

# RESPUESTA SÍSMICA DE MUROS DE MAMPOSTERÍA NO REFORZADA SOMETIDOS A ACELERACIONES PERPENDICULARES A SU PLANO<sup>1</sup>

Juan Diego Jaramillo<sup>2</sup>, Marcela Morales<sup>3</sup> y Gonzalo Hincapié<sup>4</sup>

Resumen: En este artículo se propone un modelo para estimar la resistencia sísmica de muros en mampostería no reforzada ante aceleraciones perpendiculares a su plano. Para esta estimación se estudiaron y modelaron diferentes mecanismos de comportamiento del sistema: flexión horizontal, flexión vertical y flexión biaxial, las cuales dependen de las condiciones de sujeción del muro. Los resultados de los modelos matemáticos propuestos se validaron con ensayos a escala real en siete prototipos sometidos a aceleraciones perpendiculares al plano de los muros, en la mesa vibradora de la Universidad EAFIT, Medellín Colombia. Las estimaciones resultantes de aplicar los modelos matemáticos concuerdan muy bien con los resultados obtenidos en los ensayos.

**Palabras clave:** muros de mampostería no reforzada, resistencia perpendicular al plano.

## SEISMIC RESPONSE OF UNREINFORCED MASONRY WALLS SUBJECTED TO OUT OF PLANE ACCELERATION

Abstract: A model to estimate the seismic resistance of unreinforced masonry walls subjected to out of plane acceleration is proposed in this article. Three different bending mechanisms were studied and modeled for the seismic resistance estimation: horizontal, vertical and biaxial bending, which depend on the edge fixing conditions. The seismic resistance estimated with the proposed mathematical models was validated by means of tests performed on seven different prototypes subjected to out-of-plane acceleration at the shaking table of the EAFIT University, in Medellín, Colombia. The seismic resistance obtained with the mathematical models agrees very well with the results obtained from the tests conducted on the prototypes.

**Keywords:** out-of-plane resistance, unreinforced masonry walls.

### INTRODUCCIÓN

La respuesta de muros de mampostería no reforzada ante excitaciones sísmicas perpendiculares al plano, responsable de la mayoría de los daños y colapsos en este tipo de estructuras, es una de las más complejas y poco comprendidas áreas de la ingeniería sísmica.

De los escenarios de daños por sismos en estructuras de mampostería no confinada no reforzada, se observa cómo algunas construcciones sufren patologías severas e incluso el colapso, mientras que otras no presentan ningún daño. Lo anterior es clara evidencia de la necesidad de ahondar en la fenomenología del problema con modelos que expliquen las resistencias observadas.

Las sollicitaciones sísmicas perpendiculares al plano de los muros no son elección del diseñador; inevitablemente los muros estarán sometidos a aceleraciones perpendiculares a su plano, y debido a su propio peso se generarán fuerzas inerciales horizontales que deberán ser transmitidas a cualquiera de las cuatro fronteras del muro generando flexiones fuera del plano.

Como en el caso de losas sometidas a cargas perpendiculares a su plano, dependiendo de las condiciones de apoyo en los bordes del muro, se desarrollan flexiones combinadas en dos direcciones perpendiculares para poder transmitir las

---

<sup>1</sup> Artículo recibido el 22 de julio de 2008 y aceptado en versión final en noviembre de 2008.

<sup>2</sup> Profesor, Departamento de Ingeniería Civil, Universidad EAFIT, Cra. 49 # 7 Sur-50, Medellín, Colombia. E-mail: [jjarami@eafit.edu.co](mailto:jjarami@eafit.edu.co)

<sup>3</sup> Profesora, Departamento de Ingeniería Civil, Universidad de Medellín, Colombia. E-mail: [mmorales@udem.edu.co](mailto:mmorales@udem.edu.co)

<sup>4</sup> Consultor. E-mail: [cippi@une.net.co](mailto:cippi@une.net.co)

cargas a los apoyos, pero, a diferencia de las losas, debido a la fuerte anisotropía de la mampostería, los mecanismos de transferencia en las dos direcciones del plano difieren sustancialmente.

En investigaciones anteriores se ha abordado el tema analizando de manera independiente el mecanismo horizontal y el mecanismo vertical. En este artículo se presenta un avance en los modelos para la estimación de la resistencia sísmica fuera del plano de muros de mampostería no reforzada sometidos al mecanismo de flexión horizontal, o al mecanismo de flexión vertical, o a la combinación de ambos mecanismos cuando sea el caso.

El comportamiento estimado con los modelos propuestos coincide bastante bien con el obtenido en ensayos a escala real de especímenes sometidos a aceleraciones simuladas en mesa vibradora.

## DESARROLLO DEL MODELO

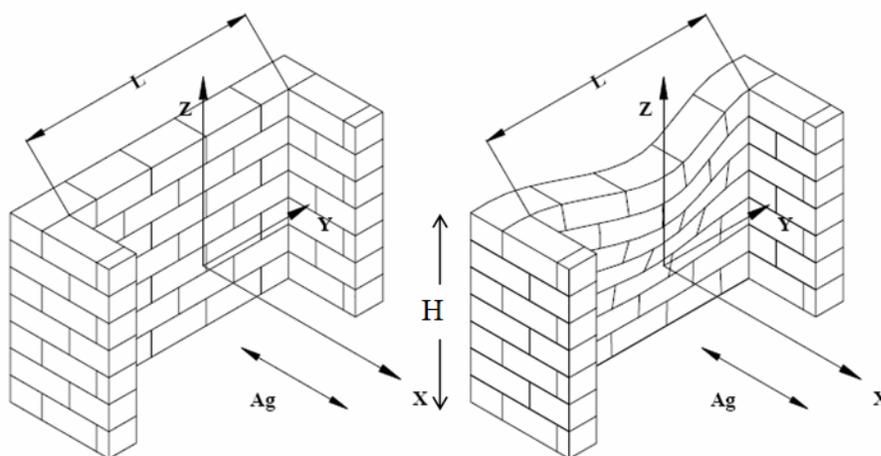
Autores como Paulay y Priestley (1992), Blaikie y Davey (2000), Doherty et al. (2002) y Jaramillo (2002), han presentado, para unos casos particulares de condiciones de frontera, propuestas para los mecanismos de transmisión de cargas perpendiculares al plano de muros de mampostería no reforzada. En este trabajo se presenta un avance de estos modelos y se propone una manera de combinar los mecanismos de flexión horizontal y vertical cuando las condiciones de frontera del muro propicien la generación de ambos mecanismos.

En el desarrollo del modelo que se presenta se consideró que las estructuras de mampostería tienen un comportamiento elástico lineal con comportamiento frágil; no se observa comportamiento histerético y por lo tanto se considera que no hay ninguna disipación de energía. De acuerdo con lo anterior, la historia de carga no es importante en la respuesta, sólo es importante la sollicitación máxima en términos de su aceleración espectral elástica como medida de la aceleración absoluta y por ende de las fuerzas inerciales a las que se ve sometido el muro.

En lo que sigue se tratará entonces de estimar la resistencia de los muros de mampostería a cargas uniformemente distribuidas y perpendiculares a su plano. Estas cargas máximas luego se convierten en aceleraciones máximas resistentes que pueden ser comparadas con las aceleraciones máximas absolutas a las que se ve sometido el muro, y decidir entonces si éste resiste o no el sismo.

