

## Modelación computacional del agrietamiento en bloques y muretes de mampostería de concreto celular de autoclave.

L. E. Fernández-Baqueiro<sup>1\*</sup> , L. R. Ceballos-Pérez<sup>1</sup> ,

J. A. Moreno-Herrera<sup>1</sup> , J. L. Varela-Rivera<sup>1</sup> 

\*Autor de Contacto: [luis.fernandez@correo.uady.mx](mailto:luis.fernandez@correo.uady.mx)

DOI: <https://doi.org/10.21041/ra.v15i3.800>

Recibido: 12/03/2025 | Correcciones recibidas: 30/07/2025 | Aceptado: 05/08/2025 | Publicado: 01/09/2025

### RESUMEN

El objetivo de esta investigación fue estudiar el proceso de agrietamiento en bloques y muretes de mampostería de concreto celular de autoclave (CCA) con modelos de grieta discreta del Método del Elemento Finito. Se analizaron los resultados de un estudio experimental para desarrollar modelos computacionales. Fueron elaborados modelos de bloques sujetos a tensión por compresión y muretes de mampostería, de diferente tamaño, sujetos a compresión diagonal. Los criterios de falla de Rankine y Mohr fueron considerados para los elementos de interfaz. Las cargas de agrietamiento fueron determinadas. Se concluyó que, con los modelos desarrollados, las cargas de agrietamiento y el mecanismo de falla de bloques y muretes de CCA se simulan bien en comparación con lo observado experimentalmente.

**Palabras clave:** concreto celular de autoclave; mampostería; resistencia a tensión; Método del Elemento Finito; modelo de grieta discreta.

**Citar como:** Fernández-Baqueiro, L. E., Ceballos-Pérez, L. R., Moreno-Herrera, J. A., Varela-Rivera, J. L. (2025), “Modelación computacional del agrietamiento en bloques y muretes de mampostería de concreto celular de autoclave.”, Revista ALCONPAT, 15 (3), pp. 230 – 248, DOI: <https://doi.org/10.21041/ra.v15i3.800>

<sup>1</sup> Facultad de Ingeniería, Universidad Autónoma de Yucatán, Mérida, México.

#### Contribución de cada autor

En este trabajo el autor Fernández-Baqueiro contribuyó a la idea original (40%), la metodología (40%), la recolección de datos (30%), la modelación computacional (40%), la discusión de resultados (30%), la escritura del trabajo (40%) y la revisión y edición del trabajo (30%). El autor Ceballos-Pérez contribuyó a la idea original (30%), la metodología (30%), la recolección de datos (10%), la modelación computacional (60%), la discusión de resultados (30%), la escritura del trabajo (30%) y la revisión y edición del trabajo (30%). El autor Moreno-Herrera contribuyó a la idea original (10%), la metodología (20%), la recolección de datos (30%), la discusión de resultados (20%), la escritura del trabajo (15%) y la revisión y edición del trabajo (20%). El autor Varela-Rivera contribuyó a la idea original (20%), la metodología (10%), la recolección de datos (30%), la discusión de resultados (20%), la escritura del trabajo (15%) y la revisión y edición del trabajo (20%).

#### Licencia Creative Commons

Los derechos de autor (2025) son propiedad de los autores. Este trabajo es un artículo de acceso abierto publicado bajo los términos y condiciones de una licencia internacional Creative Commons Attribution 4.0 International License ([CC BY 4.0](https://creativecommons.org/licenses/by/4.0/)).

#### Discusiones y correcciones posteriores a la publicación

Cualquier discusión, incluyendo la réplica de los autores, se publicará en el segundo número del año 2026 siempre y cuando la información se reciba antes del cierre del primer número del año 2026.

## Computational modeling of cracking in autoclaved aerated concrete units and masonry wallets.

### ABSTRACT

The objective of this research was to study the cracking process of autoclaved aerated concrete (AAC) units and masonry wallets with discrete crack models of the Finite Element Method. The results of an experimental study were analyzed to develop computational models. Models of the splitting tensile strength tests of units and the diagonal tensile strength test of masonry wallets, of different sizes, were developed. Rankine and Mohr failure criteria were considered for the interface elements. The cracking loads were determined. It was concluded that, with the developed models, the cracking loads and the failure mechanism of AAC units and wallets are well simulated compared to what was observed experimentally.

**Keywords:** autoclaved aerated concrete; masonry; tensile strength; Finite Element Method; discrete crack model.

## Modelagem computacional da fissuração em blocos e painéis de alvenaria de concreto celular autoclavado.

### RESUMO

O objetivo desta pesquisa foi estudar o processo de fissuração em blocos e painéis de alvenaria de concreto celular autoclavado (CCA) com modelos de fissura discreta do Método dos Elementos Finitos. Os resultados de um estudo experimental foram analisados para desenvolver modelos computacionais. Foram elaborados modelos dos ensaios de resistência à tração por compressão diametral dos blocos e do ensaio de resistência à tração diagonal dos painéis de alvenaria, de diferentes tamanhos. Os critérios de falha de Rankine e Mohr foram considerados para os elementos de interface. As cargas de fissuração foram determinadas. Concluiu-se que, com os modelos desenvolvidos, as cargas de fissuração e o mecanismo de fratura dos blocos e painéis de alvenaria de CCA são bem simulados em comparação com o que foi observado experimentalmente.

**Palavras-chave:** concreto celular autoclavado; alvenaria; resistência à tração; Método dos Elementos Finitos; modelo de fissura discreta.

### Información Legal

Revista ALCONPAT es una publicación cuatrimestral de la Asociación Latinoamericana de Control de Calidad, Patología y Recuperación de la Construcción, Internacional, A. C., Km. 6, antigua carretera a Progreso, Mérida, Yucatán, C.P. 97310, Tel. +52 1 983 419 8241, [alconpat.int@gmail.com](mailto:alconpat.int@gmail.com), Página Web: [www.alconpat.org](http://www.alconpat.org)

Reserva de derechos al uso exclusivo No.04-2013-011717330300-203, eISSN 2007-6835, ambos otorgados por el Instituto Nacional de Derecho de Autor. Editor responsable: Dr. Pedro Castro Borges. Responsable de la última actualización de este número, Unidad de Informática ALCONPAT, Ing. Elizabeth Sabido Maldonado.

Las opiniones expresadas por los autores no necesariamente reflejan la postura del editor.

La reproducción total o parcial de los contenidos e imágenes de la publicación se realiza en apego al código COPE y a la licencia CC BY 4.0 de la Revista ALCONPAT.

## NOMENCLATURA

$A_D$	Área de la diagonal del murete
$c$	Cohesión del material
$D$	Diagonal del murete
$D_{PA}$	Porcentaje de la diagonal del murete que se agrieta en el modelo computacional
$E_{CCA}$	Módulo de elasticidad del CCA
$E_m$	Módulo de elasticidad de la mampostería
$f$	Criterio de falla del material
$f_{CCA}$	Resistencia a compresión del CCA
$f_t$	Resistencia a tensión del material
$f_{tCCA}$	Resistencia a tensión por compresión del CCA
$f_{tCCA_c}$	Resistencia a tensión por compresión del CCA computacional
$G_{CCA}$	Módulo de cortante del CCA
$G_m$	Módulo de cortante de la mampostería experimental del ensaye de muretes
$G_{mc}$	Módulo de cortante de la mampostería computacional del modelado de muretes
$H$	Altura del bloque de CCA
$L$	Longitud del murete
$P_{crc}$	Carga de agrietamiento computacional del murete de CCA
$P_{me}$	Carga máxima experimental del murete de CCA
$P_{pe}$	Carga máxima experimental del bloque de CCA
$T$	Espesor del bloque o del murete de CCA
$t_n$	Tracciones normales
$t_t$	Tracciones cortantes
$\nu_{CCA}$	Relación de Poisson del CCA
$\nu_m$	Resistencia a compresión diagonal experimental
$\nu_{mc}$	Resistencia a compresión diagonal computacional asociada a la carga de agrietamiento del murete
$\gamma_2$	Deformación angular producida por el esfuerzo cortante $\tau_2$ del murete
$\tau_1$	Esfuerzo cortante correspondiente a 0.00005 de deformación angular del murete
$\tau_2$	Esfuerzo cortante correspondiente al 40% de la carga máxima del murete
$\phi$	Ángulo de fricción interna del material

## 1. INTRODUCCIÓN

La mampostería es ampliamente utilizada en la industria de la construcción en todo el mundo (Hamid, 2018; Borah et al., 2023). Es común el uso de piezas de arcilla y de concreto en la construcción de elementos y de estructuras de mampostería (e.g. GCM, 2023). Sin embargo, en México y en otros países, ha incrementado el uso de piezas de concreto de celular de autoclave (CCA) (Małyszko et al., 2017; van Boggelen, 2018; Varela-Rivera et al., 2018 y 2023). Esto se debe a que el CCA es un material ligero con excelentes propiedades de aislamiento térmico (Costa et al., 2011). Adicionalmente, el CCA presenta ventajas respecto al control de calidad en la fabricación de bloques y en la construcción de muros con respecto a otros tipos de mampostería tradicionales (Varela-Rivera et al., 2024). El CCA es un material compuesto de cemento Portland, cal, arena sílica, yeso, agua y polvo de aluminio (ASTM C1693-11, 2017). El CCA puede tener una resistencia a la compresión que varía según su densidad y composición. En general, la resistencia a la compresión del CCA puede oscilar entre 2 MPa y 6 MPa (ASTM C1693-11, 2017) y su módulo de elasticidad entre 1300 MPa y 2500 MPa (TMS 402/602, 2022). La relación de Poisson varía entre 0.15 y 0.25, siendo 0.20 un valor recomendado en el caso de no tener datos experimentales (Aroni et al., 1993). En la norma ASTM C1693-11 (2017) se clasifican los bloques de CCA de acuerdo con su resistencia a compresión como Clase 2, 3, 4, 5 y 6; por ejemplo, un bloque de CCA Clase 4 tiene una resistencia a compresión de 4 MPa.

