

REFUERZO DE MUROS DE MAMPOSTERÍA CON MATERIALES COMPUESTOS

ING. VIVIANA CAROLINA ROUGIER

**Director:
DRA. BIBIANA MARÍA LUCCIONI**

**Instituto de Estructuras
Facultad de Ciencias Exactas y Tecnología
Universidad Nacional de Tucumán
San Miguel de Tucumán**

Diciembre 2007

A la luz de mi vida
“Por El, con El, en El y para El.”

RESUMEN

Las estructuras de mampostería son diseñadas para una determinada vida útil. Existen, sin embargo, numerosos edificios construidos con este material que se han dañado considerablemente en un tiempo mucho menor que el previsto, debido a diversas acciones externas (sismos, impacto, cambio de destino, agentes agresivos), y también estructuras que, por su valor histórico-cultural, merecen ser preservadas.

Investigaciones llevadas a cabo en los últimos años sobre el uso de materiales de matriz polimérica reforzados con fibras para el refuerzo de muros de mampostería han demostrado que tal sistema puede aumentar sustancialmente la estabilidad lateral de la estructura con un mínimo impacto en la fundación existente, así como también ha resultado ser eficiente en el refuerzo y reparación de estructuras antiguas deterioradas. Sin embargo, resulta necesario evaluar diferentes aspectos del sistema de refuerzo y/o reparación con materiales compuestos, tales como formas de colocación, anclaje, cantidad óptima de refuerzo a ser aplicado y modos de falla, así como también el comportamiento de elementos dañados y en algunos casos colapsados y luego reparados con dicho sistema.

En esta Tesis se estudia numérica y experimentalmente el comportamiento mecánico de mampostería de unidades macizas de arcilla sin reforzar y reforzada y/o reparada con materiales de matriz polimérica reforzados con fibras de carbono, bajo solicitaciones en el plano.

La fase experimental incluye: ensayos de compresión uniaxial perpendicular y paralela a las juntas de mortero y compresión diagonal sobre pequeños paneles sin reforzar, reforzados, dañados y reparados según diferentes configuraciones de refuerzo con polímeros reforzados con fibras de carbono y ensayos de corte sobre pequeños

especímenes de mampostería constituidos por tres mampuestos y juntas de mortero, sin reforzar, reforzados, dañados y reparados según diferentes esquemas de refuerzo con polímeros reforzados con fibras de carbono.

El trabajo experimental muestra que, si se elige una configuración adecuada, el refuerzo y la reparación con materiales compuestos, mejora el comportamiento de la mampostería aumentando la ductilidad, la resistencia última y en algunos casos la rigidez. De esta manera se evita el comportamiento frágil y la falla repentina que presenta generalmente la mampostería sin reforzar.

Para la simulación numérica se trabaja dentro de la mecánica del continuo con un modelo de daño y plasticidad acoplados existente, calibrado a partir de los resultados obtenidos experimentalmente. Dicho modelo permite reproducir el comportamiento de elementos de mampostería a partir de las propiedades mecánicas de los materiales constituyentes y de su disposición.

La comparación de los resultados numéricos con los experimentales muestra la capacidad del modelo para simular el comportamiento de la mampostería reforzada y/o reparada con materiales compuestos bajo solicitaciones en el plano.

El modelo calibrado en esta Tesis constituye una herramienta útil para el diseño de este tipo de refuerzo. Con el mismo se realizan diferentes estudios paramétricos a los efectos de verificar la eficiencia del sistema de refuerzo y/o reparación con materiales compuestos de matriz polimérica reforzados con fibras. Para ello se consideran diversas variables de estudio, tales como longitud de anclaje del refuerzo, medida y disposición de los refuerzos y, orientación de las fibras respecto a las juntas de mortero de la mampostería.

Como conclusiones del estudio experimental y numérico paramétrico llevado a cabo, la Tesis incluye recomendaciones para el diseño del refuerzo y/o reparación de elementos de mampostería de ladrillos cerámicos macizos sometidos a cargas en plano, con materiales compuestos de matriz polimérica reforzados con fibras.

ABSTRAC

Masonry buildings are designed to serve a certain lifetime. However, there are several masonry buildings that have been damaged in a shorter time than it was expected, because of different external actions like earthquakes, impact loads, changes of use or aggressive agents. Moreover, there are many historical buildings that should be preserved as cultural heritage.

Research activities carried out during a few years ago concerning the use of fiber reinforced polymers as external reinforcement of masonry walls have shown that this system considerably improves structural stability with a minor impact over foundations. The use of polymeric fiber composites has also been proved to be an efficient repairment technique for historical buildings. However, different aspects of this retrofitting system should still be analyzed. This analysis involves placement techniques, anchorage length, amount and layout of the reinforcement, failure modes of the reinforced element and the behaviour of damaged and even collapsed and then repaired masonry elements.

The in-plane mechanical behaviour of solid clay masonry panels and the same panels but reinforced or repaired with carbon fiber reinforced polymer laminates is experimentally and numerically assessed in this Thesis.

The experimental program involves; compression normal to bed joints and diagonal compression tests on unreinforced, reinforced and damaged and then repaired panels and shear tests over unreinforced, reinforced and repaired masonry specimens constructed using three clay bricks with two mortar joints.

The experimental work shows that if correct retrofitting schemes are chosen, reinforcement and repairment with fiber reinforced polymers improves masonry behaviour, increasing ductility, final strength and in some cases stiffness. In this way, brittle behaviour and sudden failure of unreinforced masonry can be avoided.

Numerical simulation is performed using an existing coupled damaged-plasticity model that is calibrated with the experimental results obtained in this Thesis. Such model allows simulating the behaviour of masonry elements using the mechanical properties of constitutive materials and their layout.

The comparison of numerical and experimental results shows the model ability to simulate the in-plane behaviour of masonry elements retrofitted with fiber reinforced polymers.

The model calibrated in this Thesis constitutes a useful tool for the design of this type of retrofitting. Using this numerical model, different parametrical analysis are carried out to verify the efficiency of the reinforcement with carbon fiber reinforced polymers as a retrofitting system for masonry elements. For that purpose, different design variables are analyzed: anchorage length, size and layout of the reinforcement and fiber orientation with respect to mortar joints.

As conclusion of the experimental and numerical parametric study carried out, the Thesis includes several design recommendations concerning the retrofitting of solid clay masonry elements under in-plane loading with fiber reinforced polymers.

AGRADECIMIENTOS

En primer lugar quiero agradecer a mi directora de tesis, la Dra. Bibiana Luccioni, por su orientación y dedicación. Por su ejemplo de responsabilidad y aplicación al trabajo. Al Dr. Rodolfo Danesi por su apoyo y buena disposición desde el comienzo de este doctorado.

A la Universidad Tecnológica Nacional y a la Facultad Regional Concepción del Uruguay por brindarme el apoyo económico que hizo posible la realización de estos estudios.

A la Universidad Nacional de Tucumán y al Instituto de Estructuras por la formación académica que me brindaron.

También quiero agradecer a la profesora Amelia Campos por su amistad y solidaridad y muy especialmente al Sr. Eduardo Batalla y la Sra. María Teresa Jiménez por su apoyo técnico, afecto, calidez y aliento durante todo el programa experimental.

Al Ing. Enrique Galíndez, al Dr. Domingo Sfer, al Ing. Sergio Contino y a los profesores del Instituto de Estructuras, por su calidad humana y excelencia profesional.

Al Dr. Juan Carlos Piter y los Ings. Juan Ansaldi y Mario Escalante de la Universidad Tecnológica Nacional, Facultad Regional Concepción del Uruguay, Entre Ríos, por su apoyo desde la distancia.

A los Ings. Daniel Anaya, Silvia Palazzi y Domingo Amín, del Laboratorio de Ensayo de Materiales, Universidad Nacional de Tucumán, por su amistad, cordialidad y colaboración en el programa experimental. Y muy especialmente a la Ing. Nélica Castría quien hizo posible mi llegada a Tucumán en agosto de 2001.

Al Ing. Mario Toledo de la Universidad Nacional de Salta y su familia por el gran afecto y amistad que me han brindado durante estos años.

También quiero extender mi agradecimiento al Ing. Jorge Rendón de Sika Colombia, por su valioso aporte bibliográfico y material, y al Ing. Paulino Maldonado y Luis Bordallo de Sika Argentina, sin cuya colaboración no se hubiera podido desarrollar el programa experimental.

A mi familia y amigos, y de manera muy especial a mi madre, por su incansable apoyo.

INDICE

CAPÍTULO 1	1
INTRODUCCIÓN.....	1
1.1 DEFINICIÓN DEL PROBLEMA.....	1
1.2 IMPORTANCIA DEL TEMA.....	4
1.3 ANTECEDENTES.....	5
1.4 OBJETIVOS.....	9
1.5 CONTENIDOS.....	9
CAPÍTULO 2	12
COMPORTAMIENTO EN EL PLANO DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA Y/O REPARADA CON MATERIALES COMPUESTOS...	12
2.1 INTRODUCCIÓN.....	12
2.2 CARACTERÍSTICAS DEL COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE LA MAMPOSTERÍA SIN REFORZAR.....	13
2.2.1 Compresión uniaxial.....	13
2.2.2 Tracción uniaxial.....	16
2.2.3 Resistencia al corte.....	18
2.3 TECNICAS DE REFUERZO Y/O REPARACIÓN DE MUROS PORTANTES DE MAMPOSTERÍA.....	20

2.4 REFUERZO Y / O REPARACIÓN DE ELEMENTOS DE MAMPOSTERÍA CON COMPUESTOS DE MATRIZ POLIMÉRICA REFORZADOS CON FIBRAS.....	22
2.4.1 Introducción.....	22
2.4.2 Concepto de materiales compuestos.....	22
2.4.3 Principales características mecánicas de los FRP utilizados para refuerzo y/o reparación.....	23
2.5 COMPORTAMIENTO DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA CON LÁMINAS DE POLÍMEROS REFORZADOS CON FIBRAS.....	26
2.5.1 Introducción	26
2.5.2 Compresión uniaxial.....	28
2.5.3 Resistencia al corte.....	30
2.5.3.1 Triplets.....	30
2.5.3.2 Compresión diagonal.....	32
2.5.3.2.1 Especímenes de ladrillos huecos.....	32
2.5.3.2.2 Especímenes de ladrillos macizos.....	35
2.5.3.3 Refuerzo de muros de mampostería.....	37
CAPÍTULO 3	39
ESTADO DEL ARTE	
MODELOS CONSTITUTIVOS PARA MAMPOSTERÍA.....	39
3.1 INTRODUCCIÓN.....	39
3.2 MICROMODELOS.....	42
3.2.1. Modelo de Page (1978).....	43
3.2.2 Modelo de Lofti y Shing (1994).....	45
3.2.2.1 Modelo de interfaz- Relaciones constitutivas.....	45

3.2.2.2 Criterio de fluencia.....	46
3.2.2.3 Regla de flujo no asociada.....	47
3.2.2.4 Reglas de ablandamiento.....	48
3.2.2.5 Rigidez tangente de la interfaz.....	50
3.2.3 Modelo de Lourenço y Rots (1996).....	51
3.2.3.1 Criterio de tensión “cut-off”.....	51
3.2.3.2 Criterio friccional de Coulomb.....	52
3.2.3.3 Criterio de compresión.....	53
3.2.4 Modelo de Giambanco et al. (2001).....	55
3.2.4.1 Modelo de interfaz.....	55
3.2.4.2 Transición cohesiva- friccional de la junta.....	59
3.3 MACROMODELOS.....	60
3.3.1 Modelo de Pietruszczak (1992).....	60
3.3.2 Modelo de homogeneizado de Lourenço (1992).....	62
3.3.3 Modelo de homogeneizado de Anthoine (1995).....	64
3.3.4 Modelo de Martín (1997).....	65
3.3.4.1 Modelo constitutivo.....	65
3.3.4.2 Mapeo de espacios.....	66
3.3.4.3 Características generales del modelo isótropo.....	67
3.3.5 Modelo de Zalamea et al. (1998).....	69
3.3.5.1 Formulación doble escala.....	70
3.4 MODELACIÓN NUMÉRICA DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA.....	72
CAPÍTULO 4	75
PROGRAMA EXPERIMENTAL.....	75

4.1 INTRODUCCIÓN.....	75
4.2 EQUIPO DE CARGA UTILIZADO EN EL PROGRAMA EXPERIMENTAL, INSTRUMENTACIÓN Y ADQUISICIÓN DE DATOS.....	76
4.3 CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES COMPONENTES DE LA MAMPOSTERÍA.....	76
4.3.1 Introducción.....	76
4.3.2 Mortero.....	77
4.3.3 Mampuestos.....	78
4.4 CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES DE REFUERZO Y/O REPARACIÓN.....	79
4.5 DESCRIPCIÓN DE LOS ESPECIMENES ENSAYADOS.....	80
4.5.1. Paneles de unidades macizas de arcilla.....	80
4.5.2. Especímenes de corte.....	82
4.6 DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS Y RESULTADOS.....	84
4.6.1 Introducción.....	84
4.6.2 Ensayos de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mortero sobre pilas y muretes de mampostería sin reforzar.....	84
4.6.2.1 Pilas.....	84
4.6.2.2 Muros sin refuerzo.....	86
4.6.2.3 Muros reforzados.....	92
4.6.2.4 Muro reparados.....	95
4.6.3 Ensayos de compresión diagonal	99
4.6.3.1 Introducción.....	99
4.6.3.2 Ensayos de compresión diagonal sobre muretes de mampostería sin reforzar.....	101

4.6.3.3 Ensayos de compresión diagonal sobre muretes de mampostería reforzados con láminas de FRP.....	104
4.6.3.4 Ensayos de compresión diagonal sobre muretes de mampostería dañados y reparados con láminas de FRP.....	112
4.6.4 Ensayos de corte sobre pequeños especímenes.....	118
CAPÍTULO 5	131
MODELACIÓN NUMÉRICA.....	129
5.1 INTRODUCCIÓN.....	129
5.2 HIPÓTESIS DE LOS MODELOS NUMÉRICOS.....	130
5.3 MODELOS PARA LADRILLOS CERÁMICOS MACIZOS Y MORTERO.....	130
5.3.1 Modelo de plasticidad acoplada con daño para materiales isótropos.....	131
5.3.1.1 Introducción.....	131
5.3.1.2 Bases termodinámicas.....	132
5.3.1.3 Proceso plástico.....	132
5.3.1.4 Proceso de daño.....	135
5.3.1.5 Plasticidad y daño acoplados.....	136
5.3.2. Consideración de la anisotropía.....	137
5.3.2.1 Introducción.....	137
5.3.2.2 Funciones de fluencia y potencial.....	137
5.4. MODELACIÓN DE LOS MATERIALES COMPUESTOS.....	139
5.4.1 Introducción.....	139
5.4.2 Teoría de mezclas.....	139
5.4.3. Teoría de mezclas generalizada.....	141
5.4.3.1 Introducción.....	141
5.4.3.2 Hipótesis cinemáticas y de equilibrio.....	142

5.4.3.3 Forma alternativa de escribir las ecuaciones constitutivas de las componentes.	143
5.4.3.4 Ecuación constitutiva del compuesto.....	144
CAPÍTULO 6	146
SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL COMPORTAMIENTO DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA.....	146
6.1. INTRODUCCIÓN.....	146
6.2. OBTENCIÓN DE LAS PROPIEDADES DE LOS COMPUESTOS.....	147
6.2.1 Introducción.....	147
6.2.2 Proporción de fibras.....	149
6.3. OBTENCIÓN NUMERICA DE LAS PROPIEDADES DE LA LÁMINA.....	149
6.3.1 Introducción.....	149
6.3.2 Tracción en la dirección paralela a las fibras.....	149
6.3.3 Tracción perpendicular a las fibras.....	151
6.3.4 Compresión en la dirección paralela a las fibras.....	152
6.3.5 Compresión perpendicular a las fibras.....	152
6.4 SIMULACIÓN NUMÉRICA DE ESPECIMENES ENSAYADOS.....	153
6.4.1 Introducción.....	153
6.4.2 Compresión perpendicular a la junta	155
6.4.2.1 Paneles sin refuerzo.....	155
6.4.2.2 Paneles Reforzados.....	158
6.4.2.3 Estudio Paramétrico.....	161
6.4.3 Compresión diagonal.....	164

6.4.3.1 Paneles sin refuerzo.....	164
6.4.3.2 Paneles Reforzados.....	166
6.4.3.3 Estudio Paramétrico.....	171
6.4.4 Ensayos de corte sobre pequeños elementos de mampostería de unidades macizas de arcilla.....	175
6.4.4.1 Introducción.....	175
6.4.4.2 Probetas sin refuerzo.....	175
6.4.4.3 Probetas reforzadas.....	177
6.4.4.4 Probetas dañadas y reparadas.....	179
6.4.4.5 Estudio Paramétrico.....	180
6.5. SIMULACIÓN NUMÉRICA DE ESPECIMENES ENSAYADOS POR OTROS AUTORES	186
6.5.1 Ensayos de compresión perpendicular a las juntas de mortero (Gabor et al, 2006).....	186
6.5.2 Ensayos de compresión diagonal sobre mampostería reforzada con láminas de material de matriz polimérica reforzado con fibras de vidrio (FRPV) (Gabor et al, 2006).....	187
6.5.3 Ensayos de compresión diagonal sobre mampostería reforzada con polímeros reforzados con materiales de matriz polimérica reforzados con fibra de carbono (PRFC) (Valluzzi et al, 2002)..	189
6.6. SIMULACIÓN DE ENSAYOS DE MUROS DE MAMPOSTERÍA DE DIMENSIONES REALES REFORZADOS CON PRFC.....	190
CAPÍTULO 7	197
CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS.....	197
7.1 INTRODUCCIÓN.....	197
7.2 CONCLUSIONES.....	199
7.2.1 Comportamiento de la mampostería sin reforzar.....	199
7.2.2 Eficiencia del sistema de refuerzo con materiales compuestos....	200

7.2.3 Eficiencia del sistema de reparación con materiales compuestos..	202
7.2.4 Capacidad de los modelos numéricos puestos a punto para modelar el problema.....	203
7.3 SUGERENCIAS PARA TRABAJOS FUTURAS.....	204
APÉNDICE I	205
IMPLEMENTACIÓN NUMÉRICA DEL MODELO UTILIZADO.....	205
A.I.1 INTRODUCCIÓN.....	205
A.I.1.2 Algoritmo para la integración numérica del modelo de daño y plasticidad acoplados.....	206
A.I.1.3 Teoría de mezclas.....	210
A.I.1.4 Teoría de mezclas generalizad.....	211
REFERENCIAS.....	213

INDICE DE FIGURAS

Figura 2.1	Prisma de mampostería sometido a carga vertical de compresión.....	14
Figura 2.2	Compresión perpendicular a las juntas horizontales: Curvas tensión- deformación axial y transversal de muro de mampostería de unidades cerámicas huecas. Modo de falla (Gabor et al, 2005).....	15
Figura 2.3	Diagramas experimentales tensión-desplazamiento vertical obtenidos por Binda et al (1988) sobre prismas de unidades de arcilla de 500 x 250 x 600 [mm ³] construidos con morteros de diferentes resistencias a compresión (σ_m) (Lourenço, 1996).....	15
Figura 2.4	Curvas tensión-desplazamiento para tracción paralela las juntas horizontales de mortero: (a) rotura por fisuración escalonada, (b) falla a lo largo de las juntas y unidades (López et al 1998)	17
Figura 2.5	Modos de falla de un muro de mampostería no reforzada: (a) Deslizamiento de las juntas horizontales de mortero; (b) Rotura por tracción diagonal; (c) Falla por flexión.....	19
Figura 2.6	Diagrama carga- deformación a través de las diagonales comprimida y traccionada de panel de mampostería de ladrillos cerámicos huecos. Modo de falla (Gabor et al, 2005).....	20
Figura 2.7	Esquemas de refuerzo con PRF: (a) Refuerzo total; (b) Refuerzo con bandas (Elgawady, 2004).....	27
Figura 2.8	Reparación con PRFV de la Iglesia de Quimbaya, Colombia (Ing. Rendón).....	27

Figura 2.9	Refuerzo con PRFC de la Iglesia de Nobsa, Colombia (Ing. Rendón).....	28
Figura 2.10	Curvas tensión- deformación axial de muros de mampostería de bloques huecos de hormigón sin refuerzo y con refuerzo externo de PRFV (El-Dakhakhni et al, 2005).....	29
Figura 2.11	Curvas tensión- deformación axial de muros de mampostería de bloques huecos de hormigón sin refuerzo y con refuerzo externo de PRFV (El-Dakhakhni et al, 2005).....	29
Figura 2.12	Ensayos de corte sobre especímenes de mampostería de unidades macizas de arcilla reforzadas con PRFV: (a) Detalle de espécimen; (b) Efecto de la orientación de las fibras y densidad del compuesto; (c) Efectos de la longitud de anclaje (Eshani et al., 1997).....	32
Figura 2.13	Curvas tensión- deformación tangencial de muros de mampostería de bloques huecos de hormigón sin refuerzo y con refuerzo externo de PRFV (El-Dakhakhni et al., 2005).....	33
Figura 2.14	Esquemas de refuerzo de pequeños muros de ladrillos cerámicos huecos (Gabor et al, 2006).....	34
Figura 2.15	Comparación del comportamiento global de paneles de ladrillos cerámicos huecos sin reforzar y reforzados con PRF. Evolución de las deformaciones a través de las diagonales comprimidas (Gabor et al, 2006).....	34
Figura 2.16	Configuraciones de refuerzo de pequeños paneles de unidades macizas de arcilla con PRFC y PRFV: (a) Bandas ortogonales; (b) Bandas dispuestas en forma de grilla (Valluzzi et al, 2002)..	35
Figura 2.17	Diagrama tensión-deformación tangencial de paneles de unidades macizas de arcilla reforzados con bandas de PRFC y PRFV (Valluzzi et al, 2002).....	36
Figura 2.18	Configuraciones de refuerzo con PRFC de muros de unidades huecas de arcilla: (a) Bandas diagonales; (b) Bandas paralelas (Santa María et al., 2006).....	38
Figura 3.1	Diferentes estrategias de modelación de la mampostería:(a) Mampostería Simple; (b) Micromodelo simplificado; (c) Macromodelo (Lourenço al, 1996).....	40

Figura 3.2	Envolvente de falla para las juntas (Page, 1978).....	45
Figura 3.3	Criterio de fluencia hiperbólico (Lofti y Shing, 1994).....	47
Figura 3.4	Regla de flujo no asociativa (Lofti y Shing, 1994).....	48
Figura 3.5	Resistencia de corte residual.....	50
Figura 3.6	Modelo para interfaz (Lourenço y Rots, 1997).....	51
Figura 3.7	Lourenço y Rots (1997).....	52
Figura 3.8	Superficie de fluencia elíptica: (a) superficie no centrada con diferentes resistencias de tracción y compresión; (b) superficie centrada (Lourenço y Rots, 1997).....	54
Figura 3.9	Ley de endurecimiento/ablandamiento para el cap model (Lourenço y Rots, 1997).....	55
Figura 3.10	Interfaz de espesor h entre dos cuerpos Ω_1 y Ω_2 (Giambanco et al., 2001).....	56
Figura 3.11	Condiciones de fluencia representadas en el espacio de tensiones (Giambanco et al., 2001).....	58
Figura 3.12	Modelo de aspereza hiperbólico (Giambanco et al., 2001).....	60
Figura 3.13	mpostería según Pietruszczak (Pietruszczak, 1992)...	61
Figura 3.14	Celda básica. Representa el volumen de un prisma formado por un sistema de capas (Lourenço, 1992).....	64
Figura 3.5	Discretización en elementos 2D y 3D (Anthoine,1995).....	64
Figura 4.1.	Determinación de las características mecánicas del mortero: (a) Ensayo de compresión uniaxial; (b) Ensayo de flexión; (c) Modo de falla.....	77
Figura 4.2.	Determinación de las características mecánicas de los mampuestos: (a) Ensayo de compresión uniaxial; (b) Modo de falla.....	78
Figura 4.3.	Técnica de refuerzo y/o reparacion de mampostería con polímeros reforzados con fibras de carbono.....	79
Figura 4.4.	Detalle de especímenes	80

Figura 4.5.	Detalle de especímenes (a) Especimen sin reforzar (b) Especimen reforzado con bandas de 120 x 90 [mm ²] de PRFC, (c) Especimen reforzado con bandas de 100 x 54 [mm ²] de PRFC, (d) Especimen reforzado con bandas de 140 x 80 [mm ²] de PRFC.....	83
Figura 4.6.	Ensayo de compresión uniaxial en pilas de mampostería de unidades cerámicas macizas. Modos de falla	85
Figura 4.7.	Ensayos de compresión uniaxial: (a) Compresión perpendicular a las juntas horizontales de mortero; (b) Compresión paralela a las juntas horizontales de mortero.....	87
Figura 4.8	Ensayos de compresión uniaxial perpendicular a las juntas. Modos de falla: (a) Panel de 580 x 610 x 130 [mm ³]; (b) Panel de 560 x 550 x 125 [mm ³].....	88
Figura 4.9	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas. Curvas carga-desplazamiento axial y transversal	89
Figura 4.10	Ensayo de compresión uniaxial paralela a las juntas en panel de 580 x 610 x 130 [mm ³]: (a) Modo de falla; (b) Curva carga-desplazamiento axial y transversal	90
Figura 4.11	Esquema de refuerzo de los paneles:(a) Refuerzo total de ambas caras, (b) Bandas horizontales.....	92
Figura 4.12	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas en paneles reforzados con PRFC. Modos de falla: (a) Refuerzo total de PRFC; (b) Refuerzo con bandas de PRFC	93
Figura 4.13	Curva carga-desplazamiento axial y transversal totales de paneles reforzados con PRFC según diferentes esquemas de refuerzo. Comparación con especímenes no reforzados.....	94
Figura 4.14	Panel con nivel de daño elevado.....	96
Figura 4.15	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de panel reparado con PRFC – (a) Modo de falla, (b) Curvas carga-desplazamiento axial y transversal totales.....	97
Figura 4.16	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de panel reparado con PRFC .Curvas carga y descarga-desplazamiento axial y transversal totales.....	98
Figura 4.17	Panelde mampostería sometido a corte puro, (b) Estado tensional generado en el mismo panel sujeto a compresión diagonal (Gabor et al, 2005).....	100
Figura 4.18	Ensayo de compresión diagonal. (a) Esquema de ensayo; (b) instrumentación.....	101

Figura 4.19	Ensayo de compresión diagonal: a) tipos de falla, b) diagrama carga-desplazamiento de la diagonal comprimida y traccionada	103
Figura 4.20	Esquemas de refuerzo con láminas de PRFC: a) refuerzo total, b) bandas láminas de PRFC.....	105
Figura 4.21	Tipos de rotura.....	106
Figura 4.22	Curvas carga-desplazamiento de las diagonales comprimida y traccionada de paneles reforzados con PRFC. Comparación con espécimen no reforzado Comparación con espécimen no reforzado.....	107
Figura 4.23	Esquemas de refuerzo con bandas de PRFC. Variación de la longitud de anclaje de la banda central	110
Figura 4.24	Curvas carga-desplazamiento de las diagonales comprimida y traccionada de paneles reforzados con bandas de PRFC. Comparación con espécimen no reforzado	111
Figura 4.25	Tipos de rotura	111
Figura 4.26	Paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla dañados; (b) tipo de falla de muros llevados a rotura	113
Figura 4.27	Esquema de reparación con bandas unidireccionales de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga..	114
Figura 4.28	Tipos de rotura de paneles reparados ambas caras con bandas unidireccionales de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga.....	115
Figura 4.29	Curvas carga-desplazamiento de las diagonales comprimida y traccionada de paneles dañados y luego reparados con PRFC: a) MC3 y MC3Rep, b) MC7 y MC7Ref, c) MC8 y MC8Ref, MC12 y MC12Rep.....	117
Figura 4.30	Esquema de ensayo e instrumentación.....	118
Figura 4.31	Ensayos de carga cuasi- estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, dañados y reparados con bandas de PRFC.....	119
Figura 4.32	Ensayos de carga cuasi- estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, sin refuerzo y reforzados con bandas de PRFC.....	120

Figura 4.33	Comparación ensayo cíclico y ensayo con carga cuasiestática.....	121
Figura 4.34	Ensayos cíclicos: a) Curva carga-desplazamiento de espécimen dañado y reparado con PRFC; b) Detalle de los primeros ciclos de carga (especimen dañado y reparado).....	122
Figura 4.35	Tipos de rotura: (a) Especímenes sin refuerzo y/o reparación, (b) Especímenes reforzados y reparados con bandas PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga.....	123
Figura 4.36	Ensayos de carga cuasi- estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, sin refuerzo y reforzados con bandas de PRFC.....	124
Figura 4.37	Ensayos de carga cuasi- estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, dañados y reparados con bandas de PRFC.....	125
Figura 4.38	Tipos de rotura: (a) Especímen reforzado, (b) Especímen reparado con bandas PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga.....	125
Figura 6.1	Diagrama tensión (MPa)-deformación específica de la lámina de PRFC, sometida a tracción uniaxial en la dirección de las fibras a la dirección de las fibras.....	151
Figura 6.2.	Diagrama tensión (MPa)-deformación (m/m) de la lámina de PRFC, sometida a tracción uniaxial perpendicular a la dirección longitudinal de las fibras.....	151
Figura 6.3.	Diagrama tensión (MPa)-deformación (m/m) de la lámina de PRFC, bajo compresión paralela a la dirección de las fibras.....	152
Figura 6.4	Diagrama tensión (MPa)-deformación (m/m) de la lámina de PRFC, bajo compresión perpendicular a la dirección de las de las fibras.....	153
Figura 6.5	Panel sin refuerzo: (a) Condiciones de carga y apoyo; (b) malla de elementos finitos.....	156
Figura 6.6	Curvas carga-desplazamientos axial y transversal totales de paneles de unidades macizas de arcilla sometidos a compresión uniaxial perpendicular al as juntas de mortero....	157

Figura 6.7	Distribución de tensiones normales en la dirección perpendicular a la carga en un panel de mampostería sometido a compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mortero...	157
Figura 6.8	Panel reforzado con bandas de PRFC: Malla de elementos finitos y condiciones de carga.....	159
Figura 6.9	Curvas carga-desplazamientos axial y transversal totales de paneles reforzados con bandas unidireccionales de PRFC, sometidos a compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mortero.....	160
Figura 6.10	Curvas carga-desplazamientos axial y transversal de panel reforzado totalmente en ambas caras con laminas de PRFC.....	160
Figura 6.11	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas. Curvas Carga-desplazamientos axial y transversal de panel de mampostería reforzado con bandas de 1 mm de espesor y ancho variable.....	162
Figura 6.12	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mampostería reforzada con bandas de PRFC. Variación de la carga máxima con el ancho de bandas.....	162
Figura 6.13	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mampostería reforzada con bandas de PRFC. Variación del desplazamiento axila máximo con el ancho de bandas.....	163
Figura 6.14	Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mampostería reforzada totalmente PRFC. Tejido uni-y bidireccional de fibra de carbono.....	164
Figura 6.15	Panel sin refuerzo: (a) Condiciones de carga y apoyo; (b) malla de elementos finitos.....	165
Figura 6.16	Evolución de los desplazamientos transversales y longitudinales de panel no reforzado sometido a compresión diagonal.....	166
Figura 6.17.	Paneles reforzados con PRFC -Malla de elementos finitos: Refuerzo con bandas ortogonales a la dirección de la carga; Refuerzo con bandas paralelas a las hiladas.....	167
Figura 6.18	Evolución de los desplazamientos transversales y longitudinales con la carga para el panel reforzado totalmente con láminas de PRFC.....	168

Figura 6.19	Evolución de los desplazamientos transversales y longitudinales con la carga para paneles reforzados con bandas de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga.....	169
Figura 6.20	Evolución de los desplazamientos transversales y longitudinales con la carga para el panel reforzado con bandas de PRFC paralelas a las hiladas de mampuestos.....	169
Figura 6.21	Ensayo de compresión diagonal de panel reforzado totalmente con PRFC. Distribución de tensiones de compresión: (a) mortero; (b) mampuestos.....	171
Figura 6.22	Ensayo de compresión diagonal. Curvas carga-desplazamientos axial y transversal de panel de mampostería reforzado con bandas de 1 mm de espesor y longitud variable.....	172
Figura 6.23	Ensayo de compresión diagonal de mampostería reforzada con bandas de PRFC. Variación de la carga máxima con la longitud de bandas.....	173
Figura 6.24	Ensayo de compresión diagonal. Curvas carga-desplazamientos axial y transversal de panel de mampostería reforzado totalmente con tejido uni y bidireccional de fibras de carbono.....	174
Figura 6.25	Probeta sin refuerzo: (a) Condiciones de carga y (b) malla de elementos finitos.....	176
Figura 6.26	Curvas carga-desplazamiento de espécimen sin refuerzo. Comparación con resultados experimentales.....	176
Figura 6.27	Malla de elementos finitos de probetas reforzadas (a) banda de 120 x 90 [mm] ² ; (b) banda de 100 x 54 [mm] ²	177
Figura 6.28	Curvas carga-desplazamiento de especímenes reforzados. Comparación con resultados experimentales	178
Figura 6.29	Curvas carga-desplazamiento de espécimen reforzado con banda de 100 x 54 [mm] ² . Estudio 3D.....	179
Figura 6.30	Curvas carga-desplazamiento de especímenes reparados. Comparación con resultados experimentales.....	180
Figura 6.31	Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con diferentes extensiones de bandas de PRFC.....	181
Figura 6.32	Variación de la carga máxima con la extensión de la banda de reparación.....	181

Figura 6.33	Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con diferentes anchos de bandas de PRFC.....	182
Figura 6.34	Variación de la carga máxima con el ancho de la banda de refuerzo para dos longitudes de anclaje.....	183
Figura 6.35	Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con diferentes ángulos de inclinación de las fibras.....	183
Figura 6.36	Variación de la carga máxima con el ángulo de inclinación de las fibras.....	184
Figura 6.37	Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con tejido bidireccional según diferentes ángulos de inclinación de las fibras.....	185
Figura 6.38	Comparación de cargas máximas para tejidos uni y bidireccional de fibras de carbono.....	185
Figura 6.39	Diagrama tensión – deformación de prisma de unidades cerámicas huecas ensayado a compresión uniaxial (Gabor et al, 2006).....	187
Figura 6.40	Evolución de las deformaciones a través de la diagonal comprimida y la diagonal traccionada (Gabor et al, 2006).....	188
Figura 6.41	Curvas tensión-deformación tangencial de muros reforzados con bandas de CFRP en ambas caras (Valluzzi et al, 2002).....	190
Figura 6.42	Muros reforzados con PRFC: (a) Condiciones de carga y esquemas de refuerzo; (b) Malla de elementos finitos.....	193
Figura 6.43	Curva carga-desplazamiento lateral de muros de mampostería sin reforzar y reforzados con bandas horizontales de ancho variable y longitud constante.....	193
Figura 6.44	Curva carga-desplazamiento lateral de muros de mampostería sin reforzar y reforzados con bandas diagonales de ancho variable y longitud constante.....	194
Figura 6.45	Comparación de los diferentes esquemas de refuerzo.....	195

Figura 6.46	Curva carga-descarga desplazamiento lateral de muro de mampostería: (a) pared sin reforzar; (b) pared reforzada con bandas de 150 mm.....	196
Figura A.1	Esquema de solución de un problema no lineal mediante la teoría de mezclas.....	210
Figura A.2	Esquema de solución de un problema no lineal mediante la teoría de mezclas generalizada (Luccioni, 2006).....	212

INDICE DE TABLAS

Tabla 2.1	Propiedades de las fibras de carbono y vidrio (Hull, 1982).....	24
Tabla 2.2	Propiedades típicas de las resinas termoestables (epoxy y poliéster) y de los termoplásticos (polipropileno, nylon y policarbonato) (Hull, 1982).....	25
Tabla 2.3	Comparación de algunas propiedades de los materiales compuestos (Hull, 1982).....	25
Tabla 4.1	Características mecánicas del mortero.....	78
Tabla 4.2	Características mecánicas de los mampuestos.....	78
Tabla 4.3	Propiedades mecánicas del PRFC	79
Tabla 4.4	Especímenes ensayados.....	82
Tabla 4.5	Tipos de especímenes ensayados.....	84
Tabla 4.6	Resultados experimentales.....	86
Tabla 4.7	Resultados experimentales.....	91
Tabla 4.8	Resultados experimentales.....	95
Tabla 4.9	Resultados experimentales.....	98
Tabla 4.10	Resultados experimentales.....	104
Tabla 4.11	Resultados experimentales.....	107
Tabla 4.12	Resultados experimentales.....	112

Tabla 4.13	Resultados experimentales.....	117
Tabla 4.14	Resultados experimentales.....	126
Tabla 6.1	Propiedades mecánicas de las fibras.....	148
Tabla 6.2	Propiedades mecánicas de la resina.....	148
Tabla 6.3	Propiedades mecánicas del PRFC.....	150
Tabla 6.4	Propiedades mecánicas de morteros y mampuestos.....	154
Tabla 6.5	Resultados experimentales y numéricos.....	158
Tabla 6.6	Resultados experimentales y numéricos.....	161
Tabla 6.7	Resultados experimentales y numéricos.....	166
Tabla 6.8	Resultados experimentales y numéricos	171
Tabla 6.9	Características mecánicas de mampuestos y mortero (Gabor et al., 2006).....	186
Tabla 6.10	Características mecánicas y físicas del laminado de GFRP (Gabor et al., 2006).....	188
Tabla 6.11	Características mecánicas de mampuestos y mortero (Valluzzi et al, 2002).....	189
Tabla 6.12	Características mecánicas y físicas del laminado de CFRP (Valluzzi et al, 2002).....	190
Tabla 6.13	Características mecánicas de la mampostería.....	191

LISTA DE SÍMBOLOS

Abreviaturas

PRF : Compuestos de matriz polimérica reforzados con fibras.

PRFV : Polímero reforzado con fibras de vidrio.

PRFC : Polímero reforzado con fibras de carbono.

Letras Capitales Mayúsculas

A_{ijkl}^s : Tensor de transformación del espacio de tensión

$A_{ijkl}^t(\kappa^p)$: tensor de transformación correspondiente a un proceso de tracción, modelo de Martín, 1997.

$A_{ijkl}^c(\kappa^p)$: tensor de transformación correspondientes a un proceso compresión, modelo de Martín, 1997.

C : Tensor de rigidez

$C_{ijkl}(d)$: Tensor constitutivo secante afectado por el daño.

C_{ijkl}^s : Tensor elástico secante de un material isótropo en el espacio real.

$C_{ijkl}^{\bar{s}}$: Tensor elástico secante de un material isótropo en el espacio ficticio.

C_{ijkl}^t : Tensor constitutivo elasto-plástico en el modelo de Karabinis y Rousakis.

\mathbf{D}^e : matriz diagonal que contiene los parámetros elásticos de la interfaz en el modelo de Lofti y Shing, 1994.

\mathbf{E} : matriz elástica de la interfaz, modelo de Giambanco et al., 2001

F : Función de fluencia en el espacio anisótropo real, modelo de Martín, 1997.

\bar{F} : Función de fluencia en el espacio isótropo ficticio, modelo de Martín, 1997.

G_f^I : energía de fractura para el modo de falla I, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

G_f^{II} : la energía de fractura correspondiente al modo II de falla, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

C_{mn}, C_{ss} y C_n : parámetros materiales del criterio de compresión, modelo de de Lourenço y Rots, 1997.

G : Función de Potencial en el espacio de tensiones reales, modelo de Martín, 1997.

\bar{G} : Función de Potencial en el espacio isótropo ficticio, modelo de Martín, 1997.

G^D : función de daño en el espacio anisótropo real, modelo de Martín, 1997.

\bar{G}^D : función de daño en el espacio isótropo ficticio, modelo de Martín, 1997.

G_f : Energía de fractura.

G_c : Energías de aplastamiento.

I_{klmn} : tensor identidad de orden 4, modelo de Martín, 1997

$K^p(\sigma_{ij}; \kappa^p)$: Umbral de fluencia que evoluciona con el proceso plástico.

$K^d(\sigma_{ij}, \kappa^d)$: Umbral de daño equivalente.

R^{op} : Relación entre los umbrales de fluencia en compresión uniaxial y en tracción uniaxial.

R^{od} : Relación entre los umbrales de daño en compresión uniaxial y tracción.

\mathbf{T} : tensor de tensiones, modelo de Giambanco et al. 2001

V_f : Fracción de volumen de fibras.

W_0 : parámetro que especifica la tasa de desgaste de la rugosidad, modelo de Giambanco et al., 2001.

W_f : trabajo friccional específico de las tensiones tangenciales de contacto, modelo de Giambanco et al., 2001.

Letras Capitales Minúsculas

a_{ij} : transformación ortogonal.

c : cohesión de la interfaz mortero-ladrillo en el modelo de Lofti y Shing, 1994.

$c(\beta)$: cohesión de la interfaz mortero-ladrillo, modelo de Giambanco et al., 2001.

d : dimensión de una celda, modelo de Zalamea et al., 1998.

d : Variable de daño escalar.

d^e : desplazamiento elástico relativo entre las caras superior e inferior de una interfaz, modelo de Lofti y Shing, 1994.

d^p : desplazamiento plástico relativo entre las caras superior e inferior de una interfaz, modelo de Lofti y Shing, 1994.

d_t : desplazamiento tangencial de una interfaz, modelo de Lofti y Shing, 1994.

d_n : desplazamiento normal de una interfaz, modelo de Lofti y Shing, 1994.

f_m : resistencia a compresión de la mampostería, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

f_t : resistencia a tracción de la junta, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

\bar{f}_{ij}^t : función tensorial de endurecimiento en tracción en el espacio isótropo ficticio, modelo de Martín, 1997

f_{ij}^t : función tensorial de endurecimiento en tracción en el espacio anisótropo real, modelo de Martín, 1997.

\bar{f}_{ij}^c : función tensorial de endurecimiento en compresión en el espacio isótropo ficticio, modelo de Martín, 1997.

f_{ij}^c : función tensorial de endurecimiento en compresión en el espacio anisótropo real, modelo de Martín, 1997.

$f^d(\sigma_{ij})$: Tensión equivalente definida en el espacio de tensiones

$f^p(\sigma_{ij})$: Tensión equivalente definida en el espacio de tensiones.

f_{jl} : Tensor de resistencia a fluencia correspondiente al sólido real.

\bar{f}_{ik} : Tensor de resistencia a fluencia correspondiente al sólido ficticio.

g : desgaste de la rugosidad entre dos superficies en contacto, modelo de Giambanco et al., 2001.

g_f : es un valor asintótico de g , modelo de Giambanco et al., 2001.

g_f^p : Máxima densidad de energía disipada en el proceso plástico en tracción uniaxial.

g_c^p : Máxima densidad de energía disipada por el proceso plástico compresión uniaxial.

g_f^d : Máxima densidad de energía disipada por daño en tracción uniaxial.

g_c^d : Máxima densidad de energía disipada por daño en compresión uniaxial.

h : espesor de la interfaz, modelo de Giambanco et al., 2001.

k_1 y k_2 : proporciones de volumen de los medios (1) y (2) en el modelo de Pietruszczak, 1992.

r_{oct}^{max} : Relación de radios octaédricos máximos a tracción y compresión

r : radio de curvatura de la superficie de fluencia en el vértice de la hipérbola, modelo de Lofti y Shing, 1994.

s : resistencia a tracción de la interfaz, mortero- ladrillo, modelo de Lofti y Shing, 1994.

$s(\beta)$: tensión de tracción de la interfaz mortero-ladrillo, modelo de Giambanco et al., 2001.

(u^0) : campo promedio macroscópico de desplazamientos, modelo de Zalamea et al., 1998.

(u^1) : campo de desplazamientos que completa el movimiento de cada partícula, modelo de Zalamea et al., 1998.

Letras Griegas

α : Constante adimensional que determina la forma de la función de fluencia de Lubliner-Oller.

α^m : Conjunto de variables plásticas internas.

α : pendiente de la rugosidad del modelo de Giambanco et al., 2001.

α_0 : pendiente final de la rugosidad, modelo de Giambanco et al., 2001.

β_k : variable interna de daño en el espacio anisótropo real, modelo de Martín, 1997.

$\bar{\beta}_k$: variable interna de daño en el espacio isótropo ficticio, modelo de Martín, 1997.

β : Constante adimensional que determina la forma de la función de fluencia de Lubliner-Oller.

β : Vector de variables internas, modelo de Giambanco et al., 2001.

δ_{ij} : Tensor identidad.

ϕ_0 : ángulo de fricción inicial de la interfaz mortero-ladrillo, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

ϕ_r : ángulo de fricción residual de la interfaz mortero-ladrillo, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

γ : Constante adimensional que determina la forma de la función de fluencia de Lubliner-Oller.

φ : ángulo de fricción de la superficie de contacto para el modelo de Giambanco et al., 2001.

φ : ángulo de fricción interna de la interfaz en el modelo de Giambanco et al., 2001.

ε_{ij}^e : Tensor de deformaciones elásticas.

ε_{ij}^p : Tensor de deformaciones plásticas.

κ^p : Variable de endurecimiento isótropo en el modelo daño acoplado con plasticidad.

κ^d : Variable de endurecimiento de daño.

κ_1 , κ_2 , y κ_3 : variables internas de ablandamiento, modelo de Lofti y Shing, 1994.

$\dot{\lambda}$: Factor de consistencia plástica.

η : parámetro que escala la dilatancia de la interfaz mortero-ladrillo, modelo de Lofti y Shing, 1994.

μ : pendiente de las asíntotas a la superficie de fluencia hiperbólica del modelo de interfaz de Lofti y Shing, 1994.

μ : Angulo de dilantancia de la interfaz mortero-ladrillo, del modelo de Giambanco et al., 2001.

ν : Coeficiente de Poisson.

ν_0 : Coeficiente de Poisson inicial en el modelo de Balan et al.

ν_{ij} : Coeficiente de deformación transversal en el modelo de Balan et al.

ν_{ui} : Coeficiente de deformación transversal uniaxial en la dirección i en el modelo de Balan et al.

$\sigma_t(\kappa^p)$, $\sigma_c(\kappa^p)$: Evolución de los umbrales de fluencia en ensayos de tracción y compresión uniaxial respectivamente.

$\sigma_i(\kappa^d)$ y $\sigma_c(\kappa^d)$: Evolución de los umbrales de daño en ensayos de compresión y tracción uniaxial respectivamente.

σ^{\max} : Tensión principal mayor en el criterio de fluencia de Lubliner- Oller.

σ_{cb} : Resistencia equibiaxial a compresión.

σ_{ij} : Tensor de tensiones

$\bar{\sigma}_{ij}$: Tensor de tensiones en el espacio ficticio.

σ : vector de tensiones de la interfaz, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

σ_1 : valor de fluencia para el modo de falla I, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

$\bar{\sigma}_2$: valor de fluencia para el modo de falla II, modelo de Lourenço y Rots, 1997.

$\bar{\sigma}_3$: valor de fluencia para el criterio de compresión del modelo de Lourenço y Rots, 1997

σ : tensión normal la interfaz mortero-ladrillo, modelo de Lofti y Shing, 1994 y , modelo de Lourenço y Rots, 1997.

σ_u : tensión norma última, modelo de Page, 1978.

$\tau(\tau_{ij})$: tensión equivalente, modelo de Martín, 1997.

τ : tensión de corte de la interfaz mortero-ladrillo, modelo de Lofti y Shing, 1994.

τ_u : tensión tangencial última, modelo de Page, 1978.

τ_{r1} : resistencia de corte de la interfaz mortero-ladrillo, bajo una tensión normal dada, modelo de Lofti y Shing, 1994.

τ_{r2} : capacidad residual de corte de la interfaz mortero-ladrillo, bajo una tensión normal dada, modelo de Lofti y Shing, 1994.

Φ_1 : superficie bilineal límite de Coulomb, modelo de Giambanco et al., 2001.

Φ_2 : tensión *cut-off*, modelo de Giambanco et al., 2001.

Ψ : Energía libre del material bajo el estado real de tensiones.

Ψ^o : Energía libre elástica del material no dañado.

Ψ^e : Energía libre elástica.

Ψ^p : Energía libre plástica.

CAPÍTULO 1

INTRODUCCIÓN

1.1 DEFINICIÓN DEL PROBLEMA

Las estructuras mampostería son diseñadas para una determinada vida útil. Sin embargo, existen numerosos edificios construidos con este material, que se han dañado considerablemente en un tiempo mucho menor que el previsto, debido a diversas acciones externas (sismos, impacto, viento, cambio de destino, agentes agresivos, etc.) y también estructuras que, por su valor histórico-cultural, merecen ser preservadas.

Los muros portantes de mampostería son elementos estructurales importantes dentro de la estructura, pues son muy eficientes en la transmisión de cargas verticales y proporcionan rigidez lateral al edificio.

La debilidad estructural, la sobrecarga, las vibraciones dinámicas y las cargas no previstas en el diseño, en el plano y fuera de él, pueden provocar la falla de paredes de mampostería no reforzada (Tumialan y Nanni, 2002).

Existen diferentes tipos de daño, desde fisuras invisibles hasta fractura y desintegración. Este último tipo de falla está caracterizado por la rápida degradación de la rigidez, resistencia y capacidad de disipación de energía, lo cual da como resultado una falla frágil de la pared de mampostería. Organizaciones tales como la FEMA (Federal Emergency Management Agency) han determinado que las fallas de paredes de mampostería durante terremotos producen mayores daños materiales y pérdidas de vidas humanas que la falla de cualquier otro tipo de elemento estructural (FEMA 308, 1998).

Ante la degradación de las propiedades mecánicas y la consiguiente pérdida de seguridad estructural, se hace necesaria la reparación y/o refuerzo. En años recientes se han estudiado varios métodos para el refuerzo de muros estructurales de mampostería. Usualmente, dichos métodos requieren la adición de elementos de marco para reducir las cargas en las paredes, o tratamientos superficiales tales como inyecciones de cemento para incrementar la resistencia y ductilidad de los muros. A menudo, tales refuerzos agregan una masa significativa a la estructura, consumen tiempo, tienen altos costos de ejecución y, en algunos casos, resultan poco confiables (Saadatmanesh, 1997). Estudios realizados luego de ocurrido el terremoto de Northridge (1994) mostraron que 450 edificios reforzados antes del terremoto fallaron después del sismo (Elgwady et al., 2000).

En consecuencia, se hace sumamente necesario estudiar nuevos materiales y técnicas que permitan reforzar en forma efectiva estructuras de mampostería deterioradas. Los recientes avances en el campo de los materiales poliméricos reforzados con fibras han dado como resultado el desarrollo de nuevos materiales con excelentes potenciales para el refuerzo de estructuras de mampostería en áreas donde los materiales convencionales han fallado (Saadatmanesh, 1997). Según surge de investigaciones realizadas por diversos autores, (Marshall et al., 1999; Eshani et al., 1997; Eshani et al., 1999; Elgwady et al., 2000; Velazquez-Dimas y Esahni, 2000; Albert et al., 2001; Hamilton III y Dolan, 2001; Hamoush et al., 2001; Hamoush et al., 2002; Tumialan et al., 2003; Tan y Patoary, 2004; Elgawady, 2004, Gabor et al., 2006, Santa María et al., 2006), los

polímeros reforzados con fibras proporcionan una alternativa liviana y efectiva a los materiales de construcción tradicional, y permiten mejorar el comportamiento de la mampostería bajo cargas monotónicas, sísmicas o explosivas.

La utilización de materiales compuestos como refuerzo de paredes de mampostería puede incrementar sustancialmente la resistencia y ductilidad de las mismas, mejora el comportamiento del sistema bajo cargas altas y previene modos de falla indeseables (El-Dakhkhni et al., 2005).

Desde el punto de vista estructural, las propiedades dinámicas de la estructura no cambian puesto que el peso y la rigidez que se agregan son muy pequeños. Este hecho es de fundamental importancia cuando se trata de reforzar estructuras que puedan soportar sismos moderados a severos, ya que cualquier aumento de masa o rigidez se traduce en un incremento de las fuerzas sísmicas.

La mampostería reforzada con láminas de material compuesto constituye una estructura compuesta por materiales compuestos. Su comportamiento es complejo, y los mecanismos de degradación y falla dependen de la particular geometría considerada, de las propiedades elásticas de los materiales, de la resistencia del mortero, del mampuesto y del laminado (Luciano y Sacco, 1998).

Para cualquier condición de carga, el mortero es el primer componente que falla. Cuando el mortero se ha degradado totalmente, se obtiene un compuesto formado por ladrillos vinculados por el laminado, altamente deformable en las zonas donde el mortero está dañado. Se produce, en consecuencia, una concentración de tensiones entre los mampuestos adyacentes que genera un estiramiento de las láminas de compuesto. Si la mampostería reforzada está traccionada, los mampuestos, que sólo soportan tensiones de tracción reducidas, fallan, pudiendo provocar el desprendimiento del compuesto. En cambio, si la mampostería reforzada está sometida a compresión, se produce la falla del laminado (Luciano y Sacco, 1998).

Si bien se ha demostrado experimentalmente que la técnica de refuerzo y/o reparación con materiales de matriz polimérica reforzados con fibras resulta muy eficiente, para mejorar las técnicas de intervención, es necesario lograr una mejor descripción del comportamiento mecánico de la mampostería y de la mampostería reforzada y/o reparada bajo distintas condiciones de carga.

1.2 IMPORTANCIA DEL TEMA

La mampostería es uno de los materiales de construcción más antiguos. Durante miles de años y hasta el siglo XIX cuando aparecieron el hormigón, el acero y la madera, fue el material de construcción predominante. Las propiedades mecánicas de la mampostería son más complejas de determinar que las de aquellos materiales. Por muchos años, la falta de investigación y comprensión del comportamiento de la mampostería hizo que la comunidad ingenieril despreciara el uso de este material. Sin embargo, un gran número de proyectos de investigación sobre mampostería llevados a cabo en los últimos 20 años han demostrado la viabilidad de este material en muchas aplicaciones. Como resultado de ello, la mampostería parece haber vuelto a ser una alternativa confiable de construcción. La mayoría de las investigaciones recientes se han focalizado en mejorar la seguridad sísmica de edificios nuevos construidos con mampostería (Velazquez-Dimas y Eshani, 2000).

La mayoría de las construcciones de mampostería no reforzada existentes han mostrado tener un comportamiento deficiente cuando resultan sometidas a cargas laterales tales como aquellas causadas por terremotos y altas velocidades de viento. Las principales razones de esta debilidad en el comportamiento obedecen a: a) la edad y la consecuente degradación de las propiedades estructurales de los materiales, lo cual produce una degradación local y global de la resistencia y rigidez, b) el gran número y la gran variedad de cambios estructurales que estas estructuras sufren durante su vida de servicio, c) el hecho de que la mayoría de estos edificios no fueron construidos de acuerdo a códigos de diseño sismorresistente pues éstos no existían al momento de su construcción (Cardoso et al., 2005). Se debe tener en cuenta, además, que se trata de un material frágil que posee baja resistencia a tracción y poca o nula ductilidad cuando es sometido a cargas sísmicas (Page, 2002).

Reconociendo estas limitaciones, en años recientes ha surgido un creciente interés por desarrollar técnicas que mejoren dicho comportamiento. Sin embargo, muchos sistemas de refuerzo usados corrientemente han resultado ser ineficaces, estéticamente inapropiados y algunos restringidos al uso de ciertos tipos de estructuras.

Investigaciones recientes en el uso de materiales compuestos para el refuerzo de muros de mampostería existentes han demostrado que tal sistema puede aumentar sustancialmente la estabilidad lateral de la estructura con un mínimo impacto en la

fundación existente (Bradley et al., 1996). Dicho sistema ha probado también ser eficiente en el refuerzo de estructuras antiguas deterioradas, construcciones que tienen un alto valor histórico-cultural y que, en su mayoría, son de mampostería (Luciano y Sacco, 1998).

La tendencia es establecer un sistema de reparación eficiente y económicamente accesible que facilite la mejora de edificios nuevos y antiguos de mampostería y elimine la necesidad de utilizar técnicas demasiado costosas y extensas en el tiempo, o en muchos casos, la demolición total de la estructura. Para ello, resulta necesario evaluar diferentes aspectos del sistema de reparación y / o refuerzo con materiales compuestos, tales como formas de colocación, anclaje, cantidad óptima de refuerzo a ser aplicado y modos de falla.

Es difícil lograr criterios de reparación / refuerzo completamente efectivos que cubran los requerimientos de resistencia, rigidez, ductilidad, durabilidad, adherencia, etc., a través de las teorías y métodos que actualmente se usan en la práctica.

Los reglamentos en vigencia en la mayoría de los países del mundo, incluido el nuestro, están basados en la filosofía de la resistencia última. Se ha probado ya que algunas técnicas de reparación usadas actualmente, basadas en estos conceptos, son deficientes. En algunos casos, reparaciones y refuerzos realizados de acuerdo a prácticas convencionales han dado como resultado un debilitamiento de la estructura. Por lo tanto, es fundamental el desarrollo de herramientas de diseño apropiadas.

1.3 ANTECEDENTES

Uno de los primeros estudios sobre la aplicación de materiales compuestos para mejorar la capacidad resistente en el plano de paredes de mampostería, fue llevado a cabo por Schwegler (Elgwady et al, 2000). La efectividad de esta técnica fue demostrada a través de ensayos sobre un piso a escala completa. Se ensayaron siete paredes bajo carga estática cíclica. El esquema de refuerzo incluyó láminas de polímeros reforzados con fibra de carbono (PRFC) y envolturas de fibras de carbono y resina poliéster. Se investigó la influencia del refuerzo en uno y ambos lados de los muros. Se encontró que las paredes reforzadas en ambos lados no exhibían una mejora en la resistencia lateral y ductilidad tan significativa con respecto a aquellas reforzadas en una sola cara, las que, además, no sufrieron deformaciones fuera del plano.

Numerosos investigadores han estudiado el refuerzo sísmico de paredes de mampostería con materiales compuestos. Saadatmanesh (Saadatmanesh, 1997), investigó el comportamiento fuera del plano de vigas de mampostería de unidades macizas de arcilla reforzadas externamente con polímeros reforzados con fibra de vidrio (PRFV) sometidas a flexión en cuatro puntos. Eshani (Eshani et al., 1997) realizó ensayos de corte sobre pequeños elementos de mampostería reforzados con bandas de polímeros reforzados con fibra de carbono (PRFC) según diferentes longitudes de anclaje y espesores.

La eficiencia de esta técnica de refuerzo bajo carga estática, estática cíclica, pseudo dinámica y dinámica fue confirmada por distintos estudios (Marshall et al, 1999), (Eshani et al., 1999) (Elgwady et al., 2000).

Ensayos experimentales sobre muretes reforzados con bandas verticales de material compuesto y sometidos a cargas fuera del plano mostraron que las paredes reforzadas resistieron presiones entre 5 y 24 veces el peso de las mismas y deflexiones mayores al 5 % del peso de la pared (Velazquez-Dimas y Esahni, 2000).

Otros autores (Albert et al., 2001), (Hamilton III y Dolan, 2001), (Hamoush et al., 2001), (Hamoush et al., 2002), (Tumialan et al., 2003), (Tan y Patoary, 2004) estudiaron también la efectividad de los polímeros reforzados con fibras en el aumento de la ductilidad y de la capacidad de carga fuera del plano de paredes de mampostería.

Algunas investigaciones se han centrado en probar la resistencia frente a cargas explosivas de paredes de mampostería y hormigón reforzadas con PRF. En este caso el refuerzo con materiales compuestos incrementa la resistencia de la estructura y reduce la fragmentación. Esta propiedad es muy importante, ya que la fragmentación es la mayor fuente de daño en una explosión (Buchan et al., 2007).

Muzynski y Purcell (Buchan y Chen, 2007) realizaron ensayos sobre paredes de mampostería reforzadas con PRFC, resultando una reducción en los desplazamientos del 98 % con respecto a un muro sin reforzar. Myers et al (Buchan y Chen, 2007) llevaron a cabo pruebas explosivas sobre muros reforzados con barras de 6.4 mm de PRFV y bandas de 64 mm de ancho de PRFV. Las paredes fueron sometidas a cargas explosivas crecientes en intensidad. Los especímenes reforzados tuvieron un incremento de al menos el 50 % de la presión máxima. La rotura ocurrió en las juntas horizontales a bajos niveles de tensión, pero el refuerzo con PRFV resistió las tensiones de tracción, en

tanto la mampostería soportó los esfuerzos de compresión. Los muros sin refuerzo fallaron por flexión fuera del plano (Buchan y Chen, 2007).

Existen también estudios que se han focalizado en mejorar la respuesta al corte de muros de mampostería mediante el refuerzo con compuestos de fibra de carbono y vidrio aplicados externamente según diferentes configuraciones. Valluzzi et al. (2002) llevaron a cabo un estudio experimental a los efectos de investigar la eficiencia de los materiales compuestos en el refuerzo a corte. Para ello se evaluaron diferentes tipos de compuestos y esquemas de refuerzo sobre pequeños paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla sometidos a compresión diagonal. Gabor et al. (2006) también investigaron experimentalmente el comportamiento a corte en el plano de pequeños muros de unidades cerámicas huecas reforzados con PRFV y PRFC, según diferentes configuraciones.

En general, el criterio de diseño adoptado por los diferentes autores, en lo que respecta a esquema y cantidad óptima de refuerzo con PRF, se basa en fórmulas empíricas, la mayoría de las cuales fueron desarrolladas para el refuerzo de hormigón. Si bien existe la norma ACI 440 para el refuerzo de columnas y vigas de hormigón con materiales compuestos, aún no se ha publicado la normativa referente al refuerzo de mampostería con materiales compuestos. Al respecto, actualmente, se está trabajando en la elaboración de la norma ACI 440M referida a mampostería reforzada con PRF. Cabe resaltar que en nuestro país no existe normativa sobre el tema de estudio de este trabajo. Tampoco se han realizado ensayos experimentales sobre mampostería construida con ladrillos cerámicos macizos utilizados en el país y reforzada y /o reparada con PRF. Los trabajos citados precedentemente han sido realizados en otros países y, en consecuencia, usan mampuestos de características muy distintas. Ello hace que los resultados experimentales no se puedan extrapolar directamente y, por lo tanto, crea la necesidad de que los mismos sean verificados para nuestros materiales y técnicas de construcción. No ocurre lo mismo con los PRF, cuyas propiedades y características no varían de acuerdo al país.

Por otro lado, si bien el tema de reparación de construcciones de mampostería dañadas es de fundamental importancia, no se han encontrado antecedentes de trabajos sobre reparación de mampostería dañada con materiales compuestos publicados dentro de la bibliografía a la que se tiene acceso.

Los estudios numéricos sobre el comportamiento de la mampostería reforzada con materiales compuestos son escasos. Se ha estudiado el comportamiento de paredes de mampostería no reforzadas y reforzadas con láminas de materiales compuestos, mediante un enfoque micromecánico, donde todas las propiedades de la mampostería reforzada y no reforzada se obtienen aplicando la teoría de homogenización. Se ha propuesto una técnica de homogenización que tiene en cuenta la geometría actual de la mampostería, resultante de la degradación producida por el daño del mortero, del mampuesto y de las láminas de compuesto. Se han adoptado dos criterios diferentes de daño para el mortero y el mampuesto dentro de la teoría de viscoelasticidad isótropa y de daño elástico y un modelo de daño frágil para el laminado (Luciano y Sacco, 1998).

También existen algunos trabajos de simulación del comportamiento de muros de mampostería sometidos a cargas fuera del plano donde, en base en resultados experimentales, se desarrolló un modelo analítico empírico para predecir el comportamiento flexional de los muros ensayados. Como se observó que el modo de falla era controlado por la delaminación del compuesto se decidió estimar la resistencia a flexión usando un enfoque lineal elástico. Se supuso entonces que las secciones planas permanecen planas, no se consideró la resistencia a tracción del ladrillo, se adoptó una distribución lineal de tensiones y deformaciones a través de la sección del muro, se supuso una acción de compuesto perfecta entre el material compuesto y el ladrillo (compatibilidad de deformaciones) y se consideró como modo de falla la ruptura del compuesto o delaminación. El método propuesto es válido para paredes simplemente apoyadas en los extremos superior e inferior y libre en los laterales (Velazquez-Dimas y Eshani, 2000).

También se utilizó la teoría laminar clásica para desarrollar un modelo analítico simple que permite predecir el comportamiento fuera del plano de paredes de mampostería reforzadas con compuestos de fibra de vidrio. Las predicciones del modelo fueron comparadas con resultados experimentales y se obtuvo una buena correlación (Velazquez-Dimas y Esahni, 2000).

Se debe destacar, sin embargo, que existen todavía muchos aspectos del comportamiento de la mampostería reforzada y/o reparada que aún no han podido ser simulados con buena aproximación mediante los modelos desarrollados. Por otro lado, estos modelos han sido probados y/o calibrados con otros tipos de mampuestos cuyas

propiedades mecánicas y geometría son muy diferentes a las que presenta el material usado en nuestro país.

1.4 OBJETIVOS:

Los objetivos generales de esta Tesis son:

- Desarrollar una herramienta numérica para la evaluación de la eficiencia de sistemas de reparación con materiales compuestos.
- Proponer recomendaciones para el diseño de refuerzo y/o reparación con PFRC de muros de mampostería bajo cargas en su plano.

Dichos objetivos generales comprenden los siguientes objetivos parciales:

- a. Comprensión de los nuevos mecanismos resistentes introducidos por el refuerzo con materiales compuestos en muros de mampostería.
- b. Obtención de resultados experimentales correspondientes a elementos de mampostería reforzados con materiales compuestos, bajo distintas condiciones de carga en el plano.
- c. Desarrollo y puesta a punto de una herramienta numérica para el análisis del comportamiento de muros de mampostería reparados y / o reforzados con materiales compuestos.
- d. Análisis numérico de la eficiencia de distintas técnicas alternativas y detalles de reparación y / o refuerzo con materiales compuestos.
- e. Elaboración de recomendaciones sobre reparación y refuerzo de muros de mampostería que puedan contribuir a una futura normativa sobre el tema.

1.5 CONTENIDOS

En esta Tesis se estudia experimental y numéricamente el comportamiento mecánico bajo solicitaciones en el plano de la mampostería de unidades macizas de arcilla sin reforzar y reforzada y/o reparada con materiales de matriz polimérica reforzados con fibras de carbono.

El programa experimental desarrollado comprende: a) ensayos de corte sobre pequeños elementos de mampostería reforzados y reparados con polímeros reforzados con fibra de carbono; b) ensayos de compresión paralela a las juntas de mortero sobre

muretes de mampostería sin reforzar; y c) ensayos de compresión diagonal y perpendicular a las juntas sobre paneles de mampostería sin reforzar, reforzada y reparada con los mencionados materiales compuestos según diferentes configuraciones.

Para la simulación numérica se trabaja dentro de la mecánica del continuo con un modelo constitutivo que permite reproducir el comportamiento de elementos planos de mampostería a partir de las propiedades mecánicas de los materiales constituyentes y de su disposición.

La Tesis se organiza de la siguiente manera:

En el Capítulo 1 se presentan una introducción al tema y su importancia, así como los objetivos de la Tesis y el contenido de la misma.

En el Capítulo 2 se describen las principales características del comportamiento mecánico de la mampostería sin reforzar y se presenta una breve síntesis sobre las distintas técnicas de reparación y/o refuerzo utilizadas en la actualidad. A continuación, se describe la técnica de refuerzo con materiales compuestos, incluyendo una breve síntesis de las principales características mecánicas de los materiales compuestos utilizados. El capítulo se completa con la descripción del comportamiento de elementos de mampostería reforzados con materiales compuestos, bajo estados de sollicitación en el plano.

En el Capítulo 3 se clasifican y describen los modelos constitutivos más conocidos para la simulación numérica del comportamiento mecánico de la mampostería sin refuerzo y reforzada con PRF, en el marco de la Mecánica del Continuo.

En el Capítulo 4 se describen los ensayos realizados, se presentan y analizan los resultados obtenidos.

En el Capítulo 5 se describen los modelos numéricos utilizados, en particular, el modelo de daño y plasticidad ortótropo (Luccioni et al, 1996), (Luccioni y Martín 1997) utilizado para simular el comportamiento de la mampostería y los materiales compuestos y la generalización de la teoría de mezclas utilizada para simular la mampostería reforzada.

En el Capítulo 6 se desarrollan ejemplos de aplicación, donde se comparan las determinaciones numéricas con resultados experimentales que permiten calibrar el modelo. El capítulo se completa con estudios numéricos paramétricos y ejemplos

numéricos sobre muros de dimensiones reales que permiten extraer conclusiones útiles para el diseño de este tipo de refuerzo.

El Capítulo 7 contiene las conclusiones de las Tesis y recomendaciones para trabajos futuros.

La Tesis se completa con el Apéndice I en donde se presentan los algoritmos de integración de las ecuaciones constitutivas utilizados en la Tesis.

CAPÍTULO 2

COMPORTAMIENTO EN EL PLANO DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA Y/O REPARADA CON MATERIALES COMPUESTOS

2.1 INTRODUCCIÓN

En este capítulo se describen, en primer lugar, las características fundamentales del comportamiento de la mampostería de unidades macizas de arcilla sin reforzar bajo estados de sollicitación en el plano obtenidas por otros investigadores. Se incluye también una breve síntesis de diferentes métodos de refuerzo y/o reparación. Luego se analiza el comportamiento de la mampostería reforzada y/o reparada con materiales de matriz polimérica reforzados con fibras (materiales compuestos), bajo sollicitaciones en su plano.

2.2 CARACTERÍSTICAS DEL COMPORTAMIENTO MECÁNICO DE LA MAMPOSTERÍA SIN REFORZAR

Se puede definir a la mampostería como un material compuesto, heterogéneo y anisótropo, cuyas componentes están ordenadas en forma periódica. Las propiedades mecánicas del conjunto dependen de las propiedades de cada uno de los elementos que la conforman y de su disposición.

La mampostería está compuesta por ladrillos unidos por capas de mortero. Si bien cada uno los componentes puede considerarse isótropo, las juntas de mortero actúan como planos de debilidad (Page, 1981), dando lugar a tres ejes principales de anisotropía, dos en plano de la mampostería y el tercero perpendicular a dicho plano. En consecuencia, el comportamiento de la mampostería sujeta a estados complejos de tensión está muy influenciado por la orientación de las juntas de mortero respecto a las cargas.

El comportamiento estructural de los diferentes elementos de mampostería ante la acción de solicitaciones reales queda definido por los valores de la resistencia a compresión, tracción y corte (Gallegos, 1993).

2.2.1 Compresión uniaxial

Cuando la mampostería está sometida a compresión uniaxial perpendicular a las juntas horizontales, el mortero tiende a expandirse lateralmente más que el mampuesto. Dado que mortero y ladrillo se encuentran unidos química y mecánicamente, el mortero resulta confinado lateralmente por el mampuesto. Las tensiones de corte presentes en la interfaz mampuesto-mortero dan como resultado un estado de compresión triaxial en el mortero y tracción biaxial acoplada con compresión axial en el ladrillo, como se ilustra en la Figura 2.1, (McNary y Abrams, 1985).

En general, la capacidad de la mampostería para resistir cargas de compresión es muy buena. Para un estado de compresión uniaxial con carga normal a las juntas horizontales, la falla ocurre por agrietamiento vertical debido a la diferencia entre los módulos de Poisson del mortero y de los mampuestos, que da lugar a la falla de estos últimos cuando se supera la resistencia a tracción en la dirección paralela a la junta, ver Figura 2.2. Como consecuencia de ello, la resistencia a compresión uniaxial perpendicular a las juntas de la mampostería está fuertemente influenciada por la resistencia a tracción del mampuesto (Martín, 1997). Para mampuestos de baja

resistencia, la falla se presenta por aplastamiento en compresión de las piezas mismas. Generalmente, el aplastamiento del mortero no ocasiona la falla cuando los esfuerzos son puramente axiales puesto que, cuando se aplasta, es retenido por fricción por los mampuestos, y el conjunto puede soportar cargas mayores. En la Figura 2.2 se muestran también las curvas tensión-deformación axial y transversal de un panel de mampostería de ladrillos cerámicos huecos de $430 \times 400 \times 100$ [mm³] y juntas de mortero de 10 mm de espesor. En la misma Figura se representan las curvas correspondientes a mortero y mampuestos (Gabor et al., 2006). Se puede ver que hasta producirse la rotura el comportamiento del ladrillo es cuasi-elástico. Luego de ello, las deformaciones transversales crecen bruscamente sin un incremento significativo de las tensiones de compresión, indicando el tipo de fisuración señalado anteriormente.

Según investigaciones realizadas por Binda et al. (1988) sobre prismas de unidades macizas de arcilla de $500 \times 250 \times 600$ [mm³] (Lourenço, 1996), el incremento de la resistencia a compresión del mortero aumenta la resistencia de la mampostería pero conduce a un comportamiento más frágil. Esto se observa claramente en la Figura 2.3, en donde se representan las curvas tensión-desplazamiento vertical de especímenes de mampostería construidos con morteros de distintas resistencias sometidos a compresión uniaxial perpendicular a las juntas.

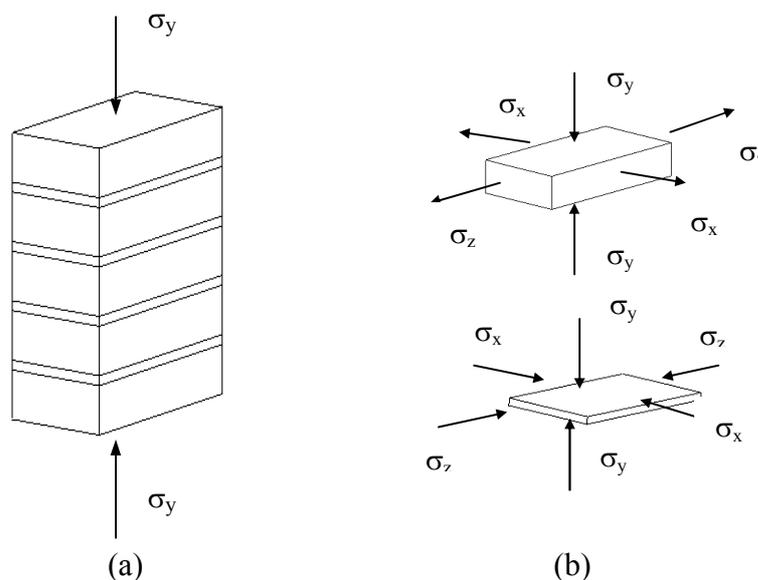


Figura 2.1. (a) Prisma de mampostería sometido a carga vertical de compresión; (b) Estado tensional en mampuesto y junta de mortero.

