

RESEARCH ARTICLE

# Ensayos Cíclicos de Conexiones Viga-Columna en Acero Conformado en Frio con elementos de sección cuadrada.

Ángel Geovanny Ortega García <sup>1</sup>  Xavier Nieto-Cárdenas <sup>1</sup> 

<sup>1</sup> Universidad Católica de Cuenca, Facultad de Ingeniería Civil, Cuenca, Ecuador

✉ Correspondencia: [angel.ortega.76@est.ucacue.edu.ec](mailto:angel.ortega.76@est.ucacue.edu.ec)  + 593 968042123

DOI/URL: <https://doi.org/10.53313/gwj83314>

**Resumen:** Las conexiones entre vigas y columnas en acero conformado en frío (CFS) son frecuentes en edificaciones livianas; sin embargo, su comportamiento ante carga cíclica depende mucho de cómo se detalla la unión. En este trabajo se ensayaron seis conexiones soldadas con E6011, representativas de la práctica local, comparando perfiles cuadrados y perfiles tipo cajón con labios rigidizadores, cada uno con y sin refuerzo mediante ángulos. Se aplicó un protocolo pseudoestático inspirado en FEMA 461 y se midieron momento, rigidez inicial, ductilidad rotacional, energía disipada y modos de falla.

Los perfiles tipo cajón mostraron mejor desempeño global. La variante sin refuerzo con mayor peralte (CF3) alcanzó la máxima ductilidad ( $\mu_{\theta} = 5.74$ ), mientras que la variante reforzada del mismo grupo (CFa3) registró la mayor resistencia ( $M_y = 6.54$  kN·m) y energía disipada ( $E_D = 0.477$  kN·m). En conjunto, los refuerzos aumentan rigidez y resistencia, pero tienden a reducir la ductilidad, por lo que deben dosificarse para mantener la rótula plástica en la viga y proteger la columna/panel. Los resultados ofrecen criterios prácticos para el diseño por capacidad en CFS en zonas sísmicas.

**Palabras claves:** acero conformado en frío, conexiones viga columna, cargas cíclicas, ductilidad, disipación de energía

## Cyclic testing of cold-formed steel beam-column connections with square section elements.

**Abstract:** The objective of this study was to analyze the diversity and abundance of freshwater fish in specific fishing sites on the Quevedo River, Los Ríos, Ecuador. Conducted from September to December, the study identified 12 species of fish belonging to seven families, all native and endemic to the area. La Virginia exhibited the greatest diversity with 10 species, followed by La Tarabita and Puente Sur with eight species, while La Victoria had the least diversity with seven species. In terms of abundance, 1,569 specimens were recorded, with Prochilodontidae (*Ichthyoelephas humeralis*) being the most abundant species with 856 specimens, followed by Curimatidae (*Pseudocurimata boulengeri*) with 209 and Erythrinidae (*Hoplias microlepis*) with 114 specimens. The La Tarabita site showed the greatest abundance with 444 specimens, followed by La Virginia with 397 and Santa Rosa with 393 individuals, while La Victoria had the lowest with 335 organisms collected. The condition factor (K) was highest for sabalo (*Brycon dentex*) ( $1.69 \pm 0.39$ ), followed by tilapia ( $1.41 \pm 0.55$ ), Montañera ( $1.32 \pm 0.37$ ), and ratón ( $1.31 \pm 0.43$ ). In terms of weight-size ratio, the La Victoria site had the highest coefficient of determination ( $r^2$ ) (0.83), followed by La Virginia (0.76), La Tarabita (0.74), and Santa Rosa (0.65), with descending values. The dominant species recorded at the sampling sites were the Prochilodontidae family, with a total of 990 specimens, followed by the Curimatidae family with a total of 209, the Erythrinidae with 114, and the families with the fewest species were Anostomidae with 17, while the Gobiidae family recorded 1 specimen.

**Keywords:** cyclic loading; stiffness; ductility; energy dissipation.



Check for updates

**Cita:** Ortega García, Á. G., & Nieto-Cárdenas, X. (2025). Ensayos Cíclicos de Conexiones Viga-Columna en Acero Conformado en Frio con elementos de sección cuadrada. Green World Journal, 08(03), 314. <https://doi.org/10.53313/gwj83314>

**Received:** 20/October /2025

**Accepted:** 25/November /2025

**Published:** 30/November /2025

Prof. Carlos Mestanza-Ramón, PhD.  
Editor-in-Chief / CaMeRa Editorial  
[editor@greenworldjournal.com](mailto:editor@greenworldjournal.com)

**Editor's note:** CaMeRa remains neutral with respect to legal claims resulting from published content. The responsibility for published information rests entirely with the authors.



© 2025 CaMeRa license, Green World Journal. This article is an open access document distributed under the terms and conditions of the license.

Creative Commons Attribution (CC BY).  
<http://creativecommons.org/licenses/by/4.0>

## 1. Introducción

La construcción liviana con acero conformado en frío (CFS, *Cold-Formed Steel*) ha ganado relevancia en el Ecuador por su bajo peso, rapidez de montaje y eficiencia de materiales. Sin embargo, en zonas sísmicas, el desempeño estructural no depende solo de la resistencia de los perfiles, sino principalmente del detalle constructivo de la unión viga-columna. En perfiles delgados, pequeñas variaciones de armado o imperfecciones pueden activar modos de pandeo local, distorsional o aplastamiento, generando fallas frágiles cuando la rótula plástica se forma en zonas no deseadas [1][2].

Estudios recientes han demostrado que la incorporación de labios rigidizadores y refuerzos locales (ángulos o placas) puede mejorar la estabilidad y la disipación de energía, aunque con riesgo de pérdida de ductilidad si el refuerzo invade la zona plástica. Investigaciones como las de Wrzesien et al. (2019) y McCrum et al. (2019) [3], evidenciaron que las conexiones atornilladas con mayor rigidez reducen la capacidad de deformación cíclica, mientras que Fahmy et al. (2024) [4] mostraron que los refuerzos incrementan la resistencia, pero acortan la meseta plástica por activación de tensiones de pelado. Aminuddin et al. (2025) [5] confirmaron que el aumento de peralte y la presencia de labios rigidizadores favorecen la estabilidad local siempre que el refuerzo se mantenga fuera de la rótula.

En los últimos años, también se han desarrollado propuestas de conexiones pre-ingenierizadas que buscan mejorar el comportamiento estructural de uniones tubulares en CFS. Un ejemplo relevante es el estudio de Wang et al. (2022) [7], en el que se evaluaron experimentalmente nuevas configuraciones con secciones tubulares y uniones remachadas. Sus resultados mostraron que ciertos ajustes en el espesor de los elementos o en el número de remaches pueden traducirse en aumentos importantes de rigidez inicial, capacidad resistente y control del modo de falla, aportando criterios útiles para el diseño de uniones delgadas sujetas a demandas sísmicas.

En la práctica local, las conexiones de CFS se fabrican con soldadura manual SMAW y electrodo E6011, procedimiento económico, pero con alta variabilidad en calor aportado y tamaño de filete, lo que introduce incertidumbre en su comportamiento sísmico. Esto resalta la necesidad de contar con evidencia experimental representativa de las condiciones de obra.

