

Modelación numérica del ensayo pull-out para losas compuestas con lámina metálica colaborante

MELCHOR LÓPEZ ÁVILA (*), RAFAEL LARRÚA QUEVEDO (**),
JORGE BONILLA ROCHA (***) y CARLOS A. RECAREY MORFA (****)

RESUMEN Se emplean de modo combinado la modelación numérica y los ensayos e instrumentación como patrones de calibración para reproducir el ensayo pull out que se ejecuta a losas compuestas con lámina metálica colaborante para determinar la fuerza de cizallamiento longitudinal que se genera en la superficie de contacto entre la lámina metálica y el bloque de hormigón. Se considera modelo elasto-plástico para el acero y modelo de daño plástico para el hormigón. Se hace uso del código comercial ABAQUS/Implicit 6.6 para realizar la simulación virtual de los ensayos pull out. Se define conceptualmente la concepción de la modelación y el proceso de calibración del modelo numérico tomando como base ensayos reales e instrumentación en tiempo real. Se sientan las bases para la realización de un estudio paramétrico del problema y el desarrollo de un método de estimación analítico del cizallamiento longitudinal.

NUMERICAL MODELLING OF PULL OUT TEST FOR COMPOSITE SLABS USING STEEL DECK

ABSTRACT Numerical modeling is used to reproduce pull out tests that are carry out at composite slabs in small scale to determine shear longitudinal forces between metallic sheet and concrete slab. Is been considered an elastic-plastic model for the steel and a plastic damage model for the concrete. Is used ABAQUS/Implicit 6.6 Commercial Code to simulate numerically using FEA the pull out test. Is conceptually defined the modeling and the numerical model calibration taking as basis experimental studies. Are established the parametric study basis and an analytic method to estimate longitudinal shear.

Palabras clave: Losas mixtas, Modelación, Pull out, Cortante longitudinal, Modelo de daño, Elementos finitos.

Keywords: Composite slabs, Modeling, Steel deck, Longitudinal shear, Damage model, Finite elements.

1. INTRODUCCIÓN

Las losas compuestas son tipologías estructurales de extendido uso donde se combina el trabajo de una lámina metálica y el bloque de hormigón reforzado que esta soporta (López *et al.*, 2007). Usualmente el fallo estructural está precedido por el deslizamiento del bloque de hormigón sobre la lámina metálica, venciendo la resistencia a cortante longitudinal entre ambos elementos y eliminándose así el trabajo conjunto entre ambos materiales. La adherencia química inicial, la fricción y la interacción mecánica son las componentes principales que conforman la resistencia al cortante longitudinal entre la lámina y el hormigón.

Para caracterizar las losas compuestas se efectúan estudios experimentales, cargando tramos simples de losas para cuantificar su fallo a la flexión (EN 1994-1-1, 2004, NRMC 082, 2004, ASTM E8-00b, 2001, CSSBI S3-2002, 2003), o aplicando tracción sobre probetas de un tramo de entrenervio de losa (Figura 1) para cuantificar la resistencia a cortante longitudinal entre el bloque de hormigón reforzado y su lámina portante. A este tipo de ensayo se le denomina "Pull out" (Daniels, 1988, Guex, 2002, Edder, 2003).

La modelación numérica de losas compuestas ha sido objeto de varias investigaciones (Widjaja, 1997, Veljkovic, 1998, Schuurman, 2000, Edder, 2003, Abdullah, 2004, Ferrer, 2006, Mistakidis, 2007). De una forma u otra todas intentan simular el efecto de cizallamiento longitudinal entre la superficie portante de la lámina metálica colaborante y el bloque de hormigón. Internacionalmente se han desarrollado varias investigaciones en la temática, entre ellas se destacan Abdullah y Ferrer. Mistakidis, a pesar de ser una de las investigaciones más actuales en la temática, se centra en el estudio de la flexión de los elementos compuestos o mixtos de acero-hormigón.

(*) Ing. Universidad Central de Las Villas, UCLV, Cuba.

(**) Dr. Ing. Universidad de Camaguey, Cuba.

(***) Dr. Ing. Universidad de Ciego de Avila, Cuba.

(****) Dr. Ing. Director, Centro de Investigación de Métodos Computacionales y Numéricos en la Ingeniería (CIMCNI), Aula UCLV – CIMNE. Universidad Central de Las Villas, UCLV, Cuba.

Abdullah emplea el código comercial ABAQUS/Explicit y una configuración carente de embuticiones. Modela un nervio de la losa en toda su longitud, con elementos finitos tipo placa para la lámina de acero y elementos sólidos 3D para el bloque de hormigón (Abdullah, 2004). La interacción entre las superficies y el aporte de las embuticiones lo simula empleando elementos conectores de rigidez no lineal y conectados nodo a nodo. Estas simplificaciones le impiden efectuar estudios del aporte real debido a la interacción mecánica por la geometría de las embuticiones, así como la distribución local de tensiones en las paredes de las embuticiones y sus proximidades. Con esta forma de modelización del problema no se estudia con fiabilidad el fenómeno de la adherencia química inicial, la fricción y la interacción mecánica entre la lámina el hormigón.

Ferrer utiliza el código comercial ANSYS asumiendo un modelo de contacto de fricción rígida de Coulomb, sin adherencia inicial, sin efectos dinámicos y sin tensión tangencial máxima (Ferrer, 2006). Para el acero de la lámina metálica colaborante emplea un modelo multilínea elasto-plástico, y el bloque de hormigón lo simplifica considerándolo como una superficie infinitamente rígida, lo que implica no poder evaluar mecanismos de fallo en el hormigón, como el desgarramiento que se ha observado en estudios experimentales. Este autor aprovecha las simplificaciones que facilita la doble simetría geométrica y de cargas en la probeta del ensayo pull out, así como la simetría longitudinal regida por el patrón cíclico de embuticiones. Modela la lámina con elementos finitos tipo placa con integración reducida, asumiendo el comportamiento de la lámina modelada por su fibra media. La carga aplicada consiste en un desplazamiento longitudinal en la dirección del deslizamiento, impuesto a todos los nodos de cada uno de los bordes transversales de la lámina (Ferrer, 2006). Esta simplificación aparenta no permitir evaluar en toda su magnitud las flexiones que pueden producirse en los bordes de las láminas debido a la aplicación de las cargas con respecto al ensayo real.

En este trabajo se desarrolla un modelo numérico para el código comercial ABAQUS/Implicit que aprovecha las simetrías propuestas por Ferrer, pero presenta la novedad que modela el bloque de hormigón utilizando modelo de daño. En el proceso de modelación de las cargas hay que preproducir el efecto de la tracción y se debe simular el efecto del peso propio del hormigón debido a la posición en que se ejecuta el ensayo (Figura 1). La fuerza de tracción se modela a través de una

carga uniformemente distribuida (en área) sobre la cara del bloque de hormigón transversal a la dirección del deslizamiento. La simulación de efecto del peso propio de la lámina y el hormigón se modela con cargas aplicadas lateralmente, las cuales son aplicadas sobre el bloque de hormigón (Figura 1). Tanto la lámina metálica como el bloque de hormigón se modelan geoméricamente con elementos finitos sólidos en 3D.

2. CONCEPTUALIZACIÓN DEL ENSAYO PULL OUT

La probeta para el ensayo pull-out consiste en dos nervios de losa compuesta encarados por la parte de la lámina (Figura 1). En el ensayo se coloca una placa intermedia de acero que sirve como elemento de enlace y de rigidización (Daniels, 1988).

Con esta configuración se compensa la tracción que se le ejerce a la lámina desde el extremo superior, mediante barras roscadas de acero embebidas en el hormigón (Figura 1), que sobresalen por la parte inferior de la probeta y se utilizan como elementos de tracción. Aplicando dicha fuerza de reacción se igualan los deslizamientos a ambos lados de la probeta (Guex and Edder, 2002).

El propósito de estos ensayos consiste en separar el bloque de hormigón y la lámina metálica por deslizamiento longitudinal o la flexión local que este efecto genera, lo cual permite cuantificar la resistencia a cizallamiento entre lámina y hormigón. Con esta finalidad, en el ensayo se aplica una carga de tracción con una prensa servocontrolada con la cual se realiza el ensayo de tracción con control de la deformación.

3. DESCRIPCIÓN GENERAL DEL ESTUDIO EXPERIMENTAL PULL OUT

Se cortan las láminas metálicas a una longitud de 600mm y un ancho ligeramente superior al de un entrenervio, dejando suficiente espacio que permita atornillar dos láminas encaradas (Figura 1) y posteriormente poder colocar un encofrado para fundir una losa de hormigón del ancho de un entrenervio, longitud de 300mm y un peralte que sea como mínimo la altura de los nervios de la lámina más 50mm (Laane and Edder, 2002, Guex and Edder, 2002).

El conjunto se empaqueta por un sistema de barras y resortes cuya finalidad es la de incorporar fuerzas laterales que reproduzcan el efecto del peso propio del hormigón. Solidarios al

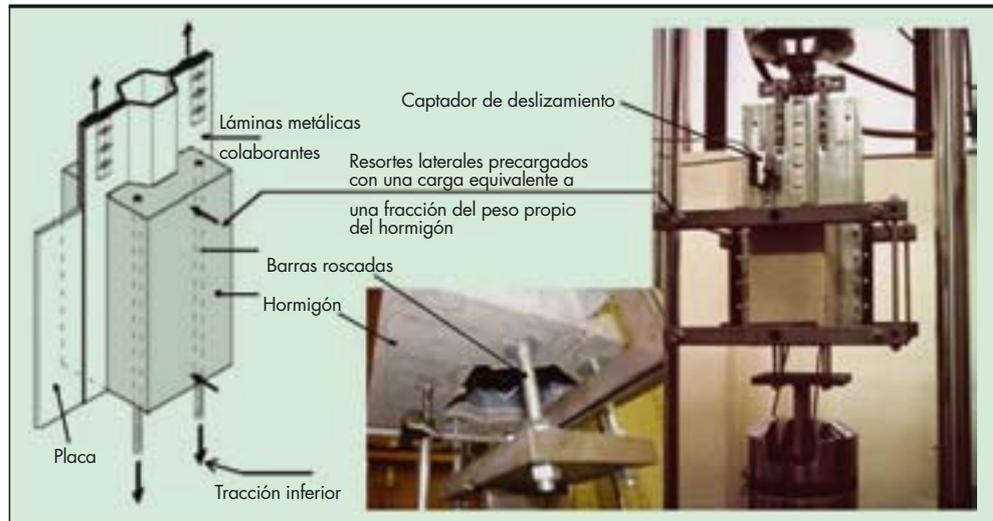


FIGURA 1. Esquema y Foto del ensayo "Pull out".

