

Modelo simplificado de daño para juntas viga plana-columna de concreto armado considerando el deslizamiento del refuerzo

Ricardo Picón-Rodríguez¹

Carlos Quintero-Febres², Julio Flórez-López³

Trabalho recebido em 01/07/2004 e aprovado para publicação em 05/10/2004.

Resumen

Este artículo presenta un modelo simplificado que muestra el comportamiento histerético de conexiones de viga plana-columna de concreto armado. El modelo es capaz de reproducir comportamientos histeréticos caracterizados por la pérdida de rigidez y resistencia debido al agrietamiento del concreto, deformaciones permanentes por fluencia del refuerzo y ahora, es ampliado para representar el estrangulamiento en las curvas de Fuerza-Desplazamiento debido principalmente al deslizamiento del refuerzo. El modelo está basado en la Teoría del Daño Concentrado que permite representar todos estos fenómenos inelásticos. Este modelo supone que el deslizamiento del refuerzo, como los otros fenómenos inelásticos, se concentra en las rótulas inelásticas. Se presentan varias simulaciones numéricas de ensayos reportados en la literatura. El modelo es utilizado en el análisis dinámico de un pórtico con vigas planas sujeto a un registro sísmico en la base.

Palabras claves: daño concentrado, deslizamiento del refuerzo, adherencia, vigas planas, uniones viga-columna.

¹ Prof. Departamento de Ingeniería Estructural, Decanato de Ingeniería Civil, Universidad Centroccidental "Lisandro Alvarado". Prolongación Av. La Salle, Zona Industrial I, Barquisimeto 5001, Venezuela. Tel/Fax: +58 251 2592104. E-mail: rpicon@ucla.edu.ve

² Prof. Departamento de Ingeniería Estructural. Facultad de Ingeniería. Universidad de Los Andes. Av. Tulio Febres Cordero, Mérida 5101, Venezuela. Tel / Fax: +58 274 2402867. E-mail: iflorez@ula.ve

³ Prof. Departamento de Ingeniería Estructural. Facultad de Ingeniería. Universidad de Los Andes. Av. Tulio Febres Cordero, Mérida 5101, Venezuela. Tel / Fax: +58 274 2402867. E-mail: carlosq@ula.ve

1. Introduccion

Las estructuras de concreto armado a veces son sometidas a fuerzas mayores que las fuerzas de diseño. Cuando esto ocurre la rigidez y los esfuerzos resistentes disminuyen por el agrietamiento del concreto, aparecen deflexiones permanentes por la fluencia del acero y las curvas histeréticas Fuerza-Desplazamiento presentan en algunos casos un estrangulamiento debido al deslizamiento del refuerzo longitudinal en las juntas viga-columna.

Este artículo presenta un modelo de daño simplificado que describe el comportamiento histerético de las juntas viga plana-columna de concreto armado debido al deslizamiento del refuerzo. El modelo se basa en la teoría del daño concentrado, la mecánica de los medios continuos y la mecánica de la fractura. El deslizamiento entre el refuerzo y el concreto origina un incremento de las deformaciones permanentes del elemento y es modelado con la teoría de fricción de Coulomb, que describe el comportamiento del deslizamiento de un cuerpo rígido sobre una superficie rugosa. En este artículo se presenta la formulación para la ampliación del modelo histerético de daño (Flórez-López 1996) a fin de poder simular el deslizamiento del refuerzo. El estrangulamiento en las curvas histeréticas Fuerza-Desplazamiento es especialmente notorio en uniones interiores viga plana-columna (Quintero-Febres and Wight 2001). En estas uniones gran parte del refuerzo longitudinal de la viga pasa por fuera del núcleo de la columna y no se encuentra tan bien confinada como el refuerzo que pasa por el núcleo. Además, el efecto de confinamiento que puede añadir la carga axial de la columna al refuerzo longitudinal de las vigas planas no está presente en el refuerzo que rodea a la columna.

Estos sistemas estructurales se caracterizan por tener vigas poco profundas, usualmente con igual profundidad que las losas, mas anchas que las columnas que las soportan. Estudios recientes (Quintero-Febres and Wight 2001; La Fave and Wight 1999) han mostrado que los sistemas porticados con vigas anchas poseen potencial como sistemas resistentes a fuerzas laterales.

El modelo presentado en este artículo utiliza varios parámetros, y todos ellos dependen de las características geométricas y mecánicas del elemento y de las propiedades de los materiales, siendo esto una virtud del modelo. Se introducen nuevos conceptos como el de “rótula deslizante” y “momento deslizante”. Se propone una expresión matemática que describe en forma simplificada la variación de la resistencia al deslizamiento en elementos de concreto armado. Se presenta la formulación de una rótula inelástica general que permite concentrar fenómenos tan complejos de disipación de energía (agrietamiento, deslizamiento y fluencia) en zonas estratégicas (rótulas inelásticas) de la estructura. La capacidad del modelo para representar el comportamiento histerético no lineal de estructuras de concreto armado sumada a su simplicidad lo hace muy atractivo.

El modelo fue implementado en un programa comercial de análisis estructural como un nuevo elemento finito. Los nuevos parámetros introducidos en el modelo fueron calibrados al simular varios ensayos experimentales tomados de la literatura. Se

realizaron simulaciones de ensayos experimentales de juntas interiores y exteriores de viga plana-columna (Quintero-Febres and Wight 2001; La Fave and Wight 1999; Hatamoto et al. 1991). Al final, se realizó una aplicación del modelo haciendo un análisis dinámico de un pórtico con vigas planas de doce niveles sujeto a un registro sísmico en la base.

2. Modelo de daño concentrado bajo acciones histeréticas. Variables generalizadas en un miembro de pórtico plano

Se considera una estructura porticada compuesta por “m” miembros estructurales unidos entre sí por “n” juntas llamadas “nodos”, como se indica en la Figura 1a. El comportamiento del pórtico se caracterizará utilizando el marco general y la notación descrita en trabajos anteriores (Flórez-López 1996; Flórez-López 1993; Picón and Flórez-López 2000; Cipollina et al. 1995).

El estado del pórtico se representa mediante las variables de desplazamiento generalizado de los nodos, que caracterizan el movimiento del pórtico. El desplazamiento generalizado del nodo es representado por el vector $\{X\}^t = \{u, v, \theta\}$ y se muestra en la Figura 1b, el superíndice “t” indica que es el vector transpuesto. Al aislar un elemento del pórtico, por ejemplo el elemento 3 de la Figura 1a, podemos representar las deformaciones generalizadas que caracterizan el cambio de forma de cada elemento estructural que conforma el pórtico, y es representado por el vector $\{\phi\}^t = \{\phi_i, \phi_j, \delta\}$ (Figura 1c), donde los dos primeros términos representan las rotaciones totales del miembro con respecto a la cuerda en los extremos “i” y “j”, respectivamente, y el último término representa el alargamiento total del miembro. Los esfuerzos generalizados caracterizan las fuerzas locales que actúan en cada miembro y es representada por el vector $\{M\}^t = \{m_i, m_j, n\}$, se ilustran en la Figura 1d.

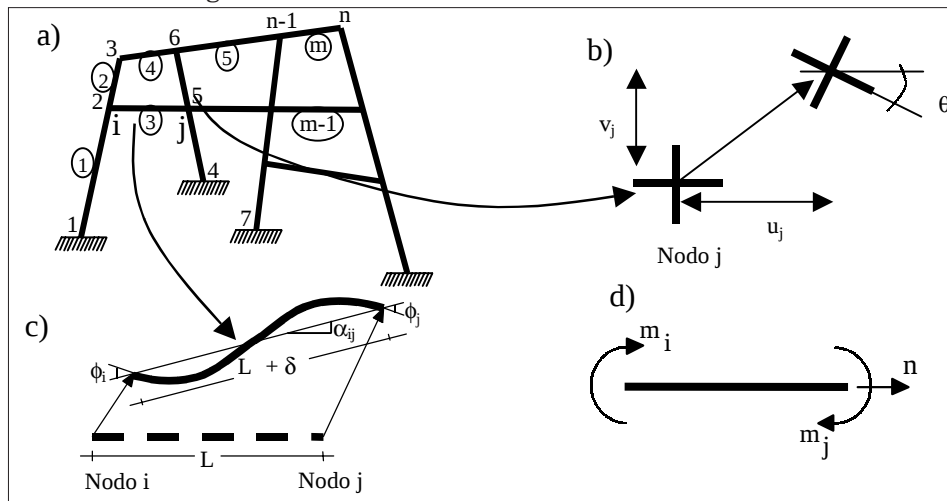


Figura 1. a) Pórtico Plano; b) Desplazamientos Generalizados; c) Deformaciones Generalizadas; d) Esfuerzos Generalizados

El comportamiento inelástico del pórtico es controlado por las variables internas incorporadas en el modelo. Estas variables internas son las deformaciones permanentes y los daños. El modelo de daño concentrado usa el modelo de disipación concentrada y la teoría del daño continuo. Un elemento de pórtico se modela como el ensamblaje de una viga-columna elástica y dos rótulas inelásticas (“i” y “j”) en los extremos del elemento, tal como se indica en la Figura 2. En las rótulas inelásticas se concentran todos los efectos inelásticos como las deformaciones permanentes por fluencia del refuerzo y los daños por la pérdida de rigidez y resistencia por el agrietamiento del concreto. El concepto de daño unilateral permite manejar dos grupos de variables de daño (Flórez-López 1996), una positiva $\{D^+\}=\{d_i^+, d_j^+\}$ y otra negativa $\{D^-\}=\{d_i^-, d_j^-\}$. Estas variables de daños representan el nivel de agrietamiento del miembro por acciones positivas y negativas, como de ilustran en la Figura 2. Los valores que pueden tomar las variables de daños varían entre cero (material intacto y la conexión sería totalmente rígida) y uno (material totalmente agrietado y representaría una articulación).

