

Predicción numérica del comportamiento no lineal de una unión viga-columna reforzada
con malla de fibra de fique modificada con óxido de grafeno

Fabián David González Corzo

Santiago Sichacá Ramírez

Camilo Armando Tibaduiza Castillo

Trabajo de Grado para Optar el Título de Ingenieros Civiles

Director

José Miguel Benjumea Royero

Ph.D. en Ingeniería Civil y Ambiental

Codirector

César Andrés Méndez Poveda

Ingeniero Civil

Universidad Industrial de Santander
Facultad de Ingenierías Fisicomecánicas
Escuela de Ingeniería Civil
Bucaramanga

2026

Dedicatoria

Dedico este trabajo a mis padres, Luis González y Ahylen Corzo, por su apoyo incondicional; a mi hermano Andrés, por ser mi compañero y amigo de vida; y a mis compañeros de la universidad, especialmente a Santiago y David, quienes me acompañaron a lo largo de este proceso y contribuyeron, con su apoyo y motivación, a hacer posible la culminación de esta importante etapa de mi vida.

Fabián David González Corzo

Dedicatoria

A Dios y a la virgen quienes nos dieron toda la motivación conocimiento y salud para hacer esto posible. A mis papás Luz Marina y Armando a quienes dedico especialmente este trabajo pues su dedicación y trabajo duro por hacerme llegar hasta acá ha sido mi motivación principal para levantarme cada día, este logro es realmente de ellos y para ellos. A mi sobrina Isabella, mi hermana Daniela, mi abuela Arcelia, mi cuñado y demás familia quienes siempre estuvieron apoyándome incondicionalmente en todo este proceso desde la distancia. A mis profesores, especialmente a nuestro director de trabajo de grado, por transmitirnos el amor la carrera y por su guía constante en nuestra formación profesional. Finalmente dedico este trabajo a mi equipo de tesis, mejores amigos, a mi pareja y su familia quienes siendo alguien foráneo quien no conocía nada de la ciudad me hicieron sentir querido y como si tuviera una familia a la cual acudir.

Camilo Armando Tibaduiza Castillo

Dedicatoria

Dedico este trabajo a todas las personas que han contribuido a mi crecimiento académico y personal. En primer lugar, a mi mamá, Natalia Ramírez, quien ha tenido un papel fundamental en mi vida, con su amor, cariño y consejos, siempre me ha impulsado a ser mejor en todos los aspectos. A mi papá, John Fredy Sichacá, de quien he aprendido innumerables cosas y quien ha despertado en mí el ingenio para buscar soluciones a los problemas. A mi hermano, el mejor regalo que me ha dado la vida y mi compañero de aventuras. A mi abuela Martha, pilar de nuestra familia y ejemplo de fortaleza, a quien admiro profundamente por enseñarme que siempre es posible afrontar las dificultades. A mi tía Miryam, por sus cuidados, su cariño y por haber sido mi compañera de juegos y guía durante la infancia. A mis abuelos, César y Neila, por su apoyo constante, su atención y su amor incondicional. A Sofía, quien se convirtió en mi mejor compañía, me apoyó e impulsó a mejorar en distintos aspectos de mi vida, estuvo conmigo en la etapa final de este proceso y la hizo mucho más feliz. A mis amigos Fabián, Camilo, David y Amaya, quienes hicieron de esta una de las mejores etapas de mi vida. A mis profesores, quienes ayudaron en mi formación profesional y me dieron las bases durante este trayecto. Finalmente, agradezco a toda mi familia y a cada persona que me acompañó en algún momento de este camino.

Santiago Sichacá Ramírez

Agradecimientos

A la Universidad Industrial de Santander, por brindarnos todos los espacios, recursos y el apoyo necesario durante nuestro pregrado y el desarrollo del presente trabajo de grado.

Agradecemos a la empresa ARTECONCRETO, y en especial a su gerente, Marion Vera, por el suministro del material requerido para la realización de los ensayos de laboratorio. Asimismo, extendemos nuestro agradecimiento al proyecto de investigación VIE-UIS 3954, por su apoyo en la elaboración de las mallas utilizadas en esta investigación. Al Laboratorio de Estructuras, por el préstamo del esclerómetro, y especialmente a Jaime Cadena, por su colaboración en la ejecución de los ensayos de las barras y las mallas.

Agradecemos también a nuestros familiares, amigos y personas cercanas, por el apoyo constante brindado a lo largo de este proceso, tanto en el ánimo y la motivación como en las ideas y aportes que contribuyeron a la solución de diversas dificultades presentadas durante el desarrollo del proyecto.

De igual manera, se agradece al ingeniero César Méndez, codirector de este trabajo, por el seguimiento continuo, la revisión detallada del manuscrito y los aportes realizados, los cuales contribuyeron significativamente a la calidad y solidez de la investigación.

Finalmente, se agradece de manera especial al profesor José Benjumea, director de este trabajo de grado, cuyo acompañamiento permanente, orientaciones y disposición constante para colaborarnos, corregirnos y fortalecer este trabajo fueron fundamentales, pues nada de lo desarrollado habría sido posible sin su guía y apoyo. Asimismo, se resalta la confianza y el diálogo que hicieron de este proceso un verdadero trabajo en equipo.

Fabián David González Corzo, Santiago Sichacá Ramírez & Camilo Armando

Tibaduiza Castillo

Tabla de Contenido

	Pág.
Introducción	14
1. Objetivos	17
1.1 Objetivo General.....	17
1.2 Objetivos Específicos.....	17
2. Metodología	18
2.1 Medición de Propiedades Mecánicas de los Materiales	19
2.1.1. Resistencia in Situ del Concreto.	19
2.1.2. Ensayos de Tracción en Acero de Refuerzo	20
2.1.3. Ensayos de Tracción en Malla OGF-FRP.....	22
2.2. Modelos Constitutivos de los Materiales	23
2.2.1. Relación Monotónica $\sigma - \epsilon$ del Acero.....	23
2.2.2. Relación Monotónica $\sigma - \epsilon$ del Concreto Simple y Confinado con Acero de Refuerzo... 24	24
2.3.1. Análisis Seccional (Curvas $M - \phi$)	27
2.3.2. Modelado Global y Rótulas Plásticas	28
2.3.3. Protocolo de Carga y Modelado de la Respuesta Histerética de la Sección.....	30
2.3.4. Respuestas Numéricas Comparadas	32
3. Resultados	33
3.1. Propiedades Mecánicas de los Materiales y Relaciones Constitutivas.....	33
3.1.1. Acero de Refuerzo	33
3.1.2. OGF-FRP	36

3.1.3. Concreto Simple, Confinado con Acero de Refuerzo y Reforzado Externamente con Malla OGF-FRP	37
3.2. Relaciones Momento Curvatura ($M-\phi$)	42
3.3. Curvas Pushover	43
3.4. Respuesta Histerética	44
3.4.1. Condición no Confinada	44
3.4.2. Condición Confinada	45
3.4.3. Comparación de la Respuesta Histerética Para las Condiciones C y UNC	46
4. Conclusiones	50
5. Recomendaciones	52
Referencias bibliográficas	53

Lista de Tablas

	Pág.
Tabla 1. <i>Resultados para las barras de N2 y N4</i>	34
Tabla 2. <i>Propiedades mecánicas de las malas con OGF-FRP</i>	36
Tabla 3. <i>Resultados obtenidos mediante el modelo de FRP de Lam y Teng y de Saiidi</i>	42

Lista de Figuras

	Pág.
Figura 1. <i>Desarrollo del trabajo</i>	16
Figura 2. <i>Ensayo con esclerómetro</i>	20
Figura 3. <i>Ensayos de tracción de mallas OGF-FRP (izq) y de acero (der)</i>	21
Figura 4. <i>Esquema del componente viga-columna</i>	27
Figura 5. <i>Modelo de fibras utilizado para cada sección</i>	28
Figura 6. <i>Esquema de los modelos desarrollados</i>	29
Figura 7. <i>Protocolo de carga para las dos configuraciones</i>	31
Figura 8. <i>Comparación de métodos de corrección en la caracterización mecánica del acero</i> ..	33
Figura 9. <i>Factor de corrección CF para las barras N2 (izq) y N4 (der)</i>	34
Figura 10. <i>Relación σ-ϵ de acero transversal y longitudinal por el modelo de Mander</i>	35
Figura 11. <i>Diagrama σ-ϵ de las mallas con OGF-FRP</i>	37
Figura 12. <i>Histograma de (a) número de rebote, (b) resistencia mínima y (c) resistencia media</i>	38
Figura 13. <i>Diagrama Q-Q del número de rebote</i>	39
Figura 14. <i>Resistencia del concreto con y sin confinamiento debido al refuerzo para viga y columna</i>	40
Figura 15. <i>Curvas σ-ϵ del concreto confinado</i>	41
Figura 16. <i>Relaciones M-\emptyset de la viga con y sin confinamiento de OGF-FRP</i>	42
Figura 17. <i>Relaciones M-\emptyset de la columna con y sin confinamiento OGF-FRP</i>	43
Figura 18. <i>Comparación de curvas monotónicas de la viga con y sin confinamiento OGF-FRP</i>	44

Figura 19. <i>Respuesta histerética del componente no confinado</i>	45
Figura 20. <i>Respuesta histerética del componente confinado</i>	46
Figura 21. <i>Comparación de la respuesta histerética del componente no confinado y el componente confinado</i>	47
Figura 22. <i>Energía disipada (a) por ciclo y (b) acumulada para condición no confinada y confinada</i>	48
Figura 23. <i>Rigidez efectiva por ciclo para condición no confinada y confinada</i>	49
Figura 24. <i>Relación entre la rigidez efectiva normalizada y la demanda de ductilidad para las condiciones no confinada y confinada</i>	49

Lista de Apéndices

Apéndice A. Mallas de fibra vegetal para ensayos en tracción

Resumen

Título: Predicción numérica del comportamiento no lineal de una unión viga-columna reforzada con malla de fibra de fique modificada con óxido de grafeno

Autor: Fabián David González Corzo, Santiago Sichacá Ramírez, Camilo Armando Tibaduiza Castillo

Palabras Clave: confinamiento; NFRP; unión viga-columna; análisis no-lineal; fibra vegetal, análisis numérico, rótula plástica; histéresis.

Descripción: Las edificaciones de concreto reforzado diseñadas bajo normativas antiguas o sin criterios sismorresistentes adecuados presentan un comportamiento cíclico deficiente, siendo las uniones viga-columna uno de los puntos más vulnerables debido a su alta concentración de demanda inelástica. Esta problemática y la necesidad de tener soluciones con mayor sostenibilidad han impulsado el desarrollo de técnicas de reforzamiento externo que integren materiales compuestos basados en fibras vegetales para mejorar la capacidad resistente, ductilidad y disipación de energía. En este sentido, se comparó la respuesta cíclica de una unión viga (25x30 cm)-columna (25x25 cm) ligeramente reforzada, con y sin confinamiento externo de malla de fibra de fique tratada superficialmente con óxido de grafeno (OGF-FRP) mediante una herramienta computacional. Se realizaron ensayos para obtener parámetros mecánicos que permitieran definir las leyes constitutivas. La resistencia a la compresión del concreto se midió mediante ensayos no destructivos por medio de un esclerómetro Schmidt. En cuanto al acero de refuerzo y las mallas de fique, se realizaron ensayos de tracción monotónicos en una máquina universal de ensayos. El modelo numérico del subensamblaje viga-columna se desarrolló en el software SAP2000. El análisis incluyó los efectos no lineales de los materiales mediante rótulas plásticas concentradas y la no linealidad geométrica. La acción cíclica se simuló mediante análisis *pushover* secuenciales [tres ciclos con derivas (dr) del 0.25%, 0.50%, 0.75% y 1.00%]; a partir del último ciclo previsto, la deriva se incrementó en pasos de 0.50% hasta alcanzar el punto de falla del modelo. A nivel seccional, los resultados mostraron un aumento de la capacidad a momento y de curvatura del 24% y del 43%, respectivamente, al utilizar el refuerzo. Esto conllevó un incremento de la capacidad de desplazamiento máximo desde 5.3 cm (equivalente a una $dr = 3.5\%$) a 7.5 cm ($dr = 5\%$), equivalente a un 29.3 %. Además, la energía disipada del sistema con el OGF-FRP se duplica aproximadamente. Esto demuestra que el uso de la malla de fibra de fique tratada es una alternativa prometedora para el reforzamiento externo de elementos o componentes estructuralmente deficientes.

* Trabajo de Grado

** Facultad de Ingenierías Fisicomecánicas. Escuela de Ingeniería Civil. Director: José Miguel Benjumea Royero. Ph.D. Ingeniería Civil y Ambiental. Codirector: César Andrés Méndez Poveda. Ingeniero Civil.