En general, las propiedades mecánicas de la mampostería son diferentes a las de las piezas y a las del mortero que la conforman (Hamid, 2018). Por lo tanto, se requiere realizar ensayos individuales de piezas, morteros y mampostería para determinar el comportamiento constitutivo y evaluar la calidad de cada uno de estos materiales en términos de su resistencia (Hamid, 2018). Las propiedades mecánicas de la mampostería son utilizadas para predecir la resistencia de muros de mampostería (SENCICO, 2018; GCM, 2023). Por ejemplo, la resistencia a cortante de muros de mampostería confinada es función de la resistencia a compresión diagonal de la mampostería (Riahi et al., 2009). Por otra parte, el código de diseño de estructuras de mampostería de Estados Unidos de América (TMS 402/602, 2022) considera las propiedades mecánicas de las piezas para predecir la resistencia de muros de mampostería de CCA. Sin embargo, los códigos (e.g. SENCICO, 2018; TMS 402/602, 2022; GCM, 2023) no cuentan con ecuaciones de diseño para los muros de mampostería confinada de CCA.

En Latinoamérica y en otras zonas del mundo, la mampostería confinada es ampliamente utilizada para la construcción de viviendas y otros tipos de edificaciones debido a su bajo costo y facilidad de construcción (Marques y Lourenço, 2019; Borah et al., 2023). Algunos investigadores han estudiado el comportamiento de muros de mampostería confinada de CCA sujetos a cargas en el plano (Varela-Rivera et al., 2018 y 2023; Jasiński y Gąsiorowski, 2023). En estas investigaciones se consideraron bloques sólidos de CCA unidos con mortero de pared delgada. Se estudió el comportamiento a cortante y a flexión de este tipo de muros. En el caso de los muros con comportamiento dominado por cortante se presentaron dos eventos importantes: la carga lateral que produjo el agrietamiento diagonal de los muros y la carga lateral máxima. Se observaron dos tipos de agrietamiento diagonal en el panel del muro: grietas diagonales por cortante y grietas por flexo-cortante. Las grietas diagonales por cortante son grietas inclinadas que se forman en el panel de CCA (Varela-Rivera et al., 2018 y 2023; Jasiński y Gąsiorowski, 2023). Las grietas por flexo-cortante inician como grietas horizontales por flexión en los castillos y se propagan como grietas inclinadas en el panel de CCA (Varela-Rivera et al., 2018 y 2023). Varela-Rivera et al. (2018 y 2023) desarrollaron ecuaciones de diseño para determinar la resistencia a cortante y la resistencia a flexo-cortante de los muros confinados de CCA, las cuales están asociadas a las cargas que producen los correspondientes agrietamientos. Al analizar con modelos de elementos finitos la distribución de esfuerzos principales en los muros ensayados por Varela-Rivera et al. (2018), se

observó que la orientación de estos agrietamientos iniciales es perpendicular a la orientación de los esfuerzos principales de tensión (Fernández-Baqueiro et al., 2021). Por lo tanto, se requiere estudiar el proceso de agrietamiento por tensión en bloques y muretes de mampostería de CCA para posteriormente modelar el agrietamiento por cortante y flexo-cortante en muros confinados de CCA.

En los ensayos de muros de mampostería confinada de CCA realizados por Varela-Rivera et al. (2018 y 2023), se observó que las grietas diagonales por cortante se propagaron a través de los bloques. Por otra parte, en los ensayos realizados por Jasiński y Gąsiorowski (2023), se observó que las grietas diagonales por cortante se propagaron principalmente a través de las juntas de mortero. La diferencia en la ubicación de las grietas puede asociarse al tipo de mortero de pared delgada que fue utilizado. Varela-Rivera et al. (2018 y 2023) utilizaron un mortero de pared delgada fuerte que tenía una resistencia a compresión alta (15.9 MPa y 17.8 MPa, respectivamente) y que cumplía con la norma ASTM C1660-10 (2018). En contraste, Jasiński y Gąsiorowski (2023) utilizaron un mortero de pared delgada débil con una resistencia a compresión baja (6.1 MPa). También se han observado agrietamientos en juntas de mortero en otros estudios realizados a muretes de mampostería no reforzada de CCA con juntas de mortero de pared delgada débil (Ferretti et al., 2015; Jasiński y Drobiec, 2016).

Para estudiar la resistencia a tensión de bloques de CCA se pueden realizar ensayos de bloques sometidos a tensión por compresión (ASTM C1006-84, 2001). Para estudiar la resistencia a tensión de mampostería de CCA se pueden ensayar muretes cuadrados sometidos a compresión diagonal (NMX-C-464-ONNCCE, 2010; ASTM E519/E519M-22, 2022). La norma mexicana NMX-C-464-ONNCCE (2010) permite ensayar muretes de al menos una vez y media la máxima dimensión de la pieza, mientras que la normatividad de Estados Unidos de América (ASTM E519/E519M-22, 2022) permite ensayar muretes de al menos 120 cm x 120 cm.

Los agrietamientos producidos por los esfuerzos de tensión pueden ser simulados computacionalmente con modelos no lineales del Método del Elemento Finito (MEF). Existen varios tipos de modelos que se han desarrollado, entre los que destacan el modelo de grieta discreta, el modelo de grieta distribuida y el modelo de grieta embebida (Fernández y Ayala, 2004). En el modelo de grieta discreta se utilizan elementos de interfaz para simular las grietas, por lo que es utilizado cuando se conoce la posible localización de la grieta (Shi et al., 2014). Por ejemplo, en el caso de estructuras de mampostería en donde el agrietamiento se produce en la junta de mortero (Ahmed et al., 2019). El modo I (abertura) y el modo II (deslizamiento por cortante en el plano) de la Mecánica de la Fractura (Anderson, 2017) pueden ser modelados con elementos de interfaz de un modelo de grieta discreta. En el caso de la mampostería, al ser un material compuesto por piezas unidas por mortero, se han utilizado diversas estrategias de modelado no lineal (D'altri et al., 2020), que incluyen el micromodelado, el mesomodelado y el macromodelado (Lourenço et al., 1998; Milanese et al., 2015). En el primero se hace una representación de las piezas, el mortero y la interfaz entre el mortero y la pieza. En el segundo se hace una modelación de la pieza y la junta con elementos de interfaz. En el tercero se hace una modelación como un material compuesto anisotrópico.

Parker et al. (2007) estudiaron la distribución de los esfuerzos de tensión que se presentan en los ensayos de bloques y muretes utilizando modelos elásticos del Método del Elemento Finito (MEF). Observaron que en ambas pruebas se producen esfuerzos de tensión; sin embargo, la distribución de esfuerzos de tensión en el ensaye de bloques es más uniforme que en el ensaye de muretes. Małyszko et al. (2017) estudiaron el comportamiento a tensión del CCA mediante el ensaye de cilindros y cubos y modelos no lineales del MEF utilizando la relación constitutiva de Mohr-Coulomb con plasticidad isotrópica. Determinaron el módulo de elasticidad y la relación de Poisson y analizaron los modos de falla observados en las distintas pruebas. Ferretti et al. (2015) estudiaron el comportamiento de muros de mampostería no reforzada de CCA mediante ensayos



experimentales y utilizando modelos no lineales del MEF. Observaron que la mampostería de CCA tiene un ligero comportamiento anisotrópico debido al mortero de pared delgada utilizado. Calibraron el macromodelo desarrollado por Lourenço et al. (1998) para mampostería tradicional. Milanese et al. (2015) estudiaron el comportamiento de muros diafragma de mampostería no reforzada de CCA en marcos de concreto reforzado mediante ensayos experimentales y modelos no lineales de grieta distribuida del MEF. Realizaron un mesomodelado de la mampostería. Concluyeron que el modelo calibrado reproduce satisfactoriamente el patrón de agrietamiento.

El objetivo de esta investigación fue estudiar el proceso de agrietamiento en bloques y muretes de mampostería de concreto celular de autoclave con modelos de grieta discreta del Método del Elemento Finito. A partir de los resultados de un estudio experimental en el que se ensayaron bloques y muretes de CCA (Fernández-Baqueiro et al., 2022), se analizaron los mecanismos de falla observados. Se desarrollaron modelos de bloques y se calibró la resistencia a tensión del material considerando un modo I de fractura. Se desarrollaron modelos de muretes considerando un modo I de fractura y distintos tamaños de muretes. Se desarrolló un modelo de murete de 60 cm x 60 cm para simular los dos tipos de agrietamientos que se observaron en los ensayos experimentales.

## 2. ESTUDIOS EXPERIMENTALES

En trabajo de investigación se utilizaron los resultados de un estudio experimental de las propiedades mecánicas del CCA realizado por Fernández-Baqueiro et al. (2022) y cuyos detalles se pueden consultar en la tesis de Pérez (2019). En este estudio se compararon las propiedades mecánicas de bloques y mampostería de CCA. Se consideraron bloques sólidos de 15 cm x 20 cm x 61 cm (espesor x altura x longitud) y mortero de pared delgada fuerte con una resistencia a compresión de 17.8 MPa. Los bloques eran Clase 4 de acuerdo con el fabricante.

Se ensayaron 3 cubos y 3 prismas rectangulares de CCA sujetos a compresión axial con base en la norma ASTM C1693-11 (2017). Con los cubos se determinó la resistencia a compresión del CCA y con los prismas rectangulares se determinó el módulo de elasticidad del CCA. Los cubos eran de 10 cm por lado y los prismas rectangulares de 10 cm x 20 cm x 10 cm (espesor x altura x longitud). Los ensayos fueron realizados en una máquina universal con capacidad de 600 kN. Se utilizó en los ensayos una celda de carga para contar con un respaldo de las cargas medidas por el sistema de la máquina universal. Las deformaciones unitarias fueron medidas mediante dos potenciómetros lineales colocados a los costados de los prismas rectangulares.