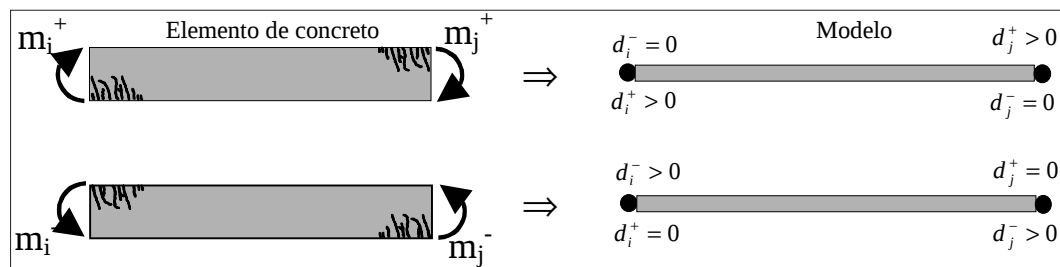


Figura 2. Modelo de disipación concentrada y estado de agrietamiento representada por las variables de daño.

El vector de deformaciones permanentes es representado por $\{\phi^p\}^t = \{\phi_i^p, \phi_j^p, 0\}$, y hasta ahora, representa las rotaciones permanentes en las rótulas inelásticas extremas “i” y “j” del miembro por la fluencia del refuerzo en los elementos de concreto armado. El alargamiento permanente es ignorado para este tipo de material, esto no es un requerimiento del modelo sino una manera de simplificarlo.

3. Ecuación cinemática y ley de comportamiento bajo acciones histeréticas

La ecuación cinemática (Ec. 1) relaciona los desplazamientos generalizados con las deformaciones generalizadas a través de la matriz de transformación $[B(q)]$, la cual es expresada en función del desplazamiento para considerar los grandes desplazamientos o efecto P- Δ , y es descrita en trabajos previos (Cipollina et. al. 1995; Picon R. 1999):

$$\{d\phi\} = [B(q)]\{dq\} \quad (1)$$

La ley de comportamiento está compuesta por la Ley de estado y las Leyes de evolución de las variables internas antes mencionadas $\{\phi^p\}$, $\{D^+\}$, $\{D^-\}$.

3.1 Ley de estado

La ley de estado relaciona la historia de las deformaciones totales con la historia de los esfuerzos actuantes y será función de las variables internas. La ley de estado se obtiene de la Energía de Deformación complementaria de un elemento elasto-plástico degradable (Flórez-López 1996; Cipollina et al. 1995; Picon 1999):

$$W = \frac{1}{2} \langle M \rangle_+^T [C(D^+)] \langle M \rangle_+ + \frac{1}{2} \langle M \rangle_-^T [C(D^-)] \langle M \rangle_- + \frac{1}{2} \{M\}^T [Fo] \{M\} \quad (2)$$

donde los dos primeros términos representan la energía de deformación complementaria en las rótulas inelásticas y el tercero, la energía de deformación complementaria de la viga-columna elástica. Los símbolos $\langle M \rangle_+$ y $\langle M \rangle_-$, representan solo la parte positiva y solo la parte negativa de los esfuerzos respectivamente, de lo contrario es cero. Las matrices $[C(D^+)]$ y $[C(D^-)]$ son las matrices de flexibilidad de las rótulas inelásticas por daño para acciones positivas y negativas respectivamente (Flórez-López 1996). La matriz de flexibilidad de un elemento elástico es $[Fo]$, tal como se muestra en los textos de Análisis Estructural. La ley de estado (Flórez-López 1998) es definida como sigue:

$$\{\phi^e\} = \frac{\partial W}{\partial M} = \{\phi - \phi^p\} = [C(D^+)] \langle M \rangle_+ + [C(D^-)] \langle M \rangle_- + [Fo] \{M\} \quad (3)$$

$$\{\phi - \phi^p\} = [F(D^+)] \langle M \rangle_+ + [F(D^-)] \langle M \rangle_- \quad (4)$$

pudiendo escribir la matriz de flexibilidad de un elemento elasto-plástico degradable para daños positivos de la siguiente manera:

$$[F(D^+)] = [C(D^+)] + [Fo] = \begin{bmatrix} \frac{F_{11}^0}{1-d_i^+} & F_{12}^0 & 0 \\ F_{21}^0 & \frac{F_{22}^0}{1-d_j^+} & 0 \\ 0 & 0 & F_{33}^0 \end{bmatrix} \quad (5)$$

donde los términos con super-índices “cero” son los coeficientes de flexibilidad elásticos tal como son presentados en los libros de textos de análisis estructural. La matriz de flexibilidad de un elemento elasto-plástico degradable bajo acciones negativas es similar a la Ecuación (5) pero con las variables de daños negativas (d^-). Se puede observar que cuando las variables de daños (positivas y negativas) son nulas no existe incremento de flexibilidad, mientras que cuando tienden a uno la flexibilidad tiende a ser infinita. De esta forma, se puede representar la degradación de rigidez por el agrietamiento del concreto.

Mediante la teoría de la mecánica de la fractura, se puede determinar la tasa de disipación de energía (Flórez-López 1996) para las rótulas dañadas “i” y “j” bajo acciones histeréticas de la forma siguiente:

$$\{G^+\} = \left\{ \frac{\partial W}{\partial d^+} \right\} = \begin{Bmatrix} G_i^+ \\ G_j^+ \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{F_{11}^0 \langle M_i \rangle_+^2}{2(1 - d_i^+)^2} \\ \frac{F_{22}^0 \langle M_j \rangle_+^2}{2(1 - d_j^+)^2} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

$$\{G^-\} = \left\{ \frac{\partial W}{\partial d^-} \right\} = \begin{Bmatrix} G_i^- \\ G_j^- \\ 0 \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{F_{11}^0 \langle M_i \rangle_-^2}{2(1 - d_i^-)^2} \\ \frac{F_{22}^0 \langle M_j \rangle_-^2}{2(1 - d_j^-)^2} \\ 0 \end{Bmatrix}$$

donde $\{G^+\}$ y $\{G^-\}$ representan las tasas de disipación de energía o las fuerzas conductoras de las grietas positivas y negativas en cada rótula dañada, respectivamente.

3.2 Leyes de evolución de las variables internas

El criterio de Griffith puede ser utilizado para representar la evolución de las grietas del concreto en las rótulas “i” y “j” bajo acciones histeréticas, tal como especifica la teoría convencional de la mecánica de la fractura:

$$\begin{aligned}
 & \begin{cases} \dot{d}_i^+ > 0 & \text{si } G_i^+ = R(d_i^+) \wedge \dot{G}_i^+ = \dot{R}(d_i^+) \\ \dot{d}_i^+ = 0 & \text{si } G_i^+ < R(d_i^+) \wedge \dot{G}_i^+ < \dot{R}(d_i^+) \end{cases} \\
 & \begin{cases} \dot{d}_i^- > 0 & \text{si } G_i^- = R(d_i^-) \wedge \dot{G}_i^- = \dot{R}(d_i^-) \\ \dot{d}_i^- = 0 & \text{si } G_i^- < R(d_i^-) \wedge \dot{G}_i^- < \dot{R}(d_i^-) \end{cases} \\
 & \begin{cases} \dot{d}_j^+ > 0 & \text{si } G_j^+ = R(d_j^+) \wedge \dot{G}_j^+ = \dot{R}(d_j^+) \\ \dot{d}_j^+ = 0 & \text{si } G_j^+ < R(d_j^+) \wedge \dot{G}_j^+ < \dot{R}(d_j^+) \end{cases} \\
 & \begin{cases} \dot{d}_j^- > 0 & \text{si } G_j^- = R(d_j^-) \wedge \dot{G}_j^- = \dot{R}(d_j^-) \\ \dot{d}_j^- = 0 & \text{si } G_j^- < R(d_j^-) \wedge \dot{G}_j^- < \dot{R}(d_j^-) \end{cases}
 \end{aligned} \tag{7}$$

Esta expresión establece que habrá un incremento del daño en la rótula bajo acciones positivas o negativas siempre y cuando la tasa de disipación de energía alcance la resistencia al agrietamiento del concreto $R(d)$ en la rótula (“i” y “j”). La resistencia al agrietamiento de una rótula dañada de concreto armado depende del nivel de agrietamiento de la rótula y su expresión fue determinada experimentalmente por Cipollina et al. (1995) y Picon (1999). El criterio de Griffith tiene el inconveniente de no poder representar el efecto de fatiga de bajo ciclaje. Thomson et al. (1998); Picón and Flórez-López (2000) y Picón (1999) proponen un criterio de Griffith generalizado basado en conceptos de la Mecánica de la Fractura para poder representar el efecto de fatiga de bajo ciclaje bajo acciones histeréticas.