### Mecanismo de flexión horizontal

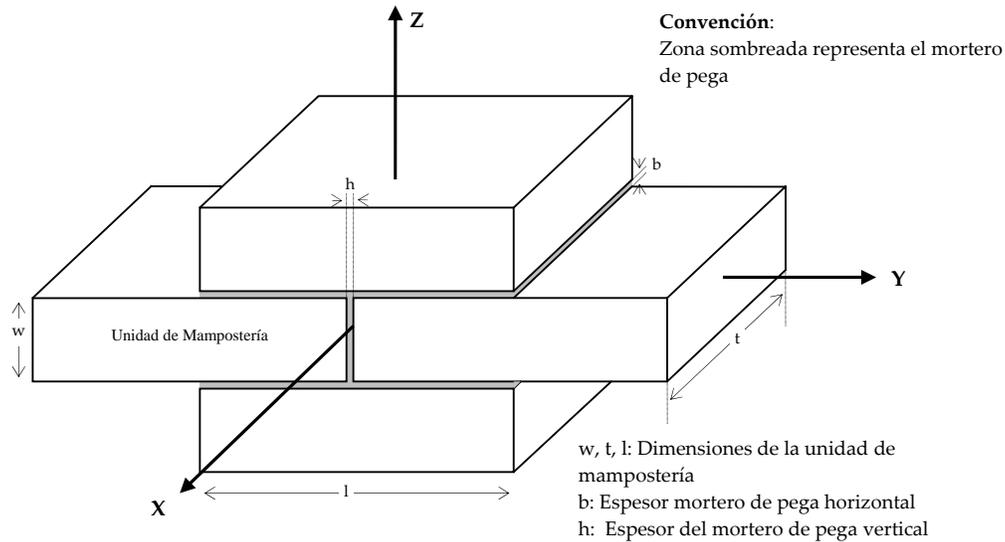
Jaramillo (2002) publicó algunos resultados de ensayos realizados a unidades de mampostería maciza y a unidades de mampostería de perforación horizontal, con el fin de estimar la aceleración máxima, previa al colapso, que podían resistir muros de mampostería cuando se sometían a aceleraciones perpendiculares a su plano. El modelo propuesto por Jaramillo consideró un mecanismo de flexión horizontal que basa su resistencia en la capacidad del mortero de pega horizontal para resistir esfuerzos de cortante generados por la torsión entre las piezas de mampostería y por la compresión de estas sobre el mortero de pega vertical. El modelo de transferencia horizontal de carga que aquí se verifica se basa en este mecanismo con algunas modificaciones.



**Figura 1: Orientación y deformación de un muro sometido a una aceleración perpendicular a su plano.**

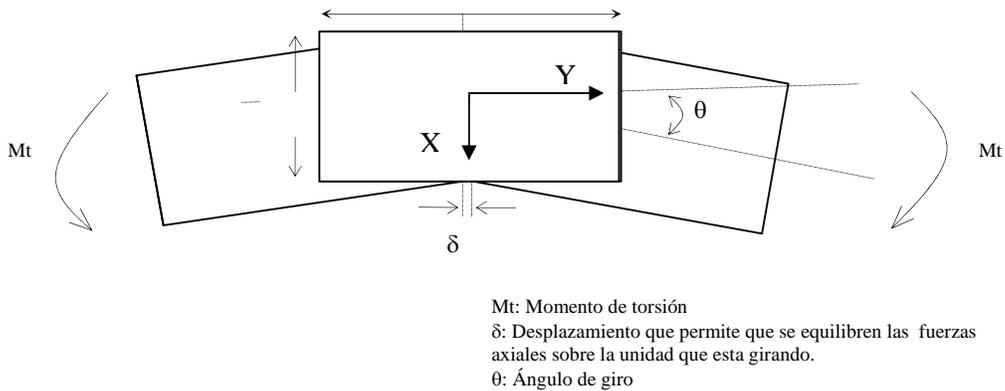
En la Figura 1 se observa la deformación que sufre un muro de mampostería restringido en tres de sus bordes y libre en el borde superior, cuando es sometido a aceleraciones perpendiculares a su plano.

En lo que sigue se consideran las deformaciones de la unidad básica que se muestra en la Figura 2, formada por cuatro unidades de mampostería y por los morteros de pega vertical y horizontal. Como se verá más adelante, en el mecanismo propuesto es fundamental que las piezas estén trabadas como ilustra la Figura 2.



**Figura 2: Unidad básica de un muro de mampostería.**

Cuando el muro se somete a un momento flector en Z, el mecanismo de transmisión horizontal de cargas perpendiculares al plano del muro se genera por dos efectos: el mecanismo de torsión en el mortero de pega horizontal, generado por los ladrillos que rotan y el ladrillo que se mantiene sin deformación relativa, y por la compresión excéntrica del mortero de pega vertical (véase la Figura 3).



**Figura 3: Mecanismo de transmisión de la flexión a través de las unidades.**

Por claridad en la exposición, a continuación se transcriben algunos resultados del trabajo de Jaramillo (2002), y se reportan alternativas a algunas de las propuestas de este trabajo.

El momento resistente del muro alrededor del eje Z, según se describe en las Figuras 2 y 3, se escribe:

$$M_R = M_{RT} + M_{RC} \quad (1)$$

donde  $M_{RT}$  representa el momento resistente debido al mecanismo de torsión, que es función de la resistencia al cortante del mortero de pega horizontal, y  $M_{RC}$  representa el momento resistente debido a la compresión del mortero de pega vertical, que al igual que el anterior, es función de la resistencia al cortante del mortero de pega horizontal.

El momento resistente debido al mecanismo de torsión,  $M_{RT}$ , para muros libres en la última hilada se expresa como:

$$M_{RT} = \frac{G_{MT^*} \cdot \theta \cdot K_T}{b}, \quad (2)$$

y para muros soportados en la última hilada como:

$$M_{RT} = 2 \frac{G_{MT^*} \cdot \theta \cdot K_T}{b} \quad (3)$$

El momento resistente debido a la compresión del mortero de pega vertical,  $M_{RC}$ , se escribe como:

$$M_{RC} = \frac{E_m \cdot \theta \cdot t^3 \cdot w}{12h} (4\eta^3 - 3\eta + 1) \quad (4)$$

El parámetro  $K_T$  en las ecuaciones (2) y (3) representa la rigidez torsional, que relaciona el momento torsor,  $M_{RT}$ , con el giro  $\theta$  de un elemento de longitud  $b$  y módulo de cortante  $G_{MT}$ . De acuerdo con Timoshenko y Goodier (1970),  $K_T$  para una sección rectangular se calcula aproximadamente como:

$$K_T = L_M (L_m)^3 \left( \frac{1}{3} - 0.21 \left( \frac{L_m}{L_M} \right) \left( 1 - \frac{L_m^4}{12L_M^4} \right) \right), \quad (5)$$

donde  $L_M$  y  $L_m$  representan las dimensiones mayor y menor, respectivamente, de la sección transversal rectangular sometida a torsión. Dependiendo de las dimensiones de la pieza  $L_M$  y  $L_m$  tomarán diferentes valores, ya sea el espesor de la pieza de mampostería,  $t$ , o la mitad de la longitud de la pieza,  $l/2$ .

En las ecuaciones (2), (3) y (4),  $G_{MT}$  representa el módulo de cortante del mortero de pega,  $E_m$  representa el módulo de elasticidad de este mortero,  $t$ ,  $w$ ,  $b$  y  $h$  representan las dimensiones de la unidad básica de acuerdo con la Figura 2, y  $\theta$  es el ángulo de giro relativo entre las piezas de mampostería.

El ángulo  $\theta$  máximo que se presenta cuando se alcanza el cortante máximo sobre el mortero de pega horizontal, este último generado no solo por la torsión sino por el desplazamiento  $\delta$  en dirección Y de las piezas (ver las Figuras 2 y 3), se escribe como:

$$\theta = \frac{2b \tau_{max}}{t(G_{MT^*}k + 2G_{MS^*}\eta)} \quad (6)$$

El parámetro  $k$  en la ecuación 6 representa el factor adimensional que permite calcular los esfuerzos de cortante máximos,  $\tau_{max}$ , en la dirección Y (ver figuras 1 y 2), debidos a la torsión sobre el mortero de pega horizontal y localizados sobre las caras de un muro de espesor  $t$ .

$$\tau_{max} = \frac{\theta}{b} \cdot G_{MT} \cdot \frac{t}{2} \cdot k \quad (7)$$

De acuerdo con Timoshenko y Goodier (1970),  $k$  para una sección rectangular se calcula rigurosamente como:

$$k = 1 - \frac{8}{\pi^2} \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{1}{n^2 \cosh\left(\frac{n\pi L_M}{2L_m}\right)} \quad (8)$$

donde nuevamente  $L_M$  y  $L_m$  representan las dimensiones mayor y menor, respectivamente, de la sección transversal rectangular.

El valor  $\eta$  de las ecuaciones (4) y (6) se calcula como:

$$\eta = \frac{4(1 + r_G r_m r_b) \pm \sqrt{[4(1 + r_G r_m r_b)]^2 - 16(1 - \alpha^2)}}{8(1 - \alpha^2)} < 0.5 \quad (9)$$

Esta ecuación representa el equilibrio de fuerzas horizontales en dirección Y de un módulo como el que representa la Figura 2.