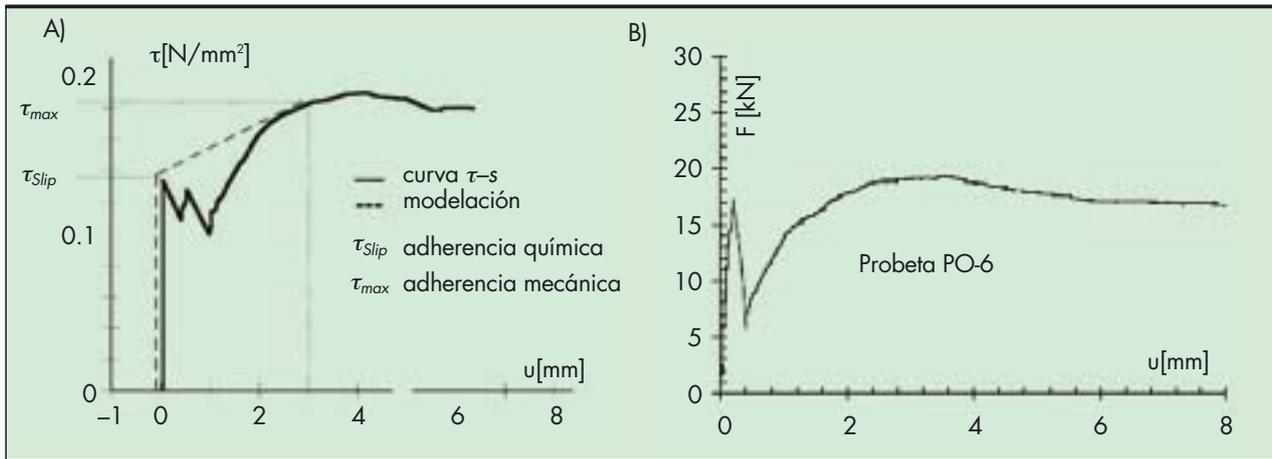


FIGURA 2. Gráficos fuerza- desplazamiento. A) Gráfico teórico (Ferrer 2006). B) Ensayo a lámina H110 (Skuber 2008) .

bloque de hormigón y mediante barras roscadas embebidas en él se fijan captadores de desplazamiento (Figura 1) que miden el deslizamiento relativo entre éste y la lámina de acero. Se mide igualmente la fuerza total desarrollada por la máquina de tracción necesaria para lograr el deslizamiento (Edder, 2003). Con estos resultados (fuerza-desplazamiento) se construye la curva de comportamiento del fenómeno de adherencia entre la lámina colaborante y el hormigón. Este es precisamente el resultado de mayor interés que aporta el ensayo pull out (Figura 2), con el cual, además de caracterizar el umbral máximo de tensión de adherencia tangencial, se pueden obtener las variables de respuesta que posibilitan calibrar los modelos numéricos.

Como respuesta del ensayo pull out, la fuerza máxima de cizallamiento longitudinal se obtiene de la expresión:

$$\tau = \frac{F}{2 * l_h * b_s} \quad [N/mm^2]$$

donde:

b_s : Distancia entre ejes de simetría transversal (entrenervio). [mm].

F : Fuerza aplicada por la máquina de tracción sobre la probeta. [kN].

l_h : Longitud del bloque de hormigón (generalmente 300 mm) (Edder, 2003).

Resultan puntos notables en el gráfico fuerza Vs desplazamiento: τ_{slip} , evaluado para la fuerza de cizallamiento al primer deslizamiento, y τ_{max} , para la fuerza máxima (Figura 2).

4. MODELACIÓN NUMÉRICA DEL ENSAYO PULL OUT

El problema físico real que se desea modelar es el ensayo de pull out. El proceso de modelación física se caracteriza por: modelo geométrico, modelo de los materiales (ecuación constitutiva), modelos de carga y modelos de apoyos o vínculos (Figura 3). Definido el modelo físico, que en este caso es el ensayo de pull out, se puede establecer el modelo matemático empleando los principios y conceptos de la física matemática.

Este modelo se caracteriza por la región de trabajo, las ecuaciones de gobierno y las condiciones iniciales y de frontera. Los diferentes modelos matemáticos pueden tener solución analítica y/o numérica. Generalmente tienen solución analítica sólo los modelos más simples, por lo cual la vía numérica es la más empleada para generalizar.

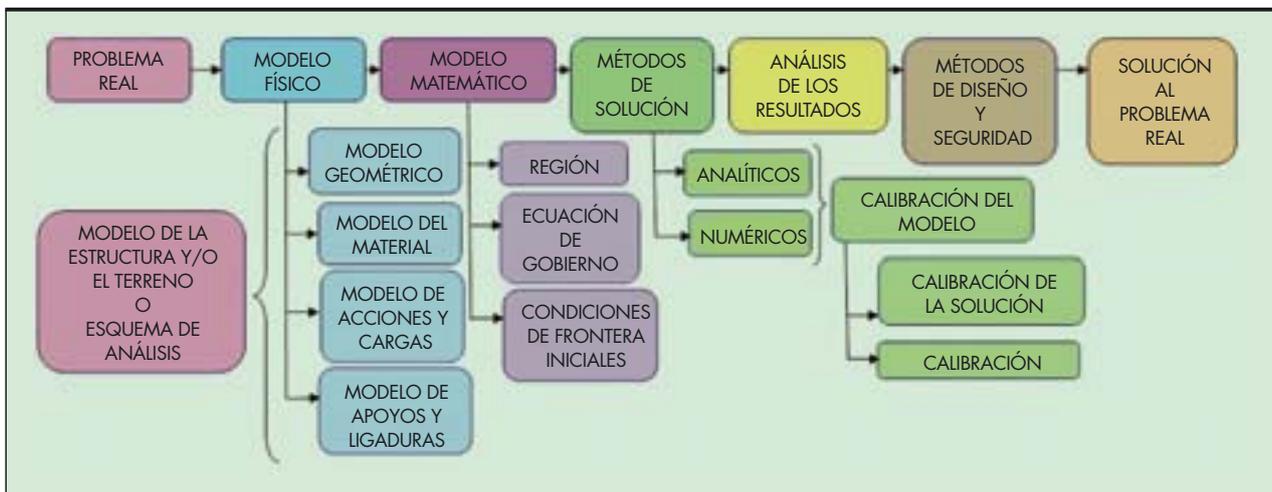


FIGURA 3. Diagrama para la modelación numérica.

Cuando se emplean métodos numéricos en la solución de diversos problemas de ingeniería, la solución que se obtiene es aproximada. Por este motivo los modelos numéricos tienen que someterse a un proceso de calibración matemática y física. La calibración matemática garantiza una aproximación adecuada y estabilidad de la solución obtenida. Por su parte, la calibración física garantiza que el modelo implementado tenga correspondencia con el fenómeno físico que se estudia. Es por esta razón que el proceso de calibración física necesita disponer de ensayos previos del fenómeno estudiado.

En caso de emplear el método de los elementos finitos como vía de solución para el problema estudiado, la exactitud numérica de dicha solución está condicionada por la densidad de malla y los tipos de funciones de forma (tipos de elementos finitos) que se empleen. El balance entre el costo computacional de la solución (costo de tiempo) y la exactitud de la misma, es el aspecto esencial a lograr por los investigadores cuando pretenden aplicar esta herramienta numérica. Estos aspectos implican entonces la necesidad de realizar un estudio de densidad de malla y selección de tipo de elementos, unido a un análisis de sensibilidad y de estabilidad de las soluciones obtenidas.

Un modelo matemático tiene que someterse a un proceso de calibración física como vía para demostrar su fiabilidad y correspondencia con el fenómeno físico que se estudia. Por esto, como ya se expresó, es que resulta necesario efectuar el proceso de calibración física. Para éste se necesita disponer de ensayos reales como contraste para demostrar la fiabilidad y correspondencia entre el problema real estudiado y el modelo. El ensayo físico aporta variables de control y curvas de comportamiento, que son los patrones de calibración de los modelos numéricos. Los factores (modelo geométrico, modelos de cargas, modelos del material, modelos de vínculos y/o apoyos) que definen el modelo, y específicamente las variables que los caracterizan, pueden ser tratados como estocásticos, caracterizando las mismas con su distribución y parámetros de la estadística descriptiva que los caracteriza.

Este aspecto permite definir un valor de tendencia central y los extremos superiores e inferiores que caracterizan a cada una de las variables. De este modo se puede establecer un diseño de experimento definiendo los factores que intervienen

en el modelo físico. Con esto se define una matriz de diseño de experimentos virtuales que indica la cantidad de corridas a realizar (corridas de cálculo del modelo numérico). Posteriormente se obtiene consecuentemente una superficie de respuesta tomando como base los factores anteriormente señalados y contando como variable de respuesta las variables de control del experimento real. De este modo se dispone de una superficie de respuesta obtenida de las múltiples simulaciones numéricas virtuales (función del número de corridas del diseño del experimento virtual). Finalmente, disponiendo de los resultados experimentales reales, los cuales aportan las variables de control o de calibración física, se puede entrar en la superficie de respuesta teórica (obtenida por modelación virtual), y realizando ingeniería inversa obtener los factores que garantizan una correcta calibración física del modelo.