La ley de evolución de las deformaciones plásticas en cada rótula plástica dañada (“i”, “j”) se presentan de la siguiente manera:

$$\begin{aligned}
 & \begin{cases} \dot{\phi}_i^p > 0 & \text{si } f_i^y = 0 \wedge \dot{f}_i^y = 0 \\ \dot{\phi}_i^p = 0 & \text{si } f_i^y < 0 \vee \dot{f}_i^y < 0 \end{cases} \\
 & \begin{cases} \dot{\phi}_j^p > 0 & \text{si } f_j^y = 0 \wedge \dot{f}_j^y = 0 \\ \dot{\phi}_j^p = 0 & \text{si } f_j^y < 0 \vee \dot{f}_j^y < 0 \end{cases}
 \end{aligned} \tag{8}$$

donde f_i^y y f_j^y son las funciones de fluencia con endurecimiento cinemático de las rótulas plásticas degradables “i” y “j”, respectivamente. Estas funciones de fluencia representan el comportamiento plástico degradable de los elementos de concreto armado por la fluencia del refuerzo y se obtienen mediante el concepto de “Momento Efectivo en las rótulas plásticas” (Flórez-López 1998). Este concepto es similar al concepto de Esfuerzo Efectivo que maneja la Mecánica de sólidos y del daño continuo. La hipótesis de momento efectivo establece que el comportamiento de una rótula plástica dañada es el mismo de una rótula intacta si se sustituye el momento por el momento efectivo. También se usa el concepto de daño unilateral (Flórez-López 1996)

debido a las acciones histeréticas. Así que podemos escribir las funciones de fluencia de las dos rótulas como sigue:

$$\left\{ \begin{array}{l} f_i^{y+} = \frac{m_i}{(1-d_i^+)} - c_i^+ \phi_i^p - M_i^{y+} \\ f_i^{y-} = -\frac{m_i}{(1-d_i^-)} + c_i^- \phi_i^p - M_i^{y-} \end{array} \right. \quad \text{entonces } f_i^y = \text{Max}(f_i^{y+}, f_i^{y-})$$

$$\left\{ \begin{array}{l} f_j^{y+} = \frac{m_j}{(1-d_j^+)} - c_j^+ \phi_j^p - M_j^{y+} \\ f_j^{y-} = -\frac{m_j}{(1-d_j^-)} + c_j^- \phi_j^p - M_j^{y-} \end{array} \right. \quad \text{entonces } f_j^y = \text{Max}(f_j^{y+}, f_j^{y-})$$
(9)

donde c_i^+ , c_i^- , c_j^+ , c_j^- , M_i^{y+} , M_i^{y-} , M_j^{y+} y M_j^{y-} son parámetros del modelo (Flórez-López 1998; Salençon 1983). La ley de comportamiento (Ec. 4 y 9) describe una envolvente bi-lineal en las curvas Fuerzas-Desplazamiento o Momento-Rotación si las variables de daños permanecen constantes. En caso contrario, la envolvente representa un endurecimiento del material después del esfuerzo cedente hasta llegar al esfuerzo último, luego comienza una fase de ablandamiento tal como se puede observar en la Figura 3, donde solo está representado la envolvente bajo acciones positivas. Los parámetros del modelo se determinan en función de la calidad de los materiales y de las propiedades geométricas y mecánicas de cada elemento (Perdomo et. al. 1999) como: los diagramas de interacción carga axial–momento de agrietamiento, momento plástico, momento último y la curvatura plástica última. Por lo tanto, estos parámetros también dependerán del nivel de carga axial que soporta cada elemento en el instante del análisis.

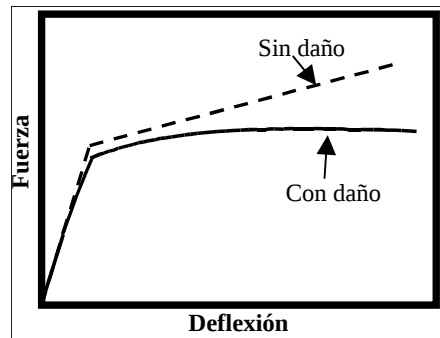


Figura 3. Comportamiento de una rótula plástica con y sin daño bajo acciones positivas

4. Modelo hysterético con estrangulamiento

El estrangulamiento en las gráficas de comportamiento hysterético de los elementos de concreto armado, está relacionado principalmente por la pérdida de adherencia entre el acero de refuerzo y el concreto. Dicho fenómeno es mas notable en las juntas interiores de viga plana-columna, donde el refuerzo de la viga plana en la junta pasa, en gran proporción, por fuera del núcleo confinado, por lo que existe una menor resistencia de adherencia entre los dos materiales en dicha zona.

4.1 Teoría de plasticidad por fricción

La teoría de plasticidad por fricción obedece a la ley de fricción de Coulomb. Considerando una superficie de contacto entre dos cuerpos como se muestra en la Figura 4a. Los esfuerzos normales y de corte que se generan en la superficie de contacto son “s” y “t” respectivamente. Si el comportamiento en la superficie se caracteriza por el criterio de fricción de Coulomb, el desplazamiento horizontal relativo “h” entre los cuerpos obedece a la siguiente ley de evolución:

$$\begin{aligned} \dot{h} &> 0 \quad \text{si} \quad |\tau| = \tau_s(\sigma) \\ \dot{h} &= 0 \quad \text{si} \quad |\tau| < \tau_s(\sigma) \end{aligned} \quad (10)$$

el término “ τ_s ” es la resistencia al deslizamiento que depende del esfuerzo normal. La Figura 4b representa el dominio de la zona anti-deslizante, suponiendo una resistencia arbitraria. Se puede notar que el deslizamiento ocurre cuando el esfuerzo cortante alcanza el valor de la resistencia al deslizamiento. La resistencia última al deslizamiento no es constante y depende del esfuerzo normal. Para valores altos de esfuerzos normales a compresión se obtienen valores altos de la resistencia al deslizamiento. Una explicación general del comportamiento de la superficie de contacto entre dos cuerpos rígidos se puede ver en los libros de textos de plasticidad (Salençon 1983).

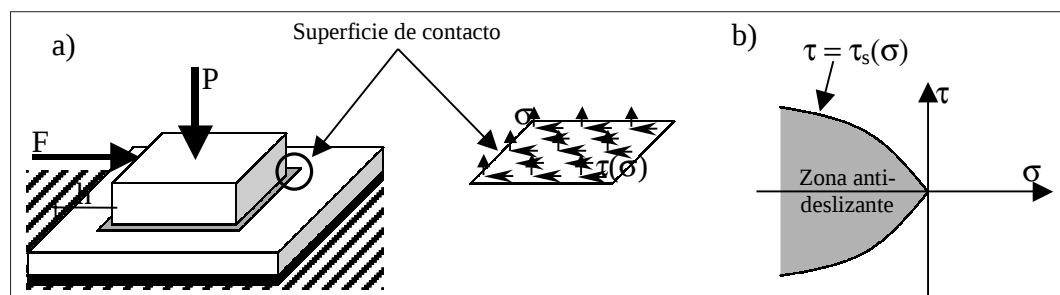


Figura 4. a) Superficie de contacto entre dos cuerpos; b) Dominio Elástico de la zona anti-deslizante.

4.2 Función de deslizamiento de las rótulas inelásticas con daño bajo acciones histeréticas.

El proceso de deslizamiento del refuerzo se puede explicar en términos de la plasticidad de la fricción de Coulomb. Para ilustrar el proceso deslizante consideraremos el caso de una conexión interior viga plana-columna, en la cual, la pérdida de adherencia entre el concreto y el refuerzo puede ser un problema importante. Las vigas planas son elementos mas anchos que las columnas que las soportan, donde gran parte del refuerzo de la viga pasa por fuera del núcleo de la columna y por lo tanto, no está tan bien confinada como está el refuerzo que pasa a través del núcleo. Por lo tanto el esfuerzo normal que se genera en la superficie de contacto entre los dos materiales es muy bajo y así, la resistencia al deslizamiento. Permitiendo esto que los esfuerzos actuantes superen tempranamente la resistencia al deslizamiento, y se presente el estrangulamiento en las curvas histeréticas fuerza-desplazamiento o momento-rotación.

Para modelar este fenómeno, la hipótesis del modelo de disipación concentrada será usada de nuevo. Por lo tanto, el deslizamiento del refuerzo también se puede suponer que se concentrará en las rótulas inelásticas. Una rótula inelástica con deslizamiento, “rótula deslizante”, genera rotaciones plásticas debido al deslizamiento y no, debido a la fluencia del refuerzo.

La Figura 5 muestra una conexión interior viga plana-columna sometida a fuerzas laterales actuando de izquierda a derecha, simulando acciones sísmicas y con carga axial en la columna muy baja o nula. En este caso, el refuerzo inferior de la viga está sujeto a tracciones en el lado derecho y a compresión en el lado izquierdo. En esta situación, para valores bajos de momento a flexión en la viga, los esfuerzos normales en la superficie de contacto entre el concreto y el acero de refuerzo en la región de la rótula plástica de la viga son muy bajos, y por lo tanto la resistencia al deslizamiento son bajas. Adicionalmente, los estribos de la viga aún no están contribuyendo al confinamiento del concreto debido a las pequeñas deformaciones volumétricas en el concreto. Así que, pequeñas fuerzas a tracción pueden producir deslizamiento del refuerzo. Para valores altos de momento, los estribos de la viga comienzan a confinar el concreto alrededor de los aceros de refuerzos. En este otro caso, los esfuerzos a compresión en la superficie de contacto entre estos dos materiales aumentan rápidamente. La resistencia al deslizamiento crece más rápido que la fuerza a tracción sobre el acero de refuerzo y eventualmente el deslizamiento se detiene.

