

ANÁLISIS DE MUROS DE CORTANTE EN ESTRUCTURAS DE MAMPOSTERÍA POR EL MÉTODO DE LOS ELEMENTOS FINITOS

Jorge G. Rosas Rodríguez
Universidad Privada Boliviana
jrosas@upb.edu

(Recibido el 15 de mayo 2003, aceptado para publicación el 29 de agosto 2003)

RESUMEN

El presente trabajo de investigación es una aplicación de los modelos numéricos más recientemente propuestos para el análisis de estructuras de mampostería. El objetivo global de este artículo es estudiar el comportamiento de muros de cortante sometidos a cargas coplanas. Se ha realizado la calibración de modelos numéricos, para ello se han utilizado muretes de ladrillo ensayados a compresión diagonal. Los muretes han sido sometidos a un análisis numérico utilizando dos técnicas diferentes (micro y macromodelización) basadas en el método de los elementos finitos, que permiten simular el comportamiento no lineal de la mampostería. La técnica de micromodelización ofrece resultados muy fiables y puede predecir todas las fallas que pueden ocurrir. La técnica de macromodelización es también capaz de predecir el comportamiento de las estructuras de mampostería; sin embargo, esta técnica requiere un mayor cuidado en la interpretación de sus resultados.

Palabras Clave: Estructuras de Mampostería, Micro-Modelización, Macro-Modelización, Método de Elementos Finitos.

1. INTRODUCCIÓN

La mampostería es un material compuesto y heterogéneo, constituido por dos materiales de características distintas: las unidades (ya sean ladrillos cerámicos, bloques de hormigón u otras) y las juntas de mortero.

Su comportamiento mecánico es muy complejo, y es función de las características mecánicas de las unidades y del mortero que la componen. Además, las condiciones de construcción y mano de obra tienen un gran efecto en el comportamiento mecánico de la mampostería. Las juntas horizontales y verticales actúan dentro de la mampostería como planos de falla, ya que la interface unidad-mortero tiene una unión débil.

Las propiedades mecánicas reales de la mampostería hacen que no se la puede tratar como un material elástico isótropo, como se hace con otros materiales utilizados en el campo estructural: acero, hormigón, etc. Es así, que en las dos últimas décadas, desde el desarrollo de las técnicas modernas de computación basadas en el Método de los Elementos Finitos, algunos investigadores han tratado de desarrollar modelos específicos para el análisis de estructuras de mampostería.

2. TÉCNICAS DE MODELACIÓN DE ESTRUCTURAS DE MAMPOSTERÍA

En general, una modelización numérica puede ser enfocada con *Micromodelos*, los cuales discretizan de forma detallada y tratan a las unidades y al mortero por separado. Para esta técnica de micromodelización existen dos formas diferentes de encarar el problema, dependiendo de la precisión y sencillez de la modelización, Rots [1] y Lourenço [2] distinguen entre:

- *Micromodelización detallada:* En esta técnica, ladrillos y morteros son representados por elementos continuos, mientras que la interfase ladrillo-mortero se representa mediante elementos discontinuos.
- *Micromodelización simplificada:* Los ladrillos están representados por un elemento continuo y las juntas horizontales y verticales son representadas por elementos discontinuos.

En la primera técnica se toman en cuenta el módulo de Young, el coeficiente de Poisson y, en caso de ser necesario, las propiedades inelásticas de las unidades y del mortero. En el presente trabajo, para el análisis de los muretes se ha utilizado la micromodelización simplificada.

Por otra parte, existe la posibilidad de hacer un tratamiento con *Macromodelos*, donde las unidades, mortero e interfase unidad-mortero están englobados por un mismo elemento, asumiendo al compuesto mampostería como un todo.

A) Micromodelización

Los micromodelos tienen su campo de aplicación en el estudio del comportamiento local de las estructuras de mampostería [3]. Page [4] es el primer investigador que ha obtenido algunos resultados de la aplicación de micromodelización en mampostería de ladrillo. Riddington y Ghazali [5] han desarrollado un estudio experimental y numérico sobre el comportamiento de paneles de mampostería. Para el análisis numérico, ellos han trabajado con un micromodelo detallado en el cual unidades y mortero son representados por medio de elementos finitos de tensión plana y la interfase ladrillo-mortero por elementos de conexiones a manera de discontinuidades. Lotfi y Shing [6] y Lourenço [2], consideraron la necesidad de la simulación numérica detallada de estructuras de mampostería para su mejor entendimiento. La técnica desarrollada por Lourenço, es innovadora en el sentido de utilizar elementos de interfase para modelar las juntas y de incluir la falla por tracción de las unidades. Lourenço y Rots [7] indican que un modelo preciso para mampostería debe incluir los tipos básicos de mecanismos de falla que caracterizan el material. Carol y López [8] desarrollaron un modelo de análisis para la simulación de materiales cuasi-frágiles.

B) Macromodelización

Los modelos específicamente desarrollados para mampostería toman en cuenta, en su concepción, la anisotropía causada por las juntas de mortero. Samarashinghe *et al.* [9] proponen un macromodelo simple para el análisis no lineal de mampostería de ladrillo bajo estados de tracción-compresión biaxial. Dhanasekar y Page [10] desarrollaron un macromodelo más sofisticado. Adreaus [11], para poder modelizar ciertas características de la mampostería (su comportamiento), que se hacen difíciles de analizar por técnicas estándar de la Mecánica de Medios Continuos y el Método de los Elementos Finitos uni y bidireccionales, discretiza o divide el sólido mampostería en un número finito de celdas elementales, compuestas por elementos barra a manera de una celosía que poseen leyes constitutivas multilineales. Lourenço *et al.* [12] desarrollan un macromodelo continuo anisótropo.

3. CRITERIOS DE FLUENCIA PARA MATERIALES CUASI-FRAGILES

Para que la modelización sea correcta y se realice conforme al comportamiento real de la mampostería, es de suma importancia la elección de un criterio de fluencia conforme a los mecanismos de falla de la mampostería, ya que éste determinará el comportamiento no lineal del modelo.

No todos los mecanismos de falla en la mampostería son totalmente comprendidos y los criterios de fisuración no han sido del todo desarrollados, por lo que es usual la utilización de criterios de plasticidad aplicados a geomateriales.

Los datos experimentales han demostrado que existen ciertos criterios de fluencia que funcionan bien para algunos materiales de características específicas, y no muy bien para otros materiales. Los micromodelos, junto con los ensayos experimentales, representan una gran herramienta para poder entender el comportamiento real de la mampostería.

Para la modelación a un micro nivel de los mecanismos de falla por tracción y cortante, se utiliza una superficie de fluencia combinada, con la superficie de fluencia de Rankine se incorpora el modo de tracción y la superficie de fluencia de Mohr-Coulomb para el modo cortante, ver Figura 1.

