

## **ANÁLISIS MESOMECAÁNICO DEL FENOMENO DE ADHERENCIA EN ESTRUCTURAS DE HORMIGÓN ARMADO**

**Ruiz López Rodrigo A.<sup>a</sup>, Lorefice Ricardo H.<sup>a</sup>, Etse Guillermo<sup>b</sup> y Santillán, Carlos B.<sup>a</sup>**

<sup>a</sup>*Centro de Mecánica Aplicada y Estructuras (CMAE), Universidad Nacional de Santiago del Estero, Avda. General Savio s/n, 4300 La Banda, Santiago del Estero, Argentina.  
[ruizlopezra@gmail.com](mailto:ruizlopezra@gmail.com), [rlorefice@gmail.com](mailto:rlorefice@gmail.com), <http://www.unse.edu.ar/>*

<sup>b</sup>*Centro de Métodos Numéricos y Computacionales en Ingeniería, Universidad Nacional de Tucumán, Avda. Independencia 1800, San Miguel de Tucumán, Tucumán, Argentina.  
[getse@herrera.unt.edu.ar](mailto:getse@herrera.unt.edu.ar), [cemnci@herrera.unt.edu.ar](mailto:cemnci@herrera.unt.edu.ar)*

**Palabras clave:** Adherencia hormigón-acero, Hormigón Armado, Análisis mesomecánico.

**Resumen.** El estudio del fenómeno de adherencia entre el hormigón y el acero de refuerzo es de crucial importancia dado que del mismo depende el comportamiento de conjunto del material hormigón armado. En este trabajo se plantea un enfoque del problema a nivel mesomecánico con el objeto de analizar explícitamente el mecanismo resistente que se desarrolla en la zona de transición interfacial entre hormigón y acero. El criterio adoptado plantea el empleo de un modelo explícito que involucra tanto el acero de refuerzo como el hormigón circundante y la interfase entre ambos materiales. La respuesta del modelo propuesto se evalúa mediante el análisis por elementos finitos del ensayo de arrancamiento (pull-out test) en términos de curvas carga-desplazamiento comparándose dichos resultados numéricos con datos experimentales.

## 1 INTRODUCCION

La adherencia hormigón-acero es el fenómeno básico sobre el que descansa el funcionamiento del hormigón armado como material estructural. Si no existiese adherencia, las barras serían incapaces de tomar el menor esfuerzo de tracción, ya que el acero deslizaría sin encontrar resistencia en toda su longitud y no acompañaría al hormigón en sus deformaciones, con lo que, al fisurarse éste, sobrevendría bruscamente la rotura. La adherencia permite que el acero tome los esfuerzos de tracción, manteniendo la unión entre los dos materiales en las zonas entre fisuras, cumpliendo fundamentalmente dos objetivos: asegurar el anclaje de las barras y transmitir las tensiones tangenciales periféricas que se producen en la armadura principal como consecuencias de las variaciones de su tensión longitudinal. El fenómeno se desarrolla principalmente en la denominada zona de transición interfacial (*interfacial transition zone – ITZ*) y está originado por dos tipos de causas, unas de naturaleza física (o físico-química) y otras de naturaleza mecánica. Las primeras provocan la adhesión del acero de refuerzo con el hormigón, a través de fuerzas capilares y moleculares desarrolladas en la interfaz; vinculando al acero con la pasta cementicia por medio del efecto de retracción de fraguado. Las segundas, mucho más importantes, están constituidas por la resistencia al deslizamiento debida a la penetración de pasta de cemento en las irregularidades de la superficie de las barras. Esta causa de origen mecánico, que puede denominarse rozamiento, es la que produce la mayor parte de la adherencia en las barras lisas (hoy día prácticamente en desuso) y varía apreciablemente con el estado de su superficie. En el caso de barras corrugadas o nervuradas, a este rozamiento se añade el efecto de acunamiento del hormigón entre los resaltes, el cual es de fundamental importancia, ver Figura 1. Es claro que el mecanismo de adherencia es muy complejo y es función de la adhesión, rozamiento (tensiones tangenciales en el hormigón) y del efecto de acunamiento o trabazón originado por las nervaduras del acero. Este último efecto es de gran relevancia, dado que la evidencia experimental indica que existe una fuerte influencia de la geometría de las nervaduras, de la microrugosidad superficial de las barras de acero y de la presión radial de confinamiento que se produce como consecuencia del efecto químico del fraguado de la pasta cementicia.

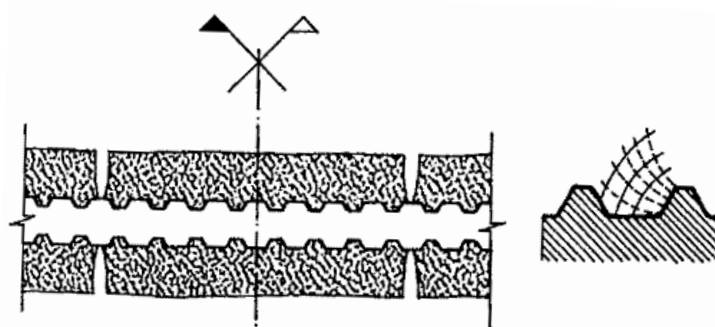


Figura 1: Fenómeno de adherencia en barras nervuradas

Dado que una de las principales hipótesis de cálculo de las estructuras de hormigón armado se basa en la adherencia perfecta entre los materiales hormigón y acero, es claro que el estudio del problema de adherencia es de fundamental importancia en el ámbito de la ingeniería civil, sobre todo considerando los diversos factores que pueden afectar el mecanismo de transferencia de carga entre ambos materiales, con la consiguiente pérdida de capacidad portante, reducción del grado de seguridad y durabilidad de las estructuras de hormigón

armado. Diversos autores han estudiado el fenómeno, principalmente desde el punto de vista teórico y experimental, por lo que sus conclusiones son en general estrictamente aplicables a los casos particulares en estudio, y difíciles de generalizar para la amplia gama de situaciones que pueden presentarse en las estructuras reales. En este trabajo, el problema se enfoca sobre la base de un criterio numérico-computacional por medio del Método de los Elementos Finitos a nivel mesomecánico, con énfasis en el estudio del comportamiento micromecánico de interacción que se presenta en la zona de transición interfacial (ITZ – *Interfacial transition zone*) entre hormigón y acero, zona en la cual se desarrolla el efecto más relevante del fenómeno. La no-linealidad del fenómeno se modela considerando una ley constitutiva visco-elastoplástica de junta, Lorefice et al (2004, 2005, 2006, 2008), Lorefice (2007), basada en el modelo viscoso de Perzyna (1966), lo cual permite una adecuada simulación de la zona de transición interfacial entre la barra de acero y el hormigón circundante, permitiendo la inclusión de efectos tiempo-dependientes en el proceso de fractura del material.

## 2 ANTECEDENTES EXPERIMENTALES

Los primeros investigadores que estudiaron el fenómeno consideraron que la adherencia entre el acero y el hormigón era una interacción perfecta sin deslizamientos relativos entre estos dos materiales. Morsch (1908) distinguió dos tipos de fallas de adherencia, el *pull-out*, y el *splitting*. Abramsin (1913) señala que la tensión de adherencia es función del desplazamiento relativo de la barra respecto al hormigón en el cual se encuentra embebida. Tepfers (1973) afirma que la transferencia de tensiones desde la barra embebida al hormigón se produce mediante fuerzas inclinadas de compresión según un ángulo  $\alpha$ . La componente radial de esta fuerza se equilibra mediante un anillo de fuerzas de tracción que provocan fisuras internas, ver Figura 2. Según las condiciones de confinamiento de la barra, el fallo se puede producir por *splitting*, fisuración del recubrimiento, o por *pull-out*, deslizamiento de la barra. De acuerdo con Cairns (1995), la falla por fisuración del recubrimiento se origina cuando el mismo es menor que tres veces el diámetro de la barra, ya que al aumentar la carga las fisuras se propagan radialmente y un mayor recubrimiento retrasa la aparición de fisuras en la superficie. Diversos autores estudiaron los mecanismos en los que se basa el fenómeno de adherencia, ver Lutz y Gergely (1967), Lutz (1970), Goto (1971), Tepfers (1973), Orangun et al. (1977), Eligehausen et al. (1983). En general, una barra lisa embebida en un elemento de hormigón permanece adherida debido fundamentalmente a la adhesión química entre los dos materiales y al rozamiento. Si la longitud de anclaje no es suficiente, se produce un deslizamiento de la barra. Sin embargo, si la longitud es suficiente, se consigue transferir las tensiones de tracción desde la barra embebida al hormigón. A medida que la carga aumenta, la adhesión química se deteriora y permanecen las tensiones de rozamiento entre el hormigón y el refuerzo.