En la ecuación (9),  $r_b$  representa la relación de aspecto del ladrillo,  $r_m$  la de los morteros de pega vertical y horizontal, y  $r_G$  la relación entre los módulos de cortante y elasticidad del mortero de pega:

$$r_b = \frac{l-h}{w} \quad ; \quad r_m = \frac{h}{b} \quad ; \quad r_G = \frac{G_{Ms}}{E_M} \quad (10)$$

En la misma ecuación (9),  $\alpha$  representa la relación entre la resistencia a la tracción del mortero de pega y la tracción que se generaría si el mortero de pega vertical se expandiera una cantidad  $\delta$  igual al corrimiento de los ladrillos en dirección Y para lograr el equilibrio. Si se niega la resistencia a la tracción del mortero de pega, hipótesis usual, el valor de  $\alpha$  sería igual a cero.

En los cálculos anteriores se consideró que las unidades de mampostería son infinitamente rígidas a las acciones de flexión, torsión y cortante. Para considerar la flexibilidad de estas unidades se propone trabajar con módulos equivalentes,  $G_{MT}^*$  y  $G_{MS}^*$  como a los que se refiere la ecuación (6). Estos módulos equivalentes se calculan de acuerdo con:

$$G_{MS}^* = \frac{b}{A_{zm} \left( \frac{l}{2E_b A_{yb}} + \frac{b}{G_M A_{szm}} \right)}, \quad (11)$$

$$G_{MT}^* = \frac{b}{K_T \left( \frac{l}{2E_b I_{zb}} + \frac{b}{G_{MT} K_T} \right)}, \quad (12)$$

donde  $E_b$  representa el módulo de elasticidad del ladrillo,  $I_{zb}$  representa la inercia de la sección transversal del ladrillo alrededor del eje Z,  $A_{yb}$  representa el área de la sección transversal del ladrillo perpendicular al eje Y, y  $A_{szm}$  representa el área de cortante de la sección transversal del mortero de pega perpendicular al eje Z.

Considerando la geometría de las unidades, se proponen las expresiones que se muestran en la Tabla 1 para el cálculo de las áreas y las inercias referidas, y para diferentes tipos de unidades.

**Tabla 1: Áreas e inercias propuestas para diferentes unidades de mampostería.**

Unidades de mampostería macizas	Unidades de mampostería de perforación horizontal	Unidades de mampostería de perforación vertical
$A_{szm} = \left( \frac{l-h}{2.4} \right) t$	$A_{szm} = \left( \frac{l-h}{2.4} \right) t$	$A_{szm} = \left( \frac{l-h}{6} \right) t$
$A_{yb} = \frac{tw}{1.2}$	$A_{yb} = \frac{tw}{3}$	$A_{yb} = \frac{tw}{1.2}$
$I_{zb} = \frac{t^3 w}{16}$	$I_{zb} = \frac{t^3 w}{40}$	$I_{zb} = \frac{t^3 w}{16}$

Por último, en la ecuación (6),  $\tau_{max}$  representa el esfuerzo cortante máximo resistente del mortero de pega. Este parámetro controla las rotaciones y desplazamientos que se pueden dar entre las unidades, y es fundamental en el cálculo de los momentos resistentes de la mampostería.

En este trabajo se propone que este cortante resistente se calcule como el mayor entre el que se denomina cortante por adherencia,  $\tau_{ad}$ , y el cortante por fricción,  $\tau_f$ .

El cortante por adherencia se encuentra reportado en la literatura en función de la resistencia a la compresión del mortero de pega. Un valor típico para este cortante es 0.002 Pa. El cortante por fricción se calcula en función del coeficiente de fricción y de las cargas normales sobre el mortero de pega horizontal, de acuerdo con:

$$\tau_f = \left( \gamma \frac{H}{2} + \frac{P}{t} \right) \mu \quad (13)$$

En la ecuación (13)  $\gamma$  representa el peso por unidad de volumen del muro de mampostería,  $H$  representa la altura del muro,  $P$  representa la sobrecarga por unidad de longitud del muro, y finalmente,  $\mu$  representa el coeficiente de fricción del material.

Es importante tener en cuenta que el modelo propuesto para estimar la resistencia de muros de mampostería no reforzada sometidos a cargas perpendiculares a su plano, está fundamentado en que la falla se presentará por cortante en el mortero de pega y nunca fallarán las piezas de mampostería. En ningún caso, entonces, el momento resistente calculado será mayor al momento flector resistente de una pieza de mampostería.

Si se considera que la aceleración generada por un movimiento sísmico es constante a lo largo de la altura del muro, hipótesis razonablemente aceptable, es posible relacionar la aceleración actuante con el momento resistente del muro,  $M_R$ , para encontrar la aceleración sísmica resistente,  $A_R$ , como:

$$\frac{A_R}{g} = \frac{\lambda M_R \phi_R}{L^2 \gamma (w + b)} \quad (14)$$

En la ecuación (14),  $g$  representa la aceleración de la gravedad,  $\phi_R$  representa un factor de reducción de resistencia que se propone igual a 0.75,  $\gamma$  representa el peso por unidad de volumen del muro,  $t$ ,  $w$  y  $b$  son dimensiones ya definidas de las piezas de mampostería. El parámetro  $\lambda$  tiene en cuenta las condiciones de sujeción del muro en los extremos. Por ejemplo, si el muro puede considerarse como empotrado en los extremos laterales, entonces  $\lambda$  toma un valor igual a 12, y en este caso la falla se presentará en los extremos del muro. Si por el contrario, el muro se puede considerar como articulado en los extremos,  $\lambda$  toma un valor igual a 8 y la falla se presentará en la mitad del muro. El valor de  $\lambda$  que se use estará entonces entre 8 y 12, dependiendo de las condiciones de sujeción del muro a los extremos.

### Mecanismo de flexión vertical

Autores como Paulay y Priestley (1992) y Doherty et al. (2002) han estudiado el mecanismo de transferencia vertical de cargas perpendiculares al plano de muros de mampostería no reforzada, para tratar de explicar las resistencias encontradas de ensayos en laboratorio. El mecanismo de falla por flexión vertical, para muros sometidos a carga lateral perpendicular a la cara del muro, depende de las condiciones de apoyo, del peso propio y de las cargas superimpuestas. El modelo que se propone en este trabajo recoge las propuestas presentadas por estos autores y se proponen algunas modificaciones adicionales.

Algunas investigaciones han mostrado que las fisuras se inician a lo largo de dos o tres unidades y luego se propagan horizontalmente a todo lo largo del muro. Si la presión aumenta, el muro colapsará como un mecanismo; sin embargo, si la presión lateral se mantiene o disminuye, está podrá ser resistida por el efecto estabilizador del peso propio del muro.

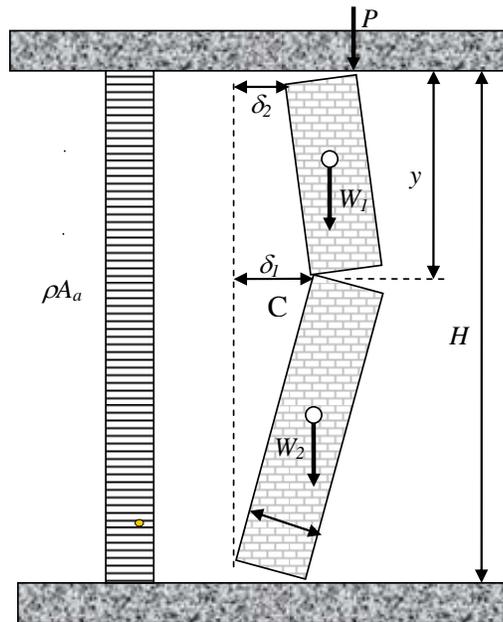
Cualquier esfuerzo de tracción que tienda a desarrollarse por la flexión será contrarrestado por los esfuerzos de compresión que se generan por el peso del muro.

En la Figura 4 se observa cómo las fisuras que se generan en la base, en el cuerpo del muro y en el borde superior, causan que la sobrecarga en el borde superior y la reacción vertical en la base se trasladen hacia el extremo interior de la cara del muro, generando un momento estabilizador respecto al punto C de la Figura 4.

