendo  $I_g$  en [3] por los correspondientes momentos de inercia dados en [4], tenemos:

$$\begin{bmatrix} M_x \\ M_y \\ M_{xy} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{E_x I_{ex}}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{\mu_x E_y I_{ey}}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ \frac{\mu_y E_x I_{ex}}{1-\mu_x \mu_y} & \frac{E_y I_{ey}}{1-\mu_x \mu_y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{G_{xy} h^3}{12} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \psi_x \\ \psi_y \\ \psi_{xy} \end{bmatrix} \quad [5]$$

La ecuación [5] se utiliza en vez de la [3] para deducir la matriz de rigidez de los elementos finitos y obtener una nueva solución. El proceso se realiza hasta que no se obtengan cambios notables en los resultados.

Although torsional stiffness may be expected to diminish due to cracking, it is extremely difficult to quantify. Results are not very sensitive to variations in torsional stiffness and no appreciable errors are introduced if it is assumed that its value always corresponds to the non-cracked state for any load level. See reference (8). This is not found to be the case in lightweight plates.

SCANLON and MURRAY contrasted this analytical procedure to the experimental results of tests run by McNEICE (9) on a square corner-supported plate subjected to a midpanel load. The agreement between measured and calculated deflections was found to be good.

FAVRE and CHARIF (10) present a different method for taking account of cracking. This method is likewise applicable when creep and shrinkage are found. The first step, assuming that the slab is made of plain, uncracked concrete, is to determine the moments in member interiors. Thereafter the principal moments and their directions are determined.

The direction of the principal moments will not coincide with the direction of the reinforcement. To solve this problem, the JOHANSEN yield line method is applied to compute the equivalent reinforcement for each principal direction. Once the equivalent reinforcement is calculated for each principal direction, the curvatures for the cracked and uncracked states are computed, taking account of both creep and shrinkage. The cracking level is accounted for by computing the average curvature as described by FAVRE (11).

The next step is to determine the  $D_x$ ,  $D_y$ ,  $D_1$  and  $D_{xy}$  coefficients that define the relationship between curvature and moments in an anisotropic plate. Given that the mean moments and curvatures have been computed for the global direction, these coefficients can be determined using the expression [6]. The average curvatures in global directions  $x$  and  $y$  are determined from the previously computed curvatures in the principal directions.

$$\begin{aligned} D_{xym} &= \frac{M_{xy}}{2\psi_{xtm}} & D_{xm} &= \frac{M_x - D_1\psi_{ym}}{\psi_{xm}} \\ D_{1m} &= \frac{2\mu D_{xym}}{1 - \mu} & D_{ym} &= \frac{M_y - D_1\psi_{ym}}{\psi_{ym}} \end{aligned} \quad [6]$$

The process is continued until results with an acceptable error are obtained. This procedure has also been contrasted to experimental figures, yielding good results in respect of immediate deflection. It also provided good results for long-term deflection due to dead load.

### 3. APPROACH TO THE RESEARCH CONDUCTED

The purpose of this study was to investigate the validity of the equivalent frame method for calculating deflection in waffle slabs. To do so, the deflection at midpanel in two-way slabs calculated with the equivalent frame method was compared to the results computed using the Finite Element Method.

The Curvature Integration Method was used, based on moment diagrams previously obtained from equivalent frame analysis to determine strip deflection. We used the Equivalent Frame Method as it is described in the ACI 318-89, revised 92.

Firstly, curvature was calculated in a series of uniformly spaced sections in the strips. Cracking, creep and shrinkage stress were taken into account in calculating the curvature by applying the methodology developed by FAVRE as reflected in CEB Bulletin 158 (11). Deflection in each of the strips was determined by applying the Virtual Work Method, numerically integrating the corresponding equation as described by CALAVERA and GARCÍA (15). Deflection at midpanel was determined from strip deflections.

The deflection results reached using the above method were compared to the results obtained from the Finite Element Method for computing deflection in two-way slabs via the procedure developed by the authors and described in reference (6)\*.

This procedure takes account of cracking, creep and shrinkage in the constitutive equation for the material, used to determine the stiffness matrix of plate and beam members, which in turn serve as a basis for modelling the solid and waffle areas, respectively.

### 4. COMPARATIVE STUDY

In this study, the member used was a two-way slab consisting of 9 panels. i.e., three in each direction with the same span length in any given direction. This made it possible to calculate deflection for corner, edge and middle panels. The deflection values compared were always the values found at midpanel.

\* This method is similar to the one used by FAVRE and CHARIF. However, equation [6] was replaced by the constitutive equations used by HUBER and discussed in TIMOSHENKO's classic book, Theory of Plates and Shells [12].

Aunque es de esperar una disminución en la rigidez a torsión debido a la fisuración, una estimación cuantitativa de esta es extremadamente difícil. Los resultados no son muy sensibles a la variación de la rigidez a torsión, y no se introducen errores apreciables si se asume que esta siempre tiene el valor correspondiente al estado no fisurado para cualquier nivel de carga. Véase la referencia (8). Esto no se cumple para placas aligeradas.

SCANLON y MURRAY contrastaron este procedimiento de análisis con los resultados experimentales de una placa cuadrada, sometida a una carga en el centro y apoyada en sus cuatro esquinas, la cual fue ensayada por MCNEICE (9). Encuentran una buena correspondencia entre la flecha medida y la flecha calculada.

FAVRE y CHARIF (10), presentan un método diferente para tomar en cuenta la fisuración. Este método es también aplicable cuando existe fluencia y retracción. El primer paso de este método es determinar, suponiendo que el forjado es de hormigón en masa y sin fisurar, los momentos en el interior de los elementos. Luego se determinan los momentos principales y sus direcciones.

La dirección de los momentos principales no coincidirá con la dirección de la armadura. Para solucionar este problema se determina para cada dirección principal el área de armadura equivalente, aplicando la teoría de líneas de rotura de JOHANSEN. Calculada la armadura equivalente en cada dirección principal, se calculan las curvaturas en estado fisurado y no fisurado, tomando en cuenta tanto la fluencia como la retracción. El nivel de fisuración se toma en cuenta, calculando la curvatura media de acuerdo con FAVRE(11).

El siguiente paso es determinar los coeficiente  $D_x$ ,  $D_y$ ,  $D_1$  y  $D_{xy}$ , que definen la relación entre la deformación y los momentos en una placa anisótropa. Dado que se tienen en la dirección global de la estructura los momentos y las curvaturas medias, es posible determinar estos coeficientes a partir de la expresión [6]. Las curvaturas medias en las direcciones globales  $x$  é  $y$ , se determinan a partir de las curvaturas en las direcciones principales, calculadas anteriormente.

$$\begin{aligned} D_{xym} &= \frac{M_{xy}}{2\psi_{xtm}} & D_{xm} &= \frac{M_x - D_1\psi_{ym}}{\psi_{xm}} \\ D_{1m} &= \frac{2\mu D_{xym}}{1 - \mu} & D_{ym} &= \frac{M_y - D_1\psi_{ym}}{\psi_{ym}} \end{aligned} \quad [6]$$

El proceso se realiza hasta que se obtiene un error aceptable en los resultados. Este procedimiento también ha sido contrastado con resultados experimentales, dando buenos resultados con respecto al cálculo de las flechas instantáneas. También ha dado buenos resultados cuando se han comparado con resultados experimentales, de flechas debidas a cargas permanentes de larga duración

### 3. PLANTEAMIENTO DE LA INVESTIGACIÓN DESARROLLADA.

El objetivo de esta investigación es estudiar la validez del método de los pórticos virtuales, cuando se aplica en el cálculo de flechas de forjados sin vigas aligerados. Para lograr esto, realizaremos un estudio comparativo donde calcularemos las flechas en el centro de recuadros de forjados sin vigas, con el Método de los Pórticos Virtuales, y con el Método de los Elementos Finitos.

Para determinar las flechas en las bandas, en el Método de los Pórticos Virtuales, utilizamos el Método de Integración de Curvaturas, usando para ello los diagramas de momentos obtenidos con el mismo anteriormente. Se utiliza el Método de Pórticos Virtuales descrito en el código ACI 318-89, revisado en el 92.

Primeramente se procede a calcular la curvatura en una serie de secciones igualmente espaciadas en las bandas. Para calcular las curvaturas se toma en cuenta la fisuración, fluencia y retracción de acuerdo con la metodología desarrollada por FAVRE y recogida por el CEB en el Boletín 158 (11). La flecha en cada una de las bandas se determina aplicando el Método del Trabajo Virtual, integrando numéricamente la ecuación correspondiente, de acuerdo con CALAVERA Y GARCIA (15). Con las flechas en las bandas se determinan las flechas en el centro de los recuadros.

Las flechas calculadas mediante el método descrito anteriormente se contrastan con los resultados obtenidos, aplicando el Método de los Elementos Finitos al cálculo de flechas en forjados sin vigas, mediante el procedimiento desarrollado por los autores y descrito en la referencia (6)\*.

Este procedimiento toma en cuenta la fisuración, fluencia y retracción, en la ecuación constitutiva del material, que se utiliza para determinar la matriz de rigidez del elemento placa y en el elemento viga, los cuales nos sirven para modelizar las zonas macizadas y aligeradas respectivamente.

### 4. ESTUDIO COMPARATIVO

Para nuestro estudio, analizamos un forjado sin vigas formado por 9 recuadros, es decir, tres recuadros en cada dirección. Los vanos en una dirección tienen todos la misma luz. Esto nos permite calcular flechas en recuadros de esquina, de borde y central. Siempre comparamos flechas en el centro de los recuadros.