Abstract

Title: Numerical prediction of the nonlinear behavior of a beam–column joint reinforced with fique fiber mesh modified with graphene oxide

Author: Fabián David González Corzo, Santiago Sichacá Ramírez, Camilo Armando Tibaduiza Castillo

Key Words: confinement; NFRP; beam-column joint; nonlinear analysis; natural fiber; numerical analysis; plastic hinge; hysteresis.

Description: Reinforced concrete buildings designed under old codes or without adequate seismic-resistant criteria exhibit deficient cyclic behavior, with beam–column joints being one of the most vulnerable points due to their high concentration of inelastic demand. This problem, together with the need for more sustainable solutions, has driven the development of external strengthening techniques that integrate composite materials based on natural fibers to improve load-bearing capacity, ductility, and energy dissipation. In this context, the cyclic response of a lightly reinforced beam (25×30 cm)–column (25×25 cm) joint, with and without external confinement using fique fiber mesh surface-treated with graphene oxide (OGF-FRP), was compared through a computational tool. Tests were conducted to obtain mechanical parameters that allowed the definition of constitutive laws. The compressive strength of the concrete was measured by means of non-destructive tests using a Schmidt hammer. As for the reinforcing steel and the fique meshes, monotonic tensile tests were performed in a universal testing machine. The numerical model of the beam–column subassembly was developed in the SAP2000 software. The analysis included the nonlinear effects of the materials through concentrated plastic hinges and geometric nonlinearity. The cyclic action was simulated by means of sequential pushover analyses [three cycles with drift ratios (dr) of 0.25%, 0.50%, 0.75%, and 1.00%]; from the last prescribed cycle, the drift was increased in steps of 0.50% until reaching the failure point of the model. At the sectional level, the results showed an increase in moment capacity and curvature of 24% and 43%, respectively, when using the strengthening. This led to an increase in maximum displacement capacity from 5.3 cm (equivalent to $dr = 3.5\%$) to 7.5 cm ($dr = 5\%$), corresponding to 29.3%. In addition, the energy dissipated by the system with OGF-FRP approximately doubled. This demonstrates that the use of treated fique fiber mesh is a promising alternative for the external strengthening of structurally deficient elements or components.

* Degree Work

** Faculty of Physical-Mechanical Engineering. School of Civil Engineering. Director: José Miguel Benjumea Royero. Ph.D. Civil and Environmental Engineering. Co-director: César Andrés Méndez Poveda. Civil Engineering

Reconocimiento de uso de inteligencia artificial

En el desarrollo del presente trabajo de investigación se emplearon herramientas de inteligencia artificial como apoyo metodológico y en el proceso de redacción del documento. En particular, se utilizaron dos plataformas: ChatGPT (OpenAI, 2025) y Perplexity (Perplexity AI, 2025).

La herramienta Perplexity fue empleada principalmente para la búsqueda y revisión de literatura científica, la generación de material gráfico y el apoyo en la mejora de la redacción.

Por su parte, ChatGPT se utilizó como herramienta de apoyo para la generación y modificación de imágenes, así como para la revisión y optimización de la redacción del documento, con el objetivo de mejorar la claridad, coherencia y estructura del texto, sin alterar en ningún momento el contenido técnico ni el aporte intelectual propio de los autores.

El uso de estas herramientas se llevó a cabo de manera responsable y ética, manteniendo en todo momento la autoría, el análisis crítico y la toma de decisiones académicas bajo la responsabilidad directa de los investigadores

Introducción

El uso de polímeros reforzados con fibras (FRP, por sus siglas en inglés, *Fiber Reinforced Polymer*) se ha desarrollado como una alternativa eficiente para mejorar el comportamiento estructural de elementos de concreto reforzado, tanto en procesos de rehabilitación como de reforzamiento (AbhilashThakur et al., 2022). Estos compuestos incrementan la resistencia y la rigidez global de los elementos estructurales, además de ofrecer la ventaja de su fácil instalación y adaptabilidad a diferentes configuraciones estructurales. Sin embargo, presentan altos costos de producción y generan emisiones de gases de efecto invernadero relativamente altas, esto debido a los procesos mecánicos y químicos involucrados en su fabricación, tales como la polimerización, estabilización o carbonización (Laverde Sarmiento et al., 2025a).

Una alternativa de FRP más amigable con el medio ambiente que ha cobrado importancia en los últimos años son las fibras naturales, en presentación de textiles o mallas tejidas (NFRP). Por ejemplo, Guocheng Luo et al., 2021 reportan que los estribos hechos de Lino-FRP mejoran la ductilidad de las vigas de concreto reforzado, así como aumentan su capacidad a cortante. De manera similar, A. Jordá-Vilaplana et al., 2017 desarrollaron compuestos termoplásticos a partir de polietileno de caña de azúcar y fibras cortas procedentes de residuos de Cortaderia selloana (Plumero de la Pampa), logrando incrementos en la rigidez y la resistencia a la flexión del compuesto con la adición de la fibra, sin observarse cambios significativos en la degradación térmica de la matriz polimérica.

En Colombia, se destaca la fibra de fique. Estudios realizados con esta fibra han demostrado que el uso de mallas de fique como refuerzo externo otorga una mejora significativa en el comportamiento mecánico del concreto, incrementando la resistencia a la compresión entre 10% y 19% en cilindros de concreto con fibras naturales, o tratadas mediante hornificación o

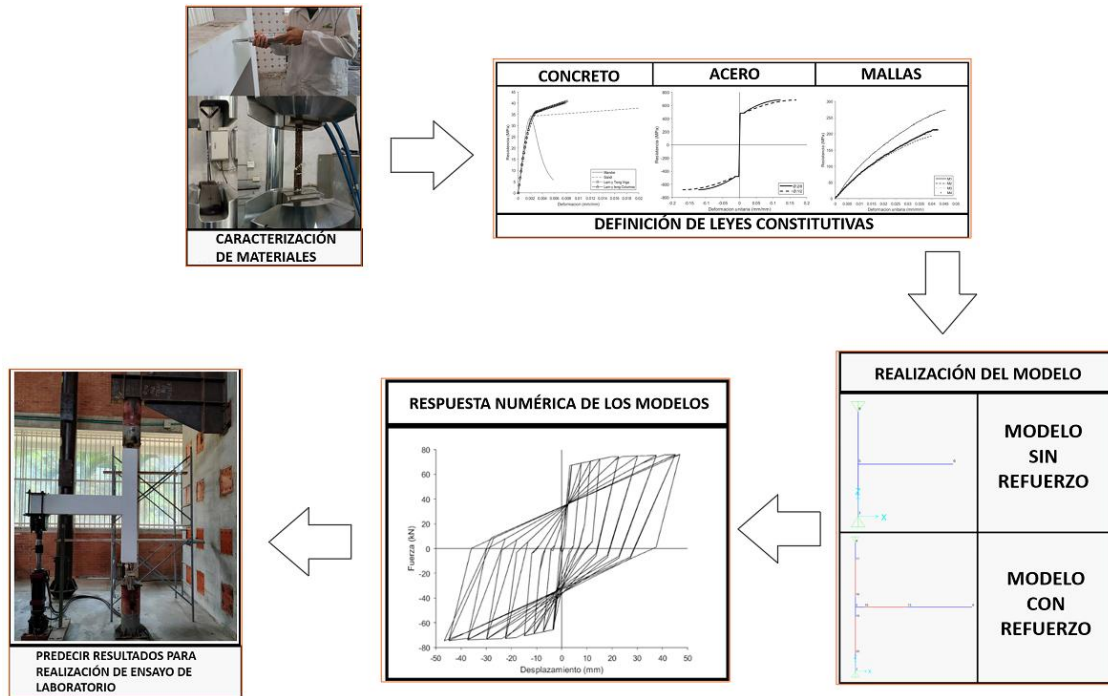
alcalinización (Laverde Sarmiento et al., 2025a). Asimismo, el trabajo de Beltran Martínez. O, 2023 demuestra que el uso conjunto de mallas de fique con resina epóxica, dispuestas en la cara inferior de vigas de concreto simple y sometidas a ensayos de flexión, incrementa la resistencia a la flexión entre un 10% y 20%, evidenciando su potencial uso para reforzamiento estructural.

No obstante, la mayoría de los estudios se han realizado mediante ensayos experimentales, que a menudo se ven limitados por sus altos costos, la organización logística y la dependencia de la disponibilidad de materiales, de la instrumentación y del tiempo previsto para su desarrollo. En este sentido, el uso de modelos de análisis numérico para estimar con gran precisión la respuesta mecánica de los sistemas reforzados constituye una herramienta que permite evaluar diferentes escenarios.

Con base en lo anterior, el presente trabajo desarrolla un análisis cíclico no lineal de un subensamblaje viga (25x30 cm)-columna (25x25 cm) ligeramente reforzada en el software SAP2000 (Computers and Structures, 2025). Las propiedades mecánicas de los materiales se obtuvieron mediante ensayos experimentales y se emplearon para definir las leyes constitutivas a emplear en el modelo numérico. El análisis se realiza en dos condiciones distintas: sin refuerzo y con refuerzo externo mediante malla de fibra de fique modificada con óxido de grafeno (OGF-FRP). A partir de los resultados, se evalúa el efecto del refuerzo sobre la resistencia y la rigidez, con el objetivo de comprender estas configuraciones y su viabilidad para realizar un ensayo en condiciones simuladas en el laboratorio. El desarrollo del trabajo se resume en la Figura 1.

Figura 1.

Desarrollo del trabajo



1. Objetivos

1.1 Objetivo General

Predecir el comportamiento no lineal cíclico de una unión viga-columna, con y sin refuerzo exterior de malla de fibra de fique impregnada en óxido de grafeno (OG) empleando una herramienta computacional.

1.2 Objetivos Específicos

Evaluar las características y propiedades constitutivas del concreto, acero y mallas de fibra de fique modificadas con OG mediante ensayos experimentales.

Simular la respuesta cíclica de la unión viga-columna en estudio sin refuerzo exterior utilizando una herramienta computacional.

Simular la respuesta cíclica de la unión viga-columna en estudio con refuerzo exterior utilizando una herramienta computacional

2. Metodología

El desarrollo del proyecto se llevó a cabo de manera secuencial, integrando ensayos experimentales, modelación constitutiva y análisis numérico (Fig. 1). Inicialmente, se realizaron ensayos de laboratorio para la caracterización de materiales, con el fin de obtener las propiedades necesarias para aplicar modelos constitutivos. Para el caso del concreto, se llevó a cabo un ensayo no destructivo mediante el esclerómetro de Schmidt; para el acero de refuerzo, se realizaron ensayos de tracción en probetas N2 (estribos) y N4 (acero longitudinal), y para las mallas OGF-FRP se efectuaron ensayos de tracción monotónica.

Con base en las propiedades mecánicas obtenidas, se adoptaron modelos constitutivos reportados en la literatura para describir la respuesta uniaxial de los materiales [relación esfuerzo-deformación ($\sigma - \varepsilon$) monotónica]. Para el concreto simple y el concreto confinado con acero transversal se empleó el modelo de Mander et al., 1988. El comportamiento del acero de refuerzo se presentó mediante el modelo del mismo autor (Mander, 1983), el cual requiere como entrada los valores de fluencia, el inicio del endurecimiento por deformación y el punto último para aproximar la curva esfuerzo-deformación. Adicionalmente, para el concreto confinado con OGF-FRP se utilizaron los modelos propuestos por Saiid Saiidi et al., 2005 y por Lam & Teng, 2003, seleccionados por su simplicidad y su número reducido de parámetros de entrada.

Luego se realizó el análisis seccional, a partir del cual se obtuvo la relación momento-curvatura ($M-\phi$) tanto para la condición no confinada como para la condición confinada con OGF-FRP. Estas se emplearon para la definición de las rotulas plásticas concentradas en el modelo numérico. En la viga se asignó una rotula controlada únicamente por flexión ($M3$), mientras que en las columnas se utilizaron rotulas gobernadas por flexo-compresión ($P-M2$).

Posteriormente se llevó a cabo un análisis no lineal estático (*pushover*) monotónico del sistema, a partir del cual se obtuvo la curva *pushover*, determinando la deriva máxima soportada por la estructura, el desplazamiento máximo alcanzado y la carga máxima para ambas condiciones de estudio, finalmente se realizó un análisis *pushover* cíclico, en el cual se obtuvieron los ciclos de histéresis, los cambios en la rigidez, capacidad, deformación, resistencia y eficiencia de disipación de energía. Por último, se compararon los resultados entre la condición no confinada y la confinada, con el fin de analizar el aporte del confinamiento con OGF-FRP bajo cargas monotónicas y cíclicas. Estos pasos se detallan en las siguientes secciones.