El modelo usual para describir el mecanismo de transmisión de cargas laterales por flexión vertical considera que el muro se agrieta a mitad de la altura. En el modelo propuesto se determina la ubicación de la fisura en altura, minimizando la aceleración resistente perpendicular al plano del muro.

Se considera además un probable desplazamiento del muro en la parte superior,  $\delta_2$ , y se analiza el desplazamiento,  $\delta_1$ , que se presenta a una distancia  $y$  a partir del borde superior del muro.

Igual que en el caso del mecanismo de transmisión horizontal de cargas, se consideró que la aceleración producida por el movimiento sísmico y por lo tanto las fuerzas inerciales que cargan el muro, no cambia a lo largo de su altura.



**Figura 4: Mecanismo de transferencia vertical de cargas perpendiculares al plano del muro.**

Para cualquier caso es claro que la mayor resistencia se consigue cuando  $\delta_1$  es igual a  $\delta_2(1 - y/H)$ , es decir, cuando el muro es totalmente recto pero tiene una pequeña inclinación respecto a la línea vertical debido al desplazamiento  $\delta_2$  de su parte superior; desplazamientos  $\delta_1$  menores al indicado no son posibles. En este estado el peso propio y las cargas superimpuestas ejercen el mayor momento restaurador a las cargas aplicadas perpendicularmente al plano del muro.

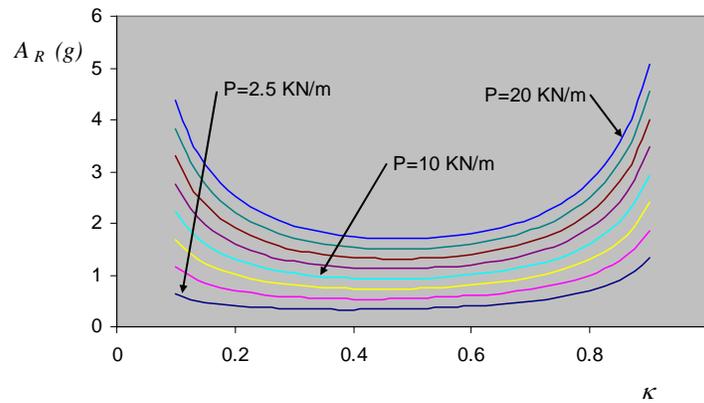
De acuerdo con lo anterior y después de plantear el equilibrio del mecanismo propuesto se tiene:

$$\frac{A_R}{g} = \frac{2Pt + W\kappa(2t - \delta_2)}{\gamma H^2 \kappa(1 - \kappa)} \quad (15)$$

donde:

$$\kappa = \frac{y}{H} \quad (16)$$

El valor de  $\kappa$ , que indica la posición relativa de la fisura que define el mecanismo de falla por transferencia vertical de cargas perpendiculares al muro, oscila entre 0.40 y 0.50, dependiendo del valor de la sobrecarga  $P$ . En la Figura 5 se ilustra esta situación para un muro de 2.40 m de altura, en unidades de arcilla de perforación horizontal y de dimensiones 0.10m x 0.20m x 0.40m, y apoyado en los bordes superior e inferior.



**Figura 5: Aceleración resistente  $A_R$  para el mecanismo de flexión vertical con  $\delta_1 = \delta_2 = 0$ , y para diferentes valores de sobrecarga.**

### Mecanismo de flexión biaxial

La mayoría de los muros están soportados en tres o cuatro de sus lados, por lo que se genera una combinación de momentos resistentes asociados a los mecanismos de flexión horizontal y vertical. A continuación se describe el mecanismo propuesto para la transmisión de esfuerzos en muros sometidos a aceleraciones perpendiculares a su plano.

Inicialmente se presenta un comportamiento elástico hasta que se alcanza la capacidad a momento del mecanismo con menor resistencia. Ahora, dado el comportamiento frágil de la mampostería, es decir, que no mantiene la carga para deformaciones superiores a la de ruptura, cuando se supera la capacidad a momento del mecanismo con menor resistencia, el mecanismo de mayor resistencia toma toda la carga, y una vez se alcance la aceleración máxima de este mecanismo, el muro colapsa.

Lo anterior indica que la aceleración máxima que podrá soportar un muro arriostrado en sus cuatro extremos es igual a la máxima aceleración resistente entre los dos mecanismos de transferencia de carga.

Esta hipótesis se verificará con ensayos de muros a escala real y sometidos a aceleraciones en mesa vibradora.

## MODELOS

### Mesa vibradora

Para estudiar el comportamiento de la mampostería difícilmente pueden hacerse ensayos escalados ya que hay fenómenos internos como la fricción y la adherencia que no son fáciles de escalar. Por lo anterior, la validación del modelo propuesto se realizó mediante ensayos a escala natural en la mesa vibradora de la Universidad EAFIT, en Medellín, Colombia.

La mesa tiene un área de 6.0 m x 6.0 m, y tiene capacidad para soportar cargas verticales de 700 kN, desplazamientos máximos de 250 mm, cargas horizontales máximas de 200 kN y velocidades máximas de 800 mm/s.

La plataforma de carga y fijación de especímenes es un entramado de vigas de acero de 0.36 m de altura, reforzada con diagonales en tubería de acero de 0.15 m de diámetro y además está cubierta por una lámina de acero de 3/16". Todo lo anterior hace a la plataforma una estructura prácticamente indeformable.

Para evitar la fricción, la mesa está suspendida de 8 juegos de cables de preesfuerzo de 1/2", ubicados cuatro a cada lado de la mesa. Cuando la plataforma se desplaza horizontalmente, su máximo recorrido de 0.25 m, se levanta 9 mm por el efecto de péndulo que se genera. Este acoplamiento se consideró al interpretar los resultados de los modelos propuestos.

### Señales de excitación

A los modelos propuestos se les aplicaron señales de excitación aproximadamente armónicas con frecuencias de oscilación cercanas a 1 Hz (con variaciones de 1 Hz a 1.4 Hz).

Las frecuencias de excitación, por ser mucho menores que las frecuencias naturales de vibración de los muros ensayados, hacen que estos muros perciban las excitaciones como si fueran aceleraciones permanentes en una dirección. Las estructuras ensayadas están lejos de moverse en resonancia con sus modos naturales de vibración; se mueven esencialmente como cuerpos rígidos con una aceleración absoluta muy similar en todos los puntos de la estructura, y muy parecida a la vez a la aceleración de la mesa vibradora.

El tiempo de aplicación de cada señal fue de 30 segundos, y de estos, 15 segundos correspondieron a la fase intensa y los 15 segundos restantes a las fases de crecimiento y decaimiento de la aceleración.

### **Instrumentación**

Sobre la plataforma de carga y fijación de especímenes se dispuso un acelerógrafo CUSP-3C, con tres sensores de aceleración dispuestos según los tres ejes de referencia de la mesa. Este acelerógrafo tiene una capacidad máxima de registro en cada canal de 3g y una resolución de 0.5 mg.

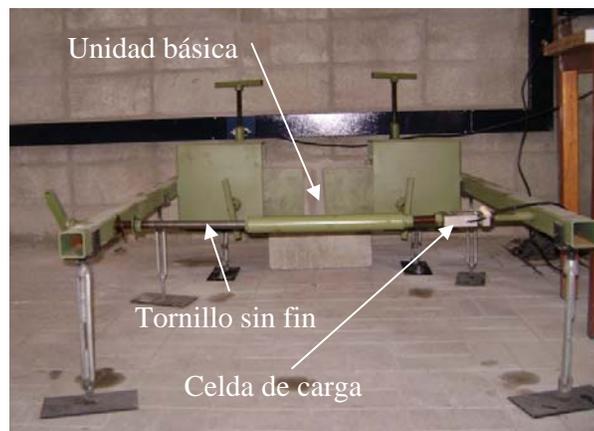
Para instrumentación de los especímenes sobre la mesa, se dispuso un sistema de adquisición de datos National Instrument de 16 canales, equipado con 10 acelerómetros con registro máximo de 2g y resolución de 1 mg. Se dispuso además de un medidor de desplazamientos con un registro máximo de 0.5 m y resolución de 0.5 mm.

Los acelerómetros se instalaron en sitios que permitieran registrar la variación de los movimientos del muro en altura y horizontalmente (ver la Figura 12).

