



ANÁLISIS DEL COMPORTAMIENTO CÍCLICO DE MUROS DE CLT FABRICADOS CON PINO RADIATA CHILENO

NUMERICAL ANALYSIS OF THE CYCLIC BEHAVIOUR OF CLT WALLS MADE OF CHILEAN RADIATA PINE

Villegas, José ⁽¹⁾*; Valdivieso, Diego ⁽²⁾ ⁽³⁾

⁽¹⁾ Estudiante de Ingeniería Civil. Facultad de Ingeniería. Universidad Andrés Bello. Santiago, Chile

⁽²⁾ Estudiante Doctorado Ing. Civil. Facultad de Ingeniería. Pontificia Universidad Católica de Chile. Santiago, Chile

⁽³⁾ Ingeniero Estructural. Departamento de Ingeniería. Simpson Strong Tie. Santiago, Chile

* Contacto: j.villegasvillarroel@uandresbello.edu

CÓDIGO: 4619731

Resumen

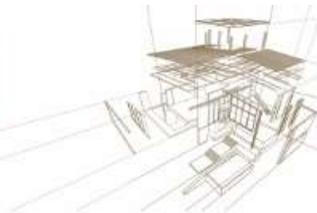
Debido a su alta rigidez en el plano, cuando un muro de CLT es sometido a cargas cíclicas laterales, este tiende a exhibir un comportamiento de cuerpo rígido, por lo que la disipación de energía se concentra en las conexiones que unen el panel a la fundación. En esta investigación, se estudió el comportamiento dinámico no lineal de diferentes configuraciones de muros de CLT mediante simulación numérica en el software OpenSees, considerando que la respuesta no lineal está determinada por las conexiones, por lo cual el panel de CLT se modeló como un elemento elástico. Para representar la respuesta histerética de las conexiones se utilizó el modelo constitutivo SAWS, calibrando los parámetros del modelo con los datos experimentales obtenidos por el Laboratorio de Investigación y Materiales de la Universidad de Santiago de Chile (LIMUS) en ensayos de carga cíclica en probetas de CLT fabricadas con pino radiata chileno representativas de cada tipo de unión. Una vez calibrada la respuesta de las conexiones, se modeló numéricamente configuraciones de muros con diferentes dimensiones, cantidad de conectores y carga gravitacional aplicada sobre el panel; los que fueron ensayados computacionalmente según protocolos de desplazamiento indicados en la norma DIN EN 12512. Finalmente, se analizó la influencia de cada una de las variables controladas sobre las propiedades histeréticas del muro de CLT.

Palabras-clave: Madera contralaminada, Conectores metálicos, Modelación numérica, OpenSees.

Abstract

When a CLT shear wall is subjected to lateral cyclic loads, it tends to exhibit a rigid body behavior due to its high in-plane stiffness, thus the energy dissipation is concentrated in the connections between the panel and the foundation. In this research, the nonlinear dynamic behavior of different configurations of CLT shear walls was studied by means of numerical simulations in the software OpenSees, considering that the nonlinear response is determined by the connections, therefore the CLT panel was modeled like an elastic element. The SAWS constitutive model was used to represent the hysteretic response of each connection, the parameters of the model was calibrated against the data of experimental test of cyclic loads of representative samples of each kind of connection carried out in the Materials Research Laboratory of Civil Engineering Department at Universidad de Santiago de Chile (LIMUS). The samples were made of Chilean radiata pine CLT. Once the response of the connections was calibrated, wall configurations with different dimensions, number of connectors and gravitational load applied above the panel were numerically modeled. These configurations were computationally tested according to the displacement protocols specified in DIN EN 12512. Finally, the influence of each of the controlled variables on the hysteretic properties of the CLT wall was analyzed.

Keywords: Cross-laminated timber, CLT metal connectors, Numerical modelling, OpenSees.



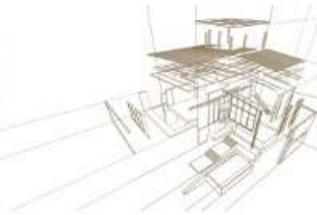
1. INTRODUCCIÓN

La madera contralaminada, también conocida como CLT por sus siglas en inglés (Cross Laminated Timber), es un sistema constructivo que está bien instalado en Europa y Norteamérica, donde se han realizado diversas edificaciones de mediana y gran altura en base a muros y losas de madera contralaminada. Sin embargo, en Chile el CLT es un producto relativamente nuevo, ya que solo se han realizado algunas edificaciones con una altura no superior a los 3 pisos. No obstante, en los últimos años se han estado desarrollando estudios para promover su uso en edificaciones de mediana altura, como por ejemplo los presentados por el grupo CLT Chile (González et al. 2014).

