

Análisis mecánico de albañilería arqueológica de adobe bajo cargas de compresión uniaxial: El caso de Huaca de la Luna

Eduardo Ramírez¹, Mijail Montesinos¹, Rui Marques², Ricardo Morales³, Santiago Uceda³, Paulo B. Lourenço², Rafael Aguilar¹

¹Department of Engineering, Civil Engineering Division. Pontificia Universidad Católica del Perú-PUCP (PERU)
{jeramirez; mijail.montesinos; raguilar}@pucp.pe

²Department of Civil Engineering. ISISE, University of Minho (PORTUGAL)
marquesmnc@sapo.pt, pbl@civil.uminho.pt

³Facultad de Ciencias Sociales, Universidad Nacional de Trujillo (PERU)
santiago_ucedahotmail.com, rimoga07@yahoo.es

ABSTRACT

This article presents an experimental and numerical study for the mechanical characterization under uniaxial compressive loading of the adobe masonry of one of the most emblematic archaeological complex in Peru, 'Huaca de la Luna' (100-650AD). Compression tests of prisms were carried out with original material brought to the laboratory. For measuring local deformations in the tests, displacement transducers were used which were complemented by a digital image correlation system which allowed a better understanding of the failure mechanism. The tests were then numerically simulated by modelling the masonry as a continuum media. Several approaches were considered concerning the geometrical modelling, namely 2D and 3D simplified models, and 3D refined models based on a photogrammetric reconstruction. The results showed a good approximation between the numerical prediction and the experimental response in all cases. However, the 3D models with irregular geometries seem to reproduce better the cracking pattern observed in the tests.

Keywords: archaeological constructions, adobe masonry, mechanical testing, digital image correlation, numerical modelling

1. INTRODUCCIÓN

El adobe es una forma tradicional de mampostería no reforzada que ha sido usada desde tiempos ancestrales [1]. Sin embargo, las construcciones de adobe presentan elevada vulnerabilidad sísmica debido a su baja resistencia a tracción, a la elevada fuerza inercial movilizada y a su comportamiento frágil [2]. En efecto, la observación post-sismo muestra que las construcciones de adobe sufren repetitivamente grandes daños, ej. [3]. Teniendo en cuenta que los ensayos experimentales de mampostería son costosos, una buena forma de analizar su comportamiento es a través del modelamiento numérico [4-6]. Sin embargo, una cantidad mínima de experimentos debe ser realizada para permitir la calibración y validación de los modelos. Por otro lado, la mampostería de adobe se

caracteriza por presentar una elevada variabilidad en sus propiedades mecánicas, aspecto que tiene que ser considerado tanto en los experimentos como en la simulación numérica. En el caso de construcciones arqueológicas la variabilidad geométrica se incrementa, la cual puede ser original, o asociada a procesos de degradación del material por su exposición en el tiempo. Las construcciones masivas de adobe en Perú son un ejemplo evidente de esta variabilidad.

El presente artículo estudia la caracterización del material que constituye el sistema estructural de uno de los complejos arqueológicos de tierra más emblemáticos del Perú: “La Huaca de la Luna”. La Huaca se construyó entre los años 100 y 650 D.C. y se encuentra localizada en la costa norte del país, a 8 kilómetros del centro de la ciudad de Trujillo. Este sitio arqueológico fue uno de los templos más importantes de la cultura pre-inca ‘Mochica’ (I-IX D.C.) [7] y es particularmente importante en la actualidad por su fachada decorada muy bien preservada y su sistema de construcción con templos superpuestos en sucesivos periodos.

Las construcciones patrimoniales de adobe en Perú, y en particular la Huaca de la Luna por su ubicación en la costa norte, están altamente expuestas a la acción de los sismos así como a fenómenos meteorológicos, ej. el Niño. Este estudio es parte de un análisis integral de la seguridad sísmica del monumento y contribuye con la caracterización del sistema de albañilería de adobe arqueológico. Asimismo, en este estudio se proponen propiedades mecánicas del sistema de albañilería que serán de utilidad para los futuros trabajos de análisis numérico predictivo en este monumento.

2. ENSAYOS EXPERIMENTALES

La campaña experimental se desarrolló en el laboratorio de estructuras de la Pontificia Universidad Católica del Perú - PUCP. La caracterización mecánica se realizó utilizando componentes originales de la mampostería de adobe en la 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 1.



Figura 1. Vista general de Huaca de la Luna y sus paredes: (a) Fachada Norte, (b) bloques de adobe usados para la caracterización mecánica y (c) proceso de extracción del mortero.

Para la caracterización de la mampostería se construyeron 3 prismas de $210 \times 320 \times 770 \text{ mm}^3$ siguiendo las recomendaciones establecidas en el RNE – E080 [8] y en HB 195-2002 [9]. 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 2).



Figura 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.

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 EN 1052-1[10]. 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 [9]. Se midieron las deformaciones locales utilizando LVDTs fijados en las dos caras laterales de los prismas, como se puede observar en la Figura 3a-b. Adicionalmente, para el ensayo del tercer prisma se empleó un equipo de medición óptica de deformaciones a través de correlación de imagen digital (ARAMIS) con una precisión de hasta 0.005% [11]. Para este efecto, se analizó con este equipo una superficie de 200x160 mm² pintada en una de las caras frontales (Figura 3c).