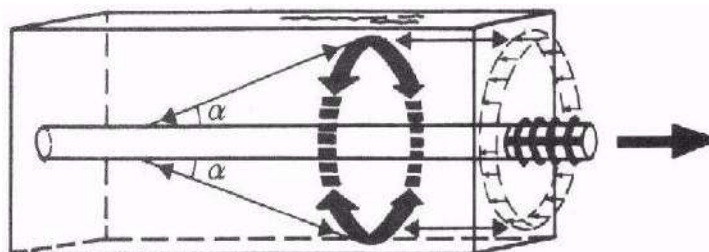


Figura 2. Fuerzas de adherencia equilibradas por anillo de tracción, Tepfers (1973).

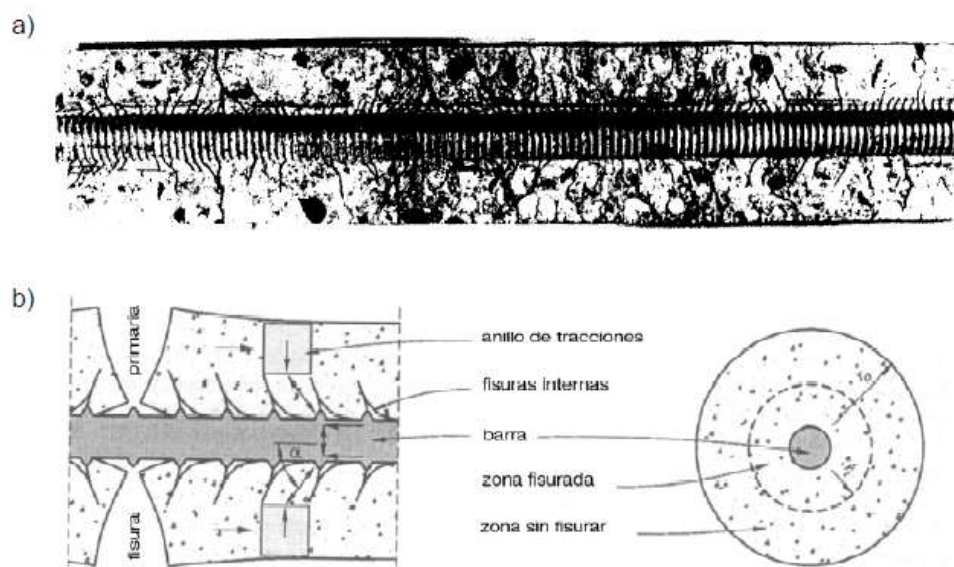


Figura 3: a) Fisuras primarias y secundarias alrededor de una barra de acero, b) Mecanismo de fisuración alrededor de la barra luego de formadas las fisuras internas (Goto, 1971)

Lutz y Gergeley (1967) y Goto (1971) describen los mecanismos básicos de adherencia y la formación de los diferentes tipos de fisuras debidas a fallos de la adherencia, clasificándolas en: primarias, secundarias y longitudinales. La Figura 3 a) presenta la sección longitudinal de una probeta de hormigón cilíndrica en un ensayo de *pull-out* seccionada longitudinalmente por el plano de una fisura de recubrimiento. En la Figura 3 b) aparece la fisuración del hormigón: la fisura primaria (de longitud  $r_0$ ), que alcanzan la superficie y, las secundarias (fisuras transversales internas de longitud  $r_i$ ).

## 2.1 Mecanismos de adherencia hormigón-acero

Los principales mecanismos de adherencia entre el hormigón y el acero de refuerzo, pueden resumirse como sigue:

*Adhesión:* la tensión de adherencia se debe a la interconexión físico química de partículas de la pasta de cemento con la rugosidad de la superficie de contacto de armadura.

*Rozamiento:* la adhesión se anula conforme aumenta la carga aplicada, y la adherencia por rozamiento toma parte del fenómeno, donde la característica que lo controla es la superficie de la barra, con sus irregularidades.

*Interacción Mecánica:* conforme se incrementa la carga aplicada, el comportamiento del elemento se modifica, aumentando considerablemente el deslizamiento de la barra debido a la fisuración interna, por lo que en esta fase el nivel de confinamiento influye considerablemente, al igual que el recubrimiento, la cuantía de armadura transversal, nivel de tensión, etc.

## 2.2 Ensayos de pull-out típicos

Con el fin de estudiar el fenómeno se plantearon diversas configuraciones de ensayos de extracción directa o pull-put con el objetivo de recrear una distribución uniforme de la tensión de adherencia a lo largo de una barra de acero embebida en hormigón. La longitud adherida de la barra se ha establecido en  $5\phi$  como máximo, por lo que este tipo de pruebas se denominan ensayos sobre longitudes cortas. Rehm (1961), propuso una configuración de

ensayo que consta de una probeta cubica de hormigón con una única barra de acero embebida y centrada, Figura 4a. En este ensayo la zona adherida se encuentra en la zona central de la barra, pero presenta como inconvenientes la excesiva fricción entre la placa de apoyo y la probeta, y el desarrollo de un efecto arco que interfiere con la zona adherida de la barra.

El comité RILEM/CEB/FIP (1970) propone una modificación al ensayo propuesto por Rehm para tratar de subsanar las falencias del mismo, modificando la ubicación de la zona adherida de modo de alejarla de la zona central colocando un elemento flexible para evitar la fricción entre la probeta y la placa, Figura 4c. Otro ensayo, es el propuesto por Losberg (1979), en el que el efecto arco se reduce disminuyendo la excentricidad de la fuerza de reacción distribuida con respecto al eje de la barra a través de un anillo que se inserta entre la probeta y la placa, Figura 4b. Rehm y Eligehausen (1979), modifican el ensayo original de Rehm adoptando probetas cilíndricas en donde el efecto arco se reduce significativamente, ver Figura 4d. Todos estos ensayos presentan en común una longitud de adherencia pequeña, y en la zona donde no se desea que se desarrollen tensiones adherentes, se aísla la barra mediante tubos plásticos o capas finas de parafina.

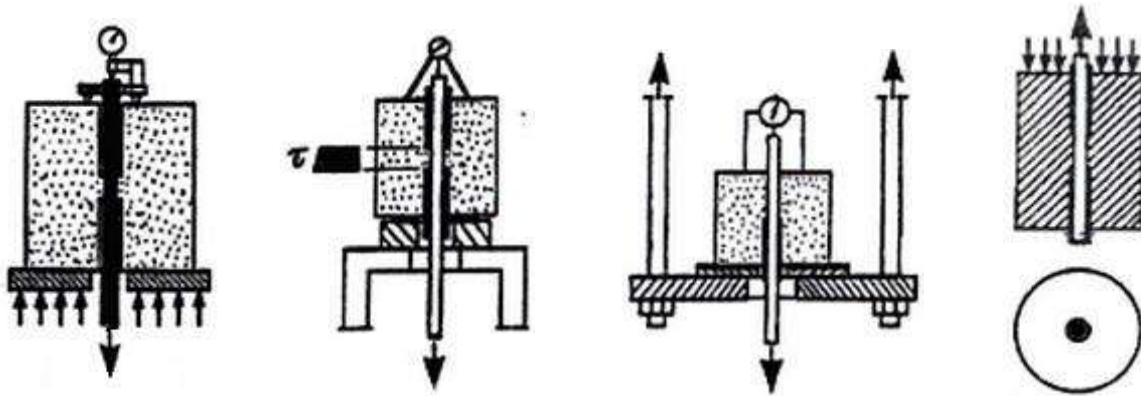


Figura 4. a) Rehm, b) Losberg, c) RILEM/CEB/FIP, d) Rehm y Eligehausen.