Se ensayaron 3 pilas de CCA sujetas a compresión axial con base en la norma NMX-C-464-ONNCCE (2010). Las pilas fueron de 15 cm x 61 cm x 40 cm (espesor x altura x longitud) y consistieron en tres bloques superpuestos unidos con juntas horizontales de mortero de pared delgada de aproximadamente 3 mm de espesor. Los bloques utilizados en las pilas fueron recortados en su longitud, quedando de 15 cm x 20 cm x 40 cm (espesor x altura x longitud); esto tuvo como propósito garantizar la aplicación de un esfuerzo constante de compresión en la pila. Las pilas fueron ensayadas en un marco metálico y las cargas se aplicaron mediante un actuador hidráulico. Se utilizó una celda de carga y transductores de presión para registrar las cargas. Se midió la deformación axial en una longitud calibrada de 40 cm mediante dos potenciómetros lineales, colocando uno en cada cara. Se observó que la resistencia a compresión y el módulo de elasticidad de la mampostería, obtenidos del ensaye de pilas, fueron similares a los obtenidos del ensaye de cubos ( $f_{CCA}$ ) y prismas rectangulares ( $E_{CCA}$ ), respectivamente. La resistencia a compresión promedio del CCA fue 5.28 MPa y el módulo de elasticidad promedio del CCA fue 2138 MPa. La resistencia a compresión promedio de la mampostería de CCA fue 5.22 MPa y el módulo de elasticidad promedio de la mampostería de CCA fue 2182 MPa.

Se determinó la resistencia a tensión por compresión del CCA mediante el ensaye de 5 bloques de acuerdo con la norma ASTM C1006-10 (2018) (Figura 1). La resistencia a tensión del CCA ( $f_{tCCA}$ ) se calculó con la Ecuación (1), que es función de la carga máxima ( $P_{pe}$ ), el espesor del bloque ( $T$ ) y la altura del bloque ( $H$ ). La resistencia a tensión por compresión promedio del CCA fue 0.46 MPa y la correspondiente carga máxima promedio fue 21.94 kN.

$$f_{tCCA} = \frac{2P_{pe}}{\pi TH} \quad (1)$$

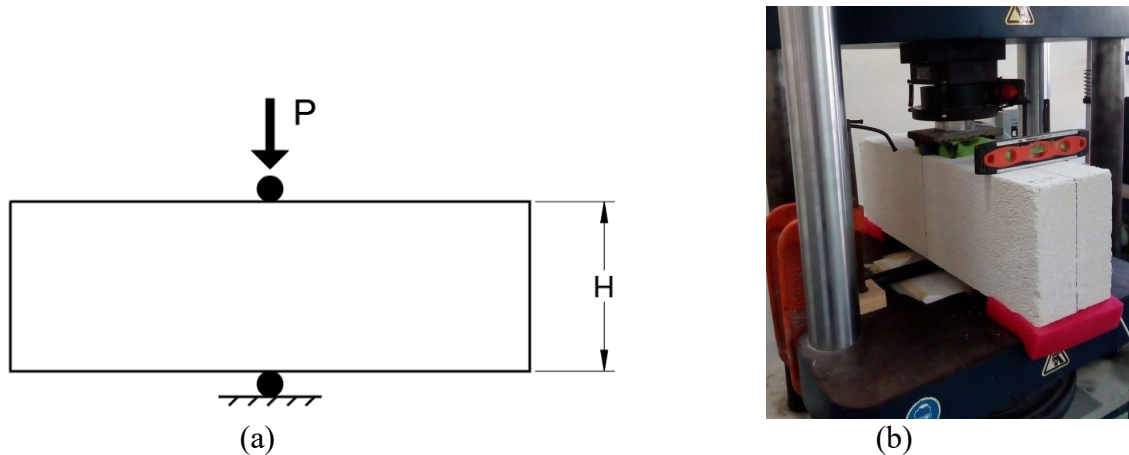


Figura 1. Ensaye para determinar la resistencia a tensión por compresión del CCA. (a) Esquema del ensaye. (b) Vista del ensaye

Se ensayó un murete cuadrado de 15 cm x 120 cm x 120 cm (espesor x altura x longitud) para determinar la resistencia a compresión diagonal de la mampostería de CCA de acuerdo con la norma ASTM E519 (2022). El murete fue construido con 6 hiladas de altura y cuatrapeando los bloques. Se colocó un mortero de pared delgada fuerte en las juntas verticales y horizontales con un espesor de aproximadamente 3 mm. Este murete falló por aplastamiento del CCA en la esquina inferior (Figura 2a) localizada sobre el apoyo metálico. Posteriormente, se ensayaron muretes con dimensiones menores para inducir el agrietamiento asociado a los esfuerzos de tensión y evitar la falla por aplastamiento. Se ensayaron cinco muretes de 15 cm x 60 cm x 60 cm (espesor x altura x longitud), construidos con 3 hiladas de altura y cuatrapeando los bloques. También se colocó un mortero de pared delgada fuerte en las juntas verticales y horizontales. Todos los muretes fueron ensayados en un marco metálico y las cargas se aplicaron mediante un actuador hidráulico. Se utilizó una celda de carga y transductores de presión para registrar las cargas. Se midieron las deformaciones en las diagonales mediante cuatro potenciómetros lineales, colocando dos en cada cara. En la Tabla 1 se presentan las dimensiones de los muretes: longitud ( $L$ ), espesor ( $T$ ) y diagonal ( $D$ ), el área de la diagonal ( $A_D$ ), el promedio de la carga máxima experimental ( $P_{me}$ ), el promedio de la resistencia a compresión diagonal ( $v_m$ ) y el promedio del módulo de cortante ( $G_m$ ). La resistencia a compresión diagonal se calculó con la Ecuación (2). El módulo de cortante se calculó con la Ecuación (3) de acuerdo con la norma NMX-C-464-ONNCCE (2010). No se reporta la resistencia a compresión diagonal del murete de 120 cm de longitud porque la falla estuvo asociada con el aplastamiento del CCA y no es susceptible de ser comparada con la resistencia a tensión de los bloques.

$$v_m = \frac{P_{me}}{A_D} \quad (2)$$

$$G_m = \frac{\tau_2 - \tau_1}{\gamma_2 - 0.00005} \quad (3)$$

En la Ecuación (3),  $\tau_1$  es el esfuerzo cortante correspondiente a 0.00005 de deformación angular,  $\tau_2$  es el esfuerzo cortante correspondiente al 40% de la carga máxima y  $\gamma_2$  es la deformación angular producida por el esfuerzo  $\tau_2$ .

Tabla 1. Resultados de los ensayos de los muretes de mampostería sujetos a compresión diagonal.

<b>L (cm)</b>	<b>T (cm)</b>	<b>D (cm)</b>	<b>A<sub>D</sub> (cm<sup>2</sup>)</b>	<b>P<sub>me</sub> (kN)</b>	<b>v<sub>m</sub> (MPa)</b>	<b>G<sub>m</sub> (MPa)</b>
120	15	169.7	2545.50	147.84	--	--
60	15	84.85	1272.75	112.84	0.89	698.63

En la Figura 2b se presenta un ejemplo del agrietamiento final de un murete de 60 cm de longitud. A manera de ejemplo, en la Figura 3 se presentan dos esquemas del agrietamiento final de muretes de 60 cm de longitud. En estas figuras se puede observar dos tipos de agrietamientos. El primero corresponde a grietas verticales sobre la diagonal. El segundo corresponde a grietas inclinadas. En los ensayos se observó que el mecanismo de falla final estuvo asociado a las grietas inclinadas (Figura 2b). En general, el agrietamiento fue sobre los bloques.

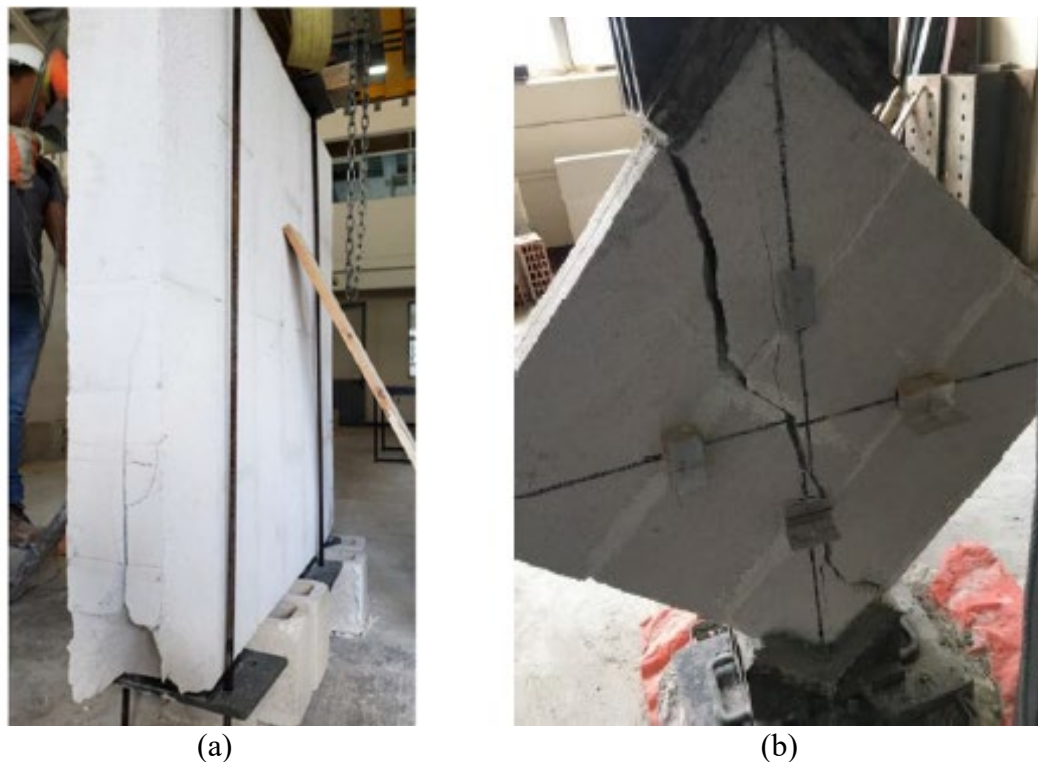


Figura 2. Falla en muretes de la mampostería de CCA. (a) Murete de 120 x 120 cm; (b) Murete de 60 x 60 cm.



