

Capítulo 5. ESTUDIO NUMÉRICO

Índice

5.1.	<i>El Método de Simulación</i>	67
5.1.1.	El algoritmo de Newton-Raphson.....	67
5.1.2.	Computación de grandes deformaciones y desplazamientos	69
5.1.3.	Computación de la plasticidad del acero.....	71
5.1.4.	Computación de las condiciones de contacto	75
5.1.4.1.	Fuerzas normales de contacto	75
5.1.4.2.	Modelos de fricción disponibles	76
5.1.5.	Elementos de contacto	77
5.1.6.	Elementos placa.....	77
5.1.6.1.	Placa de 4 nodos para grandes deformaciones (SHELL 43).....	78
5.1.6.2.	Placa de 8 nodos (SHELL93)	78
5.1.6.3.	Placa de 4 nodos para pequeñas deformaciones (SHELL143).....	78
5.1.6.4.	Placa de 4 nodos para deformaciones finitas (SHELL181)	79
5.1.6.5.	Cuadro resumen	79
5.2.	<i>Características generales de los modelos</i>	79
5.2.1.	Dominio	79
5.2.2.	Escala.....	80
5.2.3.	Idealizaciones de la geometría.....	80
5.2.4.	Modelos de comportamiento de los materiales.....	81
5.2.5.	Tipos de elemento.....	81
5.2.6.	Modelos de contacto con fricción	82
5.2.7.	Discretización.....	82
5.2.8.	Condiciones de enlace	82
5.2.9.	Condiciones de carga.....	83
5.2.9.1.	Condiciones generales.....	83
5.3.	<i>Casos analizados y resultados preliminares</i>	83
5.3.1.	Modelos y resultados preliminares	83
5.3.1.1.	Modelos elásticos y lineales	83
5.3.1.2.	Modelos elasto-plásticos	84
5.3.1.3.	Comprobación de la rigidez del hormigón.....	84
5.3.2.	Modelos de evaluación de robustez numérica y modelo definitivo	85
5.3.2.1.	Evaluación de los tipos de elemento	85
5.3.2.2.	Evaluación del radio de acuerdo	86
5.3.2.3.	Evaluación del tamaño de malla y geometría	86
5.3.2.4.	Evaluación de la hipótesis de planitud y equidistancia.....	87
5.3.2.5.	Modelo definitivo.....	88
5.3.3.	Diseños analizados	88
5.3.3.1.	Diseño HB	89
5.3.3.2.	Diseño CRR.....	89
5.3.3.3.	Diseño SHR.....	90
5.3.3.4.	Diseño QL60	90
5.3.3.5.	Diseño T80.....	90
5.3.3.6.	Diseño RD70	90
5.4.	<i>Resultados a analizar</i>	91
5.4.1.	Evolución de la deformada.....	91
5.4.2.	Evolución de las tensiones principales.....	92
5.4.3.	Zona de contacto	93
5.4.4.	Curva fuerza-deslizamiento y separación vertical-deslizamiento	93
5.4.5.	Tensiones de Von Mises y extensión de la zona plastificada	94

Capítulo 5

ESTUDIO NUMÉRICO**5.1. EL MÉTODO DE SIMULACIÓN**

A continuación se exponen los aspectos técnicos del Método de los Elementos Finitos (MEF) relativos a la computación de todas las no-linealidades presentes de los modelos, tanto geométricas: grandes deformaciones y desplazamientos, elementos de contacto; como las de material: modelo elastoplástico multilineal para el acero.

En el MEF, las no linealidades son computadas como acumulación de cálculos lineales mediante un proceso incremental, cuya convergencia es evaluada con el algoritmo de Newton-Raphson.

5.1.1. El algoritmo de Newton-Raphson

El MEF resuelve el campo de desplazamientos después de plantear el sistema de ecuaciones lineales:

$$[K]\{u\} = \{F\}$$

donde:

$\{u\}$ vector de desplazamientos nodales

$[K]$ es la matriz de rigidez

$\{F\}$ vector global de cargas exteriores

Cuando el valor de $\{u\}$, o sus derivadas, son lo suficientemente significativas como para llegar a modificar la rigidez del sistema $[K]$, entonces el sistema no es lineal.

Existen diversas causas que pueden modificar significativamente el valor de $[K]$, las más comunes son: cambios generales en las posiciones nodales (grandes deformaciones y/o grandes desplazamientos); cambios en la relación tensión-deformación del material; y cambio de estado en las condiciones de contacto. En el fenómeno simulado en esta tesis se dan todos estos tipos de no-linealidades simultáneamente: grandes desplazamientos debidos al deslizamiento longitudinal y a la flexión transversal de la chapa; no-linealidad material debida a la notable plastificación del acero; y presencia de condiciones de contacto entre acero y hormigón.

El algoritmo de Newton-Raphson es un método iterativo para la resolución incremental de cualquier tipo de no-linealidad.

Si la carga total aplicada en el paso n es $\{F^{(n)}\}$, el sistema de ecuaciones lineales a resolver en cada iteración i es:

$$[K_i^T]\{\Delta u_i\} = \{F^{(n)}\} - \{F_i^{\text{int}}\}$$

donde:

$$[K_i^T] \text{ matriz de rigidez tangente } [K_i^T] = \int [B_i]^T [D_i] [B_i] dv$$

$$\{F_i^{\text{int}}\} \text{ vector de fuerzas interiores calculado a partir de las tensiones elementales correspondientes a la configuración } u_i: \{F_i^{\text{int}}\} = \int [B_i]^T \{s_i\} dv$$

En la paso inicial $n = 1$ e iteración inicial $i = 0$, $\{u_0\} = \{0\}$, $\{F_0^{\text{int}}\} = \{0\}$ y $[K_0^T] = [K]$, por lo que en dicha iteración se resuelve el sistema:

$$[K]\{\Delta u_0\} = \{F^{(1)}\}$$

obteniéndose como resultado de la primera iteración de Newton-Raphson $i=1$:

$$\{u_1\} = \{u_0\} + \{\Delta u_0\} = \{\Delta u_0\} = [K]^{-1} \{F^{(1)}\}$$

En general, para un paso intermedio cualquiera n , en la iteración inicial $i=0$, $\{u_0\} = \{u^{(n-1)}\}$, $\{F_0^{\text{int}}\} = \{F^{(n-1)}\}$ y $[K_0^T] = [K^{(n-1)}]$, por lo que en dicha iteración se resuelve el sistema $[K^{(n-1)}]\{\Delta u_0\} = \{F^{(n)}\} - \{F^{(n-1)}\}$ obteniéndose como resultado $\{u_1\} = \{u_0\} + \{\Delta u_0\} = \{u^{(n-1)}\} + \{\Delta u_0\} = [K^{(n-1)}]^{-1} (\{F^{(n)}\} - \{F^{(n-1)}\})$

A continuación se calcula la matriz de rigidez tangente $[K_1^T]$, el vector de fuerzas interiores $\{F_1^{\text{int}}\}$ para la nueva configuración $i = 1$ y se resuelve nuevamente

$$[K_1^T]\{\Delta u_1\} = \{F^{(n)}\} - \{F_1^{\text{int}}\}$$

El procedimiento se detiene cuando el valor la fuerza de desequilibrio $\{F^{(n)}\} - \{F_i^{\text{int}}\} = \{R_i\}$, o *resíduo*, es menor que un determinado error admisible.

Dicho error admisible es igual, por defecto, a:

$$\|\{F^{(n)}\} - \{F_i^{\text{int}}\}\| < eps \cdot \|\{F^{(n)}\}\|$$

donde:

$$\|\cdot\| = \sqrt{\sum_i \cdot_i^2} \quad \text{y} \quad eps = 0,001$$

El desplazamiento total acumulado al final de cada paso n es:

$$\{u^{(n)}\} = \{u^{(n-1)}\} + \sum \{\Delta u_i\}$$

La Figura 5-1 representa este proceso iterativo de forma gráfica y unidimensional. Nótese que las iteraciones intermedias de Newton-Raphson no son puntos de equilibrio, por lo que no tienen porqué estar sobre la supuesta trayectoria de equilibrio.

Existen distintas variantes de este algoritmo en función de la frecuencia de actualización de la matriz de rigidez. En las simulaciones realizadas, la actualización se realiza a cada iteración, *full Newton-Raphson*, por ser el algoritmo de más rápida convergencia al equilibrio. La siguiente figura ilustra este caso:

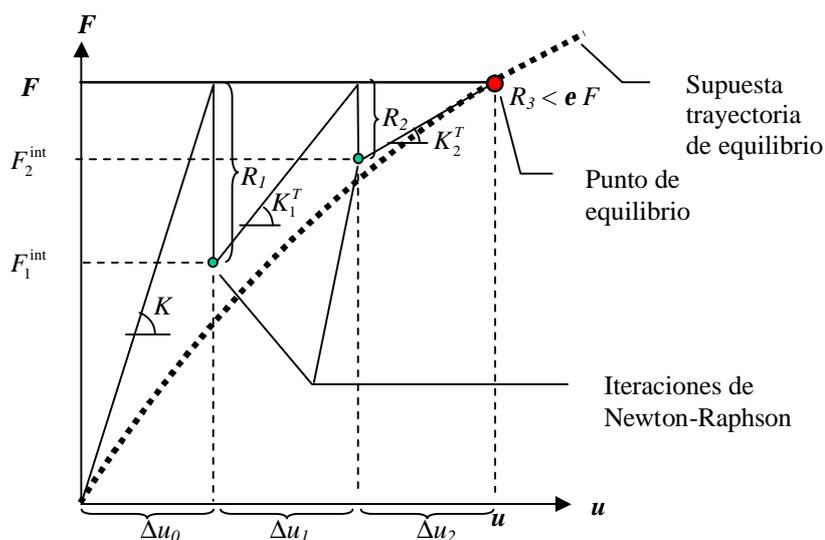


Figura 5-1 Representación unidimensional del algoritmo de Newton-Raphson, con actualización sistemática de $[K]$

Para diversos pasos dentro de un proceso incremental de carga: ... $n-1$, n , $n+1$, ... :