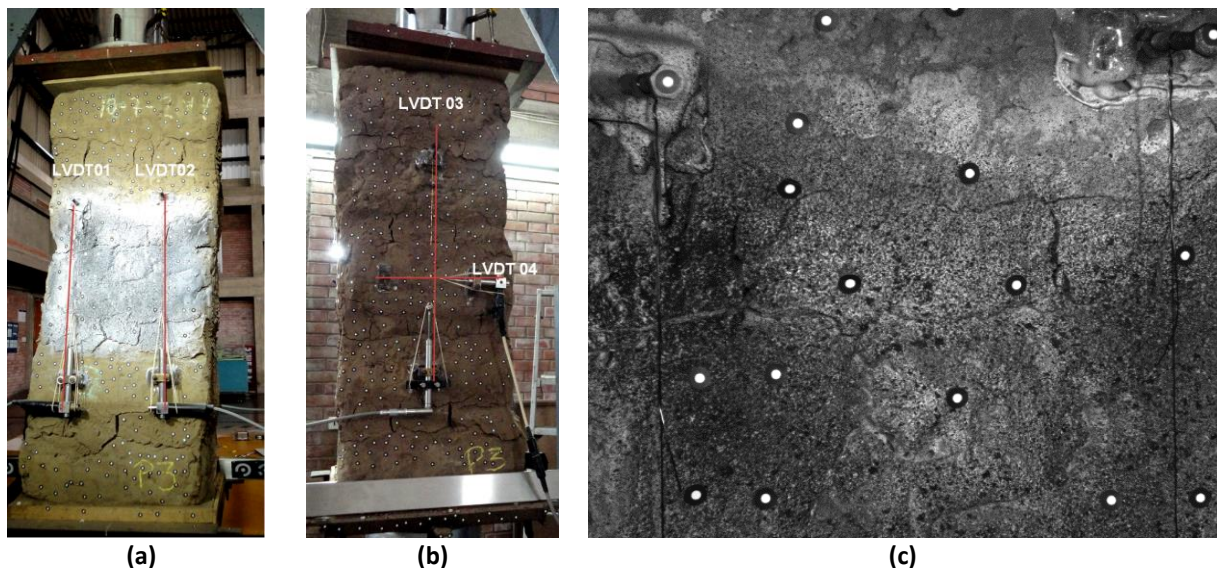


Figura 3. Instrumentación de prismas de adobe para el ensayo de compresión: (a) LVDTs en la cara frontal, (b) LVDTs en la cara posterior y (c) área con pintura en escala de grises para el análisis con el ARAMIS.

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 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 4 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.

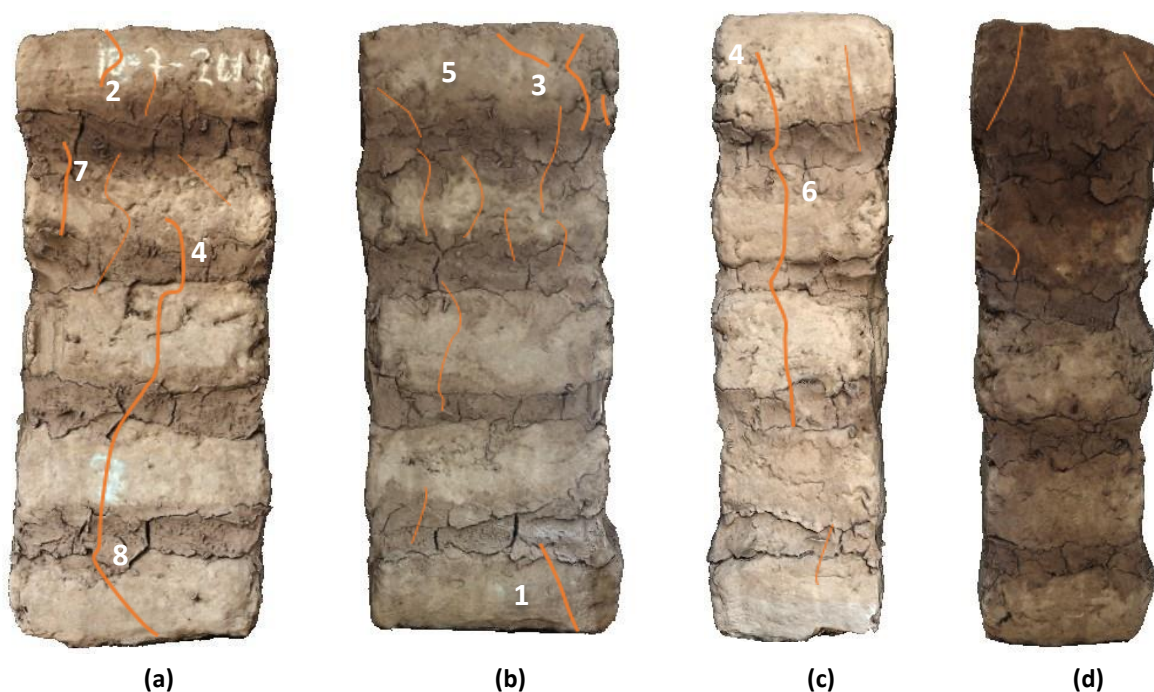


Figura 4. Evolución de grietas en el prisma 03: (a) vista frontal, (b) vista posterior y (c-d) caras laterales.

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 (Figura 4b). 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 (Figura 4c). Durante el transcurso de la etapa no lineal, las grietas se propagan tanto en el mortero como en el adobe (Figura 4d). 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 [12]). 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 5.

