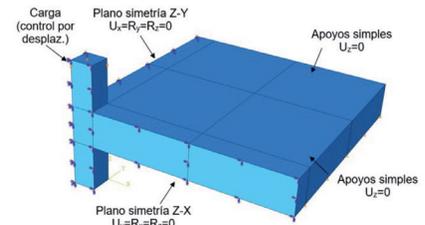


Análisis paramétrico automatizado de losas de hormigón sometidas a punzonamiento



Automated parametric analysis of punching shear in reinforced concrete slabs



Miguel Navarro-Menargues, Francisco-de-Borja Varona, David Bru y Salvador Ivorra

Universidad de Alicante. GRESMES. Dpto. de Ingeniería Civil. Carretera San Vicente del Raspeig, s/n - 03690 San Vicente del Raspeig (España).

DOI: <http://dx.doi.org/10.6036/8777> | Recibido: 23/03/2018 • Inicio Evaluación: 26/03/2018 • Aceptado: 30/5/2018

ABSTRACT

- One of the critical structural failures in buildings is the phenomenon of punching shear in the slab-column connection. In this paper, a nonlinear numerical model for studying this phenomenon in reinforced concrete slabs is presented. The model is based on FEM and developed in ABAQUS. The ultimate goal is to prepare a simulation tool to study existing slabs, assess their punching strength and design a reinforcement if necessary. The study also concerns new constructions, where geometry and ratios could be optimised. For that reason, the automation of routines in Python code has been carried out in order to improve the efficiency in the creation of a variety of numerical models.
- **Key Words:** Python, Abaqus, punching, reinforced concrete, slab, nonlinear, numerical simulation.

RESUMEN

Uno de los principales problemas en las estructuras de edificación es el debido al punzonamiento en el encuentro losa-pilar. En el presente trabajo se expone una metodología basada en modelo numérico no lineal basado en método de los elementos finitos, para el análisis de la rotura por punzonamiento en losas de hormigón armado. El objeto es disponer de una herramienta de simulación que permita el estudio de forjados existentes, para la evaluación de su capacidad a punzonamiento y de un posible refuerzo. También el estudio de forjados de nueva construcción, donde se pueda optimizar la geometría y las cuantías de armado necesarias. Para ello se ha realizado la automatización de rutinas en código Python con el objeto de mejorar la eficiencia del proceso de elaboración de los modelos numéricos.

Palabras Clave: Python, Abaqus, punzonamiento, hormigón armado, losas, no lineal, simulación numérica.

1. INTRODUCCIÓN

Los fallos por punzonamiento en forjados de edificación se producen de forma frágil, esto es, de forma brusca y sin previo aviso. Por tanto, sus consecuencias suelen ser mayoritariamente trágicas [1]. Un ejemplo de ello sucedió el 27 de noviembre de 2004 en Suiza [2]: tras un incendio en un aparcamiento, la losa punzonó sobre un pilar, e inmediatamente el colapso se propagó a toda la estructura, ocasionando la muerte de siete bomberos. En este caso concreto, además del fuego, intervinieron otra serie

de factores: una sobrecarga no prevista en cubierta, un cálculo demasiado sucinto a punzonamiento junto con la ausencia de armadura transversal, con lo que se limitaba la capacidad a deformación de la estructura notablemente. Otro ejemplo fue el colapso de parte de un edificio en Valencia en 2005, que implicó un herido grave [3]. Se exponen estos ejemplos para indicar que, desde el punto de vista de la seguridad frente al colapso, el punzonamiento representa uno de los mecanismos de fallo más críticos dentro de una estructura convencional resuelta con losas macizas o forjados reticulares. Y que por tanto, merece que se aborde como tal, con un estudio exhaustivo y pormenorizado de todos los factores que tienen implicaciones en el mismo.

Existen diversas investigaciones consistentes en la realización de campañas experimentales para evaluar esta tipología de esfuerzo. Entre ellas destacan la descrita en [4], que presenta los resultados obtenidos en el ensayo de una losa de hormigón armado unida a una columna, construida prácticamente a escala real, para obtener experimentalmente su carga máxima de punzonamiento. Posteriormente se explica con mayor detalle esta contribución. También merece ser destacada la campaña experimental llevada a cabo en [5], diseñada para evaluar distintos parámetros geométricos y mecánicos que intervienen en el agotamiento por punzonamiento.

El fenómeno de punzonamiento de losas de hormigón armado ha sido estudiado de forma analítica en De Borst y Nauta [6], Cervera et al. [7] y Shehata y Regan [8]. El ensayo descrito en [4] es reproducido con un modelo numérico de elementos finitos en [9]. Por otro lado, en [10] se analizan dos teorías del daño plástico del hormigón: *gradient-enhanced damage plasticity*, en la que se consigue que el modelo constitutivo sea no-local por medio del gradiente; y *rate-dependent damage plasticity*, en el que se emplea un parámetro de deformación viscoelástica. Además, la influencia que poseen los factores energía de fractura, la retención de cortante y la cuantía a flexión en este fenómeno es analizada en [11].

A pesar de todo ello, existe cierta escasez de bibliografía especializada que aborde cómo interrelacionan los distintos parámetros mecánicos y geométricos: resistencia del acero, resistencia del hormigón, ratios dimensionales, etc. En [12] se presenta un modelo axisimétrico con pilar circular, centrado especialmente en la interrelación de la resistencia del hormigón, la cuantía de refuerzo y las relaciones geométricas. La influencia del tamaño y la localización de huecos respecto a la columna es estudiada en [13]. Por otro lado, en [14] se analiza la validez de un modelo paramétrico de punzonamiento con los resultados analíticos propuestos por diferentes normativas.

