

**PONTIFICIA UNIVERSIDAD CATÓLICA
DEL PERÚ
ESCUELA DE POSGRADO**



**Caracterización mecánica de componentes
estructurales en construcciones arqueológicas de
tierra: El caso de Huaca de La Luna**

Tesis para optar el grado de Magíster en Ingeniería Civil que presenta
ING. MIJAIL MONTESINOS ESCOBAR

Dirigido por
DR. RAFAEL AGUILAR VÉLEZ

San Miguel, 2016





...Para Thais

*Recuerda que la voluntad
es el motor que nos impulsa
a conseguir nuestras metas en la vida.*



Agradecimientos

Quiero agradecer a todas las personas que hicieron posible la realización de esta investigación, a todas aquellas que me apoyaron durante el tiempo de desarrollo de los trabajos y a los que me enseñaron a ser cada día una mejor persona. Me gustaría expresar mi gratitud a:

- Mi profesor Julio Rojas Bravo a quien considero un gran consejero y amigo, le agradezco por incentivarme a seguir el hermoso camino del estudio y la investigación.
- Mis compañeros y colegas de la maestría que a través del ejemplo aportaron mucho a mi crecimiento profesional y personal.
- La jefa del laboratorio de estructuras de la PUCP Ing. Gladys Villa-García junto a todo el personal que labora bajo su cargo y a Carlos Romero del laboratorio de materiales por el apoyo y guía durante los ensayos.
- Mis estimados amigos del grupo de investigación “Engineering and Heritage”: Eduardo, Cristhian, Saúl, Saulo y Carolina, por todo el apoyo, amistad y ayuda que me brindaron en todo este tiempo.
- Mi asesor Dr. Rafael Aguilar, por enseñarme esa convicción hacia la investigación y conservación del patrimonio, el ímpetu que le pone al trabajo es un gran incentivo para seguir adelante en el proceso de la investigación.
- El Estado Peruano que a través del CONCYTEC hizo posible el financiamiento de mis estudios de post grado y a la Dirección General de Investigación de la PUCP por el apoyo económico para la realización de los ensayos.

Finalmente quisiera hacer un agradecimiento especial a mi familia, a:

- Mis padres Maximiliano e Hilda, el amor y agradecimiento que les tengo es incommensurable, gracias por darme tanto amor y por mostrarme los mejores valores de la vida.
- Mis hermanos Berioska, Lenchka, Liudvinka, Evgueni que siempre me apoyaron y Aliosha que aunque no está presente sé que siempre me cuida de los peligros.
- Mi querida hijita Thais, sé que el tiempo que estuve ausente te hice falta, siempre estuviste en mis pensamientos espero me perdones y comprendas que a veces para lograr metas hacemos sacrificios.

Resumen

Las construcciones arqueológicas forman parte del legado de una nación, tienen importancia histórica y son generadoras de ingresos económicos debido a la actividad del turismo, para mantenerlas en el tiempo se requieren realizar tareas de preservación y difusión. En el Perú existen gran cantidad de construcciones arqueológicas hechas de tierra y dentro de estas una tipología observada es aquella que le corresponde a las huacas, las cuales son estructuras masivas compuestas generalmente por adobes y mortero de barro o tapial. Una de las huacas de tierra más representativas del Perú es la Huaca de La Luna, la cual se encuentra en el departamento de La Libertad a cinco kilómetros de la ciudad de Trujillo. Este monumento viene siendo estudiado por más de veinte años y durante este lapso se ha podido evidenciar daño global como local en la estructura, por lo que el diagnóstico estructural de este es necesario. Para poder realizar este diagnóstico uno de los primeros pasos es conocer las propiedades mecánicas de los componentes estructurales de la Huaca.

El principal objetivo de esta tesis es conocer el comportamiento mecánico del material de Huaca, de modo que se tengan datos que puedan ser utilizados para su evaluación estructural. Para esto se realizaron ensayos de compresión uniaxial, flexión en tres puntos y compresión diametral en especímenes elaborados a partir del adobe y mortero original de Huaca. Además se realizaron ensayos de compresión uniaxial y corte cíclico en la mampostería construida a partir de materiales originales de esta estructura.

Todos los ensayos se realizaron bajo control de desplazamiento y para el control de deformación se hizo uso de sistemas de medición intrusivos (transformadores diferenciales de variación lineal-LVDTs) y sistemas no intrusivos de correlación de imágenes (DIC). Para el adobe y mortero se obtuvieron parámetros mecánicos correspondientes a su resistencia a compresión, módulo de elasticidad, energía de fractura a compresión, módulo de ruptura, energía de fractura a tracción y resistencia a la compresión diametral. Para la mampostería de adobe se obtuvo en laboratorio su resistencia a compresión, módulo de elasticidad y se evaluó su comportamiento ante cargas laterales cíclicas analizando las curvas fuerza-deformación, modos de falla y disipación de energía.

Adicionalmente se desarrolló un modelo numérico en elementos finitos que simuló el ensayo de compresión realizado en laboratorio sobre la mampostería usando el programa comercial DIANA, se asumió la mampostería como un material continuo e isotrópico. A través de técnicas de macro modelamiento que simulan la evolución del agrietamiento se pudo obtener valores de las propiedades mecánicas de comportamiento post pico como la energía de fractura a compresión y tracción. Para esto se elaboraron modelos que presentaron curvas esfuerzo-deformación y modos de falla parecidos a los obtenidos en laboratorio.

Los estudios realizados encontraron parámetros mecánicos del material que conforma el sistema estructural de Huaca de La Luna, como era de esperarse el comportamiento mecánico del adobe y mortero fue diferente al de la mampostería. El modelamiento numérico demostró que es una herramienta poderosa para poder realizar la caracterización mecánica con base en ensayos básicos de laboratorio. Los datos encontrados y la metodología propuesta pueden ser utilizados como base para analizar el comportamiento mecánico de materiales que son parte de sistemas estructurales de construcciones de tierra.

INDICE

Agradecimientos.....	v
Resumen.....	vi
Índice.....	vii
1. Introducción.....	1
1.1 Motivación para la caracterización mecánica de los componentes estructurales en construcciones arqueológicas de tierra.....	2
1.2 Objetivos de la Tesis.....	4
1.3 Organización de la Tesis.....	4
1.4 Resultados de la Tesis.....	5
2. Comportamiento mecánico a compresión uniaxial, flexión y compresión diametral del adobe y mortero.....	6
2.1 Introducción.....	7
2.2 Materiales.....	14
2.3 Caracterización mecánica a compresión.....	17
2.3.1 Descripción de especímenes.....	17
2.3.2 Descripción del equipo y procedimiento de ensayo.....	18
2.3.3 Resultados y Análisis.....	21
2.4 Caracterización mecánica a flexión y compresión diametral.....	39
2.4.1 Descripción de especímenes.....	39
2.4.2 Equipo y procedimiento de ensayo.....	39
2.4.3 Resultados y Análisis.....	40
2.5 Observaciones Finales.....	51
3. Comportamiento mecánico a compresión de la mampostería de adobe.....	53
3.1 Introducción.....	54
3.2 Ensayos experimentales.....	56
3.3 Modelación numérica.....	61
3.4 Análisis y discusión de resultados.....	69
3.5 Observaciones finales.....	70
4. Comportamiento mecánico a corte cíclico de la mampostería de adobe.....	71
4.1 Introducción.....	72
4.2 Descripción de especímenes.....	75
4.3 Descripción del equipo y procedimiento de ensayo.....	76
	vii

4.4	Resultados y discusión.....	80
4.5	Observaciones finales	86
5.	Conclusiones y trabajo futuro.....	88
5.1	Conclusiones.....	89
5.2	Trabajo futuro	92
6.	Referencias	93





Capítulo 1

Introducción

1.1 Motivación para la caracterización mecánica de los componentes estructurales en construcciones arqueológicas de tierra

El Perú es un país que cuenta con un gran legado dejado por civilizaciones que poblaron el territorio en distintos períodos. Gran parte de este legado le corresponde a las construcciones arqueológicas, las cuales además de tener un valor histórico son fuentes generadoras de recursos económicos. Para conservar este legado es necesario realizar tareas de preservación y conservación. Uno de los materiales más utilizados en estas construcciones es la tierra y dentro de esto una tipología observada es aquella que le corresponde a las Huacas de tierra, las cuales son estructuras masivas compuestas generalmente por adobe y mortero de barro o tapial (ver Figura 1.1). Estas construcciones se pueden observar a lo largo de la costa del Perú. Por lo tanto, se ven expuestas a un peligro sísmico elevado, ya que se encuentran cercanas a la zona de interacción de la placa de Nazca y Sudamericana.



Figura 1.1. Estructuras de tierra masivas (a) Huaca La Centinela - Ica (b) Huaca Mateo Salado – Lima.

El peligro existente sumado al mal comportamiento sísmico que presentan las construcciones de tierra [1] hacen de las Huacas estructuras altamente vulnerables a los sismos. Tal es el caso de las Huacas La Centinela y Mateo Salado que fueron dañadas durante la ocurrencia de sismos (ver Figura 1.2). Es por esto que la implementación de tareas que ayuden a evaluar la vulnerabilidad se hace necesaria. Una de ellas es conocer el comportamiento estructural de estas construcciones. Por lo tanto se requiere de un conocimiento de las propiedades mecánicas del material que conforma el sistema estructural.



Figura 1.2. Daño en Huacas por sismos (a) Huaca La Centinela - Ica (adaptado de [2]) (b) Huaca Mateo Salado – Lima (adaptado de [3]).

Una de las Huacas de tierra más representativas del Perú es la Huaca de La Luna. Esta estructura está ubicada en el departamento de La Libertad a ocho kilómetros de la ciudad de Trujillo (ver Figura 1.3a), fue construida entre los años 100 y 650 D.C. por la civilización Moche. Tiene una forma piramidal y destaca por su técnica constructiva de superposición de templos por etapas, de las que se identificaron al menos seis etapas constructivas (ver Figura 1.3b). Esta estructura viene siendo estudiada por más de veinte años por parte del Proyecto arqueológico Huaca de La Luna, durante este lapso se ha podido evidenciar daño global (ver Figura 1.3c) como local (ver Figura 1.3d) en la estructura. Se ha observado agrietamiento e inclinación de muros y daño antropogénico en los que se evidencian excavaciones y túneles realizados en el sistema estructural de la Huaca. Esto hace que sea necesario realizar un estudio de vulnerabilidad, por lo que el conocimiento de las propiedades mecánicas de los materiales que conforman el sistema estructural de Huaca se hace imprescindible.

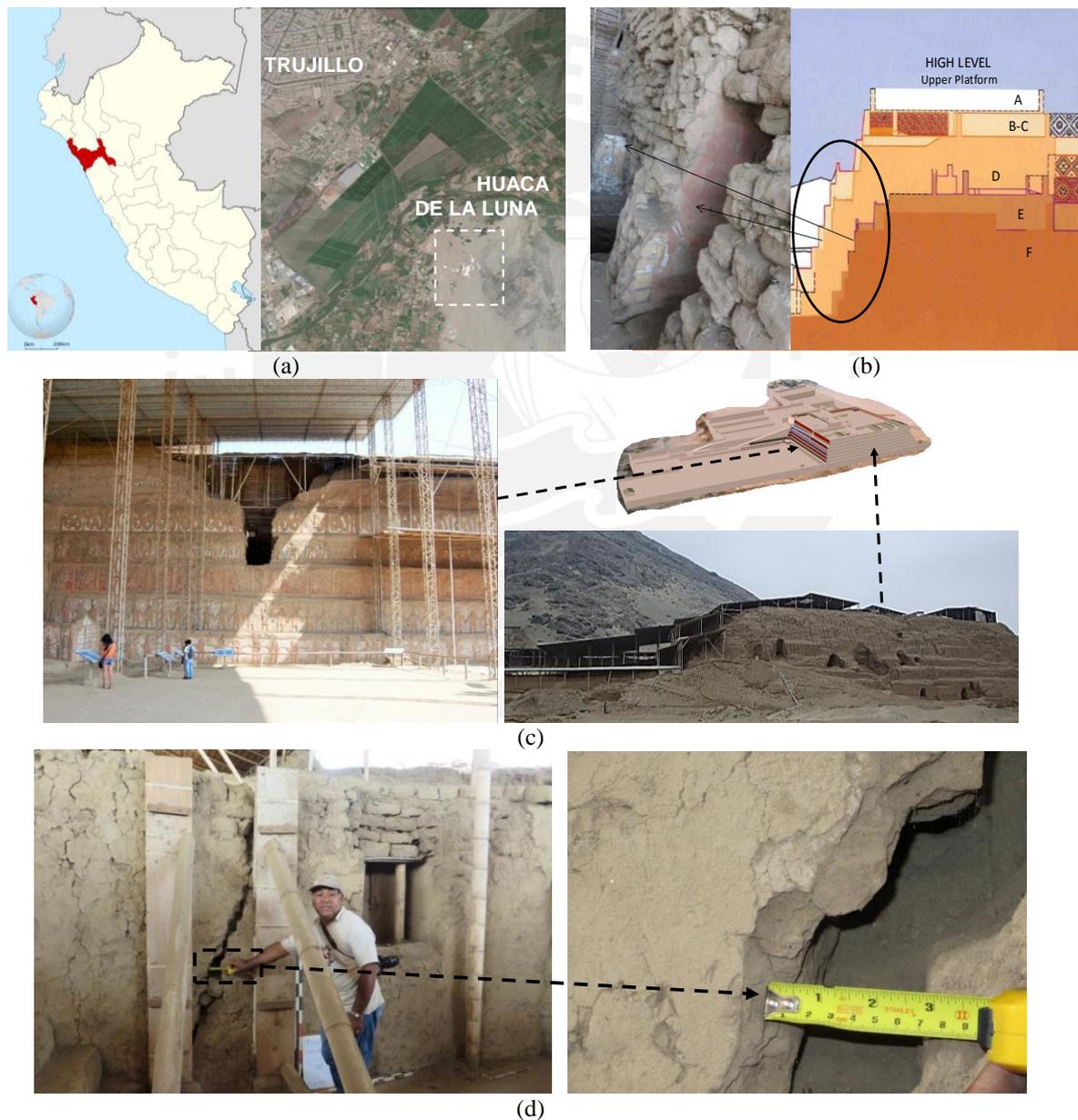


Figura 1.3. Huaca de La Luna (a) ubicación (b) etapas constructivas del templo (c) daño global en la fachada norte y oeste (d) daño local en muros.

1.2 Objetivos de la Tesis

La tesis tiene como objetivo general conocer las propiedades mecánicas del adobe, mortero y mampostería que constituyen el sistema estructural de Huaca de la Luna mediante ensayos de laboratorio. Los resultados servirán para poder ser utilizados como datos de entrada en modelos numéricos que evalúen la respuesta estructural de esta construcción patrimonial. Como objetivos específicos se tiene:

1. Conocer los parámetros mecánicos que caracterizan el comportamiento a compresión uniaxial, flexión de tres puntos y compresión diametral de especímenes de adobe y mortero de Huaca de la Luna.
2. Conocer los parámetros mecánicos que caracterizan a compresión uniaxial la mampostería de Huaca de la Luna y desarrollar modelos numéricos que representen apropiadamente el comportamiento a compresión de la mampostería ensayada en laboratorio.
3. Evaluar la respuesta a cargas cíclicas en el plano de la mampostería de Huaca de la Luna en términos de resistencia, deformabilidad y disipación de energía.

1.3 Organización de la Tesis

Esta tesis está organizada en cinco capítulos tal como se muestra:

- **Capítulo 1:** Aquí se detallan las motivaciones que llevaron a la ejecución de la presente investigación, los objetivos de la tesis, la organización de cada capítulo de la tesis y los resultados que fueron publicados en congresos internacionales.
- **Capítulo 2:** En este capítulo se presenta la campaña de caracterización mecánica del adobe y mortero que forman parte del sistema estructural de Huaca de La Luna, se detallan los ensayos de compresión uniaxial, flexión en tres puntos y compresión diametral que se realizaron a estos materiales. Para los ensayos de compresión uniaxial se reporta los valores encontrados para el adobe y mortero en otras investigaciones y se obtiene valores de resistencia a compresión, módulo de elasticidad, deformación unitaria correspondiente al máximo esfuerzo de compresión, deformación inelástica última y energía de fractura a compresión. Para los ensayos de flexión en tres puntos se reporta el módulo de ruptura y energía de fractura a tracción, además se muestra valores obtenidos de estos parámetros en otras investigaciones. Mientras que para los ensayos de compresión diametral se obtiene la resistencia del adobe y mortero a la carga diametral aplicada y al igual que en la compresión uniaxial y flexión se muestra resultados de otras investigaciones.
- **Capítulo 3:** Durante este capítulo se muestra la campaña experimental para caracterizar a compresión uniaxial la mampostería elaborada con adobe y mortero originales de Huaca de La Luna. Se reporta los parámetros mecánicos correspondientes a la resistencia a compresión y módulo de elasticidad que resultaron de estos ensayos. Además se reporta los parámetros mecánicos correspondientes a la

energía de fractura a compresión y tracción que fueron obtenidos mediante el modelamiento numérico de los ensayos de laboratorio realizados.

- **Capítulo 4:** En este capítulo se muestra la campaña experimental que se llevó a cabo para evaluar el comportamiento mecánico de la mampostería ante cargas cíclicas coplanares. Se presenta la curva de capacidad de los muros ensayados y la disipación de energía de los mismos durante los ensayos, se evalúa la rigidez y la ductilidad de la mampostería ensayada, se muestra además resultados relacionados a estos parámetros obtenidos en otras investigaciones.
- **Capítulo 5:** Aquí se muestra las conclusiones de los trabajos realizados y se sugiere los trabajos futuros a desarrollar como complemento para lograr una mejor caracterización de los componentes estructurales de construcciones patrimoniales de tierra.

1.4 Resultados de la Tesis

Resultados parciales de la investigación realizada han sido publicados en congresos internacionales y otros se encuentran en proceso de evaluación para su aceptación, algunas secciones de los capítulos que se muestran en la presente tesis recopilaron dichos artículos. A continuación se muestra los artículos científicos generados:

- Análisis mecánico de albañilería arqueológica de adobe bajo cargas de compresión uniaxial: El caso de Huaca de La Luna, 3rd International Conference on Mechanical Models in Structural Engineering, Sevilla-España, 2015 (artículo publicado).
- Caracterización mecánica de las unidades de adobe del complejo arqueológico Huaca de La Luna mediante ensayos de ultrasonido, 15th Seminario Iberoamericano de Arquitectura y Construcción con Tierra, Cuenca-Ecuador, 2015 (artículo publicado).
- Mechanical Testing in Adobe Bricks and Earthen Mortar from the Archeological Complex of Huaca de la Luna in Peru, 16th International Brick and Block Masonry Conference, Padova-Italy, 2015 (artículo entregado).

Capítulo 2

Comportamiento mecánico a compresión uniaxial, flexión y compresión diametral del adobe y mortero

2.1 Introducción

La tierra como material de construcción ha sido usada por las civilizaciones ancestrales que habitaron en el Perú. Se construyeron impresionantes estructuras que con el paso del tiempo se convirtieron en lo que conocemos como construcciones históricas. Según [4] la evidencia más antigua del uso de la tierra le corresponde a la civilización Caral con una antigüedad aproximada de 2600 años a.C. Existen diferentes tipologías de estructuras de tierra en el Perú. Una de esas le corresponde a las Huacas de tierra las cuales son estructuras masivas que se encuentran a lo largo de la costa peruana. Debido a su ubicación dentro del Cinturón de Fuego del Pacífico necesitan ser evaluadas para saber el riesgo al que se encuentran expuestas. Para conocer el comportamiento sísmico de estas estructuras es necesario conocer las propiedades mecánicas del material que conforman su sistema estructural. Ensayos destructivos alrededor del mundo se han llevado a cabo para estudiar el comportamiento mecánico del adobe y mortero que forman parte de estructuras de mampostería de adobe. Los ensayos que se utilizan en general para caracterizar estos materiales corresponden a los de compresión uniaxial, flexión en tres puntos y compresión diametral. La Tabla 2.1 muestra valores de parámetros mecánicos de los adobes que forman parte de edificaciones contemporáneas, mientras que la Tabla 2.2 muestra valores reportados para adobes y mortero que forman parte de construcciones patrimoniales. En estas tablas se muestra los valores correspondientes a la esbeltez de los especímenes (λ) que es obtenida como la relación entre la altura y la menor dimensión de la base del espécimen. También se muestra la resistencia a compresión (σ_c), el módulo de elasticidad (E), la resistencia a tracción (f_t) medida directa e indirectamente y la energía de fractura (G).

Tabla 2.1- Datos experimentales de características mecánicas a compresión del adobe contemporáneo

Fuente	Ubicación	λ	σ_c (MPa)	f_t (MPa)	E (MPa)	G (N/m)
Blondet, M. y Vargas, J. [5]	Perú	1	1.44			
Vargas et al. [6]	Perú	1	1.85-3.72			
Binici et al. [7]	Turquía	1 ^F	2.0			
Bouhicha et al. [8]	Algeria	0.56	4.1-5.1	1.0-2.5*		
Fratini et al. [9]	Italia	1	0.72-2.44		90-287 ^G	
Illampas et al. [10]	Chipre	1 ^F	0.76-1.41		11-92 ^G	
		0.5 ^F	0.45-3.31			
		1 ^F	0.6-1.75			
Lenci et al. [11]	Italia	1 ^F	1.57	0.75*	148 ^G	
	Italia	2.33 ^F	1.7	0.75*	130 ^G	
Liberatore et al. [12]	Italia	0.94	0.29-1.56	0.17-0.40*		
Meli [13]	México	NR	1.00	0.10*		
Parisi et al. [14]	Italia	1 ^F	1.08	0.56*	145 ^G	3360 ^C
Piattoni, et al. [15]	Italia	0.42	5.15		94 ^G	
		0.87	2.88		211 ^G	
Vega et al. [16]	España	0.83 ^F	3.99-3.69	0.54-0.82*		
Yetgin et al. [17]	Alemania	1	2.10-3.75	0.38-0.75 ^{d**}		

^F Adobe con fibras; * módulo de ruptura; ** resistencia a compresión diametral; ^G considerando deformaciones globales; ^C energía de fractura a compresión ; valores únicos indican valor promedio; dupla de valores indican valores límites; NR: no reportado

Tabla 2.2. Datos experimentales de características mecánicas a compresión del adobe y mortero históricos

Fuente	Ubicación	λ	σ_c (MPa)	f_t (MPa)	E (MPa)	G (N/m)
Adobe						
Adorni et al. [18]	Turkmenistán	1.8	1.04	0.29* 0.20**	215 ^G	
Almeida [19]	Portugal	2	0.80-1.65	0.07-0.14***	617-1764 ^L	660-2250 ^C 2-33 ^T
Eslami et al. [20]	Irán	0.25	6			
Figueiredo et al. [21]	Portugal	NR	0.46	0.15*		
Fratini et al. [9]	Italia	1	0.20-0.78		15-87 ^G	
Martins, T., and Varum, H., [22]	Portugal	1.88	0.54-1.32	0.06-0.22**	85-340 ^G	
Rivera [23]	Colombia	0.57	3.04	0.41*		
Silveira et al. [24]	Portugal	2	0.66-2.15	0.13-0.40**	51-448 ^G	
Silveira et al. [25]	Portugal	1	0.28-1.21	0.20-1.03*	7609- 25000 ^L	
		2	0.23-1.02	0.03-0.28**		
Mortero						
Almeida [19]	Portugal	2	2.37-3.04	0.70-0.90*		
Eslami et al. [20]	Irán	1	4.4	0.51***		
Varum et al. [26]	Portugal	NR	0.45-1.68			

* módulo de ruptura; ** resistencia a compresión diametral; *** resistencia a tracción directa; ^G E considerando deformaciones globales; ^L E considerando deformaciones locales; ^C energía de fractura a compresión; ^T energía de fractura a tracción; valores únicos indican valor promedio; dupla de valores indican valores límites; NR: no reportado

Con base en los datos proporcionados por las Tablas 2.1 y 2.2 se elaboró la Figura 2.1a donde se muestra la relación entre la esbeltez y resistencia a compresión de los especímenes ensayados. Para esbelteces menores a 0.80 se tiene una resistencia a la compresión superior que para esbelteces mayores. Según [27] esta diferencia se debe a la influencia que genera las condiciones de borde, puesto que al introducir esfuerzos triaxiales en la zona de contacto entre la placa de carga y el espécimen (ver Figura 2.1b) se modifica la resistencia a compresión. Para esbelteces mayores a 0.80 se tiene un promedio de resistencia de 1.81 y 0.87MPa para adobes contemporáneos e históricos respectivamente. Esto muestra que los adobes históricos presentan valores más bajos de resistencia, lo que podría deberse a fenómenos de degradación del material [18]. En general se puede observar que existe gran dispersión en los valores de resistencia a compresión.

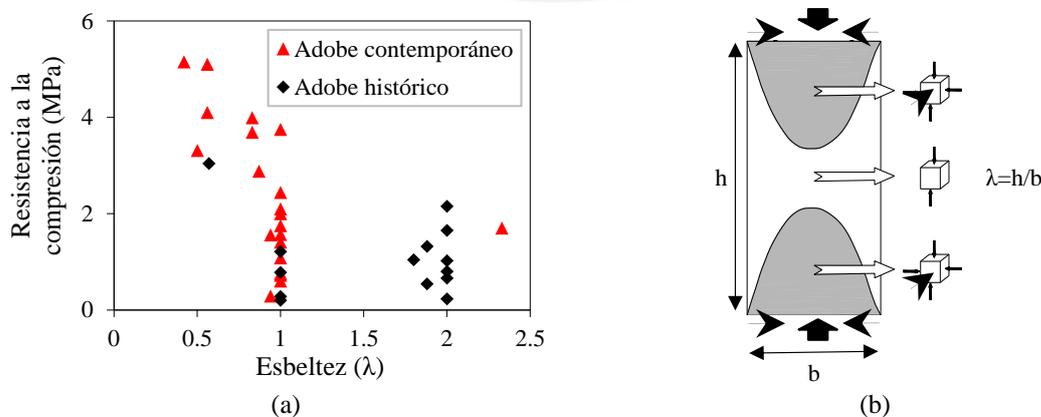


Figura 2.1. Efectos de la esbeltez en la resistencia a compresión (a) relación esbeltez-resistencia a compresión según investigaciones (b) relación de esbeltez y estado de esfuerzos durante ensayo de compresión (adaptado de [27]).

La estimación del módulo de elasticidad depende de la forma de medición de deformaciones (ver Figura 2.2a) y del criterio de cálculo asumido (ver Figura 2.2b). Usando los valores de las Tablas 2.1 y 2.2 se elaboró la Figura 2.2c donde se muestra el valor del módulo de elasticidad E propuesto por diferentes investigadores para el adobe. Cuando el valor de E se estima considerando las deformaciones globales (considerando zona de contacto entre espécimen y máquina) estos se encuentran en un rango de 15 a 448MPa, mientras que cuando se consideran deformaciones locales (sin considerar zonas de contacto entre espécimen y máquina) se tienen valores entre 617 y 25000MPa. La investigación realizada por [25] indica que la diferencia entre estos valores se debe a que en la interface entre el espécimen del ensayo y el equipo utilizado se generan deformaciones que inciden en la medida del desplazamiento de la placa de carga (deformación global). Además indica que el valor del módulo de elasticidad del material corresponde al obtenido con base en las deformaciones locales del espécimen.

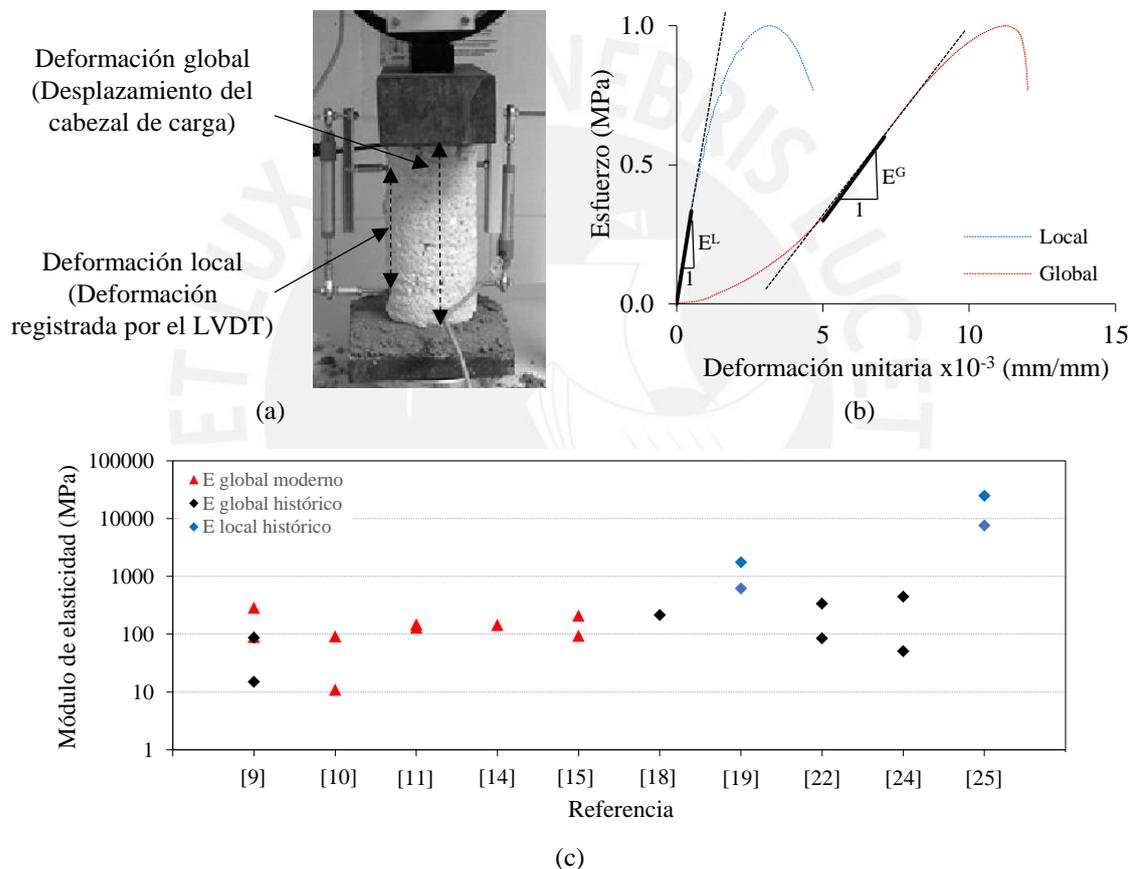


Figura 2.2. Efectos del sistema de medición en la estimación del valor del módulo de elasticidad (a) definición de deformación global y local (adaptado de [25]) (b) módulo de elasticidad considerando sistema de medición y criterio de cálculo (c) valores de E reportados en investigaciones tanto para el adobe histórico como moderno (eje vertical en escala logarítmica).

La realización de ensayos que permitan evaluar directamente la resistencia a tracción del adobe es complicada debido a la dificultad envuelta en inducir un esfuerzo axial puro (ver Figura 2.3a) sin introducir concentraciones de esfuerzos localizadas [27]. Por tal motivo se hace uso de ensayos como el de flexión en tres puntos (ver Figura 2.3b) y compresión diametral (ver Figura 2.3c). Estos ensayos permiten hacer una estimación indirecta de la resistencia a tracción al relacionar el valor de este parámetro con el valor del módulo de ruptura o con la resistencia a compresión diametral [27]. A partir de las Tablas 2.1 y 2.2 se

elaboró la Figura 2.3d donde se muestra el tipo de ensayo utilizado para estimar el valor de resistencia a tracción del adobe junto a su correspondiente valor expresado como porcentaje de la resistencia a compresión. Se ha encontrado que la estimación indirecta de la resistencia a tracción (flexión y compresión diametral) sobreestima el valor real de resistencia (tracción directa). En promedio los ensayos de flexión, compresión diametral y tracción directa indican una resistencia a tracción correspondiente al 47, 20 y 16% de la resistencia a compresión respectivamente. Esto indicaría que el ensayo de compresión diametral proporciona un valor más cercano de la resistencia a tracción que el ensayo de flexión.

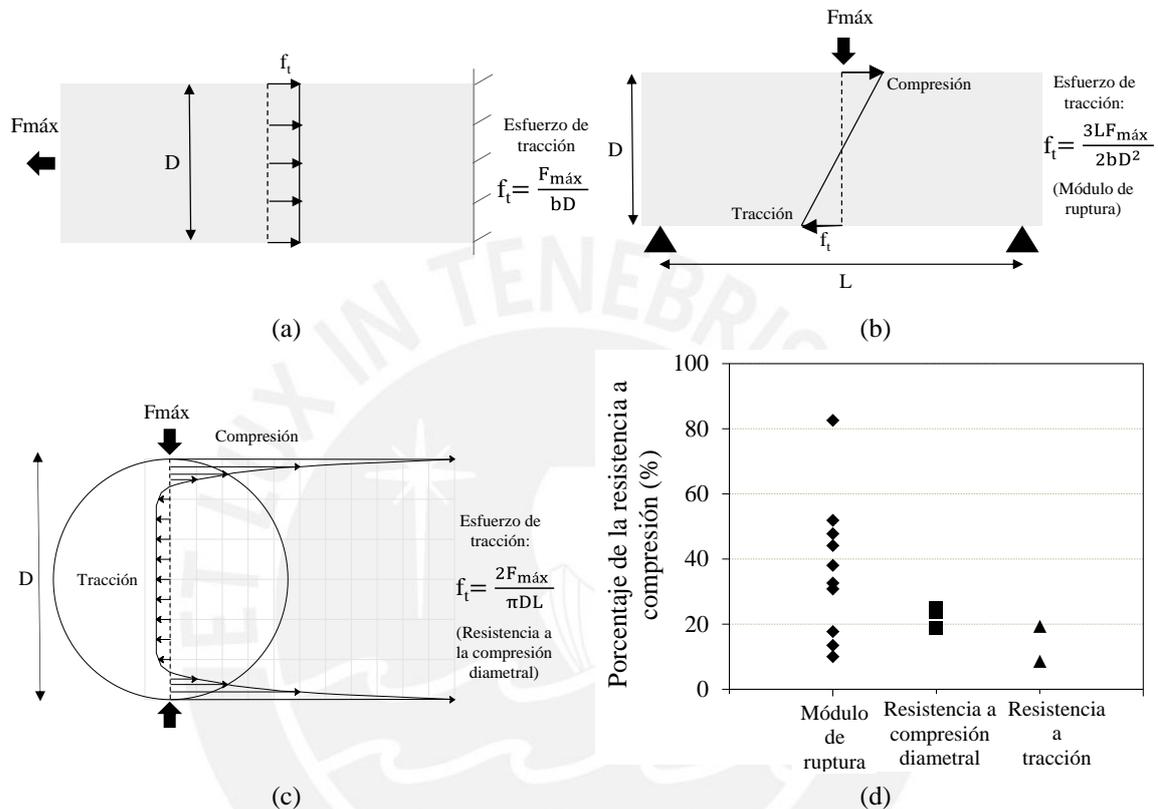


Figura 2.3. Medida de la resistencia a tracción (a) esfuerzos en ensayos de tracción directa (b) esfuerzos en ensayos de flexión (c) esfuerzos en ensayos de compresión diametral (d) resistencia a tracción como porcentaje de la resistencia a compresión según diferentes ensayos.

La degradación de la resistencia mecánica bajo un continuo incremento de deformación es una característica de materiales quasi-frágiles como el ladrillo, mortero, cerámicos, roca o concreto, los cuales fallan debido a un proceso de crecimiento progresivo del agrietamiento interno. Las condiciones iniciales de esfuerzo y agrietamiento así como las variaciones internas de rigidez y resistencia causan el crecimiento progresivo de las grietas cuando el material se encuentra sujeto a deformaciones progresivas [28].

Se ha encontrado que durante la fractura de un material en tracción se produce un agrietamiento localizado [29] (ver Figura 2.4a). Este agrietamiento está caracterizado por su función de ablandamiento que relaciona la tensión transmitida entre las caras de la grieta con el valor del desplazamiento de la misma (ver Figura 2.4b). El suministro energético que se requiere para que el agrietamiento se desarrolle durante la etapa de ablandamiento se denomina energía específica de fractura [30]. Esta energía puede estimarse como el área bajo la curva esfuerzo-apertura de grieta obtenida mediante un ensayo de tracción directa (ver Figuras 2.4c y 2.4d) o mediante enfoques experimentales disponibles para medir las

propiedades de fractura (método del trabajo de la fractura, método Jenq-Shah, método del efecto del tamaño entre otros) [31].

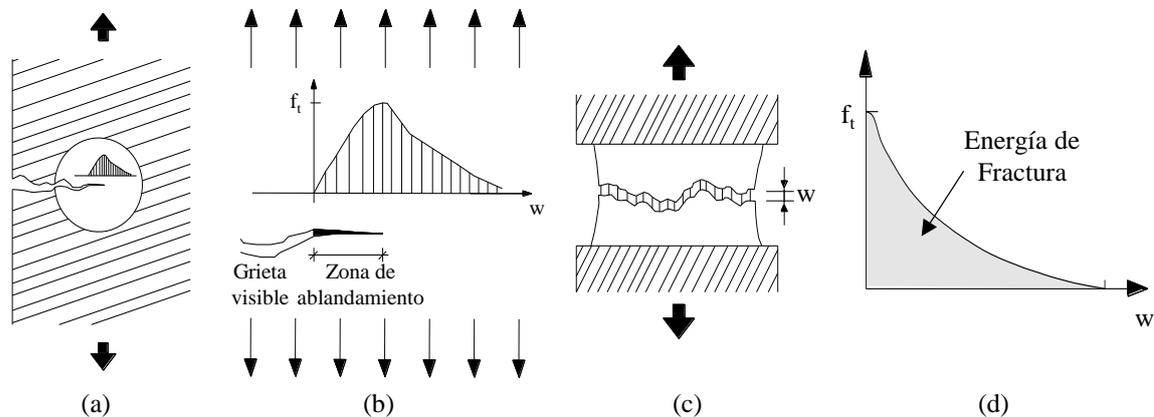


Figura 2.4. Agrietamiento por tracción (a) localización de agrietamiento (b) degradación de la resistencia (c) ensayo de tracción y medición de apertura de grieta (d) curva esfuerzo-apertura de grieta (adaptado de [31] y [29]).

En el caso de materiales cuasi frágiles como el concreto y roca sujetos a compresión se ha observado que después de alcanzar la resistencia a compresión (zona post pico) se produce una localización de las deformaciones en determinadas zonas del espécimen, mientras que otras zonas se descargan ([19], [32], [33] y [34]). El fenómeno de localización sugiere que mientras se desarrolla la degradación de resistencia la disipación de energía ocurre en una superficie interna en lugar del volumen del espécimen, tal como sucede con el comportamiento a tracción [32]. La disipación de energía conocida como la energía de fractura a compresión puede calcularse como el área bajo la curva esfuerzo-deformación inelástica (ver Figura 2.5d). Según [34] la deformación inelástica se concentra en la zona de daño localizado y puede considerarse como la diferencia entre la deformación total del espécimen y la deformación que sufre toda la masa del espécimen (ver Figura 2.5b). Se considera que la deformación de toda la masa es la que corresponde a una descarga lineal con pendiente igual al módulo de elasticidad una vez alcanzado la resistencia a compresión (ver Figura 2.5c).

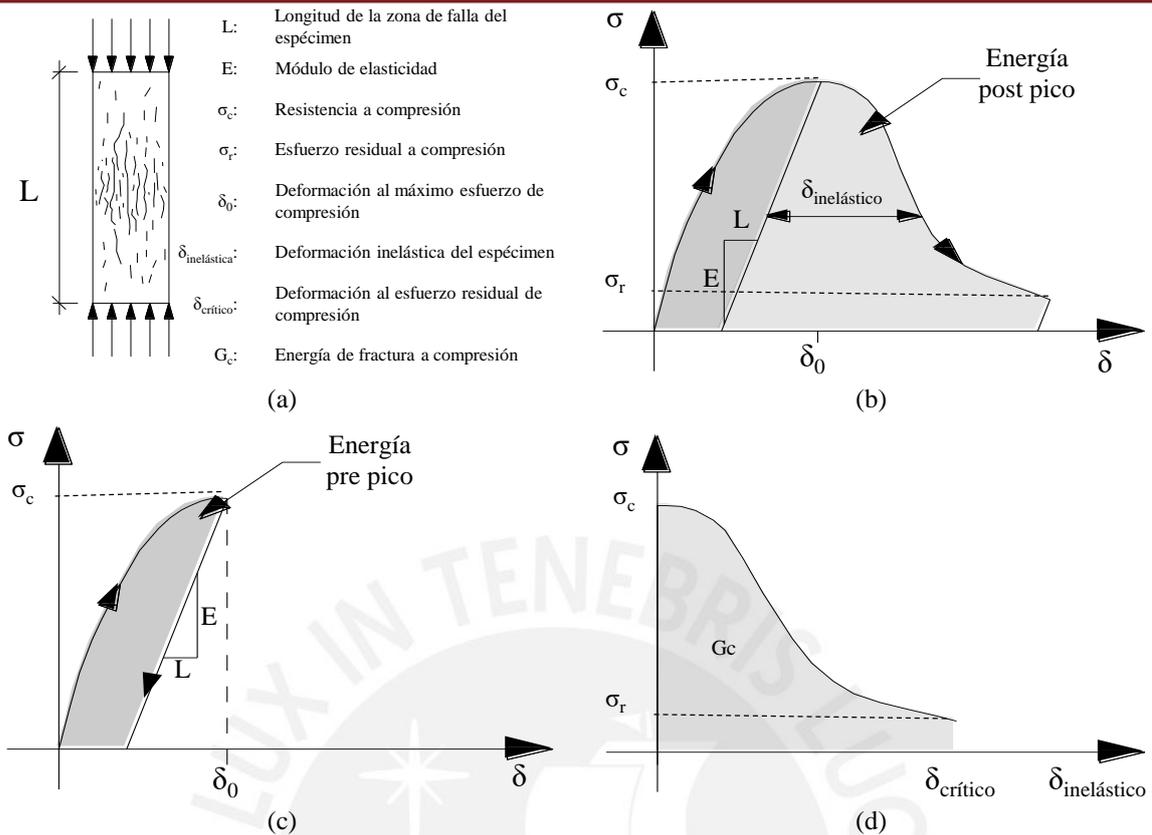


Figura 2.5. Energía de fractura a compresión (a) espécimen sujeto a compresión (b) curva fuerza-deformación y definición de deformación inelástica (c) Energía disipada por deformación de toda la masa del espécimen (d) curva esfuerzo-deformación inelástica (adaptado de [34]).

Cuando se quiere modelar el agrietamiento y la degradación de la resistencia de una estructura utilizando modelos continuos es necesario contar con los valores de la energía de fractura a tracción y compresión del material [28]. Para el caso del adobe y mortero estos parámetros han sido poco evaluados mediante ensayos de laboratorio, por lo que se tiene disponible poca información. La Figura 2.6 muestra los valores de energía de fractura a tracción y compresión obtenidos en [19]. Se observa que la diferencia entre las energías de fractura a compresión y tracción son de alrededor de dos cifras significativas, teniendo un valor promedio de 1300N/m y 15N/m respectivamente.

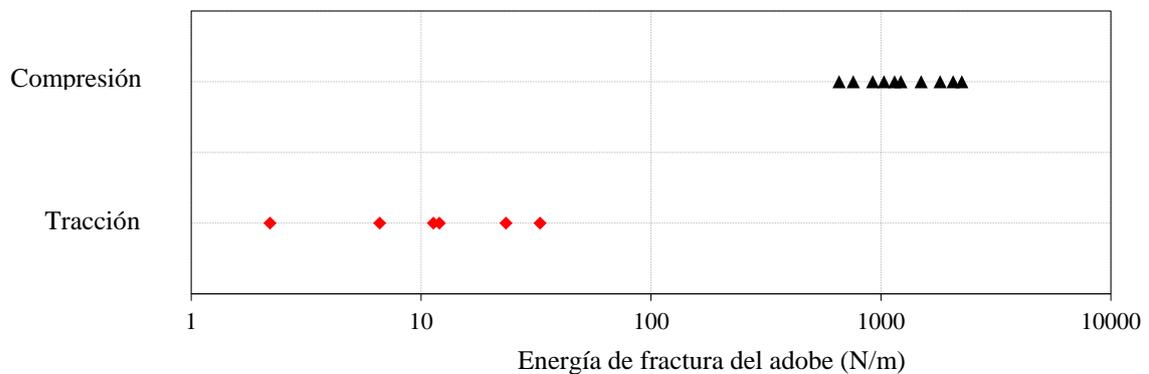


Figura 2.6. Energía de fractura a tracción y compresión del adobe obtenidos por [19].