\* Este método es similar al utilizado por FAVRE y SHARIF. Sin embargo, la ecuación [6], es sustituida por la ecuación constitutiva utilizada por HUBER y presentada en el libro clásico de TIMOSHENKO, *Theory of Plates and Shells* [12].

## Study variables

### Panel span lengths

The following lengths were used:  $l_x$ : 6.00, 7.50 and 9.00;  $l_y = 6.00$ , where  $l_x$  and  $l_y$  are, respectively, the span lengths in directions  $x$  and  $y$ . The columns were 45, 55 and 65 square for spans of 6.00, 7.50 and 9.00, respectively. Columns were 3.0 metres high, measured from the middle of the lower storey to the middle of the upper storey slab. Perfect shrinkage on the opposite end of the slab was assumed.

### Drop panel percentage

A drop panel percentage of 16.67% was used. This value corresponds to the ACI 318 minimum drop panel requirement and is greater than the minimum allowed in normal practice in Spain.

### Span-to-depth ratio

A ratio of 1/28 was used. Depths were estimated to the next highest multiple of 5.

### Rib type

A distance of 80 cm between rib centerlines, a 5-cm upper slab and a joist width of 12 cm were used. For the intents and purposes of moments of inertia, T-section ribs were assumed.

### Loads

Partitions: 100 kp/m<sup>2</sup>  
 Floors: 100 kp/m<sup>2</sup>  
 Facade sealing: 800 kp/m  
 Live load: 200 and 400 kp/m<sup>2</sup>  
 Weight of slab itself: depending on slab depth, as shown in T.1\*.

Table T. 1. Slab weights

Tabla T.1. Peso propio de los forjados

Canto (cm) Weight (cm)	25	30	35	40	46
Peso propio (kp/cm <sup>2</sup> ) Weight (kp/cm <sup>2</sup> )	372	444	523	611	732

### Load history

The history of progressive loads corresponds to the shoring of two consecutive storeys, plus partition wall, floor and live loads. Progressive load processes may be of three kinds: slow, medium and fast. The load history is illustrated in figure 3. The load history was deduced using the GRUNDY and KABAILA method and increasing values by 10% to take account of shoring weight (14).

Table T.2 shows the variables needed to define load processes.  $dt_1$  is the slab construction pace in days per storey,  $t_2$  is the age of partition construction and  $t_3$  the age of floor construction. Live load is assumed to come into play at  $t_3$  and disappear immediately thereafter, to be applied again after 10,000 days, the date that marks the end of the service life of the slab.

### Materials

Concrete: H250, normal setting and consistency  
 Steel: AEH400

### Safety coefficients

$\gamma_f = 1.5$ ;  $\gamma_c = 1.5$ ;  $\gamma_s = 1.10$

In all cases, the reinforcement criteria used were as set out in standard ACI 318-89, revised in 1992 (1) and in J. CALAVERA's book Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón para Edificios (14).

The positive and negative moments for column and middle strips are offset by 10% as allowed under ACI standards for the direct design method.

The edge beam used has the same depth as the slab and a width greater than the slab depth or 25 cm.

### Environmental conditions

Relative humidity: 50%; Average temperature: 20°C.

Four different kinds of panels, three span lengths, two live loads and three load histories were studied using these variables, for a total of 72 different cases. The parametric study evaluated total, active deflections and immediate deflections.

\* The values given on Table T.1, are the weights corresponding to a system of waffle slabs customary used.

## Variables de Estudio

**Luces del recuadro** Se utilizan las siguientes luces;  $l_x$  : 6,00 , 7,50 y 9,00.  $l_y$  : 6,00 . Donde  $l_x$  y  $l_y$  son respectivamente las luces en las direcciones x é y. Las escuadrias del pilar cuadrado serán 45, 55 y 65 cm para las luces de 6,00, 7,50 y 9,00 respectivamente. El pilar mide 3,0 metros de longitud, medidos entre planos medios de los forjados superior e inferior. Se supone que existe empotramiento perfecto en las columnas en el extremo opuesto al forjado.

**Porcentaje de macizado** Se utiliza un porcentaje de macizado del 16,67%. Este valor corresponde al mínimo macizado que permite el ACI 318 y es mayor que el mínimo que se permite en la práctica habitual en España.

**Relación canto luz** Se utiliza 1/28. Los cantos se aproximan al siguiente múltiplo de 5.

**Tipo de nervio** Se utiliza una distancia entre ejes de nervios de 80 cm, una losa superior de 5 cm y un ancho de nervio de 12 cm. Para los efectos del cálculo de los momentos de inercia, se asume que los nervios son de sección en T.

**Cargas**

Tabiquería:	100 kp/m <sup>2</sup> .
Solado:	100 kp/m <sup>2</sup> .
Cerramiento de fachada:	800 kp/m.
Sobrecarga de uso :	200 y 400 kp/m <sup>2</sup> .
Peso propio del forjado:	depende del canto del forjado, se utilizan los valores dados en la tabla T.1*.

**Historia de carga** La historia de cargas progresivas es la correspondiente al cimbrado de dos plantas consecutivas, más la tabiquería, el solado y la sobrecarga. Los procesos de carga progresiva pueden ser de tres tipos : lento, medio y rápido. La historia de carga puede verse en la Figura 3. La historia de carga se ha deducido utilizando el método de GRUNDY y KABAILA, incrementando los valores en un 10% para tomar en cuenta el peso de la cimbra (14).

Table T.2. Values defining the construction process

Tabla T.2. Valores que definen el proceso constructivo

P.Constructivo / Construction P.	dt <sub>1</sub> (días/planta) (days/storey)	t <sub>2</sub> (días) (days)	t <sub>3</sub> (días) (days)
rápido / fast	7	45	90
medio / medium	7	90	270
lento / slow	14	120	360

La Tabla T.2 muestra las variables necesarias para definir los procesos de carga. En ella, dt<sub>1</sub> es el ritmo de ejecución del forjado en días por planta, t<sub>2</sub> es la edad de construcción de la tabiquería y t<sub>3</sub> es la edad de construcción del solado. Se supone que actúa la sobrecarga de uso en t<sub>3</sub> y que se retira un instante después, aplicándose de nuevo a los 10.000 días, fecha equivalente a la vida útil del forjado.

**Materiales**

Hormigón:	H250 de endurecimiento y consistencia normal.
Acero:	AEH400

**Coefficientes de seguridad**  $\gamma_f = 1.5$ ;  $\gamma_c = 1.5$ ;  $\gamma_s = 1.10$   
Para todos los casos, se utilizan los criterios de armado de la norma ACI -318-89, revisada en 1992(1), y del libro de J.CALAVERA Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón Armado para Edificios (14).

Los momentos positivos y negativos de las bandas de pilares y centrales, se redistribuyen en un 10%, de acuerdo con lo permitido por el ACI para su método directo de cálculo.

Se utiliza una viga de borde cuyo canto es el del forjado y ancho siempre mayor que el canto del forjado o 25 cm.

**Condiciones Ambientales** Humedad relativa: 50%. Temperatura media: 20°C

Con estas variables se estudian 4 tipos de recuadros diferentes, tres luces, dos sobrecargas de uso y tres historias de carga, resultando un total de 72 casos diferentes. En el estudio paramétrico se evalúan las flechas totales, flechas activas y flechas instantáneas.

\* Los valores dados en la Tabla T.1, son los pesos propios correspondientes a un sistema de forjado reticular utilizado habitualmente.

carga / load

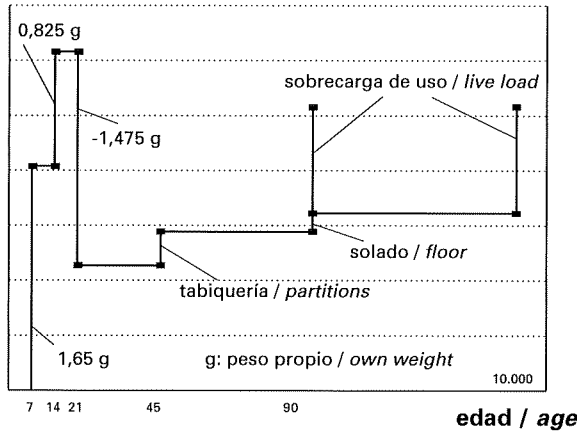


Fig. 3

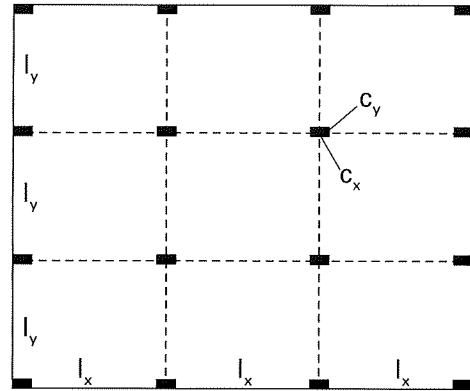


Fig. 4

Columns were arranged on a grid with spacing  $l_x$  by  $l_y$ , as shown in Figure 4. The figure also shows the dimensions of columns  $c_x$  and  $c_y$ , that correspond to the values for the panel spans in each direction.  $l_x$  and  $l_y$  are always measured centre-to-centre of columns. The total size of the slab in each direction was  $3l_i + c_i$ .

Once the overall dimensions of the slab were defined, the dimensions of the members comprising the equivalent frames were determined: the column, the equivalent beam and the torsional member used to model the slab-column connection.

Thereafter each slab was analysed using the Equivalent Frame Method, and the strip moments were computed. The latter were then used to calculate the reinforcement.

We assumed a 2 cm concrete cover in the main direction, in this case always direction x. The existence of bars in direction x was taken into account in direction y, to determine the placement of the reinforcement.