2.1 Medición de Propiedades Mecánicas de los Materiales

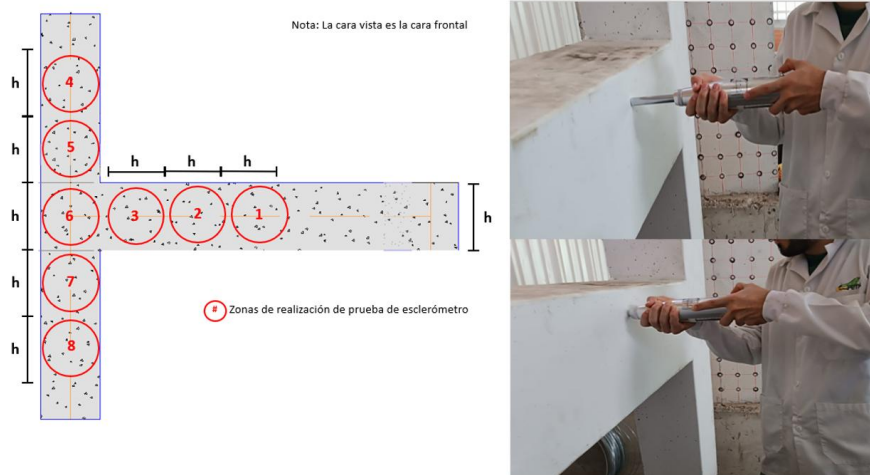
2.1.1. Resistencia in Situ del Concreto.

Puesto que durante la construcción del espécimen no se prepararon probetas que permitieran medir la resistencia a la compresión del concreto (f'_c), se decidió realizar el ensayo de rebote con esclerómetro de Schmidt, ensayo no destructivo utilizado para medir la dureza superficial *in-situ* del concreto. Este instrumento opera mediante un martillo de rebote que, al impactar la superficie del concreto endurecido, genera un número correlacionado con su resistencia (Salazar & Herreño, 2016).

Para el ensayo se utilizó el esclerómetro Controls 58-C0181, y se siguió la norma ASTM C805/805M-18 (ASTM International, 2019). Se realizaron diez pruebas en ocho zonas diferentes de la unión (Fig. 2), considerando dos caras de aplicación: frontal y posterior de la unión. Los números de rebote fueron convertidos en resistencia empleando el manual del esclerómetro (CONTROLS, n.d.). La resistencia f'_c se obtuvo a partir del análisis estadístico de las mediciones.

Figura 2.

Ensayo con esclerómetro



2.1.2. Ensayos de Tracción en Acero de Refuerzo

La caracterización mecánica del acero de refuerzo se realizó mediante ensayos monotónicos de tracción, que permiten determinar sus principales propiedades mecánicas. Para esto, se realizaron ensayos de acuerdo con la ASTM E8/E8M-24 (ASTM International, 2024) en ocho barras N2 (estribos) y nueve barras N4 (acero longitudinal) proporcionadas por la empresa fabricante del espécimen (ARTECONCRETO), ubicada en el municipio de Floridablanca, Santander. Los ensayos se realizaron en la máquina universal de ensayos MTS 810 Material Test System de la Escuela de Ingeniería Civil (Fig. 3). Puesto que esta no cuenta con extensómetro, se utilizaron dos métodos para corregir el desplazamiento del cabezal y determinar la deformación unitaria real de los especímenes: el ajuste de la pendiente y el cálculo del *Compliance Factor (CF)* (INSTRON, n.d.).

Figura 3.

Ensayos de tracción de mallas OGF-FRP (izq) y de acero (der)



En el primer método se fijó el módulo de elasticidad (E_s) en 200 GPa y se calculó la deformación unitaria en fluencia ($\varepsilon_y = f_y/E_s$) a partir del esfuerzo de fluencia medido (f_y); posteriormente, se corrige el resto de las deformaciones ($\varepsilon_{s \text{ exp}}$) mediante la ecuación 1.

$$\Delta\varepsilon = \varepsilon_{s \text{ exp}} - (f_y/E_s) \quad (1)$$

Para corregir las mediciones mediante el *Compliance Factor*, se empleó el procedimiento descrito por Alves Fidelis et al., 2013, el cual depende de la relación fuerza-desplazamiento axial ($F-\delta$) medida y de la longitud calibrada y diámetro de la barra. Para esto se realizaron ensayos con tres longitudes diferentes de especímenes de las barras N2 y N4: 40, 33 y 20 cm, con longitudes calibradas de 21, 14 y 7 cm, respectivamente. A partir de la curva experimental se seleccionaron seis puntos aleatorios en el rango lineal de la curva $F-\delta$ de cada probeta ensayada. El *CF* se calcula a partir de la gráfica de la ecuación 2, en la que A es el área de la sección transversal del espécimen y c es el *Compliance* de la máquina. Al trazar la línea de tendencia de los puntos graficados, se

obtiene el valor del CF , que es el punto de intersección con el eje vertical. La corrección de los datos se realiza mediante la ecuación 3:

$$\frac{\delta}{F} = \left[\frac{1}{E_s A} \right] l + c \quad (2)$$

$$\delta_{\text{corregido}} = \delta - F * c \quad (3)$$

2.1.3. Ensayos de Tracción en Malla OGF-FRP

Para la caracterización mecánica de las mallas de fibra de fique con OGF-FRP se contó inicialmente con una malla de fibra de fique modificada superficialmente con óxido de grafeno (OG) la cual fue preparada en el marco del proyecto de investigación VIE-UIS 3954, desarrollado en la Universidad Industrial de Santander por los profesores José Benjumea, Ricardo Cruz y Germán Díaz. A partir de esta malla se extrajeron muestras representativas para la realización de los ensayos. Adicionalmente, se prepararon probetas de una malla de fibra de fique sin tratamiento superficial, con el fin de utilizarla como material de referencia.

Para la elaboración de los especímenes de ensayo se desarrolló el procedimiento detallado en el Apéndice A. Este se basa en la metodología previamente establecida por el equipo de trabajo del proyecto VIE-UIS 3954 para ensayos de tracción en hilos y textiles de fibra de fique (Alvarez. & Castellanos, 2024), (Díaz. N, 2024), adaptada a la geometría y la configuración de las mallas empleadas.

Los ensayos de tracción monotónica se realizaron en la máquina universal de ensayos MTS 810 de la Escuela de Ingeniería Civil (Fig. 3), siguiendo las recomendaciones de las normas ASTM D3039/D3039M-17 (ASTM International, 2017) e ISO 13934-1 (UNE-EN ISO 13934-1:2013, 2013). Las pruebas se llevaron a cabo a una velocidad de desplazamiento constante de 5 mm/min teniendo en cuenta las pruebas realizadas por Laverde Sarmiento et al., 2025, en probetas con

longitud calibrada de 200 mm y ancho de 25 mm, el cual coincidía con el ancho de la mordaza de la máquina. Para el ensayo se utilizaron cuatro especímenes representativos.

Junto con la realización de los ensayos de tracción, fue necesario determinar el área neta de las mallas. Este parámetro resulta indispensable para evaluar el esfuerzo axial promedio. Esta se estimó a partir del área correspondiente a un hilo individual de fique, reportada por Díaz, N, 2024, quien estableció un valor promedio de 0.74 mm². Para cada espécimen se contabilizó el número total de hilos que conformaban la malla y, posteriormente, dicho valor se multiplicó por el área de un hilo individual, obteniéndose así el área neta de la sección transversal de la malla.

La deformación unitaria se obtuvo a partir del desplazamiento del cabezal de la máquina de ensayo, sin aplicar correcciones adicionales debido a la alta flexibilidad del material. Esta elección es consistente con los resultados reportados por Quiceno et al., 2025, quienes al evaluar diferentes configuraciones de mallas de fibra de fique mediante distintos sistemas de medición (desplazamiento del cabezal, extensometría láser y correlación digital de imágenes), reportaron diferencias poco significativas entre los métodos.

A partir de las curvas obtenidas, se determinaron los parámetros mecánicos característicos de las mallas, tales como el módulo de elasticidad (E_j), deformación unitaria última (ϵ_j), y esfuerzo último (f_{uj}). El módulo de elasticidad se calculó como la pendiente de la curva en el intervalo comprendido entre el 20% y el 80% de f_{uj} de acuerdo con lo reportado por Laverde Sarmiento et al., 2025.

2.2. Modelos Constitutivos de los Materiales

2.2.1. Relación Monotónica $\sigma - \epsilon$ del Acero

Se usó el modelo de Mander, 1983 para la respuesta a tracción del acero de refuerzo longitudinal, asumiendo una respuesta simétrica a compresión. Este método aproxima la curva

esfuerzo-deformación unitaria mediante funciones polinómicas de interpolación que pasan por varios puntos de control definidos por el usuario (Mander, 1983). Como se observa en la ecuación (4), el modelo requiere los valores correspondientes a la fluencia (f_y, ε_y), inicio del endurecimiento por deformación (ε_{sh}) y punto último (f_{su}, ε_{su}); adicionalmente es necesario el parámetro P , que controla la forma e intensidad de la fase del endurecimiento por deformación. El valor de P fue obtenido del trabajo de Carrillo et al., 2021. Quiénes obtuvieron este valor después de ensayar más de 80 barras a tracción monotónica.

$$f_s = f_{su} + (f_y - f_{su}) * \left| \frac{\varepsilon_{su} - \varepsilon_s}{\varepsilon_{su} - \varepsilon_{sh}} \right|^P \quad (4)$$

2.2.2. Relación Monotónica $\sigma - \varepsilon$ del Concreto Simple y Confinado con Acero de Refuerzo

Se utilizó el modelo de Mander et al., 1988 para determinar la respuesta a la compresión tanto del concreto simple como del concreto confinado con el acero transversal de refuerzo. Ambas curvas se definen mediante la ecuación (5), donde el esfuerzo de compresión del concreto (f_c) se expresa en función del esfuerzo máximo a compresión del concreto confinado (f'_{cc}), de la variable adimensional x , correspondiente a la deformación unitaria normalizada, y del parámetro r , que controla la curvatura de la relación $\sigma - \varepsilon$ y está asociado a las propiedades elásticas del material. Cabe recalcar que en la resistencia a la tracción del concreto fue despreciada.

$$f_c = (f'_{cc} x^r) / (r - 1 + x^r) \quad (5)$$

2.2.3. Relación Monotónica $\sigma - \varepsilon$ del Concreto Confinado con OGF-FRP

Para considerar el efecto del confinamiento ejercido por la malla de fique modificada sobre el concreto, se emplearon dos modelos constitutivos disponibles en la literatura: el propuesto por Saiid Saiidi et al., 2005, y el de Lam & Teng, 2003. Estos fueron seleccionados debido a la simplicidad de su formulación, asociada a la reducida cantidad de parámetros requeridos para su

implementación. No obstante, ambos modelos se desarrollaron a partir de resultados experimentales obtenidos con diferentes fibras de FRP (no vegetales) en secciones tanto circulares como cuadradas. El modelo de Saiid Saiidi et al., 2005) se representa mediante una relación bilineal definida por dos puntos característicos: $(\varepsilon_{co}, f'_{co})$ y $(\varepsilon_{cu}, f'_{cu})$ que se obtienen a partir de las ecuaciones 6 - 8.

$$f'_{co} = f'_c + 0.003\rho_{cf}E_j \quad (6)$$

$$\varepsilon_{cu} = \varepsilon_j/[0.1 - 0.25 \ln(f_r/f'_c)] \quad (7)$$

$$f'_{cu} = f'_c + 6.2f_r^{0.7} \quad (8)$$

Dónde f'_{co} es la resistencia efectiva a compresión del concreto confinado con FRP, ε_{co} la deformación unitaria efectiva del concreto confinado con FRP, el cual tiene un valor de 0.002 según Saiid Saiidi et al., 2005, ρ_{cf} la cuantía volumétrica del FRP, ε_{cu} la deformación unitaria última a compresión del concreto con FRP, f_r la presión lateral de confinamiento y f'_{cu} el esfuerzo último a compresión del concreto confinado con FRP.

