

Simulación numérica del ensayo push-out para conectadores tipo perno de estructuras mixtas en sección viga-losa con lámina nervada

JORGE DOUGLAS BONILLA ROCHA (*), RAFAEL LARRÚA QUEVEDO (**),
CARLOS ALEXANDER RECAREY MORFA (***), ENRIQUE MIRAMBELL ARRIZABALAGA (****),
ÁNGEL GÓMEZ ARGUELLES (*****) y MELCHOR LÓPEZ ÁVILA (*****)

RESUMEN En este trabajo se realiza la simulación virtual del ensayo push-out empleando conectadores tipo perno, a diferencia de otros trabajos realizados en losa maciza [Bonilla et al. (2007a), (2007b), (2007c)], en este caso se aborda la tipología viga-losa en presencia de lámina nervada (steel deck). Para ello se utiliza el programa computacional ABAQUS, el cual está basado en el Método de Elementos Finitos (MEF). En la simulación del comportamiento de los materiales se ha empleado: un modelo de daño plástico para el hormigón y uno bilineal para el acero. Se plantean los aspectos metodológicos para enfrentar la simulación del ensayo de conectadores en la tipología analizada. Finalmente se valida todo el proceso de modelación utilizando probetas con condicionantes diferentes a las existentes en el modelo inicial. En todos los casos se obtiene muy buena correspondencia entre modelación y experimentación, en cuanto a la capacidad resistente última de la conexión, con errores que no superan el 3%.

NUMERICAL SIMULATION OF THE PUSH-OUT TEST FOR HEADED STUDS CONNECTORS IN COMPOSITE SECTIONS OF BEAM-SLAB WITH PROFILED SHEETING

ABSTRACT *In this work we carry out the virtual simulation of the push-out test employing headed studs shear connectors, in composite sections of beam-slab with profiled sheeting, to difference of other works about solid slab [Bonilla et al. (2007a), (2007b), (2007c)]. ABAQUS software, based on the Finite Element Method (FEM) is utilized for this purpose. In the simulation of the behaviour of the materials, we have employed; a plastic damage model for the concrete and bilinear model for the steel. The methodologies for modelling the push out test are explained for this type of composite section. Finally, the simulation process is validated on specimens with different conditions to the existent in the initial model. A very good correspondence of the ultimate strength of the connections between simulation and experimentation, with errors that don't overcome the 3% was observed on all cases.*

Palabras clave: Lámina nervada, Estructuras mixtas, Conector, Perno, Simulación numérica, Método de elementos finitos, Comportamiento.

Keywords: Steel deck, Profiled sheeting, Composite structures, Connectors, Stud shear, Numerical simulation, Finite element method, Behaviour.

(*) Dr. Ing. Profesor e Investigador. Universidad de Ciego de Ávila (UNICA). Carretera a Morón km 9¹/₂, Ciego de Ávila, Cuba.

(**) Dr. Ing. Profesor Titular. Grupo de Estructuras de la Facultad de Construcciones. Universidad de Camagüey (UC), Cuba.

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

(****) Dr. Ing. Catedrático de Universidad e Investigador. Departamento de Ingeniería de la Construcción. Universidad Politécnica de Cataluña (UPC), Barcelona, España.

(*****) Lic. Profesor Auxiliar e Investigador. Universidad de Ciego de Ávila (UNICA). Carretera a Morón km9¹/₂, Ciego de Ávila, Cuba.

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

1. INTRODUCCIÓN

En este trabajo se realiza la simulación numérica del ensayo push-out para conectadores tipo perno de estructuras mixtas en la tipología viga-losa en presencia de lámina nervada. Para ello se emplea como herramienta numérica el programa computacional ABAQUS/CAE (Versión 6.4-1, 2003), basado en el Método de Elementos Finitos (MEF).

En la literatura consultada existen varios trabajos donde se realizan estudios del comportamiento de conectadores a través de la simulación numérica en el código ABAQUS, donde sobresalen los de Lam y Ellobody (2005), Ellobody y Young (2006), Bonilla et al. (2007a)(2007b)(2007c). De ellos solamente el de Ellobody y Young (2006) aborda la tipología viga-losa en presencia de lámina nervada, en el que la simulación del comportamiento del hormigón se realiza a través del criterio de discontinuidad plástica de Drucker-Prager, obteniéndose muy buena correspondencia entre modelación y experimentación. En este trabajo es utilizado a diferencia del anterior un novedoso modelo computacional implementado en el ABAQUS, concebido para ser aplicado a través del MEF y basado en la mecánica del daño, conocido como Modelo de Daño Plástico del hormigón (Concrete Damaged Plasticity).

En el desarrollo del trabajo primeramente se tratan los aspectos concernientes a la modelación de los materiales, posteriormente se detalla el proceso de modelación del ensayo de conectadores. Se plantean las bases metodológicas para acometer la simulación virtual del ensayo, tratándose aspectos relacionados con la concepción geométrica del modelo, teniendo en cuenta el aprovechamiento de la simetría físico-mecánica y de las cargas, así como la definición de las condiciones de borde e interfase entre los cuerpos que componen la probeta virtual. Se aborda todo el proceso de calibración, vinculado a la selección del tipo de elemento finito y de la densidad de malla óptima, acorde con un adecuado costo computacional.

En este trabajo, finalmente se aprecia muy buena correspondencia entre los resultados experimentales y numéricos, aspecto que permite validar todo el proceso de modelación, así como la utilización del MEF para el estudio del comportamiento de conectadores en la tipología viga-losa en presencia de lámina nervada.

2. MODELACIÓN DEL COMPORTAMIENTO DE LOS MATERIALES

2.1. MODELACIÓN DEL ACERO

De acuerdo con los trabajos de Nie y Cai (2004), Lam y Ellobody (2005), Ellobody y Young (2006), Bonilla et al. (2007a)(2007b)(2007c) sobre modelación de estructuras mixtas, se ha adoptado un comportamiento bilineal para el acero con criterio de rotura de Von Mises. Para ello se empleó el comando *PLASTIC del código ABAQUS. En dichos trabajos se han obtenido muy buenos resultados, en correspondencia con los experimentos, hecho que evidencia la factibilidad de utilizar este modelo idealizado para el acero.

2.2. MODELACIÓN DEL HORMIGÓN

En el proceso de modelación de los geomateriales, en particular del hormigón, hay que tener en cuenta una serie de aspectos relacionados con su comportamiento bajo diferentes estados tenso-deformacionales. Para la simulación del hormigón en la etapa no lineal ha sido utilizado un Modelo de Daño Plástico, cuya formulación matemática fue desarrollada por Lubliner, Oliver, Oller y Oñate (1989). Posteriormente re-

alizaron otros aportes Lee y Fenves (1998). Dicho modelo considera los fenómenos más importantes que tienen lugar en el hormigón, basados en los principios teóricos del criterio de Mohr-Coulomb modificado. Fue además creado para estudiar los efectos de daños irreversibles asociados a los mecanismos de fallas, que ocurren en el hormigón [Oller (1988)(1996)(2001)].

Aunque ya han sido abordados preliminarmente algunos aspectos teóricos del Modelo de Daño Plástico en los trabajos de Bonilla et al. (2007b)(2007c), se hace necesario profundizar en otros. La ecuación general de Mohr-Coulomb (1) presenta el inconveniente de no cumplir con la Relación de Mohr, definida como el cociente entre resistencia uniaxial de compresión sobre la resistencia uniaxial de tracción, para ángulos de fricción interna (ϕ) comprendidos dentro del rango del hormigón [Oller (1988)(1996)(2001)]. Aspecto que puede ser constatado en la figura 1.

$$F(\sigma, c, \phi, \alpha_R) = \left(\frac{\sigma_1 - \sigma_3}{2} \right) + \left(\frac{\sigma_1 + \sigma_3}{2} \right) \cdot \text{sen} \phi - c \cdot \cos \phi = 0 \quad (1)$$

Para salvar esta deficiencia del criterio de Mohr-Coulomb, se introducen ciertos parámetros de ajuste, que consisten en afectar la tensión principal mayor σ_1 por el parámetro α_R , para de esta manera regular la relación de resistencia uniaxial hasta cumplir con el valor deseado. Quedando expresado el criterio de Mohr-Coulomb modificado de la siguiente manera:

$$F(\sigma, c, \phi, \alpha_R) = \left(\frac{\alpha_R \cdot \sigma_1 - \sigma_3}{2} \right) + \left(\frac{\alpha_R \cdot \sigma_1 + \sigma_3}{2} \right) \cdot \text{sen} \phi - c \cdot \cos \phi = 0 \quad (2)$$

