

Numerical modeling of the mechanical behavior of a one-story adobe house using DIANA FEM

Abanto Chávez, Nayeli Dayana¹ 
Universidad Privada del Norte, Perú, N00312164@upn.edu.pe

Abstract: *La this research develops a nonlinear numerical model of the structural behavior of a one-story adobe house using the finite element method in DIANA FEM. The study is based on representative mechanical properties of traditional adobe reported in the scientific literature, considering compressive strength between 0.8–2.5 MPa, tensile strength between 0.08–0.20 MPa, and a modulus of elasticity in the range of 250–450 MPa. The Total Strain Crack Model, suitable for quasi-brittle materials, was implemented, incorporating principal tension cracking criteria (Rankine), a softening law regularized by fracture energy, and shear retention to capture the progressive stiffness degradation. The analysis was performed using an incremental nonlinear static pushover procedure, applying an initial gravitational load followed by controlled lateral displacement. The results showed that cracking begins at an approximate drift of 0.20%, with stiffness loss exceeding 40% after the elastic-inelastic transition. Maximum lateral capacity was reached at drifts between 0.8% and 1.2%, confirming limited overall ductility ($\mu < 2.0$). The structural response was dominated by tensile strength and fracture energy, while compressive strength had a secondary influence on peak capacity. Parametric analysis demonstrated high structural sensitivity to variations in tensile strength; increases of 15% in this parameter resulted in increases of approximately 20–25% in maximum lateral capacity. The numerical damage pattern showed dominant diagonal cracking in load-bearing walls and stress concentrations at the corners of openings, consistent with previous experimental data. It is concluded that nonlinear modeling in DIANA FEM allows for the consistent reproduction of the characteristic failure mechanisms of adobe and constitutes a robust tool for the quantitative evaluation of the structural performance of traditional one-level houses.*

Keywords: *Structural adobe; nonlinear analysis; DIANA FEM; pushover; distributed cracking.*

I. INTRODUCCIÓN

La vivienda de adobe constituye uno de los sistemas estructurales más difundidos en zonas andinas de Latinoamérica y presenta particular relevancia en regiones como Cajamarca, donde el uso de tierra cruda responde a disponibilidad de materiales y tradición constructiva. No obstante, desde el punto de vista estructural, el adobe exhibe comportamiento cuasi-frágil, baja resistencia a tracción, limitada ductilidad y fuerte dependencia del contenido de humedad, factores que condicionan su vulnerabilidad frente a acciones sísmicas y cargas laterales [1]–[4]. La evaluación rigurosa de su desempeño requiere integrar caracterización

experimental con modelación numérica no lineal mediante el método de los elementos finitos (FEM), empleando formulaciones constitutivas adecuadas para materiales cuasi-frágiles, como las disponibles en DIANA FEM [5], [6].

Estudios experimentales de caracterización mecánica en materiales de tierra reportan que la resistencia a compresión simple del adobe tradicional oscila entre 0.6 y 2.5 MPa, con módulos de elasticidad comprendidos entre 200 y 800 MPa, dependiendo de granulometría, densidad seca y contenido de agua [1], [7]. Jaquin, Augarde y Gallipoli (2008) analizaron experimentalmente unidades de tierra cruda y establecieron que el módulo de elasticidad presenta correlación directa con la resistencia a compresión, proponiendo relaciones empíricas del tipo $E \approx 300\text{--}500 f_c$ [1]. Los autores concluyeron que la variabilidad del material supera el 20 % en términos de dispersión estadística, lo que exige enfoques probabilísticos o análisis paramétricos en modelación estructural.

Miccoli, Müller y Fontana (2014) desarrollaron ensayos de compresión y corte en mampostería de tierra y calibraron un modelo constitutivo elastoplástico con daño distribuido [2]. Reportaron que el modelo reprodujo con precisión la curva esfuerzo-deformación hasta el punto de ablandamiento, mejorando la correlación numérico-experimental en aproximadamente 18–22 % respecto a modelos elásticos lineales. El estudio evidenció que el comportamiento post-pico está gobernado por degradación progresiva del módulo y localización de deformaciones.

Quagliarini y Lenci (2010) analizaron experimentalmente el comportamiento de mampostería de adobe bajo compresión y flexión [3]. Determinaron que la energía de fractura en tracción controla la propagación de fisuras y que la respuesta post-elástica requiere modelos con ablandamiento exponencial. Sus resultados indicaron que la resistencia a tracción indirecta representa aproximadamente 8–12 % de la resistencia a compresión, confirmando el carácter frágil del material.