4.1. ESTUDIOS EXPERIMENTALES PREVIOS

En este trabajo toman como base (patrón de calibración física) y se analizan dos especímenes prototipo, ambos de láminas de perfilado abierto. Uno es de configuración transversal sencilla de lámina y embuticiones rectas (SK-1) (Skuber, 2007). El segundo considera una configuración transversal algo irregular y embuticiones en forma de cuña (H110) (Skuber *et al.*, 2008). Ambos estudios experimentales fueron ejecutados en la Universidad de Eslovenia, en 2007 y 2008 respectivamente (Skuber, 2007, Skuber *et al.*, 2008).

La probeta SK-1 (Skuber, 2007) está conformada por láminas de espesor 0.8mm (Figura 4) y bloques de hormigón de 160mm de peralte total, 256mm de ancho y 300mm de longitud. Las láminas tienen un límite elástico de $f_y=354MPa$, y una tensión de rotura de $f_u=362MPa$. El hormigón endurecido, a los 28 días de fraguado, presentó una resistencia promedio de $32.15MPa$.

La probeta H110 (Skuber *et al.*, 2008) está conformada por láminas de espesor 1.0mm (Figura 5) y bloques de hormigón de 200mm de peralte total, 294mm de ancho y 300mm de longitud. Las láminas tienen un límite elástico de $f_y=320.3MPa$, y una tensión de rotura de $f_u=367.8MPa$. El hormigón endurecido, a los 28 días de fraguado, presentó una resistencia promedio de $33.5MPa$.

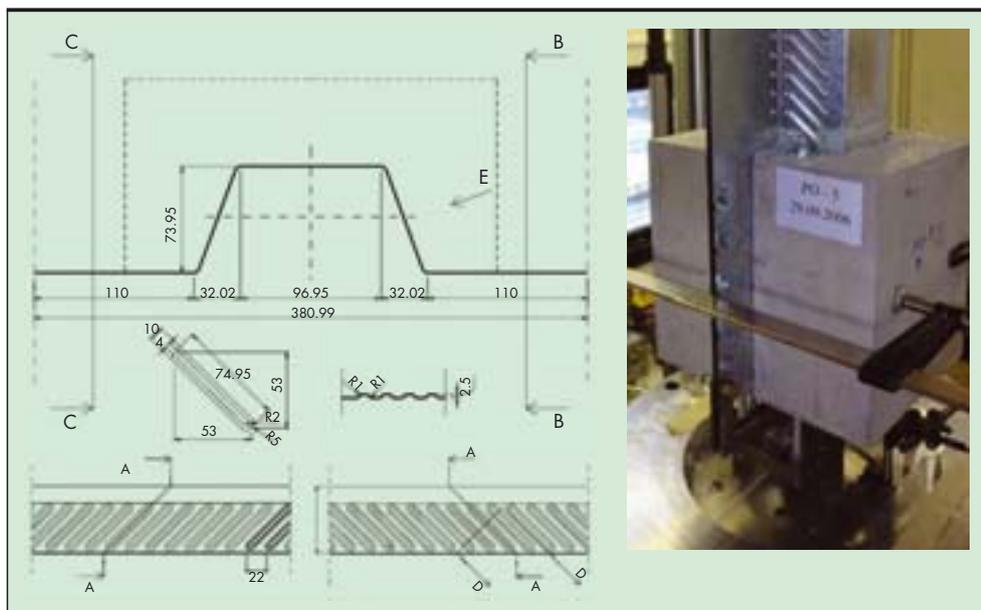


FIGURA 4. Geometría de la probeta SK-1.

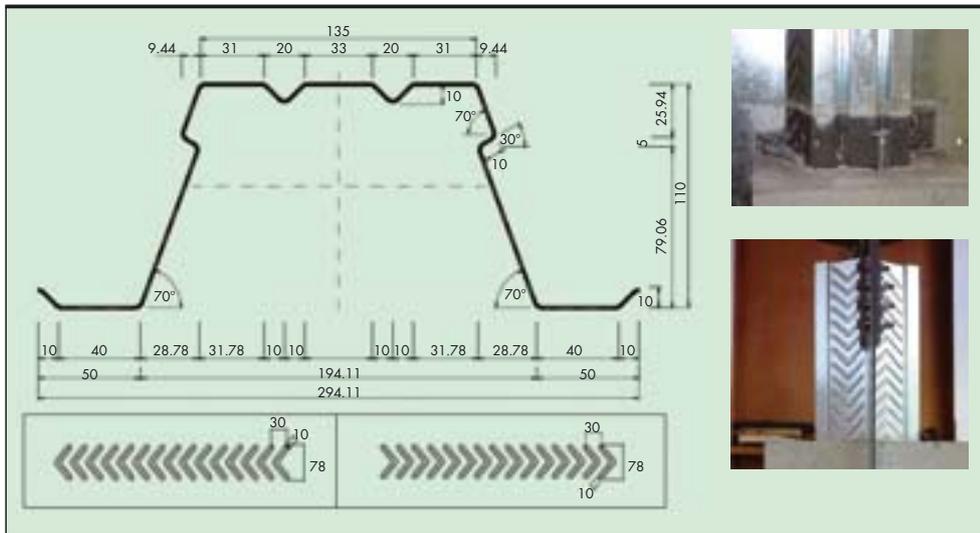


FIGURA 5. Geometría de la probeta H110.

4.2. MODELACIÓN GEOMÉTRICA

En consecuencia con la geometría de las probetas pull out (Figura 1), en esta modelación numérica se busca representar fielmente la misma geometría de los especímenes experimentales (Figura 6). Cada una de las partes que componen el modelo han sido modeladas en tres dimensiones, aprovechando las facilidades que brinda ABAQUS/CAE y respetando cada parte o volumen que componen el espécimen (Figura 6).

Tomando en consideración la simetría geométrica del espécimen o probeta del ensayo de pull out y la forma de aplicación de la carga respecto a su simetría, se pueden obtener dos modelos simplificados del mismo modelo físico. El primero sería una simplificación transversal, aspecto que permitiría modelar la mitad del espécimen. La otra simetría puede ser obtener un cuarto de la probeta del ensayo de pull out, que implica aplicar la simplificación por simetría en ambos ejes (Figura 7). Otra simplificación que se puede aplicar en este modelo es aprovechar el patrón repetitivo de las embuticiones en la dirección longitudinal, pero para ellos es necesario estu-

diar previamente la influencia de la longitud en la variable de respuesta que se está estudiando (tensión tangencial máxima de adherencia, que se manifiesta por la adherencia química inicial, la fricción y la interacción mecánica entre la lámina y el hormigón).

Para el fenómeno estudiado, el modelo simplificado (simplificación transversal simple o doble) ofrece resultados numéricos muy similares a los que se obtienen con un modelo sin simplificaciones. De esta forma se reducen las dimensiones del modelo geométrico a discretizar, lo que implica una disminución de la cantidad total de ecuaciones necesarias para solucionar el sistema de ecuaciones lineales del MEF. Este aspecto, como es lógico, disminuye el costo computacional implicando un ahorro apreciable de costo, tiempo y recursos computacionales.

En todos los casos el resultado de $F_{m\acute{a}x}$ resultante de la modelación numérica simplificada se debe multiplicar por la magnitud de las simplificaciones realizadas para equipararlo a los estudios experimentales. En este trabajo se lleva a cabo un

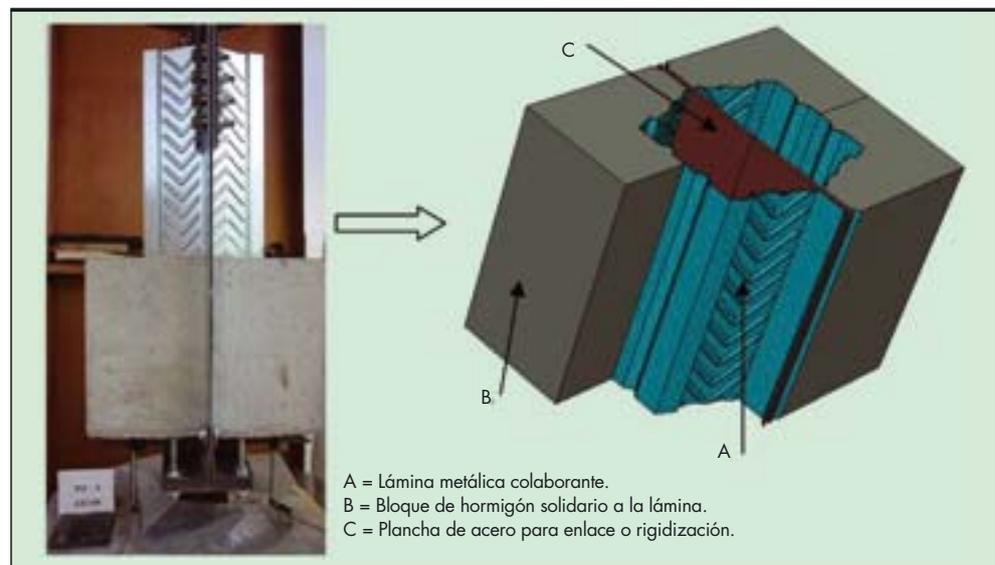


FIGURA 6. Representación geométrica del ensayo íntegro (H110).

A = Lámina metálica colaborante.
B = Bloque de hormigón solidario a la lámina.
C = Plancha de acero para enlace o rigidización.