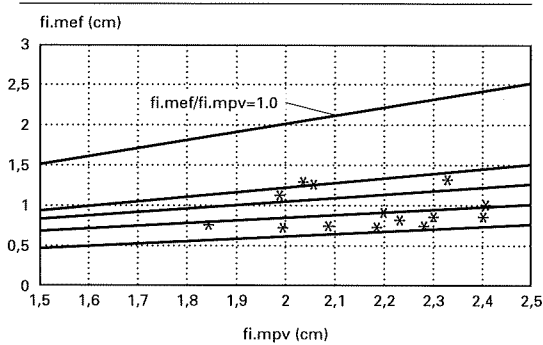
## 5. RESULTS

The results of the parametric study are given in graphs G1 to G12, broken down by kind of deflection and panel. The Equivalent Frame results are shown as abscissas and the Finite Element results as ordinates in all cases.

A corner panel is considered to be one that is continuous along two edges, an interior panel one that is continuous along four edges and an edge panel one that is continuous along three edges. "x" edge panels are those whose continuous sides are perpendicular to the x axis.

### Gráfico comparativo de resultados Comparison of results

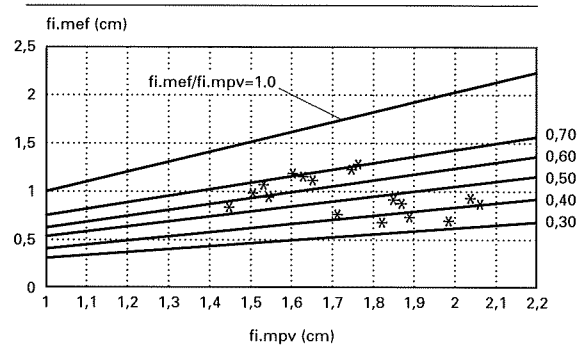
Flecha instantánea. Recuadro de esquina  
Immediate deflection. Corner panel



G1

### Gráfico comparativo de resultados Comparison of results

Flecha instantánea. Recuadro de borde en x  
Immediate deflection. x-edge panel



G2

Graphs 1 to 4 provide a comparison of the immediate deflection found with the two models for different kinds of panels. The values found using the Equivalent Frame Method are observed to be higher. Deflections calculated with the finite element method ranged in value from 30 to 60% of the results found with the equivalent frame method.\*

\* fi.mef means immediate deflection calculated using the finite element method; fi.mpv means immediate deflection calculated using the equivalent frame method.



Los pilares están localizados formando una retícula de paso  $l_x$  por  $l_y$ , tal como se muestra en la Figura 4. En la Figura se muestran las dimensiones de los pilares  $c_x$  y  $c_y$ , que corresponden con los valores definidos de acuerdo con las luces de los recuadros en cada dirección.  $l_x$  e  $l_y$  se miden siempre con respecto al centro de los pilares. La dimensión total del forjado en cada dirección es de  $3l_i + c_i$ .

Una vez definidas las dimensiones globales del forjado se procede a determinar las dimensiones de los elementos que forman los pórticos virtuales: el pilar, la viga virtual y el elemento sometido a torsión que modeliza la unión del forjado con el pilar.

Seguidamente se procede a analizar cada forjado con el Método de los Pórticos Virtuales, determinando de esta manera los momentos en las bandas. Con estos momentos se procede a calcular la armadura.

Suponemos un recubrimiento de 2cm en la dirección mayor, en este caso siempre la dirección x. En la dirección y se toma en cuenta la existencia de las barras en la dirección x, para determinar la posición de la armadura.

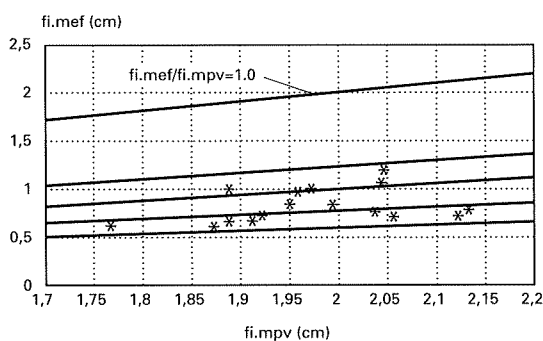
## 5. RESULTADOS OBTENIDOS

Los resultados del estudio paramétrico están reunidos en los gráficos G1 a G12, dependiendo del tipo de flecha y de recuadro. Siempre se representa en abcisa la flecha del Método de los Pórticos Virtuales y en ordenada las flechas del Método de los Elementos Finitos.

Se denomina recuadro de esquina a aquel que es continuo en dos bordes, recuadro interior al que es continuo en cuatro bordes, y recuadro de borde a los que son continuos en tres bordes. El recuadro de borde en x corresponde a aquel cuyos dos lados continuos son perpendiculares a la dirección x.

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**

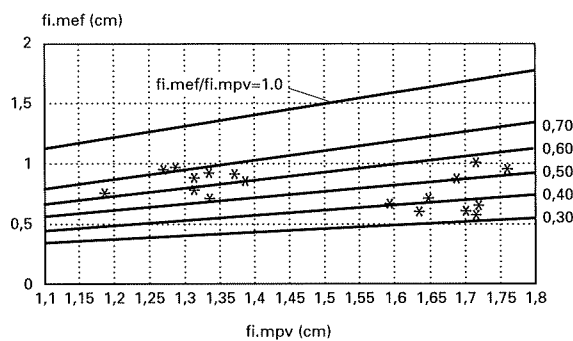
Flecha instantánea. Recuadro de borde en y  
*Immediate deflection. y-edge panel*



**G3**

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**

Flecha instantánea. Recuadro interior  
*Immediate deflection. Middle panel*



**G4**

Los gráficos G1 a G4 muestran una comparación entre las flechas instantáneas de ambos métodos para los diferentes recuadros. Se puede observar la supervaloración de la flecha por parte del Método de los Pórticos Virtuales. Las flechas calculadas mediante el método de los elementos finitos varían entre un 30 y un 60% de la flecha calculada mediante el método de los pórticos virtuales\*.

Sin embargo existe bastante dispersión en los resultados. Es posible que esta dispersión se deba a los redondeos propios que se hicieron al determinar el armado del forjado, y al hecho de que no todos los forjados guardan la misma relación canto/luz, dado que siempre hemos asumido que el canto solo puede variar en múltiplos de 5cm y las luces no son múltiplos de 28.

De todas formas, aún sabiendo de antemano que esto daría dispersión en los resultados, se realizó el estudio de esta manera, por estar más acorde con la práctica habitual del proyecto de este tipo de estructuras.

El comportamiento de los resultados de las flechas totales calculadas por ambos métodos guarda una cierta similitud con los resultados obtenidos para las flechas instantáneas. Las flechas calculadas por medio del Método de los Elementos Finitos son siempre menores que las calculadas con el Método del Pórtico Virtual.

\* fi.mef significa flecha instantánea calculada con el método de los elementos finitos y fi.mpv significa flecha instantánea calculada con el método de los pórticos virtuales.

Results are, however, widely scattered. This dispersion may be due to the rounding associated with slab reinforcement and to the fact that not all slabs have the same span-to-depth ratio, since it was assumed that depth could only vary by 5-cm increments, while spans were not all multiples of 28.

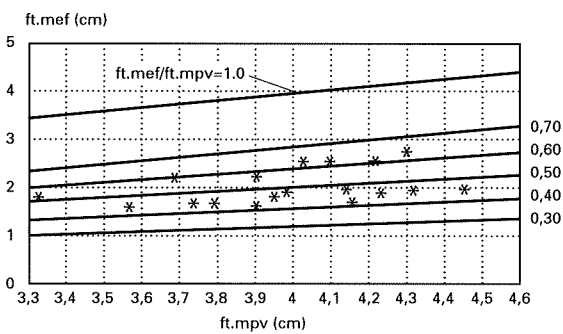
Nonetheless, while knowing beforehand that this would cause scattering, the study was conducted following this pattern because it is more in keeping with normal practice in designing these kinds of members.

The behaviour of total deflection findings calculated by the two methods is similar to some extent to the results obtained for immediate deflection. The deflection values calculated using the Finite Element Method are always lower than those found using the Equivalent Frame Method.

The total deflections obtained with the Finite Element Method ranged from 1.4 to 2.8 cm for all the panels studied, which proved to agree reasonably well with the deflections measured by TAYLOR in real slabs, for values ranging from 1.78 to 2.5.

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**

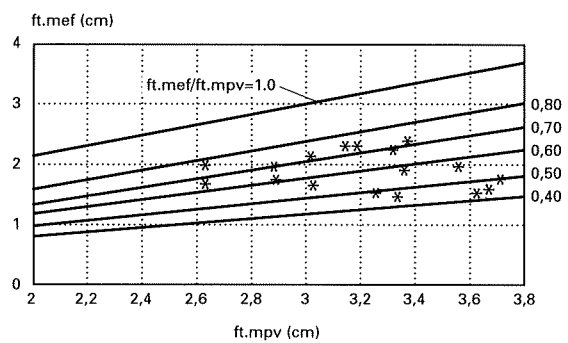
Flecha total. Recuadro de esquina  
*Total deflection. Corner panel*



**G5**

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**

Flecha total. Recuadro de borde en x  
*Total deflection. x-edge panel*



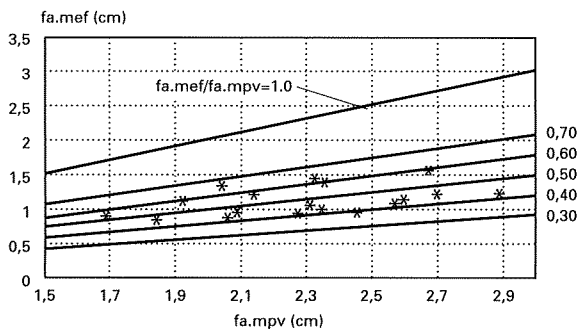
**G6**

Graphs G5 to G8 give the values obtained using the two methods for all the panels calculated. Again, the values calculated with the equivalent frame method were greater than those obtained with the finite element method, which yielded figures between 70 and 40% of the former values.