### 2.3 Ensayo RILEM / CEB / FIP

El ensayo de interés para este trabajo es el propuesto por el comité conjunto RILEM/CEB/FIP, el cual considera una probeta cubica con una única barra centrada, con las siguientes características:

- La probeta es cubica de  $200 \times 200 \times 200 \text{ mm}^3$ ,
- La barra es de 12 mm de diámetro, con una sección transversal de  $1.13 \text{ cm}^2$ .
- La zona adherida tiene una longitud de  $5\phi$ , o sea, 60 mm.
- Carga en extremo inferior de la barra.
- Placa flexible entre placa de apoyo y probeta.

El hormigón de prueba posee una resistencia característica  $f_{ck} = 30 \text{ MPa}$ , con módulo de elasticidad longitudinal  $E = 34000 \text{ MPa}$ . El acero de refuerzo es de calidad BS 400 con módulo de elasticidad  $E = 200000 \text{ MPa}$ . El ensayo consiste en ejercer mediante un gato hidráulico una fuerza en el extremo inferior de la barra a velocidad controlada, la cual según *CEB Bulletin d'Information* Nro. 13 (1983), para una barra de 12 mm de diámetro es  $v = 72 \text{ N/seg}$ . La longitud adherida para esta barra es de 60 mm, y como se puede observar en la Figura 5, la zona de adherencia se encuentra en la parte superior de la probeta, alejada de la zona central para evitar que el efecto arco interfiera en el fenómeno. En la Figura 6 se puede

observar un esquema de este ensayo normalizado de pull-out.

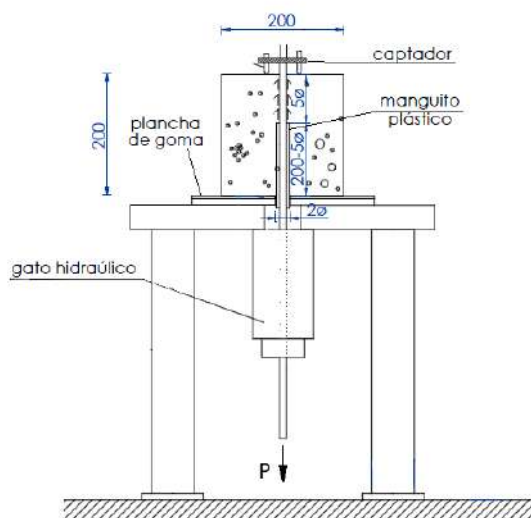


Figura 5. Disposición ensayo RILEM.

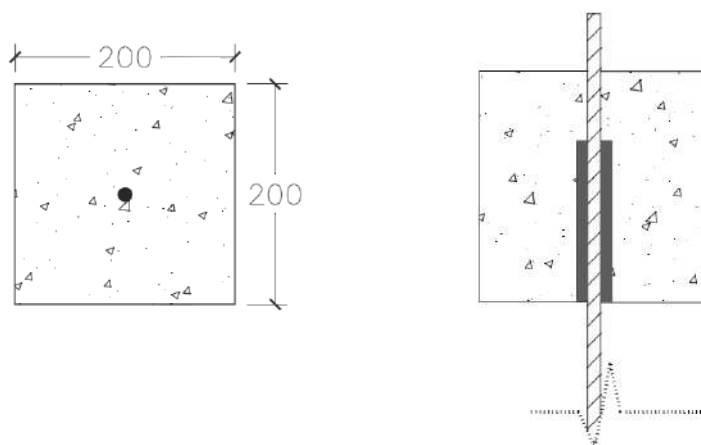


Figura 6. Longitud adherida – ensayo RILEM.

### 3 MODELO ELASTO-VISCOPLASTICO DE INTERFASE

Con el fin de modelar el comportamiento no-lineal de interacción mecánica en la zona de transición interfacial entre el hormigón y el acero se considera una ley constitutiva hiperbólica elasto-viscoplástica de junta apta para simular procesos de falla tiempo/tasa dependientes, ver Lorefice et al (2004, 2006, 2008), Lorefice (2007). La condición de máxima resistencia se define en el marco de la Teoría Viscoplastica de Perzyna (1966), introduciendo un término adicional en la función de fluencia inviscida de modo de introducir el efecto tasa/tiempo (se considera un exponente de Perzyna  $N=1$ )

$$F = \tau^2 - (c - \sigma \tan \phi)^2 + (c - \chi \tan \phi)^2 - \dot{\lambda} \eta \quad (1)$$

En la ecuación (1),  $\tau$  y  $\sigma$  representan las componentes tangencial y normal del vector tensión  $\mathbf{t}$  sobre la interfase en estudio,  $c$  es la cohesión aparente,  $\phi$  el ángulo de fricción interna, mientras que  $\chi$  es la tensión de tracción uniaxial. El parámetro  $\dot{\lambda}$  representa la tasa del

multiplicador viscoplástico y  $\eta$  es la viscosidad aparente del material. La ecuación (1) implica un criterio no-lineal de máxima resistencia dependiente de la velocidad de aplicación de la carga, cumpliendo a la vez con las condiciones de consistencia clásicas formuladas por Kuhn-Tucker, recuperándose la formulación elastoplástica (invíscida) si el parámetro de viscosidad  $\eta$  toma valor nulo. La tasa de liberación de energía durante el desarrollo del proceso de fractura tiempo-dependiente se puede expresar como:

$$\dot{q}^{vcr} = \mathbf{t}^T \dot{\mathbf{u}}^{vcr} \quad (2)$$

Los desplazamientos críticos tiempo-dependientes se expresan en términos de la función de potencial viscoplástico  $Q^{vcr}$  definida a partir de la superficie de fractura  $F$ , la matriz de no asociatividad  $\mathbf{A}$  y los gradientes a la superficie de fluencia:

$$\dot{\mathbf{u}}^{vcr} = \dot{\lambda} \mathbf{A} \mathbf{n} \quad (3)$$

El gradiente de la función de fluencia viscoplástica  $\mathbf{n}$  se define como:

$$\mathbf{n} = \frac{\partial F}{\partial \mathbf{t}} = \left[ \frac{\partial F}{\partial \sigma}, \frac{\partial F}{\partial \tau} \right]^T = [2 \tan \phi (c - \sigma \tan \phi), 2\tau]^T \quad (4)$$

$\mathbf{A}$  es una matriz de transformación que introduce la pérdida de normalidad durante la evolución de apertura de fisura  $\dot{\mathbf{u}}^{vcr}$  en la forma:

$$\mathbf{A} = \begin{cases} \begin{pmatrix} 1 & 0 \\ 0 & 1 \end{pmatrix}, & \text{Si } \sigma \geq 0 \\ \begin{pmatrix} f_{\sigma}^{dil} & f_c^{dil} \\ 0 & \left(1 - \left| \frac{\sigma \tan \phi}{\tau} \right| \right) \end{pmatrix}, & \text{Si } \sigma < 0 \end{cases} \quad (5)$$

Con

$$f_{\sigma}^{dil} = 1 - \frac{\sigma}{\sigma_{dil}} \quad (6)$$

$$f_c^{dil} = 1 - \frac{c}{c_0} \quad (7)$$

La solución del problema se plantea a partir de la condición de consistencia viscoplástica en la forma:

$$\dot{F} = \mathbf{n}^T \dot{\mathbf{t}} + \bar{r} \dot{q}^{vcr} + s \dot{\lambda} = 0 \quad (8)$$