El presente capítulo se enfoca en la caracterización mecánica del adobe y mortero que conforman el sistema estructural de Huaca de la Luna por medio de ensayos de compresión uniaxial, flexión en tres puntos y de compresión diametral. El principal objetivo es proporcionar parámetros mecánicos que representen el comportamiento del adobe y mortero y que puedan ser usados como datos de entrada de modelos numéricos desarrollados para realizar la evaluación estructural de la Huaca. Este capítulo está desarrollado en cinco secciones. La sección 2.1 introduce la necesidad de conocer el comportamiento mecánico de los componentes de la mampostería de Huaca y expone resultados de estudios realizados que caracterizan al adobe y mortero mecánicamente. En la sección 2.2 se muestra los materiales usados para los ensayos, se presenta los resultados del análisis físico del adobe y mortero, los cuales son comparados con otros estudios realizados previamente en la Huaca. La sección 2.3 muestra la caracterización mecánica a compresión uniaxial del adobe y mortero, se detallan los especímenes usados, el equipo y procedimiento de ensayo empleados. Se presenta las curvas esfuerzo-deformación y los parámetros mecánicos que caracterizan el comportamiento antes y después de alcanzar la resistencia a compresión. La sección 2.4 muestra la caracterización mecánica a flexión en tres puntos y compresión diametral del adobe y mortero, se detallan los especímenes usados así como la configuración de los ensayos. Se obtiene curvas fuerza-deformación y los parámetros mecánicos que estiman la resistencia a tracción (módulo de ruptura y resistencia a compresión diametral) y la energía de fractura a tracción son analizados y discutidos. Finalmente en la sección 2.5 se muestra las conclusiones de la campaña experimental realizada sobre el adobe y mortero de Huaca de la Luna.

2.2 Materiales

Para la caracterización del adobe y mortero de Huaca de la Luna se obtuvo un total de 80 adobes y aproximadamente 250 kg de mortero provenientes de excavaciones correspondientes al área denominada Templo Nuevo. Estas excavaciones se vienen llevando a cabo en el complejo como parte del programa arqueológico del Proyecto Huaca de La Luna (PHLL) tal como se muestra en las Figuras 2.7a y 2.7b. Las muestras fueron colocadas en cajas de madera que luego fueron transportadas hasta el laboratorio de estructuras de la Pontificia Universidad Católica del Perú (PUCP) tal como se observa en las Figuras 2.7c y 2.7d. Los materiales recolectados sirvieron para realizar la caracterización física y mecánica de las unidades, mortero y sistema de mampostería.



Figura 2.7. Material usado para la caracterización del adobe, mortero y mampostería de Huaca de La Luna (a) proceso de obtención de adobes (b) proceso de obtención de mortero (c) colocación de adobes en cajas (d) cajas en el laboratorio PUCP (e) adobe típico y (f) mortero original.

Los adobes de Huaca de la Luna analizados presentaron una geometría irregular tal como se muestra en la Figura 2.7e. Para estudiar la variabilidad dimensional se realizó un proceso continuo de medida con cinta métrica en las 80 unidades de adobe obteniéndose así dimensiones promedio de los adobes de $320 \times 220 \times 120 \text{ mm}^3$. Tanto para el adobe como para el mortero se realizó la determinación de la densidad y del contenido de humedad siguiendo las recomendaciones dadas por las normas ASTM D7263 [35] y ASTM D4643 [36] respectivamente. Se analizaron 18 especímenes de adobe de dimensiones $110 \times 50 \times 45 \text{ mm}^3$ que fueron obtenidos mediante un proceso de corte manual (ya previendo los ensayos posteriores de caracterización mecánica) a partir de cuatro unidades de adobe seleccionadas al azar. Así mismo se analizaron 18 pedazos de mortero de Huaca (ver Figura 2.7f), cuyos volúmenes fueron obtenidos a partir de una reconstrucción fotogramétrica en 3D. En las Figuras 2.8a y 2.8c se muestra los rangos de valores de densidad y contenido de humedad obtenidos para las muestras de adobe y mortero analizadas. Se obtuvo una densidad promedio de 1750 Kg/m^3 y 1990 Kg/m^3 y un contenido de humedad del 1.8% y 3.7% para el adobe y mortero respectivamente. La Tabla 2.3 muestra la desviación estándar (SD), coeficiente de variación (CV) y los valores máximos y mínimos obtenidos del estudio de la dimensionalidad, densidad y contenido de humedad del adobe y mortero. El valor promedio de densidad del adobe se encuentran en el rango de $1800\text{-}1970 \text{ Kg/m}^3$ encontrado en [37] para adobes de Huaca de la Luna. El valor promedio del contenido de humedad obtenido para el adobe y mortero también se encuentra dentro de los rangos de 1.69-2.62% para el adobe y 1.46-4.52% para el mortero obtenidos en [37] para el adobe y mortero de Huaca. Por lo que se puede decir que estas propiedades no tienen fuerte variación en todo el complejo Para las muestras analizadas se concluye que el adobe es más liviano y seco que el mortero, además muestra menos variabilidad en sus propiedades de densidad y contenido de humedad.

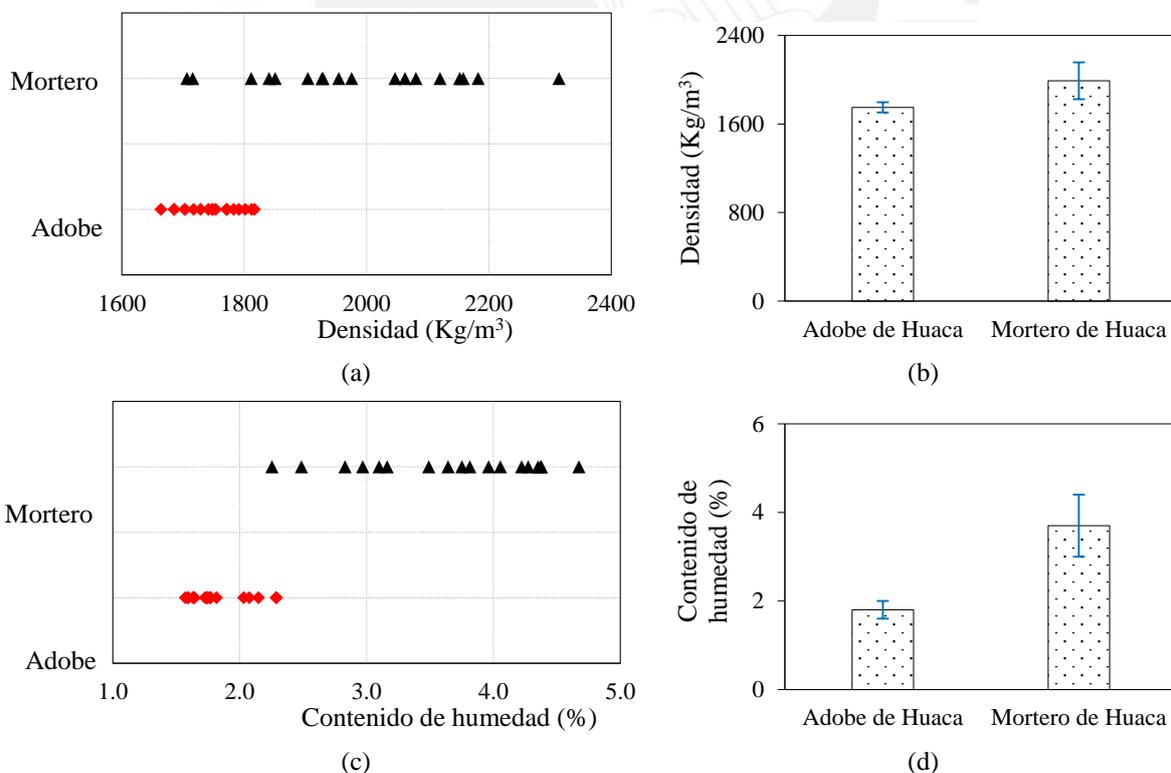


Figura 2.8. Muestras de adobe y mortero analizadas (a) rango de densidad (b) promedio de densidad (c) rango de contenido de humedad (d) promedio de contenido de humedad

Tabla 2.3. Resumen de estudios de dimensionalidad, densidad y contenido de humedad del adobe y mortero

		Dimensionalidad (mm)			Densidad (Kg/m ³)	Contenido de humedad (%)
		Largo	Ancho	Altura		
Adobe	Promedio	320	220	120	1750	1.8
	SD				46	0.2
	CV	5.2%	7.4%	11.9%	2.6%	13%
	Máximo	360	270	150	1820	2.3
	Mínimo	280	180	75	1660	1.6
Mortero	Promedio				1990	3.7
	SD				167	0.7
	CV				8.4%	20%
	Máximo				2310	4.7
	Mínimo				1700	2.3

Para determinar el tipo de suelo que conforman los adobes y mortero se realizaron ensayos de granulometría y límites de consistencia siguiendo las recomendaciones de las normas ASTM D422-63 [38] y ASTM D4318-10 [39]. Estos se llevaron a cabo usando para cada caso 850gr de suelo conformante de los especímenes de adobe y mortero que fueron ensayados a compresión. Se encontró que el suelo usado en los adobes está conformado por 75% de arenas y 25% de finos que no presentan plasticidad, lo que indicaría que se usó un suelo areno limoso SM [40] para la fabricación de los adobes de la zona conocida como Templo Nuevo. El suelo que conforma el mortero está compuesto por 39% de arenas y 61% de finos que presentan un límite líquido y plástico del 25% y 15% respectivamente, por lo que el mortero estaría conformado por un suelo arcilloso de baja plasticidad CL [40]. En la Figura 2.9 se muestra la curva granulométrica del suelo analizado así como las encontradas en [37] para el adobe y mortero de Huaca.

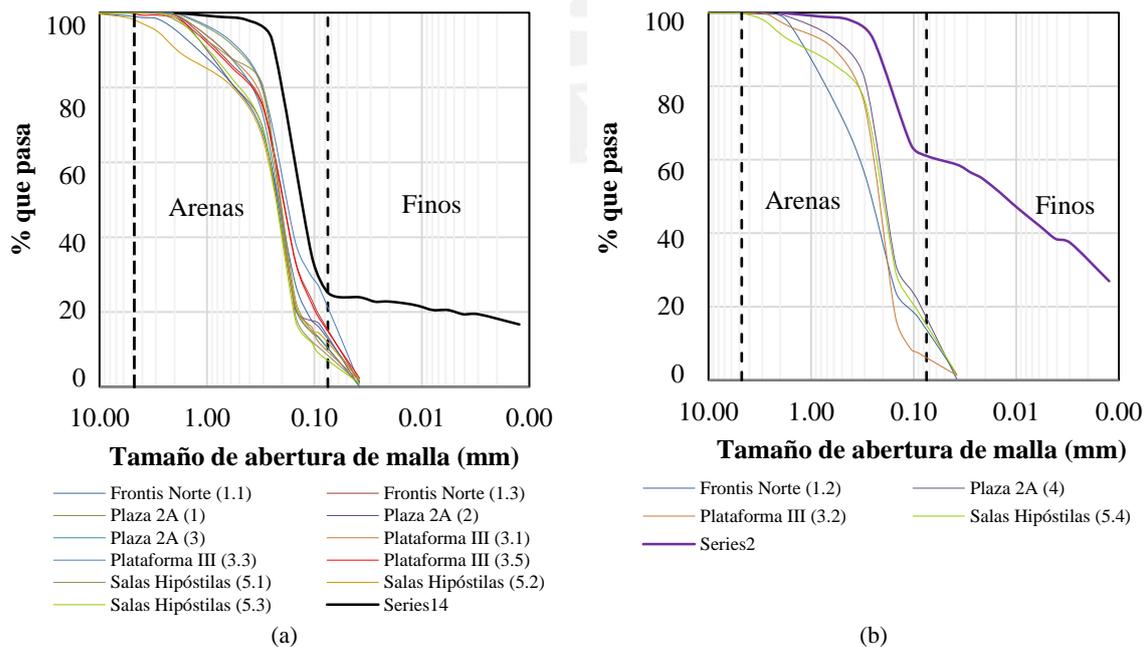


Figura 2.9. Curva granulométrica de materiales de Huaca según estudio propio y según [37] (a) adobe y (b) mortero.

De la Figura 2.9 se observa que el adobe analizado en este estudio y en [37] básicamente está formado por un material arenoso. Mientras que para el mortero en [37] se indica que tiene una granulometría parecida al de los adobes, para nuestro caso se halló que está formado por suelo arcilloso. Esta diferencia de suelo empleado como mortero tendrá influencia en las propiedades mecánicas de la mampostería de Huaca. Se sabe que la resistencia de la mampostería de adobe depende fuertemente del nivel de microagrietamiento del mortero debido a la contracción por secado, el cual depende de la cantidad de arcilla presente en el suelo [6].

2.3 Caracterización mecánica a compresión

2.3.1 Descripción de especímenes

Para la obtención de especímenes de adobe se utilizaron adobes de Huaca de la Luna que fueron cortados manualmente para obtener elementos prismáticos (ver Figuras 2.10a, 2.10b y 2.10c). Se pudo obtener un total de 27 especímenes de dimensiones promedio $45 \times 45 \times 110 \text{ mm}^3$, los cuales se lijaron para uniformizar y dar paralelismo a las caras que entrarían en contacto con el equipo de carga. Durante el proceso de elaboración se pudo observar en los adobes la presencia de componentes aislados como presencia de conchas marinas, partes de cerámicos y piedras, además de oquedades en su masa (ver Figura 2.10d).

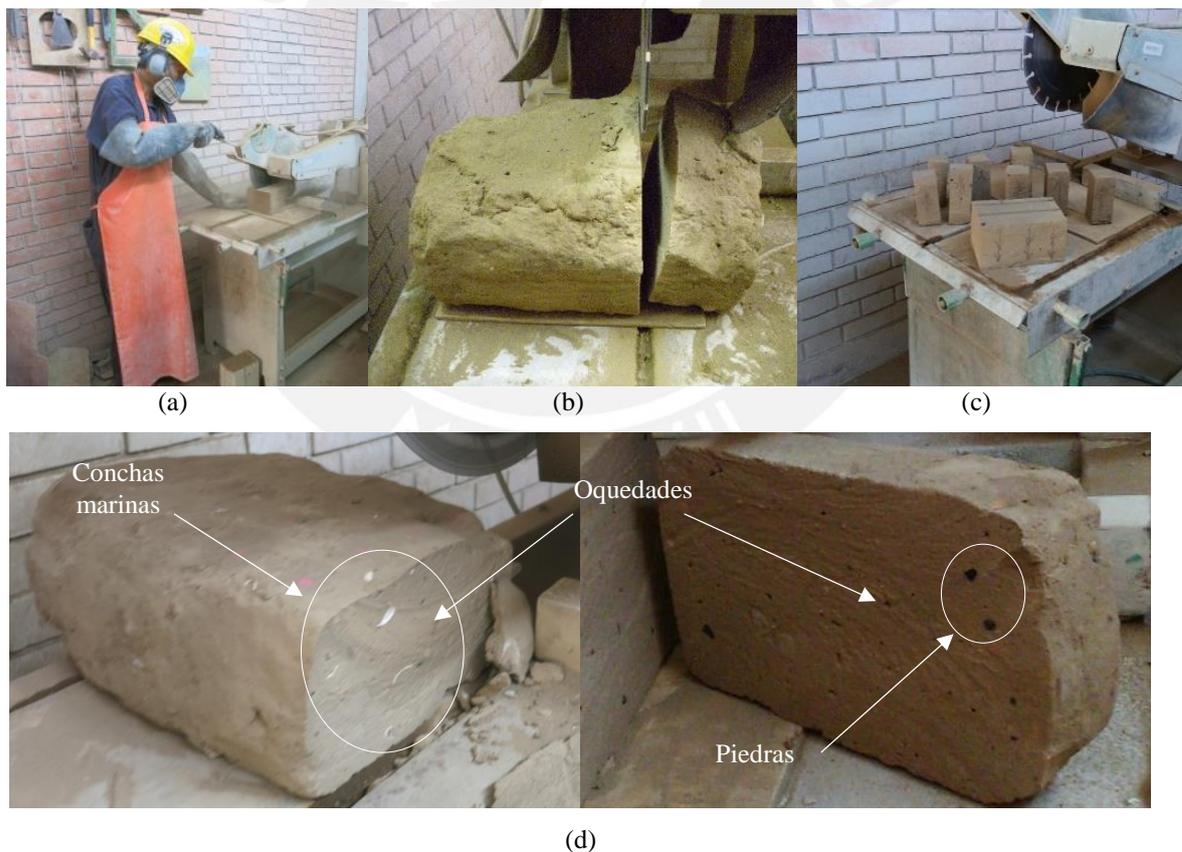


Figura 2.10. Proceso de obtención de especímenes de adobe (a) operación se corte (b) corte de la unidad de adobe y (c) especímenes de adobe (d) componentes adicionales encontrados en los adobes.

En cuanto a los especímenes de mortero, estos fueron elaborados con el material original de Huaca, para esto se mezcló terrones desmenuzados del mortero con agua para poder obtener una pasta trabajable que pueda colocarse en los moldes prismáticos preparados (ver Figura 2.11). Se elaboraron un total del 21 especímenes de dimensiones promedio $45 \times 45 \times 120 \text{ mm}^3$, los cuales tuvieron un tiempo de secado mínimo de 30 días antes de ser ensayados.

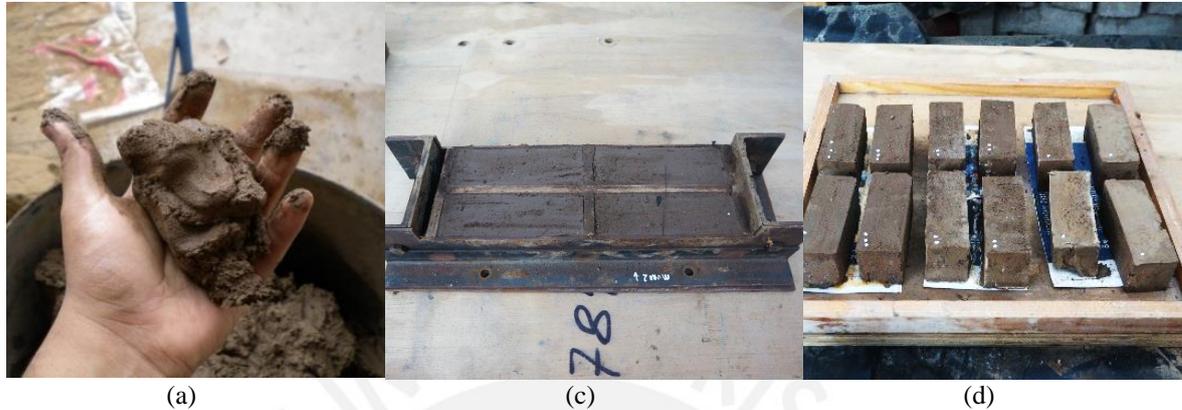


Figura 2.11. Proceso de elaboración de especímenes de mortero (a) pasta de barro (c) molde para elaboración y (d) especímenes elaborados.

Los especímenes sujetos a compresión presentaron una esbeltez cercana a 2.5. Este valor fue escogido con base en las recomendaciones de varios autores ([10], [15], [18] y [25]) y la norma ASTM C469 [41]. Estos investigadores recomiendan usar una esbeltez mínima de 2 para evitar la influencia de las condiciones de borde sobre la resistencia a compresión. Esta influencia es debido a esfuerzos triaxiales que se generan en las zonas de interacción entre el espécimen y el equipo de carga para esbelteces menores a 2. La diferencia de dimensiones con los especímenes de adobe se dio debido a la existencia de moldes ya fabricados y a la variabilidad de las dimensiones de los bloques de adobe de Huaca.

2.3.2 Descripción del equipo y procedimiento de ensayo

El equipo de carga y el sistema de control representan los mayores actores para realizar ensayos de compresión que permitan obtener curvas esfuerzo-deformación que describan el comportamiento antes (pre pico) y después (post pico) de llegar a la resistencia a compresión del espécimen ensayado [19]. Para la aplicación de la carga se utilizó una máquina universal Zwick/Roell Z050 que aplica la carga por medio de desplazamiento a una velocidad constante que puede variar entre 0.0005 y 600 mm/min con una precisión del 1% del valor de velocidad. La carga es registrada por medio de una celda de carga con capacidad de 50 kN y con una precisión en la medición de 1 N. La medida de la deformación de la placa de carga considera los efectos de interacción con el espécimen (medidas globales de deformación). La tasa de transmisión de datos del ensayo (carga y desplazamiento) a la PC puede llegar hasta 500 Hz. Para registrar las deformaciones locales (sin efectos de interacción entre el espécimen y la máquina de carga) que se producen en el espécimen durante el ensayo se utilizó una técnica de medida de la deformación no intrusiva óptica en 3D basada en la correlación digital de imágenes (DIC) implementado en el sistema ARAMIS 5M [42]. Este sistema analiza, calcula y documenta deformaciones. El espécimen se pinta de blanco para luego aplicar con spray un patrón aleatorio de puntos de color negro. La

primera imagen representa el estado no deformado del objeto luego durante la deformación del objeto imágenes adicionales son grabadas. Luego el sistema compara las imágenes digitales y calcula los desplazamientos que sufren componentes característicos el objeto (puntos de color negro). Sin embargo los cálculos están limitados a deformaciones que solo ocurren en la superficie de medición del objeto. ARAMIS 5M puede monitorear la deformación de un área máxima de $200 \times 170 \text{ mm}^2$ pudiendo medir un rango de deformaciones unitarias de 0.005-2000 % con una precisión del 0.005%, adquiriendo datos hasta en una frecuencia de 15 Hz. En la Figura 2.12 se muestra al equipo de carga y al sistema ARAMIS 5M usado.



Figura 2.12. Equipos utilizados durante los ensayos de compresión de especímenes de adobe y mortero (maquina universal Zwick/Roell Z050 y sistema ARAMIS 5M).

Para los ensayos sobre los especímenes de adobe y mortero la aplicación de la carga fue controlada por desplazamiento, puesto que en este tipo de material la aplicación de la carga controlada por fuerza produce una falla explosiva del espécimen que evita registrar la respuesta post pico [33]. La velocidad de aplicación de la carga fue de 0.5mm/min. Este valor fue tomado considerando las recomendaciones de otras investigaciones donde se usan velocidades entre 0.6-4.5mm/min sobre especímenes de adobe ([10], [14] y [25]) para evitar aplicar súbitamente cargas de compresión. La placa de carga utilizada tuvo libertad de giro para poder reacomodarse al entrar en contacto con el espécimen. La tasa de transmisión de datos del equipo de carga a la PC fue de 10 Hz. Las deformaciones locales de una de las caras de los especímenes fueron monitoreadas por el sistema DIC a una frecuencia de 4Hz. Para cada ensayo de compresión se obtuvo la deformación en cinco líneas de control (ver Figura 2.13a). Los datos adquiridos junto con los datos de esfuerzo fueron usados para generar cinco curvas esfuerzo-deformación unitaria (ver Figura 2.13b). Estas fueron promediadas para obtener una curva promedio esfuerzo-deformación unitaria que sirva para determinar los parámetros mecánicos a compresión de cada espécimen de adobe y mortero ensayado.

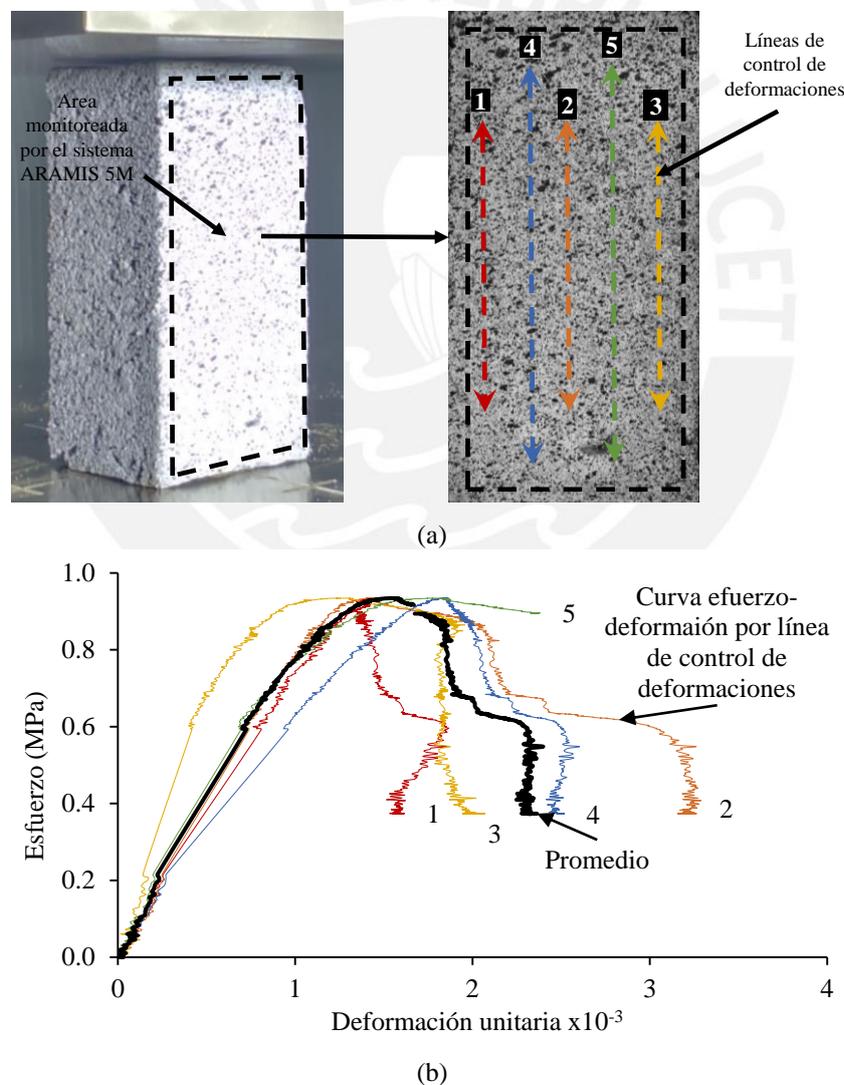


Figura 2.13. Esquema del monitoreo de deformaciones locales (a) área monitoreada por el sistema ARAMIS 5M y líneas de control de deformación monitoreadas (b) Curvas esfuerzo-deformación según línea de control de deformaciones.

2.3.3 Resultados y Análisis

Durante la ejecución de los ensayos se observó la forma de falla de los especímenes de adobe y mortero y mediante el uso del sistema DIC se pudo visualizar la evolución del agrietamiento. Además, a partir de la historia de carga y deformación obtenida de los ensayos de compresión se construyeron las curvas esfuerzo-deformación y se estimaron los valores de la resistencia a compresión, módulo de elasticidad, deformación unitaria al máximo esfuerzo, esfuerzo residual, máxima deformación inelástica y energía de fractura de los especímenes. La Figura 2.14 muestra las formas de falla típicas de los especímenes ensayados, tanto el adobe como el mortero mostraron patrones de falla parecidos. Ambos mostraron un patrón de corte diagonal, astillamiento y formación de cono o una combinación de ellos.

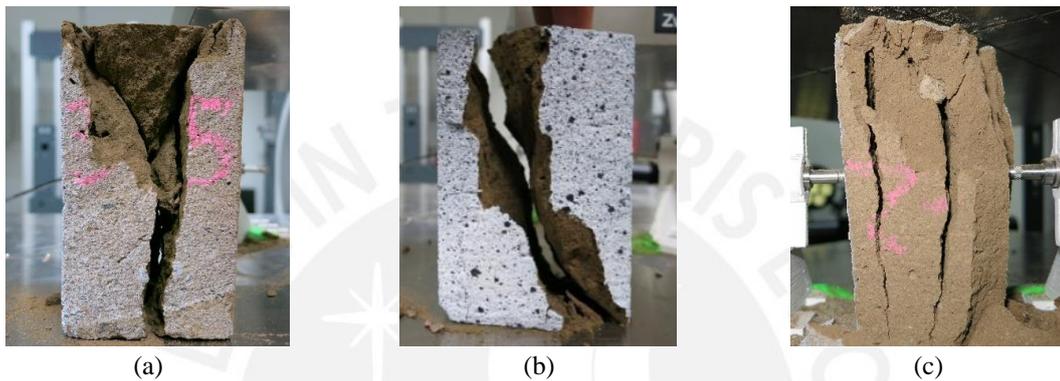


Figura 2.14. Formas de falla típica del adobe y mortero (a) formación de cono (b) corte diagonal y (c) astillamiento.

La diferencia de la forma de falla bajo cargas de compresión es atribuida al tamaño y forma de los especímenes y al efecto que ocasionan las placas de carga ([10], [43] y [44]). Para los especímenes ensayados la forma de falla probablemente se debió a los efectos que ocasionan las placas de carga, ya que el tamaño y forma fue similar en todos los casos. La interacción entre la placa de carga y el espécimen genera esfuerzos de fricción, la magnitud de estos esfuerzos decrecen a medida que se alejan de la zona de contacto [10]. Según [45] el grado de restricción de los extremos del espécimen controla la forma de falla (ver Figura 2.15). Cuando los especímenes tienen los extremos empotrados (alta fricción) exhiben dos bandas diagonales de daño (falla de cono). Los especímenes que tienen un extremo empotrado y uno libre de deslizarse (muy baja fricción) exhiben daño en una banda diagonal (falla de corte diagonal). Especímenes pequeños que tienen los dos extremos libres de deslizarse pueden presentar agrietamiento vertical.

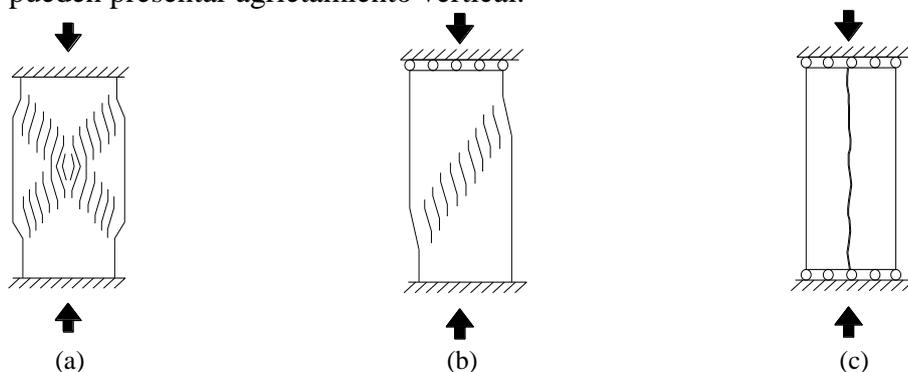


Figura 2.15. Formas de falla de especímenes a compresión (a) extremos empotrados (b) un extremo sin fricción (c) dos extremos sin fricción.

La evolución del agrietamiento observado durante los ensayos de compresión fue similar tanto para los especímenes de adobe como de mortero. En la Figura 2.16a se muestra la propagación de grietas en uno de los especímenes ensayados en términos de evolución de la deformación unitaria total (considerando deformaciones en las direcciones X, Y, Z). Estas deformaciones fueron proporcionadas por el sistema ARAMIS 5M. Los valores en corchetes son etapas particulares del ensayo, los valores en porcentaje corresponden al valor del esfuerzo registrado durante cada etapa dividido entre la resistencia a compresión y los valores en paréntesis corresponden al tiempo del ensayo relacionado a cada etapa analizada. En la Figura 2.16b se muestra la curva esfuerzo-deformación y las etapas mostradas en la Figura 2.7a. Las observaciones realizadas en cada etapa mostrada en la Figura 2.16 se exponen en la Tabla 2.4.

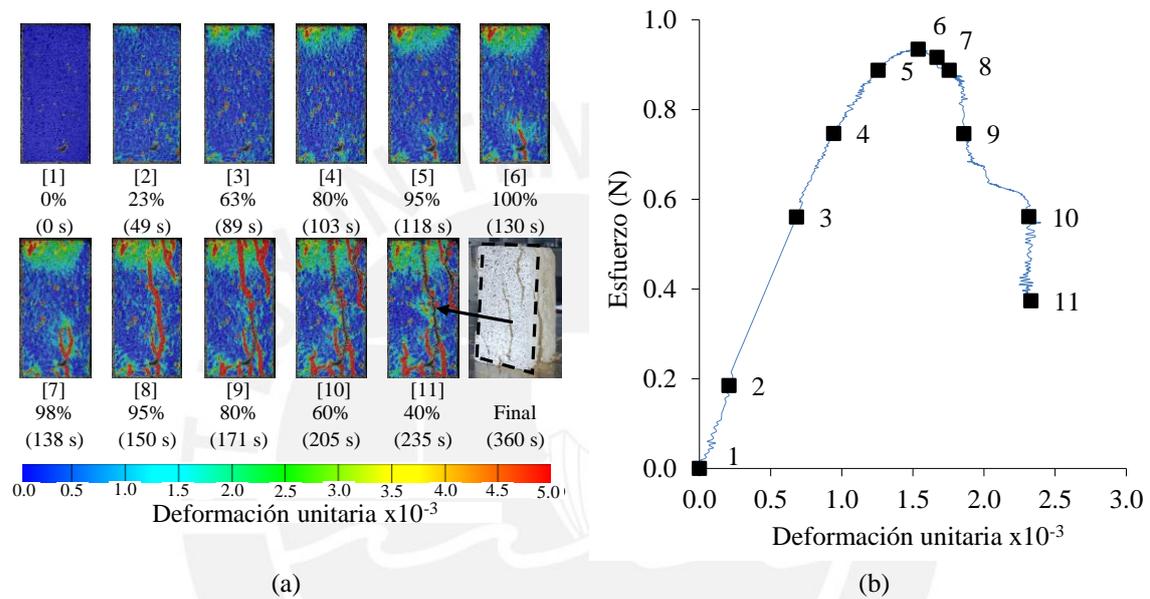


Figura 2.16. Evolución de deformaciones durante ensayos de compresión (a) Propagación de grietas y (b) ubicación de etapas en curva esfuerzo-deformación.

Tabla 2.4. Evolución del agrietamiento en espécimen de adobe

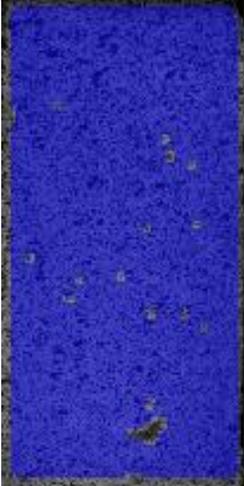
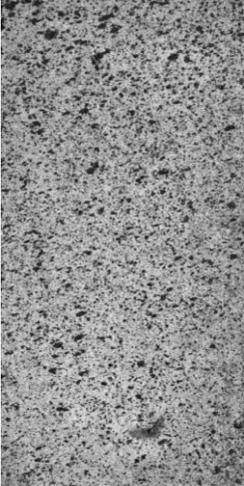
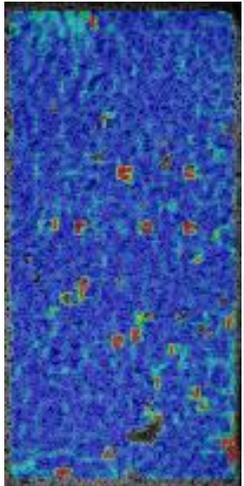
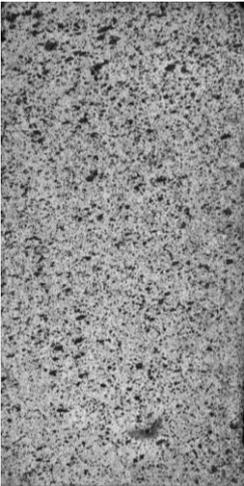
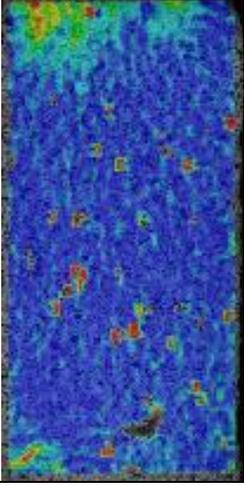
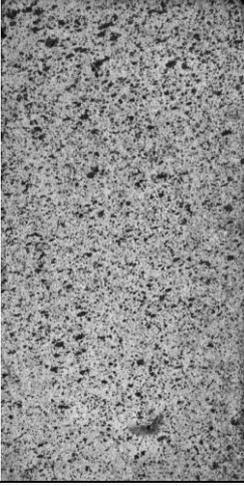
Aramis	Fotografía	Descripción
Estado 01		
		<p>Tiempo: 0 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 0% Deformación unitaria: 0</p> <p>Observación: Estado inicial del espécimen previo a la aplicación de la carga. El sistema DIC indica la ausencia de deformaciones (color azul). La fotografía de la zona monitoreada por el sistema DIC presenta un patrón aleatorio de puntos de color negro que serán usados para monitorear la deformación del espécimen.</p>
Estado 02		
		<p>Tiempo: 49 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 23% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 13% (0.2×10^{-3} mm/mm)</p> <p>Observación: Durante esta etapa las deformaciones son casi uniformes en todo el espécimen. Este comportamiento es característico cuando el material se encuentra en el rango de deformación elástica. Sin embargo, se puede percibir la formación de una zona de concentración de deformaciones en la parte superior izquierda. Los puntos rojos son producto del ruido de la imagen adquirida. Esta tendencia se observa hasta que el espécimen llega a un 60% de su resistencia a compresión. La fotografía muestra que la zona analizada está intacta.</p>
Estado 03		
		<p>Tiempo: 89 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 63% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 44% (0.68×10^{-3} mm/mm)</p> <p>Observación: En esta etapa se evidencia una concentración de deformaciones en la zona superior izquierda. Esto puede deberse a la variación de rigidez que presenta el espécimen en su estructura o a efectos de interacción entre la placa de carga y el espécimen (aparecen fuerzas de fricción que influyen en las deformaciones) [43]. Estas deformaciones podrían relacionarse como desarrollo de microagrietamiento localizado del espécimen. Cuando se observa la fotografía no se evidencia daño.</p>
 Deformación unitaria $\times 10^{-3}$		

Tabla 2.4. (continuación) Evolución del agrietamiento en espécimen de adobe

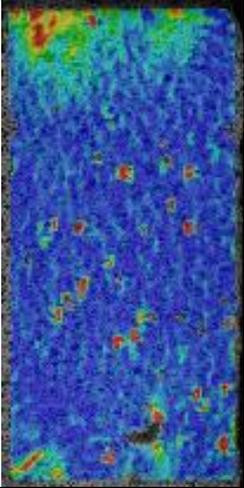
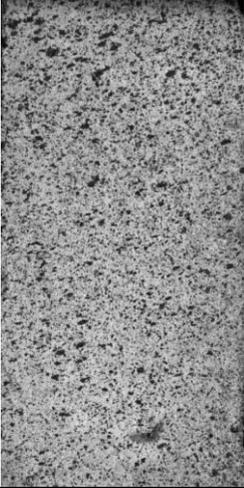
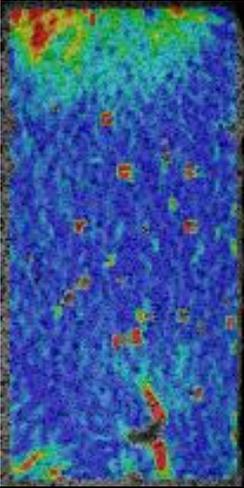
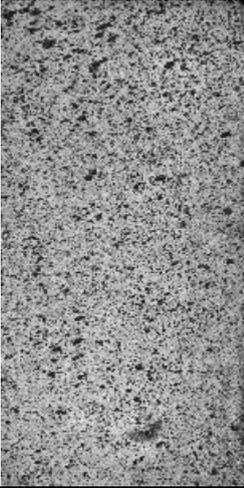
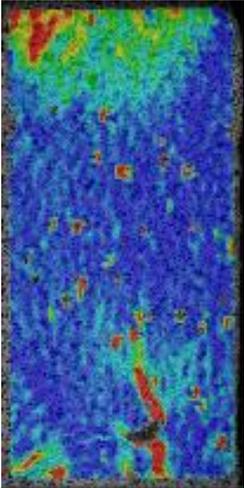
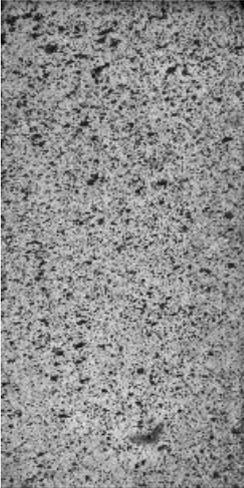
Estado 04		
Aramis	Fotografía	Descripción
		<p>Tiempo: 103 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 80% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 61% (0.94×10^{-3} mm/mm)</p> <p>Observación: En esta etapa se observa mecanismos que sugieren el inicio de la localización de las deformaciones (agrietamiento) en los extremos del espécimen. Se observa además deformaciones que revelan microagrietamiento en el espécimen (color verde). En la fotografía es difícil percibir el daño que se puede visualizar con el sistema DIC.</p>
Estado 05		
		<p>Tiempo: 118 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 95% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 82% (1.26×10^{-3} mm/mm)</p> <p>Observación: Se observa la formación de una grieta vertical (color rojo) que se desarrolla desde el extremo inferior del espécimen hacia el extremo superior. El agrietamiento en las esquinas no crece en longitud, lo que indicaría que el crecimiento de las grietas no se da en simultáneo. Es difícil percibir este agrietamiento en la fotografía del espécimen.</p>
Estado 06		
		<p>Tiempo: 130 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 100% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 100% (1.54×10^{-3} mm/mm)</p> <p>Observación: Cuando el espécimen alcanza su resistencia a compresión se observa que el agrietamiento crece en espesor. Las zonas que presentan deformaciones plásticas aumentan (color celeste). Aún es difícil percibir agrietamiento en la fotografía de la zona monitoreada.</p>



Tabla 2.4. (continuación) Evolución del agrietamiento en espécimen de adobe

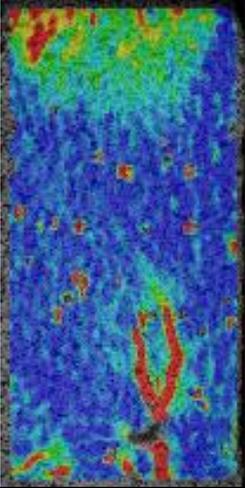
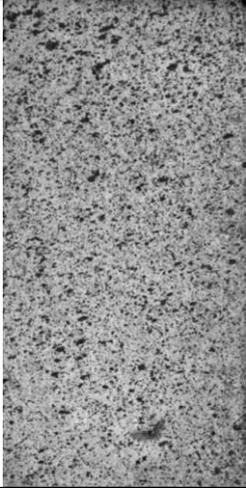
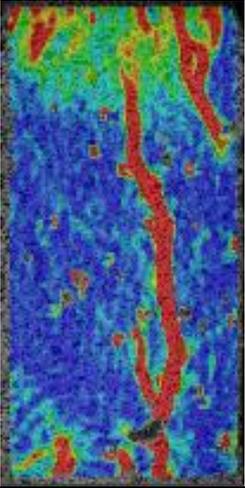
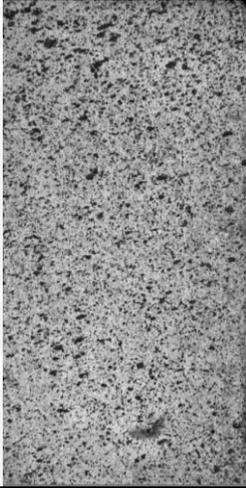
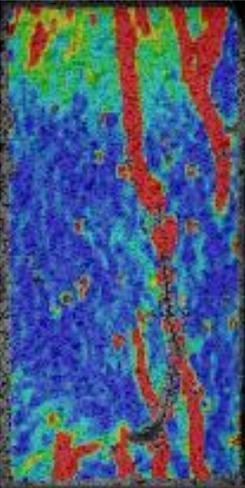
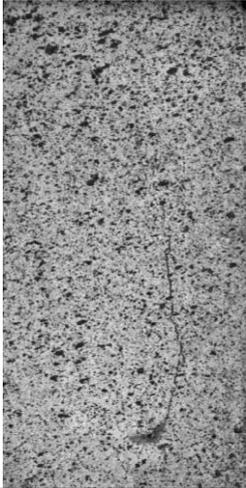
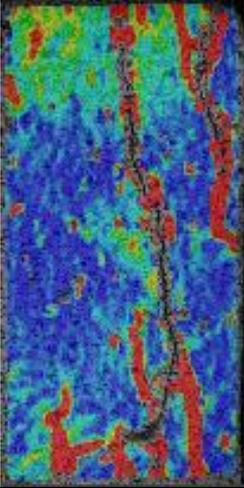
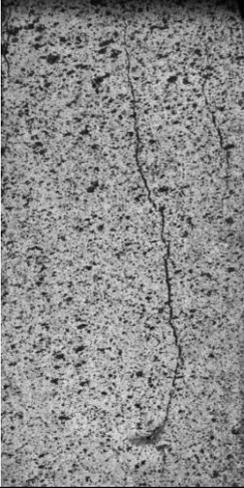
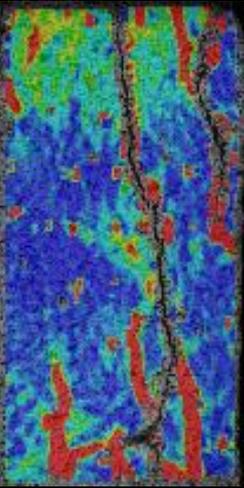
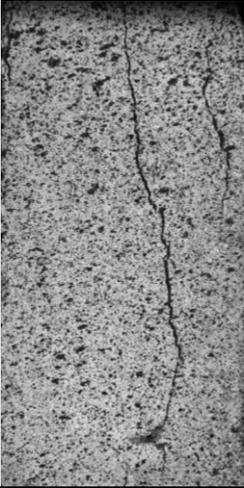
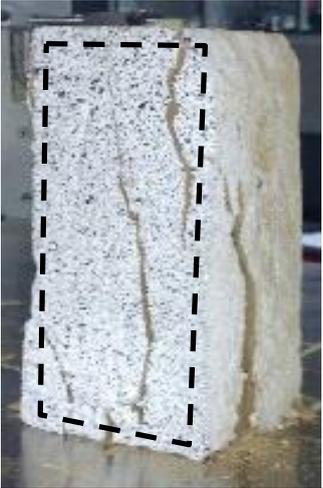
Estado 07		
Aramis	Fotografía	Descripción
		<p>Tiempo: 138 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 98% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 109%</p> <p>Observación: Después de alcanzar la resistencia a compresión el crecimiento de las grietas es rápido. En esta etapa se observa el desarrollo de un agrietamiento principal que va desde el extremo inferior al superior del espécimen. Es difícil percibir el agrietamiento a simple vista.</p>
Estado 08		
		<p>Tiempo: 150 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 95% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 114%</p> <p>Observación: Al llegar a esta etapa se desarrollan grietas adicionales, mientras que la grieta principal sigue creciendo en longitud y espesor. Se puede ver que cuando el daño se localiza aún se pueden encontrar zonas del espécimen en estado elástico. Ya se puede visualizar aunque difícilmente la formación de una grieta en la fotografía de la zona monitoreada.</p>
Estado 09		
		<p>Tiempo: 171 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 80% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 121%</p> <p>Observación: En esta etapa se observa que ya se definieron las zonas de localización del agrietamiento y no se visualiza nuevas grietas. El ancho de grietas va aumentando. En la fotografía es posible visualizar parcialmente la grieta principal que se desarrolla en el espécimen.</p>
		Deformación unitaria $\times 10^{-3}$

Tabla 2.4. (continuación) Evolución del agrietamiento en espécimen de adobe

Estado 10		
Aramis	Fotografía	Descripción
		<p>Tiempo: 205 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 60% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 151%</p> <p>Observación: Se observa que las grietas siguen creciendo en espesor, no se evidencia la formación de nuevas grietas. La fotografía muestra las grietas principales que se formaron.</p>
Estado 11		
		<p>Tiempo: 235 segundos Porcentaje de resistencia a compresión: 40% Porcentaje de deformación unitaria al pico de resistencia: 152%</p> <p>Observación: Hasta este nivel fue posible monitorear las deformaciones con el sistema ARAMIS. Se puede observar el ancho de grietas aumentó. Se puede identificar fácilmente las grietas principales en la fotografía.</p>
Estado Final		
		<p>Tiempo: 360 segundos</p> <p>Observación: Luego de llegar al 19% de la resistencia a compresión en la etapa de degradación se observa que las deformaciones aumentan bajo el mismo esfuerzo. Este esfuerzo es conocido como el esfuerzo residual a compresión e indica el colapso del espécimen. Luego de alcanzar la resistencia a compresión se observó que mientras el proceso de localización del agrietamiento toma lugar el resto de las regiones del espécimen permanecen en estado elástico o muestran microagrietamiento. Esto indicaría que la disipación de energía se llevaría a cabo en las zonas agrietadas.</p>
		Deformación unitaria $\times 10^{-3}$

Para graficar las curvas esfuerzo-deformación se utilizaron los datos de la historia de carga y deformaciones. En las Figuras 2.17 y 2.18 se muestran las curvas que caracterizan al adobe y mortero respectivamente en términos de resistencia y deformabilidad. En la Figura 2.17a y 2.17c se muestran las curvas esfuerzo-deformación considerando deformaciones globales y locales respectivamente de los especímenes de adobe ensayados. Estas curvas fueron normalizadas al máximo esfuerzo de compresión (eje vertical) y deformación al pico de esfuerzo (eje horizontal) con el propósito de mostrar el comportamiento en común de los especímenes de adobe ensayados y se muestran en las Figuras 2.17b y 2.17d para el caso en el que se consideran deformaciones globales y locales respectivamente. Curvas similares se muestran para el mortero en las Figuras 2.18a, 2.18b, 2.18c y 2.18d.