El aporte principal del presente artículo incide, precisamente, en esa escasez bibliográfica, de forma que aborda un estudio paramétrico numérico basado en un modelo de elementos finitos (MEF) con el software ABAQUS [15] para conocer dichas implicaciones. Una primera parte de este artículo es la calibración de dicho modelo MEF, que es una fase esencial, tal y como se describe en [16]. Esta calibración se llevará a cabo por contraste de los resultados del modelo numérico con los experimentales presentados en [4]. El posterior estudio paramétrico se centrará en las curvas carga-desplazamiento obtenidas mediante variación de las siguientes características: límite elástico del acero, resistencia del hormigón, cuantía de acero a flexión, relación entre ancho del pilar y ancho del forjado y relación entre ancho del pilar y canto del forjado. El modelo MEF es tridimensional con comportamiento no lineal. El estudio paramétrico se ha automatizado a través de un procedimiento de creación de código en lenguaje Python [17] con el objetivo de reducir el tiempo de realización de los modelos. El objetivo último que subyace en la presente investigación es disponer de una herramienta de modelización suficientemente precisa para evaluar la capacidad resistente de forjados de losas de hormigón armado (macizas y aligeradas) y proponer los refuerzos necesarios en su caso.

2. MATERIAL Y MÉTODOS

2.1. CAMPAÑA EXPERIMENTAL DE REFERENCIA

Tal y como se ha indicado en la introducción, el modelo MEF que servirá de base al estudio paramétrico debe ser calibrado previamente. Para ello se ha tomado como referencia el procedimiento experimental descrito en [4]. Esta campaña experimental reprodujo modelos a escala real de conexiones forjado-pilar ejecutados con hormigón armado. Estos modelos simulaban parte de un sistema continuo de forjados y pilares delimitado únicamente por las líneas de contraflecha alrededor del pilar. Las dimensiones de los forjados eran 1800×1800×120 mm y la sección transversal del pilar era 150×150 mm, resaltando 150 mm milímetros tanto desde la cara inferior del forjado como desde la cara superior. El hormigón empleado tenía una resistencia a compresión de 44 MPa y una resistencia a tracción de 2,13 MPa. Por su parte, el límite elástico del acero era 455 MPa. En el forjado se disponían mallas de armaduras pasivas ortogonales, una malla superior y otra inferior, ambas con barras 10M (designación canadiense, correspondiente a una barra con 100 mm² de sección transversal). La separación entre estas armaduras longitudinales en la zona de compresión (cara superior) era 200 mm y en la zona de tracción (inferior) era 100 mm. Se contaba, por lo tanto, con idéntica capacidad a flexión en ambas direcciones. El recubrimiento para las dos mallas

de armado era de 20 mm. En cuanto al pilar, su armado consistía en 4 barras longitudinales 20M (300 mm² de sección transversal) más estribos 8M (50 mm² de sección transversal). El recubrimiento para la armadura del pilar era también 20 mm. El forjado estaba simplemente apoyado en sus cuatro caras sobre almohadillas de neopreno, configurando unas luces reales de 1500×1500 mm. La carga se transmitía a través del pilar y en sentido vertical descendente, hasta alcanzar el fallo frágil por punzonamiento. Debe observarse que esta configuración experimental está al revés si se compara con una estructura real, con el objeto de facilitar la realización del ensayo. En el ensayo se registró la relación entre la carga aplicada y el desplazamiento en el centro de la cara inferior del pilar.

2.2. CARACTERÍSTICAS DEL MODELO NUMÉRICO

El modelo numérico se ha desarrollado con el software ABAQUS, basado en el Método de los Elementos Finitos. Este programa puede simular adecuadamente la no linealidad tanto del acero como del hormigón, por lo que es adecuado para simular el comportamiento de estructuras de hormigón armado ([18], [19]). El modelo MEF que se ha creado en ABAQUS trata de simular el ensayo experimental de [4]. Debido a la simetría tanto en la geometría como en la carga, únicamente se ha modelizado un cuarto de la conexión losa-pilar y se han limitado a las luces reales entre apoyos en el ensayo experimental correspondiente. El cuarto de forjado presenta, por tanto, apoyos simples en sus dos bordes exteriores. En sus bordes interiores se han aplicado las condiciones de simetría pertinentes (ver Fig. 1). El ensayo se realiza mediante control por desplazamiento, incrementado linealmente hasta un máximo de 20 mm.

El modelo constitutivo tensión-deformación del hormigón en compresión es el propuesto en el Código Modelo 2010 [20], que se representa en la Fig. 2(a). Y en el caso del comportamiento uniaxial del hormigón en tracción se ha escogido el modelo constitutivo basado en la energía de fractura propugnado por Hillerborg et al. [21] y representado en la Fig. 2(b), en el que σ_t es la tensión principal de tracción, W_f es la abertura de fisura y G_f es la energía de fractura. Como criterio de fallo en el hormigón se ha adoptado el *Concrete Damaged Plasticity*, disponible en ABAQUS. Este criterio contempla dos posibles modos de fallo: fisuración y aplastamiento. Supone una modificación del criterio Drucker-Prager [22], basada en Lubliner et al. [23] e incorporando modificaciones adicionales de Lee y Fenves [24]. Con tensiones principales no nulas en más de una dirección, la relación tensión-deformación del material se define en la Eq. (1):

$$\sigma = (1-d) D_0^{el} (\varepsilon - \varepsilon^{pl}) \quad (1)$$

donde d es el escalar de degradación de la rigidez que toma valores de 0 (sin daño) ó 1 (dañado), D_0^{el} es la matriz de elasticidad inicial (sin daño), ε es la deformación unitaria total y ε^{pl} es deformación unitaria plástica.