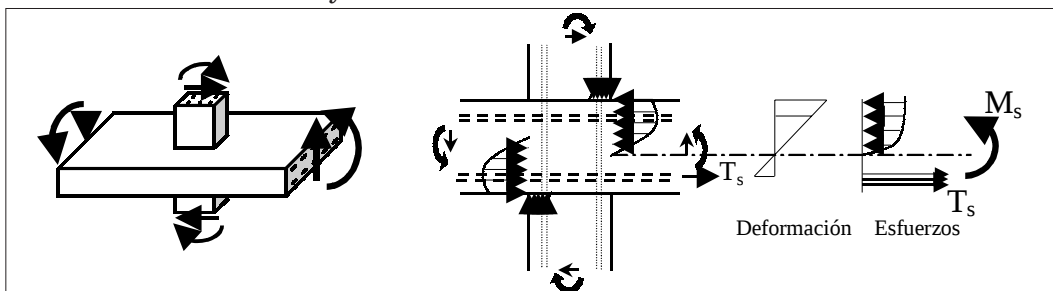


Figura 5. Distribución de esfuerzo y deformación en la sección transversal de una viga con deslizamiento del refuerzo en la junta

Una generalización del concepto de plasticidad de fricción de Coulomb, se puede usar para describir el comportamiento de las rótulas inelásticas degradables con deslizamiento, bajo acciones histeréticas. El agrietamiento del concreto produce una reducción de la resistencia al deslizamiento en la región de la rótula plástica (Durrani and Wight 1987). El comportamiento de las rótulas plásticas con daño debido al deslizamiento del refuerzo se puede describir mediante el uso del concepto de momento efectivo y del daño unilateral. Por lo tanto, las funciones de deslizamiento de las rótulas inelásticas “i” y “j” (f_i^s, f_j^s) con agrietamiento bajo acciones histeréticas se pueden escribir:

$$\left\{ \begin{array}{l} f_i^{s+} = \frac{m_i}{1-d_i^+} - k_i^{s+} \leq 0 \\ f_i^{s-} = -\frac{m_i}{1-d_i^-} - k_i^{s-} \leq 0 \end{array} \right. \quad (11)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} f_j^{s+} = \frac{m_j}{1-d_j^+} - k_j^{s+} \leq 0 \\ f_j^{s-} = -\frac{m_j}{1-d_j^-} - k_j^{s-} \leq 0 \end{array} \right.$$

La Ecuación (11) se puede interpretar como: habrá incrementos de la rotación plástica en algunas de las rótulas debido al deslizamiento del refuerzo si el momento de la rótula alcanza el valor crítico “ k^s ”, de lo contrario este incremento será nulo en la rótula analizada.

En el caso de la plasticidad de fricción de Coulomb, se acepta que el valor crítico deslizante dependa del esfuerzo normal en la superficie de contacto. Para las “rótulas deslizantes” supondremos que el valor crítico “ k^s ” corresponde a una función de endurecimiento, llamada “esfuerzo resistente al deslizamiento”. La determinación analítica de la función de endurecimiento es muy compleja, por lo tanto, se propone la siguiente expresión para “ k^s ”, en cada rótula, bajo acciones positivas y negativas:

$$\left\{ \begin{array}{l} k_i^{s+} = m_o^+ \exp(\gamma_i^+ \phi_i^p) \\ k_i^{s-} = m_o^- \exp(-\gamma_i^- \phi_i^p) \end{array} \right. \quad (12)$$

$$\left\{ \begin{array}{l} k_j^{s+} = m_o^+ \exp(\gamma_j^+ \phi_j^p) \\ k_j^{s-} = m_o^- \exp(-\gamma_j^- \phi_j^p) \end{array} \right.$$

El uso de los super-índices + y – permite la representación del sentido de los momentos actuantes (positivos o negativos) en cada rótula. Las típicas curvas estranguladas se generan cuando el deslizamiento se hace presente en la rótula, por ello se escogió una función exponencial de la rotación plástica por deslizamiento del refuerzo.

Cuando el esfuerzo en la rótula “i” o “j” (m_i ó m_j) supera el esfuerzo resistente al deslizamiento (k_i^s o k_j^s) se produce el deslizamiento del refuerzo y el estrangulamiento en las curvas de comportamiento. El término “mo” será llamado “momento deslizante” y se interpreta como el momento que produce deslizamiento cuando aún no han ocurrido rotaciones plásticas. El cálculo de los nuevos parámetros “mo” y “ γ ” serán discutidos mas adelante. En la Figura 6 se muestra el comportamiento con daño constante de una rótula plástica con deslizamiento bajo acciones histeréticas representada por la función de deslizamiento (Ec. 11 y 12).

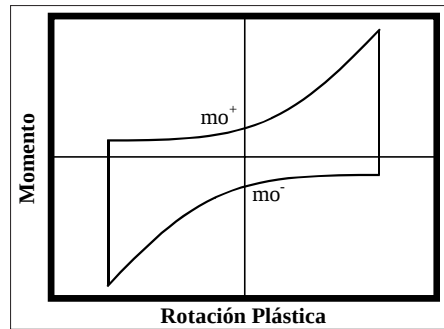


Figura 6. Comportamiento histerético con daño constante de una rótula deslizante.

4.3 Comportamiento de una rótula inelástica por deslizamiento o por fluencia bajo acciones histeréticas.

La función de fluencia (Ec. 9) describe un criterio de plasticidad de las rótulas plásticas “i” y “j” en el cual el mecanismo físico es la fluencia del refuerzo. La función de deslizamiento (Ec. 11 y 12) corresponde a un criterio de plasticidad de una rótula inelástica en la cual las rotaciones permanentes son debido al deslizamiento del refuerzo. Por supuesto, en una conexión viga plana-columna pueden ocurrir ambos mecanismos, uno después del otro. Evidencias físicas indican que estos fenómenos no ocurren al mismo tiempo (Quintero-Febres and Wight 2001). Tomando en cuenta esta observación, la ley de evolución de las rotaciones plásticas en las rótulas inelásticas con deslizamiento o fluencia del refuerzo bajo acciones histeréticas se puede escribir de la siguiente manera:

$$\begin{cases} \dot{\phi}_i^p \neq 0 & \text{si } f_i = 0 \wedge \dot{f}_i = 0 \\ \dot{\phi}_i^p = 0 & \text{si } f_i < 0 \vee \dot{f}_i < 0 \end{cases} \quad \text{donde } f_i = \text{Max}(f_i^{y+}, f_i^{y-}, f_i^{s+}, f_i^{s-})$$

$$\begin{cases} \dot{\phi}_j^p \neq 0 & \text{si } f_j = 0 \wedge \dot{f}_j = 0 \\ \dot{\phi}_j^p = 0 & \text{si } f_j < 0 \vee \dot{f}_j < 0 \end{cases} \quad \text{donde } f_j = \text{Max}(f_j^{y+}, f_j^{y-}, f_j^{s+}, f_j^{s-})$$
(13)

Esta nueva ley de evolución de las rotaciones plásticas en cada rótula inelástica bajo acciones positivas y negativas muestra un nuevo criterio que determina cual me-

canismo (deslizamiento o fluencia del refuerzo) está activando las rotaciones plásticas, mediante la evaluación del valor máximo de las funciones (deslizante y de fluencia). Analizando la rótula “i” bajo acciones positivas, si el máximo valor es el de la función de deslizamiento, el comportamiento de la rotación plástica obedece a la función de endurecimiento exponencial (f_i^{s+}), definida por las Ecuaciones (11) y (12). De lo contrario, si el máximo valor es obtenido por la función de fluencia, el comportamiento seguirá la función de endurecimiento cinemático (f_i^{y+}), definida por la Ecuación (9). El mecanismo dominante en el análisis siempre será el que corresponde al valor máximo de las funciones evaluadas. Este criterio cambia automáticamente de un mecanismo a otro en función del valor del momento actuante en la rótula, la rotación plástica y las propiedades de la sección transversal. La Figura 7 muestra el comportamiento histerético de una rótula inelástica que cambia del mecanismo deslizante a la fluencia y viceversa en el caso de daño constante bajo acciones positivas y negativas.

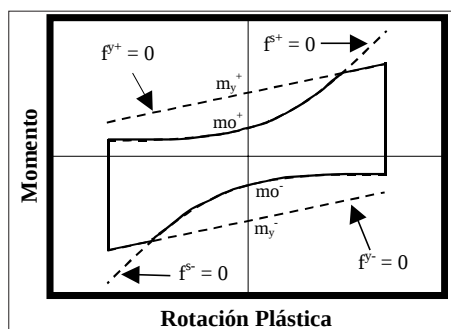


Figura 7. Comportamiento histerético de una rótula inelástica con deslizamiento o fluencia y daño constante

4.4 Determinación del momento deslizante “mo” bajo acciones histeréticas

En las simulaciones presentadas en este artículo, el momento deslizante “mo” para una de las rótulas y un sentido de la carga, por ejemplo el momento deslizante de la rótula “i” bajo acciones positivas (mo_i^+), fue calculado a través del siguiente procedimiento.