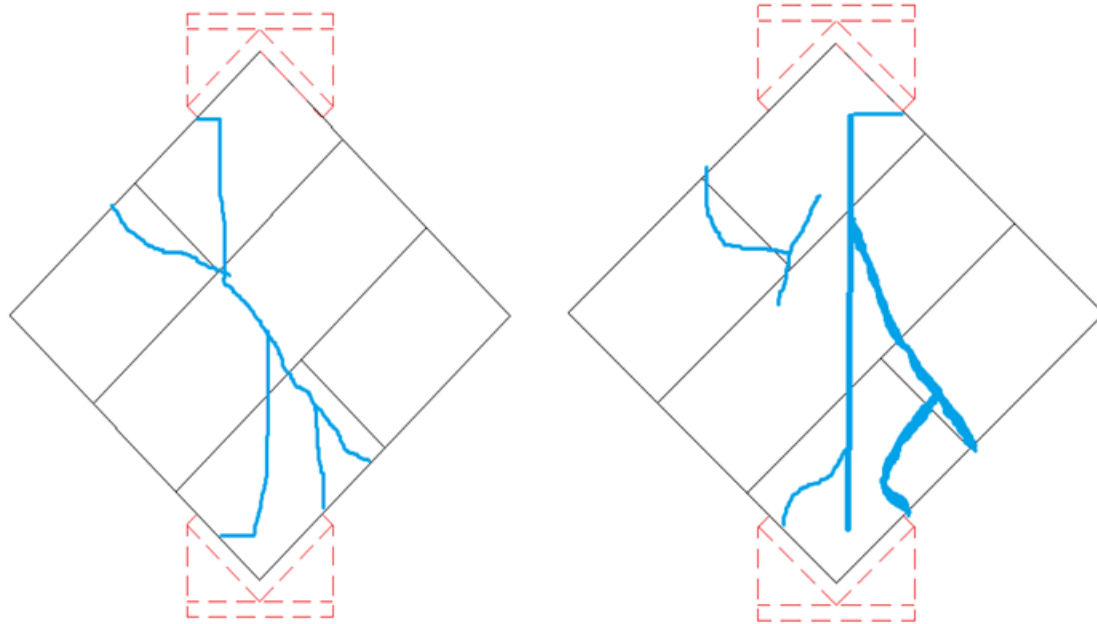


Figura 3. Ejemplos de patrón de agrietamiento final en muretes de 60 cm x 60 cm.

### 3. METODOLOGÍA

El proceso de agrietamiento de bloques y mampostería de CCA se simuló mediante modelos de grieta discreta del MEF. Se asumió un comportamiento elástico lineal en los elementos de interfaz hasta la falla. Se consideraron dos criterios de falla: Rankine y Mohr. El criterio de falla ( $f$ ) de Rankine está definido por la Ecuación (4) y es función de las tracciones normales ( $t_n$ ) y la resistencia a tensión del material ( $f_t$ ). El criterio de falla ( $f$ ) de Mohr está definido por la Ecuación (5) y es función de las tracciones normales ( $t_n$ ), las tracciones cortantes ( $t_t$ ), el ángulo de fricción interna ( $\phi$ ) y la cohesión ( $c$ ). De manera simplificada se consideró un comportamiento frágil después de alcanzar el criterio de falla seleccionado, ya que el CCA es un material poroso con una baja energía de fractura (Aroni et al., 1993) con respecto a un concreto hidráulico normal (Wittmann y Gheorghita, 1984).

$$f = t_n - f_t = 0 \quad (4)$$

$$f = \sqrt{t_t^2} + t_n \tan \phi - c = 0 \quad (5)$$

Se desarrolló un modelo no lineal del MEF de un bloque de CCA de 15 cm x 20 cm x 60 cm (espesor x alto x longitud) sujeto a tensión por compresión (ASTM C1006-84, 2001) (Figura 1). Se utilizó el programa de cómputo DIANA (DIANA FEA BV, 2025). Se determinó la resistencia a tensión del CCA computacional ( $f_{tCCA}$ ) que permite predecir el promedio de la carga máxima experimental ( $P_{pe}$ ) con el modelo. Se utilizaron elementos isoparamétricos cuadriláteros de esfuerzo plano de cuatro nodos con dos grados de libertad por nodo. Se utilizó una malla estructurada con elementos finitos de 0.5 cm. Se modeló el bloque de CCA considerando un comportamiento isotrópico con un módulo de elasticidad de 2138 MPa y una relación de Poisson ( $\nu_{CCA}$ ) de 0.2. Se consideraron elementos de interfaz colocados sobre una línea vertical al centro

del bloque, que es donde se presentan los esfuerzos de tensión máximos. Se utilizaron elementos de interfaz lineales de cuatro nodos con dos grados de libertad por nodo. Se consideró una rigidez normal de  $21380 \text{ N/mm}^3$  y una rigidez cortante de  $8554.46 \text{ N/mm}^3$ . Estas rigideces se calcularon considerando que el espesor del elemento de interfaz era de  $1 \text{ mm}$  y las propiedades elásticas del CCA. Se consideró un criterio de falla de Rankine con un comportamiento frágil. Se restringieron los grados de libertad al centro del bloque en la parte superior e inferior. Se aplicaron las cargas con control de desplazamientos aplicadas en el apoyo superior del bloque. En la Figura 4 se presenta la malla de elementos finitos y las condiciones de apoyo del modelo del bloque.

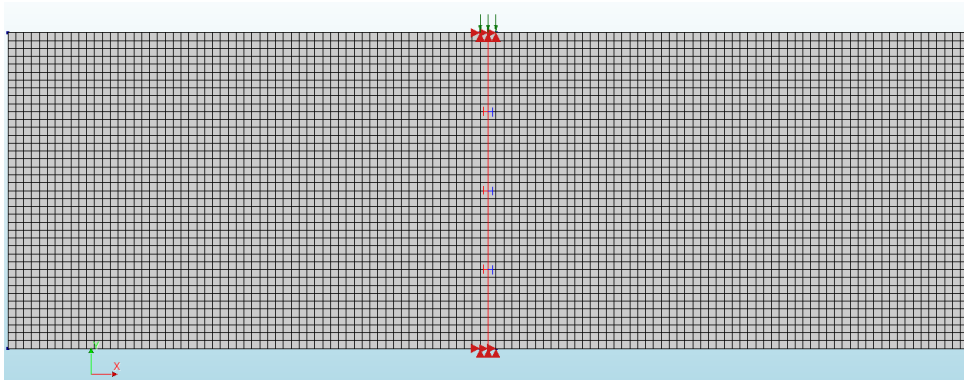


Figura 4. Malla de elementos finitos y condiciones de apoyo del modelo del bloque.

Se desarrollaron modelos no lineales del MEF de muretes de CCA sujetos a compresión diagonal considerando la NMX-C-464-ONNCCE (2010) (Figura 2b). Se modelaron muretes cuadrados de distintas longitudes ( $60 \text{ cm}$ ,  $80 \text{ cm}$ ,  $100 \text{ cm}$  y  $120 \text{ cm}$ ) y  $15 \text{ cm}$  de espesor. Se utilizó el programa de cómputo DIANA (DIANA FEA BV, 2025). Se determinó la carga de agrietamiento computacional ( $P_{crc}$ ) asociada a la resistencia a tensión del CCA computacional ( $f_{tCCA_c}$ ) del bloque, obtenida en el paso anterior. Se utilizaron elementos cuadriláteros de esfuerzo plano con las mismas propiedades que en el modelo del bloque. Esto es, se consideró un macromodelado de la mampostería de CCA, depreciando las juntas de mortero de pared delgada, ya que se observó que el módulo de elasticidad del CCA fue similar al módulo de elasticidad de la mampostería de CCA. Las mallas se generaron para que fueran aproximadamente estructuradas con elementos finitos de  $2.5 \text{ cm}$ . Se consideraron elementos de interfaz colocados sobre una línea vertical a lo largo de la diagonal del murete, que es donde se presentan los esfuerzos de tensión máximos. Se consideraron las mismas propiedades para los elementos de interfaz descritas en el modelo del bloque. Se modelaron los apoyos metálicos considerando un módulo de elasticidad de  $210000 \text{ MPa}$  y una relación de Poisson de  $0.3$ . Los espesores de los elementos finitos de los apoyos metálicos fueron definidos con base en las características de los apoyos utilizados en los ensayos experimentales descritas en la norma ASTM E519 (2022). Los grados de libertad fueron restringidos en la base del apoyo metálico inferior. Se aplicaron las cargas con control de desplazamientos con un desplazamiento lineal vertical al centro del apoyo metálico superior. En la Figura 5a se presenta la malla de elementos finitos y las condiciones de apoyo del modelo del murete de  $120 \text{ cm}$  de longitud.