El modelo propuesto por Lam & Teng, 2003 plantea una curva $\sigma - \varepsilon$ que consta de dos zonas: la primera, una zona parabólica similar a la del concreto simple hasta el rango cuasilineal-elástico y una segunda zona en la cual el sistema del encamisado se activa progresivamente, generando una respuesta lineal hasta la resistencia última f'_{cu} . Las dos zonas de comportamiento se describen mediante las ecuaciones 9 y 10, asociadas a las ecuaciones 11 – 14.

$$f_c = E_c\varepsilon_c - \frac{(E_c - E_2)^2}{4f_o} \varepsilon_c^2, 0 \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_t \quad (9)$$

$$f_c = f_o + E_2 \varepsilon_c, \varepsilon_t \leq \varepsilon_c \leq \varepsilon_{cu} \quad (10)$$

$$\varepsilon_t = 2f_o / (E_c - E_2) \quad (11)$$

$$E_2 = (f'_{cu} - f_o) / \varepsilon_{cu} \quad (12)$$

$$f'_{cu} = f'_{co} \left[1 + 3.3 \frac{f_r}{f'_{co}} \right] \quad (13)$$

$$\varepsilon_{cu} = 0.002 \left[1.75 + 12 \left(\frac{f_r}{f'_{co}} \right) \left(\frac{\varepsilon_j}{0.002} \right)^{0.45} \right] \quad (14)$$

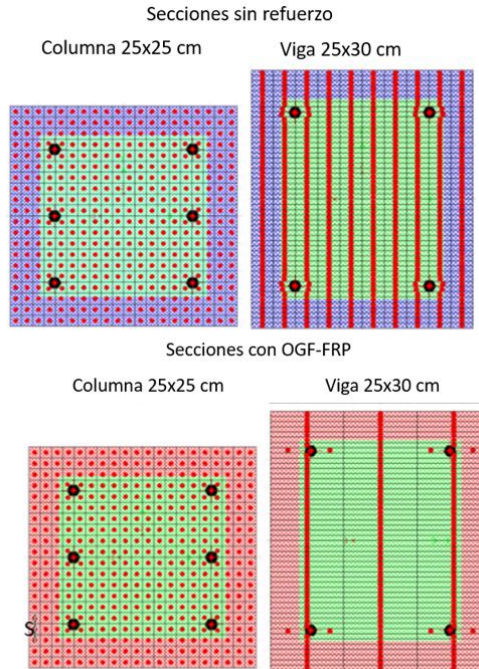
Dónde ε_c representa la deformación unitaria axial del concreto, E_2 la pendiente del segundo tramo lineal, y (ε_t, f_o) el punto de transición entre el tramo parabólico inicial y el tramo final. Cabe recalcar que en estas ecuaciones el valor de f_o corresponde a la resistencia a compresión del concreto sin confinar f'_c .

2.3. Modelado y Análisis del Componente Viga-Columna

La figura 4 muestra el esquema del componente viga-columna, donde se presentan las dimensiones generales, las secciones transversales con sus refuerzos correspondientes y las zonas de aplicación del confinamiento con OGF-FRP, cabe recalcar que la unión fue diseñada y construida con una resistencia nominal a compresión de 28 MPa.

Figura 5.

Modelo de fibras utilizado para cada sección



2.3.2. Modelado Global y Rótulas Plásticas

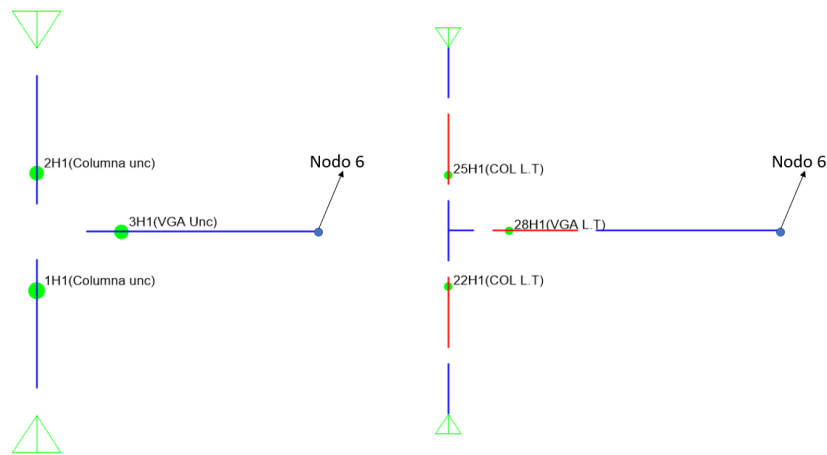
Se desarrollaron dos modelos numéricos del subensamblaje viga-columna, uno sin refuerzo y otro con confinamiento externo mediante malla OGF-FRP. Los elementos estructurales fueron modelados sobre sus ejes centroidales empleando elementos capaces de representar acciones combinadas de carga axial y flexión.

A nivel de elemento, la no linealidad del material fue incorporada mediante rótulas plásticas concentradas de flexo-compresión (*RP*). Adicionalmente, se incluyó la no linealidad geométrica en el modelado global por medio de la inclusión del efecto P-delta ($P - \Delta$). En el análisis se desprecian las deformaciones adicionales asociadas a efectos de fuerza cortante y a los mecanismos de adherencia-deslizamiento en la interfaz viga-columna.

La Figura 6 muestra un esquema general de los modelos desarrollados, en los cuales se observa la ubicación de las rótulas plásticas. Estas son regiones en las cuales se concentran la plasticidad del acero y el agrietamiento del concreto con una intensidad mayor que en las demás zonas, permitiendo el desarrollo de deformaciones inelásticas antes de alcanzar la resistencia última (Zhao et al., 2011). En este enfoque, el elemento se idealiza como elástico, mientras que la no linealidad del elemento se concentra en las rótulas idealizadas como elementos rotacionales con una longitud de plastificación asociada (Constanzo Arburo & Hube Ginestar, 2023), con respuesta dependiente de la relación $M - \phi$ seccional.

Figura 6.

Esquema de los modelos desarrollados



Nota: Adaptado de Computers and Structures, 2025

La longitud de plastificación (l_p) es un parámetro fundamental en el análisis, ya que influye directamente en la ductilidad y en la rotación plástica del elemento; sin embargo, esta no representa una dimensión física de la región real sobre la cual se extiende la plasticidad del elemento, sino demuestra una longitud equivalente sobre la cual se asume una curvatura plástica (Zhao et al.,

2011). Existen varias formulaciones basadas en resultados experimentales para determinar l_p , entre las que destacan la propuesta por Paulay.T & Priestley, 1923 o la de Priestley & Park, 1987.

En este trabajo, la longitud de plastificación de las vigas se determinó mediante la formulación de Paulay.T & Priestley, 1923, presentada en la ecuación 15, la cual es función de la distancia entre el punto de momento flector máximo y el punto de momento nulo (l), así como del diámetro de las barras longitudinales a tracción (d_b) y su esfuerzo de fluencia f_y . Por su parte, la longitud de plastificación de las columnas se estimó empleando la expresión propuesta por Priestley & Park, 1987, mostrada en la ecuación 16.

$$l_p = 0.08l + 0.022d_b f_y \quad (15)$$

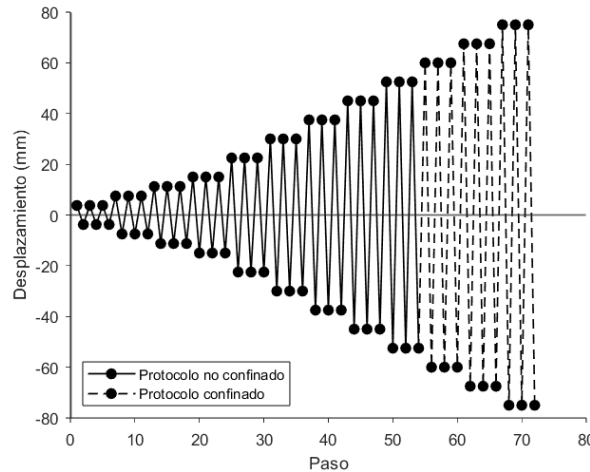
$$l_p = 0.08l + 6d_b \quad (16)$$

2.3.3. Protocolo de Carga y Modelado de la Respuesta Histerética de la Sección

Para cada caso de análisis (con y sin confinamiento), se llevó a cabo un análisis no lineal de las cargas gravitacionales (peso propio), seguido del análisis pushover, tanto monotónico como cíclico. El análisis *pushover* se controló por desplazamiento en el nodo seis (Fig. 6), utilizando como patrón de carga una fuerza puntual vertical. En el caso del análisis *pushover* monotónico, el desplazamiento impuesto se definió con base en la deriva a la cual la unión alcanzaba su condición de falla (pérdida de convergencia del modelo). En el caso del análisis cíclico, se utilizó el protocolo de carga mostrado en la Figura 7.

Figura 7.

Protocolo de carga para las dos configuraciones



Para estudiar la respuesta inelástica de un sistema sometido ante cargas cíclicas, es necesario conocer su comportamiento histerético. Ante una secuencia de carga y descarga, las trayectorias formadas ante cada ciclo constituyen las curvas de histéresis, mientras que la envolvente de carga coincide con la curva monótonica de la sección. El análisis de estas curvas permite caracterizar la evolución de la rigidez, la resistencia y la capacidad de disipación de energía del elemento a medida que aumenta la demanda cíclica (Flores Barreto, 2003).

Puesto que el modelo de plasticidad empleado en este trabajo está gobernado por la respuesta envolvente momento-rotación en la rótula, la cual es monótonica, la respuesta histerética se simuló empleando el modelo propuesto por Toshikazu.Takeda et al., 1970. Este modelo es ampliamente usado en la literatura y representa el comportamiento cíclico incorporando la degradación progresiva de la rigidez, fundamentándose en una curva monótonica envolvente tri-lineal simétrica. Durante los ciclos de descarga, la respuesta sigue trayectorias esencialmente elásticas; mientras que, en la recarga, la rigidez se degrada y la trayectoria se dirige mediante una

línea secante hacia el máximo desplazamiento alcanzado anteriormente en la misma dirección de carga (Computers and Structures, 2025). Esta dependencia del historial de deformación conduce a una reducción progresiva de la energía disipada a medida que aumentan los ciclos (Flores Barreto, 2003).

2.3.4. Respuestas Numéricas Comparadas

Con el fin de evaluar la influencia del confinamiento, se comparó la relación $M - \phi$ de las configuraciones sin y con confinamiento del encamisado OGF-FRP. Esta comparación se realizó considerando los momentos de fluencia M_y y último M_u y sus respectivas curvaturas. Por otro lado, en el análisis *pushover* monotónico se comparó el desplazamiento máximo alcanzado en cada configuración y, en consecuencia, la deriva máxima desarrollada.

En cuanto al análisis cíclico, las curvas de histéresis fuerza-desplazamiento ($F-D$) obtenidas fueron comparadas cualitativamente; además, se determinó la evolución de la capacidad de disipación de energía, la rigidez efectiva (k_{eff}), la resistencia y ductilidad (μ_Δ) del elemento a medida que aumenta la demanda cíclica. Para determinar la rigidez efectiva de cada ciclo se usó la ecuación 17, donde F^+ es la fuerza máxima correspondiente al desplazamiento máximo positivo (D^+); y F^- es la fuerza máxima correspondiente al desplazamiento máximo negativo (D^-).

$$k_{eff} = \frac{F^+ + F^-}{D^+ + D^-} \quad (17)$$

Para el cálculo de la energía disipada en los ciclos de histéresis, se definió cada ciclo y se determinó el área bajo la curva de cada uno de estos con la Regla de los Trapecios (Moreno Zambrano et al., 2025), empleando la función *trapz()* en Matlab (The MathWorks, 2024). La demanda de ductilidad de desplazamiento μ_Δ se calculó dividiendo el desplazamiento del ciclo (Δ_{ciclo}) sobre el desplazamiento de fluencia (Δ_y) (Agamohammadzadeh et al., 2015).