Es posible implementar en ABAQUS modelos cohesivos más complejos para simular la fractura de materiales cuasi-frágiles ([25], [26]). Sin embargo, en este caso concreto, no ha llegado a ser necesario recurrir a otro modelo distinto del implementado en ABAQUS, dados los buenos resultados de la calibración frente al resultado experimental de [4].

Para el acero se ha elegido como comportamiento constitutivo, en consonancia con el modelo de ABAQUS considerado para su modelización, el diagrama definido en el Eurocódigo 2 [27]. Se trata de un diagrama bilineal simétrico respecto del origen, constituido por dos ramas, una elástica y una plástica.

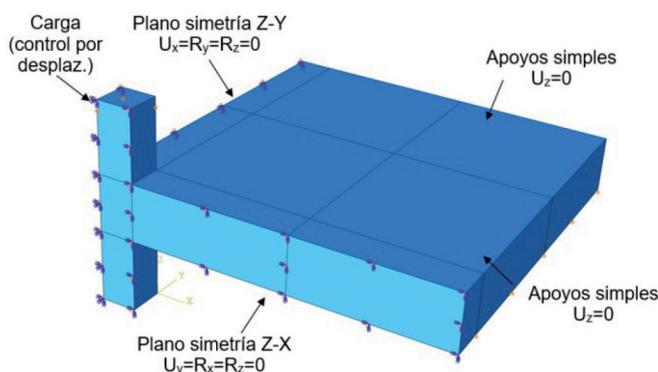


Figura 1: Geometría y condiciones de contorno del modelo

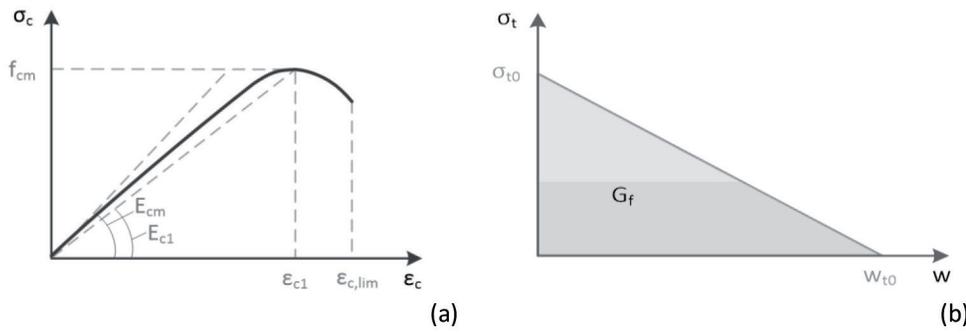


Fig. 2: Comportamiento constitutivo del hormigón: (a) compresión según el Código Modelo 2010 [20]; (b) modelo de fractura según Hillerborg et al. [21]

El contacto entre hormigón y acero se ha supuesto perfectamente adherente, práctica habitual en el estudio de piezas de hormigón armado analizadas globalmente. Para el mallado del hormigón se han utilizado elementos hexaédricos de 8 nodos con integración reducida (C3D8R), mientras que para el caso del mallado del acero se han empleado elementos *shell* de 4 nodos con integración reducida (S4R). Es decir, el refuerzo se ha planteado como distribuido con un espesor constante. Al igual que en el caso experimental, el modelo numérico se ha diseñado por el método de control por desplazamiento, esto es, imponiendo una velocidad de desplazamiento constante para la aplicación de la carga. De esta forma se minimizan los problemas de convergencia que implicarían una solución de control por carga.

2.3. CALIBRACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO

En primer lugar, se ha abordado un análisis de sensibilidad para conocer el impacto del tamaño de malla en la fiabilidad de los resultados numéricos, realizando cálculos con valores de 15, 20 y 24 mm. El resultado se muestra en la Fig. 3(a). Además, tratándose de un problema no lineal, se ha querido comprobar asimismo la idoneidad de utilizar un procedimiento de análisis estático o dinámico (cuasi-estático), realizando por tanto cálculos con ambos tipos de procedimientos y con valores de viscosidad de 0,0001 y 0,00001. Este contraste se muestra en la Fig. 3(b). El ángulo de dilatación es otro de los parámetros de calibración discutidos, conforme se muestra en la Fig. 3(c). Finalmente, en la Fig. 3(d) se recoge la curva carga-desplazamiento del modelo MEF calibrado (*Slab model*), comparada con los resultados experimentales presentados por Adetifa y Polak [4] que trata de reproducir y con otro modelo MEF desarrollado en Genikomsou y Polak [9]. En la Tabla 1 se recogen los parámetros adoptados para la definición del modelo *Concrete Damaged Plasticity* en ABAQUS.

En la Fig. 3(a) se observa que para un tamaño de malla pequeño (15 mm) la carga máxima alcanzada (216 kN) es sensiblemente inferior a la obtenida en la campaña experimental (253 kN). Asimismo, el desplazamiento en rotura (8,40 mm) también es notablemente inferior al logrado en los ensayos (12,2 mm). Para un tamaño de malla grande (24 mm) la carga máxima alcanzada (218 kN) también es inferior a la obtenida en la campaña experimental. El desplazamiento en rotura (11,5 mm) también es inferior al de los ensayos. Finalmente, para un tamaño de malla intermedio (20 mm) se consigue una mejor aproximación al resultado experimental, tanto en el valor de la carga alcanzada (237 kN), como en el del desplazamiento en rotura (12,5 mm).