Se desarrolló un nuevo modelo no lineal del MEF de un murete de  $60 \text{ cm}$  de longitud sujeto a compresión diagonal con elementos de interfaz colocados sobre una línea vertical a lo largo de la diagonal y sobre una línea inclinada. Estas dos líneas de elementos de interfaz se proponen como una aproximación simplificada de los dos tipos de agrietamiento observados en los ensayos experimentales (Figura 3). Se determinó la cohesión para el criterio de falla de Mohr, utilizado en los elementos de interfaz de la línea inclinada, que permite predecir el promedio de la carga máxima experimental ( $P_{me}$ ) con el modelo computacional. Se consideró un comportamiento frágil después

de alcanzar la superficie de falla. Se asumió que el ángulo de fricción interna era  $\phi = 17^\circ$  (Milanesi et al., 2015). Todas las demás características del modelo son iguales a las de los modelos anteriores de los muretes. En la Figura 5b se presenta la malla de elementos finitos y las condiciones de apoyo del modelo del murete de 60 cm de longitud.

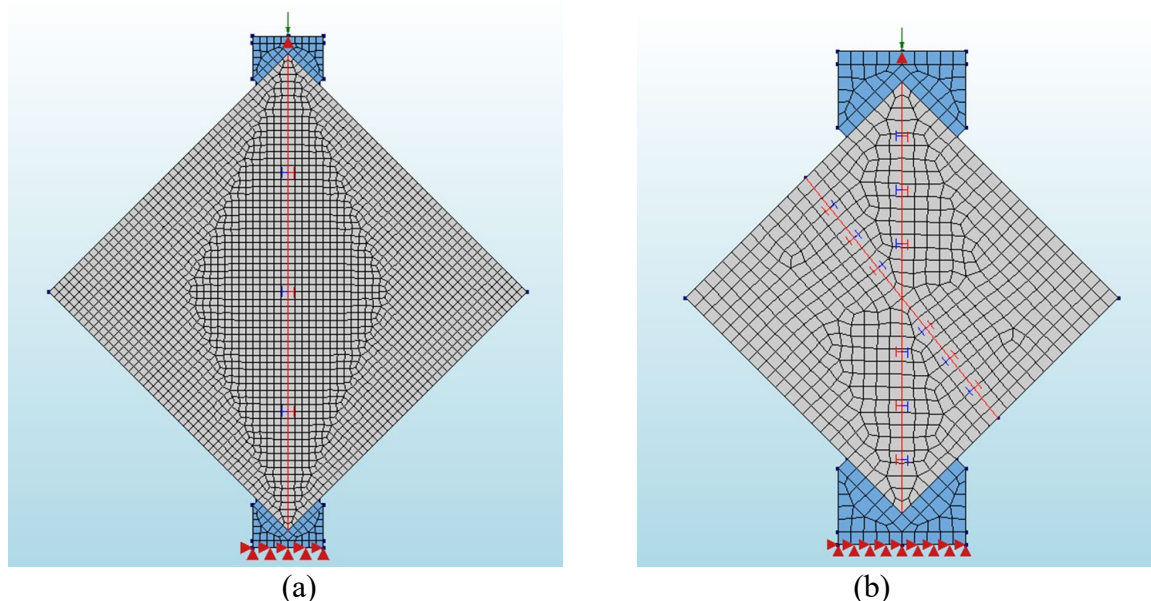


Figura 5. Malla de elementos finitos y condiciones de apoyo de muretes. (a) Murete de 120 cm x 120 cm; (b) Murete de 60 cm x 60 cm.

## 4. RESULTADOS

### 4.1 Bloque de CCA

Se determinó que una resistencia a tensión del CCA computacional ( $f_{tCCA}$ ) de 0.45 MPa permite predecir el promedio de la carga máxima experimental de 21.9 kN. En la Figura 6a se presenta la distribución de los esfuerzos principales al centro del bloque antes del agrietamiento. Se observa que los esfuerzos principales de compresión tienen una dirección vertical. Perpendiculares a estos esfuerzos, en dirección horizontal, se producen esfuerzos principales de tensión. Los esfuerzos principales de tensión no se distinguen en la Figura 6a porque la magnitud de los esfuerzos principales de compresión es significativamente mayor. La dirección de los esfuerzos principales de compresión corresponde a la orientación de la grieta. En la Figura 6b se presenta la distribución de las tracciones normales antes del agrietamiento, las cuales fueron obtenidas de los elementos de interfaz. En la Figura 7 se presenta el mecanismo de falla final del modelo que fue producido por una grieta en modo I.

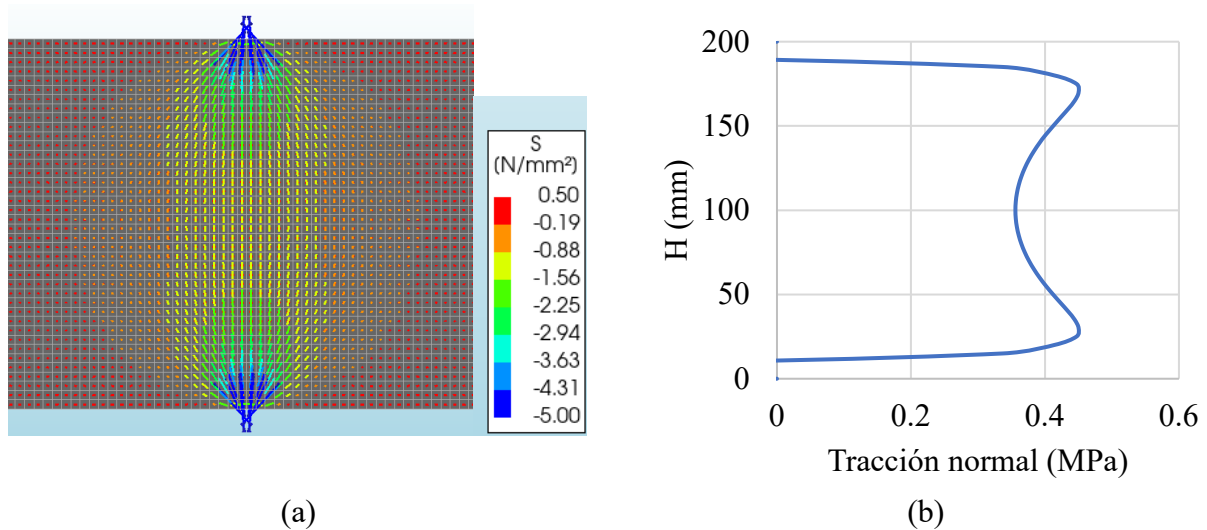


Figura 6. Distribución de los esfuerzos en el bloque antes del agrietamiento. (a) Esfuerzos principales; (b) Tracciones normales en los elementos de interfaz.

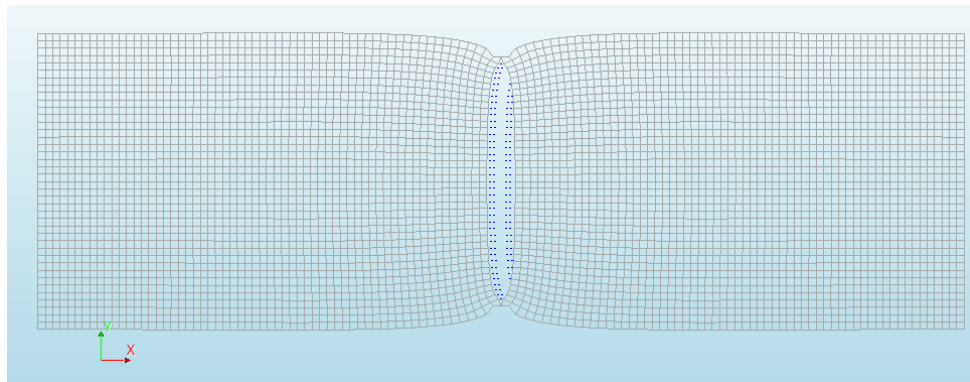


Figura 7. Mecanismo de falla del modelo del bloque.

#### 4.2 Mampostería de CCA

En la Tabla 2 se presenta la longitud del murete ( $L$ ), la diagonal del murete ( $D$ ), el porcentaje de la diagonal que se agrieta ( $D_{PA}$ ), la carga de agrietamiento computacional ( $P_{CRC}$ ), la resistencia a compresión diagonal computacional asociada a la carga de agrietamiento computacional ( $v_{mc}$ ) y la razón  $v_{mc}/f_{tCCA}$ . La carga de agrietamiento computacional se determinó utilizando la resistencia a tensión del CCA computacional ( $f_{tCCA} = 0.45$  MPa) y el modelo de muretes con elementos de interfaz sobre la diagonal (Figura 5a). En este modelo solamente se consideró el agrietamiento sobre la línea vertical; esto es, no se incluyen otros criterios de falla de manera simplificada. En la Figura 8a se presenta la distribución de los esfuerzos principales del murete de 120 cm x 120 cm antes del agrietamiento. Se observa que los esfuerzos principales de compresión tienen una dirección vertical. Los esfuerzos principales de tensión son perpendiculares a los esfuerzos principales de compresión. Los esfuerzos principales de tensión no se distinguen en la Figura 8a porque la magnitud de los esfuerzos principales de compresión es significativamente mayor. La dirección de los esfuerzos principales de compresión corresponde a la orientación de la grieta. Los muretes con otras dimensiones tienen distribuciones de esfuerzos similares. En la Figura 8b se presenta la distribución de tracciones normales de tensión a lo largo de la diagonal vertical antes del agrietamiento para los diferentes tamaños de muretes. Las tracciones normales fueron obtenidas de los elementos de interfaz. En esta figura se ha normalizado la posición ( $y$ ) con respecto a la diagonal ( $D$ ). En la Figura 9 se presenta el mecanismo de falla final del modelo del murete de 120 cm x 120 cm que corresponde a un modo I de fractura.

