

UNIVERSIDAD DEL BÍO-BÍO

FACULTAD DE INGENIERÍA

DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL Y AMBIENTAL

Profesor Patrocinante: Mg. Franco Benedetti L.

**“DEFINICIÓN DE LÍMITES DE ACEPTACIÓN DE DAÑO EN
CONEXIONES ATORNILLADAS EN ESTRUCTURAS DE
MADERA CONTRALAMINADA PARA SU APLICACIÓN AL
DISEÑO SÍSMICO POR DESEMPEÑO”**

Proyecto de Título presentado en conformidad a los requisitos para
obtener el título de Ingeniero Civil.

CAMILA VANESA AGUILERA OLIVARES.

Concepción, Junio de 2021

DEDICATORIA

A mi familia en especial a mis padres y mi hermana por apoyarme incondicionalmente y por supuesto a la Susi por ser mi fiel compañera de paseos para distraerme.

A mis amigas y amigos por darme animo cada vez que lo necesitaba, por ayudarme cuando necesitaba ideas, correcciones o motivación para estudiar y por tantas risas que hemos compartido.

AGRADECIMIENTOS

A la Universidad del Bío-Bío, por permitir a sus estudiantes crecer como personas y como futuros profesionales, al contar con profesores de diversas especialidades y trayectoria, que a través de sus anécdotas y enseñanzas buscan el mejor futuro laboral para sus alumnos.

A mi profesor patrocinante, Franco Benedetti, por ayudarme, mostrar interés, y tener paciencia para resolver cada una de las dudas que se me presentaba.

A mis papás por darme la libertad y su apoyo en cada una de las cosas que se me ocurrió hacer durante mi vida universitaria y por tener la confianza en mí de que cada decisión que tomaba era la correcta.

A mis amigos de la vida por el apoyo y animo que me dan siempre y los que hice dentro de la universidad por mejorar cada día de clases y estudios, con risas y salidas entretenidas.

ÍNDICE GENERAL

1	INTRODUCCIÓN.....	3
1.1	Justificación.....	4
1.2	Objetivos	5
1.2.1	Objetivo General.....	5
1.2.2	Objetivo Específicos	5
1.3	Metodología.....	6
2	ESTUDIO DE ANTECEDENTES	7
2.1	CLT.....	7
2.2	Conexiones en CLT	8
2.3	Uniones	9
2.4	Diseño basado en fuerzas	10
2.5	Diseño basado en desplazamientos	10
2.6	Diseño por desempeño	10
2.6.1	Estados límites	11
2.6.2	Límite de aceptación de daño para conexiones atornilladas en madera	11
2.6.3	Niveles de daño en conexiones atornilladas de madera contralaminada	12
3	ANÁLISIS DE INFORMACION EXPERIMENTAL.....	14
3.1	Protocolo CUREE.....	16
3.2	Parámetros y resultados obtenidos.....	17
4	MÉTODOS EMPLEADOS	19
4.1	Principio de acumulación de daño	19
4.2	Curva de energía elasto-plástica equivalente (EEEEP).....	20
5	RESULTADOS	22
5.1	Índices de daño de acuerdo a Kraetzig	22
5.2	Parámetros de la curva EEEP	23
5.3	Relación ductilidad vs índice de daño.....	24
5.4	Límites de aceptación de daño	24
5.4.1	Límite de aceptación de daño, adaptación propuesta Schneider et al. (2014).....	24
5.4.2	Límite de aceptación de daño ASCE/SEI 41-17	28
5.5	Comparación de los límites de aceptación de daño	31
6	CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.....	34
6.1	Conclusiones.....	34
6.2	Recomendaciones.....	35
7	REFERENCIAS	36

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1: Metodología de trabajo (Fuente: Elaboración propia).	6
Figura 2: Panel de CLT 5 capas (Souza, 2018).	7
Figura 3: Modos de fluencia en cizalle simple, NCh 1198.	9
Figura 4: Tipos de juntas en CLT (Follesa, 2013).	9
Figura 5: Ilustración nivel de daño Schneider et al. (2014).	13
Figura 6: Tornillo DSV Wood.	14
Figura 7: Tornillo Turbo Screw.	15
Figura 8: Probeta unión tipo Spline. (Asparren, 2019)	15
Figura 9: Probeta unión tipo Half-lap. (Asparren, 2019)	16
Figura 10: Resultados SPS. (Asparren, 2019)	17
Figura 11: Resultados SPE. (Asparren, 2019)	17
Figura 12: Resultados SPF. (Asparren, 2019)	18
Figura 13: Resultados HLS. (Asparren, 2019)	18
Figura 14: Resultados HLF. (Asparren, 2019)	18
Figura 15: Ciclo de deformación y disipación de energía. (W. B. Kraetzig, 2014)	20
Figura 16: Obtención de la curva EEEP. (Orellana et al., 2019)	21
Figura 17: Curva carga - desplazamiento - EEEP. (Schneider et al., 2014).	21
Figura 18: Grafico ductilidad de desplazamiento - índice de daño	24
Figura 19: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos SPS.	26
Figura 20: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos SPE.	27
Figura 21: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos HLS.	27
Figura 22: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos HLF.	28
Figura 23: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos SPF.	28
Figura 24: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - SPS.	29
Figura 25: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - SPE.	29
Figura 26: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - HLS.	30
Figura 27: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - HLF.	30
Figura 28: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - SPF.	31
Figura 29: Propuesta de límites de aceptación de daño versus definidos por ASCE41	33

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 1: Descripción de daños Schneider et al. (2014).	12
Tabla 2: Principio de acumulación de daño.	23
Tabla 3: Fuerza y desplazamiento máximo de la respuesta monotónica (Asparren, 2019).	23
Tabla 4: Parámetros calculados de acuerdo a curva EEEP.	23
Tabla 5: Adaptación Schneider et al.2014 de relación entre nivel de daño e índice de daño para conexiones atornilladas (Fuente: Elaboración propia).	25
Tabla 6: Ductilidad de desplazamiento de acuerdo a adaptación de Schneider et al. (2014).	26
Tabla 7: Límites de aceptación de daños (Δ/Δ_y) propuestos por ASCE/SEI 41-17.	29
Tabla 8: Relación propuesta de acuerdo a ASCE/SEI 41-17 y Schneider et al. (2014).	32
Tabla 9: Límites de aceptación de daños propuestos (Δ/Δ_y).	33

NOMENCLATURA

CLT: Madera Contralaminada (Cross Laminated Timber).

$D^{(+,-)}$: Índice de daño.

D_q : Índice de daño global.

$Ep^{(+,-)}$: Semi – ciclo primario.

$Es^{(+,-)}$: Semi – ciclo secundario.

E_M : Energía de falla disipada en la deformación monotónica.

$F_{M\acute{a}x}$: Fuerza máxima (kN).

$\Delta_{M\acute{a}x}$: Desplazamiento máximo (mm).

F_Y : Fuerza de fluencia (kN).

K_e : Rigidez elástica al corte (kN/mm).

Δ_u : Desplazamiento ultimo (mm).

Δ_e : Desplazamiento asociado a $0.4 F_{M\acute{a}x}$ (mm).