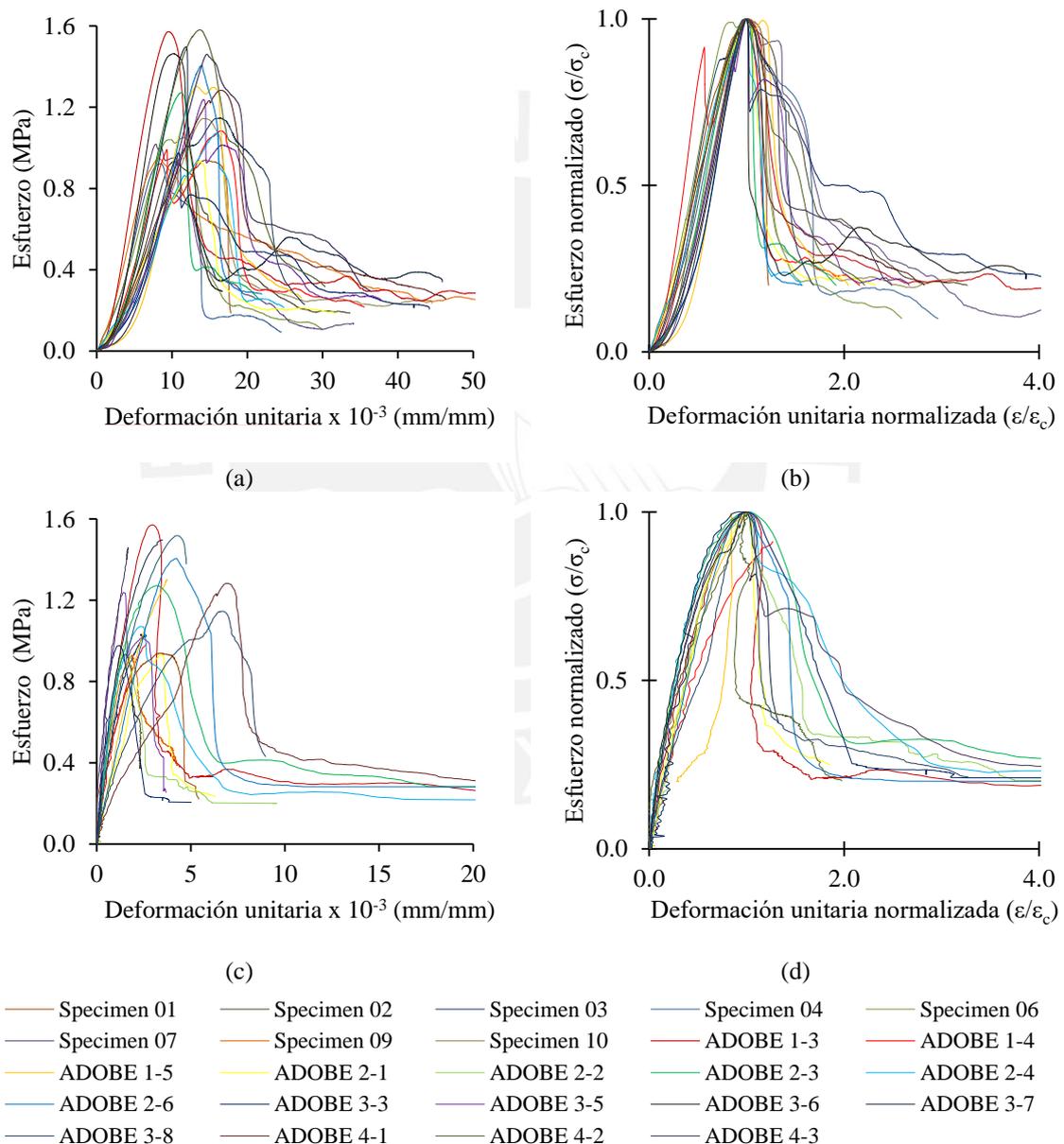


Figura 2.17. Representación del comportamiento del adobe mediante curvas (a) esfuerzo-deformación global (b) esfuerzo-deformación global normalizada (c) esfuerzo-deformación local y (d) esfuerzo-deformación local normalizada.

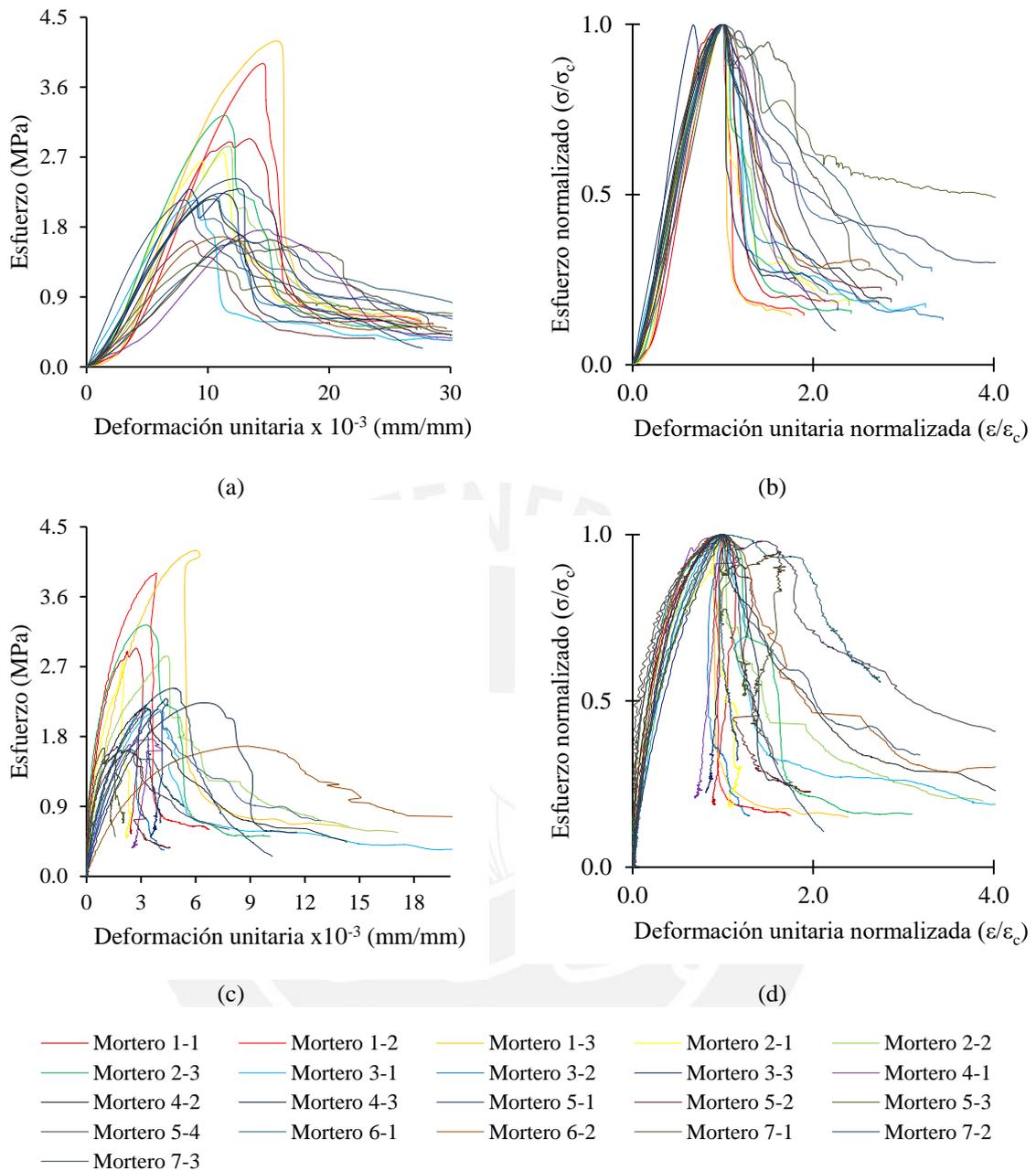


Figura 2.18. Representación del comportamiento del mortero mediante curvas (a) esfuerzo-deformación global (b) esfuerzo-deformación global normalizada (c) esfuerzo-deformación local y (d) esfuerzo-deformación local normalizada.

De las curvas esfuerzo-deformación del adobe y mortero podemos observar que la diferencia entre aquellas que fueron generadas considerando deformaciones globales y aquellas que usaron deformaciones locales se da en términos de deformación. Las curvas globales presentan mayores deformaciones unitarias puesto que en estas se consideran deformaciones adicionales que ocurren en los dispositivos del ensayo y en la zona de interacción del espécimen con el equipo de ensayo [25] (ver Figuras 2.19a y 2.19b).

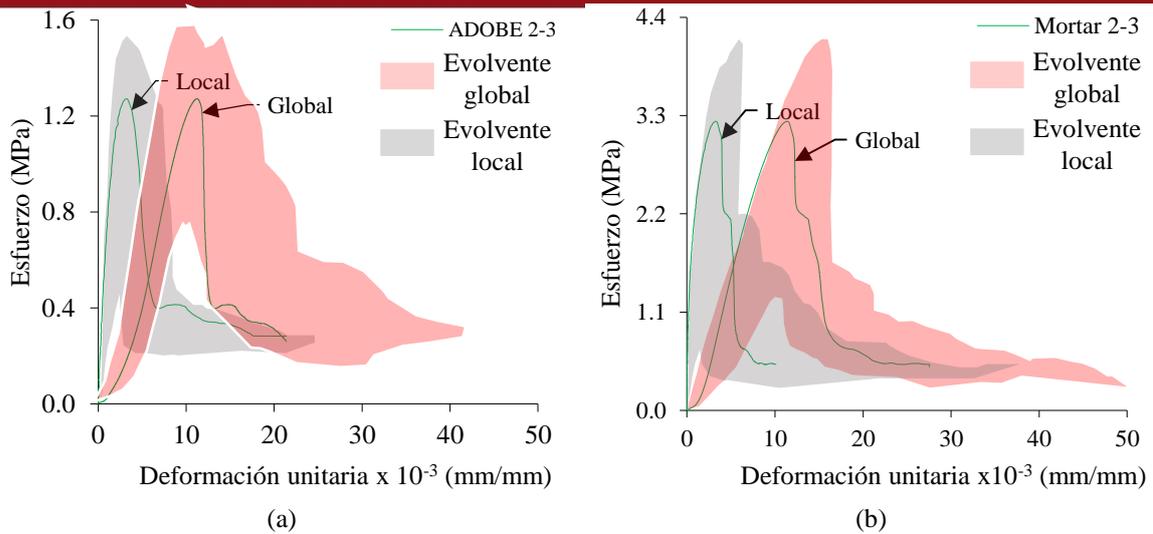


Figura 2.19. Curvas esfuerzo-deformación usando deformaciones locales y globales (a) adobe (b) mortero.

Las curvas normalizadas permiten observar el comportamiento del material mediante la relación general que existe entre el esfuerzo y la deformación ([10], [18]). En la zona que precede el máximo esfuerzo a compresión se observa que las curvas que consideran deformaciones locales muestran un comportamiento inicial más rígido que cuando se usan deformaciones globales (ver Figuras 2.20a y 2.20b).

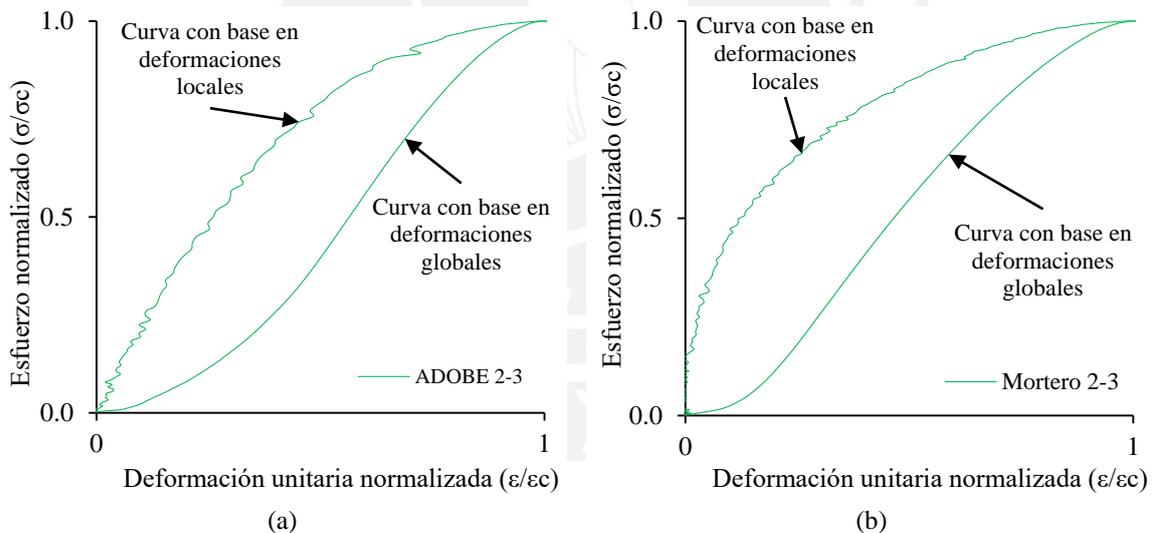


Figura 2.20. Curvas esfuerzo-deformación normalizadas usando deformaciones locales y globales (a) adobe (b) mortero

Luego de alcanzar la resistencia a compresión se puede observar tres tipos de comportamiento: degradación gradual de la resistencia, degradación súbita de la resistencia y degradación catastrófica de la resistencia. La primera se da cuando la pendiente de la curva post pico es negativa, la segunda se da cuando la pendiente es infinita (vertical), mientras que la tercera se da cuando la pendiente se vuelve positiva [32]. En las curvas globales se registra una degradación gradual o súbita de la resistencia a compresión, mientras que en el caso de las curvas locales se observan los tres tipos de comportamiento (ver Figuras 2.21a-e). Esta observación evidencia que el comportamiento bajo compresión expresado mediante

curvas esfuerzo-deformación depende de la forma de medición de las deformaciones, además de la forma de aplicación de la carga.

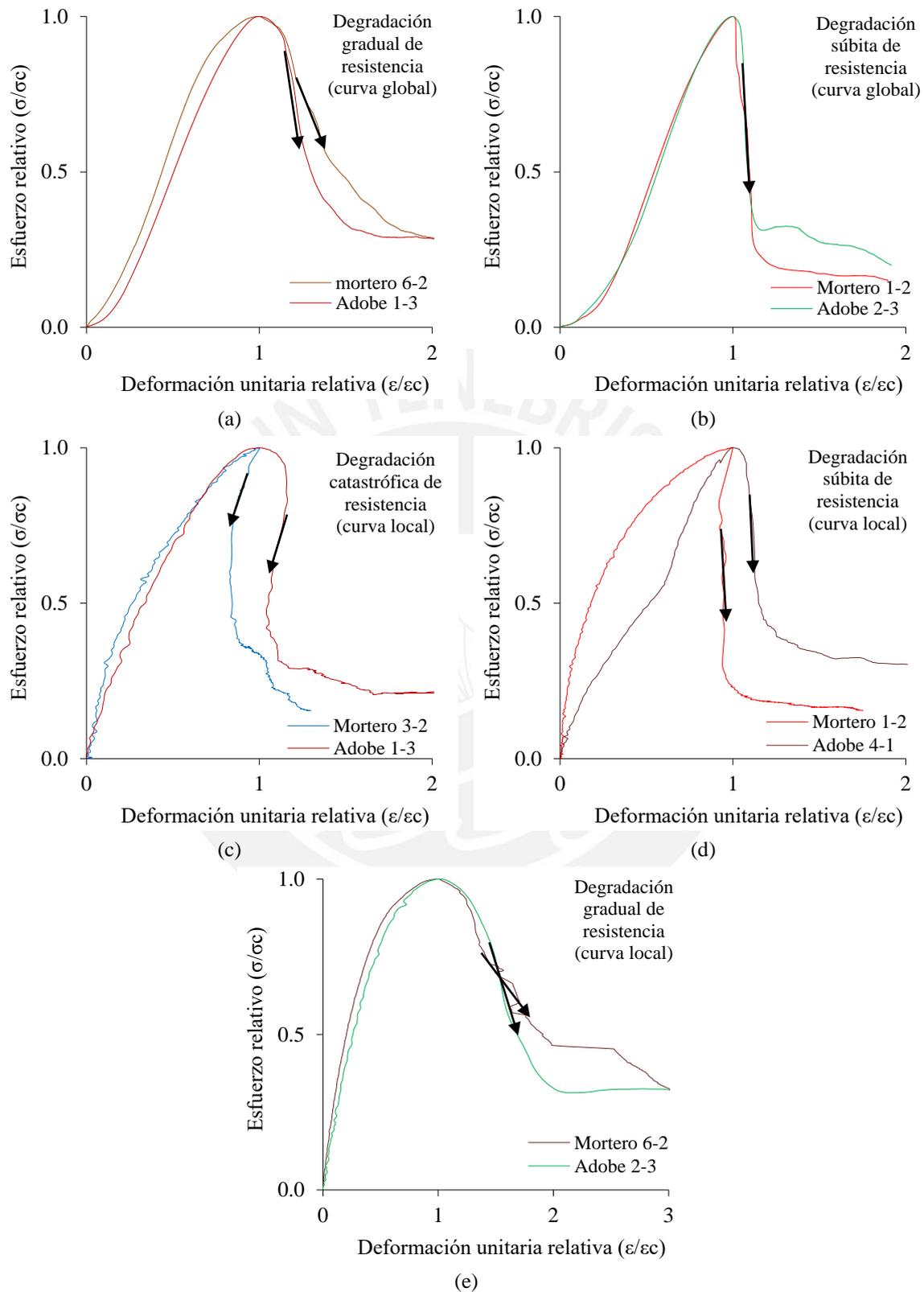


Figura 2.21. Formas de degradación de la resistencia a compresión (a) y (b) degradación gradual y súbita observadas en curvas que utilizan deformaciones globales (c), (d) y (e) degradación catastrófica, súbita y gradual observadas en curvas que utilizan deformaciones locales.

La resistencia a la compresión σ_c se obtuvo dividiendo la máxima carga registrada durante el ensayo entre el área de la sección transversal del espécimen. El módulo de elasticidad se calculó usando las deformaciones de la placa de carga (deformaciones globales) y las dadas por el sistema DIC (deformaciones locales) y aplicando distintos criterios. Cuando se consideran las deformaciones globales el valor del módulo de elasticidad (E_{global}) se calcula aplicando el criterio dado en [46]. Según este criterio E_{global} corresponde a la pendiente de la recta que une los puntos de la curva esfuerzo-deformación correspondientes al 30% y 60% de la resistencia a compresión. Cuando se consideran las deformaciones locales se obtiene el valor del módulo de elasticidad aplicando los criterios dados en la normas UNE-EN 1052-1 [47] ($E_{local 1}$) y ASTM E111-04 [48] ($E_{local 2}$). La norma UNE-EN 1052-1 [47] estima el valor del módulo de elasticidad como la pendiente de la recta que une los puntos de la curva esfuerzo-deformación correspondientes al inicio y a 1/3 de la resistencia a compresión. Por su parte, la norma ASTM E111-04 [48] estima el valor del módulo de elasticidad como la pendiente del tramo que sigue una tendencia lineal en la curva esfuerzo-deformación. La deformación unitaria correspondiente al máximo esfuerzo de compresión se reporta con base en la medición de deformaciones locales ($\epsilon_c local$) y globales ($\epsilon_c global$). El esfuerzo residual σ_r se definió como aquel esfuerzo para el cual se considera que el material colapsó luego de alcanzar la máxima resistencia y se caracteriza por mantenerse constante ante el incremento de deformación, este fenómeno se observa en la parte post pico final de la curva esfuerzo-deformación. Para su estimación se utilizaron los datos de carga y deformación suministrados por la máquina universal. La Figura 2.22a muestra los parámetros mencionados anteriormente.

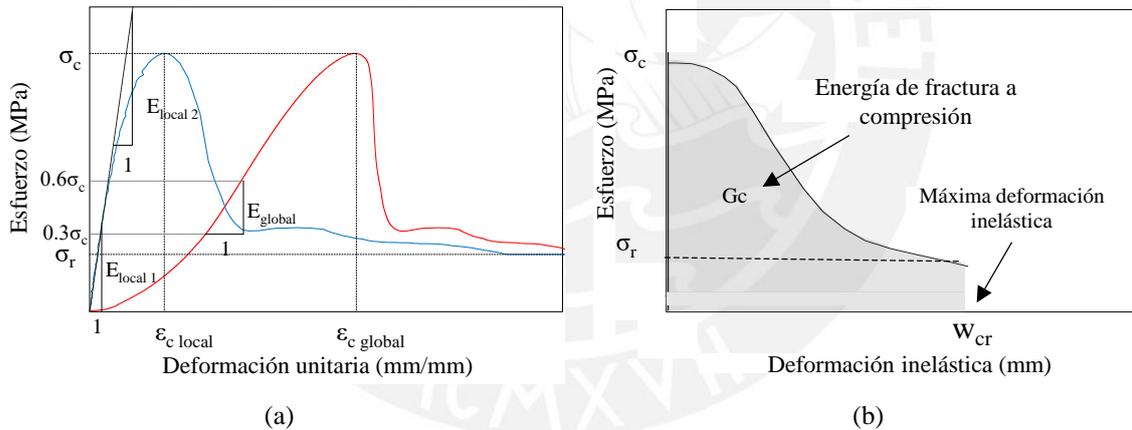


Figura 2.22. Parámetros mecánicos obtenidos de los ensayos de compresión en especímenes de adobe y mortero (a) usando curvas esfuerzo-deformación local y global (b) curva esfuerzo-deformación inelástica y definición de energía de fractura a compresión.

Las deformaciones inelásticas (δ_{inel}) fueron definidas asumiendo un modelo localizado de distribución del daño lineal [34], estas deformaciones son calculadas utilizando las curvas esfuerzo-deformación a partir del esfuerzo pico hasta el esfuerzo residual, para nuestro caso el valor de δ_{inel} fue calculado según (2.1).

$$\delta_{inel} = \left[\epsilon_p - \epsilon_c + \left(\frac{\sigma_c - \sigma_p}{E} \right) \right] L_z \dots \dots \dots (2.1)$$

Donde ϵ_p es la deformación unitaria correspondiente al punto para el que se desea hallar la deformación inelástica, ϵ_c es la deformación unitaria al pico de resistencia, σ_c es la

resistencia a compresión, σ_p es el esfuerzo correspondiente a ϵ_p , E es el módulo de elasticidad que fue considerado como el promedio de $E_{local 1}$ y $E_{local 2}$ y L_z es la longitud de la línea de control para el que se calculó la deformación unitaria. La energía de fractura G_c se obtuvo como el área bajo la curva esfuerzo-deformación inelástica desde el esfuerzo máximo hasta el esfuerzo residual tal como se indica en [34] (ver Figura 2.22b). Las Figuras 2.23a y 2.23b muestran las curvas esfuerzo normalizado-deformación inelástica. Se puede observar que independientemente de la resistencia a compresión existe una tendencia en la evolución de la deformación inelástica, la misma que es exponencial e independiente de la geometría del espécimen, tal como se observa en el concreto y materiales quasi-frágiles ([34] y [32]).

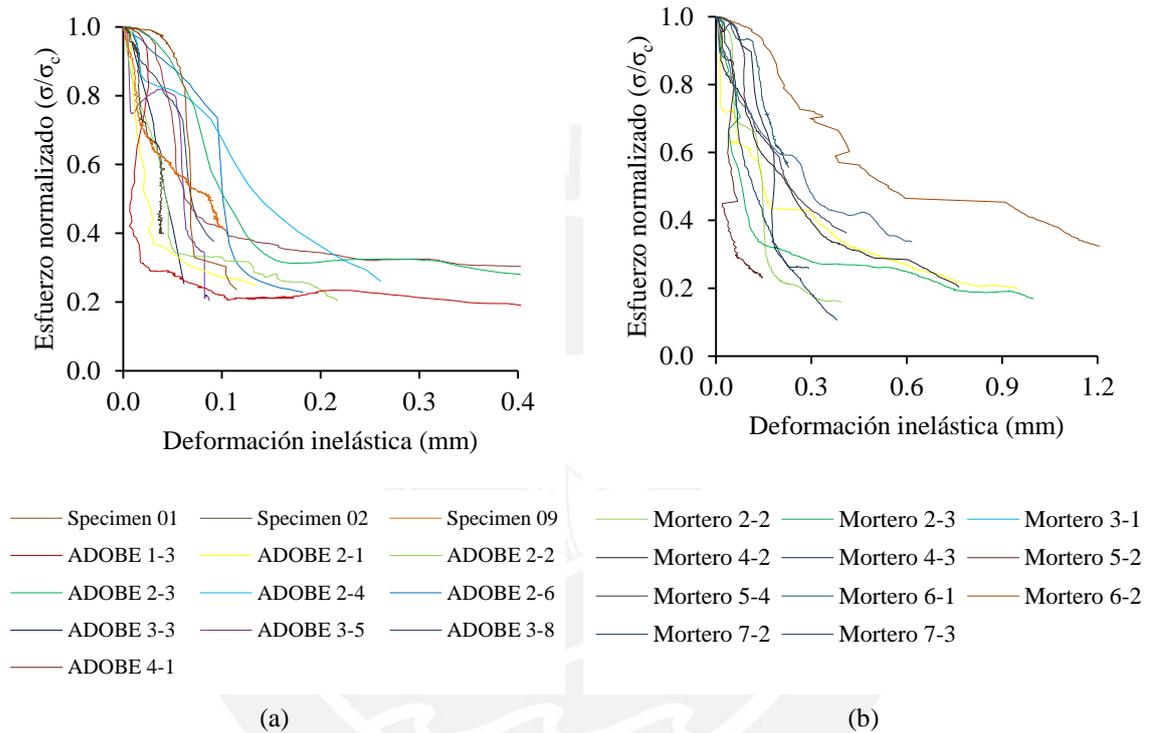


Figura 2.23. Curvas esfuerzo normalizado-deformación inelástica (a) adobe (b) mortero.

En las Tablas 2.5 y 2.6 se muestran los resultados de los parámetros mecánicos hallados para el adobe y mortero de Huaca de la Luna respectivamente. Se observa que en algunos ensayos no se pudieron identificar todos los parámetros mecánicos mencionados. Esto se debió a que el sistema DIC no pudo registrar las deformaciones, por lo que parámetros mecánicos que dependen de estos datos no pudieron ser calculados. Para obtener una estadística robusta que cuantifique la dispersión estadística de los datos obtenidos se utilizó el criterio del rango intercuartil como un estimador par la identificación de los valores atípicos. El rango intercuartil (IQR) fue obtenido como la diferencia entre el tercer (Q3) y primer intercuartil (Q1), los valores atípicos fueron los valores más bajos que $Q1-1.5IQR$ y más altos que $Q3+1.5IQR$. Los datos obtenidos durante los ensayos fueron sujetos a este criterio antes de proponer valores promedio, máximos y mínimos de los parámetros mecánicos del adobe y mortero.

Tabla 2.5. Resumen de propiedades para el adobe

Código	Número	Dimensiones mm ³	σ_c MPa	σ_r σ_c	$\epsilon_{c\ local}$ mm/m	$\epsilon_{c\ global}$ mm/m	w_{cr} mm	$E_{local\ 1}$ MPa	$E_{local\ 2}$ MPa	E_{global} MPa	G_c N/mm
adobe 1-3	1	42x45x99	1.57	19%	2.97	9.55	0.40	915	823	233	0.163
adobe 1-4	2	44x47x95	1.08	22%	2.10	16.46	-	697	611	138	-
adobe 1-5	3	44x46x98	1.30	20%	3.74	13.29	-	453	469	178	-
adobe 2-1	4	50x50x102	0.93	22%	3.40	13.65	0.13	398	359	83	0.049
adobe 2-2	5	46x49x109	1.00	20%	1.64	8.98	0.22	857	770	147	0.084
adobe 2-3	6	48x49x109	1.27	22%	3.16	11.28	0.69	860	843	176	0.327
adobe 2-4	7	42x49x108	1.07	23%	2.36	15.86	0.37	958	752	102	0.189
adobe 2-6	8	39x47x109	1.41	20%	4.26	13.97	0.35	433	393	166	0.205
adobe 3-3	9	46x48x112	0.98	23%	1.23	10.90	0.11	1299	812	142	0.053
adobe 3-5	10	46x50x110	1.24	22%	1.43	14.20	0.09	1399	1363	118	0.072
adobe 3-6	11	46x48x110	1.46	20%	-	10.19	-	-	-	235	-
adobe 3-7	12	46x46x111	1.50	23%	3.50	11.87	-	1009	997	175	-
adobe 3-8	13	46x47x85	1.15	20%	6.76	16.38	0.09	356	349	116	0.077
adobe 4-1	14	50x65x109	1.28	21%	6.89	16.42	0.95	216	257	96	0.406
adobe 4-2	15	49x63x109	1.58	20%	4.66	13.73	1.79	871	780	180	1.326
adobe 4-3	16	49x64x110	1.46	20%	1.65	14.63	-	1782	933	142	-
adobe 4-4	17	49x65x110	1.52	20%	4.31	14.11	-	684	681	163	-
espécimen 01	18	47x46x110	0.94	23%	3.46	14.54	0.11	1340	335	91	0.074
espécimen 02	19	46x50x104	0.93	20%	1.54	10.31	0.04	888	830	125	0.029
espécimen 03	20	46x48x115	1.04	20%	2.36	11.33	-	697	634	144	-
espécimen 04	21	46x46x111	0.92	18%	-	8.28	-	-	-	149	-
espécimen 05	22	46x49x106	0.74	20%	-	-	-	-	-	-	-
espécimen 06	23	47x50x105	1.05	15%	-	9.59	-	-	-	136	-
espécimen 07	24	47x46x121	1.02	13%	-	7.91	-	-	-	182	-
espécimen 08	25	41x39x73	0.75	29%	-	-	-	-	-	-	-
espécimen 09	26	40x41x60	0.93	18%	1.89	8.23	0.10	888	940	151	0.057
espécimen 10	27	39x39x72	1.14	21%	-	14.08	-	-	-	105	-
		promedio	1.16	0.21	3.16	12.40	0.30	801	697	147	0.137
		desviación estándar	0.25	0.01	1.63	2.76	0.27	333	276	40	0.117
		coeficiente de variación	21%	7%	51%	22%	91%	42%	40%	27%	85%
		Máximo	1.58	29%	6.89	16.46	0.95	1399	1363	238	0.406
		Mínimo	0.74	13%	1.23	7.91	0.09	216	257	83	0.029

σ_c : resistencia a compresión; σ_r : esfuerzo residual; $\epsilon_{c\ local/global}$: deformación unitaria al pico de esfuerzo usando deformaciones locales/globales; w_{cr} : máxima deformación inelástica; $E_{local/global}$: módulo de elasticidad considerando deformaciones locales/globales; G_c : energía de fractura a compresión.

Tabla 2.6. Resumen de propiedades para el mortero

Código	Número	Dimensiones mm ³	σ_c MPa	σ_r σ_c	ϵ_c local mm/m	ϵ_c global mm/m	w_{cr} mm	$E_{local 1}$ MPa	$E_{local 2}$ MPa	E_{global} MPa	G_c N/mm
mortero 1-1	1	44x45x119	2.94	20%	2.71	13.41	-	3296	3994	414	-
mortero 1-2	2	42x45x122	3.90	18%	3.79	14.53	-	3817	4955	411	-
mortero 1-3	3	44x46x123	4.19	17%	6.05	15.65	-	1657	1618	454	-
mortero 2-1	4	44x45x121	2.76	19%	2.06	11.31	-	3018	2469	381	-
mortero 2-2	5	43x44x120	2.84	20%	4.41	11.71	0.95	2373	2641	332	0.969
mortero 2-3	6	44x45x122	3.24	16%	3.26	11.38	0.39	7617	5872	405	0.528
mortero 3-1	7	42x46x118	2.15	17%	3.96	8.90	1.00	1073	924	293	0.634
mortero 3-2	8	45x46x110	2.21	16%	3.29	10.51	-	1590	1853	279	-
mortero 3-3	9	43x45x124	2.29	28%	4.34	12.62	-	936	900	361	-
mortero 4-1	10	45x47x109	1.77	20%	3.63	14.98	-	1109	1084	181	-
mortero 4-2	11	45x46x122	2.16	20%	3.36	10.47	0.76	2704	2588	291	0.698
mortero 4-3	12	44x45x121	2.23	26%	6.54	11.18	0.29	783	819	293	0.415
mortero 5-1	13	46x45x118	2.15	12%	3.50	8.06	-	1599	1172	357	-
mortero 5-2	14	45x45x123	1.62	23%	2.34	8.62	0.15	5960	5310	277	0.113
mortero 5-3	15	43x45x111	1.34	29%	1.62	8.96	-	1895	1889	179	-
mortero 5-4	16	43x45x122	1.67	19%	1.66	12.93	0.41	10593	3758	153	0.416
mortero 6-1	17	43x46x117	1.62	26%	1.95	12.72	0.23	2241	2637	165	0.307
mortero 6-2	18	41x46x122	1.68	29%	8.86	11.30	1.42	538	525	232	1.274
mortero 7-1	19	42x46x117	1.65	25%	0.99	11.76	-	11283	8143	156	-
mortero 7-2	20	42x46x122	2.42	10%	4.82	12.32	0.38	1381	1362	276	0.382
mortero 7-3	21	44x46x120	2.12	28%	4.05	9.49	0.62	1192	1192	265	0.704
		promedio	2.33	21%	3.42	11.56	0.60	1835	2378	293	0.517
		desviación estándar	0.75	0.05	1.44	2.09	0.39	940	1605	92	0.294
		coeficiente de variación	32%	26%	42%	18%	66%	51%	68%	32%	47%
		Máximo	4.19	29%	6.54	15.65	1.42	3817	5872	454	0.969
		Mínimo	1.34	10%	0.99	8.06	0.15	538	525	153	0.113

σ_c : resistencia a compresión; σ_r : esfuerzo residual; $\epsilon_{c local/global}$: deformación unitaria al pico de esfuerzo usando deformaciones locales/globales; w_{cr} : máxima deformación inelástica; $E_{local/global}$: módulo de elasticidad considerando deformaciones locales/globales; G_c : energía de fractura a compresión.

La resistencia a compresión promedio de los especímenes de adobe analizados (pertenecientes a la zona conocida como Templo Nuevo) fue de 1.16MPa. Este valor es similar al reportado en [37] para adobes del Frontis Norte de Huaca, para los cuales se indica una resistencia promedio de 1.15MPa. Sin embargo difiere con la resistencia a compresión promedio de 0.63 MPa para adobes de Huaca obtenido promediando la resistencia de adobes pertenecientes a diferentes sectores. Esto indicaría que existe heterogeneidad en cuanto a la resistencia a compresión de los adobes que conforman Huaca de la Luna, por lo que se podría esperar diferente comportamiento mecánico de la mampostería según zonas. Las Figuras 2.24a y 2.24b muestran la resistencia obtenida en este estudio y en [37] para adobes de Huaca y la ubicación en el complejo de los adobes analizados. El adobe de Huaca se encuentra dentro del rango de 0.20-1.65MPa encontrado para especímenes de adobe histórico ([18], [19], [21], [9], [22] y [25]).

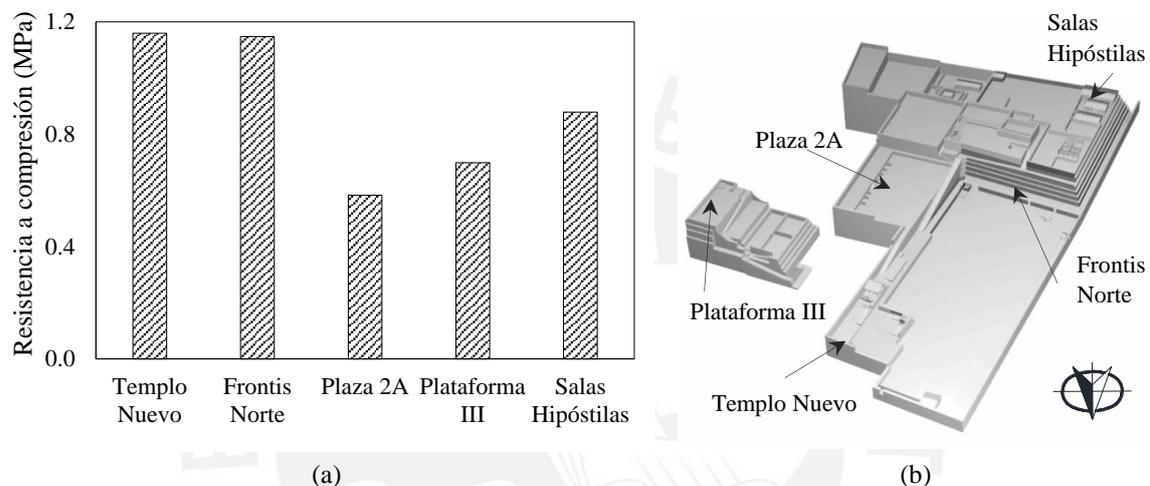


Figura 2.24. Resistencia a compresión del adobe de Huaca (a) resistencia según ubicación (b) zonas analizadas (adaptado de [49]).

Para el mortero se observa que la resistencia a compresión promedio fue de 2.33MPa. El valor hallado es similar a los obtenidos en [20] y [19], en los cuales se reportan valores promedio de 4.4 y 2.67MPa respectivamente. Los valores hallados corresponden a morteros fabricados con material original y no corresponde a la condición original de los mismos. Sin embargo, como se indica en [19], estos valores pueden ser usados como indicador para situaciones de rehabilitación y conservación donde nuevos morteros son usados. La Figura 2.25a muestra la variación de la resistencia a compresión del adobe y mortero. Se observa que en general la resistencia a compresión del mortero es mayor que la del adobe. Esto se debería principalmente a que los suelos con contenido alto de arcilla generalmente tienen alta resistencia a compresión [6]. En el caso de las muestras analizadas el mortero tiene mayor cantidad de arcilla que el adobe. Se observa además, que la variabilidad del parámetro de resistencia a compresión del mortero es mayor que del adobe. Se tiene un coeficiente de variabilidad (CV) de 21% y 32% para el adobe y mortero respectivamente, lo que podría deberse al proceso de fabricación de los especímenes. Los especímenes de adobe fueron extraídos de adobes mientras que los de mortero fueron elaborados en moldes pequeños por lo que el efecto de la compactación en el último caso es mayor y variable. Para el adobe y mortero se tiene que en promedio el esfuerzo residual a compresión es el 21% del valor de la resistencia a compresión. Este valor es semejante al indicado en [32] para materiales cuasi-frágiles (20% de la resistencia a compresión). La Figura 2.25b muestra la variación de este

parámetro. Al igual que en la resistencia a compresión el mortero presenta mayor variabilidad que el adobe (CV del 7% y 26% respectivamente).