Considérese de nuevo la unión viga plana-columna de la Figura 5. La distribución de la deformación en la sección transversal de la viga se supone como una distribución lineal convencional. La distribución de esfuerzos a compresión en el concreto también sigue el diagrama parabólico usado frecuentemente, despreciando los esfuerzos a tracción. Suponiendo que el refuerzo a tensión en el nodo es solicitado por primera vez a la fuerza que produce el deslizamiento por acciones positivas “ T_{si}^+ ”, sin que el fenómeno de fluencia se haga presente. Esta fuerza a tracción “ T_{si}^+ ” corresponde a la misma fuerza aplicada en el refuerzo del elemento en la rótula “i” bajo acciones positivas y se determina mediante métodos convencionales:

$$T_{si}^+ = \tau_{si}^+ \pi \cdot l \cdot \sum d_i^+ \quad (14)$$

donde “ τ_{si}^+ ” es el esfuerzo promedio de adherencia en la rótula “i” del elemento bajo acciones positivas, “l” es la longitud deslizante, “ $\sum d_i^+$ ” la sumatoria de los diámetros de cabillas que están sometidas a tensión en la rótula. El esfuerzo “ τ_s ” se puede obtener mediante métodos propuestos en la literatura (Nilson and Winter 1991; Nielsen 1999). En este caso se aplicó el método de Pilsen (Nielsen 1999). Este método permite determinar el esfuerzo promedio de adherencia del grupo de cabillas de la sección transversal del elemento que se encuentran sometido a tensión, dependiendo de las características geométricas y mecánicas del elemento. La longitud “l” se indica en la Figura 8, y esta depende del tipo de conexión que se analice (Betsy 2002) (interior o exterior) y de la profundidad de la columna. Por lo tanto, el momento a flexión en la rótula “i” por acciones positivas “ m_{si}^+ ” asociado a “ T_{si}^+ ”, sin haberse producido deformaciones permanentes por deslizamiento, puede ser calculado mediante el uso de los conceptos de resistencia de materiales. Bajo estas condiciones, la función de deslizamiento (Ec. 11 y 12) en la rótula “i” bajo acciones positivas se convierte:

$$\frac{m_{si}^+}{1 - d_{si}^+} - m_{oi}^+ = 0 \quad (15)$$

donde “ d_{si}^+ ” es el valor de la variable de daño en la rótula “i” bajo acciones positivas que caracteriza el grado de agrietamiento producido por el momento “ m_{si}^+ ”. Este valor es calculado mediante la resolución de la ley de daño (Ec. 7) para $m = m_{si}^+$.

$$\frac{m_{si}^{+2} F_{11}^0}{2(1 - d_{si}^+)^2} - R(d_{si}^+) = 0 \quad (16)$$

Por lo tanto, las Ecuaciones (14) y (15) permiten calcular el parámetro “momento deslizante (m_{oi}^+)” en función de “ m_{si}^+ ” o lo que es equivalente, en función de la fuerza “ T_{si}^+ ”.

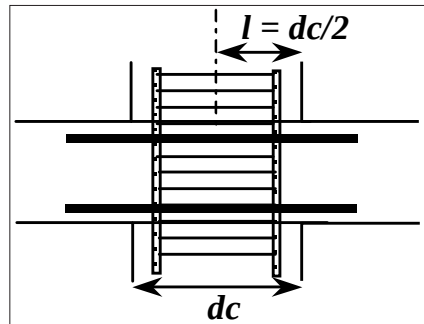


Figura 8. Longitud deslizante para unión viga plana-columna interna.

Repitiendo este procedimiento, cambiando el sentidos de las cargas y analizando la otra rótula, se determinan los otros momentos deslizantes (m_{oi}^- , m_{oj}^+ y m_{oj}^-) faltantes, los cuales son nuevos parámetros del modelo.

4.5 Determinación de “ γ ” bajo acciones histeréticas.

Otros nuevos parámetros necesarios para la aplicación práctica del modelo descrito en este artículo son “ γ_i^+ , γ_i^- , γ_j^+ y γ_j^- ”. Estos parámetros determinan el punto de intersección entre las curvas de deslizamiento y las curvas de fluencia. En la Figura 9 se ilustra la influencia del parámetro “ γ_i^+ ” para la rótula “i” bajo acciones positivas en la función de deslizamiento, y como influye el nivel de agrietamiento en este parámetro. Así que, el término “ γ ” puede ser expresado como una función del daño: $\gamma = \gamma(d)$ y se puede obtener de la siguiente manera: los puntos de intersección bajo acciones histeréticas, entre las funciones de deslizamiento y de fluencia, se obtienen haciendo cumplir las siguientes condiciones de borde:

$$\begin{cases} f_i^{y+} = f_i^{s+} = 0 & y & G_i^+ = R(d_i^+) \\ f_i^{y-} = f_i^{s-} = 0 & y & G_i^- = R(d_i^-) \end{cases} \quad (17)$$

$$\begin{cases} f_j^{y+} = f_j^{s+} = 0 & y & G_j^+ = R(d_j^+) \\ f_j^{y-} = f_j^{s-} = 0 & y & G_j^- = R(d_j^-) \end{cases}$$

Por lo tanto, de estas tres ecuaciones, por rótula y sentido de los esfuerzos, se obtienen las expresiones de los parámetros “ γ_i^+ , γ_i^- , γ_j^+ y γ_j^- ” en función de los niveles de daños respectivos en cada rótula. Por ejemplo, la expresión de “ $\gamma = \gamma(d)$ ” en la rótula “i” y bajo acciones positivas “ γ_i^+ ” se puede escribir de la siguiente manera:

$$\gamma_i^+ = \gamma(d_i^+) = \frac{1}{2} \frac{c_i^+ (1 - d_i^+) \ln \left(2 \frac{R(d_i^+) (1 - d_i^+)^2}{m o_i^{+2} F^0} \right)}{\sqrt{\frac{2R(d_i^+) (1 - d_i^+)^2}{F^0}} - c_i^+ M_i^{y+} + c_i^+ d_i^+ M_i^{y+}} \quad (18)$$

donde “ c_i^+ ”, “ M_i^{y+} ” son parámetros del modelo descritos en artículos previos (Cipollina et al. 1995; Perdomo et al. 1999). “ $R(d_i^+)$ ” es la resistencia al agrietamiento del concreto (Cipollina et al. 1995). “ F^0 ” es el término de flexión de la matriz de flexibilidad convencional encontrada en los libros de textos. El parámetro “ $m o_i^+$ ” es el momento que soporta la sección antes que se produzcan deformaciones permanentes por deslizamiento (momento deslizante) en la rótula “i” bajo acciones positivas, para este ejemplo, y que fue descrito en la sección previa.

Se puede apreciar que el parámetro “ γ_i^+ ” disminuye con el daño. Es decir, que una rótula deslizante con daños elevados muestra una recuperación más lenta de la resistencia al deslizamiento durante el proceso de confinamiento del refuerzo.

La expresión (17) permite determinar los parámetros que faltan (γ_i^- , γ_j^+ y γ_j^-), tomando en cuenta las acciones positivas o negativas y las rótulas “i” y “j”.

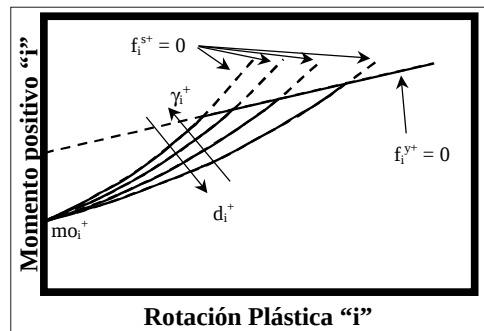


Figure 9. Influencia del parámetro γ_i^+ en la rótula "i" bajo acciones positivas.

5. Verificación experimental y resultados numéricos

El comportamiento de un pórtico con daño, fluencia y deslizamiento del refuerzo está definido en el modelo presentado en este artículo mediante un conjunto de ecuaciones. Entre ellas podemos mencionar la ecuación cinemática (1), la cual relaciona los desplazamientos de los nodos a los cuales el miembro está vinculado con las deformaciones del miembro. La ecuación de equilibrio que permite relacionar las fuerzas internas y las externas. La ley de estado (Ec. 4), relaciona las historias de los esfuerzos generalizados y las deformaciones generalizadas. La ley de evolución del daño (Ec. 7), la ley de evolución de las deformaciones plásticas (Ec. 13) y las funciones de fluencia y deslizamiento (Ec. 9, 11 y 12). Estas últimas ecuaciones (Ec. 7, 9, 11, 12 y 13) permiten definir como evolucionan los daños y las deformaciones plásticas (variables internas del modelo). Actualmente, la ley de comportamiento (Ec. 4, 7, 9, 11, 12 y 13) y la ecuación cinemática definen un elemento finito que se puede incorporar en la librería de algún programa de análisis estructural no lineal. Dicho modelo fue implementado en un programa comercial de elementos finitos (Picon 1999) y el programa fue usado para evaluar el funcionamiento y calibración de los parámetros que intervienen en el modelo. Con este propósito se realizaron las simulaciones de tres ensayos de uniones viga plana-columna reportadas en la literatura. También se aplicó el modelo en el análisis de un pórtico con vigas planas bajo cargas sísmicas.

5.1 Caso de la junta interior con vigas planas bajo acciones histeréticas

Se presenta en esta sección la simulación numérica de dos ensayos experimentales, uno realizado por Hatamoto et al. (1991) y el otro realizado por Quintero-Febres and Wight (2001).