Para dejar (2) en función de la relación de Mohr se tiene:

$$\sigma_3 = \frac{\alpha_R \cdot \sigma_1 \cdot (1 + \text{sen} \phi)}{(1 - \text{sen} \phi)} - 2 \cdot c \cdot \frac{\cos \phi}{1 - \text{sen} \phi} \quad (3)$$

Matemáticamente se cumple que

$$\frac{1 + \text{sen} \phi}{1 - \text{sen} \phi} = \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad \text{y} \quad \frac{\cos \phi}{1 - \text{sen} \phi} = \tan \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right)$$

por tanto:

$$\sigma_3 = \alpha_R \cdot \sigma_1 \cdot R_{\text{MOHR}} - 2 \cdot c \cdot \sqrt{R_{\text{MOHR}}} \quad (4)$$

En (4) $\sigma_1 = \sigma_{\text{máx}}$ siendo la tensión principal mayor y $\sigma_3 = \sigma_{\text{mín}}$ la tensión principal menor. Expresando dicha ecuación en términos de las resistencias uniaxiales queda:

$$\text{Para } \sigma_{\text{máx}} = 0 \text{ se tiene } \sigma_{\text{mín}} = -2 \cdot c \cdot \sqrt{R_{\text{MOHR}}}$$

$$\text{y para } \sigma_{\text{mín}} = 0 \text{ se tiene } \sigma_{\text{máx}} = 2 \cdot c / (\alpha_R \cdot \sqrt{R_{\text{MOHR}}})$$

y por definición:

$$R_{\text{MOHR}}^0 = \frac{\left| \frac{\sigma_{\text{mín}}}{\sigma_{\text{máx}}} \right|}{\left| \frac{f_c^o}{f_t^o} \right|} = \frac{\left| \frac{-2 \cdot c \cdot \sqrt{R_{\text{MOHR}}}}{2 \cdot c / (\alpha_R \cdot \sqrt{R_{\text{MOHR}}})} \right|}{\left| \frac{f_c^o}{f_t^o} \right|} = \alpha_R \cdot R_{\text{MOHR}} = \alpha_R \cdot \tan^2 \left(\frac{\pi}{4} + \frac{\phi}{2} \right) \quad (5)$$

Donde: R_{MOHR}^0 es la relación de Mohr modificada y α_R es el parámetro de ajuste.

A partir de la ecuación (5) se puede obtener el valor de α_R necesario para cumplir con la relación de resistencia uniaxiales $R_{\text{MOHR}}^0 = \alpha_R \cdot R_{\text{MOHR}}$, para cualquier valor de ángulo de fricción interna siempre y cuando $0^\circ < \phi < 90^\circ$. De forma general se cumple en el hormigón que $2.16 \leq \alpha_R \leq 3.61$ [Oller (1988)(1996)(2001)].

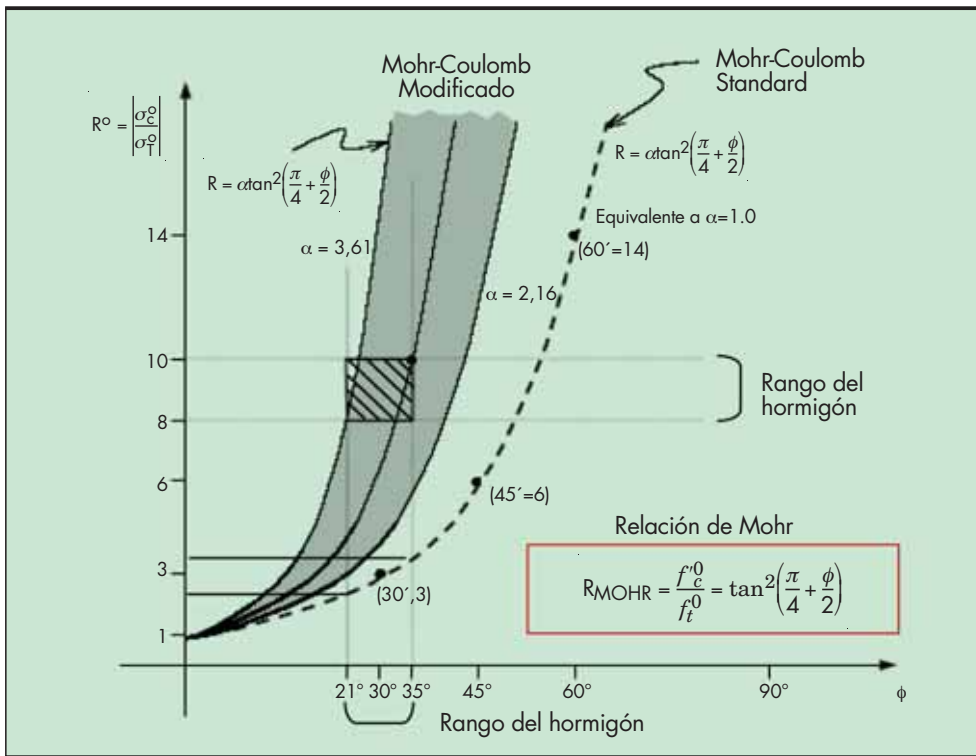


FIGURA 1. Relación entre ϕ vs R_{MOHR} [Oller (2001)].

En los trabajos realizados por Broche (2005), se hace una valoración acerca de las relaciones de Mohr que se obtienen para los hormigones que se producen en Cuba y que presentan una relación de resistencias uniaxiales entre $8 \leq (f_c^o / f_t^o) \leq 12$. Aplicando la ecuación (5) y variando el ángulo de fricción interna entre 0° y 90° , se obtienen valores del parámetro de ajuste que satisfacen las relaciones de resistencia uniaxiales comúnmente usadas en Cuba. A partir de este estudio se deriva $2.17 \leq \alpha_R \leq 4$ para un rango $30^\circ < \phi < 35^\circ$. Ensayos de laboratorio realizados a este material han arrojado que para $\phi = 32.5^\circ$ se obtienen relaciones de resistencia uniaxiales $R_{MOHR} \approx 10\%$, correspondiente a un valor del parámetro $\alpha_R = 3.32$, el cual se puede tomar como representativo de los intervalos anteriormente definidos [Broche (2005)]. El valor del parámetro de ajuste 3.32 se encuentra dentro del rango definido por Oller (1988)(1996)(2001) para el Modelo de Daño Plástico. Aspecto que corrobora la validez de la utilización de este como herramienta numérica.

Para la calibración del Modelo de Daño Plástico, se deben introducir las curvas de comportamiento del hormigón en tracción y compresión como puntos discretos (*tensión vs deformación*) tomadas a partir de ensayos uniaxiales [Bonilla et al. (2007b)]. Para la introducción de dichas curvas, se utilizan del código ABAQUS, los comandos: *CONCRETE TENSION STIFFENING, TYPE=STRAIN para la tracción y *CONCRETE COMPRESSION HARDENING para la

compresión. Es necesario introducir además otros parámetros de interés que se muestran en la tabla 1.

La modelación por el MEF de materiales friccionales (como es el caso del hormigón) sometidos a procesos inelásticos, propician la aparición de campos de desplazamientos y/o deformaciones continuos con un elevado gradiente en un dominio finito, mientras el fenómeno real muestra saltos discontinuos de uno o ambos campos en un dominio infinitesimal, este aspecto es una problemática a solucionar en el proceso de simulación numérica. Por este motivo se hace necesario tomar en cuenta una serie de recomendaciones [Bonilla (2008)].

Los geomateriales, exhiben después de un cierto límite, correspondiente a la tensión pico (σ^{pic}) (figura 2), un fenómeno denominado ablandamiento, que se manifiesta físicamente como una disminución en la magnitud de la tensión acompañado de un incremento de las deformaciones. Este proceso puede ocurrir en las zonas de concentración de desplazamientos y deformaciones (zonas de plastificación y daño coincidente con las zonas de fisuración y agrietamiento), que van acompañadas de un cierto nivel de tensión, siendo el motivo de que ocurra la rotura del material. Dicho fenómeno es llamado localización de las deformaciones [Oller (1988) (1996) (2001)] y una vez que se inicia, comienza a crecer la deformación en la zona de comportamiento inelástico, acompañada de una disminución de la deformación (proceso de descarga) en la zona restante. La aparición del fenómeno de localización está ligada a una bifurca-

TABLA 1. Parámetros para la calibración del Modelo de Daño Plástico.

Parámetro	Dilatancia ($^\circ$)	E_b (MPa)	M. Poisson	Angulo ϕ ($^\circ$)
Valor	15	$4800 \cdot \sqrt{R_b}$	0.17	32.5
Donde: E_b es el módulo de deformación del hormigón y ϕ es el ángulo de fricción interna del hormigón.				