DEFINICIÓN DE LÍMITES DE ACEPTACIÓN DE DAÑO EN CONEXIONES ATORNILLADAS EN ESTRUCTURAS DE MADERA CONTRALAMINADA PARA SU APLICACIÓN AL DISEÑO SÍSMICO POR DESEMPEÑO

Estudiante: Camila Aguilera Olivares

Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental, Universidad del Bío-Bío

camila.aguilera1501@alumnos.ubiobio.cl

Profesor patrocinante: Mg. Franco Benedetti Leonelli

Departamento de Ingeniería Civil y Ambiental, Universidad del Bío-Bío

fbenedet@ubiobio.cl

RESUMEN

La madera es el material del futuro y su uso en la construcción es cada vez mayor. Durante los últimos años, los progresos en la ingeniería han permitido el nacimiento de un nuevo sistema constructivo en Austria y Alemania: la madera contralaminada o CLT. Por una parte, en Chile es un método de construcción nuevo, y considerando las condiciones sísmicas del país, el CLT aún se usa muy poco, dado que no hay mayores caracterizaciones de sus elementos ni conexiones y hay un desconocimiento de su comportamiento sísmico. Por otra parte, existen tendencias de diseño sísmico que requieren información explícita sobre el daño sufrido por los conectores, como es en el caso del diseño sísmico por desempeño.

De acuerdo a lo anterior, en este trabajo se desarrolló un análisis de información experimental para intentar cuantificar el daño de las conexiones a través de un indicador. Primero, se obtuvieron las principales propiedades mecánicas de cada conexión, con ello se definió un indicador de daño: el índice de daño de Kraetzig, el que es un método basado en la acumulación de energía de semi-ciclos. Asimismo, se calcularon las ductilidades asociadas a los índices de daño, luego, se cruzó la información planteada con el código de diseño, ASCE/SEI 41-17 con una adaptación del trabajo realizado por Schneider et al. (2014), para calcular propuestas de límites de aceptación de daño.

Se obtuvo que las uniones que utilizan tornillos Fixser tienden a ser más frágiles, mientras que las que utilizan tornillos Simpson alcanzan a fluir más para un mismo nivel de daño, esto puede deberse a que el tornillo Fixser no está especificado para este tipo de construcción. Se observó que, en general, las uniones tipo Spline presentan valores de límites de aceptación de daño mayores a partir del daño moderado. Además, se lograron definir límites de aceptación para conexiones atornilladas que fueron consistentes, con las normas y con lo que se busca implementar en Chile respecto al diseño sísmico por desempeño.

Palabras clave: Diseño por desempeño, conexiones, ductilidad, CLT.

DEFINITION OF ACCEPTANCE CRITERIA IN SCREWED CONNECTIONS IN CROSS-LAMINATED TIMBER STRUCTURES FOR ITS APPLICATION TO PERFORMANCE-BASED SEISMIC DESIGN

Student: Camila Aguilera Olivares

Department of Civil and Environmental Engineering, University of Bío-Bío

camila.aguilera1501@alumnos.ubiobio.cl

Advisor: Mg. Franco Benedetti Leonelli

Department of Civil and Environmental Engineering, University of Bío-Bío

fbenedet@ubiobio.cl

ABSTRACT

Wood is the material of the future and its use in construction keeps increasing. During these last years, the progress made in engineering have allowed the birth of a new building system in Austria and Germany: cross-laminated timber, CLT. On the one hand, it's a new construction method in Chile, and considering the country's seismic conditions, CLT is still rarely used, due to the fact that there are no major characterizations of its elements nor its connections and there's a lack of knowledge about its seismic behavior. On the other hand, there are tendencies in seismic design that require explicit information about the damage suffered by connectors, which is the case of Performance-Based Seismic Design.

According to the previous statements, this work developed an experimental information analysis to try and quantify the damage in the connections using an indicator. First, the main mechanical properties of each connection were obtained, which were then used to determine a damage indicator: Kraetzig's damage index, which is a method based on energy accumulation present in half cycles. In addition, the associated ductility to the damage index was calculated, later, the information proposed by the design code ASCE/SEI 41-17 was cross-checked with an adaptation of the work carried out by Schneider et al. (2014) to calculate proposals for acceptance criteria.

It was observed that unions using Fixser bolts tend to be more fragile, while the ones that use Simpson screws achieve higher fluency for the same level of damage, the reason for this could be that Fixser screws aren't specifically designed for this type of construction. It was observed that, in general, Spline-type unions present higher acceptance criteria values from moderate damage. Furthermore, consistent acceptance criteria for screwed connections was able to be determined, according to the existing norms and what is sought to be implemented in Chile regarding Performance-Based Seismic Design.

Keywords: Performance-Based Seismic Design, connections, ductility, CLT.

1 INTRODUCCIÓN

La construcción en madera está viviendo una expansión sin precedentes durante los últimos años. La aparición de nuevas técnicas, el desarrollo de las maderas industriales y la preocupación por el medio ambiente están haciendo que la construcción en madera sea una alternativa real con más beneficios que otros materiales comúnmente usados como el acero o el hormigón.

Actualmente en Chile, concordando con la tendencia mundial, se está buscando potenciar soluciones constructivas eficientes, sustentables y renovables; aunque aún se encuentra en una etapa de aprendizaje. Ya que si bien existen construcciones de edificios en madera estos utilizan madera aserrada y madera laminada, por lo que aún se encuentra desarrollando nuevas alternativas como lo son la madera contralaminada.

Las estructuras de madera contralaminada o más comúnmente llamada CLT por sus siglas en inglés (Cross laminated timber), es un sistema constructivo nacido principalmente en Austria y Alemania. Ha estado ganando popularidad en el campo de las construcciones de edificios de mediana altura debido a su rápida fabricación, armado, además de sus múltiples innovadoras características. Sin embargo, hay bastante desconocimiento respecto al tema y algo que en Chile preocupa principalmente es el comportamiento sísmico que puedan tener las estructuras de CLT.

Las conexiones en estructuras de CLT desempeñan un rol esencial proporcionando resistencia, rigidez, estabilidad y ductilidad a la estructura por tanto requieren una cuidadosa atención al momento del diseño. Las experiencias luego de sismos demuestran que entre otras razones las fallas estructurales a menudo ocurren debido a conexiones inadecuadamente diseñadas o mal instaladas.

En este contexto, y considerando que no hay normativas al respecto, es necesario conocer y definir cuál es el mejor método para diseñar estas estructuras o elementos.

El método tradicional basado principalmente en los conceptos de resistencia, propone un diseño simplificado que en la mayor parte de los casos son demasiados conservadores y poco representativos del comportamiento real de las estructuras, que no garantiza que bajo una determinada sollicitación sísmica la estructura se comporte adecuadamente, por tanto, no permite controlar el nivel de daño.

Por otro lado, se tiene el método de diseño por desempeño sísmico, el cual consiste en la selección de componentes estructurales y no estructurales, de manera que para un nivel de movimiento especificado y con diferentes niveles de confiabilidad, la estructura no debería ser dañada más allá de ciertos estados límites.

El desempeño se cuantifica en términos de la cantidad de daño sufrido en un edificio afectado por un movimiento sísmico y el impacto que tienen estos daños en las actividades posteriores a este.