El presente estudio aborda esa brecha mediante una campaña experimental sobre seis sub-ensambles viga-columna soldados con E6011, comparando tres tipologías: tubo cuadrado 100×100×2mm (Grupo A), caja con labios 100×50×15×2mm (Grupo B) y caja 125×50×15×2mm (Grupo C), cada una en versión base (CF) y reforzada (CFa) con ángulo en la unión. Se aplicó un protocolo cuasiestático inspirado en FEMA 461[8] y se evaluaron momento de fluencia, rigidez inicial, ductilidad rotacional, energía disipada y modo de falla. El objetivo de este estudio es evaluar experimentalmente el comportamiento cíclico de conexiones viga-columna en acero conformado en frío soldadas con E6011, comparando el efecto del peralte, los labios rigidizadores y la incorporación de refuerzos locales sobre la resistencia, ductilidad y energía disipada.

## 2. Materiales y métodos

### 2.1 Programa experimental

La investigación se desarrolló con un **enfoque experimental y comparativo**, orientado a cotejar el comportamiento de conexiones viga-columna de acero conformadas al frío (CFS) soldadas con electrodo E6011, representativas de la práctica local. Wrzesien et al. (2019) [3] y Aminuddin et al. (2025) [5] describen metodologías de sub-ensamble similares en marcos CFS, con ensayos cíclicos comparativos. Se ensayaron seis especímenes distribuidos en tres grupos geométricos (Tabla 1).

Los especímenes se armaron siguiendo procedimientos habituales de obra en su fabricación. La soldadura SMAW E6011 se ejecutó con cordones de filete continuo de  $a = 3\text{mm}$  en la zona crítica y alternado en el resto. Antes de los ensayos se verificaron dimensiones, alineación y continuidad de soldadura bajo los planos entregados (Fig. 1). Siguiendo criterios semejantes a los aplicados por Fahmy

et al. (2024) [4] y Hanna et al. (2018) [1], quienes documentan preparación y control dimensional previo a los ensayos de uniones CFS.

Tabla 1. Esquema general de las configuraciones ensayadas

Grupo	Sección viga (mm)	Tipo	Refuerzo	Espesor columna (mm)	Espesor viga (mm)
A	100×100	Cuadrado	Sin/Con ángulo	3	2
B	100×50×15	Caja con labios	Sin/Con ángulo	3	2
C	125×50×15	Caja con labios	Sin/Con ángulo	3	2

El montaje se realizó sobre un marco HEB 160 con **empotramiento rígido** en la cara de columna y **sistema de alza regulable** con bridas y separadores para eliminar holguras (Fig. 3). Se emplearon guías laterales para evitar pandeo lateral-torsional, permitiendo el deslizamiento longitudinal sin interferir con la rotación. Se verificó visualmente que las guías **no modificaron el brazo** ni introdujeran momentos parásitos. (Fig. 2b), siguiendo configuraciones de montaje con control de pandeo y empotramiento rígido descritas por Ye et al. (2019) [9] y Mojtabaei et al. (2021) [10].

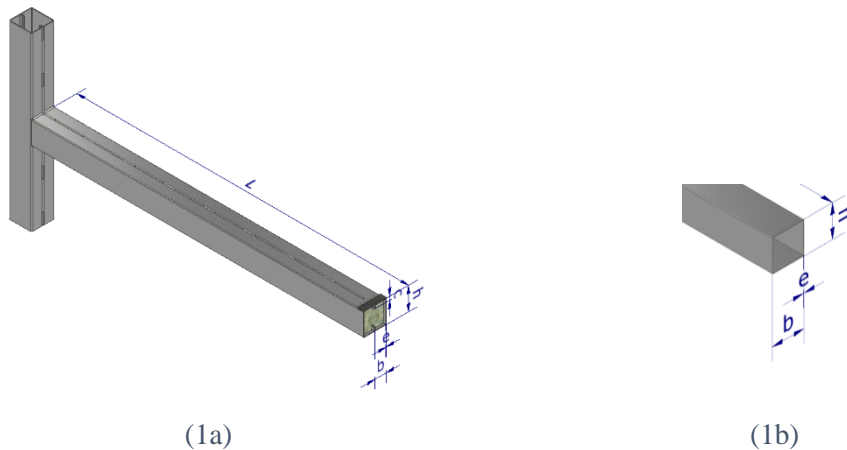


Figura 1: (1a) Caja con labios, unión con soldadura manual; (1b) caja sin labios, soldada de fábrica.

El **brazo efectivo L** se midió entre la cara de la columna y la línea de carga del actuador, con valores promedio:

CF1: 1.445 m.– CFa1: 1.45 m. CF2: 1.44 m. – CFa2: 1.45 m. CF3: 1.42 m.– CFa3: 1.425 m

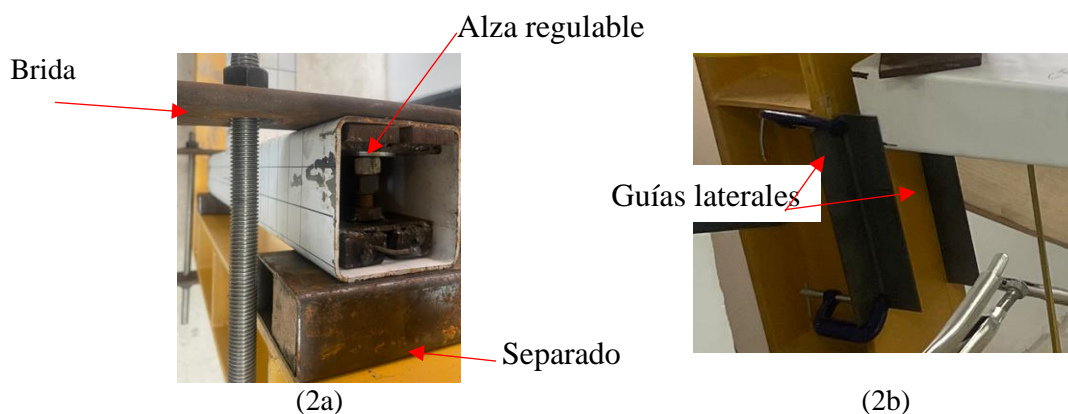


Figura 2: (2a) Sistema de empotramiento, (2b) Control del PLT

## 2.2 Protocolo de carga y mediciones

El ensayo se efectuó bajo un protocolo cíclico unidireccional escalonado con retorno a cero (0→200→0→400→0→600→0→800→0...psi), mediante un actuador hidráulico ENERPAC conectado a un manómetro analógico.

Cada nivel de presión se mantuvo 10–15 s para estabilizar lecturas e inspeccionar deformaciones visibles como abollamientos, pliegues o desgarros. El proceso se repitió hasta observar degradación sostenida o falla local, definida por caída de resistencia  $\geq 20\%$ , de acuerdo con FEMA 461 (2007) [8], que establece el protocolo de carga cíclica escalonada y criterio de falla

El desplazamiento se midió con regla graduada acoplada al actuador y los datos de carga se convirtieron a fuerza y momento mediante:

$$F \text{ [kN]} = 0.00349 P \text{ [psi];} \quad M = F \cdot L; \quad \theta = \delta / L$$

Las incertidumbres de medición se mantuvieron dentro de  $\pm 3\%$ .

Pouladi et al. (2019) [11] y Li & Young (2022) [12] [15] emplearon formulaciones equivalentes para cálculo de  $M-\theta$  y control de incertidumbre experimental.