Para poder considerar la madera contralaminada como una alternativa constructiva para edificaciones en Chile, se deben realizar investigaciones para entender de manera más precisa el comportamiento de estos sistemas estructurales cuando se ven sometidos a cargas cíclicas, debido a la alta sismicidad del país. En este sentido, los muros de corte de CLT tienen una gran importancia, ya que estos son los elementos estructurales encargados de resistir las fuerzas laterales causadas por la acción del sismo. A pesar de que se han realizado estudios experimentales y numéricos a nivel mundial para estudiar el comportamiento ante cargas cíclicas de muros de CLT y sus conexiones (Dujic et al. 2006; Popovski et al. 2010; Shen et al. 2013; Aranha et al. 2016; Hummel 2017), se necesita conocer en específico el comportamiento que tendrán los paneles fabricados con pino radiata crecido en Chile, la especie maderera más usada para la construcción en el país, la cual es más blanda y liviana que las especies usadas comúnmente en Europa y Norteamérica (Benedetti et al. 2017). Ante esta necesidad, el Laboratorio de Investigación y Materiales del Departamento de Ingeniería en Obras Civiles de la Universidad de Santiago de Chile (LIMUS) ha llevado a cabo ensayos experimentales de carga cíclica lateral en paneles de CLT a escala real (Pérez et al. 2017), así como en probetas representativas de diferentes tipos de conexiones en muros de CLT (Matus and Salgado 2016). Sin embargo, debido a que estas pruebas son destructivas, se ha podido estudiar una cantidad reducida de configuraciones de muros y conexiones.

Por otro lado, investigaciones realizadas a nivel mundial han demostrado que es factible modelar numéricamente el comportamiento de muros de CLT conociendo sólo la respuesta histerética de sus conexiones, ya que son ellas las que incursionan en el rango inelástico cuando los muros son sometidos a grandes desplazamientos laterales y, por lo tanto, definen la respuesta global del muro (Shen et al. 2013; Aranha et al. 2016; Benedetti et al. 2017; Pozza et al. 2017). La respuesta histerética de las conexiones puede ser estudiada en probetas que representan localmente el comportamiento de la conexión del muro, las que son menos costosas para ser ensayadas.

Bajo este contexto, en este trabajo se estudió el comportamiento no lineal de muros de CLT fabricados con pino radiata chileno mediante simulaciones en el software de elementos finitos OpenSees (McKenna et al. 2000). La respuesta no lineal de las uniones se calibró a partir de las curvas de histéresis de conexiones muro-fundación obtenidas experimentalmente por Matus and Salgado (2016). Con ellas se modeló muros de CLT con diferentes dimensiones, configuración de conexiones y carga gravitacional aplicada sobre el muro, logrando aumentar la cantidad limitada de configuraciones que han podido ser ensayadas experimentalmente por el LIMUS.



2. METODOLOGÍA

La modelación computacional puede ser dividida en dos etapas: modelación a nivel de conexiones y modelación a nivel de muro. La primera tiene como objetivo calibrar los parámetros del modelo constitutivo SAWS (Folz and Filiatrault 2001) para cada tipo de conexión utilizada, a partir de las pruebas experimentales realizadas por Matus and Salgado (2016). Para ello, los ensayos experimentales fueron reproducidos en el software OpenSees y los parámetros del modelo se iteraron hasta lograr una buena representación del fenómeno físico. En la segunda etapa, se modelaron diferentes configuraciones de muro, caracterizando las conexiones como resortes unidireccionales con las propiedades constitutivas obtenidas anteriormente. Los muros modelados fueron sometidos a ensayos virtuales de carga cíclica según norma DIN EN 12512 (CEN 2001).

2.1. Modelación a nivel de conexiones

El programa experimental desarrollado por Matus and Salgado (2016) consideró el estudio de tres tipos de uniones:

- Configuración A: Conexión de corte entre muro de CLT y fundación.
- Configuración B: Conexión de corte entre muro de CLT y losa de CLT.
- Configuración C: Conexión de fuerza axial entre muro de CLT y fundación.