Con:

$$\mathbf{r} = \left( \frac{\partial F}{\partial c} \frac{dc}{dq^{vcr}} + \frac{\partial F}{\partial \chi} \frac{d\chi}{dq^{vcr}} \right) \quad (9)$$

$$\frac{\partial F}{\partial c} = 2 \tan \phi (\sigma - \chi) \quad (10)$$

$$\frac{\partial F}{\partial \chi} = -2 \tan \phi (\sigma - \chi \tan \phi) \quad (11)$$

$$\frac{dc}{dq^{vcr}} = - \frac{c_0 e^{-\alpha c} G_f^{II}}{[(e^{-\alpha c} - 1)q^{vcr} + G_f^{II}]^2} \quad (12)$$

$$\frac{d\chi}{dq^{vcr}} = - \frac{\chi_0 e^{-\alpha\chi} G_f^I}{[(e^{-\alpha\chi}-1)q^{vcr}+G_f^{II}]^2} \quad (13)$$

$$s = - \frac{\partial\varphi^{-1}(\eta\lambda)}{\partial\lambda} = -\eta \quad (14)$$

Donde  $G_f^I$  y  $G_f^{II}$  representan la energía de fractura en Modo 1 (falla por tracción pura), y en Modo 2a (estado tensional de corte y alta compresión sin dilatación), respectivamente.

Durante el proceso de carga, la degradación de los parámetros de resistencia evoluciona en función de las expresiones dadas en las ecuaciones (12), (13) y (14).

La solución del problema no lineal se realiza mediante el Método de Newton-Raphson con la estrategia de proyección al punto más cercano o Closest Point Projection Method (CPPM), Etse et al. (1997), Carosio et al. (2000), Lorefice (2007), Lorefice et al. (2008).

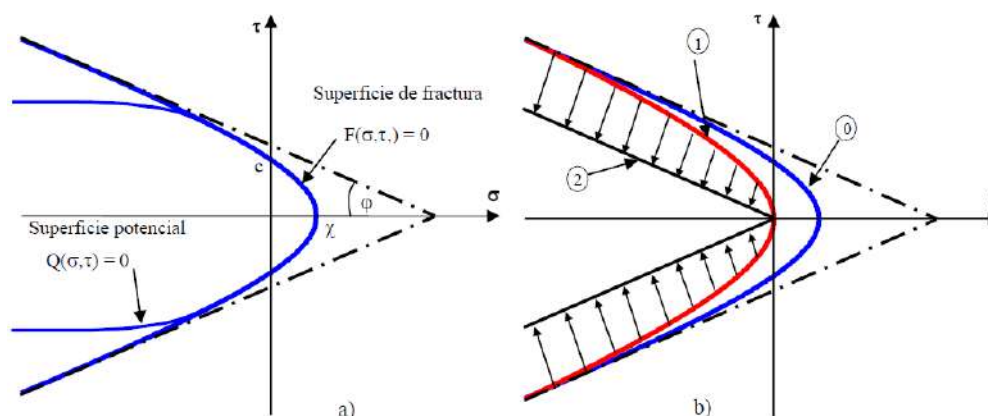


Figura 7. Superficie de fractura - modelo elasto-viscoplástico de interfase.

## 4 ENSAYOS NUMERICOS A NIVEL MESOMECANICO

### 4.1 Generación de mallas mesomecánicas

Se consideran dos mallados de diferente nivel de refinamiento, combinando en ambos tanto elementos de continuo como elementos de interfase de espesor nulo. El procedimiento de generación de la geometría básica se realiza empleando el software FEAP (*Finite Element Analysis Program*, R.L Taylor, Berkeley University). Sobre esta geometría básica se incorporan los elementos de interfase de espesor nulo de 4 nodos mediante un algoritmo especialmente diseñado en lenguaje de programación C, el cual permite generar la inclusión de los elementos finitos de junta a partir de una malla de elementos triangulares o cuadriláteros convencionales. La malla gruesa posee 45 elementos de continuo en total, de los cuales 40 son triangulares y representan el material hormigón, mientras que 5 son elementos cuadriláteros (Q4) que representan la barra acero embebida. Luego de la generación de los elementos de interfase a través del algoritmo propio, la geometría resultante posee 132 nodos, y 50 juntas, en las que 46 representan la zona de transición interfacial entre hormigón y hormigón. La zona de transición interfacial se modela introduciendo elementos de interfase de contacto entre los elementos finitos convencionales de hormigón y acero, según el esquema de ensayo experimental, ver Figura 8. La malla fina, por su parte, se compone de 210 elementos de continuo, de los cuales 200 son elementos triangulares representativos del hormigón y 10 elementos Q4 para la modelación de la barra de acero, Figura 8b. Luego de la generación de juntas, resultan 622 nodos. Entre los elementos de hormigón se definieron 270



elementos de interfase de espesor nulo. Entre los elementos de continuo de la barra de acero, al igual que en el caso de la malla gruesa, no se colocaron elementos de interfase. En la zona de contacto hormigón-acero, se definieron 8 elementos de interfase. La Tabla 1 resume las características de las mallas:

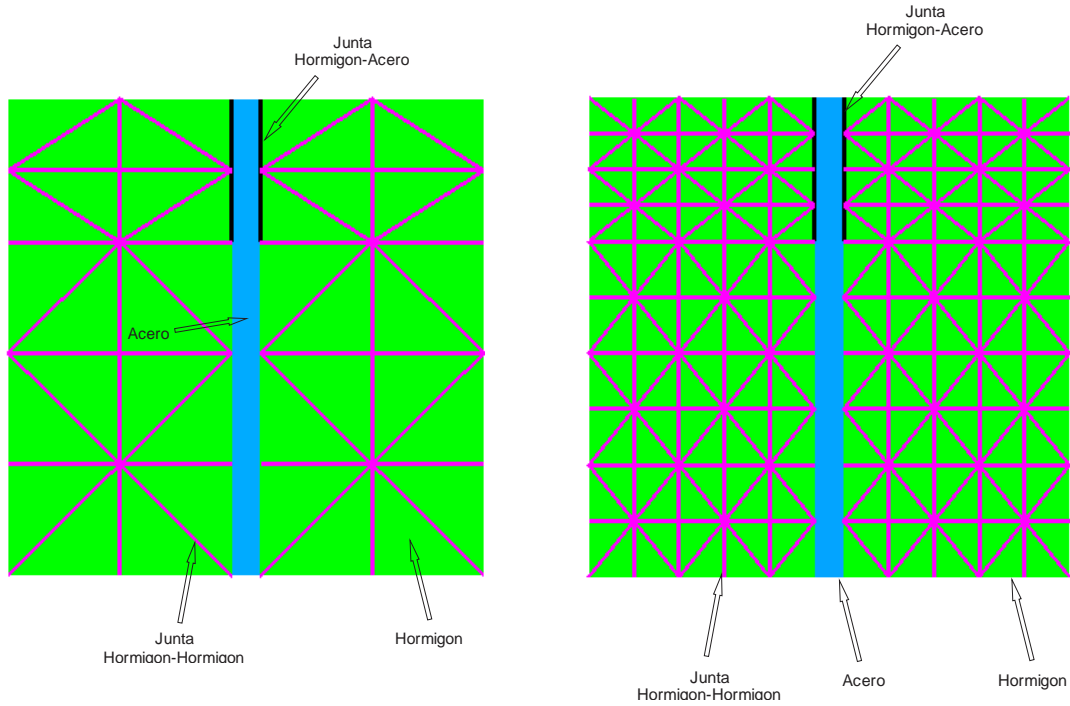


Figura 8: a) disposición de malla Gruesa. b) disposición en malla Fina.