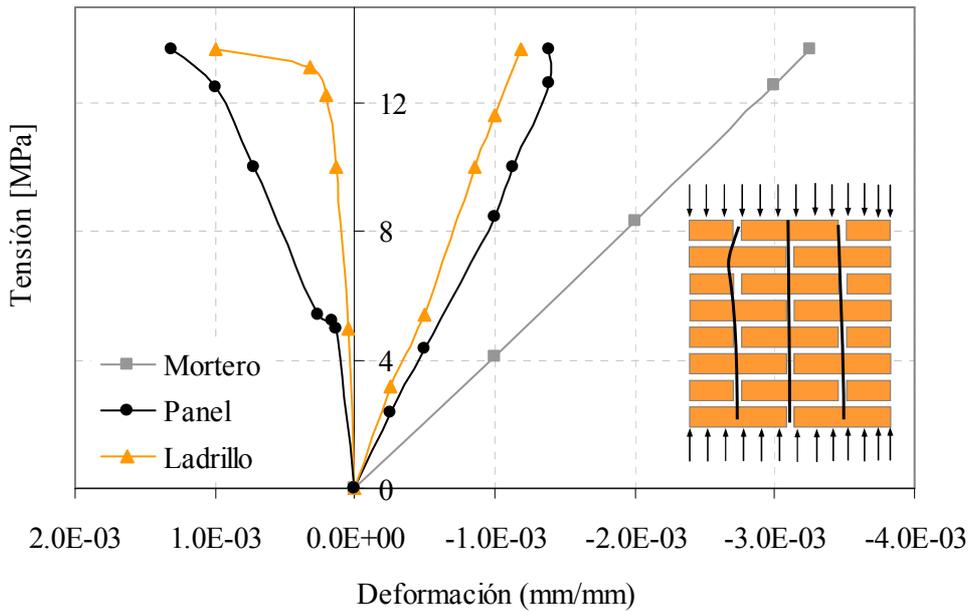


Figura 2.2. Compresión perpendicular a las juntas horizontales: Curvas tensión-deformación axial y transversal de muro de mampostería de unidades cerámicas huecas.

Modo de falla (Gabor et al., 2006).

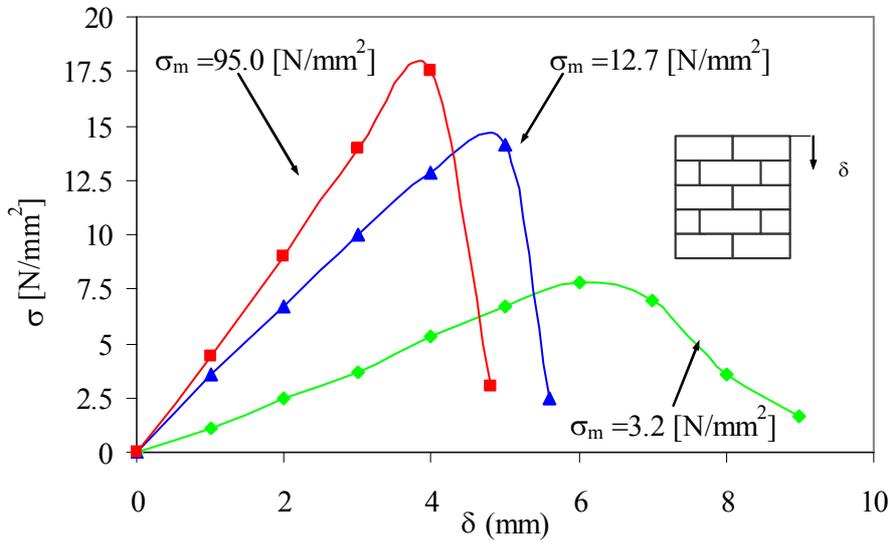


Figura 2.3. Diagramas experimentales tensión-desplazamiento vertical obtenidos por Binda et. al. (1988) sobre prismas de unidades macizas de arcilla de 500 x 250 x 600 [mm³] construidos con morteros de diferentes resistencias a compresión (σ_m)

(Lourenço, 1996).

Para compresión uniaxial paralela al plano del mortero, la falla ocurre inicialmente por expansión lateral de las juntas de mortero. Las columnas de ladrillo resultantes son capaces de seguir soportando carga, pero la primera falla es tomada como carga de colapso y corresponde al momento en que las deformaciones laterales del panel aumentan bruscamente. Según algunos trabajos, la relación entre las resistencias a compresión uniaxial paralela y perpendicular a las juntas horizontales toma valores que oscilan entre 0.2 y 0.8 (Lourenço, 1996).

Estas relaciones han sido obtenidas para bloques perforados, bloques de mortero y bloques de hormigón ligero. En el caso de ladrillos macizos, la relación antes mencionada puede tomarse igual a 1 (López et al., 1998).

El comportamiento de la mampostería bajo compresión uniaxial paralela a las juntas de mortero recibe menos atención. Sin embargo, siendo la mampostería un material anisótropo y particularmente cuando la resistencia a compresión longitudinal de los mampuestos es baja, la resistencia a compresión paralela a las juntas de mortero puede tener un efecto decisivo en la capacidad resistente de un muro (Lourenço, 1996).

2.2.2 Tracción uniaxial

La resistencia a la tracción de la mampostería es relativamente pequeña y muy variable.

Para solicitaciones de tracción en sentido perpendicular a las juntas de mortero, el colapso es causado por una disminución de la resistencia a tracción en la interfase mortero-ladrillo. En una aproximación no rigurosa, la resistencia a tracción de la mampostería se puede equiparar a la resistencia a tracción de la unión entre la junta y el ladrillo (López et al., 1998).

Cuando la resistencia de los ladrillos es baja y la resistencia a tracción de la unión junta-mampuesto elevada, por ejemplo, mortero de alta resistencia y ladrillo con numerosas perforaciones, la falla se produce al superarse la resistencia a tracción del ladrillo. Como aproximación a la resistencia a tracción de la mampostería se toma la resistencia a tracción del ladrillo (López et al., 1998).

A partir de ensayos a tracción paralela a las juntas, realizados sobre paneles de mampostería, se han observado dos diferentes mecanismos de rotura, a saber: desarrollo de fisuras en las juntas verticales y horizontales en forma de zigzag y fisura

perpendicular a la fuerza de tracción que aparece siguiendo las juntas verticales de mortero y atraviesa los ladrillos (López et al., 1998).

En el primero de los mecanismos de rotura, la respuesta de la mampostería viene gobernada por la energía de fractura de las juntas verticales, mientras que en las juntas horizontales es el mecanismo de cortante el que gobierna la fisuración. En el segundo de los mecanismos, dado que toda la fisuración es vertical e involucra tanto a las juntas como al ladrillo, es la energía de fractura G_f de cada material conjuntamente la que determina la fisuración total de la estructura (López et al., 1998). En la Figura 2.4 se reproducen las curvas tensión-desplazamiento total (σ - δ_t) para tracción paralela a las juntas horizontales y los dos tipo de falla a que se hace referencia precedentemente, correspondientes a ensayos realizados por Backes (1985), (López et al., 1998). En el primer tipo de falla, fisuración escalonada, el diagrama tensión-desplazamiento (Figura 2.4) muestra una meseta residual con el incremento de los desplazamientos transversales. En el segundo mecanismo de rotura, falla a lo largo de las juntas y unidades, se observa un ablandamiento progresivo hasta llegar prácticamente a cero.

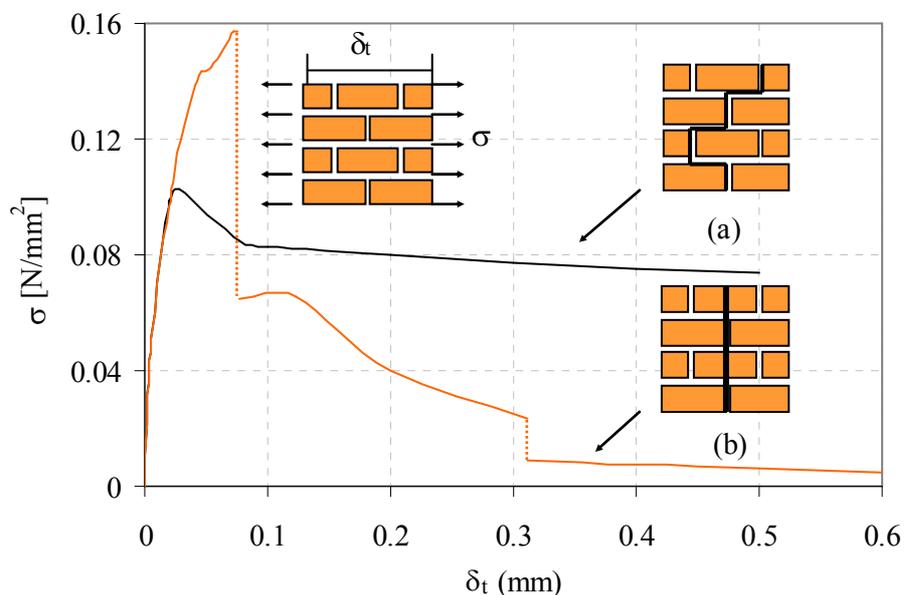


Figura 2.4. Curvas tensión-desplazamiento total para tracción paralela las juntas horizontales de mortero: a) rotura por fisuración escalonada, b) falla a lo largo de las juntas y unidades (López et al., 1998).

2.2.3 Resistencia al corte

Los muros de mampostería están generalmente diseñados para resistir cargas axiales. Sin embargo, en muchas ocasiones, resultan sometidos a solicitaciones de corte en el plano y fuera de él como consecuencia de cargas laterales tales como sismos. La resistencia al corte en el plano está dada por la resistencia a corte de la junta de mortero y por la fricción debida a la carga vertical (Ehsani et al., 1997).

Dependiendo de la forma de construcción y de los efectos combinados de carga axial y flexión, la falla por corte se caracteriza por (Ehsani et al., 1997):

- a) Deslizamientos a través de las juntas de mortero (Figura 2.5 a)
- b) Rotura por tracción diagonal (Figura 2.5 b)
- c) Falla por flexión (Figura 2.5 c)

La falla por deslizamiento a través de las juntas de mortero, es una falla fuera del plano, en la que aparecen fisuras a lo largo de las juntas horizontales de mortero y se produce cuando la resistencia de los mampuestos es alta en relación a la resistencia de adherencia del mortero con las piezas. En consecuencia el agrietamiento ocurre en el elemento débil que en este caso es la junta. Esto provoca que la parte superior de la pared se deslice sobre la más baja.

El segundo modo de falla es una falla en el plano, caracterizada generalmente por una fisura de tracción diagonal. Este tipo de rotura se da normalmente cuando la resistencia a tracción de los mampuestos es baja en relación con la resistencia de adherencia del mortero con los mampuestos. En general, cuando no hay precompresiones o cuando éstas son muy pequeñas, la falla tiende a ocurrir siguiendo las juntas horizontales y verticales (grietas escalonadas). Cuando se aplican precompresiones las fisuras pueden atravesar las unidades, y el ángulo de falla se hace dependiente de su magnitud. En este caso, la rotura ocurre cuando la tensión principal de tracción principal alcanza su valor crítico (Gallegos, 1993). La probabilidad de que las fisuras se propaguen a través de los mampuestos crece con la carga de compresión vertical (ElGawady, 2004).

En viejos edificios de mampostería las juntas de mortero constituyen la parte más débil del muro. Aun en el caso de rotura por tracción diagonal, en la mayoría de los casos, la falla ocurre por separación de las juntas verticales y deslizamiento a lo largo de

las juntas horizontales. Entonces, en ambos tipos de falla, se produce un deslizamiento a lo largo de las juntas horizontales y la resistencia de éstas controla el modo de falla.

Bajo cargas sísmicas severas, se supera la resistencia a corte del mortero y esto provoca la falla de la pared. Los daños van desde fisuras invisibles, hasta grandes grietas y, eventualmente, desintegración o colapso.

La falla por flexión ocurre en caso de una elevada relación momento flector/corte, o de una resistencia al corte mejorada y se caracteriza por la rotura de las zonas comprimidas en los bordes del muro. Esto causa el vuelco de la pared.

En la Figura 2.6 se presentan el modo de falla y las curvas carga-deformación específica promedio a través de las diagonales comprimida y traccionada de un panel de mampostería de bloques cerámicos huecos de 870 x 840 x 100 [mm³] y juntas de mortero de 10 mm de espesor, sometido a ensayo de compresión diagonal (Gabor et al., 2006). La rotura se produjo a lo largo de la diagonal comprimida, con fisuras que aparecieron repentinamente en las juntas de mortero y en los mampuestos, produciendo la falla instantánea de la pared. Analizando el diagrama fuerza-deformación, se observa un comportamiento global casi elástico hasta valores cercanos a la carga última. Aproximadamente al 92 % de aquél valor se nota un cambio repentino de la rigidez, lo cual predice la degradación de las propiedades mecánicas y la falla.

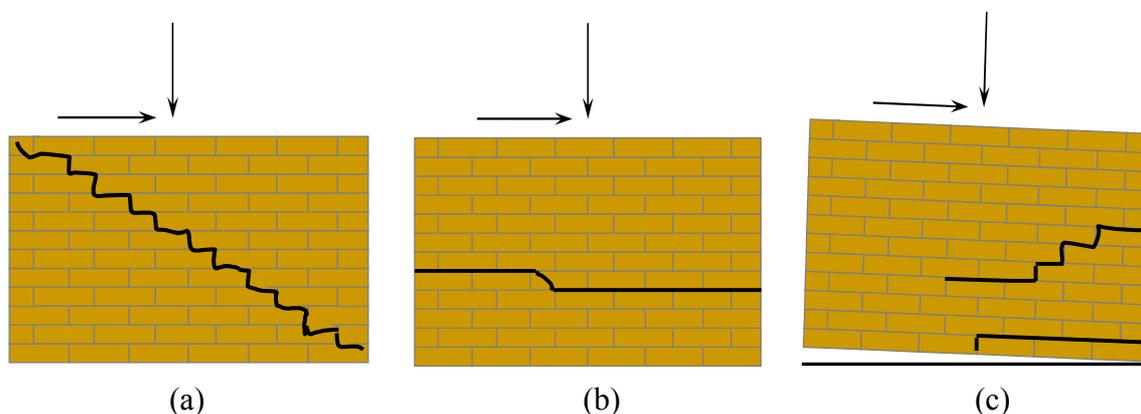


Figura 2.5. Modos de falla de un muro de mampostería no reforzada: (a) Deslizamiento de las juntas horizontales de mortero; (b) Rotura por tracción diagonal; (c) Falla por flexión.

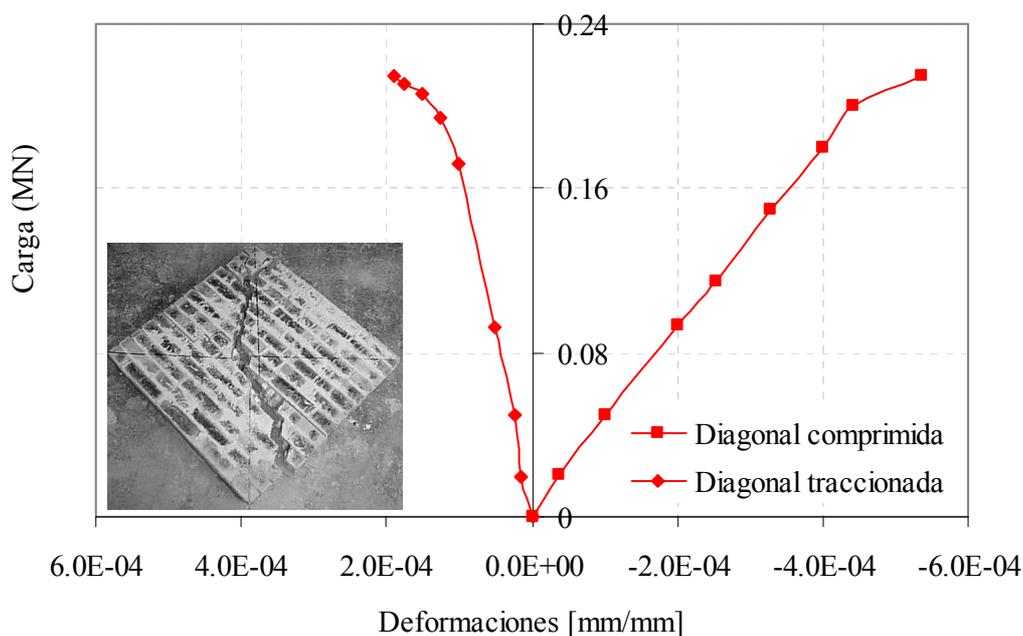


Figura 2.6. Diagrama carga- deformación específicas a través de las diagonales comprimida y traccionada de panel de mampostería de ladrillos cerámicos huecos. Modo de falla (Gabor et al., 2006).

2.3 TÉCNICAS DE REFUERZO Y/O REPARACIÓN DE MUROS PORTANTES DE MAMPOSTERÍA

Existen en la práctica varias técnicas para reforzar y/o reparar muros portantes. A continuación se describen brevemente algunas de ellas:

Reemplazo de piezas dañadas: esta técnica generalmente se aplica en muros con zonas muy dañadas; su eficiencia depende de la calidad de su ejecución pues requiere una considerable superficie de preparación y mano de obra calificada. Para el correcto reemplazo, es frecuente la necesidad de apuntalar y renivelar la estructura, así como usar morteros con aditivos estabilizadores de volumen.

Una regla básica de la sustitución de piezas es el uso de materiales del mismo tipo y con una resistencia al menos igual a la del material original. La inserción de piezas con propiedades muy diferentes puede desencadenar concentraciones de esfuerzos que lleguen dañar la estructura (Alcocer, 2002).

Reparación de grietas: la manifestación obvia de daño en un muro de mampostería es su agrietamiento. La reparación de las grietas consiste en cerrarlas o rellenarlas mediante inyección de materiales similares o diferentes a la mampostería original, tales como

resinas epóxicas, morteros epóxicos o morteros fluidos de cemento (con consistencia de lechada).

Aunque el método es efectivo y muros que han sido reparados de esta manera han recuperado e incluso mejorado, su resistencia, rigidez y capacidad de deformación, es muy laborioso y requiere mano de obra especializada (Alcocer, 2002).

Inserción de barras de refuerzo: esta técnica consiste en colocar barras de refuerzo a lo largo de las juntas de mortero. En ellas se deben realizar ranuras longitudinales para colocar las barras y mediante perforaciones transversales practicadas en el muro se vinculan las barras entre sí. Una vez colocadas éstas, generalmente una a cada lado del muro, se recubren con mortero de cemento o tipo epóxico. Las barras se deben anclar en los extremos de los muros.

Esta metodología de refuerzo y/o reparación exige un procedimiento muy laborioso, además de contar con mano de obra calificada bajo estricta supervisión. Su desempeño es altamente dependiente de la calidad de la ejecución (Alcocer, 2002).

Revestimiento estructural de hormigón armado: se aplica ya sea neumáticamente o mediante capas moldeadas in situ, en una o ambas superficies del muro. El hormigón debe reforzarse y vincularse a la estructura existente para permitir un comportamiento monolítico entre el muro existente y el revestimiento de hormigón. En general, debe aplicarse en ambas caras del muro a reforzar y/o reparar (Manual de Construcción, Evaluación y Rehabilitación Sismo Resistente de Viviendas de Mampostería, Asociación Colombiana de Ingeniería Sísmica, 2001).

El inconveniente que presenta esta técnica es que puede agregar una masa considerable a la estructura, que, modificando la respuesta dinámica de la misma y resultando en un incremento de la fuerza sísmica (Triantafillou, 1998). Además el espesor del revestimiento puede reducir espacios libres de la estructura y violar los requerimientos estéticos (fachadas de edificios históricos). Requiere, además, un trabajo intensivo que se traduce en una mayor obstrucción de las áreas de ocupación cercanas de las paredes de mampostería a ser reforzadas y/o reparadas.

Encamisado con mallas metálicas: es una técnica de frecuente utilización, que consiste en la colocación sobre el muro de mallas metálicas recubiertas con mortero u hormigón proyectado. El material utilizado varía entre mallas de alambres comunes y mallas electrosoldadas o hechas con barras convencionales. Con esta técnica se han alcanzado

incrementos importantes en resistencia, rigidez y capacidad de deformación con respecto al muro original (Alcocer, 2002).

Refuerzo con materiales compuestos: esta técnica que representa el objeto de estudio de esta tesis se describe en detalle en la sección 2.4.

2.4 REFUERZO Y / O REPARACIÓN DE ELEMENTOS DE MAMPOSTERÍA CON COMPUESTOS DE MATRIZ POLIMÉRICA REFORZADOS CON FIBRAS

2.4.1 Introducción

Los polímeros reforzados con fibras (PRF) constituyen un tipo de materiales compuestos avanzado que posee el potencial de cambiar significativamente el comportamiento de estructuras de mampostería, luego de reforzadas y/o rehabilitadas. Debido a su bajo peso significa no alteran la masa de la estructura y por lo tanto tampoco las fuerzas inerciales causadas por una excitación sísmica. Gracias a su alta resistencia pueden mejorar considerablemente la respuesta carga-deformación bajo cargas en el plano y fuera de él (Shrive, 2006).

2.4.2 Concepto de materiales compuestos

Un compuesto estructural es un sistema material constituido por dos o más fases en una escala macroscópica, cuyo comportamiento mecánico y propiedades están diseñados para ser superiores a aquellos que lo constituyen cuando actúan independientemente. Normalmente están constituidos por fibras inmersas en una matriz (Avilés, 2002).

Las fibras tienen resistencias y módulos elásticos muy altos. Son muy finas y usualmente muy frágiles. Los plásticos normalmente utilizados como matriz pueden ser dúctiles o frágiles pero generalmente tienen una resistencia considerable a los agentes químicos. De la combinación de fibras y resina se obtiene un material con resistencia y rigidez cercanas a las de la fibra y con la resistencia química del plástico (Hull, 1982).

Las propiedades de un material compuesto dependen de las propiedades, geometría, y distribución de los materiales componentes. Uno de los parámetros más importantes es la fracción en volumen de fibras en el material compuesto. La geometría y orientación del refuerzo afectan la anisotropía del sistema (Avilés, 2002).

Los materiales compuestos presentan una muy favorable relación resistencia-peso y rigidez-peso, pueden operar en ambientes hostiles por grandes períodos de tiempo, son resistentes a la corrosión, térmicamente estables y resultan especialmente adecuados para estructuras en las que el peso constituye una variable fundamental en el proceso de diseño. No exhiben fluencia, sino que tienen un comportamiento lineal elástico hasta la rotura (Avilés, 2002).

En términos de inflamabilidad, la mayoría de las matrices poliméricas son combustibles. Algunas fibras, sin embargo, no son inflamables y permanecen intactas durante su exposición al fuego (Nanni y Bradford, 1995).

Con respecto a la durabilidad y el envejecimiento de estos materiales existen algunas incertidumbres que hacen necesaria la realización de más estudios que garanticen la integridad de los mismos al cabo de un largo período de utilización (Car, 2000).

2.4.3 Principales características mecánicas de los FRP utilizados para refuerzo y/o reparación

Para el refuerzo y/o reparación de elementos de mampostería, se utilizan comúnmente dos tipos de materiales poliméricos reforzados con fibras:

- GFRP: polímero reforzado con fibras de vidrio
- CFRP: polímero reforzado con fibras de carbono

Los materiales compuestos reforzados con fibras de vidrio tienen las siguientes características favorables: buena relación resistencia/peso, buena estabilidad dimensional, buena resistencia al calor, al frío, a la humedad y a la corrosión y buenas propiedades aislantes eléctricas. A diferencia de las fibras de carbono, las fibras de vidrio son isótropas, de forma que, por ejemplo, el módulo de Young a lo largo del eje de la fibra es el mismo que transversalmente al eje. Esto es consecuencia directa de la estructura tridimensional de la red del vidrio (Avilés, 2002).

Las fibras de carbono de alta resistencia y alto módulo tienen un diámetro de 7 a 8 μm y están formadas por pequeños cristales de grafito turbostrático (una de las formas alotrópicas del carbono) (Avilés, 2002). El módulo de elasticidad de las fibras de carbono depende del grado de perfección de la orientación, la cual varía considerablemente con las condiciones y proceso de fabricación (Avilés, 2002).

Existen varias presentaciones de laminados de fibras de carbono, tales como fibras orientadas en forma unidireccional; fibras agrupadas en grupos de mechales, donde las

mechas pueden orientarse en forma aleatoria, o pueden ordenarse como un tejido (Avilés, 2002).

En la Tabla 2.1 se detallan algunas propiedades de las fibras de carbono y vidrio a 20° C.

Las resinas o plásticos usados como matrices pueden ser resinas termoestables: resinas epoxi o poliéster, o termoplásticos: polipropileno, nylon o policarbonato. En los polímeros termoestables, las resinas líquidas, se convierten, por uniones químicas cruzadas, en sólidos duros y frágiles. Dichas uniones llevan a la formación de una red tridimensional fuertemente unida de cadenas de polímeros. Las resinas termoestables son isótropas (Hull, 1982).

Los termoplásticos, contrariamente a lo que ocurre con las resinas termoestables, no tienen enlaces cruzados. Obtienen su resistencia y rigidez de las propiedades inherentes a las unidades monoméricas y de su peso molecular muy elevado (Hull, 1982).

En la Tabla 2.2 se pueden ver algunas propiedades de las resinas termoestables y de los termoplásticos. Luego en la Tabla 2.3 se detallan las principales características mecánicas del conjunto resina-fibra para algunos compuestos típicos utilizados en refuerzo de estructuras de hormigón y mampostería.

Tabla 2.1. Propiedades de las fibras de carbono y vidrio (Hull, 1982).

Propiedad	Unidades	Fibra de Carbono	Fibra de Vidrio
Diámetro	μm	7.6-8.6	8-14
Densidad	10^3kgm^{-3}	1.75	2.56
Módulo de Young	MNm^{-2}	250000	76000
Módulo \perp al eje de la fibra	MNm^{-2}	20000	76000
Resistencia a tracción	MNm^{-2}	2700	1400-2500

Tabla 2.2. Propiedades típicas de las resinas termoestables (epoxi y poliéster) y de los termoplásticos (polipropileno, nylon y policarbonato) (Hull, 1982).

Propiedad	Unidades	Resinas Epoxi	Resinas Poliéster	(a)	(b)	(b)
Densidad	Mg. m ⁻³	1.1 – 1.4	1.2-1.5	0.90	1.14	1.06-1.20
Módulo de Young	GNm ⁻²	3-6	2-4.5	1.0-1.4	1.4-2.8	2.2-2.4
Coefficiente de Poisson		0.38-0.4	0.37-0.39	0.3	0.3	0.3
Resist. a compresión	MN m ⁻²	100-200	90-250	-	-	-
Resistencia a tracción	MN m ⁻²	35-100	40-90	-	-	-
Tensión de fluencia	MN m ⁻²	-	-	25-38	60-75	45-70
Punto de fusión	° C			175	264	-

Tabla 2. 3. Comparación de algunas propiedades de los materiales compuestos (Hull, 1982).

Material	Densidad Mg. M ⁻³	Mód.de Young GNm ⁻²	Resist. a tracción MN m ⁻²	Elong. hasta la rotura (%)	Coef. de expansión térmica 10 ⁻⁶ °C ⁻¹	Resist. al calor (° C)
*Fibra de carbono- resina epoxi						
(i) a las fibras	1.62	220	1400	0.8	-0.2	260
(ii) ⊥ a las fibras	1.62	7	38	0.6	30	-
**Fibra de vidrio- resina poliéster						
(i) a las fibras	1.93	38	750	1.8	11	250
(ii) ⊥ a las fibras	1.93	10	22	0.2	-	-
***Fibra de vidrio- resina poliéster						
	1.55	8.5	110	2	25	230

Nota : (a) Poli-propileno

(b) Nylon

(c) Poli-carbonato

* laminado unidireccional, fracción de volumen de fibras $V_f = 0.6$

** laminado unidireccional, fracción de volumen de fibras $V_f = 0.5$

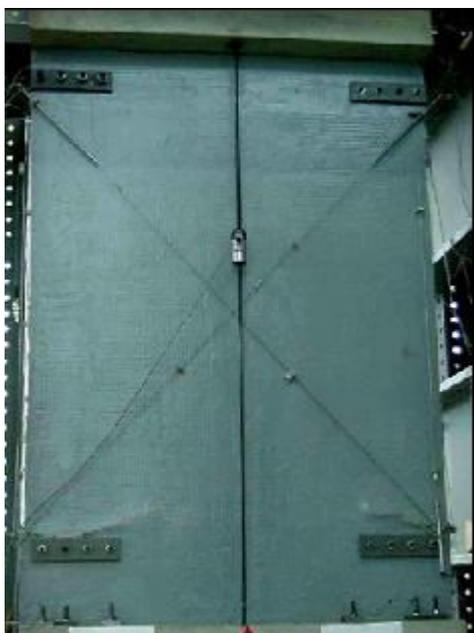
*** distribución aleatoria de fibras, fracción de volumen de fibras $V_f = 0.2$

2.5 COMPORTAMIENTO DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA CON LÁMINAS DE POLÍMEROS REFORZADOS CON FIBRAS

2.5.1. Introducción

Los materiales compuestos han demostrado ser muy eficientes cuando se aplican como refuerzo externo de muros portantes de mampostería de ladrillos cerámicos macizos, huecos y bloques de hormigón. Dicho refuerzo generalmente se hace cubriendo toda la pared con láminas de compuesto y adhiriéndolas mediante un sistema epoxi, o mediante bandas aplicadas del mismo modo como se ilustra en las Figuras 2.7 (a) y (b) respectivamente (Elgawady, 2004).

En las Figuras 2.8 y 2.9 se pueden ver las fotografías de dos estructuras de mampostería reparadas y reforzadas con PRFV y PRFC, respectivamente. Se trata de dos templos de gran valor histórico situados en Colombia: la Iglesia de Quimbaya (Figura 2.9), ubicada en la localidad de Quimbaya, departamento de Quindío, y la Iglesia de Nobsa (Figura 2.10) situada a 250 Km. de Bogotá. La primera es una estructura de mampostería de bloques macizos de arcilla, construida en 1950, con muros de 40 cm de espesor que sufrió severos daños durante un sismo de gran envergadura ocurrido en 1999. La reparación se hizo con polímeros reforzados con fibra de vidrio (PRFV) y se aplicó en las cúpulas y alrededor de las aberturas de las ventanas. Luego se recubrió con un mortero de reparación de bajo espesor (4 mm). La segunda es una edificación de 300 años de antigüedad, con muros de piedra y mampostería antigua que fue reforzada con polímeros reforzados con fibra de carbono (PRFC). El problema se presentaba en el inicio de la torre, en donde se concentran esfuerzos de tensión por un sismo (Ing. J. Rendón, Sika Colombia).



(a)



(b)

Figura 2.7. Esquemas de refuerzo con PRF: (a) Refuerzo total; (b) Refuerzo con bandas (Elgawady, 2004)



Figura 2.8. Reparación con PRFV de la Iglesia de Quimbaya, Colombia (Figuras proporcionadas por el Ing. Rendón, SIKA Colombia).

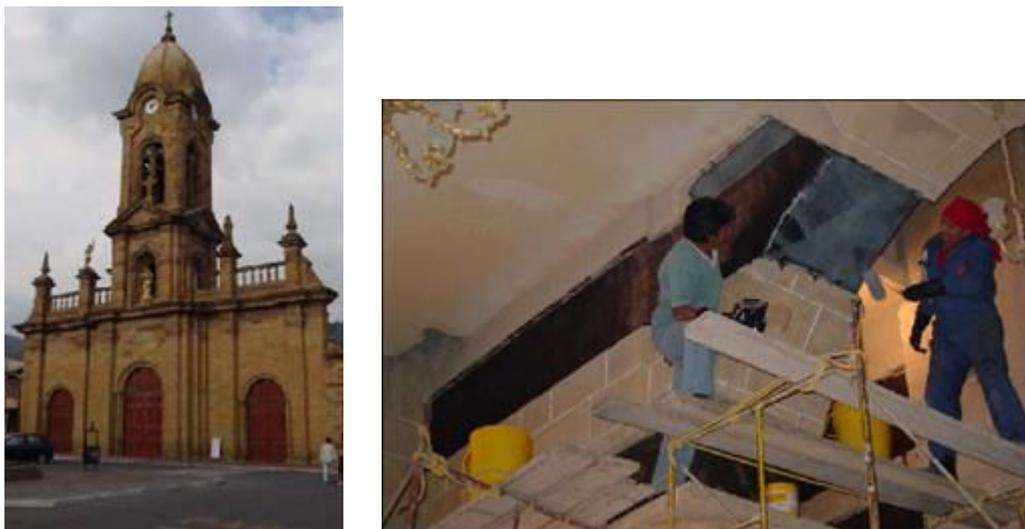


Figura 2.9. Refuerzo con PRFC de la Iglesia de Nobsa, Colombia (Figuras proporcionadas por el Ing. Rendón, SIKA Colombia)

2.5.2 Compresión uniaxial

Según investigaciones realizadas por El-Dakhkhni et al. (2005) en pequeños especímenes de mampostería de bloques huecos de hormigón sujetos a compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mortero, el refuerzo con laminados de polímeros reforzados con fibras (PRF), no sólo incrementa su resistencia, sino que también aumenta la ductilidad en la falla, evitando la rotura frágil fuera del plano y manteniendo la integridad del muro. Lo dicho precedentemente puede verse en la Figura 2.10 donde se representan las curvas tensión deformación axial de tres probetas reforzadas totalmente en ambas caras con láminas de polímeros reforzados con fibras de vidrio (PRFV) y de tres especímenes sin refuerzo. Se observa una variabilidad importante de los valores de resistencia en los paneles sin reforzar, no así en los reforzados. En general, el refuerzo se aplica externamente cubriendo toda la superficie de ambas caras de las probetas en diferente número de capas.

El refuerzo con materiales compuestos de muros de mampostería sometidos a carga paralela a las juntas de mortero ha demostrado ser muy eficiente en cuanto a que mejora la capacidad de deformación de la mampostería, incrementa su resistencia y evita la falla frágil. En la Figura 2.11 se muestran las curvas tensión-deformación axial de muros de mampostería de bloques huecos de hormigón sin reforzar y reforzados totalmente en ambas caras con láminas de PRFV (El-Dakhkhni et al., 2005).

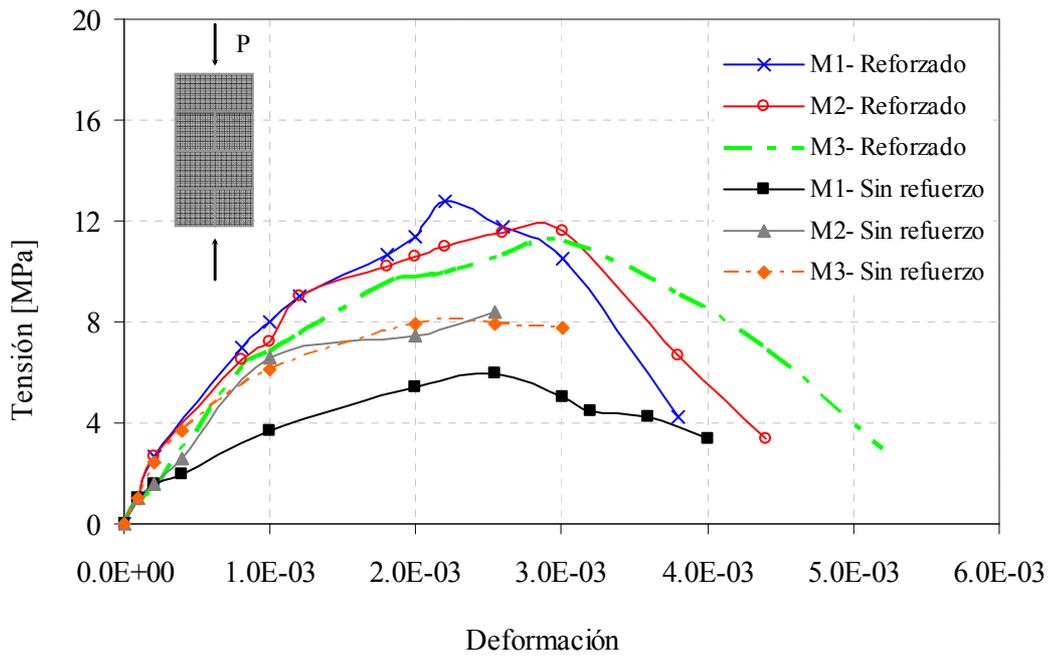


Figura 2.10. Curvas tensión- deformación axial de muros de mampostería de bloques huecos de hormigón sin refuerzo y con refuerzo externo de PRFV (El-Dakhakni et al., 2005).

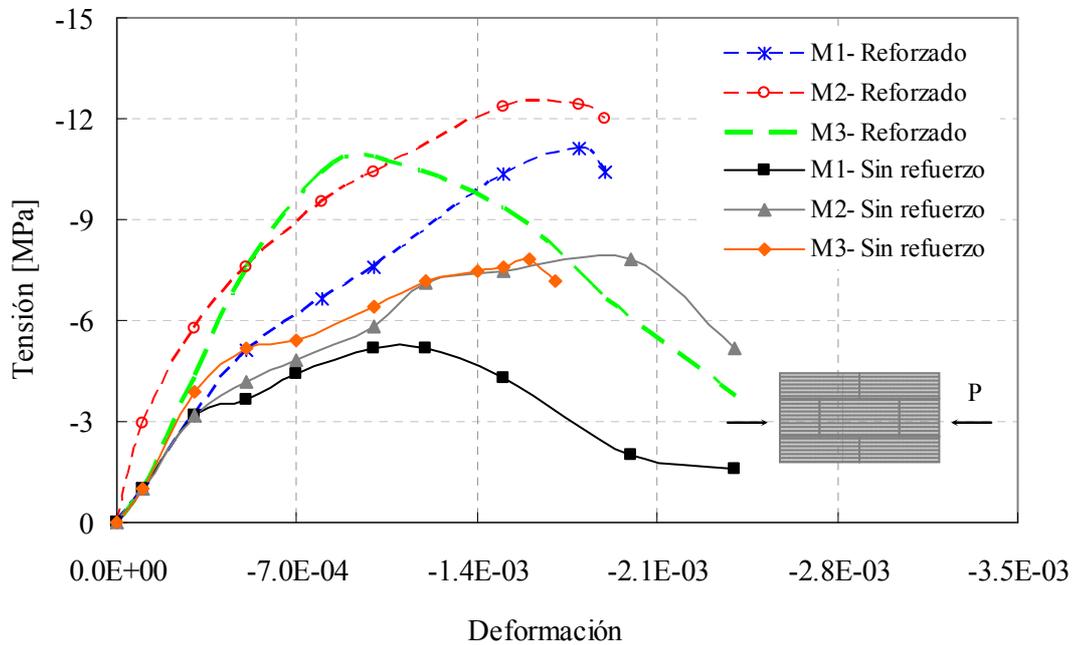


Figura 2.11. Curvas tensión- deformación axial de muros de mampostería de bloques huecos de hormigón sin refuerzo y con refuerzo externo de PRFV (El-Dakhakni et al., 2005).

2.5.3 Resistencia al corte

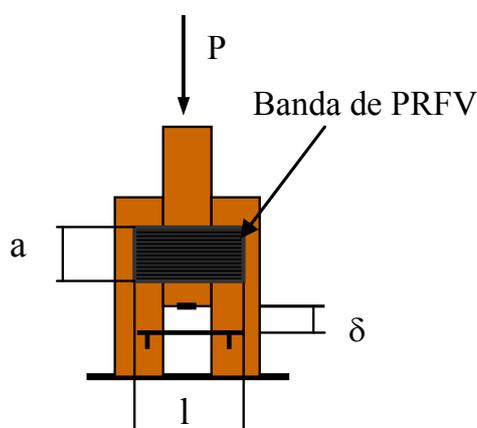
Investigaciones recientes se han focalizado en mejorar la respuesta al corte de muros de mampostería mediante el refuerzo externo con compuestos de fibra de carbono y fibra de vidrio (PRFC y PRFV) dispuestos según diferentes configuraciones.

2.5.3.1. Triplets

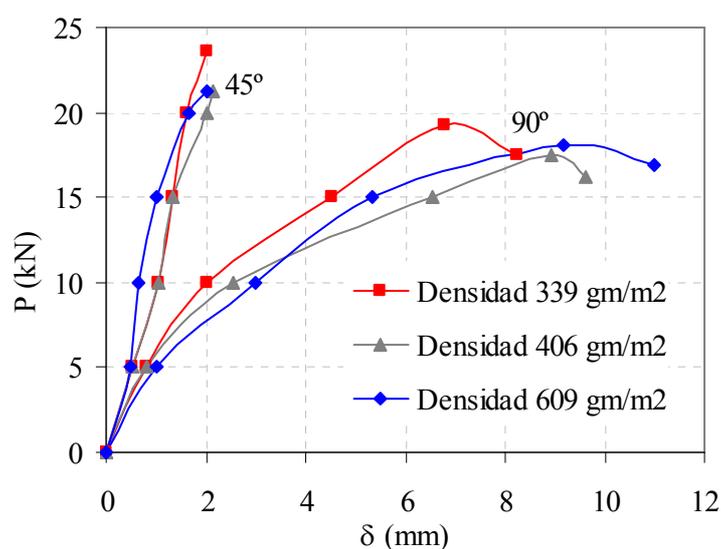
Eshani et al. (1997) investigaron la efectividad del refuerzo externo con PRFV en el incremento de la resistencia a corte de pequeños elementos de mampostería de ladrillos cerámicos macizos. Las variables de estudio incluyeron diferentes densidades del compuesto (339, 406 y 609 gm/m²), orientación del ángulo de las fibras (45° y 90°) y longitud de anclaje del refuerzo. Los especímenes fueron sometidos a carga estática. Los mismos estaban constituidos por tres mampuestos con el ladrillo central elevado 51 mm respecto a la base y vinculados por tablillas de madera a los efectos de simular la junta de mortero dañada (Fig.2.12 (a)). De esta manera, la contribución del mortero en la resistencia la corte fue totalmente ignorada. Dicha suposición es válida siempre y cuando la unión entre mampuesto y junta esté destruida y se haya producido la separación de los ladrillos. También se despreciaron las tensiones normales, que en condiciones reales son proporcionadas por el peso de la pared o alguna otra fuerza gravitatoria aplicada. El enfoque conservativo adoptado en este trabajo intentó probar la efectividad de la técnica de refuerzo con PRFV. El refuerzo se hizo con tejido bidireccional de igual densidad en ambas direcciones y resina epoxi.

Los resultados mostraron que, tanto la resistencia como la ductilidad de los elementos ensayados, mejoraron notablemente con esta técnica de refuerzo. La orientación del ángulo de las fibras con respecto al plano de carga tuvo mayor efecto en la rigidez del conjunto, no así en la resistencia última. En el caso de las fibras orientadas 90° con respecto al ángulo de aplicación de la carga, se observó un tipo de falla más dúctil. La longitud de anclaje fue muy importante en el desarrollo de la resistencia. A mayor longitud de anclaje mayor resistencia. Contrariamente a lo esperado, el aumento de la densidad del compuesto, provocó disminución de la rigidez. Ello se debió a que, al incrementarse la densidad de las fibras, la impregnación con la resina epoxy resultó más difícil de lograr. Como resultado de ello las fibras de mayor densidad no se adhirieron adecuadamente a los mampuestos provocando la falla por despegue del laminado.

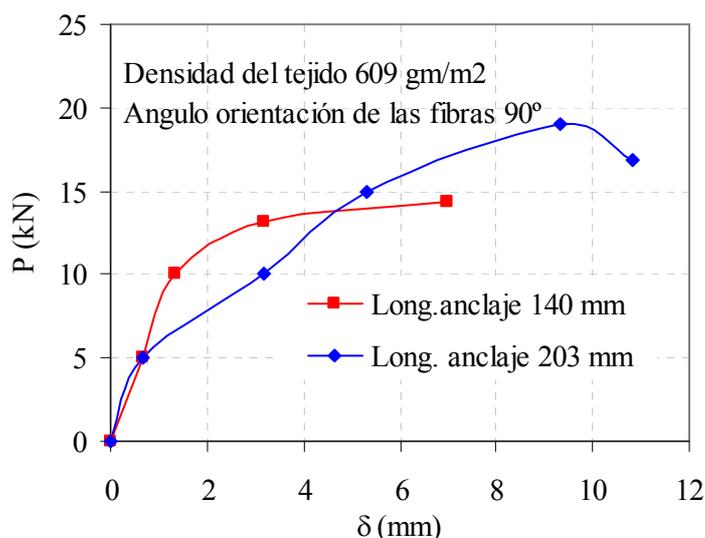
Se observaron dos modos de falla, dependiendo de la densidad y longitud de anclaje del compuesto, a saber: falla por corte de la fibra a lo largo de toda la junta, para cualquier ángulo de orientación de las fibras, para la menor densidad, y falla por delaminación en la región del ladrillo central, para densidades mayores. Por otro lado, para la menor longitud de anclaje, se observó un tipo de falla combinado, corte en la junta y delaminación del compuesto en los bordes externos. En la Figura 2.12 (b) y (c) se representan las curvas carga-desplazamiento ($P-\delta$) para las distintas variables de estudio.



(a)



(b)



(c)

Figura 2.12. Ensayos de corte sobre especímenes de mampostería de unidades macizas de arcilla reforzadas con PRFV: (a) Detalle de espécimen; (b) Efecto de la orientación de las fibras y densidad del compuesto; (c) Efectos de la longitud de anclaje (Eshani et al., 1997).

2.5.3.2. Compresión Diagonal

2.5.3.2.1. Especímenes de ladrillos huecos

El-Dakhkhni et al., (2005) realizaron ensayos sobre pequeños especímenes de mampostería de bloques huecos de hormigón sin reforzar y reforzados totalmente en ambas caras con PRFV.

Todas las probetas sin reforzar rompieron por deslizamiento a lo largo de las juntas de mortero, falla atribuida a la baja tensión de adherencia entre mortero y mampuesto, comparada con la resistencia a tracción de los bloques de hormigón. La rotura fue extremadamente frágil con separación de los especímenes en dos partes y posterior desintegración. Los paneles reforzados fallaron, en cambio, por aplastamiento en la zona de apoyos y registraron un incremento significativo de la capacidad resistente (4.58 veces el valor alcanzado por los especímenes no reforzados), con una variabilidad de resultados menor que las probetas sin refuerzo. Ello pone en evidencia el papel del laminado en la reducción de la anisotropía y variabilidad de resistencia de la mampostería no reforzada. Esto último puede verse en la Figura 2.13 donde se

presentan las curvas tensión-deformación tangencial (τ - γ) de tres especímenes reforzados y la comparación con tres paneles sin reforzar.

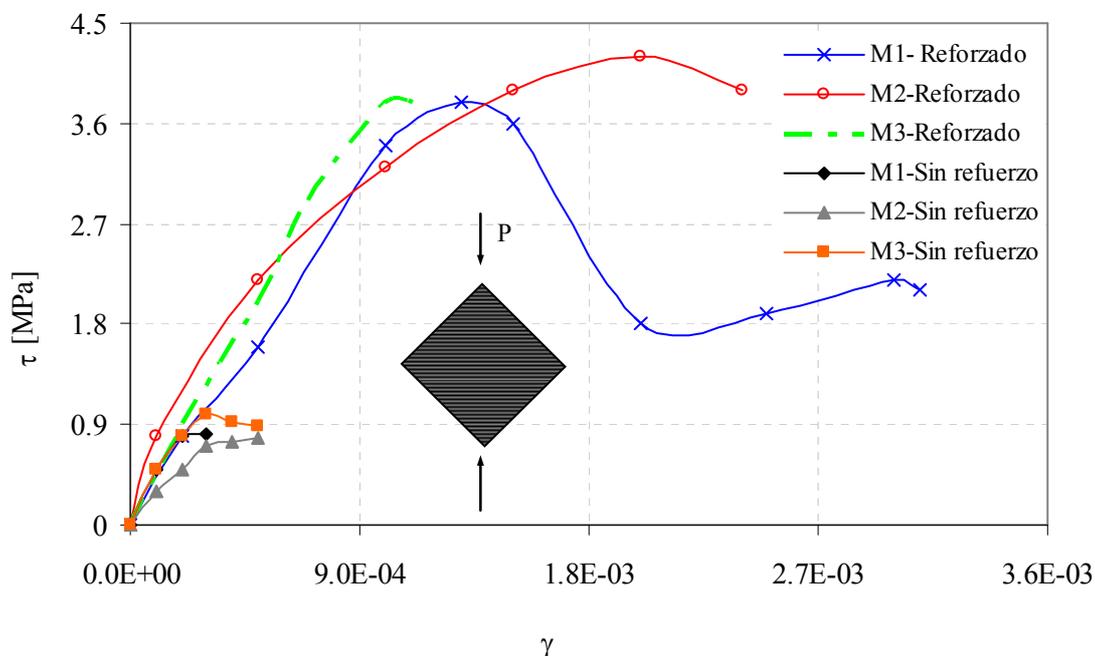


Figura 2.13. Curvas tensión- deformación tangencial de muros de mampostería de bloques huecos de hormigón sin refuerzo y con refuerzo externo de PRFV (El-Dakhakhni et al., 2005).

En Figura 2.14 se muestran dos esquemas de refuerzo adoptados por Gabor et al. (2006) para el refuerzo de pequeños muros de mampostería de ladrillos cerámicos huecos sometidos a solicitaciones de corte en el plano (carga quasi-estática-ensayos de compresión diagonal): (a) láminas bidireccionales PRFV con las fibras orientadas siguiendo las diagonales comprimida y traccionada y (b) bandas unidireccionales de PRFC y PRFV dispuestas ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga, en ambas caras de los especímenes.

En la Figura 2.15 se representan las curvas carga-deformación (P - δ_c) a través de la diagonal comprimida correspondientes a los paneles reforzados mencionados precedentemente, así como también la comparación con un espécimen sin refuerzo. Se observa una ganancia importante en resistencia y capacidad de deformación de los muretes reforzados. En contraste, la rigidez inicial no se modifica con respecto a los

especímenes no reforzados. El panel reforzado con bandas de PRFV falló repentinamente, mientras que los otros dos fallaron localmente en la zona de los apoyos.

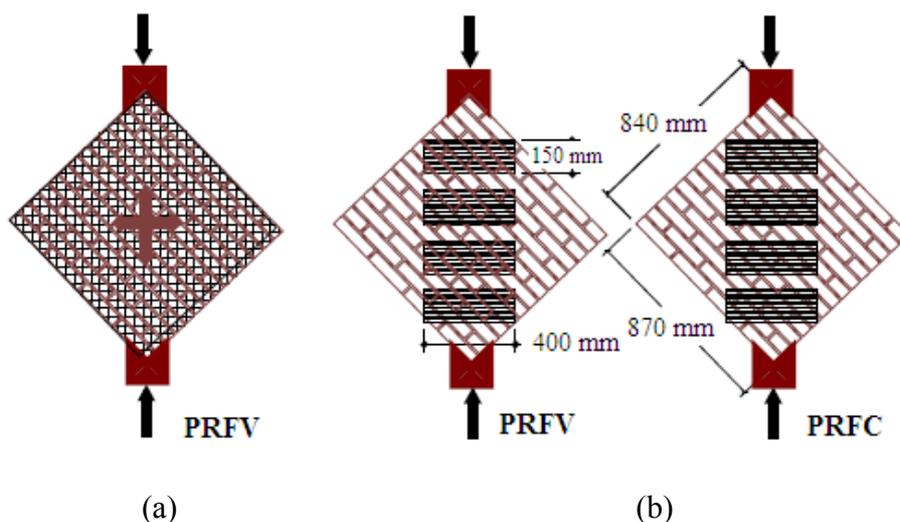


Figura 2.14. Esquemas de refuerzo de pequeños muros de ladrillos cerámicos huecos: (a) Láminas bidireccionales de PRFV; (b) Bandas ortogonales (Gabor et al., 2006).

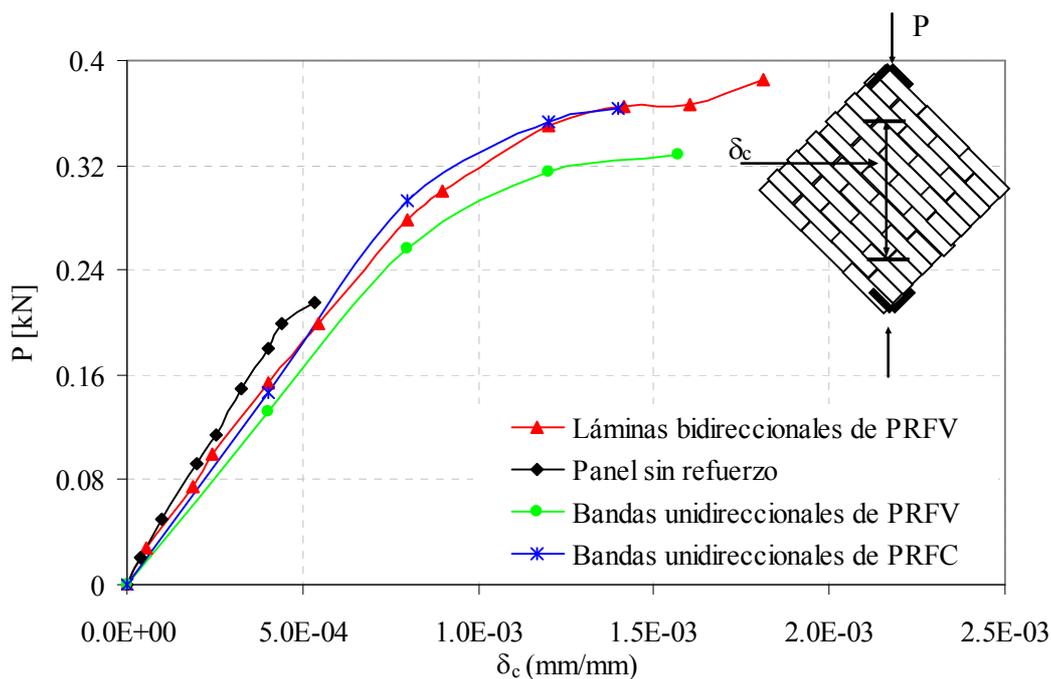


Figura 2.15. Comparación del comportamiento global de paneles de ladrillos cerámicos huecos sin reforzar y reforzados con PRF. Evolución de las deformaciones a través de las diagonales comprimidas (Gabor et al., 2006).

2.5.3.2.2. Especímenes de ladrillos macizos

En la Figura 2.16 se representan los esquemas de refuerzo utilizados por Valluzzi et al., (2002) para el refuerzo de pequeños especímenes de unidades macizas de arcilla sometidos a ensayos de compresión diagonal quasi-estáticos: (a) bandas unidireccionales de PRFC y PRFV dispuestas ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga, y (b) bandas paralelas y perpendiculares a las hiladas de ladrillos formando una grilla.

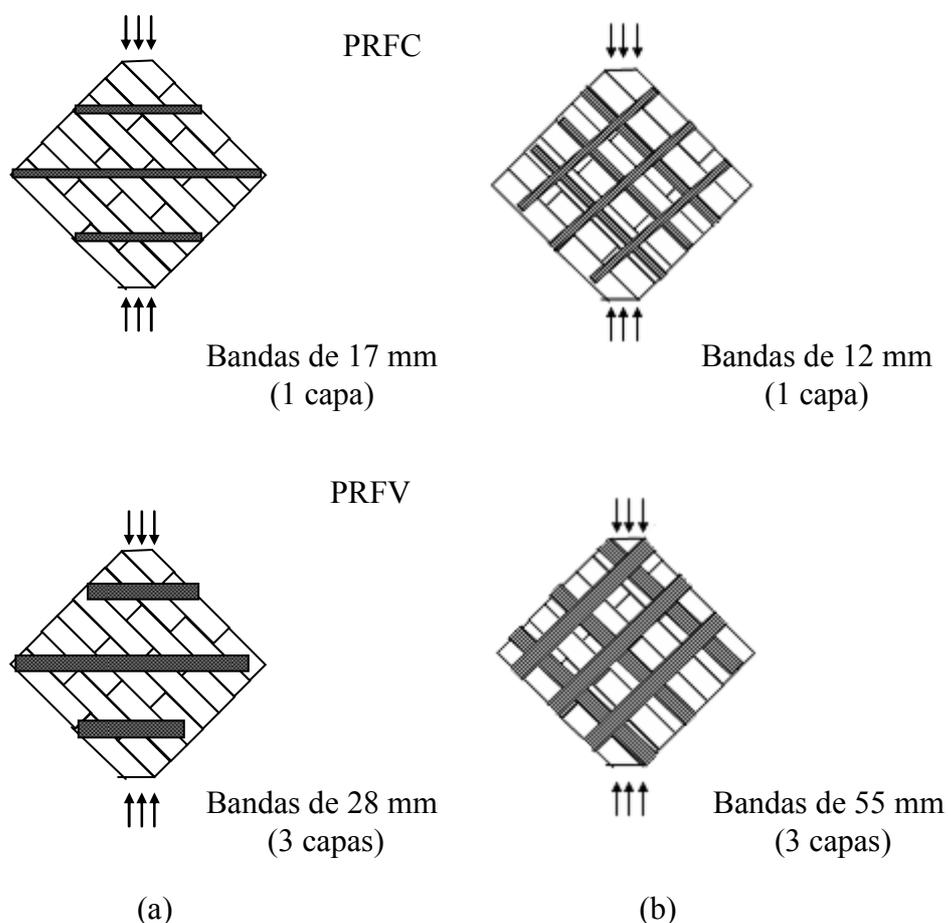


Figura 2.16. Configuraciones de refuerzo de pequeños paneles de unidades macizas de arcilla con PRFC y PRFV: (a) Bandas ortogonales; (b) Bandas dispuestas en forma de grilla (Valluzzi et al., 2002).

Algunos especímenes fueron reforzados en una sola cara y otros en ambas. En el primer caso de refuerzo asimétrico, la falla se produjo por rotura a lo largo de la diagonal comprimida, concentrándose el mayor daño en la superficie no reforzada, en tanto la carga última fue, en muchos casos, menor que la obtenida en la mampostería no reforzada. La efectividad del refuerzo fue limitada. En los paneles reforzados en ambas caras, el mecanismo de falla consistió en la pérdida repentina de colaboración entre el refuerzo y la superficie de los especímenes, debido al arrancamiento de la parte superficial de la mampostería o la ruptura de las bandas de compuesto. Las deformaciones y la resistencia última a corte (τ - γ) resultaron incrementadas hasta la rotura, y el comportamiento global fue menos frágil, como se muestra en la Figura 2.17. La configuración diagonal resultó más eficiente en términos de capacidad resistente, que la disposición en forma de grilla; sin embargo esta última permitió una mejor distribución de tensiones y en consecuencia un tipo de falla menos frágil.

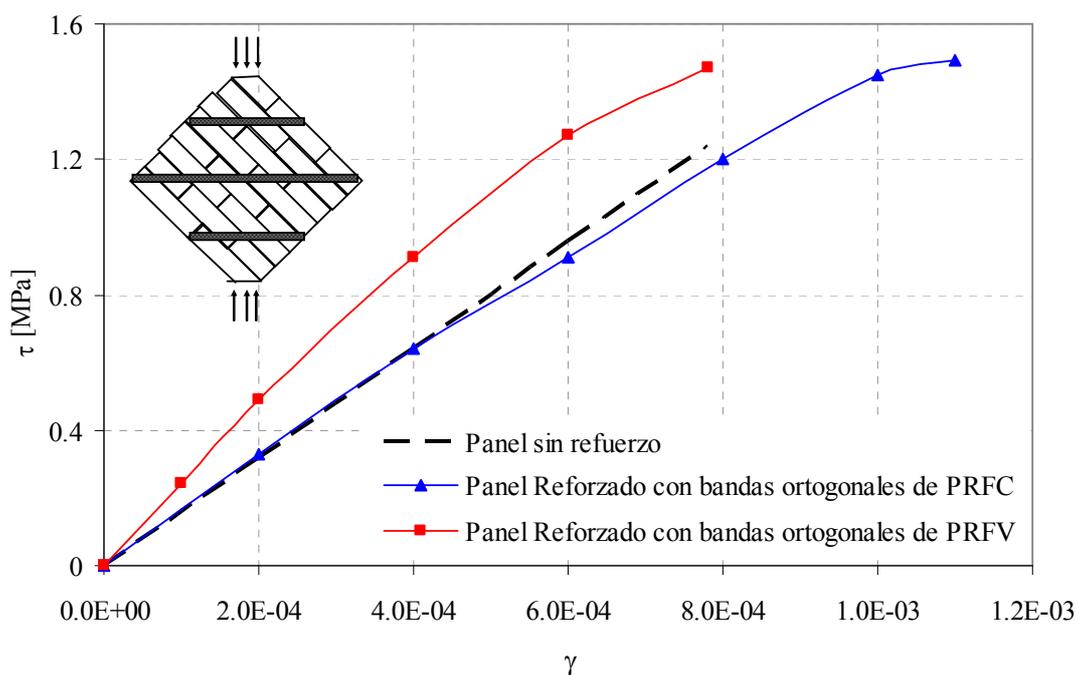


Figura 2.17. Diagrama tensión-deformación tangencial de paneles de unidades macizas de arcilla reforzados con bandas de PRFC y PRFV (Valluzzi et al., 2002).

Analizando los resultados obtenidos por Gabor et al. (2006) y Valluzzi et al. (2002) en paneles de mampostería de ladrillos cerámicos huecos y paneles de unidades macizas de arcilla, respectivamente, se observa, en general, lo siguiente:

- a) El refuerzo con PRF, aumenta la capacidad resistente de la mampostería.
- b) En el caso de la mampostería de unidades cerámicas huecas (Gabor et al., 2006, Fig. 2.15) el incremento de resistencia y capacidad de deformación es mayor, que en paneles de ladrillos cerámicos macizos (Valluzzi et al., 2002, Fig. 2.17).
- c) La capacidad de deformación en ambos tipos de mampostería es dependiente del esquema de refuerzo adoptado.
- d) Independientemente del tipo de PRF y de la configuración de refuerzo utilizada no se observa aumento de rigidez en los paneles de unidades cerámicas huecas (Gabor et al., 2006, Fig. 2.15). En la mampostería de ladrillos macizos, el refuerzo con PRFV incrementa en forma importante la rigidez (Valluzzi et al., 2002, Fig. 2.17)
- e) En ambos tipos de mampostería se produjo un tipo de falla frágil, excepto en los paneles reforzados totalmente en ambas caras con tejido unidireccional de PRFV (Gabor et al., 2006, Fig. 2.15).

2.5.3.3. Refuerzo de Muros de mampostería

Elgawady (2004) investigó el comportamiento sísmico en el plano de muros de mampostería de unidades cerámicas huecas reforzados con PRF. Para ello llevó a cabo ensayos dinámicos y cuasi-estáticos cíclicos sobre dos tipos de especímenes: muros de [1570 x 1600 x 75] mm³ y de [1570 x 700 x 75] mm³. Utilizó diversos tipos de compuestos, placas rígidas, tejidos y grillas bidireccionales, diferentes fibras, aramida, carbono y vidrio y diferentes configuraciones, bandas diagonales (X) y refuerzo total. Los especímenes fueron reforzados en una sola cara.

Se observó que la técnica de refuerzo mejoró la estabilidad lateral de los muros. En general se observó un mejor comportamiento de los tejidos y grillas bidireccionales, en cuanto a que ayudaron a posponer la falla por flexión y corte. Las placas rígidas de carbono dispuestas diagonalmente (X) resultaron menos efectivas, provocando la falla prematura de los especímenes en la zona de anclaje. En la Figura 2.7 (a) y (b) se muestran los diferentes tipos de especímenes y esquemas de refuerzo realizados en ese trabajo.

En la Figura 2.20 se pueden ver las configuraciones de refuerzo usadas por Santa María et al. (2006) para el refuerzo externo de muros de unidades huecas de arcilla sometidos a esfuerzos de corte cíclico en el plano: bandas de PRFC, diagonales y paralelas a la dirección de aplicación de la carga. En general, el refuerzo externo con PRFC incrementó la resistencia al corte de las paredes y su capacidad de deformación. Los muros reforzados con bandas diagonales tuvieron una falla frágil con pérdida súbita de resistencia, en tanto los reforzados con bandas paralelas mostraron una rotura menos frágil (Santa María et al., 2006).



(a)



(b)

Figura 2.18. Configuraciones de refuerzo con PRFC de muros de unidades huecas de arcilla: (a) Bandas diagonales; (b) Bandas paralelas (Santa María et al., 2006).

CAPÍTULO 3

ESTADO DEL ARTE MODELOS CONSTITUTIVOS PARA MAMPOSTERÍA

3.1 INTRODUCCIÓN

La mampostería es un material que presenta diferentes propiedades direccionales debido a la presencia de las juntas de mortero que actúan como planos de debilidad (Lourenço, 1996). Para una apropiada descripción constitutiva del material se han formulado básicamente dos tipos de enfoques, micromodelos y macromodelos. Los primeros analizan la mampostería como un ensamblaje discontinuo de unidades o bloques conectados por juntas en su posición real. Los macromodelos, en cambio, analizan la mampostería como un compuesto (Giambanco, 2001). Dependiendo del nivel de precisión y simplicidad deseado, es posible seguir alguna de las siguientes estrategias que se esquematizan en la Figura 3.1:

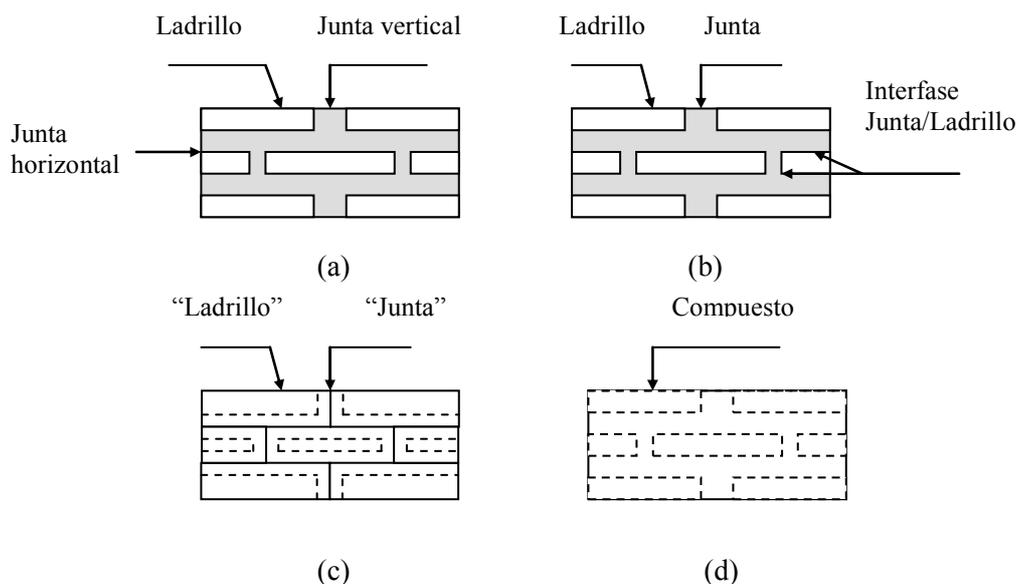


Figura 3.1. Diferentes estrategias de modelación de la mampostería: (a) Mampostería simple; (b) Micromodelo; (c) Micromodelo simplificado; (d) Macromodelo (Lourenço al, 1996).

Micromodelos detallados: en este tipo de modelo los mampuestos y el mortero de las juntas se representan mediante elementos continuos, mientras que la interfaz unidad-mortero es simulada a través de elementos discontinuos.

Micromodelos simplificados: en este caso los mampuestos se representan con elementos continuos, en tanto el comportamiento de las juntas de mortero y de la interfaz mampuesto-mortero está representado por discontinuidades.

Macromodelos: mampuestos, mortero e interfaz unidad-mortero están englobados por un mismo elemento (Lourenço, 1996).

En el primer enfoque, se tienen en cuenta el módulo de Young, el coeficiente de Poisson y, opcionalmente, las propiedades inelásticas, tanto del mampuesto, como del mortero. La interfaz representa un plano potencial de fisuración/deslizamiento con rigidez inicial ficticia para evitar la interpenetración del continuo.

En el segundo enfoque, cada junta, formada por el mortero y dos interfaces unidad-mortero, se une en una interfaz “promedio” que recoge estos tres elementos con el fin de simplificar el problema sin cambiar la geometría. En consecuencia, la mampostería es considerada como un conjunto de bloques elásticos unidos por potenciales líneas de fractura/deslizamiento en las juntas. Sin embargo, al no estar incluido el efecto de Poisson del mortero, se pierde precisión en los resultados (Lourenço, 1996). También

existe la posibilidad de utilizar micromodelos simplificados en donde el conjunto mortero interfaz se discretiza como un elemento continuo de mortero-interfaz y se modifica la ecuación constitutiva del mortero para incluir el deslizamiento de la junta siguiendo un enfoque similar al utilizado por Luccioni y López (2005 y 2002) para simular el deslizamiento de fibras en materiales compuestos. Respecto a los otros modelos, este enfoque tiene la ventaja de que permite simular todo el problema con elementos sólidos, evitando la necesidad de definir elementos de junta que requieren un tratamiento especial, muchas veces no disponible en los programas de cálculo.

En el tercer enfoque, vale decir los macromodelos, no se hace distinción entre unidades y juntas, se trata la mampostería como un material continuo, homogéneo y anisótropo equivalente al real, discreto y compuesto (Giambanco, 2001). Dentro de estos macromodelos, se pueden distinguir distintas formas de obtención de las propiedades promedio de la mampostería entre las que se pueden citar:

a) Métodos empíricos en los que se intenta definir un material homogéneo ortótropo con propiedades tales que logren reproducir el comportamiento experimental bajo distintas condiciones de carga (Gabor et al, 2006).

b) Obtención de las propiedades equivalentes mediante un preproceso numérico de una celda básica bajo distintas condiciones de carga (Martín 1997). En este enfoque, el preproceso de la celda básica se hace mediante un micromodelo. Respecto a otros enfoques macromecánicos, tiene la ventaja de que, una vez calibrados, los modelos constitutivos utilizados para la simulación numérica de la celda básica, no se requiere realizar ensayos experimentales bajo distintas condiciones de carga, ni para distintas configuraciones resultantes de distintos tipos y tamaños de mampuestos y espesores de junta.

c) Utilización de teorías de homogenización que se basan en la sustitución de un material compuesto por un material homogéneo equivalente. Se determinan las tensiones y deformaciones promedio de un volumen representativo que se repite periódicamente dentro de la estructura y, a partir de allí, se obtienen los parámetros mecánicos del material equivalente (Pietruszczak, 1992) (Lourenço, 1992), (Anthoine, 1995), (Zalamea et al., 1998) Estos últimos macromodelos presentan las mismas ventajas respecto a los empíricos que el modelo de Martín (1997). Respecto a éste último, tienen la ventaja adicional de que requieren corridas numéricas previas y no es

necesario encontrar explícitamente las propiedades del medio homogéneo equivalente, a la vez de que se lleva cuenta de lo que ocurre en cada uno de los materiales que forman la mampostería, pudiendo así analizar con más detalle los distintos modos de falla. La desventaja respecto a los otros tipos de modelos es la mayor complejidad de los mismos que hace que la implementación computacional en códigos de elementos finitos estándar no sea sencilla.

Ninguna estrategia de modelización puede ser preferida a la otra, pues existen diferentes campos de aplicación para los macro y micromodelos (Lourenço, 1997).

Los macromodelos son aplicables a estructuras de grandes dimensiones donde las tensiones a lo largo o a lo ancho son esencialmente uniformes. Desde el punto de vista de los bajos requerimientos de memoria y reducidos tiempos computacionales, así como también la más “amigable” generación de mallas para un usuario, resulta claro que un macromodelo es más práctico. Este tipo de modelación es muy valorada cuando se necesita un compromiso entre precisión y eficiencia (Lourenço, 1996).

Los estudios a nivel micro son necesarios para dar una mejor comprensión del comportamiento local de la mampostería, pues todos los diferentes mecanismos de falla del material pueden ser considerados en un micromodelo (Lourenço, 1996).

A continuación, se presenta un estado del arte de los modelos utilizados para simular el comportamiento de elementos de mampostería, tanto a nivel micro como macro. En primer lugar, se presentan algunos micromodelos y luego se describen macromodelos.

3.2 MICROMODELOS

Los micromodelos son probablemente la mejor herramienta capaz de simular el comportamiento de la mampostería. La ventaja de su utilización como aproximación es, sobre todo, la posibilidad de considerar diferentes mecanismos de falla (fisuración, deslizamiento). La Teoría de Plasticidad actual ha desarrollado dos tipos de mecanismos de rotura para este tipo de modelización, por una parte, un primer modo de falla consistente en la consideración de fisuración por corte y, por otro lado, un mecanismo de fractura por compresión que tiene en cuenta las superficies de fluencia de Mohr-Coulomb. La consideración de que estos fenómenos inelásticos se produzcan en la interfaz entre elementos confiere una herramienta robusta de trabajo a los micromodelos, capaces de seguir completamente todo el proceso de carga de una estructura hasta la total degradación de rigidez de ésta (López et al., 1998).

La mayoría de los micromodelos concentran sus esfuerzos en la formulación de leyes de interfaz. El primer intento fue desarrollado por Page (1978), quien supone un comportamiento elástico de los mampuestos y respuesta no lineal de las juntas de mortero. Lofti y Shing (1994), Lourenço y Rots (1996) y Giambanco et al (2001) propusieron otros modelos de interfaz, formulados de una manera más rigurosa, que incorporan conceptos desarrollados por la Teoría de la Plasticidad para materiales no estándar y por la Mecánica de Fractura.

Los modelos constitutivos de interfaz se expresan usualmente en términos de tracciones y desplazamientos relativos a través de la interfaz. La implementación de dichos modelos a los efectos de realizar un análisis numérico, requiere un elemento estructural apropiado que permita discontinuidades en el campo de los desplazamientos, formulado en base a variables estáticas y cinemáticas.

En un análisis mediante elementos finitos, la descripción mecánica de la interacción entre dos cuerpos en contacto a través de una superficie o de un tercer cuerpo interpuesto, se desarrolla mediante elementos de contacto clasificados de la siguiente manera:

- Elementos de unión (link elements) entre dos nodos opuestos de los elementos en contacto.
- Elementos finitos continuos de espesor pequeño y finito.
- Elementos de interfaz de espesor nulo en los cuales las discontinuidades en el campo de los desplazamientos entre dos nodos opuestos representan las variables cinemáticas primarias.

A continuación se describen algunos de los micromodelos más referenciados en esta Tesis.

3.2.1. Modelo de Page (1978)

Page (1978) presenta un método que tiene en cuenta el comportamiento no lineal de la mampostería sometida a cargas en el plano. Hasta entonces, el material mampostería era considerado como un arreglo de mampuestos y mortero con propiedades promedio y, para simplificar el problema, se suponía un comportamiento elástico isótropo.