1.1 Justificación

El desarrollo que ha tenido la ingeniería con la madera, permite explorar la construcción en madera como una alternativa sostenible ante los métodos de construcción tradicionales. La madera contralaminada (CLT) está a la vanguardia de esta evolución y con el avance en el diseño computacional en conjunto con las herramientas de fabricación digital, se da la oportunidad de redefinir la construcción estándar. Sin embargo, persiste un problema en torno a las conexiones entre los paneles de CLT. Steurer (2006) afirmó que “El progreso en la construcción con madera no está directamente relacionado con los avances en la tecnología de los conectores”. Ensayos de distintas combinaciones de conectores de metal han demostrado la importancia de diseñar un muro o elemento de CLT con conexiones dúctiles, capaces de disipar energía y con un modelado que permita capturar con precisión el rendimiento del sistema, sin embargo, aún faltan otras conexiones por investigar en profundidad.

Lo anterior sumado a que la experiencia de sismos recientes ha puesto en evidencia una importante limitación del enfoque implícito de los códigos de diseño sísmico hasta ahora empleados. Para el diseño sísmico comúnmente utilizado hoy en día, no existe en muchas normas una definición clara de objetivos de desempeño frente a sismos de diferentes intensidades, por lo que simplemente sus objetivos son prevenir el colapso y salvaguardar vidas.

Por otro lado, se encuentra el diseño sísmico por desempeño, el cual representa una condición límite o tolerable establecida en función de los posibles daños físicos sobre la edificación, la amenaza sobre la seguridad de los ocupantes de la edificación inducidos por estos daños y la funcionalidad de la edificación posterior al terremoto. Es una expresión de la máxima extensión del daño, donde se considera tanto la condición de los elementos estructurales, como de los elementos no estructurales y su contenido, relacionado con la función de la edificación.

Si logramos entender entonces que las estructuras y conexiones tendrán un comportamiento de acuerdo a límites de aceptación, podremos incursionar en los conceptos básicos de diseño basado en desempeño. Es por esto que en esta investigación se buscará definir cuánto daño medido se deberá tolerar en conexiones de elementos de CLT para un diseño seguro, y enfrentarlos a la realidad nacional, así aportar a definir criterios claros para aplicar métodos de diseño sísmicos más complejos y de una forma que sea compatible con lo que se busca implementar en Chile.

1.2 Objetivos

1.2.1 Objetivo General

Establecer límites de aceptación de daño de conexiones atornilladas en estructuras de madera contralaminada en base a información experimental disponible, para su aplicación en el diseño sísmico por desempeño.

1.2.2 Objetivo Específicos

1. Sintetizar el estado del arte del diseño sísmico por desempeño y establecer criterios para la definición de límites de daño en conexiones atornilladas de estructuras en madera.
2. Caracterizar la respuesta mecánica de las conexiones **atornilladas** en base a la cuantificación de daños mediante procesamiento de información experimental disponible.
3. Proponer límites de aceptación de daños en conexiones de madera asociados a la ductilidad de acuerdo al diseño sísmico por desempeño.
4. Comparar los resultados con los límites propuestos en normativas compatibles con parámetros similares al método de diseño sísmico por desempeño aplicado en Chile.

1.3 Metodología

La investigación realizada en esta memoria está dividida en cuatro etapas principales, las que están relacionadas directamente con cada uno de los objetivos específicos de esta investigación, tal como se muestra en la Figura 1.

ETAPA 1: ESTUDIO DE ANTECEDENTES.

Esta etapa se enfoca en exponer el concepto de diseño sísmico por desempeño sus requerimientos y criterios para la definición de límites de daño.

ETAPA 2: ANÁLISIS DE INFORMACIÓN EXPERIMENTAL.

Se identifica las variables asociadas y el método de cuantificación de daño para cada caso con el fin de caracterizar la respuesta mecánica de la estructura.

ETAPA 3: PROPUESTA DE LÍMITES DE ACEPTACIÓN DE DAÑO.

En esta etapa se aplican los valores obtenidos para calcular los índices de daño y con ello se determinan los límites de aceptación asociados a cada tipo de conexión.

ETAPA 4: COMPARACIÓN DE LOS LÍMITES DE ACEPTACIÓN DE DAÑO Y CONCLUSIONES.

Para finalizar lo planteado en esta etapa se presenta la comparación entre lo propuesto y los límites ya establecidos por las normativas, además del análisis y conclusiones.

A continuación, se puede observar la secuencia en la que se realizó esta investigación.

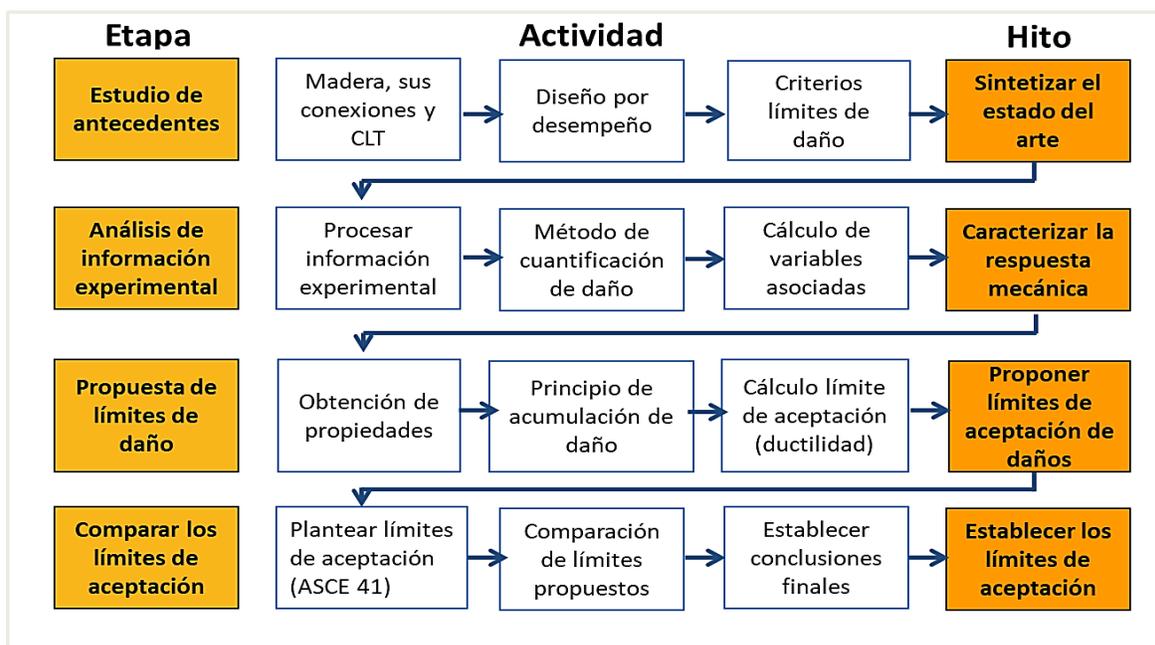


Figura 1: Metodología de trabajo (Fuente: Elaboración propia).

2 ESTUDIO DE ANTECEDENTES

2.1 CLT

El hormigón, material de construcción por excelencia, nos ha ofrecido por décadas la posibilidad de dar forma a nuestras ciudades de una manera rápida, efectiva y alcanzando alturas antes impensadas por la humanidad. En la actualidad, las nuevas tecnologías en madera están comenzando a entregar oportunidades similares e incluso superiores a las proporcionadas por el hormigón, entre ellas, la madera contralaminada o CLT.