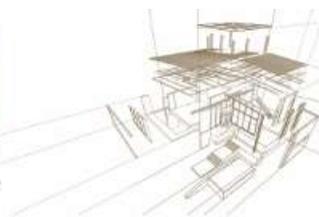
En particular, para este estudio solo se utilizaron los datos de las configuraciones A y C, ya que el objetivo fue estudiar el comportamiento de muros unidos a la fundación.

Las conexiones de corte (configuración A) tienen la función de restringir el deslizamiento del muro de CLT, cuando este se ve sometido a cargas laterales en el plano. Por lo tanto, debe ser capaz de resistir los esfuerzos de corte que se generan en la interfaz muro-fundación.

Las probetas ensayadas estaban formadas por 3 capas de pino radiata crecido en Chile de 35 mm de espesor cada una, con dimensiones de 300 mm de ancho y alto, y un espesor total de 105 mm. Para representar la mayor rigidez de la fundación respecto del muro de CLT, las probetas se unieron a una viga de acero empotrada al piso del laboratorio. Se dispuso conectores en ambas caras del muro, con el fin de obtener una probeta simétrica y evitar inestabilidades fuera del plano al aplicar las cargas laterales. Los conectores de corte utilizados fueron HL55G de Simpson Strong Tie. Para la unión entre el panel de CLT y cada conector metálico se utilizaron 4 tirafondos de 3/8" x 2". Por su parte, la conexión entre la viga de acero y los conectores de corte se realizó con 4 pernos de cabeza hexagonal de 3/8" x 2".

Las conexiones de fuerza axial (configuración C) tienen la función de restringir el volcamiento del muro de CLT cuando se ve sometido a cargas laterales en el plano. Por lo tanto, la principal sollicitación que deben resistir los conectores es la tracción generada en el lado levantado del muro.

Las probetas ensayadas estaban formadas por 3 capas de pino radiata crecido en Chile de 35 mm de espesor cada una, con dimensiones de 600 mm de ancho, 1200 mm de alto, y un espesor total de 105 mm. Para representar la mayor rigidez de la fundación respecto del muro de CLT, la probeta se unió a una viga de acero empotrada al piso del laboratorio LIMUS. Se dispuso conectores en ambos extremos del muro, de modo que, al aplicar una



carga lateral, los conectores del extremo levantado trabajarán en tracción mientras que los del otro extremo estarán comprimidos; de esta forma, al invertir la dirección de la carga también se invertirá el tipo de solicitación en los conectores. Al igual que en la configuración A, se utilizó conectores en las dos caras del panel para evitar inestabilidades fuera del plano del muro.

En la figura 1 se presenta un esquema de ambas probetas: a la izquierda la conexión de corte y a la derecha la conexión de fuerza axial.

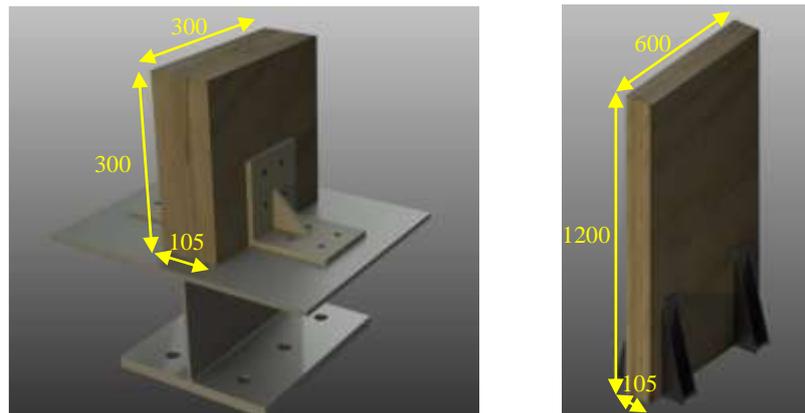


Figura 1: Esquema de probetas ensayadas. Fuente: Matus and Salgado (2016).

Las Figuras 3 y 4 muestran esquemáticamente la modelación numérica de los ensayos experimentales. El modelo constitutivo SAWS usado para representar la respuesta no lineal de las conexiones, requiere de la definición de 10 parámetros que definen la forma de la curva de histéresis (ver Figura 2).