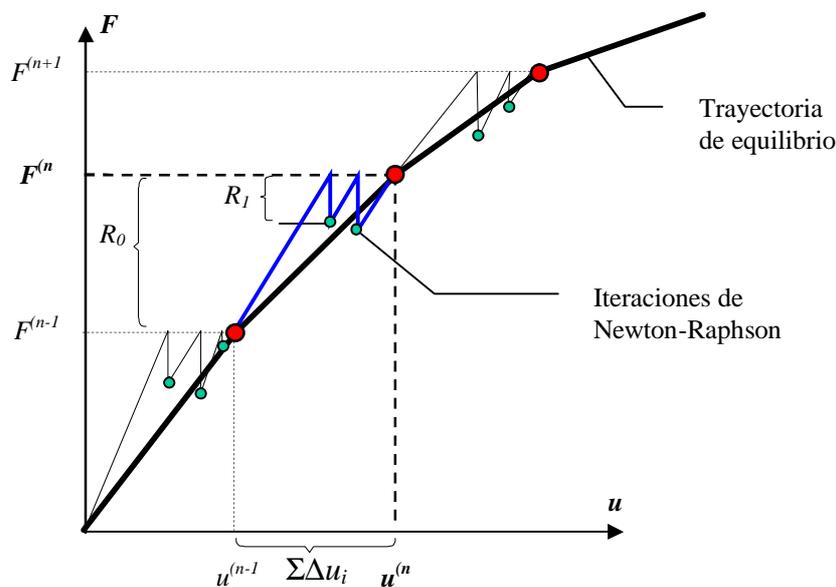


Figura 5-2 Representación unidimensional del algoritmo incremental de Newton-Raphson

5.1.2. Computación de grandes deformaciones y desplazamientos

Para abordar el estudio de grandes deformaciones deben definirse acuradamente las relaciones entre “movimiento” y “deformación”. Las condiciones de contorno aplicadas en un cuerpo provocan un cambio de posición; habitualmente se designa $\{X\}$ la posición inicial de las partículas y $\{x\}$ la posición final, entonces el vector desplazamiento $\{u\}$ se calcula como:

$$\{u\} = \{x\} - \{X\}$$

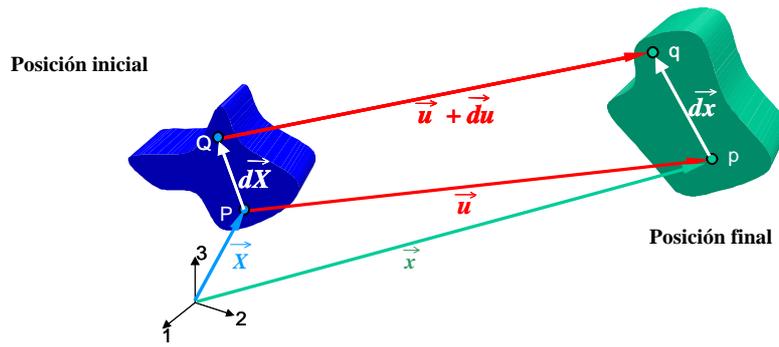


Figura 5.3 Vectores posición y desplazamiento en un medio deformable

El tensor gradiente de deformación se define como:

$$[F] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x_1}{\partial X_1} & \frac{\partial x_1}{\partial X_2} & \frac{\partial x_1}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_2}{\partial X_1} & \frac{\partial x_2}{\partial X_2} & \frac{\partial x_2}{\partial X_3} \\ \frac{\partial x_3}{\partial X_1} & \frac{\partial x_3}{\partial X_2} & \frac{\partial x_3}{\partial X_3} \end{bmatrix} = \left[\frac{\partial x_j}{\partial X_k} \right]$$

y relaciona $\{dx\}$ con $\{dX\}$:

$$\{dx\} = [F]\{dX\}$$

$[F]$ puede escribirse en función de $\{u\}$:

$$[F] = [I] + \left[\frac{\partial u_j}{\partial X_k} \right]$$

El tensor $[F]$ incluye la rotación de sólido rígido y el cambio de forma y/o volumen.

El cambio de volumen en un punto es $dV/dV_0 = \det[F]$. El cambio de forma y la rotación de sólido rígido pueden diferenciarse aplicando el teorema de descomposición polar de Cauchy al tensor gradiente de deformación $[F]$. Dicho teorema establece que una matriz no singular es igual al producto de una matriz ortogonal por una matriz simétrica definida positiva. Así, se obtiene:

$$[F] = [U][R]$$

donde $[U]$ es el tensor simétrico llamado tensor de extensión y cuantifica el cambio de forma y/o volumen, relacionando las direcciones del espacio con su ratio de extensión; el tensor $[R]$ corresponde al tensor ortogonal de la descomposición y cuantifica la rotación de sólido rígido.

El tensor de deformaciones logarítmicas o de Hencky se define como:

$$[e] = \ln[U]$$

La implementación computacional de este cálculo se realiza de forma incremental, puesto que así se resuelven las no linealidades en el método de los elementos finitos (con las correspondientes iteraciones de convergencia de Newton-Raphson):

$$[\mathbf{e}] = \int d[\mathbf{e}] \approx \sum [\Delta \mathbf{e}^{(n)}]$$

La computación de $[\Delta \mathbf{e}^{(n)}]$ se realiza mediante la aproximación de 2º orden:

$$[\Delta \mathbf{e}^{(n)}] = [\mathbf{R}_{1/2}]^T [\Delta \mathbf{e}'^{(n)}] [\mathbf{R}_{1/2}]$$

donde $[\mathbf{R}_{1/2}]$ es la matriz de rotación obtenida de la descomposición polar tensor gradiente de deformación $[F_{1/2}] = [\mathbf{R}_{1/2}] [U_{1/2}]$ en el punto medio de los pasos n y $n-1$

$$\text{con } [F_{1/2}] = [I] + \left[\frac{\partial \{u_{1/2}\}}{\partial \{X\}} \right] \text{ y } \{u_{1/2}\} = \frac{1}{2} (\{u^{(n)}\} + \{u^{(n-1)}\})$$

y

$[\Delta \mathbf{e}'^{(n)}]$ son las deformaciones lineales obtenidas de la relación desplazamientos-deformación, también calculada en el punto medio $\{\Delta \mathbf{e}'^{(n)}\} = [B_{1/2}] \{\Delta u^{(n)}\}$.

Finalmente, la deformación total acumulada:

$$\{\mathbf{e}^{(n)}\} = \{\mathbf{e}^{(n-1)}\} + \{\Delta \mathbf{e}^{(n)}\}$$

Esta solución incremental se aproxima suficientemente a la deformación total logarítmica si los incrementos de deformación son menores del 10% en cada paso.

Las matrices elementales y los vectores de carga son planteados mediante la formulación Lagrangiana actualizada.

$$[K] \{\Delta u\} = \{F\} - \{F^{int}\}$$

siendo: $[K]$ la matriz de rigidez convencional $[K] = \int_v [B]^T [D] [B] dv$

$[B]$ la matriz de deformaciones calculada en la posición actual (n)

$[D]$ la matriz de elasticidad en la configuración actual

$$\{F_i^{int}\} = \int [B_i]^T \{s_i\} dv \text{ fuerza de desequilibrio de Newton-Raphson}$$

Los elementos placa tienen en cuenta los cambios de espesor debidos a la deformación e_z perpendicular a la placa, pero no actualizan la posición del plano de referencia; esto es, asumen un cambio de espesor constante a lo largo del mismo.

5.1.3. Computación de la plasticidad del acero

El modelo constitutivo utilizado para el acero, utiliza las tensiones y deformaciones equivalentes de von Mises $\mathbf{s}^{eq} = f(\{\mathbf{s}\}) = \left[\frac{3}{2} \{s\}^T [M] \{s\} \right]^{1/2}$,

donde:

$\{s\}$ es la expresión vectorial del tensor desviador de tensiones

$$[M] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 2 \end{bmatrix}$$

para definir una ley uniaxial de fluencia multilínea $F(\{s\}) = s^{eq} - s_e = 0$:

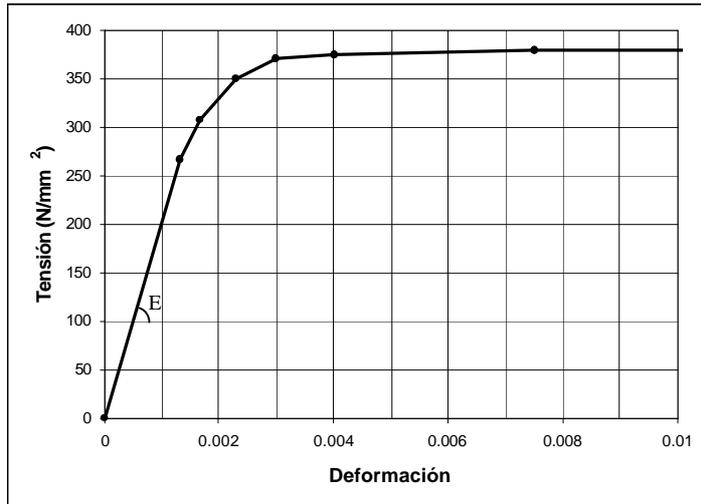


Figura 5.4 Ley de fluencia multilínea para el acero

con una ley simétrica de endurecimiento por deformación.

Si la tensión equivalente de Von Mises, calculada bajo la hipótesis de deformaciones elásticas, supera el límite elástico inicial s_e , entonces se inicia la computación de deformaciones plásticas. Las deformaciones plásticas reducen el estado de tensión de forma que se cumpla el criterio de plastificación. La deformación plástica se calcula de forma incremental tal y como se ha expuesto en el punto anterior.

La ley de endurecimiento describe los cambios de la superficie de plastificación a medida que progresa la deformación. Se ha utilizado el modelo simétrico de endurecimiento por deformación, según el cual la superficie de plastificación permanece centrada en su posición inicial y aumenta de tamaño cuando la deformación avanza y se actualiza el límite elástico uniaxial s'_e .