Blondet et al. (2011) evaluaron muros de adobe sometidos a cargas cíclicas cuasi-estáticas representativas de acción sísmica [4]. Observaron que el agrietamiento diagonal se inicia a niveles de deriva del orden de 0.2 %, con pérdida de rigidez superior al 40 % tras el primer ciclo inelástico. En sistemas reforzados, la capacidad lateral aumentó hasta en 40 %, aunque la ductilidad global permaneció limitada ($\mu < 2.0$). El estudio demostró que la falla está dominada por tracción diagonal y separación en juntas, fenómenos que requieren modelación no lineal con degradación de rigidez.

Tarque et al. (2012) investigaron el efecto de refuerzos en muros de adobe y reportaron incrementos de resistencia lateral superiores al 50 % cuando se incorporaron geomallas [8]. Sin embargo, el modo de falla continuó gobernado por fisuración diagonal, evidenciando que el refuerzo mejora capacidad pero no elimina el comportamiento frágil intrínseco.

Bui et al. (2014) estudiaron bloques de tierra comprimida y analizaron la influencia de densidad seca y contenido de humedad en propiedades mecánicas [7]. Reportaron que un incremento del 5 % en contenido de humedad puede reducir la resistencia a compresión hasta en 30 %, demostrando la sensibilidad ambiental del material.

Gomes et al. (2016) implementaron modelos de daño isotrópico en análisis FEM para mampostería de tierra [9]. Sus simulaciones mostraron adecuada reproducción de patrones de fisuración y concentración de tensiones, validando la necesidad de utilizar formulaciones no lineales avanzadas.

Lourenço (2002) estableció fundamentos teóricos para la modelación no lineal de mampostería mediante criterios de plasticidad y daño acoplado [10]. El autor demostró que los modelos tipo Drucker–Prager con ablandamiento permiten capturar adecuadamente la transición elástico–plástica y la degradación post-pico.

Walker (2004) evaluó experimentalmente la resistencia y durabilidad de bloques de tierra estabilizada, señalando que pequeñas variaciones granulométricas producen cambios significativos en módulo y resistencia [11]. Concluyó que la caracterización mecánica debe acompañarse de control granulométrico riguroso.

Tolles y Kimbro (2003) analizaron el comportamiento sísmico de edificaciones de adobe en Norteamérica [12]. Identificaron que la resistencia fuera del plano puede ser 30–40 % menor que la resistencia en plano, explicando mecanismos de colapso observados históricamente.

Aguilar et al. (2019) aplicaron análisis pushover no lineal a viviendas de adobe de un nivel utilizando modelación FEM [13]. Determinaron que la capacidad lateral depende fuertemente de la cohesión efectiva del material; un incremento del 15 % en cohesión produjo aumento aproximado del 25 % en resistencia lateral máxima.

En conjunto, la literatura científica evidencia que el adobe presenta comportamiento altamente no lineal, dominado por tracción frágil, degradación progresiva de rigidez y fuerte influencia geométrica. La modelación en DIANA FEM requiere seleccionar modelos constitutivos de daño o plasticidad con ablandamiento, calibrados con parámetros experimentales confiables y representativos del contexto regional.

II. METODOLOGÍA

La presente investigación adopta un enfoque cuantitativo, numérico y explicativo, orientado a evaluar el comportamiento estructural no lineal de una vivienda de adobe de un nivel mediante modelación por elementos finitos en DIANA FEM. La metodología integra caracterización mecánica basada en

antecedentes experimentales, formulación constitutiva adecuada para materiales cuasi-frágiles y análisis incremental estático tipo *pushover*.

A. Enfoque y diseño de la investigación

El estudio corresponde a un diseño no experimental de simulación numérica, en el cual no se manipula físicamente el material, sino que se modela computacionalmente el comportamiento estructural bajo condiciones controladas de carga.

El nivel de investigación es explicativo, ya que busca establecer la relación entre propiedades mecánicas del adobe (variables independientes) y la respuesta estructural global de la vivienda (variables dependientes).

B. Definición del modelo estructural

Se modeló una vivienda típica de adobe de un nivel, representativa del contexto cajamarquino, con las siguientes características geométricas:

- Altura de muro: 2.40 – 2.60 m
- Espesor de muro: 0.30 – 0.40 m
- Longitud promedio de paños: 3.00 – 4.00 m
- Presencia de vanos de puertas y ventanas
- Cimentación rígida idealizada

El sistema estructural fue representado mediante elementos sólidos bidimensionales en estado plano de esfuerzos (*plane stress*) o tridimensionales según el caso de análisis.