En su modelo, Page (1978) trata a la mampostería como un material de dos fases, formadas por unidades o bloques elásticos e isótropos actuando en conjunción con

juntas de mortero que poseen propiedades especiales y restringidas. Las juntas se modelan con elementos de unión (linkage) con resistencia limitada a tracción, resistencia a compresión elevada y resistencia al corte variable, dependiendo del grado de compresión existente. En consecuencia, la respuesta no lineal de la mampostería es provocada, tanto por las propiedades inelásticas del mortero, como por la falla progresiva de la junta. Ésta se comporta elásticamente hasta que el criterio de falla por corte o tracción es violado. El límite elástico se define mediante una función lineal de la tensión normal y la tensión tangencial y se establecen dos modos de falla, corte y tracción, Figura 3.2. El cambio marcado en la pendiente de la curva corresponde a un cambio en los modos de falla que van, desde una falla por deslizamiento puro, hasta una falla combinada junta-mampuesto. Las relaciones adoptadas para el modelo son:

$$\begin{aligned} \text{Región 1: } \tau_u &= 0.52\sigma_u + 0.17 \\ \text{Región 2: } \tau_u &= 0.84\sigma_u + 0.17 \\ \text{Región 3: } \tau_u &= 0.12\sigma_u + 1.85 \end{aligned} \tag{3.1}$$

donde τ_u es la tensión tangencial última y σ_u la tensión normal última, expresadas en MPa.

Bajo la presencia de corte y compresión combinados, la falla en la junta ocurre por degradación de la rigidez al corte hasta que se alcanza un valor residual de resistencia friccional que depende del valor de la tensión normal aplicada. La falla de la junta por tracción sólo ocurre de modo frágil y no se asigna capacidad residual a los elementos de junta.

Si bien el modelo de Page puede reproducir razonablemente la distribución interna de tensiones, no puede predecir la carga última, pues para ello debería incluir un criterio de falla para el ladrillo.

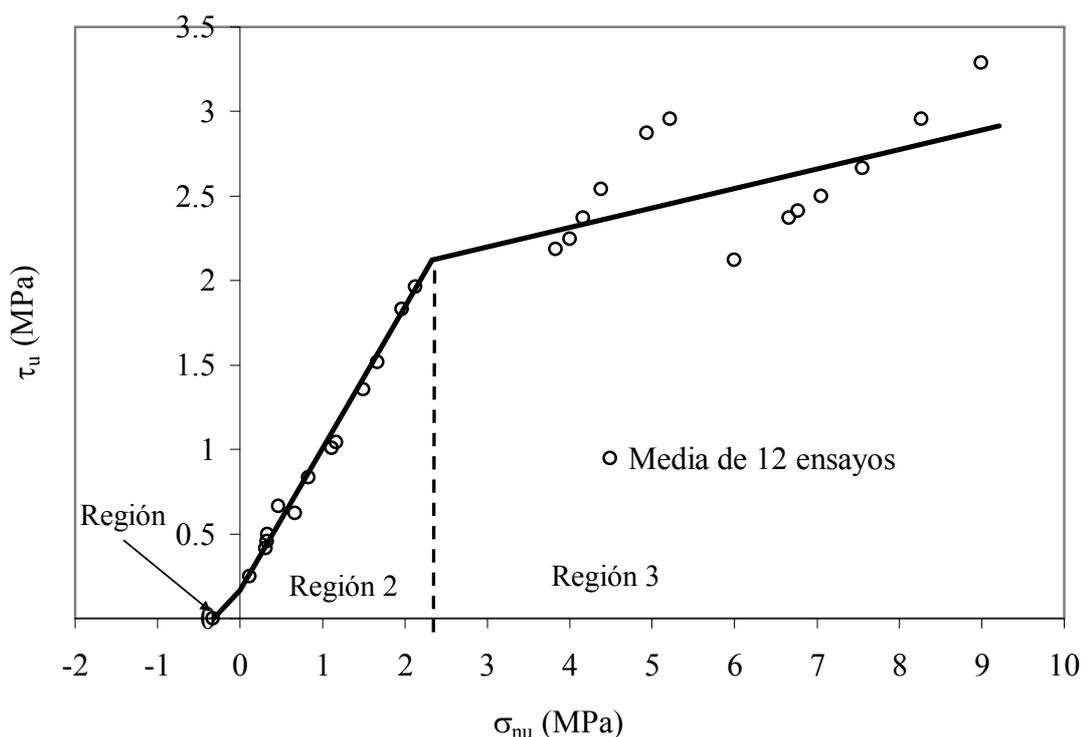


Figura 3.2. Envolvente de falla para las juntas (Page, 1978)

3.2.2 Modelo de Lofti y Shing (1994)

Lofti y Shing (1994) desarrollaron un modelo de interfaces “dilatantes” que se usa en conjunción con un modelo de fisuración distribuida. Estas interfaces simulan el comportamiento de las juntas de mortero.

3.2.2.1 Modelo de interfaz- Relaciones constitutivas

Este modelo puede reproducir la iniciación y propagación de la fractura en ambas regiones, tracción-corte y compresión-corte, bajo tensiones normales y de corte combinadas. Además, es capaz de capturar la dilatación de la junta observada experimentalmente.

El modelo, basado en la teoría de la plasticidad, es aplicable a estado plano de tensiones, estado plano de deformaciones y condiciones de axilsimetría. De acuerdo con la Teoría de la Plasticidad, los desplazamientos relativos entre las caras superior e inferior de una interfaz pueden ser descompuestos en una parte elástica d^e y otra plástica d^p :

$$\mathbf{d} = \mathbf{d}^e + \mathbf{d}^p \quad (3.2)$$

en la cual $\mathbf{d} = \{d_t, d_n\}^T$, donde d_t y d_n son los desplazamientos tangencial y normal, respectivamente. Los desplazamientos elásticos están gobernados por la siguiente ecuación:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}^e \dot{\mathbf{d}}^e \quad (3.3)$$

en la cual $\boldsymbol{\sigma} = \{\tau, \sigma\}^T$, donde τ y σ son las tensiones de corte y normal; y $\mathbf{D}^e = \text{diag}[D_{tt}, D_{nn}]$ es una matriz diagonal que contiene los parámetros elásticos de la interfaz. La tensión de tracción es considerada positiva. Para interfaces que tienen espesor finito, tal como juntas de mortero o juntas llenas en rocas, la matriz \mathbf{D}^e se usa para modelar las propiedades elásticas reales de la interfaz, las cuales pueden depender del estado tensional, así como también de ciertas variables internas.

3.2.2.2 Criterio de fluencia

Se adopta un criterio de fluencia hiperbólico de tres parámetros que proporciona una transición más suave entre el criterio de Mohr Coulomb y tensión cut-off. Ello se expresa del siguiente modo:

$$F(\boldsymbol{\sigma}, \mathbf{q}) = \tau^2 - \mu^2(\sigma - s)^2 + 2r(\sigma - s) = 0 \quad (3.4)$$

en donde $r = (c^2 - \mu^2 s^2) / 2s$ es el radio de curvatura de la superficie de fluencia en el vértice de la hipérbola; s la resistencia a tracción; c la cohesión; y μ la pendiente de las asíntotas a la hipérbola, como se muestra en la Figura 3.3. Las variables internas $\mathbf{q} = \{s, r, \mu\}^T$ controlan la evolución de la superficie de fluencia. Como se ve también en la Figura 3.3, $\mathbf{q}_0 = \{s_0, r_0, \mu_0\}^T$ representan las variables internas de la interfaz intacta y $\mathbf{q}_r = \{0, r, \mu_r\}^T$ denotan los valores residuales que caracterizan el estado final de la interfaz.

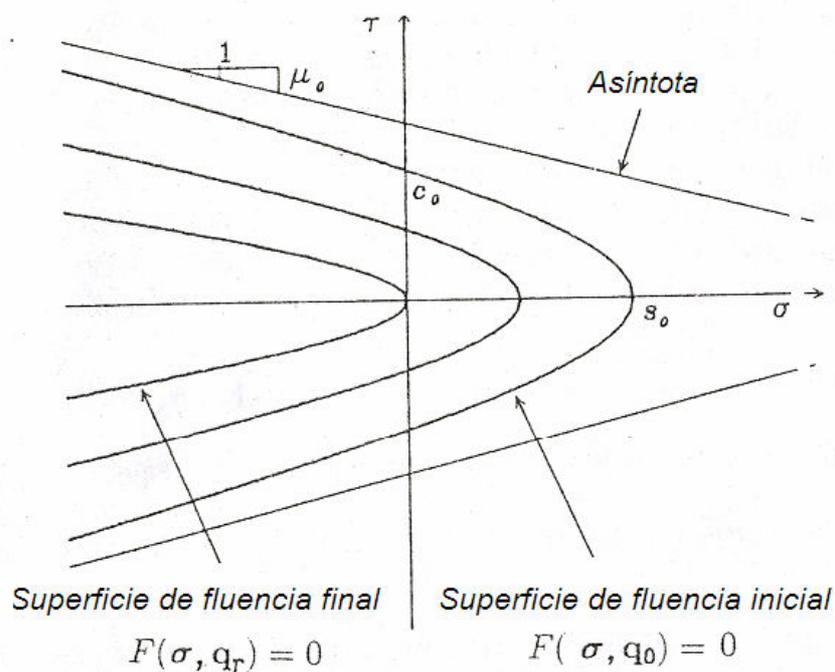


Figura 3.3. Criterio de fluencia hiperbólico (Lofti y Shing, 1994)

3.2.2.3 Regla de flujo no asociada

Para evitar una excesiva dilatación plástica, se propone una regla de flujo no asociada, expresada de la siguiente manera:

$$Q(\sigma, \mathbf{q}) = \eta \tau^2 + (r - r_r)(\sigma - s) \quad (3.5)$$

Donde η es un parámetro que escala la dilatación. La dirección de los desplazamientos plásticos relativos está gobernada por la regla:

$$\dot{\mathbf{d}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \mathbf{Q}}{\partial \sigma} = \dot{\lambda} \mathbf{m} \quad (3.6)$$

en la cual $\dot{\lambda}$ el factor de consistencia plástica.

La función de potencial plástico planteada precedentemente tiene en cuenta la disminución de la dilatación con el incremento de los desplazamientos tangenciales relativos, para una dada tensión de compresión. Como se ve en la Figura 3.4, para un dado valor de la tensión de compresión, mientras la superficie de fluencia se aproxima a la superficie final de fluencia, el ángulo de dilatación decrece hasta aproximarse finalmente a cero.

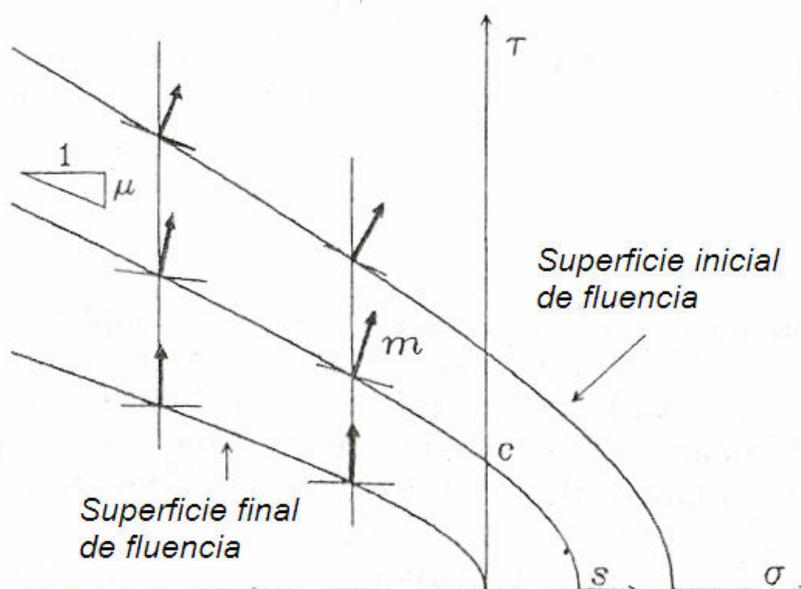


Figura 3.4. Regla de flujo no asociativa (Lofti y Shing, 1994)

3.2.2.4 Reglas de ablandamiento

La evolución de las variables internas \mathbf{q} está gobernada por un conjunto de reglas de ablandamiento. Durante el proceso de carga plástica, el incremento de trabajo plástico se expresa:

$$\dot{\kappa}^p = \sigma \dot{d}_n^p + \tau \dot{d}_t^p \quad (3.7)$$

En este modelo, se supone que la carga plástica, en la región tracción-corte, reduce la resistencia a tracción s , mientras que la resistencia a corte generada por μ y r , llamada resistencia friccional, no cambia. Además, la carga plástica en la región compresión-corte reduce ambas, la resistencia friccional y la resistencia a tracción. Para la degradación de la resistencia friccional, sólo se considera una porción del trabajo plástico asociado con la tensión de corte. A los efectos de incorporar las suposiciones mencionadas anteriormente, se introducen variables intermedias de ablandamiento, κ_1 , κ_2 , y κ_3 . La degradación de la resistencia a tracción es gobernada por κ_1 y κ_2 y la degradación de la resistencia al corte depende de κ_3 . Dichas variables contienen partes del trabajo plástico total, y se expresan:

$$\dot{\kappa}_1 = \langle \sigma \rangle \dot{d}_n^p \quad (3.8)$$

$$\dot{\kappa}_2 = [\tau - \tau_{r1} \text{sign}(\tau)] \dot{d}_t^p \quad (3.9)$$

$$\dot{\kappa}_3 = [\tau_{r1} - \tau_{r2} \text{sign}(\tau)] \dot{d}_t^p \quad (3.10)$$

donde $\langle \cdot \rangle$ son los paréntesis de Macauley $[\langle x \rangle = (x + |x|)/2]$. Para un dado estado, τ_{r1} es la capacidad de corte bajo una tensión normal dada, cuando la resistencia a tracción está agotada; τ_{r2} es la capacidad residual de corte dada por la superficie final de fluencia, como se ve en la Figura 3.5. Para la región de compresión-corte, del criterio de fluencia se desprende:

$$\tau_{r1}^2 = \mu^2 \sigma^2 - 2r\sigma \quad (3.11)$$

$$\tau_{r2}^2 = \mu_r^2 \sigma^2 - 2r_r \sigma \quad (3.12)$$

Se supone que τ_{r1} y τ_{r2} son cero en la región tracción-corte. Las variables internas q están relacionadas con las variables intermedias a través de las siguientes expresiones:

$$\dot{\boldsymbol{\kappa}} = \mathbf{H}(\boldsymbol{\sigma}) \dot{\mathbf{d}}^p \quad (3.13)$$

$$\mathbf{q} = \mathbf{f}(\boldsymbol{\kappa}) \quad (3.14)$$

donde $\boldsymbol{\kappa} = \{\kappa_1, \kappa_2, \kappa_3\}^T$; y $\mathbf{H} = \begin{bmatrix} 0 & \langle \sigma \rangle \\ \tau - \tau_{r1} \text{sign}(\tau) & 0 \\ \tau_{r1} - \tau_{r2} \text{sign}(\tau) & 0 \end{bmatrix}$

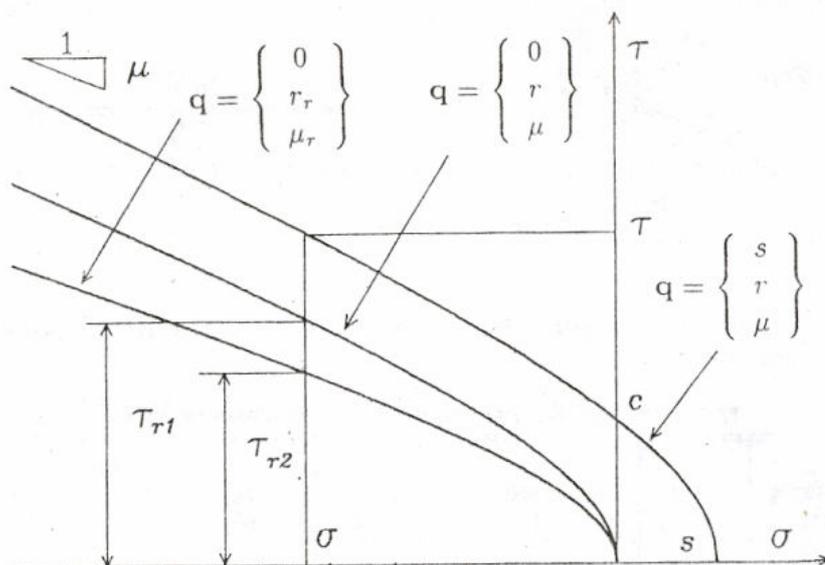


Figura 3.5. Resistencia de corte residual

3.2.2.5 Rigidez tangente de la interfaz

Las condiciones de de Kuhn-Tucker deben satisfacerse para la carga y la descarga por lo que:

$$F \leq 0 \quad (3.15)$$

$$\dot{\lambda} \geq 0 \quad (3.16)$$

$$F \dot{\lambda} = 0 \quad (3.17)$$

En el caso de carga plástica, el factor de consistencia plástica puede obtenerse en base a la condición de consistencia plástica, esto es $\dot{F} = 0$, lo cual conduce a:

$$\dot{\lambda} = \frac{\mathbf{n}^T \mathbf{D}^e \dot{\mathbf{d}}}{\mathbf{n}^T \mathbf{D}^e \mathbf{m} - \mathbf{p}^T \mathbf{t}} \quad (3.18)$$

Finalmente de las ecuaciones (3.2), (3.3), (3.6) y (3.18) se puede obtener la rigidez tangente de la interfaz:

$$\dot{\boldsymbol{\sigma}} = \mathbf{D}^{ep} \dot{\mathbf{d}} \quad (3.19)$$

donde la rigidez elastoplástica tangente de la interfaz, se expresa:

$$\mathbf{D}^{ep} = \mathbf{D}^e - \frac{\mathbf{D}^e \mathbf{m} \mathbf{n}^T \mathbf{D}^e}{\mathbf{n}^T \mathbf{D}^e \mathbf{m} - \mathbf{p}^T \mathbf{t}} \quad (3.20)$$

3.2.3 Modelo de Lourenço y Rots (1997)

Se trata de un modelo compuesto de interfaz desarrollado dentro del marco de la teoría de la plasticidad, que incluye tensión cut-off para el modo de falla I, una envolvente de falla friccional de Coulomb para el modo de falla II y un *cap model* elíptico para falla por compresión, ver Figura 3.6. Además se consideran elementos de interfaz para modelar fisuras potenciales en los mampuestos.

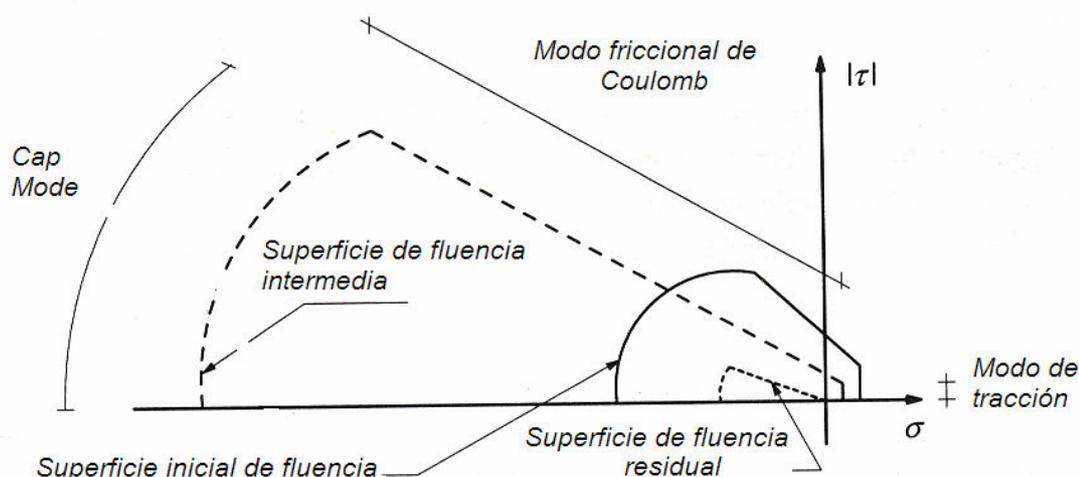


Figura 3.6. Modelo para interfaz (Lourenço y Rots, 1997)

3.2.3.1 Criterio de tensión “cut-off”

Para el modo de tracción se supone un ablandamiento exponencial de la resistencia a tracción de acuerdo al modo de falla I obtenido experimentalmente, ver Figura 3.7. La función de fluencia tiene la siguiente expresión:

$$f_1(\boldsymbol{\sigma}, \kappa_1) = \sigma - \sigma_1(\kappa_1) \quad (3.21)$$

donde σ es el vector de tensiones de la interfaz, σ es la tensión normal y σ_1 es el valor de fluencia que se expresa del siguiente modo:

$$\sigma_1 = f_t \exp\left(-\frac{f_t}{G_f^I} \kappa_1\right) \quad (3.22)$$

donde f_t es la resistencia a tracción de la junta, o más precisamente de la interfaz unidad-mortero, κ_1 , y G_f^I es la energía de fractura para el modo I de falla.

Se adoptan una regla de flujo asociada y se define una regla de ablandamiento.

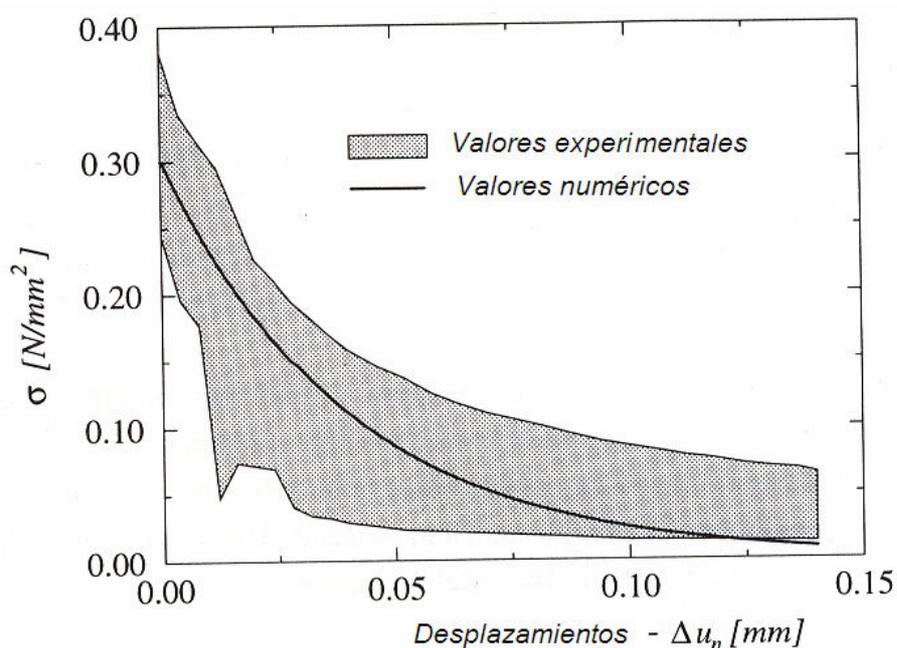


Figura 3.7. (Lourenço y Rots, 1997)

3.2.3.2 Criterio friccional de Coulomb

Para el modo friccional de Coulomb, la función de fluencia tiene la siguiente forma:

$$f_2(\sigma, \kappa_2) = |\tau| + \sigma \tan \phi(\kappa_2) - \bar{\sigma}_2(\kappa_2) \quad (3.23)$$

donde el valor de fluencia $\bar{\sigma}_2$ se expresa:

$$\bar{\sigma}_2 = c \exp\left(-\frac{c}{G_f^{II}} \kappa_2\right) \quad (3.24)$$

y el ángulo de fricción está acoplado con la cohesión a través de la expresión:

$$\tan \phi = \tan \phi_0 + (\tan \phi_r - \tan \phi_0) \frac{c - \bar{\sigma}_2}{c} \quad (3.25)$$

Donde c es la cohesión de la interfaz unidad-mortero, ϕ_0 es el ángulo de fricción inicial, ϕ_r es el ángulo de fricción residual y G_f^{II} es la energía de fractura correspondiente al modo II de falla. Para la cohesión se adopta un ablandamiento exponencial, y, por simplicidad, el ablandamiento del ángulo de fricción se toma proporcional al ablandamiento de la cohesión. Esta última suposición conduce a una energía de fractura no constante para el modo II bajo el incremento de la presión de confinamiento. Para un ángulo de fricción inicial más grande que el ángulo de fricción residual, es decir $\tan \phi_0 > \tan \phi_r$, la energía de fractura para el modo II se incrementa con el incremento de la presión de confinamiento.

Se considera además una función de potencial plástico no asociada:

$$g_2 = |\tau| + \sigma \tan \psi - c \quad (3.26)$$

En la implementación computacional del modelo, se considera al ángulo de dilatancia como una función del desplazamiento de corte plástico relativo y de la presión normal de confinamiento. Con el incremento de estas dos cantidades, el ángulo de dilatancia tiende a cero, lo cual es físicamente real, dada la microestructura de la interfaz unidad-mortero, siendo además confirmado por resultados experimentales (Lourenço et al., 2003).

3.2.3.3 Criterio de compresión

Para el modo “cap”, se utiliza un modelo de interfaz elipsoidal introducido por otro autor para plasticidad ortótropa en una configuración 3D. La función de fluencia para una configuración 2D está dada:

$$f_3(\sigma, \kappa_3) = C_{nn}\sigma^2 + C_{ss}\tau^2 + C_n\sigma - \left(\bar{\sigma}_3(\kappa_3) \right)^2 \quad (3.27)$$

donde C_{nn} , C_{ss} y C_n son parámetros materiales y $\bar{\sigma}_3$ es el valor de fluencia. Los parámetros C_{nn} y C_n controlan el centro del “cap” y su intersección con la parte de tracción del eje de tensiones normales, mientras que el parámetro C_{ss} controla la contribución de las tensiones de corte en la falla, ver Figura 3.8. En el modelo se adopta un “cap” centrado con $C_{nn} = 1$ y $C_n = 0$, pues el *tension cut-off* está incluido en la superficie de fluencia compuesta. Luego, la resistencia última a corte τ_u es igual a $f_m / \sqrt{C_{ss}}$.

Para el comportamiento endurecimiento/ablandamiento, se adopta la ley que se muestra en la Figura 3.9, donde los índices i, m, p, r del valor de fluencia $\bar{\sigma}$ denotan respectivamente valor inicial, medio, pico y residual. El valor pico $\bar{\sigma}_p$ se iguala a la resistencia a compresión de la mampostería, f_m .

Para asegurar que la intersección entre el “cap” y los modos de corte siempre ocurra antes que la intersección entre el “cap” y los modos de tracción, el valor de la tensión residual $\bar{\sigma}_r$ se determina:

$$\bar{\sigma}_r > \sqrt{C_{nn}f_t^2 + C_{ss}(c - f_t \tan \phi_0)^2 + C_n f_t} \quad (3.28)$$

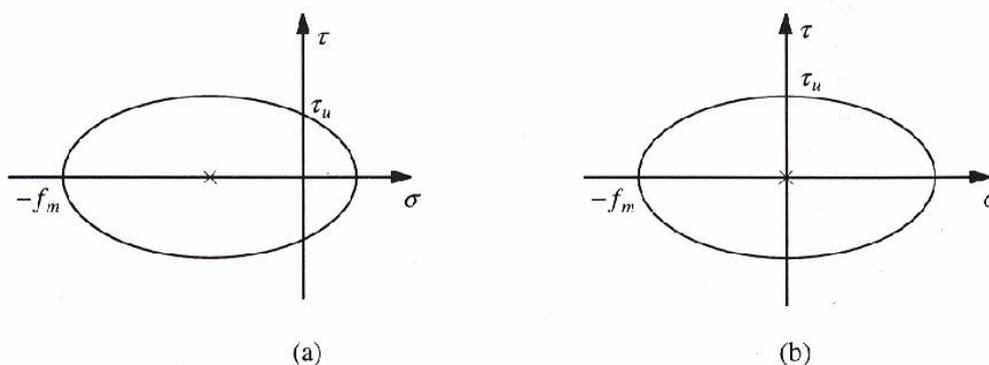


Figura 3.8. Superficie de fluencia elíptica: (a) superficie no centrada con diferentes resistencias de tracción y compresión; (b) superficie centrada (Lourenço y Rots, 1997)

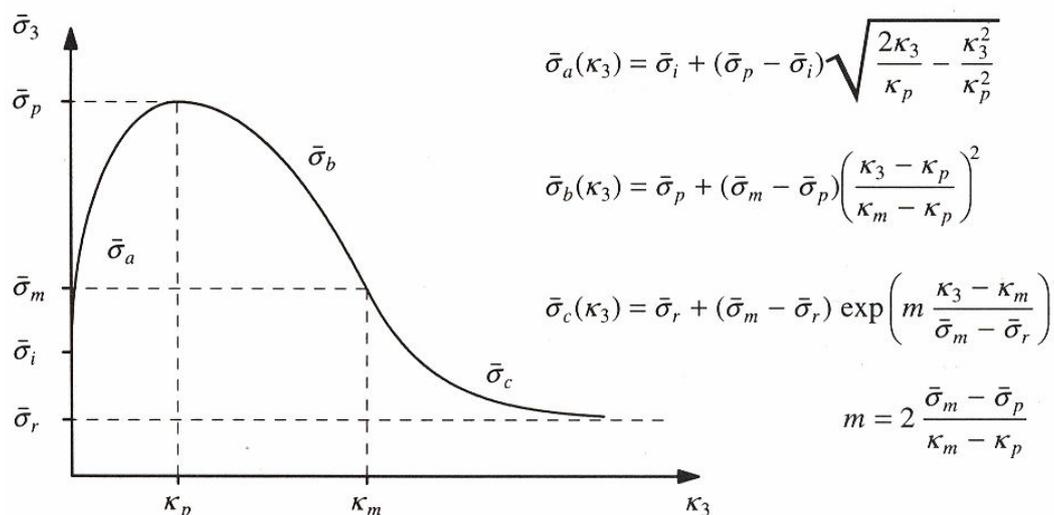


Figura 3.9. Ley de endurecimiento/ablandamiento para el cap model (Lourenço y Rots, 1997).

3.2.4 Modelo de Giambanco et al. (2001)

Giambanco et al. (2001), proponen un modelo de interfaz desarrollado en el marco de la elastoplasticidad para materiales no estándar, capaz de simular el ablandamiento que ocurre durante el proceso de decohesión en presencia de esfuerzos de corte y tracción. Se introduce un parámetro de dilatación variable y una dilatación geométrica relacionada con la rugosidad de las superficies de contacto luego de ocurrida la falla de la junta. Con el propósito de describir la evolución de la superficie de contacto durante la pérdida de cohesión y deslizamiento, se adopta un modelo de aspereza.

3.2.4.1 Modelo de interfaz

Dado el sistema de coordenadas cartesiano $(t_1, t_2 \text{ y } n)$ (Figura 3.10) el estado tensional de la interfaz Σ se describe mediante una componente de tensión normal $\sigma_n = \mathbf{n}^T \mathbf{T} \mathbf{n}$, donde \mathbf{T} es el tensor de tensiones y \mathbf{n} es el vector normal unitario, y por un vector de tensiones tangenciales $\tau_n = \mathbf{T} \mathbf{n} - \sigma_n \mathbf{n}$. De esta manera el vector de tracciones de la interfaz se expresa: $\boldsymbol{\sigma} = [\tau_n \ \sigma_n]$.

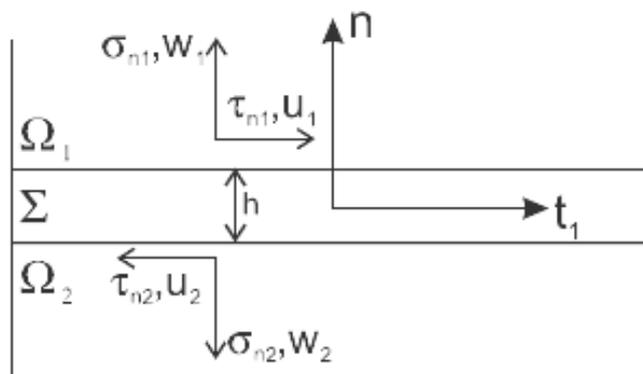


Figura 3.10. Interfaz de espesor h entre dos cuerpos Ω_1 y Ω_2 (Giambanco et al., 2001).

Para describir el comportamiento mecánico de la interfaz, con respecto a un volumen de espesor h y un área infinitesimal del plano medio se adoptan las siguientes consideraciones:

- a) Continuidad de las componentes de tracción en la interfaz

$$[\tau_n] = 0, \quad [\sigma_n] = 0 \quad (3.29)$$

- b) Las componentes de deformación se suponen constantes en todo el espesor h y son evaluadas a través de la discontinuidad de los desplazamientos $[u]$, $[v]$ y $[w]$ entre los cuerpos Ω_1 y Ω_2 en las direcciones t_1 , t_2 y n , respectivamente, Figura 3.10.

$$\gamma_{n1} = \frac{[u]}{h}, \quad \gamma_{n2} = \frac{[v]}{h}, \quad \varepsilon_n = \frac{[w]}{h} \quad (3.30)$$

La variación de la densidad de energía interna en la interfaz, se puede expresar:

$$\dot{W} = \boldsymbol{\sigma}^T \dot{\boldsymbol{\varepsilon}} h = \boldsymbol{\sigma}^T [\dot{\mathbf{u}}] \quad (3.31)$$

donde:

$$\boldsymbol{\sigma} = [\tau_{n1} \ \tau_{n2} \ \sigma_n]^T, \quad \boldsymbol{\varepsilon} = [\gamma_{n1} \ \gamma_{n2} \ \varepsilon_n]^T, \quad \mathbf{u} = [[u][v][w]]^T \quad (3.32)$$

Se adopta una regla de descomposición aditiva de la deformación total y de los desplazamientos:

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \boldsymbol{\varepsilon}^e + \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad \text{ó} \quad [\mathbf{u}] = [\mathbf{u}]^e + [\mathbf{u}]^p \quad (3.33)$$

donde los superíndices e y p denotan cantidades elásticas e irreversibles respectivamente.

Las discontinuidades en los desplazamientos elásticos están relacionadas con las tensiones de contacto por la siguiente ley constitutiva:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E}\boldsymbol{\varepsilon}^e = \frac{1}{h}\mathbf{E}[\mathbf{u}]^e \quad (3.34)$$

donde \mathbf{E} es la matriz elástica de la interfaz.

Cuando el estado tensional alcanza la condición límite, se producen desplazamientos discontinuos irreversibles. El dominio elástico está definido por dos superficies convexas límites que se intersectan de un modo no suavizado: una superficie bilineal límite de Coulomb y un tensión *cut-off*. Las funciones límite, definidas en el espacio de tensiones, Figura 3.11, tienen la siguiente forma:

$$\Phi_1(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\beta}) = |\tau_n| + \sigma_n \tan \varphi - c(\boldsymbol{\beta}) = 0 \quad (3.35)$$

$$\Phi_2(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\beta}) = \sigma_n - s(\boldsymbol{\beta}) = 0 \quad (3.36)$$

donde φ es el ángulo de fricción interna de la interfaz, $\boldsymbol{\beta} = [\beta_1 \beta_2]^T$ es el vector de variables internas, $c(\boldsymbol{\beta})$ y $s(\boldsymbol{\beta})$ son la cohesión y la tensión de tracción, respectivamente, componentes del vector de resistencia variable de la interfaz $\mathbf{m} = [cs]^T$, expresado por:

$$\mathbf{m} = \mathbf{m}_0 - \mathbf{a}\boldsymbol{\beta} \quad (3.37)$$

donde $\mathbf{m}_0 = [c_0 s_0]^T$ es el vector de resistencia inicial de la interfaz, \mathbf{a} es una matriz cuadrada de orden 2. Si $a_{ij} \geq 0$ se activa el proceso de ablandamiento y si $a_{ij} \leq 0$ el de endurecimiento.

Las dos funciones Φ_1 y Φ_2 límites definen 4 dominios con diferente respuesta de la interfaz en el espacio de tensiones (ver Figura 3.11). En el dominio I sólo hay respuesta elástica, mientras que en los otros dominios, II, III y IV, pueden ocurrir deformaciones irreversibles, de acuerdo a la regla de flujo no asociada expresada:

$$[\dot{\mathbf{u}}]^p = \frac{\partial G}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\lambda}_1 + \frac{\partial \Phi_2}{\partial \boldsymbol{\sigma}} \dot{\lambda}_2 \quad (3.38)$$

donde $\dot{\lambda}_1$ y $\dot{\lambda}_2$ son los factores de consistencia plástica.

El potencial plástico relacionado a la condición límite de Coulomb, se expresa:

$$G(\boldsymbol{\sigma}, \boldsymbol{\beta}) = |\tau_n| + \sigma_n \tan \mu - r = 0 \quad (3.39)$$

donde $\mu \in [\varphi, 0]$ es el ángulo de dilatancia y r un parámetro arbitrario seleccionado para satisfacer la ecuación (3.39) para cualquier estado de tensiones. El ángulo de dilatancia μ se supone decrece durante el proceso de pérdida de cohesión, de acuerdo a la siguiente ley:

$$\mu(\boldsymbol{\beta}) = \arctan \left[\frac{\tan \mu_0}{c_0} c(\boldsymbol{\beta}) \right] \quad (3.40)$$

La evolución de las variables internas $\boldsymbol{\beta}$, se define.

$$\dot{\boldsymbol{\beta}} = \dot{\boldsymbol{\lambda}} \quad (3.41)$$

donde $\dot{\boldsymbol{\lambda}} = [\dot{\lambda}_1, \dot{\lambda}_2]^T$

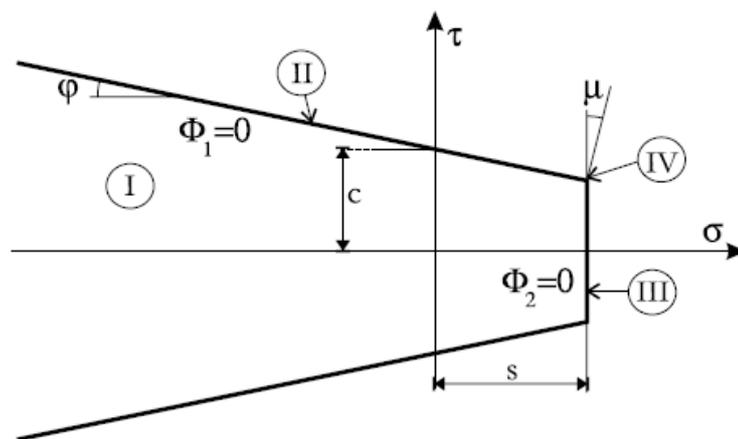


Figura 3.11 Condiciones de fluencia representadas en el espacio de tensiones (Giambanco et al., 2001).

3.2.4.2 Transición cohesiva- friccional de la junta

Las leyes de interfaz descritas precedentemente se formularon suponiendo que, después que la interfaz alcanza la resistencia a corte máxima, se produce un proceso de pérdida de cohesión y dicha resistencia decrece hasta un valor residual proporcionado por la fricción de Coulomb que actúa entre las dos superficies de contacto de la interfaz. Las evidencias experimentales muestran que los fenómenos locales que ocurren durante el proceso de pérdida de cohesión, generan superficies de fractura rugosas. La respuesta de este tipo de superficies ha sido simulada mediante los modelos denominados de asperezas cuneiformes (*wedge asperity models*) que suponen el deslizamiento de dos platos uno sobre otro, a través de rugosidades. En particular, cuando ocurre deslizamiento a través de un plano inclinado un ángulo α con respecto al plano nominal de la interfaz, se produce en la junta una dilatación geométrica o contracción, en oposición al deslizamiento, y un incremento de la resistencia residual a corte, función del ángulo α :

$$|\tau| = \sigma \tan(\varphi + \alpha) \quad (3.42)$$

donde φ es el ángulo de fricción de la superficie de contacto.

En esta formulación sólo se considera una interfaz unidimensional. Se supone que durante el proceso de pérdida de cohesión la rugosidad adopta la forma mostrada en la Figura 3.12, caracterizada por un ángulo α de pendiente variable, de acuerdo a la siguiente ley de evolución:

$$\alpha = \alpha_0 \left(1 - \frac{c}{c_0} \right)^v \quad (3.43)$$

donde α_0 es la pendiente final de la rugosidad, y v es un parámetro relacionado al porcentaje de deformación de aquella. Durante la etapa friccional, la evolución de la superficie de contacto, se describe mediante un modelo hiperbólico, expresado por la función:

$$\alpha([u]) = \arctan \left[\frac{\tan^2 \alpha_0 [u]}{\sqrt{\tan^2 \alpha_0 [u]^2 + g^2}} \right] \quad (3.44)$$

donde g mide el desgaste de la rugosidad y se expresa a través de la siguiente función:

...

$$g = g_f \left(1 - e^{-\frac{W_f}{W_0}} \right) \tag{3.45}$$

W_f es el trabajo friccional específico de las tensiones tangenciales de contacto, W_0 es un parámetro que especifica la tasa de desgaste y g_f es un valor asintótico de g .

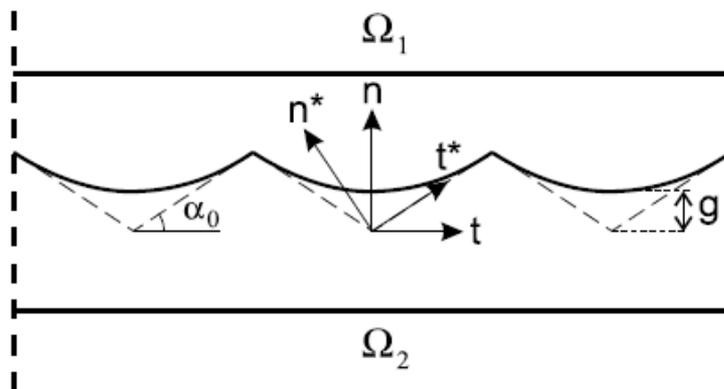


Figura 3.12. Modelo de aspereza hiperbólico (Giambanco et al., 2001).

3.3 MACROMODELOS

3.3.1 Modelo de Pietruszczak (1992)

El presente modelo considera que un panel de mampostería, a nivel de macroescala, puede ser considerado como un compuesto bi-fase consistente en unidades de ladrillos interceptadas por dos conjuntos ortogonales de juntas de mortero.

Para describir el comportamiento mecánico de la mampostería se considera que la misma está formada por dos medios superpuestos (ver Figura 3.13).

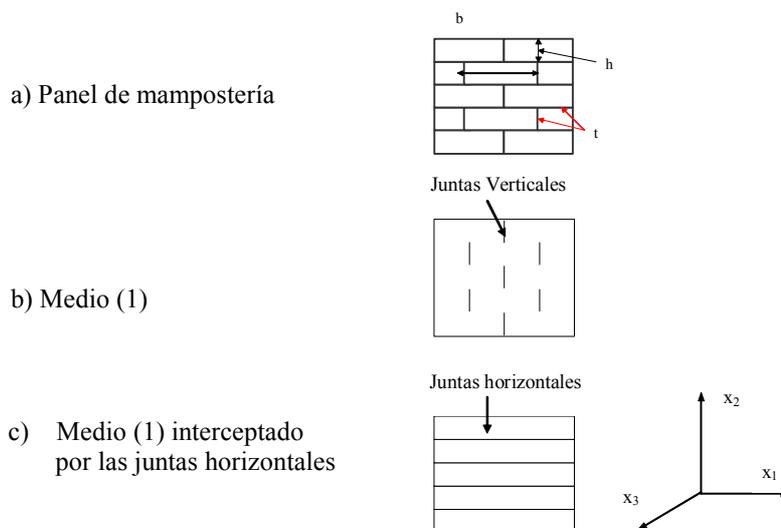


Figura 3.13 Panel de mampostería según Pietruszczak (Pietruszczak, 1992).

El medio (1) está formado por la matriz de ladrillos con una familia de juntas verticales de los ladrillos. Estas juntas pueden ser tratadas como intrusiones débiles alineadas y uniformemente distribuidas en la matriz. Este medio homogeneizado puede considerarse como un material ortótropo, elástico-frágil. En este caso las componentes de la matriz de rigidez se pueden calcular a partir de la solución de Eshelby (Pietruszczak, 1992) para el problema de inclusiones elipsoidales combinada con la teoría del campo medio de Mori-Tanaka (Pietruszczak, 1992).

El panel de mampostería completo puede representarse como el medio homogéneo (1) estratificado con una familia de juntas (2). Estas juntas son continuas y atraviesan todo el panel creando vínculos débiles en la microestructura del panel. En particular, estas juntas pueden tener un comportamiento elastoplástico.

Suponiendo que ambos componentes, (1) y (2), existen simultáneamente y están perfectamente adheridos, la ley tensión-deformación del conjunto puede obtenerse a través de la siguiente regla de promedio (Hill, 1963):

$$\begin{aligned} \varepsilon_{ij} &= k_1 \cdot \varepsilon_{ij}^{(1)} + k_2 \cdot \varepsilon_{ij}^{(2)} \\ \sigma_{ij} &= k_1 \cdot \sigma_{ij}^{(1)} + k_2 \cdot \sigma_{ij}^{(2)} \end{aligned} \quad (3.46)$$

donde k_1 y k_2 representan las proporciones de volumen de cada uno de los componentes y los requerimientos de equilibrio proveen dos condiciones adicionales, una cinemática y otra estática que, escritas en forma matricial:

$$[\delta^*] \varepsilon^{(1)} = [\delta^*] \varepsilon^{(2)} \quad (3.47)$$

$$[\delta] \sigma^{(1)} = [\delta] \sigma^{(2)} \quad (3.48)$$

Las ecuaciones (3.46) a (3.48) junto con las leyes constitutivas de cada una de las fases:

$$\sigma_{ij}^1 = C_{ijkl}^{(1)} \varepsilon_{kl}^1 \quad (3.49)$$

$$\sigma_{ij}^2 = C_{ijkl}^{(2)} \varepsilon_{kl}^2 \quad (3.50)$$

permiten resolver el problema.

La implementación de este modelo en un programa de elementos finitos no es directa.

Para este modelo Pietruszczak (1992) no incluye comparaciones con resultados experimentales, sólo presenta un análisis cualitativo del comportamiento de la mampostería.

3.3.2 Modelo de homogeneizado de Lourenço

El modelo de Lourenço (1992) se basa en la consideración de la mampostería como un material compuesto por una sucesión de capas que posteriormente pasan a ser homogeneizadas (ver Figura 3.14). Lourenço (1992) hace un desarrollo diferenciado entre la formulación elástica y la formulación elasto-plástica.

El modelo está construido a partir de la consideración de la mampostería como un sistema paralelo de capas, las cuales, en este caso, se consideran con propiedades elásticas e isotropas. Esta hipótesis puede ser considerada como una simplificación. Las capas se consideran alineadas perpendicularmente a la dirección del eje Z (ver Figura 3.14). El elemento unitario representa un prisma tal como se indica en la Figura 3.14, y se supone que existe una periodicidad en el global de la estructura (en las otras dos direcciones).

En este modelo se hace la hipótesis de que las capas permanecen continuas después de la deformación y que no hay desplazamiento relativo entre las capas de interfase. Se supone, además, que el prisma representativo del elemento unitario de material compuesto está sujeto a una distribución homogénea de tensiones y deformaciones. Esto significa que el volumen del prisma unitario debe ser lo suficientemente pequeño para que pueda ser considerado insignificante respecto al tamaño global del medio, así como la variación de tensiones y deformaciones en él.

Aunque se trata de un modelo de homogeneización, sus elementos se acercan más a lo que es la teoría de mezclas que a un modelo de homogeneización propiamente dicho. Por otro lado, es un modelo desarrollado en tres dimensiones, lo que lo convierte en una herramienta con alto costo computacional tanto a nivel de cálculo como a nivel de generación de malla.

Para la formulación elasto-plástica, Lourenço (1992) considera como superficies de fluencia la superficie de Rankine (1876) en el caso de tracción y la superficie de Hill (1948) como criterio para el caso de compresión.

Las técnicas de homogeneización generalmente se aplicaban en dos etapas, se introducían sucesivamente las juntas verticales y las juntas horizontales. El uso de dos etapas de homogeneización no tiene en cuenta la verdadera estructura de la mampostería y conduce a errores significativos en el análisis no lineal.

Para solucionar estas dificultades muchos autores (López et al. 1999, y Zucchini y Lourenço, 2002) han derivado independientemente técnicas de homogeneización micro-mecánicas que consideran los mecanismos adicionales de deformación interna.

La carga normal a las juntas de mortero es usualmente fácil de describir porque las fisuras se localizan en la interfaz mortero-ladrillo. Normalmente la carga paralela a las juntas de mortero es más difícil de describir y simular porque la respuesta resulta de una compleja interacción entre la interfaz y el ladrillo. Zucchini y Lourenço (2004) extendieron la formulación de Zucchini y Lourenço (2002) con un modelo de daño y validaron para el caso de mampostería bajo tracción paralela a las juntas de mortero.

Recientemente, Milani et al. (2006a, 2006b) propusieron un modelo micro-mecánico simple para el análisis límite homogeneizado de elementos de mampostería cargados en el plano. Dicho modelo permite reproducir las superficies de falla homogeneizadas de la

mampostería, variando las características geométricas de la celda y las propiedades mecánicas de sus componentes.

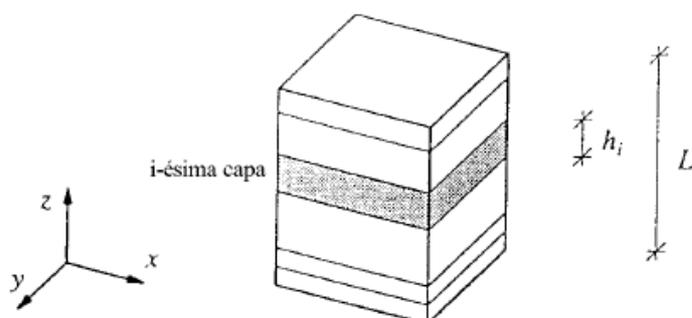


Figura 3.14. Celda básica. Representa el volumen de un prisma formado por un sistema de capas (Lourenço, 1992).

3.3.3 Modelo de homogeneización de Anthoine (1995)

Anthoine (1995) analiza comparativamente el comportamiento de la mampostería haciendo un estudio de homogeneización plano y tridimensional.

El trabajo se basa en el desarrollo de un modelo homogeneizado con elementos planos y elementos tridimensionales. El caso plano se basa en la hipótesis de tensión plana y deformación plana de la mecánica del medio continuo.

La mampostería permite la generación de la malla a partir de un elemento básico y repetirlo a partir de una translación a lo largo de dos direcciones de periodicidad indicadas por los vectores v_1 y v_2 de la Figura 3.15, tanto en el caso bidimensional como en el caso tridimensional.

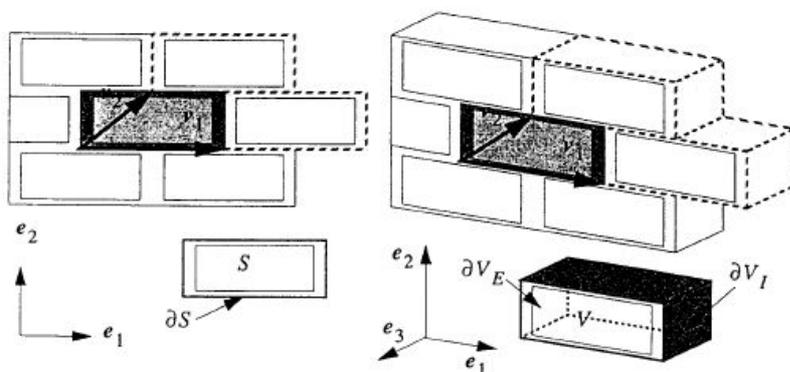


Figura 3.15. Discretización en elementos 2D y 3D (Anthoine, 1995)

La identificación de un comportamiento macroscópico de la mampostería equivale a construir la relación Σ -E a partir de la resolución de dicho problema de homogeneización, donde Σ es la tensión homogeneizada y E su variable conjugada.

3.3.4 Modelo de Martín (1997)

En este modelo se simula el comportamiento de la mampostería de ladrillos a partir de las propiedades mecánicas de los materiales intervinientes y su disposición sin necesidad de discretizar cada uno de los elementos por separado. Para ello, se procede en dos etapas. En una primera etapa, se analiza el comportamiento de una celda básica que se discretiza en forma fina y de los resultados de dicho análisis se obtienen las propiedades mecánicas del conjunto. En una segunda etapa, se analiza ya el comportamiento de la estructura de interés considerando a la mampostería como un material homogéneo anisótropo cuyas propiedades mecánicas son las obtenidas en el preproceso.

Tanto en el pre-proceso de la celda básica, como en la simulación de la mampostería como un material homogéneo con propiedades promedio, se utiliza un modelo constitutivo de plasticidad y daño acoplados (Luccioni 1996, Luccioni 1995). Dicho modelo, es adecuado para la simulación del comportamiento de geomateriales y permite tratar problemas de materiales compuestos anisótropos.

3.3.4.1 Modelo constitutivo

Este modelo constitutivo permite tener en cuenta el grado de anisotropía o la relación entre resistencias en distintas direcciones, que depende del tipo de estado tensional: compresión, tracción u otra combinación de tensiones y, que a su vez, evoluciona a lo largo del proceso elastoplástico. Dicho modelo es una generalización de modelos antes desarrollados (Luccioni 1993, Oller 1993 a, Oller 1993b, Luccioni 1995) y, al igual que en aquéllos, el problema se resuelve en un espacio isótropo ficticio. La diferencia es que los tensores de tensión en el espacio isótropo ficticio y en el espacio anisótropo real no están relacionados mediante una transformación lineal sino que el tensor de transformación es función del tipo de estado tensional y evoluciona con el proceso elastoplástico.

3.3.4.2 Mapeo de espacios

El modelo parte de la hipótesis de que existen dos espacios (Betten, 1988; Luccioni et al. 1995): a) Un espacio anisótropo real y b) un espacio ficticio isótropo. El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio lo que permite utilizar modelos elastoplásticos y de daño desarrollados para materiales isótropos.

Los tensores de tensión en ambos espacios están relacionados mediante una transformación del tipo:

$$\tau_{ij} = A_{ijkl}(\sigma_{ij}, \kappa^p) \sigma_{kl} \quad (3.51)$$

donde: τ_{ij} y σ_{kl} son los tensores de tensión en los espacios (a) y (b) respectivamente y A_{ij} es un tensor de transformación de cuarto orden, que contiene la información sobre la anisotropía de resistencia. En el caso más general, este tensor es función del tipo de estado tensional y de la evolución del proceso elastoplástico. Se propone para el mismo la siguiente expresión:

$$A_{ijmn} = S_{klmn} A_{ijkl}^t(\kappa^p) + (I_{klmn} - S_{klmn}) = A_{ijkl}^c(\kappa^p) \quad (3.52)$$

Donde I_{klmn} es el tensor identidad de orden 4. Los tensores $A_{ijkl}^t(\kappa^p)$ y $A_{ijkl}^c(\kappa^p)$ son los tensores de transformación correspondientes a procesos de tracción y compresión simple y son funciones de la variable de daño plástico κ^p (Luccioni 1993, Oller 1988a, Oller 1988b) que hace las veces de variable de endurecimiento plástico isótropo. Para un dado estado termodinámico identificado a través de la variable de daño plástico κ^p , los tensores $A_{ijkl}^t(\kappa^p)$ y $A_{ijkl}^c(\kappa^p)$ se calculan a partir de los valores de las funciones tensoriales de endurecimiento en procesos de tracción y compresión simple:

$$A_{ijkl}^t(\kappa^p) = \bar{f}_{ij}^t(\kappa^p) f_{kl}^t(\kappa^p)^{-1} \quad A_{ijkl}^c(\kappa^p) = \bar{f}_{ij}^c(\kappa^p) f_{kl}^c(\kappa^p)^{-1} \quad (3.53)$$

donde \bar{f}_{ij}^t y f_{ij}^t son las funciones tensoriales de endurecimiento en tracción en los espacios isótropo ficticio y anisótropo real respectivamente y \bar{f}_{ij}^c y f_{ij}^c son las funciones tensoriales de endurecimiento en compresión en los espacios isótropo ficticio y anisótropo real respectivamente. Todos estos tensores dependen de la evolución del proceso plástico a través de la variable de daño plástico κ^p y deben estar referidos al

sistema de coordenadas global. En el caso de materiales ortótropos, si se toman como referencia las direcciones principales de anisotropía, estos tensores son diagonales. Los elementos de la diagonal son los valores de la función de endurecimiento en dichas direcciones. Para poder calcular $A_{ijkl}^t(\kappa^p)$ y $A_{ijkl}^c(\kappa^p)$ mediante las ecuaciones (3.53), se debe rotar dichos tensores diagonales al sistema de referencia global.

El tensor S_{klmn} tiene en cuenta el tipo de estado tensional y se calcula como:

$$S_{klmn} = \delta_{kr} \delta_{ls} \delta_{mr} \delta_{ns} \frac{|\sigma_{rs}| + \sigma_{rs}}{2\sigma_{rs}} \quad (3.54)$$

3.3.4.3 Características generales del modelo isótropo

El modelo utilizado es termodinámicamente consistente y está basado en la hipótesis de elasticidad desacoplada (Lubliner, 1972). De acuerdo a esta hipótesis, la energía libre puede suponerse formada por dos partes independientes: una parte elástica y una parte plástica.

$$\Psi = \Psi^e + \Psi^p \quad (3.55)$$

La ecuación constitutiva secante, afectada por la degradación de rigidez, se deriva de la desigualdad de Clasius-Duhem (Malvern, 1969) y puede escribirse en términos de la energía libre como sigue:

$$\tau_{ij} = m_o \frac{\partial \Psi^e}{\partial \varepsilon_{ij}^e} = C_{ijkl}^{s\tau} \varepsilon_{kl}^e = (1-d) C_{mnlk}^{o\tau} \varepsilon_{kl}^e \quad (3.56)$$

Esta última expresión (3.56) corresponde al caso más simple de degradación de rigidez que normalmente se conoce como daño escalar. d es la denominada variable de degradación de rigidez que varía entre 0 para el material virgen y 1 para el material totalmente dañado. El tensor constitutivo secante degradado resulta:

$$C_{ijkl}^{s\tau} = (1-d) C_{ijkl}^{o\tau} \quad (3.57)$$

El umbral de comienzo de comportamiento plástico se define mediante una función de fluencia (Luccioni 1993, Oller 1993a, Oller 1993b, Luccioni 1995):

$$F(\sigma_{ij}; \alpha_k) = \bar{F}(\tau_{ij}; \bar{\alpha}_k) = 0 \quad (3.58)$$

donde F y \bar{F} designan las funciones de fluencia en los espacios anisótropo real e isotrópico ficticio y α_k y $\bar{\alpha}_k$ son variables internas correspondientes a dichos espacios.

La transformación de espacios definida por la ecuación (3.51) permite utilizar funciones de fluencia \bar{F} definidas para materiales isotrópicos en el espacio isotrópico ficticio. Debe notarse que dicho espacio es isotrópico en cuanto a umbrales de comportamiento plástico pero no necesariamente respecto a otras propiedades como la rigidez elástica, por ejemplo.

La deformación plástica en el espacio real se calcula mediante la regla del flujo:

$$\varepsilon_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \quad (3.59)$$

donde G es la función de potencial definida en el espacio de tensiones reales. En lugar de trabajar con esta función que debe ser anisótropa, se puede trabajar con una función de potencial \bar{G} definida en el espacio isotrópico ficticio tal que:

$$G(\sigma_{ij}; \alpha_k) = \bar{G}(\tau_{ij}; \bar{\alpha}_k) \quad (3.60)$$

La ecuación (3.59) se escribe entonces:

$$\varepsilon_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} \frac{\partial \tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} H_{kl ij} = \dot{\lambda} R_{ij} \quad (3.61)$$

donde:

$$H_{kl ij} = \frac{\partial \tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial (A_{klmn} \sigma_{mn})}{\partial \sigma_{ij}} = A_{kl ij} + \frac{\partial A_{klmn}}{\partial \sigma_{ij}} \sigma_{mn} \quad (3.62)$$

De manera análoga la ley de evolución de las variables internas se escribe como:

$$\dot{\alpha}_m = \dot{\bar{\alpha}}^m = \dot{\lambda} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} h_{ij}^m \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} \frac{\partial \tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} h_{ij}^m R_{ij} \quad (3.63)$$

El límite entre el comportamiento no dañado y el comportamiento dañado se describe a través de una función de daño similar a la función de fluencia en plasticidad:

$$G^D(\sigma_{ij}; \beta_k) = \bar{G}^D(\tau_{ij}; \bar{\beta}_k) = \tau(\tau_{ij}) - f_c(\bar{\beta}_k) \leq 0 \quad (3.64)$$

donde G^D y \overline{G}^D designan las funciones de daño en los espacios anisótropo real e isótropo ficticio y β_k y $\overline{\beta}_k$ son variables internas de daño correspondientes a dichos espacios, $\tau(\tau_{ij})$ es una función escalar de argumento tensorial denominada tensión equivalente y $f_c(\overline{\beta}_k)$ es el umbral de daño equivalente.

La respuesta elasto-plástica y de daño acoplada se obtiene de la solución simultánea del siguiente sistema de ecuaciones de consistencia en el espacio isótropo ficticio (Luccioni 1993, Luccioni 1996):

$$\begin{aligned}\dot{F}(\tau_{ij}, \overline{\alpha}_k) &= 0 \\ \dot{\overline{G}}(\tau_{ij}, \overline{\beta}_k) &= 0\end{aligned}\tag{3.65}$$

3.3.5 Modelo de Zalamea et al. (1998)

En este modelo se utiliza una formulación de doble escala, basada en la descomposición del material en dominios iguales llamados celdas. Desde este enfoque matemático las condiciones a las cuales responde el material se pueden encontrar en dos escalas: microscópica y macroscópica. Esta formulación se puede aplicar directamente a materiales compuestos con estructura periódica interna, donde una celda mantiene la información estructural del compuesto. Un código paralelo de elementos finitos resuelve simultáneamente la microestructura y la macroestructura del compuesto. La micro-estructura determina el comportamiento del compuesto y la macro-estructura la respuesta global del cuerpo.

3.3.5.1 Formulación doble escala

Esta formulación propone que el equilibrio se debe cumplir en dos escalas de diferentes: una global referida al cuerpo (x_i) y otra local referida a la celda (y_i). La diferencia de magnitud entre las dos escalas es δ y la exactitud es mayor que cuando δ tiende a cero.

$$y_i = \frac{x_i}{\delta}\tag{3.66}$$

La teoría de expansión asintótica divide el campo de desplazamientos del siguiente modo:

$$u_i^\delta(x) = u_i(x, y) = u_i^0(x, y) + \delta u_i^1(x, y) + \delta^2 u_i^2(x, y) + \dots \quad (3.67)$$

En esta formulación se usan sólo los dos primeros términos, y luego se sigue un proceso análogo al de la mencionada teoría.

De este modo, el campo de desplazamientos está formado por: 1) un campo promedio macroscópico (u^0), que sólo depende de la escala global; 2) un segundo campo de desplazamientos (u^1) que completa el movimiento de cada partícula. Dado que todas las celdas son iguales, este campo de desplazamientos se repite entre las celdas vecinas, lo cual significa que dicho campo es periódico. Por lo tanto, el campo de desplazamientos se puede escribir en función de las escalas (x_i), (y_i) y el orden δ , como la suma de dos funciones:

$$u_i^\delta(x) = u_i(x, y) = u_i^0(x) + \delta u_i^1(x, y) \quad (3.68)$$

Como (u^1) es una función periódica, resulta:

$$u_i^1(x, y) = u_i^1(x, y + d) \quad (3.69)$$

donde d es la dimensión de la celda

Utilizando la definición de deformación y la diferenciación respecto a las dos longitudes de escala se obtiene:

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(u_{i,j} + u_{j,i}) \quad (3.70)$$

$$\varepsilon_{ij}^\delta = \frac{1}{2} \left[(u_{i,x_j} + u_{j,x_i}) + \frac{1}{\delta} (u_{i,y_j} + u_{j,y_i}) \right] \quad (3.71)$$

$$\varepsilon_{ij}^\delta = \frac{1}{2} \left[(u_{i,x_j}^0 + u_{j,x_i}^1) + \delta (u_{i,x_j}^1 + u_{j,x_i}^1) + \frac{1}{\delta} (u_{i,y_j}^0 + u_{j,y_i}^0) + (u_{i,y_j}^1 + u_{j,y_i}^1) \right] \quad (3.72)$$

Como (u^0) sólo depende de la escala global (x_i), los términos son cero. Además, el valor puede ser ignorado pues está multiplicado por δ . Finalmente, el campo de desplazamientos se puede escribir del siguiente modo:

$$\varepsilon_{ij}^\delta = \varepsilon_{ij}^0 + \varepsilon_{ij}^1 \quad (3.73)$$

donde:

$$\varepsilon_{ij}^0 = \frac{1}{2}(u_{i,x_j}^0 + u_{j,x_i}^0) \quad (3.74)$$

$$\varepsilon_{ij}^1 = \frac{1}{2}(u_{i,y_j}^1 + u_{j,y_i}^1) \quad (3.75)$$

Luego el tensor de tensiones resulta:

$$\sigma_{ij} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl} \quad (3.76)$$

$$\sigma_{ij}^\delta = \sigma_{ij}(x, y) = C_{ijkl}(x, y)(\varepsilon_{kl}^0 + \varepsilon_{kl}^1) \quad (3.77)$$

Se establece el equilibrio estático, y diferenciando con respecto a las dos longitudes de escala,

$$\sigma_{ij} + f_i = 0 \quad (3.78)$$

$$\sigma_{ij,x_j} + \frac{1}{\delta} \sigma_{ij,y_j} + f_i = 0 \quad (3.79)$$

Se puede observar que δ está presente en un solo término, el cual tiene un orden diferente respecto de los otros dos. Por lo tanto, se lo puede separar. Las ecuaciones que gobiernan cada escala son:

$$\sigma_{ij,y_j} = 0 \quad \text{en la celda} \quad (3.80)$$

$$\sigma_{ij,x_j} + f_i = 0 \quad \text{en el cuerpo} \quad (3.81)$$

La solución homogeneizada para un material compuesto con una estructura periódica interna se hace a través de dos sistemas de ecuaciones: uno local referido a las características de la celda del material, y otro global referido al cuerpo como un todo. Por lo tanto, en la celda:

$$\sigma_{ij,y_j} = [C_{ijkl}(x, y)(\varepsilon_{kl}^0 + \varepsilon_{kl}^1)]_{,y_j} = 0 \quad (3.82)$$

Las ecuaciones anteriores establecen las condiciones de borde del problema. Su solución implica el equilibrio de fuerzas dentro de la celda.

Como (u^0) es el desplazamiento macroscópico del cuerpo, el promedio de ε_{ij}^0 en el contorno de la celda es la deformación del material homogéneo:

$$\frac{1}{y} \int_y (\varepsilon_{ij}^0) dy = \varepsilon_{ij}^0 \quad (3.83)$$

La deformación ε_{ij}^1 se deriva de un desplazamiento periódico. De este modo no afecta la deformación promedio de la celda. Por lo tanto, la integral en el contorno de la celda es iguala cero.

$$\frac{1}{y} \int_y (\varepsilon_{ij}^1) dy = 0 \quad (3.84)$$

En la escala global, el sistema de ecuaciones se puede escribir:

$$\begin{aligned} \sigma_{ij,x_j} + f_i &= 0 \\ \varepsilon_{ij}^0 &= \frac{1}{2} (u_{i,x_j}^0 + u_{j,x_i}^0) \\ u_i^0 &= u_i^0(x) \\ \sigma_{ij} \cdot n_j &= t_i \end{aligned} \quad (3.85)$$

3.4 MODELACIÓN NUMÉRICA DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA

La modelación numérica de la mampostería reforzada con materiales compuestos no es sencilla, pues se trata de una serie de materiales compuestos, cuyo comportamiento es complejo, y los mecanismos de degradación y falla dependen en particular de la configuración de refuerzo adoptada, de las propiedades elásticas de los materiales que lo componen y de las resistencias del mortero y del mampuesto.

Esahni et al (1997) utilizaron un programa comercial de elementos finitos para evaluar la efectividad del refuerzo con PRF en el incremento de la resistencia al corte de pequeños especímenes de mampostería de unidades macizas de arcilla. La variable de estudio fue la inclinación del ángulo de la fibra (45° y 90°). El ajuste de la curva carga-desplazamiento fue compatible con los resultados experimentales para el ángulo de inclinación de las fibras de 45°. En este caso los ensayos experimentales mostraron una

respuesta lineal hasta rotura. Para las fibras inclinadas 90°, el FRP exhibe un comportamiento no lineal y por lo tanto la solución de elementos finitos que en este caso suponía comportamiento lineal del compuesto, no pudo reproducir los resultados experimentales obtenidos por el mismo autor (Esahni et al, 1997).

Cecchi et al., (2004) desarrollaron un modelo basado en la teoría de homogeneización para reproducir el comportamiento en el plano y fuera del plano de mampostería reforzada con PRFC. Propusieron dos procesos de homogeneización: uno multi-paso analítico y otro numérico de un paso. Estos modelos permiten conocer punto a punto el campo de tensiones y deformaciones, mostrando un carácter predictivo, particularmente útil para prevenir efectos de delaminación. Sin embargo, no se presenta la validación del modelo con resultados experimentales.

ElGawady et al., (2006) propusieron un modelo analítico para analizar el comportamiento a corte en el plano de muros de mampostería de unidades cerámicas huecas reforzados con PRF. Dicho modelo considera la mampostería y el FRP como diferentes capas de materiales elásticos, homogéneos e isotrópicos. Luego, usando los principios de la elasticidad, se formulan las ecuaciones diferenciales que gobiernan el problema. Para la solución de dichas ecuaciones se utilizan series dobles de Fourier. Finalmente, mediante un programa de computación se combinan la solución de las ecuaciones diferenciales con la no linealidad material. Los resultados obtenidos se compararon con diferentes fórmulas empíricas y con valores experimentales. En este último caso, el modelo propuesto puede predecir la resistencia lateral de muros de mampostería reforzados con PRF con una precisión de 61 a 143%, con respecto a los valores medidos.

Gabor et al., (2006) analizaron el comportamiento a corte de paneles de mampostería de unidades cerámicas huecas reforzados con PRFC y PRFV, mediante el uso de un programa comercial de elementos finitos que utiliza tres tipos de modelos de diferente complejidad, a saber: a) modelo detallado que considera la configuración real de los paneles, constituidos por ladrillos y juntas de mortero, y el refuerzo con PRF; b) modelo simplificado que tiene en cuenta las propiedades globales de la mampostería, medidas experimentalmente; c) modelo simplificado basado en la teoría de homogeneización.. La calibración de los modelos se hizo a partir de los parámetros mecánicos de los materiales componentes de la mampostería, determinados experimentalmente. De la

simulación numérica se obtuvieron las siguientes conclusiones: El modelo detallado proporcionó una buena aproximación a los resultados experimentales, en términos de rigidez global y carga última. El segundo modelo ajustó razonablemente los valores experimentales de carga última pero arrojó una diferencia del 25 % de la rigidez global. El modelo basado en la teoría de homogenización dio resultados parecidos al modelo detallado, con un costo computacional menor. Sin embargo, según sus propios autores, el modelo debe ser mejorado en lo que respecta a la homogenización del ensamblaje ladrillo-mortero- compuesto, pues la modelación de la unión del PRF al medio homogenizado ladrillo-mortero no pudo ser realizada con suficiente aproximación.

CAPÍTULO 4

PROGRAMA EXPERIMENTAL

4.1 INTRODUCCIÓN

Con el objeto de estudiar el comportamiento de la mampostería local no reforzada y reforzada y/o reparada con materiales compuestos bajo solicitaciones en el plano y evaluar la eficiencia del sistema de refuerzo y/o reparación con dichos materiales, se desarrolló un programa de laboratorio consistente en tres tipos de ensayos: 1) ensayos sobre los materiales constituyentes de la mampostería, mampuestos y mortero; 2) ensayos sobre paneles individuales de mampostería, sin reforzar y reforzados y/o reparados con los materiales antes mencionados; 3) ensayos de corte puro sobre pequeñas probetas constituidas por tres mampuestos y juntas de mortero, sin reforzar y reforzadas y/o reparadas con materiales de matriz polimérica reforzados con fibras de carbono.

En este capítulo se presenta una descripción de los especímenes ensayados, de los materiales componentes y de refuerzo, la metodología de ensayo, los tipos y sistemas de instrumentación, equipos empleados en los ensayos y los resultados obtenidos.

4.2 EQUIPO DE CARGA UTILIZADO EN EL PROGRAMA EXPERIMENTAL, INSTRUMENTACIÓN Y ADQUISICIÓN DE DATOS

Los especímenes de mampostería, así como sus componentes mortero y mampuestos, fueron ensayados en una prensa Instron modelo 8204 con sistema servohidráulico, control de desplazamientos y posibilidad de desarrollar una carga vertical nominal máxima de 600 kN. El propio equipo incorpora una celda interna y la carga aplicada es controlada a través de la consola de la máquina, la cual a su vez está conectada a una placa de adquisición digital-digital y ésta a una terminal de PC. Los ensayos se realizaron bajo carga de compresión cuasi-estática monótona creciente o cíclica, con control de desplazamientos con una velocidad de aplicación entre 0.008 y 0.01 mm/seg.

Para la determinación de las propiedades mecánicas de la mampostería y sus componentes se utilizaron instrumentos de medición mecánica y eléctrica, a saber:

Comparadores analógicos: empleados para determinar desplazamientos a lo largo de las diagonales comprimida y traccionada de los especímenes de mampostería. Rango: 5.1 mm (0.2”), precisión: 0.0025mm (0.0001”).

Comparadores digitales: utilizados también para medir desplazamientos en muros. Rango: 12 mm, precisión: 0.001 mm.

Potenciómetros: en estos dispositivos la resistencia varía proporcionalmente al desplazamiento del vástago del instrumento. La señal emitida es adquirida por una placa conversora analógica-digital y enviada a la misma terminal de PC que la carga. De esta manera la lectura de cargas y desplazamientos se hace simultáneamente. Rango 50 mm, sensibilidad 0.1 mm.

Galgas extensométricas: estos dispositivos se utilizaron para la determinación de módulos elásticos de morteros y mampuestos.

4.3 CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES COMPONENTES DE LA MAMPOSTERÍA

4.3.1. Introducción

Las propiedades mecánicas de la mampostería dependen de las características de los

materiales que la constituyen así como también de la mano de obra interviniente. Es por ello que se llevó a cabo un extenso programa de ensayos sobre unidades de mampuesto y mortero. Se observó una variabilidad importante de los resultados tanto en los mampuestos como en el mortero.