En segundo lugar, con el objeto de evitar los problemas de convergencia en el cálculo, se han desarrollado dos procedimientos de cálculo: por un lado, mediante un parámetro de viscosidad μ en ABAQUS/Standard bajo un procedimiento estático; y por otro lado, la solución a través de ABAQUS/Explicit mediante un procedimiento dinámico cuasi-estático, es decir, con un ratio de velocidad de carga muy bajo. Además, en el procedimiento estático se ha distinguido entre dos valores de viscosidad para

conocer su influencia. Los resultados se presentan en la Fig. 3(b). Se subraya el hecho de que con un valor de viscosidad de 0,0001 los resultados numéricos se alejan notablemente de los experimentales, puesto que en este caso la viscosidad provoca un aumento no deseado de la resistencia del hormigón (249 kN y 15,4 mm en rotura) y no refleja del todo bien el fallo frágil. En cambio para un valor de viscosidad de 0,00001 la afinidad con los resultados de los ensayos es notable. Del mismo modo, los resultados calculados mediante el procedimiento cuasi-estático son muy similares a los experimentales, si bien presentan una distorsión mayor en el inicio de la rama plástica y también en la final sobrevaloración de los valores en la zona de rotura (262 kN y 13,4 mm).

En tercer lugar, dado que el hormigón es un material que presenta una rotura frágil que implica una considerable variación de volumen por tensiones inelásticas, la dilatación se convierte en uno de los parámetros que más influencia alberga en la confiabilidad de la simulación numérica. Los resultados de los cálculos con distintos valores del ángulo de dilatación se muestran en la Fig. 3(c). Se advierte que para un ángulo de dilatación pequeño (30°) la curva presenta una menor carga alcanzada (209 kN) y un menor desplazamiento en rotura (9,4 mm) que los concomitantes de los ensayos experimentales. Para un ángulo de dilatación elevado (40°) se sobrevalora la capacidad resistente del hormigón, alcanzando una carga en rotura de 265 kN y un desplazamiento en rotura de 17,7 mm. La mejor aproximación se ha obtenido con un valor intermedio (35°).

La Fig. 3(d) representa la comparativa final entre los resultados obtenidos mediante la simulación numérica y los ensayos experimentales. El modelo MEF calibrado (*Slab model*) presenta una rotura frágil, fiel al ensayo original [4]. Sin embargo, la modelización exhibe una respuesta más rígida que el ensayo, que va disminuyendo a medida que aumenta el desplazamiento; esto podría ser debido a una microfisuración previa en el forjado de muestra SB1 previa a su ensayo. Las cargas y los desplazamientos últimos, tanto de la simulación como del ensayo experimental se presentan en la Tabla 2.

Como se comprueba, el ajuste propuesto con el modelo descrito en el presente artículo es óptimo, presentando un error en carga del 6,3% y un error en desplazamiento del 2,5%. Por otro lado, además de realizar una calibración cuantitativa, se ha realizado una calibración cualitativa comparando el patrón de fisuración obtenido en ABAQUS para la cara de tracción con el del análisis experimental, obteniendo distribuciones razonablemente similares, discutidos ampliamente en [14].

Ángulo de dilatación ψ	Excentricidad ϵ	Viscosidad μ	Parámetro de forma K_c	Compr. máx. uniaxial/biaxial
Variable	0,1	Variable	1,16	0,667

Tabla 1: Parámetros del modelo *Concrete Damaged Plasticity*

Modelo MEF calibrado		Curva experimental de Adetifa y Polak [4]	
Carga de rotura	Desplazamiento en rotura	Carga de rotura	Desplazamiento en rotura
(kN)	(mm)	(kN)	(mm)
237	12,5	253	12,2

Tabla 2: Resultados de la simulación numérica y de la campaña experimental

2.4. AUTOMATIZACIÓN DEL MODELO NUMÉRICO

Hoy en día, gracias a la evolución continua de los programas informáticos, la ingeniería y construcción se interrelacionan con la ciencia de computación y la informática siendo, cada vez más, una competencia indispensable y de las más valoradas en la profesión de la ingeniería. El siguiente paso en la evolución, sobre todo en el ámbito de simulaciones de materiales, parece estar orientado hacia la parametrización de las características de los modelos, tanto a nivel de materiales y geometría como de automatización de cálculo [28]. Para ello, se requieren los conocimientos de las dos vertientes antes citadas para, de esa forma, reducir el tiempo invertido en la ejecución de los modelos; especialmente si se trata como en este caso de modelizar 11 modelos mediante la variación de cinco parámetros entre tres valores.

En este artículo se expone, como novedad, la implementación de la parametrización del modelo para automatizar el cálculo de todos ellos en vez de forma individual. Ha sido realizado con el editor de texto y código fuente Notepad++ y el lenguaje de programación Python [17], [29], único formato con el que trabaja el software de elementos finitos ABAQUS. Mediante Python se puede programar un código que realice los procesos y pasos en ABAQUS que sean necesarios para el desarrollo en todas las fases; puesta a cálculo y recogida de datos del modelo, así como su parametrización y automatización. Por lo general, existen dos posibilidades de automatizar el proceso y ahorrar tiempo de ejecución de modelos:

la primera es que se calcule un modelo al finalizar el anterior; la segunda, es operar por tandas. Además, una vez el código ha sido escrito y para una mayor facilidad con el usuario, éste puede elegir el rango e intervalos de parametrización. Esto es muy útil y a la vez peligroso en lo relativo a la sobrecarga computacional, debido a que en la segunda forma de automatización es el usuario el que marca el límite y no debe sobrepasar el límite de procesamiento de la computadora usada. ABAQUS posee una biblioteca inmensa de comandos escritos en Python que son usados en este artículo para la elaboración del código del modelo y su parametrización y automatización. Entre éstos se encuentra el desarrollo de una interfaz de usuario, la cual ha sido implementada para aumentar significativamente la comodidad y el carácter intuitivo de la parametrización y automatización llevadas a cabo.