Graphs 9 to 12 compare the results found for active deflection as calculated by Equivalent Frames and Finite elements. Here, as well, the deflection calculated by the former method is greater than the values found with the latter.

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**

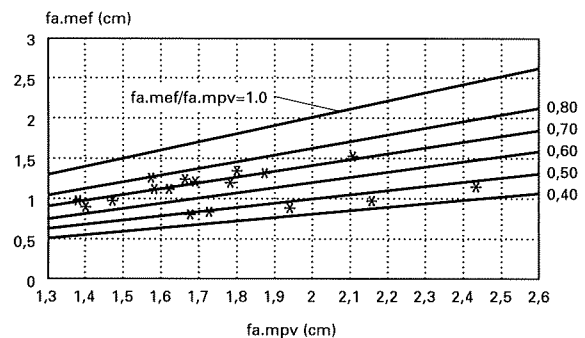
Flecha activa. Recuadro de esquina  
*Active deflection. Middle panel*



**G9**

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**

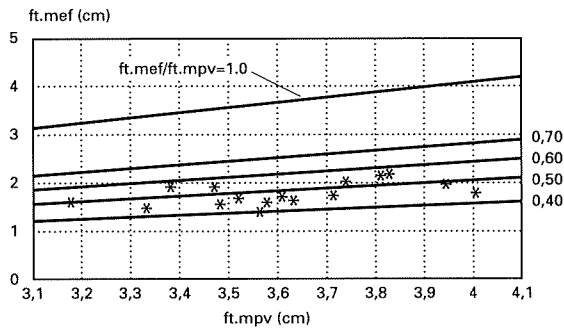
Flecha activa. Recuadro de borde en x  
*Active deflection. x-edge panel*



**G10**

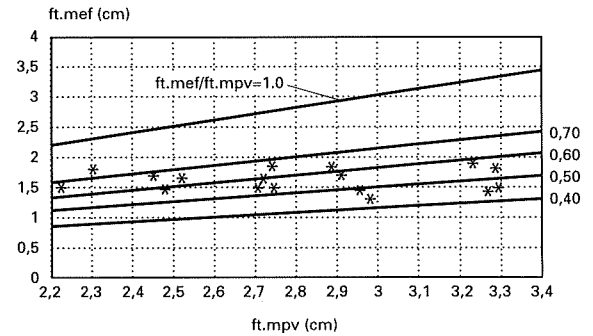
Las flechas totales obtenidas por medio del Método de los Elementos Finitos varían dentro del rango de 1,4 a 2,8 cm, para todos los recuadros estudiados. Si comparamos estos valores con las flechas medidas por TAYLOR (20), las cuales oscilan entre 1,78 a 2,50 cm, podemos observar que las flechas calculadas mediante el Método de los Elementos Finitos guardan semejanza con las flechas medidas en forjados reales.

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**  
 Flecha total. Recuadro de borde en y  
*Total deflection. y-edge panel*



**G7**

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**  
 Flecha total. Recuadro interior  
*Total deflection. Middle panel*

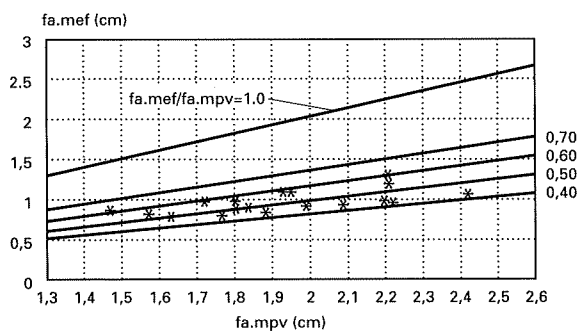


**G8**

Los gráficos G5 a G8, muestran los resultados obtenidos por ambos métodos, para todos los recuadros calculados. Podemos observar la supervaloración de la flecha del Método de los Pórticos Virtuales con respecto al Método de los Elementos Finitos. Los resultados del Método de los Elementos Finitos están dentro del orden del 70 al 40% de los obtenidos mediante el Método de los Pórticos Virtuales.

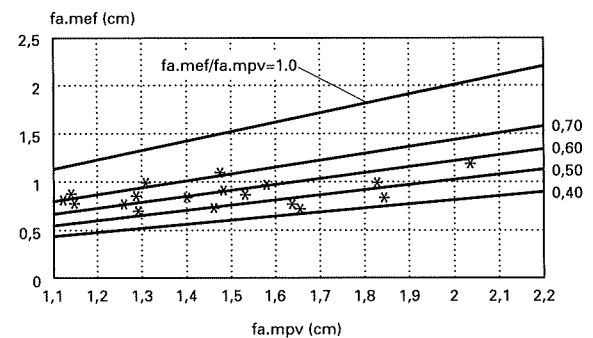
Los gráficos G9 a G12 muestran comparativamente los resultados de las flechas activas, calculadas por el Método de los Pórticos Virtuales y por medio del Método de los Elementos Finitos. Podemos observar que aquí también se produce una supervaloración de las flechas calculadas con el Método de los Pórticos Virtuales, comparadas con los resultados del Método de los Elementos Finitos.

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**  
 Flecha activa. Recuadro de borde en y  
*Active deflection. y-edge panel*



**G11**

**Gráfico comparativo de resultados**  
**Comparison of results**  
 Flecha activa. Recuadro interior  
*Active deflection. Middle panel*



**G12**

En los gráficos también se puede observar el rango de variación de la flecha activa con respecto a la flecha total. Podemos constatar que dicho rango guarda similitud con los obtenidos para las flechas instantáneas y totales. Para los recuadros de esquina y de borde en y, la flecha activa calculada mediante el Método de los Elementos Finitos es, conservadoramente, un 55% de la flecha dada por el Método de los Pórticos Virtuales; para los recuadros interior y de borde en x, esta relación es de un 65%.

The graphs also show the range of variation between active deflection and total deflection. This range is similar to that obtained for immediate and total deflection. For corner and y-edge panels, active deflection calculated using Finite Elements is, conservatively, 55% of the deflection value found using the Equivalent Frame Method; for interior and x-edge panels, the figure is 65%.

## 6. COMPARISON BETWEEN MOMENT DIAGRAMS FOR THE TWO METHODS

The Equivalent Frame Method was observed to overestimate deflection as compared to the Finite Element Method calculations. The moment diagrams obtained using the two methods for a particular case were studied in an attempt to discover the reasons for such difference. The characteristics of the case chosen for further study were as follows:  $l_x = 7.50$  cm; live load = 200 kp/m<sup>2</sup> and fast building pace.

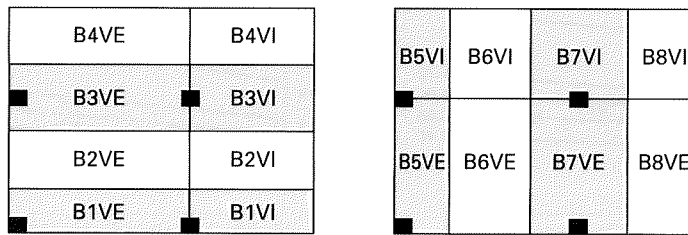


Fig. 5

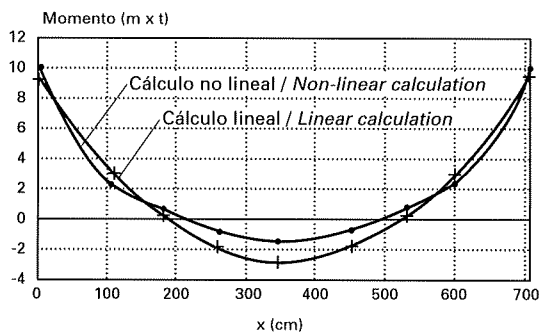
The slab consisted of 9 panels. Since the spans were the same in the three panels in each direction, only one-fourth of the slab had to be modelled. Figure 5 shows the column and middle strips and the part of the slab that was modelled. The rest was symmetrical to the part shown\*.

Graphs G13 to G16 show some of the results. The moment diagrams for the equivalent frame method are referred to here as those obtained from LINEAR CALCULATIONS and those corresponding to the finite element method as the results found using NON-LINEAR CALCULATIONS.

### Diagramas de momentos lineales y no lineales

#### Linear and non-linear moment diagrams

Banda B1. Vano interior / Strip B1. Middle span

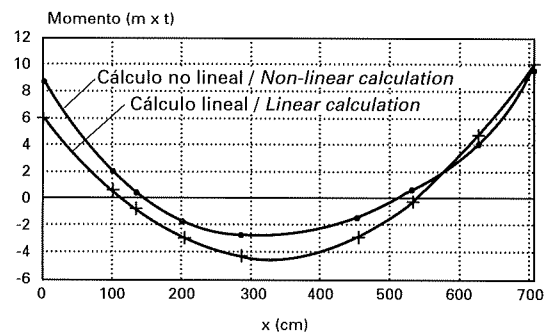


G13

### Diagramas de momentos lineales y no lineales

#### Linear and non-linear moment diagrams

Banda B1. Vano exterior / Strip B1. End span



G14

The shape of the diagrams for the column strips was found to be similar under the two methods, although they differed in magnitude. The moment diagrams for the middle strips found with the finite element method were strikingly different from those obtained from equivalent frame analysis.