4.3.2. Mortero

El mortero utilizado en la ejecución de juntas horizontales y verticales de los diferentes especímenes se dosificó de acuerdo al reglamento INPRES-CIRSOC 103, en función de obtener una resistencia mínima a compresión a los 28 días de 5 MPa (mortero Tipo N). Las características mecánicas del mortero para los tipos de paneles I y II se determinaron mediante ensayos de compresión uniaxial y flexión según norma IRAM 1622 (Figura 4.1). Los resultados se presentan en la Tabla 4.1. Dentro de los especímenes tipo I se distinguen dos morteros de características mecánicas muy similares: a) y b). Los valores de resistencia última corresponden al promedio de 20 mitades de probetas de 40x40x160 [mm³] para los especímenes tipo I y 20 para los paneles tipo II. En la Figura 4.1 se muestra también el modo de falla.

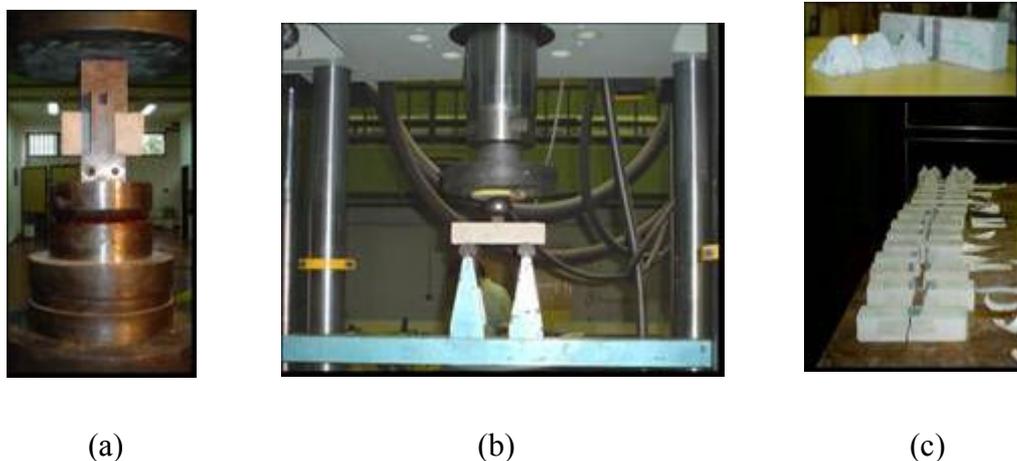


Figura 4.1. Determinación de las características mecánicas del mortero: (a) Ensayo de compresión uniaxial; (b) Ensayo de flexión; (c) Modo de falla.

Tabla 4.1 – Características mecánicas del mortero

Propiedades	Mortero (tipo I)		Mortero (tipo II)
	(a)	(b)	
Módulo de Elasticidad E (MPa)	3380	4312	1528
Resistencia última a compresión, σ_{uc} (MPa)	6.73	7.72	4
Módulo de rotura característico a flexión (MPa)	2.83	2.83	2.65
Coefficiente de Poisson, ν	0.21	0.21	0.21

4.3.3. Mampuestos

Las principales características mecánicas de los mampuestos fueron determinadas a través de ensayos de compresión uniaxial sobre medias unidades de ladrillos macizos, según norma IRAM 12586 (Figura 4.2). Para cada tipo de mampuesto se ensayaron 10 medias probetas. En la Tabla 4.2 se presentan los valores promedio de resistencia última así como también, de módulo de elasticidad y coeficiente de Poisson de cada tipo de mampuesto. En la Figura 4.2 se puede ver el modo de falla de las probetas.

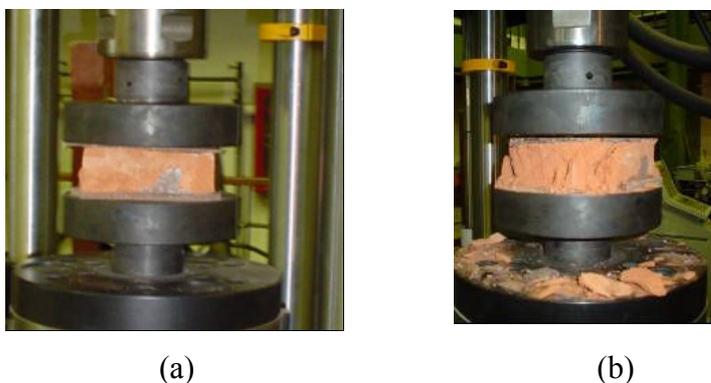


Figura 4.2. Determinación de las características mecánicas de los mampuestos: (a) Ensayo de compresión uniaxial; (b) Modo de falla.

Tabla 4.2 – Características mecánicas de los mampuestos

Mampuesto	Dimensiones [mm ³]	Módulo de Elasticidad E (MPa)	Resistencia última a compresión, σ_{uc} (MPa)	Coefficiente de Poisson, ν
I	280 x 130 x 50	1662	11.82	0.16
II	260 x 125 x 55	1400	8.28	0.15

4.4 CARACTERIZACIÓN DE LOS MATERIALES DE REFUERZO Y/O REPARACIÓN

El refuerzo y/o reparación de los especímenes se realizó con un tejido unidireccional de fibra de carbono Sika Wrap Hex 103 C de alto módulo y alta resistencia saturado en obra con el sistema epoxídico Sikadur Hex 300. Las propiedades de la lámina curada se determinaron de acuerdo a las especificaciones suministradas por el fabricante y se detallan en la Tabla N° 4.3.

La técnica de refuerzo y/o reparación se realizó aplicando el tejido de fibra de carbono embebido en resina epoxi sobre la superficie del panel previamente imprimada con resina, siguiendo el proceso denominado húmedo (Figura 4.3). Antes de la colocación del material de refuerzo y /o reparación, las superficies de los especímenes fueron cuidadosamente pulidas con cepillo de cerdas de acero a los efectos de eliminar incrustaciones de mortero y suciedades. Finalmente y para dejarlas perfectamente limpias, se aplicó aire a alta presión.



Figura 4.3. Técnica de refuerzo y/o reparación de mampostería con polímeros reforzados con fibras de carbono.

Tabla 4.3 – Propiedades mecánicas del PRFC.

	PRFC
Módulo de Elasticidad E (MPa)	72500
Resistencia a tracción, σ_t (MPa)	960
Coefficiente de Poisson, ν	0.2
Alargamiento a la rotura (%)	1.33
Espesor (mm)	1

4.5 DESCRIPCIÓN DE LOS ESPECIMENES ENSAYADOS

4.5.1 Paneles de unidades macizas de arcilla

A los efectos de evaluar el comportamiento de la mampostería simple y reforzada y/o reparada con materiales compuestos bajo diferentes solicitaciones en el plano, se construyeron dos grupos similares de paneles siguiendo el Reglamento INPRES-CIRSOC. Los especímenes de ambos grupos presentan dimensiones distintas debido a que fueron hechos con mampuestos de distinto tamaño: especímenes de 580 x 610 x 130 mm (grupo I) y especímenes de 560 x 550 x 125 [mm³] (grupo II). También se construyeron pilas, de 490 x 280 x 130 [mm³] (tipo a) y de 460 x 280 x 130 [mm³] (tipo b). Se utilizaron unidades macizas de arcilla de 280 x 130 x 50 [mm³] y de 260 x 125 x 55 [mm³] y juntas de mortero de 15 mm, Figura 4.4.



Figura 4.4. Detalle de especímenes

Se llevaron a cabo ensayos de compresión uniaxial perpendicular y paralela a las juntas horizontales de mortero y ensayos de compresión diagonal. Algunos paneles fueron reforzados con PRFC y otros ensayados hasta ciertos niveles de daño, reparados con PRFC y ensayados hasta rotura. Se adoptaron diferentes configuraciones de refuerzo y/o reparación. En la Tabla 4.4 se detalla la población de paneles, el tipo de ensayo a que fueron sometidos, la denominación de a cada uno y el esquema de refuerzo y/o reparación.

Tabla 4.4: Especímenes ensayados

Tipo de Ensayo	Espécimen	Esquema de refuerzo y/o reparación
Compresión perpendicular a las juntas horizontales de motero	P1 (tipo a)	Sin refuerzo
	P2 (tipo a)	
	P3 (tipo a)	
	P4 (tipo b)	
	P5 (tipo b)	
	P6 (tipo b)	
	MP1 (grupo I)	
	MP2 (grupo I)	
	MP3 (grupo I)	
	MP6 (grupo II)	
	MP7 (grupo II)	
	MP8 (grupo II)	
	MP10 (grupo II)	
	MP11 (grupo II)	
MP4Ref (grupo I)	Refuerzo total de ambas caras del panel	
MP5Ref (grupo I)	Refuerzo con bandas de 75 x 580 [mm ²] paralelas a las hiladas de ladrillo	
MP8Rep (grupo II)	Reparación con bandas de 75 x 560 [mm ²] paralelas a las hiladas de ladrillo	
MP9Ref (grupo II)	Refuerzo con bandas de 75 x 560 [mm ²] paralelas a las hiladas de ladrillo	
MP10Rep (grupo II)	Reparación con bandas de 75 x 560 [mm ²] paralelas a las hiladas de ladrillo	
MP11Rep (grupo II)	Reparación con bandas de 75 x 560 [mm ²] paralelas a las hiladas de ladrillo	
Compresión paralela a las juntas horizontales de motero	Mp1 (grupo I)	Sin refuerzo
	Mp2 (grupo I)	
	Mp3 (grupo I)	
Compresión diagonal	MC1 (grupo I)	Sin refuerzo
	MC2 (grupo I)	
	MC3 (grupo I)	
	MC7 (grupo II)	
	MC8 (grupo II)	
	MC12 (grupo II)	

Compresión diagonal	MC3Rep (grupo I)	Reparación con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC4Ref (grupo I)	Refuerzo total de ambas caras
	MC5Ref (grupo I)	Refuerzo con bandas de 50 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC6 Ref (grupo I)	Refuerzo con bandas de 50 mm y 65 mm de ancho paralelas a las hiladas de ladrillo
	MC7Rep (grupo II)	Reparación con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC8Rep (grupo II)	Reparación con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC9Ref (grupo II)	Refuerzo con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC10Ref (grupo II)	Refuerzo con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC11Ref (grupo II)	Refuerzo con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC12Rep (grupo II)	Reparación con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga
	MC13Ref (grupo II)	Refuerzo con bandas de 70 mm de ancho ortogonales a la dirección de la carga

P: Pilas, M: Muretes

4.5.2 Especímenes de corte

Para estudiar el comportamiento a corte de la interfaz mortero-mampuesto de la mampostería sin reforzar y reforzada y/o reparada con polímeros reforzados con fibra de carbono se construyeron 10 elementos de mampostería de unidades macizas, constituidos por tres ladrillos de 260 x 125 x 55 [mm³] y juntas de mortero de 15 mm. Se realizaron ensayos con carga cuasi-estática y carga cíclica. Algunos especímenes fueron reforzados y otros dañados y luego reparados con bandas de PRFC de diferente longitud y ancho, con el propósito de analizar el efecto de la longitud de anclaje del compuesto. Se utilizaron bandas de 120 x 90 [mm²] y 100 x 54 [mm²], dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga. El refuerzo y/o reparación se hizo en ambas

caras de las probetas y sólo se aplicó una capa de PRFC. Luego se llevó a cabo un estudio numérico paramétrico donde se analizaron diferentes dimensiones de bandas de reparación. El objetivo de dicho estudio fue encontrar las dimensiones óptimas de bandas que permitieran mejorar capacidad resistente alcanzada por los especímenes dañados y reparados que ya habían sido ensayados. En consecuencia 4 especímenes fueron reforzados y/o reparados con bandas de 140×80 [mm^2] y ensayados a rotura. En la Figura 4.5 se muestran los diferentes especímenes y en la Tabla 4.5 se presentan la denominación adoptada para cada uno, el tipo de ensayo a que fueron sometidos y el esquema de refuerzo.

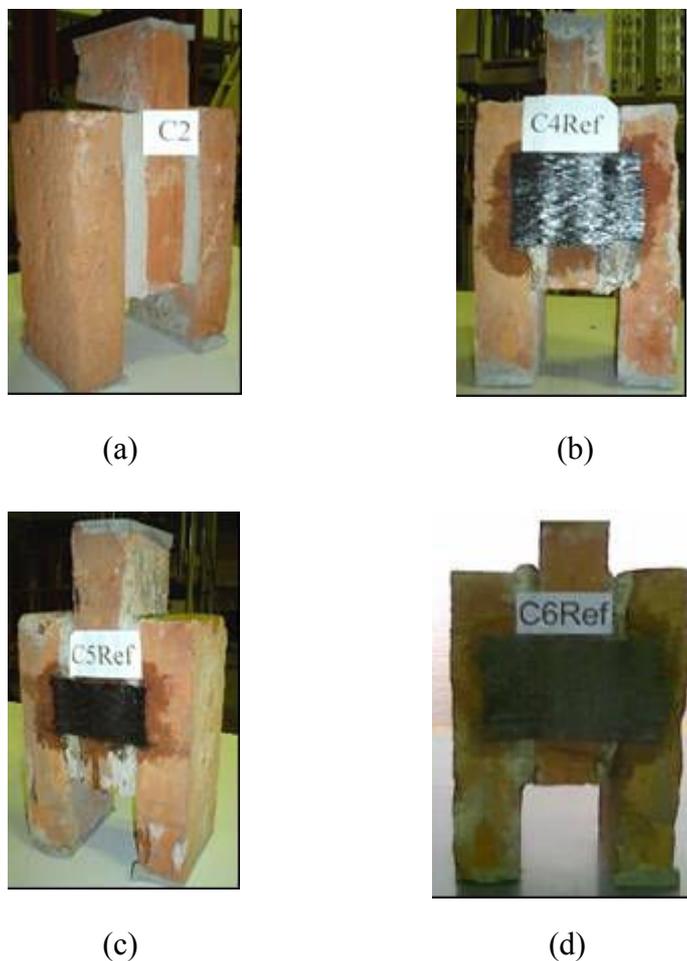


Figura 4.5. Detalle de especímenes: (a) Especímen sin reforzar, (b) Especímen reforzado con bandas de 120×90 [mm^2] de PRFC, (c) Especímen reforzado con bandas de 100×54 [mm^2] de PRFC, (d) Especímen reforzado con bandas de 140×80 [mm^2] de PRFC.

Tabla 4.5: Tipos de especímenes ensayados

Espécimen	Tipo de ensayo	Esquema de refuerzo y/o reparación
C1, C2	Carga cuasi-estática creciente	Sin refuerzo
CC3	Carga-descarga cíclica cuasi-estática	Sin refuerzo
C4Ref	Carga cuasi-estática creciente	Refuerzo con bandas de 120 x 90 [mm ²]
C5Ref	Carga cuasi-estática creciente	Refuerzo con bandas de 100 x 54 [mm ²]
C1Rep	Carga cuasi-estática creciente	Reparación de C1 con bandas de 120 x 90 [mm ²]
C2Rep	Carga cuasi-estática creciente	Reparación de C2 con bandas de 100 x 54 [mm ²]
CC3Rep	Carga-descarga cíclica cuasi-estática	Reparación de CC3 con bandas de 120 x 90 [mm ²]
C6Ref- C7Ref	Carga cuasi-estática creciente	Refuerzo con bandas de 140 x 80 [mm ²]
C8-C9	Carga cuasi-estática creciente	Sin refuerzo
C8Rep- C9Rep	Carga cuasi-estática creciente	Reparación de C8-C9 con Bandas de 140 x 80 [mm ²]

4.6 DESCRIPCIÓN DE LOS ENSAYOS Y RESULTADOS OBTENIDOS

4.6.1 Introducción

Todos los ensayos realizados consistieron en la aplicación de cargas en el plano y se hicieron con control de desplazamientos y cargas cuasiestáticas monótonas crecientes o cíclicas. Se midieron cargas y desplazamientos axiales y transversales.

4.6.2 Ensayos de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mortero sobre pilas y muretes de mampostería sin reforzar

4.6.2.1 Pilas

A los efectos de determinar la resistencia a compresión uniaxial perpendicular a las juntas y evaluar cualitativamente la influencia que tiene en dicha propiedad la resistencia a compresión uniaxial del mortero, se ensayaron 6 especímenes. Los mismos fueron construidos con dos tipos de morteros y unidades macizas de arcilla de idénticas dimensiones y propiedades mecánicas. Las pilas P1, P2 y P3 fueron construidas con mortero de muy baja resistencia, 1.87 MPa y las pilas P4, P5 y P6 con mortero normal

Tipo N, 4.93 MPa, según especificación reglamento INPRES-CIRSOC.

En todos los casos la falla ocurrió debido al agrietamiento en dos conjuntos de planos verticales ortogonales a las caras de los especímenes, continuando con el desprendimiento de las mismas, como resultado de la diferencia en los módulos de Poisson del mortero y los mampuestos que dan lugar a la falla de los mismos cuando se supera la resistencia a tracción. Al aumentar la resistencia del mortero, se incrementó la resistencia de la mampostería pero se obtuvo un comportamiento más frágil. Esto último es coincidente con los resultados obtenidos por Binda et al (1988) (Lourenço, 1996), sobre prismas de 500 x 250 x 600 [mm³] construidos con unidades macizas de adobe. En la Figura 4.6 se puede ver el modo de falla.

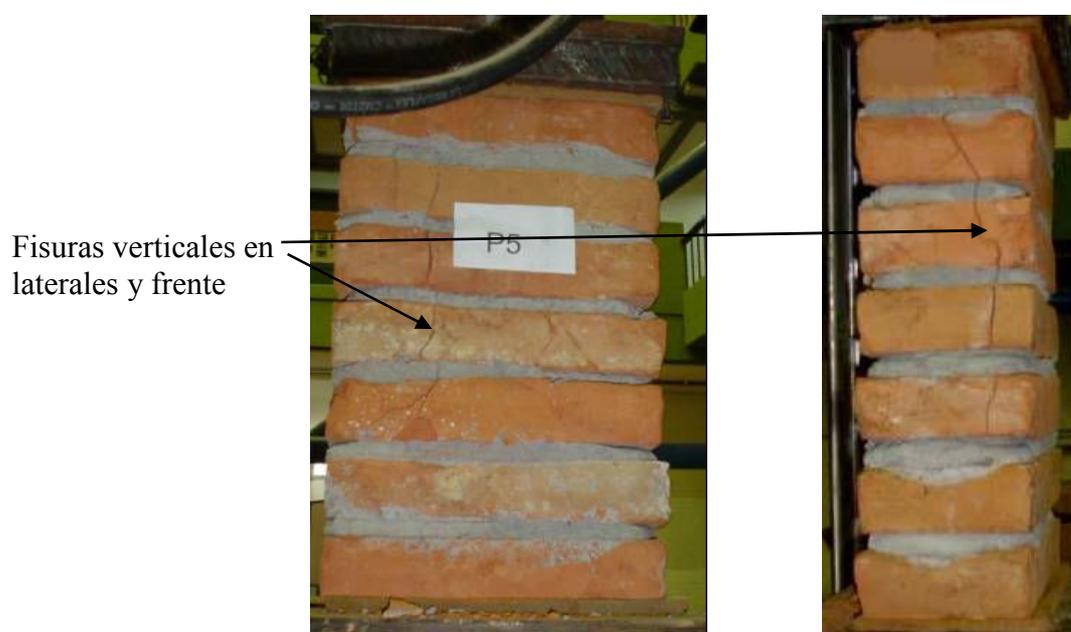


Figura 4.6. Ensayo de compresión uniaxial en pilas de mampostería de unidades cerámicas macizas. Modos de falla.

En la Tabla 4.6 se presentan las cargas y tensiones de rotura y la descripción del tipo de falla. De la observación de la dicha tabla se puede decir que la resistencia a compresión uniaxial de la mampostería se incrementa con el aumento de la resistencia a compresión del mortero. Ese incremento, sin embargo no es lineal, pues para un mortero 2.6 veces más resistente, corresponde un aumento de resistencia de la mampostería del orden de 25 %.

Tabla 4.6: Resultados experimentales.

Espécimen	Resistencia a compresión del mortero	$P_{rot.}$ (MN)	$\sigma_{max.}$ (MPa)	Tipo de falla
P1	1.87 MPa	0.101	2.77	Fisuras verticales
P2		0.126	3.46	Fisuras verticales
P3		0.111	3.05	Fisuras verticales
Promedio		0.113	3.09	
P4	4.93 MPa	0.153	4.20	Fisuras verticales
P5		0.131	3.60	Fisuras verticales
P6		0.135	3.71	Fisuras verticales
Promedio		0.139	3.84	

4.6.2.2 Muros sin refuerzo

Para determinar la resistencia a compresión uniaxial perpendicular y paralela a las juntas horizontales de mortero se ensayaron 8 especímenes. Los muros denominados MP1, MP2, MP3, MP6 y MP7 fueron sometidos a compresión uniaxial perpendicular a las juntas. Los muros Mp1, Mp2 y Mp3 fueron ensayados a compresión paralela a las juntas. Para ambos tipos de ensayo, se debieron diseñar y adicionar dispositivos especiales a los platos de carga de la máquina de ensayo para asegurar una distribución uniforme de la carga. Los mismos estaban constituidos por planchuelas y perfiles. En la Figura 4.7 (a) y (b) se presenta el esquema de ensayo e instrumentación utilizado para ambos tipos de ensayo. Se midieron desplazamientos verticales y horizontales en ambas caras de cada panel, a los efectos de eliminar de las lecturas posibles rotaciones. Se utilizaron comparadores analógicos y digitales cuyas características fueron descritas en el apartado 4.2. Los mismos fueron montados en dispositivos especialmente diseñados para ser fijados a los muros. Si bien los desplazamientos se midieron en una cierta longitud de base, los valores de desplazamientos tanto verticales como horizontales, fueron luego extrapolados a la longitud y ancho total de los paneles y estos valores son los que se muestran en todos los gráficos que se presentan. En general, el instrumental de medición fue retirado luego de alcanzada la carga máxima por seguridad del mismo.

Todos los ensayos se hicieron con control de desplazamientos a una velocidad de

0.01 mm/seg y cargas cuasiestáticas monótonas crecientes.

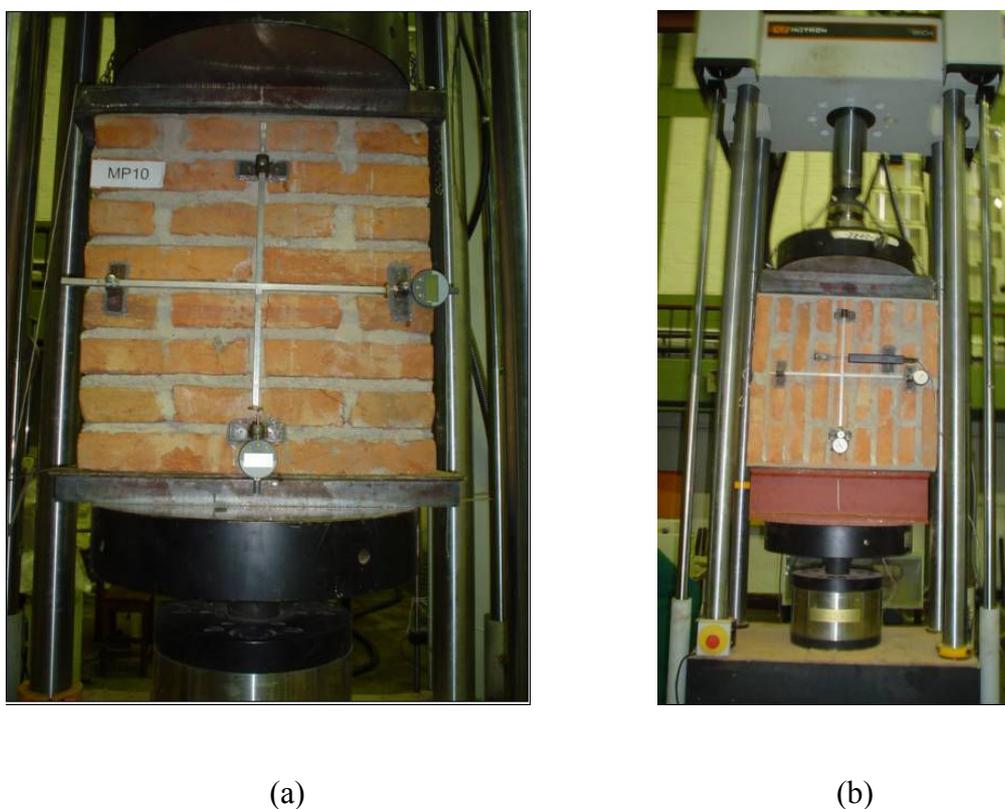


Figura 4.7. Ensayos de compresión uniaxial: (a) Compresión perpendicular a las juntas horizontales de mortero; (b) Compresión paralela a las juntas horizontales de mortero.

En la Figuras 4.8 y 4.9 se presentan el tipo de falla y la gráfica carga-desplazamiento axial y transversal ($P-\delta_l$ y δ_t), respectivamente, del muro MP3, de 580 x 610 x 130 [mm³] y de los especímenes MP6 y MP7 de 560 x 550 x 125 [mm³], ensayados a compresión perpendicular a las juntas. La diferencia de dimensiones de los paneles se debe a que fueron construidos con mampuestos de distinto tamaño. Por problemas en el sistema de medición de los desplazamientos no se presentan los registros correspondientes a los especímenes MP1 y MP2, de los cuales sólo se tiene el valor de carga máxima alcanzado y la descripción del tipo de falla. Esta última de idénticas características que la correspondiente al panel MP3.

En el caso del panel MP3 se pueden ver fisuras verticales en ambas caras y en todo el largo del muro. La falla no ocurre en forma brusca, por el contrario se observa cierta ductilidad. Los paneles conservan su monolitismo hasta finalizado el ensayo, luego de

producida la caída de la curva carga-desplazamiento tras alcanzarse la carga máxima. En los especímenes MP6 y MP7 se puede ver también el mismo patrón de fisuración, observándose la aparición de las primeras fisuras para un valor de carga correspondiente al 68% de la sollicitación máxima. Aún cuando se produjo rotura de mampuestos por aplastamiento en la zona de apoyos., al igual que en los como en los paneles MP1, MP2 y MP3, la falla no fue repentina.



(a)



(b)

Figura 4.8. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas. Modos de falla:
(a) Panel de 580 x 610 x 130 [mm³]; (b) Panel de 560 x 550 x 125 [mm³].

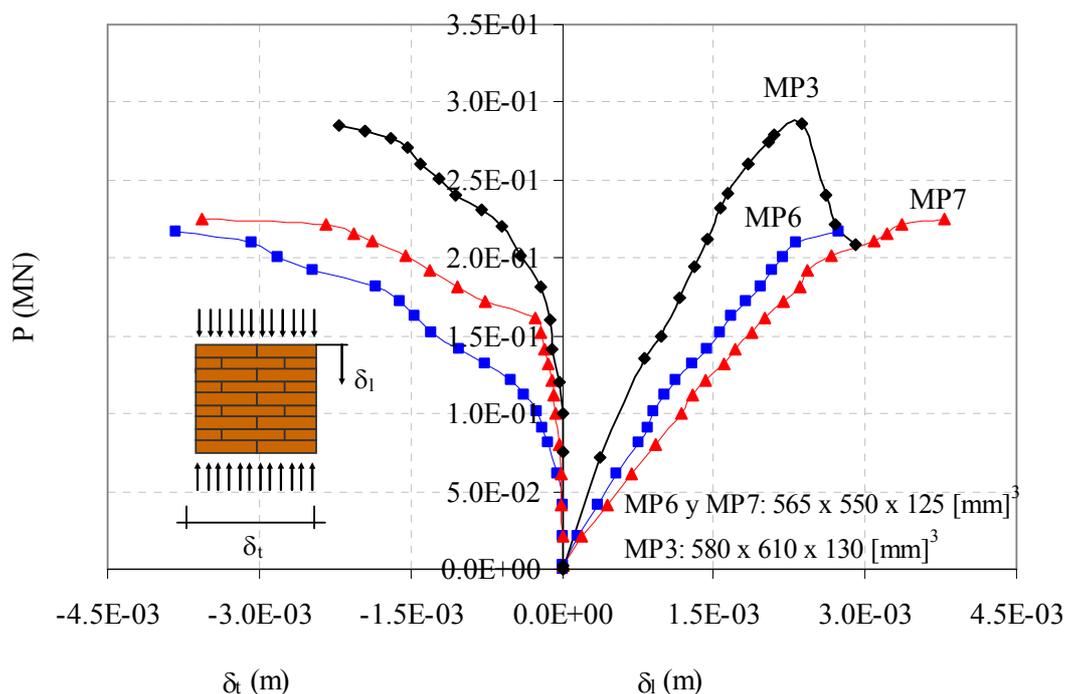


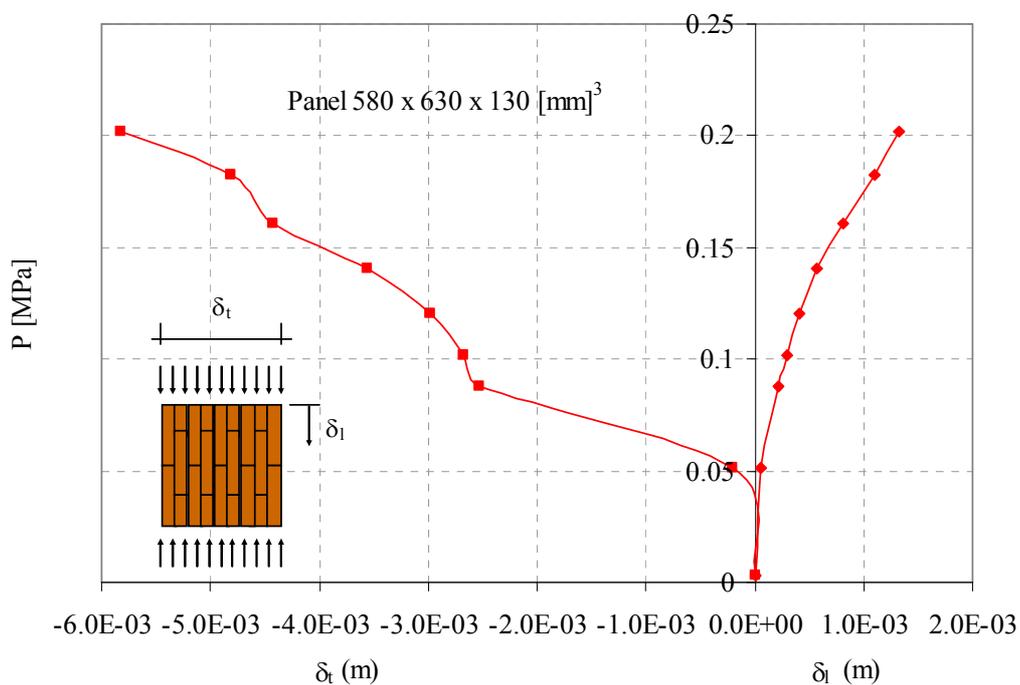
Figura 4.9. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas. Curvas carga-desplazamiento axial y transversal.

En el caso de compresión paralela a las juntas, la falla ocurre inicialmente por expansión lateral de las juntas de mortero para un valor de carga del orden del 20% de la carga de rotura. Luego las columnas de ladrillo resultantes continúan soportando carga, hasta que se produce la falla brusca con desprendimiento de juntas y mampuestos como se ve en la Figura 4.10. En la misma se muestran las curvas carga-desplazamientos axial y transversal ($P-\delta_l$ y δ_t) del espécimen Mp3. El muro Mp1 no fue instrumentado pues era necesario analizar previamente cuán frágil y peligrosa podía ser el tipo de rotura, tanto para el instrumental de medición como para el operador. En el espécimen Mp2 y para un valor muy bajo de carga, hubo desprendimiento repentino de varias hiladas de mampuestos y juntas, lo cual obligó a retirar inmediatamente los instrumentos de medición. Los escasos registros obtenidos no resultaron confiables, motivo por el cual no se presentan en la tesis. Las lecturas de desplazamientos del muro Mp3 se hicieron hasta un valor de carga de aproximadamente el 80% de la carga de rotura, a partir del cual, por razones de seguridad, el instrumental de medición fue retirado. El crecimiento abrupto de los desplazamientos transversales coincide con la

apertura de una junta de mortero y el posterior desprendimiento de una hilada completa de mampuestos. Para este tipo de sollicitación, la buena adherencia entre juntas y mampuestos es fundamental en la capacidad resistente alcanzada por la mampostería.



(a)



(b)

Figura 4.10 – Ensayo de compresión uniaxial paralela a las juntas en panel de 580 x 610 x 130 [mm]³: (a) Modo de falla; (b) Curva carga-desplazamiento axial y transversal.

En la Tabla 4.7 se detallan los valores de carga de rotura ($P_{rot.}$) alcanzados por los especímenes para los dos estados de sollicitación ensayados, así como también la resistencia máxima a compresión uniaxial ($\sigma_{max.}$), y una breve descripción del modo de falla. La relación de resistencias a compresión paralela y perpendicular a las juntas es de 0.997. De todas maneras debería realizarse un número mayor de ensayos para poder obtener un valor más confiable de dicha relación.

Tabla 4.7: Resultados experimentales.

Espécimen	Tipo de Sollicitación	$P_{rot.}$ (MN)	$\sigma_{max.}$ (MPa)	Tipo de falla
MP1	Compresión perpendicular	0.192	2.55	Fisuras verticales
MP2		0.262	3.47	Fisuras verticales
MP3		0.286	3.79	Fisuras verticales
MP6		0.216	3.14	Fisuras verticales y aplastamiento en apoyos
MP7		0.226	3.29	Fisuras verticales y aplastamiento en apoyos
MCp1	Compresión paralela	0.289	3.64	Brusca con desprendimiento de hiladas
MCp2		0.249	3.14	Brusca con desprendimiento de hiladas
MCp3		0.253	3.19	Brusca con desprendimiento de hiladas

De la observación de la Tabla 4.7 se puede decir que, en general, para compresión perpendicular a las juntas de mortero, independientemente de las dimensiones del espécimen, no hay una gran dispersión en los valores de resistencia última. La falla no es brusca, depende de la resistencia del mortero y de los mampuestos y no depende de la adherencia entre mortero y mampuestos.

En cuanto a compresión paralela a las juntas, la dispersión es mayor y la falla es repentina, impredecible. La resistencia depende altamente de la adherencia entre mortero y ladrillo y, en consecuencia, de la calidad de la mano de obra. Es por ello que resulta difícil obtener resultados confiables para este tipo de ensayos.

4.6.2.3 Muros reforzados

A los efectos de estudiar la efectividad del refuerzo de PRFC se ensayaron a compresión perpendicular a las juntas horizontales de mortero tres paneles reforzados. Se analizaron dos configuraciones: (a) bandas unidireccionales y (b) refuerzo total. En ambas configuraciones se reforzó las dos caras de los paneles y se dispuso la fibra ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga, pues el compuesto trabaja eficientemente sólo bajo tensiones de tracción. En la Figura 4.11 se presentan los dos esquemas de refuerzo evaluados.

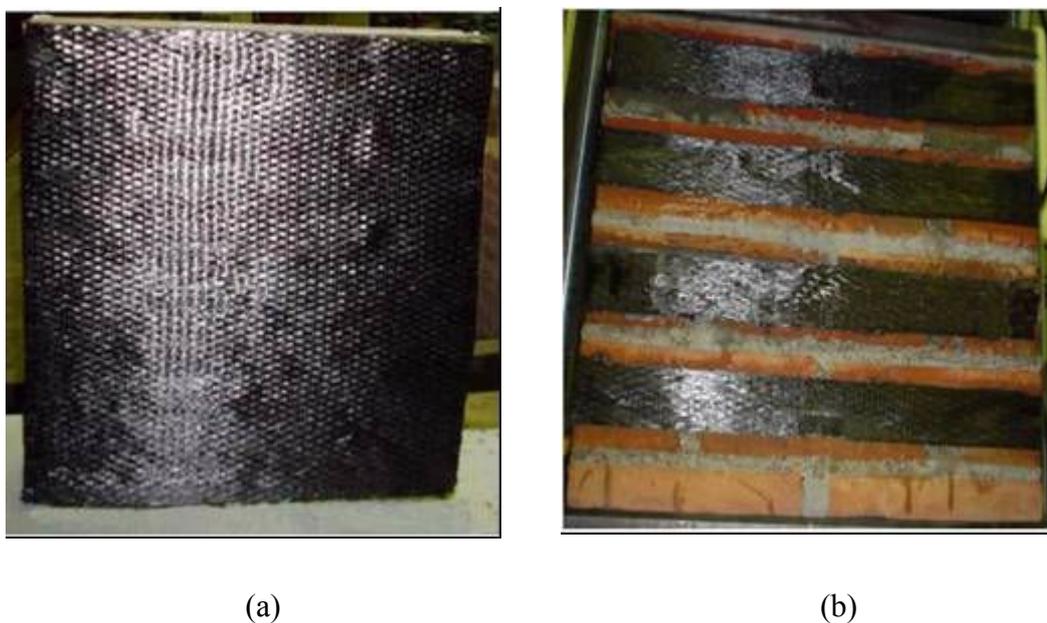


Figura 4.11. Esquema de refuerzo de los paneles:(a) Refuerzo total de ambas caras, (b) Bandas horizontales.

En la Figuras 4.12 y 4.13 pueden verse el tipo de falla y las gráficas carga-desplazamiento axial y transversal totales ($P-\delta_l$ y δ_t) respectivamente, de los muros MP4Ref (grupo I), totalmente reforzado MP5Ref (grupo I) y MP9Ref (grupo II), reforzados con bandas de 7.5 cm de ancho, así como también la comparación con muros de iguales características no reforzados pertenecientes a los grupos I y II, respectivamente. La distinción entre los grupos I y II de especímenes, se debe a que presentan diferentes dimensiones, dado que fueron construidos con mampuestos de distinto tamaño. Al igual que en los paneles no reforzados, si bien los desplazamientos

fueron medidos en una determinada longitud de base y en ambas caras de los especímenes, los valores de los desplazamientos se extrapolaron a la longitud y ancho total de los paneles para su representación en las Figuras 4.12 y 4.13.

En el caso del espécimen reforzado totalmente sólo se muestra la curva carga-desplazamiento axial pues, debido a problemas ocurridos en el sistema de medición de los desplazamientos horizontales, no se dispone de esos registros experimentales. En lo que hace al modo de falla, en el panel con refuerzo total se produjeron fisuras verticales en los laterales del espécimen, ver Fig. 4.12, sin ningún tipo de agrietamiento en las caras frontales, a diferencia del tipo de rotura registrado en los muros no reforzados. Además y a diferencia de estos últimos, se observó un tipo de falla más dúctil manteniendo el espécimen su monolitismo, aún luego de ser retirado de la máquina de ensayos.

Los muros reforzados con bandas presentaron pequeñas fisuras verticales en las caras frontales y laterales y la falla fue menos dúctil que la del panel con refuerzo total, similar a los paneles no reforzados.

En ningún espécimen reforzado, según las dos configuraciones de refuerzo adoptadas, se produjo la falla del laminado. En el caso de los paneles reforzados con bandas, el desprendimiento de las capas superficiales de mampuesto, provocó el arrancamiento de las mismas, según se puede ver en la Fig. 4.12.

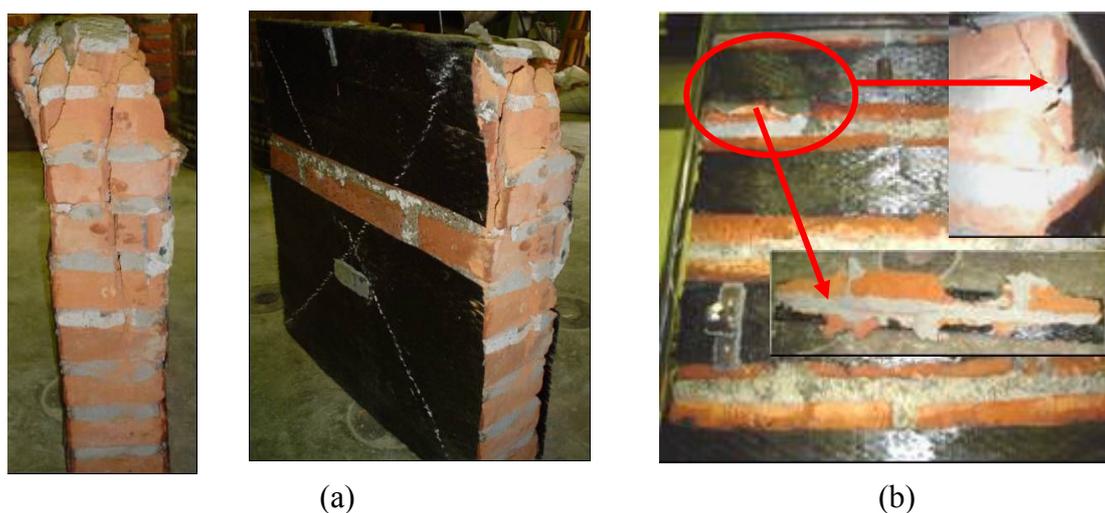


Figura 4.12. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas en paneles reforzados con PRFC. Modos de falla: (a) Refuerzo total de PRFC; (b) Refuerzo con bandas de PRFC.

Tal y como lo anticipara el modelo numérico (Luccioni et al, 1996) utilizado para predecir el comportamiento de la mampostería reforzada y sin refuerzo, en ninguno de los especímenes reforzados, se produjo un incremento destacable en la resistencia a compresión uniaxial (Figura 4.13). Sin embargo, se observa un comportamiento más dúctil de los muros reforzados, con respecto a la mampostería no reforzada, en la dirección axial. El incremento en la capacidad de deformación con respecto a la mampostería no reforzada, es del 240 % para el espécimen reforzado totalmente y oscila ente 12 % y 22 % para los especímenes MP5Ref y MP9Ref respectivamente, reforzados con bandas. En el caso del espécimen reforzado totalmente, MP4Ref, se produjo también un pequeño incremento de rigidez. En la Tabla 4.8 se muestran los valores de carga de rotura ($P_{rot.}$) alcanzados por los especímenes reforzados, la resistencia máxima a compresión uniaxial (σ_c), la deformación longitudinal máxima ($\epsilon_{lm\acute{a}x.}$) y una síntesis del modo de falla. En la misma Tabla se presenta también la comparación con dos paneles sin refuerzo, MP3 y MP6, pertenecientes a los grupos I y II, respectivamente

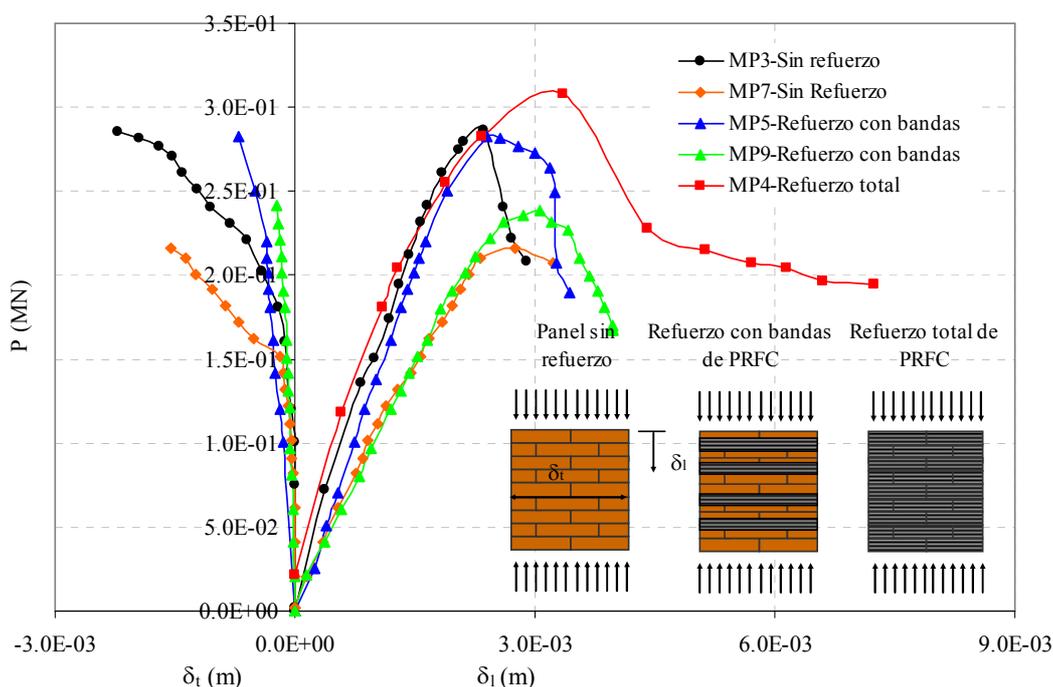


Figura 4.13. Curvas carga-desplazamiento axial y transversal totales de paneles reforzados con PRFC según diferentes esquemas de refuerzo. Comparación con especímenes no reforzados.

Tabla 4.8: Resultados experimentales.

Espécimen	Esquema de refuerzo	P _{rot.} (MN)	$\sigma_{\max.}$ (MPa)	ϵ_{\max} (m/m)	Tipo de falla
MP3	Sin refuerzo	0.286	3.79	0.0050	Fisuras verticales en caras frontales del panel
MP6	Sin refuerzo	0.216	3.14	0.0058	Fisuras verticales y aplastamiento en apoyos
MP4Ref	Refuerzo total	0.308	4.08	0.0120	Fisuras verticales en todo el largo del espesor del panel.
MP5Ref	Refuerzo con bandas	0.282	3.74	0.0056	Pequeñas fisuras verticales en caras frontales y laterales.
MP9Ref	Refuerzo con bandas	0.238	3.46	0.0074	Pequeñas fisuras verticales en caras frontales y laterales.

De la Tabla 4.8, se puede ver que la capacidad de deformación se incrementa notablemente en el caso del panel reforzado totalmente, y de manera poco significativa en los especímenes reforzados con bandas. Sin embargo, cualquiera sea el esquema de refuerzo adoptado, no se aprecia mejora sustancial de la resistencia última. En contraposición con estas observaciones, los resultados obtenidos por El-Dakhkhni et al. (2005) sobre pequeños especímenes de mampostería de bloques huecos de hormigón reforzados totalmente con PRFV mostraron que esta técnica de refuerzo mejora la capacidad resistente de aquel tipo de mampostería y evita la falla por pandeo, manteniendo la integridad de los especímenes luego de la falla.

4.6.2.4 Muros reparados

Con el propósito de evaluar la eficiencia del sistema de reparación con bandas de PRFC se ensayaron dos especímenes, MP8 y MP11, hasta un valor de carga donde se detectaron las primeras fisuras. Dicho valor corresponde al 70 % de la carga máxima alcanzada por paneles de idénticas características geométricas y propiedades mecánicas de mampuestos y mortero, ensayados a rotura previamente. Luego se ensayó un tercer espécimen, denominado MP10, hasta rotura. Este último, al ser ensayado por primera vez, ya poseía un nivel de daño considerable, consistente en fisuración y rotura de mampuestos y despegue de la segunda junta horizontal de mortero, como se muestra en la Figura 4.14. Este daño previo apareció al moverlo para ponerlo en la máquina de

ensayo y se atribuye a defectos en la ejecución del espécimen.

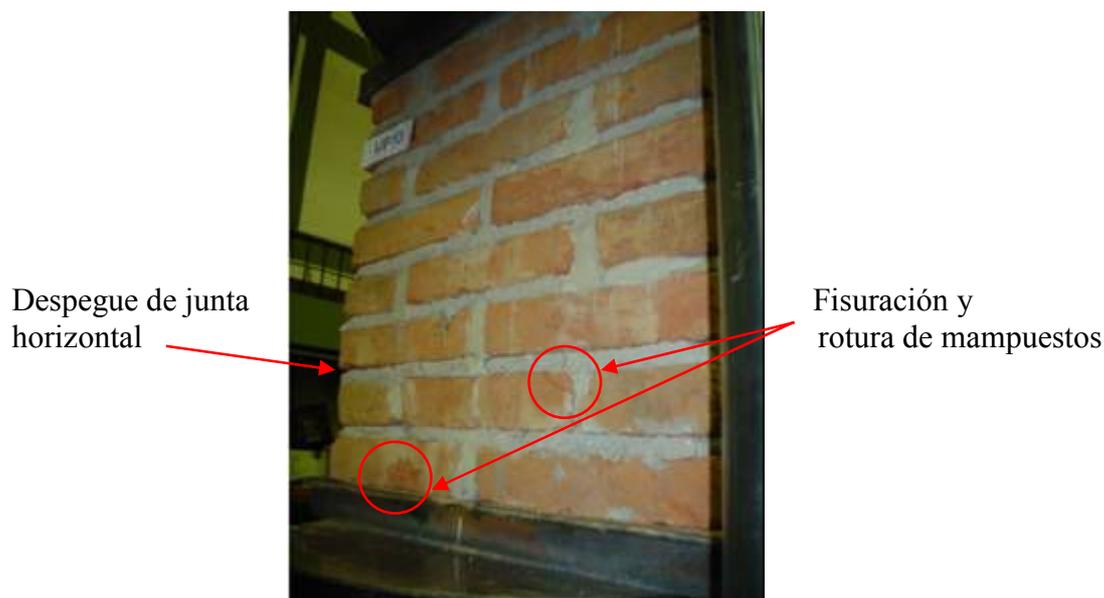
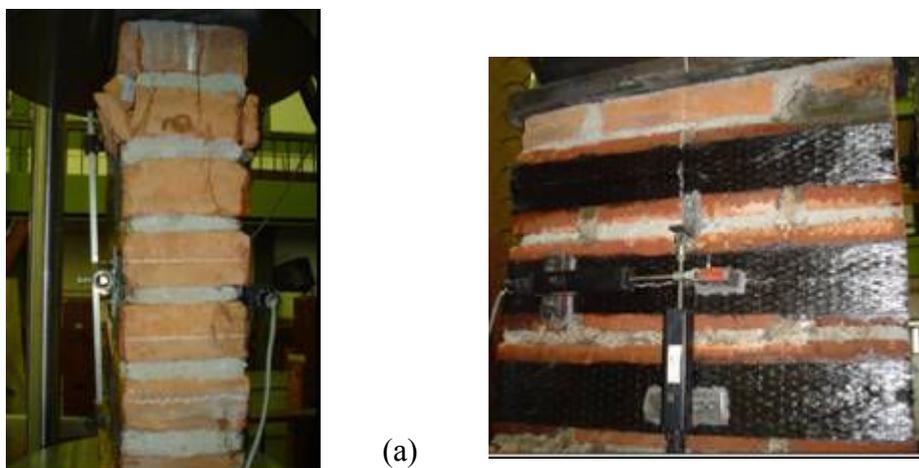
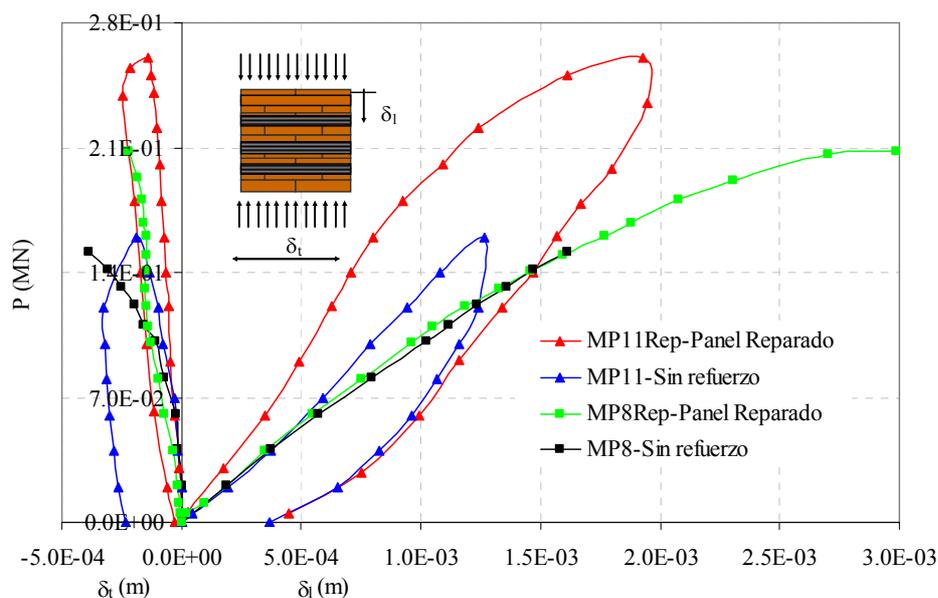


Figura 4.14. Panel con nivel elevado de daño

Los paneles de 560 x 550 x 125 [mm³] (grupo II) fueron luego reparado con bandas de PRFC 7.5 cm de ancho y 1 mm de espesor y ensayados nuevamente hasta rotura. En la Figura 4.15 se puede ver el tipo de falla de los muros reparados y la curvas carga-desplazamientos axial y transversal totales ($P-\delta_l$ y δ_t) de los especímenes MP8 y MP11. En este último caso se midieron también las curvas de carga y descarga del espécimen dañado y reparado. Se puede ver un incremento de la rigidez axial y transversal del espécimen MP11 debido a la reparación. En cuanto a los valores de resistencia última a compresión uniaxial alcanzados por los paneles reparados, son similares a los de un espécimen sin refuerzo y/o reparación, llevado a rotura.





(b)

Figura 4.15. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de panel reparado con PRFC – (a) Modo de falla, (b) Curvas carga-desplazamiento axial y transversal totales.

En la Figura 4.16 se representa la curva carga y descarga-desplazamientos axial y transversal totales (P - δ_1 y δ_t) del panel MP10 dañado y reparado y la comparación con el espécimen MP7 llevado a rotura, sin daño previo y sin reparación. Con respecto a este último se observa una degradación importante de la rigidez del panel MP10, tanto en la dirección axial como transversal, no así de la resistencia última. También se puede ver como la reparación con PRFC le devuelve al muro la rigidez de un elemento no dañado, si bien no se logra recuperar la capacidad portante inicial.

La rotura de los especímenes reparados se produjo, en todos los casos, por aplastamiento en la zona del apoyo superior y ello provocó el arrancamiento de las bandas de PRFC como consecuencia de la rotura y desprendimiento de las capas superficiales del mampuesto. No se observó fisuración adicional en las cargas frontales del muro. De la curva carga-desplazamiento se puede ver que los paneles recuperaron la rigidez inicial de los muros originales y alcanzaron una resistencia final prácticamente igual a la de aquellos, a excepción del panel MP10Rep que falló a un valor de carga inferior.

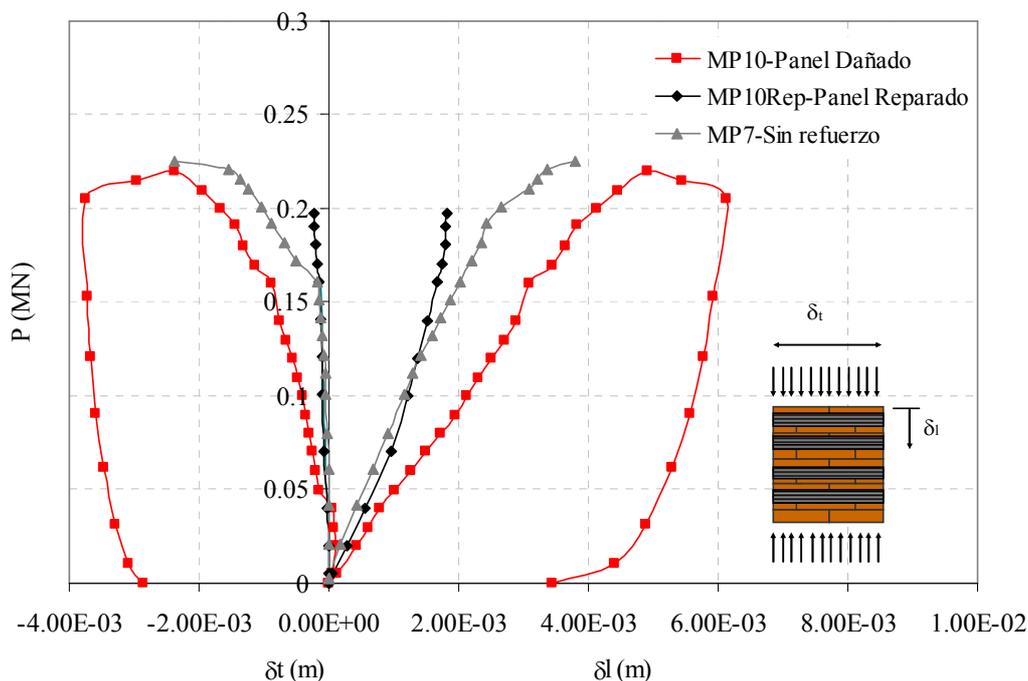


Figura 4.16. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de panel reparado con PRFC .Curvas carga y descarga-desplazamiento axial y transversal totales.

En la Tabla 4.9 se muestran los valores de carga rotura ($P_{rot.}$), resistencia última a compresión uniaxial (σ_c) y deformación máxima ($\epsilon_{lm\acute{a}x.}$) de los especimenes ensayados y luego reparados y ensayados nuevamente. En la misma Tabla se describe sintéticamente el modo de falla de los paneles y la comparación con un panel llevado a rotura y no reparado.

Tabla 4.9: Resultados experimentales.

Espécimen	$P_{rot.}$ (MN)	$\sigma_{max.}$ (MPa)	$\epsilon_{lm\acute{a}x}$ (m/m)	Tipo de falla
MP6	0.216	3.14	0.0058	Fisuras verticales y aplastamiento en apoyos
MP8Rep	0.210	3.05	0.0054	Rotura de mampuestos y arrancamiento de bandas de PRFC.
MP10Rep	0.200	2.91	0.0032	Rotura de mampuestos y arrancamiento de bandas de PRFC.

MP11Rep	0.260	3.78	0.0035	Rotura de mampuestos y arrancamiento de bandas de PRFC.
---------	-------	------	--------	---

En general y de la observación de la Tabla 4.9 se puede decir que la reparación con bandas de PRFC permite recuperar la capacidad portante inicial de la mampostería con cierto nivel de daño. Para daño severo (MP10) el panel reparado puede continuar resistiendo carga, pero no alcanza el valor de rotura de un espécimen no dañado. A diferencia de lo que ocurre cuando los especímenes se refuerzan antes de ser dañados, en el caso de reparación de especímenes dañados, no se observan mejoras en la capacidad de deformación última respecto a un espécimen sin refuerzo ensayado a rotura.

4.6.3 Ensayos de compresión diagonal

4.6.3.1. Introducción

A los efectos de realizar un ensayo apropiado, que reproduzca un estado predominante de corte en un muro de mampostería, es importante conocer cómo se distribuye la tensión de corte en el espécimen y cómo se la puede generar experimentalmente. Si se considera un elemento de cuadrado de mampostería, homogéneo y elástico (Figura 4.17 a), sometido solamente a sollicitaciones de corte, las tensiones principales estarán inclinadas 45° con respecto a los ejes de las juntas verticales y horizontales. Una de dichas tensiones es de compresión y la otra de tracción; sus valores son iguales a la tensión inicial de corte. Se supone que la falla se producirá si la tensión principal de tracción alcanza la resistencia a tracción diagonal de la mampostería ocurriendo ambos tipos de falla, deslizamiento de las juntas horizontales y rotura de los mampuestos (Gabor et al, 2006).

Por lo tanto, desde el punto de vista experimental, la tracción y compresión simultáneas a lo largo de las diagonales del muro producen un estado de corte puro lo cual genera la falla por rotura a lo largo de la diagonal comprimida. Sin embargo, este tipo de ensayo biaxial no es fácil de llevar a cabo, por ello resulta adecuado excluir la carga de tracción a lo largo de una de las diagonales y mantener sólo la de compresión (Figura 4.17b). De esta manera, la carga de compresión aplicada a lo largo de la diagonal producirá tensiones equivalentes a una compresión biaxial y tensiones de corte a lo largo de las juntas verticales y horizontales. Las tensiones de compresión y corte

generadas tienen la misma intensidad y son iguales a la mitad de la tensión de compresión a lo largo de la diagonal (Gabor et al, 2006).

El reglamento INPRES CIRSOC 103 propone el ensayo de compresión diagonal sobre muretes de mampostería a los efectos de estimar la resistencia básica al corte de aquélla. El esquema general del ensayo se muestra en la Figura 4.18(a) donde la longitud r de repartición de la carga debe ser como mínimo de 20 cm. Para este fin se utilizaron dispositivos de acero especialmente diseñados. En la Figura 4.18(b) se puede ver el esquema de instrumentación. Se midieron desplazamientos a lo largo de la diagonal comprimida y traccionada en una cierta longitud de base, los cuales fueron luego extrapolados a las dimensiones totales de las diagonales de los paneles y estos valores son los que se representan en todas los gráficos que se presentan en esta Tesis. de medición fue retirado antes de producirse la carga de rotura en el caso de la mampostería no reforzada. En los paneles reforzados y/o reparados, en algunos casos, los instrumentos de medición se dejaron hasta finalizado el ensayo.

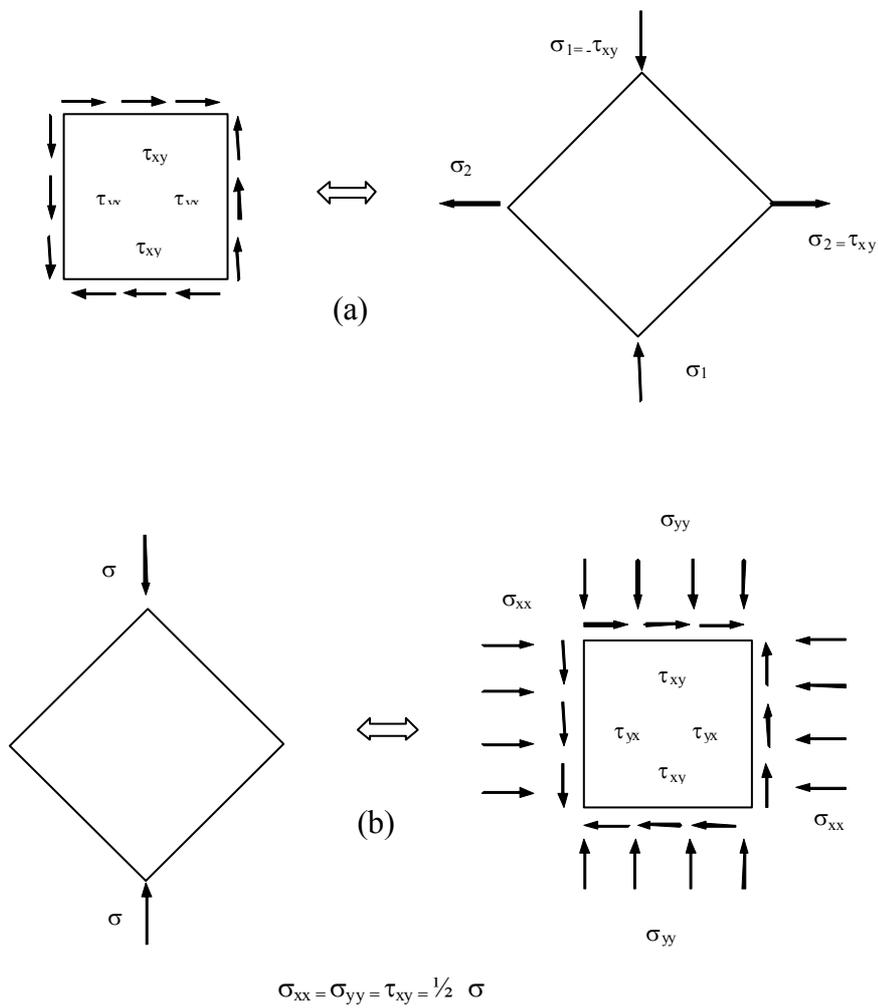


Figura 4. 17 Panel de mampostería sometido a corte puro, (b) Estado tensional generado en el mismo panel sujeto a compresión diagonal (Gabor et al, 2005).

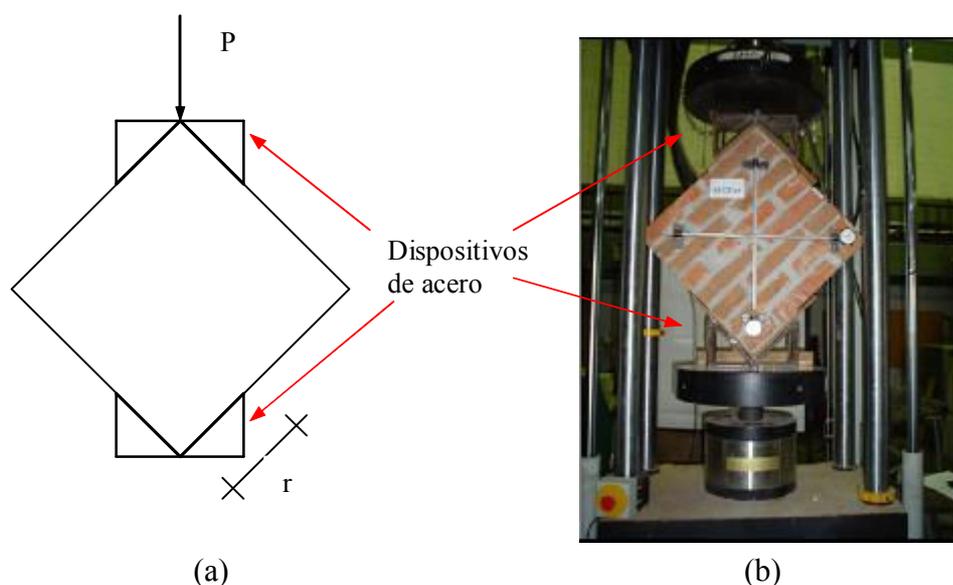


Figura 4. 18 Ensayos de compresión diagonal. (a) Esquema de ensayo; (b) instrumentación.

4.6.3.2 Ensayos de compresión diagonal sobre muretes de mampostería sin reforzar

Con el objetivo de determinar valores de resistencia última al corte y analizar tipos de falla, se ensayaron cuatro paneles sin reforzar, tres denominados MC1, MC2 y MC3, de $580 \times 610 \times 130$ [mm^3] (grupo I) y uno llamado MC7 de $560 \times 550 \times 125$ [mm^3] (grupo II). La diferencia de dimensiones de los paneles se debe a que fueron construidos con mampuestos de distinto tamaño. En la Figuras 4.19 (a) y (b) se observa el modo de falla de cada uno de los especímenes y la curva carga-desplazamiento a lo largo de la diagonal comprimida y traccionada ($P - \delta_t$ y δ_t) de los muros MC3 y MC7, respectivamente. Los paneles MC1 y MC2 no fueron instrumentados, razón por la cual no se dispone de registros de desplazamientos, sólo se determinó la carga de rotura y se evaluó el tipo de falla.

En todos los muros se observó un tipo de falla frágil con rotura de ladrillos y deslizamiento de las juntas de mortero. El panel MC1 falló por deslizamiento de junta, en muros MC2 y MC3 se ve claramente que la falla se inició en el apoyo superior (Figura 4.19 a). En el muro MC7 la falla comenzó por una fisura a lo largo de la diagonal comprimida y terminó con el deslizamiento de la junta central de mortero y fue menos frágil y que la de los especímenes MC1, MC2 y MC3. Durante la ejecución del

ensayo del panel MC7 se pudo ver claramente el comienzo de la fisura de la diagonal comprimida a un valor de carga cercano al 80% de la carga de rotura. Luego de producida la falla el espécimen conservó su monolitismo. No ocurrió lo mismo con los paneles MC1, MC2 y MC3, donde la rotura se produjo en forma abrupta y con desprendimiento de partes de mampostería. Lo dicho se puede ver en la Figura 4.19 (b), en la curva carga desplazamiento a lo largo del a diagonal comprimida, donde se observa una mayor capacidad de deformación del panel MC7 en esa dirección. En la dirección transversal, los dos paneles representados en la Figura 4.19 (b) presentan desplazamientos similares y muy pequeños, motivo por el cual el instrumental de medición utilizado en esa dirección debe ser muy sensible.

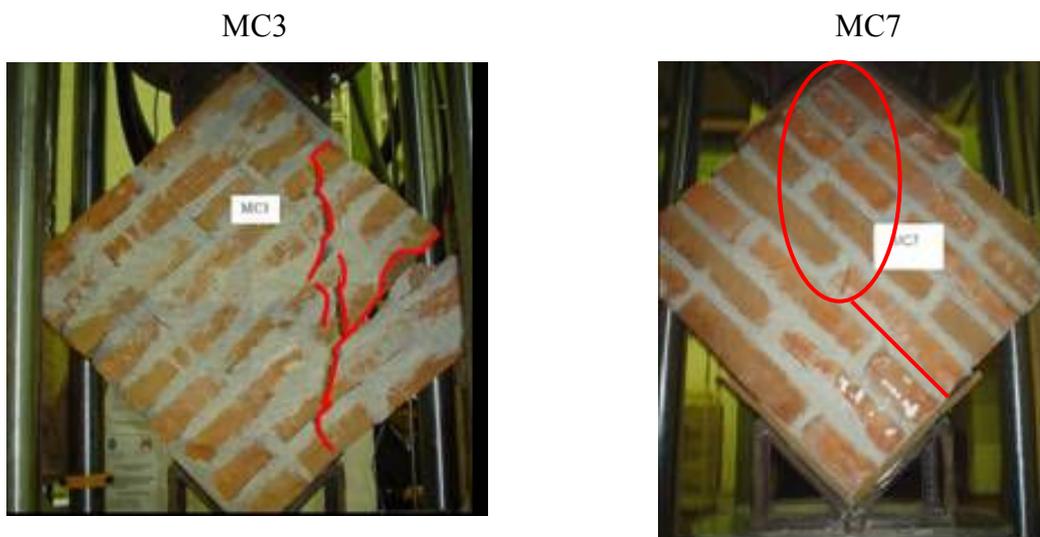
En la Tabla 4.10 se presentan las cargas de rotura de cada uno de los especímenes, los desplazamientos axiales y transversales de los paneles MC3 y MC7 y una breve descripción del tipo de falla. Los valores de dichos desplazamientos, corresponden a un valor de carga de aproximadamente el 85-90 % de la carga máxima, pues, debido al tipo de falla repentina observada en este tipo de ensayo, el instrumental de medición se retiró antes de alcanzarse rotura.

MC1

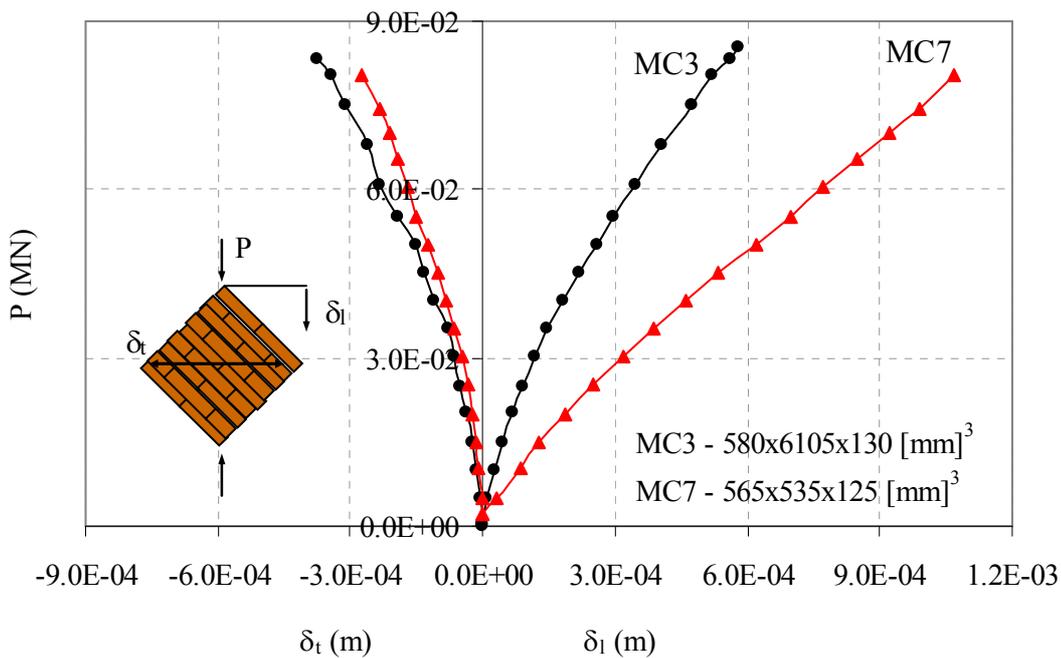


MC2





(a)



(b)

Figura 4.19. Ensayo de compresión diagonal: a) tipos de falla, b) diagrama carga-desplazamiento de la diagonal comprimida y traccionada.

Tabla 4.10 – Resultados experimentales.

Espécimen	$P_{rot.}$ (MN)	δ_l (m)	δ_t (m)	Tipo de falla
MC1	0.0505	-	-	Deslizamiento de juntas.
MC2	0.0629	-	-	Mixto: rotura de mampuesto y deslizamiento de juntas.
MC3	0.0829	4.88E-04	2.85E-04	Mixto: rotura de mampuesto y deslizamiento de juntas.
MC7	0.0865	1.57E-03	3.03E-04	Rotura por tracción diagonal y deslizamiento.

De la Tabla 4.10 se puede ver una dispersión importante de valores de la carga de rotura, aún dentro de especímenes de las mismas dimensiones, dependiendo del tipo de rotura. El desplazamiento transversal (δ_t) es prácticamente igual en los dos paneles presentados, en tanto que el longitudinal (δ_l) difiere de manera significativa, revelando un tipo de rotura más dúctil en el panel MC7.

En general, se puede decir que la adherencia entre juntas de mortero y mampuestos y las condiciones de apoyo, determinan el tipo de rotura. El primer factor depende, en gran medida, de la calidad de ejecución de la mano de obra.

El tipo de rotura que presentaron los especímenes ensayados es coincidente con el encontrado por otros investigadores, tanto para ladrillos cerámicos huecos como macizos. Los ensayos realizados por Valluzzi et al (2002) sobre pequeños paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla, mostraron un tipo de rotura frágil que se produjo a lo largo de la diagonal comprimida. Los estudios llevados a cabo por Gabor et al. (2006) sobre especímenes de unidades cerámicas huecas revelaron también un tipo de rotura frágil a través de la diagonal comprimida, con rotura repentina de juntas de mortero y ladrillos, que produjo la falla instantánea de la pared.

4.6.3.3 Ensayos de compresión diagonal sobre muretes de mampostería reforzados con láminas de FRP

En esta etapa del programa experimental, habiendo obtenido y evaluado las resistencias a corte y los modos de roturas de especímenes sin reforzar, se estudiaron tres configuraciones posibles de refuerzo: refuerzo total de ambas caras, dispuesto ortogonalmente a la diagonal comprimida, bandas unidireccionales dispuestas ortogonalmente a la diagonal comprimida y bandas unidireccionales colocadas

paralelamente a las hiladas de ladrillo. En la Figura 4.20 se pueden ver los tres esquemas de refuerzo analizados. Los muros reforzados, pertenecientes al grupo I, se denominaron MC4Ref, MC5Ref y MC6Ref. El tipo de falla fue diferente, según la configuración del refuerzo.