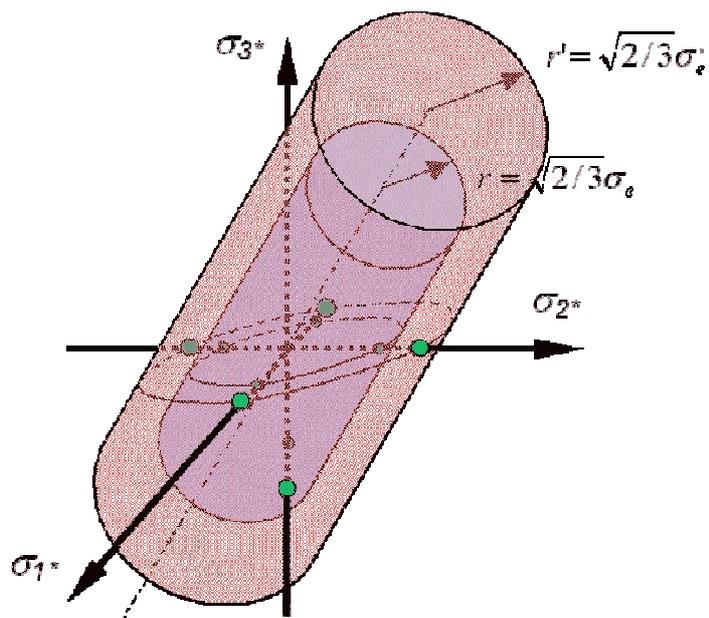


Figura 5.5 Evolución de la superficie de plastificación para el modelo simétrico

Incorporando este aspecto a la ley de fluencia, se tiene, en general:

$$F(\{\mathbf{s}\}, \mathbf{k}) = 0$$

donde \mathbf{k} = trabajo plástico = $\int \{\mathbf{s}\}^T [M] \{d\mathbf{e}_{pl}\}$, es la suma de los trabajos plásticos desarrollados durante el proceso total de deformación

La ley de fluencia determina la dirección en la que se produce la deformación plástica:

$$\{d\mathbf{e}_{pl}\} = I \left\{ \frac{\partial Q}{\partial \mathbf{s}} \right\}$$

donde: I , multiplicador plástico (magnitud del incremento de plastificación)

Q , potencial plástico (función de la tensión que determina la dirección de plastificación). Normalmente, se asume que las deformaciones plásticas se producen en dirección perpendicular a la superficie de plastificación (ley de fluencia asociativa, $Q = F$).

Diferenciando la ley de fluencia:

$$dF = \left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\}^T [M] \{d\mathbf{s}\} + \frac{\partial F}{\partial \mathbf{k}} d\mathbf{k} = 0$$

como $d\mathbf{k} = \{\mathbf{s}\}^T [M] \{d\mathbf{e}_{pl}\}$, entonces:

$$\left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\}^T [M] \{d\mathbf{s}\} + \frac{\partial F}{\partial \mathbf{k}} \{\mathbf{s}\}^T [M] \{d\mathbf{e}_{pl}\} = 0$$

El incremento de tensión se calcula a partir de la relación elástica tensión-deformación:

$$\{d\mathbf{s}\} = [D] \{d\mathbf{e}_{el}\}$$

donde

$[D]$ es la matriz de elasticidad

$$\{d\mathbf{e}_{el}\} = \{d\mathbf{e}\} - \{d\mathbf{e}_{pl}\}$$

Combinando las anteriores relaciones, se calcula la magnitud del nuevo incremento plástico como:

$$\mathbf{I} = \frac{\left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\}^t [M][D]\{d\mathbf{e}\}}{-\frac{\partial F}{\partial \mathbf{k}} \{\mathbf{s}\}^t [M] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\} + \left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\}^t [M][D] \left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\}}$$

Finalmente, se incorpora la dirección de plastificación; dirección perpendicular a la superficie plástica: $\{d\mathbf{e}_{pl}\} = \mathbf{I} \left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\}$

Para el modelo multilinear simétrico, con $F = \left[\frac{3}{2} \{\mathbf{s}\}^t [M] \{\mathbf{s}\} \right]^{1/2} - \mathbf{s}_e^{(n)}$ y $\left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\} = \frac{3}{2} \frac{\{\mathbf{s}\}}{\mathbf{s}^{eq}}$, se procede según el algoritmo de implementación:

1. Determinación de la tensión de límite elástico para el paso actual $\mathbf{s}_e^{(n)}$ a partir de la deformación plástica equivalente acumulada $\mathbf{e}_{pl}^{eq} = \sum \Delta \mathbf{e}_{pl}^{eq(n)}$ y de la curva multilinear introducida:

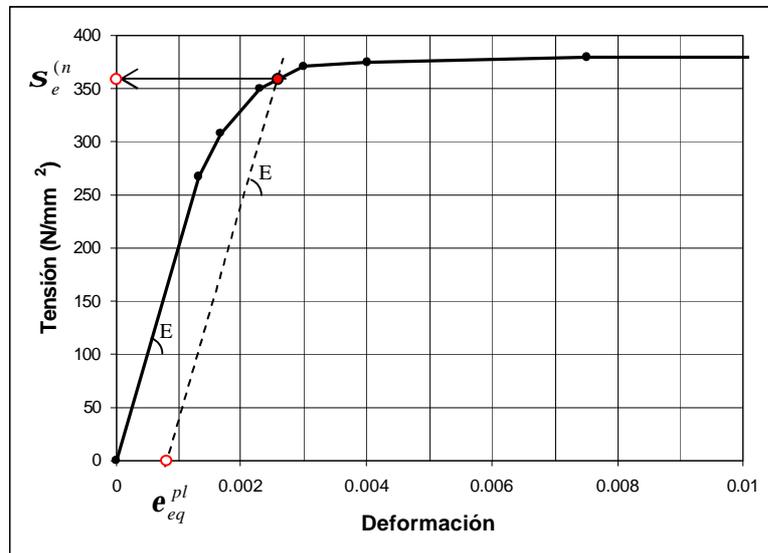


Figura 5.6 Determinación de la tensión de límite elástico para el instante actual

2. Computación de las tensiones de prueba de la iteración actual a partir de la deformación de prueba $\{\mathbf{e}_{pr}^{(n)}\} = \{\mathbf{e}^{(n)}\} - \{\mathbf{e}_{pl}^{(n-1)}\}$, (y ésta a partir de los desplazamientos actuales).

$$\{\mathbf{s}_{pr}\} = [D]\{\mathbf{e}_{pr}\}$$

3. Cálculo de la tensión equivalente de Von Mises a dicho nivel de tensión. Si resulta menor que el límite elástico actual, no se computan incrementos de deformación plástica.
4. Si la tensión equivalente supera el límite elástico, se determina el factor I mediante el proceso iterativo de Newton-Raphson.
5. Cálculo del incremento de deformación plástica:

$$\{\Delta \mathbf{e}_{pl}\} = \mathbf{I} \left\{ \frac{\partial F}{\partial \mathbf{s}} \right\} = \frac{3}{2} \mathbf{I} \frac{\{\mathbf{s}\}}{\mathbf{s}^{eq}}$$

6. Actualización del estado de deformación plástica y de la deformación plástica equivalente en el paso actual:

$$\begin{aligned} \{\mathbf{e}_{pl}^{(n)}\} &= \{\mathbf{e}_{pl}^{(n-1)}\} + \{\Delta \mathbf{e}_{pl}\} \\ \mathbf{e}_{pl}^{eq(n)} &= \mathbf{e}_{pl}^{eq(n-1)} + \Delta \mathbf{e}_{pl}^{eq(n)} = \mathbf{e}_{pl}^{eq(n-1)} + \mathbf{I} \end{aligned}$$

7. Determinación de la deformación elástica actual y del estado de tensión:

$$\{\mathbf{e}_{el}\} = \{\mathbf{e}_{pr}\} - \{\Delta \mathbf{e}_{pl}\}$$

8. El estado de tensión:

$$\{\mathbf{s}\} = [D]\{\mathbf{e}_{el}\}$$

9. Actualización del trabajo plástico $\mathbf{k}^{(n)} = \mathbf{k}^{(n-1)} + \Delta \mathbf{k}$, donde

$$\Delta \mathbf{k} = \{\mathbf{s}\}^T [M] \{\Delta \mathbf{e}_{pl}\}$$

5.1.4. Computación de las condiciones de contacto

5.1.4.1. Fuerzas normales de contacto

Para la computación de las fuerzas normales de contacto se ha usado el método de penalización con multiplicador de Lagrange, disponible en el código comercial ANSYS®, utilizado en todas las simulaciones. La función de este multiplicador es incrementar las fuerzas estrictas de contacto elástico en caso de penetraciones excesivas, para mejorar así la convergencia.

Según este método, las fuerzas normales de contacto f_n se calculan local e iterativamente según la expresión:

$$f_n = \min(0, k_n \cdot g + \mathbf{I}_{i+1})$$

donde,

k_n es la rigidez normal del contacto (*parámetro de penalización*)

g es la magnitud de penetración ($g \leq 0$) ó separación ($g > 0$)

\mathbf{I} es el factor multiplicador de Lagrange:

$$\mathbf{I}_{i+1} = \begin{cases} \mathbf{I}_i + \alpha f k_n g & \text{si } |g| \geq eps \\ \mathbf{I}_i & \text{si } |g| < eps \end{cases}$$

eps tolerancia de penetración

alf factor reductor $\mathbf{a} < 1$

5.1.4.2. Modelos de fricción disponibles

El código ANSYS® dispone de las opciones expuestas a continuación para modelizar las condiciones de contacto.

Según el modelo de Coulomb, dos superficies en contacto pueden resistir tensiones tangenciales a la superficie \mathbf{t} (*adherencia*) hasta un cierto límite \mathbf{t}_{lim} , más allá del cual se inicia el deslizamiento. Dicho límite es proporcional a la presión normal de contacto, salvo en el caso de sobrepasar el máximo absoluto $\mathbf{t}_{máx}$ (ver Figura 5-7).

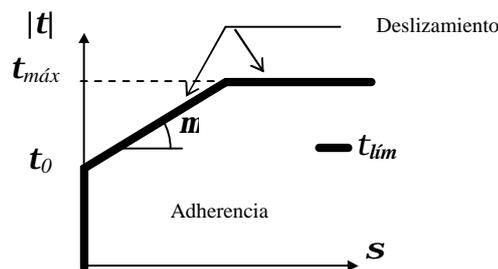


Figura 5-7 Modelo de fricción de Coulomb

$$|\mathbf{t}| \leq \mathbf{t}_{lim} = \mathbf{m}\mathbf{s} + \mathbf{t}_0$$

Un valor razonable para estimar $\mathbf{t}_{máx}$ es $\mathbf{s}_y / \sqrt{3}$, donde \mathbf{s}_y es la tensión equivalente de von Mises correspondiente al límite elástico del material.

Para cierto tipo de elementos, existe la posibilidad de incorporar, tanto el modelo de fricción rígida como elástica de Coulomb, así como una diferenciación de coeficientes de fricción estática y dinámica. Este comportamiento se ilustra en la Figura 5-8, suponiendo una velocidad de deslizamiento constante.