### **Ensayo para determinar el momento resistente a flexión horizontal de las unidades básicas**

Para determinar el momento resistente a flexión horizontal de las unidades básicas del muro (ver la Figura 2), se partió del ensayo propuesto por Jaramillo (2002) con algunas variaciones.

Por medio de una celda de carga localizada en la zona cercana al tornillo sin fin, se mide la fuerza perpendicular aplicada en los extremos de los brazos, que a su vez generan un momento flector en la unidad esencial, igual a la fuerza por la longitud de los brazos (ver la Figura 6).



**Figura 6: Ensayo para determinar el momento resistente a flexión horizontal de las unidades básicas.**

### **Modelos experimentales**

Los modelos ensayados fueron diseñados para aclarar los mecanismos de transmisión de cargas inerciales perpendiculares a muros de mampostería no reforzada.

Se consideró que ensayos de arreglos o módulos en C (ver la Figura 7) ilustraban adecuadamente la generación de los mecanismos de transferencia de cargas perpendiculares al plano de muros de mampostería no reforzada.

El hilo conductor de todos los ensayos fue la verificación y calibración del modelo de transmisión de cargas propuesto.

La altura de los muros fue de 2.40 m y la longitud de 4.0 m. Las aletas se construyeron con una longitud de 2.0 m. Se utilizaron unidades de arcilla de perforación horizontal y unidades de concreto de perforación vertical; ambos con espesores de 100 mm. El muro principal y las aletas se confinaron con vigas en concreto en los extremos superior e

inferior, haciendo las veces de vigas de amarre de piso y techo. En el extremo opuesto al muro principal de cada una de las aletas se construyó una columna en concreto de 0.10 m x 0.20 m, con el fin de simular el resto de la construcción e impedir el volcamiento del arreglo en C propuesto (ver la Figura 7).

Se realizaron ensayos combinando diferentes condiciones de frontera, cada una propiciando diferentes mecanismos de transmisión de cargas.

## Materiales

Para la elaboración de los elementos en concreto: vigas superior e inferior, columnas ubicadas en los extremos de las aletas y morteros de pega, se utilizó cemento tipo 1 Río Claro, agregado grueso y fino de CONASFALTOS, y acero de refuerzo corrugado  $f_y = 420$  MPa.

Los modelos 1 a 6 se construyeron con mortero de pega horizontal y vertical tipo N, con  $f'_{cp} = 7.5$  MPa. El modelo 7 corresponde al prototipo en mampostería apilada: sin pega entre las unidades.

## Resultados experimentales

En la Tabla 2 se describe, para cada modelo ensayado, las unidades empleadas, las condiciones de frontera y los resultados de aceleración resistente obtenidos en la mesa vibradora y con los modelos analíticos.

## Resultados analíticos

### Modelo No. 1

Aunque no hay sobrecarga como tal sobre el muro, la viga superior impide la expansión vertical libre del muro generándose una sobrecarga estimada de 2.0 kN/m (ver las Figuras 7 y 8).

$\lambda$	Mecanismo horizontal				Mecanismo vertical				$A_R$ (g) final
	$M_{RT}$ (kN.m)	$M_{RC}$ (kN.m)	$M_R$ (kN.m)	$A_R$ (g) horizontal	$P$ (kN/m)	$\delta_2$ (m)	$\kappa$	$A_R$ (g) vertical	
8	0.15	0.38	0.53	1.02	2.0	0.01	0.35	0.40	1.02

La aceleración resistente obtenida del modelo analítico,  $A_R = 1.02g$  coincide bastante bien con la del modelo experimental,  $A_R = 1.10g$  (ver la Tabla 2).

### Modelo No. 2

$\lambda$	Mecanismo horizontal				Mecanismo vertical				$A_R$ (g) final
	$M_{RT}$ (kN.m)	$M_{RC}$ (kN.m)	$M_R$ (kN.m)	$A_R$ (g) horizontal	$P$ (kN/m)	$\delta_2$ (m)	$\kappa$	$A_R$ (g) vertical	
8	0.15	0.38	0.53	1.02	2.0	0.01	0.35	0.40	1.02

Nuevamente, la aceleración resistente del modelo analítico,  $A_R = 1.02g$  coincide bastante bien con la predicha del mecanismo de transferencia horizontal,  $A_R = 1.00g$  (ver la Tabla 2).

### Modelo No. 3

El modo de falla fue el esperado: una fisura horizontal, aproximadamente en el tercio superior del muro.

$\lambda$	Mecanismo horizontal				Mecanismo vertical				$A_R$ (g) final
	$M_{RT}$ (kN.m)	$M_{RC}$ (kN.m)	$M_R$ (kN.m)	$A_R$ (g) horizontal	$P$ (kN/m)	$\delta_2$ (m)	$\kappa$	$A_R$ (g) vertical	
8	0	0	0	0	2.0	0.01	0.35	0.29	0.29

La aceleración resistente obtenida del modelo analítico,  $A_R = 0.29g$  coincide bastante bien con la del modelo experimental,  $A_R = 0.28g$  (ver la Tabla 2).

**Tabla 2: Descripción de los modelos y resultados experimentales y analíticos.**

Modelo	Unidades	Condiciones de frontera del muro principal	Mecanismo	A <sub>R</sub> (g) Exp.	A <sub>R</sub> (g) Analítica.	Figuras
1	Arcilla de perforación horizontal	Vigas en concreto en los extremos superior e inferior e intersección trabada con las aletas.	Flexión biaxial	1.10	1.02	Figura 7 Figura 8
2	Arcilla de perforación horizontal	Sin viga en el extremo superior e intersección trabada con las aletas.	Flexión Horizontal	1.00	1.02	Figura 9 Figura 10
3	Concreto de perforación vertical	Vigas en concreto en los extremos superior e inferior y suelto de las aletas.	Flexión vertical	0.28	0.29	Figura 11 Figura 12
4	Concreto de perforación vertical	Vigas en concreto en los extremos superior e inferior y suelto de las aletas. Se aplicó una sobrecarga distribuida de 2.0 kN/m.	Flexión vertical	0.45	0.45	Figura 13 Figura 14
5	Concreto de perforación vertical	Vigas en concreto en los extremos superior e inferior e intersección trabada con las aletas. Se aplicó una sobrecarga distribuida de 2.0 kN/m.	Flexión biaxial	0.62	0.61	Figura 15
6	Concreto de perforación vertical	Vigas en concreto en los extremos superior e inferior y suelto de las aletas. En los extremos del muro principal se construyeron columnetas en concreto de 0.10 m x 0.20 m. Se aplicó una sobrecarga distribuida de 2.0 kN/m	Flexión biaxial	0.75	0.72	Figura 16
7	Concreto de perforación vertical	Vigas en concreto en los extremos superior e inferior y suelto de las aletas. En los extremos del muro a ensayar se construyeron columnetas en concreto de 0.10 m x 0.20 m. Los bloques de concreto se apilaron y sujetaron con conectores verticales de concreto vaciados in situ (las celdas verticales se rellenaron con mortero dos centímetros en el bloque inferior y se extendieron dos centímetros dentro del bloque superior). Se aplicó una carga distribuida sobre la viga del extremo superior que le transmitía al muro una sobrecarga de 2.0 kN/m.	Flexión biaxial	0.91	0.87	Figura 17 Figura 18

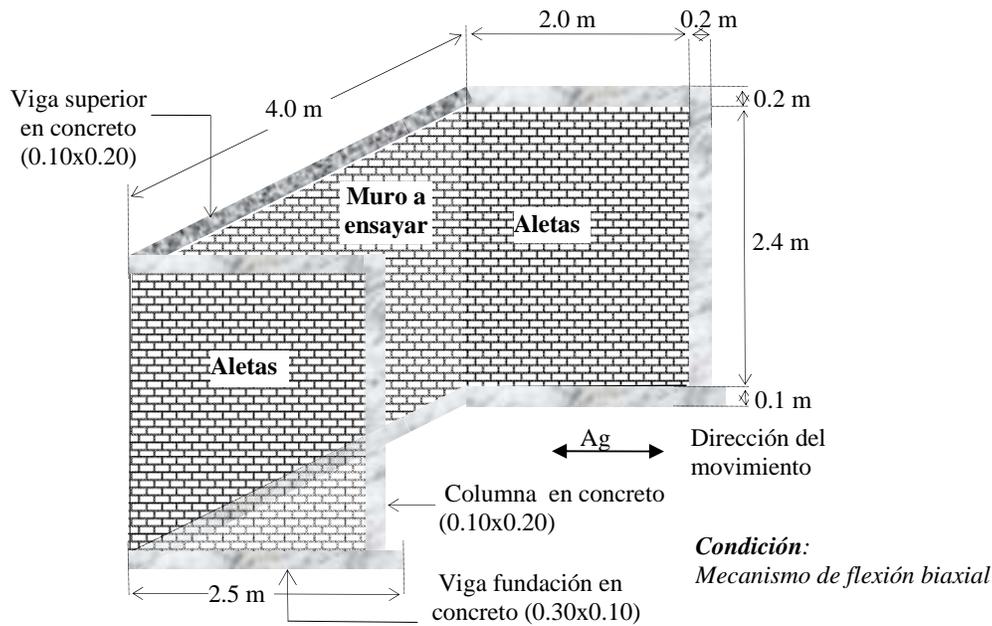


Figura 7: Representación del Modelo No. 1.