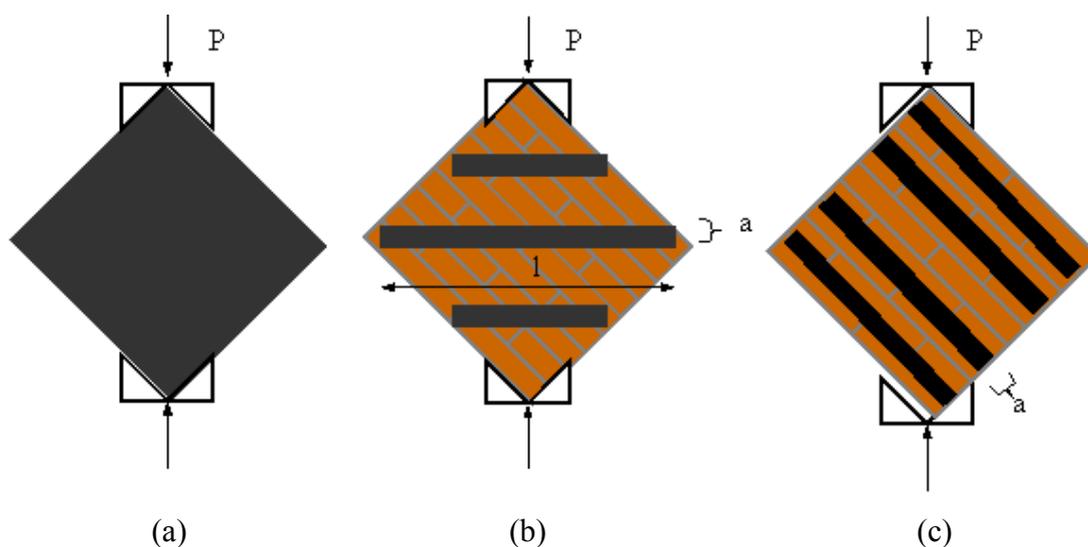


Figura 4.20. Esquemas de refuerzo con láminas de PRFC: a) refuerzo total, b) bandas ortogonales a la dirección de la carga, c) bandas paralelas a las hiladas de ladrillos.

En el caso del muro con refuerzo total de ambas caras, MC4Ref, el espécimen se mantuvo íntegro sin fisuras visibles hasta valores cercanos a la carga de falla, sin presentar una rotura frágil. La rotura ocurrió por aplastamiento en la zona del apoyo superior, como se ve en la Figura 4.21 (a).

En el muro MC5Ref, reforzado con bandas de 50mm de ancho dispuestas ortogonalmente a la diagonal comprimida, la rotura se produjo por desprendimiento de las capas superiores del mampuesto en forma de láminas. Dicha falla se inició en la zona del apoyo superior y se extendió hacia el apoyo inferior. El comportamiento global fue menos frágil que en el caso de los muros sin refuerzo y se obtuvo el valor de resistencia a corte esperado, conforme al criterio de refuerzo adoptado, Figura 4.21 (b).

Por último, el muro MC6Ref reforzado con bandas de 65 y 50 mm de ancho, paralelas a la dirección de las hiladas de ladrillo, tuvo un tipo de falla frágil que se inició en el apoyo y continuó con el deslizamiento de la junta central de mortero, Figura 4.21 (c). El efecto localizado en el apoyo provocó el desprendimiento de las capas

95 % (MC4Ref y MC6Ref) de la carga máxima y una síntesis del tipo de falla. También se presenta en la Tabla 4.11 la comparación con el panel MC3 no reforzado.

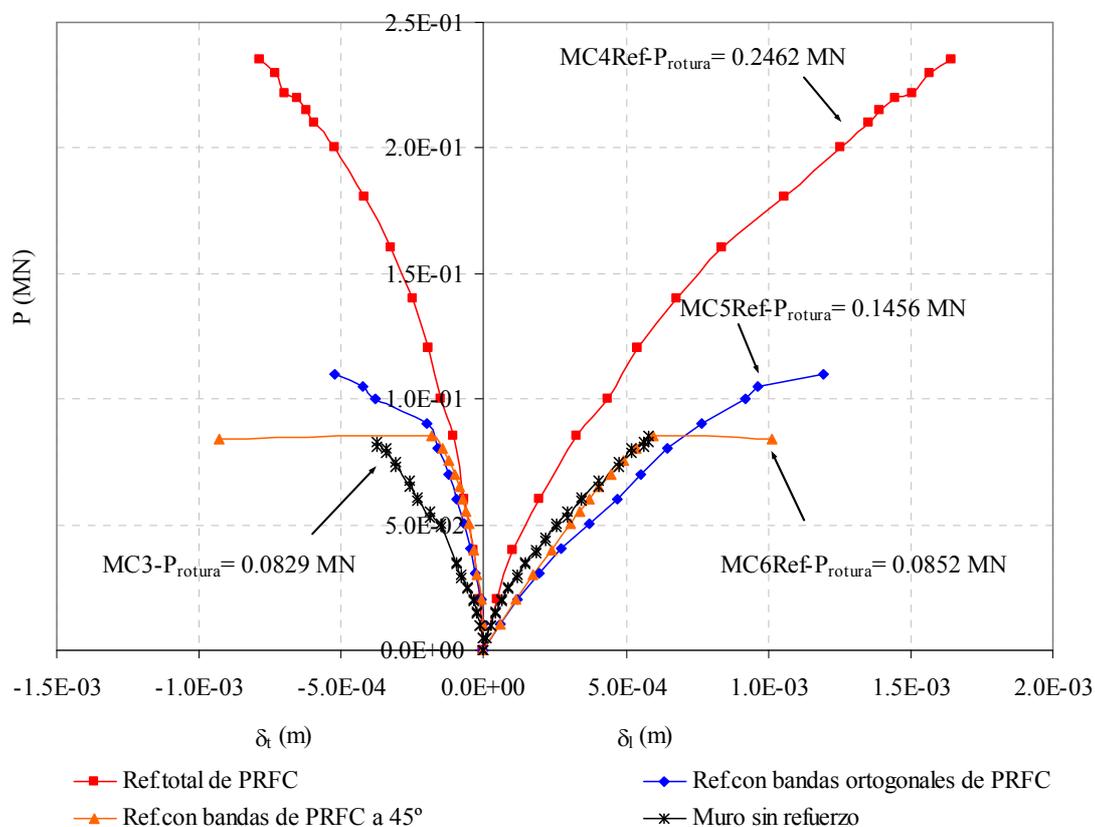


Figura 4.22. Curvas carga-desplazamiento de las diagonales comprimida y traccionada de paneles reforzados con PRFC. Comparación con espécimen no reforzado.

Tabla 4.11: Resultados experimentales

Espécimen	$P_{rot.}$ (MN)	δ_l (m)	δ_t (m)	Tipo de falla
MC3	0.0829	4.88E-04	2.85E-04	Mixto: rotura de mampuesto y deslizamiento de juntas.
MC4Ref	0.2462	1.9E-03	9.40E-04	Aplastamiento zona de apoyo.
MC5Ref	0.1456	1.4E-03	6.20E-04	Rotura de mampuesto en zona de apoyo.
MC6Ref	0.0852	1.2E-03	1.11E-03	Rotura de mampuesto en zona de apoyo y deslizamiento de la junta central de mortero.

De la observación de la Tabla 4.11 se puede decir que, dependiendo del esquema adoptado, el refuerzo con PRFC, mejora notablemente el comportamiento a corte de la

mampostería, en lo que respecta a capacidad resistente y de deformación. El panel MC4Ref triplicó la carga de rotura, en tanto los desplazamientos axiales y transversales resultaron 3.9 y 3.3 veces mayores que los del muro MC3 sin refuerzo ensayado a rotura. Este aumento de la capacidad de deformación se traduce en el tipo de rotura, más dúctil que la falla brusca de la mampostería no reforzada.

Gabor et al. (2006) encontraron también una mejora significativa de la resistencia a corte y deformación axial última , sobre un panel de mampostería reforzado totalmente con PRF. La diferencia con respecto al estudio que se presenta en esta Tesis, es que Gabor et al. (2006) usaron tejido bidireccional de fibra de vidrio y el estudio se hizo con mampostería de unidades cerámicas huecas. Los valores de carga y deformación axial última resultaron 64 % y 3.8 veces mayores que los obtenidos para especímenes no reforzados. La falla se produjo localmente en la zona de apoyos, similar al panel MC4Ref.

Continuando con el análisis de la Tabla 4.11, se puede ver que el panel MC5Ref prácticamente duplicó la carga última y los desplazamientos axiales y transversales fueron 2,87 y 2.18 veces mayores que los del panel MC3, sin refuerzo. En cuanto al tipo de falla, resultó menos frágil y repentina que la de la mampostería sin reforzar, conservando el espécimen el monolístico hasta el final del ensayo. En cuanto al panel MC6Ref y como ya se comentara, tuvo un tipo de falla frágil, por deslizamiento, y por lo tanto no registró mejora en la capacidad resistente y ni de deformación. Se debe destacar que en ningún caso se produjo la rotura del laminado.

La eficiencia del refuerzo con bandas de PRF fue también analizada por Gabor et al., (2006). Los ensayos se realizaron sobre dos paneles de mampostería de unidades cerámicas huecas reforzados bandas de PRFC y PRFV de 150 mm x 400 mm colocadas ortogonales a la dirección de la carga. Se registró un incremento de la carga de rotura del 54 % y 42 % para el refuerzo de PRFC y PRFV, respectivamente, con respecto a la misma mampostería no reforzada, y una capacidad de deformación axial 3 veces mayor que aquélla. En el panel reforzado con PRFC la falla se produjo en la zona de aplicación de la carga, en tanto que en el espécimen reforzado PRFV la rotura se inició a lo largo de la diagonal comprimida y ello provocó el despegue del compuesto en los extremos de las bandas, y en consecuencia el colapso del muro (Gabor et al, 2006).

Los resultados obtenidos por Valluzzi et al (2002) sobre paneles de unidades

macizas de arcilla reforzados en ambas caras con bandas de PRFC de 12 mm dispuestas ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga, revelaron un comportamiento global menos frágil de la mampostería reforzada. Sin embargo, no se logró un incremento significativo de la resistencia al corte (1.24 veces con respecto a la mampostería no reforzada), atribuible según los autores, a la rotura de los mampuestos en la zona de aplicación de la carga de compresión. Ello provocó la formación de una fisura en toda la longitud de la diagonal comprimida y el desprendimiento y /o ruptura de las bandas de refuerzo. En cuanto a la capacidad de deformación, se produjo un aumento de 1.4 veces con respecto a la misma mampostería sin reforzar (Valluzzi et al, 2002). Los mismos autores (Valluzzi et al, 2002) evaluaron otra configuración de refuerzo, bandas de 12 mm de ancho de PRFC dispuestas en forma de cuadrícula. En este caso no se notó mejora de la capacidad resistente (3% con respecto a la mampostería no reforzada), pero se produjo un tipo de rotura más dúctil, con fisuración distribuida en todo el panel.

Se puede concluir que el refuerzo con bandas ortogonales a la dirección de aplicación de la carga resulta muy efectivo en lo que respecta a incremento de capacidad resistente y de deformación y económicamente más conveniente que el refuerzo total. Esto último queda evidenciado cuando se deben de reforzar muros de dimensiones reales. Es posible, además, encontrar la longitud de anclaje óptima del esquema de refuerzo con bandas, de tal manera de lograr la máxima resistencia con la cantidad mínima de PRFC. A tal efecto, se realizó en este trabajo un estudio numérico paramétrico y para verificar los resultados obtenidos con el mismo, se ensayaron cuatro especímenes pertenecientes al grupo II, MC9Ref, MC10Ref, MC11Ref y MC13Ref, reforzados con bandas ortogonales a la dirección de aplicación de la carga y con longitud variable de la banda central. Los especímenes denominados MC9Ref y MC10Ref fueron reforzados con una longitud de banda central de 640 mm, prácticamente el largo de la diagonal traccionada, el panel MC11Ref se reforzó con un largo de dicha banda igual a las bandas superior e inferior (320 mm) y el MC13Ref con un 60% (400 mm), aproximadamente de la diagonal traccionada. En todos los casos, el ancho de banda se mantuvo constante e igual a 70 mm. En la Figura 4.23 se pueden ver las tres alternativas de refuerzo adoptadas.

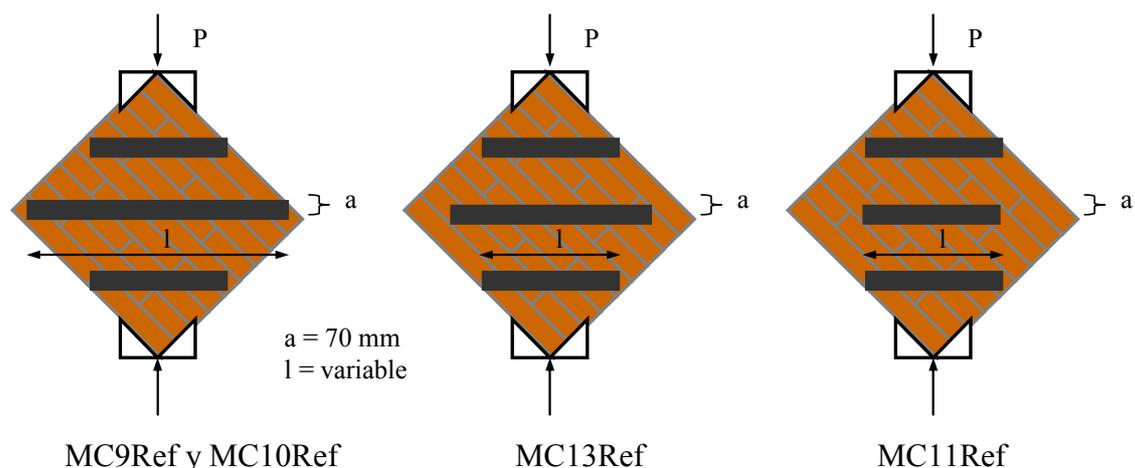


Figura 4.23. Esquemas de refuerzo con bandas de PRFC. Variación de la longitud de anclaje de la banda central.

En general, se puede decir que a mayor longitud de anclaje de la banda central, mayor capacidad resistente. Sin embargo, los valores de carga máxima no difieren en gran medida unos de otros. Esto puede verse claramente en la Figura 4.24, donde se representan las curvas carga-desplazamientos axiales y transversales totales de los especímenes reforzados. El espécimen MC9Ref, falló repentinamente a un valor de carga muy inferior al esperado. En este caso, la falla se produjo por deslizamiento de la junta central de mortero, como resultado del despegue de la banda central de refuerzo, evidenciando una mala adherencia entre aquél y la mampostería. Los demás especímenes tuvieron un tipo de rotura menos frágil, dependiendo de la longitud de anclaje de la banda central, y todos conservaron su monolitismo luego de ocurrida la falla. Se observa mejora en la resistencia y en la capacidad de deformación axial a mayor longitud de banda. Para todas las longitudes de banda se produjo un aumento de rigidez, según se puede apreciar en la Figura 4.24.

En la Figura 4.25 se muestran los tipos de falla. En general, la falla se produjo en forma localizada en la zona de apoyos, con rotura de mampuestos y juntas y en el caso de las bandas de menor longitud de anclaje se observó también rotura de las capas superficiales de mampuestos que provocaron el desprendimiento de las mismas.

En la Tabla 4.12 se reproducen los valores de carga de rotura alcanzados por cada uno de los paneles reforzados, los desplazamientos axiales últimos (δ_l) pues el instrumental de medición en esta dirección se mantuvo hasta finalizado cada uno de los ensayos, los desplazamientos transversales hasta valores cercanos a la carga de rotura

(90 %) (δ_t), y una breve descripción del tipo de falla. También se presenta en la Tabla 4.11 la comparación con el panel MC7 no reforzado.

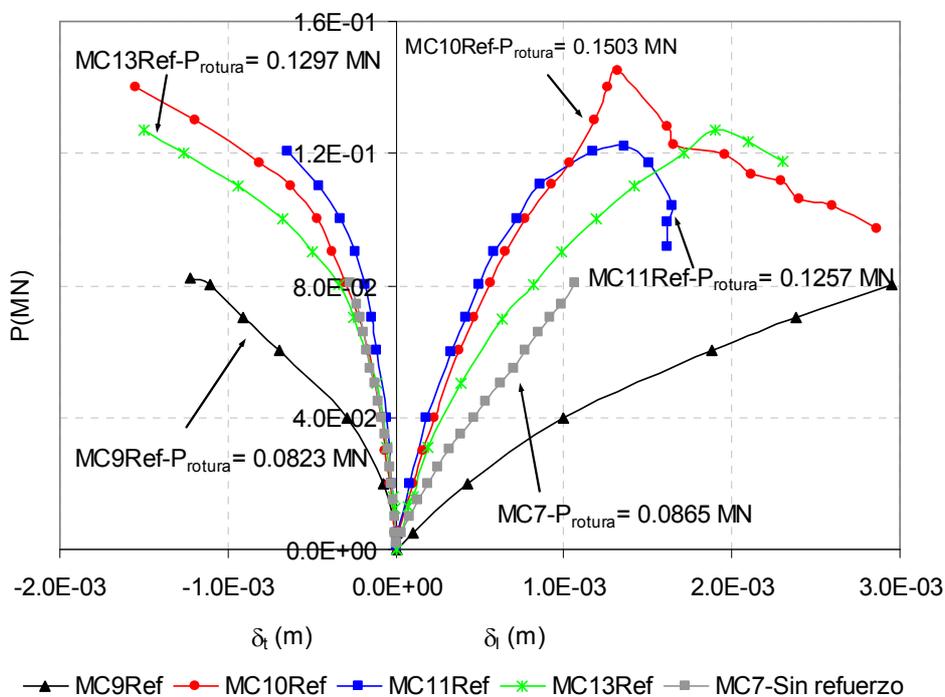


Figura 4.24. Curvas carga-desplazamiento de las diagonales comprimida y traccionada de paneles reforzados con bandas de PRFC. Comparación con espécimen no reforzado.



Figura 4.25. Tipos de rotura.

Tabla 4.12: Resultados experimentales

Espécimen	$P_{rot.}$ (MN)	δ_l (m)	δ_t (m)	Tipo de falla
MC7	0.08650	1.57E-03	3.03E-04	Rotura por tracción diagonal y deslizamiento.
MC9Ref	0.08230	1.58E-03	3.79E-03	Despegue de banda central y deslizamiento de juntas
MC10Ref	0.1503	1.98E-03	3.73E-03	Rotura de mampuesto en zona de apoyo.
MC11Ref	0.1257	8.35E-04	2.05E-03	Rotura localizada de mampuestos y mortero en apoyos. Desprendimiento banda central
MC13Ref	0.1297	1.93E-03	2.96E-03	Rotura localizada de mampuestos y mortero en apoyos. Desprendimiento banda central

En la Tabla 4.12 se puede ver que la longitud de anclaje de la banda central es importante en lo que hace a la capacidad de deformación axial y, sobre todo, transversal. Esto último se notó claramente en los ensayos, donde la rotura fue más repentina para la banda de menor longitud. En lo que hace a la resistencia, la banda de mayor longitud duplicó prácticamente la carga máxima con respecto a un espécimen no reforzado, mientras que no hay mayor diferencia entre las otras dos longitudes de refuerzo. También se debe destacar que es fundamental asegurar una buena adherencia entre la mampostería y la banda de refuerzo pues, de lo contrario y como ocurrió con el espécimen MC9Ref, no se logra ninguna mejora ni en la capacidad resistente ni de deformación, con respecto a la mampostería no reforzada.

4.6.3.4 Ensayos de compresión diagonal sobre muretes de mampostería dañados y reparados con láminas de FRP

Con el objetivo de evaluar la eficiencia del sistema de reparación con PRFC en la recuperación de la capacidad resistente al corte de la mampostería no reforzada, se ensayaron cuatro paneles, tres de 560 x 550 x 125 [mm³] (grupo II), denominados MC7, MC8 y MC12 y uno de 580 x 610 x 130 [mm³], llamado MC3 (grupo I). Los especímenes MC3 y MC7 fueron llevados a rotura, en tanto MC8 y MC12 fueron cargados hasta un 50 % del valor estimado de la carga de rotura. En la Figura 4.26, se muestran dos de los muros, así como también el esquema de instrumentación y el tipo

de rotura de los paneles colapsados.

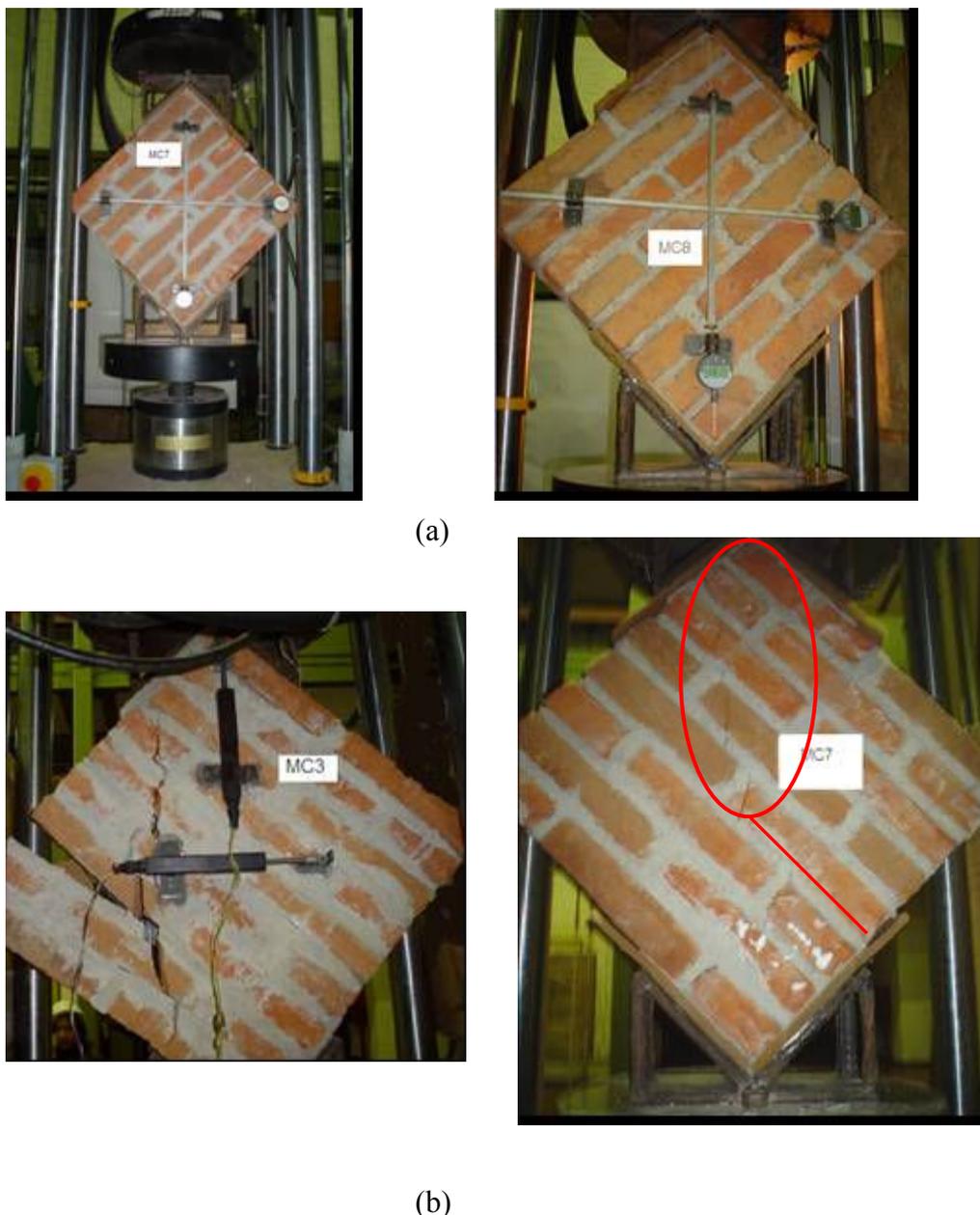


Figura 4.26 (a) Paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla dañados; (b) tipo de falla de muros llevados a rotura.

En todos los especímenes la reparación se hizo con bandas unidireccionales de PRFC de 70 mm de ancho, dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga. Los muros reparados fueron denominados MC3Rep, MC7Rep, MC8Rep y MC12Rep. En la Figura 4.27 se muestra el esquema de reparación del muro MC7, previamente inyectado con lechada de cemento a los efectos de devolverle el monolitismo, al igual que se procedió

con el muro MC3. Se pretendió mínimamente recuperar la capacidad portante de la mampostería.

En el panel MC3 la falla se inició en el apoyo y se propagó a través de juntas y mampuestos. En el caso del muro MC7, la falla ocurrió a lo largo de la diagonal comprimida, observándose también deslizamiento de juntas horizontales de mortero. Los otros dos muros (MC8 y MC12), en los que sólo se alcanzó la mitad de la carga estimada de rotura, no mostraron indicios de daño visible.

Aún cuando es necesaria la realización de un número mayor de ensayos, se puede concluir que la reparación con PRFC dio resultados muy satisfactorios: los paneles totalmente dañados y luego reparados no sólo recuperaron su resistencia inicial, sino que además la superaron en un 30 % aproximadamente. Se observó además una recuperación de la rigidez inicial. Mostraron un tipo de falla frágil que se inició en la zona del apoyo inferior, provocó la rotura de los mampuestos y en consecuencia el despegue de la lámina de compuesto aplicada allí. Con respecto a los muros cargados hasta un 50 % de su capacidad resistente, aumentaron la misma en un 70 %. Registraron un tipo de rotura similar al anterior.



Figura 4.27. Esquema de reparación con bandas unidireccionales de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga.

En la Figura 4.28 se puede ver que todos los paneles presentaron un tipo de falla similar. Finalmente, en la Figura 4.29 se presentan las curvas carga-desplazamiento a lo largo de las diagonales comprimida y traccionada ($P-\delta_c$ y δ_t) de los muros dañados y luego reparados. Los desplazamientos en la dirección de la diagonal comprimida fueron medidos hasta el final de los ensayos. Los muros llevados a rotura y luego reparados (MC3 y MC7) muestran una importante capacidad de deformación, luego de reparados.

En la Tabla 4.13 se presentan los valores de carga máxima alcanzados por dichos especímenes antes y luego de la reparación. En la misma Tabla se hace una breve descripción del tipo de falla. Se puede ver que el método de reparación con bandas de PRFC resulta eficiente en cuanto a la recuperación e incluso mejora de la capacidad portante de la mampostería estudiada.

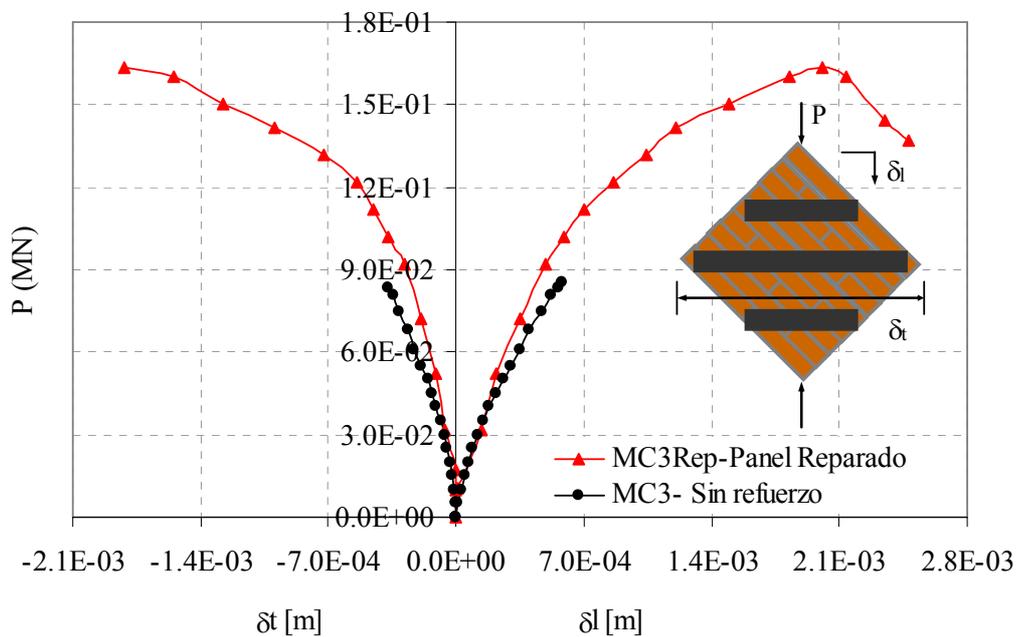


MC7Rep

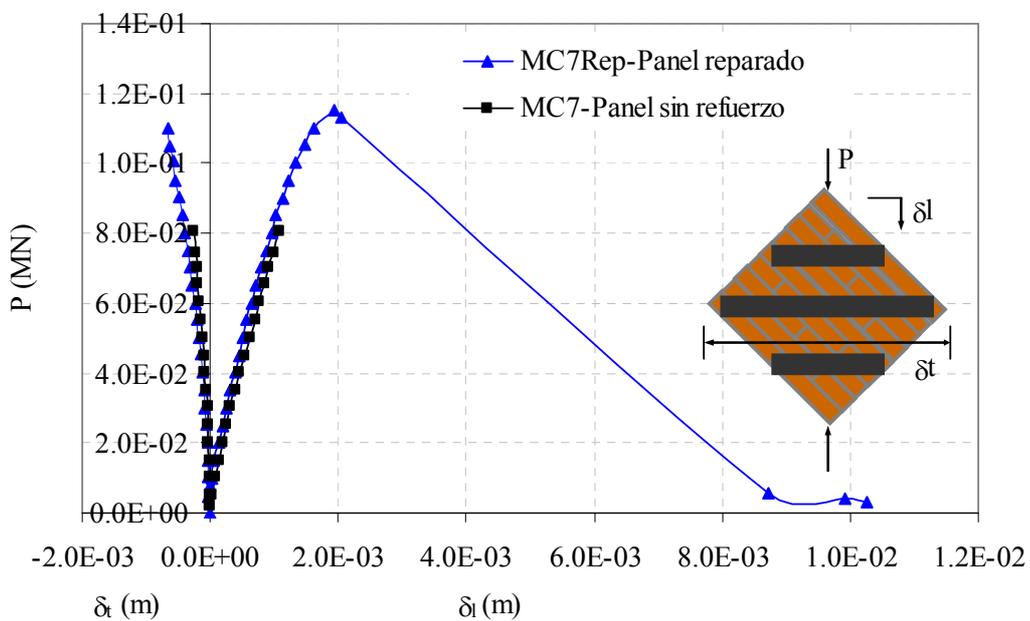


MC8Rep

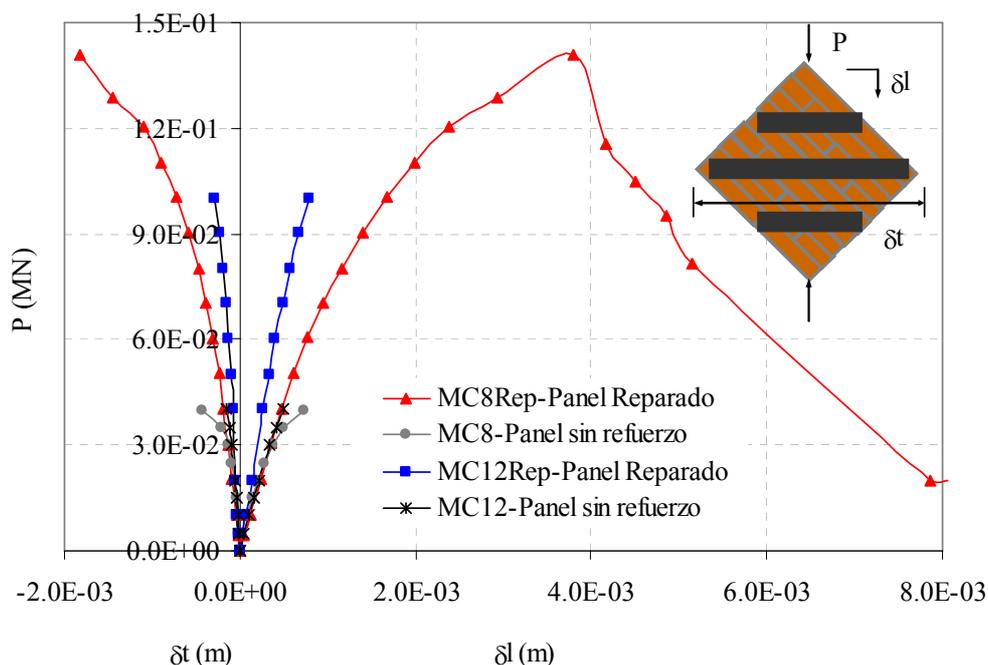
Figura 4.28. Tipos de rotura de paneles reparados ambas caras con bandas unidireccionales de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga.



(a)



(b)



(c)

Figura 4.29. Curvas carga-desplazamiento de las diagonales comprimida y traccionada de paneles dañados y luego reparados con PRFC: a) MC3 y MC3Rep, b) MC7 y MC7Ref, c) MC8 y MC8Ref, MC12 y MC12Rep.

Tabla 4.13: Resultados experimentales.

Espécimen	$P_{m\acute{a}x.}$ (MN)	Tipo de falla
MC3	0.0829	Mixto: rotura de mampuesto y deslizamiento de juntas.
MC7	0.0865	Rotura por tracción diagonal y deslizamiento.
MC8	0.0400	No se llegó a rotura.
MC12	0.0400	No se llegó a rotura.
MC3Rep	0.1701	Rotura de mampuesto en zona de apoyo y desprendimiento de banda de compuesto
MC7Rep	0.1176	Rotura de mampuesto en zona de apoyo y desprendimiento de banda de compuesto
MC8Rep	0.1410	Rotura de mampuesto en zona de apoyo y desprendimiento de banda de compuesto.
MC12Rep	0.1493	Rotura de mampuesto en zona de apoyo y desprendimiento de banda de compuesto.

4.6.4 Ensayos de corte sobre pequeños especímenes

En este punto se analiza el comportamiento de pequeños elementos de mampostería de unidades macizas de arcilla, constituidos por tres mampuestos y juntas de mortero, no reforzados, reforzados, dañados y reparados con bandas de PRFC. Los ensayos fueron realizados bajo carga de compresión monótona creciente en prensa Instron con sistema servohidráulico y control de desplazamientos a una velocidad de 0.004 mm/seg. Para medir el desplazamiento relativo δ del ladrillo central con respecto a los otros dos se utilizaron dos comparadores digitales de rango: 12 mm, y sensibilidad: 0.001 mm dispuestos en ambas caras del espécimen para eliminar de las lecturas posibles rotaciones del mismo. En la Figura 4.30 se presenta el esquema de ensayo e instrumentación de los especímenes.

Se ensayaron dos especímenes sin reforzar, C1 y C2, según el esquema de la Figura 4.30. Luego, dichos especímenes fueron reparados con bandas de 120 x 90 [mm²] y de 100 x 54 [mm²] respectivamente y ensayados a rotura.

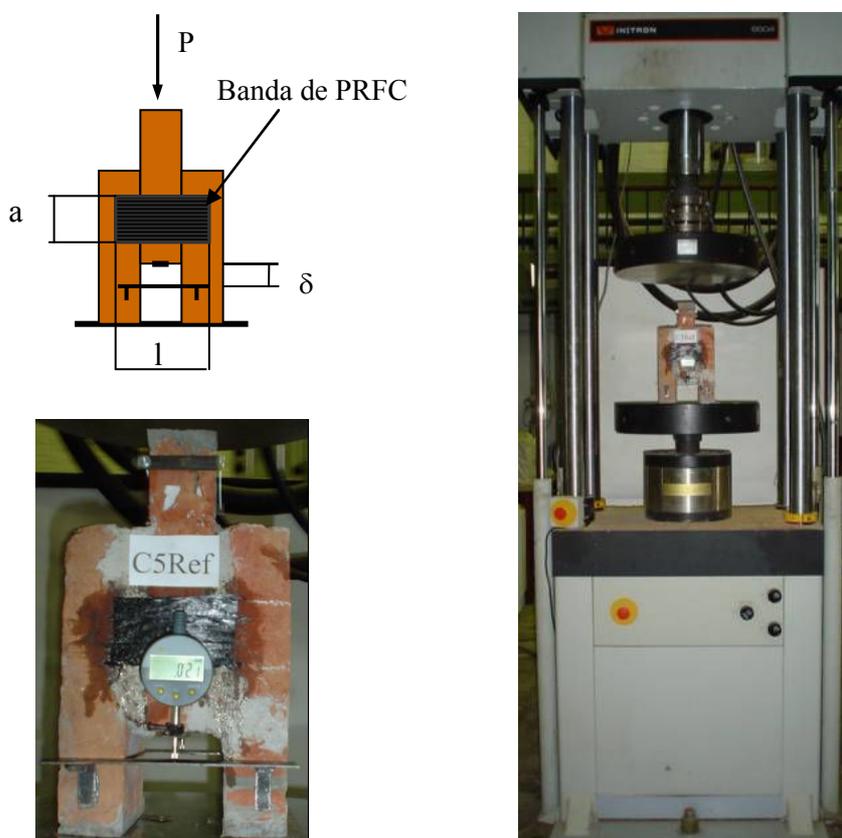


Figura 4.30. Esquema de ensayo e instrumentación.

En la Figura 4.31 se presentan las curvas carga-desplazamiento ($P-\delta$) de las probetas sin reforzar y la comparación con los resultados de los mismos especímenes reparados. En el caso del espécimen reparado con la banda de mayor ancho y longitud se recuperó e incluso incrementó notablemente la capacidad resistente a corte. No ocurrió lo mismo con la probeta C2 reparada con bandas más pequeñas, en la que no se pudo ni siquiera recuperar la capacidad portante. En ambos casos, sin embargo, se observó un aumento significativo de la ductilidad, lo cual se traduce en el tipo de falla. En cuanto a la rigidez, con ninguno de los dos esquemas de reparación utilizados se logró recuperar la rigidez inicial.

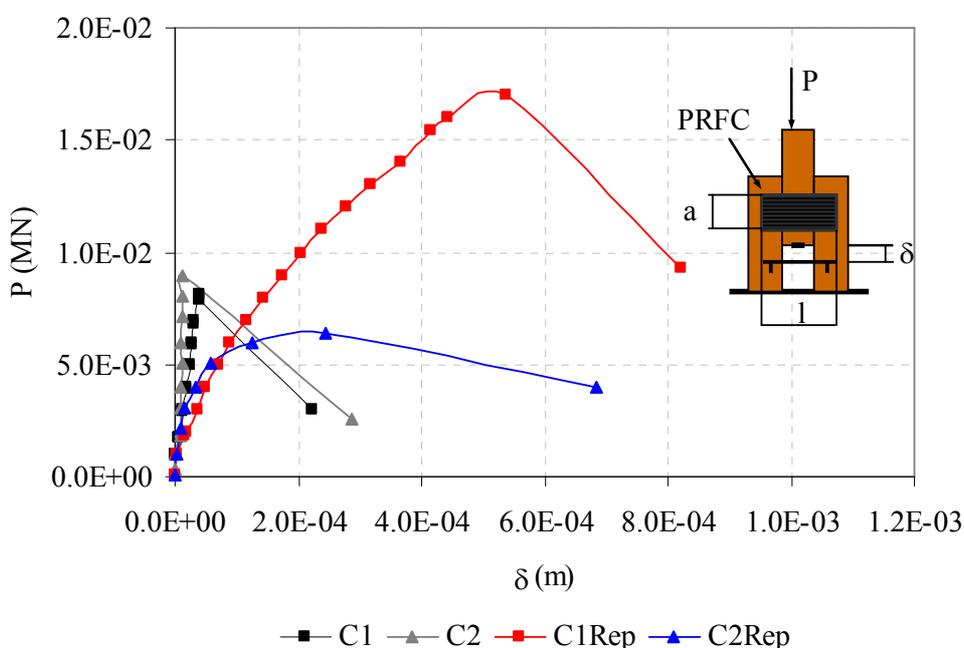


Figura 4.31. Ensayos de carga cuasi-estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, dañados y reparados con bandas de PRFC.

A los efectos de evaluar la mejora en la capacidad resistente y de deformación, así como también analizar el tipo de falla de especímenes reforzados, se ensayaron dos especímenes, C4Ref y C5Ref, reforzados con bandas de 120×90 [mm^2] y de 100×54 [mm^2]. En la Figura 4.32 se presentan las curvas carga-desplazamiento de dichos especímenes reforzados, así como también la comparación con dos elementos ensayados sin refuerzo. Se puede observar que los dos esquemas de refuerzo resultaron efectivos, pues incrementaron significativamente la carga última con respecto a los

especímenes sin refuerzo. Incluso la banda más pequeña prácticamente duplicó la capacidad resistente de los especímenes. sin refuerzo. En ningún caso se notó un aumento de la rigidez. Aún cuando la rigidez de compuesto es muy elevada comparada con la de los mampuestos y el mortero, este resultado es esperable si se tiene en cuenta el reducido espesor de la capa de compuesto que representa alrededor de un 1.5% de ancho total del espécimen reforzado.

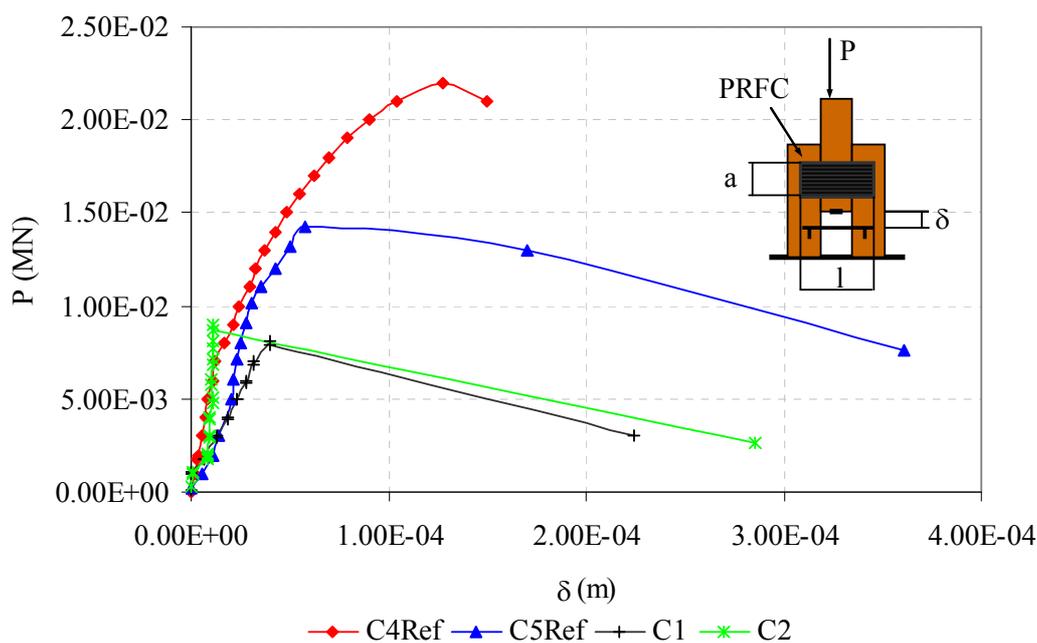


Figura 4.32. Ensayos de carga cuasi-estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, sin refuerzo y reforzados con bandas de PRFC.

Adicionalmente, se ensayaron dos especímenes, CC3 y CC6, bajo carga cuasi-estática cíclica. Sólo en el CC3 se pudo obtener registros de desplazamientos, pues la probeta CC6 tuvo una rotura repentina al comienzo del ensayo. En la Figura 4.33 se representan los cuatro ciclos de carga-descarga a que fue sometida la probeta CC3 y la comparación con un espécimen ensayado a carga cuasiestática. Se observa pérdida importante de resistencia y degradación de la rigidez. Con respecto a esto último Abdou et al. (2004) encontraron que tanto la mampostería de unidades cerámicas huecas como macizas, bajo ciclos de carga-descarga y compresión normal a la junta no experimenta degradación del módulo de corte. Los ensayos se realizaron sobre especímenes

formados por dos ladrillos y una junta de mortero, que fueron sometidos a 5 ciclos de carga-descarga y previamente a diferentes valores de tensión compresión normal a la junta de mortero.

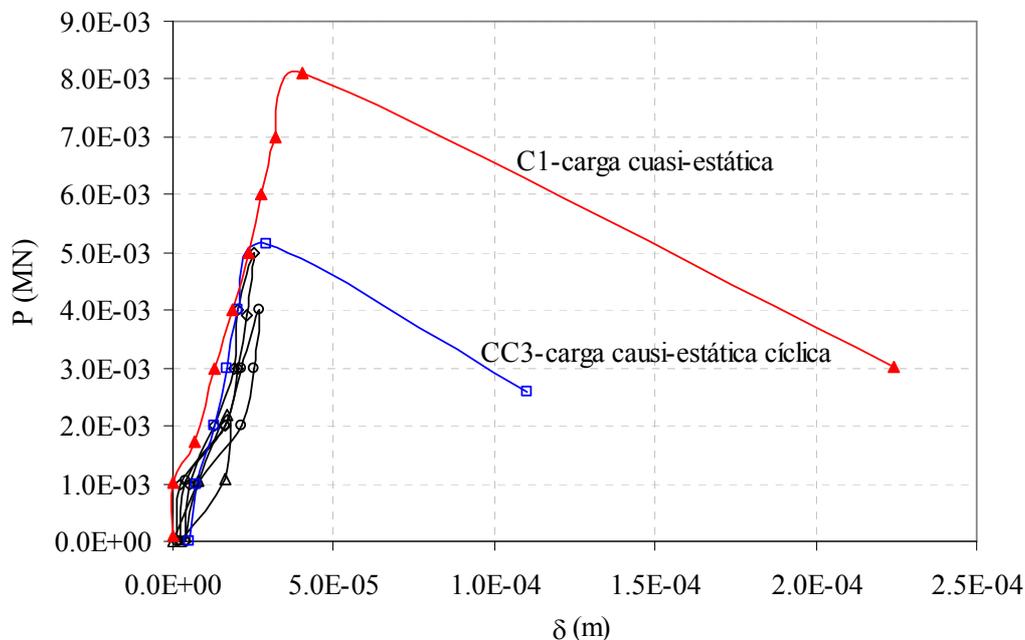
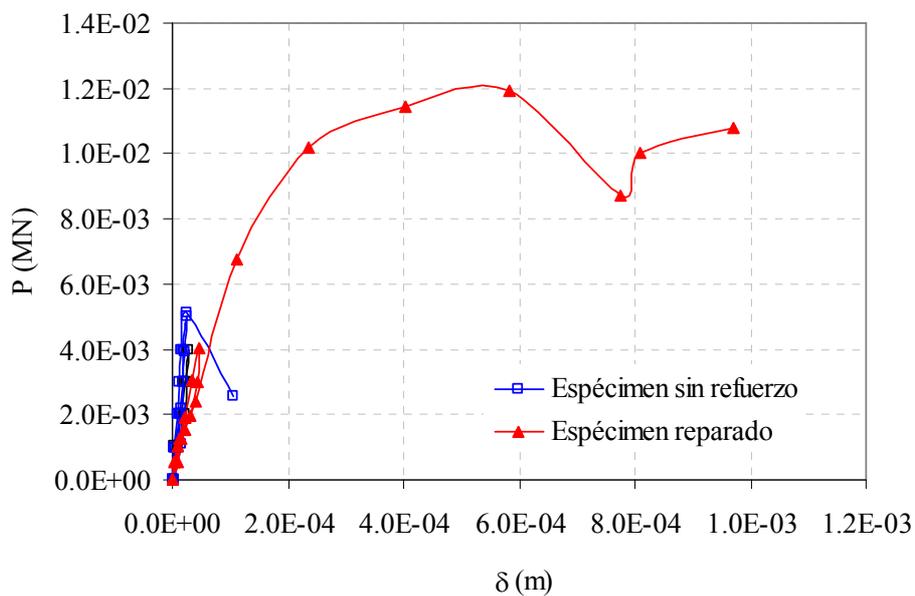
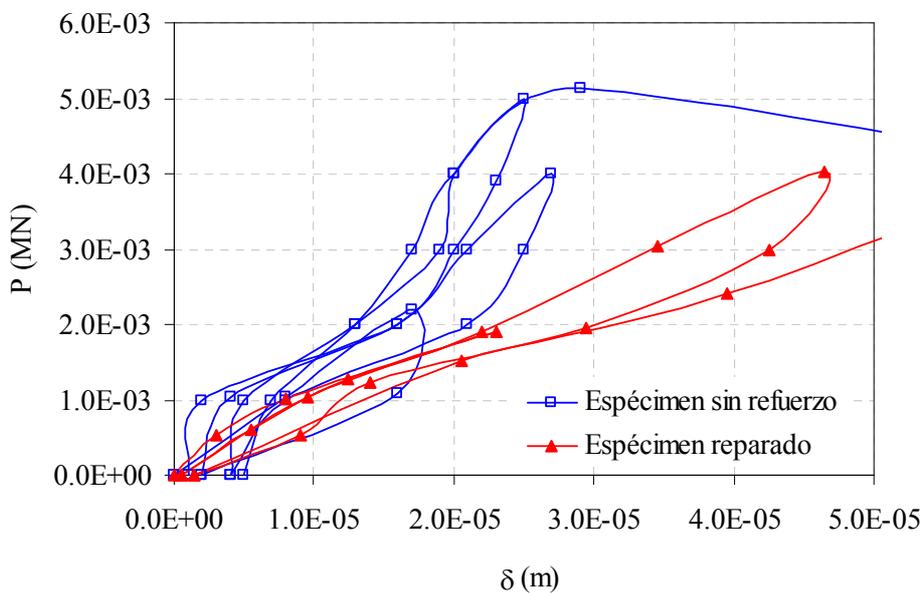


Figura 4.33. Comparación ensayo cíclico y ensayo con carga cuasiestática.

El espécimen CC3 fue luego reparado y sometido nuevamente al mismo tipo de solicitaciones. En este caso, la reparación se hizo con la banda de 120 x 90 [mm²]. En la Figura 4.34 (a) se puede ver la curva carga-desplazamiento (P-δ) de la probeta reparada y la comparación con el mismo espécimen sin refuerzo y/o reparación. Se observa, no sólo una recuperación de la capacidad portante inicial, sino además un incremento importante de la misma y gran ductilidad. La rigidez no resultó incrementada, según se puede ver en la Figura 4.34 (b) donde se presenta un detalle de los ciclos iniciales de carga que no se pueden apreciar en la Figura 4.34 (a).



(a)



(b)

Figura 4.34. Ensayos cíclicos: a) Curva carga-desplazamiento de espécimen dañado y reparado con PRFC; b) Detalle de los primeros ciclos de carga (especimen dañado y reparado)

En general, se observaron dos modos de falla. Los especímenes sin refuerzo tuvieron un tipo de falla muy frágil con deslizamiento repentino de juntas. En el caso de la probeta ensayada a ciclos de carga-descarga la rotura se produjo de la misma manera pero en forma más brusca. El mismo mecanismo de falla se produjo en los especímenes ensayados por Abdoud et al. (2004) a carga cíclica con tensión normal a la junta de mortero, y valores bajos de compresión normal. Para valores altos de dicha sollicitación la falla fue cuasi-frágil con rotura de mampuesto y junta.

Los especímenes reparados y reforzados tuvieron una falla más dúctil que sobrevino al agotarse la capacidad resistente de los mampuestos en la zona de anclaje de la lámina de PRFC. Ello produjo el arrancamiento de las bandas de compuesto, que en general ocurrió en una de las caras. En uno de los elementos reforzados, C5Ref, se produjo, además, el deslizamiento de una de las juntas de mortero. El espécimen, CC3Rep, ensayado a carga cíclica cuasi-estática y luego reparado, presentó un daño mayor, arrancamiento de la lámina de compuesto en la zona de unión con mampuestos y juntas de mortero en ambas caras. En la Figura 4.35 se presentan los tipos de falla de los especímenes sin reforzar y reforzados y/o reparados.

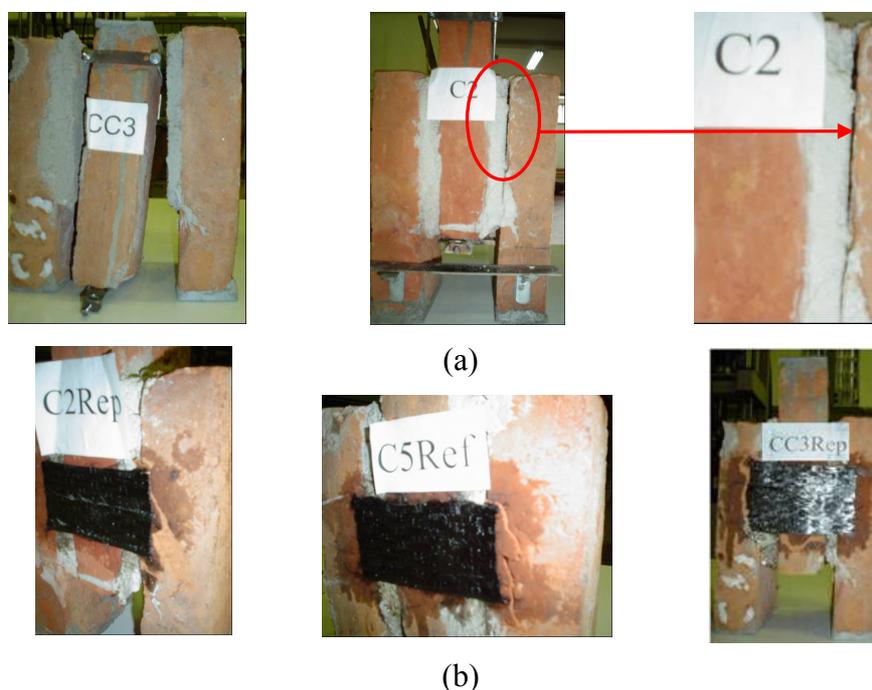


Figura 4.35. Tipos de rotura: (a) Especímenes sin refuerzo y/o reparación, (b) Especímenes reforzados y reparados con bandas PRFC.

Con el propósito de obtener las dimensiones óptimas de las bandas de refuerzo y/o reparación, esto es, lograr una mayor capacidad resistente de los especímenes de mampostería con la menor cantidad posible de PRF, se llevó a cabo un estudio numérico. A partir de los resultados obtenidos de dicho estudio, se realizaron nuevos ensayos de idénticas características a los anteriores sobre especímenes de dimensiones y propiedades materiales similares a los previamente ensayados.

En la Figura 4.36 se presentan las curvas carga-desplazamiento de dos probetas, C6Ref y C7Ref; reforzadas con bandas de $140 \times 80 \text{ [mm}^2\text{]}$ en ambas caras. En la misma gráfica se representan también las curvas carga-desplazamiento de dos especímenes ensayados sin refuerzo, C8 y C9. Se puede observar que las dimensiones de las bandas resultaron efectivas en lo que respecta al aumento de la carga última, más si se tiene en cuenta la baja capacidad resistente de los elementos sin refuerzo. En cuanto a la rigidez, no se notó aumento de la misma.

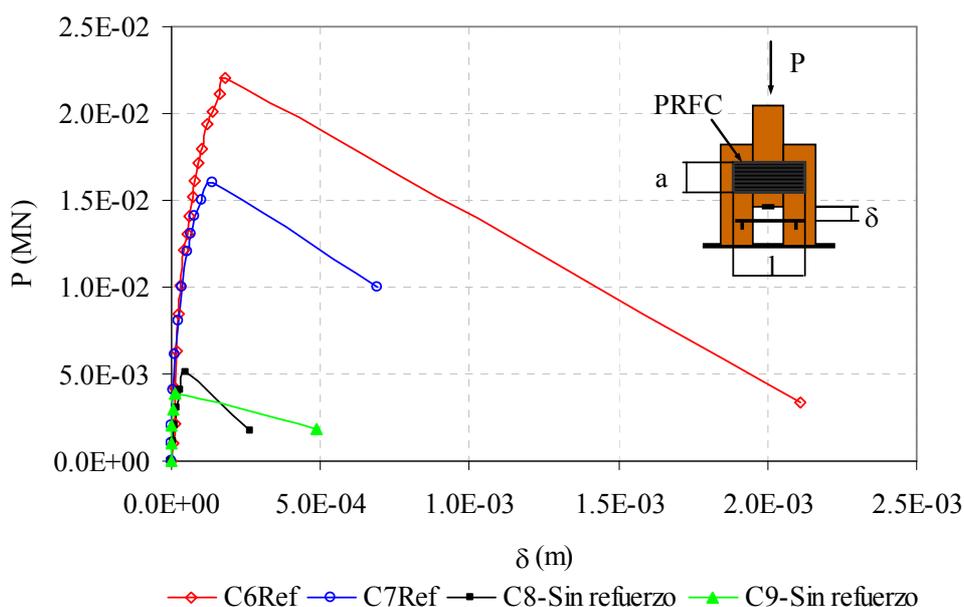


Figura 4.36. Ensayos de carga cuasi-estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, sin refuerzo y reforzados con bandas de PRFC.

Los especímenes ensayados sin refuerzo, fueron luego reparados con las bandas de $140 \times 80 \text{ [mm}^2\text{]}$ en ambas caras y ensayados nuevamente a rotura. Los resultados experimentales fueron coincidentes con los valores obtenidos del estudio numérico que predecía el doble de la resistencia última con respecto a las probetas sin refuerzo. En la Figura 4.37 se pueden ver las curvas carga-desplazamiento de los especímenes sin

refuerzo y la comparación con los mismos elementos reparados. No se observa recuperación de la rigidez inicial, si una gran capacidad de deformación, especialmente en el espécimen C9Rep.

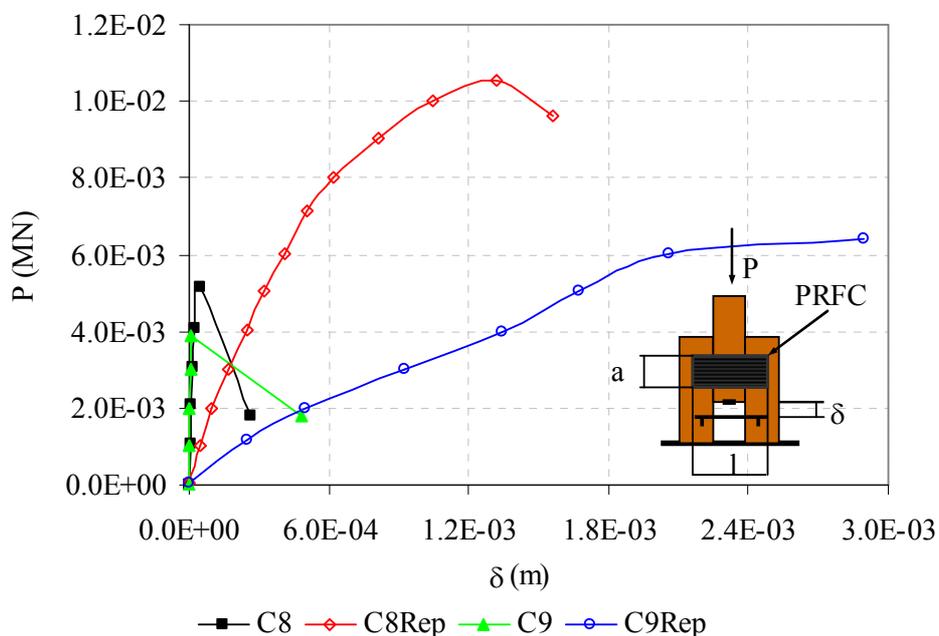


Figura 4.37. Ensayos de carga cuasi-estática sobre especímenes de unidades macizas de arcilla, dañados y reparados con bandas de PRFC.

En la Figura 4.38 se presentan los tipos de falla de los especímenes reforzados y/o reparados. Se observó nuevamente falla frágil y repentina con deslizamiento de una o ambas juntas de mortero, en los elementos sin refuerzo y falla por rotura de mampuestos en los especímenes reforzados y reparados, con aumento de la capacidad de deformación.



Figura 4.38. Tipos de rotura: (a) Espécimen reforzado, (b) Espécimen reparado con bandas PRFC.

Finalmente en la Tabla 4.14 se pueden ver los valores de carga, resistencia a corte o cohesión de la junta, desplazamiento máximo y desplazamiento correspondiente al máximo valor de carga alcanzado, de cada uno de los especímenes ensayados.

Tabla 4.14: Resultados experimentales

Espécimen	Esquema de refuerzo y/o reparación	$P_{\text{máx.}}$ (MN)	Resistencia a corte (MPa)	$\delta [P_{\text{máx.}}]$ (m)	$\delta_{\text{máx.}}$ (m)
C1	Sin refuerzo	0.00897	0.20	4.00E-05	2.24E-04
C2		0.00999	0.23	1.10E-05	2.86E-04
CC3		0.00514	0.18	2.50E-05	1.06E-04
C8		0.00518	0.12	4.9 E-05	2.64E-04
C9		0.00393	0.09	1.0E-05	4.85E-04
C1Rep	Reparado con bandas de 120 x 90 [mm ²]	0.01752	0.30	5.37E-04	8.20E-04
C2Rep	Reparado con bandas de 100 x 50 [mm ²]	0.00651	0.15	3.23E-04	7.03E-04
CC3Rep	Reparado con bandas de 120 x 90 [mm ²]	0.01200	0.27	4.78E-04	5.38E-04
C8Rep	Reparado con bandas de 140 x 80 [mm ²]	0.01053	0.23	1.32E-03	1.60E-03
C9Rep	Reparado con bandas de 140 x 80 [mm ²]	0.00671	0.15	2.06E-03	2.90E-03
C4Ref	Reforzado con bandas de 120 x 90 [mm ²]	0.02267	0.55	1.28E-04	1.50E-04
C5Ref	Reforzado con bandas de 100 x 54 [mm ²]	0.01496	0.35	4.90E-05	4.19E-04
C6Ref	Reparado con bandas de 140 x 80 [mm ²]	0.02300	0.52	1.80E-04	2.11E-03
C7Ref	Reparado con bandas de 140 x 80 [mm ²]	0.01610	0.37	1.37E-04	6.90E-04

De la Tabla 4.6 se puede ver una gran variabilidad de valores de resistencia última de los especímenes sin refuerzo y/o reparación, aún cuando fueron construidos con materiales de geometría y propiedades mecánicas muy similares. Por lo tanto en el caso de las probetas C8 y C9, se destaca la influencia de la mano de obra en mala adherencia junta-mampuesto que determinó una baja capacidad resistente de las mismas.

En general, se puede decir que ante sollicitaciones de corte, el sistema de refuerzo y/o reparación con PRFC mejora el comportamiento de los elementos de mampostería estudiados en este apartado. Incrementa la capacidad resistente y de deformación. La falla frágil y repentina de la mampostería simple, se transforma en una rotura dúctil. En el caso de reparación de especímenes dañados, la longitud de las bandas de PRFC es decisiva en la resistencia y deformación máximas alcanzadas. Al respecto, se obtiene un incremento de la resistencia a corte del 50, 92 y 67 %, para los especímenes C1Rep, C8Rep y C9Rep, respectivamente, con respecto a los mismos elementos sin reparar. Por otro lado la capacidad de deformación de los especímenes C1Rep, C8Rep y C9Rep, aumenta 4 y 6 veces con relación a los mismos elementos no reparados. Eshani et al. (1997) encontraron también una mejora significativa en la capacidad resistente y ductilidad de elementos de mampostería reparados con PRFV. La diferencia con el estudio que se presenta en esta tesis, es que en los ensayos de Eshani et al. (1997) no se tuvo en cuenta la contribución del mortero en la resistencia a corte, pues la junta se reemplazó por tablillas de madera. Si bien se trata de un enfoque conservador, sus autores pretendieron probar la eficiencia de la técnica de reparación con PRF cuando la junta tiene resistencia cero. No se hicieron comparaciones con especímenes de mampostería no reforzados y/o reparados llevados a rotura. Las variables de estudio consideradas fueron: diferentes densidades del tejido de fibra de vidrio (339, 406 y 610 gm/m²), orientación del ángulo de la fibra con respecto al plano de carga (45° y 90°) y longitud de anclaje de la banda de PRFV (203 y 140 mm). El aumento de la densidad del compuesto produjo disminución de la rigidez, pues en la medida que en que aquella se incrementa, se hace más difícil la penetración de la resina epoxy en todo el tejido. Como consecuencia de ello no se logra una buena adherencia con los mampuestos y la falla ocurre por despegue de la banda de compuesto. Al igual que lo determinado en esta Tesis, se observó que una mayor longitud de anclaje mejora la resistencia. La orientación del ángulo de la fibra de 45° aumenta la rigidez, con respecto al ángulo de

90°. Para esta última orientación la respuesta es no lineal, pues las fibras resultan sometidas a corte. Sin embargo la orientación de 90°, da como resultado un tipo de falla más dúctil, tal cual lo observado en los ensayos que se muestran en esta tesis.

En cuanto a los elementos reforzados y siguiendo con la observación de la Tabla 4.14, también la longitud del refuerzo es muy importante, fundamentalmente en el valor de resistencia última. Para bandas de 100 x 54 [mm²], 120 x 90 [mm²] y 140 x 80 [mm²], la resistencia a corte aumenta 1.63, 2.55 y 4.20 veces, respectivamente, con respecto a la elementos sin reforzar.

CAPÍTULO 5

MODELACIÓN NUMÉRICA

5.1 INTRODUCCIÓN

El objetivo de la modelación numérica que se presenta en este capítulo es lograr poner a punto una herramienta computacional que pueda ser utilizada para el diseño de refuerzo y/o reparación de muros de mampostería de ladrillos cerámicos macizos con materiales compuestos poliméricos con fibras. Una vez calibrada la herramienta numérica con los resultados experimentales, se realizan con la misma, estudios paramétricos y aplicaciones a elementos reales que respaldan las recomendaciones de diseño de esta tesis.

La simulación numérica se hizo utilizando, en la mayoría de los casos, un programa de elementos finitos dinámico no lineal en dos dimensiones y pequeñas deformaciones.

Sin embargo, se incluyen también algunas verificaciones en tres dimensiones que permiten modelar efectos de despegue de las láminas de material compuesto.

En el Apéndice I se describe sintéticamente la implementación numérica de los modelos utilizados cuya descripción y calibración se describen en detalle en este capítulo.

5.2 HIPÓTESIS DE LOS MODELOS NUMÉRICOS.

Todos los modelos fueron resueltos en el marco de la Mecánica de los Medios Continuos, utilizando modelos de continuos en los que la fisuración o fractura se consideran de manera distribuidas.

En todos los casos se trató el problema en pequeñas deformaciones. Por tratarse de un material frágil, la mampostería se fractura antes de alcanzar grandes deformaciones. Por otro lado, el compuesto puede llegar a experimentar grandes deformaciones que le conduzcan a un alineamiento de las fibras en la dirección de la carga. Sin embargo, en este caso, cuando se usa como material de reparación y/o refuerzo de mampostería de ladrillos cerámicos, son fundamentalmente los ladrillos los encargados de transmitirle la carga y, antes de que el material compuesto pueda experimentar grandes deformaciones, se despegue de la mampostería y deja de recibir cargas.

5.3 MODELOS PARA LADRILLOS CERÁMICOS MACIZOS Y MORTERO

Si bien se trata de materiales diferentes con distintas propiedades mecánicas, tanto los ladrillos cerámicos como el mortero son materiales friccionales, es decir que su comportamiento está influenciado por la presión hidrostática. Por otro lado, se trata de materiales aproximadamente isótropos, sin embargo, su disposición en la mampostería hace que si se quiere evitar tener en cuenta explícitamente la interfaz entre los mismos se deba considerar a los mismos como ortótropos. Esto permite, por ejemplo, tener en cuenta la menor resistencia a tracción del mortero en la dirección perpendicular a la junta que en la dirección paralela a la misma para simular la baja adhesión entre mortero y ladrillo.

El modelo que se describe a continuación es un modelo de elastoplástico con daño general, para materiales ortótropos y, de acuerdo a los parámetros que se le introduzcan, puede ser utilizado para los ladrillos, para el mortero o incluso para mampostería, si se la considera como un material homogéneo equivalente mediante un macromodelo. Este

mismo modelo puede usarse también como macro-modelo para simular el comportamiento de los materiales compuestos como materiales homogéneos ortótropos.

5.3.1 Modelo de plasticidad acoplada con daño para materiales isótropos

5.3.1.1 Introducción

Como se explica en el punto 5.3.2. para el modelo ortótropo utilizado en esta Tesis se debe definir un modelo isótropo. Se utiliza, para ello, un modelo de plasticidad acoplada con daño modificado y adaptado (Luccioni y Rougier 2006), (Rougier y Luccioni 2007) que permite simular el comportamiento de materiales friccionales del tipo del hormigón sometido a altos niveles de confinamiento.

Cuando estos materiales son sometidos a estados de compresión triaxial afectados por diferentes tipos de confinamiento, experimentan un incremento en resistencia y capacidad de deformación. La simulación de este comportamiento es compleja y, si bien en los años recientes se ha incrementado su estudio, la información existente es limitada y la mayor parte de las investigaciones realizadas están basadas en trabajos experimentales. La mayoría de los modelos elastoplásticos utilizados actualmente para hormigón no son capaces de simular correctamente este comportamiento, puesto que tienden a sobrestimar la resistencia última.

El modelo utilizado permite reproducir el comportamiento de elementos estructurales confinados. Esto se logra modificando la variable de endurecimiento y adoptando una función de fluencia de segundo grado en las componentes del tensor de tensiones. Con dichas modificaciones se pueden obtener resultados numéricos más próximos a los valores experimentales.

El modelo está basado en el modelo de daño y plasticidad acoplado (Luccioni et al. 1996) al que se le introduce una modificación en el criterio de fluencia de Lubliner-Oller (Oller et al 1988) y cambios sobre la variable de endurecimiento.

Este modelo resuelve simultáneamente el problema plástico, caracterizado por las deformaciones permanentes, con el de daño, caracterizado por la degradación de rigidez. Las condiciones de consistencia plástica y de daño se satisfacen simultáneamente en cada etapa de carga. De esta forma, utilizando variables de daño relacionadas con la disipación de energía en cada uno de los procesos, se logra una correcta disipación de energía del proceso global.

Es un modelo termodinámicamente consistente y deriva de una generalización de la

teoría clásica de la plasticidad (Oller, 1988; Lubliner, 1990) y de la teoría de daño isótropo de Kachanov. Como marco matemático se usa la teoría de la plasticidad.

La adopción de una función de fluencia de segundo grado en las componentes del tensor de tensiones, obtenida a partir de una modificación del criterio de fluencia de Lubliner- Oller (Oller et al 1988), permite alcanzar valores de resistencia última muy próximos a los resultados obtenidos experimentalmente.

5.3.1.2 Bases termodinámicas

Este modelo está basado en la hipótesis de elasticidad desacoplada según la cual la densidad de energía libre total Ψ se puede suponer formada por dos partes independientes: una parte elástica Ψ^e y una parte plástica Ψ^p , correspondientes a los procesos elástico y plástico respectivamente.

$$\Psi(\varepsilon_{ij}^e, \alpha_i, d) = \Psi^e(\varepsilon_{ij}^e, d) + \Psi^p(\kappa^p) \quad (5.1)$$

Para pequeñas deformaciones y problemas térmicamente estables, la parte elástica de la energía libre se escribe como una función cuadrática:

$$\Psi^e(\varepsilon_{ij}^e; \beta) = \frac{1}{2} [\varepsilon_{ij}^e C_{ijkl}^s(\beta) \varepsilon_{kl}^e] \quad (5.2)$$

Donde $C_{ijkl}^s(d)$ es el tensor constitutivo secante afectado por el daño y $0 \leq d \leq d_c$ es la variable de daño escalar y Ψ^o representa la energía libre elástica del material no dañado. La tensión resulta:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi^e}{\partial \varepsilon_{ij}^e} = (1-d) \frac{\partial \Psi^o}{\partial \varepsilon_{ij}^e} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e = (1-d) C_{ijkl}^o \varepsilon_{kl}^e \quad C_{ijkl} = (1-d) C_{ijkl}^o \quad (5.3)$$

La disipación mecánica resulta:

$$\dot{E}_m = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p - \frac{\partial \Psi^p}{\partial \kappa^p} \dot{\kappa}^p - \frac{\partial \Psi^e}{\partial d} \dot{d} \geq 0 \quad (5.4)$$

5.3.1.3 Proceso plástico

El proceso plástico se describe a partir de una generalización de la teoría de la plasticidad clásica que permite tener en cuenta algunos aspectos del comportamiento de geomateriales.

El límite del comportamiento elástico se describe a través de una función de fluencia:

$$F^p(\sigma_{ij}; \alpha_k) = f^p(\sigma_{ij}) - K^p(\sigma_{ij}; \alpha_k) \leq 0 \quad (5.5)$$

donde $f^p(\sigma_{ij})$ es la tensión equivalente definida en el espacio de tensiones que puede tomar la forma de cualquiera de las funciones de fluencia de la plasticidad clásica (Tresca, Von Mises, Mohr Coulomb, Drucker Prager, etc.). En esta Tesis se adoptan criterios de fluencia o discontinuidad adecuados para ladrillos cerámicos o mortero.

$K(\sigma_{ij}; \alpha_k)$ es el umbral de fluencia y κ^p es la variable de daño plástico o variable de endurecimiento isótropo.

Se definen las siguientes reglas de evolución para las deformaciones plásticas y la variable de daño plástico:

$$\dot{\varepsilon}_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial G(\sigma_{mn}; \kappa^p)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5.6)$$

$$\dot{\alpha}_k = \dot{\lambda} H_k(\sigma_{ij}; \alpha_m) = \dot{\lambda} (h_k)_{ij} \frac{\partial G(\sigma_{mn}; \alpha_l)}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5.7)$$

donde $\dot{\lambda}$ es el factor de consistencia plástica, G la función de potencial y $(h_k)_{ij}$ es un tensor que define la evolución de la variable de endurecimiento plástico.