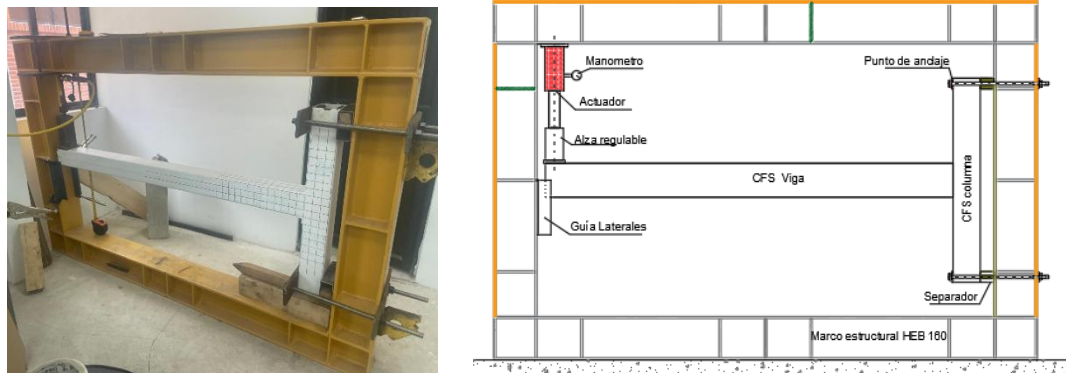


Figura 3. Pórtico de pruebas

## 2.3 Parámetros evaluados

La fuerza aplicada ( $F$ ) se obtuvo multiplicando la presión registrada por el área efectiva del pistón ( $\alpha = 506.7 \text{ mm}^2$ ).

El **momento** se calculó como  $M = F \cdot L$ , siendo  $L$  el brazo medido para cada probeta, y la **rotación equivalente** como  $\theta = \delta / L$ . ( $\delta$  es el desplazamiento del espécimen frente a la carga del actuador).

Con los datos de Carga–Desplazamiento se obtuvo Momento–Rotación se calcularon los parámetros:

- **Momento de fluencia** ( $M_y$ ) por el método offset 0.2%
- **Rotación de fluencia** ( $\theta_y$ ) y **Rotación máxima** ( $\theta_u$ )
- **Ductilidad rotacional** ( $\mu_\theta = \theta_u / \theta_y$ )
- **Energía disipada** ( $E_D$ ) área integrada bajo la curva  $M-\theta$  en sentido positivo.
- **Rigidez inicial** ( $k_i$ ): a partir de la pendiente elástica.

Los resultados se expresaron en unidades SI (kN, mm, rad, kN·m) y se analizaron comparativamente entre grupos identificando efectos del peralte, los labios rigidizadores y el refuerzo. Ye et al. (2020) [13]

y Bagheri Sabbagh et al. (2022) [12] definen estos mismos parámetros ( $M_y$ ,  $\theta_y$ ,  $\mu_\theta$ ,  $E_D$ ,  $k_i$ ) para evaluar comportamiento cíclico y ductilidad en conexiones CFS.

#### 2.4 Criterios de terminación y confiabilidad.

Se validó la **repetibilidad** mediante chequeos de cero antes, durante y después del ensayo, confirmando la confiabilidad de las mediciones.

Aunque el protocolo no incluye ciclos reversibles, los resultados permiten evaluar tendencias de rigidez, ductilidad y disipación en condiciones cíclicas equivalentes.

Cada ensayo concluyo cuando:

- La resistencia cayo a  $\leq 0.8 M_{max}$ .
- Se produjo daño local critico como pandeo, desgarro, fractura en la zona de unión.

En todos los casos, el actuador hidráulico alcanzo la presión programada, verificándose que la terminación del ensayo correspondió al fallo del espécimen y o a una limitación del equipo. FEMA 461 [8] define la condición de falla por  $\geq 20\%$  degradación, y Ye et al. (2019) [9] reportan criterios de terminación equivalentes basados en  $M/M_{max} = 0.8$ .

### 3. Resultados

#### 3.1 Grupo A – CFS 100x100x2mm

El Grupo A, estuvo conformado por conexiones fabricadas con perfiles CFS de 100x100mm (2mm vigas, 3mm columnas). Las probetas para este grupo se las denomina CF1, CFa1, esta última con el ángulo de refuerzo soldado en la unión. El espécimen **CF1** sin refuerzo, desarrolló un desempeño dúctil y estable con una rotación máxima de  $\theta_u = 0.0774 \text{ rad.}$  y una ductilidad rotacional de  $\mu_\theta = 4.75$ , con una energía disipada acumulada de  $E_D = 0.32 \text{ kN}\cdot\text{m}$ . El modo de falla fue por desgarramiento en la zona de la esquina de la unión.

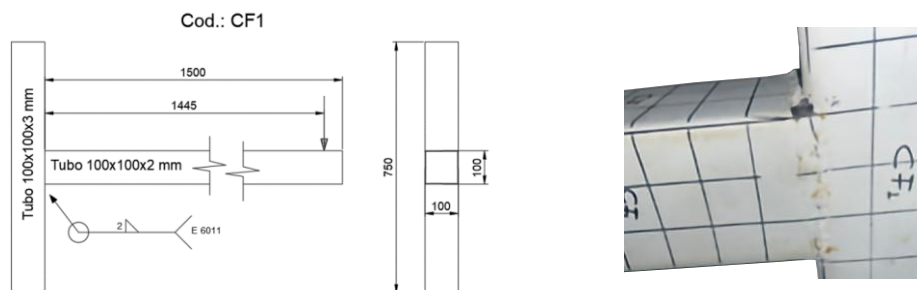


Figura 4. Modo de falla por desgarramiento de CF1

**CFa1** mostró un **incremento moderado de resistencia** respecto a CF1 ( $M_y=4.02 \text{ kN}\cdot\text{m}$ ;  $\Delta \approx +18.8\%$ ) y una **mejora de rigidez inicial** ( $k_i \Delta \approx +23.6\%$ ), a costa de una **reducción de la rotación máxima** ( $\Delta \approx -16.4\%$ ), de la **ductilidad** ( $\mu_\theta=3.08$ ;  $\Delta \approx -35.2\%$ ) y de la **energía** ( $E_D=0.30 \text{ kN}\cdot\text{m}$ ;  $\Delta \approx -6.3\%$ ). El **modo de falla** fue **pandeo local** en la vecindad del nudo.

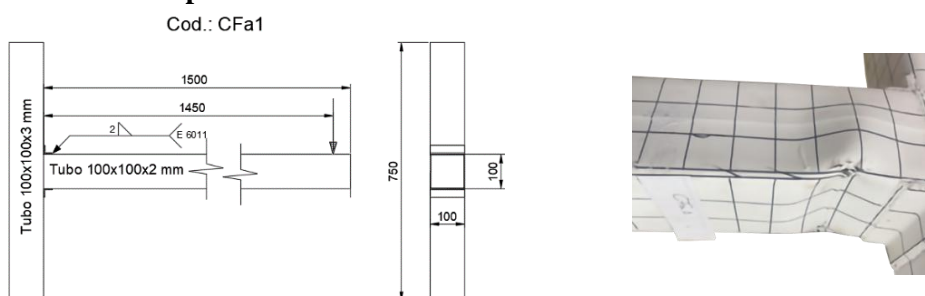


Figura 5. Modo de falla por pandeo local de CFa1

Tabla 2. Resultados comparativos del Grupo A - CFS 100x100.