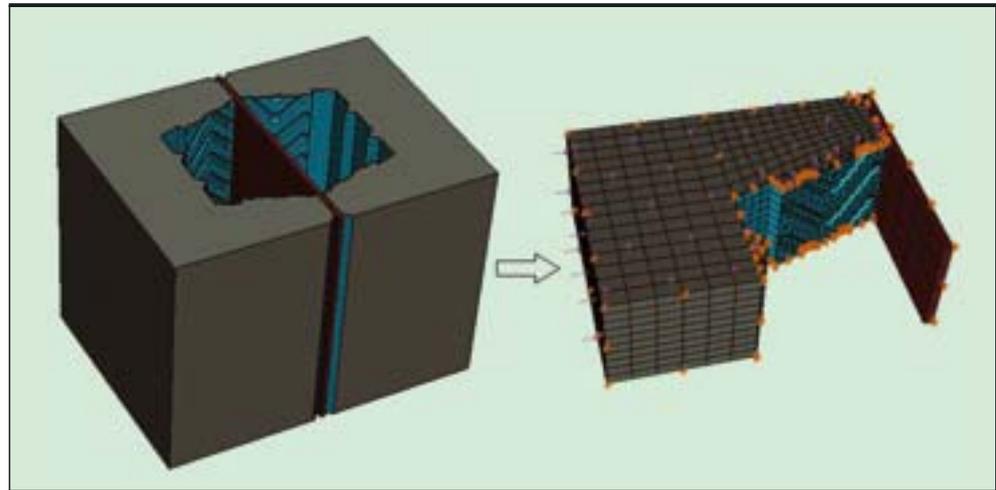


FIGURA 7. Simplificación geométrica por simetría del modelo numérico (H110).

estudio de la influencia de aprovechar la simplificación relacionada con el patrón repetitivo de las embuticiones para determinar el factor de corrección de la tensión tangencial de adherencia en caso que se emplee esta alternativa (epígrafe 6.1).

4.3. MODELACIÓN DE LAS CARGAS

En correspondencia con el ensayo experimental de pull out (Figura 1), se aplica una presión uniforme de tracción en el extremo superior del bloque de hormigón (Figura 7) y en toda su área transversal, para simular la tracción uniforme a que son sometidas las barras de acero embebidas en el hormigón. A los efectos del análisis de resultados, se multiplica la presión por el área actuante para equiparar la componente de fuerza aplicada.

Se modelan las cargas de peso propio equivalentes al peso de la lámina y el hormigón (debido a la posición en que se realiza el ensayo, respecto a como realmente trabajan este tipo de elementos) con una carga uniformemente distribuida (área) en la cara lateral del hormigón. Esta forma de modelar las cargas está en correspondencia con lo que se realiza en los ensayos reales de pull out. En éste último caso, se garantiza aplicando una carga (mediante tornillos de apriete) a los angulares de sujeción, los cuales transmiten la misma a través de resortes hasta la cara lateral del hormigón (Figura 1). Esta precarga de presión transversal al movimiento y en dirección hacia el centro de la probeta equivale numéricamente al 10% de la fuerza de tracción última que se aplica en el sentido del deslizamiento.

4.4. MODELACIÓN DE LOS MATERIALES

La probeta de pull out de losa compuesta (Figura 1) está conformada por una lámina metálica colaborante de acero, y por un bloque de hormigón con resistencia a compresión entre 20 y 35 MPa (EN 1994-1-1, 2004, NRM C 082, 2004). Para modelar el comportamiento tenso-deformacional del acero de la lámina se adopta un modelo constitutivo elasto-plástico bilineal. Con esta suposición, y empleando criterio de rotura de Von Mises, suelen obtenerse resultados acorde con los estudios experimentales (Veljkovic, 1998, Ferrer, 2007, Abdullah, 2004, Mistakidis, 2007).

Para el caso del hormigón se emplea un modelo de daño plástico escalar. El empleo de modelo de daño plástico (*Concrete Damage Plasticity*) para la modelación del hormigón no implica demasiado incremento en costo computacional y es

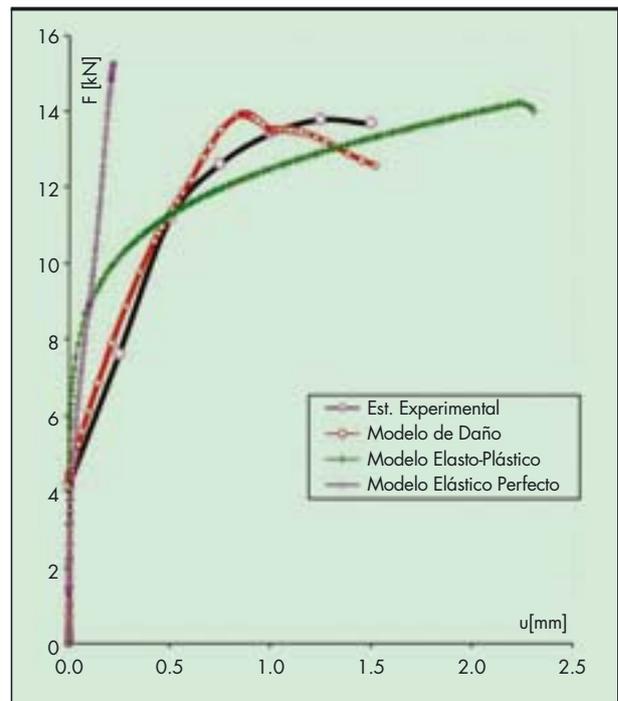


FIGURA 8. Modelación para distintos modelos constitutivos del hormigón.

justificado con creces por una evidente mayor aproximación a la curva real de comportamiento construida a partir de los estudios experimentales (Figura 8). Con el modelo de daño plástico se pueden estudiar los efectos de daño irreversibles asociados a los mecanismos de fallo que pueden darse en los geomateriales (Bonilla, 2008).

4.5. MODELACIÓN DE LAS CONDICIONES DE CONTACTO

En el proceso de modelación de la interface entre los dos materiales presentes en el ensayo de pull out (lámina y hormigón), se considera una superficie de fricción normal y tangencial entre la lámina metálica y el bloque de hormigón (Figura 1). Debido al fenómeno principal que se requiere reproducir, que es el deslizamiento relativo entre dos superficies, se opta

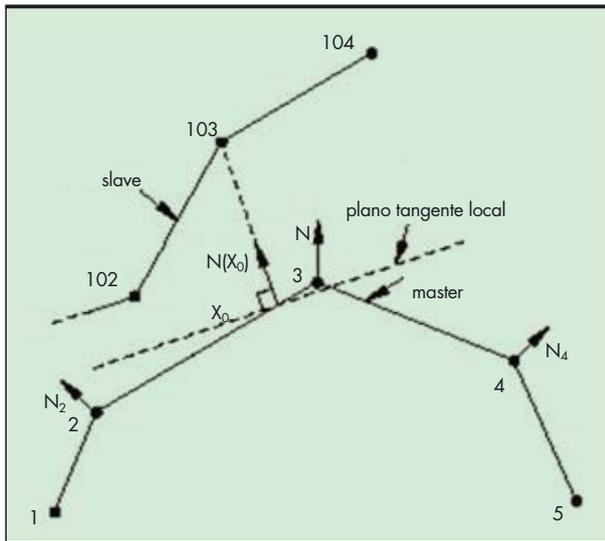


FIGURA 9. Algoritmo "small sliding".

por modelar la lámina metálica como un sólido. De esta forma se garantiza la posibilidad de mallar de forma idéntica la lámina y el bloque de hormigón en su superficie de contacto, lo que permite hacer coincidir uno a uno los nodos "master" con los nodos "slave" de la superficie vecina, favoreciendo la convergencia numérica (Figura 9).

Tomando en consideración las características del fenómeno a modelar se elige utilizar el algoritmo de "small sliding", ya que este algoritmo resulta superior al "finite sliding" en costo computacional, especialmente en tres dimensiones (Zienkiewicz and Taylor, 2004).

4.6. MODELACIÓN DE LAS CONDICIONES DE BORDE

En este trabajo se pretenden simular, lo más fidedigno posible, las reales condiciones de borde de acuerdo con el esquema de ensayo pull-out (Figura 1), y las condiciones de continuidad del medio que es necesario imponer al modelo numérico debido a las simplificaciones que se efectúan aprovechando la simetría (Figura 7).

A la placa intermedia se le considera empotramiento total en su parte inferior para considerar el agarre al que la someten las presillas inferiores del equipo de tracción. La lámina metálica colaborante (steel deck) se considera unida por sus bordes inferiores a la placa intermedia, y los extremos superiores quedan libres de moverse horizontal y verticalmente, excepto en la dirección de la continuidad del medio, determinado por la reducción del modelo debido a la simetría transversal (Figura 1).

El bloque de hormigón se considera que puede moverse libremente, y se restringe exclusivamente en la dirección de la continuidad del medio impuesto por la simplificación por simetría transversal (Figura 7).

5. ESTUDIO DE CALIBRACIÓN Y VALIDACIÓN DEL MODELO

5.1. ESTUDIO DE SELECCIÓN DEL TIPO DE ELEMENTO FINITO

La discretización o formación de una malla de elementos finitos está condicionada por dos factores íntimamente relacionados: la exactitud de la solución y el costo computacional para la misma; por tanto se debe seleccionar el elemento finito que

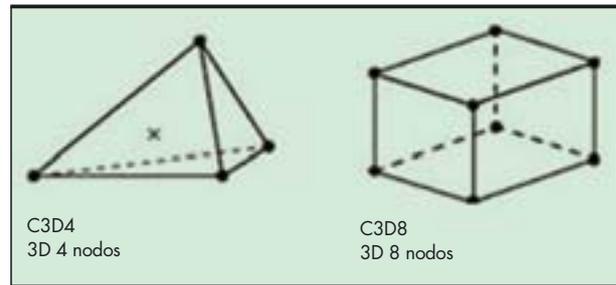


FIGURA 10. Elementos finitos tridimensionales de 4 y 8 nodos.

a través de sus funciones de aproximación brinde una solución razonable en el equilibrio entre precisión y velocidad de convergencia (Fornóns, 1982, Zienkiewicz and Taylor, 2004).