Malla	Elementos convencionales - Hormigón	Elementos convencionales - Acero	Juntas H-H	Juntas H-A
Gruesa	40	5	46	4
Fina	210	10	270	8

Tabla 1. Características de las discretizaciones propuestas

## 4.2 Condiciones de borde

De acuerdo con la configuración de ensayo experimental del RILEM/CEB/FIP, la probeta reposa sobre una placa flexible que le permite desplazarse horizontalmente, a fin de evitar que se genere un estado de tensiones complejo debido a la resistencia a la fricción entre placa de apoyo y probeta. Esta condición se reproduce en los modelos numéricos, en los que se restringe solo el desplazamiento vertical, mientras que el desplazamiento horizontal solo se restringe en un nodo de borde, Ver Figura 9. En ambas mallas, gruesa y fina, las restricciones se colocaron a los nodos pertenecientes a los elementos de continuo de hormigón.

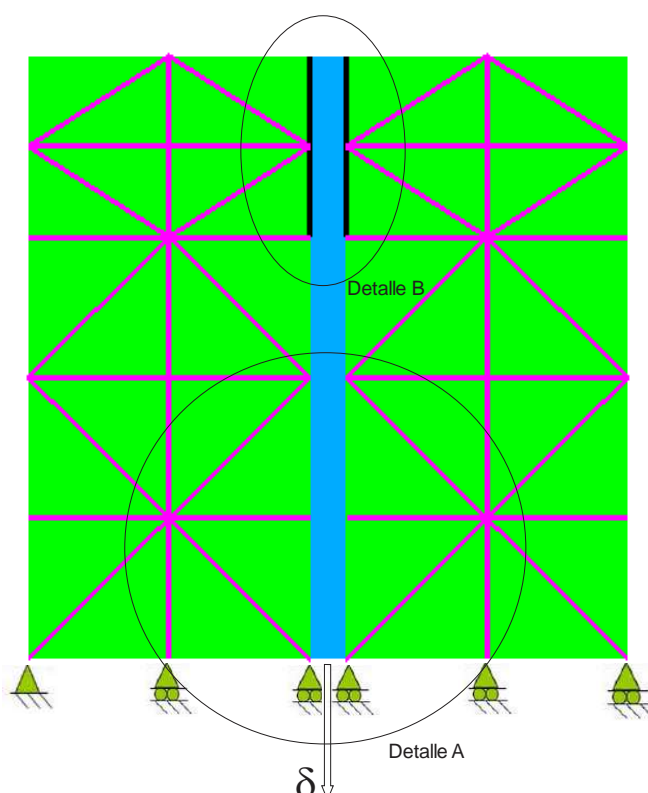


Figura 9. Malla Gruesa, condiciones de borde.

A continuación se puede apreciar en forma esquemática el detalle A en donde se ilustra la forma en que se ha generado la malla, y el punto de aplicación de los desplazamientos. El desplazamiento se ejerce en los nodos inferiores de la barra de acero, existiendo una zona de longitud  $200 \text{ mm} - 5\phi = 140 \text{ mm}$ , en donde no existe interacción entre el hormigón y el acero.

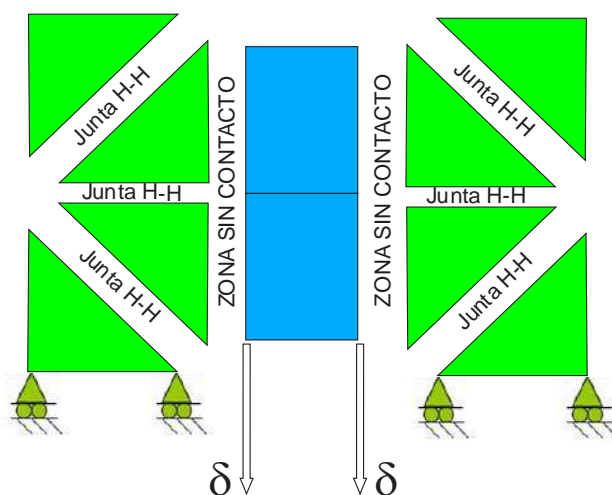


Figura 10. Detalle A – aplicación de desplazamientos

En Figura 11 se observa la zona adherida de la barra en contacto con el hormigón, en la zona superior de la probeta. Ya que en esta zona no se incorpora parafina, ni se colocan tubos flexibles, se desarrolla adherencia entre el acero y el hormigón. Se puede observar los elementos de interface de espesor nulo dispuestos en una zona que posee una longitud de  $5\phi$ , o sea  $60 \text{ mm}$ , para una barra de  $12 \text{ mm}$ .

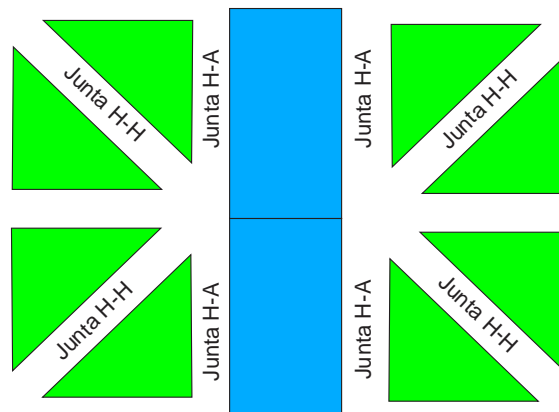


Figura 11. Detalle B – zona de adherencia

### 4.3 Parámetros materiales del ensayo numérico

Los elementos finitos convencionales representativos del medio continuo responden a una ley elástica lineal, mientras que los elementos de interfase obedecen a la ley de juntas no lineal elasto-viscoplástica definida por la ecuación (1). Para el hormigón se considera un módulo de elasticidad  $E = 34000$  MPa y un coeficiente de Poisson  $\nu = 0.2$ , mientras que para el acero  $E = 200000$  MPa y  $\nu = 0.3$ . En cuanto a los parámetros de rigidez elástica normal y tangencial de las juntas hormigón - hormigón (Juntas H-H), se consideraron los siguientes:  $E_N = 1E6$  MPa/m,  $E_T = 1E6$  MPa/m, resistencia a tracción uniaxial  $\chi_0 = 5.0$  MPa, cohesión  $c = 15.0$  MPa,  $G_f^I = 0.07$  N/mm,  $G_f^{II} = 0.70$  N/mm. Para las juntas hormigón-acero (Juntas H-A), se consideraron los siguientes parámetros materiales:  $E_N = 1E6$  MPa/m,  $E_T = 2.4E4$  MPa/m,  $\chi_0 = 1.5$  MPa,  $c = 4.5$  MPa,  $G_f^I = 0.03$  N/mm,  $G_f^{II} = 0.30$  N/mm.

## 5 PARAMETROS DE COMPARACION

A fin de comparar los resultados numéricos, se ha consultado la normativa internacional vigente en cuanto a los valores que alcanza la resistencia última de adherencia. En este sentido, el Eurocódigo 2 aplica las siguientes expresiones:

$$f_{bd} = 2.25 \eta_1 \eta_2 f_{ctd} \quad (16)$$

Donde  $f_{bd}$  es la resistencia última de adherencia, la cual es función de  $\eta_1$ , parámetro relacionado con la condición de adherencia y la posición de la barra durante el hormigonado, siendo  $\eta_2$  un coeficiente relacionado con el diámetro de la barra. El parámetro  $f_{ctd}$  simboliza la resistencia a la tracción de acuerdo al apartado 3.1.6 del Eurocódigo 2, y se calcula con la siguiente expresión

$$f_{ctd} = \alpha_{ct} f_{ctk0.05} / \gamma_c \quad (17)$$

En la ecuación (17),  $\gamma_c$  es el coeficiente de seguridad parcial para el hormigón,  $\alpha_{ct}$  es un coeficiente que tiene en cuenta efectos a largo plazo sobre la resistencia a compresión y los efectos negativos resultantes de la forma que son aplicadas las cargas.

La tensión última según Eurocódigo 2, para los valores de  $\eta_1 = 1$  (buenas condiciones de adherencia),  $\eta_2 = 1$  ( $\phi < 32$ mm),  $\alpha_{ct} = 1$ ,  $f_{ctk0.05} = 2.0$  MPa (de acuerdo a tabla 3.1 Eurocódigo 2) y  $\gamma_c = 1.5$ , la tensión de adherencia determinada es  $f_{bd} = 3.0$  MPa.