En la Figura 2 se muestra un panel de CLT el cual es un producto de construcción compuesto por un número impar de láminas de madera aserrada, dispuestos transversalmente en un ángulo de 90° y encolados entre sí. Comúnmente fabricado con tres, cinco o siete capas y el grosor en las capas variado.

El número impar de capas da un elemento en donde las capas externas están orientadas en el mismo sentido, dirección por la que se obtiene un aumento de la resistencia. Cuando se construye con grandes dimensiones, el panel tiene la capacidad de soportar cargas tanto dentro como fuera del plano. Debido a sus propiedades soportantes de carga, el CLT se puede utilizar como elemento de piso o como elemento de muro. Su grosor permite su uso como estructura independiente con buenas propiedades en cuanto a resistencia y rigidez.



Figura 2: Panel de CLT 5 capas (Souza, 2018).

El uso de paneles de CLT en construcciones ha aumentado en los últimos años, múltiples edificios ya han sido construidos alrededor del mundo, lo que da un válido testimonio de las variadas ventajas que ofrece este producto en la industria de la construcción. El ligero peso y la alta calidad de la prefabricación de CLT dan como resultados rápidos tiempos de montaje, especialmente en construcciones de mediana altura (5 a 9 pisos).

La eficiencia estructural del sistema de piso que actúa como diafragma y los muros para resistir cargas laterales depende de la eficiencia de los sistemas de fijación y los detalles de conexión utilizados.

A pesar de su rápida expansión, no se han publicado códigos de diseño relevantes, sin embargo, se han lanzado varios proyectos de investigación en Europa y en América del Norte para comprender mejor el potencial de la tecnología CLT como un sistema de construcción resistente a los sismos.

2.2 Conexiones en CLT

Dentro del diseño estructural de cualquier edificación, se encuentra la necesidad de unir sus elementos principales. Para realizar esta tarea, existen diversos sistemas de conexión, los cuales tienen como función principal transmitir de forma segura y con deformaciones admisibles las fuerzas que actúan sobre la estructura. En las estructuras de madera, las conexiones suponen un punto crítico, aún más que en las construcciones de acero. La unión es un posible punto débil que es necesario estudiar minuciosamente.

La estructura se debe calcular para que estos elementos frágiles sean lo suficientemente resistentes como para que los elementos dúctiles se deformen antes de que otros se rompan. Un correcto diseño de las conexiones logra que las estructuras en madera alcancen un desempeño satisfactorio en condiciones de carga sísmica, combinando las ventajas de ambos materiales (Latour y Rizzano, 2016).

La incorporación de conexiones metálicas a los muros de madera contralaminada puede proporcionar una solución para edificios de mediana y gran altura.

Actualmente, existe una amplia variedad de fijaciones (fasteners) y muchos tipos diferentes de uniones que se pueden utilizar para establecer conexiones de techo/muro, muro/piso, piso y entre pisos en conexiones de CLT o sus paneles para conectar a otros elementos ya sean de madera, hormigón o acero.

Resultados de ensayos semi-estáticos en muros de CLT demuestran que la disposición y diseño de la conexión tiene una gran influencia en el comportamiento general de cada elemento de la estructura. Las conexiones entre los paneles CLT deben resistir principalmente fuerzas de corte.

Existen muchos factores que afectan el desempeño de las conexiones en madera, factores como el elemento de fijación (tipo de conexión, tamaño, ductilidad, rigidez, etc.), parámetros de madera (densidad, fricción, resistencia, etc.) y parámetros de la unión. Por lo general las fallas ocurren debido a un mal diseño o malas prácticas constructivas.

De acuerdo a la NCh 1198 existen varios modos de fluencia, este modelo involucra el fenómeno de aplastamiento de la madera en la zona de contacto con el elemento de fijación, la formación de rótulas plásticas o la combinación de ambos mecanismos. La Figura 3 se presentan los diferentes modos de fluencia en cizalle simple.

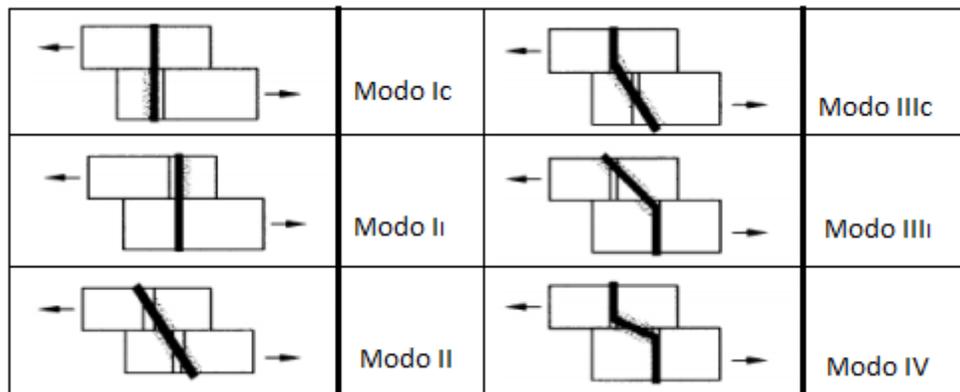


Figura 3: Modos de fluencia en cizalle simple, NCh 1198.

Modo Ic y II: Este modo representa una fluencia dominada por el aplastamiento de la madera en contacto con el elemento de unión, ya sea en el madero principal o en el secundario, respectivamente.

Modo II: Este modo consiste en el pivoteo del medio de unión causando aplastamiento de la madera en ambas partes de contacto del elemento de unión.

Modo IIIc y IIIi: Representa la fluencia en flexión del medio de unión generando una rótula plástica y generando un aplastamiento en el área de contacto del elemento de unión con la madera principal o secundaria, respectivamente.

Modo IV: Representa la fluencia en flexión del medio de unión generando dos rótulas plásticas generando un aplastamiento leve localizado en el área de contacto del madero principal y secundario.

2.3 Uniones

Las uniones CLT se pueden realizar de diferentes maneras para responder a los requisitos funcionales y de diseño, son tres los tipos de juntas en CLT más utilizados (Figura 4):

- A. Unión de espiga con doble ranura en los bordes y un panel central de madera.
- B. Unión de media vuelta (half-lap joint)
- C. Unión de hoja con una ranura en el mismo lado de cada panel y un panel de madera de conexión. (Spline joint)

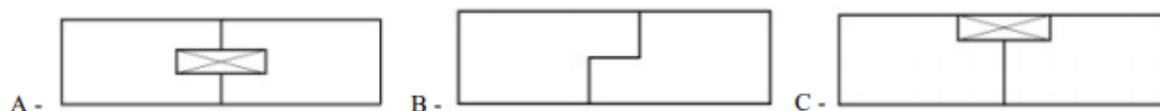


Figura 4: Tipos de juntas en CLT (Follesa, 2013).

El tipo de unión A utiliza dos capas de conexiones trabajando en serie, las cuales son sometidas a dos planos de corte. El tipo B requiere solo una capa de conexiones y no necesita una inserción de

un panel de madera por lo que es más rápida su ejecución. En la unión tipo C al igual que en el tipo A se utilizan dos capas trabajando en serie, pero estos solo son sometidos a un plano de corte. (Follesa, 2013).