La Tabla 3 recoge los parámetros del modelo que se ha tomado como base para el estudio paramétrico realizado en Python/ABAQUS, contra el que posteriormente se comparan el resto de modelos con parámetros modificados. Para cada uno de los 5 parámetros estudiados (límite elástico del acero, resistencia del hormigón a compresión, cuantía de acero a flexión, relación ancho del pilar/ancho del forjado y relación ancho del pilar/canto del forjado), se han realizado los modelos que figuran en la Tabla 4. Por tanto, se han realizado un total de 11 modelos: el modelo base más 10 variaciones. Por lo que respecta al tiempo de cálculo, es de 4 horas por modelo con un procesador Intel Core i7 340 GHz.

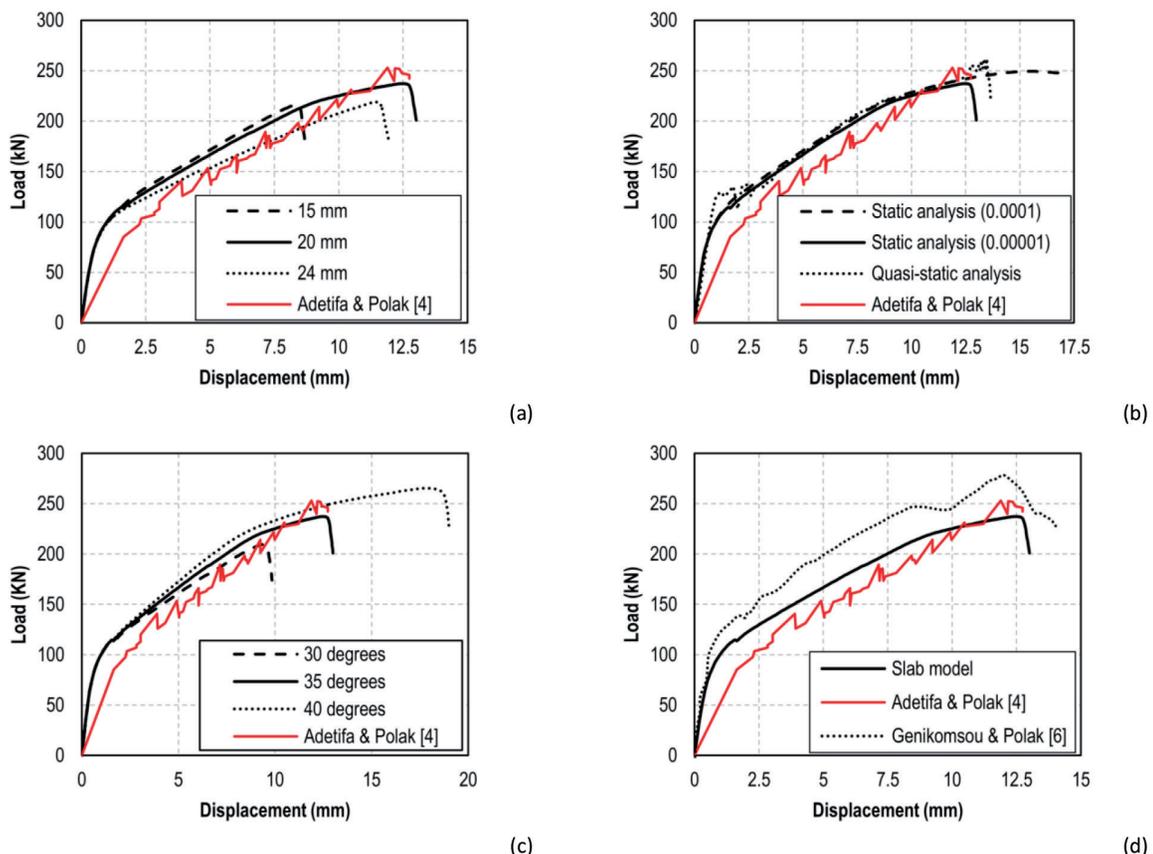


Fig. 3: Resultados de la calibración: (a) influencia del tamaño de malla; (b) influencia del tipo de análisis y viscosidad; (c) influencia del ángulo de dilatación; (d) contraste del modelo calibrado con [4] y [9]

Variable	Valor
Límite elástico del acero	500 MPa
Resistencia a compresión del hormigón	25 MPa
Cuantía de acero a flexión	1,5%
Sección del pilar	0,15x0,15 m
Relación ancho pilar/ancho forjado	0,1
Relación ancho pilar/canto forjado	1,25

Tabla 3: Valores de los parámetros correspondientes al modelo base

3. RESULTADOS

Los resultados del estudio paramétrico sobre las cinco variables discutidas en el fenómeno de punzonamiento se recogen gráficamente a través de las Figs. 4(a)-(b), 5 (a)-(c).