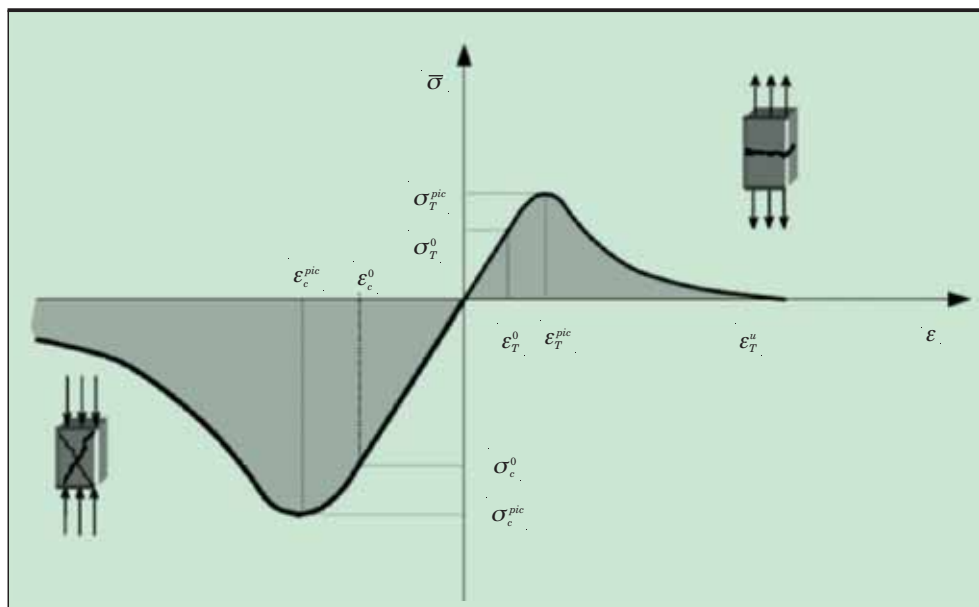


FIGURA 2. Curvas esfuerzo vs. deformación uniaxial para el hormigón según Oller (2001).

ción de la respuesta de los puntos situados en la zona inelástica respecto a aquellos situados en la zona elástica. La aparición de estos fenómenos en problemas de modelación del comportamiento de materiales como el hormigón sobre la base del MEF, *generan gran inestabilidad numérica, haciéndose difícil el proceso de convergencia*. El problema se manifiesta cuando el concepto es aplicado a los elementos finitos, donde la dimensión del punto donde se evalúa la ecuación constitutiva es finito y no infinitesimal. Así pues, la disipación de energía se hace sensible al tamaño del punto de integración numérica y por lo tanto del elemento finito. Esta inobjetividad debe ser eliminada y la respuesta debe ser convergente a la solución exacta a medida que se densifica la malla de elementos finitos.

De modo simplificado se puede expresar que la mecánica clásica presenta la energía de fractura por unidad de área del material y la define como la energía que es necesaria disipar para abrir una fisura de área unitaria. Esta energía de fractura se adopta como el parámetro vinculante entre la mecánica de fractura y el modelo constitutivo basado en la mecánica clásica, el cual se formula para representar el comportamiento microscópico de un sólido fisurado. El objetivo es exigir a este modelo constitutivo una correcta representación de un conjunto de puntos contenidos en un dominio finito, así como la disipación de energía en todo el volumen igual a la que disipa el sólido durante un proceso de daño y fractura real.

Las suposiciones asumidas hasta el momento tratan de reproducir el fenómeno de plastificación, daño, fisuración y falla de un material mediante la aplicación de la mecánica de daño, basado en los principios de la mecánica clásica. En esta se admite un campo de desplazamientos y/o deformaciones continuo con un elevado gradiente en un dominio finito, mientras el fenómeno real muestra un salto discontinuo de uno o ambos campos en un dominio infinitesimal. Como ya se ha mencionado, también esta aproximación puede ser tan buena como se quiera, pero lo más importante es que exista la posibilidad de establecer una definición dentro de la mecánica clásica, donde la coherencia y potencialidad de las formulaciones permitan aproximar los fenómenos más complejos que puedan desarrollarse en sólidos, entre ellos la plastificación, daño, fisuración y fractura.

En los materiales frágiles como el caso del hormigón, se desarrollan planos de fractura que en la representación me-

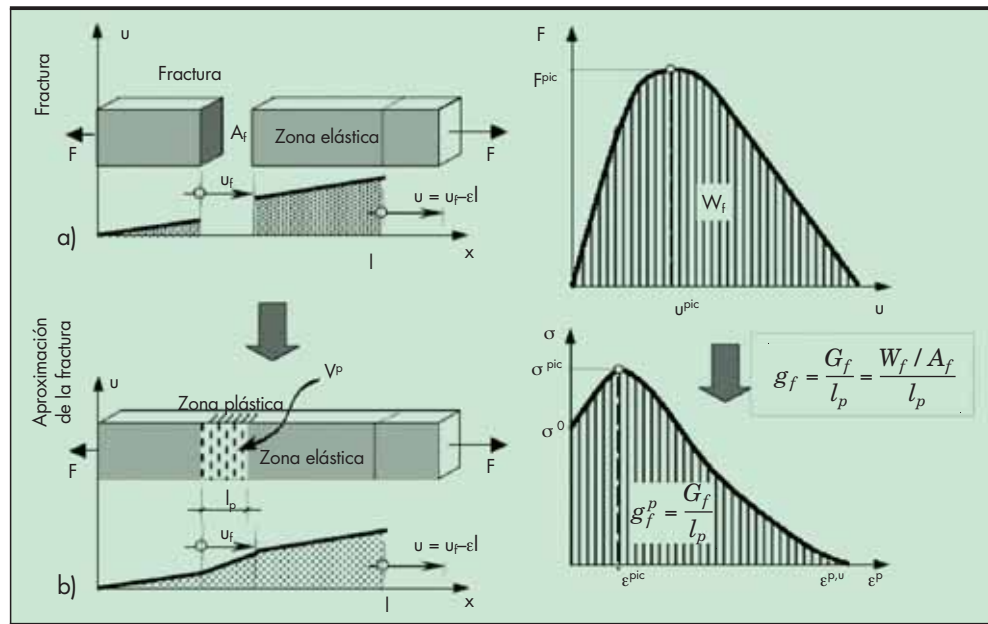
dante la mecánica clásica, se aproximan a volúmenes cuyas dimensiones están definidas por el área transversal de la fractura y su longitud correspondiente (l_p), la cual es deseable que tienda a cero para aproximar por el MEF el fenómeno de daño, fisuración y fractura real (figura 3).

Al modelar fenómenos de plastificación, daño, fisuración y fractura de materiales reales a través de la mecánica clásica y mecánica de daño con el empleo del MEF, es necesaria la definición de la longitud característica (l_p) para garantizar objetividad y exactitud en la solución [Oller (2001)]. Hay muchas formas de conseguir este objetivo, unas se basan en la aplicación del concepto de discontinuidades fuertes (uso de elementos finitos especiales, con funciones de formas discontinuas) y la otra, que es la que se empleará en este trabajo, se basa en una aproximación objetiva de mediana calidad, partiendo de la definición de la longitud característica en función del tamaño de los puntos de integración numérica, donde se inicia la localización del fenómeno no lineal (figura 3).

Para atenuar los inconvenientes en materia de convergencia numérica provocados por la inobjetividad de la solución, el Manual de Usuarios de ABAQUS recomienda para el caso del comportamiento del hormigón en tracción utilizar el comando *CONCRETE TENSION STIFFENING, TYPE= DISPLACEMENT, el cual permite introducir la curva post falla de tensión vs desplazamiento, invocando así la energía de fractura del material, definida como el área bajo la curva. Esta forma de calibración del Modelo de Daño Plástico acompañado de un proceso de refinamiento de la malla como se ha planteado, es aconsejable para la mejora del proceso de convergencia numérica [ABAQUS (2003), Bonilla (2008)]. Especialmente se debe establecer una malla muy densa, donde el tamaño de los elementos finitos sea pequeño [Oller (1988) (1996) (2001)] en las zonas de grandes concentraciones de tensiones, que puedan estar sujetas a posibles daños, plastificaciones y fracturas del material.

Como una solución alternativa, en casos extremos, cuando se dificulta excesivamente o imposibilita la convergencia numérica, se puede adoptar para simular el ensayo de conectores un comportamiento bilineal para el hormigón, acorde con lo planteado por Lam y Ellobody (2005). Donde se simula un comportamiento idealizado mediante el comando *PLASTIC del código ABAQUS.

FIGURA 3. Esquema simplificado –uniaxial– de interpretación del daño (plastificación, fisuración y fractura):
 a) Por mecánica del medio continuo.
 b) Por mecánica de daño y fractura.
 [Oller (2001)].