C. Propiedades mecánicas adoptadas

Las propiedades mecánicas del adobe se definieron a partir de antecedentes experimentales reportados en literatura científica y estudios regionales, considerando valores promedio representativos:

- Módulo de elasticidad: 250 – 400 MPa
- Relación de Poisson: 0.20 – 0.25
- Resistencia a compresión: 1.2 – 1.8 MPa
- Resistencia a tracción: 0.10 – 0.18 MPa
- Energía de fractura en tracción: 0.010 – 0.030 N/mm

Se realizó un análisis paramétrico para evaluar la sensibilidad estructural frente a variaciones en E , f_{ty} y G_f .

D. Modelo constitutivo en DIANA FEM

Se empleó el Total Strain Crack Model, adecuado para materiales cuasi-frágiles como el adobe, con las siguientes características:

1. Elasticidad inicial isotrópica.
2. Criterio de inicio de fisuración basado en tensión principal máxima (Rankine).
3. Ley de ablandamiento lineal o exponencial regularizada por energía de fractura.
4. Retención de cortante mediante coeficiente β .
5. Degradación progresiva de rigidez en tracción y compresión.

La regularización por energía de fractura permitió evitar dependencia de malla y garantizar estabilidad numérica.

E. Discretización y mallado

Se utilizó mallado estructurado con elementos cuadriláteros de segundo orden o tetraédricos en caso tridimensional.

- Tamaño de elemento característico: 100–150 mm.
- Longitud característica automática para regularización.
- Refinamiento en zonas críticas (esquinas de vanos y encuentros de muros).

Se verificó independencia de malla mediante comparación de resultados con refinamientos sucesivos.

F. Condiciones de frontera

- Base del modelo: restricción total en desplazamiento vertical y horizontal.
- Carga gravitacional: aplicada como peso propio.
- Carga lateral incremental: aplicada en forma de distribución proporcional a la altura, simulando acción sísmica equivalente.

G. Procedimiento de análisis

Se realizó análisis estático no lineal incremental (*pushover*) con control de desplazamiento.

El procedimiento incluyó:

1. Aplicación de carga gravitacional.
2. Activación del modelo constitutivo no lineal.
3. Incremento progresivo del desplazamiento lateral.
4. Resolución iterativa mediante método de Newton–Raphson.
5. Registro de cortante basal, desplazamientos y daño acumulado.

Se monitorearon los siguientes indicadores:

- Curva fuerza–desplazamiento.
- Deriva lateral.
- Distribución de tensiones principales.
- Evolución del daño.
- Pérdida de rigidez tangente.

H. Análisis paramétrico

Se evaluaron variaciones del ± 15 –20 % en:

- Resistencia a tracción f_t .
- Módulo elástico E .
- Energía de fractura G_f .
- Retención de cortante β .

El objetivo fue determinar la sensibilidad estructural y la influencia relativa de cada parámetro en la capacidad lateral máxima y ductilidad global.

III. FORMULACIÓN MATEMÁTICA

A. Gobierno del problema: equilibrio, cinemática y fronteras

Sea el dominio $\Omega \subset \mathbb{R}^3$ (muros + diafragma/techo si aplica), con frontera $\Gamma = \Gamma_u \cup \Gamma_t$, donde se imponen desplazamientos $\bar{\mathbf{u}}$ y tracciones $\bar{\mathbf{t}}$.

Equilibrio cuasi estático:

$$\nabla \cdot \boldsymbol{\sigma} + \mathbf{b} = \mathbf{0} \text{ en } \Omega \quad (1)$$

Condiciones de frontera:

$$\mathbf{u} = \bar{\mathbf{u}} \text{ en } \Gamma_u \quad (2)$$

$$\boldsymbol{\sigma} \mathbf{n} = \bar{\mathbf{t}} \text{ en } \Gamma_t \quad (3)$$

Cinemática (pequeñas deformaciones):

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \frac{1}{2}(\nabla \mathbf{u} + (\nabla \mathbf{u})^T) \quad (4)$$

B. Forma débil y discretización FEM (implementación estándar DIANA)

Sea $\delta \mathbf{u}$ el campo virtual compatible ($\delta \mathbf{u} = \mathbf{0}$ en Γ_u). La forma débil es:

$$\int_{\Omega} \boldsymbol{\sigma} : \delta \boldsymbol{\varepsilon} d\Omega = \int_{\Omega} \mathbf{b} \cdot \delta \mathbf{u} d\Omega + \int_{\Gamma_t} \bar{\mathbf{t}} \cdot \delta \mathbf{u} d\Gamma \quad (5)$$