A la vez, este mismo código indica los valores de tensión de adherencia admisible en siguientes:

$f_{ck}$ [MPa]	12	16	20	25	<b>30</b>	35	40	45	50
Barras lisas	0.9	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7
Barras de alta adherencia para $\phi \leq 32$ mm.	1.9	2.0	2.3	2.7	<b>3.0</b>	3.4	3.7	4.0	4.3

Tabla 2. Valores de cálculo de tensión de adherencia  $f_{bd}$ , en MPa, según Eurocódigo 2 para buenas condiciones de adherencia ( $\gamma_c = 1.5$ ).

Por otro lado, los valores de tensiones de corte admisibles según el actual reglamento CIRSOC 201 82, se especifican a través de la tabla 18 de dicho reglamento:

Elemento	Caso	Tensión Corte máx. $\tau_0$	Tipos de Hormigón						Verif. Armadura de corte
			H-13	H-17	H-21	<b>H-30</b>	H-38	H-47	
Losas	1	$\tau_{01}$	2.50	3.00	3.50	4.00	5.00	5.50	No Necesaria
			3.50	4.50	5.00	6.00	7.00	8.00	
	2	$\tau_{02}$	12.0	15.0	18.0	24.0	27.0	30.0	Necesaria
Vigas	1	$\tau_{012}$	5.00	6.50	7.50	10.0	11.0	12.5	No Necesaria
	2	$\tau_{02}$	12.0	15.0	18.0	24.0	27.0	30.0	Necesaria
	3	$\tau_{03}$	20.0	25.0	30.0	<b>40.0</b>	45.0	50.0	Necesaria

Tabla 3. Valores de cálculo de tensión de corte en  $\text{kg/cm}^2$ , según CIRSOC 201 82.

Si bien este ensayo no se podría encasillar como una losa o una viga, se puede observar que el valor de tensión límite de corte es 4.0 MPa.

Según ACI 318-02, la tensión de corte para el hormigón es de  $\sqrt{f_{ck}}$  con un límite de 8.3 MPa, por lo que para el hormigón que se tiene en cuenta en este trabajo, H-30, la tensión de corte es de 5.50 MPa.

## 6 RESULTADOS NUMERICOS

Los análisis computacionales se llevaron a cabo mediante el software DRAC (versión 2007, UPC/CMAE-UNSE) el cual incorpora la ley de junta elasto-viscoplástica descrita anteriormente. En los resultados obtenidos se han realizados las curvas que se muestran en las Figuras 12 y 13 en donde se puede observar que la tensión de adherencia local alcanza, para la malla gruesa en los elementos de interfase hormigón-acero, un pico de 3.09 MPa para un desplazamiento relativo en la zona superior de la probeta de 0.0032 mm. Para la malla fina, el pico de tensión es de 2.81 MPa, para un desplazamiento de 0.0042 mm.

Malla	Tensión Adherencia Local [MPa]	CIRSOC 201 82 [MPa]	ACI 318-08 [MPa]	Eurocódigo 2 [MPa]	Desp. [mm]	Carga aplicada [kg]
Gruesa	3.09	4.0	5.50	3.0	0.0032	337.5
Fina	2.81				0.0042	336.3

Tabla 4. Resumen de resultados obtenidos y comparación con normativa vigente.

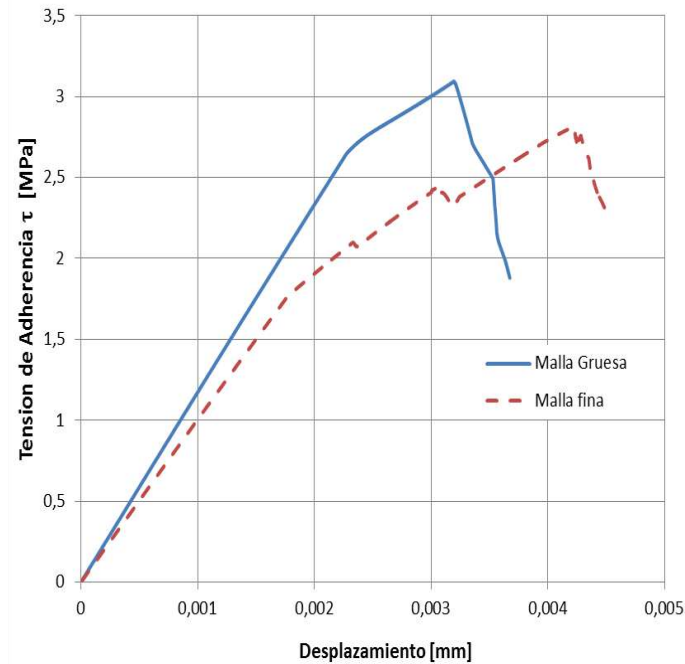


Figura 12. Curva Tensión Adherencia - Desplazamiento

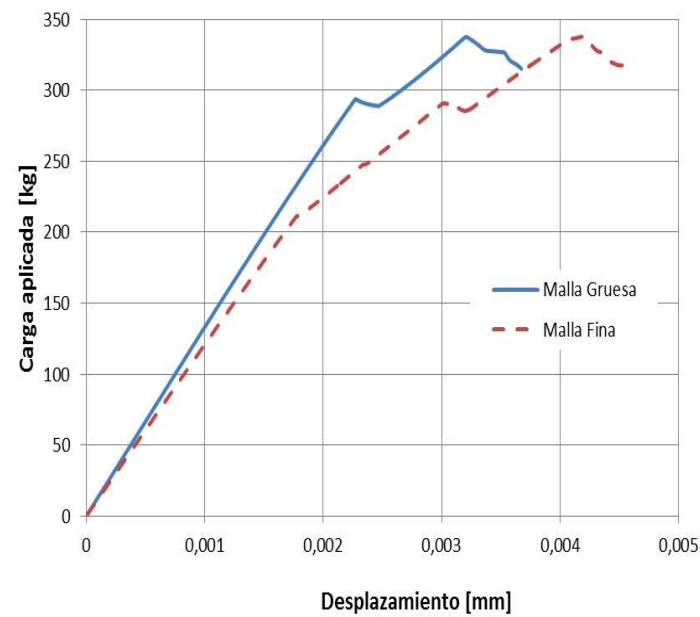


Figura 13. Curva Fuerza - Desplazamiento

El post-proceso de los resultados se completa por medio del software GID (CIMNE/UPC), a través de un mapeo de desplazamientos de las mallas generadas durante el preproceso, y con los datos de análisis obtenidos con el software DRAC. La geometría deformada y el patrón de energía disipada se ilustran en las Figuras 14 a 17, presentándose el mapeo de desplazamientos verticales en los elementos de medio continuo se ilustra en Figuras 18 y 19.

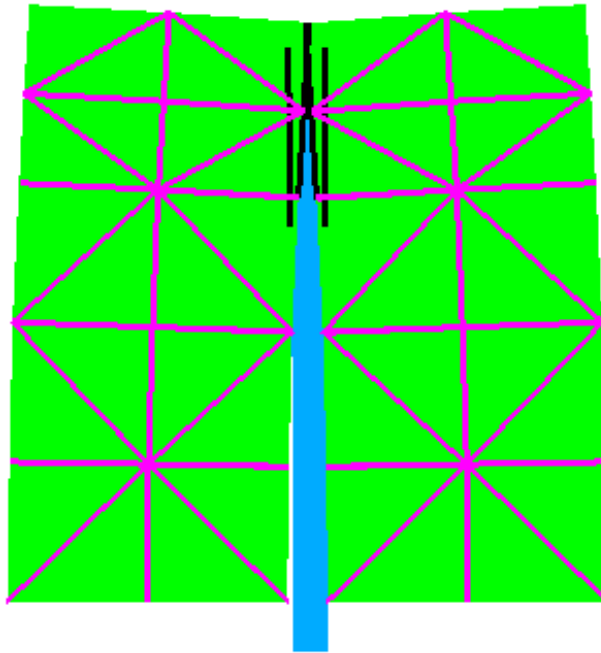


Figura 14. Malla gruesa deformada.