ABAQUS cuenta en su biblioteca con tres tipos de elementos tridimensionales: de 8, 6 y 4 nodos (Figura 10). De ser posible utilizarlo, el elemento de 8 nodos o hexaedro, con integración de primer orden, resulta generalmente el más idóneo, ya que suele converger con más rapidez que los otros dos mencionados. El elemento 3D de 4 nodos, o tetraedro, tiene la ventaja indiscutible de poder adaptarse a cualquier geometría, no importa lo irregular que esta sea (Zienkiewicz and Taylor, 2004). El empleo de elementos tipo shell para la lámina fue desechado por los problemas que surgen al intentar evaluar los fenómenos de deslizamiento (entre un elemento plano y uno volumétrico) entre dos superficies irregulares, como se explica en el punto 4.5.

De aquí que el estudio de selección del tipo elemento en este modelo se reduzca a comparar los resultados que devuelven las distintas discretizaciones realizadas con diferentes tipos de elementos. En este proceso se utilizaron elementos C3D4 en las regiones próximas a las embuticiones y a las zonas de contacto, ya que esas son áreas de geometría muy irregular. Las restantes regiones, alejadas del área de las superficies en contacto, por ser además regiones con geometría regular, es recomendable mallarlas con elementos tipo C3D8 para reducir el número de nodos (Zienkiewicz and Taylor, 2004).

Se establece la comparación entre elementos del primer orden de integración debido a que las primeras aproximaciones numéricas con este tipo de elementos han ofrecido soluciones bastante exactas a los efectos de esta investigación, por lo cual se considera que no resulta racional sacrificar recursos computacionales empleando elementos con un mayor orden de integración (Oñate, 1995). Los tiempos de cómputo se estiman tomando como base un procesador Pentium IV de 3GHz de velocidad y 512MB de memoria RAM.

En la Tabla 1 se muestra el resultado comparativo de las variables de respuesta a partir de las soluciones numéricas y experimentales. Para esto se han tomado como referencia los puntos de ploteo del gráfico Fuerza Vs Deslizamiento, obtenidos a partir del ensayo pull out, y los valores de carga máxima alcanzados utilizando diferentes configuraciones de elementos.

Para poder definir cual tipo de elemento finito es el más adecuado para estudiar el modelo físico en estudio, es necesario comparar por varias normas de error. Para ello se calcula el error entre las variables de respuesta (variable de control) que arrojan los diferentes modelos (calculados para los diferentes tipos de elementos) con respecto a la variable de control que arroja el ensayo experimental. En este sentido se han empleado diferentes normas: norma del espacio euclidiano, Error medio cuadrático, Desviación absoluta media, Porcentaje del error medio absoluto.

No.	Tipo de elemento en región de:		Carga última MEF (kN)	Error absoluto	Error medio absoluto	Tiempo de cómputo (hrs)
	Transición	Embuticiones				
1	C3D8	C3D4	13.90	2.46	4.19	0.67
2	C3D8R	C3D4	13.81	3.09	3.64	1.00
3	C3D8	C3D4H	13.90	2.46	4.41	1.83
4	C3D8R	C3D4H	13.85	2.81	3.55	2.42
5	C3D8I	C3D4H	12.66	11.16	5.45	2.67
6	C3D8H	C3D4H	13.79	3.23	4.51	5.17
7	C3D8HI	C3D4H	12.70	10.88	5.19	13.00
E	Experimental		14.25			

TABLA 1. Resultados de la simulación numérica empleando distintos tipos de elementos finitos (SK-1). R: Integración reducida. H: Integración híbrida. I: modos incompletos.

El error absoluto de los resultados del modelo numérico con respecto a la experimentación, se calcula como:

$$e_i = |Q_{e(i)} - Q_{n(i)}|$$

Donde: $Q_{e(i)}$ es la i -ésima carga del estudio experimental, y $Q_{n(i)}$ es la i -ésima carga obtenida en el modelo numérico para un mismo deslizamiento (Bonilla, 2008).

Según la norma del espacio euclidiano,

$$e = \sqrt{\sum_{i=1}^n (Q_{e(i)} - Q_{n(i)})^2}$$

Error medio cuadrático:

$$e_{mc} = \frac{\sum_{i=1}^n (Q_{e(i)} - Q_{n(i)})^2}{n_p}$$

Desviación absoluta media:

$$V = \frac{\sum_{i=1}^n |Q_{e(i)} - Q_{n(i)}|}{n_p}$$

Porcentaje del error medio absoluto:

$$e_{ma} = \frac{\sum_{i=1}^n \left(\frac{Q_{e(i)} - Q_{n(i)}}{Q_{e(i)}} \right)}{n_p}$$

donde:

n_p : Número de puntos (i).

Del análisis de los resultados de la Tabla 1 y la Figura 11 se infiere que los elementos finitos de los 4 primeros ítems favorecen soluciones bastante precisas comparadas con los resultados experimentales, e incluso el porcentaje del error medio absoluto del propio estudio experimental (5.90), es peor que para cualquiera de las modelaciones numéricas.

Ante esta situación resta seleccionar el tipo de elemento finito a partir de evaluar su coste computacional. De aquí que los ítems 1 y 2 resulten las mejores soluciones, que son precisamente los que están mallados con elementos C3D4 en la zona de embuticiones; y entre ambos resulta ligeramente superior el ítem No. 1, cuya zona de transición está mallada con elementos finitos tipo C3D8.

De aquí se deduce que, utilizando elementos finitos lagrangeanos con fórmulas de interpolación simple, se obtiene un resultado numérico en correspondencia con los estudios experimentales del fenómeno, y con un costo computacional muy inferior al requerido para otras formulaciones.

5.2. ESTUDIO DE DENSIDAD DE MALLA

Al igual que para el tipo de elemento finito, se debe seleccionar la densidad de malla buscando equilibrio entre precisión y costo computacional. Es obvio que mientras más denso sea

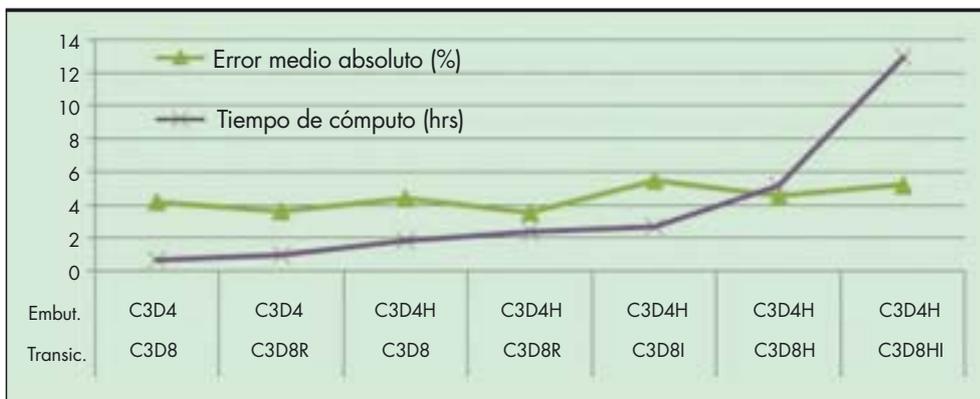


FIGURA 11. Comparación de resultados de la simulación numérica empleando distintos tipos de elementos finitos (SK-1).

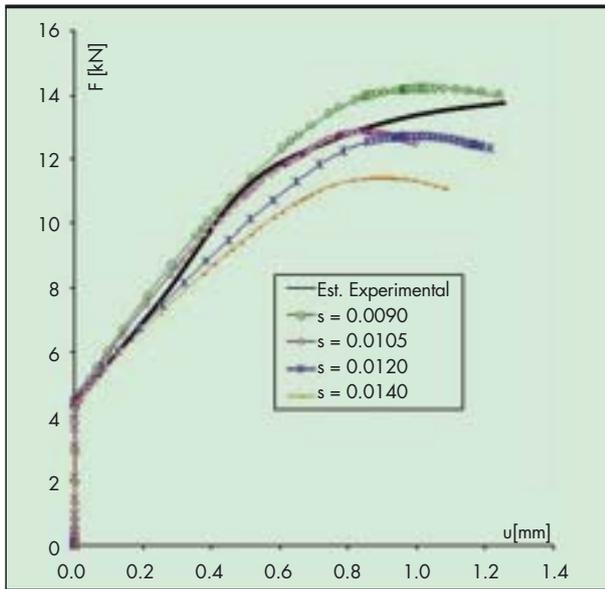


FIGURA 12. Gráficos fuerza desplazamiento (SK-1).

el mallado, la respuesta numérica deberá ser más precisa; sin embargo, cuando para una densidad de malla relativamente refinada se obtienen respuestas satisfactorias, puede resultar ilógico seguir densificando el mallado a expensas del incre-

mento de tiempo de costo computacional que esto provoca (Bonilla, 2008). Una solución racional es particularizar la densificación de la malla en las zonas de estudio y donde se espera mayor gradiente de concentración o variación de tensiones (Recarey, 1999). En el caso del modelo de ensayo pull-out, estas zonas se encuentran en las embuticiones y sus proximidades (Ferrer *et al.*, 2005).

Se analizan 5 densidades de malla para cada uno de los tipos de elementos seleccionados previamente (Tabla 1). En la gráfica de la Figura 12 se ilustra el comportamiento de la combinación de tipos de elementos que finalmente se selecciona: C3D8 + C3D4. En la Tabla 2 se puede evaluar que la respuesta del mallado $s=0.0090\text{m}$ es equiparable a las respuestas que ofrecen mallados más densos, por lo cual se puede aceptar que para esa densidad de malla, la respuesta numérica y el costo computacional resultan razonables y acordes con el alcance de la investigación.