3. Resultados

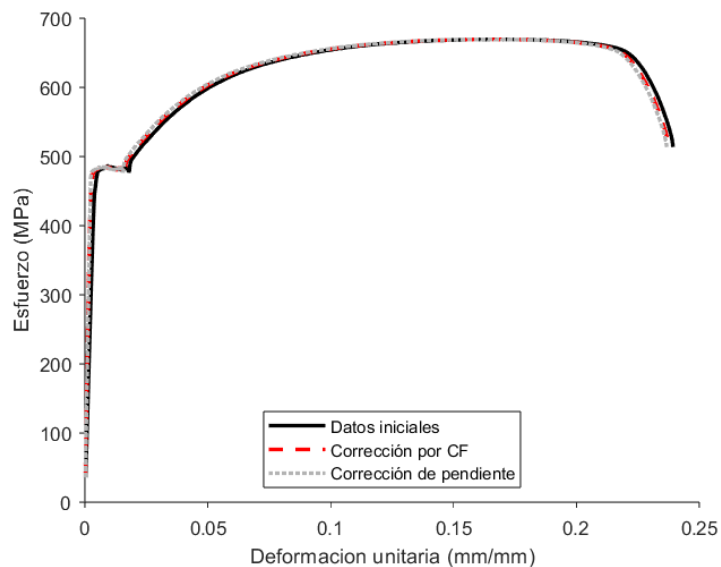
3.1. Propiedades Mecánicas de los Materiales y Relaciones Constitutivas

3.1.1. Acero de Refuerzo

En la Figura 8 se observan las curvas experimentales esfuerzo deformación del acero obtenidas tras evaluar los dos métodos de corrección descritos en la sección 3.1.2. Estos procedimientos fueron aplicados a modo de comparación, con el fin de evaluar la influencia sobre el cálculo del módulo de elasticidad, así como de las deformaciones del material. A partir de esta comparación, se seleccionó el método del factor CF, ya que permite corregir el desplazamiento a partir de valores experimentales obtenidos durante el ensayo. En contraste, el método de corrección de pendiente requiere imponer un valor del módulo de elasticidad, lo cual introduce una formulación que no necesariamente representa el comportamiento real del material.

Figura 8.

Comparación de métodos de corrección en la caracterización mecánica del acero



La Figura 9, presenta los resultados obtenidos de aplicar el método *CF* para los aceros de diámetro N2 y N4, mientras que la tabla 1 resume los valores promedios obtenidos tras la aplicación del método de corrección del factor *CF*.

Figura 9.

Factor de corrección CF para las barras N2 (izq) y N4 (der)

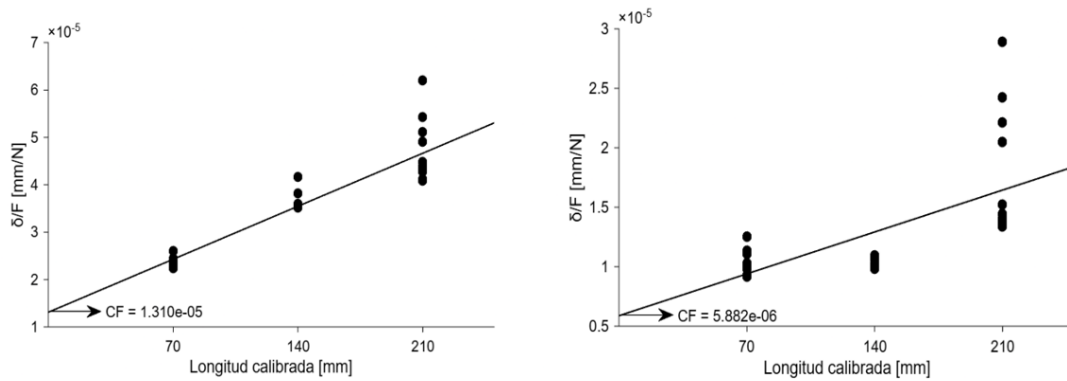


Tabla 1.

Resultados para las barras de N2 y N4

	N2	N4
E_s (MPa)	235977.50	210159.4
f_y (MPa)	482.06	434.102
f_u (MPa)	683.32	656.75
ϵ_y (mm/mm)	$2.04_{x10^{-3}}$	$2.07_{x10^{-3}}$
ϵ_{sh} (mm/mm)	0.01	0.01
ϵ_u (mm/mm)	0.12	0.17

Al comparar los resultados obtenidos con los reportados por González et al., 2005 para aceros producidos en Colombia y obtenidos a partir de ensayos monotónicos de tracción, se

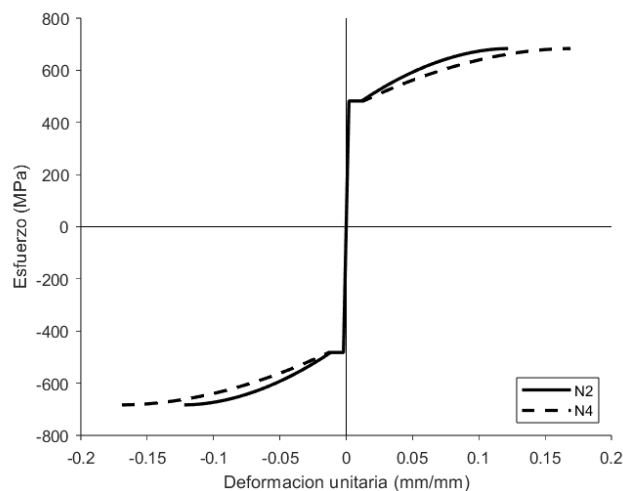
observa que, para los resultados obtenidos de los especímenes N2, los valores de f_y , f_u y ϵ_u se encuentran por encima de la media en 2.5%, 3.6% y 5.2% respectivamente (valores promedio: 470.30 MPa, 659.74 MPa y 0.1141 mm/mm). En contraste, ϵ_y y ϵ_{sh} se sitúan por debajo de la media en 15% y 15.8%, respectivamente (valores promedio: 0.0024 mm/mm y 0.0138 mm/mm).

En el caso de los especímenes N4, el valor de ϵ_u se encuentra por encima de la media en 49%, mientras que f_y , f_u , ϵ_y y ϵ_{sh} presentan valores inferiores a la media en 7.7%, 0.5%, 13.7% y 5.7%, respectivamente. Cabe resaltar que todos los parámetros evaluados se encuentran dentro del intervalo comprendido entre los valores mínimos y máximos reportados para los aceros ensayados en el trabajo de González et al., 2005, con excepción de ϵ_y para ambos diámetros pues se encuentra ligeramente por debajo y de ϵ_u en el caso de N4 el cual se encuentra por encima de los resultados obtenidos.

La Figura 10 presenta la curva constitutiva construida a partir de dichos valores promedio mediante el modelo constitutivo de Mander, 1983.

Figura 10.

Relación σ - ϵ de acero transversal y longitudinal por el modelo de Mander



3.1.2. OGF-FRP

La Figura 11 muestra la curva $\sigma - \varepsilon$ experimental, y la Tabla 2 presenta las áreas netas de las mallas ensayadas, determinadas a partir del número de hilos, de acuerdo con el procedimiento descrito en la sección 2.1.3. Del mismo modo, se reportan los valores obtenidos del módulo de elasticidad E_j , la deformación unitaria última ε_j y el esfuerzo último f_{uj} , junto con sus respectivos valores promedios.

Al comparar estos resultados con los valores promedio reportados por Quiceno et al., 2025, se observa que el esfuerzo último f_{uj} reportado para mallas de fibra de fique sin ningún recubrimiento externo alcanza un valor de 249.27 MPa. Este valor es 13.1% veces mayor al obtenido en la investigación. En cuanto al módulo de elasticidad E_j , el valor promedio obtenido en este estudio se encuentra dentro del intervalo reportado por los autores (4700 a 7070 MPa). Por su parte la deformación unitaria ε_j mostrada en la literatura se sitúa en un rango entre 0.06 y 0.074, mientras que en esta investigación se obtuvo un valor promedio menor.

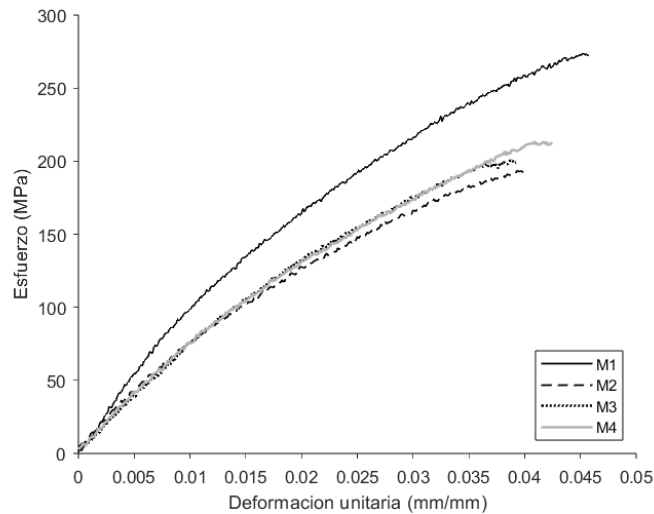
Tabla 2.

Propiedades mecánicas de las mallas con OGF-FRP

	# de hilos	Área (mm ²)	E_j (MPa)	ε_j (mm/mm)	f_{uj} (Mpa)
M1	10	7.40	6235.22	0.05	273.74
M2	11	8.14	5046.47	0.04	193.64
M3	10	7.40	5592.27	0.04	200.62
M4	10	7.40	5260.06	0.04	213.39
	\bar{X}		5533.50	0.04	220.35

Figura 11.

Diagrama σ - ϵ de las mallas con OGF-FRP



Se observa que el tratamiento superficial con OG influye en la respuesta mecánica de las mallas, dado que los valores de f_{uj} y ϵ_j obtenidos resultan inferiores a los reportados en la literatura, mientras que E_j se mantiene dentro del rango, lo cual representa un comportamiento más rígido del material. Las discrepancias observadas en los valores de resistencia y deformación, en comparación con estudios previos, pueden atribuirse, de acuerdo con lo descrito por Quiceno et al., 2025, a la naturaleza heterogénea de las fibras vegetales, así como a factores experimentales tales como el ancho de los especímenes, al procedimiento de sujeción con la máquina empleada durante los ensayos, el cálculo del área de la sección transversal de los hilos, entre otros.

3.1.3. Concreto Simple, Confinado con Acero de Refuerzo y Reforzado Externamente con Malla OGF-FRP

A partir de los ensayos realizados con el esclerómetro de Schmidt, se obtuvieron los valores correspondientes al número de rebote. Dichos datos fueron organizados y representados mediante

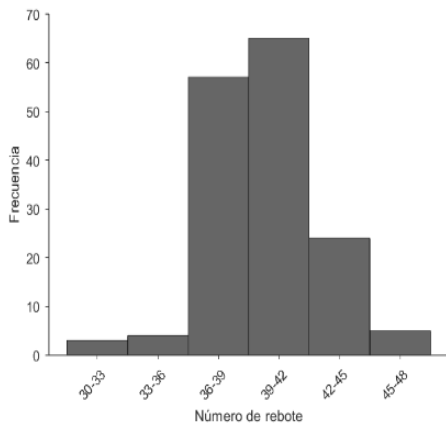
histogramas, como se muestra en la Figura 12a. Se observa que la distribución de los resultados presenta un comportamiento similar al de una distribución normal, siendo la moda el intervalo comprendido entre [39–42) del número de rebote, con una frecuencia de 65 registros.

Adicionalmente, a partir de los valores del número de rebote se verificó la aproximación a una distribución normal mediante diagramas cuantil-cuantil ($Q-Q$) (Fig 13), obteniéndose un coeficiente de determinación R^2 igual a 0,97, lo cual indica un adecuado ajuste a la normalidad.

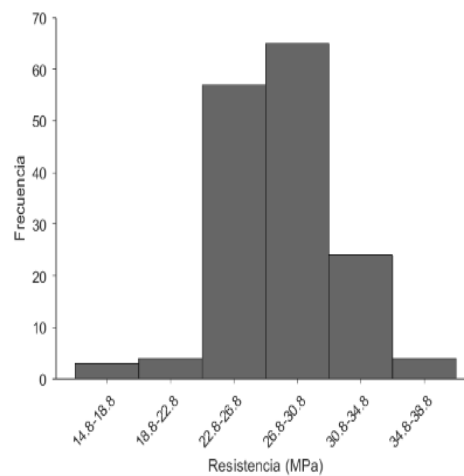
Las Figuras 12b y 12c, correspondientes a la resistencia mínima y a la resistencia media estimadas, respectivamente, presentan un comportamiento estadístico similar al observado en la Figura 12a. En este caso, la moda se ubica en el intervalo [26,8–30,8) MPa para la resistencia mínima y en el intervalo [32,1–36,1) MPa para la resistencia media, siendo el promedio de 27.51 MPa y 33.46 MPa, respectivamente.

Figura 12.

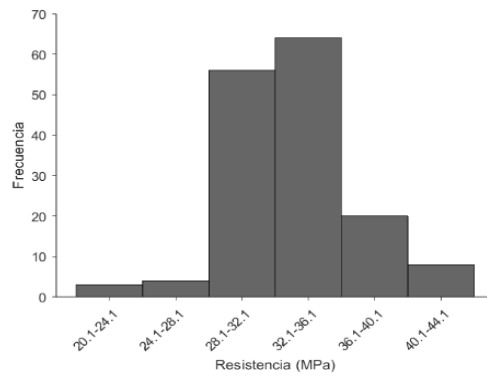
Histograma de (a) número de rebote, (b) resistencia mínima y (c) resistencia media.