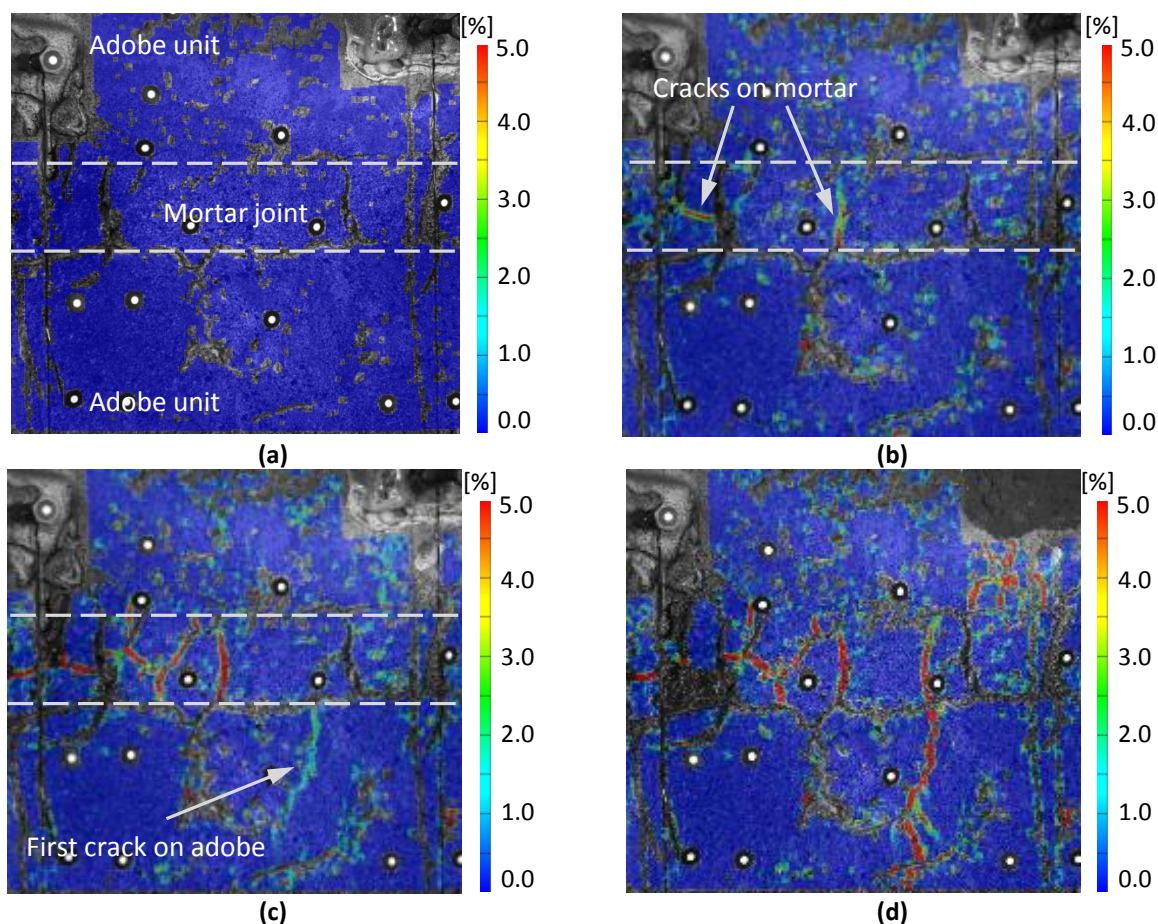


Figura 5. Formación de grietas: (a) estado inicial, (b) primeras grietas en la junta de mortero,, (c) primera grieta en ladrillo de adobe y (d) propagación de las grietas durante la etapa no-lineal. (El color azul indica mínima deformación en el espécimen mientras que el rojo representa una grieta completamente abierta)

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 albañilería (Figura 6). El esfuerzo máximo a compresión promedio ($\sigma_{\text{máx}}$) fue de 0.36 MPa con un coeficiente de variación (CV) de 15%, y la deformación unitaria promedio para el esfuerzo máximo fue de 0.0035 mm/mm con un CV de 12%. Utilizando el criterio propuesto por [13] se obtuvo un módulo de elasticidad promedio (E) de 107 MPa con un CV de 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 [14], que varía entre 200 y 1000. No fue posible obtener la respuesta completa post-pico, debido a que cuando 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 1.

Tabla 1. Propiedades mecánicas de los prismas de adobe

Prisma	σ_{max} (MPa)	ε_{max} ($\times 10^{-3}$)	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