5.3. CALIBRACIÓN DE LOS MODELOS CONSTITUTIVOS

Se entiende por calibración de un modelo constitutivo la determinación de los parámetros de los materiales tomando como base los resultados experimentales obtenidos previamente en los ensayos pull out (epígrafe 4) que logren una correspondencia biunívoca entre modelo y fenómeno físico (McCarthy *et al.*, 2005). Se retoma el modelo de probeta SK-1 y se le modela en los límites superior e inferior que pueden llegar a alcanzar las variables asociadas a los materiales a causa de su variabilidad estadística permisible (epígrafe 4). Este análisis se efectúa a tres parámetros: elasticidad del acero, coeficiente de Poisson del acero y la

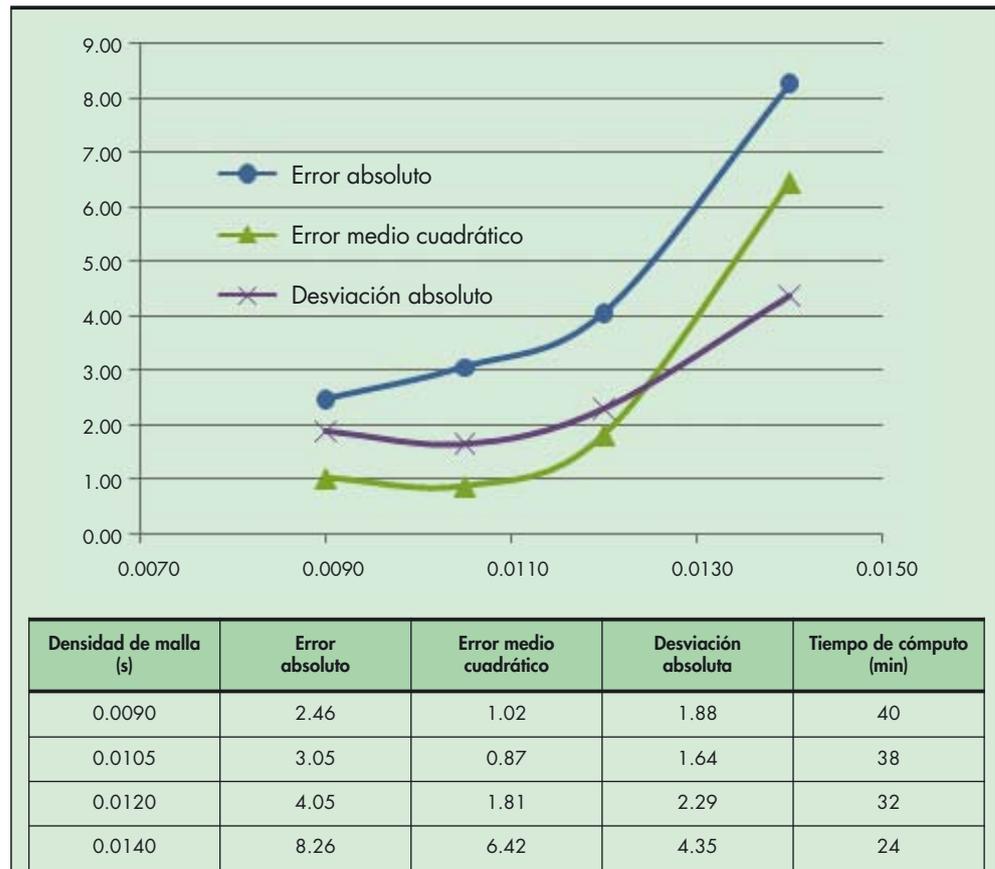


TABLA 2. Análisis de error Vs densidad de malla para la probeta SK-1.

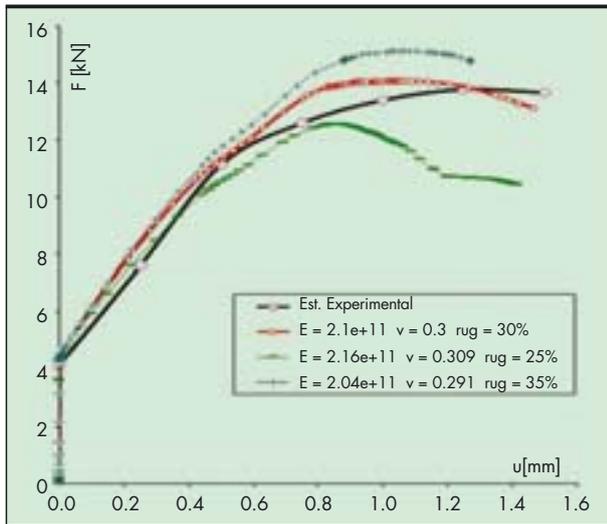


FIGURA 13. Calibración física (SK-1).

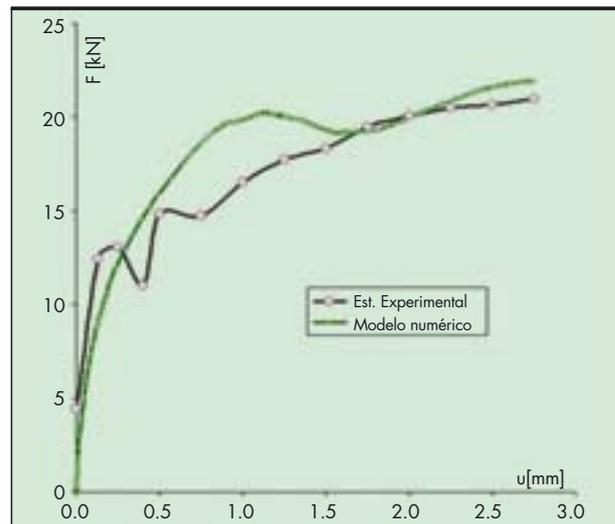


FIGURA 14. Gráfico Fuerza Vs Desplazamiento. Lámina H110.

rugosidad entre la lámina metálica y el bloque de hormigón (Figura 13).

El rango de variación permisible de varios parámetros que caracterizan los materiales de construcción (elasticidad del acero y coeficiente de Poisson) ha sido previamente analizado y normado (Agostoni *et al.*, 1994). Por su parte, la rugosidad entre la lámina metálica y la losa de hormigón es una variable muy difícil de controlar y extremadamente variable. Varios autores referencian que la rugosidad puede oscilar entre 15 y 60% (Crisinel *et al.*, 2006). Para el análisis de estos modelos numéricos se considera una variación de apenas 5 puntos porcentuales de variación con respecto al valor central (de 25 a 35%), lo cual resulta extremadamente reservado.

En la Figura 13 es notable que la curva experimental quede completamente contenida entre las curvas que representan los casos con variabilidad límite, al igual que la curva con los datos estándares o de valor central, por lo cual se puede asumir que la modelación numérica está en concordancia con los resultados experimentales. De los resultados obtenidos se obtiene una superficie de respuesta teórica (definida entre los límites superior e inferior de las curvas $F = f(u)$), y realizando ingeniería inversa se logran estimar los valores de los parámetros constitutivos que mejor describen los ensayos estudiados.

5.4. COMPROBACIÓN DE LA MODELACIÓN NUMÉRICA

Para verificar que las condiciones pre-establecidas en el proceso de calibración matemática y física para la modelación numérica de la probeta pull-out con lámina SK-1 pueden extrapolarse a otros tipos de probetas pull-out con características distintas, se procede a reproducir fielmente todas las condiciones aplicadas al primer modelo numérico en una probeta prototipo H110 (Figura 5), que es de configuración transversal irregular y con embuticiones en forma de cuña. En la Figura 14 se aprecia que el gráfico Fuerza Vs Desplazamiento que arroja como resultado dicha modelación numérica resulta una aproximación bastante cercana a la curva obtenida de su modelo experimental, por lo que se pueden aceptar como válidos para ser generalizados los parámetros de modelación establecidos para el modelo de la probeta SK-1.

6. APLICACIONES AL ESTUDIO DEL COMPORTAMIENTO DEL ENSAYO PULL OUT

6.1. ESTUDIO DE LA INFLUENCIA ENTRE CORTANTE LONGITUDINAL Y LONGITUD DE LA PROBETA

Para proceder al estudio del efecto de simplificación en el plano longitudinal, se aprovecha la repetición del patrón de embuticiones y se establece como longitud mínima necesaria a considerar las dimensiones que este patrón establece.

A partir de los resultados de los modelos numéricos se demuestra que esta simplificación longitudinal resulta admirablemente exacta, con un coeficiente de correlación de 0.9991 y con un comportamiento de los errores de pronóstico muy bueno.

En la figura 15 a) se ilustra el comportamiento del estado tensional (tensiones de Von Mises). Se pueden evidenciar las flexiones locales en la lámina en la zona central. Cuando este fenómeno ocurre, el trabajo conjunto lámina colaborante-hormigón dejan de trabajar conjuntamente ambos materiales. En este caso deja de existir el efecto de la adherencia longitudinal, pero para los efectos de la longitud normada de los ensayos pull-out, que es apenas 300 mm, este efecto resulta insignificante, por lo cual puede ser perfectamente aceptable la simplificación en el plano longitudinal (Figura 15).

Razonando los resultados del estudio anterior, para la modelación numérica específica de la probeta SK-1 se puede formular la ecuación de tendencia (Figura 15b) que relaciona la fuerza máxima necesaria a aplicar en la probeta para hacer deslizar el bloque de hormigón sobre la lámina metálica ($F_{m\acute{a}x}$) con respecto a la longitud modelada de la probeta (L_c).

$$F_{m\acute{a}x} = 0.0116Lc \quad [KN, mm],$$

en la cual se aprecia una clara relación lineal existente entre esta fuerza máxima resistente y la longitud del modelo. Dicha longitud tiene que ser, al menos, igual al patrón repetitivo de embuticiones.