La probeta ensayada por Hatamoto et al. (1991), mostrada en la Figura 10a, consistió en una unión interna viga plana-columna sujeta a cargas cuasi-estáticas que simula el comportamiento sísmico de una junta interior. Las condiciones de borde y la simulación del ensayo para el análisis se indican en la Figura 10b. Los resultados experimentales y numéricos son mostrados en la Figura 11. Los parámetros utilizados en esta

simulación fueron calculados como se describió en las secciones precedentes, dichos parámetros son el momento de agrietamiento de la sección, momento de fluencia, momento deslizando, momento último, curvatura plástica última y la rigidez de cada miembro de la estructura. La distribución del daño en los extremos de los miembros de la estructura simulada se muestra en la Figura 12. El máximo valor del daño se produjo en las vigas y fue 0.548, el cual corresponde a un daño no reparable según un criterio de ingeniería convencional (Alarcón et al. 2001).

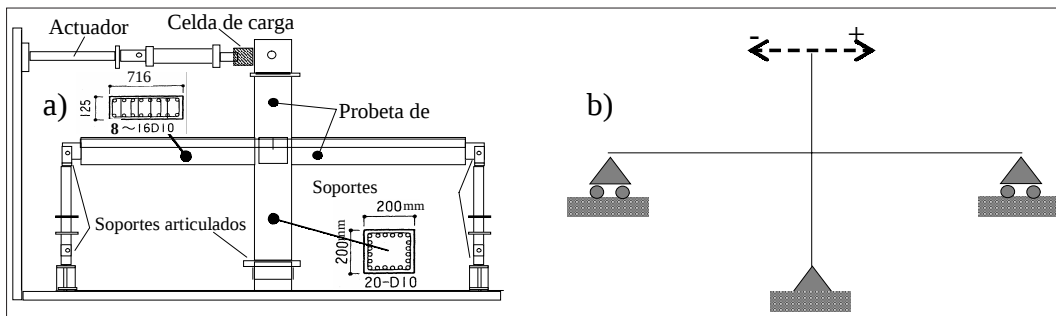


Figura 10. a) Ensayo de una junta interior viga plana-columna (Hatamoto et al. 1991); b) Modelo de análisis y condiciones de borde.

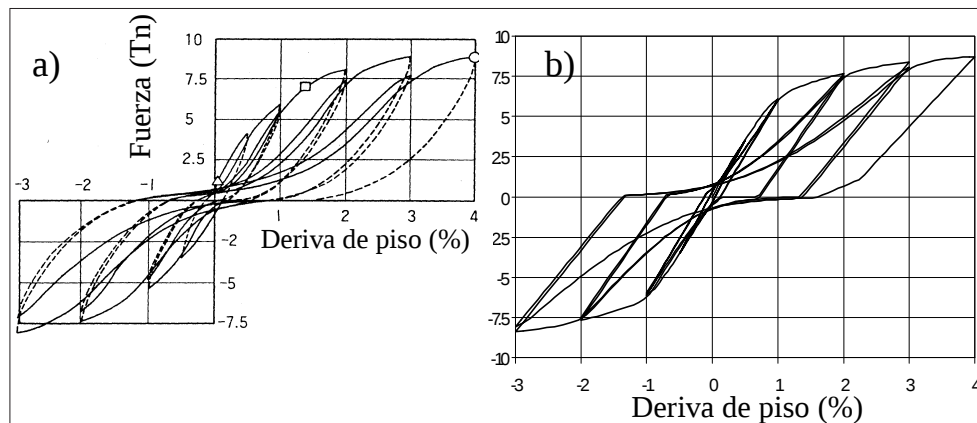


Figura 11. Curvas de Fuerza - Desplazamiento a) Resultados experimentales (Hatamoto et al. 1991) b) Simulación numérica

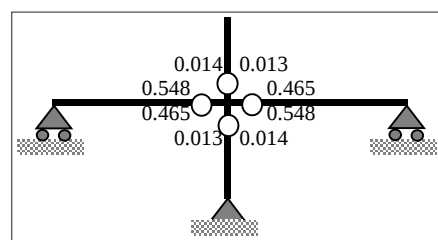


Figura 12. Distribución de daño en los extremos de los elementos de la simulación numérica

El segundo ensayo experimental que fue simulado con el modelo fue el realizado por Quintero-Febres C. y Wight J. (2001). El ensayo consistió en obtener el comportamiento histerético de una junta interior viga plana-columna bajo acciones cuasi-estáticas, como la mostrada en la figura 13a. Las acciones que le fueron aplicadas a la probeta simulan cargas laterales o cargas sísmicas. La simulación numérica del ensayo se presenta en la figura 14.

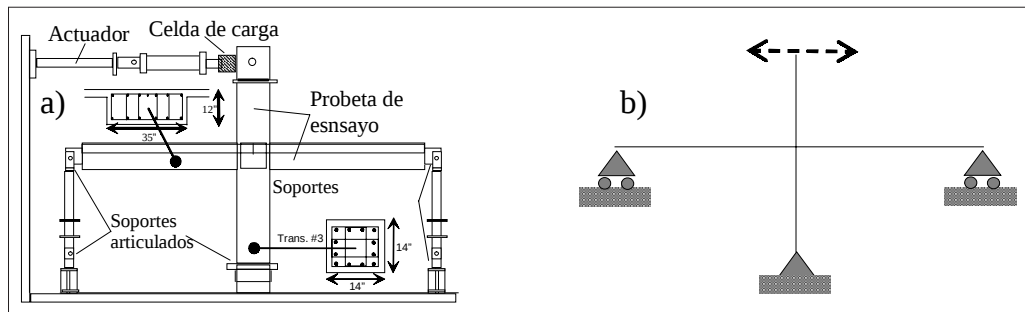


Figura 13. a) Ensayo experimental de una junta interior viga plana-columna (Quintero-Febres and Wight 2001). b) Modelo de análisis y condiciones de borde.

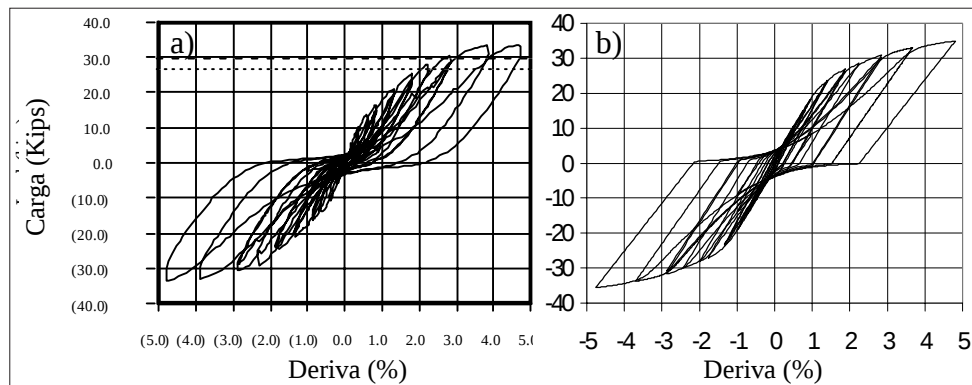


Figura 14. Curvas de Fuerza - Desplazamiento a) Resultados experimentales (Quintero-Febres and Wight 2001) b) Simulación numérica

El grado de estrangulamiento presentado en el ensayo experimental es bastante notorio (Figura 14a) y es debido en gran medida al deslizamiento del refuerzo longitudinal de las vigas planas que llegan a la junta (Quintero-Febres and Wight 2001). Gran parte de este refuerzo pasa por fuera del núcleo de la junta y se encuentra con un grado de confinamiento muy bajo en comparación con el refuerzo que pasa por el núcleo. Se puede notar la semejanza de la forma y valores extremos que presenta la curva de la simulación (Figura 14b) con relación al experimento.

5.2 Caso de la junta viga plana-columna exterior bajo acciones histeréticas

El tercer ejemplo corresponde a un ensayo de una junta exterior viga plana-columna reportada por La Fave and Wight (1999). El espécimen está representado en la figura

15a y la simulación estructural en la Figura 15b. Los resultados experimentales y numéricos pueden ser observados en la Figura 16.

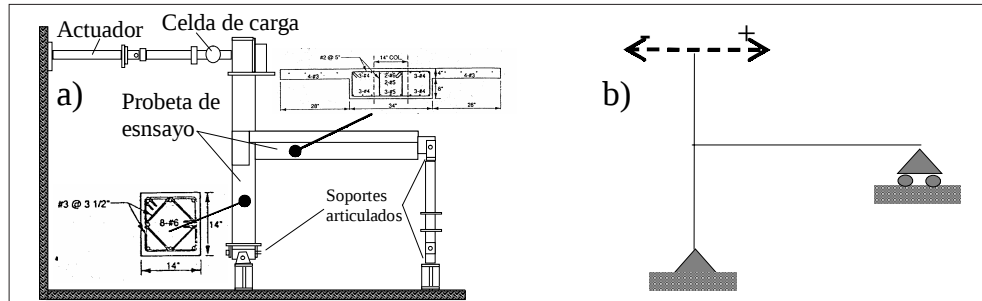


Figura 15. a) Ensayo de un junta exterior viga plana-columna (La Fave and Wight 1999) b) Condiciones de borde para el análisis