Probeta	$M_y$ [kN·m]	$\theta_u$ [rad]	$\mu_\theta$	$E_D$ [kN·m]	$\mu_E$	$k_i$ [kN· $\frac{m}{rad}$ ]
CF1	3.38	0.077	4.75	0.32	11.6	237
CFa1	4.02	0.065	3.08	0.30	51	293

El refuerzo incrementó la resistencia y la rigidez, aunque penalizó la capacidad de deformación y la energía disipada, por lo que su empleo debe dosificarse cuando se prioriza un comportamiento histórico estable.

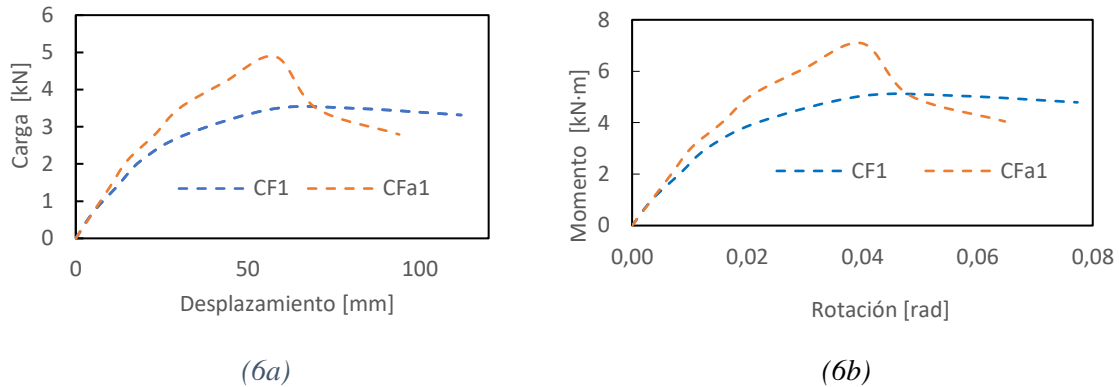


Figura 6.: (6a) Diagrama Carga-Desplazamiento; (6b) Diagrama Momento-Rotación.

Grupo	$\Delta M_y$ (%)	$\Delta \mu_\theta$ (%)	$\Delta E_D$ (%)	$\Delta k_i$ (%)
A – CFS 100 (CF1 → CFa1)	+18.8	-35.2	-6.3	+23.6

En el **Grupo A (CFS 100)** el refuerzo aporta un **incremento marginal** de resistencia ( $\Delta M_y = +18.9\%$ ) y rigidez ( $\Delta k_i = +23.6\%$ ), a costa de una **pérdida relevante de ductilidad** ( $\Delta \mu_\theta = -35.2\%$ ) y **ligera reducción** de energía ( $\Delta E_D = -6.3\%$ ).

### 3.2 Grupo B – CFS 100x50x15

Las conexiones del Grupo B fueron fabricadas con dos perfiles con labios rigidizadores de 100x50x15 (2mm vigas y 3mm columna) que conformaron una sección tipo cajón. Los especímenes ensayados en este grupo son CF2, CFa2.

**La conexión CF2 sin refuerzo**, alcanzó un equilibrio entre ductilidad ( $\mu_\theta=3.20$ ) y energía disipada ( $E_D=0.29$  kN·m), superando en estabilidad histerética a las probetas CF1 del Grupo A. Esto indica que los labios rigidizadores mejoran el comportamiento post-pico. El **modo de falla** observado fue **pandeo local**, deformando los labios de la columna.

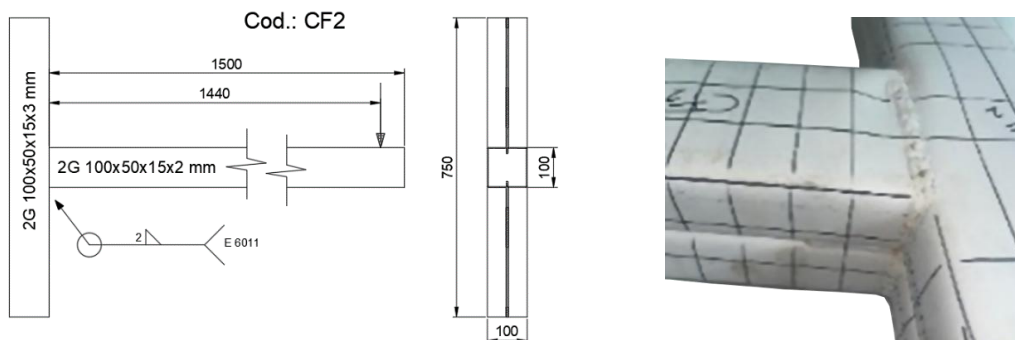


Figura 7. Modo de falla por pandeo local de CF2.

La conexión CFa2 con refuerzo de un ángulo, presentó la **mejor combinación entre resistencia y ductilidad** dentro del grupo ( $M_y = 4.64 \text{ kN}\cdot\text{m}$ ;  $\mu_\theta = 3.64$ ), y un **aumento** considerable de rigidez inicial ( $\Delta k_i \approx +36.3\%$ ). Las curvas históricas fueron estables. Este balance lo convierte en el espécimen más competitivo del Grupo B desde la perspectiva de **diseño por capacidad**. La falla observada fue mixta, **por pandeo local en el paramento de la viga con desgarro del cordón y del ala del refuerzo** en la vecindad del nudo.

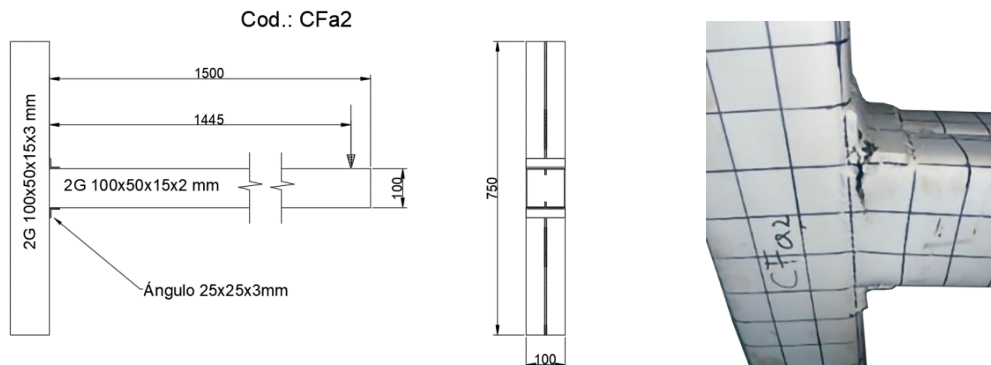


Figura 8. Modo de falla por pandeo local y desgarro de CFa2.

Tabla 3. Resultados comparativos del Grupo B - CFS 100x50x15

Probeta	$M_y$ [kN·m]	$\theta_u$ [rad]	$\mu_\theta$	$E_D$ [kN·m]	$\mu_E$	$k_i$ [kN· $\frac{m}{rad}$ ]
CF2	4.16	0.068	3.20	0.29	6.46	215
CFa2	4.64	0.065	3.64	0.32	7.72	293

El refuerzo en el Grupo B mejoró todas las variables principales, manteniendo ductilidad y disipación equilibradas, lo que lo convierte en el detalle más eficiente para diseño por capacidad.