Nonetheless, as the graphs show, the end moments of all the strips calculated with the Finite Element Method were greater than those found using the Equivalent Frame Method; the result was that the positive moments decreased and strip deflections with them.

\* In Figure 4, B1VE means strip 1, end span; B1VI means strip 1, middle span. Odd numbers indicate column strips.

## 6. COMPARACIÓN ENTRE LOS DIAGRAMAS DE MOMENTOS DE AMBOS MÉTODOS

Hemos observado que el Método de los Pórticos Virtuales supervalora el valor de las flechas con respecto al Método de los Elementos Finitos. Para investigar esta observación estudiamos los diagramas de momentos obtenidos por ambos métodos para un caso en particular, con el fin de buscar los motivos que generan esta diferencia. Se analiza el caso que presenta las siguientes características:  $l_x = 7.50$  m; sobrecarga de uso:  $200 \text{ kp/m}^2$  y ritmo de construcción rápido.

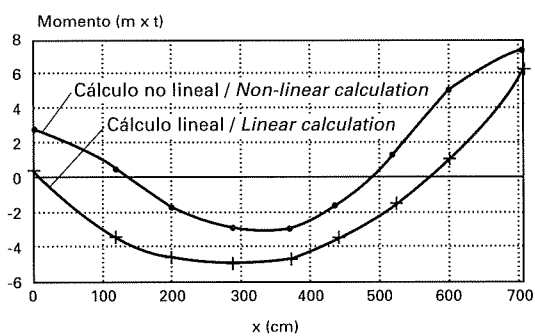
El forjado está formado por 9 recuadros. Dado que el mismo tiene las luces iguales en los tres recuadros de cada dirección, solamente es necesario modelizar un cuarto del forjado. La Figura 5 muestra las bandas de pilares y centrales de la parte modelizada del mismo. El resto del forjado es simétrico con respecto a la parte mostrada\*.

Los gráficos G13 a G16 muestran algunos de los resultados. Denominaremos a los diagramas de momentos del Método de los Pórticos Virtuales como los obtenidos por CALCULOS LINEALES y a los del Método de los Elementos Finitos como los obtenidos por medio de CALCULOS NO LINEALES.

### Diagramas de momentos lineales y no lineales

#### Linear and non-linear moment diagrams

Banda B2. Vano exterior / Strip B2. End span

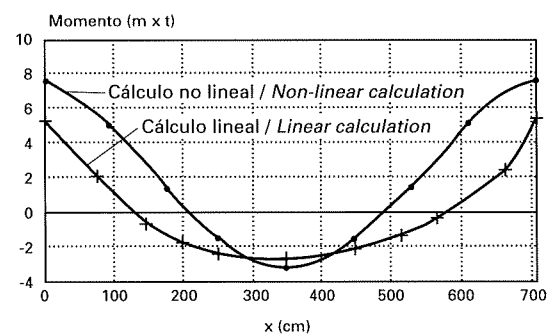


G15

### Diagramas de momentos lineales y no lineales

#### Linear and non-linear moment diagrams

Banda B2. Vano interior / Strip B2. Middle span



G16

Podemos observar que existe una similitud entre la forma de los diagramas de momento obtenidos por ambos métodos en las bandas de pilares, diferenciándose en la magnitud de los mismos. En las bandas centrales los diagramas de momentos del método de los elementos finitos son marcadamente diferentes a los que predice el método de los pórticos virtuales.

Sin embargo, tal y como se desprende de los gráficos, los momentos de extremo de todas las bandas calculados con el Método de Elementos Finitos son mayores que los calculados con el Método de los Pórticos Virtuales; la consecuencia de esto es que disminuyen los momentos positivos y con ello la flecha en la banda.

La proporción entre los momentos exteriores negativos, calculados con el Método de los Elementos Finitos, con respecto a los del Método de los Pórticos Virtuales, varían entre 1.35 y 2.55 en bandas de pilares y entre 3.96 a 10.94 en las bandas centrales.

Parece ser que el efecto de la torsión de la viga de borde se encuentra infravalorado en todos los casos. Esto se puede explicar debido a que el Método de los Pórticos Virtuales es un método de cálculo de esfuerzos, que trata de simular un estado de carga última que será utilizado para garantizar la seguridad frente a los estados límites últimos, no frente a los estados límites de servicio.

Al respecto de este tema, citaremos una parte del texto de R.PARK y L.GAMBLE\*\*, que describe claramente cual es el efecto buscado al reducir los momentos exteriores negativos en los recuadros:

\* En la Figura 4, B1VE significa banda número 1 vano extremo y B1VI significa banda 1 vano interior. Las bandas impares corresponden a bandas de pilares.

\*\* Véase (21), páginas 203 y 204.

The ratio of negative exterior moments calculated using the Finite Element Method compared to the moments calculated using the Equivalent Frame Method ranged from 1.35 to 2.55 in column strips and from 3.96 to 10.94 in middle strips.

The torsional effect of the edge beam would seem to be underestimated in all cases. The underlying reason for this is that the Equivalent Frame Method is a method for calculating stress that attempts to simulate the ultimate load to be used to guarantee safety compared to ultimate rather than to service limit states.

In this regard, the following is a quote from R. PARK and L. GAMBLE\*, which clearly describes the effect sought when reducing negative exterior moments in panels:

We must observe that in most cases, minimum reinforcement requirements govern the mid sections of the exterior negative moments, even in slabs bearing very heavy loads. One important effect deriving from this situation, according to these authors, is that the torsional moments that may develop on the edge are minimised. Finally, they reported torsional problems at high live load levels in several of the slabs tested under the University of Illinois programme.

Nonetheless, as may be observed from the University of Illinois tests, see (16) and (17), as well as from the test run on a 1/4 scale by the Portland Cement Association (18), no important cracking is observed until very high loads are reached. In particular, on page 219, reference (16) states:

"Up to 225 psf, there was little change in the crack pattern. As loading exceeded 225 psf, cracks began to be visible along all interior column center lines and over the corner columns. On the bottom of the corner panels, cracks were observed to run diagonally to the corner column. Well-observed torsional cracks in the beams were seen at the beam column connections at 310 psf\*\*."

Given that the slab referred in the above passage showed shearing failure under a load of 285 psf and stood up under loads of up to 360 psf, it may be deduced that torsional cracking took place under loads substantially greater than the service load.

With respect to interior negative moments in exterior spans, differences were likewise observed between the values found with the Finite Element Method and those calculated using Equivalent Frame Analysis. The moments calculated with the Finite Element technique ranged from 0.87 to 1.27 of the equivalent frame findings. This was observed both in column and middle strips.

The negative moments of interior strips were likewise observed to be larger under the Finite Element than the Equivalent Frame Method. Such increase was found in 7 of the 8 strips analysed and varied from 1.06 to 1.48, whereas the only value found to be less than one was 0.92.

Such differences may be attributable to the fact that the finite element method takes cracking into account when computing moments, while Equivalent Frame analysis does not. Slab cracking decreases slab stiffness with respect to columns, increasing the degree of restraint and negative moments\*\*\*.

## **7. CONCLUSIONS ON DEFLECTIONS CALCULATED BY THE EQUIVALENT FRAME METHOD**

The Equivalent Frame Method for calculating deflection was found to yield higher values than those calculated using the Finite Element Methods, for all the cases analysed in the parametric study.

For every case analyzed we must say that the immediate deflections calculated using the Finite Element Method were observed to be on the order of 60%, at most, of the Equivalent Frame findings.

We must also say that the long-time deflections calculated with the former method were likewise found to be on the order of 65% at most of the value of the deflection calculated using the latter method.

So, the curvature integration method, in combination with the moment diagrams obtained with the Equivalent Frame Method is not, then, appropriate for calculating deflection in waffle slabs beams.

## **8. CONCLUSIONS ON MOMENT DIAGRAM OBTAINED WITH THE EQUIVALENT FRAME METHOD**

Deflection moment diagrams obtained for strips by the two methods were found to differ enormously.

---

\* See (21) pages 203 and 20A

\*\* Onde psf equals 4.9 kp/cm<sup>2</sup>.

\*\*\* A similar effect was investigated by F. FARGUETA CERDA in normal frame beams: negative moments were found to be greater when calculated by non-linear methods under service conditions than when estimated using linear calculations. See (19).

"Se observará que, en la mayoría de los casos, los requerimientos de refuerzo mínimo regirán las fajas intermedias de las secciones de los momentos negativos exteriores, aún en losas fuertemente cargadas. Un efecto importante que se deriva de esta situación es el de minimizar los momentos de torsión que se podrían desarrollar en las vigas de borde. Se han presentado problemas con la torsión a altos niveles de sobrecarga en varias de las losas ensayadas en el programa de la Universidad de Illinois."

Sin embargo, tal y como se desprende del estudio de los ensayos de la Universidad de Illinois, (véase (16) y (17)), así como también del ensayo a escala 1/4 realizado en la Portland Cement Association (18), no se menciona ninguna grieta importante hasta alcanzar sobrecargas elevadas. En particular la referencia (16) en la página 219 dice textualmente :

"Up to 225 psf, there was little change in the crack pattern. As loading exceeded 225psf, cracks began to be visible along all interior column center line and over the corner columns. On the bottom of the corner panels, cracks were observed to run diagonally to the corner column . Well-observed torsional cracks in the beams were seen at the beam column connections at 310 psf\*."

Tomando en consideración que el forjado al que hace referencia la cita presentó un fallo por punzonamiento bajo una carga de 285 psf y que soportó cargas de hasta 360 psf, se puede deducir que la carga para la cual se hizo visible la fisura por torsión es bastante superior a la de servicio.