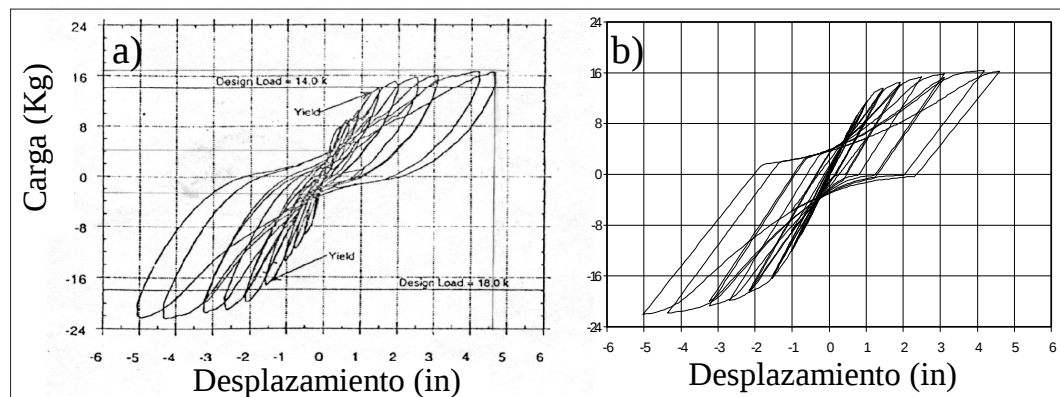


Figura 16. Curvas de Fuerza - Desplazamiento a) Resultados experimentales (La Fave and Wight1999) b) Simulación numérica

5.3 Aplicación del modelo simplificado: Comportamiento dinámico de un pórtico de vigas planas

El último ejemplo consiste en la aplicación del modelo simulando el comportamiento dinámico de un pórtico de 12 niveles. El pórtico, con la geometría representada en la Figura 17a, fue diseñado con vigas planas (Quintero–Febres 1997), como se indica en la Figura 17b. El diseño del pórtico se realizó siguiendo las normas del ACI Committee – 318 (1995) y Uniform Building Code (1994). Como se indicó antes, una fracción importante del refuerzo de las vigas planas pasa por fuera del núcleo de las columnas, no reuniendo, por tanto, el efecto de confinamiento debido a la compresión de la columna. Siguiendo los lineamientos presentados en el modelo de daño debido al deslizamiento del refuerzo, se determinaron los momentos deslizantes para cada rótula del elemento en cada junta.

El pórtico fue sometido a un registro sísmico del terremoto de “El Centro”, 1940, con una aceleración pico de 0.3g. La distribución del daño en los extremos de los miembros del pórtico, que es una de las variables simuladas por el modelo, se muestra en la Figura 18.

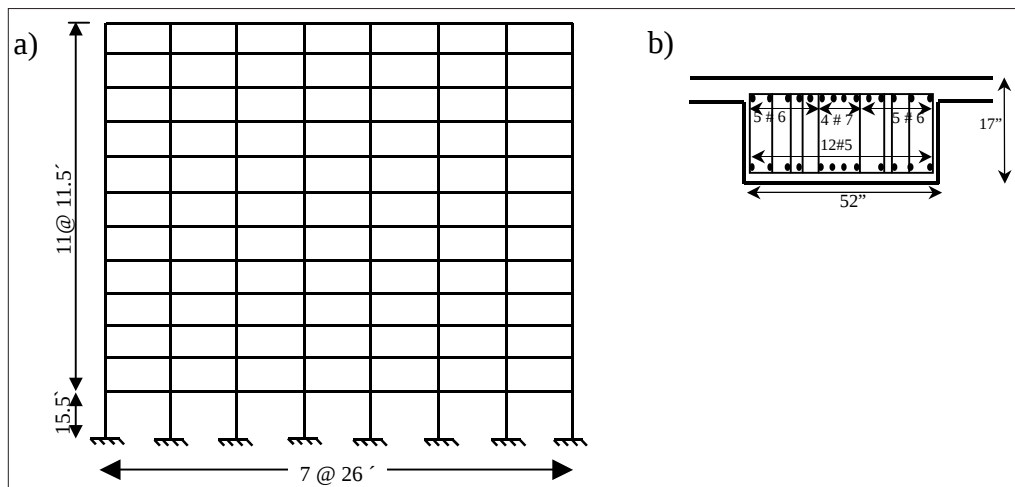


Figura 17. a) Geometría de la estructura aporticada b) Sección transversal de las vigas planas.

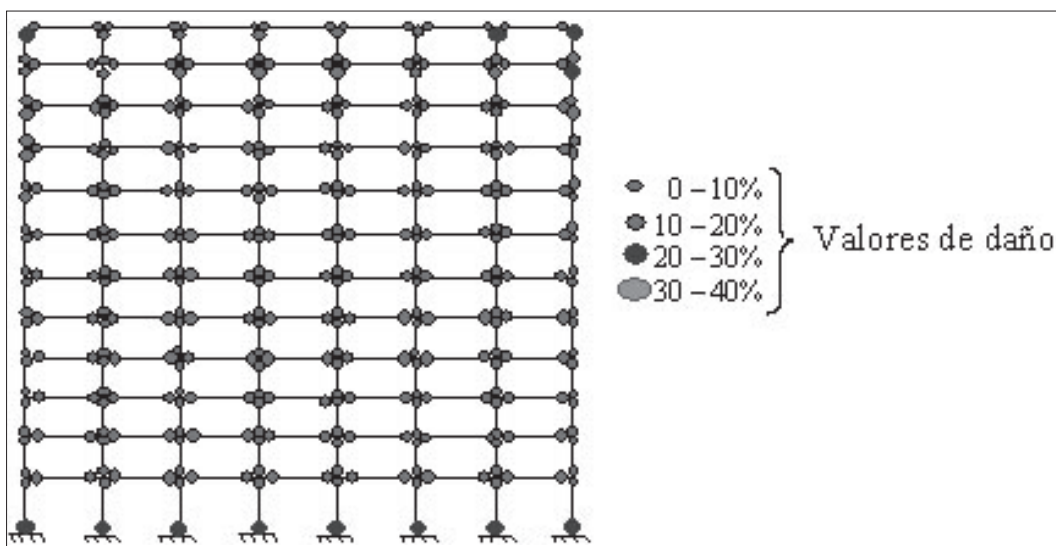


Figura 18. Distribución del daño

Vale la pena destacar que el modelo propuesto permite realizar el análisis no lineal de estructuras aporticadas incluyendo el efecto de estrangulamiento debido al deterioro de la adherencia entre el concreto y el refuerzo en las juntas, de una manera simple, evitando la necesidad de que el usuario manipule los parámetros que definen la forma del estrangulamiento de la curva carga-desplazamiento, como ocurre en otros modelos (Park et al. 1987; Takeda et al. 1970). Todos los parámetros que maneja este modelo de daño con deslizamiento dependen de las propiedades de los elementos, tales como el momento deslizando, la rigidez, los diagramas de interacción de los momentos de

agrietamiento, plástico, último y curvatura última plástica. En el Pórtico simulado los valores de daños son menores de 0.4 que corresponden a daños reparables (Alarcón et al. 2001).

6. Conclusiones

Este artículo presenta un modelo para simular la respuesta inelástica de conexiones viga plana-columna de concreto armado. En estas conexiones se hace presente de manera significativa la pérdida de adherencia entre el concreto y el acero de refuerzo en la junta. El modelo es capaz de considerar los siguientes efectos: degradación de resistencia y rigidez debido al agrietamiento del concreto, fluencia del acero de refuerzo, endurecimiento plástico en el refuerzo, deslizamiento entre el concreto y el refuerzo, degradación de la resistencia al deslizamiento debido al agrietamiento del concreto, fatiga de bajo ciclaje y efecto P- δ .

Se ha supuesto que el estrangulamiento en las curvas histeréticas Fuerza-Desplazamiento de las conexiones viga plana-columna es debido a la transición desde un comportamiento controlado por el deslizamiento del refuerzo a un comportamiento gobernado por la fluencia del mismo.

El modelo reproduce el comportamiento observado durante los ensayos experimentales razonablemente bien. El procedimiento simplificado para determinar el momento deslizante " m_o " corresponde a la teoría de resistencia de materiales y depende del esfuerzo promedio de adherencia entre el refuerzo a tracción y el concreto. El momento deslizante aumenta el grado de estrangulamiento progresivamente a medida que la altura de la viga disminuye, como se pudo observar en las tres primeras simulaciones presentadas en este artículo. Por el contrario, si la altura de la viga aumenta el momento deslizante disminuye el grado de estrangulamiento, aún sin considerar las fuerzas de compresión en la columna. El grado de estrangulamiento disminuye porque el valor de la resistencia al deslizamiento " k^s ", en la función deslizante, se acerca a la máxima resistencia elástica " M^s ", en la función de fluencia. Eventualmente, el deslizamiento nunca se presenta para valores altos de " k^s " y no hay estrangulamiento en toda la curva.

El modelo, en el estado actual, es aplicable a conexiones de viga plana-columna en el cual una porción significativa del refuerzo longitudinal de la viga pasa fuera del núcleo de la columna, así que el efecto de confinamiento de la carga axial de la columna no se ejerce en este refuerzo, lo que favorece el deslizamiento en el refuerzo de la junta.

El modelo propuesto permite realizar análisis estáticos y/o dinámicos no lineales de pórticos con vigas planas, incluyendo el efecto de estrangulamiento debido al deterioro de la adherencia entre el concreto y el refuerzo en las juntas de una manera simple. Evitando la necesidad de que el usuario manipule los parámetros que definen la forma del estrangulamiento de la curva de carga-desplazamiento o momento-rotación. Todos los parámetros que maneja este modelo de daño con deslizamiento depende de las propiedades de los elementos como el momento deslizante, la rigidez inicial, los dia-

gramas de interacción de los momentos de agrietamiento, plástico y último, la curvatura plástica.