6.2. MODELACIÓN DEFINITIVA DEL ENSAYO

Una vez realizados los estudios de calibración matemática y física del fenómeno estudiado (densidad de malla y selección del tipo de elemento finito), se procede a definir la modelación

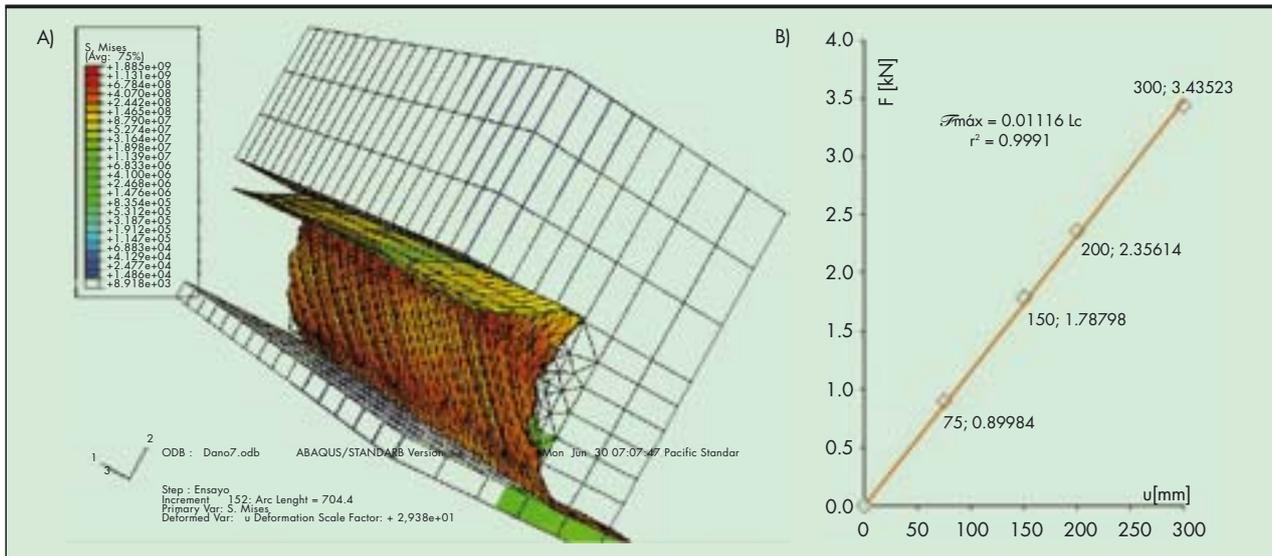


FIGURA 15. Modelo numérico con una simplificación transversal (SK-1). A: Mapa de tensiones. B: Gráfico Fuerza última Vs Longitud de la Probeta.

numérica definitiva del ensayo pull out (Edder, 2003) tomando para cada una de las variables aquellos valores que en combinación dieron mejores resultados en las modelaciones parciales (Figura 2) en concordancia con los datos experimentales (Figura 12 y 13).

La modelación definitiva de la geometría admite simplificaciones por doble simetría transversal y simetría longitudinal, según se representa en la Figura 7. La longitud del tramo longitudinal es equivalente a dos veces la longitud del patrón de embuticiones. Tanto el bloque de hormigón como la lámina metálica se modelan con elementos finitos tridimensionales. Para mallar ambas partes se utilizan elementos C3D4 en las zonas de embuticiones, y elementos C3D8 para el resto de las zonas. En las regiones de mayor concentración de tensiones,

que coinciden con las embuticiones, se emplea una densidad de malla $s=0.0090m$. El acero de la lámina se modela a través de un modelo constitutivo elasto-plástico bilineal, y el hormigón de la losa utilizando un modelo de daño plástico.

Tomando en consideración los aspectos anteriores se obtiene la curva de fuerza vs desplazamiento que se construye a partir de los resultados del modelo numérico. Estos resultados están en concordancia con el gráfico equivalente que se construye a partir del estudio experimental (Figura 16), con error absoluto medio respecto a estos ensayos de 4.19.

La validez de la modelación numérica efectuada se pone de manifiesto al realizar el estudio cuantitativo entre los valores de fuerzas de cizallamiento longitudinal obtenidos de la simulación experimental, y los modelos de elementos finitos; así como la similitud cualitativa con relación al mapa de tensiones y deformadas (Figura 16 y 17).

La utilización de un modelo de daño plástico para el hormigón permite caracterizar el desgarramiento que experimenta la losa de hormigón en la sección extrema opuesta al deslizamiento (Figura 17 a y b). La modelación tridimensional de la probeta de ensayo pull-out, sin efectuar simplificaciones para el bloque de hormigón, permite evaluar cuantitativa y cualitativamente efectos locales de la física del deslizamiento entre las superficies de la losa y la lámina metálica colaborante (Figura 17 c y d).

En la primera etapa de la aplicación de la fuerza de tracción, para lograr un primer deslizamiento entre las superficies de la lámina metálica y el bloque de hormigón, resulta necesario vencer las fuerzas de inercia, la adherencia química y la interacción mecánica en su máxima expresión, pues en esos momentos hay un contacto completo lámina-hormigón. En el modelo numérico se manifiesta este fenómeno con una resistencia total al deslizamiento en esa primera etapa (Figura 16).

Una vez vencida la adherencia química inicial, en la zona de contacto lámina-hormigón empiezan a evidenciarse fenómenos de separación local (figura 17d). A partir de ese momento se comienza a reducir paulatinamente la resistencia a la fricción y la interacción mecánica (Figura 17d) entre ambos elementos. Debido al deslizamiento progresivo de las embuticiones de la lámina sobre las embuticiones del hormigón, em-

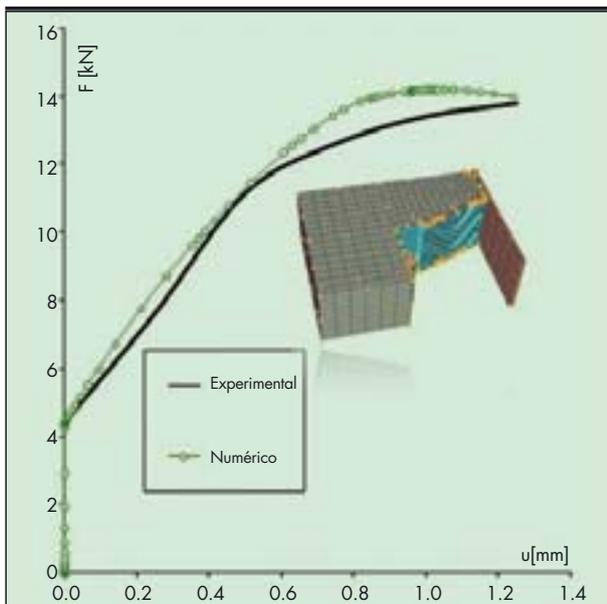


FIGURA 16. Modelación definitiva de ensayo pull out (SK-1).

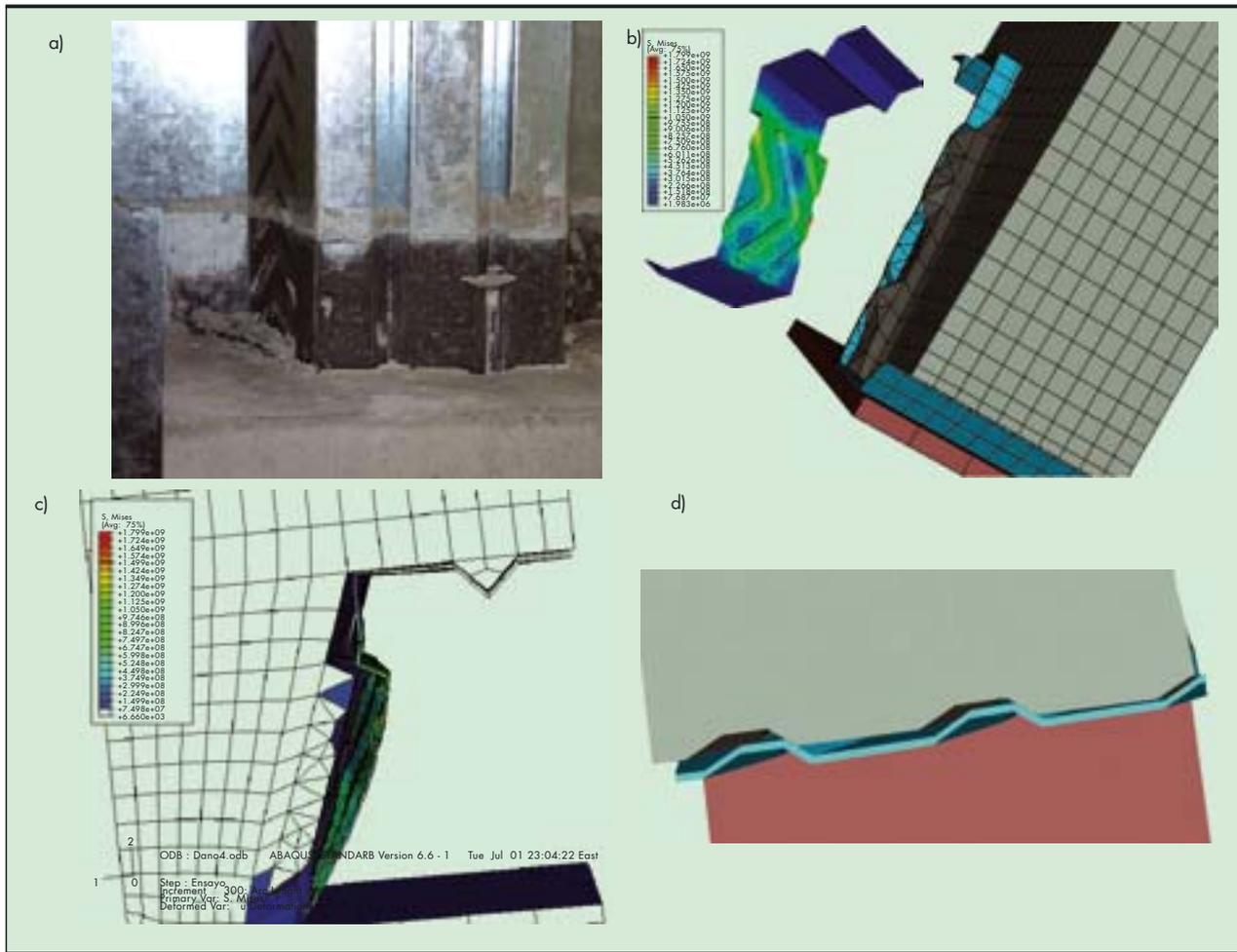


FIGURA 17. Resultados de las modelaciones en contraste con la experimentación.
 a) Probeta experimental H110 después de aplicada la tracción.
 b) Modelo numérico (Notar falla puntual por compresión local del hormigón en ensayo y modelo numérico).
 c) Vista frontal del modelo numérico (Notar deformación de la lámina).
 d) Deslizamiento del bloque de hormigón con respecto a la lámina metálica.

piezan a manifestarse flexiones locales en la lámina (Figura 17c). En esta segunda etapa se aprecia un comportamiento de relación Fuerza Vs deslizamiento prácticamente lineal (Figura 16).