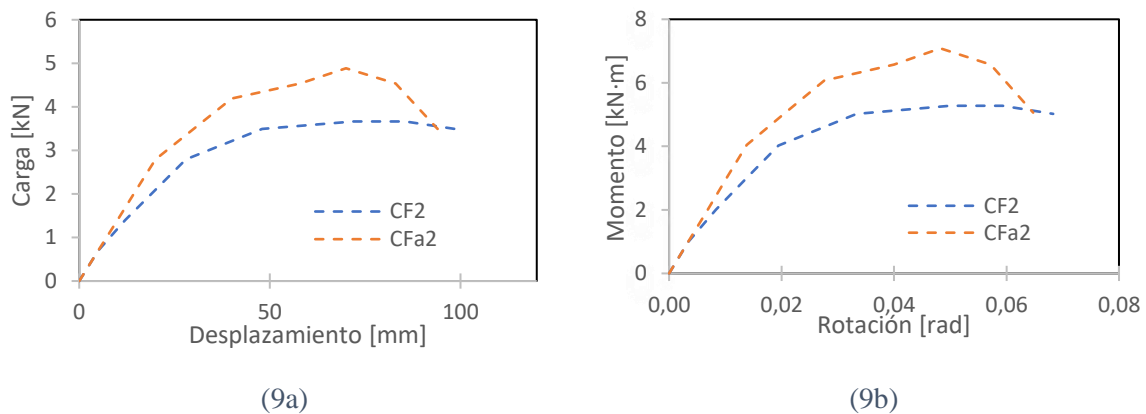


Figura 9. :(9a) Diagrama Momento-Rotación; (9b) Diagrama Carga-Desplazamiento

Grupo	$\Delta M_y$ (%)	$\Delta \mu_\theta$ (%)	$\Delta E_D$ (%)	$\Delta k_i$ (%)
B – CFS 100 (CF2 → CFa2)	+11.54	+13.75	+10.80	+36.28

En el **Grupo B (caja 2G100x50x15)** se observa el **mejor equilibrio**: el refuerzo tiene leve incremento la **resistencia (+11.5%)** y la **energía disipada (+10.8%)**, **sin** penalizar la ductilidad (+13.8%) y con significativa rigidez (+36.3%).

3.3 Grupo C – CFS 125x50x15x2mm

El Grupo C estuvo conformado por conexiones tipo cajón de acero conformado en frío con labios rigidizadores, utilizando dos correas G de 125×50×15 en 2mm vigas y 3mm columna, Los especímenes fueron CF3, CFa3.

La conexión CF3 sin refuerzo adicional mostró una mayor ductilidad rotacional ( $\mu_{\theta}=5.74$ ) lo que evidencia su capacidad de mantener deformaciones plásticas significativas antes de la falla y un elevado factor de disipación de energía ( $\mu_E=7.72$ ), Estos valores superaron a las configuraciones base de los Grupos A y B, confirmando que el mayor peralte favorece la capacidad de deformación plástica. El modo de falla es de pandeo local en la vecindad del nodo.

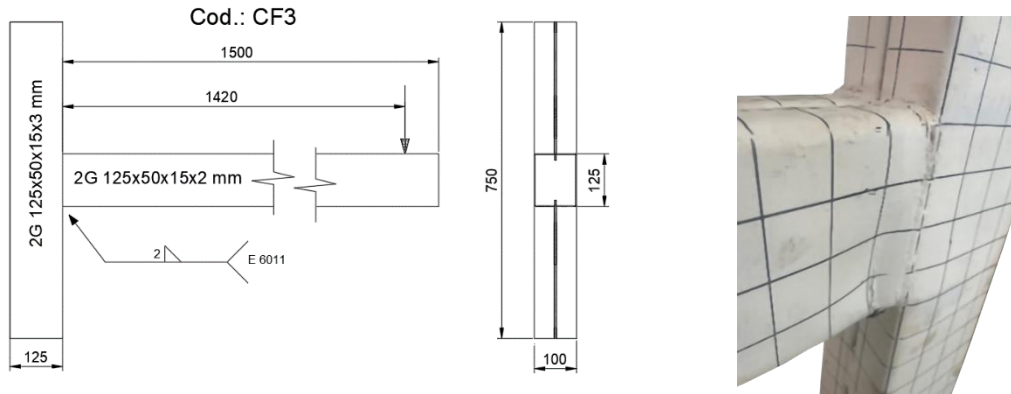


Figura 10. Modo de falla pandeo local de CF3.

La conexión CFa3 con refuerzo en ángulo, registró una resistencia ( $M_y=6.54$  kN·m) y una disipación energética ( $E_D =0.48$  kN·m), aunque con una reducción de ductilidad a  $\mu_{\theta}=3.68$  (−35.9 %) y una leve disminución de rigidez (−3.1 %). Su daño observado corresponde a falla mixta por pandeo local dominante con **desgarro** en la zona de la soldadura/HAZ y en el ala del ángulo.

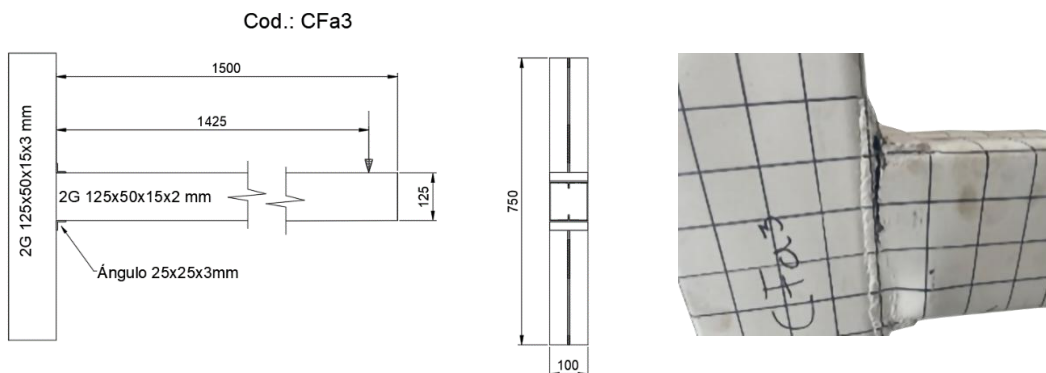


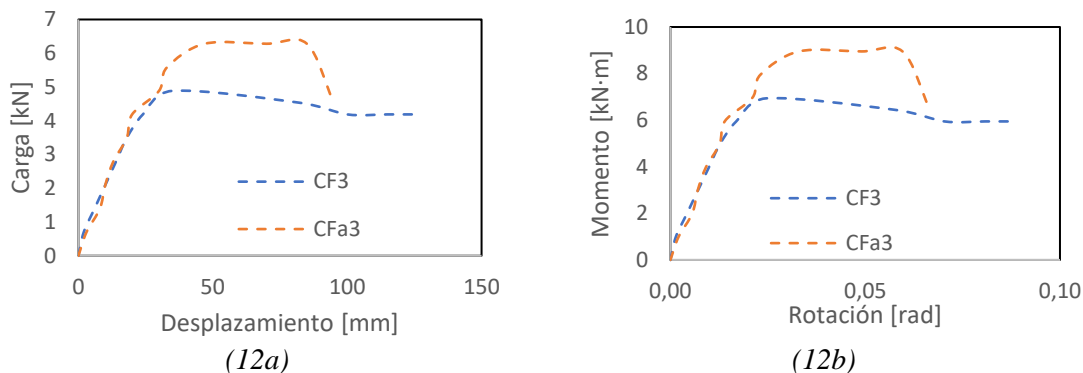
Figura 11. Modo de falla por pandeo local de CFa3.