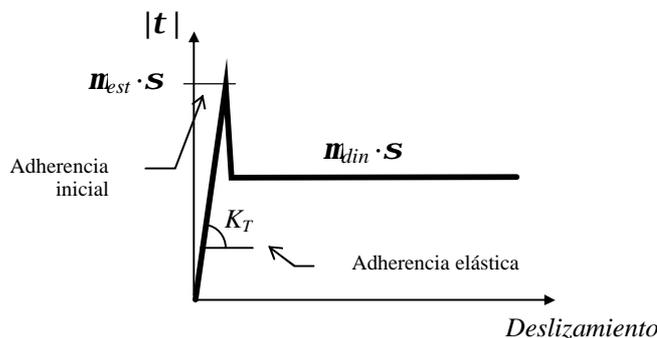


Figura 5-8 Modelo de adherencia elástica y fricción dinámica

El modelo de transición de adherencia a fricción dinámica, puede incorporar la ley de adaptación exponencial siguiente (ver Figura 5-9):

$$\mathbf{m} = \mathbf{m}_{din} + (\mathbf{m}_{est} - \mathbf{m}_{din})e^{-c|v_{rel}|}$$

donde,

c es el factor exponencial de transición

v_{rel} es la velocidad de deslizamiento

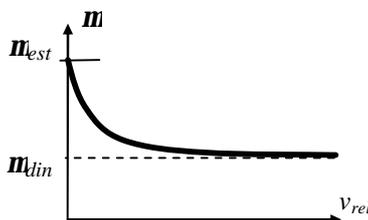


Figura 5-9 Modelo de transición de adherencia estática a fricción dinámica

La opción finalmente utilizada es la de fricción rígida, sin adherencia inicial y sin efectos dinámicos.

5.1.5. Elementos de contacto

ANSYS® dispone de 3 tipos generales de elementos de contacto: superficie-superficie, punto-superficie y punto-punto. Los primeros, formados por parejas “target” y “contact” (*TARGE170* y *CONTA173* de 4 Nodos o *CONTA174* de 8 nodos), son los más adecuados para simular los fenómenos presentes en esta tesis, por los motivos siguientes:

- Permiten la definición de elementos de contacto con nodos intermedios, o sea, permiten la implementación de superficies de segundo orden.
- Permiten el cálculo de grandes deformaciones de forma muy eficiente, con grandes deslizamientos y modelos de fricción más elaborados (p. ej. ley exponencial, ver Figura 5-9).
- No existen restricciones en la forma de las superficies.
- Se necesita menor cantidad de elementos, por lo que el espacio de memoria y los tiempos de cálculo requeridos son menores.
- Cálculo automático de la posición de contacto inicial.
- Control del movimiento de superficies rígidas a través de un único nodo piloto.
- El cálculo de la rigidez del contacto es semi-automático.
- El modelado de los elementos es más sencillo.

5.1.6. Elementos placa

Se han evaluado cuatro formulaciones distintas de elementos placa que permiten la caracterización plástica del material: *SHELL43*, *SHELL93*, *SHELL143*, *SHELL181*. Para todos ellos:

- Seis grados de libertad por nodo: 3 desplazamientos y 3 rotaciones.
- Permiten computar grandes desplazamientos.
- Las normales al plano medio se mantienen rectas aunque no tienen por qué permanecer perpendiculares a dicho plano.

- Las tensiones cortantes perpendiculares a la placa (t_{xz} y t_{yz}) se asumen constantes en el espesor.
- Se incluyen las deformaciones por cortante, por lo tanto se pueden analizar placas moderadamente gruesas.
- La tensión normal perpendicular a la placa varía linealmente a través del espesor.
- Las funciones de interpolación no proporcionan valor de rigidez para el grado de libertad rotación respecto al eje perpendicular a la placa. Para solucionar este problema cada placa incorpora alguno o varios métodos.
- Las funciones de interpolación conducen a resultados constantes de curvatura a flexión para elementos planos elásticos y también en elementos curvados si no se tienen esfuerzos de membrana. Por lo tanto, todas las tensiones nodales de flexión son iguales y coinciden con las del centroide del elemento. Únicamente el elemento placa plástica de 8 nodos SHELL93 permite variación lineal de curvatura.

A continuación se exponen las características específicas de cada tipo.

5.1.6.1. Placa de 4 nodos para grandes deformaciones (SHELL 43)

Adecuado para modelizar placas planas o ligeramente alabeadas. Funciones de interpolación de desplazamientos lineales en las 2 direcciones del plano de la placa.

Permite la computación de grandes deformaciones. Considera los cambios de espesor causados por el propio proceso de deformación.

Para evitar inestabilidades numéricas debidas a la falta de rigidez rotacional en el plano, el método más sencillo consiste en implementar un valor de rigidez arbitrario suficientemente pequeño. Existe la alternativa de incorporar una rigidez más realista según el método de Allman, D. J. y Cook, R. D.

5.1.6.2. Placa de 8 nodos (SHELL93)

Especialmente indicado para modelar placas curvadas. Funciones de interpolación de desplazamientos cuadráticas en las 2 direcciones del plano de la placa. Puede reproducir variaciones lineales de curvatura por flexión.

Permite la computación de grandes deformaciones con actualización de espesor. Las deformaciones transversales (e_{xz} y e_{yz}) se suponen pequeñas en cualquier caso.

Se recomienda que el radio de curvatura de la placa no sea inferior a 5 veces su espesor. De ninguna manera debe ser superior a 2 veces el espesor.

En este elemento no existe la posibilidad de incorporar una rigidez rotacional en el plano de la placa del tipo Allman, sino únicamente es posible incorporar un valor arbitrario suficientemente pequeño.

5.1.6.3. Placa de 4 nodos para pequeñas deformaciones (SHELL143)

Adecuado para modelizar placas planas o ligeramente alabeadas. Funciones de interpolación de desplazamientos lineales en las 2 direcciones del plano de la placa.

Pequeñas deformaciones. No considera cambios de espesor por deformación.

Para evitar inestabilidades numéricas debidas a la falta de rigidez rotacional en el plano, se puede implementar un valor de rigidez arbitrario suficientemente pequeño y también la rigidez según el método de Allman.

5.1.6.4. Placa de 4 nodos para deformaciones finitas (SHELL181)

Funciones de interpolación de desplazamientos lineales en las 2 direcciones del plano de la placa. Permite la computación de deformaciones finitas. Considera los cambios de espesor causados por el propio proceso de deformación.

Incorpora un algoritmo de penalización, para resolver la rigidez rotacional en el plano de la placa, de forma automática sin intervención del usuario. Existe también la posibilidad de modificar manualmente la rigidez usada por dicho algoritmo mediante un factor multiplicador.

Permite la integración reducida o completa.

5.1.6.5. Cuadro resumen

A continuación se resumen las características no comunes.

Después de contrastar los resultados con cada uno de los tipos de elemento, el elemento finalmente usado en las simulaciones definitivas es el SHELL 181 en integración reducida (ver punto 5.2.5 Tipos de elemento).

Característica	<i>SHELL43</i>	<i>SHELL93</i>	<i>SHELL143</i>	<i>SHELL181</i> ^(*)
Forma	<i>plana</i>	<i>curvada</i>	<i>plana</i>	<i>plana</i>
Grandes deform.	<i>sí</i>	<i>sí</i>	<i>no</i>	<i>sí</i>
Cambio espesor	<i>sí</i>	<i>sí</i>	<i>no</i>	<i>sí</i>
Flexión lineal	<i>no</i>	<i>sí</i>	<i>no</i>	<i>no</i>
Rigidez Allman	<i>sí</i>	<i>no</i>	<i>sí</i>	<i>otro algoritmo</i>

(*) Elemento utilizado finalmente

Tabla 5-1 Resumen de características no comunes de los elementos placa de ANSYSv7.0

5.2. CARACTERÍSTICAS GENERALES DE LOS MODELOS

5.2.1. Dominio

Los límites de todos los modelos son los que determina el patrón cíclico de embuticiones que se repite longitudinalmente en la chapa y los dos planos de simetría longitudinal de la probeta del ensayo de Pull-out (Figura 5-10).

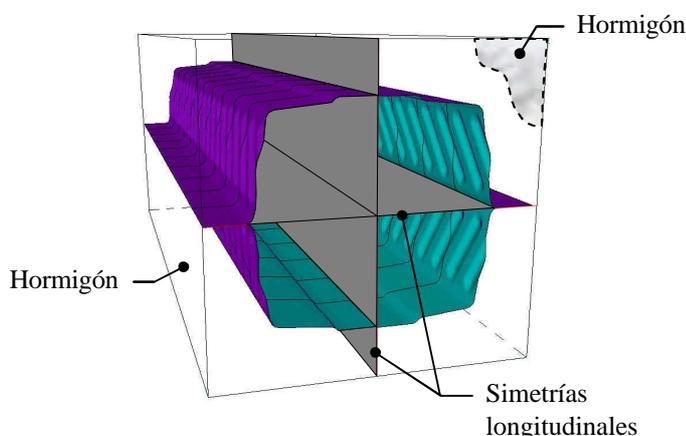


Figura 5-10 Simetrías longitudinales de la probeta del ensayo de Pull-out

Se ha modelizado un único patrón en la chapa y dos en el hormigón, para permitir el deslizamiento. Así, se supone que cada uno de los patrones repetitivos de embutición se comporta idénticamente a lo largo de toda la longitud de la probeta.

No se ha incorporado ningún elemento externo a la propia probeta del ensayo *Pull-out*, salvo los resortes transversales equivalentes al peso propio del hormigón.

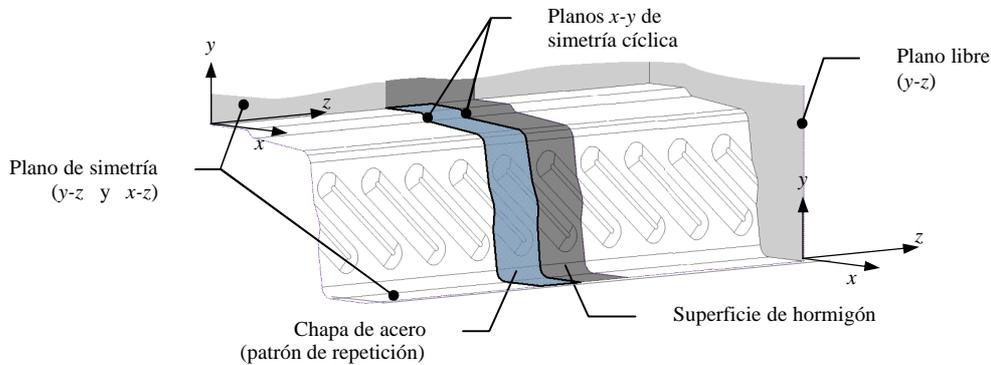


Figura 5-11 Dominio del modelo de elementos finitos

En las primeras simulaciones de aproximación al fenómeno, se constató la gran rigidez del hormigón con relación a la de la chapa de acero. Así, la superficie de contacto del hormigón se ha implementado como infinitamente rígida y se ha comprobando que no se modifican los resultados.