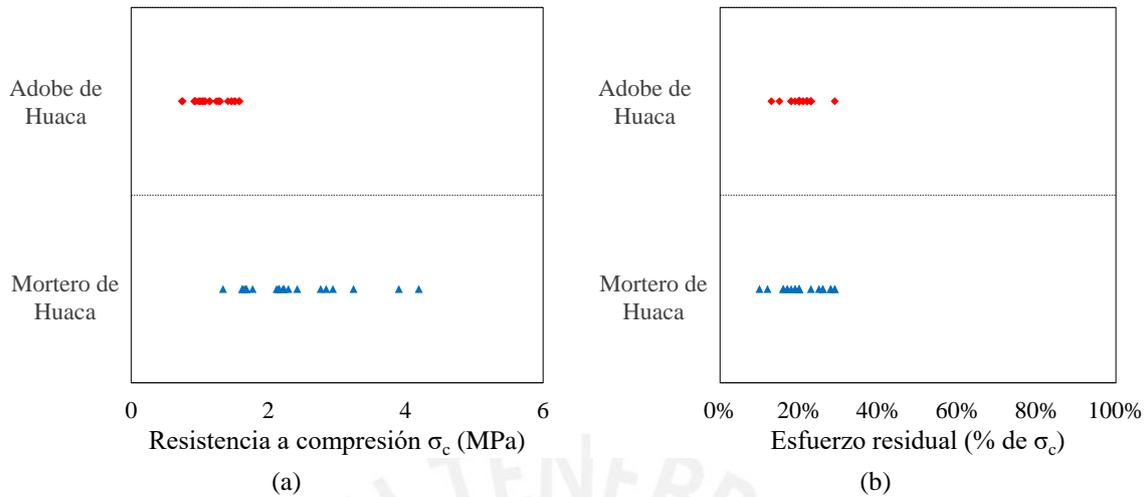


Figura 2.25. Variación de parámetros mecánicos a compresión del adobe y mortero (a) resistencia a compresión (b) esfuerzo residual

La deformación al pico de resistencia ϵ_c depende del sistema de medición de deformaciones. Cuando se consideran las deformaciones globales (desplazamiento de la placa de carga) se incluyen los efectos que se producen en las zonas de interacción entre el espécimen y la máquina de carga ([10] y [25]). Esto genera una sobreestimación de la deformación. Sin embargo estos efectos no están presentes cuando se miden deformaciones locales (deformaciones de puntos pertenecientes a la superficie del espécimen), las cuales se pueden considerar representativas del material. La Figura 2.26a muestra el rango de variación de la relación $\epsilon_{c \text{ global}}/\epsilon_{c \text{ local}}$ para el adobe y mortero que en promedio es de 5 y 3.6 respectivamente. La Figura 2.26b muestra el rango de $\epsilon_{c \text{ local}}$ para materiales como el concreto, roca granítica y adobe encontrados en [50], [33], [19] y [25] junto con el rango encontrado en el presente estudio para adobe y mortero de Huaca. Con base en estos valores se puede decir que la deformación al pico de esfuerzo de materiales cuasi-frágiles es del mismo orden.

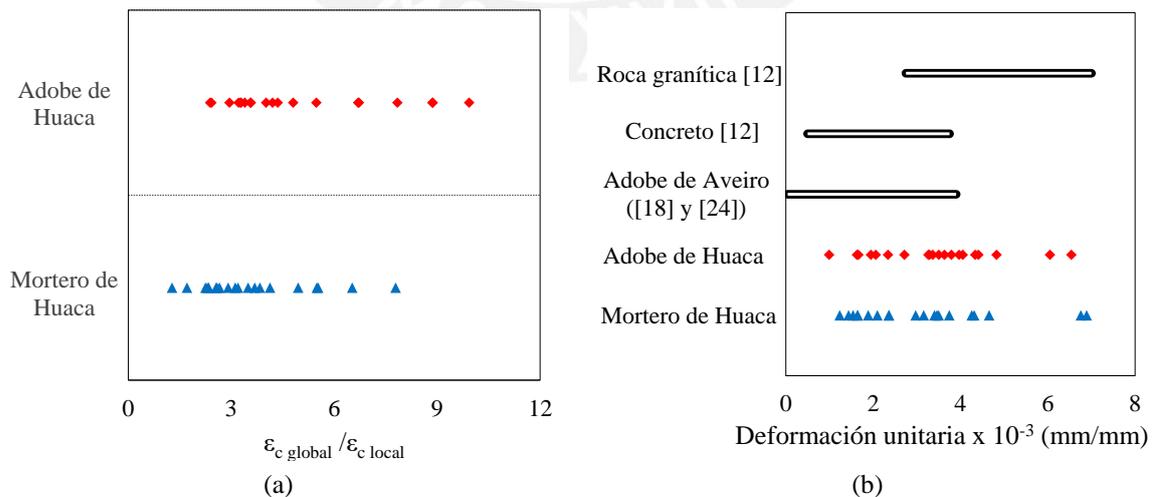


Figura 2.26. Deformación unitaria al piso de esfuerzo (a) relación entre $\epsilon_{c \text{ global}}/\epsilon_{c \text{ local}}$ para el adobe y mortero (b) $\epsilon_{c \text{ local}}$ para materiales de Huaca y cuasi-frágiles típicos.

El valor promedio del módulo de elasticidad E_{global} para el adobe y mortero fue de 147MPa y 293MPa respectivamente. La Figura 2.27a muestra la variación de este parámetro, que como se observa es mayor en el caso del mortero. Los valores hallados se encuentran dentro del rango de 15-448MPa observado para adobes históricos ([18], [9], [22], y [24]). Esto muestra que los valores hallados son coherentes con los valores reportados en otras investigaciones. La obtención de E_{global} fue con base en las deformaciones globales, por lo que se espera que sus valores sean subestimados y no propios del material. El módulo de elasticidad, además de depender de la forma de medición de las deformaciones, depende del criterio asumido para su cálculo. La Figura 2.27b muestra la variación del valor de $E_{local 1}$ y $E_{local 2}$ que fueron obtenidos con base en las deformaciones locales y aplicando distintos criterios de cálculo. Se observa que $E_{local 1}$ y $E_{local 2}$ arrojan distintos valores para el módulo de elasticidad tanto para el adobe como para el mortero. Para el adobe los valores promedio de $E_{local 1}$ y $E_{local 2}$ fueron de 801MPa y 697MPa, mientras que para el mortero fueron de 1835MPa y 2378MPa respectivamente. Estos valores son coherentes con el rango de 617-1764MPa encontrados en [19]. Si bien $E_{local 1}$ y $E_{local 2}$ no están afectados por los efectos de interacción entre la placa de carga y el espécimen se observa que tienen mayor dispersión en sus valores que E_{global} . Esto podría deberse a que los especímenes de adobe y mortero cuentan con diferentes zonas de rigidez que hacen que las deformaciones sean diferentes ante un mismo nivel de esfuerzo, tal como se observa en especímenes de concreto [43] y mampostería [51] sujetos a compresión.

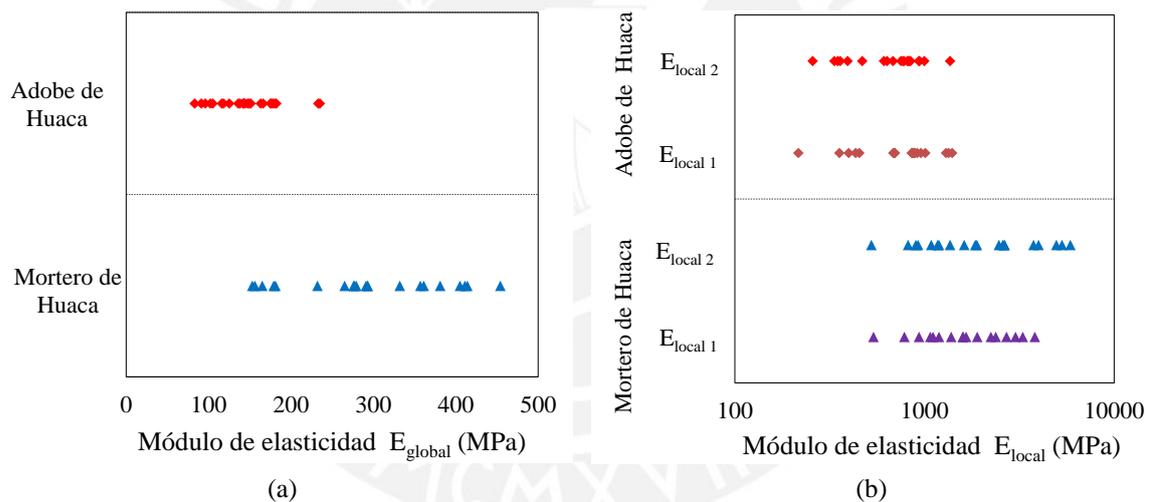


Figura 2.27. Variación del módulo de elasticidad en especímenes de adobe y mortero (a) E_{global} (b) $E_{local 1}$ y $E_{local 2}$.

El valor promedio de la relación $E_{local 1}/E_{global}$ y $E_{local 2}/E_{global}$ para el adobe fue de 4.5 y 4.6, mientras que para el mortero fue de 6.3 y 8.2 respectivamente. La Figura 2.28a muestra el rango de variación del valor de estas relaciones. Se observa que en todos los casos los valores del módulo de elasticidad considerando deformaciones locales son mayores que cuando se consideran las deformaciones globales. Esto muestra la necesidad de realizar mediciones de la deformación local para obtener valores reales del módulo de elasticidad del material. Se suele relacionar el módulo de elasticidad con la resistencia a compresión mediante la relación $E=\alpha \sigma_c$ para obtener una estimación rápida de este parámetro. Para el caso del adobe y mortero de Huaca se tiene un valor promedio de α de 703 y 781 para $E_{local 1}$ y de 590 y 1052 para $E_{local 2}$. La Figura 2.28b muestra la variación de α , de donde se puede observar que hay una mayor variación de este factor para el mortero.

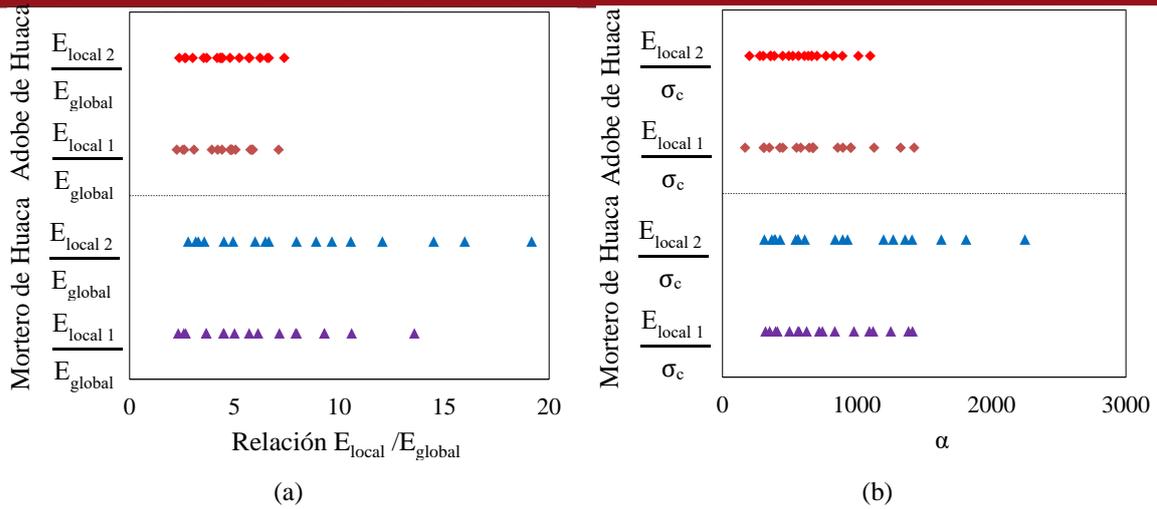


Figura 2.28. Relación de parámetros para el adobe y mortero (a) $E_{local\ 1}/E_{global}$ (b) $\alpha=E/\sigma_c$.

La energía de fractura a compresión promedio obtenida para el adobe y mortero fue de 0.137N/mm y 0.517N/mm respectivamente. La Figura 2.29a muestra el rango de variación de este parámetro. Se encontró más variabilidad en los valores del adobe (CV del 85%) que del mortero (CV del 47%). Esta dispersión se debe a la variabilidad encontrada para la máxima deformación inelástica w_{cr} que para el caso del adobe tiene un CV del 91% mientras que para el mortero tiene un CV del 66%. Según [43] las deformaciones inelásticas están influenciadas por el efecto del grado de restricción a la rotación de la placa de carga. Para nuestro caso la placa de carga tuvo un extremo rotulado que pudo haber influenciado en la distribución del esfuerzo y por ende en las deformaciones. La máxima deformación inelástica promedio hallada para el adobe y mortero fue de 0.30mm y 0.60mm respectivamente. Los valores promedio hallados indicarían que el adobe y mortero presentan un comportamiento más parecido a los concretos de alta resistencia donde se observan deformaciones inelásticas menores a 1 mm [34]. La energía de fractura a compresión promedio y su coeficiente de variación es comparable al valor promedio de 1.282N/mm (con un CV del 41%) obtenido en [19] para especímenes de adobe. En [52] se define al índice de ductilidad a compresión $d_{u,c}$ como la relación de la energía de fractura y la resistencia a compresión. La Figura 2.29b muestra la variación de esta relación para el adobe y el mortero. Se tiene un valor promedio de $d_{u,c}$ igual a 0.114mm y a 0.231mm para el adobe y mortero respectivamente. Estos valores son cercanos al valor de $d_{u,c}$ 0.33mm sugerido para concretos de alta resistencia [52].

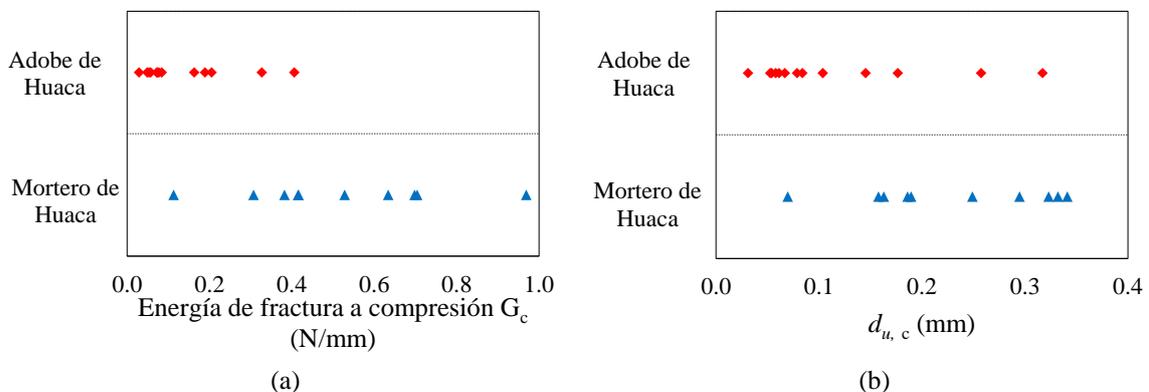


Figura 2.29. Parámetro post pico encontrado para el adobe y mortero de Huaca (a) Energía de fractura a compresión (b) índice de ductilidad a compresión

2.4 Caracterización mecánica a flexión y compresión diametral

2.4.1 Descripción de especímenes

Para la caracterización a flexión por medio del ensayo de flexión en tres puntos se prepararon 12 especímenes de adobe y 10 de mortero con los mismos procedimientos que para los ensayos de compresión. Los especímenes de adobe tuvieron dimensiones promedio de su sección transversal de 43mm de base y 44mm de peralte y una luz libre de 110, 140 y 160mm, por lo que presentaron relaciones luz/peralte de 2.5 a 3.8. Los especímenes de mortero presentaron una sección transversal promedio de 43mm de base y 47mm de peralte y una luz libre de 100 y 240mm, por lo que su relación luz/peralte fue de 2.4 y 4.8. Estos valores de relaciones luz/peralte fueron escogidos tomando como referencia los criterios usados por otros investigadores, quienes usaron en sus investigaciones valores de relaciones luz/peralte de 1.38 a 4.18 para caracterizar a flexión el adobe ([18], [25], [11] y [12]).

Para los ensayos de compresión diametral se elaboraron 9 especímenes con material del adobe original y 20 con mortero original de Huaca con los mismos procedimientos utilizados en los ensayos de flexión del mortero (triturado, mezclado con agua, moldeado y secado). La sección transversal de dichos especímenes fue cilíndrica de 34mm de diámetro con un largo promedio de 96mm para los especímenes de adobe y de 74mm para los de mortero. La relaciones largo/diámetro (L/D) de 2.8 y 2.2 usados para el adobe y mortero respectivamente fueron escogidas considerando investigaciones realizadas sobre este tipo de ensayo en adobe, además de recomendaciones técnicas generadas para el concreto. Los especímenes usados para caracterizar el adobe de Aveiro usaron relaciones L/D de 0.60-2 ([18], [22] y [24]), por otro lado la norma RILEM “CPC 6 Tension by splitting of concrete specimens” estipula una relación mínima L/D de 2 para ensayos de compresión diametral sobre cilindros de concreto [53]. La Figura 2.30 muestra los especímenes que fueron ensayados tanto a flexión en tres puntos como a compresión diametral.



Figura 2.30. Especímenes para ensayos de flexión y compresión diametral de adobe y mortero.

2.4.2 Equipo y procedimiento de ensayo

Los ensayos de flexión en tres puntos y compresión diametral fueron controlados por desplazamiento. Para la aplicación de la carga se utilizó una máquina universal Zwick/Roell Z050. Al igual que en los ensayos de compresión esta máquina registró las deformaciones verticales de la placa de carga (deformaciones globales) y permitió la rotación al dispositivo de carga para que se diera el reacomodo en la zona de contacto con el espécimen. Para

registrar las deformaciones locales del espécimen durante el ensayo se utilizó el sistema DIC ARAMIS 5M. En los ensayos de flexión de tres puntos se utilizaron estos dos equipos tal como se muestra en la Figura 2.31a, mientras que en los de compresión diametral solo se utilizó el primero (ver figura 2.31c). Con los datos proporcionados por el sistema DIC se monitoreó la deformación vertical de tres puntos del espécimen (ver Figura 2.31b) para contrastar con las mediciones de la máquina universal.

La velocidad de aplicación de la carga para los ensayos de flexión en tres puntos y compresión diametral fue de 0.25mm/min. Esta se determinó tomando como referencia los trabajos realizados por otros investigadores y considerando las características de los equipos disponibles en laboratorio. En efecto investigaciones de la respuesta a flexión del adobe usan velocidades entre 0.60-5mm/min ([8], [14], [24] y [25]) con el objetivo de evitar aplicar cargas súbitamente, para el caso de compresión diametral aplican velocidades entre 1-2mm/min ([24] y [25]).

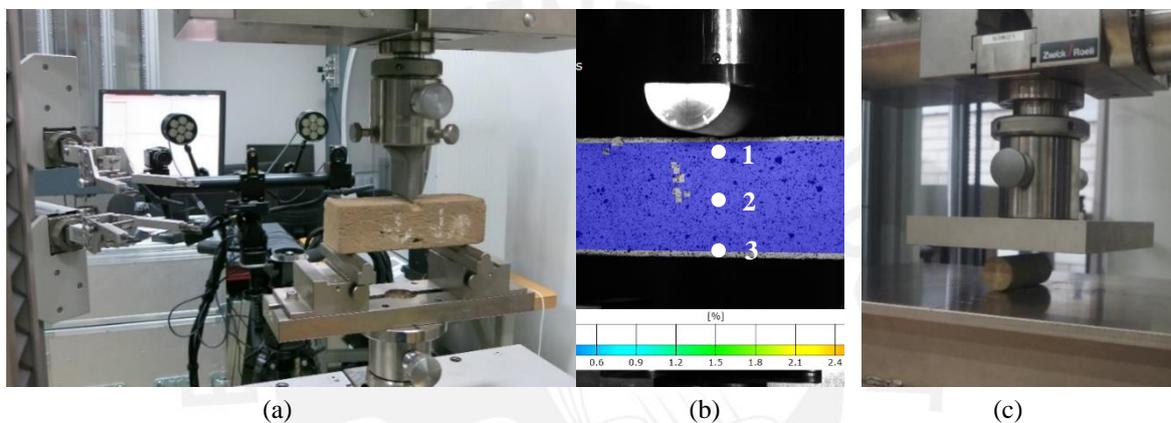


Figura 2.31. Configuración de ensayos (a) flexión en tres puntos (b) puntos de control de la deformación vertical para especímenes de adobe y mortero (c) compresión diametral.

2.4.3 Resultados y Análisis

Durante los ensayos de flexión en tres puntos y compresión diametral se pudo observar la forma de falla de los especímenes de adobe y mortero. Para los ensayos de flexión se observó la evolución del agrietamiento y a partir de la historia de carga y deformación se construyeron las curvas fuerza-deflexión y se estimaron los valores del módulo de ruptura y energía de fractura. De los ensayos de compresión diametral se obtuvo la resistencia a la compresión diametral.

Los especímenes de adobe y mortero presentaron formas de falla similares en los ensayos de flexión y compresión diametral. En el primero se observó un plano de falla paralelo a la dirección de la carga en el centro de la luz del espécimen, de igual manera para el segundo se generó una superficie de falla paralela a la dirección de la carga. Las Figuras 2.32a y 2.32b muestran las formas de falla mencionadas. En estos ensayos el material falla por esfuerzos de tracción producto de la carga aplicada (ver Figura 2.32c y 2.32d). Para el caso del ensayo de flexión se observó sin embargo que en algunos casos se produjo una grieta inclinada cerca de los apoyos, lo que es típico de una falla por cortante, por lo que se descartaron los resultados de estos ensayos tal como lo estipula la norma ASTM C293/C293M-10 [54].

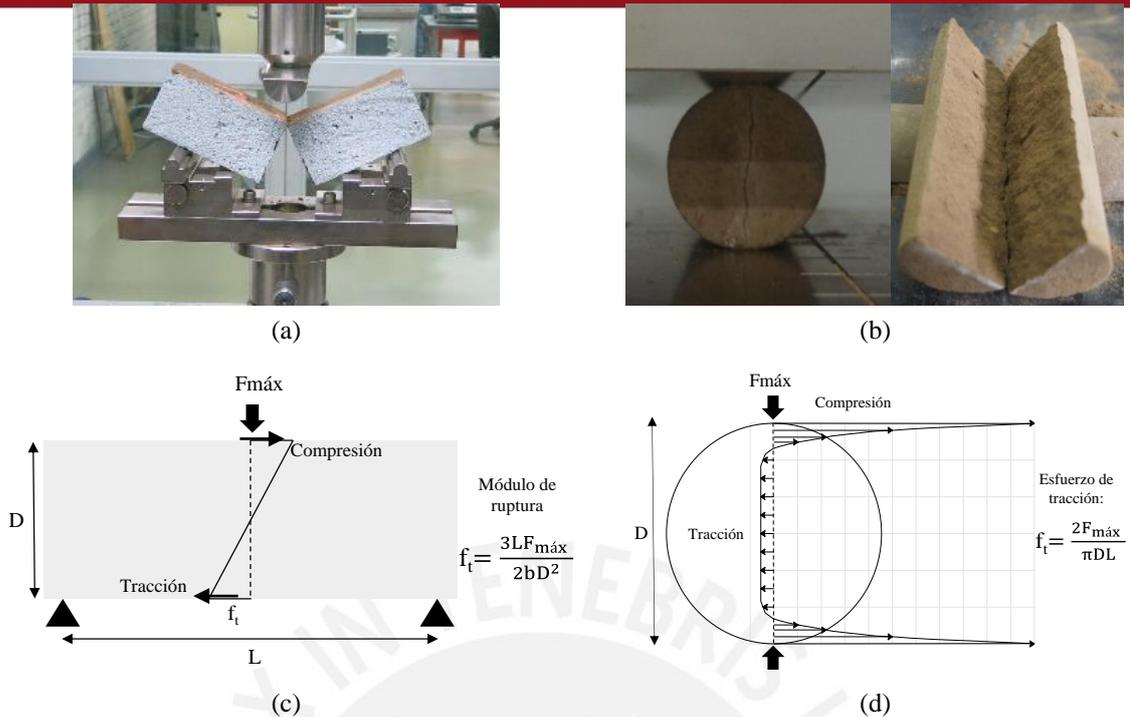


Figura 2.32. Forma de falla y distribución de esfuerzos de tracción (a) ensayo de flexión en tres puntos (b) ensayos de compresión diametral (c) esfuerzos durante ensayo de flexión y (d) esfuerzos durante ensayo de compresión diametral.

La evolución del agrietamiento durante los ensayos de flexión en tres puntos fue similar para los especímenes de adobe y mortero. La Figura 2.33a muestra la evolución del agrietamiento en términos de deformación unitaria para uno de los especímenes de adobe ensayados. Los valores en corchetes son las etapas particulares analizadas, los valores en porcentaje corresponden al valor de la fuerza aplicada en una etapa en particular dividido entre la máxima fuerza que resistió el espécimen y los valores en segundos corresponde al tiempo del ensayo relacionado con la etapa analizada en particular. La Figura 2.33b muestra cada etapa de agrietamiento analizada en una curva fuerza-deflexión donde la fuerza esta expresada como porcentaje de la fuerza máxima resistida por el espécimen. En la Tabla 2.7 se describe cada etapa analizada.

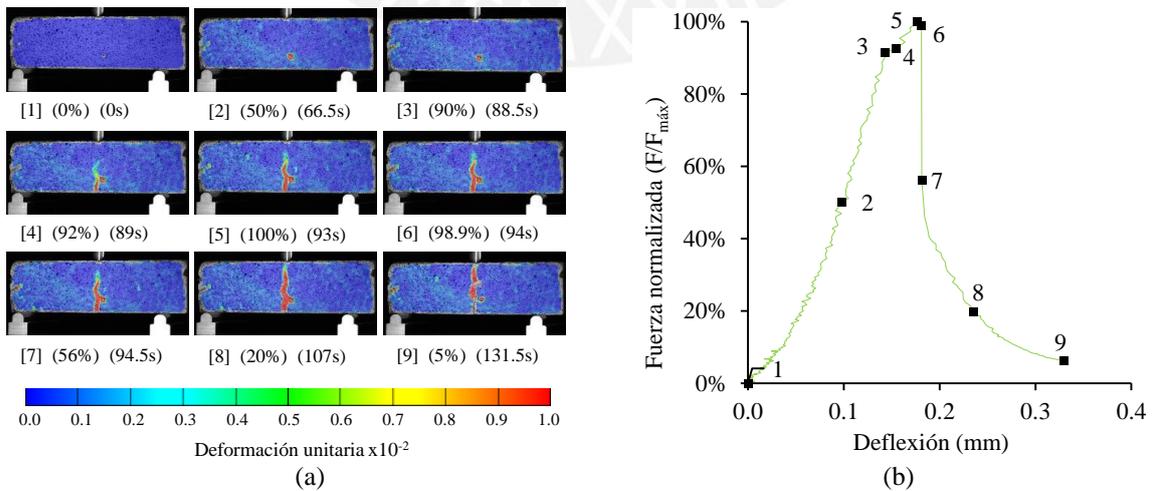


Figura 2.33. Evolución de deformaciones durante ensayos de flexión de tres puntos (a) Propagación de grieta y (b) ubicación de etapas de agrietamiento en curva fuerza-deflexión.

Tabla 2.7. Evolución del agrietamiento en espécimen de adobe durante ensayo deflexión

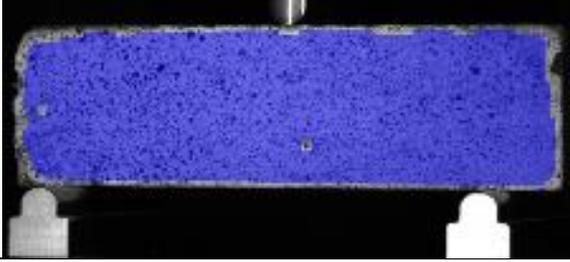
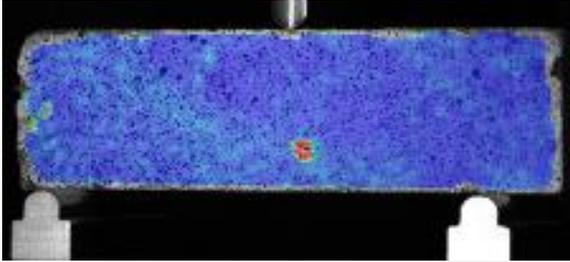
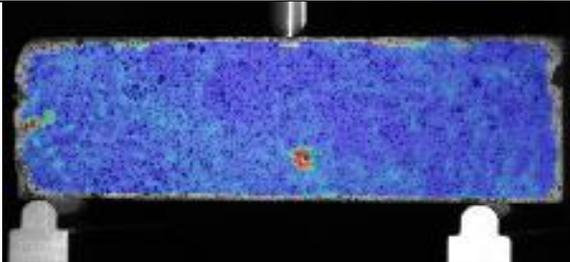
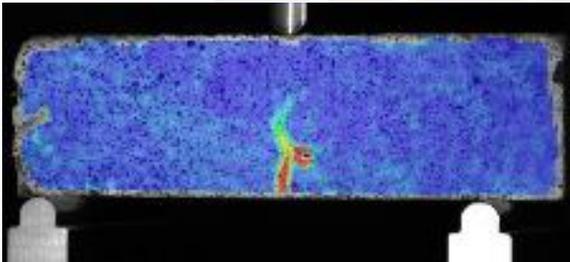
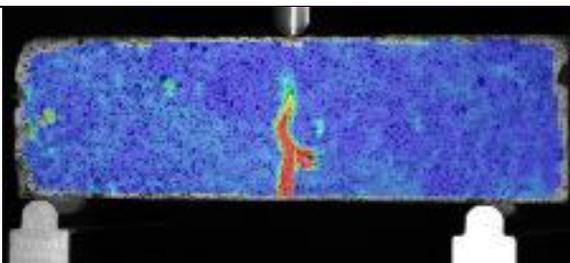
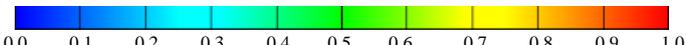
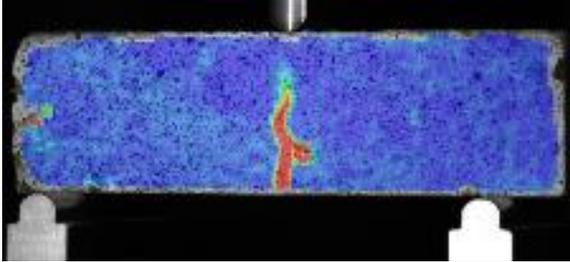
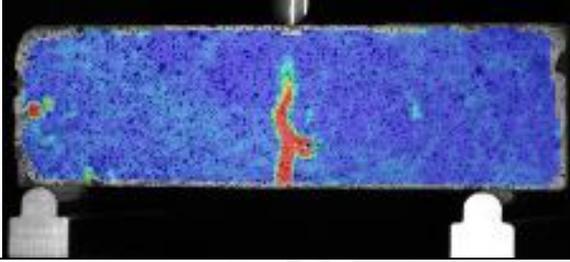
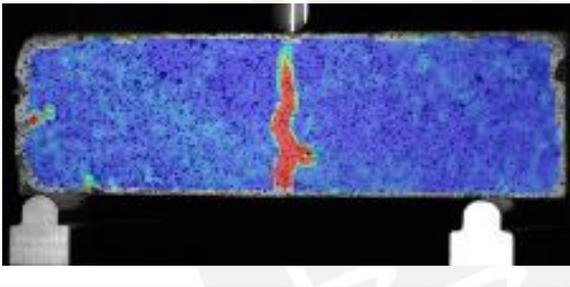
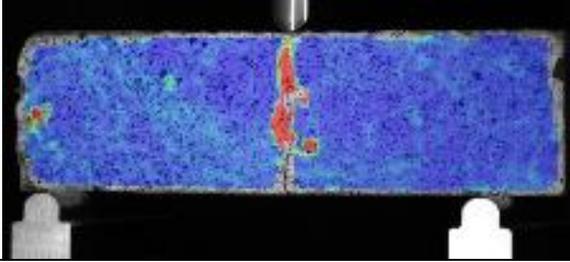
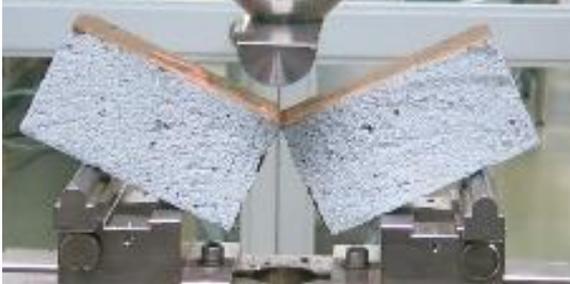
Aramis	Descripción
Estado 1	
	<p>Tiempo: 0 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 0% Deflexión: 0</p> <p>Observación: Estado inicial del espécimen previo a la aplicación de la carga. El sistema DIC indica la ausencia de deformaciones (color azul).</p>
Estado 2	
	<p>Tiempo: 66.5 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 50% Deflexión: 0.098mm</p> <p>Observación: A un 50% de la resistencia a flexión se evidencia deformaciones pequeñas en todo el espécimen (color celeste). El punto de color rojo se debe al ruido de la fotografía digital. Aún no se evidencia un proceso de localización de la falla.</p>
Estado 3	
	<p>Tiempo: 88.5 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 91% Deflexión: 0.143mm</p> <p>Observación: A un 91% de la resistencia a flexión no se evidencia daño en el espécimen.</p>
Estado 4	
	<p>Tiempo: 89 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 92% Deflexión: 0.155mm</p> <p>Observación: A este nivel aparece repentinamente una grieta vertical (color rojo) que se desarrolla desde la zona en máxima tracción del espécimen. Se aprecia una zona en proceso de fractura (color verde) que precede al agrietamiento.</p>
Estado 5	
	<p>Tiempo: 93 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 100% Deflexión: 0.177mm</p> <p>Observación: Al llegar a la máxima resistencia a flexión se observa que la grieta se desarrolla llegando hasta casi las tres cuartas partes del peralte.</p>
 <p style="text-align: right;">Deformación unitaria x10⁻²</p>	

Tabla 2.7. (continuación) Evolución del agrietamiento en espécimen de adobe durante ensayo deflexión

Aramis	Descripción
Estado 6	
	<p>Tiempo: 94 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 98.9% Deflexión: 0.181mm</p> <p>Observación: De la anterior etapa a esta ocurrió una pequeña degradación de la resistencia en un corto tiempo.</p>
Estado 7	
	<p>Tiempo: 94.5 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 56.2% Deflexión: 0.1814mm</p> <p>Observación: A esta etapa ocurrió una degradación súbita de la resistencia en un corto tiempo. La grieta mide prácticamente igual que en el anterior estado.</p>
Estado 8	
	<p>Tiempo: 107 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 20% Deflexión: 0.235mm</p> <p>Observación: A este nivel la grieta prácticamente está desarrollada a lo largo del espécimen. Se observa que la resistencia del espécimen no puede deberse al momento resistente, por lo que debe de desarrollarse un mecanismo de transferencia de carga por fricción.</p>
Estado 9	
	<p>Tiempo: 131.5 segundos Porcentaje de resistencia a flexión: 6% Deflexión: 0.330mm</p> <p>Observación: A este nivel la grieta se desarrolla en toda la sección transversal del espécimen</p>
Estado final	
	<p>Ante un incremento pequeño de la deformación el espécimen colapsa. Se observó que durante el proceso de agrietamiento la resistencia del espécimen es la combinación de un momento resistente y de un mecanismo de fricción.</p>
 <p style="text-align: right;">Deformación unitaria x10⁻²</p>	

Las curvas fuerza-deflexión construidas para el adobe y mortero muestran en el eje horizontal la deflexión que ocurre en el punto medio de la luz de los especímenes y en el eje vertical la correspondiente fuerza ejercida sobre el espécimen. Tanto para el adobe como para el mortero se construyeron dos curvas fuerza-deflexión, la primera considerando la deformación registrada para el cabezal de carga (ver Figuras 2.34a y 2.35a) y la segunda considerando las deformaciones verticales registradas por el sistema DIC (ver Figuras 2.34b y 2.35b). No fue posible graficar las curvas de todos los especímenes ensayados debido a problemas en la adquisición de los datos de deflexión.

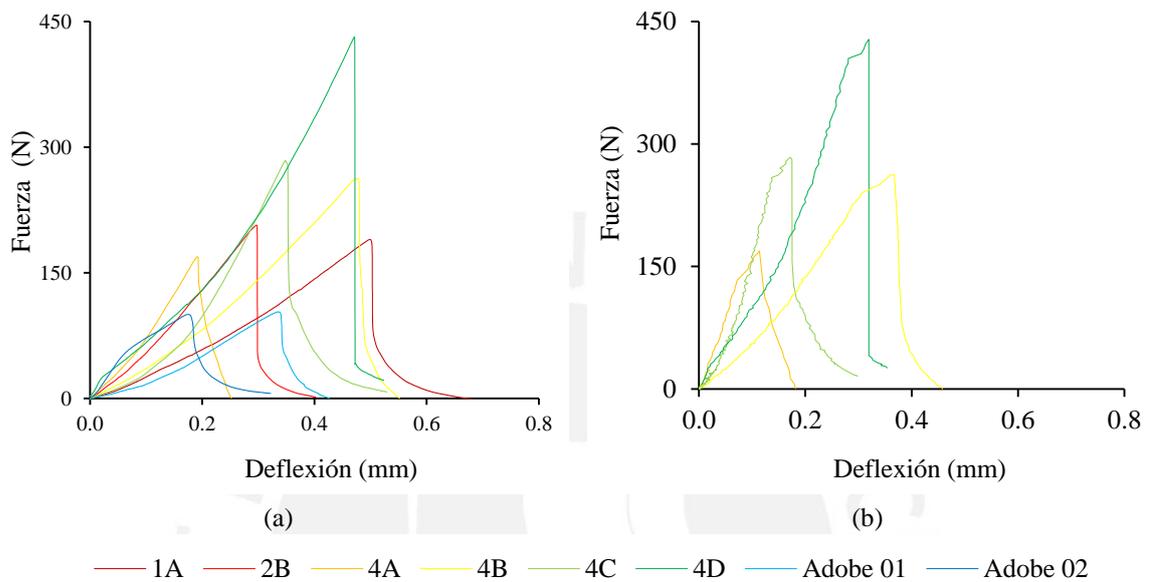


Figura 2.34. Curvas fuerza-deflexión del ensayo de flexión en tres puntos del adobe (a) global y (b) local.

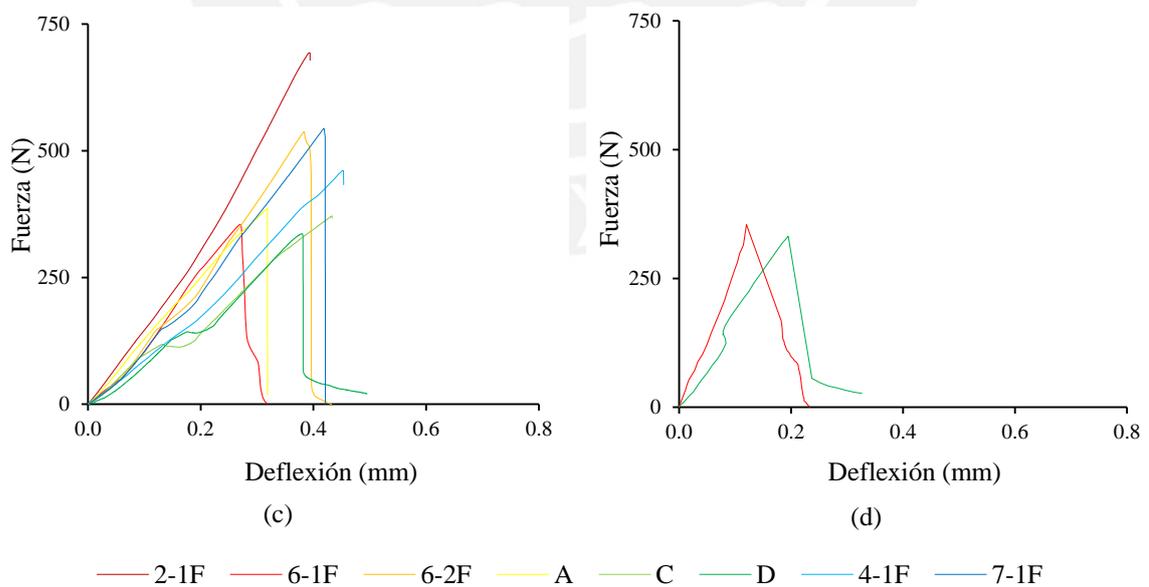


Figura 2.35. Curvas fuerza-deflexión del ensayo de flexión en tres puntos del mortero (a) global y (b) local.

Las curvas fuerza-deflexión obtenidas para el adobe y mortero muestran diferencias en el comportamiento dependiendo si se usan deformaciones globales (desplazamiento del

cabezal de carga) o locales (mediciones del sistema DIC) en su generación. En general la medición global de deflexiones arroja un valor mayor al de la medición local tanto para el adobe como para el mortero (ver Figuras 2.36a y 2.36b). Esta diferencia podría deberse a fenómenos de interacción entre el equipo de ensayo y el espécimen o a fenómenos (por ejemplo torsión) que ocasionan que el área monitoreada por el sistema DIC sufra deformaciones adicionales que inciden en el desplazamiento vertical registrado. En la zona post pico se observa un decaimiento de la fuerza para el adobe y mortero. Cuando usamos las deformaciones globales se observa un decaimiento drástico seguido de uno exponencial para el caso del adobe mientras que para el mortero se tiene un decaimiento drástico más notorio seguido de uno exponencial (ver Figuras 2.37a y 2.37b). Cuando usamos deformaciones locales se observa para el adobe un decaimiento drástico seguido de uno exponencial o solamente exponencial, en el caso del mortero se observa un decaimiento netamente drástico o solamente lineal (ver Figuras 2.38a y 2.38b).

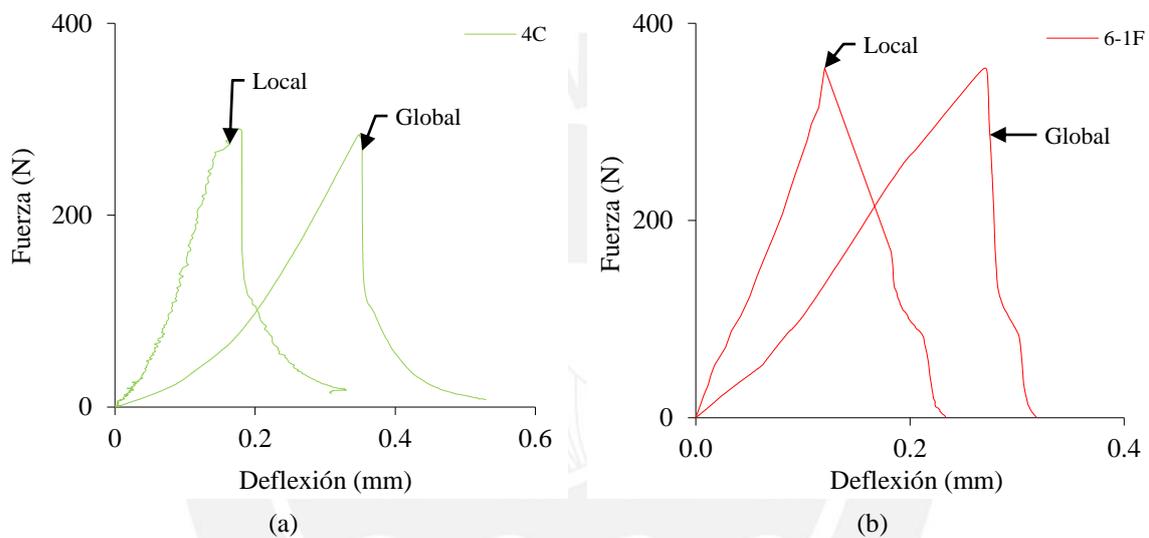


Figura 2.36. Diferencia en el registro de deflexiones durante los ensayos de flexión en tres puntos del según el sistema de medición de deformaciones (a) adobe y (b) mortero.

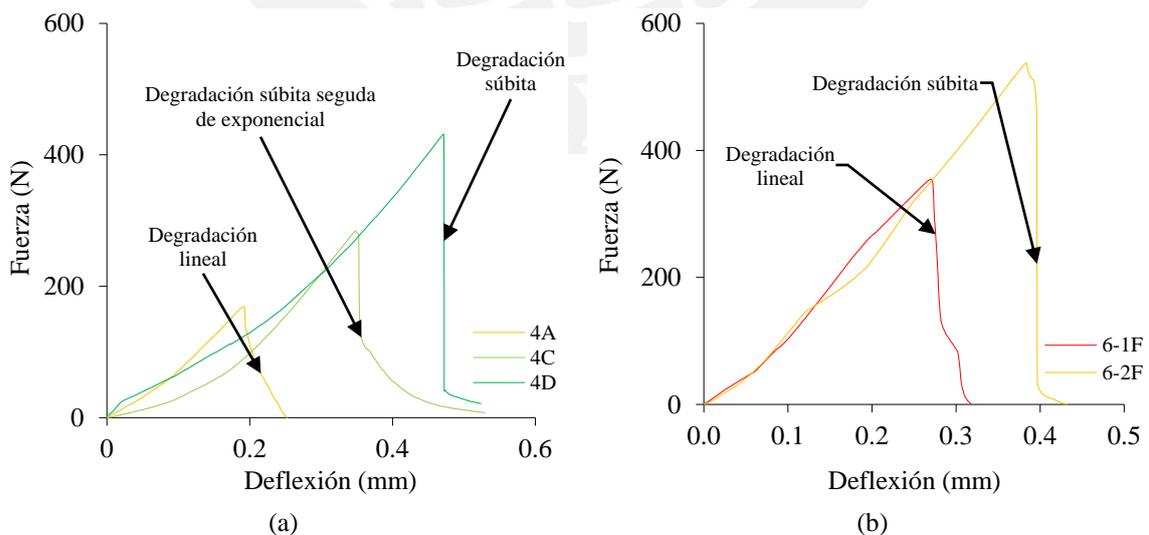


Figura 2.37. Formas de degradación de la resistencia observada en especímenes durante ensayos de flexión según deformaciones globales (a) adobe y (b) mortero.