Tabla 4. Resultados comparativos del Grupo C - CFS 125x50x15x2

Probeta	$M_y$ [kN·m]	$\theta_u$ [rad]	$\mu_{\theta}$	$E_D$ [kN · m]	$\mu_E$	$k_i$ [kN · $\frac{m}{rad}$ ]
CF3	5.57	0.088	5.74	0.33	7.70	419
CFa3	6.54	0.067	3.68	0.48	8.05	406

El aumento del peralte mejora la resistencia y la disipación de energía. No obstante, un diseño inadecuado de refuerzos excesivamente rígido puede acortar la fase plástica y reducir la ductilidad disponible.

Figura 12. :(12a) Diagrama Carga-Desplazamiento; (12b) Diagrama Momento-Rotación



Grupo	$\Delta M_y$ (%)	$\Delta \mu_\theta$ (%)	$\Delta E_D$ (%)	$\Delta k_i$ (%)
C - CFS 125 (CF3 → CFa3)	+17.41	-35.89	+45.43	-3.10

En el **Grupo C (caja 125×50×15)** el refuerzo produce un incremento de resistencia (+17.4%) y **energía** (+45.4%), pero con una reducción de ductilidad (-35.9%) y una de rigidez inicial (-3.1%), lo que indica una activación temprana de **modos locales** e inestabilidades que acortan la meseta plástica.

### 3.4 Comparación entre conexiones reforzadas y no reforzadas

Del total de seis **especímenes ensayados**, tres incorporaron refuerzos adicionales en las uniones y tres correspondieron a configuraciones base sin refuerzo, acoplados mediante soldadura manual de arco con E6011. El análisis comparativo muestra tendencias claras:

- **Conexiones sin refuerzo (CF1, CF2, CF3):** ofrecieron un desempeño más equilibrado, con ductilidad elevada y curvas históricas estables. La probeta CF3 destacó como la mejor del programa, alcanzando la mayor deformación inelástica y disipación de energía sostenida.
- **Conexiones reforzadas (CFa1, CFa2, CFa3):** incrementaron resistencia y rigidez, pero en la mayoría de los casos lo hicieron en quebranto de la ductilidad. En particular, se observaron respuestas **más frágiles** cuando la rigidez local del refuerzo concentró las deformaciones en zonas reducidas, acelerando **pandeo local** y **desgarros** en filetes de soldadura

Tabla 5. Resumen de los parámetros mecánicos de todos los especímenes.

Probeta	Grupo	$M_y$ [kN·m]	$\mu_\theta$ (ductilidad)	$E_D$ [kN·m]	$k_i$ [kN·m/rad]
CF1	A - CFS 100	3.38	4.75	0.32	237
CFa1	A - CFS 100	4.02	3.08	0.30	293
CF2	B - CFS 100	4.16	3.20	0.29	215
CFa2	B - CFS 100	4.64	3.64	0.32	293
CF3	C - CFS 125	5.57	5.74	0.33	419
CFa3	C - CFS 125	6.54	3.68	0.48	406

### 3.5 Comparación con literatura

En este estudio el refuerzo elevó la **resistencia** y la **energía**, con un costo variable en **ductilidad**, según tipología. En **caja conformada con 2G 100×50×15 (Grupo B)**, la variante reforzada (**CFa2**) aumentó

$M_y \approx +11.5\%$  y  $E_D \approx +10.8\%$  sin penalizar  $\mu_\theta \approx +13.7\%$ ; en caja 2G 125×50×15 (Grupo C), el refuerzo (CFa3) produjo un salto mayor en  $M_y \approx +17.4\%$  y en  $E_D \approx +45.4\%$ , pero con **pérdida significativa de ductilidad**  $\mu_\theta \approx -35.9\%$ .

Este comportamiento concuerda con lo reportado por Fahmy et al. (2024) [4], quienes reportaron que los refuerzos aumentan la capacidad, pero acortan la zona plástica, debido a la activación de modos locales y **tensiones de pelado** en el borde soldado. De manera similar, **Wrzesien et al. (2019)** y **McCrum et al. (2019)** [3] evidenciaron que las uniones atornilladas con mayor rigidez reducen la capacidad de deformación cíclica, un comportamiento comparable al observado en los especímenes CFa2 y CFa3 del presente estudio.

**Geometría: peralte y labios rigidizadores.** Frente al perfil cuadrado (Grupo A), las cajas con labios (Grupos B y C) mostraron histéresis más estables y mejor post-pico. Además, la variante sin refuerzo de mayor peralte (CF3) alcanzó la ductilidad máxima del conjunto ( $\mu_\theta = 5.74$ ). Este comportamiento coincide con los hallazgos de **McCrum et al. (2019)** [3] y **Aminuddin et al. (2025)** [5], quienes observaron que un mayor peralte y la presencia de labios rigidizadores mejoran la estabilidad local y la disipación de energía, siempre que el refuerzo no invada la zona plástica. Los resultados de este trabajo confirman que el detalle geométrico de la unión gobierna la **capacidad de disipación** y la **estabilidad cíclica**, y que el incremento de peralte favorece la deformación plástica cuando la zona crítica no se rigidiza en exceso.

**Modos de falla observados.** El modo de falla predominante fue el **pandeo local** cerca del nudo; en las variantes reforzadas (CFa2, CFa3) se observó un **modo mixto**, combinando pandeo local con desgarro en la zona afectada por el calor (HAZ) y en el ala del ángulo. Este mecanismo coincide con las observaciones Fahmy et al. (2024) [4], Aminuddin et al. (2025) [5] y Hanna et al. (2018) [1], quienes reportaron que el confinamiento del refuerzo o la falta de arriostre lateral pueden inducir al desprendimiento del cordón y fracturas progresivas si el detalle invade la rótula plástica. Los resultados de este trabajo refuerzan la conveniencia de **concentrar la rótula plástica en la viga** y **dosificar el refuerzo** (empleando terminaciones redondeadas y separación mínima de  $\approx 1$  a la cara de columna), en coherencia con el diseño por capacidad recomendado por **AISC 341/358**[14][15] y estudios previos de Wang et al. [6] y El-Hadary et al. (2022) [16].

**Alcance de las comparaciones.** Las referencias consultadas emplean uniones atornilladas y, en varios casos, ensayos monotónicos o sub-ensambles (SAFT), mientras que aquí se evaluaron conexiones soldadas (E6011) bajo carga cíclica escalonada inspirada por en **FEMA 461 (2007)** [8] y con formulaciones equivalentes a las reportadas por **Pouladi et al. (2019)** [11]. Por ello, las comparaciones numéricas deben interpretarse como tendencias generales ( $\uparrow$ resistencia,  $\uparrow$  energía,  $\downarrow$  ductilidad al rigidizar la rótula) más que equivalencias numéricas directas como lo señalan los estudios de **Hanna et al. (2018)** [1] y **Ye et al. (2019)** [9].