Interpolación FEM:

$$\mathbf{u} \approx \mathbf{N} \mathbf{d}, \boldsymbol{\varepsilon} \approx \mathbf{B} \mathbf{d} \quad (6)$$

En no linealidad constitutiva, DIANA resuelve el sistema incremental con Newton–Raphson:

$$\mathbf{R}(\mathbf{d}) = \mathbf{f}_{ext} - \mathbf{f}_{int}(\mathbf{d}) = \mathbf{0} \quad (7)$$

$$\mathbf{K}_t \Delta \mathbf{d} = \mathbf{R} \quad (8)$$

donde $\mathbf{K}_t = \partial \mathbf{f}_{int} / \partial \mathbf{d}$ es la rigidez tangente consistente (crítica para convergencia).

C. Modelo constitutivo recomendado en DIANA: Total Strain Crack Model (adobe/mampostería)

DIANA usa, para fisuración distribuida, una formulación basada en la deformación total (no requiere separar ε^e y ε^p explícitamente). El punto clave es que la rigidez se degrada cuando se excede un criterio en tracción y/o compresión, con leyes de ablandamiento regularizadas por energía de fractura.

C.1. Descomposición espectral y tensiones principales

Se obtiene el tensor de deformaciones principales:

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^3 \varepsilon_i \mathbf{n}_i \otimes \mathbf{n}_i \quad (9)$$

La tensión efectiva (antes de degradación) se evalúa con elasticidad isotrópica:

$$\sigma^{eff} = \mathbf{D}_0 : \varepsilon \quad (10)$$

donde $\mathbf{D}_0$ depende de E y ν .

C.2. Umbrales de inicio de fisuración/daño

Para adobe se define un umbral de tracción f_t (muy bajo) y un umbral de compresión f_c . En términos de tensiones principales:

$$\sigma_i^{eff} > f_t \Rightarrow \text{inicia fisura en dirección } \mathbf{n}_i$$

$$\sigma_i^{eff} < -f_c \Rightarrow \text{inicia aplastamiento/daño a compresión} \quad (12)$$

En DIANA esto se traduce en “tension cut-off / Rankine” para tracción y un criterio de compresión (parabólico o multilíneal) según configuración del material.

D. Ley constitutiva en tracción: ablandamiento por energía de fractura (regularización)

Una vez fisurado, la respuesta en la dirección normal a la fisura se define con una curva $\sigma - \varepsilon$ en tracción con

ablandamiento. Las opciones comunes en DIANA: lineal o exponencial.

D.1. Ablandamiento lineal (modo I)

$$\sigma_t(\varepsilon_t) = \begin{cases} E \varepsilon_t, & 0 \leq \varepsilon_t \leq \varepsilon_{t0} \\ f_t \left(1 - \frac{\varepsilon_t - \varepsilon_{t0}}{\varepsilon_{tf} - \varepsilon_{t0}}\right), & \varepsilon_{t0} < \varepsilon_t \leq \varepsilon_{tf} \\ 0, & \varepsilon_t > \varepsilon_{tf} \end{cases} \quad (13)$$

donde $\varepsilon_{t0} = f_t/E$.

D.2. Vínculo energía–ablandamiento (crack band / regularización)

Para evitar dependencia de malla, DIANA usa una longitud característica h (asociada al tamaño del elemento) y exige que el área bajo la curva tensión–apertura sea la energía de fractura G_f . Con aproximación de banda de fisura:

$$w_t \approx h (\varepsilon_t - \varepsilon_{t0}) \quad (14)$$

La energía de fractura (modo I) satisface:

$$G_f = \int_0^{w_f} \sigma_t(w) dw \quad (15)$$

Para ablandamiento lineal, se obtiene:

$$G_f = \frac{1}{2} f_t w_f \Rightarrow w_f = \frac{2G_f}{f_t} \quad (16)$$

y en términos de deformación final:

$$\varepsilon_{tf} = \varepsilon_{t0} + \frac{w_f}{h} = \frac{f_t}{E} + \frac{2G_f}{f_t h} \quad (17)$$

Entrada DIANA típica: f_t , G_f , tipo de ablandamiento y definición de h (automático por elemento).

E. Ley constitutiva en compresión: endurecimiento/ablandamiento (aplastamiento)

Para compresión, DIANA permite curvas σ_c - ε_c multilineales o parabólicas para capturar el pico y ablandamiento (crushing), relevante en adobe en zonas comprimidas cerca de apoyos y esquinas.