5.2.2. Escala

Se ha modelizado la geometría de la chapa, incorporando los radios de acuerdo del perfilado transversal, pero no se han incorporado los radios de acuerdo en las aristas de las embuticiones. Se ha comprobado, mediante simulaciones adicionales de validación, que éste no es un detalle significativo en el comportamiento general.

El principal fenómeno físico a reproducir es el deslizamiento entre ambos materiales, por lo que entre ambos materiales se ha dispuesto de elementos de contacto con fricción.

La adherencia inicial (*chemical bond*), fenómeno físico-químico de escala mucho menor, no se ha incorporado en del modelo de fricción, aunque existe la posibilidad de hacerlo en forma de *tensión de cohesión inicial* t_0 , esto es, resistencia inicial al deslizamiento incluso en ausencia de presión normal.

Tampoco se incorporan efectos de erosión superficial en el hormigón debida al contacto con las aristas de las embuticiones. Este fenómeno se considera parcialmente incluido en el ajuste del coeficiente de fricción.

5.2.3. Idealizaciones de la geometría

Dados los importantes márgenes de tolerancia de fabricación que se dan habitualmente en el proceso de embutición de las chapas, las medidas adoptadas para su modelización son una media de las tomadas directamente sobre las probetas ensayadas.

Se consideran significativos para el objetivo de la tesis, la definición de la generatriz transversal del laminado y, en cuanto a las embuticiones, únicamente sus profundidades f y sus anchuras y longitudes en la base y en la punta.

Se considera insignificante para el objetivo de la tesis la definición exacta de detalles geométricos de menor escala como curvaturas de las superficies y aristas, radios de acuerdo (no reproducidos), espesores variables, etc.

Se asume el comportamiento de *placa* modelada por su fibra media.

5.2.4. Modelos de comportamiento de los materiales

Del análisis de las simulaciones preliminares –donde tanto el acero ($E=210.000\text{ N/mm}^2$, $\nu=0.28$) como el hormigón ($E=20.000\text{ N/mm}^2$, $\nu=0.15$) son tratados como materiales elásticos– se concluye simular el hormigón como una superficie rígida de contacto e incorporar un modelo de plastificación para el acero. Concretamente, se incorpora un modelo multilíneal elasto-plástico simétrico (ver Figura 5-12), obtenido de ensayos de tracción uniaxial sobre probetas extraídas de chapas idénticas a las ensayadas.

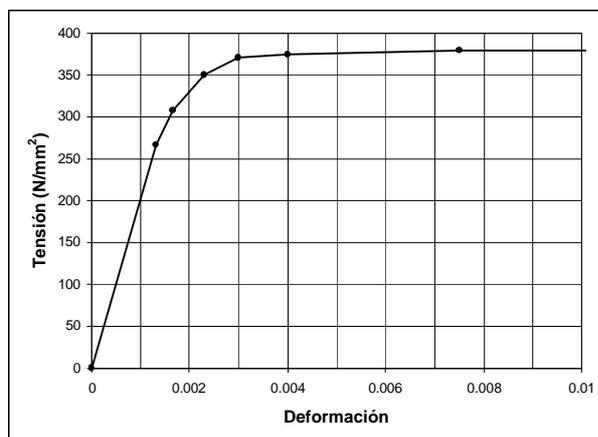


Figura 5-12 Curva Tensión-Deformación para el acero (perfil HB)

No se tienen en cuenta las tensiones residuales generadas durante el proceso de fabricación, puesto que el modelo toma la geometría nominal de la chapa perfilada y embutida como estado de referencia libre de tensiones.

5.2.5. Tipos de elemento

Dada la complejidad de computación de los fenómenos a simular, se han intentado utilizar las formulaciones más simples posibles, con el fin conseguir tiempos de computación razonables.

Así, se han ensayado las distintas formulaciones disponibles con diferentes tamaños de malla y distintos modelos geométricos de detalle, llegándose a la conclusión que el modelo más adecuado corresponde al más simple y también al más rápido: elemento SHELL181 con integración reducida, sin radios de acuerdo y con un tamaño de elemento normal (ver punto 5.3.2).

Este modelo proporciona resultados perfectamente equiparables a simulaciones mucho más complejas, por ejemplo: elemento SHELL93, con radios de acuerdo de 2 mm en aristas y

tamaño de elemento muy pequeño. Por ello, se da por comprobada la robustez de resultados de estos modelos.

Para reproducir los resortes transversales del ensayo de *Pull-out* equivalentes al peso propio del hormigón, se incorpora un elemento lineal de 2 nodos con la rigidez equivalente.

5.2.6. Modelos de contacto con fricción

En el momento de realización de los primeros modelos, los elementos de contacto entre superficies de segundo orden, utilizaban el modelo de fricción rígida de Coulomb (ilustrado en la Figura 5-7) sin posibilidad de incorporar un coeficiente de rozamiento dinámico. Por otra parte, la fricción dinámica precisa de la computación de velocidades y aceleraciones y, por tanto, la correcta caracterización de la masa del sistema. Dado el carácter quasi-estático de los ensayos, dada la complejidad añadida que supone la integración temporal del fenómeno y también, dada la enorme dispersión experimental asociada a la adherencia estática inicial, se decide simplificar este efecto en las simulaciones, introduciendo un coeficiente de fricción único, sin efectos dinámicos, sin adherencia inicial y sin tensión tangencial máxima.

Los coeficientes de fricción analizados entre acero y hormigón son: máximo $m=0,6$ y mínimo $m=0,2$. Se han realizado también simulaciones sin rozamiento, para evaluar el caso de superficies engrasadas.

5.2.7. Discretización

Se han realizado mallados más finos en las zonas donde la geometría lo requería y donde se esperaba un mayor gradiente en los resultados. Una vez analizados éstos, no se han detectado puntos conflictivos que hayan sugerido la necesidad de remallar los modelos.

El tamaño de los elementos debe adoptarse como punto de equilibrio entre precisión y tiempo de cálculo. Debe usarse el máximo tamaño de elemento posible sin que los resultados de interés se vean afectados.

Para ello se han generado algunos modelos adicionales de mallados más finos y tiempos de cálculo mayores, con los que se ha comprobado la robustez de los resultados.

5.2.8. Condiciones de enlace

En los contornos del dominio analizado, se requieren diversas condiciones de simetría: la simetría longitudinal de cada probeta (plano medio entre nervios), la simetría longitudinal de contacto entre las dos probetas encaradas y la simetría cíclica de repetición de los patrones de embutición, en los límites transversales.

La simetría cíclica longitudinal consiste en un acoplamiento de todos los grados de libertad de cada nodo de uno de los bordes de la chapa, con su simétrico en el borde opuesto. En algunos casos se ha desacoplado el desplazamiento longitudinal para permitir así la incorporación de la tracción longitudinal de la chapa (ver punto siguiente 5.2.9).

Se ha supuesto que la placa de acero, utilizada para la separación de los dos nervios, en el ensayo de *Pull-out*, es lo suficientemente rígida como para fijar perfectamente la chapa nervada en sentido transversal. Así, las líneas longitudinales de los extremos laterales de la chapa se suponen fijos, excepto en el sentido del deslizamiento.

5.2.9. Condiciones de carga

5.2.9.1. Condiciones generales

La carga aplicada sobre el modelo consiste en un desplazamiento longitudinal en la dirección del deslizamiento, impuesto a todos los nodos de cada uno de los bordes transversales de la chapa. Con ello se asume que dichos bordes se mantienen planos y equidistantes durante el deslizamiento, menospreciando así la elongación global longitudinal de la chapa.

Adicionalmente, a modo de validación de dicha planitud y equidistancia de los planos transversales (ver 5.3.2.4), se han calculado algunos modelos con las siguientes condiciones de carga:

- Presión uniforme de tracción en ambas líneas con y sin acoplamiento longitudinal
- Presión uniforme de tracción en una de las líneas con y sin acoplamiento longitudinal.

5.3. CASOS ANALIZADOS Y RESULTADOS PRELIMINARES

5.3.1. Modelos y resultados preliminares

Durante el desarrollo del presente trabajo y a medida que las simulaciones proporcionaban resultados, los modelos de elementos finitos se han ido modificando y ajustando.

A continuación se expone la totalidad de modelos realizados, en orden cronológico, con una breve descripción de sus características.

Los límites transversales de la chapa se acoplaron también en el sentido del deslizamiento, por lo que no se reproducen deformaciones longitudinales en la chapa.

5.3.1.1. Modelos elásticos y lineales

Hormigón modelado con elementos sólidos (*brick*) elásticos y lineales de 20 nodos. El acero es tratado también como material elástico y lineal. Plano de encarado entre probetas empotrado.

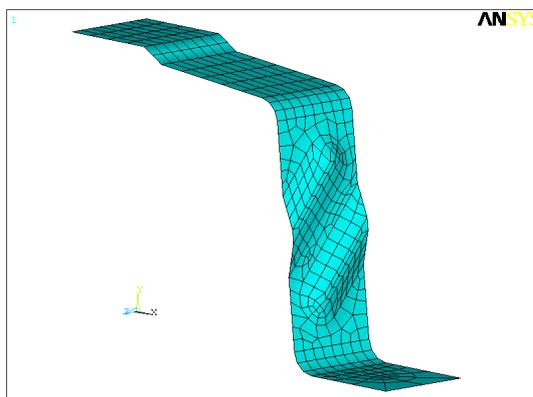


Figura 5-13 Malla de placas para la chapa nervada (vista superior)

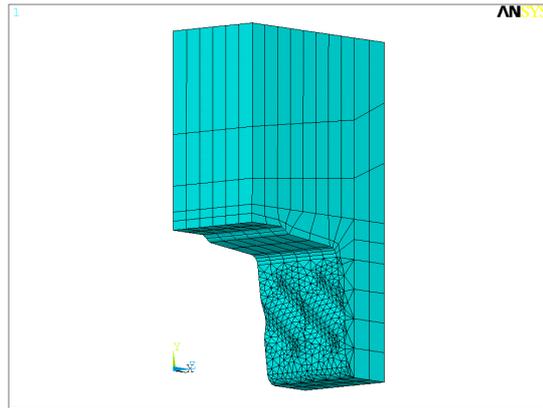


Figura 5-14. Malla de sólidos para el hormigón (vista inferior)

Las elevadas tensiones generadas en el acero obligaron al uso de un modelo de comportamiento elasto-plástico.