σ_{max} : máximo esfuerzo a compresión

ε_{max} : deformación unitaria local para el máximo esfuerzo a compresión

E: Módulo de elasticidad

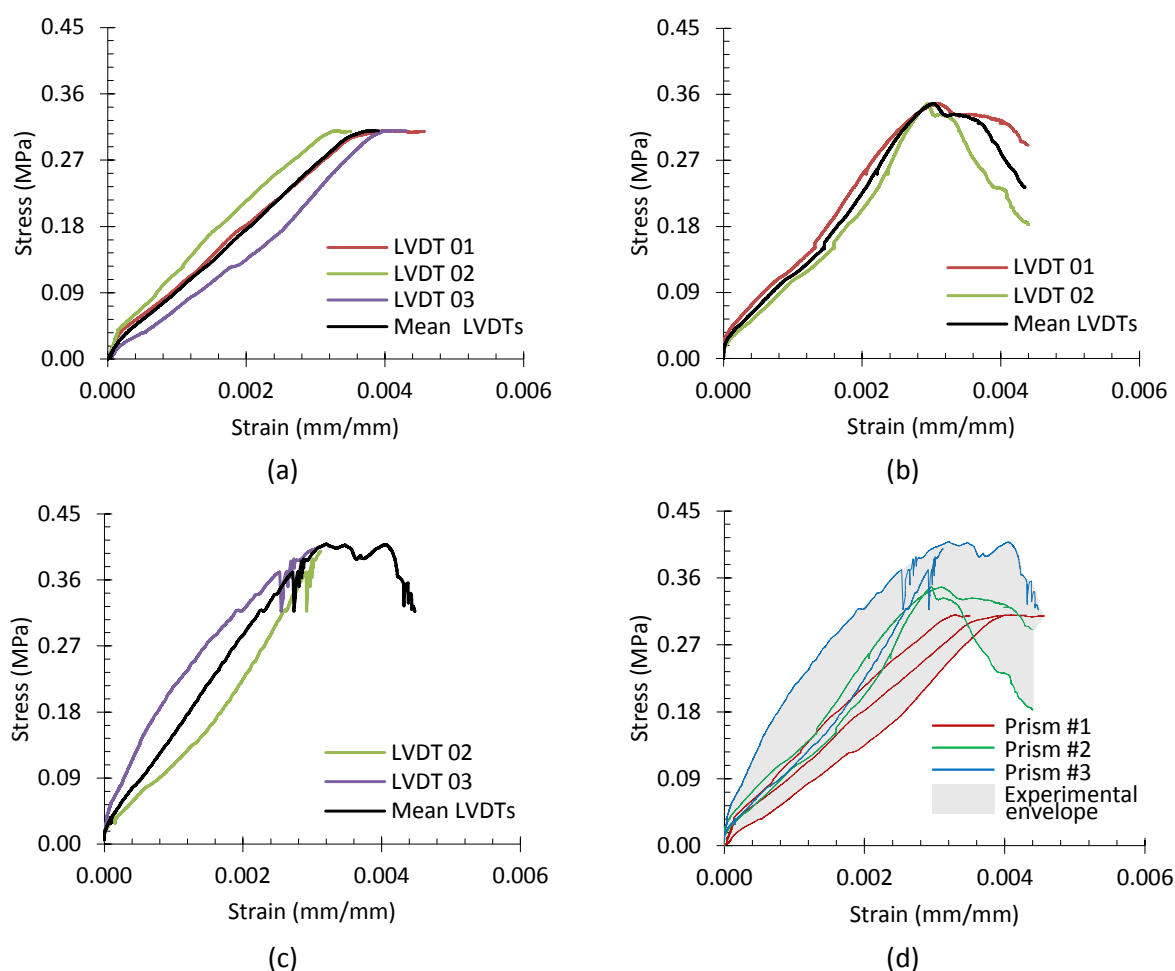


Figura 6. Curvas esfuerzo-deformación del (a) prisma 01, (b) prisma 02, (c) prisma 03 y (d) envolvente,

El análisis de los componentes de la albañilería 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 7b, 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 albañilería 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 320 mm, 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 7. Aunque el comportamiento post-pico sea semejante, el mortero presenta mayores ductilidad y tasa de deformación plástica que las unidades de adobe. La ductilidad calculada en el mortero es igual a 2.08 mm, mientras que en el adobe es sólo de 0.08 mm, por otro lado, en la albañilería se estimó una ductilidad de 1.45 mm. El coeficiente de Poisson se calculó también en base a las mediciones realizadas con el equipo de correlación de imagen digital. En este caso se consideró estimar la componente horizontal de deformación a lo largo de una línea diagonal de forma tal que se consiga medir la deformación de la albañilería.

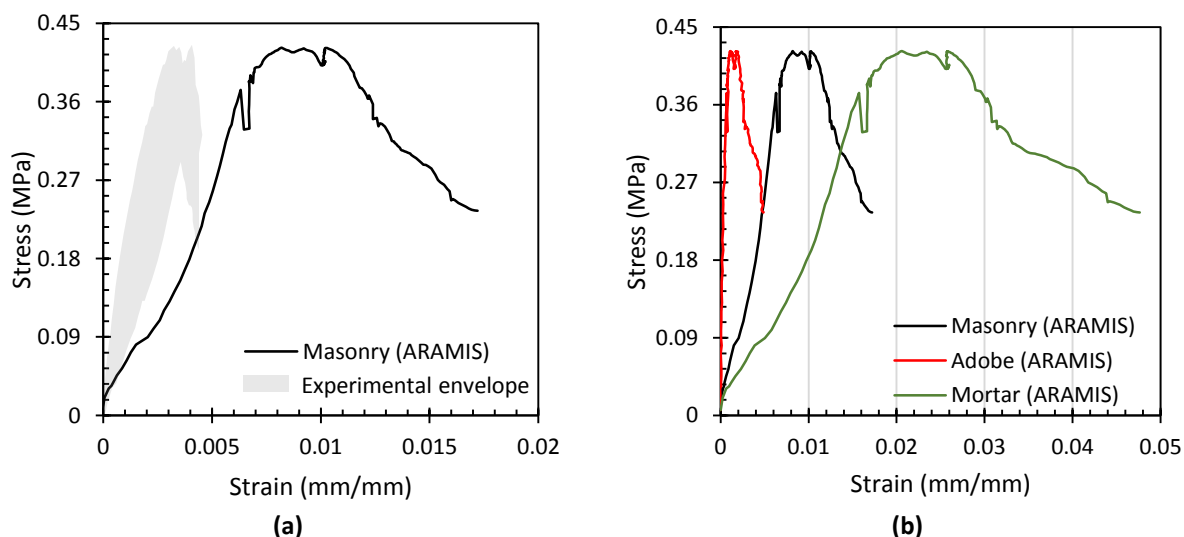


Figura 7. Comportamiento de la albañilería y sus componentes bajo cargas de compresión: (a) desfase entre el sistema de correlación óptica y los LVDTs y (b) componentes de la albañilería durante el ensayo de compresión.

La influencia del mortero en el comportamiento resulta evidente al comparar los resultados experimentales obtenidos a partir de los LVDTs y del sistema ARAMIS, como se mencionó anteriormente. 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 7a sea aún más evidente, pero por otro lado indica también la utilidad del sistema de medición de deformaciones sin contacto.

3. MODELACIÓN NUMÉRICA

La modelación numérica se desarrolló considerando modelos continuos de elementos finitos y asumiendo un material homogéneo. El comportamiento del material se representó usando el modelo *total strain crack model* disponible en DIANA [15]. El comportamiento a compresión fue descrito por una tendencia parabólica, mientras que en tracción se consideró una ley de decrecimiento exponencial. 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 $f_c/10$, según lo propuesto en [16, 17]. 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 [18]: $\mu f_c = 0.576$ N/mm. Para la energía de fractura en tracción se consideró μ igual a 0.029 mm de acuerdo a recomendaciones mostradas en [19].