Tabla 6. Comparación de resultados de este estudio con investigaciones previas.

Estudio	Ensayo Unión	/ Resistencia [unidad]	Ductilidad	Energía disipada	Modo de falla / Observaciones
Este trabajo (Ortega, 2025)	Cíclico-unidireccional escalonado; CFS soldadas (E6011)	Momento $M_y$ [kN·m]: CF3=5.57; CFa3=6.54 (máx.)	Rotacional $\mu_\theta=5.74$ –3.68	$E_D=0.328$ –0.477 kN·m	Pandeo local; en reforzadas modo mixto (pandeo + desgarro en cordón/HAZ y ala del ángulo)
Fahmy et al., 2024 (Egipto)	Monotónico; conexión I armada con placas/ángulos	Momento [kN·m]: 29.6–50 (según configuración)	No reporta $\mu$ explícita (limitada por pandeo)	Moderada; depende de placas	Abollamiento/pandeo de placas; falla local de uniones

McCrum et al., 2019 (Irlanda/NZ)	Cíclico; marcos atornillados (NTBH/PTBH)	CFS	Fuerza global [kN]: ~107 (marco C30025) – no comparable directo en kN·m	Ductilidad de marco (no rotacional de unión)	NTBH ↑ disipación (~+22.6% vs PTBH); histéresis estables	Pandeo local en columnas; fractura en pliegues; respuesta global significativa del marco
Aminuddin et al., 2025 (Indonesia)	SAFT monotónico; gusset rectangular top-seat	/	Fuerza [kN]: RG 70–88; RGFC 102–119 – no comparable directo en kN·m	No reporta $\mu$	Aumento de rigidez; reducción de deformación	LTB (pandeo lateral–torsional), aplastamiento en agujeros; falla de ángulo

Los resultados experimentales obtenidos se alinean con las tendencias reportadas en la literatura internacional, confirmando que el refuerzo incrementa la capacidad resistente y la disipación de energía, a costa de una reducción parcial de la ductilidad rotacional, especialmente cuando el labio rigidizador y el refuerzo angular limita la plasticidad en la zona de unión de los elementos.

## 4. Discusión

### 4.1 Influencia de la geometría y tipología estructural

Los resultados confirman que la **geometría de la sección** y la **configuración de la conexión** determinan la respuesta sísmica del acero conformado en frío (CFS).

El **aumento del peralte** y la **presencia de labios rigidizadores** incrementan la rigidez inicial y la capacidad de disipar energía, lo que concuerda con los hallazgos de Wrzesien et al. (2019) [3] y Aminuddin et al. (2025) [5].

El **Grupo C entregó mejor desempeño global, asociado al de mayor peralte del alma que retrasa el pandeo local y amplía la zona plástica útil.**

El **Grupo A (perfiles 100×100)** mostró menor rigidez y ductilidad, debido a la falta de elementos que confinen el alma.

En cambio, las configuraciones tipo **caja con labios (Grupos B y C)** favorecieron un flujo más uniforme de esfuerzos y una transición gradual hacia el régimen plástico, demostrando su idoneidad estructural para la aplicación sismorresistente.

### 4.2 Efecto de los refuerzos angulares

Los **refuerzos locales mediante ángulos soldados** incrementaron la resistencia promedio entre **+10 % y +60 %**, pero redujeron la ductilidad en torno al 30-36%, especialmente en los especímenes CFa1 y CFa3.

Este comportamiento confirma que los refuerzos rígidos **aumentan la concentración de tensiones en la zona de soldadura**, acortando la etapa plástica.

*Las fallas observadas* —pandeo del alma y desgarro longitudinal del cordón— son consistentes con las reportadas por Fahmy et al. (2024) [4], quien indicó que los refuerzos mejoran la capacidad última, pero penalizan la capacidad rotacional.

En los ensambles reforzados, la **energía disipada** se mantuvo elevada, aunque dominada por la fricción y el endurecimiento local, no por deformación plástica estable.

Esto sugiere que, para aplicaciones sísmicas, la adición de refuerzos debe limitarse a zonas no críticas o combinarse con diseños de mayor longitud de anclaje que eviten la rigidez excesiva.

#### 4.3 Ductilidad y rigidez: balance para diseño sismorresistente

La comparación entre grupos muestra una **tendencia inversa** entre rigidez y ductilidad: a mayor rigidez inicial ( $k_i$ ), menor capacidad de deformación ( $\mu_\theta$ ).

Los especímenes **CF3** y **CFa3** ilustran este fenómeno: el refuerzo experimentó ligera variación, pero redujo la ductilidad en torno al 35.9 %.

Desde el punto de vista del **diseño por capacidad**, el objetivo debe ser equilibrar rigidez suficiente para limitar desplazamientos con ductilidad adecuada para evitar roturas frágiles.

El desempeño de los perfiles tipo **cajón con labios rigidizadores sin refuerzo adicional** (CF2, CF3) fue el más eficiente en ese balance, combinando  $E_D > 0.6$  kN·m con ductilidades mayores ( $\mu_\theta > 3.0$ ), valores adecuados para estructuras livianas en zonas sísmicas moderadas. (Ye et al., 2020) [13]; Bagheri Sabbagh et al., 2022 [12].

#### 4.4 Comparación con literatura

El comportamiento obtenido coincide con lo reportado por diversas investigaciones internacionales:

- **Wrzesien et al. (2019) [3]** observaron que el pandeo local en las uniones es el modo de falla predominante, coincidiendo con este estudio.
- **Fahmy et al. (2024) [4]** demostró que la incorporación de refuerzos tipo cartela mejora la capacidad última, pero reduce la ductilidad, lo cual se corroboró experimentalmente aquí.
- **Aminuddin et al. (2025) [5]** encontró que el empleo de gusset plates y top-seat angles eleva la carga última, pero genera fallas por pandeo y torsión en la viga, análogo al comportamiento observado en CFa3.

Estas coincidencias refuerzan la validez de los resultados y la aplicabilidad de los hallazgos al contexto latinoamericano, donde las conexiones soldadas manualmente son predominantes.

#### 4.5 Implicaciones para la práctica y limitaciones

Los resultados indican que el **uso de perfiles tipo caja con labios rigidizadores** constituye una alternativa viable para edificaciones livianas, siempre que la conexión se mantenga sin refuerzos excesivamente rígidos.

Para condiciones sísmicas, se recomienda favorecer **ductilidad por diseño**, permitiendo rotaciones controladas en la unión viga-columna.

Las limitaciones principales del estudio son:

- a) número reducido de especímenes (n=6);
- b) protocolo cíclico unidireccional sin ciclos reversibles; y
- c) falta de análisis dinámicos o modelación numérica.

Aun así, con estas restricciones, los resultados ofrecen una base experimental válida para calibrar futuras investigaciones y guías de diseño en CFS soldado en América del Sur.

## 5. Conclusión

El desempeño estructural de las conexiones tipo cajón con labios rigidizadores de este estudio presentaron un comportamiento superior al de los perfiles cuadrados convencionales, Este mejor desempeño se reflejó en **mayor resistencia, rigidez inicial y capacidad de disipación de energía**, manteniendo curvas momento–rotación estables hasta el inicio del pandeo local.