2.4 Diseño basado en fuerzas

La filosofía del diseño sísmico basado en fuerzas consiste en diseñar los elementos estructurales en base a los resultados obtenidos de un análisis lineal, por ejemplo, utilizando fuerzas derivadas de espectros de diseño elásticos, afectados por factores de reducción, los cuales consideran el comportamiento inelástico de las estructuras, es decir, que consideran intrínsecamente la aceptación de daño en ciertos elementos estructurales durante sismos intensos (López y Ayala, 2013).

Este método consiste en garantizar que la capacidad de los elementos estructurales sea mayor a la demanda que se verá sometida la estructura.

El diseño basado en fuerzas considera que la capacidad de desplazamiento elástico es proporcional a la resistencia, generaliza la capacidad de ductilidad de las estructuras, es decir se utilizan factores de reducción para reducir la demanda elástica de resistencia, induciendo así demanda de ductilidad en la estructura, y estos factores están relacionados con la capacidad de ductilidad atribuida a la estructura o a un sistema estructural, es decir, asumen que todas las estructuras dentro de un sistema estructural alcanzan la misma demanda de ductilidad durante el sismo de diseño y utiliza el análisis elástico como herramienta de diseño.

2.5 Diseño basado en desplazamientos

El método de diseño basado en desplazamientos puede definirse como un procedimiento en el cual los desplazamientos de la estructura asociados a las deformaciones de acuerdo a las leyes constitutivas de los materiales, son empleados como criterio básico de diseño, por lo que los desplazamientos se utilizan directamente como criterios de aceptación del desempeño, lo cual contrasta con el diseño basado en fuerzas, donde el criterio de aceptación de una estructura frente a un sismo de basa en la comparación de la fuerza actualmente y la fuerza resistente (Ospina, 2012).

Este diseño se desarrolla estableciendo un desplazamiento objetivo, la resistencia y rigidez no se consideran como variables de diseño sino como resultados finales del diseño, es decir, éste método verifica el equilibrio de la sección de cada elemento estructural, basado en la compatibilidad de deformaciones y luego éstas se utilizan para calcular los desplazamientos de la estructura y las propiedades mecánicas finales de los elementos estructurales con el fin de comprobar el período de vibración de la estructura.

2.6 Diseño por desempeño

La experiencia de sismos resistentes ha puesto en evidencia una importante limitación del enfoque en los códigos de diseño sísmico debido a que el desempeño de una edificación durante un sismo no está dado de manera explícita en los códigos y los enfoques empleados no conducen a un

eficiente control de daños ni a una plena satisfacción de la filosofía de diseño sismoresistente. (Bertero, 1992)

Existen una serie de propuestas para la evaluación y diseño de edificaciones basadas en los conceptos de desempeño sísmico, donde la aceptación de los diferentes niveles de daños se determina en base a la frecuencia con la cual ocurren estos daños y minimizando el costo total esperado.

El diseño sísmico basado en desempeño, también llamado PBSD por sus siglas en inglés, es típicamente un proceso iterativo que comienza con una selección de objetivos de desempeño seguido por el desarrollo de un diseño preliminar (primer intento de diseño), una evaluación para comprobar si el diseño cumple con el rendimiento y objetivos esperados, para finalmente rediseñar hasta lograr el nivel de desempeño deseado. Cada vez hay un mayor acuerdo entre los expertos en el tema que el diseño basado en desempeño también debe considerar el desempeño para múltiples objetivos condicionados al nivel de peligro sísmico.

2.6.1 Estados límites

El desempeño sísmico de estructuras se caracteriza por la definición de estados límites, los que corresponden a diferentes niveles de desempeño o estados de daño que sufren las estructuras frente a eventos sísmicos.

En la literatura se puede encontrar la definición de tres estados límites ASCE/SEI 41 - 17, 2017 (ASCE 41) plantea las siguientes:

Estado Límite 1 (IO): Ocupación inmediata, es definido como el estado de daño posterior al terremoto en el que una estructura permanece segura para ocupar y esencialmente conserva su fuerza y rigidez pre-terremoto. Se espera que una estructura que cumpla con los criterios de aceptación para ocupación inmediata logre éste estado posterior al terremoto.

Estado Límite 2 (LS): Seguridad de la vida, se define como el estado de daño posterior al terremoto en el que la estructura puede tener daño en sus componentes, pero conserva un margen de seguridad contra un colapso parcial o total.

Estado Límite 3 (CP): Prevención de colapso, es definido como el estado de daño posterior al terremoto en el que una estructura tiene componentes dañados y continúa soportando la gravedad de las cargas, pero no retiene ningún margen contra el colapso. Para una estructura que cumpla con los criterios de aceptación se espera que logre este estado.

2.6.2 Límite de aceptación de daño para conexiones atornilladas en madera

Los límites de aceptación de daño usualmente se expresan mediante parámetros asociados con resistencia, la rigidez, la ductilidad o los desplazamientos laterales. Representa un valor cuantificable por el diseñador al momento de calcular asociado al daño.

De acuerdo a ASCE 41 (2017) los estados límites definen el punto de seguridad de la vida y a menudo la estabilidad de la estructura.

Específicamente para uniones atornilladas de madera-madera en entramado ligero ASCE 41, Tabla 12-4 (Parámetros de modelado y criterios de aceptación numérica para procedimientos no lineales - componentes de madera), define que el valor de la relación de deformación aceptable o ductilidad para el estado límite de ocupación inmediata es de 1.4, para seguridad de la vida una ductilidad de 2.5, mientras que para estado límite de prevención de colapso se espera una ductilidad de 3.0.

2.6.3 Niveles de daño en conexiones atornilladas de madera contralaminada

Schneider et al. (2014) investigó el desempeño de conexiones de CLT sometidas a cargas sísmicas simuladas. Se probaron varias combinaciones de conexiones y configuraciones diferentes bajo protocolos de carga monotónicos y cíclicos y de ellos se obtuvieron sus respuestas histeréticas. La misma investigación también planteo un modelo de evaluación de daños basado en energía acumulativa a partir de los datos de las pruebas, proponiendo así una correlación entre el índice de daño y el daño físico sufrido por cada tipo de combinación.

En el informe se incluye una descripción exhaustiva de los niveles permisibles de daño asociado a cada uno de los índices de daño que presenten. Basado en el daño observado (Figura 5) Schneider et al. (2014) planteo cinco niveles de daño: ninguno, menor, moderado, severo y colapso. Los cinco tipos se definieron después de analizar cuidadosamente todas las pruebas cíclicas. De acuerdo a las escalas propuestas correspondiente al índice de daño de Kraetzig (Kraetzig et al. 1989) son $D < 0,2$ (ninguno), $0,2 < D < 0,35$ (menor), $0,35 < D < 0,65$ (moderado), $0,65 < D < 0,8$ (grave) y $D > 0,8$ (fallo). De los estados de daño observados, se encontró que hasta un índice de daño de 0,65 la conexiones se pueden reparar y reforzar con más fijadores y no es necesario reemplazarlos. Entre 0,65 y 0,8, el daño a la conexión y el área circundante es significativo, y la conexión del tipo de soporte debe reemplazarse con una nueva conexión en una ubicación diferente.

La Tabla 1 resume las principales características asociadas a estos niveles de daño que se utilizaran en esta investigación.

Tabla 1: Descripción de daños Schneider et al. (2014).