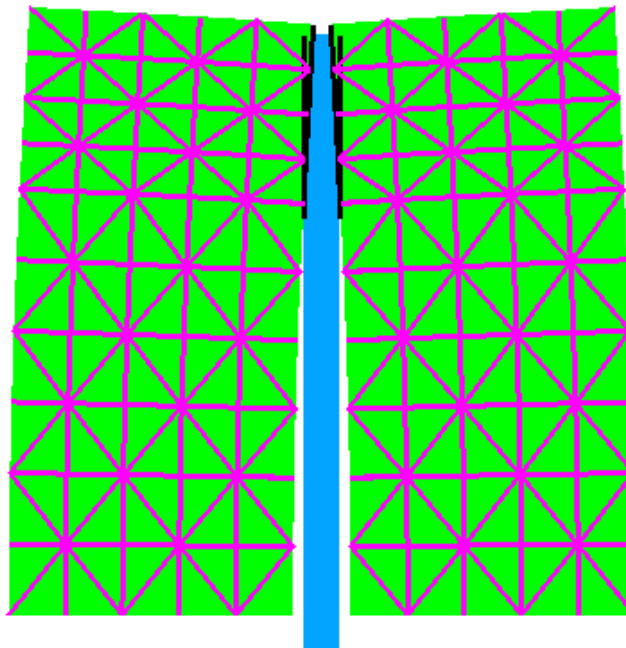


Figura 15. Malla fina deformada.

En estas figuras puede apreciarse que el modelo mesomecánico representa con buena precisión la geometría deformada observada durante el ensayo experimental, reproduciendo el fenómeno en forma cualitativa y coherente. En la zona superior, el hormigón comprime a la barra generando un fuerte régimen de presiones de confinamiento. Por otra parte, en la zona inferior, donde se aplican las condiciones de borde de la probeta, ésta se expande lateralmente, favorecida por la no restricción de desplazamientos horizontales en congruencia con la placa flexible que permite la libre deformación en ese sentido tal como se indica en el ensayo experimental.

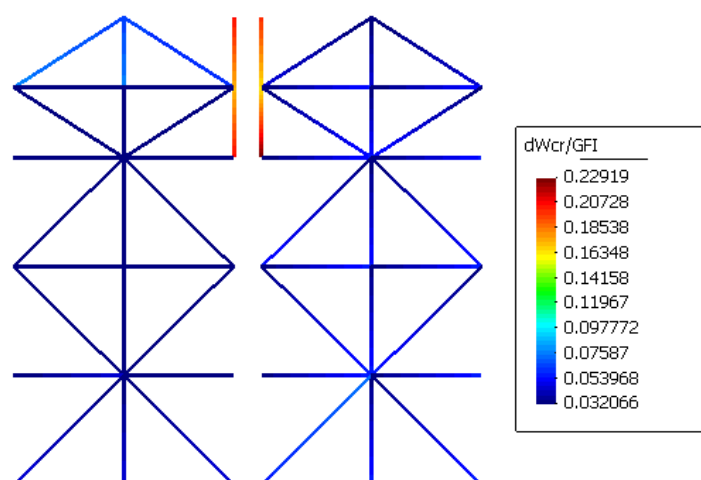


Figura 16. Energía disipada en elementos de interfase. Malla gruesa.

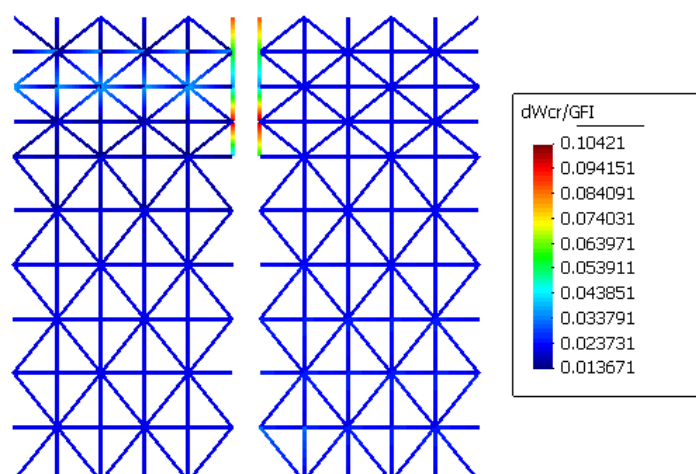


Figura 17. Energía disipada en elementos de interfase. Malla fina.

A partir de los patrones de fisuración obtenidos (ver Figuras 16 y 17) se puede concluir que la mayor disipación de energía se produce en las juntas que se encuentran en la zona interfacial hormigón-acero, tal cual ocurre en el ensayo experimental.

Respecto a la deformación que experimenta la probeta, los mayores desplazamientos verticales se dan en la zona de adherencia en donde la longitud adherida es 60 mm, al igual que ocurre en los ensayos experimentales disponibles en la bibliografía consultada.

En las Figuras 20 y 21 se ilustran las tensiones tangenciales en las interfaces para ambas mallas en el paso de carga correspondiente al pico de tensión en las juntas hormigón-acero. Los resultados obtenidos con ambas mallas son consistentes entre si y con los valores experimentales de referencia, ilustrando un patrón de comportamiento fuertemente no lineal del ensayo a medida que el mismo progresa, captando la degradación creciente de la resistencia de las interfaces hasta alcanzar el valor de carga máxima y posterior inicio del periodo de ablandamiento.

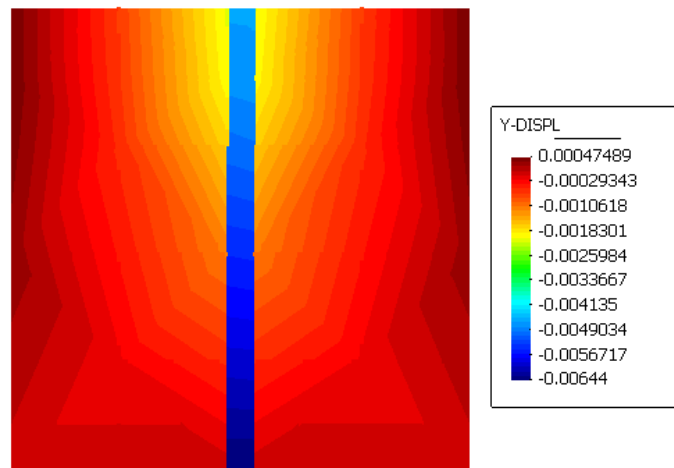


Figura 18. Malla gruesa, desplazamiento vertical máximo.

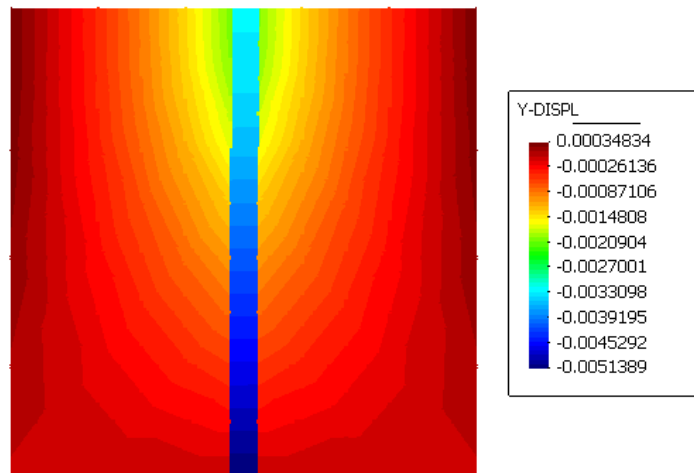


Figura 19. Malla fina, desplazamiento vertical máximo.