(a)



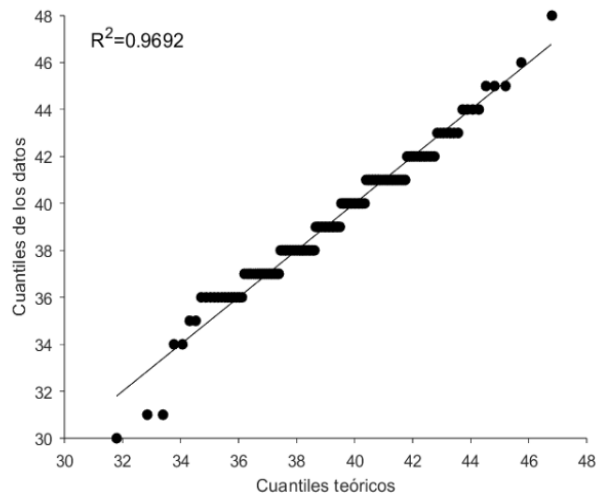
(b)



(c)

Figura 13.

Diagrama Q-Q del número de rebote

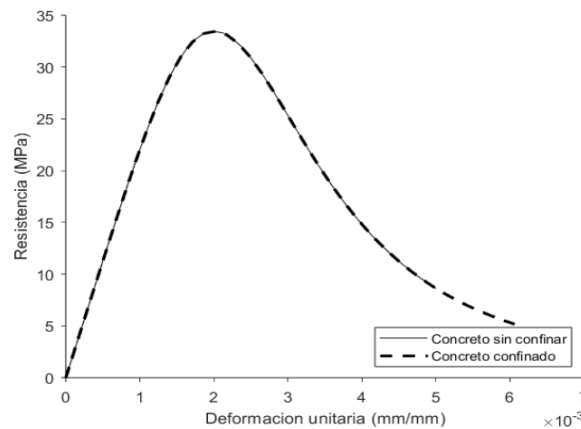


Dado que los datos obtenidos presentaron un buen ajuste a una distribución normal, se tomaron los valores promedio para definir la resistencia del concreto f'_c . El número de rebote promedio fue de 39.45, mientras que las resistencias mínima y media fueron de 27.51 MPa y 33.46 MPa respectivamente. En consecuencia, se tomó la resistencia media como la resistencia a compresión del concreto sin confinar ($f'_c = 33.46 \text{ Mpa}$). Evidenciándose un incremento de 19.5% respecto a la resistencia de diseño (28 MPa).

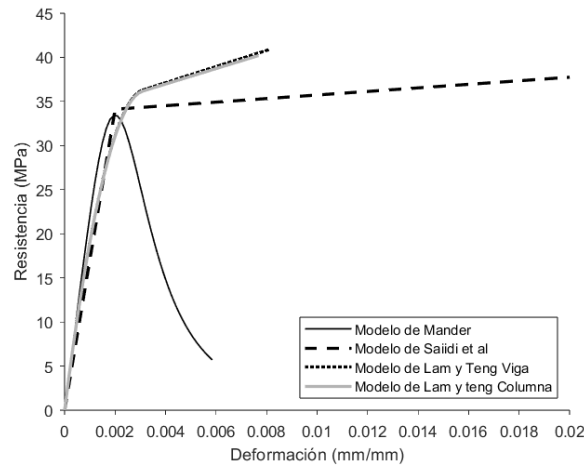
Con la resistencia a la compresión definida, se empleó el modelo constitutivo de Mander et al., 1988, a partir del cual se obtuvo la curva $\sigma - \varepsilon$ presentada en la Fig. 14. Adicionalmente, se evaluó el efecto del confinamiento proporcionado por el acero transversal (cuantía volumétrica, ρ_s , para la viga de 0.32% en su base y 0.21% en su altura, y en la columna de 0.32% en ambas direcciones). Se evidenció que dicho confinamiento no genera cambios significativos en la resistencia, por lo cual no se hizo distinción de materiales entre el concreto confinado y no confinado.

Figura 14.

Resistencia del concreto con y sin confinamiento debido al refuerzo para viga y columna



La Figura 15 compara las curvas $\sigma - \varepsilon$ obtenidas a partir de los modelos con refuerzo OGF-FRP y el modelo de referencia propuesto por Mander et al., 1988. Se evidencia un incremento tanto en la resistencia máxima como en la deformación última del concreto.

Figura 15.*Curvas σ - ϵ del concreto confinado*

Los valores de los parámetros obtenidos para los modelos con OGF-FRP se resumen en la Tabla 3. Para el modelo de Lam & Teng, 2003, se observa un incremento del 62% en ϵ_{cu} (de 0,005 mm/mm a 0,0081 mm/mm). Así como un aumento del 22% en la resistencia del concreto confinado (f'_{cc}) respecto a (f'_{co}).

En el caso del modelo propuesto por Saiid Saiidi et al., 2005, el (f'_{cc}) aumenta en un 33 % (de 33,46 MPa a 44,39 MPa) respecto al valor de (f'_{co}). No obstante, la deformación última (ϵ_{cu}) presenta un incremento superior al 100 %, lo cual sugiere que este modelo tiende a sobreestimar la capacidad de deformación del concreto, dado que fue desarrollado originalmente para sistemas de confinamiento con fibras de carbono (C-FRP).

Por este motivo, se adoptaron las propiedades confinadas obtenidas a partir del modelo de Lam & Teng, 2003, ya que da una respuesta más conservadora en términos de ductilidad mientras se logra un incremento significativo de resistencia. Esta elección ofrece un panorama conservador para la capacidad del actuador de cara a los ensayos experimentales por realizar.

Tabla 3.

Resultados obtenidos mediante el modelo de FRP de Lam y Teng y de Saiidi

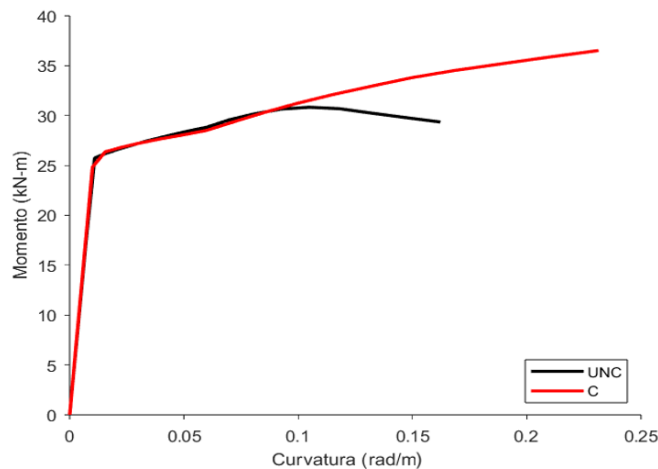
	Lam y Teng		Saiidi	
	Viga	Columna	Viga	Columna
f'_{co}	36.29	36.17	34.12	34.22
ϵ_{co}	3.10×10^{-3}	3.10×10^{-3}	2.10×10^{-3}	2.10×10^{-3}
ϵ_{cu}	8.10×10^{-3}	7.7×10^{-3}	5.30×10^{-2}	5.50×10^{-2}
f'_{cc}	40.88	40.2	44.39	45.52

3.2. Relaciones Momento Curvatura ($M-\phi$)

La Figura 16 presenta la comparación de la relación $M-\phi$ para ambas condiciones de análisis: condición no confinada (UNC) y condición confinada (C). La condición confinada (C) presenta incrementos del 24% en el M_u (29.3 kN-m a 36.5 kN-m) y del 43% en la ϕ_u (0.16 rad/m a 0.23 rad/m).

Figura 16.

Relaciones $M-\phi$ de la viga con y sin confinamiento OGF-FRP

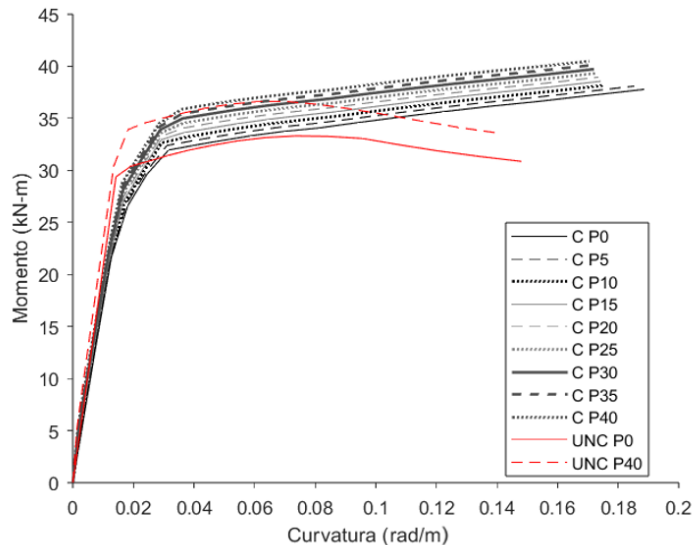


La Figura 17 presenta la comparación de la relación $M-\phi$ para las columnas sometida al rango de axial esperado en los ensayos (0-40 kN), determinado mediante el análisis estructural del componente. Se presenta la relación para diferentes niveles de axial con un incremento de 5 kN para la condición confinada (C) y, para la condición no confinada (UNC), se muestra el resultado para la mínima y máxima fuerza axial de análisis (0 kN y 40 kN).

En la condición (C) con axial igual a 0 kN se tiene un incremento del 23% en el M_u (30.9 kN-m a 37.8 kN-m) y del 28% en la ϕ_u (0.15 rad/m a 0.19 rad/m). Cuando se somete a la máxima condición de axial (40 kN), se tiene un incremento de 21% tanto en su M_u como en su ϕ_u (33.6 kN-m a 40.5 kN-m y 0.14 rad/m a 0.17 rad/m).

Figura 17.

Relaciones $M-\phi$ de la columna con y sin confinamiento OGF-FRP



3.3. Curvas Pushover

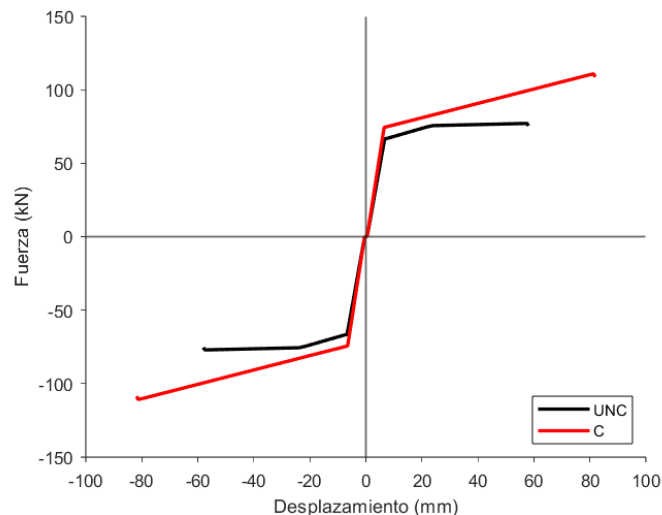
La Figura 18 compara la curva *pushover* para ambas condiciones de análisis. En el modelo sin confinamiento (UNC) se identifica un comportamiento trilineal, consistente con el modelo

propuesto por Toshikazu.Takeda et al., 1970. En esta condición se alcanza un desplazamiento máximo de 5.8 cm (amplitud $dr = 3.8\%$) asociado a una fuerza del actuador de 77.1 kN.

En contraste, la condición confinada (C) alcanza un desplazamiento máximo de 8.2 cm (amplitud $dr = 5.4\%$) y una fuerza del actuador de 110.8 kN; esto representa un incremento del 41% en la capacidad de desplazamiento y del 44% en la capacidad de fuerza. Adicionalmente, la pendiente inicial de la curva evidencia un aumento ligero (15.4 %) en la rigidez inicial del modelo con OGF-FRP, y mucho más significativo (135.01%) en la rigidez efectiva post-fluencia.

Figura 18.