Tabla 2. Resultados asociados a la carga de agrietamiento computacional de los muretes.

$L$ (cm)	$D$ (cm)	$D_{PA}$ (%)	$P_{crc}$ (kN)	$v_{mc}$ (MPa)	$v_{mc}/f_{tCCAc}$
120	169.70	85	171.28	0.67	1.46
100	141.42	79	142.81	0.67	1.46
80	113.13	69	119.52	0.70	1.53
60	84.85	53	99.72	0.78	1.70

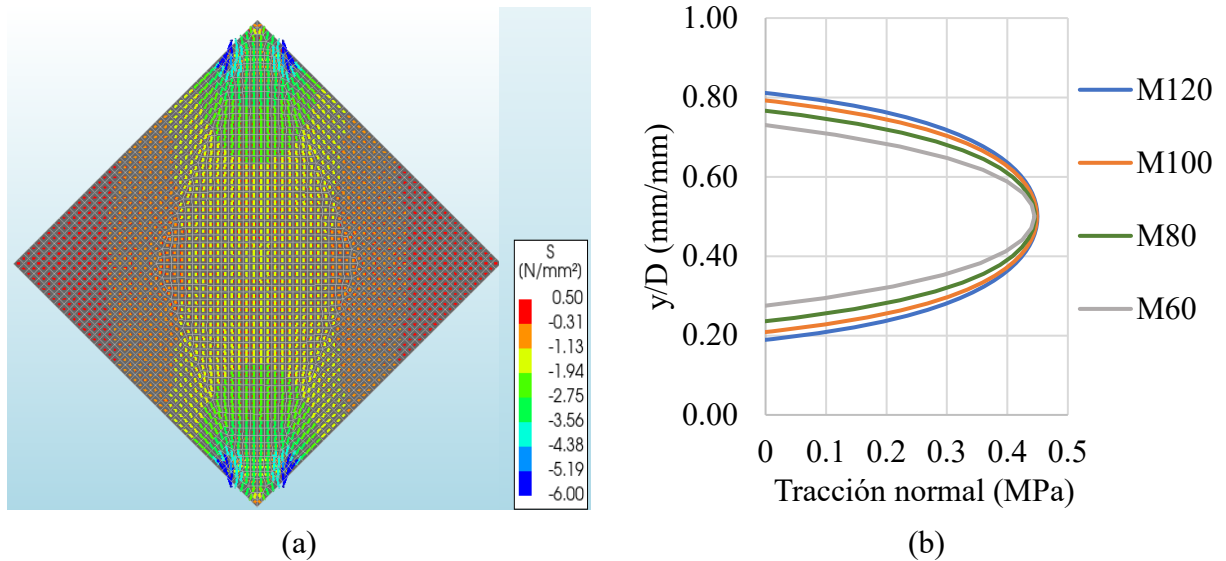


Figura 8. Distribución de los esfuerzos en los muretes antes del agrietamiento. (a) Esfuerzos principales; (b) Tracciones normales en los elementos de interfaz.

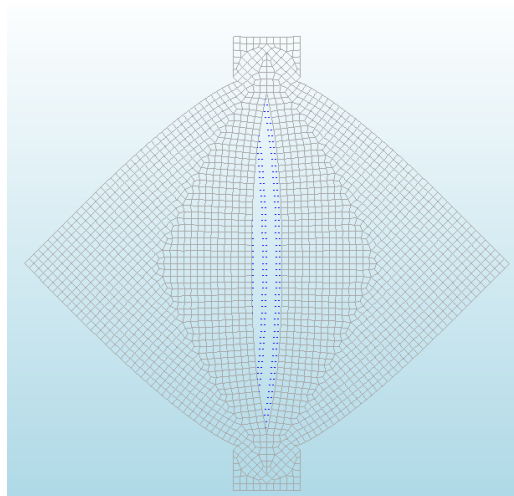


Figura 9. Mecanismo de falla del modelo del murete de 120 cm x 120 cm.

Se determinó que una cohesión de 1.06 MPa para el criterio de falla de Mohr permite predecir el promedio de la carga máxima experimental de los muretes de 60 cm x 60 cm. Este criterio de falla es utilizado en los elementos de interfaz de la línea inclinada del murete (Figura 5b). En la Figura 10 se presentan las curvas esfuerzo cortante – deformación angular unitaria experimental (M1 a M5) y computacional (Mc) para los muretes de 60 cm x 60 cm. El modelo computacional primero presenta un comportamiento elástico lineal hasta la formación de la grieta vertical sobre la diagonal asociada con un esfuerzo cortante de 0.78 MPa, que corresponde al 88% de la resistencia a



compresión diagonal experimental. La formación de la grieta produce un incremento significativo en las deformaciones angulares unitarias; el modelo sobreestima la abertura de la grieta vertical y las deformaciones asociadas a ésta. Posteriormente, el modelo continuó soportando cargas hasta que se produjo la grieta inclinada a un esfuerzo cortante de 0.90 MPa, que es similar a la resistencia a compresión diagonal experimental. El mecanismo de falla final estuvo asociado a la formación de la grieta inclinada, que presentó un modo II de fractura. El módulo de cortante de la mampostería computacional ( $G_{mc}$ ), calculado con Ecuación (3), fue 640.90 MPa.  $G_{mc}$  se calculó considerando los desplazamientos lineales en nodos cercanos a los puntos de medición de las deformaciones del ensayo experimental.

En la Figura 11a se presenta la distribución de los esfuerzos principales del murete de 60 cm x 60 cm posterior a la formación de la grieta vertical sobre la diagonal y previo a la formación de la grieta inclinada. Se observa que los esfuerzos principales de compresión tienen una dirección vertical, por lo que los elementos de interfaz sobre la línea inclinada presentan tracciones de compresión y tracciones de cortante. En la Figura 11b se presenta el mecanismo de falla final del modelo que corresponde a un modo I sobre la grieta vertical en la diagonal y una grieta inclinada en modo II.

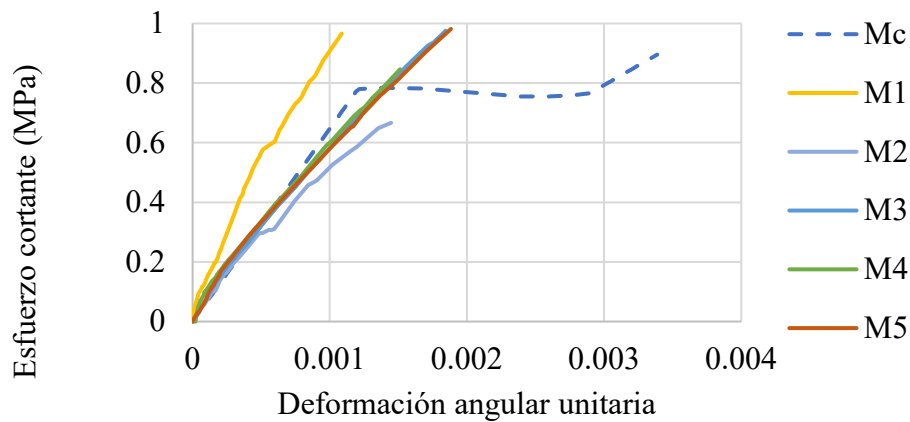


Figura 10. Curva esfuerzo cortante - deformación angular unitaria de muretes de 60 cm x 60 cm.

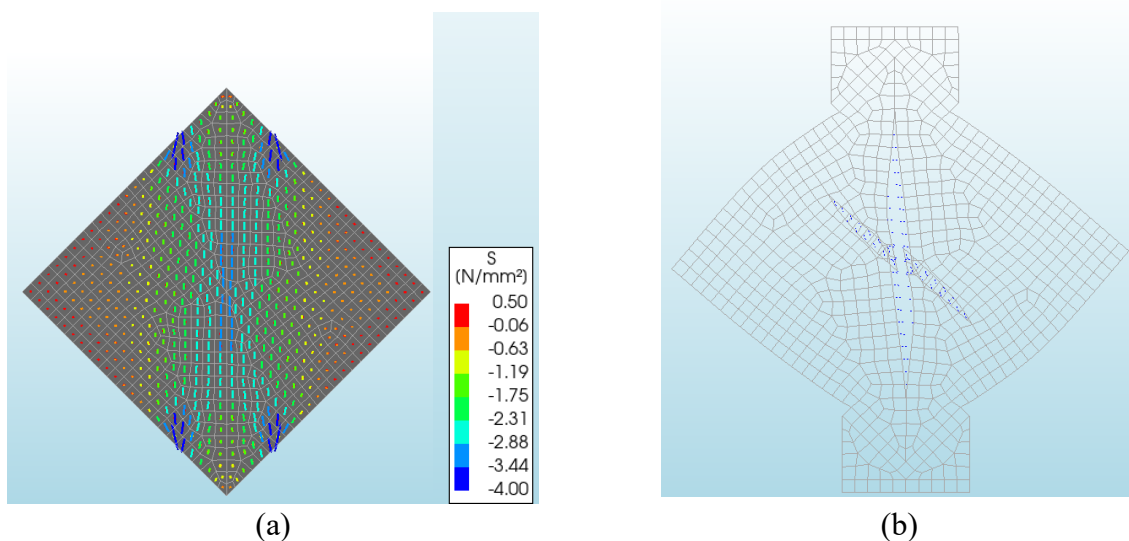


Figura 11. Distribución de los esfuerzos principales y mecanismo de falla final del murete de 60 cm x 60 cm. (a) Esfuerzos principales; (b) Mecanismo de falla.