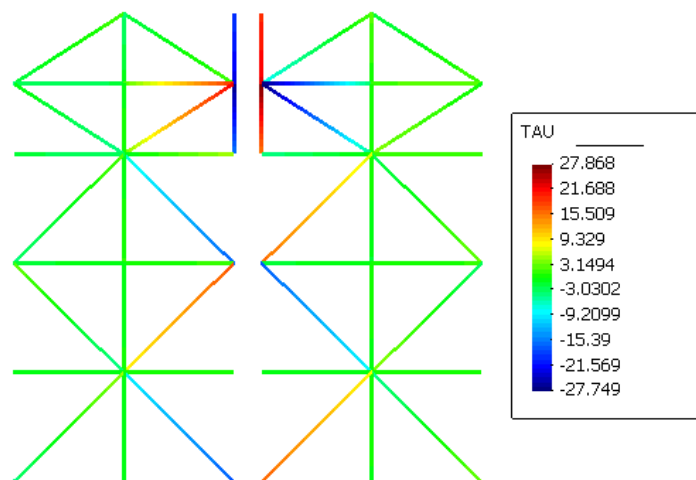


Figura 20. Malla gruesa, tensiones tangenciales en juntas.



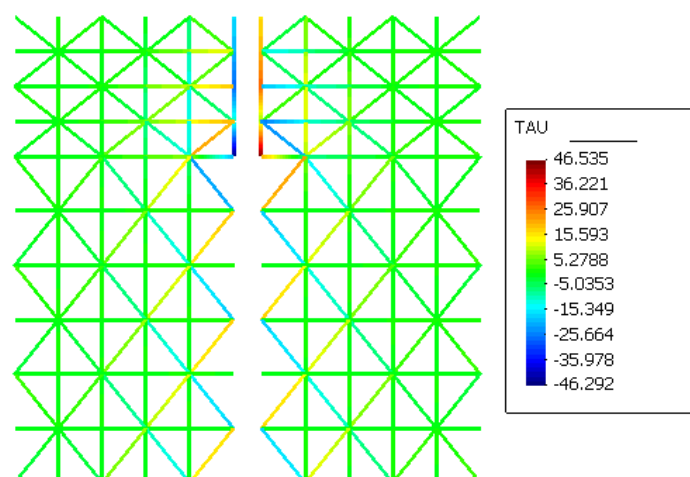


Figura 21. Malla fina, tensiones tangenciales en juntas.

## 7 CONCLUSIONES

Se ha presentado un criterio de modelación numérica a nivel mesomecánico por el Método de los Elementos Finitos del ensayo de extracción o *pull-out test* para estudio de la adherencia Hormigón-Acero considerando geometrías compuestas por mallas mixtas de elementos convencionales y elementos de junta de espesor nulo equipadas con una ley constitutiva elasto-viscoplastica. Los valores de tensiones de adherencia y cargas últimas obtenidos en las simulaciones numéricas son coherentes con los rangos establecidos en la normativa vigente, obteniéndose distribuciones de desplazamientos y tensiones cualitativamente consistentes con los indicados en los ensayos experimentales. Es de destacar que estos resultados son preliminares, restando aun tareas de calibración del modelo numérico y ajustes de modelación en las mallas a fin de reproducir con mayor precisión el complejo fenómeno de interacción mecánica en estudio, sobre todo a fin de tener en cuanto el efecto de las nervaduras de las barras de acero y la composición de fases de la mezcla de las probetas en estudio, lo cual conlleva en los ensayos experimentales a involucrar una zona de falla mucho más amplia que la restringida al plano de contacto directo entre el acero y el hormigón. Dichos aspectos introducen una diferencia sustancial en los resultados de los experimentos redundando en valores de carga última muy superiores, Molina H. et al. (2004, 2005), a los obtenidos en las simulaciones computacionales, e incluso superiores a los indicados como límites en la normativa consultada.

## 8 REFERENCIAS

- ACI 318S-08, *Requisitos de reglamento para concreto estructural y comentario*, (versión en español y en sistema métrico, 2008).
- CEB, RILEM/CEB/FIP *Recommendations on reinforcement Steel for reinforced concrete. RC-6: Bond test for reinforcement Steel: 2. Pull-out test, Revised Edition*, 1983.
- CIRSOC 201, *Proyecto, calculo y ejecución de estructuras de hormigón y armado y pretensado*, 1982.
- Carol, I. & Prat, P., *DRAC User's manual*, Departamento de Ingeniería del Terreno y Cartográfica, ETSECCPB, Jordi Girona 1-3, Barcelona, España, 2003.
- Etse, G., & Lorefice, R. & Carosio A., & Carol, I., *Rate dependent interface model formulation for quasi-brittle material*, Fifth international congress on fracture mechanics of rock and concrete structures, Boulder, Colorado, USA, 2004.
- Eurocode 2, *Design of concrete structures – Part 1: General rules and rules for buildings*.

- European Standard*, prEN 1992-1-1, 2002.
- FEAP, *Finite Element Analysis Program*, R.L. Taylor, Berkeley University.
- GID 7.5.3b, Pre and Postprocessor, International Center for Numerical Methods in Engineering, CIMNE.
- Molina, M. & Gutiérrez, J. P., *Influencia del diámetro de la barra y del recubrimiento en las características adherentes del hormigón armado*. *Boletín de la Sociedad Española de Cerámica y Vidrio*, 2004.
- Molina H., Marta & Gutiérrez, J. Pedro, *Comportamiento de estructuras de hormigón armado con una deficiente transferencia de tensiones Hormigón-Acero. Análisis experimental y propuesta de un modelo de evaluación estructural*. Tesis Doctoral, Universidad Politécnica de Madrid, Madrid, España, 2005.
- López, C., *Análisis microestructural de la fractura del hormigón utilizando elementos tipo junta. Aplicación a diferentes hormigones*. Tesis doctoral, Universidad Politécnica de Catalunya, Barcelona, España, 1999.
- Lorefice, R. & López, C., & Etse, G., & Carol, I., *Estudio mesomecánico de la fractura del hormigón bajo cargas dinámicas*, XIII encuentro del Grupo Español de la Fractura, España, 2005.
- Lorefice, R. & Etse, G. & Lopez, C. & Carol I., *Mesomechanic Analysis of time dependent concrete behavior*, EURO-C 2006, Computational Modeling of Concrete Structures, Mayrhofen, Austria, 2006.
- Lorefice, R., *Modelación de la respuesta dinámica del hormigón mediante los criterios meso y macro mecánicos*, Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Tucumán, San Miguel de Tucumán, Argentina, 2007.
- Lorefice, R.H. & Etse, G. & Carol, I., *Viscoplastic approach for Rate-Dependent Failure Analysis of concrete joints and interfaces*, *International Journal of Solids and Structures*, 45:2686-2705, 2008.
- Perzyna, P., *The constitutive equations for rate sensitive materials*, *Quarterly of Applied Mathematics*, 20:321-332, 1963.
- Stankowski, T., *Numerical simulation of progressive failure in particle composites*, PhD. Thesis, University of Colorado, Boulder, Colorado, EEUU, 1990.
- Tepfers, R., *A theory of bond applied to overlapped tensile reinforcement splices for deformed bars*, 328. Doctoral Thesis. Ed. Chalmers University of Technology. Division of Concrete Structures, Goteborg, Sweden, Publication 73:2, 1973.
- Tepfers, R. & Olsson, P.A., *Ring test for evaluation of bond properties of reinforcing bars*. *Proceedings International Conference Bond in Concrete: from Research to Practice*, CEB-RTY, Riga Technical University, Riga, Latvia, 1-89 – 1-99, 1992.
- Tastani, S.P., *Experimental Evaluation of the direct tension – Pullout bond test*. Department of Civil Engineering, Demokritus University of Thrace Bas, Greece, 2002.
- Vonk, R., *Softening of concrete loaded in compression*, Ph.D. Thesis, Technische Universiteit Eindhoven, Eindhoven, The Netherland, 1992.