En cuanto a los momentos negativos interiores de los vanos exteriores, también se presentan diferencias en el valor de los mismos cuando se comparan los calculados con el Método de los Elementos Finitos, con respecto a los calculados con el Método del Pórtico Virtual. Los momentos calculados con el Método de los Elementos Finitos varían entre un 0.85 y 1.27 de los calculados con el Método de los Pórticos Virtuales. Este fenómeno se presenta tanto en banda de pilares como en bandas centrales.

En los momentos negativos de bandas interiores se presenta también un incremento de los momentos del Método de los Elementos Finitos, cuando se comparan con los del Método del Pórtico Virtual. Este incremento se presenta en 7 de las 8 bandas analizadas y varía entre 1.06 y 1.48, siendo el único valor inferior a 1 es de 0.92.

Estas diferencias pueden ser atribuibles a que el Método de los Elementos Finitos toma en cuenta la fisuración en el cálculo de las leyes de momentos, mientras que el Método de los Pórticos Virtuales no la toma en cuenta. La fisuración del forjado hace que este disminuya su rigidez con respecto a los pilares, incrementándose el grado de empotramiento y produciendo un incremento en los momentos negativos\*\*.

## **7. CONCLUSIONES SOBRE LAS FLECHAS CALCULADAS POR MEDIO DEL MÉTODO DE LOS PÓRTICOS VIRTUALES**

Para todos los casos analizados en el estudio paramétrico hemos encontrado que el método de cálculo de flechas basado en los pórticos virtuales supervalora el valor de las mismas cuando se comparan con las flechas calculadas por el Método de los Elementos Finitos.

Para todos los casos analizados podemos afirmar que las flechas instantáneas y las flechas totales calculadas por medio del Método de los Elementos Finitos, son, como máximo, del orden del 60% de las flechas instantáneas calculadas por medio del Método de los Pórticos Virtuales.

También podemos afirmar que las flechas activas calculadas por medio del Método de los Elementos Finitos, son, como máximo, del orden del 65% del valor de las flechas calculadas por medio del Método de los Pórticos Virtuales.

Por tanto, el Método de Integración de Curvaturas, combinado con los diagramas de momentos obtenidos con el Método de los Pórticos Virtuales, no es adecuado para calcular las flechas en forjados sin vigas reticulares.

## **8. CONCLUSIONES SOBRE LOS DIAGRAMAS DE MOMENTOS OBTENIDOS CON EL MÉTODO DE LOS PÓRTICOS VIRTUALES**

Hemos realizado una comparación entre los diagramas de momentos flectores en las bandas, calculados por ambos métodos, registrando una gran diferencia en los mismos.

En el análisis hemos encontrado que el Método de los Pórticos Virtuales presenta, en casi todas las bandas, menores momentos negativos en los extremos que el Método de los Elementos Finitos. Esto conduce a que los momentos positivos en las bandas sean mayores, con el consiguiente aumento de flecha que esto significa. La diferencia del método de los elementos finitos se debe fundamentalmente a tres razones:

1<sup>a</sup> Existe una infravaloración de la rigidez de la viga de borde en el Método de los Pórticos Virtuales. Esto incrementa los momentos negativos exteriores disminuyendo la flecha.

\* Un psf equivale a 4.9 kp/cm<sup>2</sup>.

\*\* Un efecto similar ha sido investigado por F. FARGUETA CERDA en vigas de entramados normales, dando como resultado un incremento de los momentos negativos con respecto a los valores del cálculo lineal, cuando se realiza un análisis no lineal en régimen de servicio. Véase (19).

In nearly all the strips, comparative analysis showed that the Equivalent Frame Method yielded smaller negative end moments than the Finite Element Method, leading to a large positive moment in the strips and a concomitant increase in deflection. The differences between the two methods may be attributed essentially to three factors:

- 1st. Edge beam stiffness is underestimated in the equivalent frame method. This increases negative exterior moments, thereby decreasing deflection.
- 2nd. Cracking decreases slab stiffness, increasing negative end moments in strips, with a concomitant decline in deflection.
- 3rd. Cracking and variation in slab stiffness affects the load distribution over strips. The difference in load distribution may affect deflection values as calculated using the equivalent frame method.

## BIBLIOGRAFY

1. ACI-318-89 "Building Code Requirement for Reinforced Concrete Structures", American Concrete Institute. Detroit. 1989.
2. EH-91 " Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado". MOPT. Madrid. 1991.
3. VANDERBILT, M.D; SOZEN, METE, SIESS, CHESTER. "Deflection of multiple-panel reinforced concrete floor slabs". August 1965. Journal of the Structural Division. ASCE. New York. USA.
4. NILSON, A.H.; WALTERS, D.B.; "Deflection of two-way floor systems by equivalent frame method". ACI Journal. American Concrete Institute. Detroit. (may 1975).
5. SCANLON, A; MURRAY, D.W. "Practical calculation of two-way slab deflection". Concrete International. Design and Construction. American Concrete Institute. Detroit. (November 1982).
6. GARCIA DUTARI, LUIS. "Evaluación de la aplicación del método de los pórticos virtuales al cálculo de flechas instantáneas y diferidas en forjados sin vigas." Tesis Doctoral. ETS de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. 1994.
7. ZIENKIEWICS, O.C.; El método de los elementos finitos. Editorial Reverté S.A. Barcelona. 1982.
8. HAND, F.R.; PECKNOLD, D.A.; SCHNOBRICH, W.C."Nonlinear layered analysis of RC plates and Shells". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. New York. (July 1973.).
9. JOFRIET, J.C.; MCNICE, G.M.; "Finite element analysis of reinforced concrete slabs". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. New York. (March 1971.).
10. FAVRE, R.; CHARIF,H. "Basic model and simplified calculations of deformations according to the CEB-FIP Model Code 90." Publication IBAP, N° 137. Lausanne. Switzerland. (May 1992.)
11. Bolletin 158 CEB MANUAL OF CRACKING AND DEFORMATION. Ecole Polytechnique Federale de Lausanne. Lausanne. Switzerland.
12. TIMOSHENKO,S.; WONOWSKY-KRIEGER,S. Theory of Plates and Shell. Second Edition. McGraw-Hill. New York. 1959.
13. ACI COMMITTEE 435: "State-of-the-Art Report on Control of Two-Way slab deflections". ACI Structural Journal. American Concrete Institute. Detroit. (July-August. 1991.).
14. CALAVERA J. : Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón Armado para Edificios. Segunda Edición. INTEMAC. Madrid. 1991.
15. CALAVERA, J; GARCIA DUTARI, L.: Cálculo de Flechas en Estructuras de Hormigón. INTEMAC. Madrid. 1992.
16. HATCHER, D.; SOZEN, M.; SIESS, C. : "Test of Reinforced Concrete Flat Plate". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. (October. 1965.).
17. GAMBLE, W.L.; SOZEN, A.M. ; SIESS, C.P. : "Test of a Two-Way concrete Flat Slabs". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. (June. 1969.).
18. GURALNICK, S.A.; LAFRAUGH, R.W.: "Laboratory Study of a 45-foot Square Flat-Plate" ACI Journal Proceeding. American Concrete Institute. Detroit. (Sept. 1963.).
19. FARGUETA CERDA, F.: "Cálculo Práctico de Flechas Instantáneas en Estructuras de Hormigón". Tesis Doctoral presentada en la Universidad Politécnica de Valencia. Julio 1993.
20. TAYLORS, P.J. ; HEIMAN, J.L.: "A Long-Term Investigation of Deflections of a Flat-Plate Structure". Proceedings Fourth Australian Building Research Congress. Sidney, (Aug. 1970.).
21. PARK, R. GAMBLE, W.L.: Losas de Concreto Reforzado. Editorial Limusa, S.A. México D.F. 1987.



- 2ª La fisuración del forjado disminuye la rigidez del mismo, aumentando los momentos negativos en los extremos de las bandas, con la correspondiente disminución en la flecha.
- 3ª La fisuración y la variación de la rigidez en el forjado afecta a la distribución de la carga entre las banda. La diferente distribución de carga puede afectar a los valores de la flecha calculada con el método de los pórticos virtuales.