En una tercera etapa el hormigón también empieza a ceder debido a la formación de zonas de falla puntual por compresión local del hormigón. Este fenómeno se manifiesta en la zona cercana a las paredes de las embuticiones que se oponen al deslizamiento, y cuyo ancho efectivo de oposición se ve reducido en la medida que decrezca el confinamiento e interacción entre las embuticiones de la lámina metálica y el bloque de hormigón (Figura 17a). En la modelación este efecto se hace apreciable gracias a la utilización de un modelo de daño plástico para simular el hormigón (Figura 17b).

Tanto en la lámina metálica colaborante como en el bloque de hormigón, las tensiones máximas se localizan en las zonas de embuticiones, y principalmente en las paredes opuestas al movimiento y hacia las esquinas (Figura 17b), lo cual es un resultado acorde con los planteamientos de la inmensa mayoría de los investigadores que han incursionado este campo (Abdullah, 2004, Ferrer, 2006, Crisinel et al, 2006, Mistakidis, 2007).

7. CONCLUSIONES

Partiendo de estudios experimentales de ensayos pull out que se ejecutan a probetas de losas compuestas (Figura 1) para determinar la fuerza de cizallamiento longitudinal que es necesario vencer para separar por deslizamiento el bloque de hormigón y la lámina metálica colaborante, se construyen gráficos de fuerza vs desplazamiento (Figura 2) que pueden utilizarse, aplicando una metodología consecuente (Figura 3), para construir modelos numéricos que simulen los ensayos reales (Figura 16 y 17).

- De los elementos finitos que se pueden utilizar para discretizar volúmenes y que se encuentran disponibles en ABAQUS, el que mejor describe el comportamiento del ensayo pull out para cuantificar las fuerzas de cizallamiento longitudinal entre la lámina y el hormigón es el C3D4 para la superficie de contacto y el C3D8 para los volúmenes restantes (Figura 17).
- Tomando en consideración la similitud entre los resultados numéricos y experimentales, se puede concluir que las hipótesis adoptadas en el modelo numérico son acertadas, lo que da la posibilidad de que el fenómeno

físico del problema pueda ser reproducido y, en particular, el deslizamiento longitudinal.

- Tanto para la lámina H110 como para la SK-1 se cumplen los postulados e hipótesis planteados por los principales investigadores acerca del comportamiento físico y tensional de las estructuras compuestas con lámina metálica colaborante
- La introducción de un modelo de daño plástico para el hormigón permite reproducir el comportamiento del bloque de hormigón en contacto con la lámina metálica, así como el posible desgarramiento de este en el extremo posterior al deslizamiento (Figura 17b).
- En las embuticiones de las láminas metálicas, las zonas de tensiones principales se localizan en los extremos de estas, y en las paredes frontales con respecto a la dirección del deslizamiento longitudinal (Figura 17b).
- Se confirma la complementariedad entre la simulación numérica y la experimentación, pues por una parte los ensayos reales permiten calibrar y validar los modelos a partir de sus respuestas físicas y cuantitativas, mientras que la simulación virtual permite visualizar fenómenos tensionales y deformacionales que no pueden ser cuantificados adecuadamente con los métodos experimentales (Figura 17).

8. BIBLIOGRAFÍA

- ABDULLAH, R. (2004) Experimental Evaluation and Analytical Modeling of Shear Bond in Composite Slabs. Doctoral Thesis. Virginia Technology Institute. U.S. Tutor: Easterling, W.S.
- AGOSTONI, N., BALLIO, G. & POGGI, C. (1994) Statistical Analysis of the Mechanical Properties of Structural Steel. *Costruzioni Metalliche*, 31-39p. Italy.
- ASTM E8-00b (2001). Standard Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials, West Conshohocken, PA, US.
- BONILLA, J. D. (2008) Estudio del comportamiento de conectores tipo perno de estructuras compuestas de hormigón y acero mediante modelación numérica. Tesis Doctoral. Santa Clara, Cuba, UCLV. Tutores: Larrúa, R., Recarey, C.
- CRISINEL, M., FERRER, M. & ROSSICH, M. (2006) Influence of Sheet Surface Conditions and Concrete Strength on the Longitudinal Shear Resistance of Composite Slabs. Switzerland.
- CSSBI S3-2002 (2003) Criteria for the Design of Composite Slabs. Canadian Sheet Steel Building Institute. Ontario, Canada.
- DANIELS, B.J. (1988). Shear Bond Pull Out Tests for Cold Formed Steel Composite Slabs. Rapport d'essais, ICOM-194. EPFL. Lausanne, Switzerland.
- EDDER, P. (2003) Essais Pull-Out Interlaboratoires. IN ICOM (Ed.) *ICOM 464*. Lausanne, Switzerland, Laboratoire de la construction métallique (ICOM). EPFL.
- EDDER, P., CRISINEL, M. (2003) Nouvelle approche pour le dimensionnement des dalles mixtes. *ICOM 472*. Lausanne, Switzerland. Laboratoire de la construction métallique (ICOM): 39p.
- EN 1994-1-1 (2004). Design of composite steel and concrete structures. General rules and rules for buildings. European Standard. U.E.
- FERRER, M. (2006) Estudio numérico y experimental de la interacción entre la chapa de acero y el hormigón para la mejora resistente de las losas. Tesis Doctoral. Barcelona, España, UPC. Tutor: Marimon, F., Roure, F.
- FERRER, M., MARIMÓM, F. & CRISINEL, M. (2007) Designing cold-formed steel sheets for composite slabs: An experimentally validated FEM approach to slip failure mechanics. *Elsevier ltd*, 44, 11.
- FERRER, M., MARIMON, F., ROURE, F. & CRISINEL, M. (2005) Optimised Steel Sheet Profile for Composite Slabs: a design optimisation procedure using 3D non-linear finite elements. *Eurosteel2005. 4th European Conference on Steel and Composite Structures*. Europe, vol. B, sec4.5, Maastricht (NL).
- FORNONS, J.M.G., (1982) El método de los elementos finitos en la ingeniería de estructuras. Ed. Universidad Politécnica de Barcelona. España. 284p.
- GUEX, F. & EDDER, P. (2002) Mode opératoire pour les essais de cisaillement tôle-béton de type Pull-Out. IN ICOM (Ed.) *ICOM 453*. Lausanne, Switzerland, Laboratoire de la construction métallique (ICOM).
- LAANE, A. & EDDER, P. (2002) Pull-Out tests on steel-concrete composite slab small-scale specimen. IN ICOM (Ed.) *ICOM 451*. Lausanne, Switzerland, Laboratoire de la construction métallique (ICOM).
- LÓPEZ, M., LARRÚA, R. & RECAREY, C. (2007) Un nuevo sistema de diseño de embuticiones en láminas de acero para maximizar resistencia de losas compuestas. *Revista Ingeniería de Construcción, Vol 22, Nro 3*.
- MCCARTHY, C.T., M. A. MCCARTHY, et al. (2005). Experiences with modeling friction in composite bolted joints. *Journal of composite materials*. Vol 39. 28p., Irlanda.
- MISTAKIDIS, E.S., DIMITRIADIS, K.G. (2007) Bending resistance of composite slabs made with thin-walled steel sheeting with indentations or embossments. *Thin Walled Struct*, doi:10/1016/j.tws.2007.08.001., Greece.
- NRMC 082:2004 (2004). Cálculo de Losas Compuestas con Láminas de Acero como Encofrado Colaborante Sometidas a Cargas Estáticas. Código de Buenas Prácticas. pp 33. MI-CONS. Ciudad de La Habana, Cuba.
- RECAREY, C. (1999) Modelación del terreno y las estructuras en el dominio del tiempo. Tesis Doctoral. Santa Clara, Cuba, UCLV. Tutor: Quevedo, G.
- SHUURMAN, R.G., STARK, J.W.B (2000) Longitudinal Shear Resistance of Composite Slabs. A New Model. Engineering Foundation Conference on Composite Construction in Steel and Concrete IV. Netherland.
- SKUBER, P. (2007) Nova Trimo profilirana plocevina Porocilo o testih na malih preizkusancih. Ljubljana, Slovenija, Univerza v Ljubljana.
- SKUBER, P., BEG, D. & RUGELJ, T. (2008) Nova profilirana plocevina za sovprezne stropove. Ljubljana, Slovenija, Univerza v Ljubljana.
- VELJKOVIC, M. (1998) Influence of Load Arrangement on Composite Slab Behaviour and Recommendations for Design. *Journal of Constructional Steel Research* 45(2): 149-178, Netherland.
- WIDJAJA, B.R. (1997) Analysis and Design of Steel Deck-Concrete Composite Slabs. Doctoral Thesis. Virginia Technology Institute. EE.UU.
- ZIENKIEWICZ, O. C. & TAYLOR, R. L. (2004) El método de los Elementos Finitos, Barcelona, España, CIMNE.