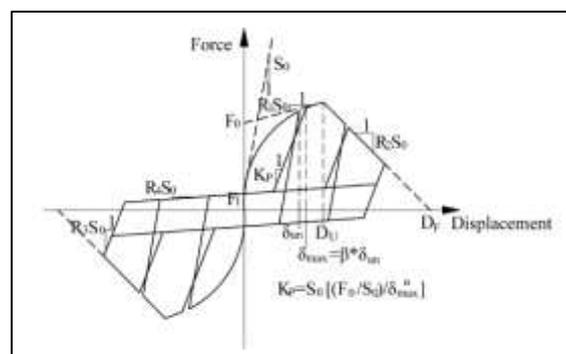
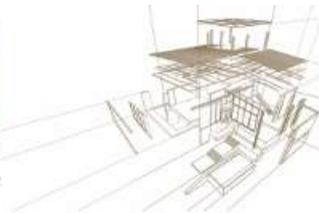


Figura 2: Modelo constitutivo SAWS. Fuente: Shen et al. (2013).

Para lograr una combinación de parámetros que ajuste la respuesta de forma óptima, se desarrolló una metodología de calibración iterativa que compara los resultados numéricos contra los datos obtenidos experimentalmente por Matus and Salgado (2016). Para ello, los modelos numéricos fueron sometidos a los mismos protocolos de desplazamiento que su contraparte experimental. Se testearon diferentes combinaciones de valores, calculando en cada iteración el error cuadrático acumulado:

$$e = \sum_i (F_{exp,i} - F_{num,i})^2 \quad (1)$$



Donde $F_{exp,i}$ y $F_{num,i}$ corresponden a las fuerzas de la curva experimental y numérica para un mismo nivel de desplazamiento i , respectivamente. La mejor combinación de parámetros fue aquella que obtuvo el menor error cuadrático acumulado.

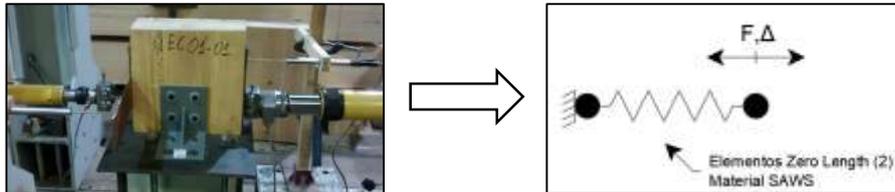


Figura 3: Modelación de las probetas Configuración A.

Para la modelación de las probetas de la configuración C, se debió usar un material auxiliar con alta resistencia en compresión, pero sin resistencia en tracción (material Elastic No-Tension), esto para modelar el contacto entre el muro y la fundación.

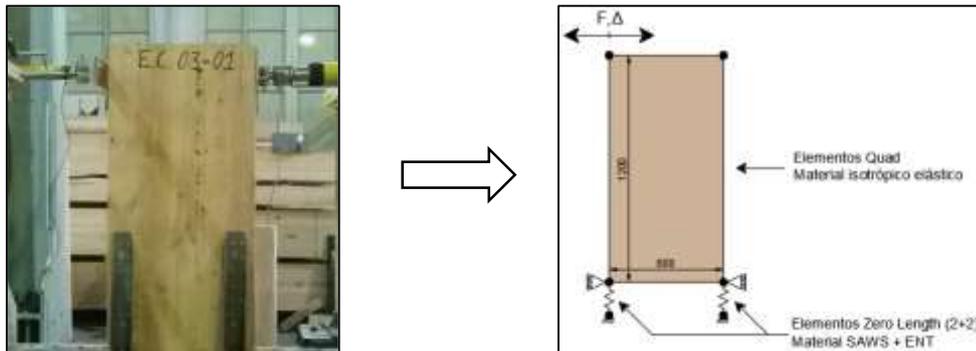


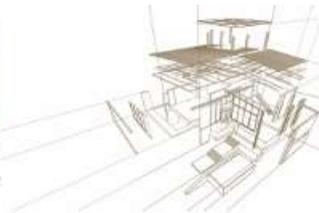
Figura 3: Modelación de las probetas Configuración C.

2.2. Modelación a nivel de muros

Para la modelación de muros se consideró que el panel de CLT se comporta como un elemento lineal elástico, por lo que fue modelado como un elemento tipo Quad con comportamiento lineal isotrópico, definido por un módulo de elasticidad igual a 9000 MPa y un módulo de Poisson de 0,3 según lo usado por Benedetti et al. (2017) para modelar paneles de CLT de pino radiata chileno. Las conexiones se modelaron como resortes unidireccionales con las propiedades histeréticas calibradas anteriormente.