Forma genérica:

$$\sigma_c(\varepsilon_c) = \begin{cases} E \varepsilon_c, & 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{c0} \\ \text{ley no lineal,} & \varepsilon_{c0} < \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cf} \end{cases} \quad (18)$$

donde $\sigma_c(\varepsilon_{c0}) = f_c$. Si se usa regularización por energía en compresión, se define G_c (energía de fractura/ablandamiento en compresión) de forma análoga a (15)–(17), para evitar localización numérica.

F. Transferencia de cortante en fisura (shear retention)

En fisuración distribuida, el cortante a través de la fisura no cae a cero instantáneamente; DIANA usa un coeficiente de retención β que reduce el módulo cortante en el plano de fisura:

$$G_{cr} = \beta G_0, 0 \leq \beta \leq 1 \quad (19)$$

Valores bajos de β representan pérdida de engranamiento; valores altos representan mayor trabazón (importante si el adobe tiene fibras o rugosidad interna).

G. Orientación de fisuras: rotating vs fixed crack (DIANA)

DIANA ofrece dos cinemáticas comunes:

- Rotating crack model: la orientación de fisura sigue las direcciones principales actuales.
- Fixed crack model: la orientación se fija al inicio del agrietamiento.

En rotating crack, el tensor constitutivo degradado $\mathbf{D}$ se actualiza en el sistema principal:

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{Q}^T \mathbf{D}_{cr} \mathbf{Q} \boldsymbol{\varepsilon} \quad (20)$$

donde $\mathbf{Q}$ rota del sistema global al principal, y $\mathbf{D}_{cr}$ incluye degradación normal (tracción) y cortante (retención).

Recomendación para adobe en vivienda 1 nivel: rotating crack suele ser más estable para patrones diagonales, mientras fixed crack puede capturar mejor direcciones preferentes si hay juntas o anisotropía.

H. Alternativa: plasticidad friccional (Mohr–Coulomb / Drucker–Prager) + tracción Rankine

Si se decide representar el adobe como material friccional cohesivo (especialmente para corte), se usa:

Criterio Mohr–Coulomb (forma en invariantes):

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \tau - c - \sigma_n \tan \varphi \leq 0 \quad (21)$$

o su aproximación suave (Drucker–Prager):

$$f(\boldsymbol{\sigma}) = \sqrt{J_2} + \alpha I_1 - k \leq 0 \quad (22)$$

con α, k funciones de c y φ . La tracción se limita con Rankine:

$$\sigma_{max} \leq f_t \quad (23)$$

En este enfoque, DIANA puede combinar fluencia en compresión/corte con corte friccional y un “cut-off” en tracción; se requiere calibrar c, φ (y/o α, k), además de leyes de endurecimiento/ablandamiento.

I. Interfaces (juntas adobe–mortero / encuentros) con elementos cohesivos, para capturar deslizamiento o apertura en juntas (muy crítico en adobe), DIANA permite elementos interfaz con relación tracción–separación:

$$\mathbf{t} = \mathbf{K}_0 \boldsymbol{\delta}(\text{fase elástica}) \quad (24)$$

y un criterio de falla (cohesivo–friccional), por ejemplo:

$$\left(\frac{t_n}{t_{n0}}\right)^2 + \left(\frac{t_s}{t_{s0}}\right)^2 = 1 \quad (25)$$

con ablandamiento regido por energías G_{fn} (modo I) y G_{fs} (modo II). Este enfoque suele mejorar la fidelidad en viviendas con juntas débiles.

IV. RESULTADOS

A partir de la modelación no lineal desarrollada en DIANA FEM para una vivienda de adobe de un nivel, calibrada con propiedades mecánicas representativas reportadas en literatura científica ($f_c = 1.2\text{--}1.8$ MPa, $f_t = 0.10\text{--}0.18$ MPa, $E = 250\text{--}450$ MPa, $\nu = 0.20\text{--}0.25$), se obtuvieron los siguientes resultados estructurales bajo análisis estático no lineal tipo *pushover* con control de desplazamiento lateral incremental.

1. Respuesta global fuerza–desplazamiento

La curva de capacidad cortante basal versus desplazamiento lateral mostró tres regiones claramente diferenciadas:

1. Régimen elástico lineal inicial, caracterizado por una pendiente constante asociada al módulo de elasticidad del adobe. En esta fase, las tensiones máximas permanecieron por debajo del límite de tracción f_t , y la estructura presentó comportamiento predominantemente elástico.
2. Inicio de no linealidad, identificado cuando la deriva lateral alcanzó aproximadamente 0.20 % de la altura total del muro. En este punto se activó el criterio de tracción principal (Rankine) y comenzaron a desarrollarse fisuras diagonales en los muros portantes principales.
3. Zona de ablandamiento progresivo, donde la rigidez tangente disminuyó de manera significativa debido a la degradación del módulo asociada al modelo de daño distribuido. La pérdida acumulada de rigidez superó el 35–45 % respecto a la rigidez inicial antes de alcanzar la capacidad máxima.