La influencia de la geometría con el incremento del peralte y labios en los perfiles tipo caja (125mm) mejoro significativamente la resistencia  $M_y \approx 6.54 \text{ kN}\cdot\text{m}$  y energía disipada más altas  $E_D \approx 0.477 \text{ kN}\cdot\text{m}$ .

Se comprobó que un **mayor peralte favorece la redistribución de esfuerzos** y amplía la capacidad de deformación plástica antes de la falla.

Los refuerzos acoplados incrementaron rigidez y resistencia de las uniones, aunque en varios casos redujeron significativamente la ductilidad rotacional ( $\mu_\theta$ ) entre 30% y 40%, debido a la restricción de la plastificación de la zona de la rótula.

Las configuraciones sin refuerzos adicionales (CF1, CF2, CF3) resultaron un desempeño más estables y confiables para comportamiento sísmico, en comparación con variantes reforzadas como CFa1, CFa3 presentaron **modos de falla más frágiles** por concentración de esfuerzos en la soldadura.

Los resultados demuestran que las conexiones **CF2 y CF3** ofrecen el **mejor equilibrio entre rigidez y ductilidad**, siendo las más adecuadas para estructuras livianas en zonas sísmicas.

Se confirma que los **labios rigidizadores** son más efectivos que los refuerzos rígidos para aumentar la resistencia sin comprometer la deformación.

Los hallazgos respaldan la incorporación de **criterios mínimos de ductilidad y límites de rigidez** en la normativa ecuatoriana de acero liviano.

Futuros estudios deben incluir:

- Ensayos dinámicos que reproduzcan acelerogramas reales.
- Comparación entre diferentes métodos de unión (MIG, TIG, atornilladas).
- Ampliación del rango de espesores, longitudes de anclaje y condiciones de borde.
- Modelación numérica no lineal para validar y extender los hallazgos experimentales.

Estos estudios permitirán definir con mayor precisión los **parámetros de diseño por capacidad en conexiones soldadas de acero conformado en frío**.

**Contribución de autores:** Todos los autores contribuyeron de manera significativa al desarrollo del presente estudio, participando activamente en las diferentes etapas del proceso investigativo, incluyendo la conceptualización, metodología, validación, análisis formal, investigación, provisión de recursos, curaduría de datos, desarrollo experimental, así como la redacción, revisión y edición del manuscrito. De igual manera, participaron en la supervisión y en la administración del proyecto, garantizando un trabajo colaborativo e integral en todas las fases de la investigación.

**Financiamiento:** Los autores declaran que recibieron apoyo financiero para la investigación de este artículo. El proyecto con código PIC5P23-33: “Estudio sismorresistente de viviendas de interés social analizando el rango inelástico de los elementos de lámina delgada” fue financiado mediante convocatoria oficial por la Jefatura de Investigación de la Universidad Católica de Cuenca.

**Conflictos de interés:** Los autores declaran no tener ningún conflicto de intereses.

## Referencias

1. Hanna, M.T.; El-saadawy, M.M. Scholars ' Mine Behavior of Beam to Column Cold-Formed Section Connections Subjected to Bending Moments Behavior of Beam to Column Cold Formed Section. **2018**.
2. Sato, A. Applied Sciences Seismic Design Procedure for Low-Rise Cold-Formed Steel – Special Bolted Moment Frames. **2024**.
3. Mccrum, D.P.; Simon, J.; Grimes, M.; Broderick, B.M.; Lim, J.B.P.; Wrzesien, A.M. Experimental Cyclic Performance of Cold-Formed Steel Bolted Moment Resisting Frames. *Eng. Struct.* **2019**, *181*, 1–14, doi:10.1016/j.engstruct.2018.11.063.
4. Fahmy, A.S.; Swelem, S.M.; Khalifa, K.M. Experimental Investigation on an Innovative Built-up Cold-Formed Steel I-Section Connection. *Alexandria Eng. J.* **2024**, *107*, 698–710, doi:10.1016/j.aej.2024.09.010.
5. Aminuddin, K.M.; Saggaff, A.; Tahir, M.; Firdaus, M. Experimental Study of Cold-Formed Steel Beam-Column Connection with Sub-Assemblage Frame Method. **2025**, *13*, 2647–2656, doi:10.13189/cea.2025.131332.
6. Wang, X.; Liu, F.; Li, X.; Li, T.; Xu, X.; Shui, Z.; Wu, H. Applied Sciences Static Bearing Capacity Investigation of a Novel Prefabricated Light-Steel Beam – Column Connection. **2022**.
7. Wang, H.; Yang, H.; Qian, H.; Chen, D.; Jin, X.; Fan, F. Static Experimental Analysis and Optimization of Innovative Pre-Engineered Tubular Section Beam-Column Connections in Cold-Form Steel Frames. **2022**, *48*, 1–17.
8. FEMA 461 / June 2007. **2007**.
9. Ye, J.; Mohammad, S.; Hajirasouliha, I. Seismic Performance of Cold-Formed Steel Bolted Moment Connections with Bolting Friction-Slip Mechanism. *J. Constr. Steel Res.* **2019**, *156*, 122–136, doi:10.1016/j.jcsr.2019.01.013.
10. Mohammad, S.; Hajirasouliha, I.; Ye, J. Optimisation of Cold-Formed Steel Beams for Best Seismic Performance in Bolted Moment Connections. *J. Constr. Steel Res.* **2021**, *181*, 106621, doi:10.1016/j.jcsr.2021.106621.
11. Pouladi, P.; Ronaldson, J.; Clifton, G.C.; Ingham, J.M.; Wrzesien, A.M.; Lim, J.B.P. Finite-Element Assisted Design of Eaves Joint of Cold-Formed Steel Portal Frames Having Single Channel-Sections. *Structures* **2019**, *20*, 452–464, doi:10.1016/j.istruc.2019.05.009.
12. Bagheri, A.; Jafarifar, N.; Davidson, P.; Ibrahimov, K. Experiments on Cyclic Behaviour of Cold-Formed Steel-Rubberised Concrete Semi-Rigid Moment-Resisting Connections. *Eng. Struct.* **2022**, *271*, 114956, doi:10.1016/j.engstruct.2022.114956.
13. Ye, J.; Mohammad, S.; Hajirasouliha, I.; Pilakoutas, K. Thin-Walled Structures Efficient Design of Cold-Formed Steel Bolted-Moment Connections for Earthquake Resistant Frames. *Thin Walled Struct.* **2020**, *150*, 105926, doi:10.1016/j.tws.2018.12.015.
14. Crisafulli, F.J. Diseño Sismorresistente de Construcciones de Acero. *Marzo* **2018**, 214.
15. McCormac, J.C. *Diseño de Estructuras de Acero*; Alfaomega.; 2012; ISBN 9786077075592.
16. El-hadary, M.R.; El-aghoury, I.M.; Ibrahim, S.A. Behavior of Different Bolted Connection Configurations in Frames Composed of Cold-Formed Sections. *Ain Shams Eng. J.* **2021**, doi:10.1016/j.asej.2021.05.014.



© 2025 by the authors. Submitted for possible open access publication under the terms and conditions of the Creative Commons Attribution (CC BY) license <http://creativecommons.org/licenses/by/4.0/>