Cada muro fue ensayado virtualmente ante cargas monotónicas y cíclicas, según protocolos de desplazamiento definidos en la norma DIN EN 12512. Los desplazamientos fueron aplicados en el nodo superior derecho del panel. Para estudiar el efecto que tiene la carga gravitacional aplicada sobre el panel, se aplicó una carga distribuida a ciertas configuraciones de muro.

En total se ensayaron 9 configuraciones de muro, todos con la misma altura (2400 mm) pero con largos de paneles variable, de modo de poder analizar la influencia que la relación de aspecto tiene sobre el comportamiento del muro. Además, se ensayaron muros con distintas cantidades de conectores de corte y también se aplicó cargas verticales de 10 kN/m y 20 kN/m a algunas configuraciones.



Para identificar cada configuración ensayada, se les asoció una etiqueta o *Tag* definida de la siguiente forma:

$$L - N \text{ HD} - M \text{ AB} - G$$

Donde L es el largo del panel, N y M representan la cantidad de conectores tipo *hold-down* (conexiones de fuerza axial) y *angle bracket* (conexiones de corte), respectivamente, y G es la carga gravitacional aplicada sobre el panel en kN/m.

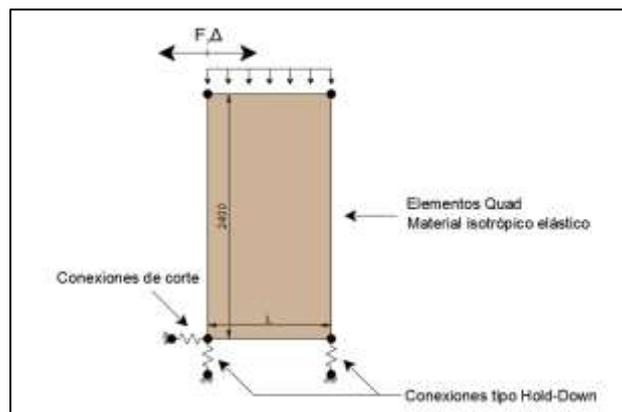


Figura 4: Modelación numérica a nivel de muros.

3. RESULTADOS

3.1. Calibración de conexiones

Mediante el procedimiento descrito en la sección 2.1, se calibró los parámetros del modelo SAWS para cada una de las probetas ensayadas experimentalmente (3 de cada configuración). Los resultados obtenidos fueron comparados con su contraparte experimental para validar la modelación de las conexiones; en particular, se comparó la energía disipada (área bajo las curvas de histéresis) acumulada en cada ciclo.

La figura 5 muestra las curvas de histéresis experimentales y numéricas de las probetas A1 y C1. Se puede notar que el modelo SAWS logró reproducir con bastante precisión la respuesta experimental. Sin embargo, en las probetas tipo A se observó una leve asimetría entre las zonas de desplazamiento positivo y negativo, la que no pudo ser emulada por el modelo numérico debido a que este solo puede generar curvas simétricas. La Figura 6 muestra la energía disipada acumulada en cada ciclo, evidenciando una buena correlación entre los resultados experimentales y numéricos.

De los resultados de las configuraciones tipo A, se obtuvo que la probeta A2 presentó un comportamiento diferente a las otras dos probetas, caracterizado por una rigidez inicial casi tres veces mayor que a su vez produce una mayor disipación de energía. En cuanto a los resultados de las configuraciones tipo C, la respuesta de la probeta C3 no pudo ser reproducida con precisión, debido a la alta asimetría de la curva de histéresis experimental. Por ello, los parámetros representativos de cada tipo de unión se calcularon como los promedios entre los valores obtenidos para las probetas A1 y A3, y C1 y C2.

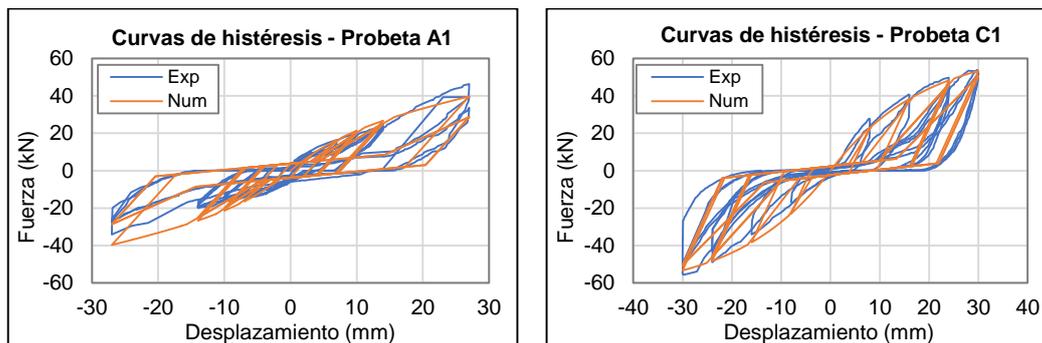


Figura 5: Curvas de histéresis experimentales y numéricas probetas A1 y C1.