Figura 8: Modelo No. 1 - detalle de las condiciones de frontera y columna extrema en la aleta.

Modelo No. 4

Al efecto de confinamiento de la viga superior, que aplica una sobrecarga de 2.0 kN/m al muro, se le suma la sobrecarga generada por los sacos de arena, equivalente a 2.0 kN/m (ver las Figuras 13 y 14).

$\lambda$	Mecanismo horizontal				Mecanismo vertical				$A_R$ (g) final
	$M_{RT}$ (kN.m)	$M_{RC}$ (kN.m)	$M_R$ (kN.m)	$A_R$ (g) horizontal	$P$ (kN/m)	$\delta_2$ (m)	$\kappa$	$A_R$ (g) vertical	
8	0	0	0	0	4.0	0.01	0.40	0.45	0.45

La aceleración resistente obtenida del modelo analítico,  $A_R = 0.45g$  coincide con la del modelo experimental,  $A_R = 0.45g$  (ver la Tabla 2).

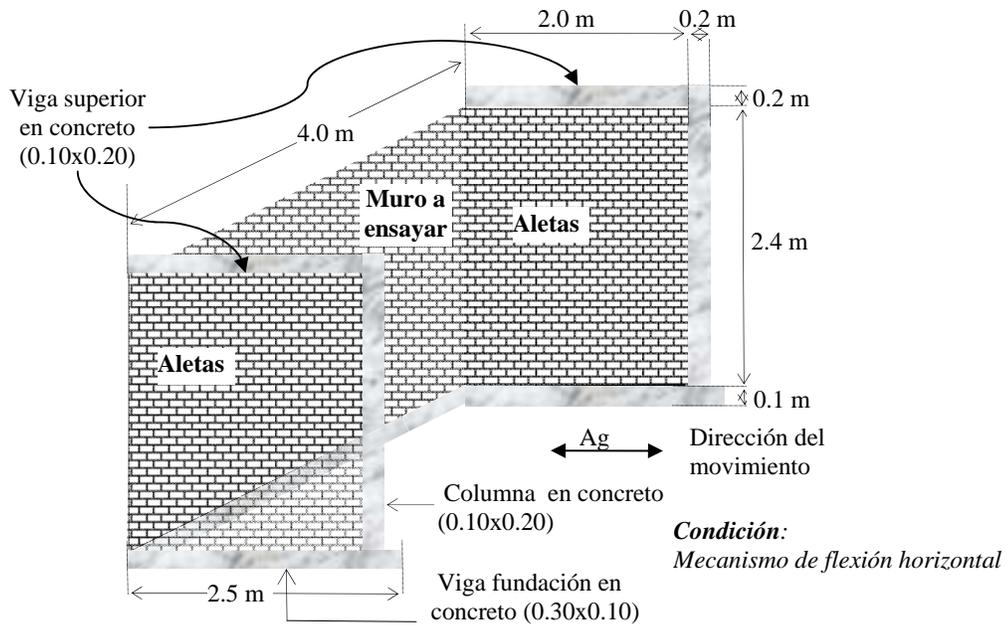


Figura 9: Representación del Modelo No. 2.

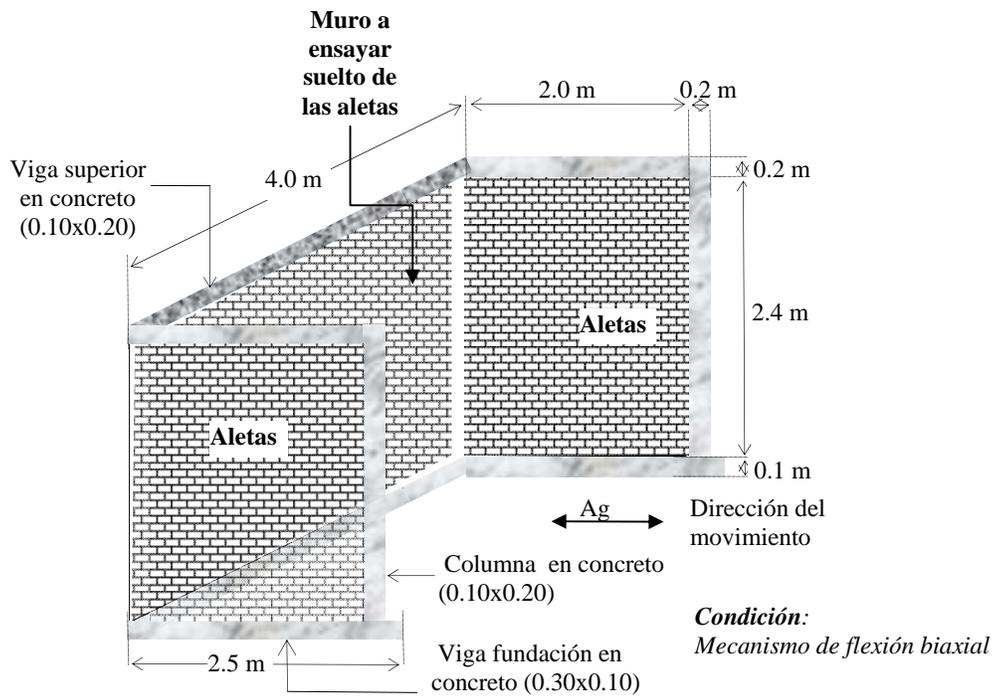


Figura 10: Modelo No. 2.

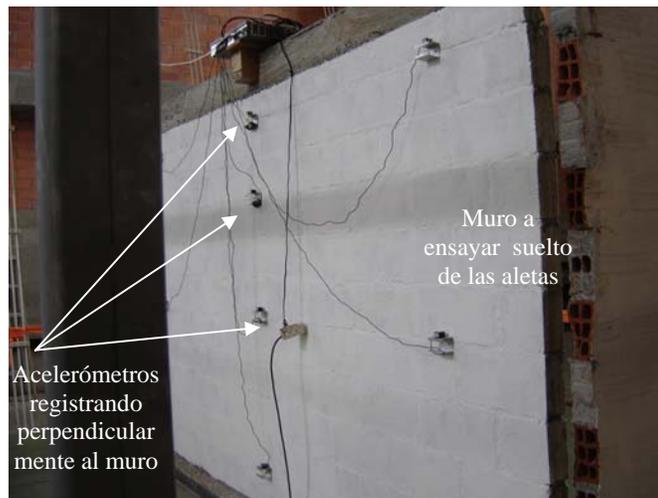
Modelo No. 5

$\lambda$	Mecanismo horizontal				Mecanismo vertical				$A_R$ (g) final
	$M_{RT}$ (kN.m)	$M_{RC}$ (kN.m)	$M_R$ (kN.m)	$A_R$ (g) horizontal	$P$ (kN/m)	$\delta_2$ (m)	$\kappa$	$A_R$ (g) vertical	
8	0.12	0.32	0.44	0.62	4.0	0.01	0.40	0.45	0.61

La aceleración resistente obtenida del modelo analítico,  $A_R = 0.61g$  coincide bastante bien con la del modelo experimental,  $A_R = 0.62g$  (ver Tabla 2).