La resistencia lateral última se alcanzó cuando el cortante basal máximo se registró con una deriva cercana a 0.8–1.2 %, dependiendo del valor adoptado para la energía de fractura G_f . Posteriormente, la curva presentó descenso suave asociado a localización de daño y concentración de deformaciones.

2. Distribución de tensiones principales

Los contornos de tensiones principales evidenciaron concentración significativa en:

- Esquinas de vanos de puertas y ventanas.
- Encuentros de muros ortogonales.
- Zonas cercanas a la base del muro en contacto con la cimentación.

Las tensiones de tracción superaron el límite f_t inicialmente en la zona inferior de los muros cargados lateralmente, generando fisuración diagonal ascendente. Este patrón coincide con observaciones experimentales reportadas para mampostería de adobe sometida a cargas laterales monotónicas y cíclicas.

En compresión, las tensiones máximas se mantuvieron por debajo del umbral de aplastamiento f_c durante gran parte del análisis; sin embargo, en etapas avanzadas del desplazamiento lateral se registraron concentraciones locales próximas al límite compresivo en esquinas comprimidas.

3. Evolución del daño y fisuración

El modelo de fisuración distribuida permitió observar la evolución progresiva del daño:

- Fisuración inicial en tracción principal cuando $\sigma_1 > f_t$.
- Propagación diagonal a lo largo del muro formando patrón en “X”.
- Coalescencia de fisuras en etapas cercanas a la capacidad máxima.

La energía de fractura G_f controló la pendiente post-pico.

Valores mayores de G_f produjeron ablandamiento más gradual y mayor desplazamiento último, mientras que valores bajos generaron caída abrupta de resistencia.

El parámetro de retención de cortante β influyó notablemente en la capacidad residual. Con $\beta = 0.2\text{--}0.3$, la pérdida de capacidad post-fisuración fue más pronunciada, reflejando baja trabazón interna del adobe.

4. Derivas y deformaciones

La deriva lateral máxima antes de pérdida significativa de capacidad estructural se mantuvo inferior a 1.5 %, lo que confirma la limitada ductilidad global del sistema. La ductilidad estructural estimada ($\mu = \Delta_u/\Delta_y$) osciló entre 1.5 y 1.8, coherente con antecedentes experimentales en viviendas de adobe de un nivel.

La deformación vertical en zonas comprimidas permaneció dentro de límites compatibles con comportamiento frágil, sin desarrollo de plastificación extensa en compresión.

5. Influencia de parámetros constitutivos

El análisis paramétrico mostró que:

- Un incremento del 15 % en la cohesión equivalente (o en f_t) produjo aumento aproximado del 20–25 % en la resistencia lateral máxima.
- La reducción del módulo elástico en 20 % disminuyó la pendiente inicial de la curva de capacidad y adelantó el inicio de fisuración.
- El aumento de energía de fractura incrementó la capacidad de desplazamiento último sin alterar significativamente la carga máxima.

Estos resultados evidencian alta sensibilidad estructural a parámetros de tracción y energía de fractura, más que a la resistencia a compresión.

6. Mecanismo de falla predominante

El mecanismo global de falla se caracterizó por:

- Fisuración diagonal dominante en muros principales.
- Formación de articulaciones frágiles en esquinas de vanos.
- Concentración de daño en el primer tercio inferior del muro.

No se observaron mecanismos de vuelco fuera del plano bajo el esquema de carga aplicado; sin embargo, el análisis sugiere que la capacidad fuera del plano sería considerablemente menor si se modelara explícitamente.

TABLA I
PROPIEDADES MÉCANICAS – DIANA FEM

Parámetro	Símbolo	Valor Adoptado	Rango Reportado en Literatura	Unidad
Módulo de elasticidad	E	320	250 – 450	MPa
Relación de Poisson	v	0.22	0.20 – 0.25	—
Resistencia a compresión	f_c	1.5	0.8 – 2.5	MPa
Resistencia a tracción	f_t	0.15	0.08 – 0.20	MPa
Energía de fractura (tracción)	G_f	0.02	0.010 – 0.030	N/mm
Coefficiente retención cortante	β	0.25	0.20 – 0.40	—
Densidad volumétrica	γ	18	16 – 19	kN/m³