La variable de endurecimiento plástico κ^p se obtiene normalizando la energía disipada en el proceso plástico a la unidad y varía entre 0 para el material virgen y 1 cuando se ha disipado plásticamente la totalidad de la energía que el material es capaz de disipar de esta forma. La regla de evolución de la variable de endurecimiento plástico tiene en cuenta el comportamiento diferenciado en tracción y compresión y permite simular adecuadamente la disipación de energía en compresión triaxial de materiales como el mortero o los ladrillos cerámicos:

$$\dot{\kappa}^p = \left[\frac{r}{g_f^{*p}} + \frac{(1-r)}{g_c^{*p}} \right] \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij}^p \quad (5.8)$$

Donde:

$$r = \frac{\sum_{i=1}^3 \langle \sigma_i \rangle}{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|} \quad \langle \sigma_i \rangle = \frac{1}{2} [\sigma_i + |\sigma_i|] \quad (5.9)$$

σ_i : son las tensiones principales

$$g_f^{*p} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R^{op}}{f^p(\sigma_{ij})} \right)^{1+H(-r)} \quad g_f^p \quad g_c^{*p} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|}{f^p(\sigma_{ij})} \right)^{1+H(-r)} \quad g_c^p \quad (5.10)$$

$$H(-r) \begin{cases} = 0 & \text{si } r > 0 \\ = 1 & \text{si } r \leq 0 \end{cases}$$

R^{op} es la relación entre los umbrales de fluencia en compresión uniaxial y en tracción uniaxial, g_f^p y g_c^p son las máximas densidades de energía disipadas por el proceso plástico en tracción uniaxial y compresión uniaxial respectivamente.

En el caso de un proceso termodinámico sin daño, estas energías pueden ser evaluadas como:

$$g_f^p = \frac{G_f}{l_c} \quad \text{y} \quad g_c^p = \frac{G_c}{l_c} \quad (5.11)$$

Donde G_f y G_c son las energías de fractura y aplastamiento respectivamente y l_c es un parámetro externo que depende del tamaño característico de la malla de elementos finitos y se introduce para obtener objetividad de la respuesta del sólido respecto del tamaño de la malla.

Se utiliza la siguiente regla de evolución para el umbral de fluencia equivalente:

$$K^p(\sigma_{ij}, \kappa^p) = r R^{op} \sigma_i(\kappa^p) + (1-r) \sigma_c(\kappa^p) \quad (5.12)$$

Donde $\sigma_i(\kappa^p)$ and $\sigma_c(\kappa^p)$ representan la evolución de los umbrales de fluencia en ensayos de tracción y compresión uniaxial respectivamente.

Las condiciones de carga / descarga se derivan de las relaciones de Kuhn-Tucker formuladas para problemas con restricciones unilaterales:

$$\dot{\lambda} \geq 0 \quad F^p \leq 0 \quad \dot{\lambda} F^p = 0 \quad (5.13)$$

5.3.1.4 Proceso de daño

El umbral de daño se describe a través de una función de daño de la siguiente forma:

$$F^d = f^d(\sigma_{ij}) - K^d(\sigma_{ij}; \kappa^d) \leq 0 \quad (5.14)$$

donde $f^d(\sigma_{ij})$ es la tensión equivalente definida en el espacio de tensiones $K^d(\sigma_{ij}, \kappa^d)$ es el umbral de daño equivalente y κ^d es la variable de endurecimiento de daño.

La tensión equivalente $f^d(\sigma_{ij})$ puede ser evaluada utilizando funciones conocidas de la teoría de la plasticidad (Tresca, Von-Mises, Mohr-Coulomb o Drucker-Prager) o cualquier otra función especialmente desarrollada para daño. Lo mismo que en el caso de la función de fluencia, para el caso de los ladrillos cerámicos y el mortero se deben utilizar funciones que tengan en cuenta la diferencia de comportamiento en tracción y compresión.

La variable de endurecimiento en daño varía entre 0, para el material virgen, a 1, para el material completamente dañado. Se obtiene normalizando la energía disipada por daño a la unidad.

$$\dot{\kappa}^d = \left[\frac{r}{g_f^{*d}} + \frac{(1-r)}{g_c^{*d}} \right] \Psi^o \dot{d} \quad (5.15)$$

$$g_f^{*d} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i| R^{od}}{f^d} \right)^{1+H(-r)} g_f^d \quad ; \quad g_c^{*d} = \left(\frac{\sum_{i=1}^3 |\sigma_i|}{f^d} \right)^{1+H(-r)} g_c^d \quad (5.16)$$

R^{od} es la relación entre los umbrales de daño en compresión uniaxial y tracción uniaxial, g_f^d y g_c^d son las máximas densidades de energía disipadas por daño en tracción uniaxial y compresión uniaxial respectivamente.

Se propone la siguiente ecuación para el umbral de daño equivalente:

$$K^d(\sigma_{ij}, \kappa^d) = r \sigma_t(\kappa^d) + (1-r) \sigma_c(\kappa^d) \quad (5.17)$$

donde $\sigma_t(\kappa^d)$ y $\sigma_c(\kappa^d)$ representan la evolución de los umbrales de daño en ensayos de compresión y tracción uniaxial respectivamente.

Las condiciones de carga / descarga se derivan de las relaciones de Khun-Tucker y resultan análogas a las correspondientes al proceso plástico:

$$\dot{d} \geq 0 \quad F^d \leq 0 \quad \dot{d}F^d = 0 \quad (5.18)$$

5.3.1.5 Plasticidad y daño acoplados

La evolución de las deformaciones plásticas y del daño se obtiene de la solución simultánea de las siguientes ecuaciones denominadas condiciones de consistencia de problema:

$$\begin{cases} \dot{F}^p = 0 \\ \dot{F}^d = 0 \end{cases} \quad (5.19)$$

Las ecuaciones (5.19) son dos ecuaciones lineales en $\dot{\lambda}$ y \dot{d} que pueden ser fácilmente resueltas.

La ley constitutiva secante se puede escribir como sigue:

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi^e}{\partial \varepsilon_{ij}^e} = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}^e = (1-d) C_{ijkl}^o (\varepsilon_{kl} - \varepsilon_{kl}^p) \quad (5.20)$$

La ley constitutiva tangente puede obtenerse derivando la ecuación (5.20) e incorporando los valores de $\dot{\lambda}$ y \dot{d} obtenidos de la solución simultánea de las ecuaciones (5.19) y resulta:

$$\dot{\sigma}_{ij} = C_{ijkl}^t \dot{\varepsilon}_{kl} \quad (5.21)$$

Donde:

$$C_{ijkl}^t = C_{ijkl}^e - \frac{C_{ijrs}^s \frac{\partial G}{\partial \sigma_{rs}} \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnkl}^s}{-\frac{\partial F^p}{\partial \alpha_p} (h_p)_{tu} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{tu}} + \frac{\partial F}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnrs}^s \frac{\partial G}{\partial \sigma_{rs}}} \quad (5.22)$$

$$C_{ijkl}^e = C_{ijkl}$$

$$\frac{\bar{\sigma}_{ij} \left[\frac{\partial F^d}{\partial \sigma_{tu}} \left(-\frac{\partial F^p}{\partial \kappa^p} (h_p)_{mn} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{mn}} + \frac{\partial F^p}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnrs}^s \frac{\partial G}{\partial \sigma_{rs}} \right) - \left(\frac{\partial F^d}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnrs}^s \frac{\partial G}{\partial \sigma_{rs}} \right) \frac{\partial F^p}{\partial \sigma_{tu}} \right] C_{tukl}}{\left(-\frac{\partial F^p}{\partial \kappa^p} (h_{\kappa^p})_{mn} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{mn}} + \frac{\partial F^p}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnrs}^s \frac{\partial G}{\partial \sigma_{rs}} \right) \left(-\frac{\partial F^d}{\partial \kappa^d} h_{\kappa^d} + \frac{\partial F^d}{\partial \sigma_{tu}} \bar{\sigma}_{tu} \right) - \left(\frac{\partial F^p}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnrs}^s \frac{\partial G}{\partial \sigma_{rs}} \right) \frac{\partial F^p}{\partial \sigma_{tu}} \bar{\sigma}_{tu}} \quad (5.23)$$

5.3.2. Consideración de la anisotropía

5.3.2.1 Introducción

Los modelos constitutivos desarrollados para la simulación del comportamiento de materiales simples isótropos no resultan apropiados para el análisis de materiales compuestos, fundamentalmente por la fuerte anisotropía de estos materiales.

Existen diversas formulaciones para materiales anisótropos que presentan una respuesta constitutiva no lineal, pero en general estas teorías se basan en formular funciones umbral de fluencia y potencial plástico anisótropas; lo que obliga a desarrollar nuevos procedimientos para integrar la ecuación constitutiva.

La formulación anisótropa (Oller et al, 1995) que se presenta en esta sección, llamada teoría isótropa mapeada para materiales no proporcionales, se basa en transportar, desde un espacio real anisótropo a otro espacio ficticio isótropo, todos los parámetros constitutivos del material y su estado tensional y deformacional. Una vez allí, se utiliza un modelo constitutivo isótropo junto a todas las técnicas y procedimientos desarrollados para ecuaciones constitutivas isótropas. Los dos espacios, real y ficticio, están relacionados mediante dos tensores de transformación de cuarto orden, el tensor de mapeo de tensiones y el tensor de mapeo de deformaciones, que contienen toda la información sobre la anisotropía del material. Los parámetros materiales incluidos en estos tensores pueden ser adecuadamente definidos mediante ensayos experimentales.

5.3.2.2 Funciones de fluencia y potencial

El modelo parte de la hipótesis de que existen dos espacios (Betten, 1988; Luccioni et al. 1995): a) un espacio anisótropo real y b) un espacio ficticio isótropo. El problema se resuelve en el espacio isótropo ficticio lo que permite utilizar modelos elastoplásticos y de daño desarrollados para materiales isótropos.

Los tensores de tensión en ambos espacios están relacionados mediante una transformación del tipo:

$$\tau_{ij} = A_{ijkl}(\sigma_{ij}, \kappa^p) \sigma_{kl} \quad (5.24)$$

donde τ_{ij} y σ_{kl} son los tensores de tensión en los espacios ficticio y real

respectivamente y A_{ijkl} es un tensor de cuarto orden, que contiene la información sobre la anisotropía del material. En el caso más general, este tensor es función del tipo de estado tensional y de la evolución del proceso elastoplástico a través de la variable de daño plástico κ^p (Luccioni et al.1996), que hace las veces de variable de endurecimiento plástico isótropo.

El umbral de comienzo de comportamiento plástico o de daño se define mediante una función de fluencia o de daño:

$$F(\sigma_{ij}, \alpha) = \bar{F}(\tau_{ij}, \bar{\alpha}) = 0 \quad (5.25)$$

donde: F y \bar{F} designan las funciones de fluencia en los espacios anisótropo real e isótropo ficticio, y α y $\bar{\alpha}$ son variables internas correspondientes a dichos espacios.

La transformación de espacios definida por la ecuación (5.24) permite utilizar funciones de fluencia \bar{F} definidas para materiales isótropos en el espacio isótropo ficticio. Debe notarse, que dicho espacio es isótropo en cuanto a umbrales de comportamiento plástico, pero no necesariamente respecto a otras propiedades, como la rigidez elástica, por ejemplo.

La deformación plástica en el espacio real se calcula mediante la regla del flujo:

$$\varepsilon_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \quad (5.26)$$

donde G es la función de potencial definida en el espacio de tensiones reales. En lugar de trabajar con esta función que debe ser anisótropa, se puede trabajar con una función de potencial \bar{G} definida en el espacio isótropo ficticio tal que:

$$G(\sigma_{ij}; \alpha_k) = \bar{G}(\tau_{ij}; \bar{\alpha}_k) \quad (5.27)$$

La ecuación (5.26) se escribe entonces:

$$\varepsilon_{ij}^p = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} \frac{\partial \tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} H_{kl ij} = \dot{\lambda} R_{ij} \quad (5.28)$$

donde:

$$H_{klij} = \frac{\partial \tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial (A_{klmn} \sigma_{mn})}{\partial \sigma_{ij}} = A_{klij} + \frac{\partial A_{klmn}}{\partial \sigma_{ij}} \sigma_{mn} \quad (5.29)$$

De manera análoga la ley de evolución de las variables internas se escribe como:

$$\alpha_m = \dot{\alpha} = \dot{\lambda} \frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} h_{ij}^m \frac{\partial \bar{G}}{\partial \tau_{kl}} \frac{\partial \tau_{kl}}{\partial \sigma_{ij}} = \dot{\lambda} h_{ij}^m R_{ij} \quad (5.30)$$

El modelo descrito permite tratar la anisotropía propia de los materiales y, de manera simplificada, el efecto de debilitamiento que produce en el mortero la presencia de la interfaz mortero-ladrillo. Ello se logra limitando la resistencia en ciertos planos.

5.4. MODELACIÓN DE LOS MATERIALES COMPUESTOS

5.4.1 Introducción

Como en la mayoría de los modelos se trabaja en dos dimensiones, los materiales compuestos adheridos en ambas caras de los especímenes no se modelan por separado sino en conjunto con el mampuesto o el mortero, según corresponda. Esto da lugar a un material compuesto formado por ladrillo o mortero y dos láminas de compuesto. Para modelar el comportamiento en el plano, en donde los materiales trabajan en paralelo, se usa la teoría de mezclas que se describe en el punto 5.4.2.

A su vez, los materiales compuestos de matriz polimérica y fibras de carbono utilizados para el refuerzo son, en sí, materiales compuestos formados por una matriz y fibras largas. Para simplificar la modelación de los mismos, se utiliza un macro modelo elastoplástico ortótropo con las propiedades del conjunto. Teniendo en cuenta que las propiedades mecánicas provistas por el fabricante no son suficientes para la modelación de dichos materiales, para obtener las propiedades restantes, se utiliza una generalización de la teoría de mezclas (Toledo 2005, Luccioni 2006). En el punto 5.4.3 se presenta una descripción de dicha teoría y en el capítulo 6 la calibración de las propiedades de los compuestos.

5.4.2 Teoría de mezclas

La teoría de mezclas para materiales compuestos fue estudiada por Truesdell y Toupin (1960). Permite considerar el comportamiento simultáneo de todas las fases de

un compuesto y a partir de la combinación de los mismos obtener el comportamiento del conjunto. Cada una de las sustancias básicas puede tener una ley constitutiva propia, isótropa o anisótropa.

La teoría de mezclas de sustancias básicas en su forma clásica se basa en las siguientes hipótesis:

- i. En cada volumen infinitesimal del compuesto participan el conjunto de sustancias componentes.
- ii. Cada componente contribuye en el comportamiento del compuesto en la misma proporción que su participación volumétrica.
- iii. El volumen ocupado por cada componente es menor que el volumen ocupado por el compuesto.
- iv. Todos los componentes poseen la misma deformación (ecuación de cierre o compatibilidad).

Para pequeñas deformaciones, la última hipótesis se escribe como:

$$\varepsilon_{ij} = \left(\varepsilon_{ij} \right)_1 = \left(\varepsilon_{ij} \right)_2 = \dots = \left(\varepsilon_{ij} \right)_n \quad (5.31)$$

donde ε_{ij} y $\left(\varepsilon_{ij} \right)_n$ son los tensores de deformación del conjunto y de la n-ésima componente del material.

Por otro lado, la energía libre por unidad de volumen del compuesto puede escribirse como (Truesdell y Toupin 1960)

$$\Psi(\varepsilon_{ij}, \alpha_i) = \sum_{c=1}^n k_c \Psi_c(\varepsilon_{ij}, \alpha_{ci}) \quad (5.32)$$

donde $\Psi_c(\varepsilon_{ij}, \alpha_{ci})$ es la energía libre por unidad de volumen correspondiente a cada una de las n sustancias componentes, $k_c = \frac{dV_c}{dV}$ su fracción de volumen y α_{ci} un conjunto de variables internas correspondiente a dicha componente.

La disipación por unidad de volumen puede escribirse como:

$$\Xi = \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{ij} - \eta \dot{\theta} - \dot{\Psi} - \frac{1}{\theta} q_i \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \geq 0 \quad (5.33)$$

donde σ_{ij} es el tensor de tensiones, ε_{ij} es el tensor de deformaciones, η la entropía específica por unidad de volumen, θ la temperatura, q_i el flujo de calor por conducción y x_i las coordenadas espaciales.

Reemplazando la expresión de la energía libre resulta:

$$\Xi = \left(\sigma_{ij} - \frac{\partial \Psi}{\partial \varepsilon_{ij}} \right) \dot{\varepsilon}_{ij} - \left(\eta + \frac{\partial \Psi}{\partial \theta} \right) \dot{\theta} - \frac{\partial \Psi}{\partial \alpha_i} \dot{\alpha}_i - \frac{1}{\theta} q_i \frac{\partial \theta}{\partial x_i} \geq 0 \quad (5.34)$$

La ecuación constitutiva secante puede obtenerse a partir de las relaciones de Coleman que garantizan el cumplimiento de la desigualdad de Clausius Duhem (Lubliner 1972):

$$\sigma_{ij} = \frac{\partial \Psi(\varepsilon_{kl}, \alpha_k)}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^n k_c \frac{\partial \Psi_c(\varepsilon_{kl}, \alpha_{kc})}{\partial \varepsilon_{ij}} = \sum_{c=1}^n k_c (\sigma_{ij})_c \quad (5.35)$$

$$\eta = -\frac{\partial \Psi}{\partial \theta} = -\sum_{c=1}^n k_c \frac{\partial \Psi_c}{\partial \theta} \quad (5.36)$$

donde las tensiones en cada una de las componentes $(\sigma_{ij})_c$ se obtienen de las ecuaciones constitutivas correspondientes.

La disipación mecánica resulta:

$$\Xi_m = -\frac{\partial \Psi}{\partial \alpha_i} \dot{\alpha}_i \geq 0 \quad (5.37)$$

$$\Xi_m = -\sum_{c=1}^n k_c \frac{\partial \Psi_c}{\partial \alpha_i} \dot{\alpha}_i = -\sum_{c=1}^n k_c \frac{\partial \Psi_c}{\partial \alpha_{ci}} \dot{\alpha}_{ci} = \sum_{c=1}^n k_c \Xi_{mc} \geq 0 \quad (5.38)$$

5.4.3. Teoría de mezclas generalizada (Toledo 2005, Luccioni 2006)

5.4.3.1 Introducción

Este modelo supone que el compuesto puede descomponerse sucesivamente en sub-compuestos, hasta llegar a compuestos simples en los que puedan plantearse hipótesis cinemáticas y de equilibrio entre componentes sencillas. Básicamente, en ese compuesto se debe poder identificar cuáles componentes de deformación son comunes a todas sus constituyentes, lo que normalmente se identifica como comportamiento en paralelo, y cuáles componentes de tensión son comunes a todas sus componentes, lo que

normalmente se identifica como comportamiento en serie.

Cada componente podría tener un comportamiento inelástico cualquiera. En particular, en este capítulo se presenta el desarrollo del modelo para el caso en que las componentes puedan ser simuladas con un modelo constitutivo elastoplástico anisótropo cualquiera. De este modo se puede reproducir aproximadamente el comportamiento de las matrices y fibras más usuales en el tipo de materiales compuestos en estudio.

5.4.3.2 Hipótesis cinemáticas y de equilibrio

El concepto de comportamiento serie o paralelo es un concepto claramente imaginable en una dimensión. En este modelo se extrapola este concepto a 2 o 3 dimensiones de la siguiente manera. En correspondencia con cada una de las componentes del tensor de tensiones o de deformaciones se puede suponer un comportamiento paralelo o serie. Un comportamiento paralelo en correspondencia con una componente implica que todos los materiales constituyentes del compuesto tienen el mismo valor para esa componente de deformación. Un comportamiento serie en correspondencia con una componente implica que todos los materiales constituyentes del compuesto tienen el mismo valor para esa componente del tensor de tensiones.

Si se analiza un compuesto sencillo se pueden identificar en el mismo, algunas direcciones en las que las distintas componentes tienen la misma deformación (comportamiento en paralelo) y otras en las que las componentes tienen la misma tensión (comportamiento en serie).

En base a este análisis, se reordenan las componentes de tensión y deformación de las componentes, de manera de tener un tensor $\boldsymbol{\varepsilon}^*$ en el que están aquellas componentes de tensión y deformación que luego serán comunes en el compuesto y en otro tensor $\boldsymbol{\sigma}^*$ aquellas componentes de tensión o deformación que serán el resultado de la superposición de todas las componentes multiplicadas por sus respectivas participaciones de volumen.

Para acomodar de esta manera las componentes se definen los siguientes tensores:

$$\begin{aligned}\alpha_{ijkl}^{\sigma} &= \delta_{ir} \delta_{js} \delta_{kr} \delta_{ls} H(p_{rs}) \\ \alpha_{ijkl}^{\varepsilon} &= \delta_{ik} \delta_{jl} - \alpha_{ijkl}^{\sigma}\end{aligned}\tag{5.39}$$

H : función escalón

$$p_{rs} = \begin{cases} 1 & \text{si la componente } rs \text{ trabaja en paralelo} \\ 0 & \text{si la componente } rs \text{ trabaja en serie} \end{cases}$$

En los desarrollos que siguen se deja de lado la notación indicial para simplificar la representación de las operaciones tensoriales.

Los tensores $\alpha^\sigma, \alpha^\varepsilon$ no tienen significado físico. Simplemente, se los define para reordenar las componentes de tensión y deformación de manera conveniente de la siguiente forma:

$$\sigma^* = \alpha^\sigma : \sigma + \alpha^\varepsilon : \varepsilon \quad (5.40a)$$

$$\varepsilon^* = \alpha^\varepsilon : \sigma + \alpha^\sigma : \varepsilon \quad (5.40b)$$

El tensor σ^* es tal que, referido direcciones locales del material (fibra, lámina, etc.) tiene componentes de tensión en correspondencia con aquellas direcciones en las que trabaja en paralelo y deformaciones totales en aquellas direcciones en las que trabaja en serie.

De manera análoga el tensor ε^* es tal que, referido direcciones locales del material (fibra, lámina, etc.), tiene componentes de deformaciones totales en correspondencia con aquellas direcciones en las que trabaja en paralelo y tensión en aquellas direcciones en las que trabaja en serie.

5.4.3.3 Forma alternativa de escribir las ecuaciones constitutivas de las componentes

Se propone una forma alternativa de expresar las ecuaciones constitutivas elastoplásticas de las componentes, que luego permite encontrar el comportamiento del compuesto en forma sencilla, haciendo hipótesis similares a la de teoría de mezclas clásica (Oller et al., 1996).

Dada la ecuación:

$$\Psi = \Psi^e + \Psi^p \quad \Psi^e = \frac{1}{2} \varepsilon : C : \varepsilon^e \quad (5.41)$$

donde Ψ es la densidad de energía libre total y se puede suponer formada por dos partes independientes: una parte elástica Ψ^e y una parte plástica Ψ^p , correspondientes a los procesos elástico y plástico respectivamente. C es el tensor de rigidez y ε^e el tensor de deformaciones elástico. De donde:

$$\boldsymbol{\sigma} = \partial \Psi^e / \partial \boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^e = \mathbf{C} : (\boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\varepsilon}^p) \quad (5.42)$$

Combinando las ecuaciones (5.42) y (5.40) se puede llegar a la siguiente relación constitutiva secante.

$$\boldsymbol{\sigma}^* = \mathbf{C}^* : \boldsymbol{\varepsilon}^* - \boldsymbol{\sigma}^{p*} \quad (5.43)$$

donde:

$$\mathbf{C}^* = (\boldsymbol{\alpha}^\sigma : \mathbf{C} + \boldsymbol{\alpha}^\varepsilon) : (\boldsymbol{\alpha}^\varepsilon : \mathbf{C} + \boldsymbol{\alpha}^\sigma)^{-1} \text{ y} \quad (5.44)$$

$$\boldsymbol{\sigma}^{p*} = (\boldsymbol{\alpha}^\sigma - \mathbf{C}^* : \boldsymbol{\alpha}^\varepsilon) : \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon}^p = (\mathbf{C}^* : \boldsymbol{\alpha}^\sigma - \boldsymbol{\alpha}^\varepsilon) : \boldsymbol{\varepsilon}^p \quad (5.45)$$

5.4.3.4 Ecuación constitutiva del compuesto

En primer lugar, se analiza un compuesto simple formado por n componentes en las que las direcciones principales del material y los tensores $\boldsymbol{\alpha}^\sigma$ y $\boldsymbol{\alpha}^\varepsilon$ son idénticos. En ese compuesto se verifica que:

$$\boldsymbol{\varepsilon}_c^* = \boldsymbol{\varepsilon}^* , \quad (5.46)$$

donde c indica una componente cualquiera.

Si se admite que en aquellas componentes que trabajan en serie la deformación plástica del compuesto es la suma de las deformaciones plásticas de las componentes por sus respectivas participaciones de volumen entonces resulta:

$$\boldsymbol{\sigma}^* = \mathbf{C}^* : \boldsymbol{\varepsilon}^* - \boldsymbol{\sigma}^{p*} \quad (5.47)$$

donde:

$$\mathbf{C}^* = \sum k_c \mathbf{C}_c^* \text{ y } \boldsymbol{\sigma}^{p*} = \sum k_c (\mathbf{C}_c^* : \boldsymbol{\alpha}^\sigma - \boldsymbol{\alpha}^\varepsilon) : \boldsymbol{\varepsilon}_c^p \quad (5.48)$$

Entonces, reordenando la ecuación (5.47) con la ayuda de las ecuaciones (5.40) se puede calcular la tensión del compuesto como:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{C} : \boldsymbol{\varepsilon} - \boldsymbol{\sigma}^p \quad (5.49)$$

donde:

$$\mathbf{C} = (\boldsymbol{\alpha}^\sigma : \mathbf{C}^* + \boldsymbol{\alpha}^\varepsilon) : (\boldsymbol{\alpha}^\varepsilon : \mathbf{C}^* + \boldsymbol{\alpha}^\sigma)^{-1} \quad (5.50)$$

$$\boldsymbol{\sigma}^p = -\mathbf{C} : \boldsymbol{\alpha}^\varepsilon : \boldsymbol{\sigma}^{p*} + \boldsymbol{\alpha}^\sigma : \boldsymbol{\sigma}^{p*} = (\boldsymbol{\alpha}^\sigma - \mathbf{C} : \boldsymbol{\alpha}^\varepsilon) : \boldsymbol{\sigma}^{p*} \quad (5.51)$$

Esta teoría de mezclas generalizada se utiliza en el Capítulo 6 para definir parte de las propiedades del material compuesto utilizado en el trabajo experimental presentado en esta tesis. Algunas propiedades mecánicas del material compuesto fueron proporcionadas por el fabricante, las restantes, necesarias para el modelo numérico, se obtuvieron con dicha teoría.

CAPÍTULO 6

SIMULACIÓN NUMÉRICA DEL COMPORTAMIENTO DE LA MAMPOSTERÍA REFORZADA

6.1. INTRODUCCIÓN

En este capítulo se presentan los resultados de la simulación numérica de los distintos especímenes ensayados utilizando los modelos descritos en el Capítulo 5. En primer lugar, estas simulaciones tienen por objeto probar y calibrar los modelos descritos, para su aplicación a elementos de mampostería de ladrillos cerámicos macizos reforzados con láminas de material compuesto reforzado con fibras. Como se expresó en el capítulo anterior, se trabajó con modelos de comportamiento muy generales y, por tanto, su aplicación a este material en particular requiere verificación.

Una vez probados y calibrados los modelos se utilizan los mismos para realizar estudios paramétricos en los que se analiza la influencia de las distintas variables de diseño de los refuerzos.

Finalmente, estos modelos numéricos se utilizan también para el análisis del comportamiento de un muro de mampostería dimensiones reales, reforzado con materiales compuestos, sometido a cargas laterales en el plano. Este estudio numérico permite comparar la eficiencia de distintas configuraciones del refuerzo.

6.2 OBTENCIÓN DE LAS PROPIEDADES DE LOS COMPUESTOS

6.2.1 Introducción

El compuesto utilizado en todos los casos es un tejido unidireccional de fibra de carbono Sika Wrap Hex 103 C de alto módulo y alta resistencia saturado en obra con el sistema epoxídico Sikadur Hex 300. Algunas de las propiedades de dicho compuesto son provistas por el fabricante y se resumieron en la Tabla 4.5. Sin embargo, dichas propiedades se refieren únicamente al comportamiento elástico y de resistencia de las láminas en la dirección de las fibras. El fabricante provee, además, algunos datos sobre el comportamiento mecánico de los materiales componentes de las láminas que se resumen en las Tablas 6.1 y 6.2.

Si bien existe la posibilidad de modelar el compuesto utilizando directamente el modelo de mezclas generalizado descrito en el apartado 5.4, dicho modelo resulta computacionalmente muy costoso cuando se lo utiliza para modelar un elemento de mampostería reforzado. Es por ello, que este modelo se utilizó únicamente para obtener las propiedades de la lámina compuesta no provistas por el fabricante y luego se modeló el material compuesto como un único material ortótropo con las propiedades obtenidas en el análisis previo. Para esta segunda, etapa se utilizó un modelo elastoplástico ortótropo.

Tabla 6.1- Propiedades mecánicas de las fibras

Material	Fibra de Carbono Sika Wrap 103C
Módulo elástico en tracción (MPa) *	234500
Módulo elástico en transversal (MPa)**	15000
Módulo de corte en el plano (MPa) **	15000
Módulo de corte transversal (MPa) **	7000
Resistencia a tracción (MPa) *	3450
Resistencia a compresión longitudinal (MPa) **	2500
Coefficiente de Poisson **	0.20
Alargamiento de rotura en tracción (%) *	1.5
Alargamiento de rotura en compresión (%) **	1.111

* Datos suministrados por el Fabricante

** Datos supuestos en base al trabajo de Soden et al.,1998.

Tabla 6.2- Propiedades mecánicas de la resina

Material	Resina epoxi Sikadur Hex 300
Módulo elástico en tracción (MPa) *	3213
Módulo de corte (MPa) **	1240
Resistencia a tracción (MPa) *	73.5
Resistencia a compresión (MPa) **	120
Coefficiente de Poisson **	0.35
Elongación de rotura (%) *	4.8
Resistencia a flexión (MPa) **	125.3
Módulo de flexión (MPa) **	3164
Proporción (kg/ m ² de superficie) *	1
Coefficiente térmico **	58 x10 ⁻⁶ /°C

* Datos suministrados por el Fabricante

** Datos supuestos en base al trabajo de Soden et al.,1998.

6.2.2 Proporción de fibras

El fabricante da recomendaciones para colocación de las láminas en cuanto a las cantidades de material a utilizar pero no se puede obtener de allí la proporción de volumen de las fibras en el compuesto resultante, lo cual representa un dato clave en la modelación del compuesto con cualquier modelo constitutivo.

Lo que se hizo, para esta tesis es estimar la proporción de fibras mediante un procedimiento inverso. Suponiendo que en la dirección longitudinal de las fibras, la matriz y las fibras trabajan aproximadamente en paralelo (Toledo, 2005), es decir, tienen la misma deformación, despreciando el efecto Poisson, se puede escribir:

$$E_{lámina} = k_m E_m + k_f E_f = (1 - k_f) E_m + k_f E_f \quad (6.1)$$

donde E es el módulo de elasticidad en la dirección longitudinal, k es la proporción de volumen de cada componente en el compuesto y los subíndices m , f y *lámina* indican matriz, fibras y lámina respectivamente.

De la Ec. (6.1) se puede obtener

$$k_f = \frac{E_{lámina} - E_m}{E_f - E_m} \approx 0.3 \quad (6.2)$$

6.3. OBTENCIÓN NUMÉRICA DE LAS PROPIEDADES DE LA LÁMINA

6.3.1. Introducción

Con los datos de fibra y matriz y esta relación de volumen de fibras se simuló numéricamente ensayos de las láminas bajo distintas condiciones de carga, a los efectos de obtener las propiedades mecánicas faltantes de las mismas. Los ensayos corresponden a tracción y compresión paralela a las fibras y transversal a las mismas y corte. Se usaron los datos de fibra y matriz dados por el fabricante y los faltantes se estimaron con valores de materiales similares encontrados en un trabajo realizado por Soden (2002). Dichos datos se han incluido también en las Tablas 6.1 y 6.2.

6.3.2. Tracción en la dirección paralela a las fibras

La simulación numérica de este ensayo permitió verificar las propiedades de los componentes. En la Figura 6.1 se presentan las curvas tensión – deformación en la dirección de las fibras y en la dirección transversal obtenidas para la lámina de PRFC. No se trabajó en modelar la rama de respuesta no lineal ya que normalmente cuando se

alcanza la resistencia máxima, la lámina se rompe con un comportamiento frágil. Es por ello que la curva que sigue al quiebre no debe ser tenida en cuenta.

A partir de estas curvas, se obtuvieron el módulo de elasticidad del compuesto, la resistencia a tracción longitudinal, el alargamiento de rotura y el coeficiente de Poisson. Estos resultados se han volcado en la Tabla 6.3 donde se indican, además los valores provistos por el fabricante en caso de existir.

Tabla 6.3 – Propiedades mecánicas del PRFC.

	Valores proporcionados por el fabricante	Valores obtenidos numéricamente
Módulo de Elasticidad E (MPa)	73100	72500
Resistencia a tracción, σ_t (MPa)	960	960
Coefficiente de Poisson, ν	0.20	0.20
Alargamiento a la rotura (%)	1.33	1.25
Módulo de elasticidad transversal (MPa)	-	62000
Resistencia a tracción transversal (MPa)	-	51
Resistencia a compresión longitudinal (MPa)	-	780
Resistencia a compresión transversal (MPa)	-	85
Alargamiento de fluencia (‰)	-	8
Acortamiento de fluencia \parallel a las fibras (%)	-	1
Acortamiento de fluencia \perp a las fibras (%)	-	1
Acortamiento de rotura \perp a las fibras (%)	-	2

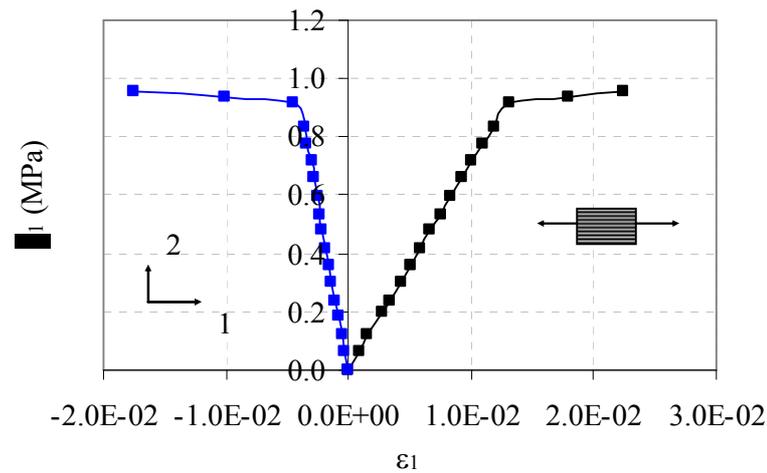


Figura 6.1. Diagrama tensión (MPa)-deformación específica de la lámina de PRFC, sometida a tracción uniaxial en la dirección de las fibras.

6.3.3. Tracción perpendicular a las fibras

En este apartado se presenta el resultado de la simulación numérica del ensayo de tracción uniaxial de la lámina en la dirección perpendicular a las fibras. Dicho ensayo tiene por objeto obtener las propiedades de las láminas en la dirección transversal a las fibras, propiedades que no son provistas por el fabricante. En la Figura 6.2 se muestra el diagrama tensión - deformación específica en la dirección transversal y longitudinal. A partir de este ensayo, se obtuvieron: el módulo de elasticidad transversal del compuesto, la resistencia a tracción transversal y el alargamiento de fluencia que se indican en la Tabla 6.3.

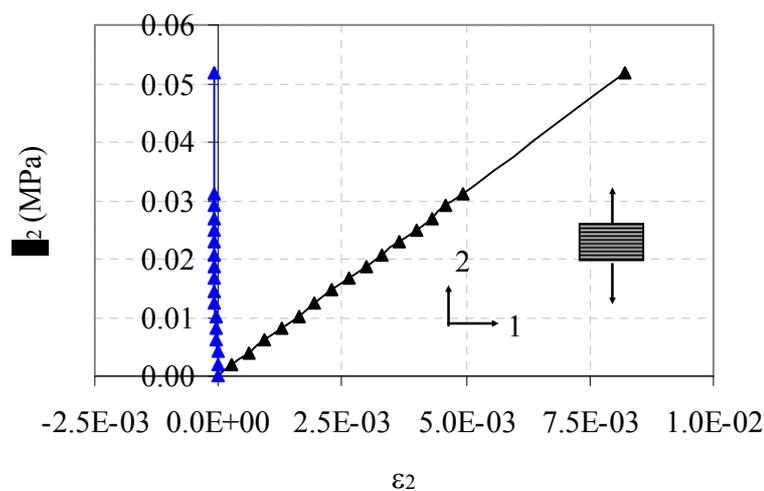


Figura 6.2. Diagrama tensión (MPa)-deformación (m/m) de la lámina de PRFC sometida a tracción uniaxial perpendicular a la dirección longitudinal de las fibras.

6.3.4. Compresión en la dirección paralela a las fibras

En la Figura 6.3 se presentan los resultados de la simulación numérica del ensayo de compresión uniaxial de la lámina de PRFC en la dirección longitudinal de las fibras. A partir de las curvas tensión-deformación de la Figura 6.3, se pueden obtener la resistencia a compresión longitudinal y el acortamiento de fluencia que se presentan en la Tabla 6.3.

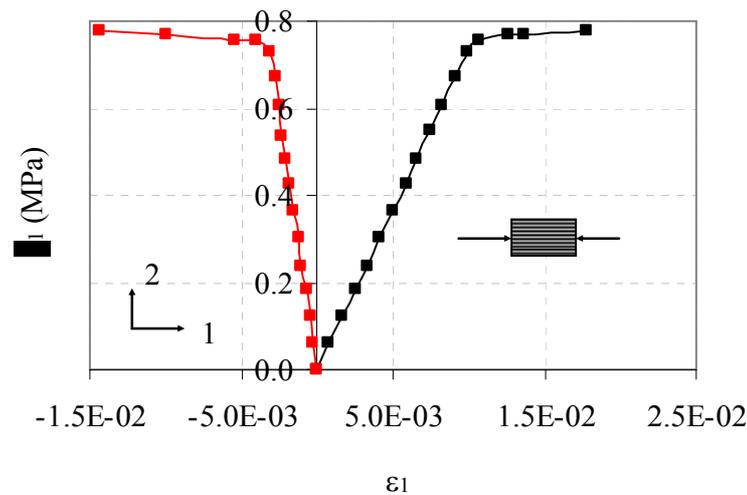


Figura 6.3. Diagrama tensión (MPa)-deformación (m/m) de la lámina de PRFC bajo compresión paralela a la dirección de las fibras.

6.3.5 Compresión perpendicular a las fibras

En la Figura 6.4 se pueden ver los diagramas tensión-deformación resultantes de la simulación numérica del ensayo de compresión perpendicular a las fibras de la lámina de PRFC: A partir de estas curvas se obtienen los valores de resistencia a compresión transversal y acortamiento de fluencia y rotura que se incluyen en la Tabla 6.3.

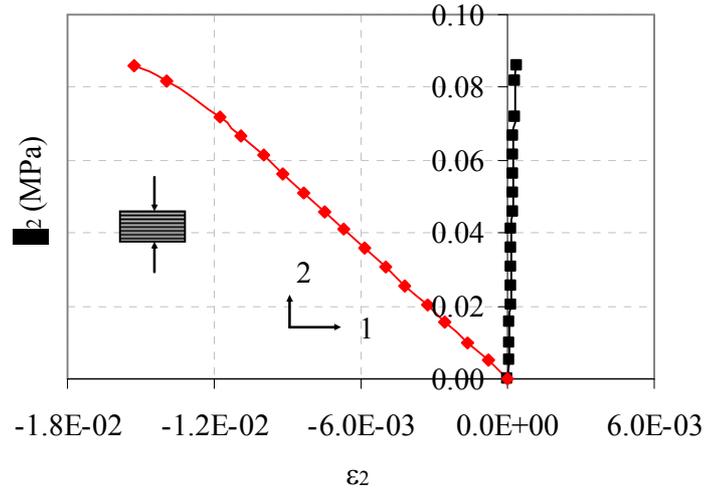


Figura 6.4. Diagrama tensión (MPa)-deformación (m/m) de la lámina de PRFC, bajo compresión perpendicular a la dirección de las fibras.

6.4 SIMULACIÓN NUMÉRICA DE ESPECIMENES ENSAYADOS

6.4.1. Introducción

Los modelos descritos en el capítulo 5 fueron implementados en un programa plano y en un programa 3D de elementos finitos no lineales. En el Apéndice I se resumen los algoritmos de integración de la ecuación constitutiva utilizados para los distintos modelos.

Con el programa de elementos finitos plano se reprodujeron ensayos de compresión perpendicular a las juntas horizontales de mortero y ensayos de compresión diagonal de pequeños paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla no reforzados y reforzados con materiales compuestos de fibra de carbono según diferentes configuraciones. También se simuló ensayos de corte puro sobre pequeños elementos de mampostería de unidades macizas de arcilla sin reforzar, reforzados y /o reparados con los materiales mencionados precedentemente.

Luego se reprodujeron ensayos de compresión diagonal de paneles de ladrillos cerámicos huecos reforzados con PRFV y paneles de unidades macizas de arcilla reforzados con PRFC, pertenecientes a otros autores (Gabor et al., 2006) y (Valluzzi et al., 2002) respectivamente.

Finalmente se realizó un estudio numérico-paramétrico sobre muros de dimensiones reales de unidades macizas de arcilla, sometidos a carga lateral puntual y vertical uniformemente distribuida, reforzados con PRFC según diferentes esquemas.

Se utilizaron elementos finitos triangulares de tres nodos en estado plano de tensión.

Mortero y mampuestos se discretizaron por separado y se distinguieron, además, elementos de mortero con compuesto y ladrillo con compuesto. Adicionalmente, con el programa de elementos finitos 3D se simularon los ensayos de corte para poder tener en cuenta el efecto de despegue de las láminas de compuesto que, en este caso, tiene una influencia importante en el comportamiento del sistema de refuerzo. En ese caso, se modelaron por separado mampuestos, mortero y láminas de material compuesto.

Las propiedades mecánicas utilizadas para morteros y mampuestos en los diferentes tipos de especímenes se resumen en la Tabla 6.4.

Tabla 6.4 – Propiedades mecánicas de morteros y mampuestos.

Especímenes	580 x 610 x 130 [mm ³]			560 x 550 x 125 [mm ³]		Triplets
	Mortero (a)	Mortero (b)	Ladrillo (1)	Mortero	Ladrillo (2)	
E (MPa)	3380	4312	1662	1528	1400	4800
ν	0.21	0.21	0.16	0.21	0.15	0.20
σ_{ut} (MPa)	0.673	0.772	0.591	0.54	0.414	0.531
σ_{uc} (MPa)	6.73	7.72	10.60	4	8.28	5.31
σ_{fc} (MPa)	5.60	6.4	-	3.5	-	4.8
R^p_o	10	10	20	10	20	10
R_{bc}	1.16	1.16	1.16	1.16	1.16	1.16
γ	3.	3.	3.	3.	3.	3.
κ^p_{comp}	0.20	0.20	-	0.20	-	0.10
G_f^p (MPa.m)	6.01-5	4.01-5	3.0E-5	1.01-5	3.0E-5	1.01-5
G_c^p (MPa.m)	6.01-3	4.01-3	2.0E-3	1.01-3	2.0E-3	1.01-3
Criterio de Potencial	Asoc.	Asoc.	Asoc.	Asoc.	Asoc.	Asoc.
Criterio de daño	Drucker-Prager	Drucker-Prager	Drucker-Prager	Drucker-Prager	Drucker-Prager	Drucker-Prager
ϕ	7°	7°	7°	7°	7°	7°
σ^d_c (MPa)	5.9	7.0	10	3.7	7.5	3.7
G_d (MPa.m)	6.0E-3	6.0E-3	5.0E-2	6.0E-3	5.0E-2	6.0E-3

Triplets: especímenes de corte

E: Módulo de Elasticidad, ν : Coeficiente de Poisson

σ_{ut} : Resistencia última a tracción, σ_{uc} : Resistencia última a compresión

σ_{fc} : Tensión umbral de fluencia; R^p_θ : Relación de resistencias inicial

κ^p_{comp} : Variable de endurecimiento plástico para la tensión pico

G_f^p : Energía de fractura; G_c^p : Energía de aplastamiento;

ϕ : Angulo de fricción para la función de daño

σ_c^d : Tensión umbral inicio de daño; G_d : Energía de fractura de daño

Se presentan, a continuación, los resultados de las simulaciones y su comparación con los resultados experimentales.

6.4.2 Compresión perpendicular a la junta

En este punto se estudia el comportamiento de paneles de unidades macizas de arcilla de 580 x 610 x 130 [mm³] y 560 x 550 x 125 [mm³] sin reforzar y reforzados con láminas de polímeros reforzados con fibras de carbono (PRFC) según diferentes esquemas, ensayados a compresión perpendicular a las juntas de mortero.

6.4.2.1 Paneles sin refuerzo

Se evalúa el comportamiento de dos grupos similares de paneles, que presentan dimensiones distintas debido a que están contruidos con mampuestos de distinto tamaño. Las propiedades mecánicas de morteros y mampuestos para los dos tipos de especímenes se resumen en la Tabla 6.4. En el caso del panel de 580 x 610 x 130 [mm³] se especifican dos tipos de mortero (a) y (b). El mortero tipo (a) corresponde a los especímenes sometidos a compresión perpendicular a las juntas, el (b) a los ensayados a compresión diagonal.

La malla de elementos finitos y las condiciones de carga para los ensayos de compresión perpendicular de los dos tipos de paneles, se muestran en la Figura 6.5. Aprovechando la simetría de los especímenes, se modeló únicamente un cuarto de los mismos usando elementos finitos triangulares de tres nodos en estado plano de tensión. Se hicieron también pruebas con elementos rectangulares de tensión plano pero finalmente se optó por los elementos triangulares que permitían densificar la malla en la zona de las juntas de mortero sin los problemas de relación de aspecto de elementos encontrados en la malla rectangular.

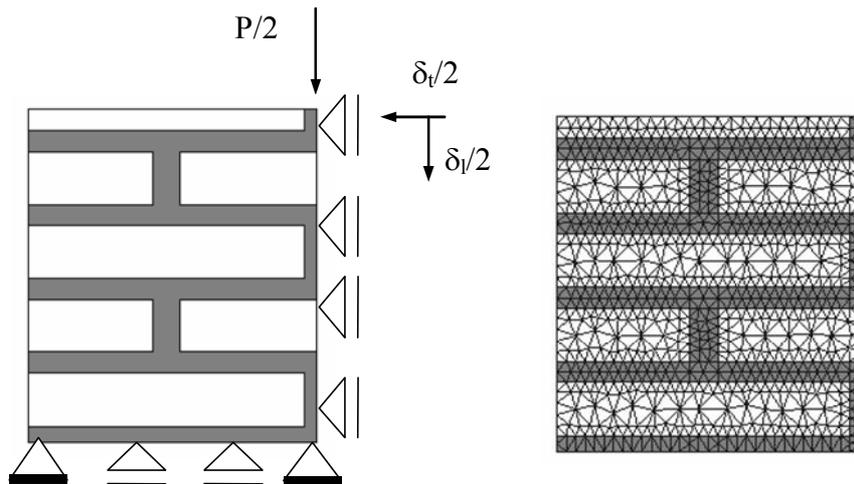


Figura 6.5. Panel sin refuerzo: (a) Condiciones de carga y apoyo; (b) malla de elementos finitos.

En las Figura 6.6 se presentan las curvas carga-desplazamientos axiales y transversales ($P-\delta_l$ y δ_t) de ambos tipos de paneles. Los desplazamientos representados corresponden a toda la longitud y ancho de los especímenes. Si bien el modelo numérico reproduce aproximadamente la tendencia, se puede ver un mejor ajuste de los resultados experimentales en la dirección axial que en la transversal. Ello se debe a que en los ensayos se forman fisuras discretas que se localizan en una pequeña longitud que justamente queda entre los puntos de medición. En cambio, el modelo de continuo utilizado considera la fisuración distribuida en todo el ancho del panel. Se logra reproducir de manera satisfactoria los valores de carga máxima y rigidez. También se representa con buena aproximación el comportamiento pos-pico de los paneles ensayados, en la dirección de aplicación de la carga.

En la Figura 6.7 se muestra la distribución de las tensiones normales perpendiculares a la dirección de aplicación de la carga (S_{xx}), correspondiente a un cuarto de panel de dimensiones $560 \times 550 \times 125$ [mm³], luego de alcanzada la carga máxima. Se puede ver en la Figura 6.7 que se ha alcanzado la resistencia a tracción última del ladrillo. El valor de la tensión máxima, que no se aprecia claramente en la Figura, es de 0.586 MPa. Para dicho valor, se produce la fisuración del mampuesto, como se observó en los ensayos experimentales. Esto muestra claramente que, para este tipo de sollicitación, el modelo numérico permite reproducir razonablemente el mecanismo de falla de la mampostería.

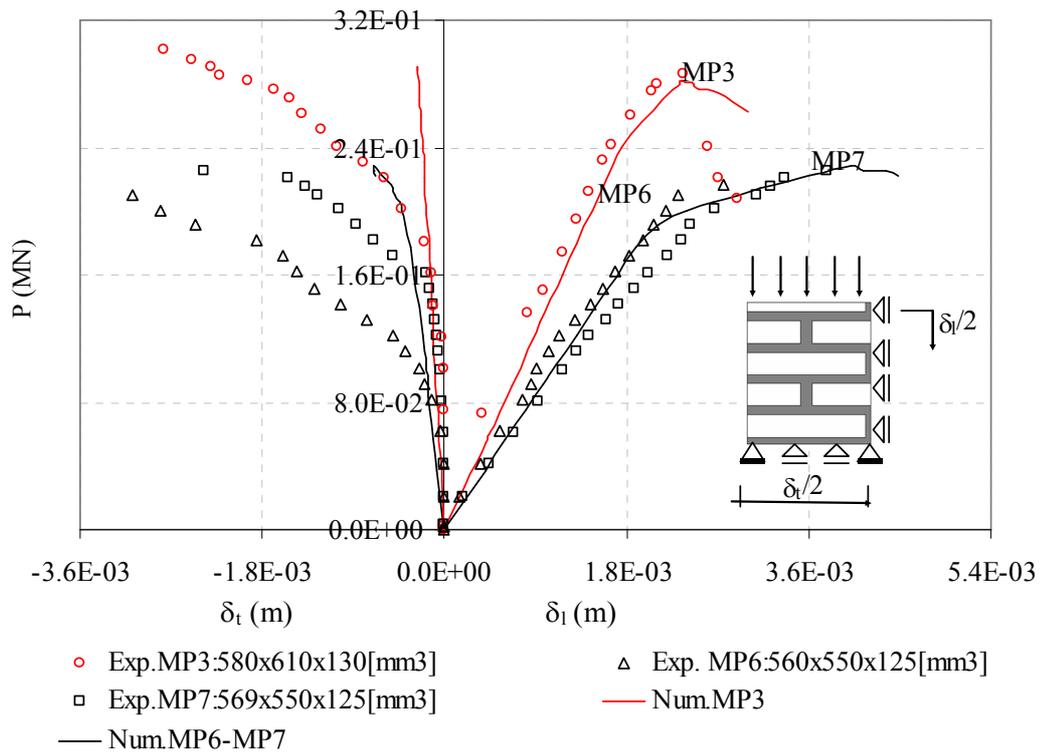


Figura 6.6. Curvas carga-desplazamientos axial y transversal totales de paneles de unidades macizas de arcilla sometidos a compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mortero.

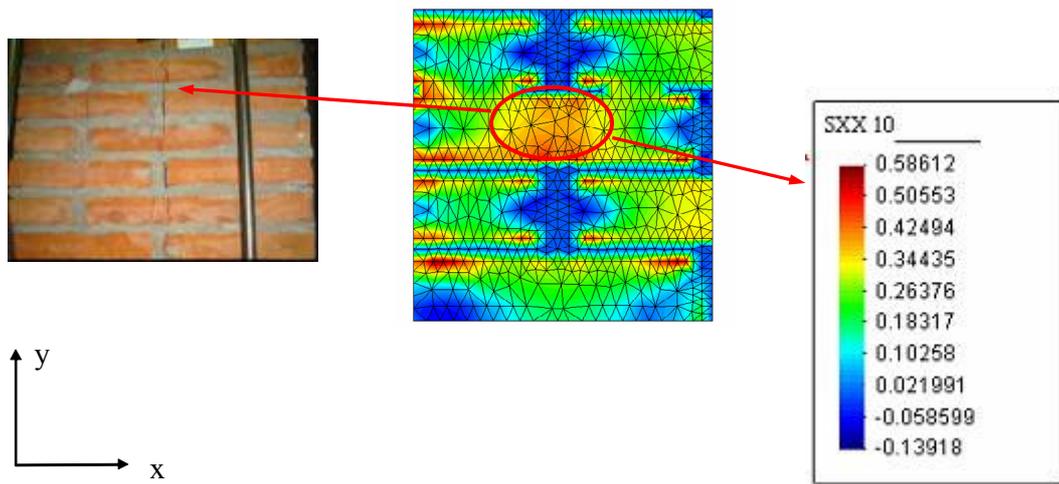


Figura 6.7. Distribución de tensiones normales en la dirección perpendicular a la carga en un panel de mampostería sometido a compresión uniaxial perpendicular a las juntas de motero.

En la Tabla 6.5 se comparan los valores de carga de rotura obtenidos experimentalmente y con el modelo para los distintos especímenes de mampostería no reforzada ensayados a compresión perpendicular a las juntas de mortero. La máxima diferencia de los valores obtenidos experimentalmente y la simulación numérica es de 1.08 %.

Tabla 6.5. Resultados experimentales y numéricos.

Espécimen	$P_{rot.}$ (MPa) Experimental (1)	$P_{rot.}$ (MPa) Solución de EF (2)	Diferencia % $100[(2)-(1)]\%(1)$
MP3	0.286	0.2812	1.68
MP6	0.216	0.228	3.16
MP7	0.226		

6.4.2.2 Paneles Reforzados

Se simula, a continuación, el comportamiento de dos paneles de unidades macizas de arcilla de 580 x 610 x 130 [mm³] y un panel de 560 x 550 x 125 [mm³] reforzados con láminas de PRFC. Las propiedades mecánicas de mampuestos y morteros son las resumidas en la Tabla 6.4. Los especímenes fueron reforzados externamente según dos esquemas de refuerzo: refuerzo total y refuerzo mediante bandas de 75 mm, en ambas caras. En los todos casos, se aplicó una sola capa de compuesto de 1 mm de espesor. En la Figura 6.8 se presentan la malla de elementos finitos y las condiciones de carga. Dada la simetría de los paneles, también en este caso, se modeló un cuarto de los mismos. Mortero y mampuestos se discretizaron por separado y se distinguieron, además, elementos de mortero con compuesto y ladrillo con compuesto. Estos últimos se simularon mediante la teoría de mezclas, considerando dos componentes: mortero y material compuesto y ladrillo y material compuesto, con sus respectivas proporciones de volumen, trabajando en paralelo en el plano del panel. Las propiedades mecánicas del material de refuerzo se presentan en la Tabla 6.3.

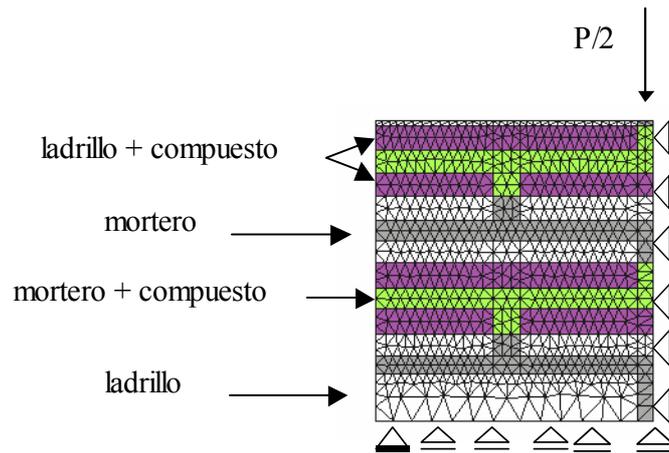


Figura 6.8. Panel reforzado con bandas de PRFC: Malla de elementos finitos y condiciones de carga.

Las curvas carga-desplazamientos axiales y transversales totales, es decir, referidas a toda la longitud y ancho de los especímenes, obtenidas para los paneles reforzados con bandas (MP5Ref y MP9Ref), se contrastan con los resultados experimentales en la Figura 6.9. En el caso del espécimen reforzado totalmente (MP4Ref) sólo se muestra la curva carga-desplazamientos axiales (Figura 6.10) pues, debido a problemas en el sistema de medición de los desplazamientos horizontales no se dispone de esos registros experimentales. En general, se observa una buena correlación de los resultados experimentales con los valores obtenidos en los ensayos, en lo que respecta a carga máxima y rigidez.

El tipo de rotura de los paneles reforzados con PRFC cambia totalmente con respecto a un espécimen sin refuerzo. Así, mientras que en éste último se producen fisuras verticales en las caras frontales, que involucran juntas de mortero y mampuestos, en especímenes reforzados se observan fisuras verticales en los laterales de los mismos y un comportamiento más dúctil según el esquema de refuerzo adoptado. A diferencia de lo que ocurre en el caso de la mampostería sin reforzar, en el caso de los especímenes reforzados, el modelo numérico logra reproducir con buena aproximación las deformaciones en la dirección de la carga y en la dirección transversal. Esto se debe precisamente a que, en este caso, no se producen las grandes fisuras verticales observadas para especímenes sin reforzar.

El modelo numérico utilizado logra reproducir con buena aproximación, particularmente el tipo de falla por aplastamiento en la zona de apoyo ocurrido en el panel reforzado totalmente con PRFC.

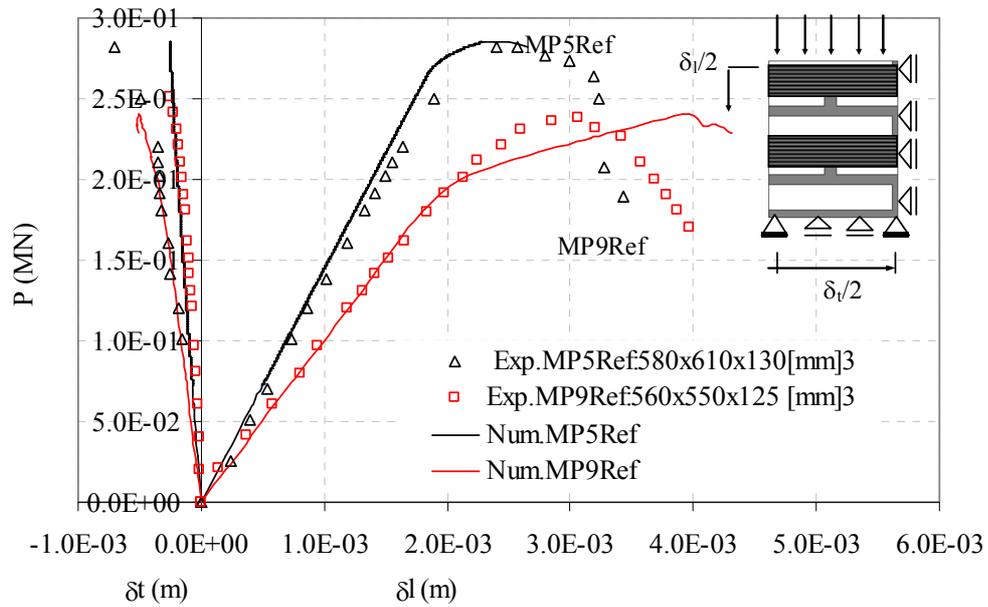


Figura 6.9. Curvas carga-desplazamientos axial y transversal totales de paneles reforzados con bandas unidireccionales de PRFC.

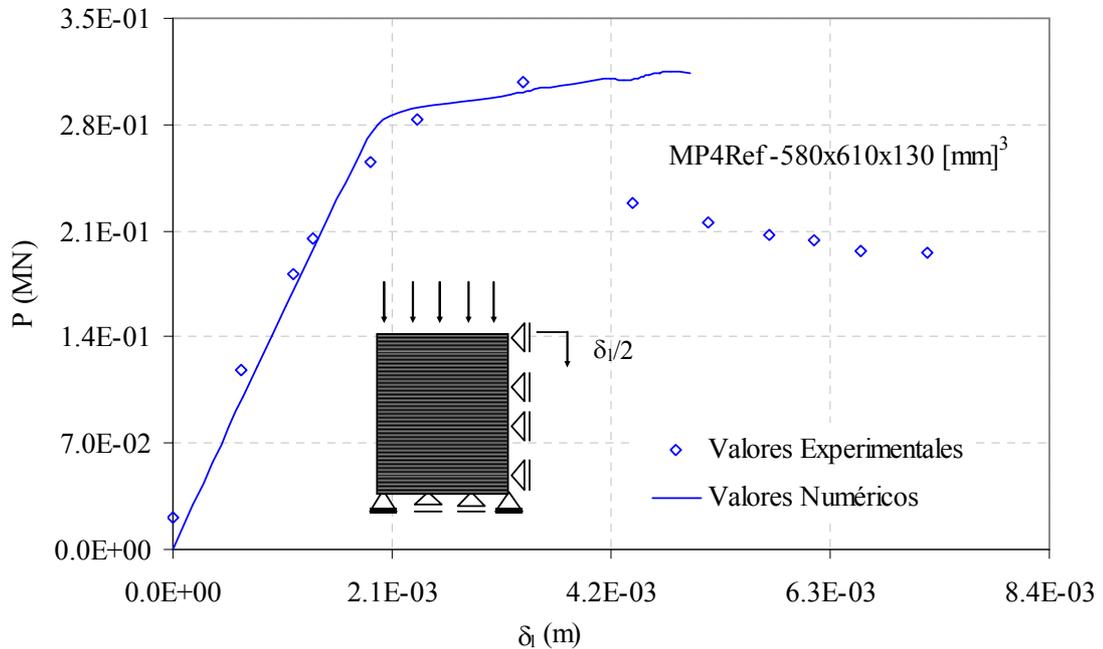


Figura 6.10 Curvas carga-desplazamientos axial y transversal de panel reforzado totalmente en ambas caras con láminas de PRFC.

En la Tabla 6.6 se muestran los valores de carga máxima obtenidos con el modelo numérico y la comparación con los resultados experimentales para los distintos especímenes reforzados ensayados a compresión perpendicular a la juntas de mortero. Se puede apreciar una leve sobreestimación de la carga última con respecto a los valores experimentales del orden del 1 a 2%.

Tabla 6.6. Resultados experimentales y numéricos.

Espécimen	P _{rot.} (MPa) Experimental	P _{rot.} (MPa) Solución de EF	Diferencia % $100[(2)-(1)]\%(1)$
MP4Ref	0.308	0.315	2.27
MP5Ref	0.282	0.285	1.06
MP9Ref	0.238	0.240	0.84

6.4.2.3 Estudio Paramétrico

En este apartado se muestran los resultados de un estudio paramétrico realizado sobre paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla de 560 x 550 x 125 [mm³] reforzados en ambas caras con PRFC utilizando distintas configuraciones de refuerzo y sometidos a compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mortero. Las variables de estudio fueron el ancho de las bandas de refuerzo y el tipo de tejido, uni y bidireccional. Las propiedades mecánicas de los materiales, mampuestos, mortero y PRFC, utilizadas son las consignadas en las Tablas 6.4 y 6.3 respectivamente.

Primeramente, se analizó el refuerzo con bandas de PRFC de longitud constante, fibras unidireccionales, ancho variable (50, 70 y 560 mm) y espesor de 1 mm. En la Figura 6.11 se muestran las curvas carga-desplazamientos axial y transversal totales obtenidas de este estudio y la comparación con los resultados experimentales de un panel sin refuerzo. Se puede observar que, cualquiera sea el ancho de banda, aún en el caso de refuerzo total, la resistencia y la rigidez del panel no resultan incrementadas. En cambio, la capacidad de deformación en la dirección axial se incrementa notablemente cuando aumenta el ancho de banda. Esto puede verse claramente en las Figuras 6.12 y

6.13 donde se representan respectivamente la carga máxima ($P_{m\acute{a}x}$) y el desplazamiento axial máximo (δ_l) en función del ancho de banda.

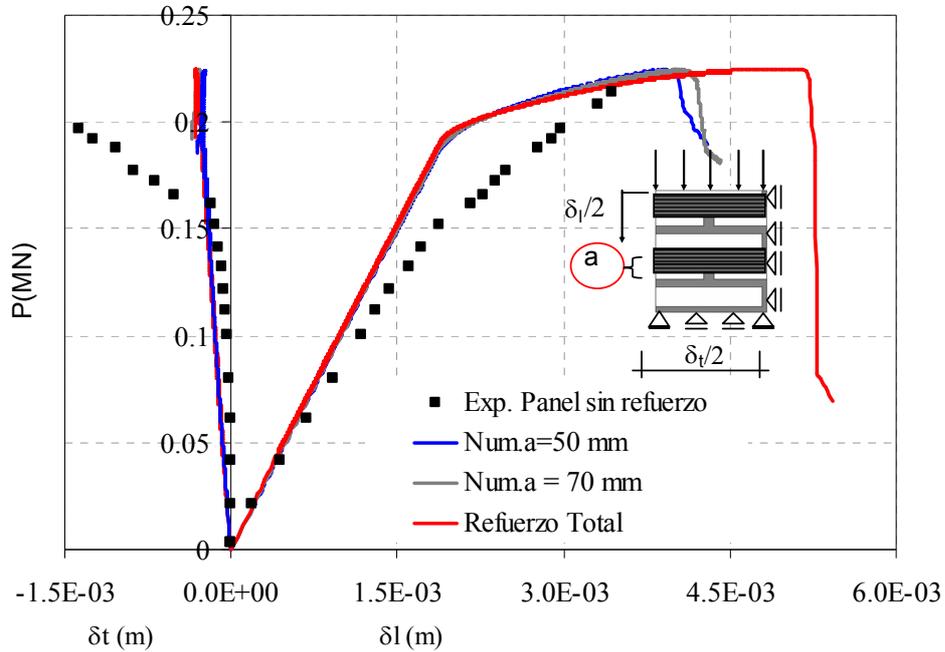


Figura 6.11. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas. Curvas carga-desplazamientos axial y transversal de panel de mampostería reforzado con bandas de 1 mm de espesor y ancho variable.

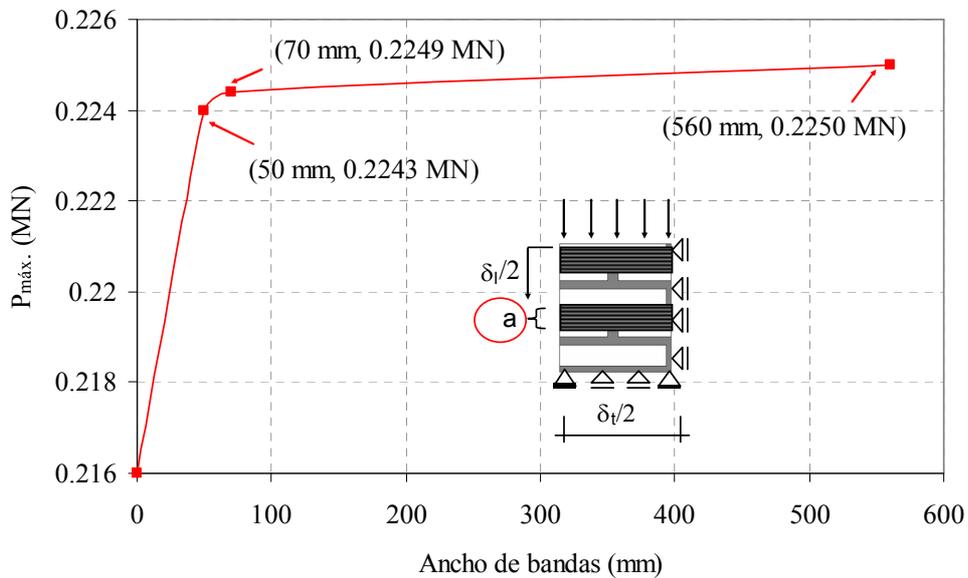


Figura 6.12. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mampostería reforzada con bandas de PRFC. Variación de la carga máxima con el ancho de bandas.

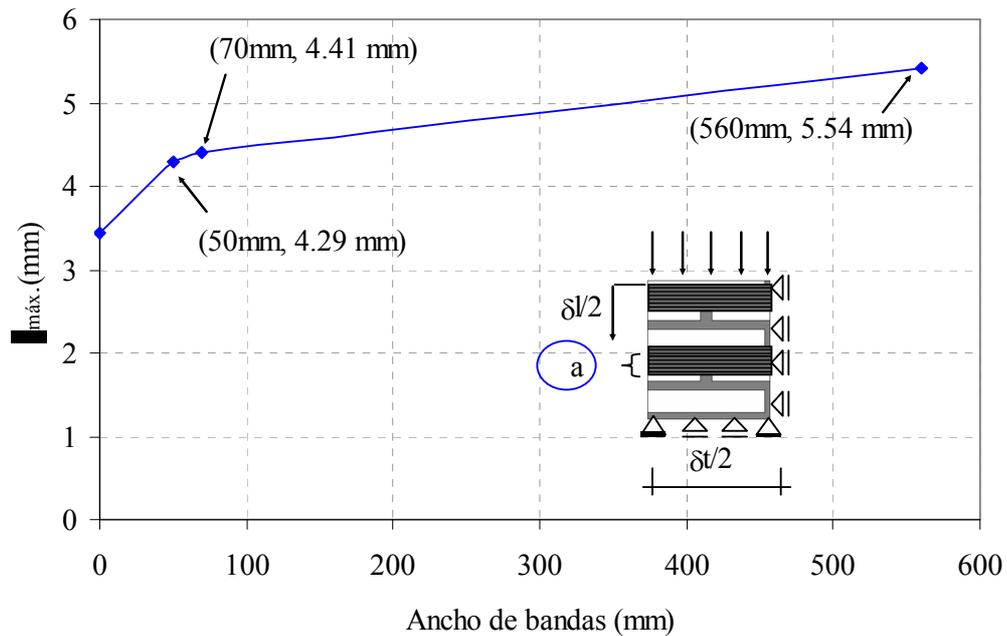


Figura 6.13. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mampostería reforzada con bandas de PRFC. Variación del desplazamiento axial máximo con el ancho de bandas.

En el estudio experimental realizado en esta tesis se observó un incremento de la capacidad de deformación de un espécimen reforzado totalmente con PRFC de 1 mm de espesor de 240 % con respecto a un panel sin reforzar. En este análisis numérico se observa un incremento de 158 %. La diferencia entre el valor experimental y el numérico se debe en parte, a que se trata de especímenes de diferentes dimensiones. En cuanto a los otros dos anchos de banda, 50 y 70 mm, prácticamente no hay diferencia en la ganancia de capacidad de deformación.

Finalmente, se compara el refuerzo total con tejido uni y bidireccional (0° - 90°) de fibras de carbono. El espesor del compuesto resultante se mantiene constante e igual a 1 mm. En la Figura 6.14 se muestra la evolución de los desplazamientos en la dirección axial y transversal. Se puede ver que no hay incremento en la carga máxima con ninguno de los dos tejidos, y la capacidad de deformación axial aumenta respecto a la mampostería sin reforzar pero es igual en ambos casos

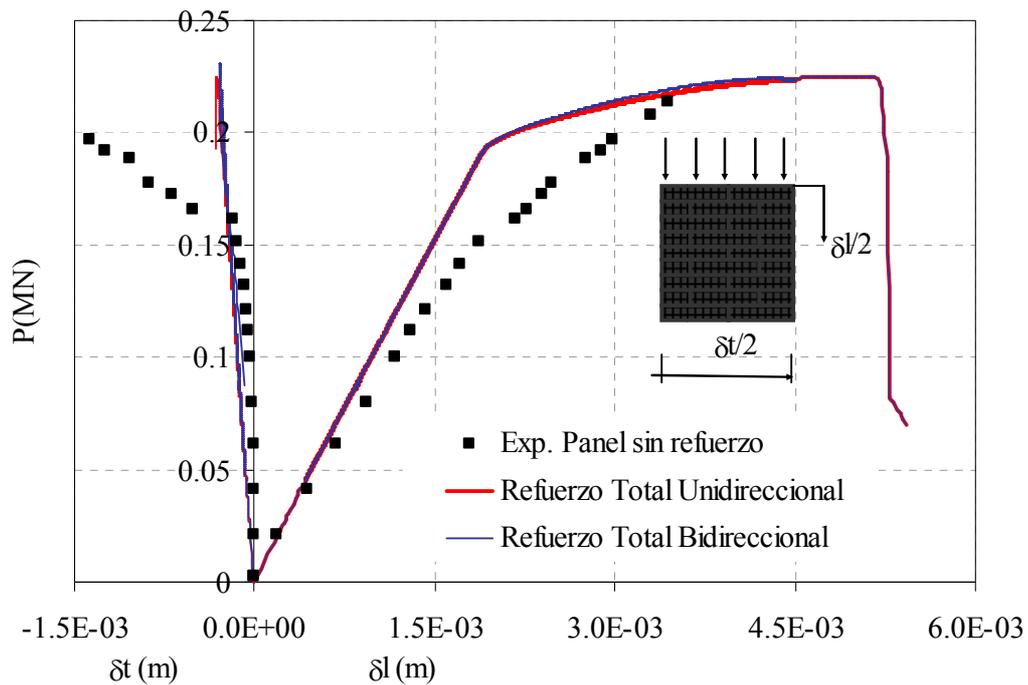


Figura 6.14. Ensayo de compresión uniaxial perpendicular a las juntas de mampostería reforzada totalmente PRFC. Tejido uni-y bidireccional de fibra de carbono.

6.4.3 Compresión diagonal

En este apartado se simula el comportamiento a corte en el plano de paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla de $580 \times 610 \times 130$ [mm³] y $560 \times 550 \times 125$ [mm³], sin reforzar y reforzados con láminas de PRFC. Los resultados obtenidos con el modelo se contrastan luego con los valores experimentales.

En primer lugar, se comienza por reproducir el comportamiento de especímenes sin reforzar y luego se prosigue con los reforzados según diferentes configuraciones de refuerzo.

6.4.3.1 Paneles sin refuerzo

A continuación, se reproduce numéricamente el comportamiento de dos grupos similares de paneles, que presentan dimensiones distintas debido a que están contruidos con mampuestos de distinto tamaño. Las propiedades mecánicas de los morteros y mampuestos se consignan en la Tabla 6.4. La malla de elementos finitos y las condiciones de carga para este tipo de ensayo se muestran en la Figura 6.15. Se

utilizaron también elementos finitos triangulares en estado plano de tensión y, en este caso, se modeló el panel completo.