**Figura 11: Representación del Modelo No. 3.**



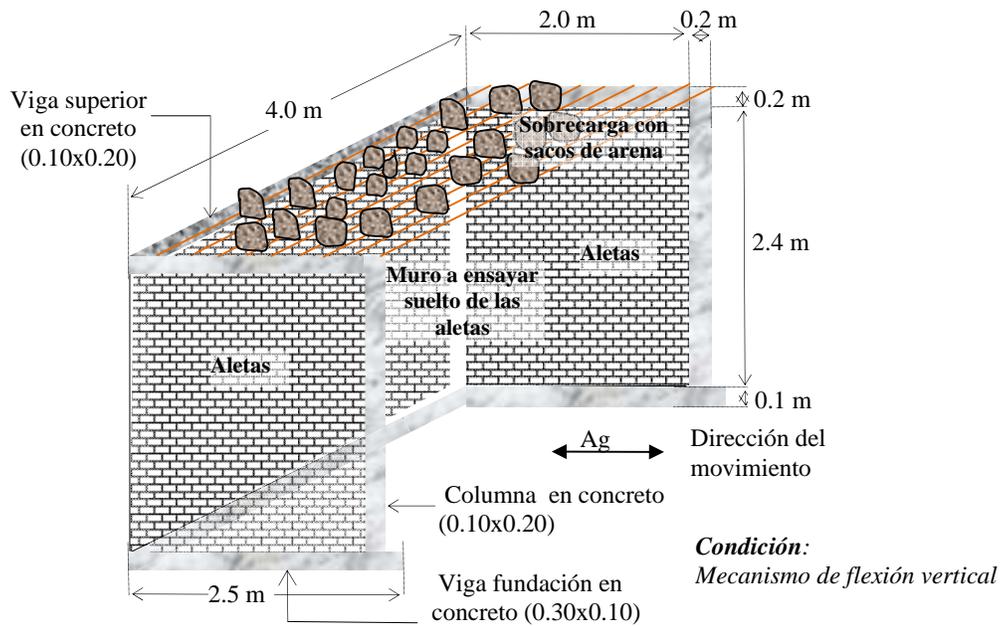
**Figura 12: Modelo No. 3.**

Modelo No. 6

Se trata de evaluar en este ensayo la calidad del apoyo lateral que proporcionan las columnetas para generación efectiva del mecanismo de transferencia horizontal de cargas. Igual que en el caso anterior, al efecto de confinamiento de la viga superior, que aplica una sobrecarga de 2.0 kN/m al muro, se le suma la sobrecarga generada por los sacos de arena, equivalente a 2.0 kN/m (ver la Figura 16).

$\lambda$	Mecanismo horizontal				Mecanismo vertical				$A_R$ (g) final
	$M_{RT}$ (kN.m)	$M_{RC}$ (kN.m)	$M_R$ (kN.m)	$A_R$ (g) horizontal	$P$ (kN/m)	$\delta_2$ (m)	$\kappa$	$A_R$ (g) vertical	
8	0.12	0.32	0.44	0.72	4.0	0.01	0.40	0.45	0.72

La aceleración resistente obtenida del modelo analítico,  $A_R = 0.72g$  coincide con la del modelo experimental,  $A_R = 0.75g$  (ver la Tabla 2).



**Figura 13: Representación del Modelo No. 4.**



**Figura 14: Modelo No. 4.**

#### Modelo No. 7

Para este ensayo, el muro en unidades de concreto de perforación vertical se construyó sin morteros de pega. Los bloques de concreto se apilaron y se sujetaron con conectores verticales de concreto vaciados in situ. Las celdas verticales de los bloques se rellenaron de mortero dos centímetros en el bloque inmediatamente inferior, y se continuó el mortero otros dos centímetros dentro del bloque superior, generando una cuña entre las unidades.

En este ensayo se trató de corroborar lo que sugieren los modelos analíticos horizontal y vertical, que indican que el mortero de pega, en todos los casos, es la debilidad de los muros de mampostería. Si por medio de conectores se provee el cortante resistente que se requiere en las juntas horizontales, la resistencia del muro se incrementará un porcentaje importante.

$\lambda$	Mecanismo horizontal				Mecanismo vertical				$A_R$ (g) final
	$M_{RT}$ (kN.m)	$M_{RC}$ (kN.m)	$M_R$ (kN.m)	$A_R$ (g) horizontal	$P$ (kN/m)	$\delta_2$ (m)	$\kappa$	$A_R$ (g) vertical	
8	0.14	0.39	0.53	0.87	4.0	0.01	0.40	0.45	0.87

La aceleración resistente obtenida del modelo analítico,  $A_R = 0.87g$  coincide bastante bien con la del modelo experimental,  $A_R = 0.91g$  (ver Tabla 2).

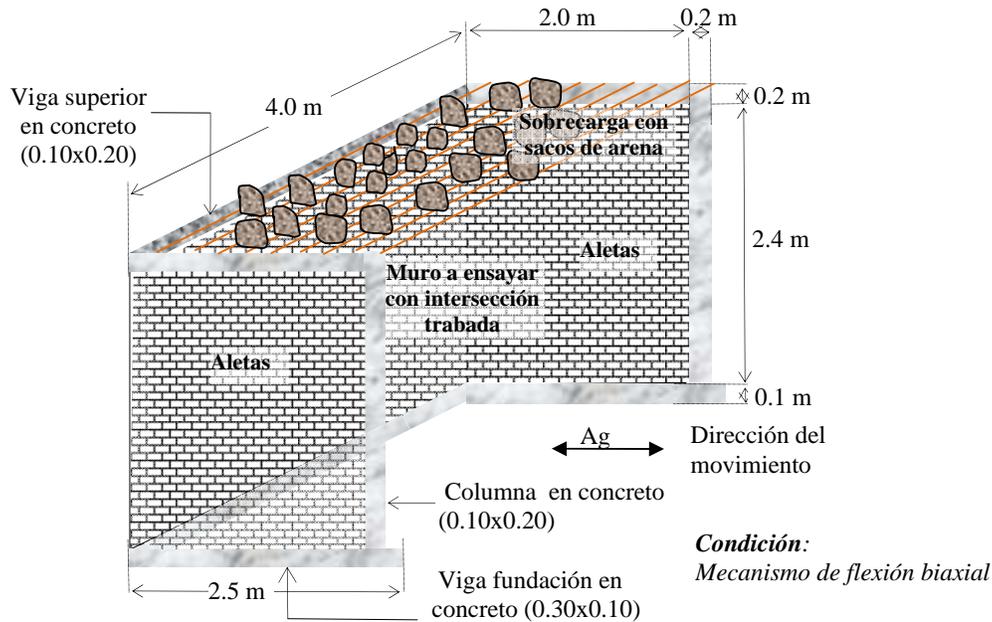


Figura 15: Representación del Modelo No. 5.