El criterio de fluencia de Rankine, también conocido como el criterio de mayor tensión principal; fue desarrollado por el científico e ingeniero escocés William John M. Rankine (1820-1872). Esta es la primera de las teorías de falla, y una de las más simples en su concepción. Se puede resumir de la siguiente manera:

“La falla (fluencia) se predice que ocurrirá en un estado de tensión multiaxial, si la máxima tensión principal en la dirección normal iguala o excede en valor a la máxima tensión normal, al momento de falla en un simple ensayo uniaxial, usando un espécimen del mismo material”.

El criterio fluencia de Mohr-Coulomb fue desarrollado en 1852 por el ingeniero holandés Otto Mohr (1835-1918) como una interpretación del Círculo de Mohr para un estado de tensión triaxial. La teoría de Mohr-Coulomb es una extensión del criterio de la máxima tensión tangencial (desarrollado por Tresca en 1865), análogo al criterio de Rankine, sólo que en este último criterio se utiliza la máxima tensión tangencial para predecir la falla del material. El criterio de Mohr-Coulomb predice razonablemente el estado de tensión hidrostático[†], ya que se ha determinado que no existe fluencia en un sólido sometido a un estado de compresión puramente hidrostático. Por otra parte, se ha determinado que el criterio de Mohr-Coulomb se adecúa para materiales que tienen resistencias a tracción y compresión bastante diferentes, como es el caso de la mampostería. Este criterio de falla también ha sido adoptado por varios códigos de diseño europeos.

[†] La tensión hidrostática se define como aquel estado de tensión donde todas las tensiones principales son iguales.

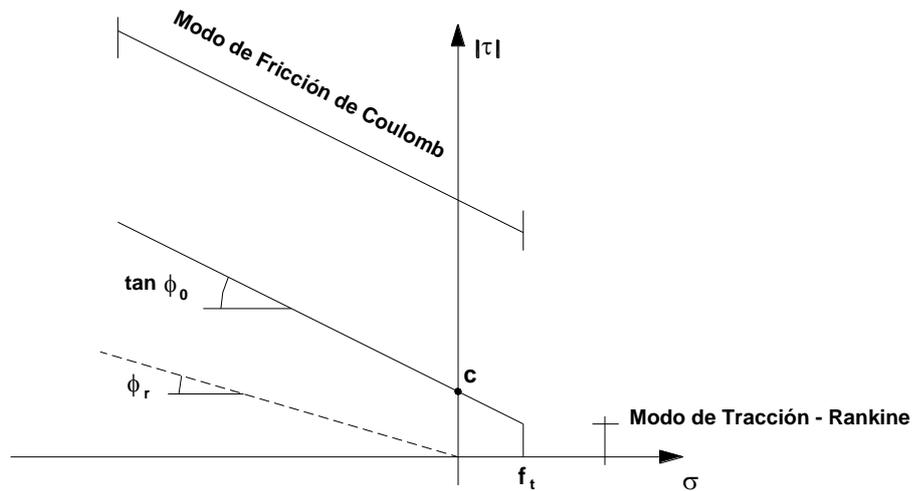


Figura 1 – Superficie de fluencia combinada de Mohr-Coulomb y Rankine.

Para la modelación a un macro nivel se han utilizado los criterios de Rankine para la falla por tracción y el criterio de Drucker-Prager para las fallas de cortante y compresión, Figura 2.

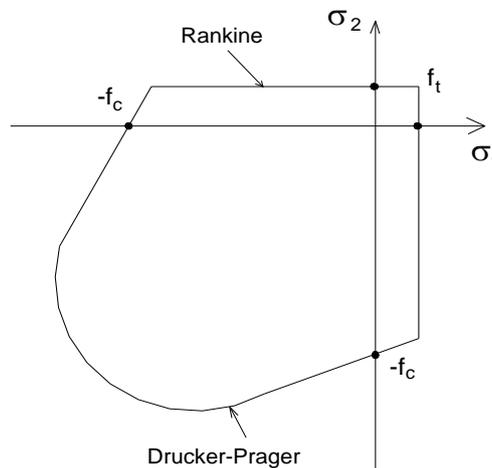


Figura 2 – Superficie de fluencia combinada de Drucker-Prager y Rankine.

Estas teorías de falla están formuladas para materiales isótropos, de modo que los resultados simplemente proporcionarán una idea global del comportamiento de la estructura de mampostería. En la Figura 2, siendo f_c la resistencia a la compresión, f_t la resistencia a la tracción y σ_1 y σ_2 son las tensiones principales mayor y menor respectivamente.

El criterio de fluencia de Drucker-Prager es una aproximación del criterio de Mohr-Coulomb, ha sido formulado por D. C. Drucker y W. Prager en 1952. Este criterio es muy usado en materiales granulares (friccionales) como los suelos, rocas y hormigón.

4. DESCRIPCIÓN DE LOS ELEMENTOS UTILIZADOS EN EL MICRO Y MACROMODELO

En el *micromodelo*, para modelar las unidades se han adoptado elementos continuos cuadrilaterales isoparamétricos de 8 nodos, Figura 3. La interpolación de este tipo de elementos es cuadrática. El polinomio de desplazamientos u_x y u_y está dado por la expresión:

$$u_i(\xi, \eta) = a_0 + a_1 \cdot \xi + a_2 \cdot \eta + a_3 \cdot \xi \cdot \eta + a_4 \cdot \xi^2 + a_5 \cdot \eta^2 + a_6 \cdot \xi^2 \cdot \eta + a_7 \cdot \xi \cdot \eta^2 \quad (1)$$

Este polinomio conlleva a un campo de deformaciones, donde la deformación ε_{xx} varía linealmente en la dirección "x" y cuadráticamente en la dirección "y", la deformación ε_{yy} varía linealmente en la dirección "y" y cuadráticamente en la dirección "x", a su vez, la deformación γ_{xy} varía cuadráticamente en ambas direcciones. Debido a que en el micromodelo se asume que las unidades tienen un comportamiento elástico, se adopta el esquema de integración de Gauss de 2x2, siendo éste el más habitual para este tipo de comportamiento, Rots [14].

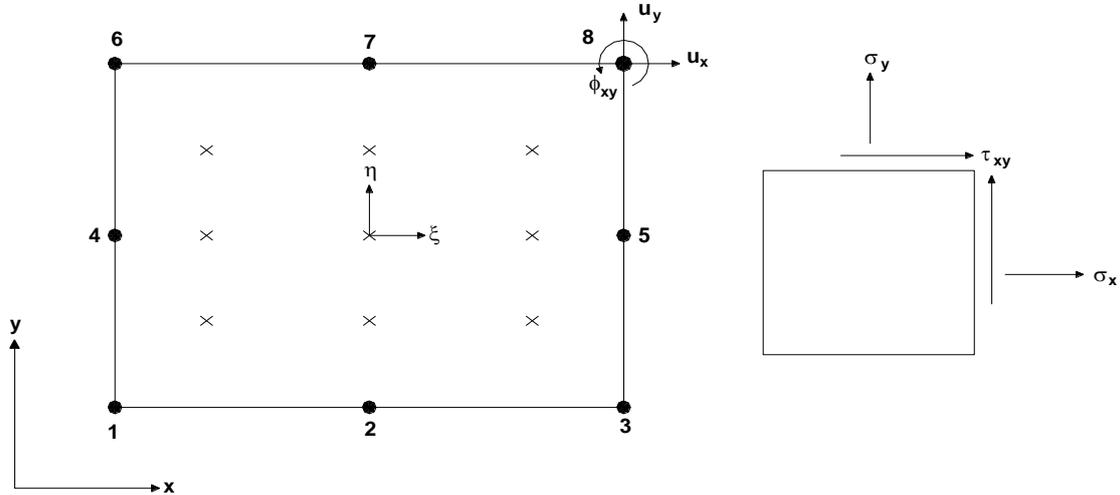


Figura 3 – Esquema del elemento continuo cuadrilátero de 8 nodos.