5.3.1.2. Modelos elasto-plásticos

Hormigón modelado con elementos sólidos (*brick*) elásticos y lineales. Se incorpora un modelo elasto-plástico multilínea para el acero. Plano de encarado entre probetas empotrado.

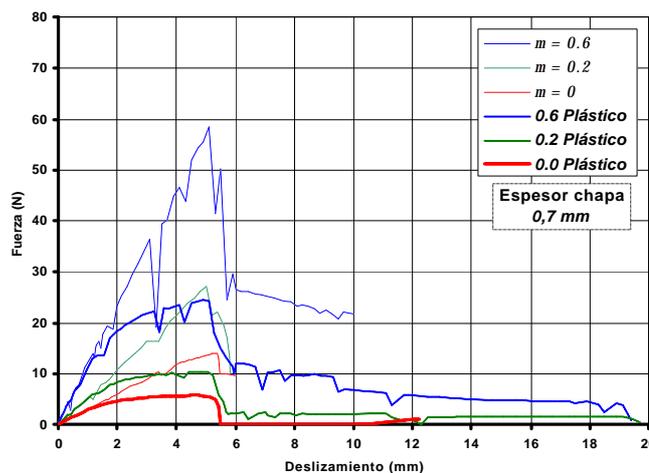


Figura 5-15. Comparación de respuesta elástica y elastoplástica (línea continua)

La Figura 5-15 muestra, para distintos valores de coeficiente de fricción, la diferencia entre las simulaciones elásticas y las elastoplásticas. Las tensiones alcanzadas en los modelos elásticos superan ampliamente el límite elástico.

5.3.1.3. Comprobación de la rigidez del hormigón

Se comprueba también la alta rigidez del hormigón en relación a la chapa de acero. El movimiento lateral de la chapa (flexión transversal) es mucho mayor que el movimiento lateral de los nervios de hormigón: 0,02 mm frente a 1,67 mm (más de 80 veces mayor). Así, se decide sustituir los elementos *brick* del hormigón por la superficie de contacto infinitamente rígida de los modelos definitivos. A continuación se comparan las respuestas del modelo de hormigón elástico con el modelo de contacto rígido. Se aprecia la coincidencia total de resultados.

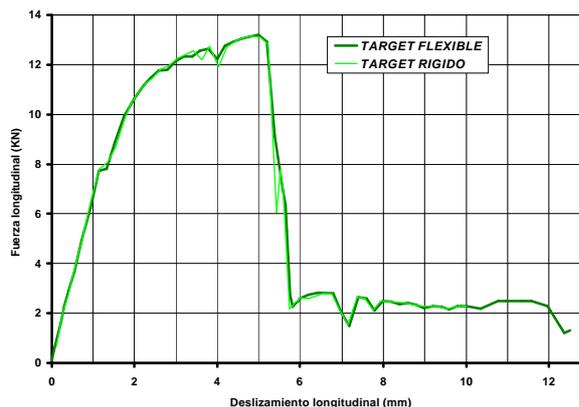


Figura 5-16. Comparación de respuesta para hormigón elástico y rígido

5.3.2. Modelos de evaluación de robustez numérica y modelo definitivo

Antes de construir los modelos paramétricos, se procedió a evaluar la robustez de los mismos frente a tres aspectos opcionales del modelado: distintas formulaciones de elementos placa, distintos tamaños de malla y efecto de la incorporación de los radios de acuerdo en las aristas de las embuticiones.

5.3.2.1. Evaluación de los tipos de elemento

Se construyeron distintos modelos del diseño HB estándar (ver tabla 5-2), del mismo tamaño de malla con los elementos SHELL43, SHELL93 y SHELL181 con integración reducida, obteniéndose las siguientes curvas de respuesta:

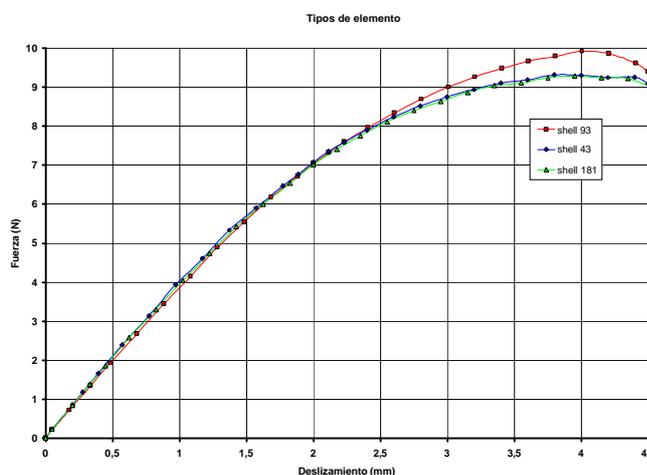


Figura 5-17. Comparación de respuesta para diversos tipos de elemento

Se observa una coincidencia notable entre el elemento 43 y el 181 pese a la utilización de la integración reducida para este último. En cambio, el elemento 93 proporciona una respuesta más resistente, para este tamaño de malla. Más adelante se verá como, al precisar más la geometría y reducir la malla, el resultado del elemento 93 converge también con el de los elementos 43 y 181.

Se ha comprobado también la coincidencia total de resultados para el elemento SHELL181 entre integración completa e integración reducida, en este caso para el diseño CRR.

5.3.2.2. Evaluación del radio de acuerdo

Se ha evaluado también el efecto de la incorporación de los radios de acuerdo de las embuticiones.

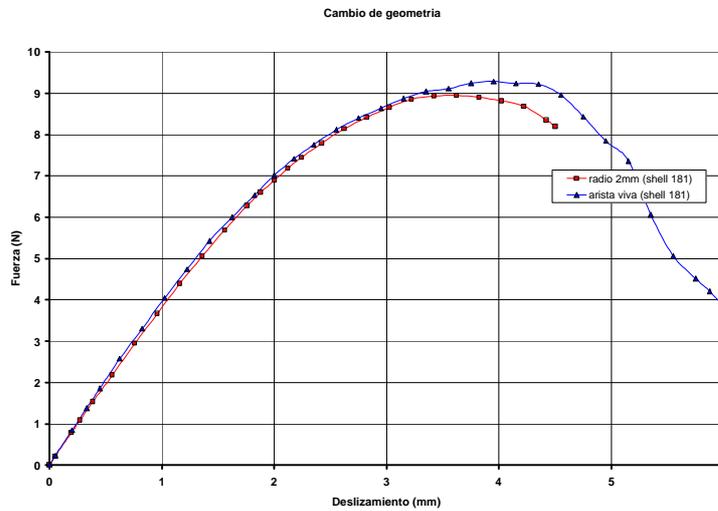


Figura 5-18. Efecto de incorporar radios de acuerdo en las aristas de las embuticiones

La incorporación de radios de acuerdo suaviza la respuesta modificando ligeramente el valor de fuerza máxima alcanzada.

5.3.2.3. Evaluación del tamaño de malla y geometría

A fin de realizar una prueba concluyente para la evaluación de la robustez de los resultados, se construyó un modelo de gran precisión utilizando una malla de elementos de 2º orden (shell 93) con un tamaño de elemento muy pequeño e incorporando los radios de acuerdo en las aristas de las embuticiones (“super test”).

Este modelo se compara a continuación con el más sencillo y rápido de los modelos (shell 181 con integración reducida, sin radios de acuerdo y con el tamaño de malla habitual):

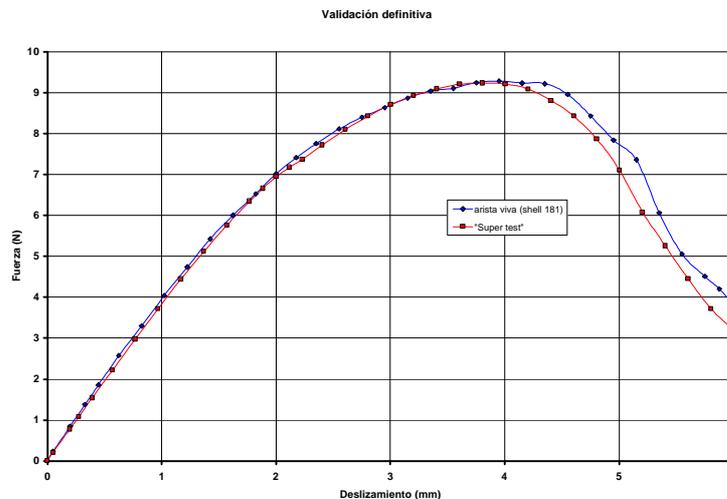


Figura 5-19. Comparación entre el modelo de precisión “Super test” y el definitivo

En el “super test” se observa una mayor suavidad en la trayectoria de descenso de carga, debida principalmente a la incorporación del radio de acuerdo en las aristas de las embuticiones. Las curvas obtenidas se ajustan lo suficiente para decidir implementar el modelo más sencillo en los cálculos paramétricos, puesto que su tiempo total de computación (unos 20 minutos de media) es muy inferior.

5.3.2.4. Evaluación de la hipótesis de planitud y equidistancia

Para evaluar la robustez de los resultados frente a la hipótesis de planitud de la sección transversal de la chapa, se ha realizado un modelo en cuyos bordes libres se han introducido presiones de tracción uniformemente distribuidas (bordes flexibles).

La tracción resultante en el borde superior equivale a la fuerza total de extracción del ensayo *Pull-out*, mientras que la resultante en el borde opuesto se reduce proporcionalmente al número de patrones de embutición de la probeta. Este caso de carga se asemeja al comportamiento de la sección extrema de la probeta del ensayo de *Pull-out*, por donde se sujeta la chapa (ver Figura 5-20).