Comparación de curvas monotónicas de la viga con y sin confinamiento OGF-FRP



3.4. Respuesta Histerética

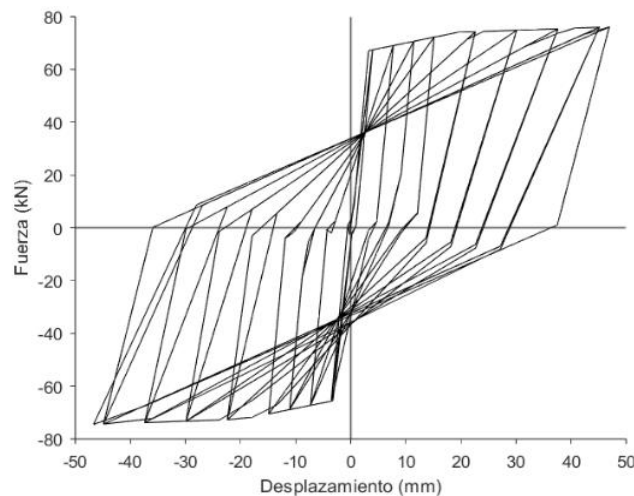
3.4.1. Condición no Confinada

La Figura 19 presenta la respuesta histéretica de la condición no confinada (UNC) del componente, en la cual se observan los tres ciclos completos de amplitud constante aplicados para cada nivel de deriva descritos en el protocolo de carga (Fig. 7). En los tres primeros ciclos (amplitud $dr = 0.25\%$), los lazos de histéresis son cortos y el área encerrada es pequeña, por lo que

la energía disipada es baja, indicando que el sistema presenta un comportamiento casi elástico. A partir de los siguientes ciclos (amplitud $dr= 0.5\%$) se evidencia una buena capacidad de disipación de energía y el sistema entra en régimen no lineal; los ciclos aumentan en amplitud y se observan ligeros cambios en la pendiente, sin efecto visible de punzonamiento (*pinching*). En el quinto nivel de deriva (amplitud $dr= 1\%$), se presenta una estabilización en la carga máxima, donde se evidencia un aumento significativo en las deformaciones con ligeras variaciones de carga. Adicionalmente, y contra lo esperado, los resultados indican que la estructura original presenta un comportamiento dúctil, manteniéndose su capacidad resistente para grandes desplazamientos ($dr = 3.5\%$), siendo 5.3 cm el desplazamiento máximo alcanzado en el extremo del voladizo bajo una carga F de 76.9 kN aplicada por el actuador en el extremo del voladizo (Fig 6).

Figura 19.

Respuesta histerética del componente no confinado



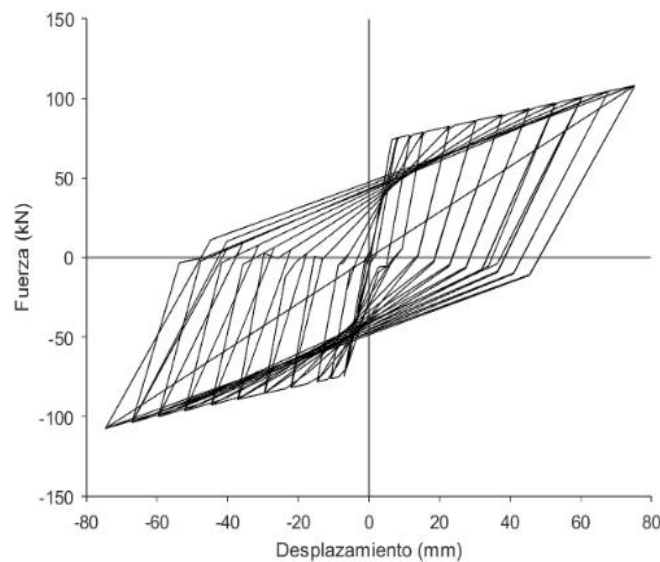
3.4.2. Condición Confinada

La Figura 20 presenta la respuesta histéretica de la condición confinada (C) del componente. En los tres primeros ciclos se tiene un comportamiento casi elástico definido por ciclos cortos (amplitud $dr = 0.25\%$). En los siguientes ciclos (amplitud $dr = 0.5\%$) se evidencia

una buena capacidad de disipación de energía descrita por ciclos amplios y estables durante el régimen no lineal, no hay efecto visible de punzonamiento (*pinching*). Además, la estructura tiene un buen comportamiento dúctil y una respuesta adecuada bajo cargas cíclicas, manteniendo capacidad resistente para grandes desplazamientos (amplitud $dr = 5\%$), siendo su máximo desplazamiento 7.5 cm bajo una carga F de 108.0 kN aplicada en el extremo del voladizo (Fig. 6)

Figura 20.

Respuesta histerética del componente confinado



3.4.3. Comparación de la Respuesta Histerética Para las Condiciones C y UNC

La Figura 21 presenta la comparación de la respuesta histerética para ambas condiciones de análisis. En ella se observa que la condición confinada (C) presenta aumento en resistencia, con picos de carga más altos. En términos de ductilidad, también hay un incremento, representado por ciclos con mayor amplitud. Además, la condición confinada (C), muestra un aumento en la rigidez, con pendientes más pronunciadas entre los ciclos y una degradación más suave entre ellos.

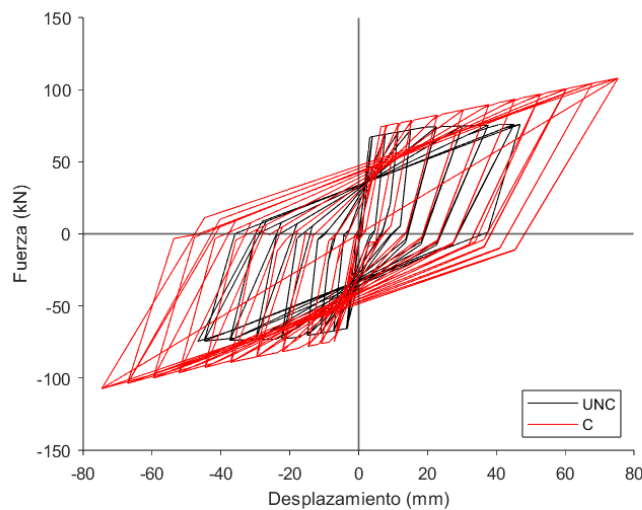
Se aprecia que la fluencia ocurre aproximadamente en el mismo punto para ambas condiciones (amplitud $dr = 0.5\%$); sin embargo, los valores de carga última y deformación última tienen un aumento considerable en la condición confinada (C) (amplitud $dr = 5\%$) respecto a UNC ($dr = 3.5\%$).

En términos de capacidad resistente para la condición confinada (C) presenta un aumento del 40% respecto a UNC. En cuanto al desplazamiento el incremento fue del 29% lo que confirma una mejora significativa en términos de ductilidad debida al confinamiento OGF-FRP.

Con relación a las columnas, estas no incursionan en el rango plástico en ninguna de las condiciones de confinamiento estudiadas.

Figura 21.

Comparación de la respuesta histerética del componente no confinado y el componente confinado

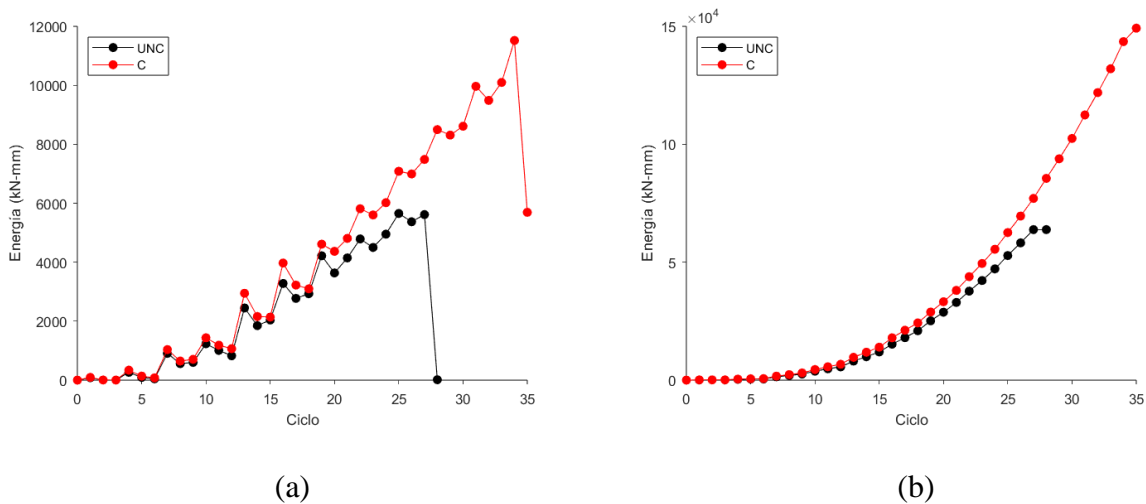


La Figura 22 (a) presenta la energía disipada por ciclo para ambas condiciones de análisis. Se observa que, para la mayoría de los niveles de deriva de amplitud constante, el primer ciclo presenta el mayor valor de energía disipada, lo que puede interpretarse como la aparición de los primeros daños en la sección debido al aumento de deriva. Adicionalmente, en la Figura 22 (b) se

muestra la energía acumulada para todo el protocolo de carga, evidenciando el incremento exponencial entre cada uno de los ciclos. En la condición confinada (C), los valores de energía, tanto por ciclo como acumulada, son mayores. Además, en esta condición no se observa una caída tan pronunciada de la energía disipada, lo que indica que la falla no será tan súbita. En general, la energía total disipada por la condición confinada (C) (149.21 kN-m) es 2.3 veces mayor que la del modelo sin malla (63.82 kN-m).

Figura 22.

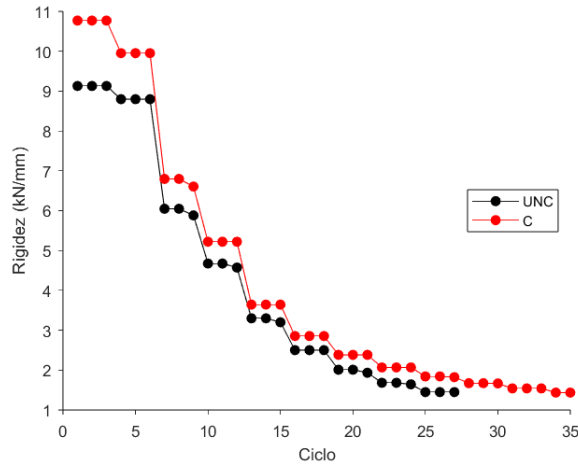
Energía disipada (a) por ciclo y (b) acumulada para condición no confinada y confinada



La rigidez secante de cada ciclo, en ambas condiciones de análisis, se presenta en la Figura 23. Se observa que el componente confinado presenta mayor rigidez (en promedio, 15.24%) y alcanza un mayor número de ciclos y nivel de deriva. En ambas condiciones, para los dos primeros niveles de deriva ($dr = 0.25\%$ y 0.50%) se presenta una ligera disminución en la rigidez, seguida de una caída pronunciada al final del tercer ciclo de las amplitudes $dr = 0.50\%$, 0.75% y 1.00% . Posteriormente, la rigidez decrece paulatinamente en los últimos ciclos hasta alcanzar la falla.

Figura 23.

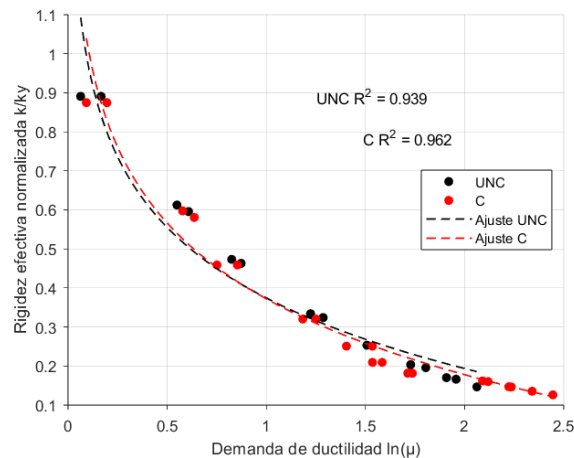
Rigidez efectiva por ciclo para condición no confinada y confinada



La Fig 24 muestra la relación entre la rigidez efectiva y la demanda de ductilidad de desplazamiento (μ_{Δ}). En ambos casos, el sistema presenta mayor rigidez a bajas derivas (menores a 0.5) y un comportamiento más ductil a medida que la deriva aumenta. En general, el componente confinado exhibe mayores valores de rigidez y ductilidad.

Figura 24.

Relación entre la rigidez efectiva normalizada y la demanda de ductilidad para las condiciones no confinada y confinada



4. Conclusiones

En este trabajo se combinaron ensayos experimentales a nivel de los materiales y ensayos numéricos en un componente viga-columna, con y sin refuerzo externo con malla de fique tratada superficialmente con óxido de grafeno (OGF-FRP). A partir de los resultados se concluye que:

Los ensayos con esclerómetro permitieron estimar la resistencia promedio in situ a la compresión del concreto, lo que constituye una alternativa viable al no contar con cilindros para ensayos de compresión. La resistencia media fue de 33.46 MPa (+/- 4.15 MPa), aproximadamente 1.2 veces mayor que la resistencia nominal de diseño (28 MPa).