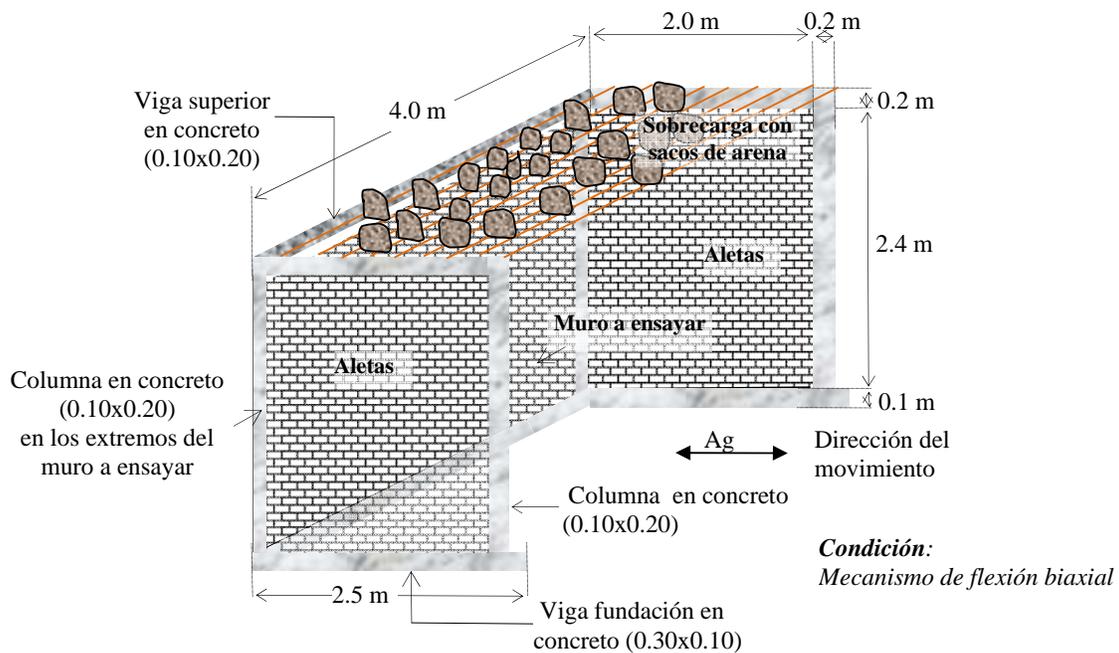
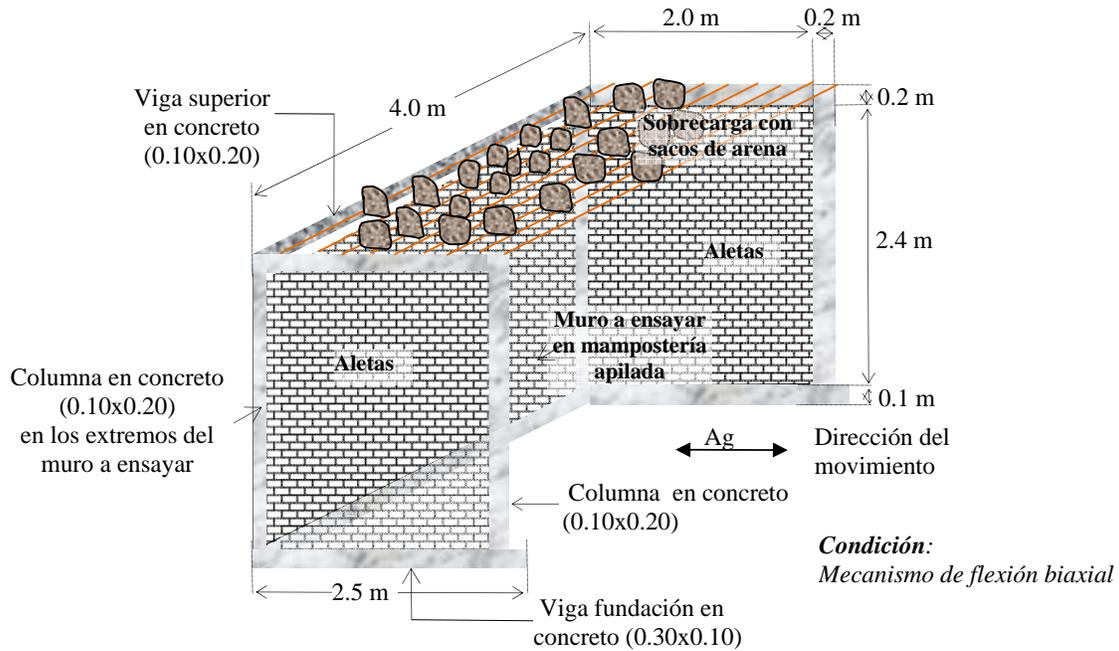
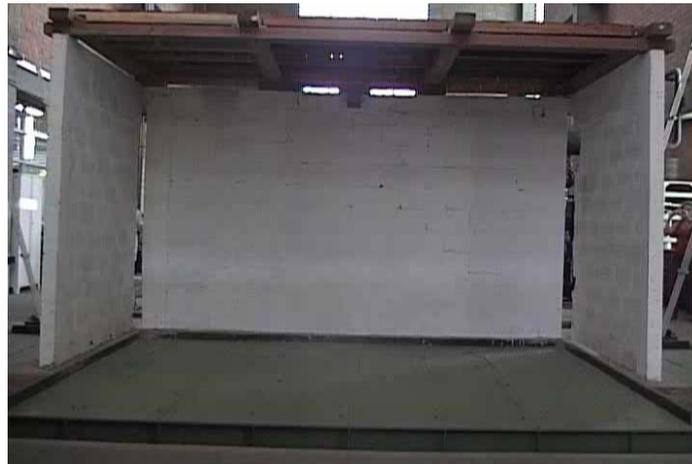


Figura 16: Representación del Modelo No. 6.

Respecto al ensayo equivalente pero con morteros de pega (Ensayo No. 6), este ensayo con mampostería apilada y conectores de cortante, incrementó su resistencia el 21%.



**Figura 17: Representación del Modelo No. 7.**



**Figura 18: Modelo No. 7.**

## CONCLUSIONES

Se presenta en este trabajo un modelo para estimar la resistencia de muros de mampostería no reforzada cuando son sometidos a aceleraciones perpendiculares a su plano.

Los resultados analíticos de los modelos propuestos coinciden bastante bien con los que se obtienen de ensayos en mesa vibradora de muros a escala natural.

Cuando el muro, por las condiciones de frontera, se ve sometido tanto al mecanismo de flexión vertical como horizontal, la resistencia final resistida por el muro será la que aporte el máximo momento resistente del mecanismo vertical o del horizontal, esto debido al comportamiento frágil de la mampostería.

Dado que el mecanismo por flexión horizontal es el que mayor resistencia proporciona al muro para relaciones de aspecto del muro,  $L/H$ , menores o iguales a 2.0, se sugiere que desde los diseños arquitectónicos y estructurales se habilite este mecanismo disponiendo longitudes apropiadas para los muros y permitiendo que se genere una buena traba entre muros perpendiculares.

Cuando se presenten vanos por la localización de puertas y ventanas deben disponerse elementos verticales de confinamiento como columnas o dovelas que permitan la generación del mecanismo horizontal.

Para muros con grandes longitudes entre apoyos, debe arriostrarse el extremo superior del muro y buscar en lo posible que éste reciba cargas adicionales a su propio peso que permitan un aumento en la resistencia sísmica que se genera por el mecanismo de flexión vertical.

En estructuras de mampostería no reforzada, independientemente de si la resistencia a cargas perpendiculares al plano de los muros es proporcionada por el mecanismo de flexión horizontal o el mecanismo de flexión vertical, las vigas de amarre superior e inferior son obligatorias para lograr un comportamiento solidario de toda la edificación y una correcta transmisión de carga entre los elementos resistentes.

Si se desea utilizar el mecanismo de resistencia por transferencia horizontal, se debe procurar no exceder la luz horizontal, ya que ésta al cuadrado es inversamente proporcional a la resistencia del muro cuando es sometida a cargas perpendiculares a su plano.

Se logró demostrar las bondades de los sistemas de mampostería apilada con conectores de cortante sobre las juntas horizontales, que habiliten el mecanismo de transferencia horizontal de cargas. En el caso estudiado, el muro de mampostería apilada incrementó su aceleración resistente un 20% por encima de la que tenía el muro de mampostería equivalente pero con mortero de pega sobre las juntas horizontales y verticales. Estos sistemas de mampostería apilada con conectores deberían explorarse más profundamente pues son muy promisorios.

## AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen el apoyo financiero proporcionado por COLCIENCIAS para la realización del proyecto de investigación, a la Universidad EAFIT por el soporte técnico, económico y logístico, y al equipo del centro de laboratorios de la Universidad EAFIT por el apoyo brindado para la realización del proyecto.

De manera muy especial los autores agradecen los aportes brindados por las empresas beneficiarias del proyecto de investigación: INDURAL S.A, LUNSA, ANFALIT y CONCRETODO S.A.

## REFERENCIAS

- Blaikie, T. y Davey, R. A. (2000). "Seismic behavior of face loaded unreinforced masonry walls", 12<sup>th</sup> World Conference of Earthquake Engineering, New Zealand, paper No. 2574.
- Doherty, K. T., Griffith, M. C., Lam, N. y Wilson, J. (2002). "Displacement-based seismic analysis for out-of-plane bending of unreinforced masonry walls", *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, Vol. 31, pp. 833-850.
- Jaramillo, J. D. (2002). "Mecanismo de transmisión de cargas perpendiculares al plano del muro en muros de mampostería no reforzada", *Revista de Ingeniería Sísmica*, No. 67, pp. 53-78.
- Paulay, T. y Priestley, M. J. N. (1992). *Seismic Design of Reinforced Concrete and Masonry Buildings*, First Edition, John Wiley & Sons, New York.
- Timoshenko, S. P. y Goodier, J. N. (1970). *Theory of Elasticity*, Third Edition, International Student Edition, McGraw-Hill.