Para la *interface de unidad-mortero*, en el micromodelo se han utilizado elementos discontinuos, ver Figura 4. Estos elementos permiten discontinuidades en el campo de desplazamientos y su comportamiento se describe en términos de las relaciones entre tensiones t y los desplazamientos relativos Δu a lo largo de la interface. Estos elementos son muy útiles en el método de los elementos finitos cuando los desplazamientos son discontinuos entre dos elementos, como es el caso de las juntas de mortero donde existen aberturas por tracción y deslizamientos por cortante, ver Figuras 4 y 5.

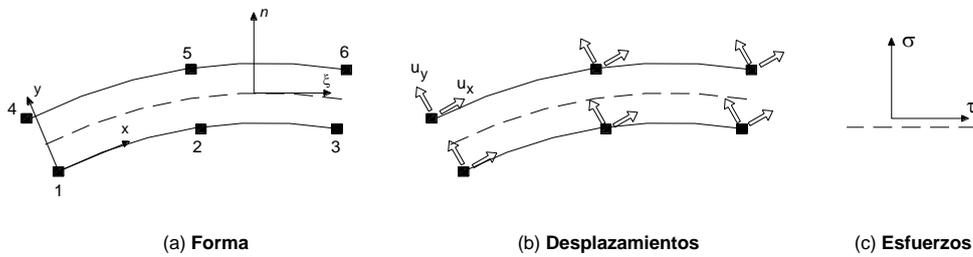


Figura 4 – Esquema del elemento de interface.

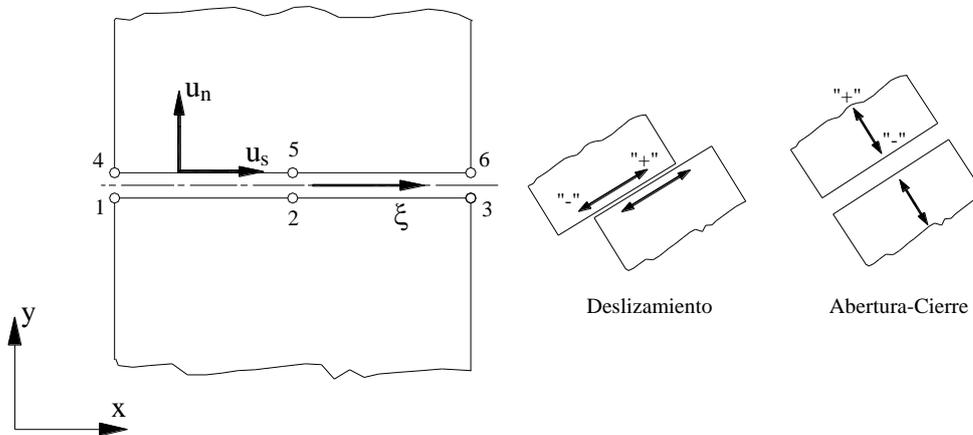


Figura 5 – Esquema del comportamiento de un elemento de interface.

El elemento de interface utilizado en el micromodelo tiene una configuración bi-dimensional. Este elemento describe una relación entre las tensiones de contacto t y los desplazamientos relativos Δu a través de la interface, que son representados con las siguientes expresiones:

$$t = \{\sigma \quad \tau\}^T \quad (2)$$

$$\Delta u = \{\Delta u_n \quad \Delta u_s\}^T \quad (3)$$

La dirección S es tangente a la interface, y la dirección local n es perpendicular al plano de la interfase. El elemento se basa en una interpolación cuadrática, y se ha utilizado un esquema de integración de tres puntos de Lobatto. Se escogió este esquema de integración dado el deficiente comportamiento con la integración de Gauss para elementos discontinuos de gran rigidez, Rots [14].

Para modelar los elementos del *macromodelo*, también se ha utilizado elemento cuadrilátero de 8 nodos. Debido a que tienen un comportamiento no lineal, se adoptó un esquema de integración de Gauss de 3x3, por ser un esquema más robusto para el análisis no lineal de materiales *cuasi-frágiles*, según Rots [14].

5. MURETES DE LADRILLO ENSAYADOS A COMPRESIÓN DIAGONAL

5.1 Estudios experimentales

Ensayos en Muretes de ladrillo perforado sometidos a Compresión Diagonal, fueron realizados por Lijdens y Villegas [15] en el Laboratorio de Estructuras de la Escuela de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos de la Universidad de Cantabria.

El espécimen consistía en un murete de 600x600 mm², constituido por 8 hiladas de dos y medio ladrillos cada una, el espesor del muro es 125 mm. Las juntas horizontales y verticales tienen un espesor de 10 mm, ver Figura 6. Las dimensiones nominales del ladrillo perforado es de 230x125x65 mm³.

Para la fabricación de los especímenes, los autores de los estudios experimentales han utilizado un mortero de cemento y arena remolida, sin cal ni aditivos: Mortero M80 1:4. La cantidad de agua fue fijada para mantener una consistencia en Cono de Abrams de 140±20 mm. Todos los especímenes ensayados fueron instrumentados con el objeto de conocer las características de deformación del material. Para ello se utilizaron transductores de desplazamiento del tipo VRT largos con recorrido de ±50[mm]. Los especímenes fueron ensayados con una de edad de 30 días.

Mediante este ensayo se dibujó el esquema de fisuración de los muretes. La instrumentación aplicada ha permitido trazar la curva de tensión de corte nominal-distorsión angular. La resistencia de corte nominal y la distorsión angular han sido calculadas con las ecuaciones (4) y (5), respectivamente.

$$f_{qN} = \frac{P_{m\acute{a}x}}{\sqrt{2} \cdot A} = \frac{P_{m\acute{a}x}}{A_d} \quad (4)$$

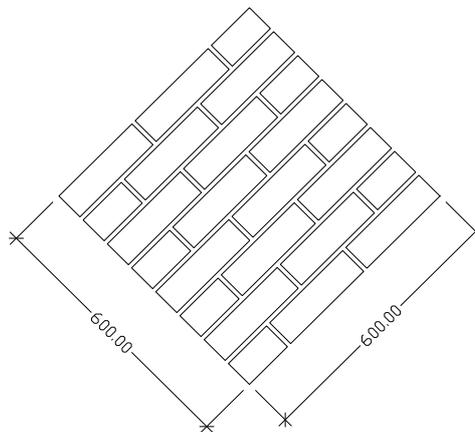


Figura 6 – Dimensiones del murete a compresión diagonal.