A partir de los ensayos de carga monotónica realizados en el acero de refuerzo, se evidenció la viabilidad del método CF para corregir el desplazamiento asociado a la máquina de ensayo. En efecto, tras la aplicación de dicha corrección, los valores obtenidos de las propiedades mecánicas del acero se acercan al comportamiento de otros aceros producidos por la industria colombiana, lo que valida la metodología empleada.

A partir de los ensayos realizados al refuerzo OGF-FRP se obtuvo un módulo de elasticidad E_j de 5533.5 MPa, una deformación última ϵ_j de 0.04 mm/mm y un esfuerzo último f_{uj} de 220.35 MPa. Evidenciándose una mayor rigidez en la malla tratada superficialmente respecto a la que no tiene modificaciones pues muestra un módulo similar con menos desplazamiento. Sin embargo, los valores de ϵ_j y f_{uj} bajos pueden atribuirse a la naturaleza heterogénea de las fibras, así como a las variaciones propias entre los especímenes ensayados y a las diferencias en la metodología experimental empleada.

Del análisis pushover monotónico se concluye que el componente confinado presenta un mejor comportamiento frente a cargas laterales, con un aumento del 44% en su capacidad de carga

y del 41% en su capacidad de desplazamiento. Además, se evidencia un aumento en su rigidez (en promedio 15.24%) y una respuesta más dúctil en el componente donde se incorporó el OGF-FRP.

Con el protocolo de carga cíclica se concluye que la condición confinada presenta un mejor comportamiento bajo cargas repetidas, con un aumento del 24.6% en la resistencia a momento y del 29% tanto en capacidad de desplazamiento como en capacidad de carga. Esta condición muestra un incremento constante de capacidad resistente hasta el punto de falla ($dr = 5\%$), además, presenta una mejor capacidad de disipación de energía siendo 2.3 veces mayor, lo que evidencia su comportamiento dúctil.

Estos resultados validan su posible aplicación en rehabilitación de estructuras existentes debido a su fácil implementación en diferentes componentes estructurales y su buen desempeño bajo cargas cíclicas como podrían ser las cargas de sismo.

En caso de realizarse el ensayo experimental de la unión viga-columna, es previsible que se obtengan resultados distintos a los presentados en este trabajo. Esto considerando que: (i) se cuenta con un solo modelo físico y (ii) el protocolo de carga contempla la evaluación inicial de la unión hasta alcanzar un nivel de daño sin que ocurra colapso, aplicar el refuerzo con OGF-FRP, y continuar con el ensayo. Los resultados obtenidos en este trabajo para la condición no confinada permiten elegir el nivel de demanda en el que se podría detener temporalmente el ensayo y reforzar la estructura. A partir de los resultados obtenidos, se sugiere que este sea $dr = 1\%$ (1.5 cm). Luego de dicho desplazamiento, la sección ya ha experimentado un nivel de daño tal que se ha perdido aproximadamente el 50% de su rigidez inicial. Adicionalmente, el esfuerzo que desarrolla el concreto en este estado es del orden de 16 MPa y, de acuerdo con el modelo propuesto por Lam y Teng, el material aún se encuentra dentro de la región parabólica de la curva esfuerzo–deformación, previa al alcance de la resistencia máxima del concreto no confinado (f'_{co}). Esta

condición garantiza que el encamisado con FRP pueda activarse de manera adecuada al continuar el ensayo tras la aplicación del refuerzo, permitiendo así evaluar correctamente su contribución al comportamiento estructural del elemento.

5. Recomendaciones

Los resultados asociados al confinamiento proporcionado por el refuerzo externo de OGF-FRP presentan una marcada sensibilidad al modelo de simulación empleado. Se recomienda continuar con la exploración o el desarrollo de modelos de confinamiento, fundamentados en resultados experimentales obtenidos mediante ensayos que incorporen fibras vegetales, con el objetivo de obtener estimaciones más representativas y fidedignas del comportamiento estructural.

Los resultados relativos a la formación y al comportamiento de las rótulas plásticas se encuentran estrechamente vinculados a las longitudes de plastificación (l_p) empíricas propuestas por distintos autores. Se sugiere el fortalecimiento de la investigación en el uso de refuerzos de confinamiento basados en fibras vegetales, con el fin de desarrollar ecuaciones específicas para la estimación de rótulas plásticas que se adapten de manera más adecuada a este tipo de confinamiento.

Referencias bibliográficas

- A. Jordá-Vilaplana, A. Carbonell-Verdú, M.D. Samper, A. Pop, & D.Garcia-Sanoguera. (2017). Development and characterization of a new natural fiber reinforced thermoplastic (NFRP) with Cortaderia selloana (Pampa grass) short fibers. *Composites Science and Technology*, 145, 1–9.
- AbhilashThakur, E., Kumar Tiwary, A., & Kumari Thakur, R. (2022). A Critical Review On Fiber Reinforced Polymer Composites In Strengthening Reinforced Concrete Structure. *International Journal of Innovative Research in Engineering & Management*. <https://doi.org/10.55524/ijirem.2022.9.2.88>
- Agamohammadzadeh, F., Afshin, H., & Nekoei, M. (2015). Investigating Behavior of Cantilever Beams of Normal and Lightweight Reinforced Concrete under Cyclic Load. *Indian Journal of Science and Technology*, 8(28). <https://doi.org/10.17485/ijst/2015/v8i28/87172>
- Alvarez., & Castellanos. (2024). *Efecto de la longitud en las propiedades mecánicas a tracción de hilos formados por fibras extraídas de la hoja de piña de Lebrija, Santander* .
- Alves Fidelis, M. E., Pereira, T. V. C., Gomes, O. D. F. M., De Andrade Silva, F., & Toledo Filho, R. D. (2013). The effect of fiber morphology on the tensile strength of natural fibers. *Journal of Materials Research and Technology*, 2(2), 149–157. <https://doi.org/10.1016/j.jmrt.2013.02.003>
- ASTM International. (2017). *Test Method for Tensile Properties of Polymer Matrix Composite Materials*. ASTM International. https://doi.org/10.1520/D3039_D3039M-17

- ASTM International. (2019). *Test Method for Rebound Number of Hardened Concrete*.
ASTM International. https://doi.org/10.1520/C0805_C0805M-18
- ASTM International. (2024). *Test Methods for Tension Testing of Metallic Materials*. ASTM International. https://doi.org/10.1520/E0008_E0008M-24
- Beltran Martínez, O. (2023). *Material compuesto epóxico-fique, como refuerzo externo en elementos de concreto sometidos a flexión*.
- Carrillo, J., Lozano, H., & Arteta, C. (2021). Mechanical properties of steel reinforcing bars for concrete structures in central Colombia. *Journal of Building Engineering*, 33. <https://doi.org/10.1016/j.job.2020.101858>
- Computers and Structures, Inc. (2025). *SAP2000 – Integrated Software for Structural Analysis and Design (25.0.0)*.
- Constanzo Arbujo, X., & Hube Ginestar, M. (2023). *MODELACIÓN DE RÓTULAS PLÁSTICAS EN ELEMENTOS VIGA-COLUMNA DE SAP2000*.
- CONTROLS. (n.d.). *58-C0181/N Esclerómetro de hormigones*.
- Díaz, N. (2024). *Desarrollo de actividades experimentales en el marco del proyecto VIE-3954 para determinar el índice de cristalinidad y el área de la sección transversal de hilos de fique crudos y tratados*.
- Flores Barreto, T. M. (2003). *ESTUDIO DEL CONTROL DE ROTULAS PLASTICAS EN PORTICOS DE CONCRETO ARMADO*. Pontificia Universidad Católica del Peru.
- González, V., Botero, J. C., Rochel, R., Vidal, J., & Álvarez, M. (2005a). Acero en colombia (DEFORMACION ULTIMA). *Ingeniería y Ciencia*, 1, 67–76.

- González, V., Botero, J., Rochel, R., Vidal, J., & Álvarez, M. (2005b). Propiedades mecánicas del acero de refuerzo utilizado en Colombia1. *Ingeniería y Ciencia, ISSN 1794-9165, 1*, 67–76.
- Guocheng Luo, Xue Li, Yingwu Zhou, Lili Sui, & Cheng Chen. (2021). Replacing steel stirrups with natural fiber reinforced polymer stirrups in reinforced concrete Beam: Structural and environmental performance. *Construction and Building Materials, 275*.
- INSTRON. (n.d.). *Universal Testing Machine Compliance*. 1–4.
- Lam, L., & Teng, J. G. (2003). Design-oriented stress-strain model for FRP-confined concrete. *Construction and Building Materials, 17*(6–7). [https://doi.org/10.1016/S0950-0618\(03\)00045-X](https://doi.org/10.1016/S0950-0618(03)00045-X)
- Laverde Sarmiento, V., Benjumea, J. M., & Rincón Ortiz, M. (2025a). Chemical and Mechanical Characterization of Treated and Untreated Woven Fique Fiber Textiles as an Alternative External Reinforcement for Concrete. *Journal of Natural Fibers, 22*(1). <https://doi.org/10.1080/15440478.2025.2462975>
- Laverde Sarmiento, V., Benjumea, J. M., & Rincón Ortiz, M. (2025b). Chemical and Mechanical Characterization of Treated and Untreated Woven Fique Fiber Textiles as an Alternative External Reinforcement for Concrete. *Journal of Natural Fibers, 22*(1). <https://doi.org/10.1080/15440478.2025.2462975>
- Mander, J. B. (1983). *SEISMIC DESIGN OF BRIDGE PIERS*. University of Canterbury.
- Mander, J. B., Priestley, M. J. N., & Park, R. (1988). THEORETICAL STRESS-STRAIN MODEL FOR CONFINED CONCRETE. *Journal of Structural Engineering, 1804*–1826.

Moreno Zambrano, J. F., Andrango Córdor, C. A., & Viera Arroba, L. P. (2025). *Análisis del comportamiento sísmico de un muro, marco plataforma, elaborado con madera producida en Ecuador, sometido a cargas laterales cíclicas y monotónicas hasta la falla, con carga vertical*. Universidad Central del Ecuador.

OpenAI. (2025). *ChatGPT*.

Paulay, T., & Priestley, M. J. N. (1923). *seismic design of reinforced concrete and masonry buildings*.

Perplexity AI, Inc. (2025). *Perplexity AI*.

Priestley, M. J. N., & Park, R. (1987). STRENGTH OF DUCTILITY OF CONCRETE BRIDGE COLUMNS UNDER SEISMIC LOADING. *ACI Structural Journal*, 84(1).
<https://doi.org/10.14359/2800>

Quiceno, V., Benjumea, J. M., Archila, S., & Carrillo, J. (2025). Assessment of digital image correlation for tensile characterization of fique woven textiles used as matrix-reinforcement. *Construction and Building Materials*, 489.
<https://doi.org/10.1016/j.conbuildmat.2025.142312>

Saiid Saiidi, M., Sureshkumar, K., & Pulido, C. (2005). Simple Carbon-Fiber-Reinforced-Plastic-Confined Concrete Model for Moment-Curvature Analysis. *Journal of Composites for Construction*, 9(1), 101–104. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)1090-0268\(2005\)9:1\(101\)](https://doi.org/10.1061/(asce)1090-0268(2005)9:1(101))

Salazar, R. B., & Herreño, M. P. (2016). *CORRELACIÓN ENTRE LAS RESISTENCIAS OBTENIDAS MEDIANTE ENSAYOS DE COMPRESIÓN Y ESCLEROMETRÍA EN CILINDROS DE CONCRETO NORMAL Y MODIFICADOS CON FIBRA SINTÉTICA Y FIBRA DE ACERO*.

The MathWorks, inc. (2024). *MATLAB* (R2024a). The MathWorks, inc.

Toshikazu.Takeda, Mete A. Sozem, & N.Norby Nielsen. (1970). Reinforced Concrete Response to Simulated Earthquakes. *Journal of the Structural Division Proceedings of the American Society of Civil Engineers*.

UNE-EN ISO 13934-1:2013. (2013). *Textiles. Propiedades de los tejidos frente a la tracción (ISO 13934-1:2013)*. www.aenor.esTel.:902Fax:913

Villamizar, L., & Capataz, K. (2022). Protocolo de prueba para la evaluación sistemática de la respuesta ante esfuerzos y deformaciones de una conexión viga-columna reforzada con malla de fibra de fique con oxido de grafito. *Revista UIS Ingenierías*, 21, 127.

Zhao, X., Wu, Y. F., Leung, A. Y., & Lam, H. F. (2011). Plastic hinge length in reinforced concrete flexural members. *Procedia Engineering*, 14, 1266–1274. <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2011.07.159>