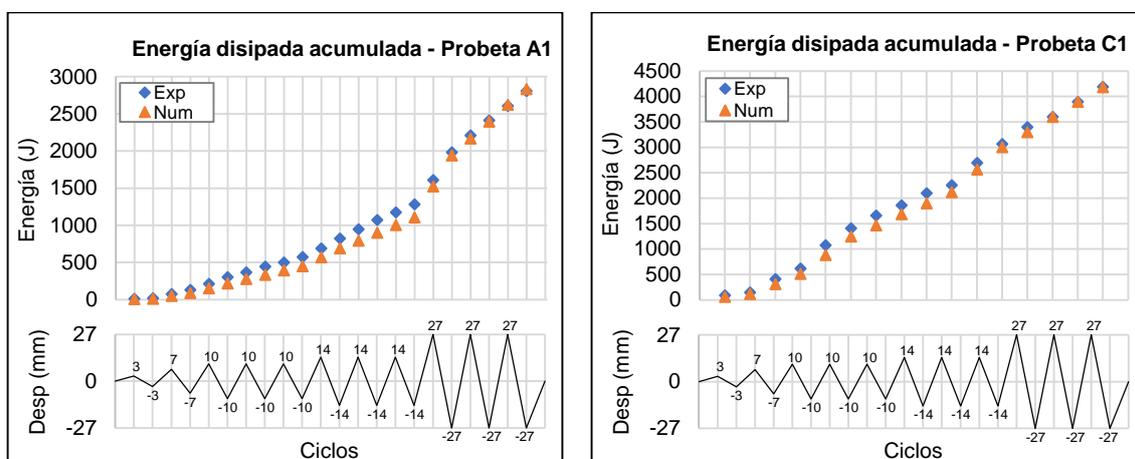


Figura 6: Energía disipada acumulada probetas A1 y C1.

Tabla 1: Parámetros calibrados modelo SAWS para ambos tipos de conexión.

	F_0 (kN)	F_1 (kN)	D_u (mm)	S_0 (kN/mm)	R_1 (-)	R_2 (-)	R_3 (-)	R_4 (-)	α (-)	β (-)
Config. A	9,0	1,80	27,0	1,51	0,27	-0,6	1,36	0,105	0,41	1,11
Config. C	58,75	2,48	32,4	7,4	0,022	-0,122	2,1	0,089	0,455	1,095

3.2. Ensayos de muros a partir de las conexiones calibradas

La Tabla 2 muestra las propiedades histeréticas obtenidas para cada configuración de muro ensayada computacionalmente. Específicamente se determinó las cargas máxima (F_{max}), última (F_u) y de fluencia (F_y), y sus correspondientes desplazamientos (V_{max} , V_u y V_y). Además, se determinó la rigidez inicial o elástica (K_{el}) y la ductilidad (μ) de cada configuración. Todos estos parámetros se obtuvieron según los procedimientos indicados en la norma DIN EN 12512 (CEN 2001).

Para entender de mejor forma los resultados obtenidos, se analizó el mecanismo de deformación que gobierna el *drift* de cada muro, el cual puede ser de deslizamiento, volcamiento o una deformación inherente del panel de CLT. El aporte de cada mecanismo al desplazamiento en cada configuración se resume en la Tabla 3, en la cual se observa que la deformación inherente del CLT es muy baja, lo cual es indicativo del comportamiento de cuerpo rígido que presentan los muros de madera contralaminada.



Tabla 2: Propiedades histeréticas de cada configuración de muro.