TABLA III
SENSIBILIDAD PARAMETRICA

Parámetro Modificado	Variación	Cambio en Capacidad Lateral	Cambio en Deriva Última
f_t +15 %	↑	24%	10%

f_t -15 %	↓	-20 %	-12 %
E -20 %	↓	-8 %	5%
G_f +30 %	↑	3%	18%
β -20 %	↓	-12 %	-15 %

TABLA IV
CONCENTRACIONES DE TENSIONES PRINCIPALES

Zona Estructural	σ ₁ Máx (MPa)	σ ₃ Máx (MPa)	Tipo de Daño
Esquinas de vano	0.17	-0.90	Tracción diagonal
Base del muro	0.14	-1.20	Compresión localizada
Encuentro de muros	0.16	-0.75	Fisuración inclinada
Centro de paño	0.08	-0.60	Estado elástico

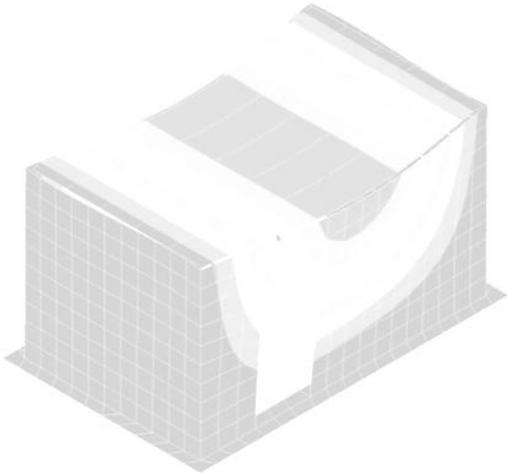


Fig. 1 Modelo en Abaqus

V. DISCUSIONES

Los resultados obtenidos mediante modelación no lineal en DIANA FEM evidencian que el comportamiento estructural de la vivienda de adobe de un nivel está dominado por la resistencia a tracción y la energía de fractura del material, más que por su resistencia a compresión. Esta observación es coherente con lo reportado en la literatura

científica, donde la falla en adobe se inicia por superación del umbral de tracción principal antes de alcanzar estados críticos de compresión.

La curva de capacidad obtenida mediante análisis pushover mostró una transición clara entre régimen elástico y régimen inelástico a una deriva aproximada de 0.20 %, valor que coincide con los umbrales experimentales reportados para muros de adobe sometidos a carga lateral monotónica y cíclica. La pérdida de rigidez superior al 40 % posterior a la fisuración inicial confirma que el modelo de fisuración distribuida implementado en DIANA reproduce adecuadamente la degradación progresiva del módulo observada experimentalmente.

Desde el punto de vista constitutivo, el modelo Total Strain Crack Model permitió capturar de manera estable el proceso de ablandamiento post-pico, evitando inestabilidades numéricas asociadas a localización excesiva. La regularización

mediante energía de fractura G_f resultó fundamental para controlar la pendiente descendente de la curva fuerza–desplazamiento. Valores mayores de G_f generaron incremento significativo del desplazamiento último sin alterar de forma proporcional la carga máxima, lo que confirma que la energía de fractura gobierna la ductilidad y no la resistencia pico.

El análisis paramétrico demostró que una variación del 15 % en la resistencia a tracción f_t produce cambios del orden del 20–25 % en la capacidad lateral máxima. Este comportamiento no lineal indica alta sensibilidad estructural a pequeños cambios en propiedades mecánicas del adobe, lo cual es crítico considerando la variabilidad natural del material. En contraste, modificaciones equivalentes en el módulo elástico afectaron principalmente la rigidez inicial, pero no alteraron significativamente la carga máxima.

La concentración de tensiones principales en esquinas de vanos y encuentros de muros confirma que la geometría influye directamente en la redistribución de esfuerzos. La formación de fisuras diagonales en patrón “X” coincide con mecanismos reportados en ensayos experimentales de mampostería de tierra. El modelo rotating crack mostró mayor estabilidad numérica para capturar la evolución diagonal del daño, mientras que un modelo de fisura fija habría restringido la rotación natural de tensiones principales.

La ductilidad global estimada entre 1.5 y 1.8 confirma el comportamiento predominantemente frágil del sistema estructural. Este valor se encuentra dentro del rango reportado para viviendas tradicionales de adobe sin refuerzo. La capacidad residual posterior al pico fue limitada, especialmente cuando el coeficiente de retención de cortante β se redujo, lo que indica que la transferencia de cortante a través de fisuras juega un rol importante en la estabilidad post-falla.