## 5. DISCUSIÓN DE RESULTADOS

La resistencia a tensión del CCA computacional ( $f_{tCCA_c} = 0.45$  MPa) fue similar a la resistencia a tensión del CCA obtenida experimentalmente y calculada con la Ecuación (1) ( $f_{tCCA} = 0.46$  MPa). Esto se debe a que la Ecuación (1) es una buena aproximación de los esfuerzos máximos de tensión del bloque. Con el modelo de grieta discreta del MEF, considerando una línea de elementos de interfaz vertical con un criterio de falla de Rankine, la carga de agrietamiento y el mecanismo de falla de los bloques de CCA sometidos a tensión por compresión se simulan bien en comparación con lo observado experimentalmente. El mecanismo de falla del bloque estuvo asociado a una grieta en modo I.

El ensaye de un murete a compresión diagonal induce esfuerzos de tensión sobre la diagonal. Estos esfuerzos pueden formar una grieta vertical asociada a un modo I. Por otra parte, los apoyos metálicos generan esfuerzos de compresión en los extremos de la diagonal. Al incrementar el tamaño del murete, incrementa el porcentaje de la longitud de la diagonal que está a tensión (Figura 8b) y la longitud de la diagonal sobre la cual se podría extender la grieta; adicionalmente, la razón  $v_{mc}/f_{tCCA_c}$  tiende a 1.46 (Tabla 2). En el ensaye experimental del murete de 120 cm x 120 cm se observó una falla por aplastamiento del CCA en el apoyo a una carga de 147.84 kN (Tabla 1). Con los modelos de grieta discreta del MEF se obtuvo que la carga necesaria para producir el agrietamiento diagonal del murete es de 171.28 kN (Tabla 2), la cual es mayor que la carga máxima experimental. Se concluye que no es posible determinar la resistencia a compresión diagonal de la mampostería de CCA utilizando muretes de 120 cm x 120 cm como especifica la norma ASTM E519 (2022), si éstos son construidos con bloques con resistencia a compresión de 5.28 MPa y mortero de pared delgada fuerte. Para aplicar esta conclusión a muretes hechos con bloques de otra clase, se debe tomar en consideración que la resistencia a tensión del CCA es función de la raíz cuadrada de su resistencia a compresión (TMS 402/602, 2022). Por ejemplo, al cambiar de Clase 4 a Clase 2 se disminuye la resistencia a compresión a un 50% y la resistencia a tensión a un 71%. Por lo tanto, en muretes hechos con bloques de CCA con resistencia a compresión similar o menor a la considerada en este estudio (i.e. Clases 2 a 5), también se presentarán fallas por aplastamiento del CCA.

Si disminuye el tamaño del murete, disminuye el porcentaje de la longitud de la diagonal que está a tensión (Figura 8b) y la longitud de la diagonal sobre la cual se podría extender la grieta; adicionalmente, la razón  $v_{mc}/f_{tCCA_c}$  es variable (Tabla 2). Si el murete es pequeño (e.g. 60 cm x 60 cm), la grieta vertical se formará, pero no atravesará todo el murete. En este caso, el murete será capaz de soportar carga adicional. Esto es similar a lo que se observa en un muro de mampostería confinada, el cual es capaz de soportar carga adicional posterior a la formación de la grieta diagonal (Riahi et al., 2009). Si las grietas diagonales del panel de mampostería atraviesan a los elementos confinantes, el muro confinado fallará (Varela-Rivera et al., 2018). En un murete de 60 cm x 60 cm se desarrollará un mecanismo de falla final asociado a grietas inclinadas que atraviesan el murete. Con el modelo de grieta discreta del MEF, considerando dos líneas de elementos de interfaz: una línea vertical a lo largo de la diagonal con un criterio de falla de Rankine y otra una línea inclinada con un criterio de falla de Mohr, la carga de agrietamiento y el mecanismo de falla de muretes de mampostería de CCA de 60 cm x 60 cm se simulan bien en comparación con lo observado experimentalmente. El mecanismo de falla del murete, que presentó una primera grieta vertical en modo I, estuvo asociado a la grieta inclinada en modo II.

Se recomienda que las ecuaciones de diseño para determinar la resistencia a cortante de muros de mampostería confinada de CCA con mortero de pared delgada fuerte sean función de la resistencia a tensión por compresión de bloques de CCA. Esto se debe a que el agrietamiento diagonal en este tipo de muros está asociado a una grieta en modo I de fractura que se propaga a través de los bloques y es consistente con el mecanismo de falla que se obtiene del ensaye de bloques sometidos

a tensión por compresión. Las ecuaciones que fueron desarrolladas por Varela-Rivera et al. (2018, 2023, 2025) cumplen con esta recomendación. Por otra parte, no se recomienda utilizar la resistencia a compresión diagonal de muretes que esté asociada a agrietamientos en modo II. Adicionalmente, el ensaye de bloques sometidos a tensión por compresión es más económico y fácil de realizar que el ensaye de un murete. Estas recomendaciones modifican el paradigma de calcular la resistencia a cortante de los muros confinados con base en la resistencia a compresión diagonal de la mampostería.

El módulo de cortante del CCA ( $G_{CCA}$ ) fue 890 MPa, dado que  $E_{CCA} = 2138$  MPa y  $\nu_{CCA} = 0.2$ .  $G_{CCA}$  se calcula con la Ecuación (6) (Oliver y Aleget de Saracibar, 2002). Este valor del módulo de cortante fue utilizado en los modelos del MEF.

$$G_{CCA} = \frac{E_{CCA}}{2(1 + \nu_{CCA})} \quad (6)$$

El módulo de cortante de la mampostería de CCA computacional obtenida del modelo del murete de 60 cm x 60 cm ( $G_{mc} = 640.9$  MPa) fue similar al correspondiente promedio experimental obtenido de muretes de la misma dimensión ( $G_m = 698.6$  MPa). Ambos valores fueron calculados con la Ecuación (3). Por lo tanto, se concluye que (a) el modelo aproxima bien el comportamiento elástico de los muretes; (b) se pueden utilizar las propiedades de los bloques de CCA para modelar la mampostería de CCA. Esto es, despreciar la presencia de la junta de mortero de pared delgada en la mampostería de CCA; (c) el comportamiento de la mampostería de CCA se puede aproximar como material isotrópico. Por otra parte, que el módulo de cortante utilizado en los modelos del MEF sea diferente respecto al medido en los muretes (experimental y computacional), muestra que el ensaye de compresión diagonal no es una prueba de cortante puro y que la Ecuación (3) es una aproximación al módulo de cortante de la mampostería. En contraste, en los ensayos de muretes de mampostería tradicional de piezas de concreto y de arcilla sujetos a compresión diagonal, se ha observado que el módulo de cortante es aproximadamente igual al 20% del módulo de elasticidad de la mampostería ( $0.2E_m$ ) (GCM, 2023), siendo el valor teórico igual al 40% de dicho módulo ( $G_m = 0.4E_m$ ) al considerar una relación de Poisson de 0.25. Esto se ha asociado al comportamiento anisotrópico de estas mamposterías.

## 6. CONCLUSIONES

En este trabajo de investigación se estudió el proceso de agrietamiento en bloques y muretes de mampostería de CCA con modelos de grieta discreta del Método del Elemento Finito (MEF). Los resultados de los modelos computacionales permitieron entender los resultados de los correspondientes ensayos experimentales. Con base en los resultados de esta investigación se formulan las siguientes conclusiones:

1. La carga de agrietamiento y el mecanismo de falla de bloques de CCA sometidos a tensión por compresión se simulan bien con el modelo de grieta discreta en comparación con lo observado experimentalmente. En este modelo se consideró una línea de elementos de interfaz vertical con un criterio de falla de Rankine. El mecanismo de falla del bloque se asoció a una grieta en modo I.
2. Con los modelos de grieta discreta se obtuvo que la carga necesaria para producir el agrietamiento diagonal del murete de 120 cm x 120 cm es mayor que la carga máxima experimental que produjo el aplastamiento del CCA. Por lo tanto, no es posible determinar la resistencia a compresión diagonal de la mampostería de CCA utilizando muretes de

120 cm x 120 cm como especifica la norma ASTM E519 (2022). Esta conclusión es válida para muretes hechos con bloques de CCA correspondientes a las Clases 2 al 5 y mortero de pared delgada fuerte.

3. La carga de agrietamiento y el mecanismo de falla de muretes de mampostería de CCA de 60 cm x 60 cm se simulan bien con el modelo de grieta discreta en comparación con lo observado experimentalmente. En este modelo se consideraron dos líneas de elementos de interfaz: una vertical a lo largo de la diagonal con un criterio de falla de Rankine y una inclinada con un criterio de falla de Mohr. El mecanismo de falla del murete, que presentó una primera grieta vertical en modo I, estuvo asociado a la grieta inclinada en modo II.
4. Se recomienda que las ecuaciones de diseño para determinar la resistencia a cortante de los muros de mampostería confinada de CCA con mortero de pared delgada fuerte sean función de la resistencia a tensión por compresión del bloque de CCA. Esto se debe a que el agrietamiento diagonal en este tipo de muros está asociado a una grieta en modo I que se propaga a través de los bloques y es consistente con el mecanismo de falla observado en el ensaye de bloques sometidos a tensión por compresión. Esta recomendación modifica el paradigma de calcular la resistencia a cortante de los muros confinados con base en la resistencia a compresión diagonal de la mampostería.

## 7. AGRADECIMIENTOS

El segundo autor agradece al Consejo Nacional de Humanidades, Ciencias y Tecnologías (CONAHCYT), por la beca otorgada para la realización de sus estudios de Doctorado en Ingeniería opción Estructuras en la Facultad de Ingeniería de la Universidad Autónoma de Yucatán. Los autores agradecen el trabajo realizado por la exalumna de posgrado Daisy Shamel Pérez Buenfil.