Tag muro	F_{max} (kN)	V_{max} (mm)	F_u (kN)	V_u (mm)	F_y (kN)	V_y (mm)	K_{el} (kN/mm)	μ (-)
600-2HD-1AB-0	15,7	153,3	12,6	206,5	12,2	48,8	0,24	4,2
1200-2HD-1AB-0	19,8	45,4	15,8	48,5	18,0	28,5	0,62	1,7
2400-2HD-1AB-0	19,8	30,7	15,8	34,7	17,9	18,7	0,94	1,9
1200-2HD-1AB-10	19,8	41,4	15,8	44,5	17,8	24,6	0,69	1,8
1200-2HD-1AB-20	19,8	38,2	15,8	41,4	17,2	19,5	0,84	2,1
1200-2HD-2AB-0	31,5	85,3	25,2	90,2	24,8	29,5	0,82	3,1
2400-2HD-2AB-0	39,6	36,5	31,7	40,2	35,8	22,2	1,58	1,8
1200-2HD-2AB-20	37,5	92,0	30,0	117,2	28,4	26,8	0,98	4,4
1200-2HD-3AB-0	31,5	76,7	25,2	103,2	24,5	25,4	0,94	4,1

Tabla 3: Aporte de cada mecanismo de deformación. Fuente: Elaboración propia (2019).

Tag muro	Deslizamiento (%)	Volcamiento (%)	Def. CLT (%)
600-2HD-1AB-0	15,3%	79,5%	5,2%
1200-2HD-1AB-0	57,3%	39,0%	3,7%
2400-2HD-1AB-0	85,8%	12,5%	1,7%
1200-2HD-1AB-10	68,0%	27,9%	4,2%
1200-2HD-1AB-20	76,0%	19,7%	4,3%
1200-2HD-2AB-0	29,3%	66,6%	4,1%
2400-2HD-2AB-0	72,6%	24,5%	2,9%
1200-2HD-2AB-20	36,7%	58,9%	4,4%
1200-2HD-3AB-0	17,4%	78,6%	4,0%

3.2.1. Influencia de la relación de aspecto del panel

Para analizar el efecto que tiene la relación largo-alto del panel, se estudiaron 3 relaciones de aspecto para los muros con 1 conector de corte: 1:4, 1:2 y 1:1. Respecto a las fuerzas máximas logradas por cada configuración, los muros de 1200 mm (1:2) y 2400 mm (1:1) de largo alcanzaron una carga de 19,8 kN, la que corresponde a la resistencia máxima del conector de corte, lo cual implica que este conector falló antes que las conexiones de fuerza axial. Por otro lado, el muro de 600 mm (1:4) logró una resistencia de solo 15,7 kN, un 21% menor a las otras dos. Esto se debió a que, para esta última configuración, falló en primer lugar el *hold-down* traccionado. Esto se explica analizando el comportamiento cinemático del panel, el cual fue principalmente de volcamiento para el muro 600-2HD-1AB-0, mientras que para los otros dos el principal mecanismo de deformación fue el deslizamiento del panel.



De los resultados se concluye que la relación de aspecto tiene una alta influencia sobre el mecanismo de deformación del muro, a mayor relación L:H su comportamiento tiende a ser de volcamiento, esto provee mayor ductilidad al muro, sin embargo, debe experimentar grandes deformaciones para alcanzar su máxima resistencia.

3.2.2. Influencia de la cantidad de conectores de corte

Para el muro de 1200 mm de largo, se analizó el efecto que tiene la cantidad de conectores de corte, para lo cual se ensayaron muros con 1, 2 y 3 *angle brackets*.

La resistencia del panel ante cargas laterales está directamente relacionada con la cantidad de conectores de corte, ya que son estos elementos los que actúan como la reacción del muro ante este tipo de esfuerzos. De este modo, la máxima resistencia teórica que se podría lograr ocurre cuando los conectores de corte alcanzan su máxima resistencia, que en este caso es de 19,8 kN cada uno. De los resultados, se observa que esta situación ocurre solo en la configuración con 1 conector de corte, lo que indica que en los otros dos casos los *hold-down* fallaron en primer lugar.

De la Tabla 3 se observa que para los muros 1200-2HD-2AB-0 y 1200-2HD-3AB-0 el aporte del volcamiento al desplazamiento lateral del panel es de un 66,6% y 78,6%, respectivamente; mientras que para la configuración que tiene solo un conector de corte el comportamiento fue principalmente de deslizamiento. Esto indica que aumentar la cantidad de *angle bracket* permite cambiar el mecanismo de deformación del muro.