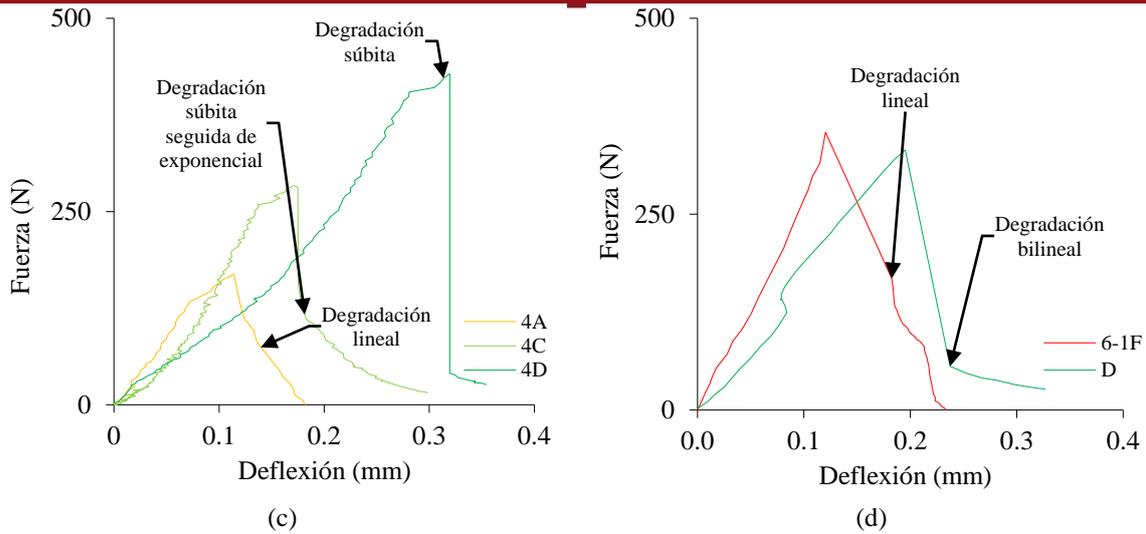


Figura 2.38. Formas de degradación de la resistencia observada en especímenes durante ensayos de flexión según deformaciones locales (a) adobe y (b) mortero.

De los datos del ensayo de flexión de tres puntos se calculó el módulo de ruptura f_b según (2.2), en esta ecuación $F_{m\acute{a}x}$ es la máxima fuerza resistida por el espécimen, L es la luz libre del espécimen, b y d son las dimensiones de la sección transversal del espécimen que corresponden al ancho y al peralte respectivamente.

$$f_b = \frac{3F_{m\acute{a}x}L}{2bd^2} \dots\dots\dots(2.2)$$

Con base en los ensayos de flexión también se pudo estimar la energía de fractura a tracción (G_f) usando la ecuación (2.3) tanto para el adobe como para el mortero. Este parámetro fue calculado como la energía total consumida dividida entre el área de la sección transversal agrietada ([55], [56] y [30]). En la ecuación (2.3) el término del numerador es la energía consumida y el del denominador es el área de la sección agrietada. W_o corresponde al área bajo la curva fuerza-deflexión, mg es el peso del espécimen, δ es la deflexión al momento de colapso del espécimen, b y d son el ancho y peralte de la sección transversal del espécimen. Se obtuvieron dos valores para G_f , uno que considera las deformaciones verticales registradas por el cabezal de carga ($G_{f\text{ global}}$) y otro que considera las deformaciones verticales registradas por el sistema DIC ($G_{f\text{ local}}$).

$$G_f = \frac{W_o + mg\delta}{bd} \dots\dots\dots(2.3)$$

La resistencia a la compresión diametral f_s para el adobe y mortero fue calculada según (2.4). En esta ecuación $F_{m\acute{a}x}$ es la máxima fuerza resistida por el espécimen durante el ensayo de compresión diametral, L es el largo del espécimen y D es el diámetro de la sección transversal.

$$f_s = \frac{2F_{m\acute{a}x}}{\pi LD} \dots\dots\dots(2.4)$$

La Tabla 2.8 muestra los parámetros correspondientes al módulo de ruptura y energía de fractura a tracción del adobe y mortero, mientras que la Tabla 2.8 muestra la resistencia

a compresión diametral, junto con los valores de los parámetros se muestran las dimensiones de los especímenes usados en los ensayos. De forma similar que en los ensayos de compresión, para obtener una estadística robusta que cuantifique la dispersión estadística de los datos obtenidos se utilizó el criterio del rango intercuartil como un estimador par la identificación de los valores atípicos. Los datos obtenidos durante los ensayos fueron sujetos a este criterio antes de proponer valores representativos (promedio, desviación estándar y coeficiente de variación) de los parámetros mecánicos del adobe y mortero.

Tabla 2.8. Resumen de ensayo de flexión de tres puntos

Material	Código	Número	Dimensión mm ³	F _{máx} N	f _b MPa	G _{f local} N/mm	G _{f global} N/mm
Adobe	adobe 01	1	40x40x140	103	0.34	-	0.012
	adobe 02	2	38x39x140	100	0.36	-	0.011
	1A	3	48x42x160	190	0.72	-	0.031
	1B	4	37x48x160	279		Falla por corte	
	2A	5	46x46x160	-	-	-	-
	2B	6	45x47x160	207	0.58	-	0.018
	3A	7	47x47x160	194		Falla por corte	
	3B	8	44x44x160	164	-	-	-
	4A	9	42x44x110	169	0.39	0.009	0.010
	4B	10	42x43x110	263	0.74	0.029	0.032
	4C	11	44x42x110	284	0.58	0.018	0.025
	4D	12	45x44x110	291	0.91	0.036	0.049
	Promedio					0.58	0.023
Desviación estándar					0.21	0.012	0.014
Coeficiente de variación					36%	53%	57%
Mortero	2-1 F	1	46X42X100	694	1.26	-	0.066
	3-1 F	2	46X44X100	608		Falla por corte	
	4-1 F	3	43X43X100	461	0.85	-	0.054
	6-1 F	4	45X44X100	355	0.62	0.022	0.027
	6-2 F	5	46X42X100	538	0.99	-	0.053
	7-1 F	6	47X44X100	544	0.89	-	0.052
	A	7	41X50X240	386	1.37	0.033	0.034
	B	8	41X50X240	481		Falla por corte	
	C	9	38X49X240	372	1.48	-	0.044
	D	10	36X48X240	336	1.44	0.031	0.041
Promedio					1.11	0.029	0.046
Desviación estándar					0.32	0.006	0.012
Coeficiente de variación					29%	21%	27%

F_{máx}: fuerza máxima resistida por el espécimen; f_b: módulo de ruptura; G_{f local}: energía de fractura a tracción considerando deformaciones locales; G_{f global}: energía de fractura a tracción considerando deformaciones globales

Tabla 2.9. Resumen de ensayo de compresión diametral

Material	Código	Número	Dimensión mm ²	Densidad Kg/m ³	F _{máx} N	f _s MPa
Adobe	A-2	1	35x96	1950	1355	0.25
	A-3	2	35x101	1959	1311	0.23
	A-4	3	36x102	1900	1073	0.19
	A-5	4	36x94	1955	1389	0.26
	A-6	5	35x97	2020	1163	0.22
	A-7	6	35x95	1963	1688	0.32
	A-8	7	35x94	2028	1810	0.35
	A-9	8	35x96	1967	918	0.17
	A-10	9	36x91	1987	1150	0.23
	Promedio				1970	1318
Desviación estándar				39	287	0.06
Coeficiente de variación				2%	22%	23%
mortero	O-1	1	34x74	2096	1481	0.46
	O-2	2	35x74	2039	1660	0.37
	O-3	3	34x74	2062	2185	0.42
	O-4	4	34x73	2092	1876	0.56
	O-5	5	34x74	2053	1696	0.47
	O-6	6	34x74	2099	2043	0.43
	O-7	7	34x74	2002	1450	0.51
	O-8	8	35x75	1975	1540	0.35
	O-9	9	34x73	2071	2018	0.39
	O-10	10	34x74	2107	2517	0.52
	R-1	11	34x74	2149	890	0.23
	R-2	12	34x76	1997	894	0.35
	R-3	13	34x74	2035	1330	0.23
	R-4	14	33x75	2144	1110	0.34
	R-5	15	35x74	1971	727	0.27
	R-6	16	34x74	2045	1413	0.35
	R-7	17	33x74	2184	1096	0.37
	R-8	18	34x75	2028	1067	0.28
	R-9	19	33x73	2190	1527	0.28
	R-10	20	35x73	2004	1807	0.38
Promedio				2075	1516	0.38
Desviación estándar				83	473	0.09
Coeficiente de variación				4%	31%	25%

F_{máx}: fuerza máxima resistida por el espécimen; f_s: resistencia a la compresión diametral.

El módulo de ruptura f_b promedio de los especímenes de adobe y mortero fue de 0.58MPa y 1.11MPa respectivamente. El valor correspondiente al adobe es similar al encontrado para los adobes de Huaca en [37], para los cuales se indica un valor promedio de f_b de 0.49MPa. La Figura 2.39 muestra los valores de f_b encontrados para los adobes de diferentes sectores de Huaca en [37] junto con los valores encontrados para el adobe y mortero en este estudio. Se puede concluir que en general los adobes de Huaca tiene un valor similar de f_b .

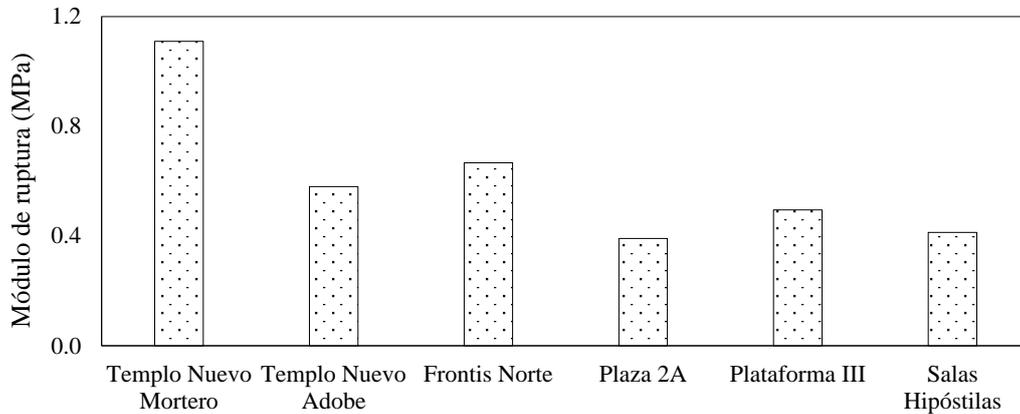


Figura 2.39. Valores del módulo de ruptura encontrado para especímenes de adobe y mortero encontrados en este estudio y en [37].

La Figura 2.40a muestra la variación del módulo de ruptura. Los valores obtenidos para el adobe se encuentran dentro del rango de 0.15 a 1.03 MPa reportado en la literatura para adobes de construcciones históricas ([21], [23], y [25]). Los valores obtenidos por el mortero son comparables con el rango de 0.70 a 0.90 MPa reportado por [19] para morteros de barro. La Figura 2.40b muestra la relación entre los valores del módulo de ruptura con la relación Luz/Peralte (L/h) de los especímenes ensayados. Se observa que para los rangos usados de L/h el valor del módulo de ruptura no está fuertemente influenciado por los efectos de arco que se esperaría aumenten la resistencia para relaciones L/h menores. Durante los ensayos se observó que en dos especímenes de adobe con relación luz/peralte (L/h) de 3.3 y en dos de mortero con L/h de 4.8 y 2.27 se produjo una falla por corte cerca de los apoyos por lo que los datos de estos se descartaron.

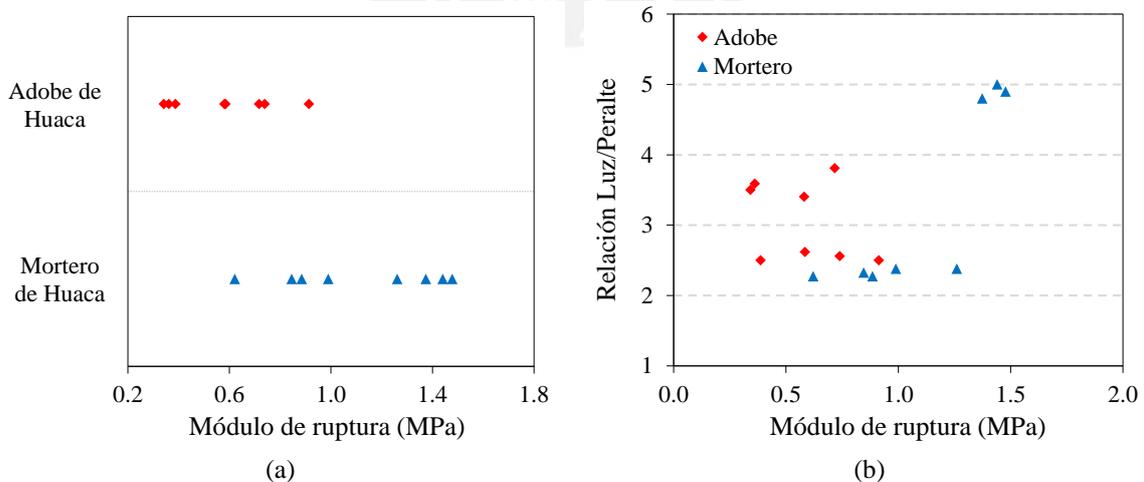


Figura 2.40. Resultados de ensayos de flexión (a) valores de módulo de ruptura en especímenes de adobe y mortero (b) relación del módulo de ruptura con el valor Luz/peralte de los especímenes.

La energía de fractura a tracción promedio $G_{f\ global}$ y $G_{f\ local}$ fue de 0.024 y 0.023N/mm para el adobe y de 0.046 y 0.026N/mm para el mortero respectivamente. La diferencia entre los valores de $G_{f\ global}$ y $G_{f\ local}$ se debe a que el cálculo del primero utiliza las deformaciones globales (del cabezal de carga) que son mayores que las deformaciones locales (sistema DIC) utilizadas en el segundo. Para el caso del adobe el valor de $G_{f\ global}$ es similar al valor de $G_{f\ local}$, mientras que para el mortero es casi del doble. Esto puede deberse a que se tiene poco datos de $G_{f\ local}$ para el mortero que permitan obtener un mejor estadística de este valor. La Figura 2.41a muestra el rango de valores encontrados para este parámetro tanto para el adobe como para el mortero. Similares resultados fueron reportados en [19], donde un valor promedio de 0.015N/mm fue encontrado a partir de ensayos de tracción directa para adobes históricos. Según [52] la relación entre la energía de fractura G_f y la resistencia a tracción de un material se define como el índice de ductilidad d_u , asimismo, señala que para unidades de albañilería se ha encontrado que este valor varía entre 0.018 y 0.040mm. Para nuestro caso se calculó d_u dividiendo la energía de fractura entre el módulo de ruptura. Se encontró que en promedio se tiene un valor de 0.038 y 0.046mm para el adobe y mortero respectivamente cuando se utiliza $G_{f\ global}$ y un valor de 0.033 y 0.026mm para el adobe y mortero respectivamente cuando se utiliza $G_{f\ local}$. La Figura 2.41b muestra el rango de variación de d_u para los especímenes ensayados. Se observa que tanto el adobe como el mortero tienen un índice de ductilidad similar.

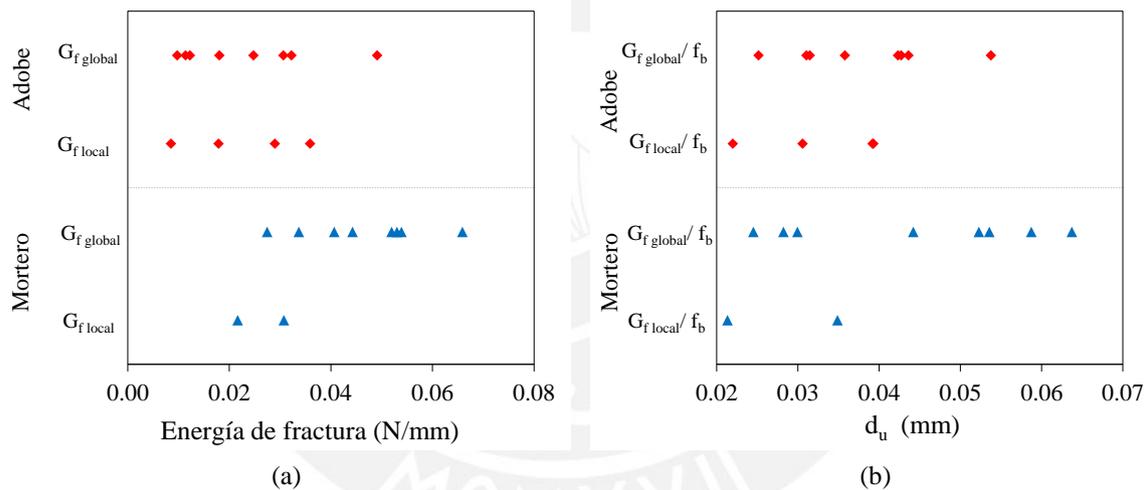


Figura 2.41. Curvas fuerza-deflexión del ensayo de flexión en tres puntos del mortero (a) global y (b) local

La resistencia promedio a compresión diametral encontrado para el adobe y mortero fue de 0.25 y 0.38MPa respectivamente. La Figura 2.42a muestra el rango de valores encontrados para los especímenes ensayados. Los valores se encuentran dentro del rango de 0.06 a 0.40MPa reportado para adobes históricos ([18], [22], [24] y [25]). Según [27] se puede estimar indirectamente la resistencia a tracción asociándola con el valor del módulo de ruptura o de la resistencia a compresión diametral. La Figura 2.42b muestra el valor de módulo de ruptura f_b y de la resistencia compresión diametral f_s como porcentaje de la resistencia a compresión σ_c . Se tiene que en promedio el valor de f_s y f_b es del 19 y 49% del valor de σ_c respectivamente. Estos porcentajes son cercanos a los encontrados en la literatura 20, 47 y 16% de σ_c para la resistencia a compresión diametral, módulo de ruptura y resistencia a tracción directa respectivamente. Para estimar la resistencia a tracción se podría utilizar la relación que existe entre estos porcentajes, por lo que se tendría que la resistencia

a tracción sería 0.34 del módulo de ruptura o 0.80 del valor de la resistencia a compresión diametral.

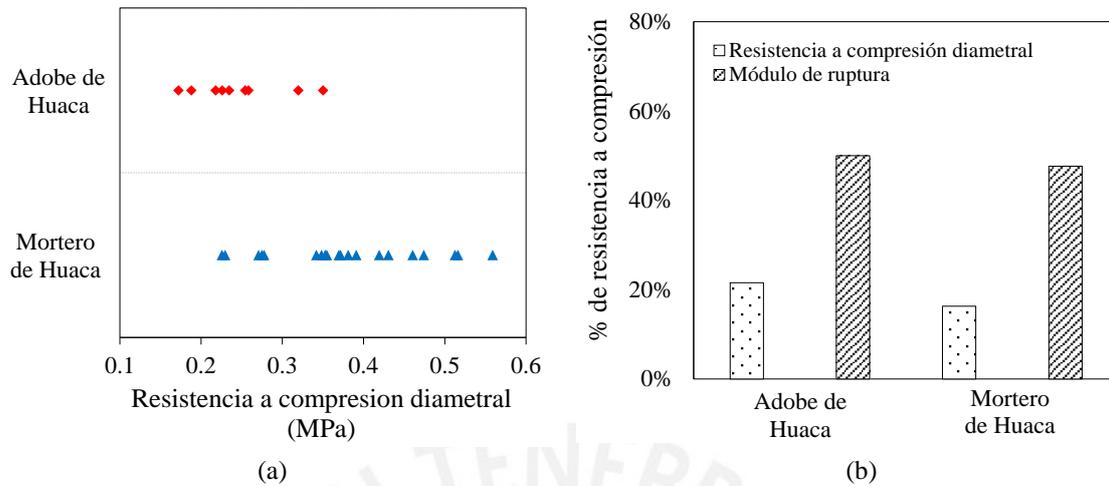


Figura 2.42. Curvas fuerza-deflexión del ensayo de flexión en tres puntos del mortero (a) global y (b) local

2.5 Observaciones Finales

En el presente capítulo se desarrolló la campaña experimental de compresión uniaxial, flexión en tres puntos y compresión diametral del adobe y mortero de Huaca de la Luna. Se utilizó las instalaciones y personal del Laboratorio de Materiales de la Facultad de Ingeniería Mecánica de la Pontificia Universidad Católica del Perú para llevar a cabo estos ensayos.

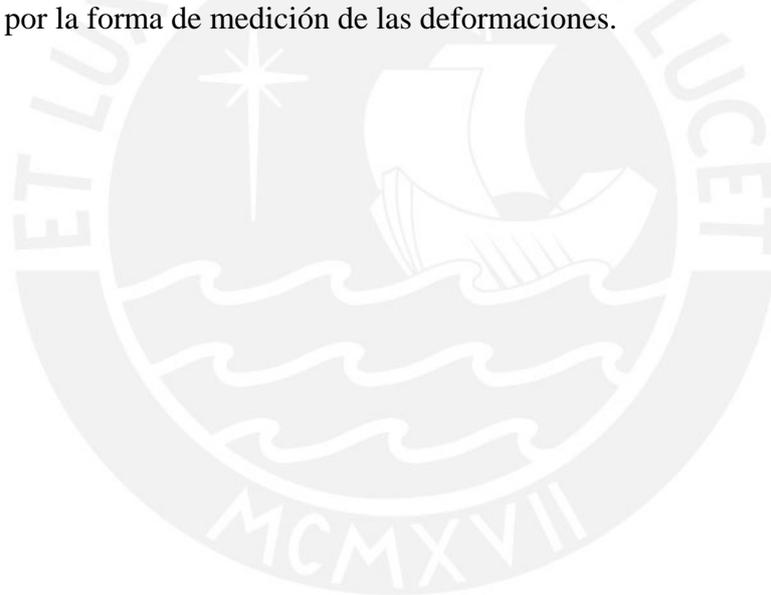
En cuanto a los parámetros mecánicos a compresión se observó, que de los estudios previos que se realizaron en el adobe y mortero, la dimensión de los especímenes afecta el valor de resistencia a compresión y que la forma de medición de las deformaciones afecta en el cálculo del módulo de elasticidad. Además, de los ensayos de compresión realizados se observó que el comportamiento pre y post-pico del adobe y mortero se puede conseguir utilizando una máquina que aplique desplazamientos controlados y de un sistema de medición de deformaciones que nos permita analizar este fenómeno en los especímenes. Sin embargo la obtención de estos no es sencilla ya que se requiere de una interpretación adecuada de los resultados. En algunos casos no se pudieron obtener todos los parámetros propuestos para cada ensayo.

Los parámetros mecánicos van a tener mayor dispersión en sus resultados en la medida de que más variables se introduzcan en su cálculo, además de las incertidumbres que introduzca la propia naturaleza del material. En el caso del adobe, la medición de la densidad presenta un CV del 4% ya que los parámetros de geometría y peso se controlan con mayor precisión. Para el caso de la resistencia a compresión la incertidumbre aumenta ya que se tiene un CV del 21% y los parámetros que afectan sus resultados son la geometría y la aplicación de la carga. Por su parte el $E_{local 1}$ y $E_{local 2}$ presentan en promedio un CV del 42% y 40% respectivamente ya que depende de la forma de la curva esfuerzo-deformación y criterios de cálculo, mientras que la energía de fractura presenta un CV del 85% ya que además de depender de la forma de la curva esfuerzo-deformación y criterio de cálculo

depende del valor de E_{local} . En cuanto a la incertidumbre de los valores encontrados para el mortero se tiene similar tendencia que para el adobe.

Para estimar la resistencia a tracción del adobe y mortero se realizaron ensayos de flexión en tres puntos y compresión diametral los cuales nos dan una medida indirecta del valor de este parámetro. Se observó que en general el módulo de ruptura es mayor que la resistencia a compresión. Con base en los resultados en la literatura se plantea estimar la resistencia a tracción como 0.34 del valor del módulo de ruptura o 0.80 de la resistencia a compresión diametral. Para la estimación de resistencia a tracción se recomienda usar el ensayo de compresión diametral debido a su mayor facilidad de ejecución. Sin embargo si se quiere estimar la energía de fractura se recomienda el uso de los ensayos de flexión.

La medición de deformaciones en las zonas de contacto del equipo con el espécimen no son un buen indicador ya que se sobreestima este valor. Para este estudio se encontró que para los ensayos de compresión la relación E_{local}/E_{global} varía entre 2.5 y 19.5 lo cual confirma lo anterior. Por lo anterior el módulo de elasticidad que se debería utilizar para el adobe o mortero es el correspondiente al E_{local} . Un fenómeno parecido aunque menos dramático se observó durante los ensayos de flexión. Para ambos ensayos se evidenció que no solo los valores de deformación sino también la forma de las curvas esfuerzo deformación se ven influenciadas por la forma de medición de las deformaciones.





Capítulo 3

Comportamiento mecánico a compresión de la mampostería de adobe

3.1 Introducción

La mampostería de adobe es una técnica especial usada en la arquitectura de tierra de las construcciones históricas y contemporáneas. Alrededor del mundo se han llevado a cabo campañas experimentales para caracterizar a compresión este material. Los valores experimentales de los parámetros mecánicos encontrados son dispersos, lo cual no se debe únicamente a factores como la elaboración, sino también, debido a los diferentes procedimientos de ensayo [57]. En la Tabla 3.1 se muestra los valores de resistencia a compresión de la mampostería de adobe y de sus materiales constituyentes (adobe y mortero) y el módulo de elasticidad obtenido por diferentes investigadores. Se observa que los valores típicos de resistencia a compresión para la mampostería de adobe contemporánea están en un rango de 0.21-3.8MPa, mientras que para la mampostería histórica están entre 0.33-1.83MPa. En el caso del módulo de elasticidad, para la mampostería contemporánea se encuentra en un rango de 60-1071MPa, mientras que la histórica se encuentra entre 2.06-664MPa. Esto indica que la mampostería de adobe contemporánea presenta mejores características en términos de resistencia y deformabilidad que la mampostería de adobe histórica, lo que puede deberse a procesos de degradación del adobe y mortero, tal como se indica en [18]. En general la resistencia a compresión de las mampostería es menor que la resistencia de sus componentes (adobe y mortero). Este fenómeno ha sido observado en resultados experimentales y ha sido asociado al comportamiento no lineal de los materiales constituyentes de la mampostería y a las propiedades de la interface unidad-mortero [57]. Además esta diferencia ha sido asociada a los niveles de microagrietamiento que se dan debido al proceso de contracción por secado en el mortero [6].

Tabla 3.1. Parámetros mecánicos a compresión de la mampostería de adobe según diferentes investigadores

Referencia	Ubicación	σ_c (MPa) Adobe	σ_c (MPa) Mortero	σ_c (MPa) Mampostería	E (MPa) Mampostería
Contemporáneo					
Blondet y Vargas [58]	Perú	1.44	-	0.83	100
Ottazzi, et al. [58]	Perú	2.4	3.49	1.64	181
Vargas y Ottazzi	Perú	1.5	-	0.8-1.2	60-374
San Bartolomé, et al. [59]	Perú	1.8	-	0.9	-
Yamín, et al. [60]	Colombia	2.84	-	1.1	98
Meli, et al. [13]	México	1.0	-	1.0	250
Ruiz y Vidal [61]	México	2.52	3.29	0.21	-
Miccoli, et al. [57]	Alemania	5.21	3.32	2.7-3.8	587-1071
Histórico					
Quagliarini, et al. [62]	Italia	-	-	0.77-1.2	26-40
Varum, et al. [63]	Portugal	0.77-1.72	1.42	0.86-1.33	-
Eslami, et al. [20]	Irán	6	4.4	1-1.32	145-280
Almeida [19]	Portugal	0.8-1.65	2.43-3.04	1.24-1.83	206
Varum, et al. [64]	Portugal	0.56	-	0.33	664

Por otro lado, valores relacionados a la resistencia a compresión, módulo de elasticidad y energía de fractura de la mampostería de adobe han sido calibrados a través de modelos numéricos de los ensayos experimentales. Los ensayos modelados incluyeron ensayos de compresión, carga lateral monotónica y carga lateral cíclica. La Tabla 3.2 muestra los parámetros mecánicos correspondientes a la resistencia a compresión, módulo de elasticidad y la energía de fractura a compresión usados en los modelamientos numéricos, así como los ensayos utilizados en su calibración. Al igual que en el caso experimental, los valores hallados para los parámetros mecánicos que caracterizan a compresión la mampostería de adobe presentan una alta dispersión. Los modelos numéricos usaron valores de resistencia a compresión y módulo de elasticidad en un rango de 0.30-3.28MPa y de 18-803MPa respectivamente. En el caso de la energía de fractura, el estudio realizado por [65] utiliza valores de 103 y 155N/m, mientras que otros autores utilizan sus propias leyes a compresión, las cuales tienen inherentemente distintos valores de este parámetro. En todos los casos los modelos numéricos mostraron una buena aproximación a su correspondiente ensayo experimental en términos de relaciones de esfuerzo-deformación unitaria o curvas fuerza-desplazamiento. Se indica que todos los modelos numéricos fueron calibrados usando ensayos sobre material contemporáneo, por lo que, para modelar la mampostería histórica es necesario realizar ensayos experimentales sobre material histórico.

Tabla 3.2. Parámetros mecánicos a compresión de la mampostería de adobe utilizados en simulación numérica por diferentes investigadores

Referencia	σ_c (MPa)	E (MPa)	G_c (N/m)	Ensayo de validación
Tarque [65]	0.30, 0.45	200	103, 155	Corte cíclico estático
Illampas, et al. [66]	1.65	135	-	Compresión uniaxial
Illampas, et al. [67]	1.2	18	Curva polinomial	Carga lateral monotónica
Miccoli, et al. [57]	3.28	803	Relación multilineal	Compresión uniaxial
Mahini [68]	1.1	200	-	Compresión uniaxial

El presente capítulo se enfoca en la caracterización mecánica de la mampostería de adobe de Huaca de la Luna bajo fuerzas de compresión uniaxial. Se ensayan tres prismas de mampostería elaborado con material de Huaca. Se plantea obtener las propiedades mecánicas que caracterizan la mampostería a compresión mediante ensayos de laboratorio y modelación numérica. El esquema de este capítulo está dividido en cinco secciones. La sección 3.1 muestra la importancia de conocer las propiedades mecánicas a compresión de la mampostería junto con los resultados encontrados por otros investigadores. En la sección 3.2 se desarrolla la campaña experimental de laboratorio que servirá como línea base para comparar con los modelos numéricos a desarrollar. Se obtendrán los parámetros mecánicos de resistencia a compresión y módulo de elasticidad y además se analizará el patrón de falla observado. En la sección 3.3 se desarrollan los modelos numéricos de los ensayos de laboratorio, las propiedades mecánicas se calibran en función de las curvas esfuerzo-deformación y patrón de falla observados en los prismas de mampostería ensayados en laboratorio. En la sección 3.4 se discuten los resultados de los ensayos de laboratorio y modelamiento numérico y en la sección 3.5 se dan las conclusiones del presente capítulo.

3.2 Ensayos experimentales

La campaña experimental se desarrolló en el laboratorio de estructuras de la Pontificia Universidad Católica del Perú. La caracterización mecánica se realizó utilizando componentes originales de la mampostería de adobe de Huaca de la Luna. Estos materiales fueron recolectados exclusivamente para el presente estudio durante un trabajo especial de excavación arqueológica, conforme se muestra en la Figura 3.1.



Figura 3.1. Vista general de Huaca de la Luna y sus paredes (a) Fachada Norte (b) adobes usados para la caracterización mecánica y (c) proceso de extracción del mortero [51].

Para la caracterización de la mampostería se construyeron 3 prismas de $210 \times 320 \times 770$ mm³ siguiendo las recomendaciones establecidas en el RNE-E080 [69] y en HB 195-2002 [70]. En cada prisma se emplearon 5 unidades de adobe que se unieron con mortero de 2.5 cm de espesor aproximadamente. Debido a que los adobes originales de la Huaca presentan una gran variabilidad dimensional, los prismas que se construyeron en laboratorio presentaron una geometría irregular (ver Figura 3.2). Los especímenes tuvieron un tiempo de secado mínimo de 30 días antes de ser ensayados.

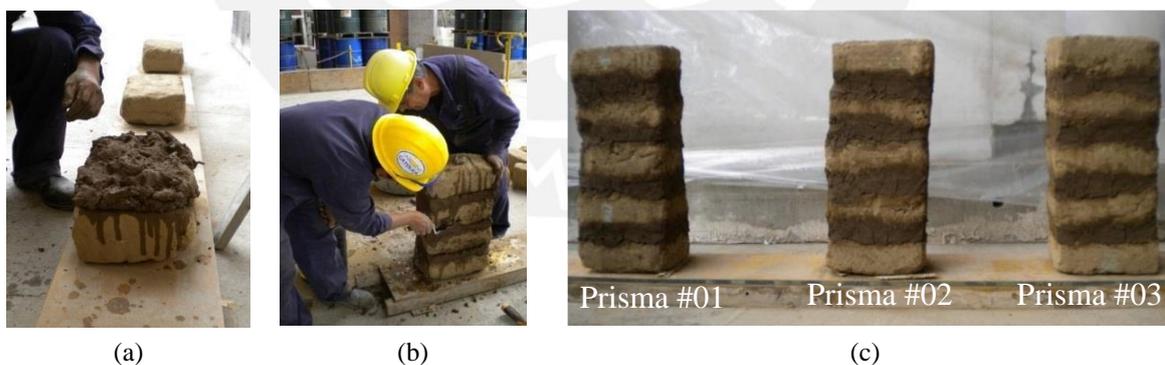


Figura 3.2. Preparación de los prismas para la caracterización mecánica: (a) colocación del mortero, (b) construcción de prisma de adobe y (c) aspecto de los prismas antes del ensayo [51].

Para obtener una representación digital realística de los prismas construidos se realizó una reconstrucción fotogramétrica en 3D que nos permitió obtener la geometría y la textura en formato digital. Esta técnica se basa en el algoritmo “Structure from Motion” y “Dense Multi-View 3D Reconstruction”, los cuales están implementados en el programa Agisoft PhotoScanner que fue utilizado en este estudio. En nuestro caso a cada prisma se le tomó 210 fotos con una cámara fotográfica Sony Nex 7 con 24.3 megapíxeles y 18-55 mm de lente a una distancia del espécimen de 500mm. El proceso de reconstrucción siguió los

pasos indicados en [71] y [72]: Se alinearon las fotografías y se construyó la nube de puntos a partir de la cual se pudo obtener un modelo mallado, luego se mapeo la textura del modelo. En la Figura 3.3a se observa el prisma 03 al final del proceso constructivo, luego mediante la reconstrucción fotogramétrica en 3D fue posible obtener la geometría y la textura en formato digital (ver Figure 3.3b). También es posible observar la geometría del prisma como una nube de puntos (ver Figura 3.3c), para este caso el modelo tuvo 800,000 caras y 400,000 vértices.



Figura 3.3. Reconstrucción fotogramétrica 3D (a) fotografía del prisma 03 (b) reconstrucción digital del prisma 03 y (c) malla de la reconstrucción digital del prisma 03.

El ensayo de compresión uniaxial se realizó por control de desplazamientos a una velocidad de 0.25 mm/min de forma tal que se alcance la falla en aproximadamente 30 minutos, conforme se sugiere en la norma EN 1052-1 [47]. Para evitar concentraciones de esfuerzos en la zona de contacto del equipo con el prisma se utilizó una capa de arena y una plancha de madera como material de transición [70]. Se midieron las deformaciones locales utilizando LVDTs fijados en las dos caras laterales de los prismas, como se puede observar en las Figuras 3.4a y 3.4b. Adicionalmente, para el ensayo del tercer prisma se empleó un equipo de medición óptica de deformaciones a través de la correlación de imágenes digitales (ARAMIS 5M) con una precisión de hasta 0.005% [42]. Para este efecto, se analizó con este equipo una superficie de 200x160 mm² pintada en una de las caras frontales (ver Figura 3.4c).

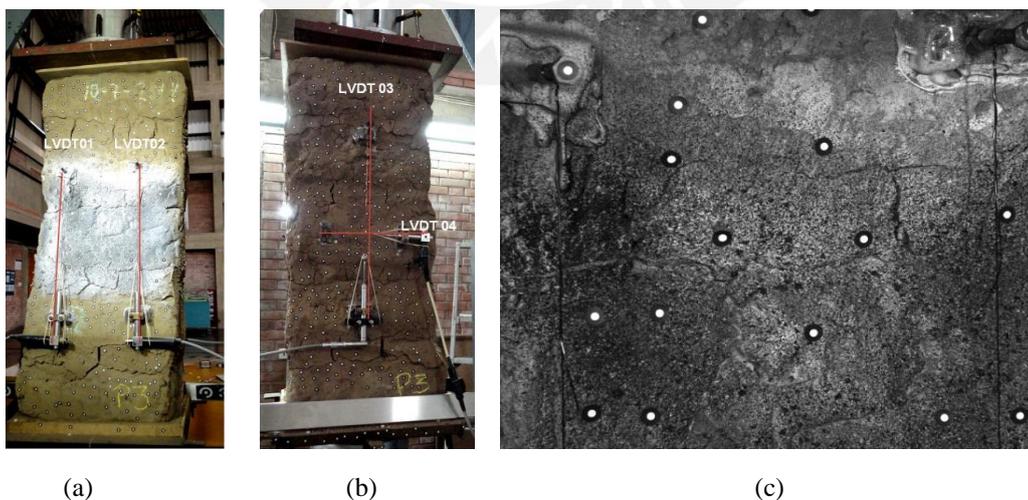


Figura 3.4. Instrumentación de prismas de adobe para el ensayo de compresión: (a) LVDTs en la cara frontal, (b) LVDTs en la cara posterior y (c) área con pintura en escala de grises para el análisis con el ARAMIS [51].

En los ensayos se observa la aparición de grietas paralelas a la dirección de la carga. Se observó que las grietas aparecen primero en los extremos que están en contacto con los cabezales de carga del equipo, lo cual es probablemente debido a que en esta zona se haya producido una concentración de esfuerzos, a pesar de la colocación de la capa de arena y plancha de madera. En la Figura 3.5 se observa la evolución de las grietas durante el ensayo de compresión en el prisma #3 (los números indican la secuencia de aparición). Las grietas se originan en la zona de contacto con el equipo (grietas 1, 2, 3 y 5). Una grieta en la zona central (grieta 4) empieza en la junta de mortero y luego se propaga a las unidades conforme avanza el ensayo. La grieta 6 se genera en una cara lateral del prisma y se propaga verticalmente. Luego, se siguen generando grietas en la junta de mortero (grieta 7). Debido al progreso de la grieta 4, se produce la grieta 8 que presenta una longitud considerable. No se logró registrar la aparición y evolución del resto de grietas debido a que cuando se alcanzó la carga máxima estas se propagaron súbitamente en todo el espécimen.

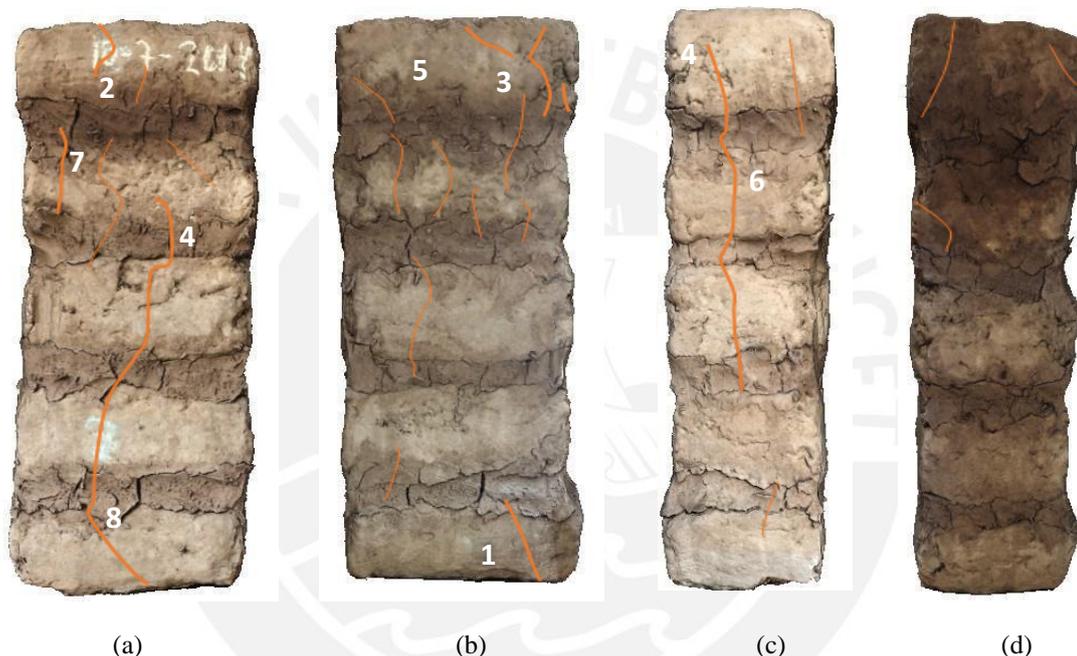


Figura 3.5. Evolución de grietas en el prisma 03: (a) vista frontal, (b) vista posterior y (c-d) caras laterales [51].

El análisis de los resultados del ensayo con control óptico de deformaciones confirma lo observado y muestra que las grietas se originan en el mortero cuando el sistema aún presenta un comportamiento elástico y se encuentra aproximadamente al 20% de la carga máxima (ver Figura 3.6b). Por otro lado, la aparición de grietas en los adobes coincidió con el inicio de la etapa no lineal en el prisma, al 95% de la carga máxima aproximadamente (ver Figura 3.6c). Durante el transcurso de la etapa no lineal, las grietas se propagan tanto en el mortero como en el adobe (ver Figura 3.6d). Se observó además que existe una interacción entre mortero y adobe durante el ensayo que se manifiesta en que el mortero sufre grandes deformaciones longitudinales y transversales (similar a lo reportado en [73]). Las deformaciones transversales (perpendiculares a la carga) producen tracción en las unidades de adobe, dando origen a las grietas verticales. El proceso descrito de formación de grietas se puede observar en la Figura 3.6.

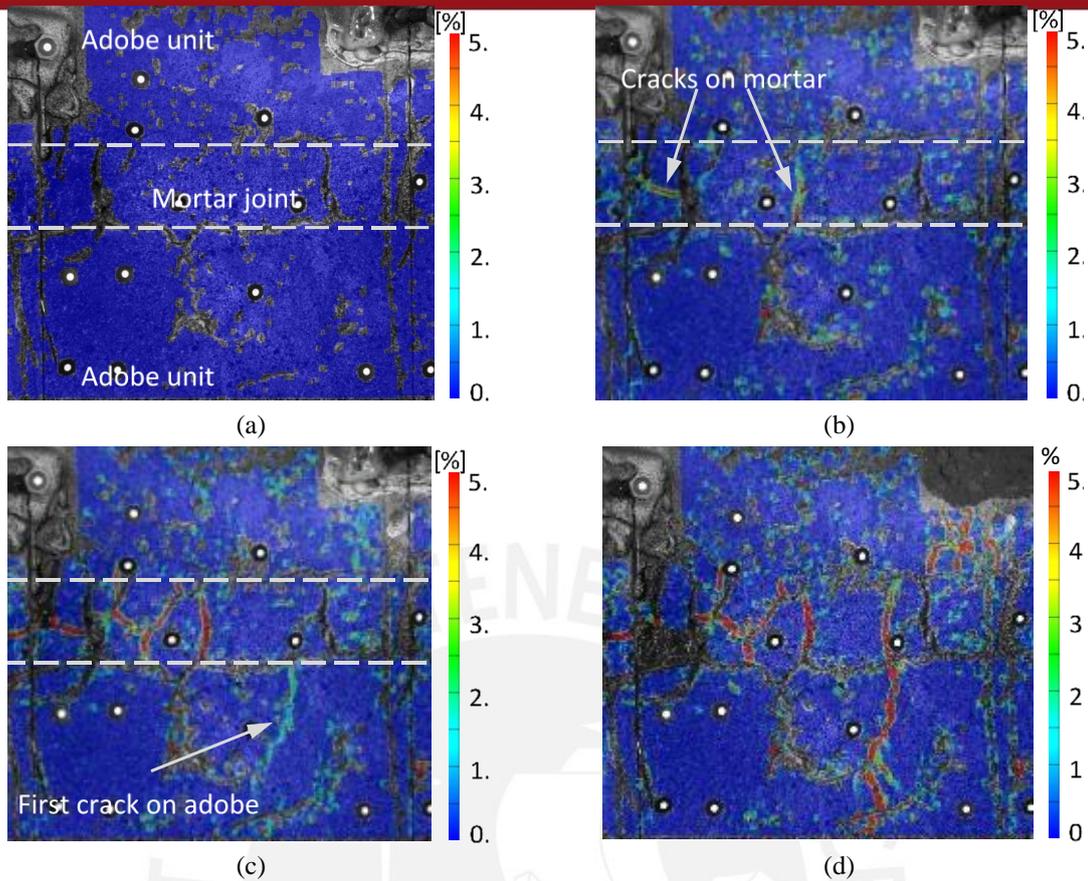


Figura 3.6. Formación de grietas: (a) estado inicial, (b) primeras grietas en la junta de mortero, (c) primera grieta en ladrillo de adobe y (d) propagación de las grietas durante la etapa no lineal. (El color azul indica mínima deformación en el espécimen mientras que el rojo representa una grieta completamente abierta) [51].