3. SIMULACIÓN DEL ENSAYO DE CONECTADORES

En este trabajo se plantean las bases metodológicas para la simulación virtual del ensayo de conectadores en secciones mixtas de viga metálica y losa de hormigón en presencia de lámina nervada. Se describe todo el proceso de definición de condiciones de contorno de los cuerpos que componen el modelo y los aspectos relacionados con la calibración del modelo discreto de la probeta objeto de estudio. Se cuenta con varios resultados experimentales, de donde se ha escogido con fines de mostrar el proceso de modelación, una de las probetas de los trabajos de **Jayas y Hosain (1988)**. Al finalizar el epígrafe 3.6 se brindan los resultados de la simulación virtual de probetas de los investigadores: **Robinson (1988)** y **Lyons (1994)**, con el objetivo de revelar la correspondencia existente entre experimentación y modelación.

3.1. DESCRIPCIÓN DEL ESPÉCIMEN

Se realiza la simulación del ensayo de rotura a la probeta **JDT- 8** de **Jayas y Hosain (1988)**, la cual está compuesta por dos conectadores de 19.05 x 127 mm con resistencia última a tracción de 448.18 MPa y módulo de deformación de 2×10^5 MPa.

Los conectadores en la probeta se ubican uno a cada lado de un perfil **W 200x59**, excéntricamente con relación al eje del mismo y en posición favorable (PF), quedando embebidos en las losas de hormigón de resistencia 24.4 MPa (ver figura 4).

3.2. MODELACIÓN DE LA GEOMETRÍA

La probeta ha sido modelada en tres dimensiones, primeramente respetando cada una de sus partes sin realizar simplificaciones por simetría, a lo que se le denominará en lo adelante **Modelo I**.

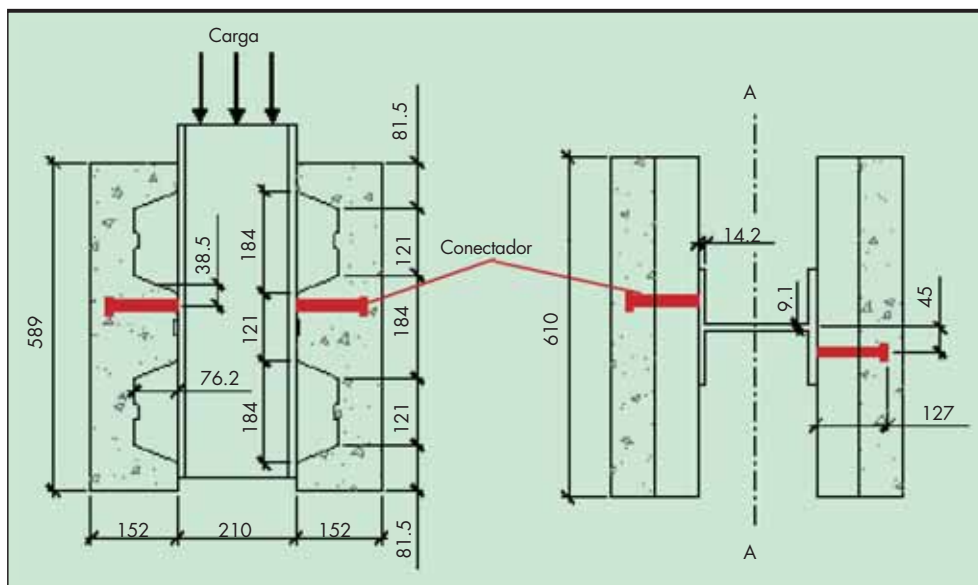
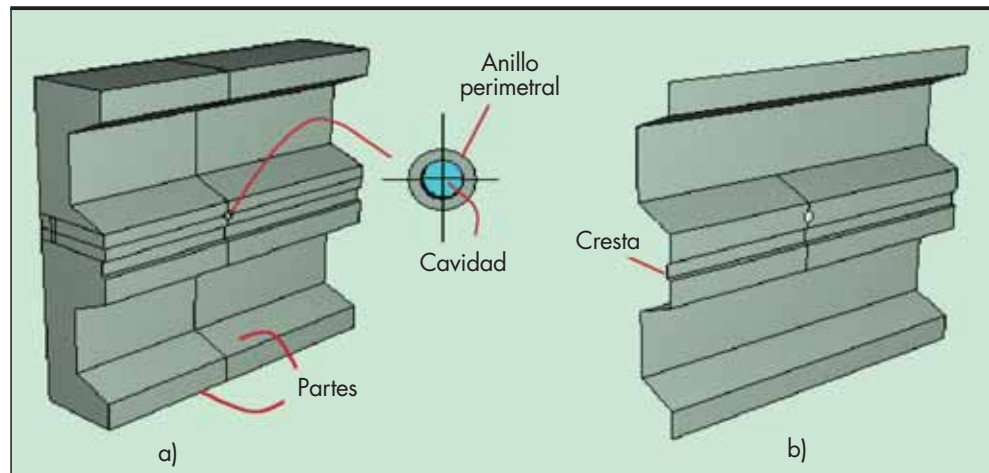


FIGURA 4. Esquema de la probeta **JDT-8** ensayada por **Jayas y Hosain (1988)**.

FIGURA 5. a) Vista en isométrico de la geometría de la losa particionada, b) Lámina nervada.



Todo el proceso metodológico de calibración que comprende: la selección del tipo de elemento finito y la densidad de malla óptima, ha sido realizado a partir de este primer caso. Posteriormente se ha modelado la probeta aprovechando la simetría o simetría inversa de la misma con relación al eje (A) [Kiseliov (1982)], a lo que se le denominará **Modelo II**. En este caso, aun cuando está alternada a uno u otro lado del perfil la posición del conector con relación al eje de la viga, el comportamiento de la conexión en ambas losas es el mismo (ver figura 4).

El modelo presenta una mayor complejidad comparado con la sección compuesta de losa maciza de hormigón tratada en el trabajo de Bonilla et al. (2007b), al introducirse un nuevo cuerpo, la lámina nervada, con una geometría irregular, que es adoptada además por la losa de hormigón.

La modelación del perno y el perfil I ya ha sido abordada por Bonilla et al. (2007b), por tanto solo se detallará en la lámina y la losa de hormigón. A continuación se describe brevemente la construcción de cada volumen en el módulo partes de ABAQUS/CAE.

a) **Losa de hormigón:** A diferencia de la losa rectangular presenta una geometría irregular, adoptando la forma nervada de la lámina. El volumen de cada cuerpo debe ser particionado como se indica en la figura 5 (a) para posibilitar un mallado óptimo con el generador de malla automático de ABAQUS.

La cavidad con la forma del conector debe ser lograda restando a la losa (hormigón) el volumen del perno y así evitar una superposición de dos cuerpos.

b) **Lámina nervada:** Es el elemento que sirve de encofrado perdido y a la vez de refuerzo de acero en tracción a la losa de sección mixta. En la figura 5 (b) se puede ver la geometría de la misma. Este cuerpo desde la óptica de la modelación no es tratado como un sólido, sino como un elemento shell (cáscara).

3.3. MODELACIÓN DE LAS CONDICIONES DE APOYO Y DE FRONTERA DE LOS CUERPOS

a) **Losa de hormigón:** Tiene un vínculo a tierra, además de interactuar con el perno y con la lámina. La interfase losa-perno es tratada como una unión rígida, de acuerdo con las consideraciones hechas para sección compuesta de losa maciza en los trabajos de Lam y Ellobody (2005), Ellobody y Young (2006), Bonilla et al. (2007b)(2007c) y Bonilla (2008).

El apoyo de la losa se logra en la parte inferior designada como superficie 1 donde se restringe el desplazamiento en el eje Z, pues es la parte que apoya en la base de la celda de presión donde se realiza la prueba de carga. Son liberados los desplazamientos en los ejes X e Y (ver figura 6).