Adicionalmente, 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 considerando el criterio de obtener una respuesta más estable y con mayor similitud al comportamiento observado en los ensayos de compresión de prismas. Las propiedades utilizadas para la mampostería se resumen en la Tabla 2. La densidad utilizada fue la reportada en un informe técnico del proyecto arqueológico Huaca de la Luna [20]. Para el ajuste de la respuesta a compresión en función de la energía de fractura a tracción (Figura 8a), el mayor valor se tomó de Tarque [4]. En el resto de casos se tomaron los valores límites

del rango propuesto por Angelillo [19] 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 en Almeida [21]. Los valores intermedios se encuentran al multiplicar la resistencia a compresión por un factor de ductilidad igual a 1.6 mm [18] y 1.0 mm [17]. Finalmente, el menor de los valores se determinó haciendo uso de la regresión lineal propuesta en [21], para la determinación de la energía de fractura a compresión con base en la resistencia a compresión.

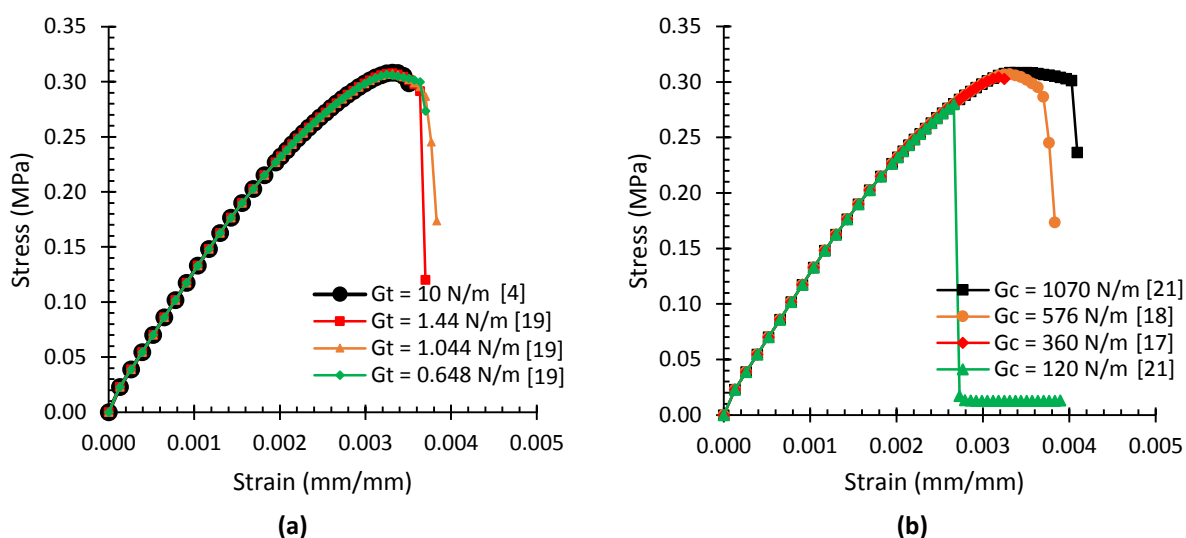


Figura 8. Comportamiento a compresión del prisma #2 con análisis paramétrico de la (a) energía de fractura de tensión y (b) energía de fractura a compresión

Tabla 2. Propiedades del adobe usadas para los modelos numéricos

Basic properties	Density (kg/m^3)	1735 [20]	
	Elasticity modulus (MPa)	115	
	Poisson ratio	0.2	
Inelastic properties	Compression	Compressive strength f_c (MPa)	0.36
		Compressive fracture energy G_c (N/m)	576
	Tension	Tensile strength f_t (MPa)	0.036
		Tensile fracture energy G_t (N/m)	1.044

En el análisis se consideraron cuatro tipos de modelos: dos usando elementos tipo lámina y dos utilizando elementos sólidos. En el primer caso se utilizaron elementos tipo shell de 8 nodos en estado plano de esfuerzo, CQ16M [15]. Con referencia al prisma #1 en la Figura 7a, se construyó un primer modelo con elementos cuadriláteros regulares. Después, a partir de un modelo 3D del prisma obtenido mediante reconstrucción fotogramétrica (Figura 9b), se tomó una sección representativa del prisma para desarrollar un modelo con elementos lámina, ver Figura 7c. En una fase posterior se emplearon elementos sólidos con 20 nodos, CHX60 [15]. También en este caso, se modeló un prisma regular, y otro considerando el modelo obtenido de la reconstrucción fotogramétrica (Figura 9d). La Figura 10 muestra todos los modelos geométricos considerados. En ninguno de los casos se consideró

modelar la interacción entre el prisma y el equipo de compresión, se restringieron los desplazamientos en la base del prisma.

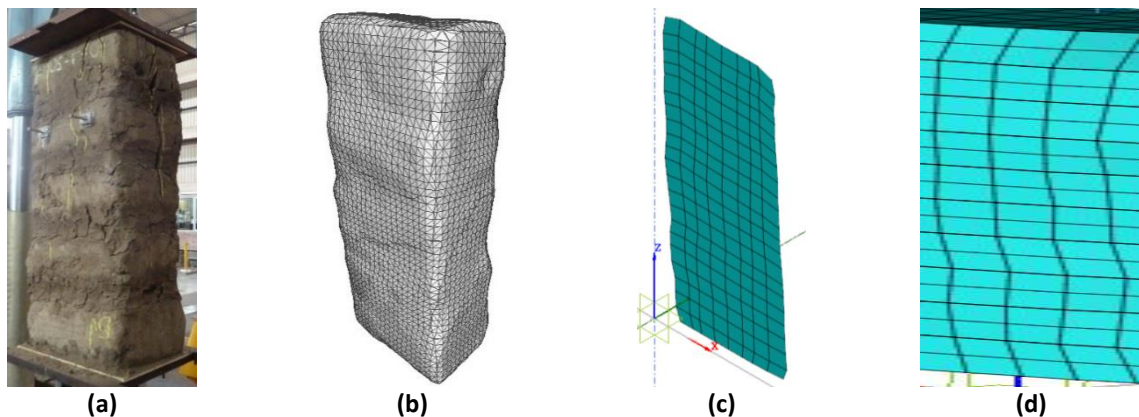


Figura 9. Generación de mallas: (a) fotografía del prisma #1, (b) modelo 3D obtenido de la reconstrucción fotogramétrica, (c) modelo de elementos finitos 2D y (d) modelo 3D usando elementos sólidos.