Nivel de daño	Descripción de daño
Menor	Extracción menor de fijadores (20% de la longitud del fijador); Ligera deformación plástica del soporte; Se requieren reparaciones menores.
Moderado	Deflexiones visuales permanentes del soporte; Falla por cizallamiento de hasta dos fijadores; Extenso retiro de fijadores (50% de la longitud del fijador); Se puede arreglar y reactivar como una conexión.
Severo	Más del 80% de los fijadores fallaron (falla por corte y extracción); Grieta severa en el soporte; Separación de soporte del panel CLT; requiere el reemplazo del soporte en una posición diferente en la pared CLT para que sea útil otra vez; aplastamiento severo de madera en la capa exterior de CLT

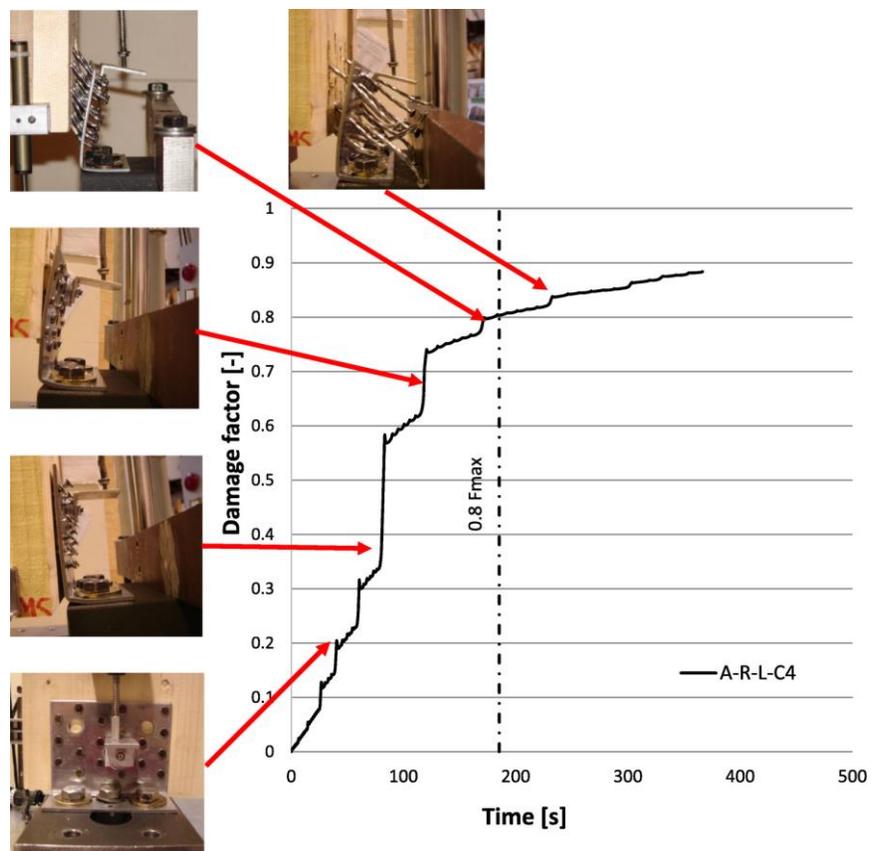


Figura 5: Ilustración nivel de daño Schneider et al. (2014).

3 ANÁLISIS DE INFORMACION EXPERIMENTAL.

Mediante diversas investigaciones se ha podido confirmar que el comportamiento de muros de CLT es gobernado por las conexiones, las que generan la ductilidad en el sistema. Por lo tanto, en esas zonas es donde se debe buscar implementar sistemas que mejoren el comportamiento sísmico.

Por lo anterior es que como parte de las investigaciones previas y de las cuales se obtienen valores de referencia para realizar ésta tesis se encuentra la investigación “Caracterización del comportamiento mecánico de uniones atornilladas en madera contralaminada” Asparren (2019). En ésta investigación se realizaron ensayos experimentales de muestras de CLT conectados a través de uniones atornilladas ante acciones de cargas cíclicas para así obtener su rigidez, ductilidad y resistencia.

En la experimentación antes mencionada se utilizaron paneles de madera contralaminada. Cada panel consta de tres capas de madera de pino Radiata, unidas con un adhesivo de poliuretano de dos componentes (SikaForce 7710 L100) con dimensiones de 480 x 420 x 90 mm y de 480 x 390 x 90 mm, con un grado estructural C16, las cuales fueron redimensionadas para lo requerido en la investigación.

Se realizaron 26 pruebas de carga, las cuales 5 fueron de carga monotónica la que se realiza para obtener el parámetro de deformación de referencia para aplicar el protocolo CUREE, mientras que 21 ensayos fueron de carga cíclica. Considerar que solo se obtuvieron resultados de 22 ensayos, los cuales 5 fueron monotónicos y 17 cíclicos.

Para ésta investigación se escogieron dos tipos de tornillos, DSV Wood (Figura 6) y Turbo Screw (Figura 7), y también dos tipos de uniones: unión tipo Spline y unión tipo half-lap. Además, se realizó una nueva configuración la cual consistió en una unión tipo Spline con una pieza de eucalipto atornillada con tornillos DSV Wood.



Figura 6: Tornillo DSV Wood.



Figura 7: Tornillo Turbo Screw.

De esta forma se realizó un ensayo monotónico y un mínimo de tres ensayos cíclicos por configuración. La probeta con la unión tipo Spline (Figura 8) consiste en dos paneles de 21cm x 40 cm a los cuales se les extrajo una capa del borde de 7 cm, la pieza de unión es de 25cm x 14 cm con dos corridas de tornillos espaciados a 15 cm.

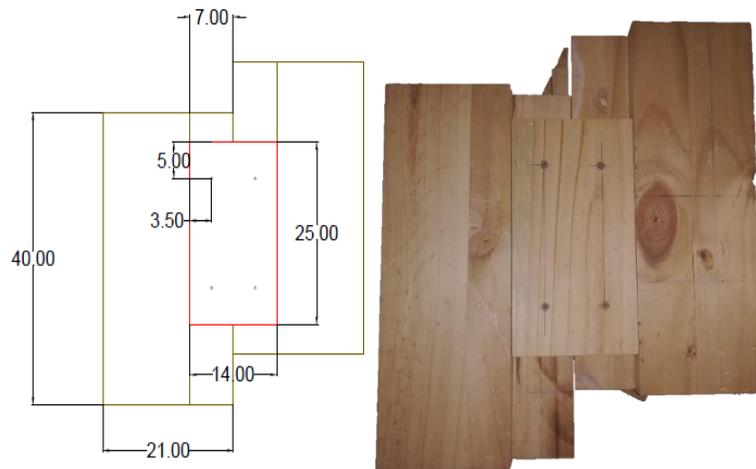


Figura 8: Probeta unión tipo Spline. (Asparren, 2019)

Para la unión tipo Half-lap se construyó una probeta (Figura 9) en la que se utilizó un panel de 25cm x 40cm junto con un panel de 21cm x 40 cm, para la unión se extrajo una capa de la mitad del espesor del panel CLT con una longitud de 6cm, con una corrida de tornillos espaciados a 15 cm.