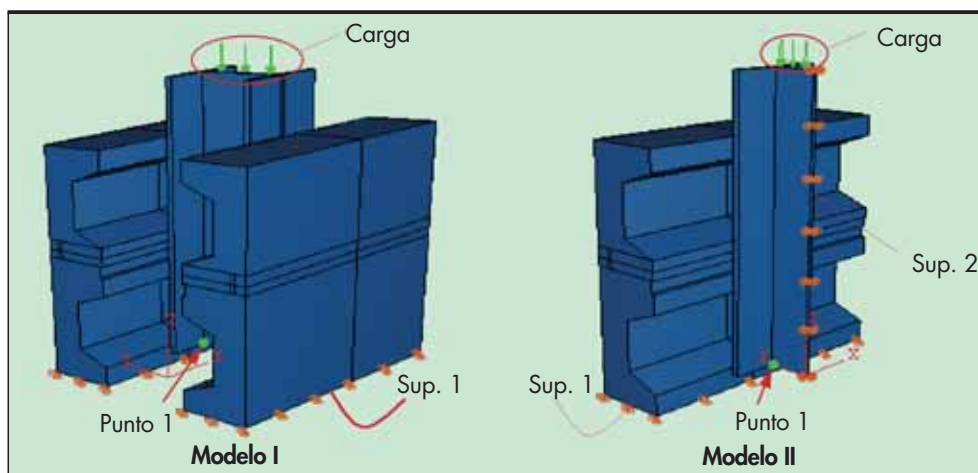


FIGURA 6. Vista en isométrico de la geometría de la probeta virtual.

b) **Lámina nervada:** La interfase losa-lámina ha sido tratada como rígida del mismo modo que la interfase losa-conector, siendo consecuente con los trabajos de **Ellobody y Young (2006)**. En la práctica, la lámina cuenta en toda su superficie con ciertas irregularidades o embudiciones que garantizan una fuerte adherencia al hormigón, teniendo en cuenta que constituye el refuerzo de acero en tracción de la losa mixta cuando es solicitada a esfuerzos de flexión. Este aspecto unido a la unión electroquímica y considerando además la forma transversa de las nervaduras con la dirección de aplicación de la carga, permite adoptar como hipótesis un contacto rígido sin deslizamiento.

c) **Perfil I:** Se encarga de la transmisión de las cargas, desplazándose (verticalmente) en la dirección del eje "Z". La carga es aplicada de forma distribuida en la parte superior del perfil para evitar grandes concentraciones de tensiones en un punto, similar al ensayo real donde se coloca un cabezal rígido en el perfil para la distribución de los esfuerzos. Por otra parte, la interfase perfil-lámina es tratada como un contacto normal y tangencial sin fricción.

Al existir aprovechamiento de la simetría en el **Modelo II**, toda la superficie 2 (sección longitudinal del alma de la viga) es restringida al movimiento de traslación en **X** e **Y**, impidiendo de esta forma en ambos ejes el giro del perfil y además siendo consecuente con la continuidad estructural del miembro (ver figura 6).

En el punto 1 indicado en la figura 6 se cuantifican los desplazamientos verticales para ambos modelos.

3.4. ESTUDIO Y SELECCIÓN DEL TIPO DE ELEMENTO FINITO A EMPLEAR

Con independencia de los estudios realizados en el modelo tratado por **Bonilla et al. (2007b)**, para sección compuesta de losa maciza de hormigón, se hace necesario, para este nuevo modelo, seleccionar de los tipos de elementos finitos disponibles en **ABAQUS** los que mejor aproximan la simulación al verdadero comportamiento del ensayo de conectadores en esta nueva tipología estructural. Para ello los modelos virtuales, frente a uno u otro formato de malla han sido sujetos a similares condiciones de modelación.

En la tabla 2 se resumen de forma comparativa los resultados de la utilización de diferentes tipos de elementos finitos en el modelo. Se han evaluado diferentes configuraciones, en algunas de ellas se considera un mismo tipo de elemento en los diferentes volúmenes del modelo y en otros casos la combinación de diferentes elementos, donde en estas últimas se han logrado las mejores aproximaciones. En tal sentido la configuración (**E**), dada por la combinación de elementos C3D4 en la losa, C3D8R en el perno y la vecindad de este, es la que mejor explica el comportamiento de la conexión con un error del 2,88%. Aunque no se descarta la configuración (**D**), con la presencia de elementos C3D6 en el conector y la zona que lo circunda, siendo coherente con los trabajos de **Lam y Ellobody (2005)**, así como **Bonilla et al. (2007b)**. Para la lámina nervada se utilizan elementos *shell* triangulares del tipo **S3**, pues su forma permite densificar la malla hacia las zonas de mayor interés sin alterar los rangos permisibles de los ángulos de sus lados. No siendo así con el uso de elementos rectangulares, lo que permitió descartar estos últimos.

Configuración	Volumen	Elemento	Carga (kN)	Desplaz. (m)	Dif. (%)
A	Losa	C3D6	66.81	0.0018	10.32
	Vecindad del conector	C3D6			
	Conector	C3D6			
B	Losa	C3D4	82.29	0.0021	10.46
	Vecindad del conector	C3D4			
	Conector	C3D4			
C	Losa	C3D4	80.62	0.0020	8.21
	Vecindad del conector	C3D4			
	Conector	C3D6			
D	Losa	C3D4	78.88	0.0027	5.87
	Vecindad del conector	C3D6			
	Conector	C3D6			
E	Losa	C3D4	72.35	0.0042	2.88
	Vecindad del conector	C3D8R			
	Conector	C3D8R			
Experimental (JDT-8 Jays y Hosain 1988)			74.50	-	0.00
Nota: La vecindad del conector es una partición en forma de anillo perimetral de hormigón de 5.5 mm de espesor que circunda al vástago en toda su longitud. La capacidad resistente está referida a un conector, de forma individual.					

TABLA 2. Resultados de la simulación virtual con diferentes tipos de elementos.

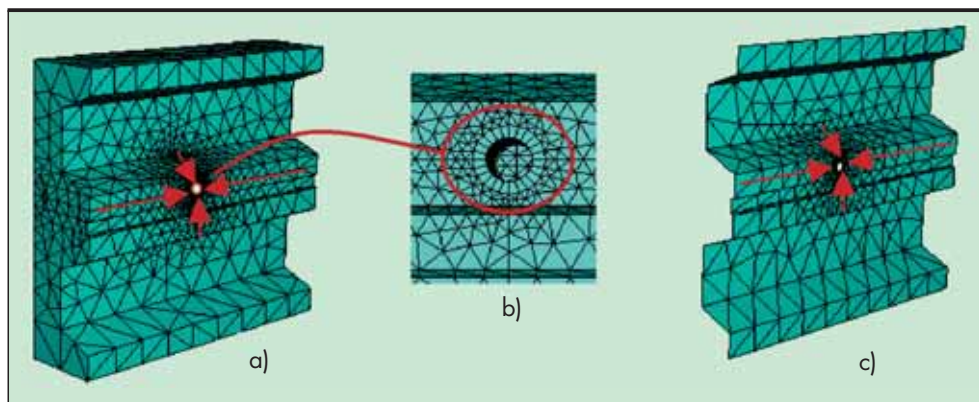


FIGURA 7. Esquema discreto. a) Losa, b) Detalle de cavidad, c) Lámina.

Similar a los trabajos de Lam y Ellobody (2005) y Bonilla et al. (2007b), para la discretización del perfil I se emplea por su adecuada adaptabilidad a la geometría del sólido, elementos C3D8R.

3.5. ESTUDIO Y SELECCIÓN DE LA DENSIDAD DE MALLA

De igual forma que para la selección del tipo de elemento finito, para la densidad de malla se han hecho recomendaciones en el trabajo precedente de Bonilla et al. (2007b) para sección compuesta de losa maciza de hormigón, por tanto, en este caso se tratarán solo los aspectos fundamentales y novedosos del nuevo modelo sin detallar en la metodología que ya ha sido abordada.

En la figura 7 se observa el modelo discretizado de la losa y la lámina. Con flechas se indica en cada cuerpo como se incrementa la densidad de malla hacia la zona de contacto perno-hormigón, que presenta las mayores concentraciones de tensiones. En zonas alejadas, hacia los bordes, se puede observar un mallado poco refinado, para así evitar un elevado costo computacional.

Para la selección del mallado óptimo se han estudiado cinco configuraciones, recogidas en la tabla 3, donde se fue incrementando la densidad progresivamente hasta lograr una adecuada aproximación al valor de capacidad de carga experimental. Se brindan además los tiempos de cómputo asociados a cada caso, empleando un CPU Pentium 4, 2.8 GHz, 1.5 GB de RAM.

En la figura 8 (a) puede verse, a medida que se densifica la malla, la evolución que van teniendo las curvas de comportamiento, las cuales convergen hacia el valor de capacidad resistente experimental. Es válido aclarar que la capacidad resistente que se brinda en la figura 8, está referida a un conector y no a la probeta en su conjunto. Este aspecto no interfiere en modo alguno en la precisión de la calibración o interpretación del fenómeno.