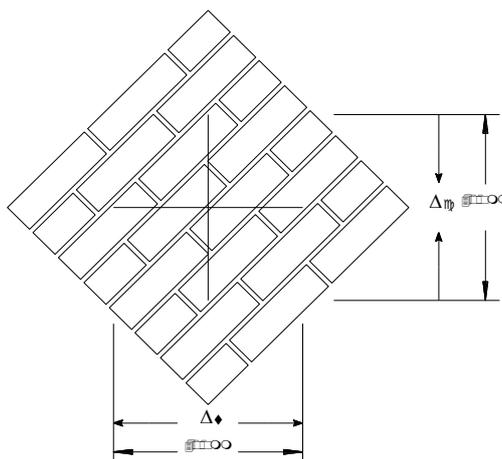


Figura 7 – Bases de medida para medir la deformación de las diagonales.

siendo f_{qN} la resistencia nominal al corte, $P_{m\acute{a}x}$ la carga de rotura vertical, A es el \u00e1rea de la secci\u00f3n de la probeta (\u00e1rea de una hilera) y A_d es el \u00e1rea de la diagonal del murete. La relaci\u00f3n $P_{m\acute{a}x}/\sqrt{A}$ es la componente horizontal de carga vertical.

$$\gamma = \varepsilon_v - \varepsilon_h \tag{5}$$

ε_v y ε_h son las deformaciones espec\u00edficas en las diagonales vertical y horizontal, respectivamente. Se considera positivo al acortamiento, por lo que debe observarse que al ser ε_h una deformaci\u00f3n de tracci\u00f3n, resulta γ de la suma de los valores absolutos de los componentes. Los resultados de los estudios experimentales se presentan de manera resumida en la Tabla (1).

TABLA 1 – RESULTADOS EXPERIMENTALES DE MURETES A COMPRESI\u00d3N DIAGONAL, LIJDENS Y VILLEGAS [15]

Probeta No	Carga de Rotura kN	de	Distorsi\u00f3n angular M\u00e1xima o / oo	Tensi\u00f3n de Rotura N/mm\u00b2	Resistencia al Corte Media N/mm\u00b2
1	134,50		0,20	1,26	1,49
2	158,87		0,55	1,49	
3	160,80		0,50	1,50	
4	167,96		0,51	1,57	
5	172,02		0,41	1,61	

Estos muros fueron sometidos a una carga vertical puntual a trav\u00e9s de un gato hidr\u00e1ulico de doble efecto de capacidad 199 kN , la carga ha sido aplicada en forma incremental hasta producirse la falla, ver Figura 9.

5.2. An\u00e1lisis num\u00e9rico

La calibraci\u00f3n del programa de Elementos Finitos DIANA versi\u00f3n 7.2 con los resultados experimentales descritos anteriormente, se ha llevado a cabo por dos t\u00e9cnicas num\u00e9ricas micro y macromodelizaci\u00f3n.

Para el an\u00e1lisis num\u00e9rico por la t\u00e9cnica de *micromodelizaci\u00f3n*, los ladrillos son representados por elementos continuos de tensi\u00f3n plana (8 nodos) mientras que para las juntas horizontales y verticales se adoptaron elementos de interfase (6 nodos), y asimismo para las fisuras potenciales en la mitad de cada ladrillo. Cada ladrillo es modelado con elementos de 4x2 (o sea cada ladrillo se ha discretizado en 8 elementos), lo cual conllev\u00f3 a una discretizaci\u00f3n del murete en 294 elementos, 160 elementos continuos, 102 elementos de interface para las juntas y 32 elementos para las fisuras potenciales. Por el contrario, para el *macromodelo* se utilizaron \u00fanicamente elementos continuos de 8 nodos, y el mallado se gener\u00f3 con elementos de 40x40 mm\u00b2 . Esto conlleva a 225 elementos, a pesar, que se ha mallado bastante fino, existe una diferencia entre la cantidad de elementos requeridos por el micromodelo.

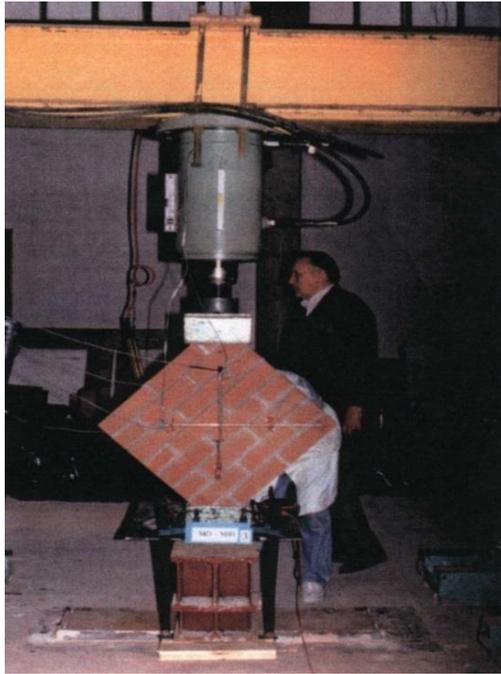


Figura 8 – Pórtico de cargas verticales para el ensayo de muretes a compresión diagonal.

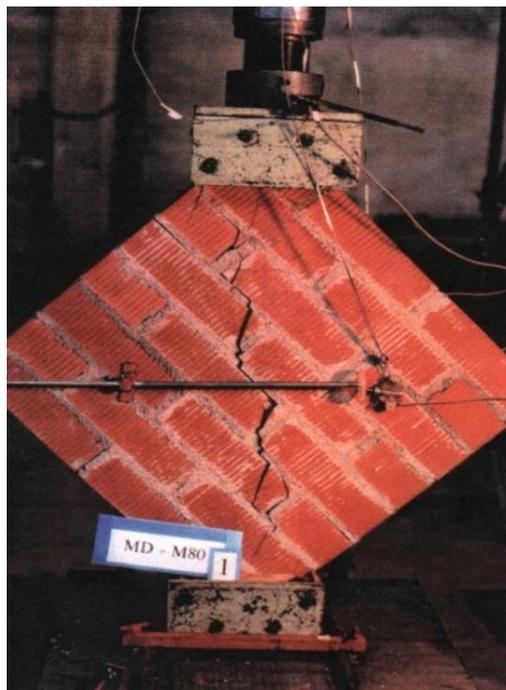


Figura 9 – Falla con fisuración diagonal central.

5.3 Parámetros de los materiales para el micromodelo

Previo a los ensayos de muretes de ladrillo a compresión diagonal, Lijdens y Villegas [15] realizaron ensayos para determinar la resistencia a la compresión del ladrillo y mortero.

Ladrillo cerámico perforado:

- Resistencia de rotura a la compresión media: $17,16 \text{ N/mm}^2$.
- Resistencia característica a la compresión: $13,11 \text{ N/mm}^2$.

Mortero M80:

- Resistencia de rotura a la compresión media: $20,71 \text{ N/mm}^2$.