## BIBLIOGRAFÍA

1. ACI-318-89 "Building Code Requirement for Reinforced Concrete Structures", American Concrete Institute. Detroit. 1989.
2. EH-91 " Instrucción para el proyecto y la ejecución de obras de hormigón en masa o armado". MOPT. Madrid. 1991.
3. VANDERBILT, M.D; SOZEN, METE, SIESS, CHESTER. "Deflection of multiple-panel reinforced concrete floor slabs". August 1965. Journal of the Structural Division. ASCE. New York. USA.
4. NILSON, A.H.; WALTERS, D.B.; "Deflection of two-way floor systems by equivalent frame method". ACI Journal. American Concrete Institute. Detroit. (may 1975).
5. SCANLON, A; MURRAY, D.W. "Practical calculation of two-way slab deflection". Concrete International. Design and Construction. American Concrete Institute. Detroit. (November 1982).
6. GARCIA DUTARI, LUIS. "Evaluación de la aplicación del método de los pórticos virtuales al cálculo de flechas instantáneas y diferidas en forjados sin vigas." Tesis Doctoral. ETS de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos. 1994.
7. ZIENKIEWICS, O.C.; El método de los elementos finitos. Editorial Reverté S.A. Barcelona. 1982.
8. HAND, F.R.; PECKNOLD, D.A.; SCHNOBRICH, W.C."Nonlinear layered analysis of RC plates and Shells". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. New York. (July 1973.).
9. JOFRIET, J.C.; MCNICE, G.M.; "Finite element analysis of reinforced concrete slabs". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. New York. (March 1971.).
10. FAVRE, R.; CHARIF,H. "Basic model and simplified calculations of deformations according to the CEB-FIP Model Code 90." Publication IBAP, N° 137. Lausanne. Switzerland. (May 1992.)
11. Bolletin 158 CEB MANUAL OF CRACKING AND DEFORMATION. Ecole Polytechnique Federale de Lausanne. Lausanne. Switzerland.
12. TIMOSHENKO,S.; WONOWSKY-KRIEGER,S. Theory of Plates and Shell. Second Edition. McGraw-Hill. New York. 1959.
13. ACI COMMITTEE 435: "State-of-the-Art Report on Control of Two-Way slab deflections". ACI Structural Journal. American Concrete Institute. Detroit. (July-August. 1991.).
14. CALAVERA J. : Proyecto y Cálculo de Estructuras de Hormigón Armado para Edificios. Segunda Edición. INTEMAC. Madrid. 1991.
15. CALAVERA, J; GARCIA DUTARI, L.: Cálculo de Flechas en Estructuras de Hormigón. INTEMAC. Madrid. 1992.
16. HATCHER, D.; SOZEN, M.; SIESS, C. : "Test of Reinforced Concrete Flat Plate". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. (October. 1965.).
17. GAMBLE, W.L.; SOZEN, A.M. ; SIESS, C.P. : "Test of a Two-Way concrete Flat Slabs". Journal of the Structural Division. American Society of Civil Engineers. (June. 1969.).
18. GURALNICK, S.A.; LAFRAUGH, R.W.: "Laboratory Study of a 45-foot Square Flat-Plate" ACI Journal Proceeding. American Concrete Institute. Detroit. (Sept. 1963.).
19. FARGUETA CERDA, F.: "Cálculo Práctico de Flechas Instantáneas en Estructuras de Hormigón". Tesis Doctoral presentada en la Universidad Politécnica de Valencia. Julio 1993.
20. TAYLORS, P.J. ; HEIMAN, J.L.: "A Long-Term Investigation of Deflections of a Flat-Plate Structure". Proceedings Fourth Australian Building Research Congress. Sidney, (Aug. 1970.).
21. PARK, R. GAMBLE, W.L.: Losas de Concreto Reforzado. Editorial Limusa, S.A. México D.F. 1987.

# Relación de Personal Titulado de INTEMAC

## Arquitectos

Jalvo García, Jaime  
Luzón Cánovas, José M<sup>a</sup>

## Ingenieros de Caminos

Acón Robleda, Miguel Angel  
Calavera Ruiz, José  
Calderón Apolo, Juan Carlos  
Cortés Bretón, Juan María  
Corral Folgado, Claudio  
Cuesta Martín, José Ignacio  
Díaz Lozano, Justo  
Fernández Gómez, Jaime Antonio  
González González, Juan José  
González Valle, Enrique  
Hostalet Alba, Francisco  
Izquierdo Bernaldo de Quirós, José M<sup>a</sup>  
Jordán de Urrís de la Riva, Jorge  
Ley Urzaiz, Jorge  
Muniesa Franco, Fernando  
Penón Molins, Eduardo  
Rodríguez Escribano, Raul Rubén  
Sanz Pérez, Lorenzo  
Sirvent Sirvent, Enrique  
Tapia Menéndez, José  
Torre Cobo, María Carmen

## Ingeniero I.C.A.I.

Marín Estévez, Gonzalo

## Ingenieros Industriales

Alvarez Cabal, Ramón Amado  
Arroyo Arroyo, José Ramón  
Bueno Bueno, Jorge  
Durán Boldova, José Miguel  
Santos Olalla, Francisco  
Valenciano Carles, Federico

## Ingeniero de Telecomunicación

San José Arribas, José

## Licenciados en Ciencias Geológicas

Blanco Zorroza, Alberto  
Massana Milá, Joan  
Rodríguez Duque, Josu

## Licenciados en Ciencias Químicas

Grandes Velasco, Sylvia María  
López Sánchez, Pedro  
Mejías Cordero, Ana Belén  
Morgado Sánchez, José Carlos

## Licenciada en Geografía e Historia

Calavera Vayá, Ana María

## Arquitectos Técnicos

Cervera García, Eduardo  
Díez García, Francisco Javier  
Fuente Rivera, Jesús de la  
Miranda Valdés, Javier  
Montejano Jiménez, María del Carmen  
Muñoz Mesto, Angel  
Riera Climent, María del Mar

## Ingenieros Técnicos Industriales

Díaz-Trechuelo Laffón, Antonio  
González Carmona, Manuel  
Madueño Moraño, Antonio  
Sánchez Orgaz, Miguel Angel

## Ingenieros Técnicos Obras Públicas

Aranda Cabezas, Lluís  
Carrero Crespo, Rafael  
Esteban García, Juan José  
Galán de Cáceres, M<sup>a</sup> del Puerto  
González Isabel, Germán  
González Nuño, Luis  
Mata Soriano, Juan Carlos  
Montiel Sánchez, Ernesto  
Muñoz Mesto, Angel  
Rosa Moreno, José Andrés  
Rozas Hernando, José Juan  
Sánchez Vicente, Andrés

## Ingenieros Técnicos Topógrafos

Carreras Ruiz, Francisco  
Jiménez Pérez, José M<sup>a</sup>  
Molero Vicente, M<sup>a</sup> Isabel

## Profesores Mercantiles

González Alvarez, Vicente  
Sampetro Portas, Arturo

## Técnico en Administración de Empresas

González del Olmo, M<sup>a</sup> de la Peña de F.

## Técnico en Informática

García Rodríguez, Juan Tomás

## Técnico en Publicidad

Blanco Armas, Cristina

## Topógrafo

Alquézar Falceto, Ricardo

## CUADERNOS INTEMAC

CUADERNOS INTEMAC es una publicación trimestral, bilingüe en español e inglés, en forma de monografías que recogen trabajos realizados por los técnicos del Instituto o presentados en los Cursos y Conferencias organizados por el mismo.

Los temas tratados cubren tanto el campo de las Obras Públicas como el de la Edificación y sus Instalaciones.

• Tarifa de suscripción anual ..... 2.800 ptas.



### ULTIMOS TITULOS PUBLICADOS

#### Cuaderno Nº 25

“Determinación de la resistencia del hormigón en obra mediante la extracción de microprobetas testigo de hormigón endurecido”.

Autores: **Prof. Francisco HOSTALET ALBA.**

Dr. Ing. de Caminos.  
**Lluís ARANDA CABEZA.**  
Ing. técnico en Construcciones Civiles e Hidrología.

#### Cuaderno Nº 26

“Evaluación de la aplicación del método de los pórticos virtuales al cálculo de la flecha instantánea y diferida en forjados sin vigas”.

Autores: **Prof. José CALAVERA RUIZ.**

Dr. Ing. de Caminos.  
**Luis GARCÍA DUTARI.**  
Dr. Ing. de Caminos.

### CUADERNOS DE PROXIMA APARICION

#### Cuaderno Nº 27

“Comprobaciones finales de funcionamiento de instalaciones en la edificación”.

Autores: **Gonzalo MARÍN ESTÉVEZ.**

Ingeniero I.C.A.I.  
**Prof. Federico VALENCIANO CARLES.**  
Ingeniero Industrial.

#### Cuaderno Nº 28

“Análisis de la acción del viento en los edificios”.

Autores: **José Ramón ARROYO ARROYO.**  
Ing. Industrial.

**Juan José BENITO MUÑOZ.**  
Dr. Ing. Industrial.  
**Prof. Ramón ALVAREZ CABAL.**  
Dr. Ing. Industrial.

## VIDEOS TECNICOS

INTEMAC, dentro de sus actividades en el campo de la formación, ha iniciado la edición de una serie de VIDEOS TECNICOS, analizando distintos campos de la construcción.



### SERIE OBRAS DE HORMIGON EN MASA, ARMADO Y PRETENSADO.

REFERENCIA	TITULO	CONTENIDO	DURACION	PRECIO
Nº 8801 (1)	FABRICACION Y ENSAYO DE PROBETAS DE HORMIGON	Contempla, de forma completa y detallada, el proceso de toma de muestras de hormigón fresco en obra, medida de consistencia con el cono de Abrams, fabricación de probetas, curado en obra, transporte al laboratorio, curado en cámara, refrentado y ensayo a compresión.	27 min.	80.000 ptas* IVA INCLUIDO

### EN PREPARACION

REFERENCIA	TITULO	REFERENCIA	TITULO
Nº 8802 (2)	MUESTREO Y ENSAYO DE ARMADURAS DE HORMIGON ARMADO Y PRETENSADO	Nº 9002 (6)	EJECUCION DE ESTRUCTURAS DE HORMIGON (II)
Nº 8901 (3)	PIEZAS DE HORMIGON ARMADO SOMETIDAS A FLEXION SIMPLE...	Nº 9101 (7)	PIEZAS DE HORMIGON ARMADO SOMETIDAS A ESFUERZO CORTANTE
Nº 8902 (4)	PIEZAS DE HORMIGON ARMADO SOMETIDAS A COMPRESION	Nº 9102 (8)	PIEZAS DE HORMIGON PRETENSADO SOMETIDAS A FLEXION SIMPLE
Nº 9001 (5)	EJECUCION DE ESTRUCTURAS DE HORMIGON (I)		

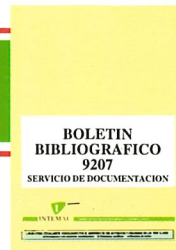
\* PRECIO para entregas dentro del territorio español

## BOLETIN BIBLIOGRAFICO

INTEMAC viene realizando desde su fundación un BOLETIN BIBLIOGRAFICO para uso interno, que ofrece, en una lectura rápida, un panorama general de todas las publicaciones técnicas disponibles. Desde 1991, esta publicación bimestral, ha sido puesta a disposición del público.