Es notable como para las configuraciones MEF (d) y MEF (e) no se aprecian diferencias significativas, a pesar de que el modelo MEF (e) presenta un mayor refinamiento del mallado. En este caso, a diferencia de los estudios de densidad de malla realizados con anterioridad por Bonilla et al. (2007b) en sección compuesta de losa maciza, no se cuenta con la curva de comportamiento experimental, pues solo se indica en la figura 8 (a) con línea discontinua el valor de capacidad resistente del ensayo que es en este caso la variable de control. Por ello no se hace un estudio pormenorizado de errores, aunque es apreciable sin confusión, con una simple inspección visual, la superioridad de los modelos MEF (d) y MEF (e), sobre el resto de los estudiados. También se resalta el hecho de que a pesar de que el modelo MEF (e) tiene un refinamiento mayor, se encuentra levemente más alejado de la capacidad de carga real que el modelo MEF (d). Paradójicamente el error de interpolación ha favorecido la aproximación.

TABLA 3. Configuración del modelo para diferentes densidades de malla.

Modelo	Vol.	Cant. Elem.	Cant. Nod.	t (h:m)	Modelo	Vol.	Cant. Elem.	Cant. Nod.	t (h:m)
MEF (a)	Perno	220	330	2:00	MEF (d)	Perno	1.968	2.525	18:30
	Losa	3.721	953			Losa	18.422	4.358	
	Lámina	394	225			Lámina	624	343	
MEF (b)	Perno	464	657	3:45	MEF (e)	Perno	1.968	2.525	25:30
	Losa	6.836	1.652			Losa	20.875	5.090	
	Lámina	464	261			Lámina	752	407	
MEF (c)	Perno	900	1.232	6:20	Nota: La cantidad de elementos y nodos están dados para un solo volumen. La probeta (Modelo I), cuenta con dos de cada volumen. Por tanto el valor que se brinda deberá multiplicarse por dos.				
	Losa	8.297	2.093						
	Lámina	574	317						

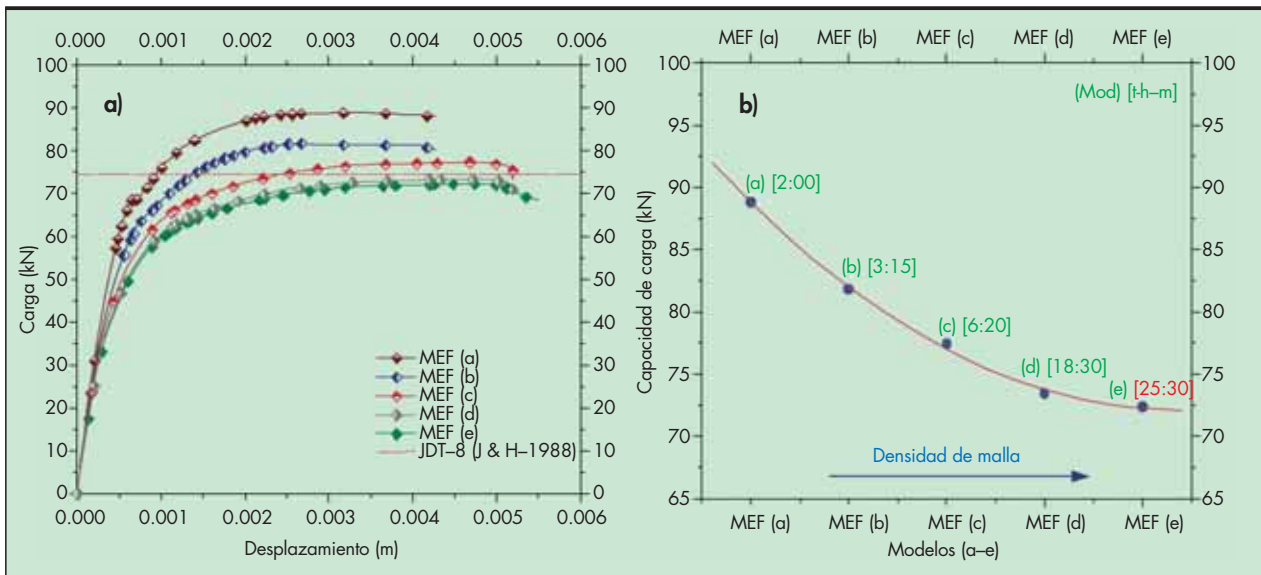


FIGURA 8. a) Curvas de comportamiento carga vs desplazamiento para diferentes densidades de malla; b) Evolución de la capacidad resistente para los diferentes modelos.

Teniendo en cuenta las valoraciones antes realizadas, además de las observaciones del costo computacional en cuanto a tiempo, se decide adoptar la densidad de malla del modelo MEF (d).

3.6. VALIDACIÓN DEL PROCESO DE MODELACIÓN

a) Simplificación por simetría

Todo el proceso realizado para la concepción del modelo, así como para la selección del tipo de elemento finito y la densidad de malla, ha sido a partir del Modelo I. En la tabla 3 se pueden apreciar los elevados tiempos de procesamiento dada la magnitud del modelo por la gran cantidad de nodos. En el trabajo de Bonilla et al. (2007b), se comprueba el carácter exponencial del tiempo de procesamiento en función de la cantidad de nodos del modelo.

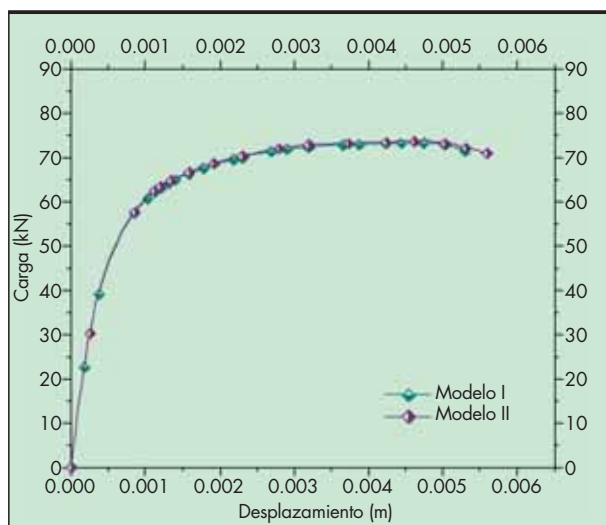


FIGURA 9. Curvas de comportamiento carga vs desplazamiento para los modelos I y II.

Dado el elevado costo computacional se hizo necesaria la consideración de un modelo simplificado. En la figura 9 se muestran las curvas de comportamiento de ambos modelos, apreciándose una superposición de ambos gráficos, aspecto que demuestra la validez de la simplificación por simetría del Modelo II. El costo computacional del modelo simplificado es aproximadamente de 6 horas; ello permite adoptarlo en lo adelante para la simulación de conectadores en posición favorable (PF) y en este caso de la probeta JDT-8 de Jays y Hosain (1988).

b) Superficie de contacto perno-hormigón

Del mismo modo que en sección compuesta de losa maciza, tratada en los trabajos de Bonilla et al. (2007a)(2007b), la interfase perno-hormigón debido a las razones explicadas en dichos artículos, ha sido considerada como rígida, conectando al hormigón todos aquellos nodos que circundan al perno. En esta nueva sección mixta que se analiza también ocurre una pérdida de contacto en la parte trasera del conectador en sentido opuesto al de aplicación de la carga en una longitud (L_s), pudiendo ser apreciado en la figura 10 (a). Lo cual podría suponer la necesidad de desconectar aquellos nodos de la parte semicilíndrica trasera donde ocurre la pérdida de contacto. Para evitar este hecho se ha realizado un estudio que permite valorar cuanto puede influir la desconexión de dichos nodos.

En la figura 10 (b) se muestran las curvas de comportamiento carga vs desplazamiento derivadas de la simulación virtual del ensayo de conectadores con una geometría de probeta similar a la TVIII de Robinson (1988), a diferencia de la original, en este caso se han utilizado conectadores de 9.52 mm, resistencia del hormigón de 40 MPa y para el acero de 551.60 MPa. Se han considerado dos áreas de contacto, primeramente se han desconectado los nodos que ocupan el 50% de la superficie semicilíndrica opuesta a la aplicación de la carga. Posteriormente se mantiene el contacto en toda la superficie. Es apreciable para una u otra consideración como existe superposición de las curvas de comportamiento, mostrando que no existe diferencia significativa para uno u otro caso (ver figura 10 (b)). Por tanto, para el proceso de modelación se podrá establecer en lo adelante, para futuros trabajos, contacto rígido en toda la interfase perno-hormigón.