En la Fig. 4(a) se observa un menor límite elástico $f_y = 400$ MPa conlleva, por un lado, menor carga última (247 kN); pero en cambio el desplazamiento vertical en rotura (12,1 mm) es mayor que en los otros dos casos. Justo al contrario que cuando se emplea un mayor límite elástico $f_y = 600$ MPa, con el que se consigue incrementar la carga última (263 kN) a costa de perder capacidad de desplazamiento en rotura (10,2 mm). Por otro lado, en la Fig. 4(b) se aprecia una mayor carga de rotura conforme aumenta la resistencia a compresión del hormigón: 291 kN con un hormigón de $f_c = 45$ MPa; 278 kN con un hormigón de $f_c = 35$ MPa; y 261 kN con el hormigón de $f_c = 25$ MPa. Pero ahora no sólo se incrementa la carga última con la resistencia del hormigón sino también el desplazamiento vertical en rotura: 17,6 mm con $f_c = 45$ MPa; 11,7 mm con $f_c = 35$ MPa; y 10,3 mm con $f_c = 25$ MPa. En consecuencia, se confirma tanto una mayor rigidez inicial como un incremento de la rama plástica previa a la rotura.

Los resultados numéricos para las variaciones de cuantías a flexión del 0,67% (Variación C.1), 1,5% (Modelo base) y 2,68% (Variación C.2) se muestran en la Fig. 5(a). A mayor cuantía a flexión (y de forma análoga a lo estudiado con la resistencia del acero) se logra incrementar la carga de rotura a costa de perder capacidad de desplazamiento. Es decir, la rama plástica disminuye su duración aunque aumenta su rigidez. Para una cuantía baja del 0,67% (equivalente a barras Ø8 cada 200 mm en la cara superior del forjado y Ø8 cada 100 mm en la cara inferior a tracción) no se llega a producir el fallo del forjado (porque el desplazamiento vertical de control del modelo MEF está acotado a 20 mm) pero sólo se alcanza una carga de 166 kN. Por su parte, para una cuantía media del 1,5% (barras Ø12 con las mismas separaciones indicadas anteriormente tanto en cara superior como en inferior) se obtienen una carga de rotura y un desplazamiento de 261 kN y 10,3 mm, respectivamente. Finalmente, para una cuantía elevada del 2,68% (barras Ø16 con las mismas separaciones anteriormente indicadas) se obtiene una carga de rotura 324 kN con tan solo 8,5 mm de desplazamiento.

Los resultados numéricos para relaciones ancho del pilar/ancho del forjado 0,075 (Variación D.1), 0,1 (Modelo base) y 0,125 (Varia-

Variable	Modelo base	Variación A.1	Variación A.2
Límite elástico del acero	500 MPa	400 MPa	600 MPa
		Variación B.1	Variación B.2
Tipo de hormigón	25 MPa	35 MPa	45 MPa
		Variación C.1	Variación C.2
Cuantía de acero a flexión	1,5%	0,67%	2,68%
		Variación D.1	Variación D.2
Relación ancho pilar/ancho forjado	0,1	0,075	0,125
Ancho del forjado (ábaco)	1,5 m	2 m	1,2 m
		Variación E.1	Variación E.2
Relación ancho pilar/canto forjado	1,25	0,75	1,5
Canto del forjado	0,12 m	0,2 m	0,1 m

Tabla 4: Modelos realizados para el estudio de la influencia de diferentes parámetros

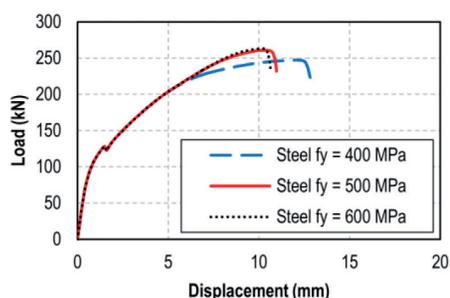
ción D.2) se muestran en la Fig. 5(b). En este caso se puede observar una reducción ligera de la carga máxima en rotura, acompañada de un mayor desplazamiento concomitante, según aumenta el ratio ancho de pilar/ancho de forjado (esto es, manteniendo constante el ancho del pilar y reduciendo el ancho del ábaco). De este modo, para un ratio 0,075 (2 m de ancho de forjado) se alcanzan una carga de 272 kN y un desplazamiento de 7,8 mm. Y en el caso opuesto, para un ratio 0,125 (1,2 m de ancho de forjado) se obtiene una carga de 248 kN y 16,1 mm de desplazamiento. Y finalmente, los resultados numéricos para relaciones ancho del pilar/canto del forjado 0,75 (Variación E.1), 1,25 (Modelo base) y 1,5 (Variación E.2) se muestran en la Fig. 5(c). De forma semejante al caso anterior, se observa una reducción de la carga máxima en rotura (en este caso más abrupta), acompañada de un mayor desplazamiento correspondiente, según aumenta el ratio ancho de pilar/canto de forjado (esto es, manteniendo constante el ancho del pilar y reduciendo el canto del forjado). De este modo, para un ratio 0,75 (0,2 m de canto de forjado) se podría llegar a una carga de 586 kN con 8,4 mm de desplazamiento. Y en el extremos opuesto, con el ratio 1,5 (0,1 m de canto de forjado), la carga no superaría 198 kN pero sí se incrementaría el desplazamiento en rotura hasta 13 mm.

4. CONCLUSIONES

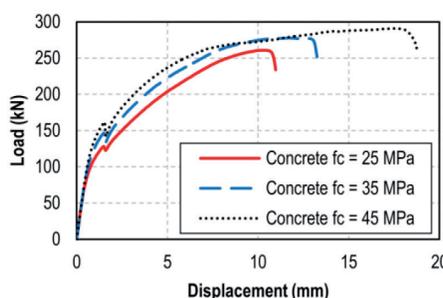
Se ha presentado un modelo numérico mediante elementos finitos con el software ABAQUS para reproducir el estudio del punzonamiento en losas de edificación, que ha sido calibrado tanto cuantitativa como cualitativamente. El aspecto que reviste una mayor dificultad en la modelización de estructuras de hormigón

armado es precisamente la elección del modelo de comportamiento del hormigón. Para ello se ha utilizado el modelo *Concrete Damaged Plasticity*.