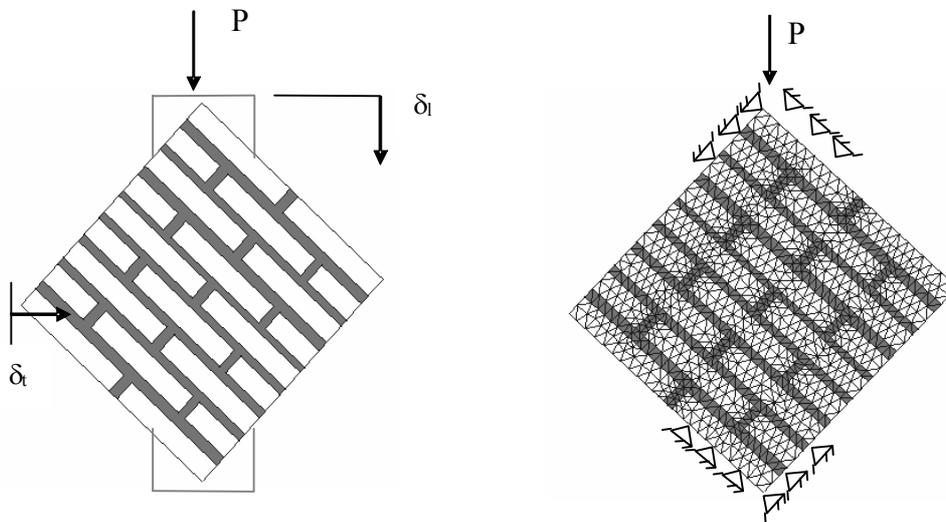


Figura 6.15. Panel sin refuerzo: (a) Condiciones de carga y apoyo; (b) malla de elementos finitos.

En la Figura 6.16 se representa la evolución de los desplazamientos transversales y longitudinales totales (δ_t y δ_l), es decir referidos a las dimensiones totales de las diagonales de los paneles. Se puede ver un ajuste bastante bueno de los resultados numéricos con los experimentales en la dirección axial, y particularmente en la transversal. Esto último obedece al tipo de rotura que se produce en estos ensayos. Según se destacó en el estudio experimental que forma parte de esta tesis, el mecanismo de falla de la mampostería no reforzada a compresión diagonal se produce en general de manera frágil y repentina, sin formación de fisuras previas en la dirección transversal. Se logra reproducir numéricamente la rigidez y la carga máxima.

En la Tabla 6.7 se comparan los valores de carga máxima obtenidos con el modelo con los resultados experimentales para los distintos especímenes ensayados. Se puede ver que el modelo numérico reproduce adecuadamente la carga última en todos los casos.

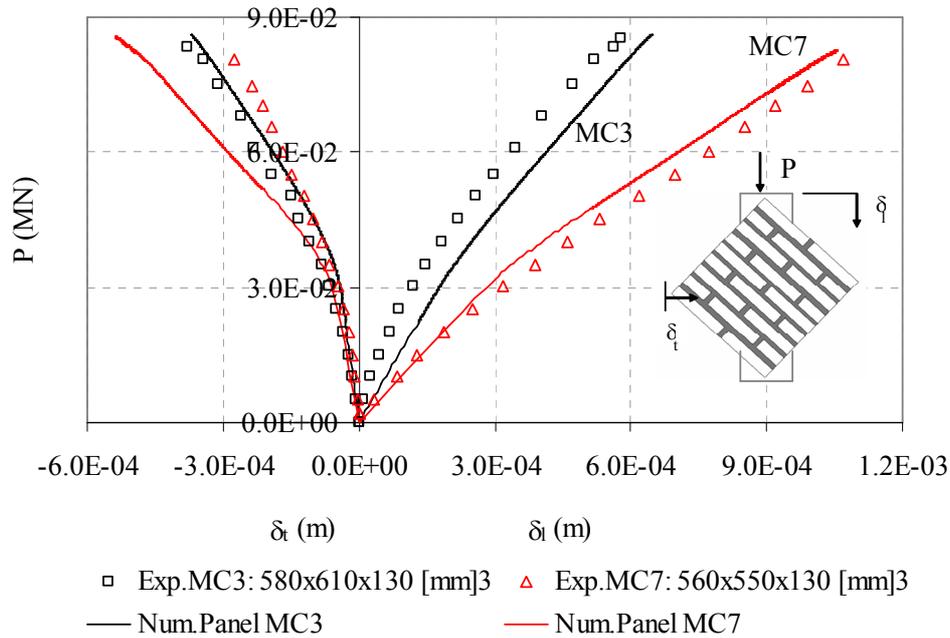


Figura 6.16. Evolución de los desplazamientos transversales y longitudinales de panel no reforzado sometido a compresión diagonal.

Tabla 6.7. Resultados experimentales y numéricos.

Espécimen	$P_{rot.}$ (MPa) Experimental (1)	$P_{rot.}$ (MPa) Solución de EF (2)	Diferencia % $100[(2)-(1)]\%(1)$
MC3	0.0829	0.0862	3.98
MC7	0.0865	0.08271	-4.38

6.4.3.2 Paneles Reforzados

En lo que sigue, se simula el comportamiento de paneles reforzados con materiales compuestos según diferentes esquemas en ambas caras: refuerzo total con láminas de PRFC de 1 mm de espesor, refuerzo con bandas de 50 mm de ancho e idéntico espesor dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga, y bandas de las mismas características dispuestas paralelas a las hiladas.

En la Figura 6.17 se muestran las mallas de elementos finitos de los especímenes reforzados con bandas ortogonales y paralelas. Las condiciones de apoyo y carga son similares a las de los especímenes sin refuerzo.

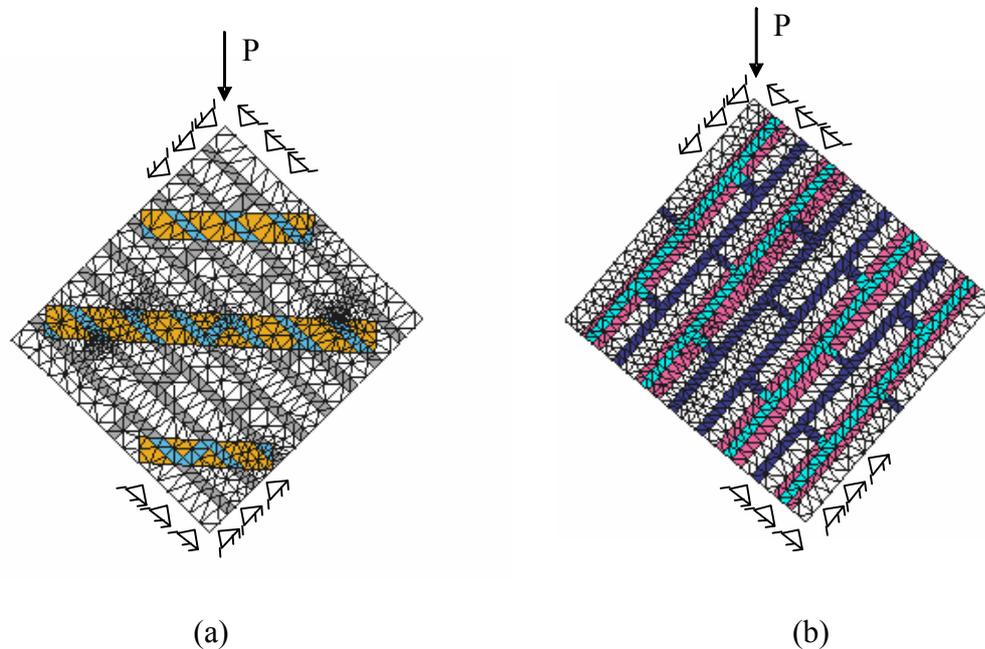


Figura 6.17. Paneles reforzados con PRFC -Malla de elementos finitos: (a) Refuerzo con bandas ortogonales a la dirección de la carga; (b) Refuerzo con bandas paralelas a las hiladas.

En las Figuras 6.18, 6.19 (a) y (b) y 6.20 se presentan las curvas carga-desplazamientos totales a través de la diagonal comprimida y traccionada de los paneles con refuerzo total, refuerzo con bandas ortogonales y bandas paralelas, respectivamente.

Se puede ver que el modelo reproduce razonablemente el comportamiento global de la mampostería reforzada sometida a solicitaciones de corte, tanto en la dirección axial como transversal. La diferencia entre los valores de carga últimos numéricos y experimentales es pequeña según muestra en la última columna de la Tabla 6.8. El mayor porcentaje de diferencia se observa en el panel reforzado totalmente

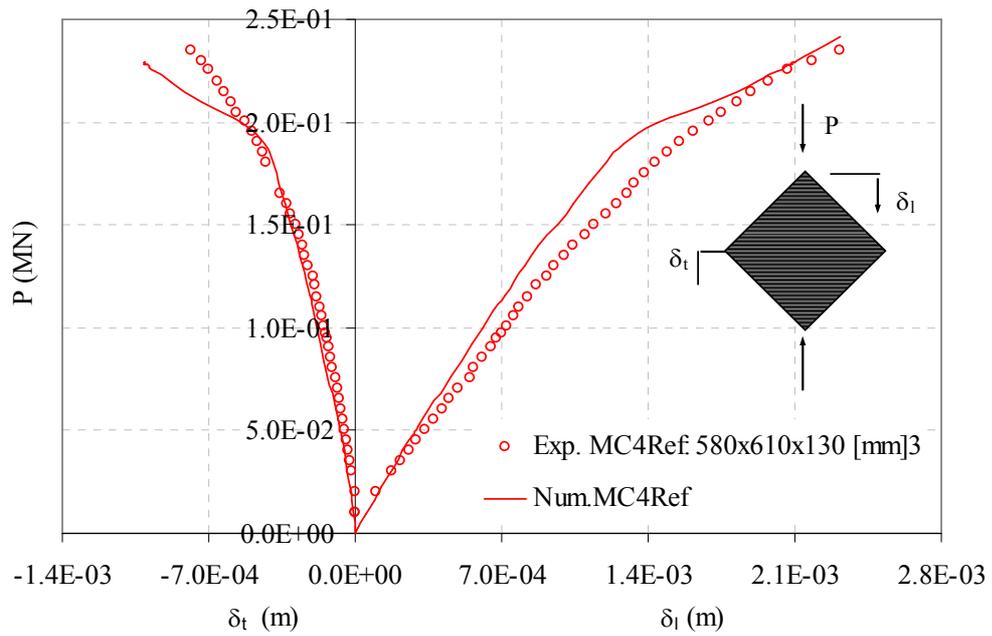
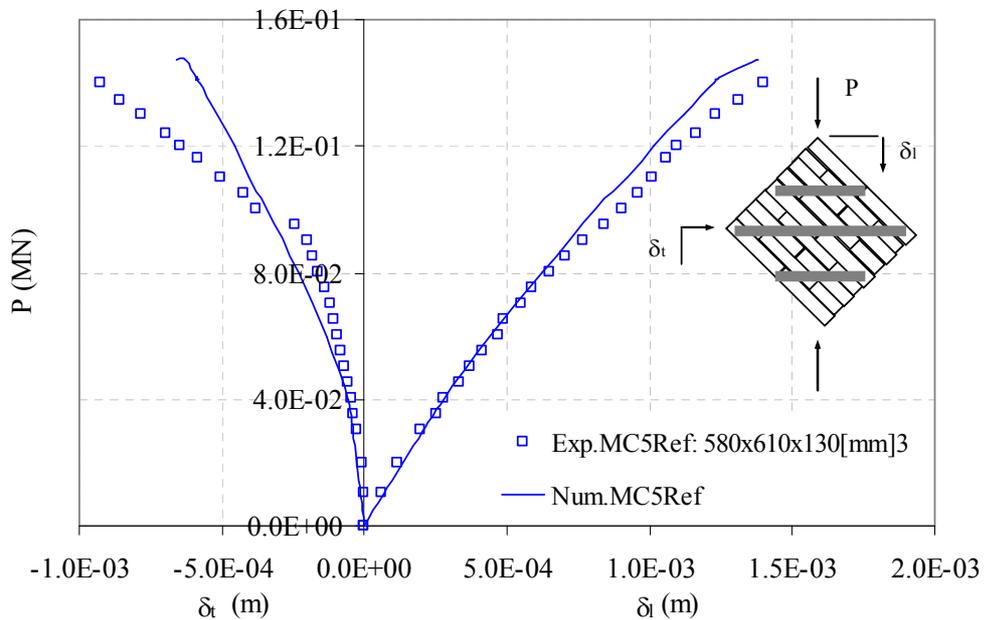
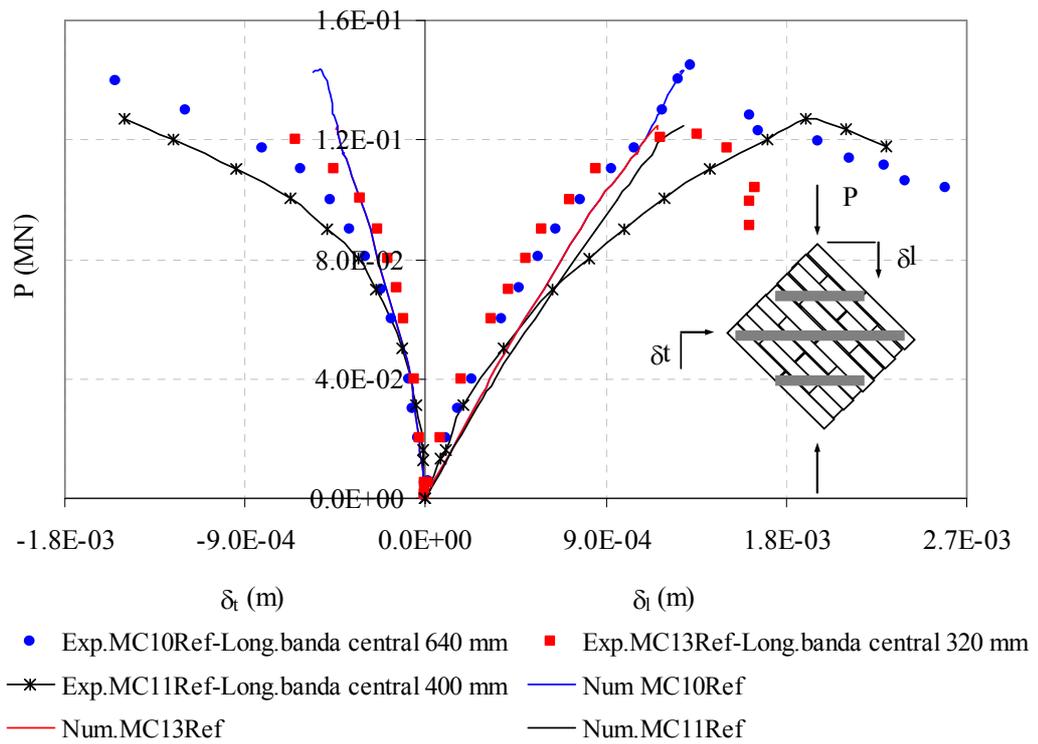


Figura 6.18. Evolución de los desplazamientos transversales y longitudinales con la carga para el panel reforzado totalmente con láminas de PRFC.



(a)



(b)

Figura 6.19. Diagrama $P-\delta_l$ y $\delta_l-\delta_t$ para paneles reforzados con bandas de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga.

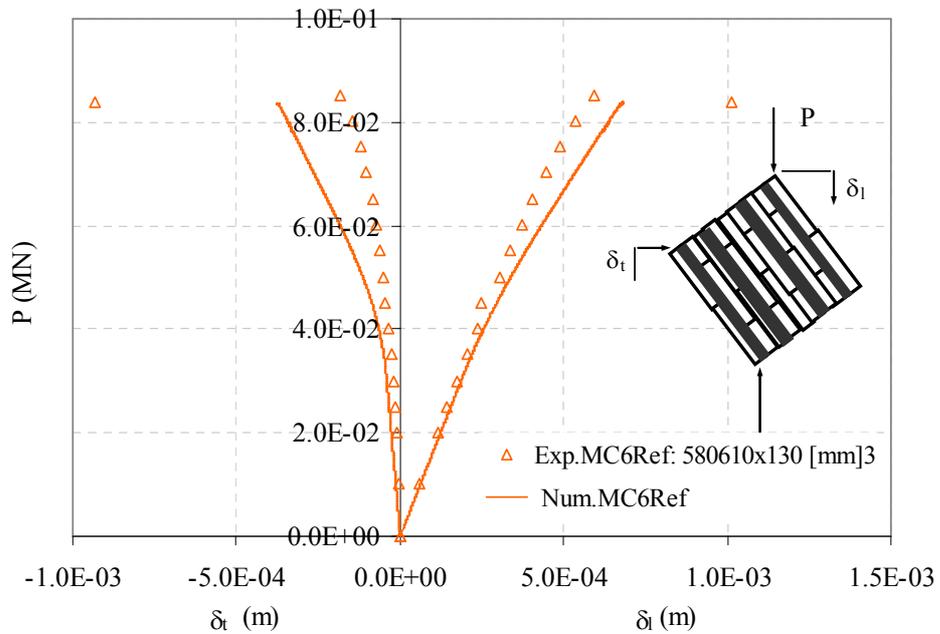
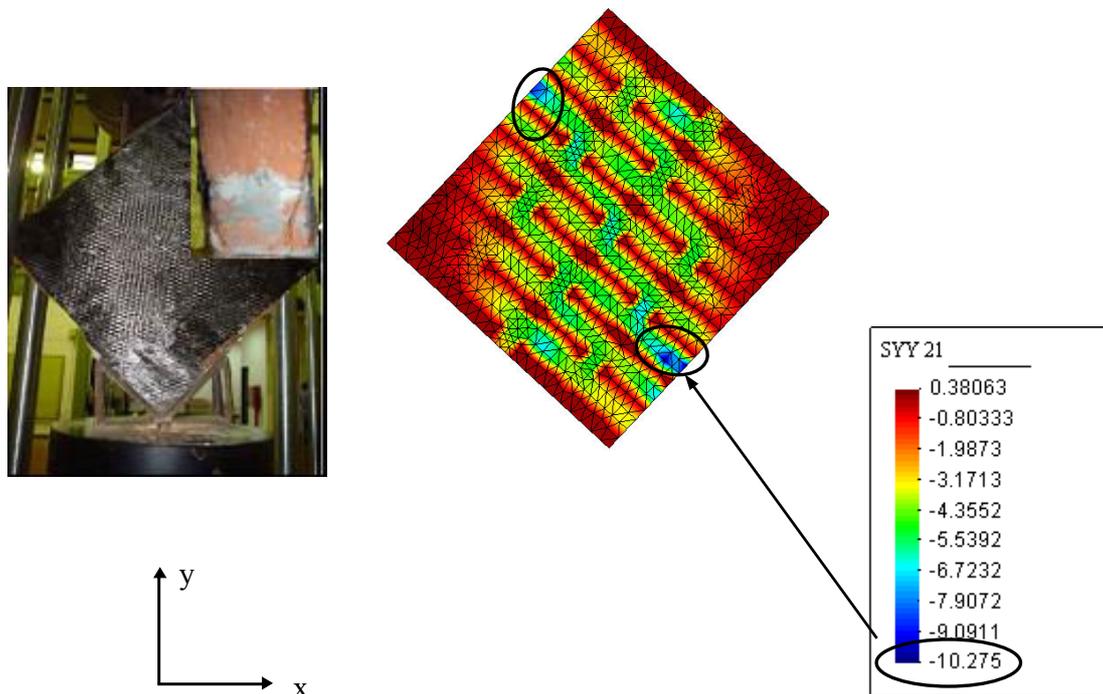


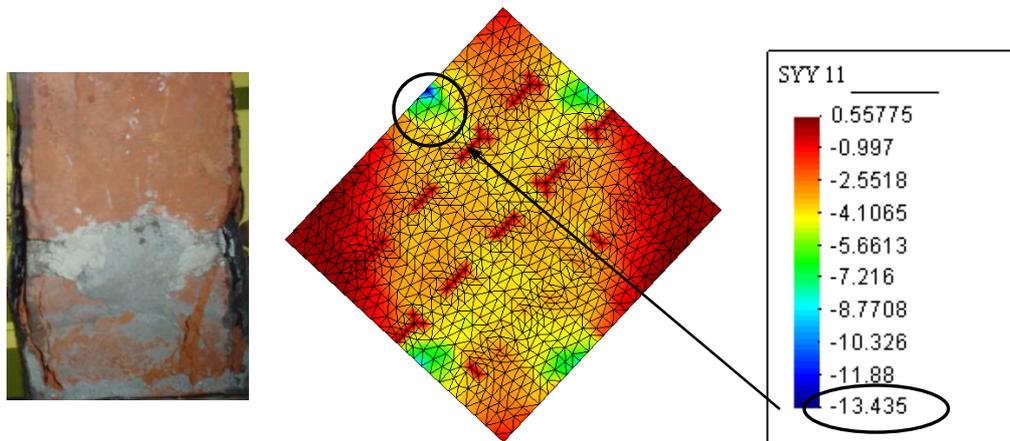
Figura 6.20. Diagrama $P-\delta_l$ y $\delta_l-\delta_t$ para el panel reforzado con bandas de PRFC paralelas a las hiladas de mampuestos.

En la Figuras 6.21 (a) y (b) se reproduce la distribución de tensiones de compresión en la dirección de aplicación de la carga en el mortero y mampuestos, respectivamente, del panel MC4Ref reforzado totalmente con PRFC. Dicho espécimen tuvo un modo de falla muy dúctil con rotura de mampuestos en la zona de apoyos, que el modelo logra reproducir. Se observa en la Figura 6.21 (marcado con círculos), la concentración de tensiones en la zona de apoyos, con valores, que tanto para el mortero (10.256 MPa) como para los ladrillos (13.43 MPa), superan la resistencia última a compresión de dichos materiales.

Los paneles reforzados con bandas tuvieron mecanismos de falla más frágiles con deslizamientos de juntas, en particular el espécimen reforzado con bandas dispuestas a 45° respecto a la dirección de aplicación de la carga. La consideración de la menor resistencia a tracción del mortero en la dirección perpendicular a la junta que en la dirección paralela a la misma para simular la baja adherencia entre mortero y ladrillo, permitió reproducir razonablemente el comportamiento de dichos especímenes.



(a)



(b)

Figura 6.21. Ensayo de compresión diagonal de panel reforzado totalmente con PRFC. Distribución de tensiones de compresión: (a) mortero; (b) mampuestos.

Tabla 6.8. Resultados experimentales y numéricos.

Espécimen	$P_{rot.}$ (MPa) Experimental	$P_{rot.}$ (MPa) Solución de EF	Diferencia % $100[(2)-(1)]\%(1)$
MC4Ref	0.2462	0.2290	-6.98
MC5Ref	0.1456	0.1473	1.17
MC10Ref	0.1503	0.1492	-0.73
MC11Ref	0.1257	0.1252	-0.40
MC13Ref	0.1297	0.1243	-4.16
MC6Ref	0.0852	0.0840	-1.41

6.4.3.3 Estudio Paramétrico

A continuación, se estudia el comportamiento de paneles de mampostería de unidades macizas de arcilla de 580x 610x130 [mm³] reforzados con bandas unidireccionales de polímeros reforzados con fibras de carbono, dispuestas

ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga. Las propiedades mecánicas del mortero, mampuestos y PRFC son las presentadas en la Tabla 6.4 y 6.3, respectivamente.

En este ejemplo y, como se dijo precedentemente, la variable de estudio es la longitud de anclaje de la banda central. Se intenta determinar de qué manera influye dicha variable en la resistencia última de la mampostería, para poder determinar la longitud óptima y obtener una menor relación costo-beneficio. Se analizan tres longitudes de banda a saber: 420 mm (mínima longitud), 640 mm y 840 mm (longitud total de la diagonal traccionada). En todos los casos se mantiene el largo de las otras dos bandas constante.

En la Figura 6.22 se representa la evolución de los desplazamientos de las diagonales comprimida y traccionada con la carga. En la Figura 6.23 se representa la carga máxima ($P_{\text{máx.}}$) alcanzada por los especímenes en función de la longitud de las bandas de refuerzo.

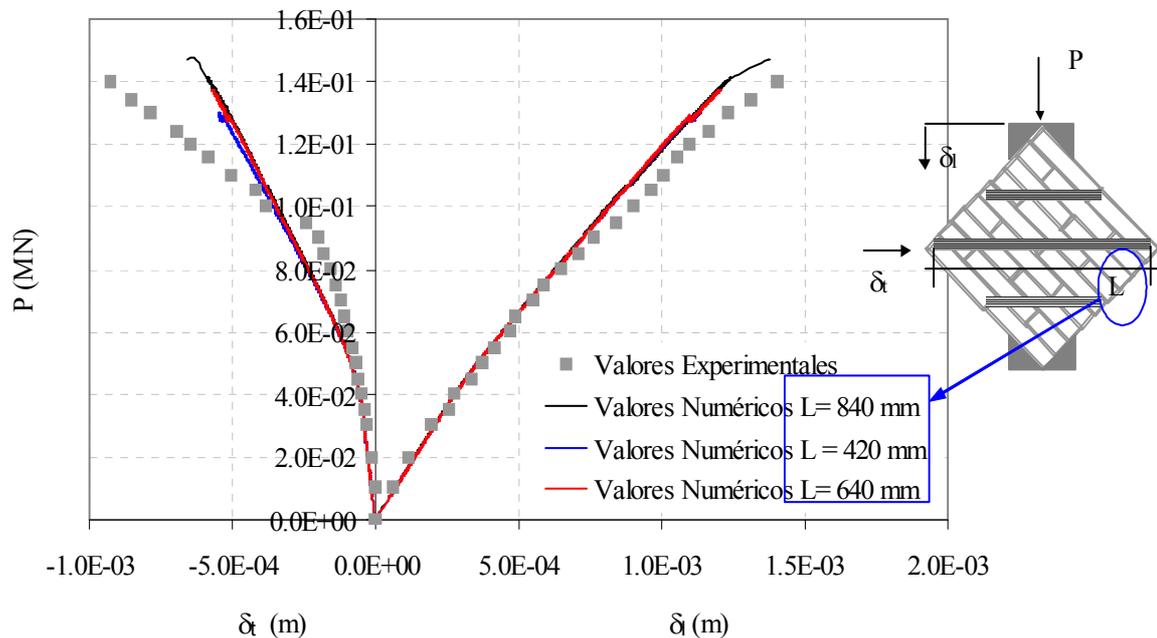


Figura 6.22. Ensayo de compresión diagonal. Curvas carga-desplazamientos axial y transversal de panel de mampostería reforzado con bandas de 1 mm de espesor y longitud variable.

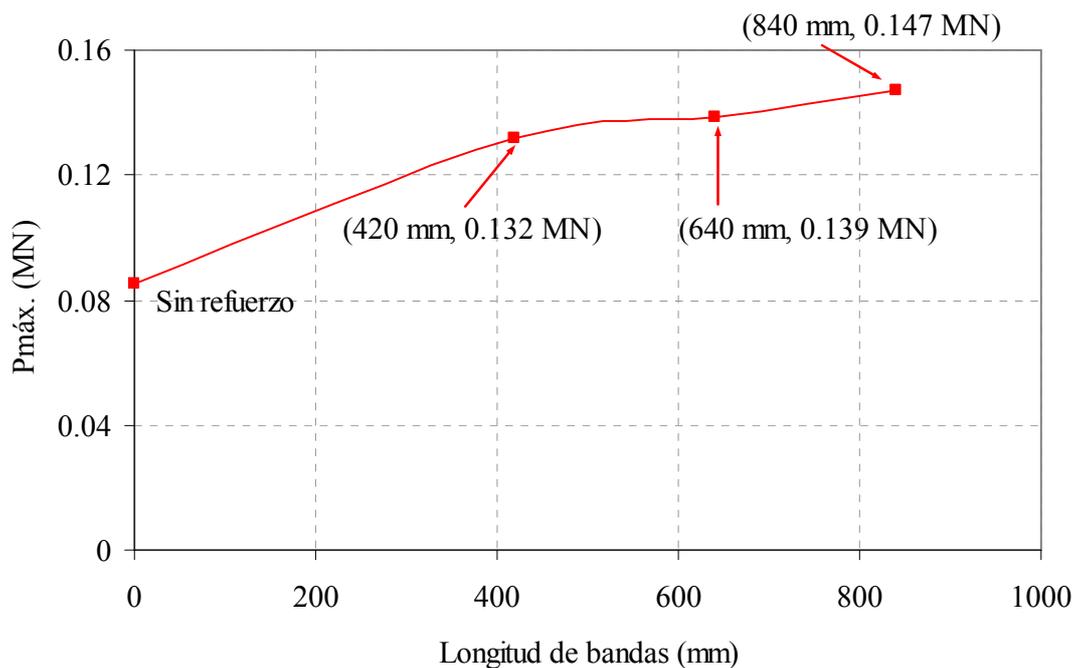


Figura 6.23. Ensayo de compresión diagonal de mampostería reforzada con bandas de PRFC. Variación de la carga máxima con la longitud de bandas.

De los resultados del análisis realizado, se puede concluir que, a mayor longitud de la banda central, mayor es la carga alcanzada. Sin embargo entre las bandas de 420 mm y 640 mm no se ve una gran diferencia de valores de carga máxima. También se destaca que, cualquiera sea el largo de la banda central de refuerzo, la rigidez no se modifica.

Este estudio se reprodujo luego experimentalmente sobre especímenes de características similares, paneles de $560 \times 550 \times 125$ [mm]³ reforzados con bandas de PRFC según tres longitudes de anclaje 640, 400 y 320 mm, equivalentes a las analizadas numéricamente. Los resultados fueron cualitativamente coincidentes con los obtenidos del estudio paramétrico, es decir se vio que, a mayor longitud de la banda central se obtiene mayor resistencia, y que entre las bandas de 400 y 320 mm, prácticamente no se obtienen diferencias en los valores de carga máxima alcanzada (ver Tabla 4.12, Capítulo 4).

Finalmente, se presenta otro análisis numérico comparativo sobre paneles de $580 \times 610 \times 130$ [mm]³ reforzados totalmente con tejido uni y bidireccional de fibras de carbono y sometidos a solicitaciones de corte en el plano. En ambos casos el espesor de la capa de refuerzo dispuesto en ambas caras es de 1mm. En la Figura 6.24 se muestran

las curvas carga-desplazamiento axial y transversal de los especímenes reforzados con ambos tipos de tejido y la comparación con valores experimentales de un panel de mampostería no reforzado, y otro reforzado totalmente con PRFC unidireccional. Se puede ver que el tejido bidireccional incrementa, más que el compuesto unidireccional, la rigidez, ductilidad y resistencia de la mampostería. Así, mientras que para el compuesto unidireccional se obtiene una mejora de resistencia del 297 % e incrementos en la capacidad de deformación axial y transversal de 3.9 y 3.3 veces con respecto a la mampostería sin reforzar, con el tejido bidireccional esos valores ascienden a 322 %, 5.3 y 6.54 veces, respectivamente.

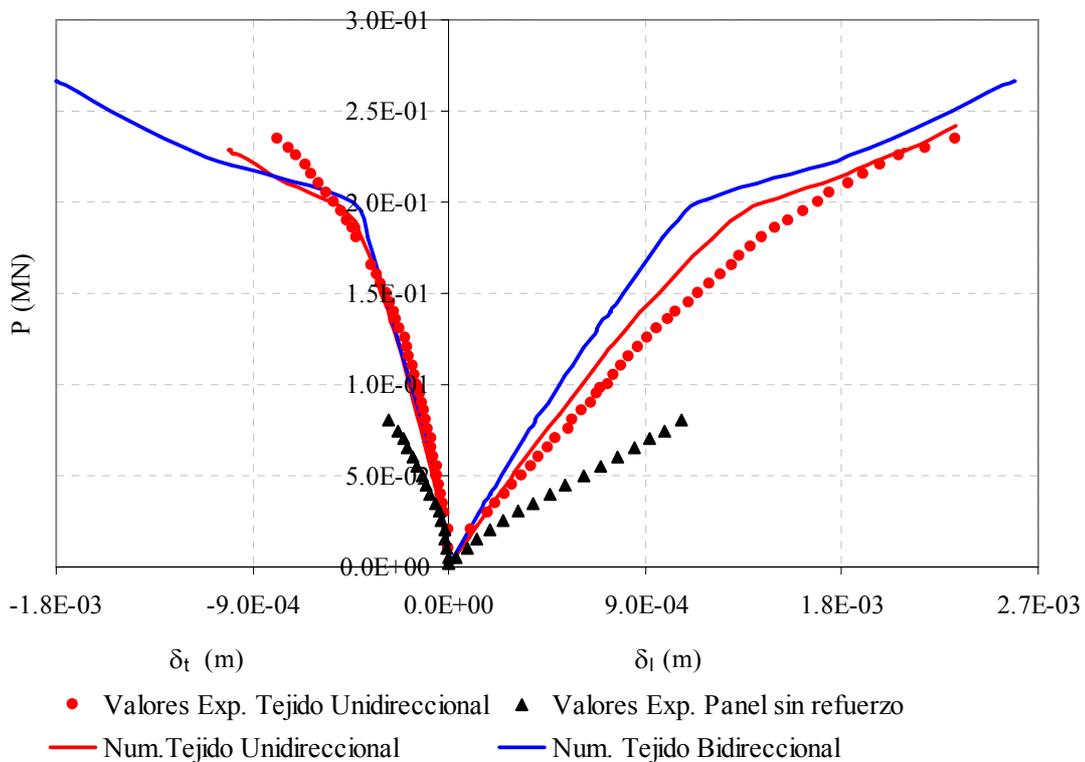


Figura 6.24. Ensayo de compresión diagonal. Curvas carga-desplazamientos axial y transversal de panel de mampostería reforzado totalmente con tejido uni y bidireccional de fibras de carbono.

Los resultados experimentales obtenidos por Gabor et al. (2006) sobre un panel de mampostería de unidades cerámicas huecas reforzado con tejido bidireccional de fibras de vidrio mostraron también una mejora significativa en la capacidad resistente y ductilidad, con respecto a la misma mampostería sin reforzar. Si bien no hubo mejoras

en la rigidez se produjo un incremento de resistencia del 82 % y la capacidad de deformación fue 3.82 veces la de la mampostería no reforzada.

Dada la disposición geométrica de mampuestos y mortero en la mampostería, el uso de tejido bidireccional aplicado en toda la superficie del panel y en ambas caras, indudablemente evita la falla frágil y repentina, mejora apreciablemente la resistencia, aumenta la rigidez y la capacidad de deformación.

6.4.4 Ensayos de corte sobre pequeños elementos de mampostería de unidades macizas de arcilla

6.4.4.1 Introducción

En este punto se presenta la simulación del comportamiento al corte de la junta de mortero de pequeños especímenes construidos con tres mampuestos.

En todos los casos, aprovechando la simetría de los especímenes, se modeló únicamente la mitad de los mismos usando elementos finitos triangulares de tres nodos en estado plano de tensión. Adicionalmente, se resolvió el problema en tres dimensiones con elementos tetraédricos para poder simular el despegue de las láminas de material compuesto.

6.4.4.2 Probetas sin refuerzo

En este punto se modela el comportamiento de especímenes de unidades macizas de arcilla no reforzados constituidos por tres mampuestos y juntas de mortero. Las propiedades mecánicas del mortero y los ladrillos (tipo 2) se muestran en la Tabla 6.4. Las condiciones de carga y apoyo y la malla de elementos finitos utilizada para modelar un espécimen sin refuerzo se pueden ver en la Figura 6.25.

En la Figura 6.26 se muestran las curvas carga-desplazamiento relativo δ del ladrillo central con respecto a un punto fijo ubicado en el ladrillo lateral, obtenidas numéricamente y su comparación con los resultados experimentales. Se observa que los resultados numéricos reproducen razonablemente el comportamiento global de los elementos ensayados, aún cuando la carga última resulta sensiblemente sobreestimada y hay una mayor disipación de energía. Los ensayos experimentales mostraron un tipo de rotura frágil y repentina con muy poca disipación de energía lo cual resulta muy duro de reproducir numéricamente.

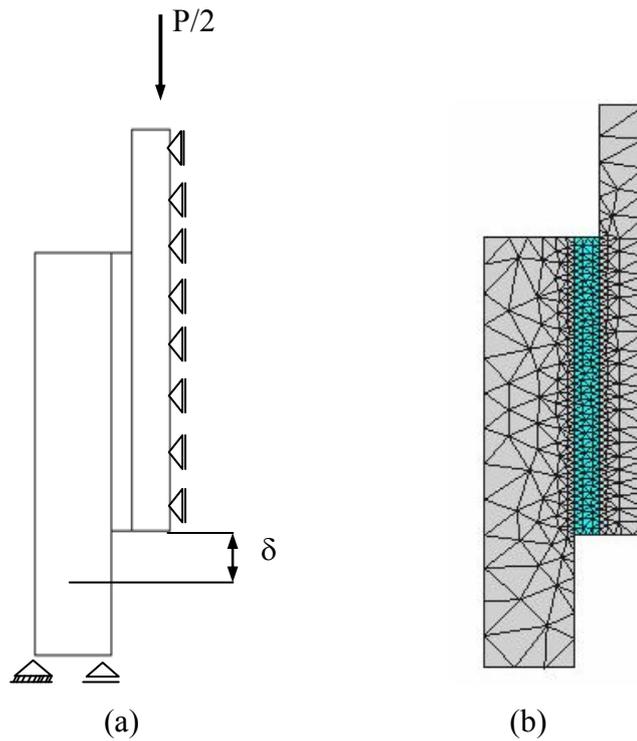


Figura 6.25. Probeta sin refuerzo: (a) Condiciones de carga y (b) malla de elementos finitos.

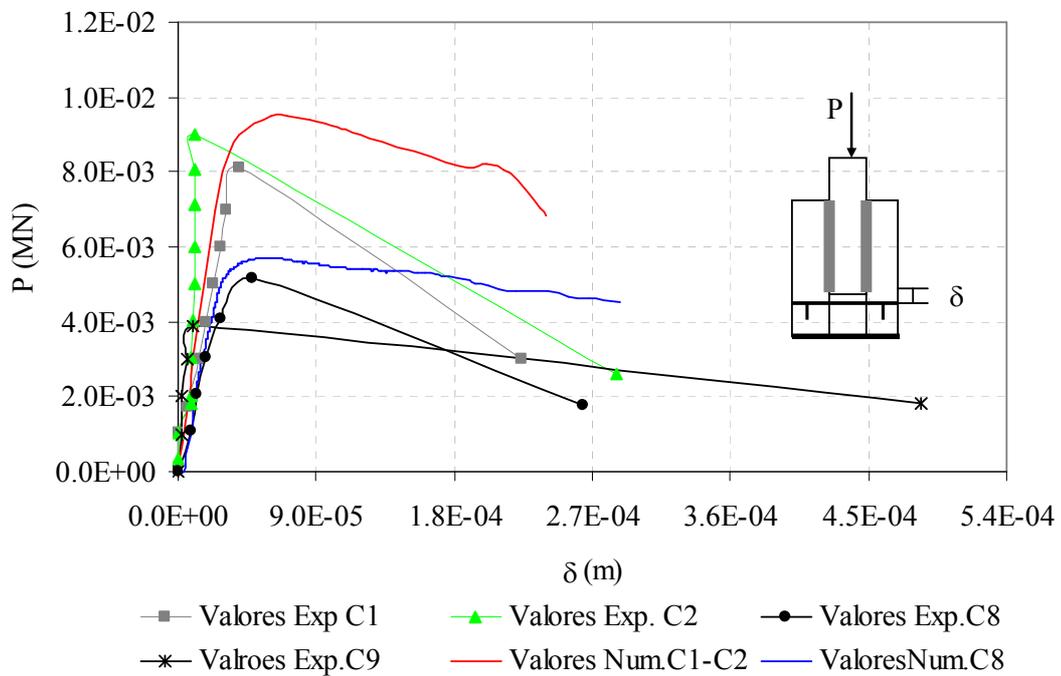


Figura 6.26 Curvas carga-desplazamiento de espécimen sin refuerzo. Comparación con resultados experimentales.

6.4.4.3 Probetas reforzadas

A continuación, se reproduce el comportamiento de probetas de unidades macizas de arcilla reforzadas con bandas de PRFC de $120 \times 90 \text{ [mm]}^2$ (C4Ref) y $100 \times 54 \text{ [mm]}^2$ (C5Ref). Las propiedades mecánicas del compuesto se consignan en la Tabla 6.3, en tanto las de mortero y mampuestos son la misma presentadas en la Tabla 6.4. En las Figuras 6.27 se muestran las mallas de elementos finitos para las dos longitudes de anclaje de las bandas.

En la Figura 6.28 se muestra las curvas carga-desplazamiento relativo δ del ladrillo central obtenidas numéricamente con el modelo en 2 dimensiones y su comparación con los resultados experimentales. Se puede ver que el modelo numérico reproduce satisfactoriamente los valores experimentales obtenidos en el caso de la probeta reforzada con láminas largas, pero es incapaz de representar la falla frágil de la interfaz, ladrillo-compuesto ocurrida en el espécimen reforzado con láminas cortas, pues todos los elementos están trabajando en estado plano de tensiones. Ello se muestra claramente en la Figura 6.28, donde se ve que el modelo sobreestima la carga última, lo que se representa en el gráfico con líneas de trazo.

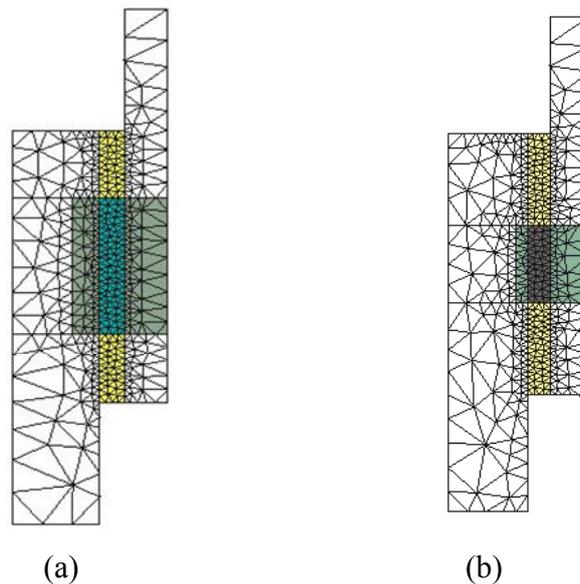


Figura 6.27. Malla de elementos finitos de probetas reforzadas: (a) banda de $120 \times 90 \text{ [mm]}^2$; (b) banda de $100 \times 54 \text{ [mm]}^2$

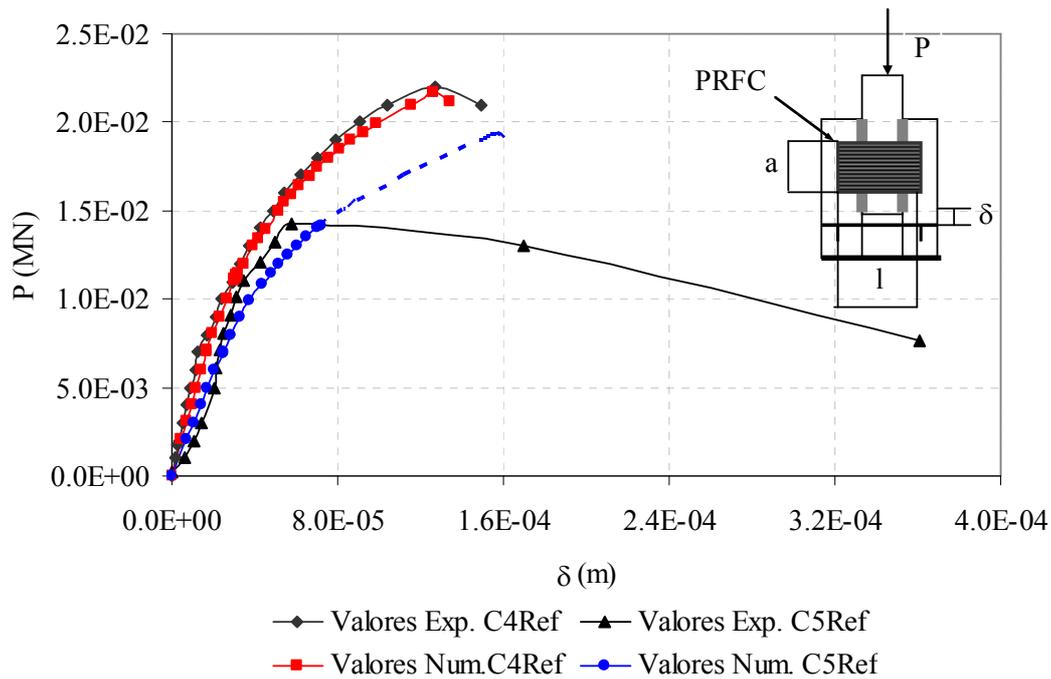


Figura 6.28. Curvas carga-desplazamiento de especímenes reforzados. Comparación con resultados experimentales.

Teniendo en cuenta las observaciones anteriores, se volvió a simular este ensayo utilizando un modelo en 3 dimensiones que permite reproducir el despegue de la lámina de compuesto. Se usaron para ello elementos finitos tetraédricos (4 nodos). La debilidad de la capa superior del mampuesto donde se adhiere la lámina de compuestos se tiene en cuenta en los modelos ortótropos utilizados, introduciendo una disminución en la resistencia al corte del compuesto en ese plano.

En la Figura 6.29 se muestra la malla de elementos finitos, la curva carga-desplazamiento relativo δ del ladrillo central y la comparación con el modelo en dos dimensiones. Se observa que la carga última puede ser ajustada razonablemente con el modelo en tres dimensiones. En el modelo, la falla se produce por el despegue de la interfaz compuesto-mampuesto que ocurre cuando se supera la resistencia al corte del compuesto en ese plano.

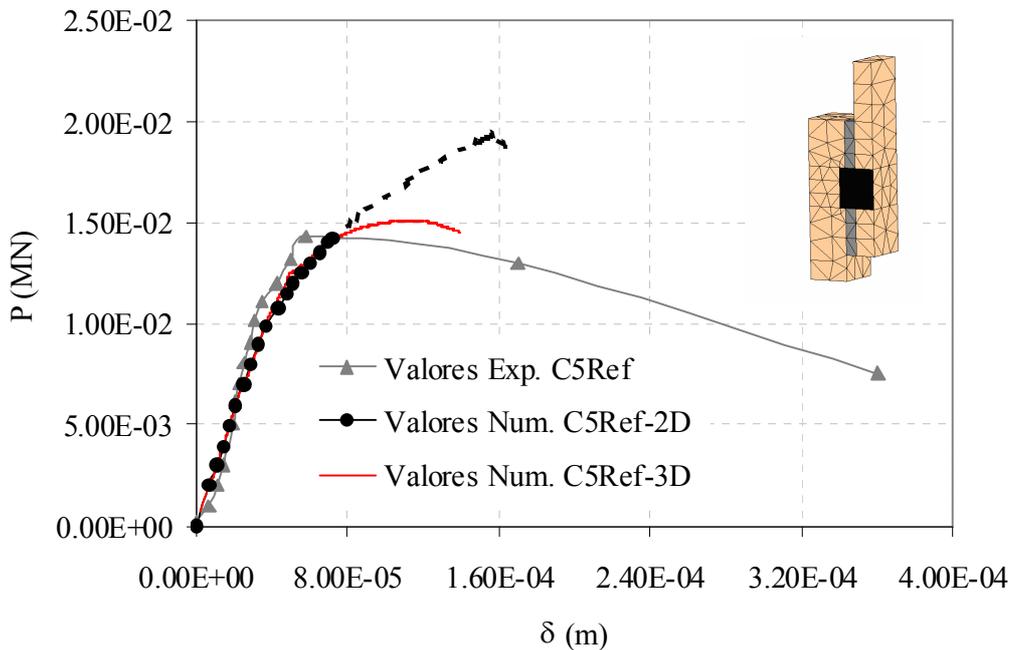


Figura 6.29. Curvas carga-desplazamiento de espécimen reforzado con banda de 100 x 54 [mm]². Estudio 3D.

6.4.4.4 Probetas dañadas y reparadas

En este punto se modela el comportamiento de las probetas del punto 6.4.4.2 que, luego de ensayadas a rotura, fueron reparadas con bandas de PRFC de 120 x 90 [mm]² y 100 x 54 [mm]² y ensayadas nuevamente hasta la falla. Las propiedades del compuesto son las mismas que las presentadas en la Tabla 6.3. La modelación numérica se hizo de la misma manera que en el caso de las probetas reforzadas. Sin embargo, en este caso, para simular la pérdida de adherencia entre las juntas de mortero y los mampuestos se dispuso una capa muy delgada de mortero con la resistencia y rigidez degradadas, teniendo en cuenta los valores de resistencia y rigidez final de los ensayos previos.

En la Figura 6.30 se pueden ver las curvas carga – desplazamiento obtenidas en los ensayos y la comparación con los valores numéricos. El modelo logra reproducir razonablemente el comportamiento no lineal observado en las curvas experimentales. Se ve que en el caso del espécimen reparado con la banda de 100 x 54 [mm]² el ajuste es satisfactorio. Pero en el espécimen reparado con la banda de mayor área, el modelo no logra reproducir la degradación de la rigidez que se obtuvo en el ensayo.

Otras simulaciones (Eshani et al., 1997) realizadas con programas comerciales de elementos finitos sobre especímenes similares reparados con bandas bidireccionales de PRFV, no pudieron reproducir dicho comportamiento.

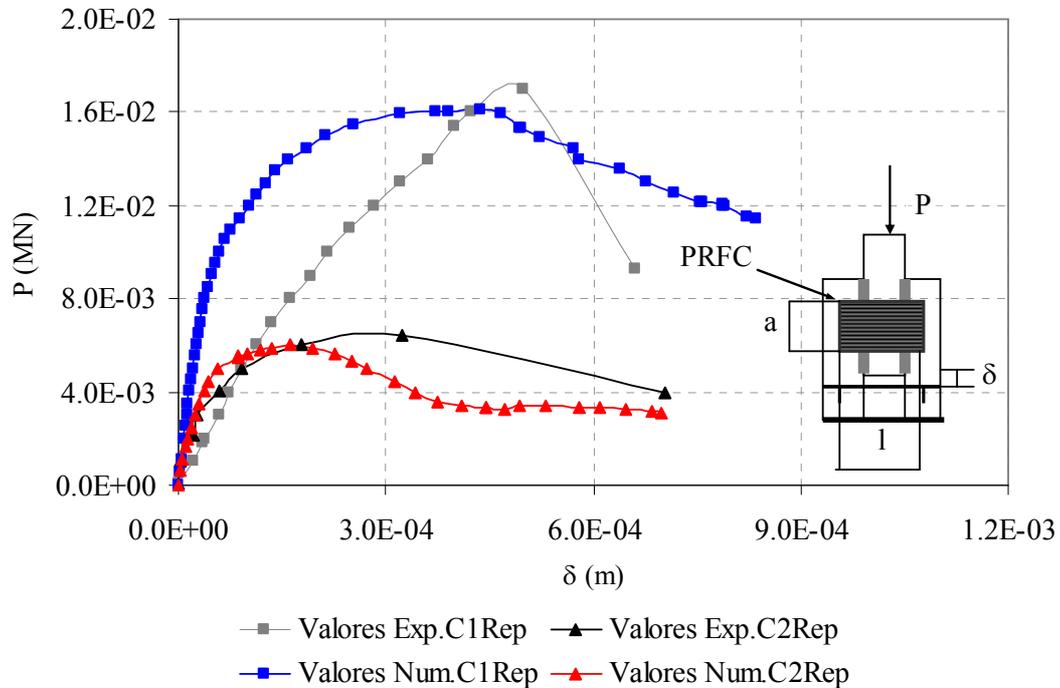


Figura 6.30. Curvas carga-desplazamiento de especímenes reparados. Comparación con resultados experimentales.

6.4.4.5 Estudio paramétrico

A continuación se presenta un estudio paramétrico realizado sobre un elemento de idénticas características geométricas y propiedades mecánicas que el presentado en el apartado 6.4.4.4 (C2) reparado con bandas de PRFC según diferentes longitudes, anchos y orientaciones de las bandas de reparación.

En primer lugar se analiza la extensión de la banda de reparación. Se estudian 4 longitudes de anclaje, 100, 120, 140 y 187 mm, en tanto el ancho se mantiene constante.

En la Figura 6.31 se representan las curvas carga desplazamiento del ladrillo central. Se puede ver que, a mayor extensión de la banda, se obtiene mayor capacidad resistente. Sin embargo, a partir de cierta longitud, ya no se ven mejoras en la carga máxima que tiende a un mismo valor. Esto último se puede apreciar en la Figura 6.32 donde se

presenta la carga máxima en función de la longitud de anclaje y se ve que a partir de una longitud de banda de 140 mm la resistencia prácticamente no varía.

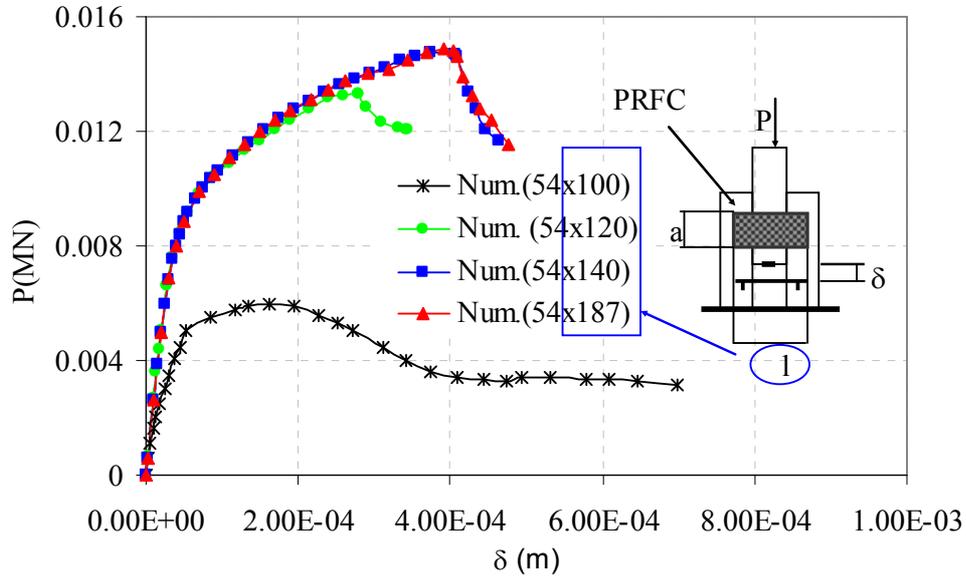


Figura 6.31. Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con diferentes extensiones de bandas de PRFC.

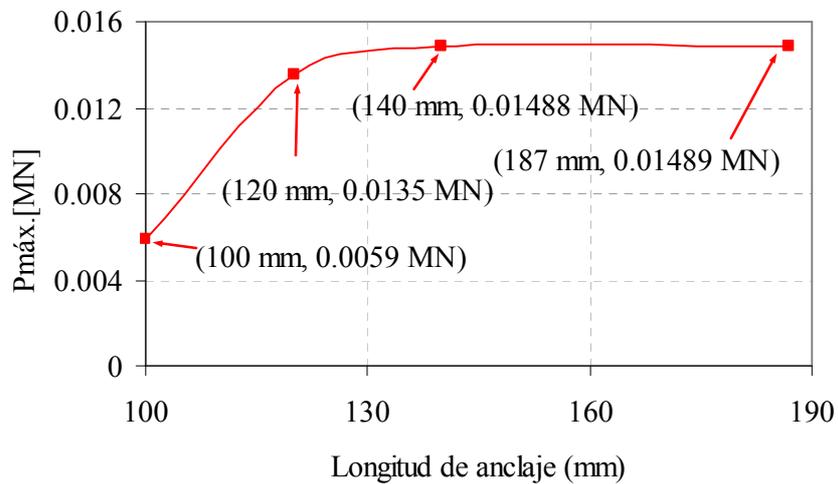


Figura 6.32. Variación de la carga máxima con la extensión de la banda de reparación.

A continuación, se mantiene constante la extensión del parche y se varía el ancho. Según puede verse en la curva carga-desplazamiento del ladrillo central que se presenta en la Figura 6.33, no se produce un aumento significativo de la carga máxima.

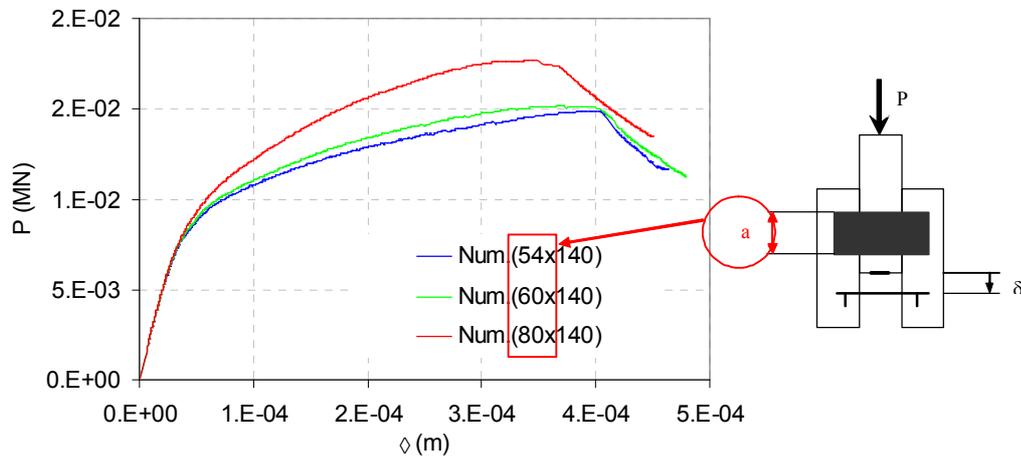


Figura 6.33. Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con diferentes anchos de bandas de PRFC.

En la Figura 6.34 se analizan los valores de carga máxima en función del ancho del parche, para dos extensiones de la banda de PRFC, 100 y 140 mm. Se puede ver que la longitud de anclaje es fundamental en la resistencia máxima alcanzada, pues cualquiera sea el ancho de banda, si la extensión es mínima (100 mm) la carga es prácticamente invariable. En cambio, para una longitud de anclaje de 140 mm un mayor ancho de banda mejora la resistencia. De acuerdo a ello, es posible encontrar una dimensión óptima de banda de reparación, que con una buena relación costo-beneficio permita mejorar el comportamiento de elementos dañados.

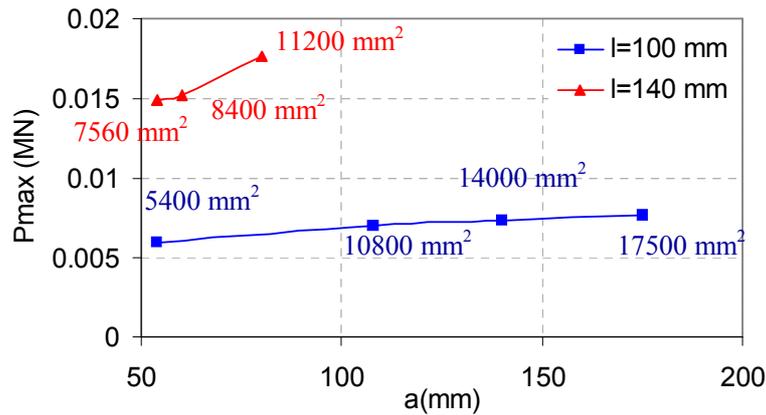


Figura 6.34. Variación de la carga máxima con el ancho de la banda de refuerzo para dos longitudes de anclaje.

Otra variable a analizar es el ángulo de inclinación de las fibras del material de reparación con respecto a la dirección de aplicación de la carga. En este caso, se simuló el espécimen completo. En la Figura 6.35 se muestran la malla de elementos finitos utilizada y las curvas carga-desplazamiento del ladrillo central para diferentes inclinaciones del ángulo de la fibra respecto a la dirección de de aplicación de la carga, a saber: 0,15, 30, 45, 60, 75 y 90°.

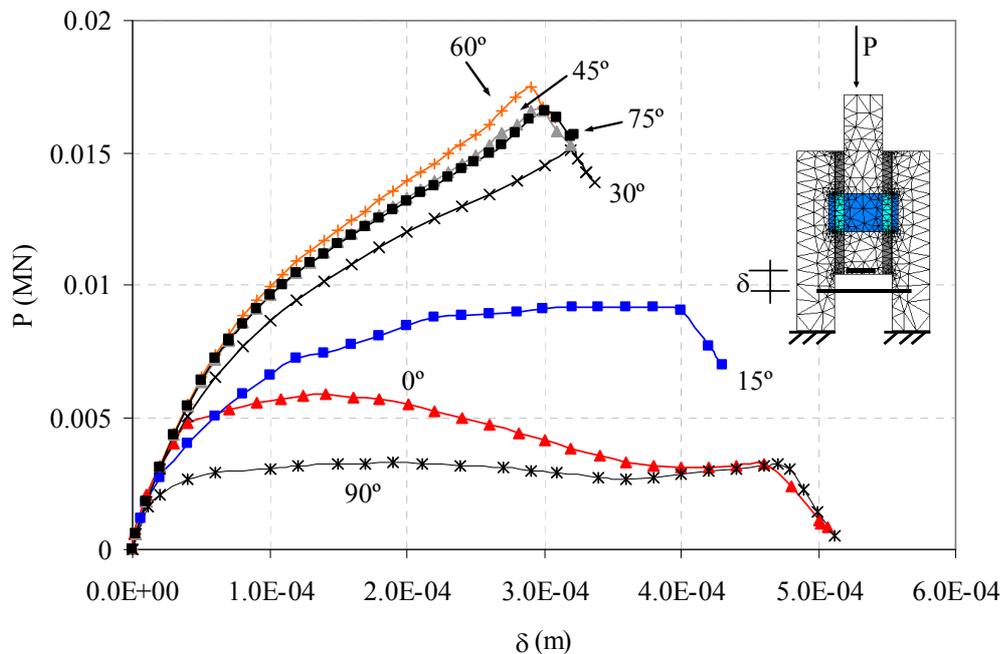


Figura 6.35. Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con diferentes ángulos de inclinación de las fibras.

En la Figura 6.36 se representa la carga máxima en función del ángulo de inclinación de las fibras. Se puede ver que a mayor ángulo de las fibras (intervalo 30°-75°), el comportamiento se aproxima más a un comportamiento lineal. Para ángulos entre 0 y 15° se observa poco incremento de la carga última y un comportamiento marcadamente no lineal. La máxima resistencia se logra para un ángulo de 60°

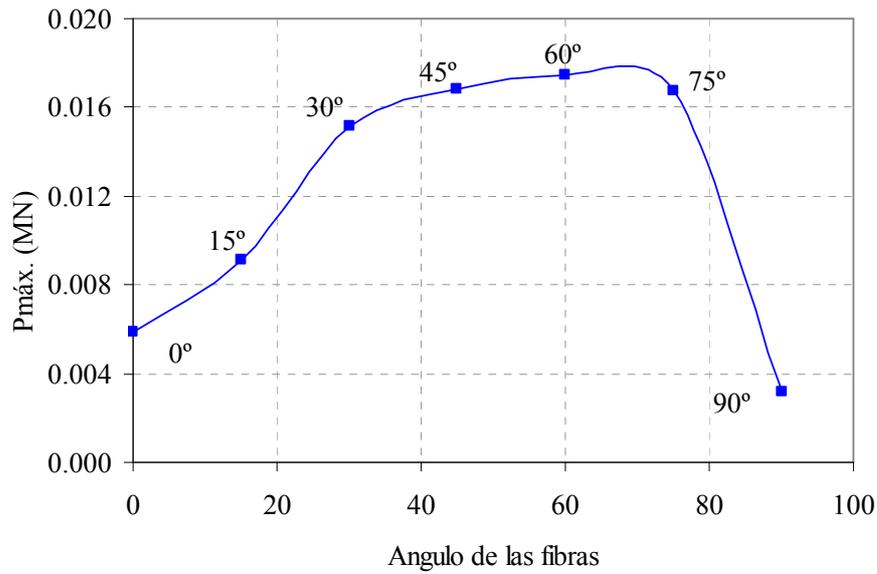


Figura 6.36. Variación de la carga máxima con el ángulo de inclinación de las fibras.

Finalmente, se analiza la aplicación de tejido bidireccional con diferentes ángulos de inclinación de las fibras con respecto a la dirección de la carga, a saber: 0°-90°, 5°-95°, 15°-105°, 30°-120°, 45°-135 y 60°-150°. También aquí se modeló el espécimen completo. Las curvas carga-desplazamiento del ladrillo central se pueden ver en la Figura 6.37. Se observa un incremento notable de la resistencia aún para un ángulo de inclinación de las fibras pequeño (5°-95°). El comportamiento que se aproxima más a un comportamiento lineal cuando crece dicho ángulo. Para los ángulos de 30°-120°, 45°-135 y 60°-150° la carga máxima es la misma. En la Figura 6.38 se representan los valores de carga máxima para tejidos uni- y bidireccionales de fibras de carbono con diferentes inclinaciones de las fibras, con respecto a la dirección de aplicación de la carga. Se puede ver que, para el tejido bidireccional, dentro de un cierto intervalo de inclinación, no hay prácticamente variación de la carga máxima que, además, es mayor a la alcanzada por el tejido unidireccional

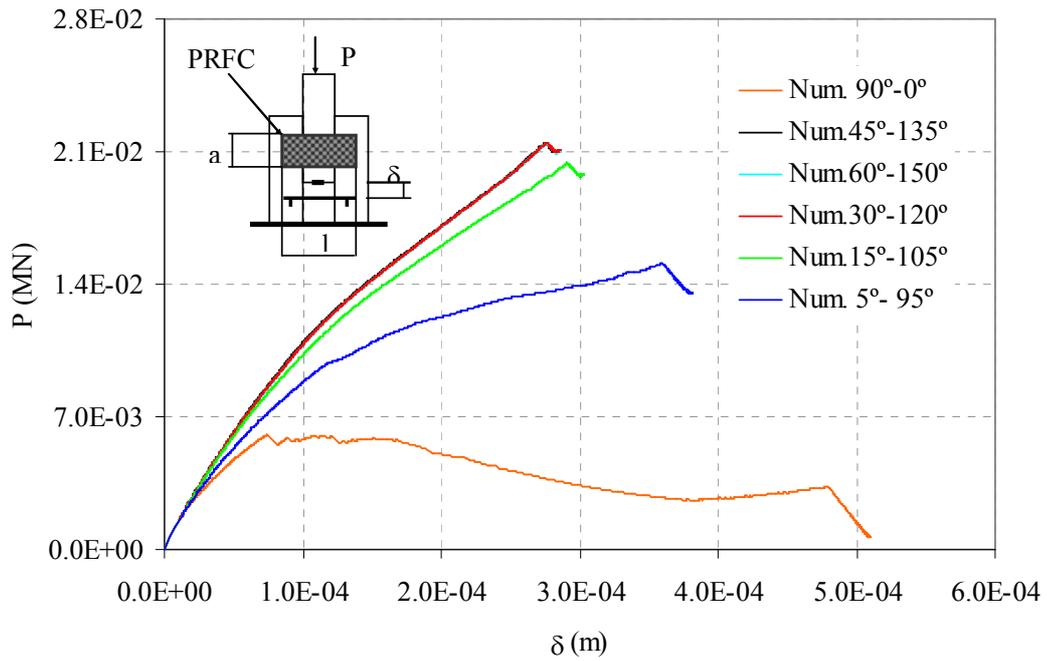


Figura 6.37. Curva carga-desplazamiento de espécimen reparado con tejido bidireccional según diferentes ángulos de inclinación de las fibras.

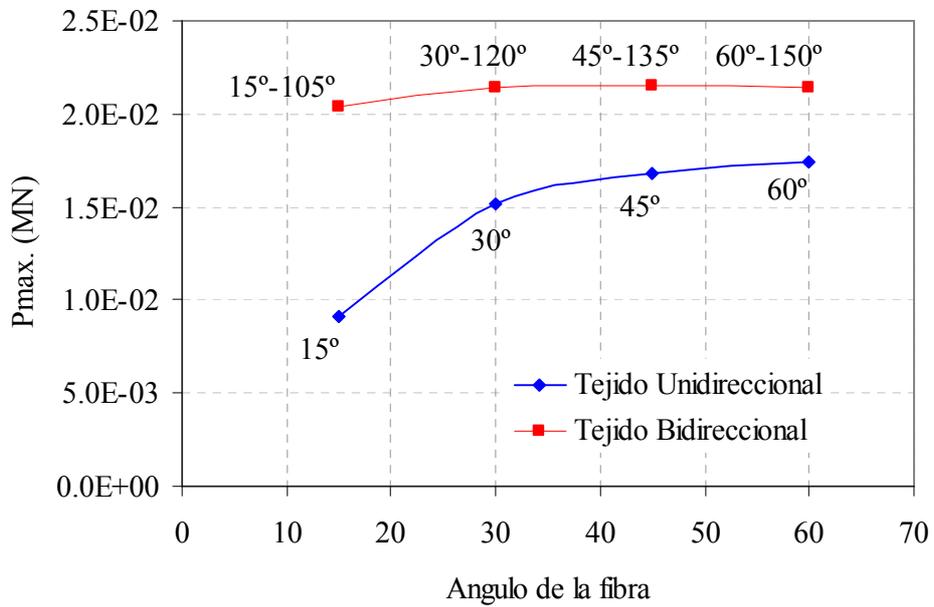


Figura 6.38. Comparación de cargas máximas para tejidos uni y bidireccional de fibras de carbono.

6.5. SIMULACIÓN NUMÉRICA DE ESPECIMENES ENSAYADOS POR OTROS AUTORES

6.5.1 Ensayos de compresión perpendicular a las juntas de mortero (Gabor et al., 2006)

En este punto se reproduce el comportamiento a compresión perpendicular a las juntas de mortero de un prisma de unidades cerámicas huecas de 430 x 350 x 100 [mm]³ y juntas de mortero de 1 mm ensayado por Gabor et al. (2006). Se discretizaron por separado elementos de mortero y elementos de ladrillo usando elementos finitos de 4 nodos y 2x2 puntos de integración de Gauss en estado plano de tensiones. Además, se modeló el espécimen completo. Para ambos materiales se utilizaron modelos ortótropos de daño combinados con plasticidad. Las propiedades mecánicas del mortero y los ladrillos se presentan en la Tabla 6.9. En la Figura 6.39 se muestran las curvas tensión-deformación axial y transversal ($\sigma - \epsilon_l$ y ϵ_t) del prisma y del ladrillo. Para el mortero sólo se representa la curva tensión-deformación axial ($\sigma - \epsilon_l$), pues los autores del trabajo, Gabor et al. (2006), no presentan datos referentes a la deformación transversal de aquel material.

Al igual que en el caso de la simulación del comportamiento a compresión perpendicular a las juntas de los especímenes ensayados en el marco de esta tesis, se observa en este ejemplo, un buen ajuste del modelo en la dirección axial, no así en la dirección transversal.

Tabla 6.9. Características mecánicas de mampuestos y mortero (Gabor et al., 2006)

	Mampuestos	Mortero
Módulo de Elasticidad E (MPa)	13000	4000
Resistencia última a compresión, σ_{uc} (MPa)	13.7	13.7
Coefficiente de Poisson, ν	0.20	0.20

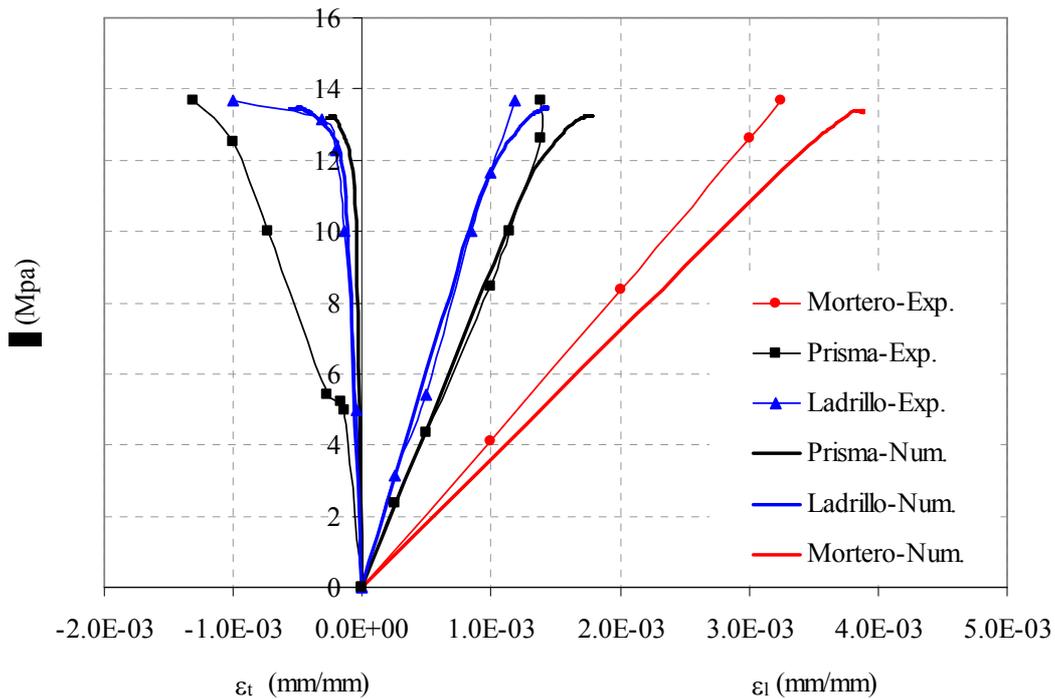


Figura 6.39. Diagrama tensión – deformación de prisma de unidades cerámicas huecas ensayado a compresión uniaxial (Gabor et al., 2006).

6.5.2 Ensayos de compresión diagonal sobre mampostería reforzada con láminas de material de matriz polimérica reforzado con fibras de vidrio (FRPV) (Gabor et al., 2006)

A continuación, se representa la evolución de las deformaciones a lo largo de la diagonal comprimida y de la diagonal traccionada de un muro sin reforzar de 870 x 840 x 100 [mm³] de unidades huecas de arcilla, ensayado a compresión diagonal (Gabor et al., 2006). También se reproduce la curva carga-deformación longitudinal de un muro de idénticas características y dimensiones reforzado con láminas de GFRP sometido a compresión diagonal (Gabor et al., 2006). Las propiedades mecánicas de los mampuestos y mortero y del material compuesto se muestran en la Tabla 6.9 y 6.10, respectivamente. El refuerzo se aplicó en toda la superficie de ambas caras del espécimen.

El muro sin refuerzo presentó un tipo de falla frágil a lo largo de la diagonal comprimida con grietas que aparecieron repentinamente en las juntas de mortero y en los ladrillos, produciendo la falla instantánea del panel. El muro reforzado mostró, en cambio, una mayor capacidad de carga y de deformación.

Como puede verse en la Figura 6.40, el modelo es capaz de reproducir la curva carga-deformación a lo largo de las diagonales traccionada y comprimida del muro no reforzado. Adicionalmente, el modelo numérico conduce a cargas últimas muy próximas a las experimentales. También se observa una buena correlación de los resultados numéricos con los experimentales en el caso de la curva carga deformación del muro reforzado. Es por ello que se podría afirmar que el modelo reproduce adecuadamente el comportamiento no lineal también de este tipo de mampostería sin refuerzo y reforzada con láminas de material compuesto con fibra de vidrio ensayada a compresión diagonal.