## 8. REFERENCIAS

- Ahmed, A., Shahzada K., Muhammad, A.S., Naeem, K.A., Ali, S.A. (2019), *Confined and unreinforced masonry structures in seismic areas: Validation of macro models and cost analysis*. Engineering Structures. 199, 109612. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.109612>
- Anderson, T. L. (2017), “*Fracture mechanics: fundamentals and applications (4<sup>th</sup> ed.)*”. CRC Press, Florida, USA, p. 684.
- Aroni, S., de Groot, G. J., Robinson, M. J., Svanholm, G., Wittman, F. H. (1993), “*Autoclaved Aerated Concrete - Properties, Testing and Design*”. RILEM Technical Committees 78-MCA and 51-ALC. Taylor & Francis, UK, p. 424. <https://doi.org/10.1201/9781482271195>
- ASTM International. (2001), *ASTM C1006-84 Standard Specification for Splitting Tensile Strength of Masonry Units*. <https://www.astm.org/c1006-84r01.html>
- ASTM International. (2017), *ASTM C1693-11 Standard Specification for Autoclaved Aerated Concrete (AAC)*. <https://www.astm.org/c1693-11.html>
- ASTM International. (2018), *ASTM C1660-10 Standard Specification for Thin-bed Mortar for Autoclaved Aerated Concrete (AAC) Masonry*. <https://www.astm.org/c1660-10.html>
- ASTM International. (2022), *ASTM E519/E519M-22 Standard Test Method for Diagonal Tension (Shear) in Masonry Assemblages*. [https://www.astm.org/e0519\\_e0519m-22.html](https://www.astm.org/e0519_e0519m-22.html)
- Borah, B., Kaushik, H. B., Singhal, V. (2023), *Analysis and Design of Confined Masonry Structures: Review and Future Research Directions*. Buildings. 13(5):1282. <https://doi.org/10.3390/buildings13051282>
- Costa, A. A., Penna, A., Magenes, G. (2011), *Seismic performance of autoclaved aerated concrete (AAC) masonry: from experimental testing of the in-plane capacity of walls to building response simulation*. Journal of Earthquake Engineering. 15(1): 1-31.

<https://doi.org/10.1080/13632461003642413>

D'altri, A. M., Sarhosis, V., Milani, G., Rots, J., Cattari, S., Lagomarsino, S., Sacco, E., Talli, A., Castellazzi, G., De Miranda, S. (2020), *Modeling strategies for the computational analysis of unreinforced masonry structures: review and classification*. Archives of Computational Methods in Engineering. 27(4): 1153-1185. <https://doi.org/10.1007/s11831-019-09351-x>

DIANA FEA BV (2025), “*User’s Manual DIANA 10.10*”. Netherlands. <https://dianafea.com/diana-manuals/>

Fernández, L. E., Ayala, G. (2004), *Constitutive modeling of discontinuities by means of discrete and continuum approximations and damage models*. International Journal of Solids and Structures. 41(5-6): 1453-1471. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2003.10.010>

Fernández-Baqueiro, L. E., Chim-May, R. U., Varela-Rivera, J. L., Moreno-Herrera, J. A., Parra-Cardena, R. G. (2021), “*Comportamiento a cortante de muros confinados de concreto celular de autoclave*” en: Memorias del XXII Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, Aguascalientes, México, p. 14.

Fernández-Baqueiro, L. E., Moreno-Herrera, J. A., Varela-Rivera, J. L., Pérez-Buenfil, D. S., Cruz-Escareño, E. E. (2022), “*Propiedades mecánicas del concreto celular de autoclave*” en: Memorias del XXIII Congreso Nacional de Ingeniería Estructural, Zacatecas, México, p. 10.

Ferretti, D., Michelini, E., Rosati, G. (2015), *Mechanical characterization of autoclaved aerated concrete masonry subjected to in-plane loading: Experimental investigation and FE modeling*. Construction and Building Materials. 98:353-365.

<http://dx.doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2015.08.121>

GCM – Gobierno de la Ciudad de México. (2023). *NTCM: Normas Técnicas Complementarias para el Diseño y Construcción de Estructuras de Mampostería*. Ciudad de México, México.

Hamid, A. (2018), “*Masonry structures: behavior and design (4<sup>th</sup> ed.)*”. The Masonry Society, Colorado, USA, p. 723.

Jasiński, R., Drobiec, L. (2016), *Comparison research of bed joints construction and bed joints reinforcement on shear parameters of AAC masonry walls*. Journal of Civil Engineering and Architecture. 10(12):1329-1343.

<https://www.davidpublisher.com/index.php/Home/Article/index?id=29682.html>

Jasiński, R., Gąsiorowski, T. (2023), *Comparative Studies of the Confined Effect of Shear Masonry Walls Made of Autoclaved Aerated Concrete Masonry Units*. Materials. 16 (17): 5885.

<https://doi.org/10.3390/ma16175885>

Lourenço P. B., Rots J. G., Blaauwendraad, J. (1998), *Continuum Model for Masonry: Parameter Estimation and Validation*. Journal of Structural Engineering. ASCE. 124(6):642–652.

[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(1998\)124:6\(642\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(1998)124:6(642))

Marques, R., Lourenço, P. (2019), *Structural behaviour and design rules of confined masonry walls: Review and proposals*. Construction and Building Materials. 127:137-155.

<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2019.04.266>

Małyszko L., Kowalska E., Bilko P. (2017), *Splitting tensile behavior of autoclaved aerated concrete: Comparison of different specimens’ results*. Construction and Building Materials. 157:1190–1198. <https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2017.09.167>

Milanesi R., Morandi P., Magenes G., Binici B. (2015), “*FEM simulation of the experimental response of AAC masonry infills in RC frames*” en: 5th ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering, Isla de Creta, Grecia.

<https://www.eccomasproceedia.org/conferences/thematic-conferences/compdyn-2015/3711>

Olivella, X. O., Aleget de Saracibar, C. (2002), “*Mecánica de medios continuos para ingenieros*”. Ediciones UPC, Barcelona, España.

ONNCCE - Organismo Nacional de Normalización y Certificación de la Construcción y la Edificación. (2010). *NMX-C-464-ONNCCE Industria de la Construcción - Mampostería -*



- Determinación de la Resistencia a Compresión Diagonal y Módulo de Cortante de Muretes, así como Determinación de la Resistencia a Compresión y Módulo de Elasticidad de Pilas de Mampostería de Arcilla o de Concreto - Métodos de Ensayo.* Ciudad de México, México.
- Parker, C. K., Tanner, J. E., Varela, J. L. (2007), *Evaluation of ASTM Methods to Determine Splitting Tensile Strength in Concrete, Masonry, and Autoclaved Aerated Concrete.* Journal of ASTM International. 4(2):62-73. <https://www.researchgate.net/publication/333701275>
- Pérez, D. S. (2019). *Análisis de las propiedades mecánicas del concreto celular de autoclave.* Tesis de Maestría, Universidad Autónoma de Yucatán, México.
- Riahi, Z., Elwood, K. J., Alcocer, S. M. (2009), *Backbone model for confined masonry walls for performance-based seismic design.* Journal of structural engineering. 135(6): 644-654. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)ST.1943-541X.0000012](https://doi.org/10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000012)
- SENCICO - Servicio Nacional de Capacitación para la Industria de la Construcción. (2018). *Norma Técnica E.070 Albañilería.* Lima, Perú.
- Shi, Z., Nakano, M., Nakamura, Y., Liu, C. (2014), *Discrete crack analysis of concrete gravity dams based on the known inertia force field of linear response analysis.* Engineering Fracture Mechanics. 115:122 -136. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engfracmech.2013.10.020>
- TMS - The Masonry Society. (2022). *TMS 402/602: Building Code Requirements and Specification for Masonry Structures (Formerly ACI 530).* Colorado, USA.
- van Boggelen, W. (2018), *History of Autoclaved Aerated Concrete. The short story of a long lasting building material.* AAC worldwide. <https://www.aircrete.com/aircrete-news/history-of-autoclaved-aerated-concrete-2/>
- Varela-Rivera, J., Fernandez-Baqueiro, L., Alcocer-Canche, R., Ricalde-Jimenez, J., Chim- May, R. (2018), *Shear and flexural behavior of autoclaved aerated concrete confined masonry walls.* ACI Structural Journal. 115(5):1453-1462. <https://www.concrete.org/publications/internationalconcreteabstractsportal.aspx?m=details&id=51706828>
- Varela-Rivera, J. L., Fernández-Baqueiro, L. E., Moreno-Herrera, J. A. (2023), *Shear and flexural behavior of autoclaved aerated concrete confined masonry walls.* ACI Structural Journal. 120(3):207-215. <https://doi.org/10.14359/51738511>
- Varela-Rivera, J. L., Cacep-Rodríguez, J., Fernández-Baqueiro, L. E., Moreno-Herrera, J. A. (2024), *Comportamiento a cortante de muros de mampostería confinada de concreto celular de autoclave con diferentes escalas.* Revista ALCONPAT. 14(2):157-173. <https://doi.org/10.21041/ra.v14i2.725>
- Varela-Rivera, J. L., Cacep-Rodríguez, J., Fernández-Baqueiro, L. E., Moreno-Herrera, J. A. (2025), *Shear Strength of Coupled Autoclaved Aerated Concrete Confined Masonry Walls.* Journal of Structural Engineering. ASCE. 151(3):04024222. <https://doi.org/10.1061/JSENDH.STENG-13764>
- Wittmann, F. H., Gheorghita, I. (1984), *Fracture toughness of autoclaved aerated concrete.* Cement and Concrete Research. 14(3): 369-374. [https://doi.org/10.1016/0008-8846\(84\)90055-3](https://doi.org/10.1016/0008-8846(84)90055-3)