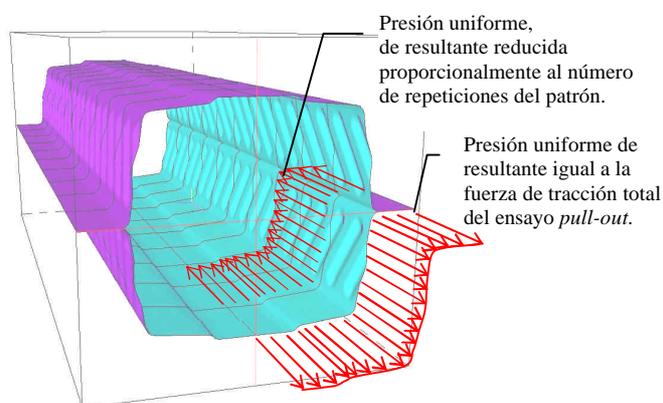


Figura 5-20 Esquema de carga bajo la hipótesis de bordes flexibles. Extremo superior.

Asimismo, se ha analizado el caso que correspondería al último patrón de repetición, por donde se sujeta el hormigón en el ensayo de *Pull-out*. En este caso, la sección extrema inferior se deja libre de acoplamiento y de carga y la opuesta se somete a una presión uniformemente distribuida (ver Figura 5-21). Todas las simulaciones proporcionaron resultados similares en cuanto a nivel de resistencia, por lo que se tomó la planitud y equidistancia de las secciones transversales como hipótesis válida en los modelos definitivos de trabajo.

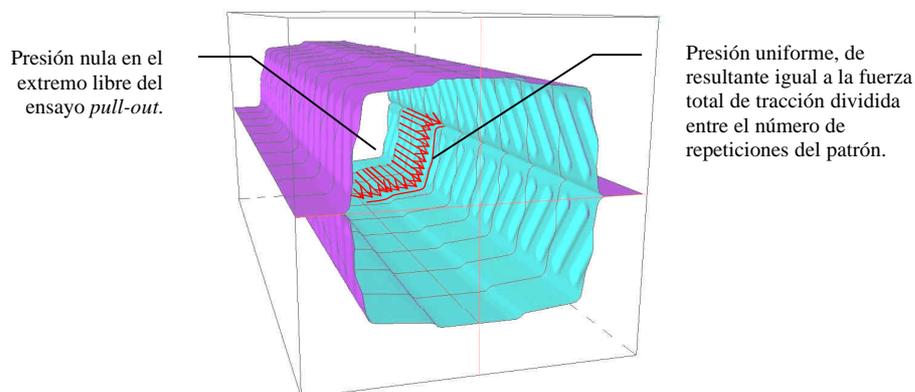


Figura 5-21 Esquema de carga bajo la hipótesis de bordes flexibles. Extremo inferior.

5.3.2.5. Modelo definitivo

En resumen, la Figura 5-22 muestra el modelo definitivo, para uno de los diseños analizados, y se indican sus características esenciales. El hormigón se ha substituido por una superficie de contacto infinitamente rígida con fricción. El acero es tratado como material elasto-plástico con endurecimiento simétrico. Se incorpora “simetría de contacto” en el plano de encarado entre probetas, prolongándose el modelo de la chapa hasta la zona de sujeción atornillada.

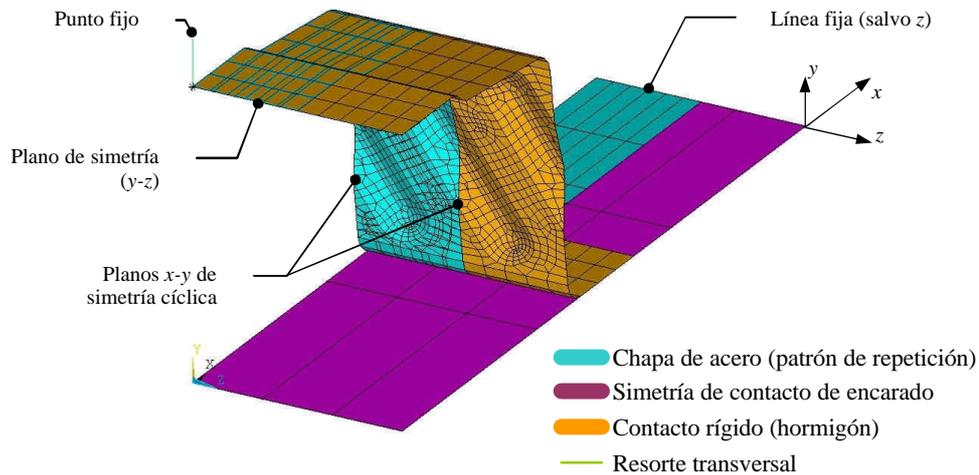


Figura 5-22. Esquema general de los modelos de elementos finitos definitivos

Se ha usado el tamaño de malla convencional con elementos placa SHELL181 de integración reducida.

5.3.3. Diseños analizados

A continuación se resumen los valores que toman los distintos parámetros en cada uno de los modelos numéricos calculados.

Se identifican en **negrita** los valores correspondientes al modelo de referencia. En cada diseño, coinciden con los reales de las probetas de *Pull-out* ensayadas (ver *Capítulo 4*) y son usados como referencia comparativa.

El resto de modelos resultan de cambiar únicamente el parámetro indicado, manteniendo fijos los valores de referencia de los otros parámetros.

5.3.3.3. Diseño SHR

Perfil SHR	Fricción <i>m</i>	Espesor <i>t</i> (mm)	Pendiente de embutido <i>a</i> (°)	Perfilado <i>b</i> (°)	Profundidad <i>f</i> (mm)	Separación <i>s</i> (mm)
	0	0,5	21,8	90	1	27
	0,15	0,7	30	95	1,5	28
	0,2	0,72	40	100	2	40
	0,32	0,75	50	104	2,5	50
	0,4	0,775	60	110	2,9	60
	0,6	0,78	70	120		
		0,8				
		0,875				
		1				
		1,2				

Tabla 5-4 Relación de modelos SHR

5.3.3.4. Diseño QL60

Perfil QL60	Fricción <i>m</i>	Espesor <i>t</i> (mm)	Pendiente de embutido <i>a</i> (°)	Perfilado <i>b</i> (°)	Profundidad <i>f</i> (mm)
	0	0,5	25	60	1
	0,2	0,75	30	70	2
	0,4	1	45	75	2,5
	0,6	1,2	60	80	3
			70	87,14	3,5
				90	4

Tabla 5-5 Relación de modelos QL60

5.3.3.5. Diseño T80

Perfil T80	Fricción <i>m</i>	Espesor <i>t</i> (mm)	Pendiente de embutido <i>a</i> (°)	Perfilado <i>b</i> (°)	Profundidad <i>f</i> (mm)	Inclinación <i>f</i> (°)	Longitud <i>l</i> (mm)	Anchura <i>w</i> (mm)	Separación <i>s</i> (mm)
	0	0,5	35	60*	1	40**	30	7,5	35
	0,2	0,75	40	65*	1,3	50** / 50	40	11	40
	0,4	0,8	45	70*	1,5	55	50	15	50
	0,5	1	50	75*	2	60** / 60	60	20	60
	0,6	1,2	55	80*	3	65			75
		1,25	60		3,5	70** / 70			100
		1,4	65		4				

* también inverso

** sin cambiar longitud

*** también inverso

Tabla 5-6 Relación de modelos T80

5.3.3.6. Diseño RD70

El diseño RD70 fue simulado únicamente para evaluar las sombras de tensión provocadas por las embuticiones. No fue analizado el deslizamiento en esta chapa.

5.4. RESULTADOS A ANALIZAR

Las bases de datos para el cálculo y análisis de cualquiera de los modelos de elementos finitos elaborados en esta tesis, así como las macros para la modificación de cualquier parámetro, se adjuntan en soporte informático.

Los resultados presentados a continuación a modo de ejemplo, corresponden al modelo HB de referencia (nº1) en su versión definitiva descrita en el apartado anterior.

Para la comprensión de los mecanismos resistentes frente al deslizamiento, se ha considerado significativo el análisis de los siguientes resultados:

- *Evolución de la deformada*: Es importante observar en primer lugar la evolución de la flexión de la chapa para comprender qué tipo de esfuerzos está soportando.
- *Evolución de las tensiones principales*: Con el fin de comprender perfectamente la respuesta mecánica de la chapa, se considera necesaria la representación de la evolución de las tensiones principales y sus direcciones a lo largo del proceso de carga.
- *Zona de contacto*: Evolución de las fuerzas y zona de contacto, desde el inicio hasta en el instante de máxima carga.

Se trata, en definitiva, de conocer como es la interacción entre acero y hormigón, esto es, cómo son las cargas que se transmiten, en qué puntos actúan y cómo evolucionan.

- *Curva separación vertical – deslizamiento*: Representación de la separación vertical relativa entre el acero y el hormigón frente al deslizamiento longitudinal.

La existencia de una liberación vertical del hormigón con respecto a la chapa, supone una pérdida casi total de resistencia al deslizamiento.

- *Tensiones máximas de Von Mises y extensión de la zona plastificada*: Evolución de las tensiones equivalentes de Von Mises y deformaciones plásticas de la chapa, durante el proceso de deslizamiento.

Todo proceso de plastificación supone una limitación de la carga necesaria para seguir con el mecanismo resistente. Interesa, pues, aprovechar el régimen elástico con la mayor eficacia para conseguir alcanzar los máximos esfuerzos e intentando, en la medida de lo posible, pasar después al régimen plástico de forma gradual evitando así colapsos bruscos. Estos dos aspectos pueden resultar contrapuestos.

- *Curva fuerza – deslizamiento*: Representación de la fuerza total de extracción correspondiente al ensayo de Pull-out, frente al deslizamiento longitudinal. Para obtener la fuerza total, se supone que cada patrón de embutición se comporta idénticamente. Así, se multiplica la fuerza obtenida en el modelo de elementos finitos por el número patrones de embutición y por 4 (dos simetrías longitudinales).

Lógicamente se trata del criterio principal de valoración de los diseños, puesto que muestra cualitativa y cuantitativamente la resistencia frente al deslizamiento longitudinal, objeto de la tesis. El valor máximo de esta curva es la *resistencia al deslizamiento* y es la única magnitud considerada en el estudio paramétrico.