A partir del registro de la fuerza aplicada y de las deformaciones medidas mediante los LVDTs se obtuvieron las curvas esfuerzo-deformación, que junto a la forma de falla de los prismas permiten evaluar el comportamiento a compresión uniaxial de la mampostería (ver Figura 3.7). El esfuerzo máximo a compresión promedio ($\sigma_{\text{máx}}$) fue de 0.36MPa con un coeficiente de variación (CV) del 15%, y la deformación unitaria promedio para el esfuerzo máximo ($\varepsilon_{\text{máx}}$) fue de 3.45×10^{-3} mm/mm con un CV del 12%. Utilizando el criterio propuesto por [46] se obtuvo un módulo de elasticidad promedio (E) de 107MPa con un CV del 28%. La relación entre el módulo de elasticidad y la resistencia a compresión $E/\sigma_{\text{máx}}$ de 297 se encuentra dentro del rango propuesto por Tomaževič [74], que varía entre 200 y 1000. No fue posible obtener la respuesta completa post pico, debido a que las grietas atravesaban la superficie de apoyo de los LVDTs lo que ocasionó su desprendimiento de los prismas. Los parámetros mecánicos obtenidos en los ensayos se muestran en la Tabla 3.3.

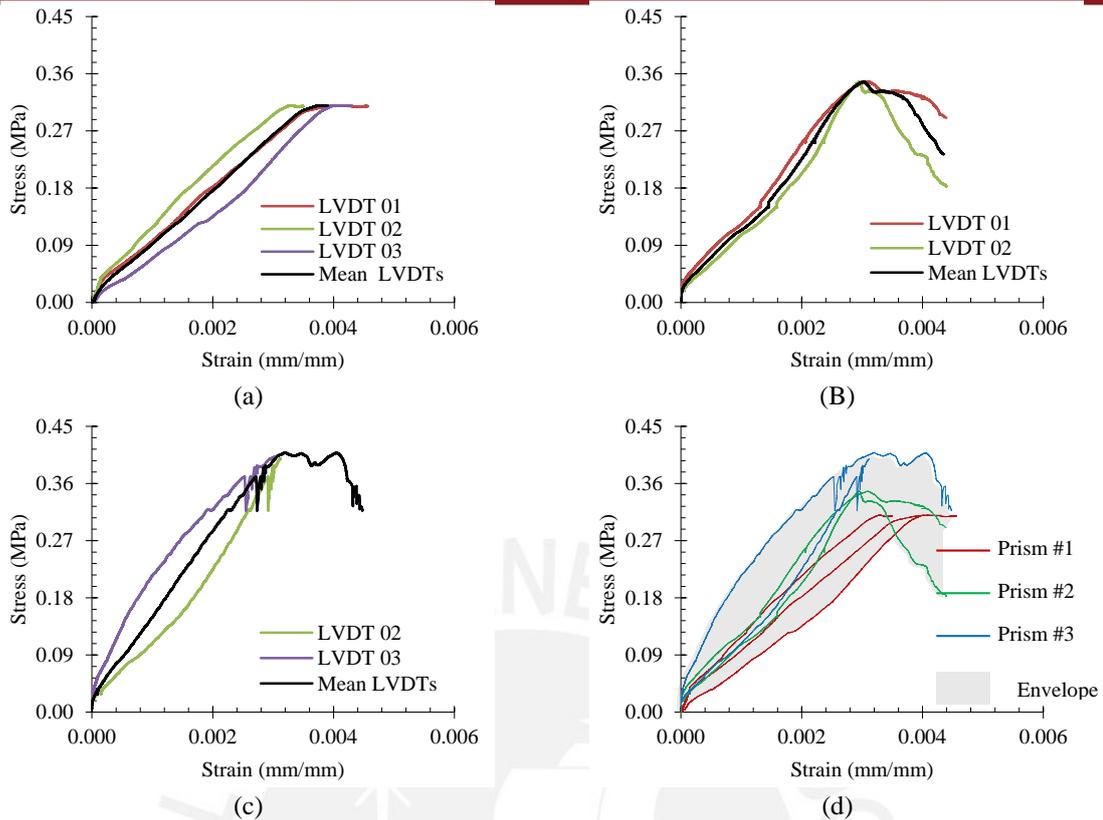


Figura 3.7. Curvas esfuerzo-deformación del (a) prisma 01, (b) prisma 02, (c) prisma 03 y (d) envolvente [51].

Tabla 3.3. Propiedades mecánicas de los prismas de adobe obtenidas de los ensayos de compresión

Prisma	$\sigma_{\text{máx}}$ (MPa)	$\epsilon_{\text{máx}}$ ($\times 10^{-3}$ mm/mm)	E (MPa)
01	0.31	3.85	84
02	0.35	3.03	102
03	0.41	3.47	136
Promedio	0.36	3.45	107
Desviación estándar	0.05	0.41	29.96
CV	15%	12%	28%

El análisis de los componentes de la mampostería a partir de las imágenes captadas por el equipo de video correlación muestra que el mortero alcanza deformaciones hasta 12 veces más que el adobe, como se observa en la Figura 3.8b, lo que podría indicar que el comportamiento global del sistema depende fuertemente de la calidad del mortero. La influencia del mortero en el comportamiento resulta notoria al comparar la deformación medida en la mampostería con el LVDT y con el sistema de correlación de imagen digital, una vez que el LVDT cubre una menor extensión de mortero. La longitud inicial del LVDT era de 320mm, a lo largo de la cual cerca del 80% era adobe y el resto mortero. En el caso de la longitud analizada con el ARAMIS (100 mm) el 70% aproximadamente era adobe. A pesar de la buena correspondencia de resultados, dicha diferencia podría ser el parámetro que genere que la curva de esfuerzo-deformación obtenida del ARAMIS tenga una menor pendiente y aparentemente mayores deformaciones, como se observa en la Figura 3.8a. . Además, es importante recordar que los LVDTs no lograron registrar el comportamiento

post pico completamente, lo que por un lado produce que el desfase mostrado en la Figura 3.8a sea aún más evidente, pero por otro lado indica la utilidad del sistema de medición de deformaciones sin contacto.

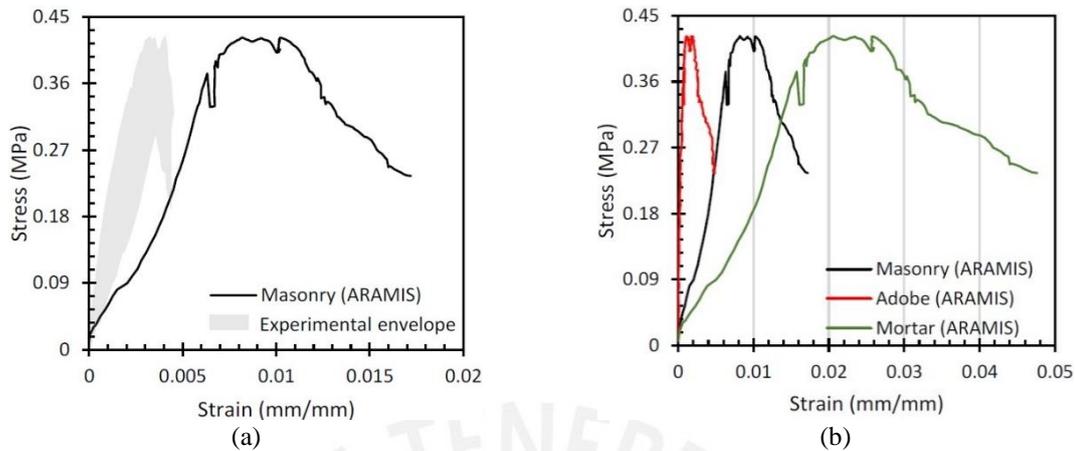


Figura 3.8. Comportamiento de la mampostería y sus componentes bajo cargas de compresión: (a) desfase entre el sistema de correlación óptica y los LVDTs y (b) componentes de la mampostería durante el ensayo de compresión [51].

3.3 Modelación numérica

La modelación numérica se desarrolló considerando modelos continuos de elementos finitos y asumiendo a la mampostería de adobe como un material homogéneo e isotrópico. Para representar el agrietamiento del material se utilizó el concepto “smeared crack” bajo el enfoque “total strain crack model” disponible en el software DIANA [75]. Los modelos de agrietamiento utilizados en la modelación numérica del ensayo de compresión de los prismas fueron los desarrollados para el concreto: “fixed orthogonal crack model” (TSCM-fixed) y el “coaxial rotating crack model” (TSCM-rotating) [76]. Con el primero se calibraron las propiedades mecánicas necesarias para el modelamiento numérico y se evaluó la influencia del tipo de elemento finito y la geometría (2D regular, 2D irregular, 3D regular y 3D irregular). Una vez obtenidas las propiedades necesarias, el tipo de elemento finito y la geometría apropiados para la modelación del ensayo de compresión de los prismas se usó el segundo modelo para comparar la respuesta numérica de los prismas bajo estos dos modelos de agrietamiento.

Los modelos computacionales de los prismas ensayados en laboratorio se construyeron con base en la geometría obtenida mediante la reconstrucción fotogramétrica en 3D, generando modelos tridimensionales aproximados (ver Figura 3.9a). Como una primera evaluación se usaron elementos finitos 3D con 20 nodos de integración CHX60 [75] (esquema de integración de Gauss de 3x3x3 con 3 grados de libertad traslacionales por nudo) con una relación de aspecto cercano a uno y el modelo de agrietamiento TSCM-fixed. La carga fue aplicada mediante un desplazamiento vertical de 5mm en la parte superior del modelo numérico, en esta zona se restringió el desplazamiento horizontal, mientras que en la base se restringieron los desplazamientos. El método de solución utilizado fue el Newton-Raphson Modificado. El número de pasos de carga fueron 2 de 0.1, 50 de 0.01 y 100 de 0.05 veces el valor del desplazamiento vertical asignado (5mm). El número máximo de iteraciones por paso de carga fue de 1000. El criterio de convergencia fue dado por energía con una norma de 0.001.

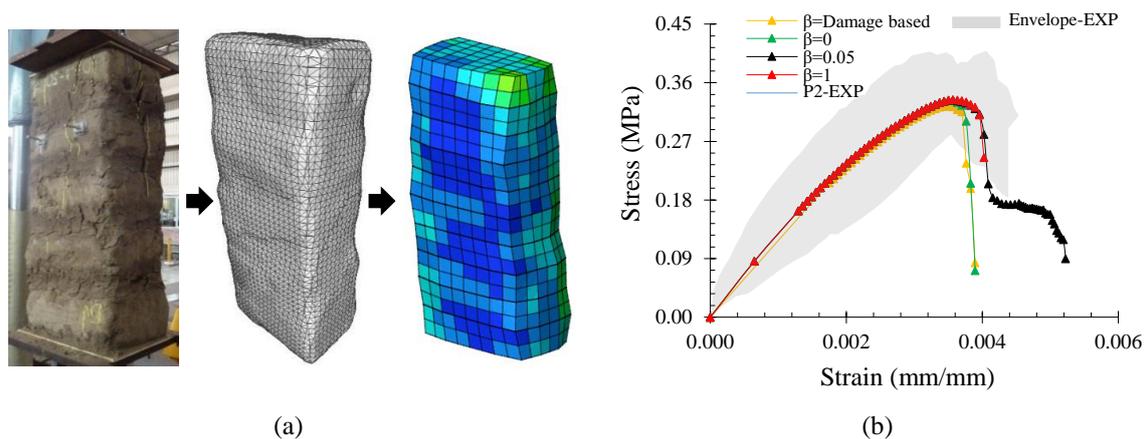


Figure 3.9. Generación de geometría (a) el prisma elaborado fue reconstruido digitalmente mediante la fotogrametría para luego generar el modelo en elementos finitos (b) Variación de la respuesta del prisma 02 con diferentes valores de factores de retención de corte β .

El comportamiento a compresión fue descrito por una tendencia parabólica, mientras que en tracción se consideró una ley de decrecimiento exponencial, estos modelos se encuentran implementados en el software DIANA [75]. Parte de las propiedades empleadas en el modelo se obtuvieron de los ensayos experimentales. Sin embargo, debido a que no se realizaron ensayos de tracción, fue necesario recurrir a la literatura cuando no se disponía de información experimental. Se asumió la resistencia a tracción f_t como $\sigma_c/10$, según lo propuesto en [77] y [78]. Para el cálculo de la energía de fractura en compresión se consideró un factor de ductilidad μ (relación entre energía de fractura y resistencia a la compresión) igual a 1.6 mm [79]. Para la energía de fractura en tracción se consideró μ igual a 0.029 mm de acuerdo a recomendaciones mostradas en [52]. La densidad utilizada fue la reportada en un informe técnico del proyecto arqueológico Huaca de la Luna [80]. El modelo de agrietamiento utilizado requirió precisar el valor del factor de retención de corte β . De acuerdo a [81] este parámetro depende del tipo de carga y estructura y necesita ser calibrado para obtener una respuesta post pico adecuada.

Usando la respuesta experimental del prisma 02 como línea base, cuatro valores para β fueron analizados, el primero correspondió a un valor cercano a cero, el segundo cercano a uno, el tercero usando un valor de $\beta=0.05$ propuesto por [65] para mampostería de adobe y el cuarto correspondiente al modelo “damaged based model” implementado en DIANA [75]. En la Figura 3.9b se muestran las curvas experimentales del prisma 02 “P2-EXP”, la envolvente experimental de los tres prismas “Envelope-EXP” y las respuestas numéricas para los diferentes valores de β . Como se observa el “damaged based model” y el valor cercano a cero muestran una caída súbita en la curva esfuerzo-deformación, mientras los valores de 0.05 y cercano a uno arrojan una curva con degradación de la resistencia. Del análisis se tiene que cuando se usa $\beta=0.05$ se tienen menos problemas de convergencia y una mayor respuesta post pico, por lo que este valor será usado en los modelos numéricos. Las propiedades utilizadas para la mampostería de adobe se resumen en la Tabla 3.4.

Tabla 3.4. Propiedades del adobe usadas para los modelos numéricos

	Densidad (kg/m ³)	1735 [80]
Propiedades básicas	Módulo de elasticidad (MPa)	115
	Módulo de Poisson	0.2
Propiedades Inelásticas	Compresión	
	Resistencia a la compresión (MPa)	0.36
	Energía de fractura a compresión (N/m)	576
	Tracción	
Resistencia a tracción (MPa)	0.036	
Energía de fractura a tracción (N/m)	1.044	
Corte	Factor de retención de corte	0.05

Se realizó un análisis paramétrico de las energías de fractura en compresión y tracción, para verificar que los valores empleados sean los más apropiados. Los valores de energía de fractura a compresión y tensión a emplear se seleccionaron con el criterio de obtener una respuesta más estable y con mayor similitud al comportamiento observado en los ensayos de compresión de prismas. Para el ajuste de la respuesta a compresión en función de la energía de fractura a tracción (ver Figura 3.10a), el mayor valor se tomó de [65]. En el resto de casos se tomaron los valores límites del rango propuesto por [52] y su valor recomendado con base en la ductilidad de las unidades a tracción. En cuanto a la energía de fractura a compresión, el mayor valor corresponde a los datos experimentales de [19]. Los valores intermedios se encuentran al multiplicar la resistencia a compresión por un factor de ductilidad igual a 1.6 mm [79] y 1.0 mm [78]. Finalmente, el menor de los valores se determinó haciendo uso de la regresión lineal propuesta en [19], para la determinación de la energía de fractura a compresión con base en la resistencia a compresión (ver Figura 3.10b).

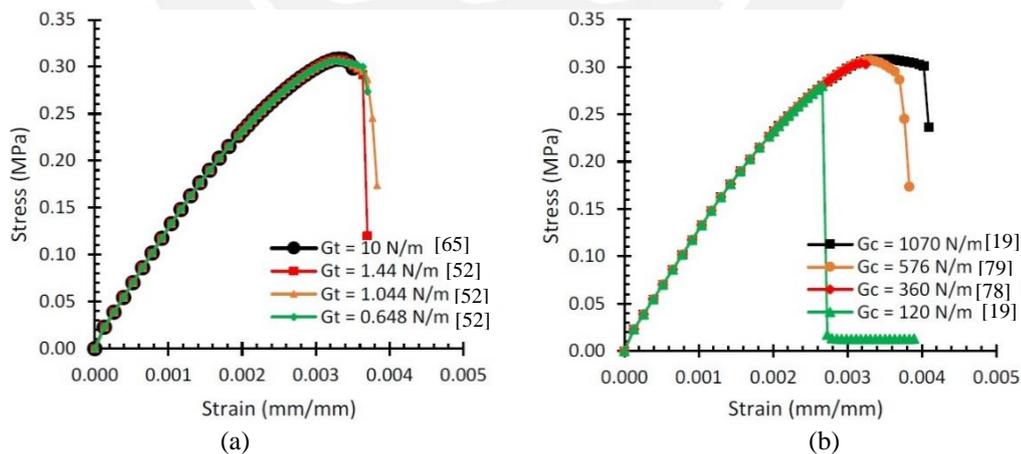


Figura 3.10. Comportamiento a compresión del prisma #2 con análisis paramétrico de la (a) energía de fractura de tracción y (b) energía de fractura a compresión [51].

Para evaluar la influencia de la geometría en el análisis se consideraron cuatro tipos de modelos: dos usando elementos tipo lámina (2D) y dos utilizando elementos sólidos (3D). En el primer caso se utilizaron elementos tipo shell de 8 nodos en estado plano de esfuerzo, CQ16M [75] (esquema de integración de Gauss de 2x2 con 2 grados de libertad

traslacionales por nudo), se construyó un primer modelo con elementos cuadriláteros regulares. Después, a partir de un modelo 3D del prisma obtenido mediante reconstrucción fotogramétrica se tomó una sección representativa del prisma para desarrollar un modelo con elementos shell. En una fase posterior se emplearon elementos sólidos con 20 nodos, CHX60 [75]. También en este caso, se modeló un prisma regular, y otro considerando el modelo obtenido de la reconstrucción fotogramétrica. La Figura 3.11 muestra todos los modelos geométricos considerados. En ninguno de los casos se consideró modelar la interacción entre el prisma y el equipo de compresión.

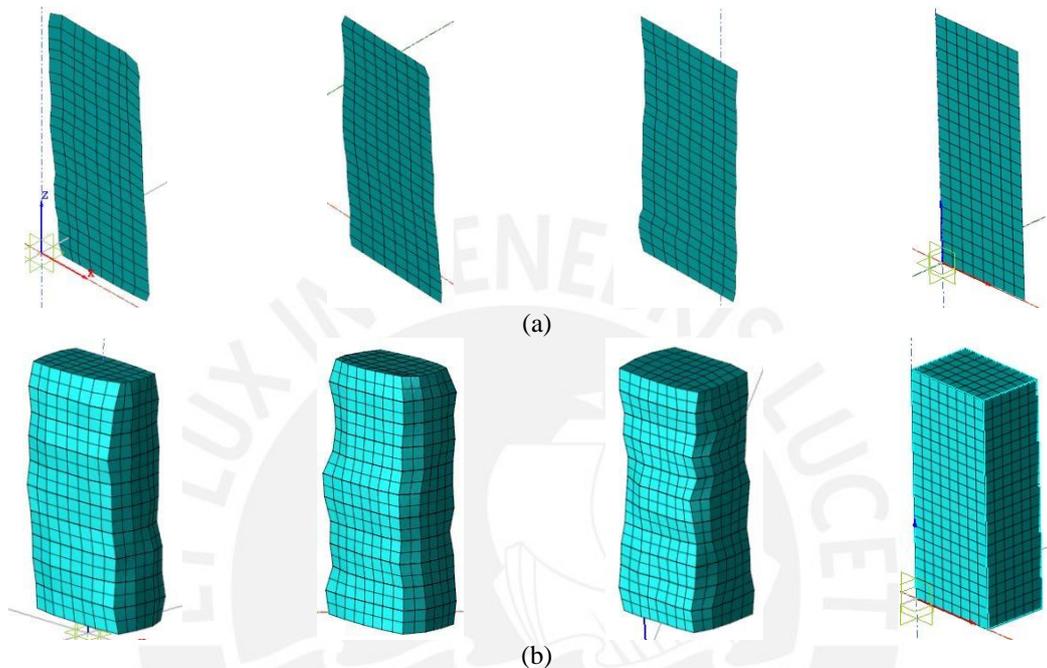


Figura 3.11. Modelos con elementos finitos: (a) 2D en estado plano de esfuerzo y (b) sólidos (de izquierda a derecha: Prisma #1 al #3 y geometría simplificada) [51].

Los resultados de la simulación numérica de los ensayos de compresión en términos de curvas esfuerzo-deformación se muestran en la Figura 3.12. Se observa, en general, una buena aproximación a la respuesta general de los varios prismas ensayados. Es evidente que al considerar una geometría más detallada con elementos sólidos se consiguen resultados más cercanos a los experimentales, en especial con respecto a la predicción del modo de falla. Por otro lado, el costo computacional al emplear elementos sólidos es mucho más alto comparativamente a los modelos 2D y la respuesta obtenida de ambos no difiere notablemente en cuanto a relaciones esfuerzo-deformación. Cuando se simplifica la geometría, la predicción sigue aproximando la respuesta experimental (Figura 3.12d).

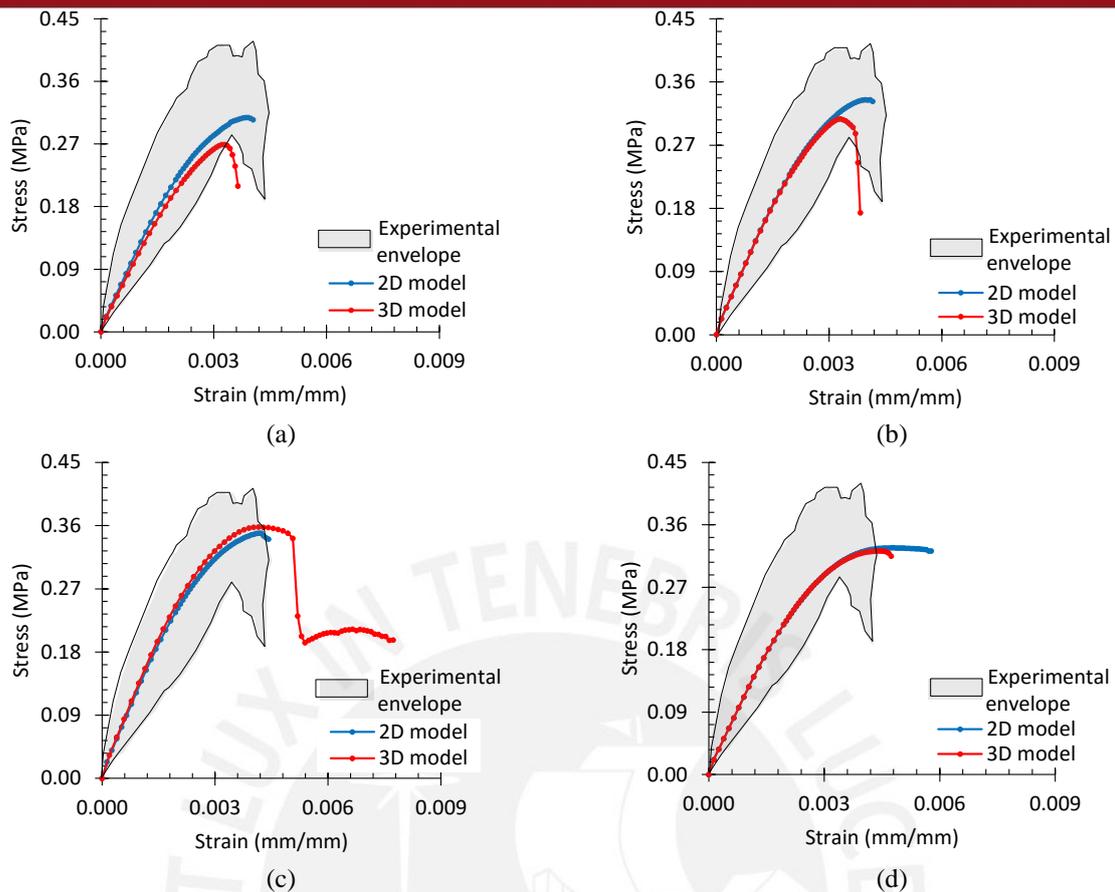


Figura 3.12. Diagramas esfuerzo-deformación de los prismas. Resultados experimentales y numéricos (a) Prisma #1 (b) Prisma #2 (c) Prisma #3 y (d) modelos simplificados [51].

Las curvas obtenidas de las simulaciones numéricas presentan en general una buena aproximación en la parte lineal de la respuesta experimental. Sin embargo, las curvas no logran reproducir completamente la respuesta y denotan una falla abrupta tras alcanzar el pico, aunque el patrón de agrietamiento tenga en todos los casos bastante similitud a lo registrado en los ensayos (ver Figuras 3.13a, 3.13b y 3.13c). Por otro lado, para el prisma #3 se consiguió continuar el análisis aún después de la carga máxima, y se logró reproducir un mecanismo de falla muy similar al experimental (Figura 3.12d). El patrón de agrietamiento se logró reproducir únicamente en los modelos con elementos sólidos. La formación de grietas se inicia debido a una concentración de esfuerzos en los extremos de los especímenes. Cuando la etapa lineal termina, se propagan grietas verticales desde los extremos hacia el centro del espécimen. Este comportamiento está influenciado principalmente por la energía de fractura a tracción. En el caso de los prismas #1 y #2, la formación de grietas se da desde el extremo superior hacia el centro, mientras que en el prisma #3 se inician en la base.

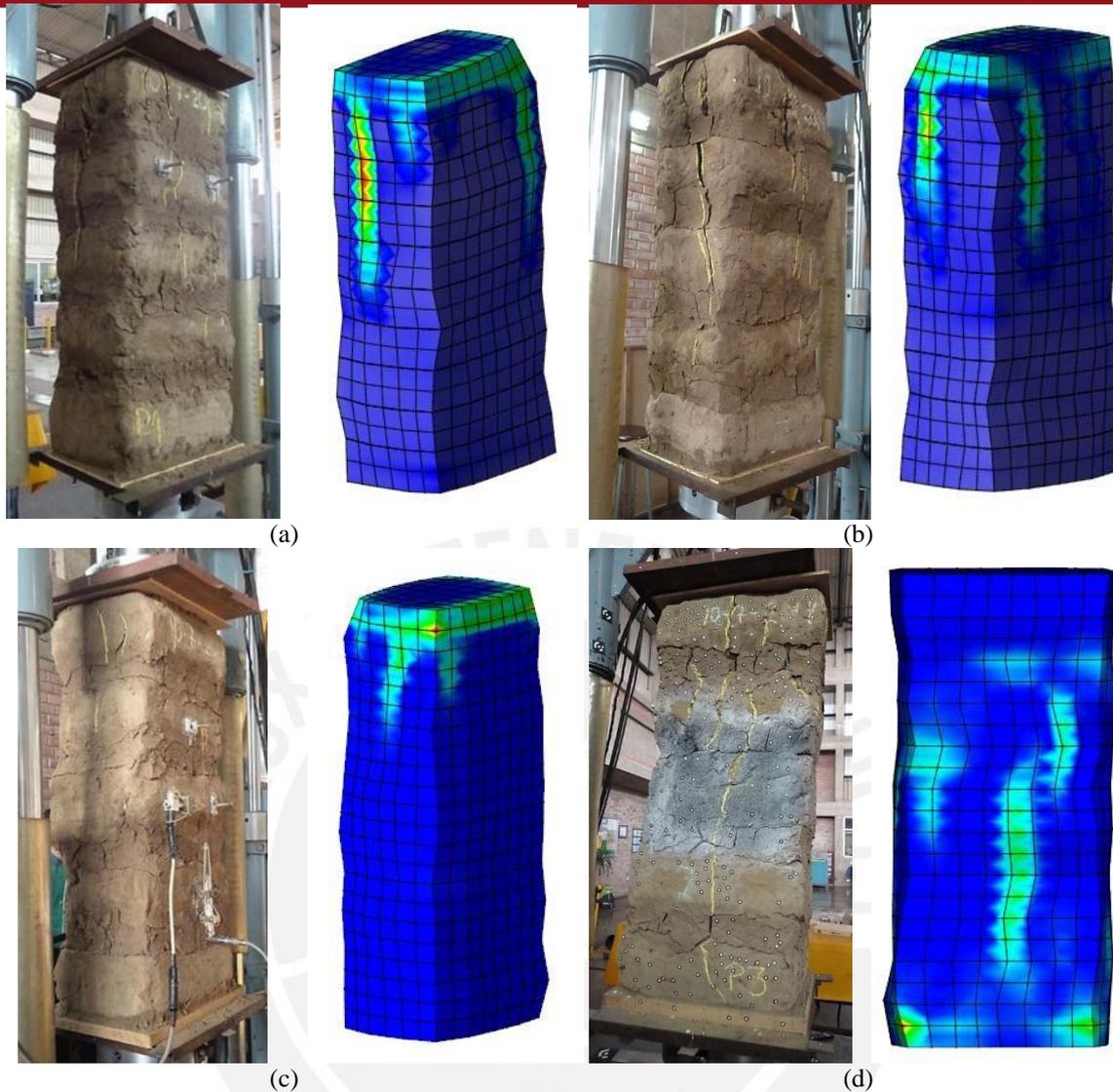


Figura 3.13. Patrones de grietas obtenidos de los ensayos experimentales y modelos numéricos (a) vista frontal del Prisma #1 (b) vista izquierda del Prisma #1 (c) vista lateral del Prisma #2 y (d) vista frontal del Prisma #3 [51].

Para la aplicación del modelo de agrietamiento “coaxial rotating crack model” se utilizaron las mismas propiedades mecánicas, características de la aplicación de carga y método de solución que el usado con el modelo de agrietamiento “fixed orthogonal crack model”. Para los dos modelos de agrietamiento la respuesta numérica fue comparada con la experimental en términos de curvas esfuerzo-deformación y modo de falla. En la Figura 3.14 se muestran los modos de falla de los prismas 1, 2 y 3 obtenidos de los ensayos experimentales y modelación numérica. En la Figura 3.15 se muestran las curvas esfuerzo-deformación de los tres prismas modelados bajo estos dos modelos de agrietamiento junto con la envolvente obtenida de los ensayos experimentales.

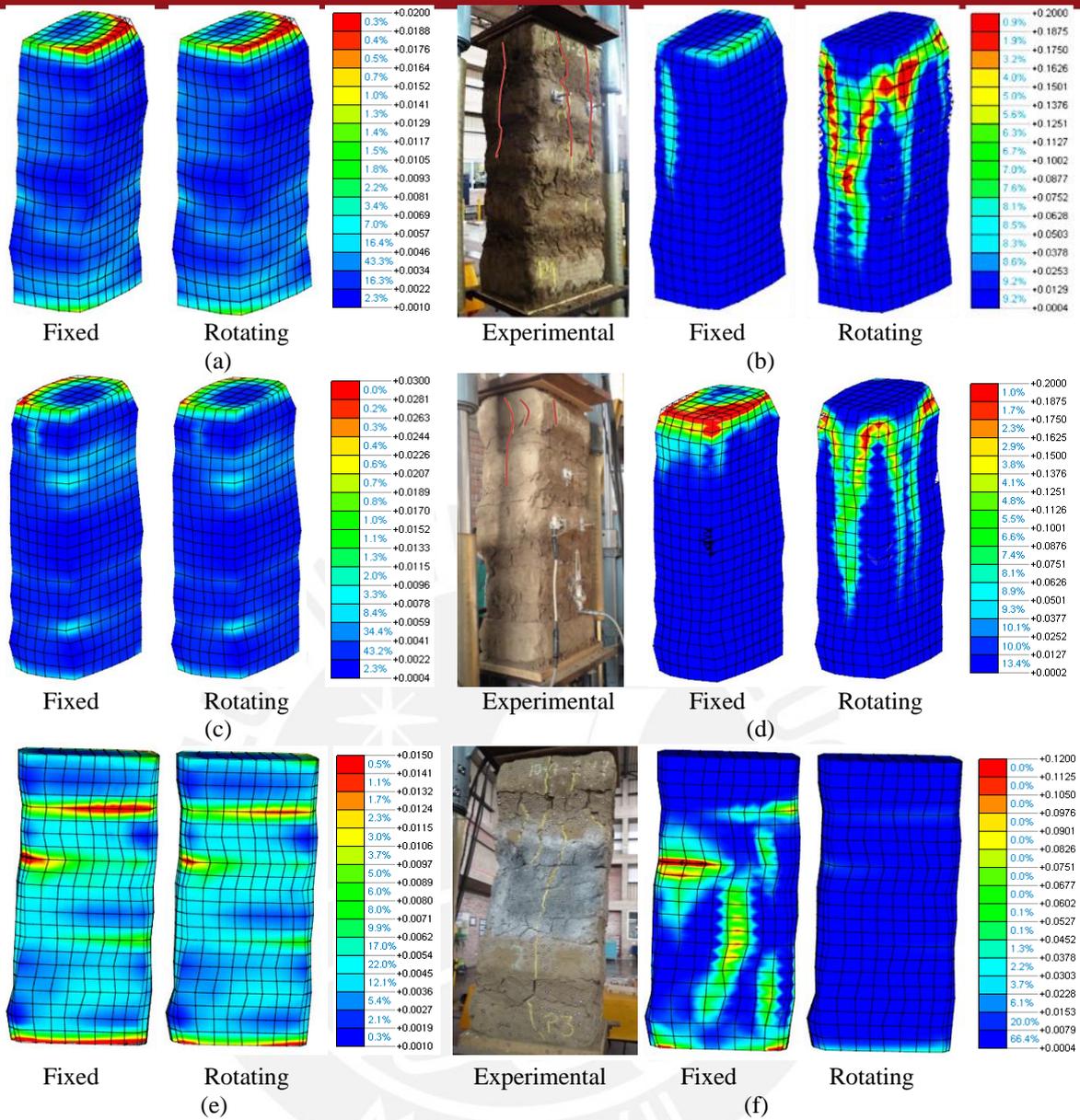


Figura 3.14. Respuesta de los prismas bajo compresión uniaxial (a) Deformaciones totales por corte al nivel de resistencia de compresión usando los modelos “fixed and rotating crack models” para el prisma 01 (b) deformaciones por corte total al final del ensayo experimental y numéricos para el prisma 01 (c) deformaciones por corte total al nivel de resistencia de compresión usando los modelos “fixed and rotating crack models” para el prisma 02 (d) deformaciones por corte total al final del ensayo experimental y numéricos para el prisma 02 (e) deformaciones por corte total al nivel de resistencia de compresión usando los modelos “fixed and rotating crack models” para el prisma 03 y (f) deformaciones por corte total al final del ensayo experimental y numéricos para el prisma 03.

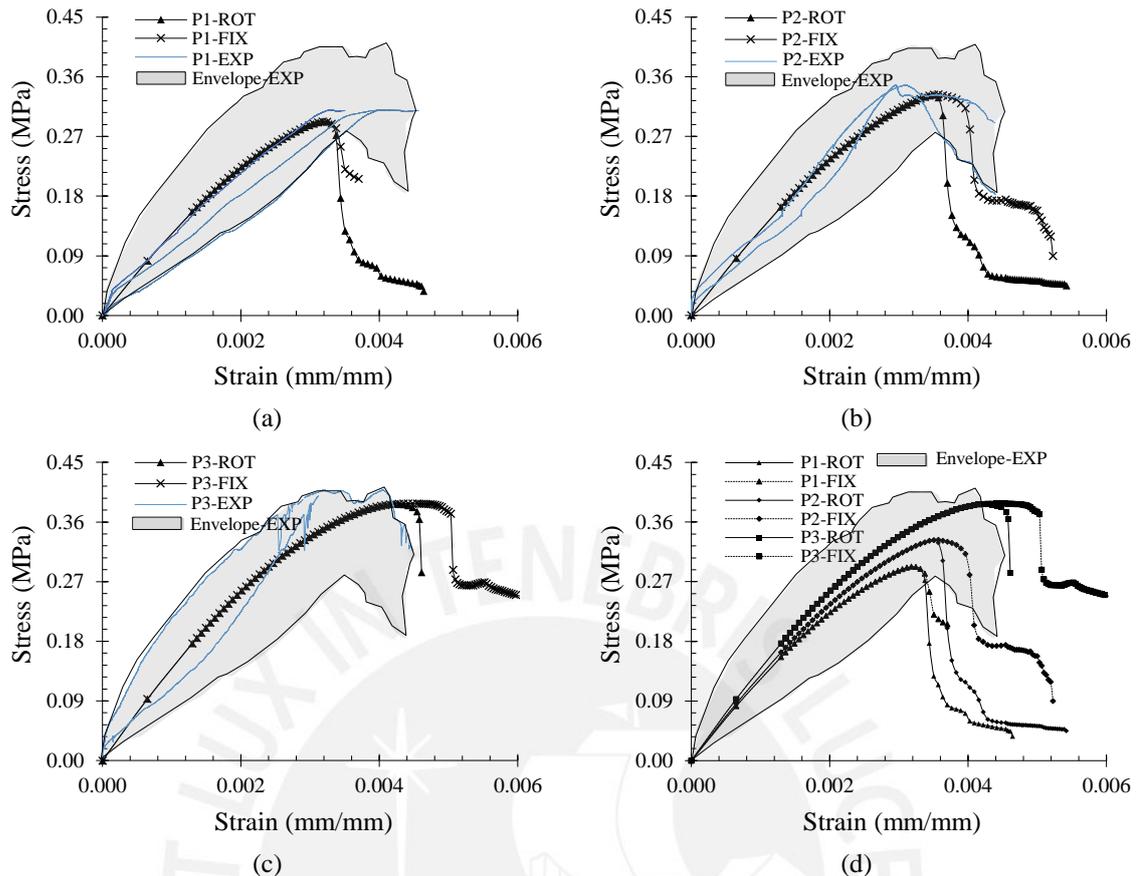


Figura 3.15. Curvas esfuerzo-deformación de los modelos numéricos del ensayo de compresión uniaxial de prismas (a) prisma 01 (b) prisma 02 (c) prisma 03 y (d) prismas 01, 02 y 03.

Para los modelos de agrietamiento usados se observa que hasta el máximo esfuerzo de compresión el comportamiento en términos de curvas esfuerzo-deformación fue prácticamente el mismo. La resistencia a compresión predicha por los dos modelos de agrietamiento fue la misma. Sin embargo, la deformación unitaria al pico de esfuerzo fue ligeramente diferente, para este parámetro el modelo TSCM-fixed da en promedio un valor 1.06 veces mayor que el modelo TSCM-rotating. La mayor diferencia entre estos dos modelos fue la respuesta en la región post pico. Las curvas esfuerzo-deformación para los modelos TSCM-rotating muestran una caída súbita del esfuerzo en la región post pico, mientras que los modelos TSCM-fixed muestran una caída súbita combinada con una degradación gradual de la resistencia. En términos de deformaciones, para el prisma 01 una respuesta más larga fue obtenida usando el modelo TSCM-rotating. Para el prisma 02 un mismo nivel de deformación fue obtenido con ambos modelos de agrietamiento. Para el prisma 03 la respuesta más larga fue obtenida con el modelo TSCM-fixed. En términos de resistencia el modelo TSCM-rotating da menores valores para un mismo nivel de deformación y muestra una degradación de resistencia más rápida que el modelo TSCM-fixed. En términos de modo de falla, para los prismas 01 y 02 el modelo TSCM-rotating muestra una mejor concordancia con el modo de falla observado en laboratorio, mientras que para el prisma 03 fue el TSCM-fixed. Los valores de resistencia y deformación al máximo esfuerzo de compresión obtenidos para los modelos numéricos se muestran en la Tabla 3.5.

Tabla 3.5. Resistencia a compresión y deformación al máximo esfuerzo de compresión de los modelos numéricos

Prisma	TSCM-fixed		TSCM-rotating	
	σ (MPa)	ε (mm/mm)	σ (MPa)	ε (mm/mm)
01	0.29	0.0032	0.29	0.0032
02	0.33	0.0036	0.33	0.0035
03	0.39	0.0045	0.39	0.0042
Promedio	0.34	0.0038	0.34	0.0036
CV	14%	19%	14%	15%
Experimental /Numérico	0.94	1.09	0.94	1.03

3.4 Análisis y discusión de resultados

En la literatura se encuentra que las unidades de mampostería muestran una rigidez y resistencia mayor que la mampostería misma [19]. Esta característica se confirmó también durante el ensayo de compresión del prisma #3 mediante las lecturas con el equipo de correlación de imagen digital en donde es evidente que la deformación de las unidades es varias veces menor que la del sistema de mampostería. Esto demuestra que el mortero tiene una elevada influencia en el comportamiento de los prismas ante cargas de compresión. Un factor que posiblemente haya influenciado en el comportamiento del mortero es que fue remodelado con agua en laboratorio para la fabricación de los prismas. Es probable que por el proceso de fabricación (y un secado abrupto) el mortero haya perdido rigidez a comparación del que se encuentra en el centro arqueológico, el cual tiene un tiempo de curado de alrededor de 1500 años. Esta hipótesis podría explicar la razón por la que el valor del módulo de elasticidad encontrado es menor que el obtenido en [78] en el cual se realizaron ensayos de caracterización in-situ. A pesar de ello, el orden de magnitud de estos valores es semejante.

Las curvas esfuerzo-deformación experimentales evidencian que para este tipo de mampostería la ubicación apropiada del sistema que mide las deformaciones locales es fundamental para una correcta caracterización. Como se observó, existe diferencia en las deformaciones medidas en diferentes posiciones, ya que el sistema está compuesto de materiales que tienen propiedades distintas. En este caso, para la comparación numérica se decidió utilizar las propiedades registradas por los LVDTs puesto que había más ensayos disponibles con este sistema y que las deformaciones registradas por dichos instrumentos corresponden a una longitud inicial que representa adecuadamente el sistema de mampostería.

El análisis paramétrico de la energía de fractura en tracción y compresión permitió verificar los valores más adecuados para modelar el agrietamiento de los prismas de adobe. En general, la variación de la energía de fractura a tracción no tuvo una gran influencia en la respuesta esfuerzo-deformación. Debido a esto, el criterio para la selección de este parámetro se basó en la aproximación de los mecanismos de falla que diferían notablemente al variar esta propiedad. Por otro lado, la influencia de la energía de fractura en compresión es mayor. Cuando se emplearon valores en el rango más bajo presentado en [78] y [19] no se consiguió reproducir el comportamiento no lineal adecuadamente y además el error en la predicción de la carga máxima de compresión fue mayor. Por el contrario, al adoptar una energía de fractura mayor a partir de [19], las incursiones en el régimen no lineal fueron

mucho más extensas, siendo los niveles de deformaciones aparentemente excesivos, a excepción del prisma #1.

Los resultados obtenidos de los modelos numéricos propuestos presentan aceptable correlación con los experimentales. En general, se consiguió aproximar el comportamiento a compresión de los prismas usando los modelos tridimensionales llegando hasta un 94% de la resistencia compresión. Por otro lado, con los modelos geométricos más simples de elementos shell, se llegó al 99% de la carga máxima en el prisma #1 y al 85% en el prisma #3. Ambos modelos reproducen satisfactoriamente el comportamiento de los especímenes ensayados, en especial en la predicción del esfuerzo de rotura. Con respecto a las deformaciones, se logró una aproximación aceptable, aunque no tan robusta como en el caso de los esfuerzos. El mejor resultado obtenido de los modelos 2D presenta un error de 7% (prisma #1) con respecto a la deformación correspondiente a la carga pico, mientras que en el caso menos favorable el error es de 39% (prisma #2). En cuanto a los modelos sólidos, se observa un error del 9% cuando se usa el TSCM-fixed y de un 3% cuando se usa el TSCM-rotating.