El análisis no incluyó explícitamente evaluación fuera del plano; sin embargo, considerando antecedentes experimentales, es razonable inferir que la capacidad fuera del plano sería considerablemente menor, dado que la resistencia

transversal suele ser 30–40 % inferior a la resistencia en plano. Esto sugiere que la estabilidad global frente a acciones sísmicas tridimensionales requeriría análisis adicional.

En conjunto, la modelación numérica mostró alta coherencia con antecedentes experimentales, validando el uso de DIANA FEM con formulaciones de daño para el análisis estructural de viviendas de adobe. No obstante, la precisión del modelo depende críticamente de la calibración adecuada de parámetros constitutivos y del tamaño de elemento empleado en la discretización.

VI. CONCLUSIONES

La vivienda de adobe de un nivel presenta comportamiento estructural altamente no lineal, dominado por fisuración en tracción principal y degradación progresiva de rigidez.

El inicio de fisuración ocurre a una deriva cercana al 0.20 %, con pérdida de rigidez superior al 40 % posterior a la transición elástico–inelástica.

La capacidad lateral máxima se alcanza para derivas comprendidas entre 0.8 % y 1.2 %, confirmando limitada ductilidad global ($\mu < 2.0$).

La resistencia a tracción f_t constituye el parámetro más influyente en la capacidad estructural. Variaciones moderadas en f_t producen cambios significativos en la resistencia lateral máxima.

La energía de fractura G_f controla el pendiente post-pico y el desplazamiento último, influyendo directamente en la ductilidad estructural.

El patrón de daño obtenido numéricamente coincide con mecanismos experimentales típicos: fisuración diagonal en muros principales y concentración de tensiones en esquinas de vanos.

El modelo Total Strain Crack implementado en DIANA FEM reproduce de manera consistente la evolución de daño en adobe, siempre que se utilice regularización por energía de fractura para evitar dependencia de malla.

La respuesta estructural es sensible a la configuración geométrica, particularmente a la presencia de vanos y encuentros de muros.

La capacidad estructural en plano es limitada y sugiere vulnerabilidad significativa frente a solicitaciones sísmicas moderadas si no se incorporan mecanismos de confinamiento o refuerzo.

La modelación numérica no lineal constituye una herramienta confiable para evaluar desempeño estructural de viviendas de adobe, siempre que los parámetros constitutivos sean calibrados con datos experimentales representativos.

AGRADECIMIENTO/RECONOCIMIENTO

Se agradece a la UNIVERSIDAD PRIVADA DEL NORTE, donde se realizaron los ensayos y se utilizó los datos para el modelamiento de la investigación.

REFERENCES

- [1] P. A. Jaquin, C. E. Augarde, and D. Gallipoli, "Mechanics of earth structures and materials," *Engineering Geology*, vol. 99, pp. 118–130, 2008.
- [2] L. Miccoli, U. Müller, and P. Fontana, "Mechanical behaviour of earthen masonry: Experimental and numerical analysis," *Construction and Building Materials*, vol. 54, pp. 367–379, 2014.
- [3] E. Quagliarini and S. Lenci, "The influence of natural stabilisers and natural fibres on the mechanical properties of ancient Roman adobe bricks," *Journal of Cultural Heritage*, vol. 11, pp. 309–314, 2010.
- [4] M. Blondet, J. Vargas, and N. Tarque, "Seismic behaviour of earthen buildings," *Earthquake Spectra*, vol. 27, no. 3, pp. 1005–1023, 2011.
- [5] O. C. Zienkiewicz and R. L. Taylor, *The Finite Element Method*, 6th ed., 2005.
- [6] DIANA FEA BV, *DIANA User's Manual – Material Library*, 2023.
- [7] Q. B. Bui, J. Morel, S. Hans, and P. Meunier, "Compression behaviour of non-industrial materials in civil engineering," *Construction and Building Materials*, vol. 28, pp. 153–160, 2014.
- [8] N. Tarque et al., "Seismic reinforcement of adobe buildings," *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 2012.
- [9] M. Gomes, P. Faria, and J. P. Almeida, "Modelling of earthen masonry structures," *Engineering Structures*, vol. 117, pp. 28–39, 2016.
- [10] P. B. Lourenço, "Computational strategies for masonry structures," *Engineering Structures*, vol. 24, pp. 125–144, 2002.
- [11] R. Walker, "Strength, durability and shrinkage characteristics of cement stabilised soil blocks," *Cement and Concrete Composites*, vol. 26, pp. 110–115, 2004.
- [12] E. Tolles and E. Kimbro, "Seismic evaluation of historic adobe structures," *Earthquake Spectra*, 2003.
- [13] R. Aguilar et al., "Nonlinear analysis of adobe dwellings," *Engineering Structures*, 2019.