El ensayo de compresión fue simulado aplicando un desplazamiento en la extremidad superior del modelo. El método de solución utilizado fue el Newton-Raphson Modificado en conjugación con la técnica de line-search, de modo a obtener un compromiso entre la carga computacional y la precisión de los resultados. Los resultados de la simulación numérica de los ensayos de compresión se muestran en la Figura 11. 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. Cuando se simplifica la geometría, la predicción sigue aproximando mínimamente la respuesta experimental (Figura 11 d).

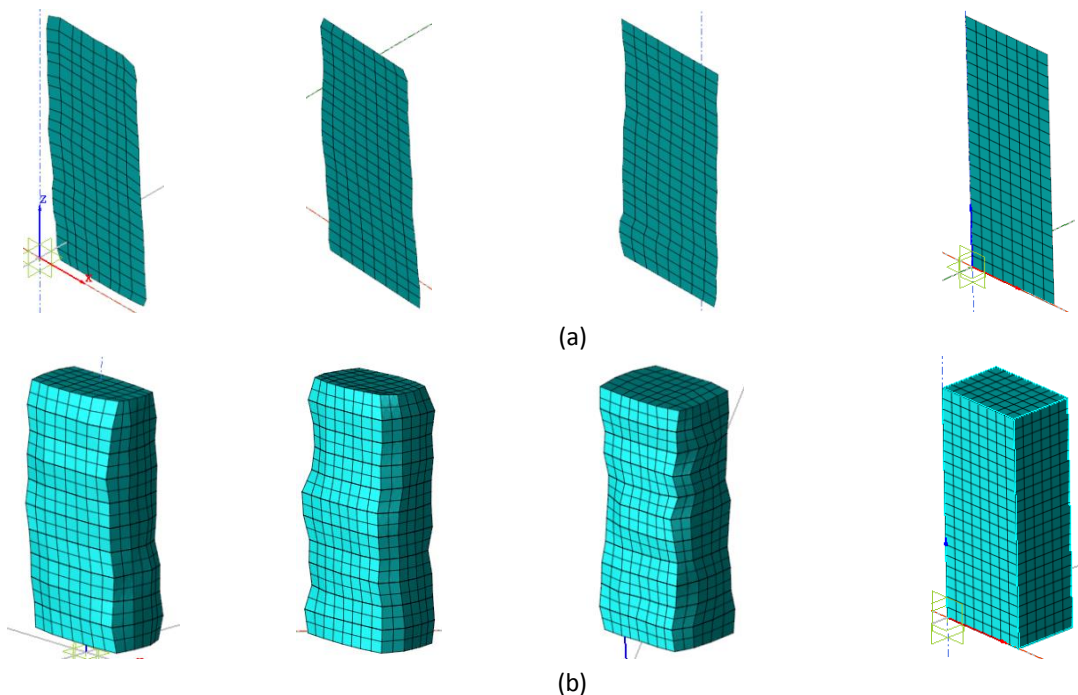


Figura 10. Modelos con elementos finitos: (a) 2D en estado plano de esfuerzo y (b) sólidos. (Prisma #1 al #3, y geometría simplificada, de izquierda a derecha en ambos casos)