El BOLETIN BIBLIOGRAFICO incluye:

- Fotocopia del índice y de los resúmenes de los artículos contenidos en las 105 revistas técnicas que se reciben en el Instituto referentes a los campos de la Edificación, Instalaciones, Obras Públicas y Urbanismo.
- Una sección de Normativa reciente, nacional y extranjera.
- Secciones de Bibliografía y Cursos.
- Una sección de Congresos, Reuniones Técnicas y Ferias de próxima celebración en todo el mundo.
- Tarifa de suscripción anual (6 números) . . . . . 18.000 ptas.



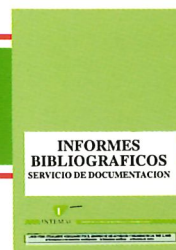
## CONSULTAS E INFORMES BIBLIOGRAFICOS

EL INSTITUTO tiene un SERVICIO DE DOCUMENTACION, que pone a su disposición y que le puede informar sobre cualquier tema relacionado con la Edificación, Instalaciones, Obra Civil y Urbanismo. Se efectúan CONSULTAS BIBLIOGRAFICAS sobre cualquiera de los temas indicados anteriormente, de acuerdo con las siguientes tarifas:

Apertura de expediente .....	2000 ptas.
Cantidad a abonar por referencia .....	60 ptas.
Cantidad a abonar por hoja de fotocopia de documento .....	25 ptas

Además de la Consulta Bibliográfica correspondiente, el INFORME BIBLIOGRAFICO contiene un breve documento redactado por un especialista en el tema, miembro de INTEMAC, con una serie de recomendaciones sobre la Bibliografía básica, así como los comentarios correspondientes.

Tarifa correspondiente al Informe Bibliográfico: 15.000 ptas. más la tarifa de la consulta.



## ARTICULOS TECNICOS

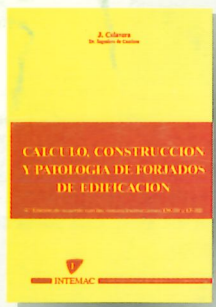
INTEMAC dispone de una amplia serie de trabajos publicados por nuestros técnicos en diferentes revistas. A continuación incluimos la lista de los últimos. Si está Vd. interesado, solicite relación completa de títulos.

- INFLUENCIA DE LA RUGOSIDAD Y LA CUANTÍA DE COSIDO EN EL COMPORTAMIENTO DE LAS PIEZAS COMPUESTAS SOLICITADAS A FLEXIÓN  
Enrique González Valle; Jaime Gálvez Ruiz; Luis García Dutari; Ramón Álvarez Caval.
- EL HORMIGON DE ALTA RESISTENCIA (HSC): LAS CARACTERÍSTICAS QUE CONDICIONAN EL CALCULO ESTRUCTURAL. Enrique González Valle.
- LA REALIZACIÓN DE ENSAYOS DE INFORMACIÓN EN LAS OBRAS. Adolfo Delibes Liniers.
- INVESTIGACIÓN SOBRE REPARACIÓN DE ESTRUCTURAS DE HORMIGON ARMADO DAÑADAS POR CORROSIÓN DE ARMADURAS. Adolfo Delibes Liniers; Jaime Fernández Gómez.
- HORMIGONADO EN CONDICIONES METEOROLÓGICAS ADVERSAS: ESTUDIO DE LOS ACCIDENTES OCURRIDOS DURANTE EL HORMIGONADO DE UN TABLERO POSTENSADO. Adolfo Delibes Liniers; Jaime Fernández Gómez; Miguel Angel Acón Robleña.
- LA INFLUENCIA DEL DIAGRAMA TENSIÓN DEFORMACIÓN EN EL CÁLCULO A FLEXIÓN DE SECCIONES REALIZADAS CON HORMIGONES DE ALTA RESISTENCIA. Enrique González Valle; José M<sup>o</sup> Izquierdo; Bernaldo de Quiros.
- EFFECTOS DINÁMICOS EN PUENTES. VARIACION DEL COEFICIENTE DE IMPACTO. Enrique López del Hierro Fernández; Juan José Benito Muñoz; Javier Gallego Valarde; Ramón Álvarez Cabal.
- CUBIERTAS METÁLICAS DE GRAN LUZ. Mercedes Gómez Álvarez; Justo Díaz Lozano; Ramón Álvarez Cabal.
- LA INSPECCIÓN Y ENSAYO. ORGANIZACIONES DE CONTROL DE CALIDAD Y LABORATORIOS. José Calavera Ruiz.

P.V.P. 400 ptas./ ejemplar.



AGOTADO



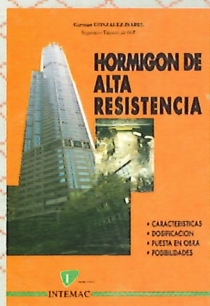
## CÁLCULO, CONSTRUCCIÓN Y PATOLOGÍA DE FORJADOS DE EDIFICACIÓN

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

**4ª Edición** (1988)

- 678 páginas
- Encuadernación en guaflex

**Precio: 7.900 Pta.**

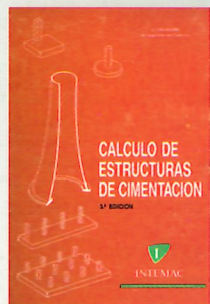


## HORMIGÓN DE ALTA RESISTENCIA

G. GONZÁLEZ-ISABEL  
(Ingeniero Técnico de O. P.)

- 316 páginas
- Encuadernación en guaflex

**Precio: 6.500 Pta.**



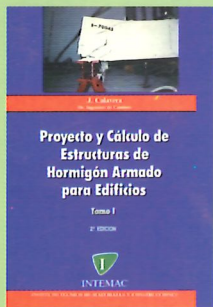
## CÁLCULO DE ESTRUCTURAS DE CIMENTACIÓN

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

**3ª Edición** (1991)

- 418 páginas

**Precio: 8.000 Pta.**

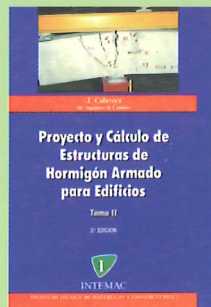


## PROYECTO Y CÁLCULO DE ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO PARA EDIFICIOS (TOMO I)

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

**2ª Edición** (1991)

- Tomo I - Cálculo de esfuerzos
- 568 páginas
- Encuadernación en guaflex



## PROYECTO Y CÁLCULO DE ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO PARA EDIFICIOS (TOMO II)

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

**2ª Edición** (1991)

- Tomo II - Dimensionamiento y detalles constructivos
- 871 páginas
- Encuadernación en guaflex

**Precio obra completa: 17.500 Pta.**



## MUROS DE CONTENCIÓN Y MUROS DE SÓTANO

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

**2ª Edición** (1989)

- 307 páginas
- Encuadernación en guaflex

**Precio: 7.000 Pta.**



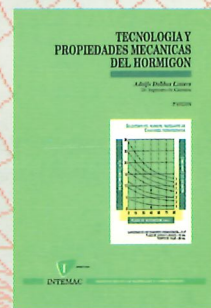
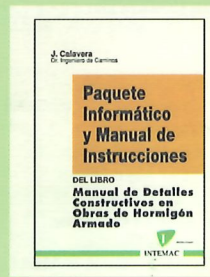
## MANUAL DE DETALLES CONSTRUCTIVOS EN OBRAS DE HORMIGÓN ARMADO

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

- 506 páginas, tamaño UNE A-4 • 210 detalles constructivos • 210 páginas de comentarios y recomendaciones • Encuadernación en guaflex

**Precio: - Libro: 16.000 Pta. - Paquete informático: 30.000 Pta.**  
(Manual de Instrucciones y Disquetes)

El libro y el programa se venden por separado



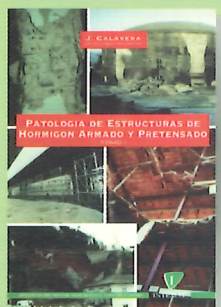
## TECNOLOGÍA Y PROPIEDADES MECÁNICAS DEL HORMIGÓN

A. DELIBES (Dr. Ingeniero de Caminos)

**2ª Edición** (1993)

- 396 páginas
- Encuadernación en guaflex

**Precio: 7.500 Pta.**

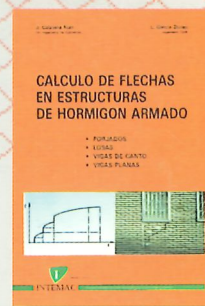
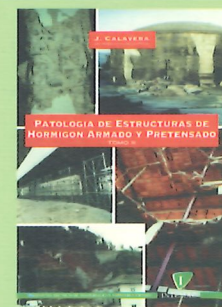


## PATOLOGÍA DE ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO Y PRETENSADO

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

- Tomo I - Capítulos 1 a 12 • Tomo II - Atlas de fisuras - Ábacos de cálculo
- 680 páginas • 231 fotografías • 258 figuras • 118 referencias bibliográficas
- Encuadernación en guaflex

**Precio de la obra completa: 16.000 Pta.**



## CÁLCULO DE FLECHAS EN ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO

J. CALAVERA (Dr. Ingeniero de Caminos)

L. GARCÍA DUTARI (Ingeniero Civil)

- 336 páginas
- 312 tablas de comprobación de Forjados, Losas, Vigas de Canto y Vigas Planas
- Un disquete conteniendo tres programas informáticos de Cálculo de Flechas, para secciones de forma cualquiera
- Encuadernación en guaflex

**Precio: 7.400 Pta.**  
(Libro más paquete Informático)