Aunque en algunos casos específicos de investigación es habitual emplear subrutinas específicas para modelar materiales y elementos, en este caso los modelos utilizados son los pre-implemen-



(a)



(b)

Fig. 4: Resultados del estudio paramétrico: (a) influencia del límite elástico de la armadura longitudinal; (b) influencia de la resistencia a compresión del hormigón

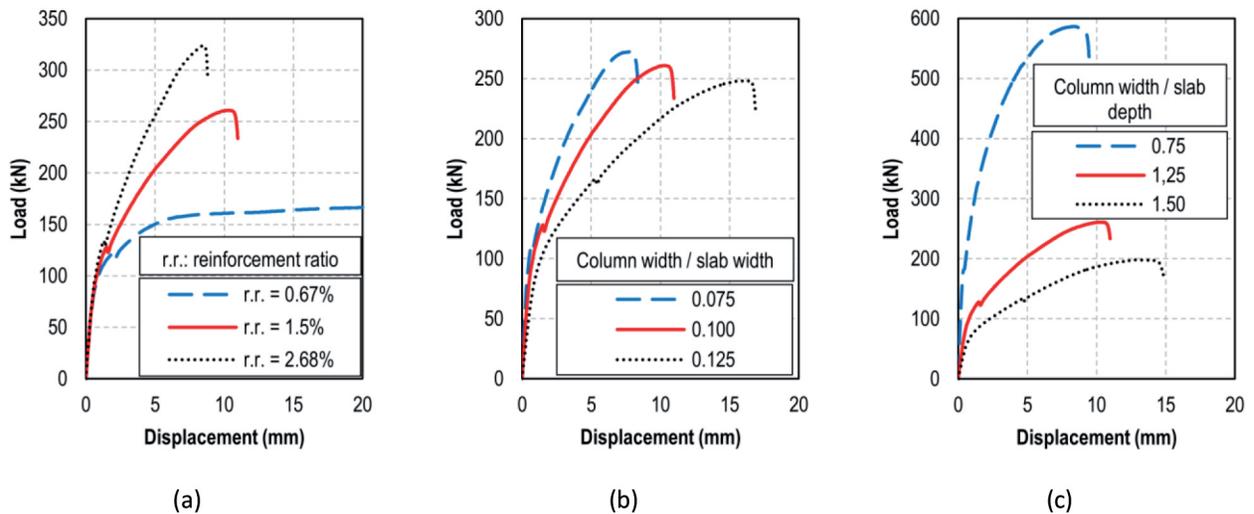


Fig. 5: Resultados del estudio paramétrico: (a) influencia de la cuantía de armado; (b) influencia del ancho del forjado; (c) influencia del canto de la losa

dos por el fabricante del software, por lo que los resultados de este trabajo son fácilmente reproducibles por otro investigador.

Se ha calibrado el modelo contrastándolo con resultados científicos publicados, tanto de carácter experimental como numérico, y comprobando el ajuste determinando unas tasas de error lo suficientemente pequeñas. Los parámetros más significativos que se han tenido en cuenta en la calibración han sido el tamaño de malla, el tipo de análisis (cuasi-estático o estático con distintos valores de viscosidad) y el ángulo de dilatancia. Este último ha resultado ser ligeramente más decisivo, puesto que desviaciones relativas respecto del valor que resultó ser óptimo para la calibración modificaban apreciablemente la respuesta del modelo, especialmente en el desplazamiento en rotura.

Una vez calibrado el modelo numérico, éste se ha adaptado para realizar un estudio paramétrico automatizado mediante código en Python para conocer la influencia de las distintas variables que definen a un forjado de edificación en el fenómeno del punzonamiento. Las principales conclusiones relativas al estudio paramétrico son las siguientes:

- El incremento del límite elástico del acero no parece tener una gran influencia en la mejora de la resistencia a punzonamiento. De hecho, produce una ligera merma de ductilidad que no es compensada por la mejora de resistencia.
- El incremento de la resistencia a compresión del hormigón permite mejorar la carga última sin pérdida de ductilidad.
- El estudio paramétrico confirma que a mayores cuantías de armado longitudinal en la losa, se incrementa lógicamente la resistencia a punzonamiento, pero se reduce la ductilidad, como cabría esperar.
- A mayor relación ancho de pilar/ancho de forjado, se reduce ligeramente la carga última pero se incrementa el desplazamiento vertical.
- A mayor relación ancho de pilar/canto de forjado, la carga última cae bruscamente pero la ductilidad se incrementa.

Los resultados aquí expuestos permiten iniciar el camino para abordar un estudio más complejo con el que poder evaluar de forma sistemática los forjados de losas macizas existentes frente a la acción del punzonamiento, analizando las particularidades geométricas y mecánicas de cada espécimen.