3.5 Observaciones finales

Mediante el análisis de deformaciones del prisma #3 en particular se determinó el proceso de formación de grietas durante el ensayo de compresión. Es notable resaltar que el mortero presenta agrietamiento a esfuerzos reducidos, mientras que el adobe inicia el agrietamiento cerca de la carga máxima. Estos resultados se pueden aplicar directamente en la inspección de construcciones similares a la Huaca de la Luna, que debido a sus dimensiones podrían alcanzar grandes esfuerzos de compresión. Se debe tener especial cuidado cuando se encuentren grietas en las unidades de adobe en zonas en que exista una gran concentración de esfuerzos de compresión, puesto que estas se podrían encontrar en un régimen inelástico cercano al colapso. Sin embargo, es necesario realizar una campaña experimental más extensa que incluya el análisis detallado de la formación de grietas para corroborar estas primeras observaciones.

Los modelos numéricos propuestos muestran una aceptable relación con los resultados experimentales. Las propiedades de resistencia y deformación en la rotura se aproximan bastante a los obtenidos en los ensayos, además que presentan un mecanismo de agrietamiento similar. Sin embargo, es necesario complementar la campaña experimental con una mayor cantidad de ensayos de caracterización, en especial de la interface unidad-mortero. Es posible que, mediante el uso de técnicas de micro modelación (unidades y mortero son representadas por elementos continuos, mientras la interface unidad-mortero es representada por elementos discontinuos) se pueda reproducir la respuesta con mayor aproximación. También se debe prestar especial atención a los modelos de material escogidos, en particular al que gobierna el comportamiento a compresión. En la presente investigación no se profundizaron otros modelos, pero es posible que otros describan de mejor forma el comportamiento de la mampostería de adobe. En general, los modelos con elementos en estado plano de esfuerzo llegaron a desarrollar un mayor esfuerzo resistente a compresión, posiblemente debido a que no se presentó la misma concentración de esfuerzos que en los modelos sólidos. Esto resulta más evidente al observar que existe una gran concentración de esfuerzos en los extremos de los prismas, que es por donde aparecen primero las grietas.



Capítulo 4

Comportamiento mecánico a corte cíclico de la mampostería de adobe

4.1 Introducción

Los sismos son uno de los principales riesgos naturales causantes de pérdida de edificaciones históricas de mampostería de tierra. Debido al valor histórico y económico de estas construcciones se hace indispensable realizar tareas que mitiguen del daño causado por estos eventos. Uno de los primeros pasos para mitigar el daño en estas estructuras es evaluar la respuesta de estas construcciones ante acciones causadas por los sismos. Esto requiere de un conocimiento adecuado del comportamiento ante cargas laterales de la mampostería, el cual se obtiene por medio de ensayos de laboratorio y simulaciones numéricas.

La capacidad resistente al corte en el plano de la mampostería de adobe no ha sido tan estudiada como en otros materiales (concreto, mampostería de ladrillo o la mampostería de piedra). Es así que no existe una normativa que sea directamente aplicable para evaluar el comportamiento ante cargas laterales en el plano de la mampostería de adobe. Sin embargo, de los estudios realizados se pueden aplicar criterios comunes a este tipo de material. Aspectos relacionados a la geometría del espécimen a ensayar, condiciones de borde, forma de aplicación de la carga e instrumentación usada deben ser considerados cuidadosamente durante estos ensayos, ya que estos afectan directamente en los resultados obtenidos.

Existen diferentes configuraciones del ensayo que aparte de considerar las condiciones geométricas de la muestra de mampostería, varían principalmente por la forma en que la carga es introducida y por las condiciones de contorno. Algunos estudios indican que aquellas configuraciones en donde el borde superior de la mampostería es forzada a permanecer paralela a su base garantizan la respuesta a corte de la mampostería. Esto se llevaría a cabo manteniendo el control de la deformación vertical con base en actuadores hidráulicos ([82], [83], [84], [85], [86], [87] y [88]). Sin embargo en [33] se argumenta que también es posible utilizar arreglos donde el borde superior del muro está libre de rotar. Estos permitirían también poder evaluar las distintas formas de falla que se produce en la mampostería cuando está sujeta a cargas horizontales.

Al igual que en las condiciones de borde, la forma como la carga horizontal es aplicada también varía. En la literatura podemos encontrar diversas formas de aplicar la carga horizontal ([82] y [89]). Esta se puede aplicar como una fuerza concentrada en un lado de la pared, puede aplicarse a una viga muy rígida ubicada en la parte superior del muro de modo que pueda transmitir por fricción la carga o utilizando una viga de baja rigidez creando una situación intermedia entre la primera y la segunda. Además, se puede utilizar un dispositivo que genere una fuerza y un momento anti rocking. En [89] se estudia el efecto de la forma de aplicación de la carga horizontal en muros hechos de bloques de concreto de bajo peso de dimensiones $1.00 \times 1.15 \times 0.14 \text{ m}^3$ (ver Figura 4.1). Se concluyó que aplicando la carga horizontal como en la Figura 4.1a se verificaba la ocurrencia del efecto de rocking, el mismo que podía ser controlado aplicando una carga de pre compresión elevada o usando la configuración que se muestra en la Figura 4.1b.

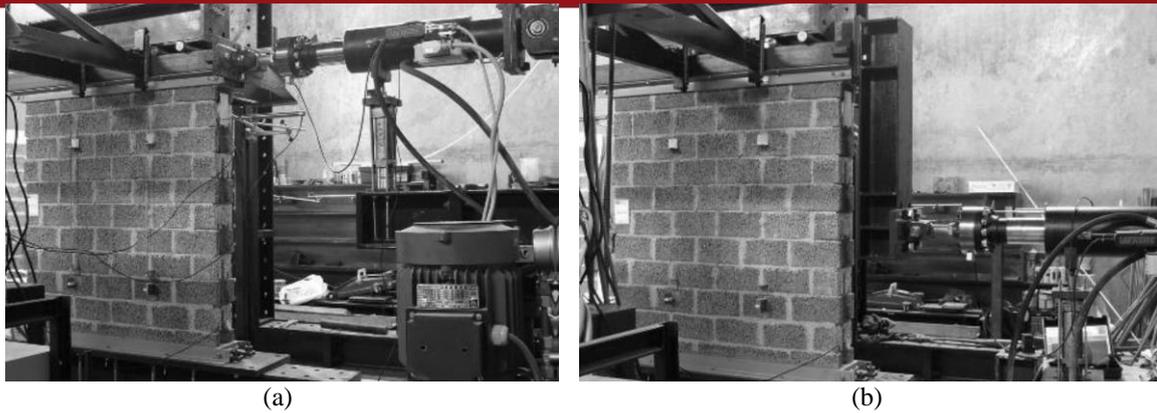


Figura 4.1. Aplicación de carga horizontal en ensayos de corte cíclico (a) carga aplicada en el borde superior del murete y (b) carga aplicada a media altura del murete [89].

Diferentes investigaciones nos demuestran que el patrón de carga tiene influencia en la respuesta del espécimen a ensayar. En [90] se indica que para obtener datos confiables que nos permitan evaluar el comportamiento en cuanto a resistencia, degradación de la rigidez y capacidad de disipación de energía de muros de mampostería es necesario usar patrones de carga cíclicos, lo que concuerda con lo establecido en la norma ASTM E2126 [91]. En los ensayos de corte cíclico la carga es aplicada en fases que están definidas en función de la distorsión del espécimen, cada fase contiene un número de ciclos en los que se repite la distorsión. Las fases son aplicadas incrementando la distorsión hasta que se evidencia la pérdida total de resistencia a corte del espécimen. En la literatura podemos encontrar que el número de ciclos que se aplican por fase varían de uno [33], dos ([89], [92], [93], [94]) y tres ciclos por fase ([21], [90], [91]). El nivel de distorsión que se aplique al espécimen deberá tomar en consideración la naturaleza no dúctil del material, debido a eso deberán asignarse pequeños incrementos en las distorsiones para evitar que el espécimen que está siendo ensayado falle en una etapa temprana del ensayo [94]. En la norma ASTM E2126 [91] para el método de ensayo B se indica que la cantidad de fases que se necesita para evaluar la respuesta a corte debe ser como mínimo de 10.

Además del control de la carga, otra cuestión a tomar en cuenta es la instrumentación requerida para monitorear las deformaciones durante los ensayos. En general la instrumentación usada durante estos ensayos se propone con el objetivo de medir las deformaciones que se producen en la parte superior del espécimen, las deformaciones a lo largo de los lados verticales, deformaciones diagonales, desplazamientos relativos que podrían afectar el ensayo o detectar mecanismos de rocking ([21], [89], [92], y [95]).

En la Tabla 4.1 se muestra detalles de ensayos de corte cíclico realizados por investigadores en mampostería de adobe y materiales similares. Se observa el nivel de distorsión alcanzado hasta un estado elástico y último, así como el nivel de pre-compresión aplicada a los especímenes ensayados. Adicionalmente se muestra la resistencia mecánica a compresión de la unidad, mortero y sistema de mampostería.

Tabla 4.1 Distorsión aplicada en ensayos de corte cíclico

Material	Dimension m ³ (altura x longitud x ancho)	σ_{pc} (MPa)	$\sigma_{m\acute{a}x}$ (MPa)	σ_c und (MPa)	σ_c mort (MPa)	Frecue ncia (Hz)	D _E %	D _U %	Refere ncia
Adobe	1.30x1.05x 0.24	0.059	-	5.5	1.5	0.10	0.29	0.76	[96]
Adobe	2.50x2.00x 0.40	0.070	1.1	2.84	-	-	0.02	0.048	[60]
Adobe	2.50x2.00x 0.40	0.050	1.1	2.84	-	-	0.032	0.052	[60]
Adobe	2.50x2.00x 0.40	0.020	1.1	2.84	-	-	0.028	0.056	[60]
Adobe	1.08x1.02x 0.185	0.003	-	1.1	1.42	-	-	0.36	[95]
Adobe	3.07x3.50x 0.229	0.009	-	0.46	0.67	-	-	0.61	[21]
Sistema “Isolbloc ”	1.15x1.00x 0.14	0.90	-	-	-	Variabl e (v=0.0 036mm /min)	0.063	0.420	[97]
Piedra irregular	1.20x1.00x 0.20	0.50	-	-	-	Variabl e (v=6 mm/mi n)	0.133	3.116	[33]
Piedra irregular	1.20x1.00x 0.20	0.875	-	-	-	Variabl e (v=6 mm/mi n)	0.153	2.433	[33]
Piedra irregular	1.20x1.00x 0.20	1.25	-	-	-	Variabl e (v=6 mm/mi n)	0.160	2.138	[33]
Bloques concreto reforzado	0.76x1.80x 0.10	1.00	-	-	-	1.00	0.291	2.004	[90]
Bloques concreto reforzado	0.76x1.80x 0.10	2.00	-	-	-	1.00	0.199	1.274	[90]

σ_{pc} : esfuerzo de pre compresión; $\sigma_{m\acute{a}x}$: resistencia a compresión de la mampostería; σ_c und : resistencia a compresión de la unidad; σ_c mort : resistencia a compresión del mortero; D_E : distorsión elástica; D_U : distorsión última

El presente capítulo se enfoca en la evaluación de la respuesta sísmica en términos de resistencia, deformabilidad y disipación de energía de la mampostería de adobe de Huaca de la Luna por medio de ensayos de corte cíclico en el plano. El principal objetivo es obtener parámetros mecánicos que representen el comportamiento a corte de la mampostería de Huaca y que sirvan como datos de entrada para modelos numéricos desarrollados para realizar la evaluación estructural de este monumento. El desarrollo de este capítulo está dividido en cinco secciones. La sección 4.1 introduce la necesidad de conocer la respuesta ante cargas laterales de la mampostería, además se muestra la metodología y resultados encontrados por otros investigadores. En la sección 4.2 se describe a los especímenes usados en los ensayos de laboratorio, se indica el proceso constructivo y las características de los mismos. En la sección 4.3 se describe la configuración y procedimiento del ensayo, se expone las condiciones de borde del espécimen y se detalla las características de la fuerza y

su modo de aplicación. En la sección 4.4 se muestra los resultados en términos de curvas envolventes fuerza-desplazamiento junto con sus valores característicos obtenidos a partir de curvas elasto-plásticas equivalentes, además, se muestra la disipación de energía de los muros ensayados así como su modo de falla. En la sección 4.5 se analiza y discute los resultados, además, se interpreta la energía disipada en cada fase del ensayo. En la sección 4.6 se muestra las conclusiones de los ensayos remarcando lo encontrado en los ensayos en términos de modo de falla, disipación de energía y comportamiento histerético.

4.2 Descripción de especímenes

Se construyeron tres muretes de mampostería con adobes y mortero originales de Huaca de la Luna los cuales fueron sometidos a cargas horizontales cíclicas en laboratorio. Las dimensiones promedio de los especímenes fueron de $880 \times 850 \times 180 \text{ mm}^3$ (largo x alto x espesor), las cuales se consideraron con base en la disponibilidad de material y tomando como referencia el estudio realizado a la mampostería de adobe y materiales similares ([33], [95], [96] y [97]). Los adobes originales debido a su geometría irregular fueron cortados manualmente hasta conseguir dimensiones promedio de $280 \times 100 \times 180 \text{ mm}^3$ de modo que se garantice una geometría uniforme en los muretes (ver Figura 4.2a). El mortero fue triturado hasta eliminar partículas de mayor tamaño y se dejó hidratar por 48 horas (ver Figura 4.2b) para luego ser remezclado con agua hasta conseguir una consistencia trabajable (ver Figura 4.2c), el tamaño de la junta de mortero utilizado fue de 20mm. Durante la construcción se humedecieron las caras de los adobes para evitar que el mortero de barro pierda humedad rápidamente.

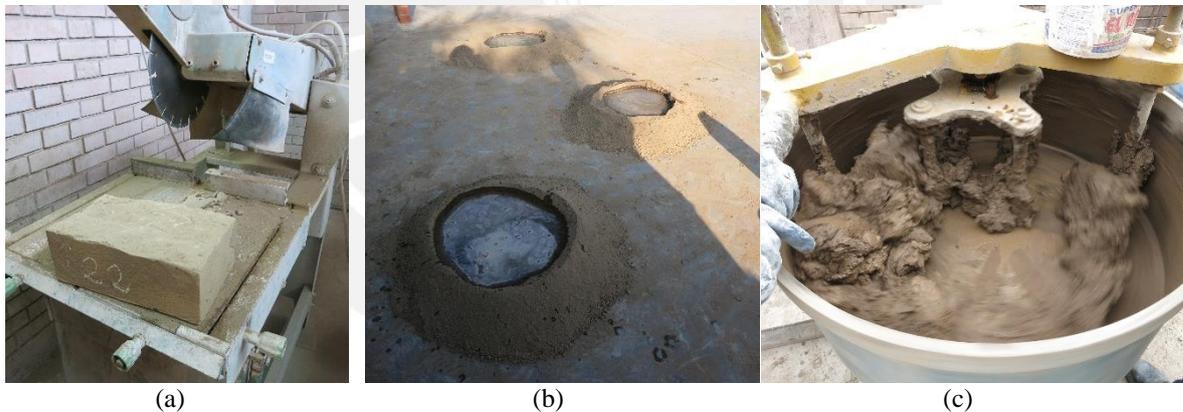


Figura 4.2. Proceso de preparación de materiales (a) corte de adobes (b) proceso de hidratación del mortero y (c) elaboración de mortero de barro.

Cada espécimen se construyó sobre una viga de concreto de $200 \times 200 \times 1000 \text{ mm}^3$ sobre la que se colocó inicialmente una junta de mortero barro pero que después fue reemplazada por una junta de cemento aplicando una técnica de calzadura. En la parte superior de los muretes se colocó una viga de concreto de $200 \times 200 \times 1000 \text{ mm}^3$ sobre una junta de mortero de cemento que fue colocada encima de la última hilada de adobes. El tiempo de secado de los especímenes fue de 60 días. En la Figura 4.3 se muestra el proceso constructivo de los muretes.



Figura 4.3. Proceso constructivo de muretes (a) asentado de adobes (b) humedecimiento de adobes (c) reemplazo de junta de mortero de barro por mortero de cemento (d) colocación de dintel en muretes (e) especímenes finales y (f) colocación de especímenes en posición de ensayo.

4.3 Descripción del equipo y procedimiento de ensayo

Para los ensayos se utilizó un actuador servo hidráulico con capacidad de 500 kN, cinco celdas de carga y un sistema aporcado rígido de acero. Las deformaciones fueron monitoreadas por un arreglo de 14 LVDTs y adicionalmente se usó un sistema DIC (ARAMIS 5M) que monitoreó las deformaciones de un área de $200 \times 300 \text{ mm}^2$ de los muretes. Los ensayos fueron controlados por desplazamiento.

El actuador servo hidráulico fue colocado dentro del sistema aporticado rígido de acero que fue acondicionado para el ensayo. Un perfil metálico fue colocado en la zona de contacto entre el actuador y el dintel de concreto para evitar una concentración de esfuerzos durante la aplicación de la carga. Este perfil se utilizó además junto a otro ubicado al otro extremo del dintel para colocar horizontalmente dos templadores a ambos lados del dintel de modo que se garantice la aplicación de la carga cíclica al murete (ver Figura 4.4a). Se usó un sistema de apoyo que permita el desplazamiento en el plano del muro pero que evite el movimiento fuera del plano, este dispositivo se ubicó a ambos lados del dintel superior en cada extremo y se apoyó en el sistema aporticado (ver Figura 4.4b). Encima del dintel de concreto superior del espécimen se colocó un perfil metálico “I” sobre el que se aplicó la carga de pre compresión mediante una celda de carga y dos templadores fijados al suelo (ver Figura 4.4c). Para evitar el desplazamiento horizontal y la rotación de la base del espécimen durante el ensayo se colocaron dos celdas de carga a cada lado del dintel inferior de concreto del murete, una vertical y otra horizontal, estas celdas aplicaron una fuerza de 10 kN y se apoyaron en el sistema aporticado (ver Figura 4.4d). Esta configuración adoptada permite el giro de la parte superior del espécimen y se asemeja a la utilizada en [33] y a la sugerida en [98] y [99].



Figura 4.4. Configuración del ensayo (a) perfil de acero colocado entre el actuador y el dintel de concreto (b) dispositivo para control del desplazamiento fuera del plano (c) celda de carga de pre-compresión y tirante y (d) sistema de restricción de movimiento de la base.

Durante los ensayos las deformaciones fueron monitoreadas por un arreglo de 14 LVDTs colocados en una de las caras de los especímenes (ver Figura 4.5a) y por un sistema DIC (ARAMIS 5M) que monitoreó un área aproximada de $400 \times 400 \text{ mm}^2$ (ver Figura 4.5b). Cada LVDT usado tuvo una nomenclatura asignada que se muestra en las Figuras 4.5c y 4.5d. El LVDT D-1 midió el desplazamiento horizontal del dintel de concreto superior. D-2 y D-14 midieron las deformaciones horizontales que sufrió la parte superior del muro. D-3 y D-15 controlaron la presencia de desplazamiento relativo que pudiera darse entre el dintel superior e inferior con el muro. D-5 y D-13 monitorearon el desplazamiento vertical relativo que pudiera darse entre el dintel inferior y el muro. Para los muros 01 y 02 los LVDTs D-12 y D-4 monitorearon el desplazamiento vertical relativo que pudiera darse entre el muro y el dintel superior, para el caso del muro 03 estos se colocaron en una de las caras para contrastar las medidas realizadas por el sistema DIC. D-11 y D-6 se utilizaron para calcular el módulo de elasticidad con los datos de etapa de pre compresión, además junto a D-8 y D-9 se utilizaron con el fin de calcular el módulo de Poisson. D-7 y D-10 se utilizaron para controlar la distorsión que sufrió el muro durante los ensayos. La región monitoreada por el sistema DIC fue pintada con un patrón aleatorio de colores blanco y negro de modo que sea posible lograr un registro apropiado de las deformaciones de los especímenes ensayados.

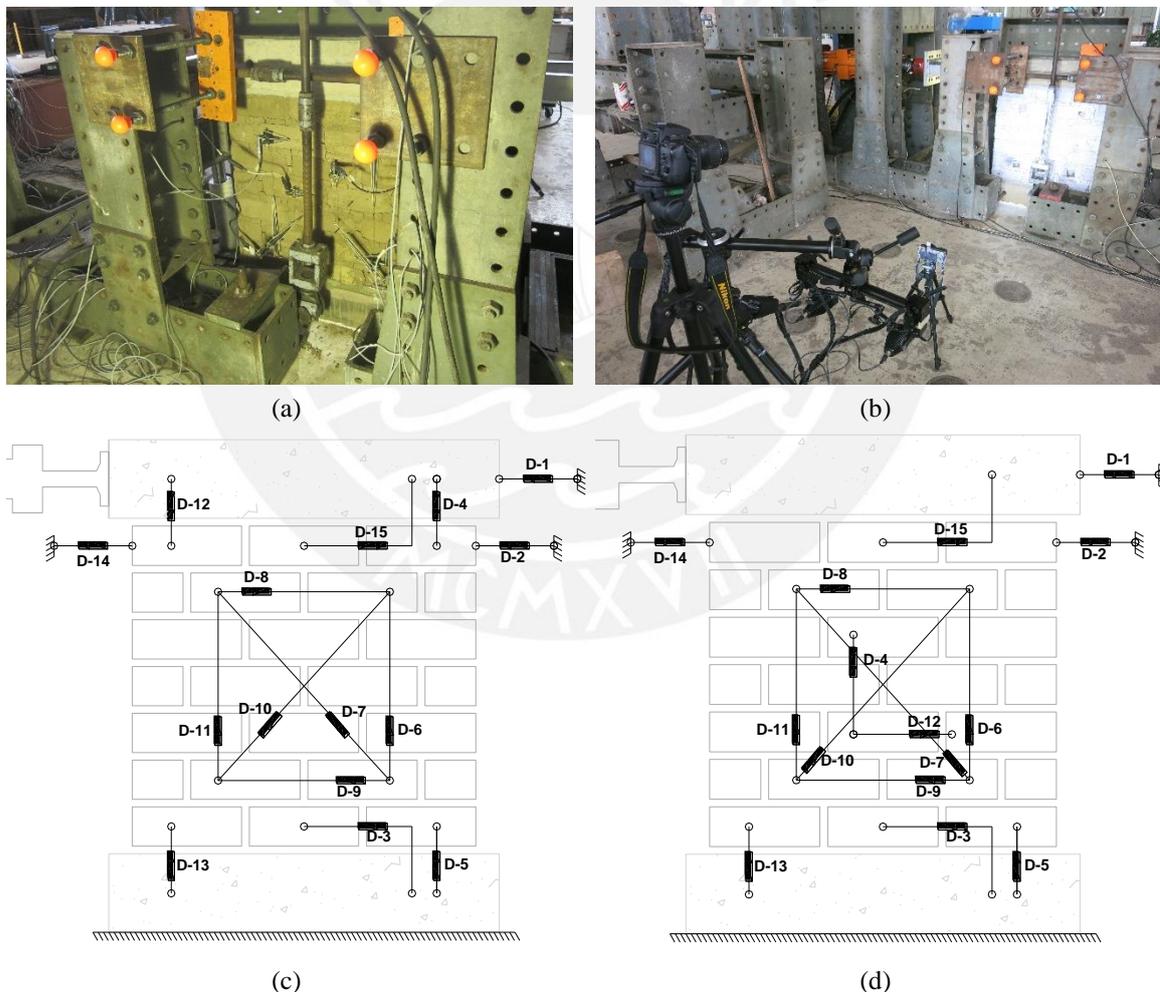
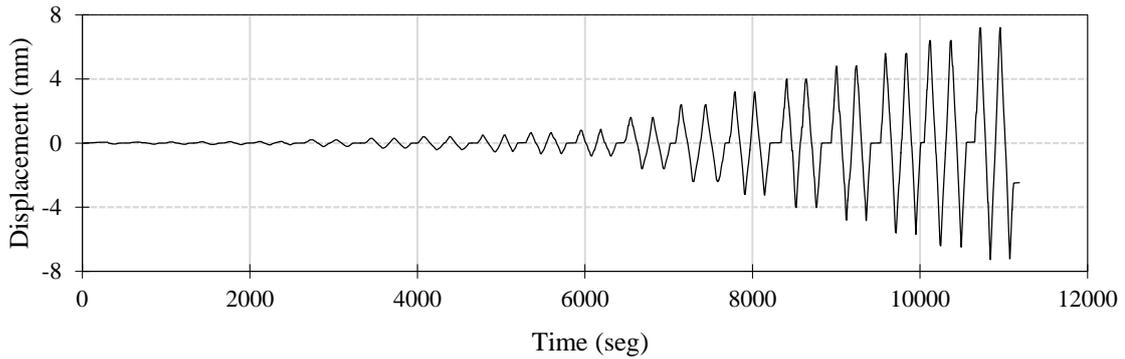


Figura 4.5. Sistemas de monitoreo de la deformación (a) arreglo de LVDTs durante los ensayos (b) sistema DIC usado en los ensayos (c) codificación de LVDTs para los muros 01 y 02 y (d) codificación de LVDTs para el muro 03.

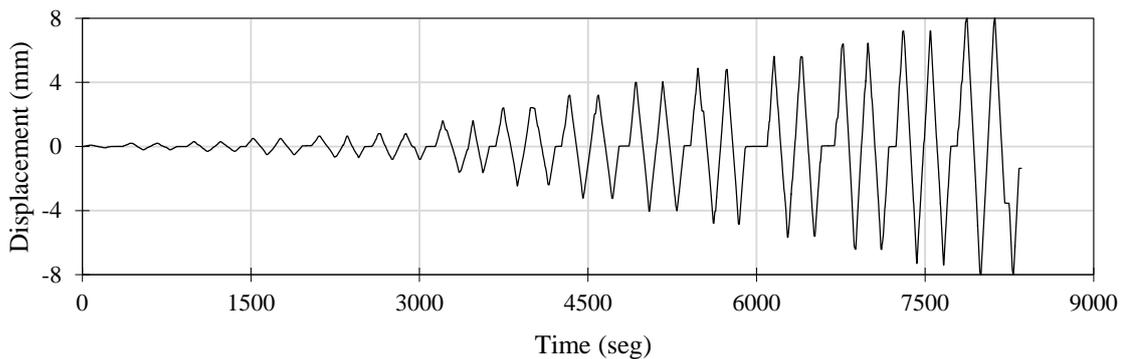
Durante el ensayo el actuador aplicó desplazamientos a una frecuencia constante tomando como referencia la medida que registraba el LVDT D-1. La carga se aplicó al dintel superior de concreto el cual transmitió a su vez por medio de fricción la carga al muro ensayado. El padrón de la carga y sus características se asumió de modo tal que se pueda registrar la respuesta elástica del espécimen, el proceso de degradación de la rigidez, la carga máxima así como su respuesta post pico. En la Tabla 4.2 se muestra las características de la historia de la carga (número de ciclos, nivel de distorsión y velocidad de aplicación de la carga por cada fase), los valores de distorsión aplicados se basaron en estudios previos realizados sobre mampostería de adobe y materiales similares ([21], [60], [89], [95] y [96]), además de considerar la normativa para ensayos de corte cíclico ASTM E2126-11 [91]. Para el muro 01 se aplicaron las fases 1-20, mientras que para los muros 02 y 03 se aplicaron las fases 4-21 excluyendo las fases 5,6 y 9, esto debido a que en el primer ensayo (muro 01) se evidenció que no había diferencias al ensayar a pequeños incrementos de distorsión. En las Figuras 4.6a y 4.6b se muestran las historias de carga para los muros 01, 02 y 03, en estas se observa que al final de cada fase no hay aplicación de desplazamiento, esto ocurrió debido a que al final de cada fase se realizaban ajustes del sistema de adquisición de imágenes (ARAMIS 5M). La carga de pre compresión se aplicó considerando las condiciones a las que se encuentra el promedio de la mampostería de Huaca de La Luna, es decir bajo una altura de carga de mampostería de 10m. Tomando en consideración esto se decidió aplicar una carga de pre compresión promedio de 30 kN, lo que equivaldría a ejercer una presión de 0.19 MPa sobre el espécimen. Este valor de presión de pre compresión corresponde al 53% de la máxima resistencia a compresión encontrada en los ensayos de compresión uniaxial.

Tabla 4.2 Características de la historia de carga

Fase	Nº de Ciclos	Desplazamiento (mm)	Distorsión (%)	Velocidad de aplicación de carga (mm/min)
1	1	0.05	0.006	0.05
2	1	0.06	0.007	0.06
3	1	0.07	0.008	0.07
4	1	0.08	0.009	0.08
5	1	0.09	0.011	0.09
6	2	0.10	0.012	0.10
7	2	0.20	0.024	0.20
8	2	0.30	0.035	0.30
9	2	0.40	0.047	0.40
10	2	0.50	0.059	0.50
11	2	0.65	0.076	0.65
12	2	0.80	0.094	0.80
13	2	1.60	0.188	1.60
14	2	2.40	0.282	2.40
15	2	3.20	0.376	3.20
16	2	4.00	0.471	4.00
17	2	4.80	0.565	4.80
18	2	5.60	0.659	5.60
19	2	6.40	0.753	6.40
20	2	7.20	0.847	7.20
21	2	8.00	0.941	8.00



(a)



(b)

Figure 4.6. Displacement load history (a) wall 01 y (b) wall 02 and 03.

4.4 Resultados y discusión

Durante los ensayos se observó el modo de falla de los especímenes y con base en los datos adquiridos se obtuvo los diagramas de histéresis de fuerza-desplazamiento. De las curvas envolventes promedio de los diagramas de histéresis fue posible obtener la rigidez inicial de cada muro así como sus curvas elasto-plásticas de energía equivalente. También se calculó la disipación de energía durante cada fase de los ensayos y adicionalmente se pudo obtener el módulo de elasticidad a partir de los datos adquiridos durante la etapa de aplicación de la carga de pre compresión.

Según el estudio realizado en [100] son tres los mecanismos de falla que se pueden encontrar durante los ensayos que evalúan el desempeño sísmico de un muro de mampostería. Se pueden encontrar mecanismos de falla por flexión, corte y deslizamiento, pudiendo suceder solamente uno o una combinación de ellos. La forma de falla por flexión se caracteriza por la aparición de aberturas en forma de graderías en los extremos verticales libres del muro [33] y por la probabilidad potencial de aparición de efectos de rocking [101]. Además típicamente este tipo de respuestas muestran un nivel moderado de disipación de energía histerética y un comportamiento no lineal elástico con poca degradación de resistencia en ciclos subsecuentes para un mismo pico de desplazamiento [101]. La forma de falla a corte se caracteriza por la formación de una grieta diagonal en el espécimen y se caracteriza por tener un comportamiento pre agrietamiento con una mínima degradación de la rigidez y resistencia y por tener una alta disipación de energía acompañada de una fuerte degradación de rigidez y resistencia en su etapa post pico. En la falla por deslizamiento se

observa una fuerte disipación de energía debido a los grandes desplazamientos producidos, para este caso la deriva máxima obtenida es demasiado alta para fines prácticos [101]. En las Figuras 4.7a y 4.7b se observa al muro 01 al final del ensayo y luego de ser transportado a otro lugar, en este espécimen se formaron grietas en forma de gradería en los extremos verticales libres y un mecanismo de rocking que causó el aplastamiento de los adobes ubicados en las esquinas inferiores y el colapso de la parte izquierda del muro, no hubo evidencia de agrietamiento diagonal en el muro. En forma similar en las Figuras 4.7c y 4.7d se muestra al muro 02 al final del ensayo y luego de ser transportado a otro lugar, durante el ensayo de este se observó la aparición de grietas en forma de gradería en los extremos verticales libres y rocking que llevó al aplastamiento de los adobes situados en las esquinas inferiores, en la etapa final del ensayo se observó agrietamiento diagonal. En las Figuras 4.7e y 4.7f se muestra al muro 03, este tuvo un comportamiento parecido al muro 02.



Figura 4.7. Modo de falla y colapso de los muros ensayados (a) muro 01 al final del ensayo (b) estado final del muro 01 (c) muro 02 al final del ensayo (d) estado final del muro 02 (e) muro 03 al final del ensayo y (f) estado final del muro 03.

En la Tabla 4.3 se muestran los modos de falla de los muros ensayados, la determinación de estas formas se hicieron tomando en consideración el patrón de daño durante y después del ensayo.

Tabla 4.3 Modos de falla de los muros ensayados

Espécimen	Modo de falla	Observación
Muro 01	Flexión	Aplastamiento de talón
Muro 02	Flexión + Corte	Aplastamiento de talón + grieta diagonal
Muro 03	Flexión + Corte	Aplastamiento de talón + grieta diagonal

Las curvas histeréticas fuerza-desplazamiento fueron obtenidas usando los desplazamientos dados por el LVDT D-1 y la carga registrada por el actuador servo hidráulico. La curva envolvente positiva y negativa de cada ensayo fue obtenida conectando los puntos correspondientes a la máxima fuerza registrada en el primer ciclo de cada fase. La curva envolvente promedio fue obtenida promediando los valores de las envolventes positiva y negativa tal como se estipula en la norma ASTM E2126 [91]. En la Figura 4.8 se muestra los diagramas de histéresis fuerza-desplazamiento y su correspondiente envolvente promedio de cada ensayo.

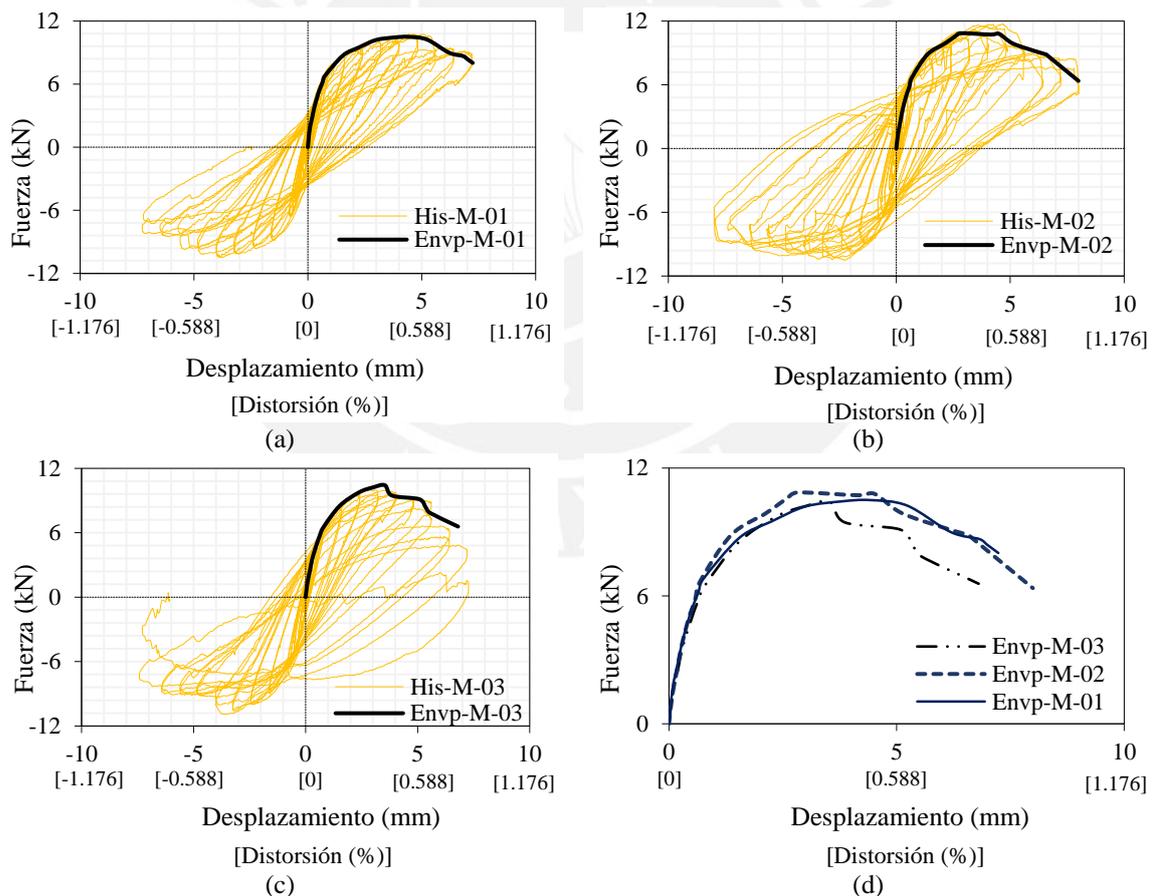


Figura 4.8. Resultados de ensayos de corte cíclico (a) curvas de histéresis y envolvente promedio para el muro 01 (b) curvas de histéresis y envolvente promedio para el muro 02 (c) curvas de histéresis y envolvente promedio para el muro 03 y (d) comparación de curvas envolventes promedio de muros 01, 02 y 03.

La energía disipada en cada fase (Ed) es el promedio de la energía disipada de sus respectivos ciclos, para calcular la energía disipada en cada ciclo se integró numéricamente el lazo de histéresis fuerza-desplazamiento correspondiente al ciclo (área encerrada). En la Figura 4.9 se muestra la energía disipada en cada fase de los ensayos realizados.

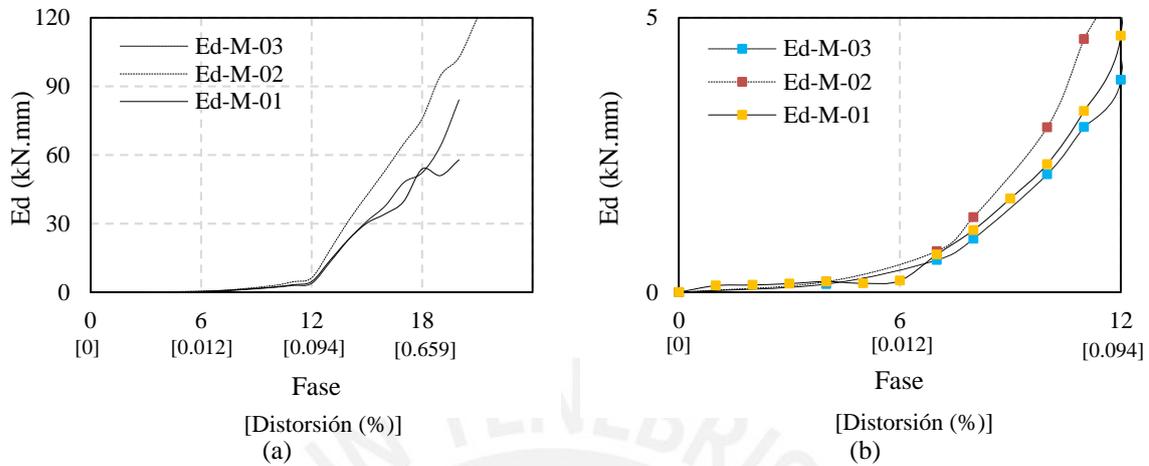


Figura 4.9. Energía disipada durante cada fase del ensayo para muros 01, 02 y 03 (a) curvas totales y (b) curvas durante las fases iniciales.

El análisis de la energía disipada durante los ensayos es un factor importante en la evaluación de la respuesta sísmica de una estructura, ya que nos permite identificar eventos particulares que se producen durante el ensayo [33]. Se observa que la evolución de la energía disipada se incrementa a medida que aumenta la deformación del espécimen, este fenómeno está necesariamente asociado con el crecimiento del daño y con el desarrollo de deformaciones inelásticas. Para los tres muros ensayados se observa que hasta la fase 6 ($d=0.1\text{mm}$) hay un comportamiento netamente lineal donde una disipación casi nula es observada, sin embargo a partir de esta se nota un incremento hasta un valor promedio de 5 kN.mm para la fase 12 de los ensayos ($d=0.80\text{mm}$). A partir de la fase 12 se muestra un crecimiento rápido de la disipación de energía.

La idealización de las curvas envolventes mediante curvas elasto-plásticas bilineales de fuerza-desplazamiento es uno de los enfoques más comunes usados para evaluar el desempeño sísmico del muro en términos de deformabilidad no lineal [33]. Para nuestro caso las curvas elasto-plásticas fueron construidas siguiendo el criterio dado en [74], según el cual se necesitan definir tres estados límites para poder construir estas a partir de las envolventes fuerza-desplazamiento. El primer estado corresponde al estado límite de agrietamiento definido por el punto (d_{cr} , H_{cr}), el cual corresponde a la formación de la primera grieta significativa y que es asociado al cambio de pendiente de la curva envolvente [33]. Hay diferentes criterios para definir el valor de H_{cr} , en [101] H_{cr} se considera igual al 70% de la carga máxima registrada, mientras que en [102] se considera el 33%. Para nuestro caso, basado en el cambio de la disipación de energía observado en los ensayos, se decidió evaluar H_{cr} correspondiente a la sexta y doceava fase ($d_{cr}= 0.1\text{mm}$ y $d_{cr}= 0.8\text{mm}$ respectivamente). El segundo estado límite corresponde al estado de máxima cortante ($d_{H_{m\acute{a}x}}$, $H_{m\acute{a}x}$) que está asociado a la máxima fuerza resistida por el espécimen. Finalmente, el tercer estado límite ($d_{m\acute{a}x}$, $H_{d_{m\acute{a}x}}$) corresponde al punto en la zona post pico en el que la fuerza representa el 80% de la fuerza máxima resistida por el espécimen.

La relación entre H_{cr} y d_{cr} es conocida como la rigidez secante K_e . La fuerza H_u es conocida como el valor de resistencia última del diagrama fuerza-desplazamiento elasto-plástico, el cual se obtiene igualando la energía de la curva envolvente (calculada hasta el tercer estado límite) con la energía de una curva bilineal de pendiente inicial K_e . La relación entre H_u and K_e es conocida como el límite del desplazamiento elástico d_e , mientras que el valor del desplazamiento último idealizado d_u se obtiene de la intersección de la curva envolvente con la curva elasto-plástica idealizada. Con base en la diferencia de d_u y d_e es posible evaluar el comportamiento sísmico a través del parámetro conocido como ductilidad “ μ ” [33]. En la Figura 11 se muestra los puntos que definen los estados límites y la idealización de las curvas elasto-plásticas para cada muro ensayado. En las Tablas 4.4 y 4.5 se muestran los valores característicos de las curvas elasto-plástica junto con las derivas asociadas para los muros ensayados considerando un d_{cr} correspondiente al desplazamiento de la sexta y doceava fase respectivamente.

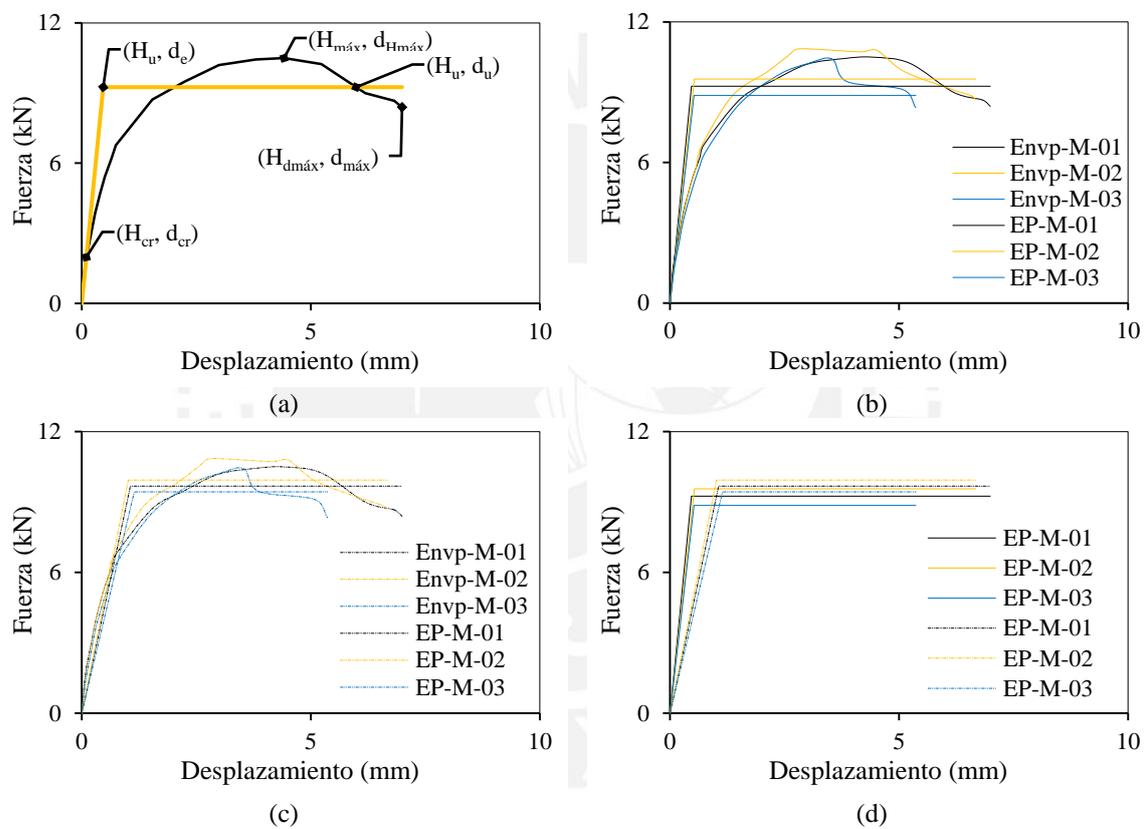


Figura 4.11. Idealización elasto-plástica de la curva envolvente (a) definición de estados límites (b) curvas para un d_{cr} dado por la sexta fase (c) curvas para un d_{cr} dado por la doceava fase y (d) comparación de curvas para distintos valores d_{cr} .