- Resistencia característica a la compresión: 20,14 N/mm².

Los parámetros de los materiales que se utilizaron para la validación del Programa de Elementos Finitos DIANA versión 7.2 desarrollado por TNO Building and Construction Research, Holanda, diciembre de 1999, se presenta para cada componente del murete a compresión diagonal.

A. Propiedades de los ladrillos

Los ladrillos utilizados por Lijdens y Villegas [15] son ladrillos cerámicos perforados, de dimensiones 230×125×65 mm³.

Propiedades elásticas de los ladrillos: el módulo de Young E ha sido adoptado de Lourenço y Rots [7], que ellos han utilizado para validar su modelo de interfase; el coeficiente de Poisson ν y el módulo de elasticidad transversal G se presentan en la Tabla 2.

TABLA 2 – PROPIEDADES ELÁSTICAS DE LOS LADRILLOS.

Propiedades	Valores
E	16700 N/mm ²
ν	0,15
G	7261 N/mm ²

Debido a que se han empleado elementos de interfase verticales en la mitad de cada ladrillo para modelar las fisuras potenciales por tracción, se utilizó un modelo simple de falla del Modo I con ablandamiento exponencial por tracción y una inmediata actualización a cero de las tensiones de cortante, Lourenço y Rots [7]. Para este modelo se presentan en la Tabla 3 la resistencia a la tracción de los ladrillos paralela a las juntas horizontales f_t y la energía de fractura por tracción G_f^I . Las rigideces k_n y k_s de los elementos de interfase para las fisuras potenciales se asumen bastante elevadas para simular la alta rigidez de los ladrillos.

TABLA 3 – PROPIEDADES PARA LAS FISURAS POTENCIALES EN LOS LADRILLOS

Propiedades	Valores
f_t	2,0 N/mm ²
G_f^I	0,08 Nmm/mm ²
k_n	1,0 x 10 ⁶ N/mm ³
k_s	1,0 x 10 ⁶ N/mm ³

En los ensayos realizados por Lijdens y Villegas [15], no se posee la resistencia a la tracción de los ladrillos cerámicos. Para el presente estudio se ha adoptado un valor aproximado al 10% de su resistencia a la compresión, éste valor fue sugerido por Hughes *et al.* [16]. Además, la resistencia a la tracción de los ladrillos se encuentra entre los valores 1,79 y 2,74 N/mm² que han sido encontrados mediante ensayos a tracción directa por Atkinson *et al.* [17].

B. Propiedades de la interface ladrillo-mortero

Para las juntas de la mampostería Lijdens y Villegas [15] utilizaron un mortero de cemento 1:4 (M80). En los ensayos realizados por Lijdens y Villegas, no se disponen de propiedades inelásticas, con estos ensayos sólo se encontraron la carga de rotura máxima y con ella la tensión de corte máxima y luego la distorsión angular. En este trabajo, el módulo de elasticidad del mortero se ha adoptado un valor aproximado a los valores encontrados mediante ensayos realizados por Riddington y Ghazali [5]. Las propiedades elásticas del mortero se resumen en la Tabla 4.

TABLA 4 – PROPIEDADES ELÁSTICAS DE LAS JUNTAS DE MORTERO

Propiedades	Valores
E	7000 N/mm ²
v	0,15
G	3043 N/mm ²

Para representar el comportamiento de la unión ladrillo-mortero mediante los elementos de interfase se requieren las siguientes propiedades para la superficie compuesta de Mohr-Coulomb y Rankine: la resistencia a la tracción de la interface f_t , las energías de fractura del Modo I G_f^I y del Modo II G_f^{II} , la cohesión c , el ángulo de fricción interna inicial ϕ_0 , el ángulo de fricción interna residual ϕ_r , y los componentes de la matriz de rigidez elástica de los elementos de interface k_n y k_s , Tabla 5.

Algunos parámetros necesarios se han extraído de los datos obtenidos experimentalmente por Raijmakers y Vermeltfoort [18] en micro-ensayos para caracterizar el comportamiento de la interfase ladrillo-mortero y en muros de cortante para analizar su comportamiento, Tabla 5.

TABLA 5 – PROPIEDADES PARA LOS ELEMENTOS DE LA INTERFACE LADRILLO-MORTERO

Propiedades	Valores
f_t	0,50 N/mm ²
G_f^I	0,018 Nmm/mm ²
G_f^{II}	0,00 Nmm/mm ²
c	0,70 N/mm ²
$\tan \phi_0$	0,75
$\tan \phi_r$	0,75
$\tan \psi$	0,56
k_n	1200,00 N/mm ³
k_s	524,00 N/mm ³

De los datos de Raijmakers y Vermeltfoort no se posee un valor para la cohesión, por tanto se ha tomado el valor sugerido por Lourenço [21] de $c=1,4 \cdot f_t$. De igual manera, Lourenço indica que para un análisis riguroso con micromodelos, el ángulo de fricción interna y el ángulo de dilatación no deberían tomarse constantes conforme a observaciones realizadas en ensayos. Sin embargo, para propósitos como los del presente trabajo, Lourenço indica que es suficiente considerar $\tan \phi=0,75$ y $\tan \psi=0$ independientemente del tipo de mortero y unidad utilizada; en el presente análisis se ha considerado el ángulo de dilatación $\tan \psi=0,56$ debido a que el murete no está sometido a una precompresión. Las componentes de la matriz de rigidez elástica fueron calculadas a partir de las siguientes ecuaciones:

$$k_n = \frac{E_b \cdot E_m}{t_m \cdot (E_b - E_m)} ; k_s = \frac{G_b \cdot G_m}{t_m \cdot (G_b - G_m)} \quad (6)$$

donde E_b y E_m son los módulos de Young, G_b y G_m son los módulos de cortante respectivamente para la unidad y mortero, y t_m es el espesor de la junta.

5.4. Parámetros para el macromodelo

En ensayos de mampostería de ladrillos, Lijdens y Villegas [15] determinaron la resistencia a la compresión de prismas de ladrillo (de cinco ladrillos apilados y unidos con mortero). La resistencia de rotura media y la característica a compresión del prisma con mortero M80 determinadas fueron $12,80 \text{ Nmm}^{-2}$ y $10,3 \text{ Nmm}^{-2}$ respectivamente.

Para las propiedades mecánicas necesarias en la macromodelización, los datos de Raijmakers y Vermeltfoort son escasos, ya que sólo se dispone de la resistencia a la compresión de la mampostería f_m . Para obtener los demás parámetros requeridos se recurrió a fórmulas propuestas por diversos autores.

Los parámetros necesarios para el macromodelo son: las propiedades elásticas de la mampostería caracterizadas por el módulo de Young E y el coeficiente de Poisson ν , la resistencia a la compresión de la mampostería f_m , la resistencia a la tracción de la mampostería f_t , la energía de fractura por compresión G_{fc} , la energía de fractura por tracción G_f^I y los parámetros corregidos para un estado biaxial requeridos por el criterio de Drucker-Prager, $\text{sen}\phi$, $\text{sen}\psi$ y la cohesión \bar{c} . En la Tabla 6 se tienen los valores para estos parámetros.