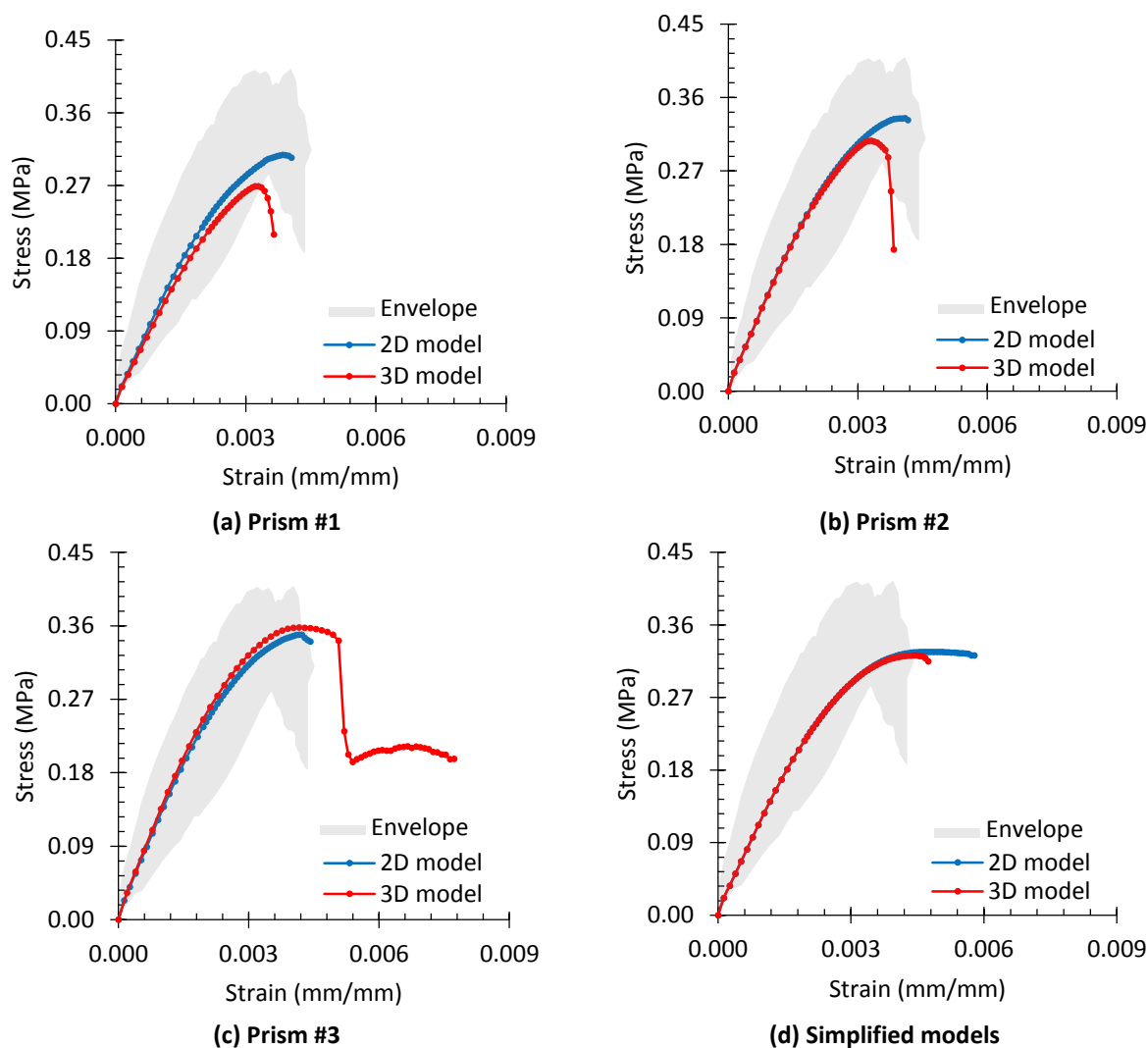


Figura 11. Diagramas esfuerzo-deformación de los prismas. Resultados experimentales y numéricos.

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 (Figura 12a-c). 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 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 se debe principalmente a la energía de fractura de tensión. 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.

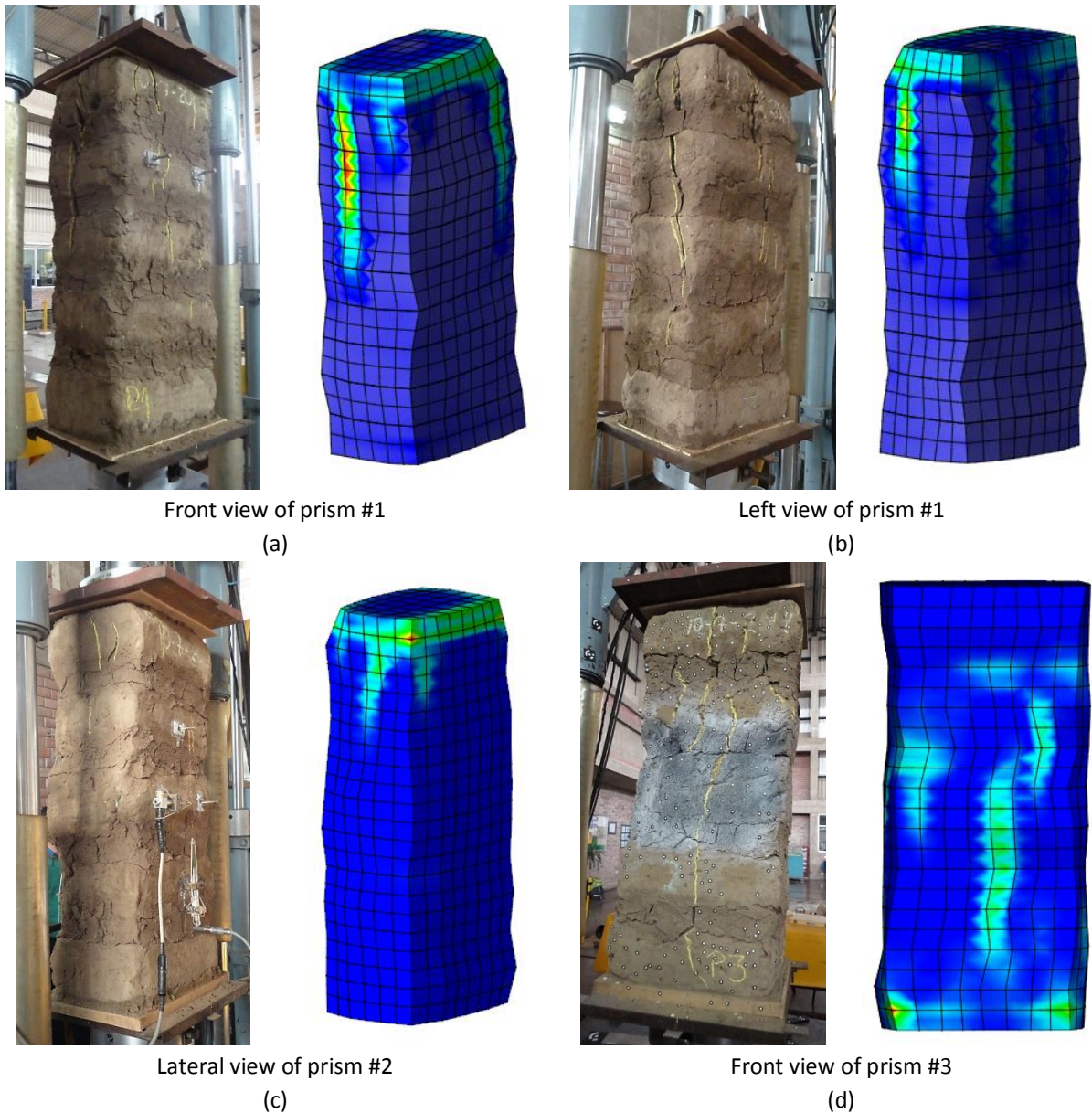


Figura 12. Patrones de grietas obtenidos de los ensayos experimentales y modelos numéricos.