3.2.3. Influencia de la carga vertical aplicada sobre el muro

Se pudo observar que para el muro con un conector de corte el único efecto que tuvo la carga aplicada sobre el panel fue lograr menores niveles de desplazamiento para alcanzar la misma carga máxima, lo que se explica porque la carga gravitacional tiende a restringir el volcamiento del panel. Por el contrario, para la configuración con 2 conectores de corte, la carga vertical permite alcanzar una mayor resistencia, que se explica por un aumento en el comportamiento de deslizamiento del panel, lo que hace trabajar más a los conectores de corte, aunque no llegando a su resistencia máxima teórica ya que los *hold-down* siguen alcanzado su resistencia máxima en primer lugar.

4. CONCLUSIONES

A pesar de que el modelo SAWS fue capaz de representar el comportamiento de las conexiones, para poder validar totalmente los resultados presentados en esta investigación se debe ensayar experimentalmente alguna de las configuraciones de muro analizada, de modo de cuantificar la precisión del modelo numérico a este nivel de modelación. En particular, se recomienda estudiar más a fondo la configuración 1200-2HD-2AB, ya que, según los resultados obtenidos de la simulación numérica, este muro fue el que presentó un mejor comportamiento ante cargas laterales, alcanzando altas resistencias y teniendo un comportamiento principalmente de volcamiento, lo cual es recomendable ya que este mecanismo de deformación provoca menores desplazamientos remanentes cuando el panel deja de estar sometido a la carga lateral.



REFERENCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- Aranha, C., Branco, J. M., Lourenço, P. B., Flatscher, G., and Schickhofer, G. (2016). Finite element modelling of the cyclic behavior of CLT connectors and walls. World Conference on Timber Engineering (WCTE2016), Vienna, Austria.
- Benedetti, F., Rosales, V., and Opazo, A. (2017). Cyclic behavior of foundation-wall connection in cross laminated timber shear walls. 16th World Conference on Earthquake, 16WCEE 2017, Santiago, Chile.
- Dujic, B., Aicher, S., and Zarnic, R. (2006). Testing of wooden wall panels applying realistic boundary conditions. Proceedings of the 9th World Conference on Timber Engineering. Portland, Oregon, USA.
- European Committee for Standardization (CEN) (2001). Timber structures – test methods – cyclic testing of joints made with mechanical fasteners. DIN EN 12512. Brussels.
- Folz, B., and Filiatrault, A. (2001). Cyclic analysis of wood shear walls. Journal of Structural Engineering, v. 127, n. 4, p. 433-441.
- González, P., Saavedra, E., Pérez, E., Burgos, C., Piña, F., and Wagner, M. (2014). Sistema constructivo en madera contralaminada para edificios. Departamento de Ingeniería en Obras Civiles - Universidad de Santiago de Chile, Santiago, Chile.
- Hummel, J. (2017). Displacement-based seismic design for multi-story cross laminated timber buildings. Kassel University press GmbH, Kassel, Germany.
- Karacabeyli, E., and Douglas, B. (Edits.). (2013). Cross-Laminated Timber Handbook, U.S. Edition. FP Innovations, Pointe-Claire, Canada.
- Matus, E., and Salgado, S. (2016). Estudio del comportamiento de uniones en madera contralaminada mediante conectores metálicos bajo carga cíclica. Memoria para obtener el título de ingeniero civil en obras civiles, Universidad de Santiago de Chile, Santiago, Chile.
- McKenna, F., Scott, M., and Fenves, G. (2000). Open system for earthquake engineering simulation. University of California, Berkeley, CA, USA.
- Pérez, E., González, P., Saavedra, E., Tapia, S., Torelli, J., and Orellana, S. (2017). Mechanical characterization and hysteretic behavior of CLT panels made of chilean radiata pine. 16th World Conference on Earthquake, 16WCEE 2017, Santiago, Chile.
- Popovski, M., Schneider, J., and Schweinsteiger, M. (2010). Lateral load resistance of cross-laminated wood panels. World Conference on Timber Engineering - WCTE2010, Trentino, Italy.
- Pozza, L., Saetta, A., Savoia, M., and Talledo, D. (2017). Coupled axial-shear numerical model for CLT connections. Construction and Building Materials, v. 150, p. 568-582.
- Shen, Y.-L., Schneider, J., Tesfamarian, S., Stiemer, S. F., and Mu, Z.-G. (2013). Hysteresis behavior of bracket connection in cross-laminated-timber shear walls. Construction and Building Materials, v. 48, p. 980-991.