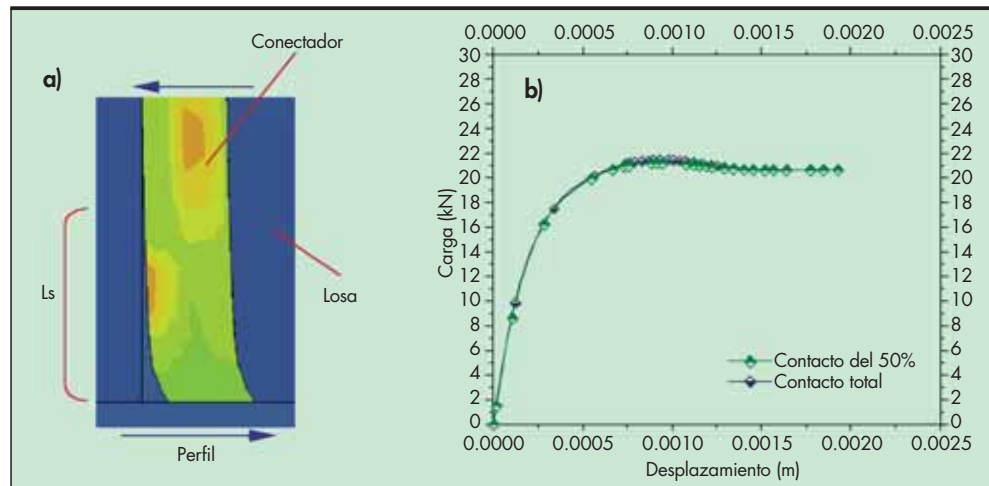


FIGURA 10. a) Despiece en la interfase perno-losa; b) Curva de comportamiento carga vs desplazamiento.

c) Simulación de diversos ensayos de conectadores

En epígrafes anteriores fue mostrado el proceso de modelación, así como las consideraciones e hipótesis de partida a través de la simulación de la probeta **JDT-8** de **Jayas y Hosain (1988)**. En este caso se valida dicho procedimiento y sus consideraciones mediante la simulación de ensayos realizados por otros investigadores como **Robinson (1988)** y **Lyons (1994)**, donde los conectadores se instalan en posición desfavorable (PD) y escalonada (PE) respectivamente.

La probeta **TVIII** de **Robinson (1988)** está formada por cuatro conectadores de 19.05 x 116 mm y resistencia última a tracción de 448.18 MPa, ubicados dos a cada lado del perfil **I** en posición desfavorable. Se utiliza un perfil del tipo **W150 x 30**. La resistencia del hormigón de las losas es de 22.1 MPa (ver figura 11 (a)).

Del estudio experimental solo se cuenta con el valor de la capacidad de carga obtenida en el ensayo. En la figura 11 (b) se muestra la curva de comportamiento carga vs desplazamiento (**MEF MDP**), obtenida en la simulación virtual del ensayo de conectadores de la probeta **TVIII** de **Robinson (1988)** donde se utilizó el Modelo de Daño Plástico en el hormigón y el bilineal para el acero. Se aprecia una adecuada

aproximación entre la capacidad resistente obtenida por una y otra vía, con un error del 2.7%.

La probeta **S14-D66** de **Lyons (1994)** está formada por conectadores de 19.05 x 127 mm, instalados en posición escalonada (PE) y resistencia última a tracción de 448.52 MPa. A diferencia de las probetas de los ensayos anteriores, en esta se utilizan dos perfiles **WT6 x 17.5** unidos por el alma en lugar de los comúnmente usados **I**. El hormigón de la losa es de 18.41 MPa de resistencia a la compresión (ver figura 12 (a)).

En este caso, del mismo modo que en los anteriores, solo se cuenta con el valor experimental de la capacidad resistente. En la figura 12 (b) se muestra el gráfico con la curva de comportamiento carga vs desplazamiento (**MEF MDP**) derivada de la simulación numérica utilizando el Modelo de Daño Plástico para el hormigón y el bilineal para el acero. Se observa una adecuada aproximación entre la capacidad resistente obtenida en el experimento y la simulación numérica, donde el error es del 1.2%.

En la tabla 4 se resumen de manera comparativa los resultados derivados de los experimentos reales y de la simulación numérica. Como se puede observar, en todos los casos estudiados se obtuvieron diferencias entre modelación y experimenta-

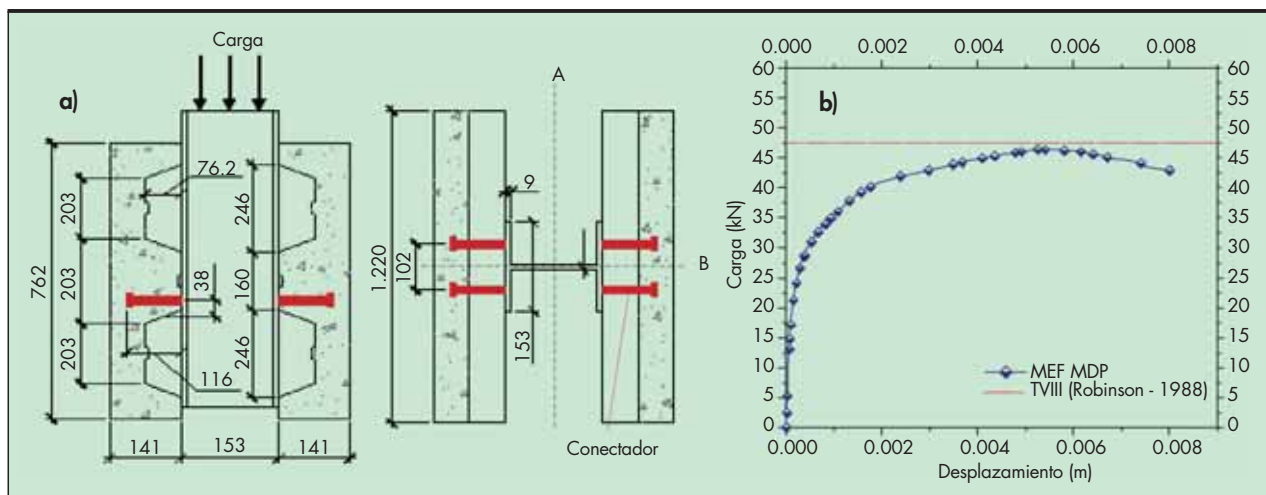


FIGURA 11. a) Esquema de la probeta **TVIII** de **Robinson (1988)**; b) Curva de comportamiento carga vs desplazamiento.

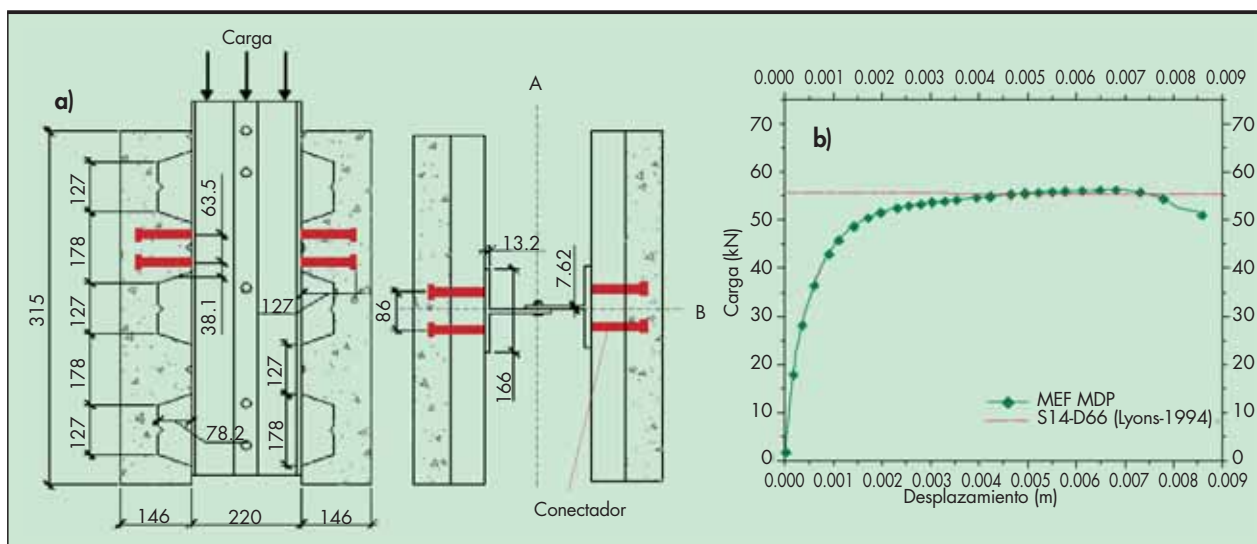


FIGURA 12. a) Esquema de la probeta S14-D66 de Lyons (1994); b) Curva de comportamiento carga vs desplazamiento.

ción inferiores al 3%. Estos resultados posibilitan la validación de las hipótesis de modelación adoptadas en la simulación del ensayo, pudiéndose ejemplificar: condiciones de contorno de los cuerpos, modelos físicos constitutivos de los materiales, tipo de elemento finito y densidad de malla empleados. Por consiguiente, se evidencia, la validez de la utilización del MEF para el estudio del comportamiento de conectadores.