4. DISCUSIÓN

En la literatura se encuentra que las unidades de albañilería muestran una rigidez y resistencia mayor que la albañilería misma [21]. 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 re-moldeado 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 [17] 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 bien el sistema de albañilería.

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 sólidos se aproximó hasta el 88% de la carga máxima (prisma #2) y en el caso más desfavorable se llegó al 86% (prisma #1). 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 consiguieron resultados similares, siendo 4% el menor error (prisma #1) y 30% el mayor (prisma #3).

El análisis paramétrico de la energía de fractura en tracción y compresión permitió verificar los valores más adecuados para modelar el comportamiento a compresión 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 (Figura 12) 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 [17, 21], 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 Almeida [20], las incursiones en el régimen no lineal fueron mucho más extensas, siendo los niveles de deformaciones aparentemente excesivos, a excepción del prisma #1.

5. CONCLUSIONES

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 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 una aproximación de meso-modelación, 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.

6. AGRADECIMIENTOS

Los autores agradecen a la Dirección de Gestión de la Investigación DGI PUCP por el financiamiento del proyecto de investigación 89-2014 dentro del cual se enmarca este trabajo. Se agradece también a CONCYTEC por el financiamiento de los alumnos de maestría (primer y segundo autor) a través de su programa de becas para estudios de posgrado. Finalmente, se agradece al Laboratorio de Estructuras y al Laboratorio de Materiales PUCP por la disponibilidad de sus instalaciones y equipos.

7. REFERENCIAS

- [1] Caporale, A., Parisi, F., Asprone, D., Luaciano, R., Prota, A. (2015). Comparative micromechanical assessment of adobe and clay brick masonry assemblages based on experimental data sets. *Composite Structures*, 120, 208–220.
- [2] Blondet, M., Torrealva, D., Vargas, J., Tarque, N., Velásquez, J. (2006). Seismic reinforcement of adobe houses. In *Proceedings of 1st European Conference on Earthquake Engineering and Seismology*, Geneva, CD-ROM.
- [3] Sayin, E., Yön, B., Calayir, Y., Karaton, M. (2013). Failures of masonry and adobe buildings during the June 23, 2011 Maden-(Elazığ) earthquake in Turkey. *Engineering Failure Analysis*, 34, 779–791.
- [4] Tarque, N., (2011). *Numerical modelling of the seismic behaviour of adobe buildings*. Ph.D. thesis, ROSE School, Istituto di Studi Superiori di Pavia, University of Pavia.
- [5] Illampas, R., Charmpis, D., Ioannou, I. (2014). Laboratory testing and finite element simulation of the structural response of an adobe masonry building under horizontal loading. *Engineering Structures*, 80, 362–376.

- [6] Eslami, A., Ronagh, H.R., Mahini, S.S., Morshed, R. (2012). Experimental investigation and nonlinear FE analysis of historical masonry buildings – A case study. *Construction and Building Materials*, 35, 251–260.
- [7] Proyecto Arqueológico Huacas del Sol y de la Luna. <http://www.huacasdemoche.pe>
- [8] SENCICO (2000). Reglamento nacional de edificaciones - Norma técnica de edificación E.080: Adobe. Ministerio de Vivienda, Construcción y Saneamiento, Lima.
- [9] Walker, P. (2001). *The Australian earth building handbook*. Standards Australia Ltd, Sydney.
- [10] CEN (1998). EN 1052-1 Methods of test for masonry - Part 1: Determination of compressive strength. European Committee for Standardization, Brussels.
- [11] GOM mbH (2010). ARAMIS User Information Hardware, Braunschweig, Germany.
- [12] San Bartolomé, A., Quiun, D., Silva, W. (2011). *Diseño y construcción de estructuras sismorresistentes de albañilería*. Fondo Editorial, Pontificia Universidad Católica del Perú, Lima.
- [13] Oliveira, D., Varum, H., Silva, R., Pereira, H., Lourenço, P.B., Costa, A. (2007). *Caracterização experimental do comportamento diferido de alvenaria de adobe*. In *Proceedings of the 'V Seminário de Arquitectura Em Terra em Portugal'*, Aveiro, CD-ROM.
- [14] Tomaževič, M. (1999). *Earthquake-resistant design of masonry buildings*. London: Imperial College Press.
- [15] TNO (2013). Displacement method ANALyser, Release 9.4, User's Manual. TNO DIANA BV, Delft.
- [16] Schubert, P. (1988). The influence of mortar on the strength of masonry. In *Proceedings of the 8th International Brick and Block Masonry Conference*, London, pp. 162–172.
- [17] Chácará, C., Zvietcovich, F., Briceño, C., Marques, R., Perucchio, R., Castañeda, B., Uceda, S., Morales, R., Aguilar, R. (2014). On-site investigation and numerical analysis for structural assessment of the archaeological complex of Huaca de la Luna. In *Proceed. of the 9th Internat. Conference on Structural Analysis of Historical Constructions*, Mexico City, CD-ROM.
- [18] Lourenço, P.B. (2010). Recent advances in masonry modelling: micromodelling and homogenisation. In U. Galvanetto and M.H. Ferri Alibadi, editors, *Multiscale Modelling in Solid Mechanics: Computational Approaches*. London: Imperial College Press.
- [19] Angelillo, M., editor (2014). *Mechanics of Masonry Structures*, CISM International Centre for Mechanical Sciences, Udine. Berlin: Springer-Verlag.
- [20] Vásquez, I. (2010). *Monitoreo de la resistencia mecánica y características físicas en adobes arqueológicos de distinto tipo de suelo*. Proyecto Arqueológico Huaca de la Luna: Informe Técnico 2010, Trujillo.
- [21] Almeida, J. (2012). *Mechanical characterization of traditional adobe masonry elements*. M.Sc. thesis, University of Minho, Guimarães.