5.4.1. Evolución de la deformada

Deformada de la chapa en el instante de máximo esfuerzo, magnificada gráficamente en un factor 5:

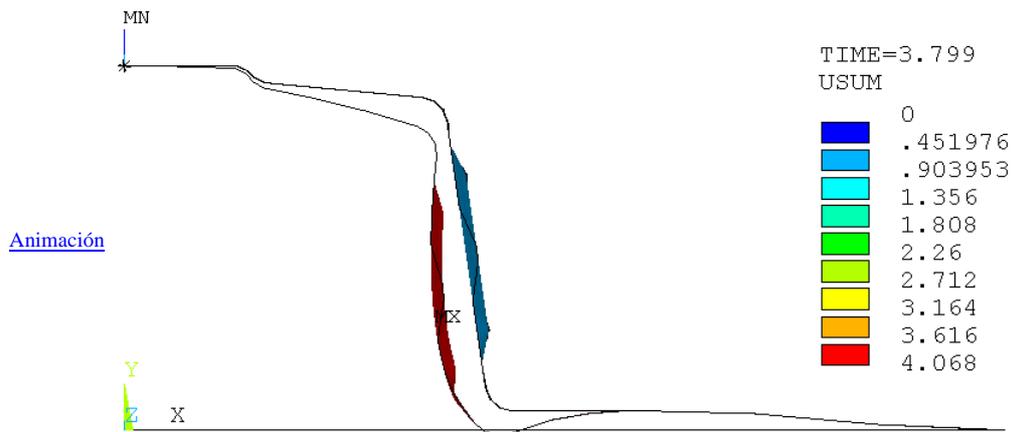


Figura 5-23. Deformada aumentada 5 veces en el instante de máximo esfuerzo

Las animaciones incrustadas en la edición digital del presente documento ayudan a comprender la evolución de la deformada. En este caso se puede observar cómo el punto de máxima carga coincide con la liberación vertical del hormigón.

5.4.2. Evolución de las tensiones principales

La representación cualitativa de las tensiones y direcciones principales, en la chapa ilustran los flujos de tensiones y ayudan a interpretar los estados tensionales en cualquier punto del material.

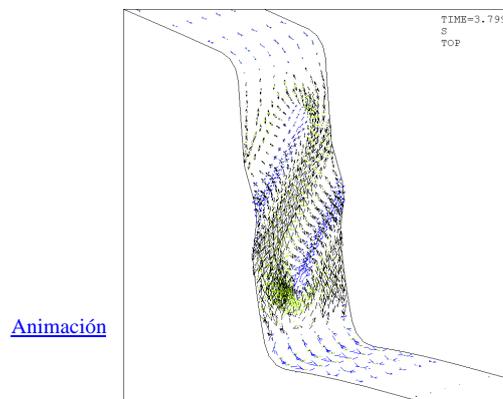


Figura 5-24. Direcciones principales en la fibra exterior. Instante de máxima carga

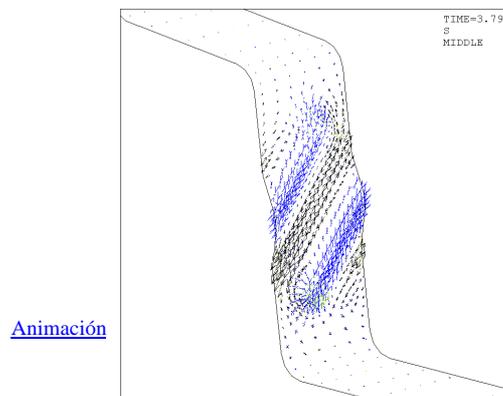


Figura 5-25. Direcciones principales en la fibra media. Instante de máxima carga

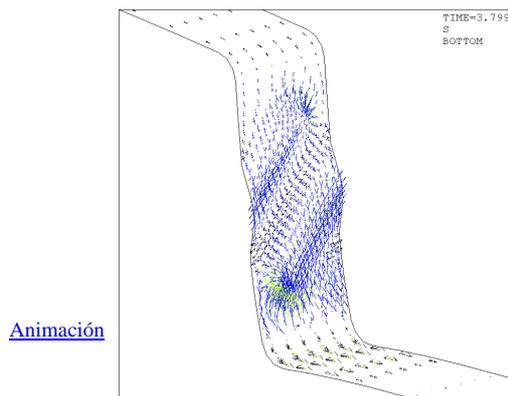


Figura 5-26. Direcciones principales en la fibra interior. Instante de máxima carga

Se observa, en la fibra media (Figura 5-25), las tensiones de membrana debidas al efecto cúpula creado por la embutición: tensiones de compresión en la cúspide y tensiones de tracción en la base.

5.4.3. Zona de contacto

La evolución de la zona de contacto y de la magnitud de las fuerzas de interacción facilita la comprensión del mecanismo resistente. Se aprecia en todos los casos analizados que, después del primer deslizamiento, la curvatura de la chapa debida a la flexión, limita la zona de contacto entre chapa y acero a determinados puntos característicos, típicamente los extremos de las embuticiones.

Se trata pues de contactos muy locales que producen normalmente pequeñas roturas locales y/o erosiones en el hormigón, realmente difíciles de abordar numéricamente con los modelos desarrollados en esta tesis.

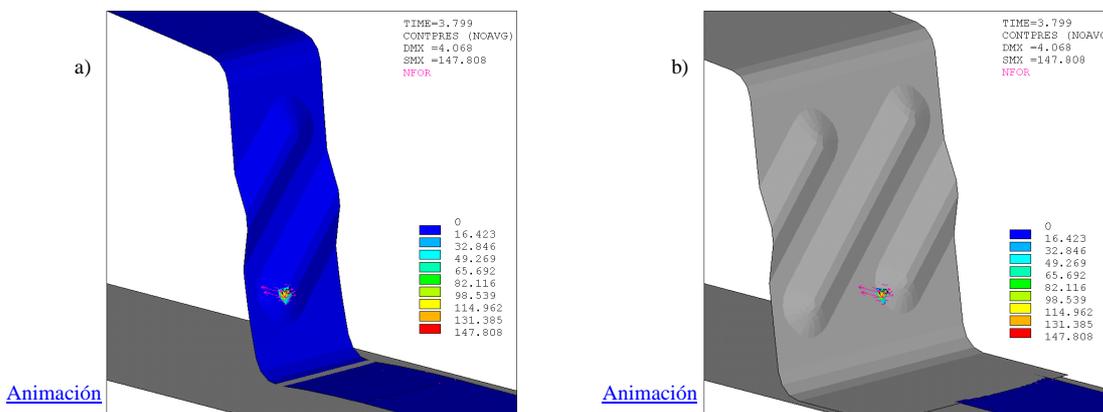


Figura 5-27a y b. Presiones de contacto en el acero(a) y el hormigón(b)

Se puede apreciar como, en este caso, la flexión de la chapa provoca una separación de la chapa respecto al hormigón en la parte superior de la embutición, de forma que se tiene sólo contacto en la parte inferior.

5.4.4. Curva fuerza-deslizamiento y separación vertical-deslizamiento

Las curvas fuerza-deslizamiento no reproducen el fenómeno de adherencia inicial debida al enlace químico y/o a la fricción estática, por lo que corresponden a las curvas que se

obtendrían en ensayos de probetas en las que la adherencia inicial ha sido previamente eliminada y cargadas de nuevo.

La fuerza máxima de esta curva cuantifica la eficacia del diseño y la magnitud del deslizamiento, así como la forma general de la curva, ilustran su ductilidad o fragilidad.

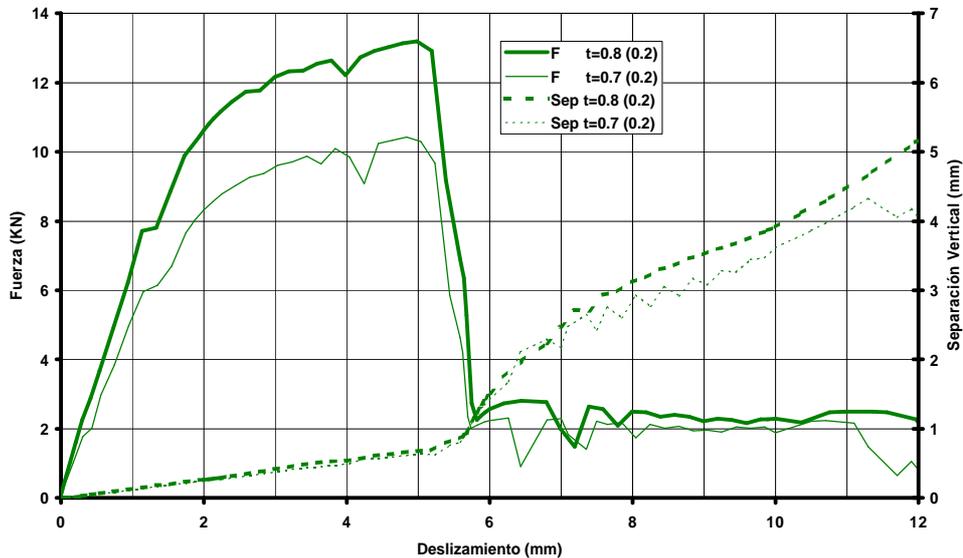
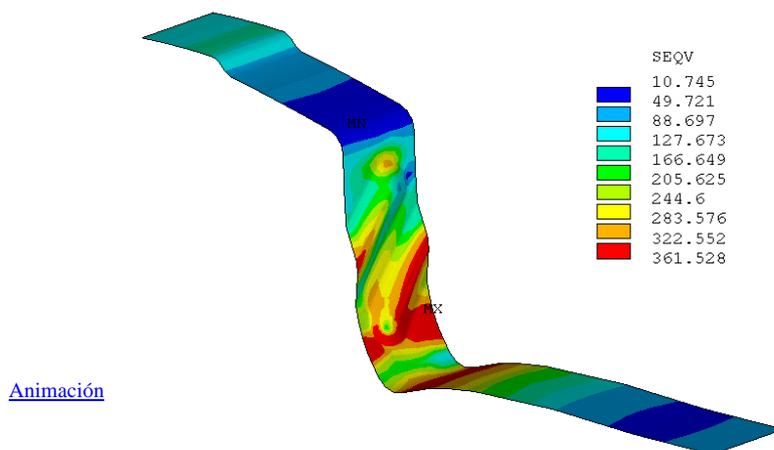


Figura 5-28. Gráficos Fuerza y Separación vertical frente al deslizamiento para espesores de chapa 0,7 y 0,8 mm

En los perfilados de ángulo abierto, la flexión de la chapa acaba liberando el movimiento vertical del hormigón, momento en el cual se imposibilita totalmente cualquier transmisión de esfuerzos.

5.4.5. Tensiones de Von Mises y extensión de la zona plastificada

Una extensa zona plastificada indica un alto grado de aprovechamiento del material, además, con un diseño adecuado, la deformabilidad asociada a la fluencia puede imprimir un carácter dúctil a la losa, siempre recomendable.



[Animación](#)

Figura 5-29. Mapa de tensiones equivalentes de Von Mises (N/mm^2)