TABLA 6 – PROPIEDADES DE LA MAMPOSTERÍA DE LADRILLO PARA EL MACROMODELO.

Propiedades	Valores
E	11850,00 N/mm^2
ν	0,15
f_m	10,00 N/mm^2
f_t	0,70 N/mm^2
G_{fc}	18,94 Nmm/mm^2
G_f^I	0,07 Nmm/mm^2
\bar{c}	3,68 N/mm^2
$\text{sen}\phi_0$	0,296
$\text{sen}\psi$	0,00

Para el módulo de Young para la mampostería se adoptó el promedio de los módulos de ladrillo y mortero. Sin embargo, Lijdens y Villegas [15] obtuvieron el módulo de elasticidad para el mortero M80 en función de la resistencia característica de la mampostería f_k , $E = 1152f_k$, la resistencia característica a la compresión fue de $10,31 \text{ N/mm}^2$, entonces el módulo de elasticidad E es igual a 11877 N/mm^2 que es aproximadamente igual al valor adoptado. La resistencia a la compresión de la mampostería se ha adoptado igual a 10 N/mm^2 que es un valor cercano al valor encontrado por Lijdens y Villegas, con éste valor se aproxima a los resultados experimentales. La resistencia y la energía de fractura para las fallas por tracción fueron obtenidos a partir de las relaciones propuestas por Lourenço:

$$f_t = 0,1 \cdot f_m \text{ N/mm}^2 \tag{7}$$

$$G_f^I = 0,1 \cdot f_t \text{ Nmm/mm}^2 \tag{8}$$

estos valores calculados fueron disminuidos en un 30% para calibrar el modelo. La energía de fractura por compresión fue estimada con la fórmula que propone el Código Modelo 90 (CEB-FIP, 1991) para hormigón, Lourenço [22]:

$$G_{fc} = 15 + 0,43 \cdot f_m - 0,0036 \cdot f_m^2 \tag{9}$$

El ángulo de fricción interna y la cohesión se han ajustado con las siguientes fórmulas:

$$\operatorname{sen}\phi_0 = \frac{3\alpha_f}{2 + \alpha_f} = \frac{3a - 3}{5a - 3} \quad (10)$$

$$\bar{c} = f_c \frac{1 - \operatorname{sen}\phi_0}{2 \cos\phi_0} \quad (11)$$

tomando el parámetro a como 1,39, a partir de las envolventes de falla en estado de tensión biaxial de la mampostería obtenidas por Page [23] y [24].

6. COMPARACIÓN ENTRE RESULTADOS EXPERIMENTALES Y NUMÉRICOS

La comparación entre las curvas tensión de corte-distorsión angular numérico y experimental de los muretes a compresión diagonal se muestran en la Figura 10. Los resultados son casi similares, la carga de rotura para el micromodelo es un 4% menor que la carga de rotura experimental media (promedio de 5 muretes), mientras la carga de rotura para el macromodelo es 1% menor que la experimental como puede observarse en la Tabla 7.

TABLA 7 – COMPARACIÓN ENTRE RESULTADOS EXPERIMENTALES Y NUMÉRICOS.

Carga de Rotura Experimental [kN]	Carga de Rotura Micromodelo [kN]	Carga de Rotura Macromodelo [kN]	Exper/Micro	Exper/Macro
158,83 ¹	152,30	157,40	1,04	1,01

¹ Valor medio de 5 muretes.

6.1. Análisis con micromodelo

Globalmente, el análisis por micromodelo captura bien el comportamiento experimental de los muretes como se ilustra en la Figura 10.

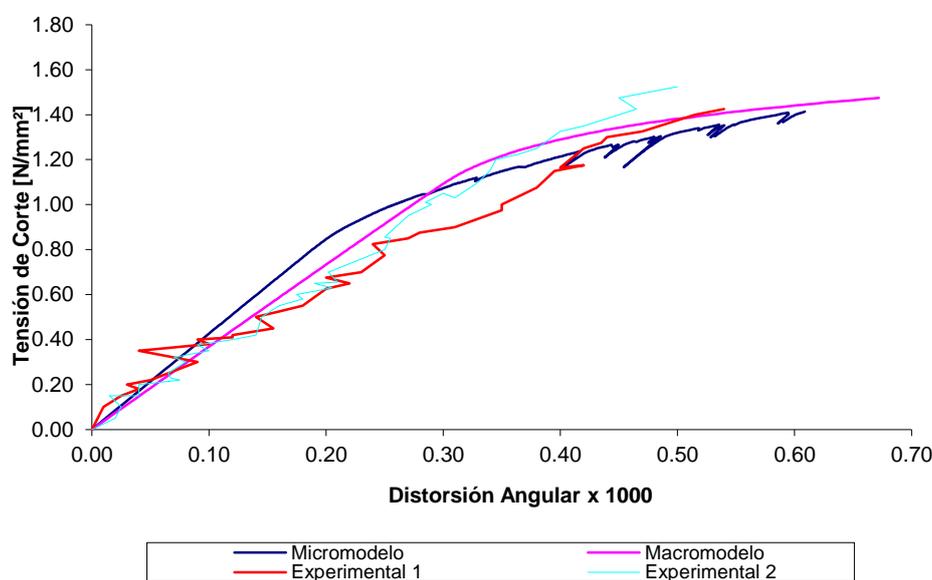


Figura 10 – Comparación de curvas de tensión de corte nominal-distorsión angular. Numérico-Experimental. (Las curvas experimentales sólo se han representado de las probetas 2 y 4).

Sin embargo, las cargas de rotura para los muretes 4 y 5 (Tabla 1) son algo mayores que la carga de rotura encontrada por micromodelo. La construcción y el curado influyen en la resistencia de la mampostería, ya que las tareas de fabricación fueron realizadas por un oficial albañil con vasta experiencia en la ejecución de estructuras de mampostería.

En el análisis numérico puede llegarse a cargas de rotura mayores, aumentando la resistencia a tracción de las juntas (lo cual no es conveniente ya que muchos investigadores recomiendan tomar el valor igual a cero) y el ángulo de dilatancia.

También puede decirse que existe una gran diferencia, especialmente en cuanto al curado, entre construir un murete en laboratorio y construir un muro en un edificio.

Nótese que los saltos encontrados en el análisis numérico son estados convergentes debido al surgimiento de nuevas fisuras diagonales y a que otras fisuras se cierran.

En la Figura 11.c, puede apreciarse que la zona más crítica es la parte diagonal del murete, se han producido fisuras escalonadas en la diagonal y en algunas juntas adyacentes, en el ensayo estas fisuras también fueron observadas, ver Figura 9. En general, la falla ocurrió en las juntas de mortero y no presentó la falla por tracción en los ladrillos. La falla es gobernada por tracción normal en las juntas y seguida por deslizamientos tangenciales. Puede observarse la similitud que existe entre los desplazamientos totales, en la situación de rotura (Figura 11.a) que suministra el micromodelo, con la realidad observada en el laboratorio (fotografía de la Figura 9).