4. CONCLUSIONES

- Los elementos que mejor explican el comportamiento del ensayo de conectadores son C3D8R en el conector y la zona perimetral que lo circunda, así como C3D4 en la losa. Aunque se reconoce la adecuada aproximación lograda con elementos C3D6 en el perno, además de la zona perimetral y C3D4 en la losa.
- Los elementos finitos utilizados para la discretización del modelo, por la cantidad de nodos de sus lados, conducen a una interpolación lineal, reduciendo la complejidad en el cálculo de la matriz rigidez y a su vez el costo computacional. Se ha podido constatar que los mismos explican adecuadamente el comportamiento físico-mecánico del ensayo de conectadores.
- El costo computacional en cuanto a tiempo se incrementa con la densidad de malla, por lo que es recomendable redu-

cir la cantidad de nodos, a través de simplificaciones aprovechando la simetría, además utilizar en los cuerpos que componen el modelo (losa y lámina) mallas menos densas en zonas alejadas de los mayores gradientes de tensiones.

- Se ha constatado que la consideración de una unión rígida en la interfase perno-hormigón, en correspondencia con los trabajos consultados en la literatura, constituye una adecuada aproximación al fenómeno de contacto normal y tangencial con fricción, dados los elevados esfuerzos normales que tienen lugar en la frontera entre el perno y el hormigón que lo circunda, sobre todo en zonas cercanas a la base del conector. Por otra parte, también es válida la consideración de unión rígida en la interfase hormigón-lámina de acuerdo con investigaciones realizadas. Es justo destacar que estas suposiciones aportan resultados satisfactorios, los cuales, pueden mejorarse con la introducción de modelos de interfase, aunque presenta el inconveniente de que aumenta la complejidad de los modelos numéricos.
- A partir de las curvas de comportamiento obtenidas, como resultado de los modelos numéricos, se puede concluir que es adecuada la simulación del ensayo pues se evidencia una buena correspondencia entre los resultados experimentales y numéricos. Se obtienen diferencias en la capacidad resistente entre ambas vías de estudio inferiores al 3%.

Espécimen	Posición	Q_{sc-exp} (kN)	$Q_{sc-MEF MDP}$ (kN)	Dif. (%)
JDT-8 J & H (1988)	1PF	74.50	73.42	1.44
TVIII Robinson (1988)	2PD	47.75	46.45	2.72
S14-D66 Lyons (1994)	PE	55.64	56.34	1.25

Nota: Los valores de capacidad de carga están dados para un conector.

1PF: Un conector en posición favorable; 2PD: Dos conectadores en posición desfavorable; PE: Conectores en posición escalonada.

Q_{sc-exp} : carga última experimental. $Q_{sc-MEF MDP}$: se refiere a la carga última considerando el Modelo de Daño Plástico en el hormigón.

Se establece Dif. (%) como: $[(Q_{sc-exp} - Q_{sc-modelo}) / Q_{sc-exp}] \times 100$

TABLA 4. Resultados experimentales y de la simulación virtual del ensayo de conectadores.

- Teniendo en cuenta la adecuada correspondencia entre experimentación y simulación virtual, se puede plantear la validez de la utilización del Método de Elementos Finitos con fines de estudiar el comportamiento de conectadores en secciones mixtas de hormigón-acero para la tipología abordada en el presente trabajo.
- En la investigación se realizan estudios sistémicos e integradores, que combinan la modelación y la experimentación. Este enfoque esta basado en una metodología general para el proceso de calibración matemática y física de un modelo numérico, donde además se efectúa una validación con condicionantes que no han sido tenidas en cuenta en la calibración del mismo.

5. BIBLIOGRAFÍA

1. ABAQUS. (2003): User's Manual, Ver. 6.4-1, Hibbit, Karlsson and Sorensen, Inc.
2. Bonilla, J. (2006): Estudio preliminar del comportamiento de conectadores en estructuras compuestas mediante simulación numérica. Tesis de Maestría, Universidad Central de Las Villas, Sta Clara, Cuba, 96 p.
3. Bonilla, J. (2008): Estudio del comportamiento de conectadores tipo perno de estructuras compuestas de hormigón y acero mediante modelación numérica. Tesis de Doctorado. Universidad Central de Las Villas, Sta Clara, Cuba, 201 p.
4. Bonilla, J.; Larrúa, R.; Mirambell, E.; Recarey, C. (2007a): Estudio de la influencia de la resistencia del hormigón en el comportamiento de conectadores mediante simulación numérica y análisis experimental, Revista Ingeniería Civil, No 147, CEDEX, Madrid, España, p 57-64.
5. Bonilla, J.; Larrúa, R.; Mirambell, E.; Recarey, C. (2007b): Aplicación de la simulación numérica al estudio del comportamiento de conectadores tipo perno en estructuras mixtas de hormigón y acero, Revista Ingeniería Civil, No 148, CEDEX, Madrid, España, p 55-68.
6. Bonilla, J.; Larrúa, R.; Mirambell, E.; Recarey, C. (2007c): Simulación virtual del ensayo push out para conectadores tipo perno y con sección en U en estructuras mixtas hormigón-acero, Revista Ingeniería Civil, No 148, CEDEX, Madrid, España, p 83-93.
7. Broche, J. L. (2005): Conceptualización del comportamiento estructural de las cimentaciones superficiales aisladas desde una óptica integral, aplicando técnicas de modelación numérica. Tesis de Doctorado, UCLV, Sta Clara, Cuba, 141 p.
8. Davies, C. (1967): Small-Scale Push-Out Tests on Welded Stud Shear Connectors. Journal of Structural Engineer, Vol 40, No 2, p 311-316.
9. Ellobody, E.; Young, B. (2006): Performance of shear connection in composite beams with profiled steel sheeting, Journal of Constructional Steel Research, No 62, p 682-694.
10. Hawkins, N. M. y Mitchell, D. (1984): Seismic Response of Composite Shear Connections. Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol 110, No 9, p 2120-2136.
11. Jayas, B. S. y Hosain, M. U. (1988): Behavior of Headed Studs in Composite Beams: Push-out Test. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol 15, No 2, p 240-253.
12. Kiseliyov, V. A. (1983): Mecánica de construcción, Ed. Mir, Tercera edición, Moscú, URSS, 344 p.
13. Lam, D. y Ellobody, E. (2005): Behavior of Headed Stud Shear Connectors in Composite Beam, Journal of Structural Engineering, Vol 131, No 1, p 96-106.
14. Lubliner, J.; Oliver, J.; Oller, S. and Oñate, E. (1989): A Plastic-Damage Model for Concrete. International Journal of Solids and Structures, Vol 25, No 3, p 229-326.
15. Lyons, J. C.; Easterling, W. S.; Murray, T. M. (1994): Strength of Welded Shear Studs. Report No. CE/VPI-ST 94/07. Virginia Polytechnic Institute and State University, Blacksburg, VA.
16. Nie, J. y Cai, C. S. (2004): Steel-Concrete Composite Beams Considering Shear Slip Effects. Journal of Structural Engineering, Vol 129, No 4, p 495-506.
17. Oller, S. (1988): Un Modelo de "daño continuo" para materiales friccionales. Tesis de Doctorado, Universidad Politécnica de Cataluña, Barcelona, España, 471 p.
18. Oller, S. (1996): Fractura Mecánica. Un enfoque global. CIMNE. Barcelona. 198 p.
19. Oller, S. (1996): Modelos constitutivos. Curso sobre métodos numéricos para el cálculo y diseño en ingeniería. Universidad Politécnica de Barcelona, España.
20. Oller, S. (2001): Fractura mecánica. Un enfoque global. CIMNE, Primera edición, Barcelona, España, 286 p.
21. Ollgaard, J. G., Slutter, R. G. y Fisher, J. W. (1971): Shear Strength of Stud Connectors in Lightweight and Normal-Weight Concrete. Engineering Journal. AISC, Vol 8, No 2, p 55-64.
22. Oñate, E. (1995): Cálculo de Estructuras por el Método de Elementos Finitos. CIMNE, Segunda edición, Barcelona, España, 830 p.
23. Recarey, C. A.; Mirambell, E.; Quevedo, G. y Santa Eugenia, J. (2005): Modelación estocástica de ensayos virtuales de conexiones de secciones mixtas hormigón-acero, Revista Ingeniería Civil, No 139, CEDEX, Madrid, España, p 37-48.
24. Robinson, H. (1988): Multiple Stud Shear Connectors in Deep Ribbed Metal Deck. Canadian Journal of Civil Engineering, Vol 15, No 4, p 553-569.
25. Zienkiewicz, O. C. y Taylor, R. L. (2004): El Método de los Elementos Finitos, Quinta edición, Ed. CIMNE, Barcelona, España, Vol I, II, III.