Tabla 6.10. Características mecánicas y físicas del laminado de GFRP (Gabor et al., 2006)

	GFRP
Espesor equivalente (mm)	2.1
Tensión última, σ^u (MPa)	100
Módulo de Elasticidad, E (MPa)	10000

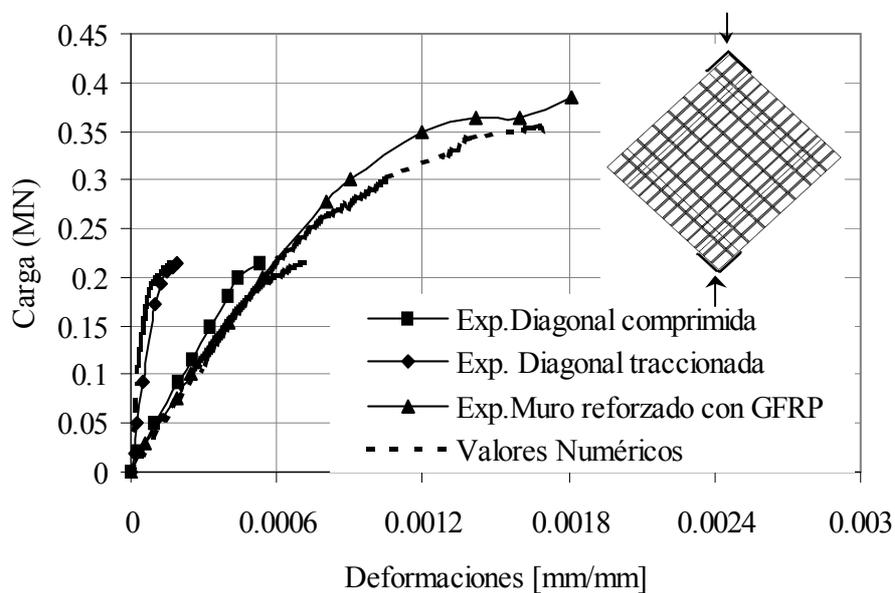


Figura 6.40. Evolución de las deformaciones a través de la diagonal comprimida y la diagonal traccionada (Gabor et al., 2006).

6.5.3 Ensayos de compresión diagonal sobre mampostería reforzada con polímeros reforzados con materiales de matriz polimérica reforzados con fibra de carbono (PRFC) (Valluzzi et al., 2002).

En este punto se modela el comportamiento a corte de muros de mampostería de 510 x 510 x 120 [mm³] de unidades macizas de arcilla de 250 x 120 x 55 [mm³] reforzados con láminas de PRFC (Valluzzi et al., 2002). Las características de los mampuestos, el mortero y del material compuesto se muestran en las Tablas 6.11 y 6.12 respectivamente. Los muros fueron reforzados mediante bandas colocadas transversalmente a la diagonal comprimida en ambas caras para evitar excentricidades.

En la Figura 6.41 se muestran la malla de elementos finitos utilizada y las curvas tensión-deformación tangencial experimentales y numéricas de los muros con y sin refuerzo. Se utilizaron elementos finitos de 4 nodos y 2x2 puntos de integración de Gauss en estado plano de tensiones.

La falla del muro sin refuerzo se produjo por una fisura de tracción diagonal. Este tipo de rotura, que corresponde a una falla en el plano, se da normalmente cuando la resistencia a tracción de los mampuestos es baja en relación con la resistencia de adherencia entre el mortero y las unidades. El mecanismo de falla en el caso del muro reforzado consistió en la pérdida repentina de adherencia entre el refuerzo y la mampostería por delaminación del compuesto. Sin embargo, como puede observarse en la Figura 6.41, la resistencia última del muro resultó notablemente incrementada por el refuerzo.

En general, se aprecia una buena correlación entre los valores numéricos y los resultados experimentales, sin bien la resistencia última en el caso del muro reforzado resulta subestimada.

Tabla 6.11. Características mecánicas de mampuestos y mortero (Valluzzi et al., 2002).

	Mampuestos	Mortero
Módulo de Elasticidad E (MPa)	1713	900
Resistencia última a compresión, σ_{uc} (MPa)	8.83	6.03
Coefficiente de Poisson, ν	0.16	0.21

Tabla 6.12. Características mecánicas y físicas del laminado de CFRP
(Valluzzi et al., 2002).

	CFRP
Densidad (Kg/m ³)	1820
Espesor equivalente (mm)	0.165
Tensión última, σ^u (MPa)	3430
Módulo de Elasticidad, E (MPa)	230000

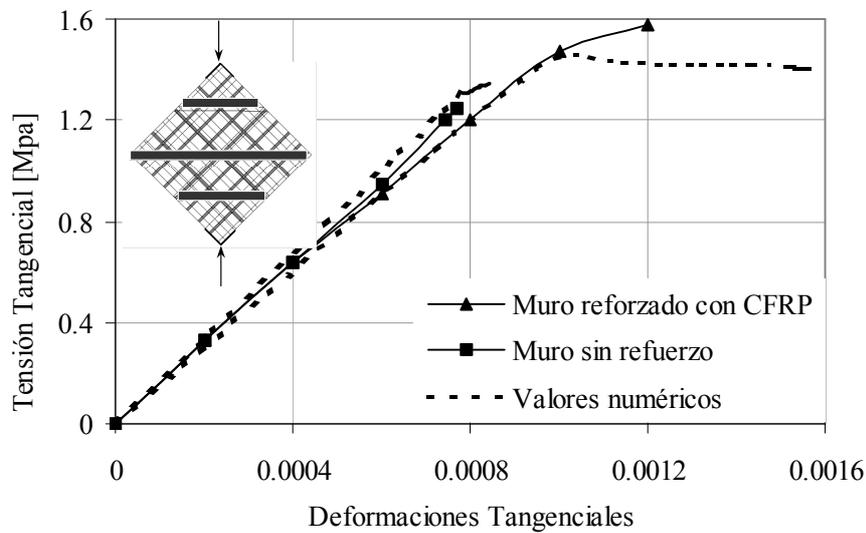


Figura 6.41. Curvas tensión-deformación tangencial de muros reforzados con bandas de CFRP en ambas caras (Valluzzi et al., 2002).

6.6. SIMULACIÓN DE ENSAYOS DE MUROS DE MAMPOSTERÍA DE DIMENSIONES REALES REFORZADOS CON PRFC

En este punto se simula el comportamiento de muros de mampostería de unidades macizas de arcilla de 1975 x 2000 x 135 [mm]³ reforzados con PRFC y sometidos a carga lateral cuasi-estática y cíclica. La simulación se hace sobre muros idealizados, con las propiedades mecánicas y geométricas de los materiales componentes de la mampostería estudiada en esta tesis. Si bien existen en la literatura ensayos sobre muros de dimensiones reales, la falta de datos en cuanto a propiedades mecánicas y características geométricas de los materiales intervinientes, hacen imposible su modelación.

El objetivo de este estudio numérico es cuantificar la mejora en la resistencia al corte en el plano de la mampostería reforzada con PRFC según diferentes configuraciones y cuantías de refuerzo.

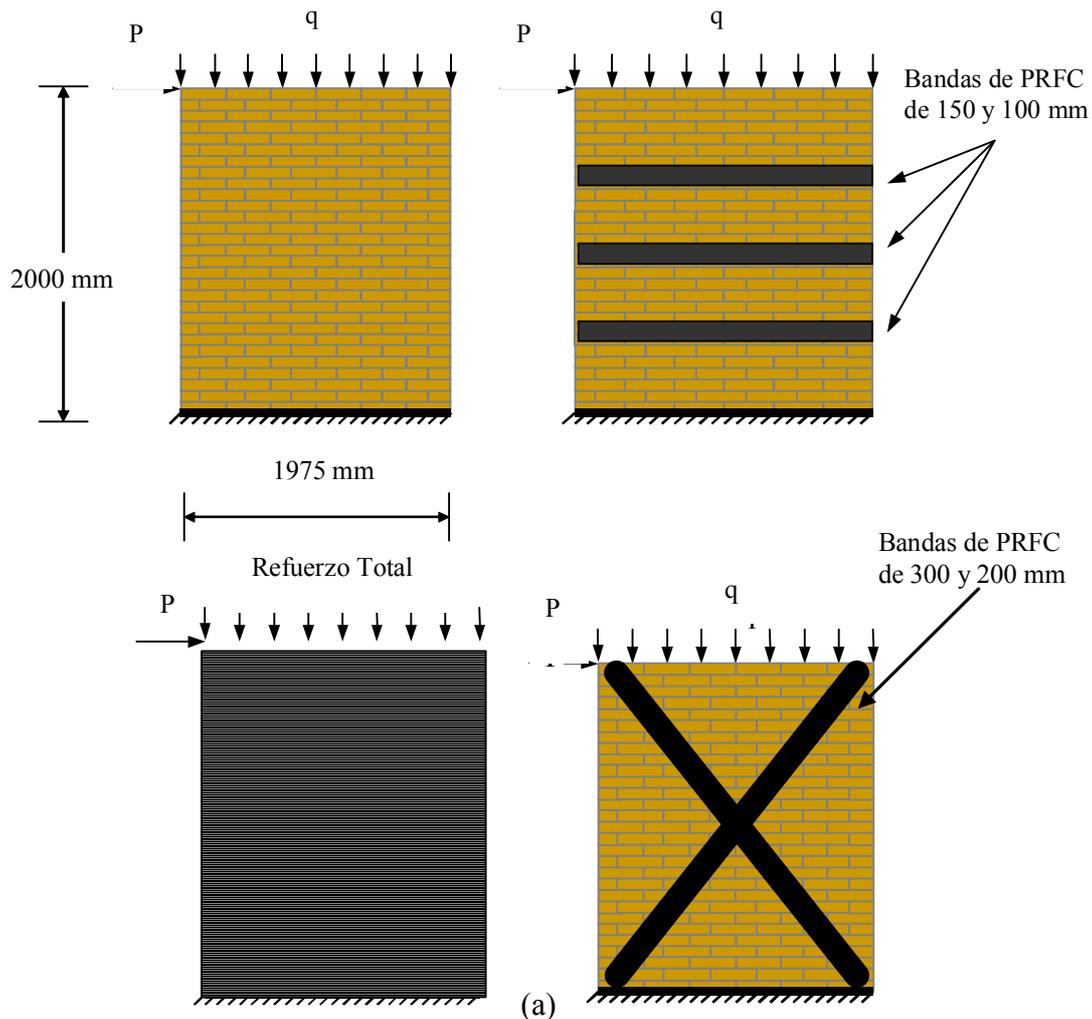
Debido a las dimensiones del muro a simular, la mampostería se modela, en este caso, como un único material ortótropo equivalente, con las propiedades mecánicas obtenidas experimentalmente en esta Tesis sobre especímenes de pequeñas dimensiones ensayados a compresión perpendicular y paralela a las juntas y compresión diagonal. Dichas propiedades se consignan en la Tabla 6.13. Las propiedades mecánicas de PRFC son presentadas en la Tabla 6.3.

Tabla 6.13 – Propiedades mecánicas de la mampostería.

Propiedades	Mampostería
Módulo de Elasticidad, E (MPa)	2447
Coefficiente de Poisson, ν	0.15
Resistencia última a tracción, σ_{ut} (MPa)	0.385
Resistencia última a compresión, σ_{uc} (MPa)	3.85
Tensión umbral de fluencia, σ_{fc} (MPa)	2.90
Relación de resistencias inicial, R^p_0	10
R_{bc}	1.16
γ	3.
Variable de endurecimiento plástico para la tensión pico, κ^p_{comp}	0.20
Energía de fractura, G_f^p (MPa.m)	3.0E-5
Energía de aplastamiento, G_c^p (MPa.m)	3.0E-3
Criterio de Potencial	Asociado
Criterio de daño	Drucker-Prager
Angulo de fricción para la función de daño	7°
Tensión umbral inicio de daño, σ_c^d (MPa)	7.5
Energía de fractura de daño, G_d (MPa.m)	5.0E-2

En la Figura 6.42 (a) y (b) se muestran las condiciones de carga y esquemas de refuerzos y las mallas de elementos finitos de los muros sin refuerzo y reforzados, respectivamente. Se utilizaron elementos finitos triangulares en estado plano de tensión y se modeló la pared completa. Se aplicó primero una carga vertical constante de 98 kN y luego carga lateral cuasi estática cíclica, con tres ciclos de carga-descarga. El valor de carga vertical aplicada corresponde aproximadamente a la carga del primer piso de un edificio de tres plantas con losas de hormigón en dos pisos y cubierta liviana.

Los especímenes fueron reforzados en ambas caras con PRFC según tres configuraciones: bandas horizontales de 100 mm y 150 mm, bandas diagonales de 200 mm y 300 mm de ancho y refuerzo total. La longitud de las bandas se mantuvo constante. En el caso de las bandas horizontales y refuerzo total se dispuso el material compuesto con las fibras en la dirección horizontal, mientras que en las bandas diagonales, se dispuso las fibras paralelamente a la dirección de la diagonal.



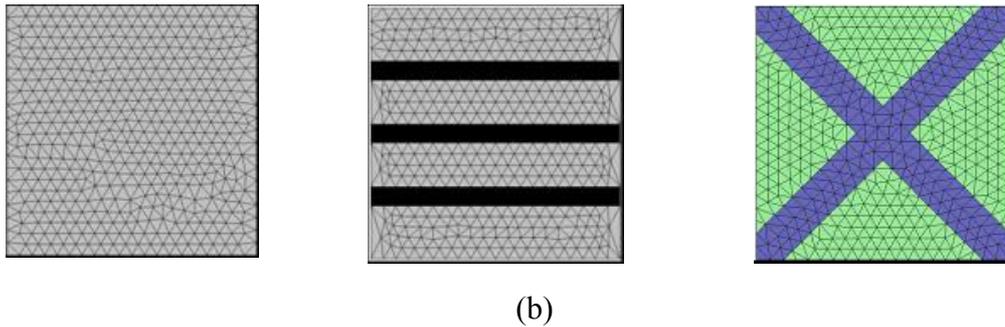


Figura 6.42. Muros reforzados con PRFC: (a) Condiciones de carga y esquemas de refuerzo; (b) Malla de elementos finitos.

En la Figura 6.43 se representa la carga lateral en función del desplazamiento lateral total de los muros reforzados y la comparación con una pared no reforzada, para el caso de carga lateral creciente hasta rotura. Se observa que, en el caso de las bandas horizontales, el refuerzo mejora levemente la resistencia a corte (2%) para un ancho de 150 mm y significativamente cuando el refuerzo es total (43 %). La banda de 100 mm, prácticamente no aporta ninguna mejora en la resistencia. En cuanto a la ductilidad, se ve un incremento para los tres esquemas de refuerzo adoptados, del orden del 4%, 6% y 20% para 100, 150 mm y refuerzo total respectivamente.

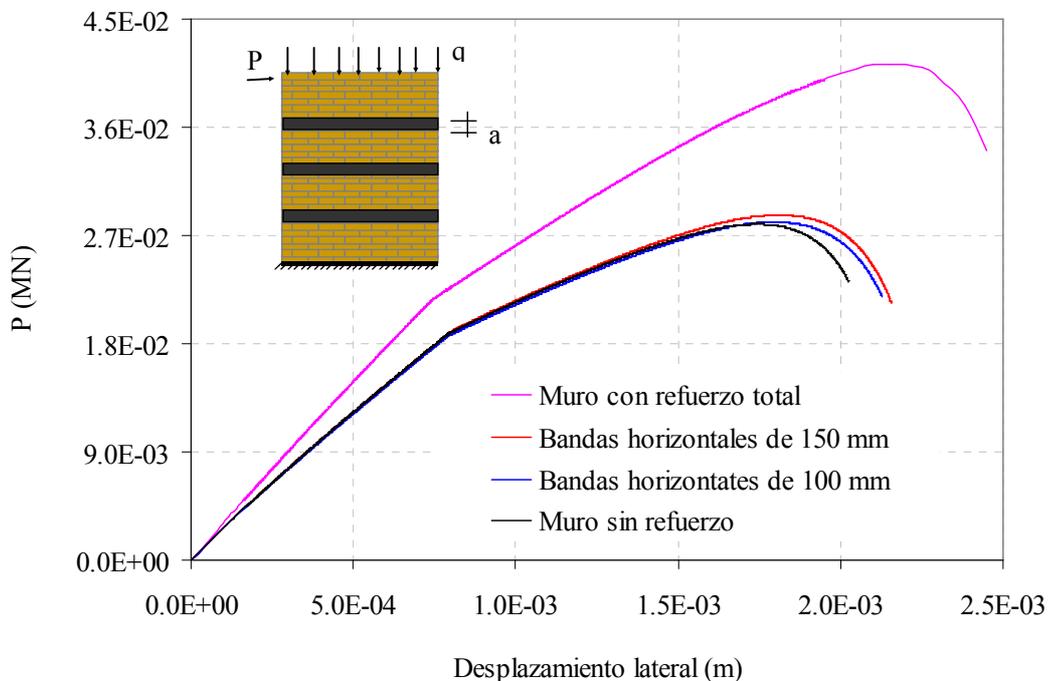


Figura 6.43. Curva carga-desplazamiento lateral de muros de mampostería sin reforzar y reforzados con bandas horizontales de ancho variable y longitud constante.

Como se puede ver en la Figura 6.44, en el caso de las bandas diagonales de 200 y 300 mm, se produce un incremento mayor de la resistencia, del orden del 57 % para ambos anchos de banda. Sin embargo, no se aprecian mejoras en la ductilidad. La falla muestra ser menos dúctil que en el caso de refuerzo con bandas horizontales y refuerzo total.

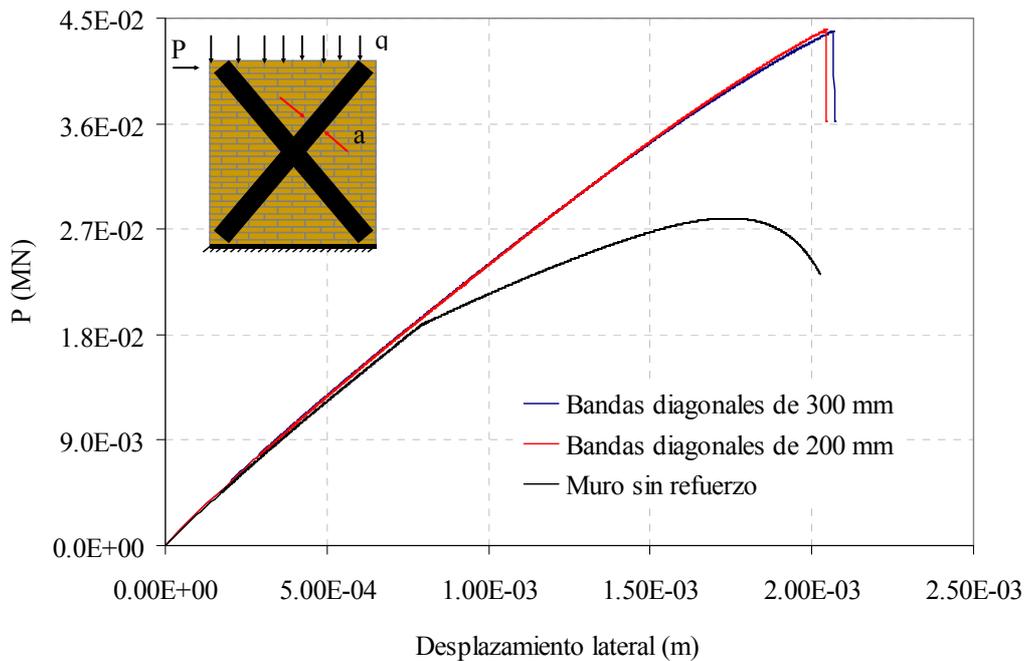


Figura 6.44 Curva carga-desplazamiento lateral de muros de mampostería sin reforzar y reforzados con bandas diagonales de ancho variable y longitud constante.

En la Figura 6.45 se presenta la comparación de los tres esquemas de refuerzo, refuerzo total, refuerzo con bandas horizontales de 150 mm y refuerzo con bandas diagonales de 200 mm. Se puede ver que este último, con un ahorro considerable de material, permite alcanzar una mayor resistencia última que el refuerzo total (7 % más), sin bien la capacidad de deformación es menor (20 % menos).

En cuanto a la ductilidad, el refuerzo horizontal de 150 mm parece ser el más indicado pues, si bien no aumenta de manera sustancial la capacidad resistente, permite obtener una capacidad de deformación casi igual al refuerzo total.

Estos resultados son cualitativamente coincidentes con los obtenidos por Santa María et al. (2006), sobre muros de idénticas dimensiones a los presentados en este estudio, pero de mampostería de unidades cerámicas huecas, reforzados con bandas horizontales

y diagonales de PRFC. Los muros fueron sometidos a carga cíclica en el plano y reforzados con bandas horizontales de 100 y 150 mm y bandas diagonales de 200 y 300 mm. Las paredes reforzadas con bandas horizontales de 100 y 150 mm mostraron un incremento en resistencia de 57 % y 60 % respectivamente, con respecto a la mampostería no reforzada. En cuanto al desplazamiento lateral final, el mismo se incrementó en un 98 % y 127 % para las bandas de 100 y 150 m, respectivamente, en comparación con un muro sin refuerzo.

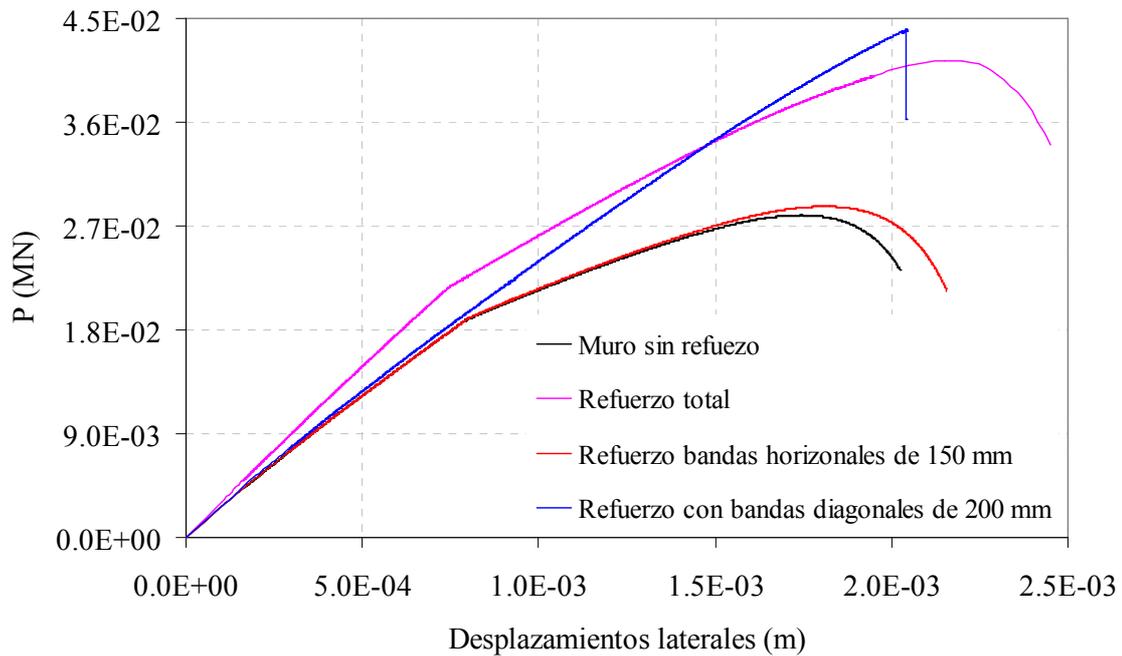
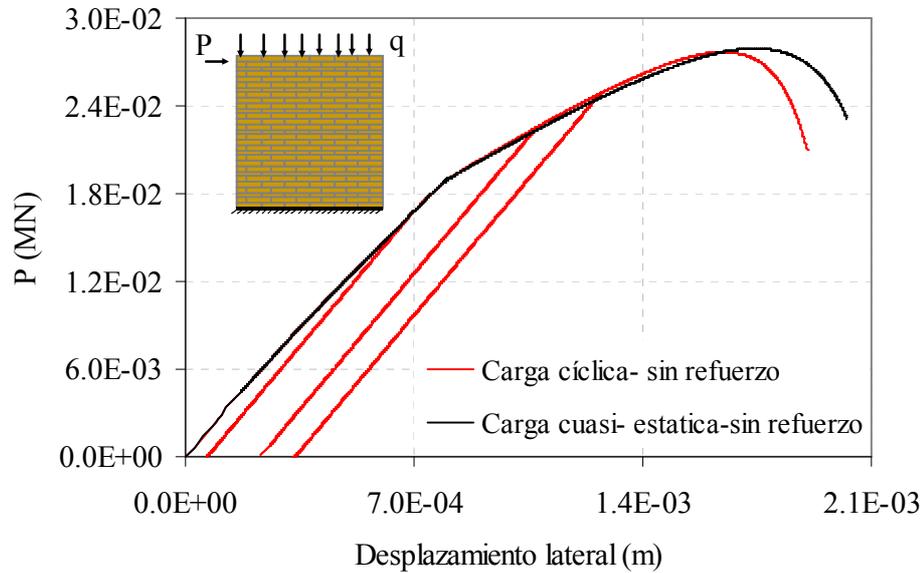
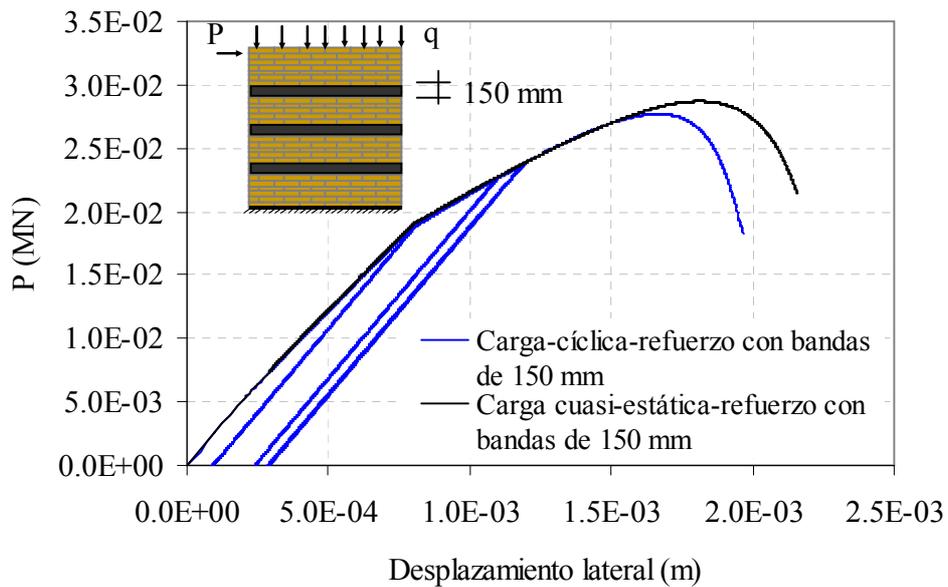


Figura 6.45. Comparación de los diferentes esquemas de refuerzo.

En las Figuras 6.46 (a) y (b) se pueden ver los resultados de la simulación de los ensayos con carga lateral cuasi-estática cíclica para un muro sin refuerzo y otro reforzado con bandas de 150 mm. En las mismas figuras se presenta la comparación con los ensayos de carga cuasi-estática creciente de los mismos especímenes. Se observa degradación de la resistencia por la carga cíclica, del 1 % para la pared sin refuerzo y del 3 % para la reforzada



(a)



(b)

Figura 6.46. Curva carga-descarga desplazamiento lateral de muro de mampostería:
(a) pared sin reforzar; (b) pared reforzada con bandas de 150 mm.

CAPÍTULO 7

CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES PARA TRABAJOS FUTUROS

7.1 INTRODUCCIÓN

Si bien se han realizado investigaciones recientes para estudiar del comportamiento de la mampostería reforzada, las mismas fueron realizadas en otros países, con materiales (mampuestos y mortero) y técnicas constructivas propias de cada lugar. En general, los refuerzos han sido diseñados en base a fórmulas empíricas, pues no existe normativa al respecto. A conocimiento del autor, hasta ahora, no se había llevado a cabo un estudio sobre el tema en el país.

El tema de reparación de construcciones de mampostería dañadas es de fundamental importancia dada la gran cantidad de edificios de mampostería existentes en todo el mundo, muchos de los cuales tienen gran valor histórico y merecen ser preservados. Sin embargo, no se han encontrado antecedentes de trabajos de investigación sobre

reparación de mampostería dañada con materiales compuestos publicados dentro de la bibliografía a la que se tiene acceso.

En cuanto a la modelación numérica de la mampostería reforzada, otros autores han reproducido dicho comportamiento mediante el uso de programas comerciales disponibles en el mercado (Gabor et al, 2006), (Eshani et al, 1997), con resultados satisfactorios en algunos casos. Otros autores desarrollaron modelos que no fueron calibrados con resultados experimentales (Cecchi et al, 2004).

En esta Tesis se presenta un estudio experimental y numérico del comportamiento en el plano de paneles y pequeños elementos mampostería de unidades macizas de arcilla sin reforzar y reforzados o reparados con materiales de matriz polimérica reforzados con fibras de carbono.

La tesis incluye el estudio de la mampostería simple y reforzada sometida a compresión uniaxial perpendicular y paralela a las juntas de mortero y la respuesta a corte; la descripción y calibración de los modelos constitutivos empleados en la simulación numérica y la comparación con los resultados experimentales.

Los ensayos realizados mostraron la eficiencia del sistema de refuerzo con materiales compuestos para aumentar la ductilidad de los elementos de mampostería. Adicionalmente, se demostró experimentalmente la eficiencia del sistema de reparación con materiales compuestos en lo que respecta a la recuperación de la capacidad portante inicial de la mampostería

El trabajo experimental realizado permitió calibrar un modelo numérico capaz de reproducir el comportamiento de la mampostería simple y reforzada.

La Tesis representa una contribución ya que los estudios experimentales y numéricos realizados permiten:

- Verificar y extrapolar resultados obtenidos por otros investigadores al caso de elementos de mampostería contruidos con mano de obra local y con materiales, mampuestos y mortero, que se usan en nuestro país, reforzados con materiales compuestos.
- Obtener conclusiones no existentes en la bibliografía respecto a la eficiencia de este sistema como técnica de reparación de elementos de mampostería dañados.

- Proponer herramientas y criterios de diseño que contribuyan al desarrollo de una normativa sobre el tema.

Del análisis y comparación de los resultados numéricos y experimentales así como de los estudios paramétricos realizados numéricamente, se pueden extraer las conclusiones que se presentan en el siguiente apartado, respecto al comportamiento de la mampostería de ladrillos cerámicos macizos en el plano, la eficiencia del sistema de refuerzo y/o reparación con láminas de matriz polimérica reforzada con fibras de carbono, la capacidad de los modelos presentados para reproducir el comportamiento de estos materiales y algunas recomendaciones útiles para el diseño de estos sistemas de refuerzo.

7.2 CONCLUSIONES

7.2.1. Comportamiento de la mampostería sin reforzar

- El comportamiento y los valores de resistencia de la mampostería de unidades macizas de arcilla presentan una gran variabilidad, dependiendo de las propiedades mecánicas de los materiales componentes (ladrillos y mortero), de la geometría del conjunto, de las condiciones de borde y de la mano de obra.
- En general, la capacidad de la mampostería para resistir cargas de compresión uniaxial perpendiculares a las juntas de mortero es muy buena, presentando además un tipo de falla dúctil.
- Bajo solicitaciones de corte y, en ausencia de tensiones normales, la falla de la mampostería no reforzada, se produce, en general, por deslizamiento de las juntas de mortero, resultando un tipo rotura muy frágil y repentina. En este aspecto, la adherencia entre mampuestos y juntas de mortero es muy importante y depende, en gran parte, de la calidad de la mano de obra.
- La mampostería sometida a compresión paralela a las juntas de mortero presenta un tipo de rotura brusca y muy frágil con desprendimiento de juntas y mampuestos. Las columnas de ladrillo resultantes son capaces de seguir soportando carga, pero la primera falla, que se produce a bajos valores de carga, es tomada como carga de colapso y corresponde al momento en que las deformaciones laterales del panel aumentan bruscamente.

- La resistencia a corte de la junta de mortero toma valores bajos y el comportamiento bajo este tipo de solicitaciones es frágil, con rotura brusca.
- La mampostería sometida a cargas cuasi estáticas cíclicas sufre una importante degradación de la rigidez y de la resistencia y falla de modo muy frágil y repentino.

7.2.2. Eficiencia del sistema de refuerzo con materiales compuestos.

- Si se utiliza una configuración adecuada, el refuerzo con materiales compuestos de matriz polimérica reforzada con fibras, mejora el comportamiento de la mampostería, aumentando la ductilidad, la resistencia última y, en algunos, casos la rigidez.
- Si bien el refuerzo con láminas de material compuesto no incrementa significativamente la resistencia bajo estados de compresión uniaxial perpendicular a las juntas horizontales de mortero, mejora la ductilidad y modifica el modo de falla. El aumento en la ductilidad puede llegar a un 240 % en el caso de refuerzo total.
- El uso de tejido de fibras de carbono bidireccionales para el refuerzo total de mampostería sometida a compresión uniaxial produce la misma mejora en resistencia y ductilidad que el tejido unidireccional.
- Bajo compresión uniaxial, perpendicular a la junta, se puede determinar un ancho de banda de refuerzo óptimo en lo que hace a la relación costo/beneficio. Este ancho depende de los materiales utilizados y de las dimensiones de los mampuestos y las juntas, ya que la banda debe cubrir, por lo menos, el ancho de la junta y parte del mampuesto superior e inferior. En esta tesis se obtuvo un ancho óptimo de 5cm.
- Bajo tensiones de corte en el plano, el refuerzo con materiales compuestos, dependiendo de las dimensiones y orientación del mismo, aumenta la ductilidad en el comportamiento, impidiendo el deslizamiento de juntas y, a su vez, aumenta la resistencia última.
- El refuerzo total con fibra dispuesta ortogonalmente a la carga de compresión diagonal aumenta significativamente la resistencia (aproximadamente 300 %) y la rigidez y modifica el tipo de falla. La falla sobreviene al agotarse la capacidad resistente de los mampuestos pero la mampostería conserva aún su monolitismo.

- En general, el refuerzo con bandas unidireccionales de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de aplicación de la carga, mejora la capacidad resistente a corte.
- En esta configuración de refuerzo, la longitud de anclaje de las láminas es una variable muy importante. A mayor dimensión de aquella, mayor es la resistencia a compresión diagonal última alcanzada por el elemento de mampostería. El aumento de la resistencia oscila aproximadamente entre el 50% (longitud mínima) y el 75% (longitud máxima)
- El refuerzo total de elementos de mampostería con fibras de carbono bidireccionales mejora la resistencia, rigidez y ductilidad bajo compresión diagonal, Según los resultados obtenidos numéricamente, el aumento de la capacidad resistente es del 322 %, en tanto la capacidad de deformación en la dirección axial y transversal se incrementa 5.3 y 6.54 veces respectivamente, con respecto a la mampostería no reforzada.
- El refuerzo de los especímenes formados por tres mampuestos con bandas unidireccionales de PRFC mejora notablemente el comportamiento de la junta, modificando el tipo de falla y aumentando significativamente la resistencia final, hasta 4 veces dependiendo de las dimensiones del refuerzo. En general, la falla se produce por desprendimiento de las capas superficiales de los mampuestos pero siempre es de tipo dúctil. La mayor resistencia se obtiene cuando la longitud de anclaje del refuerzo es mayor.
- El refuerzo total mejora notablemente la resistencia y ductilidad de muros de mampostería de dimensiones reales reforzados con PRFC bajo carga lateral en el plano. El refuerzo con bandas diagonales incrementa la resistencia, más aún que el refuerzo total, pero no la ductilidad.
- Entre todas las configuraciones de refuerzo de muros de mampostería de dimensiones reales, la más eficiente en lo que hace a mejora de la resistencia a corte es el refuerzo con bandas diagonales, pues con un ahorro considerable de material permite alcanzar una mayor carga última (57% con respecto a la mampostería no reforzada).
- Si se refuerza con bandas unidireccionales dispuestas horizontalmente a la dirección de aplicación de la carga, existe un ancho de banda mínimo (entre 100 y

150 mm para los casos analizados) para el cual empieza a percibirse un aumento en la carga máxima y la capacidad de deformación.

- Como conclusión general, la disposición del material de refuerzo debe hacerse teniendo en cuenta el tipo de sollicitación a la que va a estar sometido el elemento a reforzar. Por ser el material de refuerzo un material marcadamente ortótropo con valores mucho mayores de resistencia en la dirección de axial de las fibras que en la dirección transversal, si se elige una configuración inadecuada podría resultar en un perjuicio para la estructura.

7.2.3. Eficiencia del sistema de reparación con materiales compuestos.

- La reparación con bandas de PRFC dispuestas paralelamente a las juntas de mortero permite recuperar la capacidad portante inicial de la mampostería con cierto nivel de daño y luego reparada, bajo compresión normal a las juntas. A diferencia de lo que ocurre cuando los especímenes se refuerzan antes de ser dañados, en el caso de reparación de especímenes dañados, no se observan mejoras en la capacidad de deformación última respecto a un espécimen sin refuerzo ensayado a rotura.
- En el caso de mampostería dañada y luego reparada con bandas unidireccionales de PRFC dispuestas ortogonalmente a la dirección de la carga, bajo compresión diagonal, se destaca que no sólo se logra recuperar la capacidad portante, aún en caso de daño severo, sino que, además, se supera la carga de rotura de la mampostería original en porcentajes que oscilan alrededor del 50%. La falla continúa siendo frágil y no se logra recuperar la rigidez inicial pero se observa una mayor capacidad de deformación.
- En el caso de la reparación de elementos sometidos a compresión diagonal también la longitud de anclaje de las bandas constituye una variable de diseño fundamental, pues cuando aquella es pequeña no se logra ni siquiera recuperar la capacidad portante del espécimen.
- La carga última de los especímenes dañados y luego reparados, sometidos a corte de las juntas depende fuertemente de la extensión de las bandas de reparación, no así el ancho de las mismas. También influye la orientación de las bandas unidireccionales. A mayor inclinación de las fibras respecto a la dirección de la carga, se obtiene mayor resistencia y el comportamiento se vuelve prácticamente

lineal. Si se refuerza con un tejido bidireccional, la mejora en resistencia con el aumento de inclinación de las fibras, es más significativa que en el caso de bandas unidireccionales.

- Si bien la reparación con materiales compuestos no permite recuperar la rigidez inicial de los especímenes sometidos a corte de las juntas, sí se logra un aumento en forma considerable la resistencia última y en la ductilidad y se modifica el tipo de falla.

7.2.4. Capacidad de los modelos numéricos puestos a punto para modelar el problema

- El modelo numérico calibrado en esta tesis reproduce razonablemente los resultados experimentales de los ensayos de compresión normal a la junta y compresión diagonal de la mampostería simple y reforzada, a pesar de la variabilidad de los materiales intervinientes.
- La inclusión del comportamiento de la interfaz mortero/ladrillo dentro del modelo del mortero permite simular eficientemente el comportamiento del conjunto mediante elementos finitos convencionales sin necesidad de modelar explícitamente las interfaces ni usar elementos de interfaz.
- La modelación de la mampostería reforzada o reparada con material compuesto mediante la teoría de mezclas en dos dimensiones reproduce razonablemente el comportamiento del conjunto con los materiales trabajando en paralelo. Tiene la ventaja de que evita discretizar por separado el refuerzo o la reparación, reduciendo el costo computacional y haciendo más sencillo el estudio paramétrico considerando distintas variables de diseño.
- Cuando se requiere modelar con precisión el problema de despegue de las láminas de compuesto es necesario hacer una modelación en tres dimensiones. Este tipo de estudio permite reproducir con buena aproximación la falla por despegue de dichas bandas y obtener, con mayor aproximación, el valor de carga de rotura.
- La herramienta computacional implementada y puesta a punto es de gran utilidad para el diseño de sistemas de refuerzo o reparación mediante láminas de material compuesto de elementos de mampostería sometidos a sollicitaciones en el plano.

7.3. SUGERENCIAS PARA TRABAJOS FUTUROS

- Verificar experimentalmente la eficiencia del refuerzo y/o reparación con materiales compuestos utilizando según otros esquemas de refuerzo y con diferente número de láminas.
- Reproducir experimental y numéricamente otros tipos de ensayos: flexión fuera del plano, ensayos cíclicos con carga reversible en el plano en pequeños paneles y en muros de dimensiones reales reforzados y/o reparados con diferentes tipos de FRP.
- Realizar un estudio experimental y numérico más detallado con modelos de compuestos que permitan diseñar el tipo de material de refuerzo más adecuado: tipos de materiales, volumen de fibra, orientación de las fibras, número de capas más apropiado.
- Adaptar el programa de elementos finitos disponible para poder reproducir un proceso evolutivo como el que ocurre en los casos de especímenes dañados y reparados.
- Analizar el arrancamiento de las láminas de compuesto en grandes deformaciones y 3D.
- Estudiar el efecto de la temperatura y envejecimiento en los materiales compuestos y en el adhesivo utilizado para lograr su fijación a las estructuras de mampostería.

APENDICE I

IMPLEMENTACIÓN NUMÉRICA DE LOS MODELOS

A.I.1 INTRODUCCIÓN

En este Apéndice se describen los algoritmos de integración de la ecuación constitutiva de los modelos numéricos utilizados en esta Tesis para simular el comportamiento de los mampuestos y el mortero, así como también la mampostería reforzada (teoría de mezclas) y los materiales compuestos (teoría de mezclas modificada). Dichos modelos están implementados en un programa de elementos finitos plano no lineal y en un programa de elementos finitos 3D no lineal. Ambos programas se utilizaron para la realización de los ejemplos de aplicación presentados en el Capítulo 6.

A.I.1.2 Algoritmo para la integración numérica del modelo de daño y plasticidad acoplados.

Para este modelo las ecuaciones plásticas y de daño deben ser integradas simultáneamente. Se presenta, a continuación, el algoritmo de tipo Euler-Backward utilizado.

Entre dos configuraciones de equilibrio n y $n-1$ las variables del problema se actualizan como sigue:

$$(\varepsilon_{ij}^p)_n = (\varepsilon_{ij}^p)_{n-1} + \Delta\lambda^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \right)_n \quad (\text{A.I.1})$$

$$d^n = d^{n-1} + \Delta d^n \quad (\text{A.I.2})$$

$$(\kappa^p)^n = (\kappa^p)^{n-1} + \Delta\lambda^n (H_k^p)^n \quad (\text{A.I.3})$$

$$(\kappa^d)^n = (\kappa^d)^{n-1} + \Delta d^n (H_k^d)^n \quad (\text{A.I.4})$$

$$(\sigma_{ij})^n = (1 - d^n) C_{ijkl}^o [(\varepsilon_{kl})^n - (\varepsilon_{kl}^p)^n] \quad (\text{A.I.5})$$

Reemplazando en las ecuaciones (5.5) y (5.14) (Capítulo 5) correspondientes a las condiciones de fluencia y daño, se obtiene el siguiente sistema de ecuaciones no lineales:

$$\begin{cases} H^p(\Delta\lambda_n, \Delta d_n) = F^p[(\sigma_{ij})_n; (\alpha_k)_n] = 0 \\ H^d(\Delta\lambda_n, \Delta d_n) = F^d[(\sigma_{ij})_n; (\kappa^d)_n] = 0 \end{cases} \quad (\text{A.I.6})$$

Este sistema puede ser resuelto, por ejemplo, mediante el método de Newton Raphson, para encontrar la solución en forma iterativa:

$$\begin{Bmatrix} \Delta\lambda^n \\ \Delta d^n \end{Bmatrix}_k = \begin{Bmatrix} \Delta\lambda^n \\ \Delta d^n \end{Bmatrix}_{k-1} - \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial R^p}{\partial \Delta\lambda} \right)^n & \left(\frac{\partial R^p}{\partial \Delta d} \right)^n \\ \left(\frac{\partial R^d}{\partial \Delta\lambda} \right)^n & \left(\frac{\partial R^d}{\partial \Delta d} \right)^n \end{bmatrix}_{k-1}^{-1} \begin{Bmatrix} R^p(\Delta\lambda^n, \Delta d^n) \\ R^d(\Delta\lambda^n, \Delta d^n) \end{Bmatrix}_{k-1} \quad (\text{A.I.7})$$

Para obtener el tensor de rigidez tangente consistente se deriva la ecuación secante:

$$\begin{aligned}
 (d\sigma_{ij})^n = & -d(d^n)C_{ijkl}^o \left[(\varepsilon_{kl})^n - (\varepsilon_{kl}^p)^{n-1} - \Delta\lambda^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{kl}} \right)^n \right] + \\
 & + (C_{ijkl})^n (d\varepsilon_{ij})^n - d\lambda (C_{ijkl})^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{kl}} \right)^n + \\
 & - \Delta\lambda_n (C_{ijkl})^n \left(\frac{\partial^2 G}{\partial \sigma_{kl} \partial \sigma_{pq}} \right)^n (d\sigma_{pq})^n
 \end{aligned} \tag{A.I.8}$$

La ecuación (A.I.5) puede ser escrita como:

$$(d\sigma_{ij})^n = (C_{ijkl}^{e*})^n (d\varepsilon_{kl})^n - (C_{ijkl}^*)^n d\lambda^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{kl}} \right)^n \tag{A.I.9}$$

Donde:

$$(C_{ijkl}^{e*})^n = \left[\delta_{ip} \delta_{jq} + \Delta\lambda^n (C_{ijrs})^n \left(\frac{\partial^2 G}{\partial \sigma_{rs} \partial \sigma_{pq}} \right)^n \right]^{-1} (C_{pqkl}^e)^n \tag{A.I.10}$$

$$(C_{ijkl}^*)^n = \left[\delta_{ip} \delta_{jq} + \Delta\lambda^n (C_{ijrs})^n \left(\frac{\partial^2 G}{\partial \sigma_{rs} \partial \sigma_{pq}} \right)^n \right]^{-1} (C_{pqkl})^n \tag{A.I.11}$$

El módulo tangente consistente resulta:

$$\left(\hat{C}_{ijkl} \right)^n = (C_{ijkl}^{e*})^n - \frac{(C_{ijpq}^*)^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{pq}} \right)^n \left(\frac{\partial F^p}{\partial \sigma_{rs}} \right)^n (C_{rskl}^{e*})^n}{-\left(\frac{\partial F^p}{\partial \kappa^p} \right)^n [(h_p)_{tu}]^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{tu}} \right)^n + \left(\frac{\partial F^p}{\partial \sigma_{pq}} \right)^n (C_{pqrs}^*)^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{rs}} \right)^n} \tag{A.I.12}$$

A continuación se esquematiza el algoritmo de integración de la ecuación constitutiva en cada punto de integración.

1) Obtención del incremento de desplazamiento para el paso "n" a partir de la ecuación de equilibrio escrita de acuerdo al esquema de elementos finitos: Δu_i^n

2) Obtención del incremento de deformaciones y actualización de las deformaciones:

$$\Delta \varepsilon_{ij}^n = \frac{1}{2} (\Delta u_{i,j}^n + \Delta u_{j,i}^n)$$

$$\varepsilon_{ij}^n = \varepsilon_{ij}^{n-1} + \Delta \varepsilon_{ij}^n$$

3) Inicialización de variables para el predictor elástico

$$k = 0; \Delta \lambda_o^n = 0; \Delta d_o^n = 0; (\sigma_{ij})_{k-1}^n = (1 - d^{n-1}) C_{ijkl}^o [(\varepsilon_{ij})^n - (\varepsilon_{ij}^p)^{n-1}]$$

4) Actualización de las deformaciones plásticas: $(\varepsilon_{ij}^p)_k^n = (\varepsilon_{ij})^{n-1} + \Delta \lambda_k^n \left(\frac{\partial G}{\partial \sigma_{ij}} \right)_{k-1}^n$

5) Actualización de la variable de daño: $d_k^n = d^{n-1} + \Delta d_k^n$

6) Actualización de las tensiones: $(\sigma_{ij})_k^n = (1 - d_k^n) C_{ijkl}^o [(\varepsilon_{kl})^n - (\varepsilon_{kl}^p)_k^n]$

7) Actualización de las variables de endurecimiento:

$$(\kappa^p)_k^n = (\kappa^p)^{n-1} + \Delta \lambda_k^n \left[(h_{k^p})_{ij} \frac{\partial G(\sigma_{mn}, \kappa^p)}{\partial \sigma_{ij}} \right]_k^n$$

$$(\kappa^d)_k^n = (\kappa^d)^{n-1} + \left[\frac{r}{g_f^{*d}} + \frac{(1-r)}{g_c^{*d}} \right]_k^n (\Psi^o)^n \Delta d_k^n$$

8) Verificación de la condición de fluencia y de daño

Si $(R^p)_k^n \leq 0$ and $(R^d)_k^n \leq 0$ vaya a (16)

9) Si $(R^p)_k^n \geq 0$ $k=k+1$ vaya a (11)

10) $(\partial R^p / \partial \Delta d)_k^n = 0$ $k=k+1$ vaya a (13)

11) Si $(R^d)_k^n \geq 0$ vaya a (13)

12) $(\partial R^d / \partial \Delta \lambda)_k^n = 0$

13) $\Delta \lambda_k^n = \Delta \lambda_{k-1}^n - \frac{\langle R^p(\Delta \lambda_{k-1}^n, \Delta d_{k-1}^n) \rangle (\partial R^d / \partial \Delta d)_{k-1}^n - \langle R^d(\Delta \lambda_{k-1}^n, \Delta d_{k-1}^n) \rangle (\partial R^p / \partial \Delta d)_{k-1}^n}{(\partial R^p / \partial \Delta \lambda)_{k-1}^n (\partial R^d / \partial \Delta d)_{k-1}^n - (\partial R^d / \partial \Delta \lambda)_{k-1}^n (\partial R^p / \partial \Delta d)_{k-1}^n}$

14) $\Delta d_k^n = \Delta d_{k-1}^n - \frac{\langle R^d(\Delta \lambda_{k-1}^n, \Delta d_{k-1}^n) \rangle (\partial R^p / \partial \Delta \lambda)_{k-1}^n - \langle R^p(\Delta \lambda_{k-1}^n, \Delta d_{k-1}^n) \rangle (\partial R^d / \partial \Delta \lambda)_{k-1}^n}{(\partial R^p / \partial \Delta \lambda)_{k-1}^n (\partial R^d / \partial \Delta d)_{k-1}^n - (\partial R^d / \partial \Delta \lambda)_{k-1}^n (\partial R^p / \partial \Delta d)_{k-1}^n}$

15) Vaya a (4)

16)

$$d^n = d_k^n ; (\sigma_{ij})^n = (\sigma_{ij})_k^n ; (\kappa^p)^n = (\kappa^p)_k^n ; (\kappa^d)^n = (\kappa^d)_k^n ; (\varepsilon_{ij}^p)^n = (\varepsilon_{ij}^p)_k^n$$

17) Cálculo del tensor de rigidez tangente $(C_{ijkl}^t)^n$

18) Fin

A.I.1.3. Teoría de Mezclas

En la Figura A.1 se esquematiza la implementación numérica de la teoría de mezclas en un programa de elementos finitos no lineal

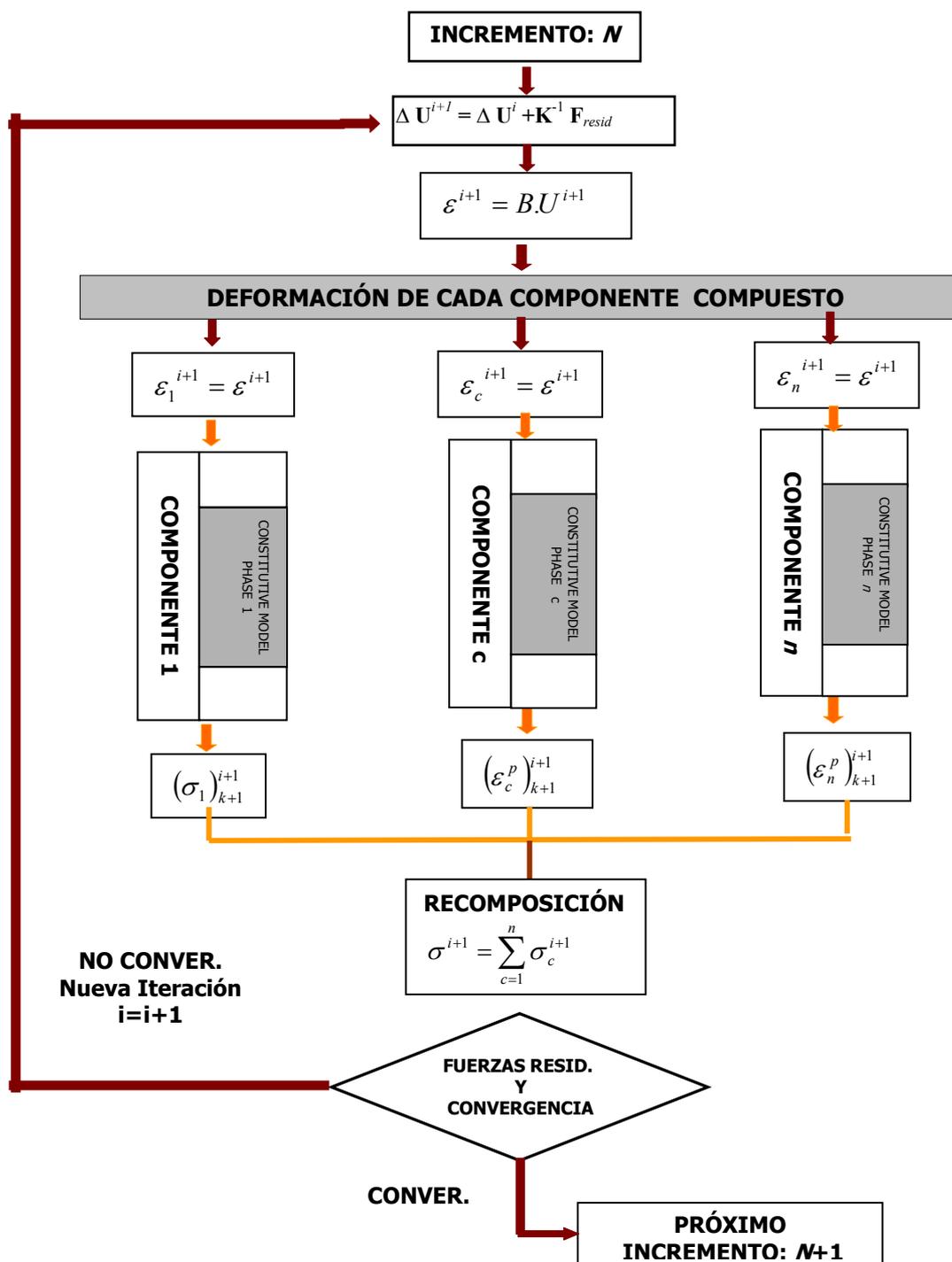


Figura A.1: Esquema de solución de un problema no lineal mediante la teoría de mezclas

A.I.1.4. Teoría de Mezclas Generalizada

En la Figura A.2 se esquematiza la implementación numérica de la teoría de mezclas generalizada en un programa de elementos finitos no lineal mediante un algoritmo iterativo. La figura corresponde a un compuesto simple. En el caso de un compuesto con estructura compleja, dentro de cada componente se debe seguir, a su vez, un procedimiento similar al descrito para el compuesto.

En cualquier caso, para obtener las deformaciones de cada una de las componentes se requieren conocer las deformaciones plásticas de todas ellas. Esto lleva a que el problema deba ser resuelto en forma iterativa.

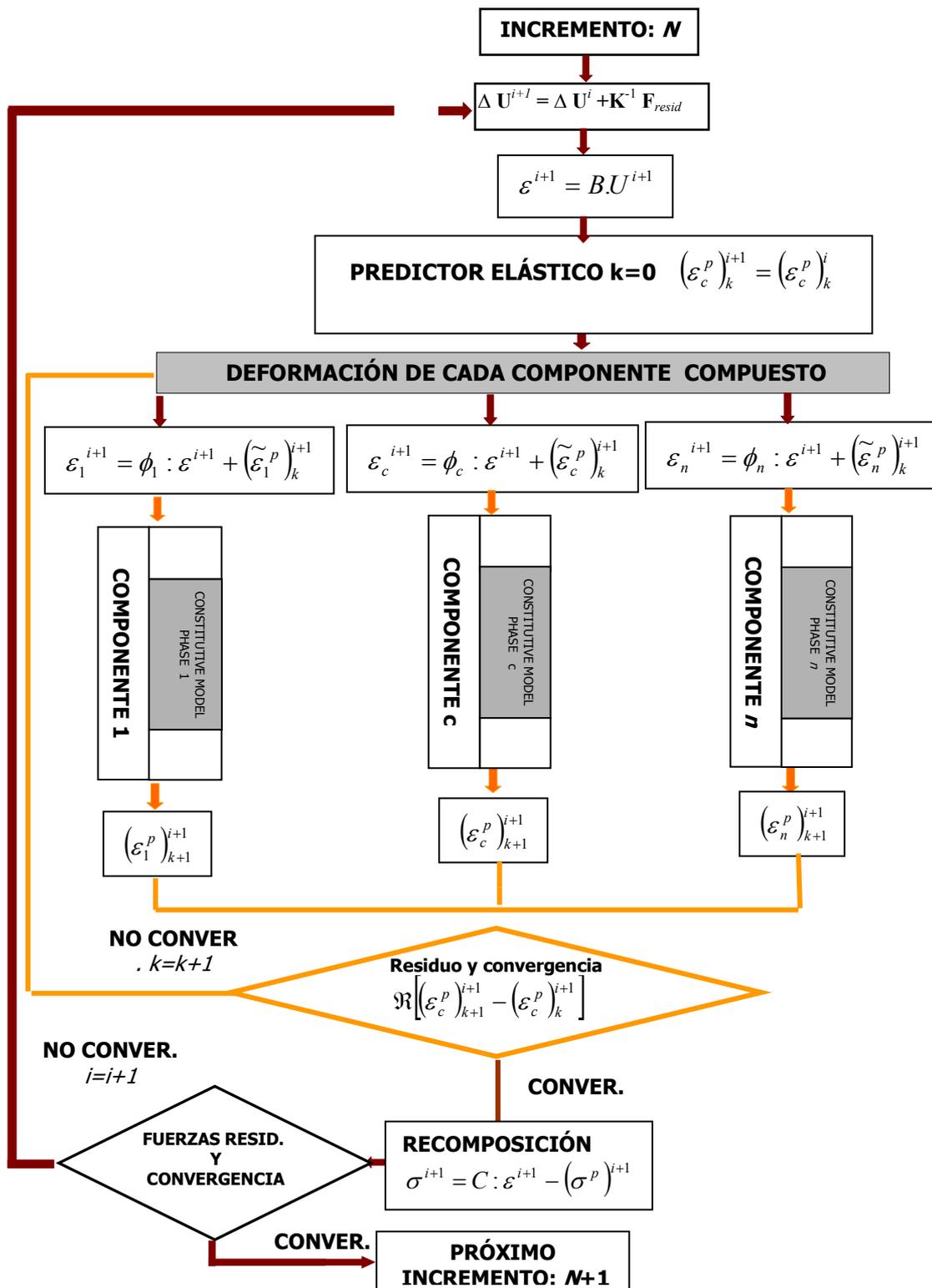


Figura A.2: Esquema de solución de un problema no lineal mediante la teoría de mezclas generalizada (Luccioni, 2006)

REFERENCIAS

ABDOU, L., SAADA, R., MEFTAH, F., Y MERBAKI, A., 2004, “Experimental and numerical study of the brick-mortar interface” XXI ICTAM, Warsaw, Poland.

ALBERT, M., ELWI, A. y CHENG, J., 2001. “Strengthening of Unreinforced Masonry Walls Using FRPs”, ASCE, J. Compos. For Constr., 5, 76-84.

ALCOCER, S., “Rehabilitación de estructuras de mampostería, Instituto de Ingeniería, UNAM, México”.

ANTHOINE, A., 1995. “Derivation of the in-plane elastic characteristics of masonry through homogenization theory”, Int. J. Solids Structures, 32 (2), 137-163.

AVILÉS, G., 2002. “Estudio Experimental sobre el Refuerzo a Cortante de Estructuras de Hormigón Armado mediante Materiales Compuestos”, Tesis Doctoral. Universidad Politécnica de Cataluña, Barcelona, España.

BETTEN, J., 1988. “Application of tensor functions to the formulation of yield criteria for anisotropic materials”, International Journal of Plasticity, 4, 29-46.

BRADLEY, J., CHRISTENSEN, J., GILSTRAP, J. y DOLAN, CH., 1996. “Composite materials reinforcement of existing masonry walls”, J. Arch. Engrg. 2, (2), 63-70.

BUCHAN, P. y CHEN, J., 2007.”Blast resistance of FRP composites and polymer strengthened concrete and masonry structures-A state-of-the-art review”, Composites, Part B:engineering, 38, 509-522.

CAR, E., 2000. “Modelo Constitutivo Continuo para el Estudio del Comportamiento Mecánico de los Materiales Compuestos”, Tesis Doctoral, Dpto. de Resistencia de Materiales y Estructuras en la Ingeniería. Universidad Politécnica de Cataluña, España,

CARDOSO, R., LOPES, M. y BENTO, R., 2005. “Seismic evaluation of old masonry buildings. Part I: Method description and application to a case-study”, *Engineering Structures* 27, 2024–2035.

CECCHI, A., MILANI, G., y TRALLI, A., 2004. “In- plane loaded CFRP reinforced masonry walls: mechanical characteristics by homogenisation procedures”, *Composites Science and Technology*, 64, 2097-2112.

COLUNGA, A. y MIRANDA, E., “Comportamiento mecánico de la Mampostería”, Departamento de Materiales, Universidad Autónoma Metropolitana Azcapotzalco. México.

EHSANI, M., SAADATMANESH, H. y AL-SAYDY. A., 1997 “Shear behavior of URM retrofitted with FRP overlays”, *Journal of Composites for Construction*, ASCE, 1 (1), 17-25.

EHSANI, M., SAADATMANESH, H. y VELAZQUEZ-DIMAS, J., 1999, “Behavior of Retrofitted URM Walls under Simulated Earthquake Loading”, *ASCE J. Compos. For Constr.*, 3, 134-142.

EL-DAKHAKHNI, W., HAMID, A., HAKAM, Z. y ELGAALY, M., 2005. “Hazard mitigation and strengthening of unreinforced masonry walls using composites”, *Composites Structures*, 73, 458-477.

ELGWADY, M., LESTUZZI, P., y BADOUX, M., 2000 “Dynamic In Plane Behavior of URM Wall Upgrade with Composites”, Swiss Federal Institute of Technology in Zurich (ETHZ), Switzerland, 2000.

ELGWADY, M., 2004. “Seismic Retrofit of URM walls with fiber composites”, Ph.D thesis, Switzerland.

FEDERAL EMERGENCY MANAGEMENT AGENCY, FEMA 308, 1998 “Repair of Earthquake Damaged Concrete and Masonry Wall Buildings, California, USA.

GABOR, A., FERRIER, E., JACQUELIN, E. Y HAMELIN, P., 2006 “Analysis and modelling of the in-plane shear behaviour of hollow brick masonry panels”, *Construction and Building Materials*, 20, 308–321.

GABOR, A., BENANI, A., JACQUELIN, E. y LEBON, F., 2006 “Modelling approaches of the in-plane shear behaviour of unreinforced and FRP strengthened masonry panels”, *Composites Structures*, 74, 277–288.

GIAMBANCO, G., RIZZO, S., y SPALLINO, R., 2001 “Numerical analysis of masonry structures via interface models”, *Computer methods in applied mechanics and engineering*, 190, 6493–6511.

GALLEGOS, H., 1993. “Albañilería Estructural. Diseño y Cálculo de Muros”, Pontificia Universidad Católica del Perú.

HAMILTON III, H., y DOLAN, C., 2001 “Flexural Capacity of Glass FRP Strengthened Concrete Masonry Walls”, ASCE J. Compos. For Constr., 5, 170-178.

HAMOUSH, S., MCGINLEY, M., MLAKAR, P., SCOTT, D. y MURRAY, K., 2001 “Out-of plane- strengthening of masonry walls with Reinforced Composites”, ASCE J. Comps. for Constr., 5, 139-145.

HAMOUSH, S., MCGINLEY, M., MLAKAR, P., y TERRO, M., 2002 “Out-of plane-behavior of surface-reinforced masonry walls”, Construction and Building Materials, 16, 341-351.

HILL, R., 1948. “A theory of the yielding and plastic flow of anisotropic metals”, Proc. Roy. Soc. (London), 193, 281-288.

HULL, D., 1982. “An introduction to composite materials”, Cambridge Solid State Science Series, University of Cambridge.

IRAM 1622, Instituto Argentino de Racionalización de Materiales. Determinación de la resistencia a la compresión y a la flexión del cemento Pórtland. Julio 1962.

IRAM 12586, Instituto Argentino de Racionalización de Materiales. Ladrillos y bloques cerámicos para la construcción de muros. Método de ensayo de resistencia a la compresión. Junio 2004.

LOFTI, H. y SHING, P., 1994 “Interface model applied to fracture of masonry structures”, J. Struct. Eng., ASCE, 120 (1), 63–80.

LÓPEZ, J., OLLER, S. y OÑATE, E., 1998. “Cálculo del Comportamiento de la Mampostería mediante Elementos Finitos”, Monografía N° 46, Centro Internacional de Métodos Numéricos en Ingeniería, CIMNE, Barcelona.

LÓPEZ, J., OLLER, S. y OÑATE, E., y LUBLINER, J., 1999. “A homogeneous constitutive model for masonry”, Int J Num Meth Eng., 46,1651–71.

LOURENÇO, P., 1996. “Computational strategies for masonry structures”, Tesis Doctoral, Universidad Técnica de Delft, Holanda.

LOURENÇO, P., ROTS, J., 1997. “A multi-surface model for the analysis of masonry structures”, J. Engrg. Mech., ASCE, 123 (7), 660-668.

LUBLINER, J., 1990. “Plasticity Theory”, Macmillan Publishing Company.

LUBLINER, J., 1972. “On the thermodynamic foundation of non-linear solid mechanics”, Int. J. Non-Linear Mech., (7), 237–254.

LUCIANO, R., y SACCO, E., 1998 “Damage of masonry panels reinforced by FRP sheets”, ACI Int. J. Solids Structures, 35, 1723-1741.

LUCCIONI B., 2006. “Constitutive model for fiber reinforced composite laminates”, Journal of Applied Mechanics, 73 (6), 901-910.

LUCCIONI, B. y ROUGIER, V., 2005. "A plastic damage approach for confined concrete", *Computer & Structures*, 83, 2238–2256.

LUCCIONI, B., MARTÍN, P., 1997. "Modelo Elastoplástico para Materiales Ortótropos", *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Diseño y Cálculo en Ingeniería*, 13(4), 603-614.

LUCCIONI, B., OLLER, S. y DANESI, R., 1996. "Coupled plastic-damaged model", *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, 129, 81-89.

LUCCIONI B., OLLER S., y DANESI, R., 1995. "Plastic Damaged Model for Anisotropic Materials", *Applied Mechanics in the Americas*, I, 124-129.

LUCCIONI B., 1993. "Formulación de un modelo constitutivo para materiales ortótropos", Tesis Doctoral, Universidad Nacional de Tucumán, Argentina.

MANUAL DE CONSTRUCCIÓN, EVALUACIÓN Y REHABILITACIÓN SISMO RESISTENTE DE VIVIENDAS DE MAMPOSTERÍA, 2001, Asociación Colombiana de Ingeniería Sísmica.

MARSHALL, O., SWEENEY, J., y TROVILLION, J., 1999 "Seismic Rehabilitation of Unreinforced Masonry Walls", *Special Publication.*, 188, 287-296.

MARTÍN, P., 1997. "Estudio Teórico del Comportamiento de la Mampostería", Tesis de Magíster en Ingeniería Estructural, Instituto de Estructuras "Ing. A. Guzmán", Universidad Nacional de Tucumán.

MARTÍN, P., LUCCIONI, B. y DANESI, F., 1999. "Estudio teórico numérico del comportamiento de la mampostería", *Revista Internacional de Ingeniería de Estructuras*, 4 (1), Ecuador.

MALVERN, L., 1969, "Introduction to the mechanics of a continuous medium", New Jersey, Prentice-Hall, USA.

MCNARY, W. y ABRAMS, D., 1985. "Mechanics of masonry in compression", *Journal of Structural Engineering*, 111 (4), 857-870.

MILANI, G., LOURENÇO, P. y TRALLI, A., 2006. "Homogenised limit analysis of masonry walls, Part I: Failures surfaces, *Computers & Structures*, 84, 166-180.

MILANI, G., LOURENÇO, P. y TRALLI, A., 2006. "Homogenised limit analysis of masonry walls, Part II: Structural examples, *Computers & Structures*, 84, 181-195.

NANNI, A. y BRADFORD, N., 1995. "FRP jacketed concrete under uniaxial compression", *Construction and Building Materials*, 9 (2) , 115-124.

OLLER, S., 1988a. "Un Modelo de Daño Continuo para Materiales Friccionales", Tesis doctoral, Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos Canales y Puertos de Barcelona.

OLLER, S., OLIVER, J., LUBLINER, J., OÑATE, E., 1988b. “Un Modelo Constitutivo de Daño Plástico para Materiales Friccionales. Parte I: Variables Fundamentales, Funciones de Fluencia y Potencial”, *Revista Internacional de Métodos Numéricos para Cálculo y Diseño en Ingeniería*, 4, 397-431.

OLLER, S., OÑATE E., MIQUEL J., 1993a. “Simulation of an Anisotropic Elastic-Plastic Behaviour of Materials by Means of an Isotropic Formulation”, 2nd U.S. National Congress on Computational Mechanics, Washington, U.S.A..

OLLER, S., BOTELLO, S., MIQUEL, J. AND OÑATE, E., 1993b. “An anisotropic elasto-plastic model based on an isotropic formulation”, *Int. J. Eng. Comp.*, 12, 245-262.

OLLER, S., BOTELLO, S., MIQUEL, J. y OÑATE, E., 1995. “An Anisotropic Elastoplastic Model Based On An Isotropic Formulation,” *Engineering Computations* 12, 246-262.

OLLER, S., BOTELLO, S., MIQUEL, J. y OÑATE, E., 1996. “A Plastic Damage Constitutive Model for Composite Material”, *Internacional Journal of Solids and Structures* 33, 2501-2518.

PAGE, A., 1978. “Finite element model for masonry”, *Journal of the Structural Division, ASCE*, 104 (8), 1267-1285

PAGE, A., 1981. “The biaxial compressive strength of brick masonry”, *Proc.Intsn.Civ.Engrs.*, Part 2, 71, 893-906.

PAGE, A., 2002. “Unreinforced masonry structures– An Australian overview”.

PIETRUSZCZAK, S. y NIU, X., 1992. “A mathematical decription of macroscopic behavior of brick masonry”, *Int. J. Solids Structures*, 29 (5), 531-546.

Reglamento INPRES-CIRSOC 103. Normas Argentinas para construcciones sismorresistentes. Agosto 1991.

ROUGIER, V. y LUCCIONI, B., 2007. “Numerical assessment of retrofitting systems for reinforced concrete elements”, *Engineering Structures*, 29, 1664-1675.

SAADATMANESH, H., 1997. “Extending service life of concrete and masonry structures with fiber composites”, *Construction and Building Materials*, 11, 327-335.

SANTA MARÍA, H., ALCAINO, P. y LUDERS, C., 2006. “Experimental response of masonry walls externally reinforced with carbon fiber fabrics”, *Proceedings of the 8th U.S. National Conference on Earthquake Engineering*, San Francisco, California, USA.

SHRIVE, N. G., 2006. “The use of fibre reinforced polymers to improve seismic resistance of masonry”, *Construction and Building Materials*, 20, 269-277.

SODEN, P., HINTON, M. Y KADDOUR, A., 2002. "Biaxial tests results for strength and deformation of a range of E-glass and carbon fibre reinforced composite laminates: failure exercise benchmark data", *Comp. Sci. Technol.*, 62, 1489-1514.

TAN, K., y PATOARY, M., 2004 "Strengthening of Masonry Walls against Out-of-Plane Loads Using Fiber-Reinforced Polymer Reinforcement", *ASCE J. Compos. For Constr.*, 8, 79-87.

TOLEDO M. W., NALLIM L. G. y LUCCIONI B. M., 2005. "Análisis micromecánico de compuestos laminados", *Mecánica Computacional*, Vol. XXIV.

TOLEDO, M. W., 2005. "Modelo para compuestos laminados con fibras", Tesis presentada para adquirir el grado académico de Magíster en Ingeniería Estructural, Instituto de Estructuras "Ing. A. Guzmán", Facultad de Ciencias Exactas y Tecnología, Universidad Nacional de Tucumán.

TRIANAFILLOU, T., 1998. "Composites: a new possibility for the shear strengthening of concrete, masonry and wood", *Composites Science and Technology*, 58, 1285-1295

TRUESDELL, C. y TOUPIN, R., 1960. "The classical field theories", Ed. by S.Flügge – *Handbuch der Physik II/I*, Springer Verlag, Berlin.

TUMIALAN, J. y NANNI, A., 2002 "Strengthening of masonry walls with FRP bars", *Composites Fabricator Magazine*, Arlington, VA *J. Struct. Engr.*, 129, 1047-1056.

TUMIALAN, J., GALATI, N. y NANNI, A., 2003 "Field Assessment of Unreinforced Masonry Walls Strengthened with Fiber Reinforced Polymer Laminates", *J. Struct. Engr.*, 129, 1047-1056.

VAN DER PLUIJM., R., 1999. "Out of plane bending of masonry: behaviour and strength. PhD Dissertation. The Netherlands: Eindhoven University of Technology.

VELAZQUEZ-DIMAS, J., y ESHANI, M., 2000 "Modeling Out-of Plane Behavior of URM Walls Retrofitted with Fiber Composites", *ASCE J. Compos. For Constr.*, 4, 172-181.

VALLUZZI, M. R, TINAZZI, D., MODENA C., 2002. "Shear behavior of masonry panels strengthened by FRP laminates", *Construction and Building Materials*, 16, 409-416.

ZALAMEA, F., MIQUEL, J. y OLLER, S., 1998. "Treatment of composite materials based on the homogenization method", *Computational Mechanics, New Trends and Applications*, CIMNE, Barcelona, España.

ZUCCHINI, A. y LOURENÇO, P., 2002. "A micro-mechanical model for the homogenisation of masonry", *Int. J. Solid Structures*, 39, 3233-3255.

ZUCCHINI, A. y LOURENÇO, P., 2004. "A coupled homogenisation-damaged model for masonry cracking", *Computers & Structures*, 82, 917-929.