El modelo trata de crear una relación entre las necesidades prácticas de la ingeniería estructural y las diferentes teorías utilizadas en el modelo como la Teoría del Daño Continuo, Mecánica de la Fractura y el Modelo de Daño Concentrado. Pudiendo así dar interpretaciones físicas de las diferentes variables que se manejan en el modelo y poder realizar aplicaciones comunes de la ingeniería estructural, tales como localizar los puntos vulnerables de una estructura, y evaluar el comportamiento dinámico de edificios de concreto armado ante un evento sísmico.

Agradecimientos

Los resultados presentados en este artículo fueron obtenidos gracias al trabajo de investigación patrocinado por FONACIT, CDCHT-ULA y CDCHT-UCLA.

Referencias

- American Concrete Institute (1995). *Building Code Requirements for Structural Concrete and Commentary*. ACI 318-95 and ACI 318R-95. Detroit.
- Alarcón, E.; Recuero, A.; Perera, R.; Lopez, C.; Gutierrez, J.P.; De Diego, A.; Picon, R. and Florez, J.L. (2001). A reparability index for reinforced concrete members based on fracture mechanics. *Engineering Structures*, v. 23(6), p. 687-697.
- Cipollina, A.; López-Inojosa, A. and Flórez-López, J. (1995). A simplified damage mechanics approach to nonlinear analysis of frames. *Computers & Structures*; v. 54 (6), p. 1113-1126.
- Durrani, A. J. and Wight, J.K. (1987). Earthquake resistance of reinforced concrete interior connections including a floor slab. *ACI Structural Journal*, p. 400-406, September-October.
- Flórez-López, J. (1993). Modelos de daño concentrado para la simulación numérica del colapso de pórticos planos. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, v. 9, p. 123-139.
- Flórez-López, J. (1996). Un modelo del comportamiento histerético de elementos de concreto armado basado en la teoría del daño concentrado. *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, v. 12, p. 411-426.
- Flórez-López, J. (1998). Frame analysis and continuum damage mechanics. *European Journal of Mechanics A/ Solids*, v. 17 (2), p. 269-284.
- Hatamoto, H.; Bessho, S. and Matsuzaki, Y. (1991). *Reinforced Concrete Wide-Beam-Column Subassemblages Subjected to Lateral Load*. Design of Beam-Column joints for seismic resistance. SP 123. ACI. p. 291-315.
- La Fave and Wight, J.K. (1999). Reinforced concrete exterior wide beam-column slab connections subjected to lateral earthquake loading. *ACI Structural Journal*, 96-S64.
- Nielsen, M.P. (1999). *Limit analysis and concrete plasticity*. CRS Press.
- Nilson, A.H. and Winter, G. (1991). *Design of concrete structures*. McGraw-Hill, Inc., New York.

- Park, Y.J.; Reinhorn, A.M. and Kunnath, S.K. (1987). *IDARC: Inelastic damage analysis of reinforced concrete frame – shear-wall structures*. Tech. Rep. NCEER-87-0008, State University of New York at Buffalo, Buffalo, N.Y.
- Perdomo, M.E.; Ramírez, A. and Florez-Lopez, J. (1999). Simulation of damage in RC frames with variable axial forces. *Earthquake Engineering & Structural Dynamics*, v. 28 (3), p. 311-328.
- Picon, R. (1999). *Evolución de la degradación de rigidez en pórticos de concreto armado: implementación en ABAQUS del modelo histerético de daño considerando la fatiga de bajo ciclaje*. Tesis de Maestría, Universidad de Los Andes, Mérida, Venezuela.
- Picón, R. and Flórez-López, J. (2000). Evolución de la degradación de rigidez e pórticos de concreto armado. *XXIX Jornadas Sudamericanas de Ingeniería Estructural*, Uruguay.
- Quintero-Febres, C. (1997). *Investigation on the seismic behavior of RC interior wide-beam connections*. PhD thesis, University of Michigan.
- Quintero-Febres, C. and Wight, J. (2001). Experimental study of Reinforced Concrete Interior wide beam-column connection subjected to lateral loading. *ACI Structural Journal*, v. 98 (4), p. 572-582.
- Salençon, J. (1983). *Calcul à la rupture et analyse limite*. Presses de l'école nationale des ponts et chaussées, Paris.
- Takeda, T.; Sozen, M.A. and Nielsen, N.N. (1970). Reinforced Concrete Response to Simulated Earthquakes. *Journal of Structural Division*, ASCE, v. 96, n. ST12, December, p. 2557 – 2573.
- Thomson, E.; Bendito, A. and Flórez-López, J. (1998). Simplified model of low cycle fatigue for RC frames. *Journal of Structural Engineering*, ASCE; v. 124 (9), p. 1082-1086.
- Uniform Building Code (1994). *Structural Engineering Design Provisions*. 1994 Edition, v. 2. International Conference of Building Officials, Whittier, California.
- Vera, B. (2002). *Determinación de parámetros para un modelo de estrangulamiento por deslizamiento de refuerzo*. Tesis de Magíster en Ingeniería Estructural, Universidad de Los Andes, Mérida, Venezuela.

A simplified damage model for RC wide beam-column connections considering reinforcement slip

Abstract

This paper presents a simplified model for the hysteretic behavior of RC wide beam-column connections. The model is able to simulate hysteretic behaviors characterized by stiffness and strength deterioration due to concrete cracking, permanent strains due to steel yielding and now, it is extended to reproduce the pinching on the Force-Displacement curves due mainly to longitudinal reinforcement slip. The model is based on the Lumped Damage Mechanics theory which allows the characterization of all these inelastic phenomena. It assumes that slip, as well as the other inelastic effects, is lumped at inelastic hinges. The model is evaluated by the numerical simulation of tests reported in the literature and by the dynamic analysis of an RC frame subjected to an earthquake record on the base.

Keywords: lumped damage, reinforcement slip, bond, wide beam, beam-column connections.

1. Simplified model

This paper presents a simplified damage model that describes the hysteretic behavior of reinforced concrete planar (wide) beam-column connections in which significant bond deterioration is present. The model is based on the methods of Fracture Mechanics, Continuum Damage Mechanics and Lumped Damage Mechanics. Bond deterioration between reinforcing steel bars and concrete increases the permanent deformations in the elements and is modeled by means of Coulomb Friction Theory, which describes the slippage of a rigid body on a rough surface. In this paper, the Damage Hysteretic Model (Flórez-López 1996) is enhanced to simulate the slippage of the reinforcement due to bond deterioration.

Pinching of load vs. displacement hysteretic loops is mainly due to cyclic bond deterioration between reinforcing steel and concrete. This type of behavior is typical of reinforced concrete frame elements, and specially is notorious in interior wide beam-to-column connections (Quintero-Febres and Wight 2001). This type of connections is formed in wide-beam frame systems, also called Banded Floor Systems. These popular and cost effective structural systems with shallow, wide beams, wider than supporting columns, have been recently shown (Quintero-Febres and Wight 2001; La Fave and Wight 1999) to possess some potential as lateral load resisting systems. In

this type of connections a significant part of the beam longitudinal reinforcement passes outside the column core thus originating bond condition poorer than for normal beam connections. Additionally, the confining effect that axial load has on beam longitudinal reinforcement is not present for the beam bars passing outside the column.

New concepts, such as “slip hinge” and “slip moment”, are introduced. An expression that describes the variation of the resistance to slippage in reinforced concrete elements is proposed. A general inelastic hinge that concentrates complex energy dissipation phenomena (cracking, slip, and yielding) in strategic regions of the structure is then formulated. This complex behavior is simulated by the proposed model in a simplified manner. The model was included in a commercial structural analysis program as a new finite element. The new parameters introduced in the model were calibrated by simulating some test on interior and exterior wide beam-column connections (Quintero-Febres and Wight 2001; La Fave and Wight 1999; Hatamoto et al. 1991). Finally, the model was used to perform the dynamic analysis of a twelve story frame structure with wide beams subjected to a seismic record at the base.

2. Final remarks

This paper presents a model of the inelastic response of RC wide beam-column connections in which significant bond deterioration is present. The model considers the following effects: stiffness and strength degradation due to concrete cracking, yielding of the reinforcement, plastic hardening in the reinforcement, slip between concrete and reinforcement, degradation of the slip resistance due to concrete cracking, low cycle fatigue, and $P-\delta$ effects.

It has been assumed that the pinching in the force-displacement curves for wide, planar beams is due to the transition from a behavior controlled by the slip of the reinforcement to a behavior governed by its yielding. The model reproduces the behavior observed during the tests reasonably well. The simplified procedure for the computation of the parameter m_0 is based on strength of materials theory and depends upon the average bond stress between tension reinforcement and concrete. The parameter m_0 increases the degree of pinching progressively as the height of the beam decreases, as it can be observed in the first three simulations shown in this paper. On the other hand, m_0 decreases the degree of pinching as the height of the beam increases, even without taking into account the compressive forces on the column. This is also in agreement with the experimental observations. The reduction in the degree of pinching occurs because the values of k_s in the slip function approaches those of k_y in the yield function. Eventually, for high values of k_s slip is never present and there is no pinching at all in the curves (Figure 7).

The model, in its current state, allows to perform static and/or non-linear dynamic analyses of frames with wide beams, including the pinching effect due to bond deterioration, in a simple manner, thus avoiding the need for user manipulation of the

parameters that define the shape of the load vs. displacement curve. All the parameters used by this damage model with slip depend entirely on the geometric and mechanical characteristics of the elements, as well as on material properties, which makes the model very attractive.

The model tries to make an acceptable compromise between the necessary efficacy needed for engineering purposes and a concern for the development of a physically sounded description of the described phenomena.