Tabla 4.4 Valores característicos de las curvas envolventes para un $d_{cr}=0.10\text{mm}$

Muro	H_{cr} (kN)	d_{cr} (mm)	K_e (kN/mm)	d_e (mm)	H_u (kN)	$H_{m\acute{a}x}$ (kN)	$d_{Hm\acute{a}x}$ (mm)	d_u (mm)	μ	D_{d_e} (%)	$D_{Hm\acute{a}x}$ (%)	D_{d_u} (%)
1	1.98	0.10	19.72	0.47	9.25	10.50	4.42	5.99	12.76	0.055	0.52	0.71
2	1.39	0.08	18.05	0.53	9.56	10.85	2.82	5.55	10.47	0.062	0.33	0.65
3	1.33	0.08	16.88	0.52	8.86	10.42	3.54	5.17	9.85	0.062	0.42	0.61
Prom	1.56	0.09	18.22	0.51	9.23	10.59	3.59	5.57	11.03	0.060	0.42	0.66
CV	23%	15%	8%	7%	4%	2%	22%	7%	14%	7%	22%	7%

Tabla 4.5 Valores característicos de la curvas envolventes para un $d_{cr}=0.80\text{mm}$

Muro	H_{cr} (kN)	d_{cr} (mm)	K_e (kN/mm)	d_e (mm)	H_u (kN)	$H_{m\acute{a}x}$ (kN)	$d_{Hm\acute{a}x}$ (mm)	d_u (mm)	μ	D_{de} (%)	$D_{Hm\acute{a}x}$ (%)	D_{du} (%)
1	6.77	0.74	9.11	1.06	9.68	10.50	4.42	5.66	5.33	0.125	0.52	0.67
2	6.68	0.68	9.79	1.02	9.94	10.85	2.82	5.07	5.00	0.119	0.33	0.60
3	6.49	0.79	8.24	1.14	9.43	10.42	3.54	3.94	3.45	0.135	0.42	0.46
Prom	6.64	0.74	9.05	1.07	9.68	10.59	3.59	4.89	4.59	0.126	0.42	0.58
CV	2%	7%	9%	6%	3%	2%	22%	18%	22%	6%	22%	18%

Se observa que los valores de K_e , d_e y μ dependen mucho del valor asignado al límite de agrietamiento (d_{cr} , H_{cr}). En efecto, cuando $d_{cr}=0.1\text{mm}$ (sexta fase) se tiene que el valor de K_e , d_e y μ es de 2, 2.1 y 2.4 veces respectivamente que cuando se usa un $d_{cr}=0.8\text{mm}$ (doceava fase), sin embargo para H_u y d_u se tienen valores parecidos. De lo anterior se evidencia que cuando las condiciones últimas se consideran en la respuesta sísmica, la máxima fuerza de corte resistente y el desplazamiento último juegan un papel más importante que la rigidez inicial elástica tal como se indica en [100]. La norma ASTM E2126-11 [91] usa la expresión en (4.2) para calcular el valor de K_e , donde $P_{m\acute{a}x}$ es la máxima fuerza resistente $H_{m\acute{a}x}$ registrado en el ensayo y Δ_e es el desplazamiento correspondiente al 40% de $H_{m\acute{a}x}$.

$$K_e = \frac{0.4P_{m\acute{a}x}}{\Delta_e} \dots\dots\dots (4.2)$$

De (4.2) se tiene un valor promedio de $K_e=11.83\text{kN/mm}$, el cual es más cercano a K_e calculado para $d_{cr}=0.8\text{mm}$ (9.05kN/mm) que para $d_{cr}=0.1\text{mm}$ (18.22kN/mm). Si se supone la ocurrencia de la primera grieta significativa con el cambio de tasa de disipación de energía más pronunciado (fase 12) se tendría un valor aproximado de H_{cr} del 60% de $H_{m\acute{a}x}$ cercano al 70% propuesto en [101]. Con base en lo anterior el valor del límite de agrietamiento resulta más coherente para $d_{cr}=0.8\text{mm}$ y $H_{cr}=6.64\text{kN}$.

Considerando $K_e=9.05\text{kN/mm}$ se tendría un valor de $\mu=4.6$ con un CV del 22%, el cual se podría usar como estimativo del factor de reducción de la fuerza sísmica de diseño, dado que este es un indicador de la habilidad de disipar energía de la estructura [33]. El valor promedio de la deriva última de los muros es de 0.0058 con un CV del 18%, valor cercano a los reportados en [95], [21] y [96] para mampostería de adobe y en [97] para mampostería de ladrillo. Mientras que para la deriva elástica se tendría un valor de 0.0013, el cual es el 50% del valor reportado en [96] y que es comparable al encontrado para mampostería de piedra en [33].

Adicionalmente se examinó la energía histerética disipada en términos del amortiguamiento viscoso equivalente ξ_{eq} , tal como se indica en [101] y [100]. En estos se define a ξ_{eq} según (4.1), donde E_d es la energía disipada y We^{+} es la energía elástica al pico de desplazamiento. En la Figura 4.10a se presenta el valor de ξ_{eq} como una función de la ductilidad del desplazamiento de cada fase (d/d_e) correspondiente.

$$\xi_{eq} = \frac{E_d}{2\pi(We^{+}+We^{-})} \dots\dots\dots (4.1)$$

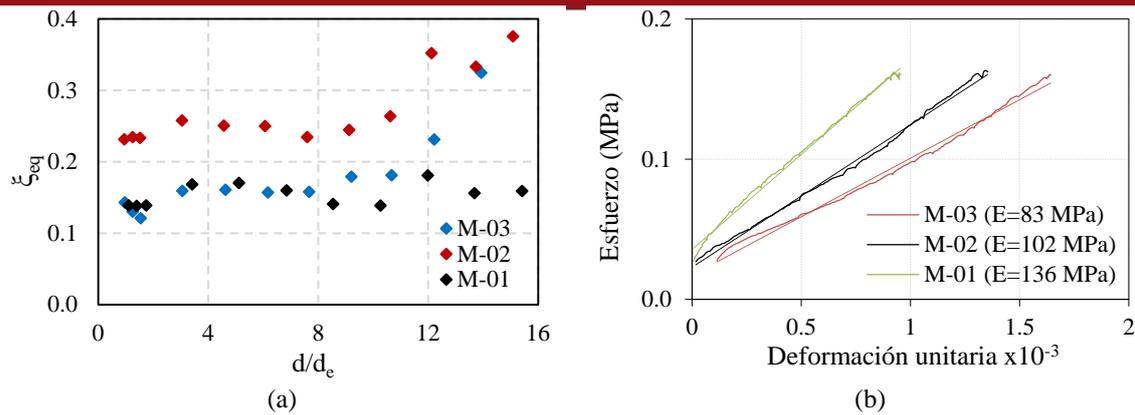


Figura 4.10. (a) factor de amortiguamiento viscoso equivalente en función de la ductilidad del desplazamiento y (b) curvas esfuerzo-deformación por carga axial para los muros 01, 02 y 03.

El factor de amortiguamiento viscoso equivalente promedio para los muros 01, 02 y 03 fue de 15, 24 y 16% respectivamente, por lo que un valor de 18% podría ser usado para la mampostería de Huaca. Para el cálculo de ξ_{eq} se usaron los valores menores a 30%, ya que valores mayores se encuentran en las últimas fases de los ensayos donde efectos como deslizamiento o rocking incrementan la disipación de energía. De acuerdo con [100] el gráfico ξ_{eq} versus la ductilidad del desplazamiento (d/d_e) nos permite distinguir el tipo de falla de los especímenes, un valor constante de ξ_{eq} nos indica falla por flexión, mientras que un valor creciente de ξ_{eq} nos indica falla por corte. Podemos ver que la forma de falla encontrada de la inspección visual durante los ensayos concuerda con el criterio citado.

El módulo de elasticidad (E) se calculó utilizando la metodología dada en la norma ASTM C469M-14 [41], para esto se construyeron las curvas esfuerzo-deformación con base en los datos recogidos durante la aplicación de la carga de pre compresión. La Figura 4.10b muestra las curvas obtenidas para los muros ensayados junto con el valor correspondiente de E. Se obtuvo un valor promedio de E de 107MPa que es el mismo encontrado durante los ensayos de compresión en prismas.

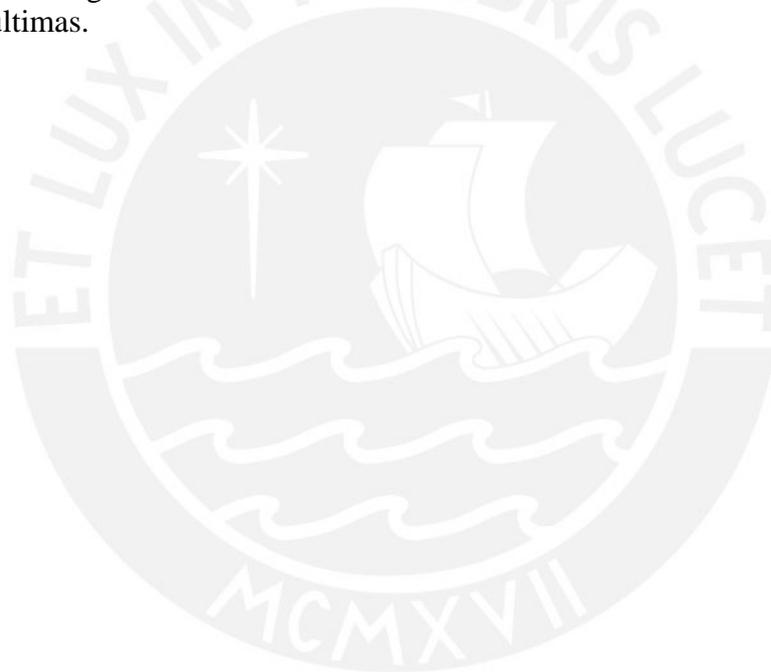
4.5 Observaciones finales

Con el objetivo de investigar el comportamiento ante cargas horizontales de la mampostería de adobe del centro arqueológico de Huaca de la Luna se desarrollaron tres ensayos de corte cíclico en las instalaciones del laboratorio de estructuras de la PUCP. El tamaño de los especímenes se debió a la disponibilidad de los materiales (adobe y mortero) y la historia de carga se propuso de modo que se pueda registrar adecuadamente la respuesta de los muros ensayados. La forma de falla y parámetros de comportamiento fueron los obtenidos para la condición en especial a la que fueron expuestos los muros, se sabe que distintas condiciones de frontera como de carga modificarán la respuesta del muro.

Durante los ensayos se observa que el modo de falla predominante de los tres muros fue por flexión; sin embargo, para los muros 02 y 03 se tiene una combinación con falla por corte diagonal. La evaluación visual del modo de falla de los muros y la estimación del coeficiente de amortiguamiento equivalente junto con la ductilidad del desplazamiento nos permite estimar rápidamente el tipo de falla de un muro sujeto a cargas cíclicas.

La disipación de energía de cada lazo histérico por ciclo nos permite evaluar la ocurrencia de eventos importantes durante el ensayo. Es así que se pudo evidenciar que en los tres especímenes se observó un comportamiento netamente elástico hasta la sexta fase (deriva de 0.00012) y que las grietas significativas aparecieron en la fase 12 (deriva de 0.00094). La generación del gráfico de disipación de energía versus distorsión del espécimen nos permite tener una mejor apreciación al momento de elegir el estado límite de agrietamiento.

Para evaluar el comportamiento ante cargas laterales de la mampostería se construyeron curvas elasto-plásticas equivalentes a partir de las curvas envolventes promedio de los lazos de histéresis basado en tres estados límites (estado límite de agrietamiento, estado límite de máximo cortante y estado último). Se observó que la definición del estado límite de agrietamiento tiene una fuerte influencia en la determinación de la rigidez elástica equivalente y ductilidad de los especímenes. Sin embargo, la máxima fuerza cortante resistente y el desplazamiento último fueron menos influenciados por la elección de este estado límite, lo que indica que estos parámetros juegan un papel más importante que la rigidez elástica inicial durante la evaluación de la respuesta sísmica en condiciones últimas.





Capítulo 5

Conclusiones y trabajo futuro

5.1 Conclusiones

La presente tesis se enfocó en la caracterización mecánica de los materiales que conforman el sistema estructural de Huaca de la Luna, usando materiales de la zona conocida como Templo Nuevo. La metodología aplicada y los valores de parámetros mecánicos encontrados pueden utilizarse como una primera aproximación para el diagnóstico estructural de construcciones arqueológicas de tierra. El trabajo se dividió en tres fases: (a) recopilación de información acerca de las metodologías usadas para realizar ensayos de laboratorio y parámetros mecánicos encontrados para materiales como el adobe, mortero y mampostería, (b) ejecución de ensayos que se llevaron en los especímenes de adobe, mortero y mampostería y (c) procesamiento e interpretación de resultados. A continuación se presentan las principales conclusiones de la presente tesis con respecto a las fases del trabajo realizado.

Trabajos previos realizados para la caracterización del adobe, mortero y mampostería

De los ensayos de compresión realizados en especímenes se ha podido observar que la esbeltez tiene una fuerte influencia en la determinación de este valor, además otro aspecto importante es el sistema de medición de las deformaciones. Según como se midan las deformaciones se tendrán diferentes formas de curvas esfuerzo-deformación. La deformación que se produce en los extremos del material se ve influenciada por efectos de la interacción entre el equipo y espécimen, por lo que el uso de estas deformaciones para el cálculo de parámetros mecánicos no es representativo del material. Se ha podido observar que para poder estimar la resistencia a tracción son preferibles los valores de la resistencia a la compresión diametral que los del módulo de ruptura. Sin embargo para tener una referencia de la energía de fractura a tracción se requieren de ensayos de flexión. En cuanto a la mampostería de adobe se observó que su resistencia a compresión es menor a la resistencia de sus componentes (adobe y mortero), además la deformabilidad de este es mucho mayor que la de sus componentes. Las características del comportamiento ante cargas horizontales dependen mucho de las condiciones de borde que se le apliquen al espécimen, el nivel de pre compresión y la historia de carga. Se ha observado que son varios los estudios que realizan la caracterización de la mampostería mediante modelos numéricos que son calibrados mediante ensayos de laboratorio, sin embargo los valores de parámetros mecánicos post pico obtenidos presentan fuertes diferencias entre estudios.

Ensayos realizados para la caracterización del adobe, mortero y mampostería

Los ensayos realizados para la caracterización se realizaron bajo aplicación de deformación controlada en todos los casos. Para el caso de compresión uniaxial y flexión en especímenes de adobe y mortero el sistema de medición de deformaciones se realizó controlando el desplazamiento de los cabezales de carga y utilizando un sistema DIC. Se evidenció que la forma de falla a compresión de los especímenes de adobe y mortero es parecida y el agrietamiento se hace visible después de llegar a la resistencia máxima. En cuanto a la mampostería sujeta a compresión al principio se observó que al igual que en los especímenes de adobe y mortero el agrietamiento se inicia en la zona de contacto con el equipo. Después las zonas de mortero son las primeras en presentar grietas que luego se propagan hacia el adobe, este efecto se pudo observar del sistema DIC. Los ensayos de corte cíclico revelaron que para la configuración del ensayo la forma de falla que se presentó

primero en los especímenes fue la de flexión. Esto ocasionó aplastamiento de las esquinas inferiores de los muros luego de lo cual se presentó una falla por corte diagonal.

Procesamiento e interpretación de resultados

Para el adobe y mortero se observó de los ensayos a compresión que en cuanto a resistencia los valores son parecidos entre especímenes, sin embargo cuando se realizan mediciones de la deformación se evidenció que de entre un espécimen a otro existe una fuerte variación. Esta diferencia también se observa en el mismo espécimen donde de acuerdo a los puntos de control que se tomen se presentan distintos valores de deformación, lo que fue posible captar gracias al sistema DIC. Tal como se observó de la literatura los resultados que nos permiten tener un valor más cercano de la resistencia a tracción del adobe y mortero es la correspondiente a la resistencia a la compresión diametral. El módulo de ruptura resultó en un rango aproximado del 50% de la resistencia a compresión valores similares se encontraron para relaciones luz/peralte que variaron entre 2.4 y 4.8 lo que indica que puede usarse este rango para otros ensayos. Se determinó el límite superior de la energía de fractura a tracción de los resultados del ensayo a flexión. Además se pudo observar al igual que en la compresión que las deformaciones que se producen en el cabezal de carga no son necesariamente iguales a la que se producen en el espécimen, lo que llevara a distintas gráficas fuerza-deformación. A partir de los ensayos realizados en la Tabla 5.1 se muestra un resumen de los valores de parámetros mecánicos propuestos para el adobe y mortero que se podrían utilizar en modelos numéricos que utilicen este tipo de materiales.

Tabla 5.1. Resumen de parámetros mecánicos propuestos para el adobe y mortero de Huaca de la Luna

	ρ (Kg/m ³)	σ_c (MPa)	ϵ (mm/m)	E (MPa)	f_t (MPa)	G_c (N/mm)	G_t (N/mm)
Adobe	1750	1.16	3.16	750	0.20	0.137	0.023
Mortero	1990	2.33	3.42	2100	0.31	0.517	0.029

ρ : densidad del material; σ_c : resistencia a la compresión; ϵ : deformación unitaria correspondiente a la resistencia a compresión; E: módulo de elasticidad; f_t : resistencia a tracción; G_c : energía de fractura a compresión, G_t : energía de fractura a tracción.

Para la mampostería se observó que la resistencia a compresión es menor que la correspondiente a sus componentes y presenta un menor módulo de elasticidad haciéndola más deformable que el adobe y mortero. El módulo de elasticidad tanto de los ensayos de compresión en prismas fue similar al encontrado en los muros ensayados a corte cíclico. Los prismas usaron unidades irregulares de adobe, mientras que los muros usaron unidades regulares. Los dos usaron un espesor de junta cercana a los 20mm y obtuvieron un mismo valor del módulo de elasticidad. Esto indica la poca influencia que tienen las unidades de adobe en la deformabilidad de la mampostería. Para la idealización de una curva bilineal que represente a la curva envolvente fuerza-deformación obtenida del ensayo de corte cíclico se requieren definir tres estados límites: agrietamiento, resistencia y resistencia última. Se observó que la elección del estado límite de agrietamiento tiene una fuerte influencia en la determinación de la rigidez inicial así como de la ductilidad del material. El análisis de la disipación de energía ante cargas laterales nos brinda un criterio para poder establecer el límite de agrietamiento y junto con el criterio de cálculo de la norma ASTM E2126-11 permiten estimar de una mejor manera este punto. Los parámetros de comportamiento mecánico como la deriva última y resistencia máxima idealizada de la mampostería que se pueden obtener de las curvas bilineales resultaron ser menos sensibles a la elección del límite

de agrietamiento. Los modelos computacionales mostraron tener una fuerte capacidad para poder realizar la caracterización de propiedades mecánicas difíciles de obtener en laboratorio con base en ensayos básicos. Para esta investigación se obtuvo las propiedades de energía de fractura a compresión y tracción de prismas de adobe sometidos a compresión uniaxial. A partir de los ensayos realizados en la Tabla 5.2 se muestra un resumen de los valores de parámetros mecánicos propuestos para la mampostería de adobe que se podrían utilizar en modelos numéricos que utilicen este tipo de material. Mientras que en la Tabla 5.3 se muestra los valores característicos de la curva bilineal que representan el comportamiento de los muros ensayados a corte.

Tabla 5.2. Resumen de parámetros mecánicos propuestos para la mampostería de adobe de Huaca de la Luna

ρ (Kg/m ³)	σ_c (MPa)	ϵ (mm/m)	E (MPa)	f_t (MPa)	G_c (N/mm)	G_t (N/mm)
1750	0.36	3.45	107	0.036	0.576	0.001

ρ : densidad del material; σ_c : resistencia a la compresión; ϵ : deformación unitaria correspondiente a la resistencia a compresión; E: módulo de elasticidad; f_t : resistencia a tracción; G_c : energía de fractura a compresión, G_t : energía de fractura a tracción.

Tabla 5.3. Resumen de valores característicos propuestos para la curva envolvente que representa el comportamiento a corte de los muros de mampostería de adobe de Huaca de la Luna ensayados.

K_e (kN/mm)	d_e (mm)	H_u (kN)	$H_{m\acute{a}x}$ (kN)	$d_{H_{m\acute{a}x}}$ (mm)	d_u (mm)	μ	D_{d_e} (%)	$D_{H_{m\acute{a}x}}$ (%)	D_{d_u} (%)	ξ_{eq} (%)
9.05	1.07	9.68	10.59	3.59	4.89	4.59	0.126	0.42	0.58	18

K_e : rigidez secante; d_e : desplazamiento elástico límite; H_u : fuerza cortante ultima idealizada; $H_{m\acute{a}x}$: máxima cortante sobre espécimen; $d_{H_{m\acute{a}x}}$: deformación correspondiente a $H_{m\acute{a}x}$; d_u : máxima deformación idealizada; μ : ductilidad de los muros; D_{d_e} : deriva asociada a d_e ; $D_{H_{m\acute{a}x}}$: deriva asociada a $d_{H_{m\acute{a}x}}$; D_{d_u} : deriva asociada a d_u ; ξ_{eq} : amortiguamiento viscoso equivalente.

5.2 Trabajo futuro

En cuanto a la determinación de los parámetros mecánicos de los componentes estructurales de Huaca de La Luna, se requiere realizar otras campañas experimentales que consideren material de distintos lugares de Huaca. Para esta investigación se pudo obtener material del lugar conocido como Templo Nuevo, por lo que una estadística de todo el complejo aún no es realizable.

Durante los ensayos de compresión en especímenes de adobe y mortero se pudo evaluar la deformación de una de las caras. Se deberían plantear trabajos que evalúen la deformación que se produce en todas las caras de especímenes prismáticos y evaluar con respecto a especímenes de otra forma la influencia geométrica en las deformaciones.

Para los ensayos de flexión en tres puntos sería importante evaluar las propiedades de mecánicas de adobe y mortero mediante el enfoque de la mecánica de la fractura tal como se viene haciendo para otros materiales como el concreto. Esto nos permitiría tener un mejor entendimiento del fenómeno de agrietamiento.

Se deberían realizar ensayos de corte cíclico considerando diferentes configuraciones del ensayo, diferente geometría de muros y distintas historias de carga así como niveles de pre compresión. Esto permitiría poder tener un entendimiento más amplio del comportamiento de muros de adobe sometido a cargas horizontales en su plano.

Se deberían estudiar modelos numéricos que representen los ensayos en laboratorio realizados, de este modo se podrían desarrollar herramientas analíticas ad hoc para poder caracterizar los materiales componentes de construcciones de tierra.

Referencias

- [1] M. Blondet, D. Torrealva, J. Vargas, N. Tarque y J. Velásquez, «Seismic reinforcement of adobe houses using external polymer mesh,» de *Proceedings of 1st European Conference on Earthquake Engineering and Seismology*, Geneva, 2006.
- [2] Instituto Nacional de Cultura, «Terremoto en el sur: Daños en el patrimonio,» Gaceta Cultural del Perú, n° 29, 2007.
- [3] J. Vargas, M. Blondet y C. Iwaki, «La Intervención del Patrimonio Edificado en Tierra en Áreas Sísmicas y las Cartas de Conservación,» *digitAR-Revista Digital de Arqueología, Arquitectura y Artes*, n° 1, pp. 53-61, 2013.
- [4] R. Solis, J. Haas y W. Creamer, «Dating Caral, a preceramic site in the Supe Valley on the central coast of Peru,» *Science*, vol. 292, n° 5517, pp. 723-726, 2001.
- [5] M. Blondet y J. Vargas, «Investigación sobre vivienda rural,» de *Reporte de la División de Ingeniería Civil*, Pontificia Universidad Católica del Perú, Lima, Peru, 1978.
- [6] J. Vargas, J. Bariola, M. Blondet y P. Mehta, «Seismic strength of adobe masonry,» *Materials and Structures*, vol. 19, n° 4, pp. 253-258, 1986.
- [7] H. Binici, O. Aksogan y T. Shah, «Investigation of fibre reinforced mud brick as a building material,» *Construction and Building Materials*, vol. 19, p. 313–318., 2005.
- [8] M. Bouhicha, F. Aouissi y S. Kenai, «Performance of composite soil reinforced with barley straw,» *Construction and Building Materials*, vol. 27, pp. 617-621, 2005.
- [9] F. Fratini, E. Pecchioni, L. Rovero y U. Toniatti, «The earth in the architecture of the historical centre of Lamezia Terme (Italy): Characterization for restoration,» *Applied Clay Sciences*, vol. 53, pp. 509-516, 2011.
- [10] R. Illampas, I. Ioannou y D. Charmpis, «Adobe bricks under compression: experimental investigation and derivation of stress–strain equation,» *Construction and Building Materials*, vol. 53, p. 83–90, 2014.
- [11] S. Lenci, Q. Piattoni, F. Clementi y T. Sadowski, «A mechanical characterization of unfired dry earth: ultimate strength, damage and fracture parameters,» de *Proceedings of 19th AIMETA conference*, Ancona, Italy, 2009.
- [12] D. Liberatore, G. Spera, M. Mucciarelli, M. Gallipoli, D. Santarsiero, C. Tancredi, N. Masini, V. Racina, A. Caprioli, A. Cividini y C. Tedeschi, «Typological and experimental investigation on the adobe buildings of Aliano (Basilicata, Italy),» de *Proceedings of the 5th international conference on structural analysis of historical constructions*, India: Macmillan India, 2006.
- [13] R. Meli, O. Hernández y M. Padilla, «Strengthening of adobe houses for seismic actions,» de *Proceedings of 7th world conference on earthquake engineering*, Istanbul, Turkey, 1980.

- [14] F. Parisi, D. Asprone, L. Fenu y A. Prota, «Experimental characterization of Italian composite adobe bricks reinforced with straw fibers,» *Composite Structures*, vol. 122, pp. 300-307, 2015.
- [15] Q. Piattoni, E. Quagliarini y S. Lenci, «Experimental analysis and modelling of the mechanical behaviour of earthen bricks,» *Construction and Building Materials*, vol. 25, p. 2067–2075, 2011.
- [16] P. Vega, A. Juan, M. Guerra, J. Morán, J. Aguado y B. Llamas, «Mechanical characterisation of traditional adobes from the north of Spain,» *Construction and Building Materials*, vol. 25, p. 3020–3023, 2011.
- [17] Ş. Yetgin, Ö. Çavdar y A. Çavdar, «The effects of the fiber contents on the mechanic properties of the adobes,» *Construction and Building Materials*, vol. 22, p. 222–227, 2008.
- [18] E. Adorni, E. Coisson y D. Ferretti, «In situ characterization of archaeological adobe bricks,» *Construction and Building Materials*, vol. 40, p. 1–9, 2013.
- [19] J. Almeida, «Mechanical characterization of traditional adobe masonry elements,» University of Minho, 2012.
- [20] A. Eslami, H. Ronagh, S. Mahini y R. Morshed, «Experimental investigation and nonlinear FE analysis of historical masonry buildings – A case study,» *Construction and Building Materials*, vol. 35, p. 251–260, 2012.
- [21] A. Figueiredo, H. Varum, A. Costa, D. Silveira y C. Oliveira, «Seismic retrofitting solution of an adobe masonry wall,» *Construction and Building Materials*, vol. 46, pp. 203-219, 2013.
- [22] T. Martins y H. Varum, «Adobe's mechanical characterization in ancient constructions: The case of Aveiro's region,» *Materials Science Forum*, Vols. %1 de %2514-516, pp. 1571-1575, 2006.
- [23] J. C. Rivera Torres, «El adobe y otros materiales de sistemas constructivos en tierra cruda: caracterización con fines estructurales,» *Apuntes: Revista de Estudios sobre Patrimonio Cultural - Journal of Cultural Heritage Studies*, vol. 25, nº 2, pp. 164-181, 2012.
- [24] D. Silveira, H. Varum, A. Costa, T. Martins, H. Pereira y J. Almeida, «Mechanical properties of adobe bricks in ancient constructions,» *Construction and Building Materials*, vol. 28, p. 36–44, 2012.
- [25] D. Silveira, H. Varum y A. Costa, «Influence of the testing procedures in the mechanical characterization of adobe bricks,» *Construction and Building Materials*, vol. 40, p. 719–728, 2013.
- [26] H. Varum, A. Costa, T. Martins, H. Pereira, J. Almeida, H. Rodrigues y D. Silveira, «Structural behaviour characterization of existing adobe constructions in Aveiro,» de *First Euro-Mediterranean Regional Conference - Traditional Mediterranean Architecture: Present and Future*, Barcelona, Spain, 2007.

- [27] C. Ozyildirim y N. Carino, «Concrete strength testing,» de *Significance of tests and properties of concrete and concrete-making materials*, vol. 169, J. Lamond y J. Pielert, Edits., West Conshohocken, ASTM International, 2006, pp. 125-140.
- [28] P. Lourenço, «Computational strategies for masonry structures,» de *Ph.D.*, TU Delft, Delft University of Technology, 1996.
- [29] D. Hordijk, «Local approach to fatigue of concrete,» de *Ph.D. Thesis*, TU Delft, Delft University of Technology, 1991.
- [30] G. Guinea, «Medida de la energía de fractura del hormigón,» de *Tesis Doctoral*, Departamento de Ciencia de Materiales, Escuela Técnica Superior de Ingenieros de Caminos, Canales y Puertos, 1990.
- [31] Z. Bažant, «Concrete fracture models: testing and practice,» *Engineering Fracture Mechanics*, vol. 69, pp. 165-205, 2002.
- [32] A. Carpinteri, M. Corrado y M. Paggi, «An Analytical Model Based on Strain Localisation for the Study of Size-Scale and Slenderness Effects in Uniaxial Compression Tests,» *Strain*, vol. 47, n° 4, pp. 351-362, 2011.
- [33] G. Vasconcelos, «Experimental investigations on the mechanics of stone masonry: Characterization of granites and behavior of ancient masonry shear walls,» University of Minho, 2005.
- [34] D. C. Jansen y S. Shah, «Effect of length on compressive strain softening of concrete,» *Journal of Engineering Mechanics*, vol. 123, n° 1, pp. 25-35, 1997.
- [35] ASTM D7263-09, «Standard Test Methods for Laboratory Determination of Density (Unit Weight) of Soil Specimens,» *ASTM International*, 2009.
- [36] ASTM D4643-08, «Standard Test Method for Determination of Water (Moisture) Content of Soil by Microwave Oven Heating,» *ASTM International*, 2008.
- [37] Proyecto Arqueológico Huaca de la Luna, «Informe Técnico,» Facultad de Ciencias Sociales, Universidad Nacional de Trujillo, 2008.
- [38] ASTM D422-63, «Standard test method for particle-size analysis of soils,» *ASTM International*, 2007.
- [39] ASTM D4318-10, «Standard Test Methods for Liquid Limit, Plastic Limit, and Plasticity Index of Soils,» *ASTM International*, 2010.
- [40] ASTM D2487-11, «Standard Practice for Classification of Soils for Engineering Purposes (Unified Soil Classification System),» *ASTM International*, 2011.
- [41] ASTM C469/C469M-14, «Standard Test Method for Static Modulus of Elasticity and Poisson's Ratio of Concrete in Compression,» ASTM International, West Conshohocken, 2014.
- [42] GOM mbH, «ARAMIS User Information Hardware,» 2010.
- [43] R. Vonk, «Softening of concrete loaded in compression,» de *Ph.D. Thesis*, Technische Universiteit Eindhoven, 1992.

- [44] J. Van Mier, «Failure of concrete under uniaxial compression: an overview,» *Fracture mechanics of concrete structures*, vol. 2, pp. 1169-1182, 1998.
- [45] Z. Bažant y J. Planas, *Fracture and size effect in concrete and other quasibrittle materials*, CRC Press, 1997.
- [46] D. Oliveira, H. Varum, R. Silva, H. Pereira, P. Lourenço y A. Costa, «Caracterização experimental do comportamento diferido de alvenaria de adobe,» de *Proceedings of the 'V Seminário de Arquitectura Em Terra em Portugal'*, Aveiro, 2007.
- [47] UNE-EN 1052-1, «Métodos de ensayo para albañilería. Parte 1: Determinación de la resistencia a compresión,» 1999.
- [48] ASTM E111-04, «Standard Test Method for Young's Modulus, Tangent Modulus, and Chord Modulus,» *ASTM International*, 2010.
- [49] R. Aguilar, C. Saucedo, M. Montesinos, E. Ramirez, R. Morales y S. Uceda, «Caracterización mecánica de las unidades de adobe del complejo arqueológico Huaca de la Luna mediante ensayos de ultrasonido,» de *15° Seminario Iberoamericano de Arquitectura y Construcción con Tierra*, Cuenca, Ecuador, 2015.
- [50] M. Tasdemir, C. Tasdemir, S. Akyüz, D. Jefferson, F. Lydon y B. Barr, «Evaluation of strains at peak stresses in concrete: A three-phased composite model approach,» *Cement and concrete composites*, vol. 20, pp. 301-318, 1998.
- [51] E. Ramirez, M. Montesinos, R. Marques, R. Morales, S. Uceda, P. Lourenço y R. Aguilar, «Análisis mecánico de albañilería arqueológica de adobe bajo cargas de compresión uniaxial: El caso de Huaca de la Luna,» de *3rd International Conference on Mechanical Models in Structural Engineering*, Seville, Spain, 2014.
- [52] M. Angelillo, Ed., *Mechanics of Masonry Structures*, Berlín: Springer, 2014.
- [53] Rilem. TC, «CPC 6 Tension by splitting of concrete specimens, 1975,» de *RILEM Recommendations for the Testing and Use of Constructions Materials*, RILEM, Ed., 1994, pp. 21-22.
- [54] ASTM C293/C293M-10, «Standard Test Method for Flexural Strength of Concrete (Using Simple Beam With Center-Point Loading),» *ASTM International*, 2010.
- [55] M. Kozłowski, M. Kadela y A. Kukielka, «Fracture energy of foamed concrete based on three-point bending test on notched beams,» *Procedia Engineering*, vol. 108, pp. 349-354, 2015.
- [56] P. Bocca, A. Carpinteri y S. Valente, «Fracture mechanics of brick masonry: size effects and snap-back analysis,» *Materials and Structures*, vol. 22, pp. 364-373, 1989.
- [57] L. Miccoli, A. Garofano, P. Fontana y U. Müller, «Experimental testing and finite element modelling of earth block masonry,» *Engineering Structures*, vol. 104, pp. 80-94, 2015.
- [58] G. Ottazzi, J. Yep, M. Blondet, G. Villa-García y J. Ginocchio, «Ensayos de simulación sísmica de viviendas de adobe,» *Pontificia Universidad Católica del Perú*, 1989.

- [59] A. San Bartolomé, E. Delgado y D. Quiun, «Seismic behavior of a two story model of confined adobe masonry,» Toronto - Ontario, Canada, 2009.
- [60] L. Yamín, C. Phillips, J. Reyes y D. Ruiz, «Estudios de vulnerabilidad sísmica, rehabilitación y refuerzo de casas en adobe y tapia pisada,» *Revista de Estudios sobre Patrimonio*, 2007.
- [61] J. Ruiz y F. Vidal, «Caracterización mecánica de piezas de adobe fabricado en la región de Tuxtla Gutiérrez,» *ESPACIO I+D, Innovación más Desarrollo*, vol. 4, n° 7, pp. 130-154, 2015.
- [62] E. Quagliarini, S. Lenci y M. Iorio, «Mechanical properties of adobe walls in a Roman Republican domus at Suasa,» *Journal of Cultural Heritage*, vol. 11, n° 2, pp. 130-137, 2010.
- [63] H. Varum, A. Figueiredo, D. Silveira, T. Martins y A. Costa, «Investigaciones realizadas en la Universidad de Aveiro sobre caracterización mecánica de las construcciones existentes en adobe en Portugal y propuestas de rehabilitación y refuerzo,» *Informes de la construcción*, vol. 63, n° 523, pp. 127-142, 2011.
- [64] H. Varum, N. Tarque, D. Silveira, G. Camata, B. Lobo, M. Blondet y A. Costa, «Structural behaviour and retrofitting of adobe masonry buildings,» de *Structural rehabilitation of old buildings*, Springer Berlin Heidelberg, 2014, pp. 37-75.
- [65] N. Tarque, «Numerical modelling of the seismic behaviour of adobe buildings,» de *Ph.D.*, University of Pavia, 2011.
- [66] R. Illampas, D. Charmpis y I. Ioannou, «Dynamic finite element analysis of earth masonry structures based on experimental material data,» de *Proceedings of ECCOMAS Thematic Conference—COMPADYN 2011: 3rd International Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering*, Corfu, Greece, 2011.
- [67] R. Illampas, D. Charmpis y I. Ioannou, «Laboratory testing and finite element simulation of the structural response of an adobe masonry building under horizontal loading,» *Engineering Structures*, n° 80, pp. 362-376, 2014.
- [68] S. Mahini, «Smearred crack material modelling for the nonlinear analysis of CFRP-strengthened historical brick vaults with adobe piers,» *Construction and Building Materials*, vol. 74, pp. 201-218, 2015.
- [69] SENCICO, «Reglamento nacional de edificaciones - Norma técnica de edificación E.080,» *Ministerio de Vivienda, Construcción y Saneamiento*, 2000.
- [70] P. Walker, «The Australian earth building handbook,» *Standards Australia Ltd*, 2001.
- [71] J. De Reu, G. Plets, G. Verhoeven, P. De Smedt, M. Bats, B. Cherretté y W. De Clercq, «Towards a three-dimensional cost-effective registration of the archaeological heritage,» *Journal of Archaeological Science*, vol. 40, n° 2, pp. 1108-1121, 2013.

- [72] S. Retamozo, D. Arce, R. Aguilar, F. Zvietcovich, M. Quintana, B. Castañeda y S. Ángeles, «A Comparison of Digital Modelling Techniques Analyzing a Section of Qhapaq Ñan,» Granada, Spain, 2015.
- [73] A. San Bartolomé, D. Quiun y W. Silva, Diseño y construcción de estructuras sismorresistentes de albañilería, Lima: Pontificia Universidad Católica del Perú, 2011.
- [74] M. Tomaževic, de *Earthquake-resistant design of masonry buildings*, Imperial College Press, 1999.
- [75] TNO, «DISplacement method ANALyser, Release 9.4, User's Manual,» *TNO DIANA BV*, 2013.
- [76] J. Rots y J. Blaauwendraad, «Crack models for concrete, discrete or smeared? Fixed, multi-directional or rotating?,» *HERON*, vol. 34, n° 1, 1989.
- [77] P. Schubert, «The influence of mortar on the strength of masonry,» de *Proceedings of the*, London, 1988.
- [78] C. Chácará, F. Zvietcovich, C. Briceño, R. Marques, R. Perucchio, B. Castañeda, S. Uceda, R. Morales y R. Aguilar, «On-site investigation and numerical analysis for structural assessment of the archaeological complex of Huaca de la Luna,» de *the 9th Internat. Conference on Structural Analysis of Historical Constructions*, México City, 2014.
- [79] P. Lourenço, «Recent advances in masonry modelling: micromodelling and,» de *Multiscale Modelling in Solid Mechanics: Computational Approaches*, U. Galvanetto y M. Ferri Alibadi, Edits., London, Imperial College Press, 2010.
- [80] I. Vásquez, «Monitoreo de la resistencia mecánica y características físicas en adobes,» *Proyecto Arqueológico Huaca de la Luna: Informe*, 2010.
- [81] N. Mitra y L. Lowes, «Factors influencing analytical continuum simulation of three-point bend test of a concrete notched beam,» de *The 14th World Conference on Earthquake Engineering*, Beijing - China, 2008.
- [82] M. R. A. Van Vliet, «Shear tests on masonry panels; Literature survey and proposal for experiments,» TNO Building and Construction Research Report, 2004.
- [83] M. Porter, M. Ahmed y A. Wolde-Tinsae, «Preliminary work on reinforced composite masonry shear walls,» de *Proceedings 3rd Canadian Masonry Symposium '83*, Edmonton - Canada, 1983.
- [84] A. Wolde-Tinsae, M. Porter y M. Ahmed, «Shear strength of composite brick-to-block panels,» de *Proceedings of the 3rd North American Masonry Conference*, Arlington - Texas, 1985.
- [85] T. Kaminosono, H. Isoishi, Y. Yamaguchi y R. Kawai, «Seismic capacity of reinforced masonry walls including effects of axial stress,» de *Proceedings 4th Canadian Masonry Symposium*, Fredericton - Canada, 1986.

- [86] M. Fujisawa, T. Kawashima y Y. Yamaguchi, «Seismic capacity of reinforced masonry walls; effect of shear span ratio,» de *Proceedings 4th Canadian Masonry Symposium*, Fredericton - Canada, 1986.
- [87] A. Maturama, «Shear strength of reinforced hollow unit masonry walls,» de *Proceedings 4th American Masonry Conference*, Los Angeles, 1987.
- [88] A. Maturama, «Planar shear loading test on reinforced fully grouted hollow clay masonry walls,» de *Proceedings 5th North American Masonry Conference*, Urbana-Champaign, 1990.
- [89] J. Gouveia y P. Lourenço, «Análise experimental de paredes de alvenaria de blocos de betão leve sob acções cíclicas no plano,» de *Actas do Sísmica 2007, 7º Congresso de Sismologia e Engenharia Sísmica*, Porto, 2007.
- [90] M. Tomazevič, M. Lutman y L. Pektovic, «Seismic behavior of masonry walls: Experimental Simulation,» *Journal of structural engineering*, 1996.
- [91] ASTM E2126-11, «Standard test methods for cyclic (reversed) load test for shear resistance of vertical elements of the lateral force resisting systems for buildings,» *ASTM International*, 2011.
- [92] D. William, «In plane cyclic shear performance of interlocking compressed earth block shear walls,» de *Master Thesis*, San Luis Obispo, 2011.
- [93] M. Blondet, I. Madueño, D. Torrealva, G. Villa-García y F. Ginocchio, «Using industrial materials for the construction of safe adobe houses in seismic areas,» de *Proceedings of Earth Build 2005 Conference*, Sydney - Australia, 2005.
- [94] K. Voon, «In-plane seismic design of concrete masonry structures,» de *PhD. Thesis*, Auckland - New Zealand, 2007.
- [95] H. Varum, A. Costa, H. Pereira, J. Almeida y H. Rodrigues, «Avaliação experimental do comportamento estrutural de elementos resistentes em alvenaria de adobe,» de *III Congreso Internacional de Arquitectura en Tierra: Tradición e Innovación*, Valladolid, 2006.
- [96] M. Wünsche, S. Hračov, S. Pospíšil y S. Urushadze, «Cyclic loading of Adobe walls and its anti-seismic strengthening reinforcement,» de *Proceedings of 13th Bilateral Czech / German Symposium Experimental methods and numerical simulation in engineering sciences*, Prague, 2012.
- [97] J. Gouveia y P. Lourenço, «Masonry shear walls subjected to cyclic loading: influence of confinement and horizontal reinforcement,» de *10th North American Masonry Conference*, St Louis - Missouri - USA, 2007.
- [98] R. Atkinson, B. Amadei, S. Saeb y S. Sture, «Response of masonry bed joints in direct,» *Journal of Structural Engineering*, pp. 2277-2296, 1989.
- [99] V. Bosiljkov, A. Page, V. Bokan-bosiljkov y R. Žarnic, «Performance based studies of in-plane loaded unreinforced masonry walls,» *Masonry International*, vol. 16, nº 2, pp. 39-50, 2003.

- [100] G. Magenes, P. Morandi y A. Penna, «Experimental in-plane cyclic response of masonry walls with clay units,» de *The 14th World Conference on Earthquake Engineering*, Beijing - China, 2008.
- [101] G. Magenes y G. M. Calvi, «In-plane seismic response of brick masonry walls,» *Earthquake engineering & structural dynamics*, vol. 26, n° 11, pp. 1091-1112, 1997.
- [102] V. Bosiljkov, Y. Totoev y J. Nichols, «Shear modulus and stiffness of brickwork masonry: an experimental perspective,» *Structural Engineering and Mechanics*, vol. 20, n° 1, pp. 21-44, 2005.