REFERENCIAS

- [1] J. Kunz, M. Fernández-Ruiz, and A. Muttoni, Enhanced safety with post-installed punching shear reinforcement, no. 1. London: Taylor & Francis Group, 2008.
- [2] M. Fernández-Ruiz, A. Muttoni, and J. Kunz, "Strengthening of flat slabs against punching shear

- using post-installed shear reinforcement," *ACI Struct. J.*, vol. 107, no. 4, pp. 434-442, 2010.
- [3] "El País, 2005." [Online]. Available: https://elpais.com/diario/2005/07/29/evalencia-na/1122664679_850215.html.
- [4] B. Adetifa and M. A. Polak, "Retrofit of slab column interior connections using shear bolts," *ACI Struct. J.*, vol. 102, no. 2, pp. 268-274, 2005.
- [5] S. Lips, M. Fernández-Ruiz, and A. Muttoni, "Experimental investigation on punching strength and deformation capacity of shear-reinforced slabs," *ACI Struct. J.*, vol. 109, no. 6, pp. 889-900, 2012.
- [6] R. de Borst and P. Nauta, "Non-orthogonal cracks in a smeared finite element model," *Eng. Comput.*, vol. 2, no. 1, pp. 35-46, 1985.
- [7] M. Cervera, E. Hinton, and O. Hassan, "Nonlinear analysis of reinforced concrete plate and shell structures using 20-noded isoparametric brick elements," *Comput. Struct.*, vol. 25, no. 6, pp. 845-869, Jan. 1987.
- [8] I. A. E. M. Shehata and P. E. Regan, "Punching in R.C. slabs," *J. Struct. Eng.*, vol. 115, no. 7, pp. 1726-1740, Jul. 1989.
- [9] A. S. Genikomsou and M. A. Polak, "Finite element analysis of a reinforced concrete slab-column connection using ABAQUS," in *Structures Congress 2014*, 2014, pp. 813-823.
- [10] A. Wosatko, J. Pamin, and M. A. Polak, "Application of damage-plasticity models in finite element analysis of punching shear," *Comput. Struct.*, vol. 151, pp. 73-85, 2015.
- [11] J. Shu, M. Plos, K. Zandi, M. Johansson, and F. Nilenius, "Prediction of punching behaviour of RC slabs using continuum non-linear FE analysis," *Eng. Struct.*, vol. 125, pp. 15-25, 2016.
- [12] P. Menétrey, R. Walther, T. Zimmermann, K. J. Willam, and P. E. Regan, "Simulation of punching failure in reinforced-concrete structures," *J. Struct. Eng.*, vol. 123, no. 5, pp. 652-659, 1997.
- [13] H. Guan, "Prediction of punching shear failure behaviour of slab-edge column connections with varying opening and column parameters," *Adv. Struct. Eng.*, vol. 12, no. 1, pp. 19-36, 2009.
- [14] M. Navarro, S. Ivorra, and F. B. Varona, "Parametric computational analysis for punching shear in RC slabs," *Eng. Struct.*, vol. 165, pp. 254-263, Jun. 2018.
- [15] *Abaqus Theory Manual (6.14)*. Dassault Systemes, Providence, RI, USA, 2014.
- [16] W. Vélez, D. Gómez, and P. Thomson, "Finite Element Model Updating," *Dyna*, vol. 158, pp. 177-189, 2009.
- [17] "Python Software Foundation webpage." [Online]. Available: <https://www.python.org/>.
- [18] Y. T. Obaidat, S. Heyden, and O. Dahlblom, "The effect of CFRP and CFRP/concrete interface models when modelling retrofitted RC beams with FEM," *Compos. Struct.*, vol. 92, no. 6, pp. 1391-1398, 2010.
- [19] O. Mirza and B. Uy, "Behaviour of headed stud shear connectors for composite steel-concrete beams at elevated temperatures," *J. Constr. Steel Res.*, vol. 65, no. 3, pp. 662-674, Mar. 2009.
- [20] International Federation for Structural Concrete (fib), *fib Model Code for Concrete Structures 2010*. Berlin: Ernst & Sohn, 2013.
- [21] A. Hillerborg, M. Modéer, and P. E. Petersson, "Analysis of crack formation and crack growth in concrete by means of fracture mechanics and finite elements," *Cem. Concr. Res.*, vol. 6, no. 6, pp. 773-781, Nov. 1976.
- [22] D. C. Drucker and W. Prager, "Soil Mechanics and Plastic Analysis or Limit Design," *Q. Appl. Math.*, vol. 10, no. 2, pp. 157-165, 1952.
- [23] J. Lubliner, J. Oliver, S. Oller, and E. Oñate, "A plastic-damage model for concrete," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 25, no. 3, pp. 299-326, 1989.
- [24] J. Lee and G. L. Fenves, "Plastic-damage model for cyclic loading of concrete structures," *J. Eng. Mech.*, vol. 124, no. 8, pp. 892-900, 1998.
- [25] X. T. Su, Z. J. Yang, and G. H. Liu, "Monte Carlo simulation of complex cohesive fracture in random heterogeneous quasi-brittle materials: A 3D study," *Int. J. Solids Struct.*, vol. 47, no. 17, pp. 2336-2345, Aug. 2010.
- [26] X. Su, Z. Yang, and G. Liu, "Finite element modelling of complex 3D static and dynamic crack propagation by embedding cohesive elements in Abaqus," *Acta Mech. Solida Sin.*, vol. 23, no. 3, pp. 271-282, 2010.
- [27] European Committee for Standardisation, *Eurocode 2: Design of concrete structures - Part 1-1: General rules and rules for buildings*. Madrid: AENOR, 2013.
- [28] V. Albero, A. Espinos, M. L. Romero, A. Hospitaler, G. Bihina, and C. Renaud, "Proposal of a new method in EN1994-1-2 for the fire design of concrete-filled steel tubular columns," *Eng. Struct.*, vol. 128, pp. 237-255, 2016.
- [29] G. Puri, Python scripts for Abaqus. Kan Sasana Printer, 2011.

AGRADECIMIENTOS

El presente estudio ha podido ser llevado a cabo gracias a la colaboración de la Universidad Politécnica de Valencia, por la cesión de su licencia de software de ABAQUS.