En la Figura 11 se muestran las gráficas de fisuras de desplazamientos totales, desplazamientos incrementales, fisuras en las juntas de mortero y deslizamientos de las juntas, dichas gráficas son para el último paso de carga. Los *desplazamientos totales*, Figura 11.a, corresponden a la suma global hasta el último paso convergido. Los *desplazamientos incrementales*, Figura 11.b, se refieren al desplazamiento ocurrido en la última iteración. Las *gráficas de fisuras*, Figura 11.c, representan los desplazamientos ocurridos en la dirección normal al plano de los elementos de interface. Las *gráficas de deslizamientos*, Figura 11.d, representan desplazamientos ocurridos en la dirección tangente al plano de los elementos de interface

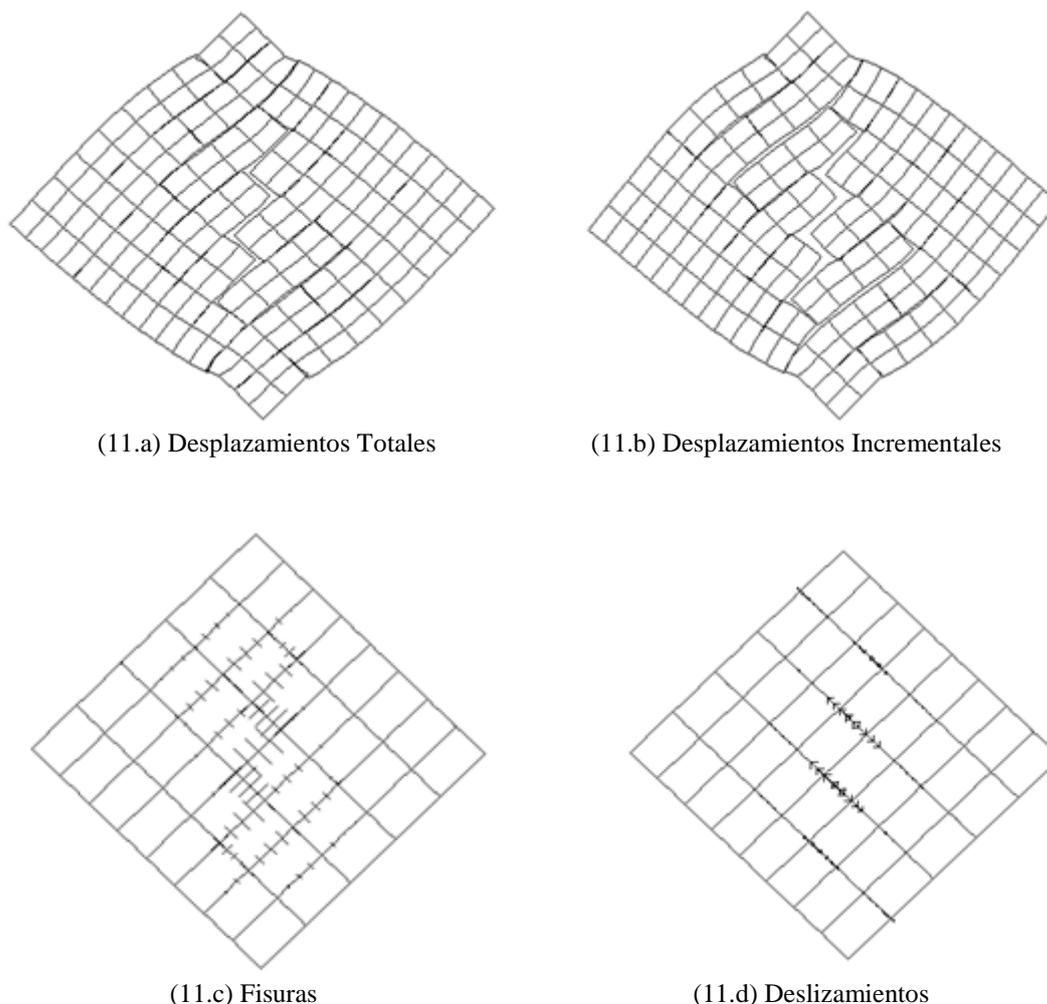


Figura 11 – Resultados del micromodelo para la carga de rotura, $P = 152,30 \text{ [kN]}$.

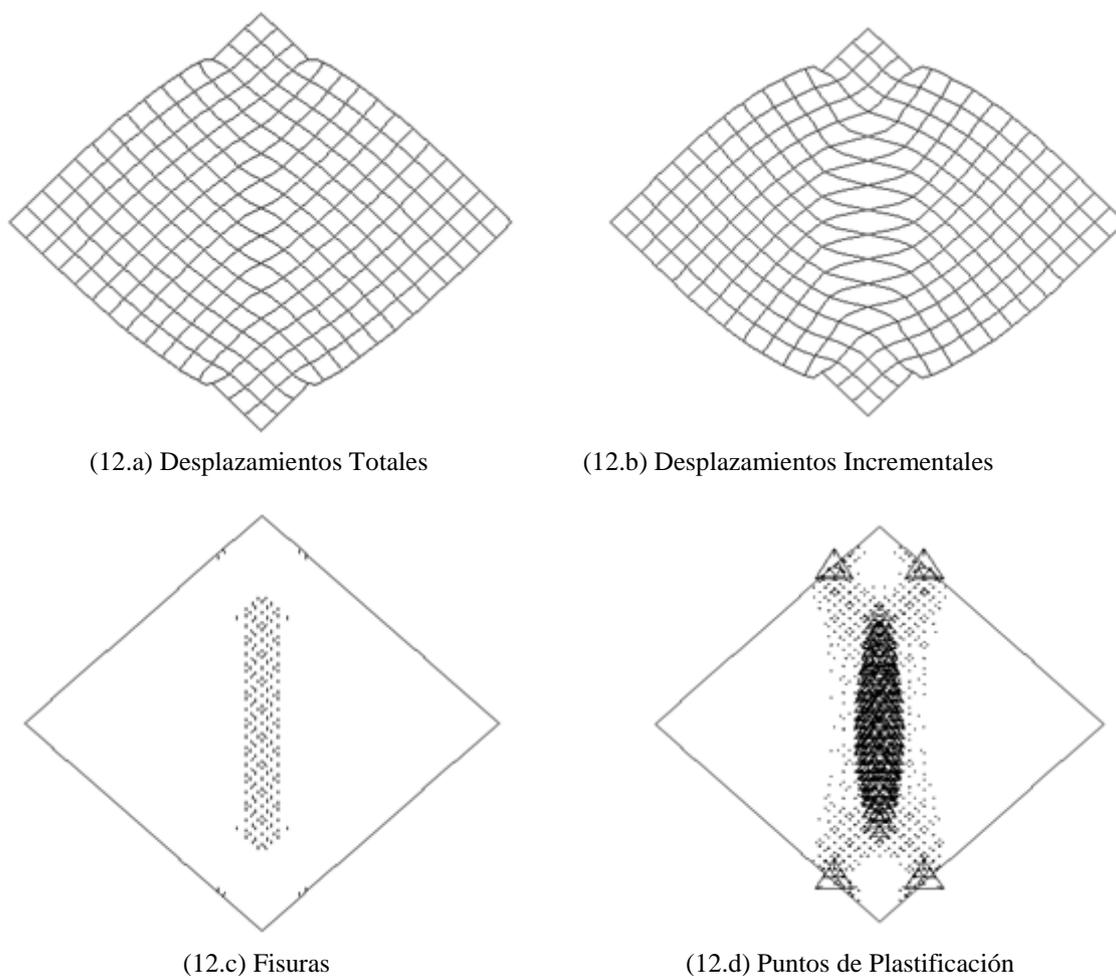


Figura 12 – Resultados del macromodelo para la carga de rotura $P = 157,40$ [kN].