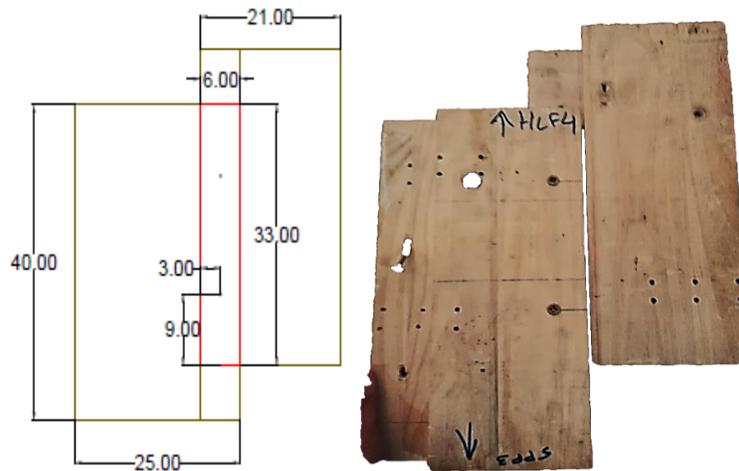


Figura 9: Probeta unión tipo Half-lap. (Asparren, 2019)

La definición de los ensayos utilizada fue:

SPS: Unión tipo Spline con tornillos Simpson (DSV Wood).

SPF: Unión tipo Spline con tornillos Fixser (Turbo Screw).

SPE: Unión tipo Spline con tornillos Simpson mediante una tabla de eucaliptus nitens.

HLS: Unión tipo Half-lap con tornillos Simpson.

HLF: Unión tipo Half-lap con tornillos Fixser.

3.1 Protocolo CUREE

El ensayo se basó en el protocolo usado por el consorcio de universidades para a investigación en ingeniería sísmica (conocido como CUREE por sus siglas en ingles). Este protocolo es una investigación realizada por varios ingenieros civiles los cuales plantearon un método de realización de pruebas para mejorar el rendimiento sísmico de edificios de madera, el principal elemento de investigación fue obtener un historial de carga útil para distintos niveles de desempeño sísmico, para evaluación de diferentes modos de falla y para desarrollar ecuaciones de diseño y modelos analíticos.

Se eligió el protocolo CUREE, debido a su amplia utilización y el hecho de contar con una simplificación que facilita el trabajo. Sin embargo, se debe tener en cuenta que los métodos simplificados tienden a sobreestimar el daño generado por las cargas, particularmente para los ciclos de gran amplitud, por ello es que se debe tener en cuenta que los desplazamientos fueron calculados y no obtenidos directamente de la investigación previa para así tener más precisión en los valores finales.

3.2 Parámetros y resultados obtenidos

Se calcularon las propiedades mecánicas necesarias para la caracterización de la unión, estas son rigidez, resistencia y ductilidad. Con ellas pudieron caracterizar la respuesta cíclica y monotónica de cada tipo de unión.

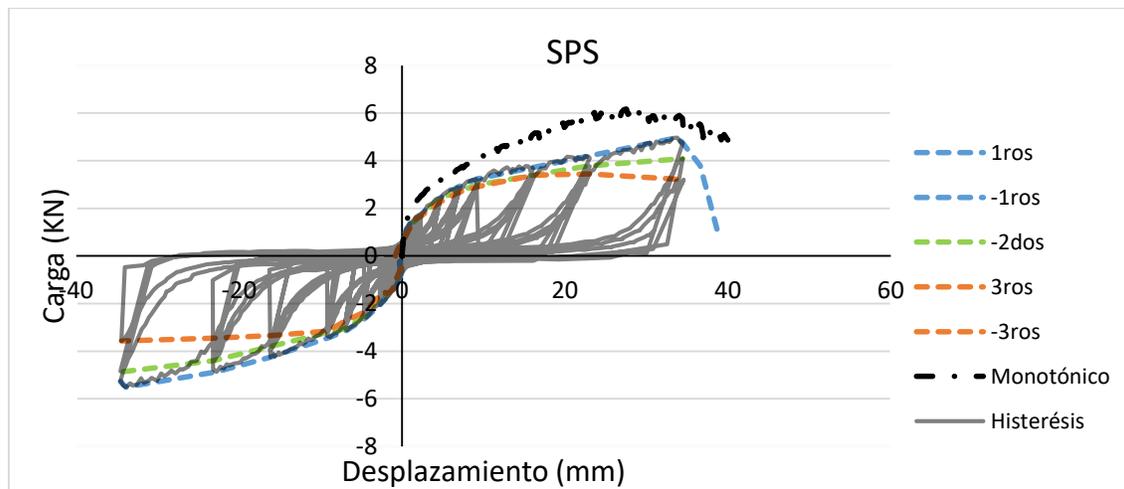


Figura 10: Resultados SPS. (Asparren, 2019)

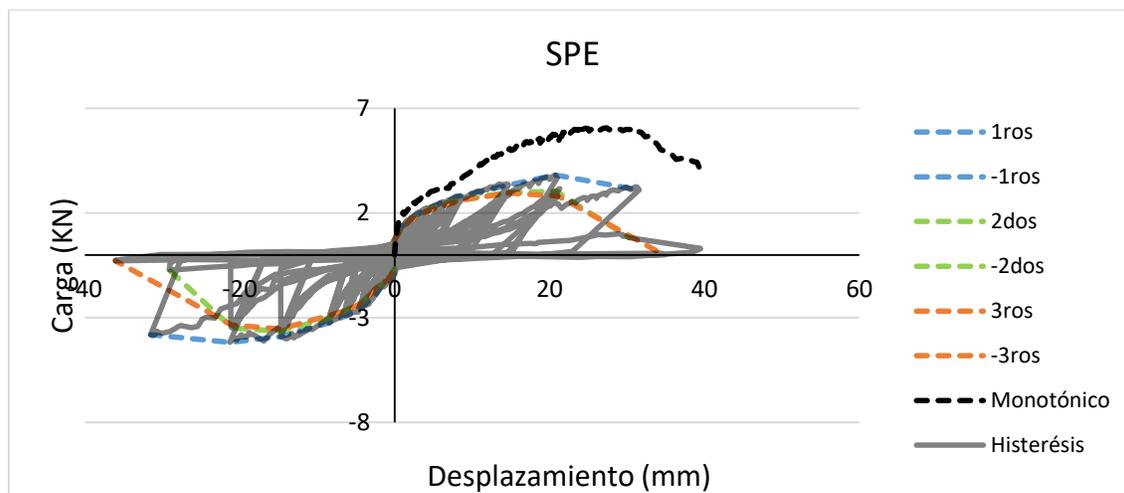


Figura 11: Resultados SPE. (Asparren, 2019)