7. CONCLUSIONES

De los análisis efectuados se puede concluir que la técnica de micromodelización ofrece resultados muy fiables, ya que incluso se puede predecir el patrón de fisuras que ocurrirá en el muro a través de las juntas de mortero, e incluso en los ladrillos, si éstos son modelados con fisuras potenciales. Por tanto, la aplicación del micromodelo a ensayos en muretes a compresión diagonal muestra coherencia y proporciona un conocimiento acerca del comportamiento de estas estructuras de mampostería.

La técnica de macromodelización requiere de mayor cuidado en la utilización e interpretación de sus resultados, puesto que se basa en propiedades y distribución de tensiones promedios. Su uso indebido puede llevar a resultados no reales si es que en el muro existen fallas muy localizadas. No obstante, se ha visto que el modelo es capaz de predecir efectivamente el comportamiento de estructuras de fábrica con valores de carga de colapso suficientemente precisos.

8. BIBLIOGRAFÍA

- [1] J. Rots. "Numerical simulation of cracking in structural masonry", *Heron*, Vol. 36 No. 2, pp. 49-63, 1991.
- [2] P. B. Lourenço. "Analysis of masonry structures with interface elements: Theory and applications", *Report No. 03.21.22.0.01, Delft University of Technology*, Delft, The Netherlands, 1994.
- [3] P. B. Lourenço et al. "Understanding the tensile behaviour of masonry parallel to the bed joints: a numerical approach", *Journal Masonry International*, Vol. 12, No. 3, pp. 96-103, 1999.
- [4] A.W. Page. "Finite element model for masonry", *Journal of Structural Engineering – ASCE*, Vol. 104, No. ST8, pp. 1267-1285, 1978.

- [5] J.R. Riddington and M.Z. Ghazali. "Hypothesis for shear failure in masonry joints", *Proc. Instn. Civ. Engrs.*, Part 2, Paper 9489, pp. 89-102, 1990.
- [6] H.R. Lotfi and P.B. Shing. "Interface model applied to fracture of masonry structures", *Journal of Structural Engineering – ASCE*, Vol. 120, No. 1, pp. 63-80, 1994.
- [7] P.B. Lourenço and J. G. Rots. "Multisurface interface model for analysis of masonry structures", *Journal of Engineering Mechanics – ASCE*, Vol. 123, No. 7, pp. 661-668, 1997.
- [8] I. Carol and C. López. "Analysis of quasi-brittle materials using interface elements", *mechanics of quasi-brittle materials and structures*. Hermes Science Publications, Paris, 1999.
- [9] W. Samarasinghe et al. "A finite element model for the in-plane behaviour of brickwork", *Proc. Instn Civil Engrs*, vol. 71, no. 2, pp. 171-178, 1982.
- [10] M. Dhanasekar and A. W. Page. "The influence of brick masonry infill properties on the behaviour of infilled frames", *Proc. Instn. Civ. Engrs.*, Part 2, 593-605, 1986.
- [11] U. Andreaus. "A 3-D finite element model for the analysis of masonry structures", *Proceedings of the Eighth International Brick and Block Masonry Conference*, Republic of Ireland, pp. 1405-1416, 1988.
- [12] P. B. Lourenço et al. "Continuum model for masonry: parameter estimation and validation", *Journal of Structural Engineering – ASCE*, Vol. 124, No. 6, pp. 642-652, 1998.
- [13] C. Molins y P. Roca. "Análisis resistente de construcciones de obra de fábrica. Aplicaciones a puentes arco", *Hormigón y Acero*, 3^{er} Trimestre, pp. 9-32, 1998.
- [14] J. G. Rots. "Computational modeling of concrete fracture", Dissertation, Delft University of Technology, Delft, The Netherlands, 1988.
- [15] A.N. Lijdens y L. Villegas. "Ensayos de fábricas de ladrillos perforados sometidas a esfuerzos cortantes y de compresión", Universidad de Cantabria, Departamento de Diseño y Construcción de Estructuras de Edificación y Obras Públicas, 1994.
- [16] T.G. Hughes et al. "Tensile strengths of masonry components", *Bulletin Masonry International*, Vol. 13, No. 2, pp. 39-43, 2000.
- [17] R.H. Atkinson et al. "A deformation failure theory for stack-bond brick masonry prisms in compression", *Proceedings of the 3rd North American Masonry Conference*, Paper No. 18, pp. 1-18, 1985.
- [18] T.M. Raijmakers and A.T. Vermeltoort. "Deformation controlled meso shear tests on masonry piers", *Report B-92-1156, TNO-BOUW/TU Eindhoven, Build. And Constr. Res., Eindhoven, The Netherlands (in Dutch)*, 1992.
- [19] A.T. Vermeltoort et al. "Shear tests on masonry walls", *Proceedings, 6th North American Masonry conference*, Philadelphia, pp. 1183-1193, 1993.
- [20] R. Van der Pluijm. "Shear behaviour of bed joints", *Proc. 6NAMC*, Eds. A.A. Hamid an H.G. Harris. TMS, Boulder, CO, 125, 1993.
- [21] P. B. Lourenço. "Computational strategies for masonry structures", *Ph.D. Thesis*, Delft University of Technology, Delft University Press, 1996a.
- [22] P. B. Lourenço. "A User/Programmer guide for the micro-modeling of masonry structures", *Report N° 03.21.1.21.35*, Delft University of Technology, Delft, Holland, 1996b.
- [23] A. W. Page. "The biaxial compressive strength of brick masonry", *Proc. Instn. Civil Engrs.*, Part 2, vol. 71, pp. 893-906, 1981.
- [24] A. W. Page. "The strength of brick masonry under biaxial tension compression", *International Journal of Masonry Construction*, Vol. 3, No. 2, pp. 26-31, 1983.
- [25] J. G. Rosas. "Aplicación de los modelos numéricos al estudio del comportamiento de muros de cortante en estructuras de fábrica, simples y armadas, con o sin aberturas" Tesis Doctoral, Universidad de Cantabria, España, 2001.
- [26] C. Molins. "Characterization of the mechanical behaviour of masonry", *Structural Analysis of Historical Constructions*, CIMNE, Barcelona, España, 1996.