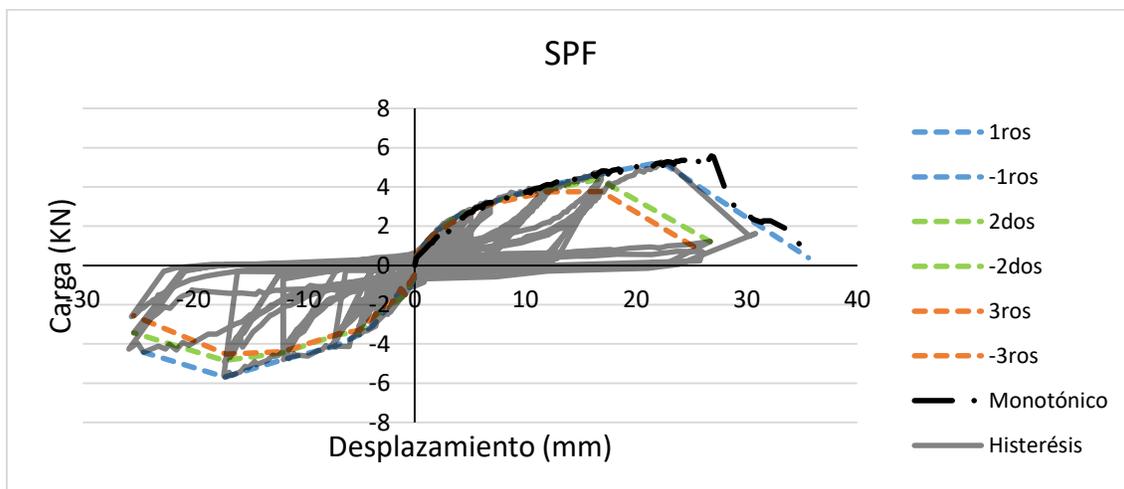


Figura 12: Resultados SPF. (Asparren, 2019)

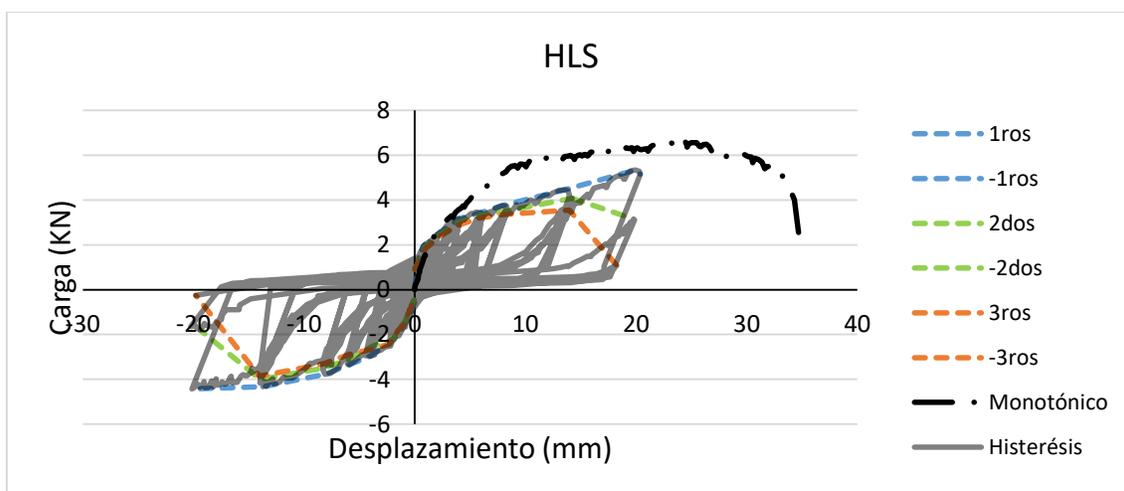


Figura 13: Resultados HLS. (Asparren, 2019)

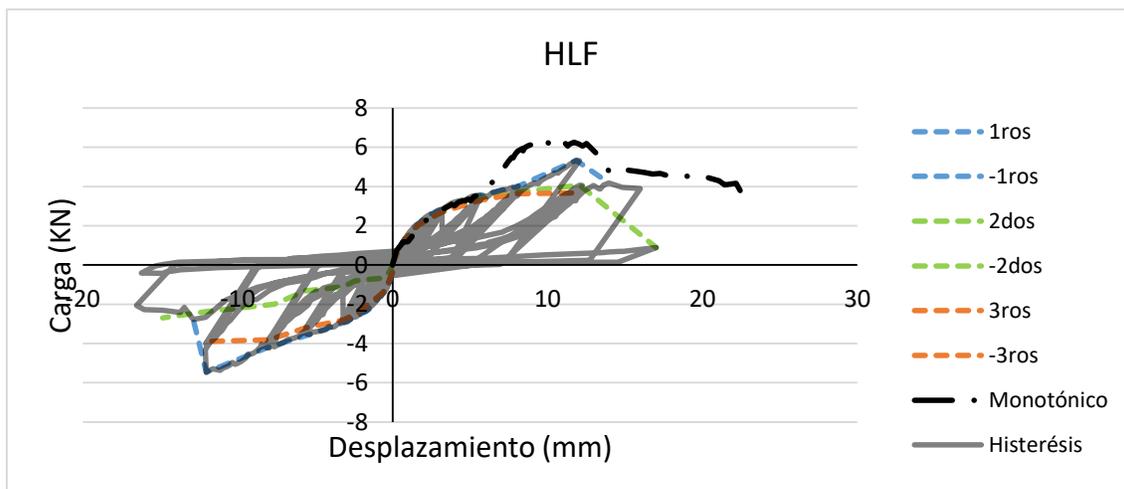


Figura 14: Resultados HLF. (Asparren, 2019)

4 MÉTODOS EMPLEADOS

4.1 Principio de acumulación de daño

Muchos modelos han sido desarrollados en las pasadas décadas para determinar el daño. Un modelo común y simple para calcular el daño es el modelo de daño no acumulativo. La mayoría de los indicadores describen daños en secciones transversales locales, lo que no es adecuado para la descripción de daños de estructuras completas. El daño puede ser definido en términos de rotación, curvatura, o desplazamiento. Sin embargo, los índices de daño no acumulativo ignoran los efectos cíclicos y capturan solo un estado de daño. Gosain (1977) formuló un modelo para describir el daño usando la absorción de energía. Bannon & Veneziano (1982) propusieron un modelo de daño en el cual la energía plástica se normaliza con respecto a la energía absorbida en el límite elástico. Fajfar & Vidic (1994) propuso un modelo en el que el desplazamiento máximo y la energía histerética se utilizan para determinar el índice de daño.

Kraetzig (1989) desarrolló un modelo más complejo de acumulación de energía basado en semi-ciclos (Figura 15). Plantea un índice de daño, D_q , que consiste únicamente en energías disipadas de deformaciones cíclicas, hasta la rotura; este ha sido probado extensamente en experimentos a gran escala en vigas, columnas y entre sus conexiones. Para fallas cíclicas en un lado de la sección transversal en particular, el índice de daño, D_q , distingue los semi-ciclos primarios, E_p^+ (energías de nuevas amplitudes de deformación) y semi-ciclos secundarios E_s^+ , (energías de amplitudes de redefinición) del proceso de daño cíclico. E_s^+ captura esencialmente la degradación de la rigidez y la resistencia.

Para la respuesta positiva el índice de daño queda definido como:

$$D^+ = \frac{\sum E_{pi}^+ + \sum E_{si}^+}{E_m + \sum E_{si}^+} \quad \text{Ec (1)}$$

Donde $\sum E_{pi}^+$ es la totalidad de la energía disipada en todos los semi-ciclos primarios, $\sum E_{si}^+$ es la totalidad de la energía disipada en todos los semi-ciclos secundarios, y E_m es la energía de falla disipada en la deformación monotónica hasta el punto de deformación al 80% de la fuerza máxima ($F_{m\acute{a}x}$). Para la deformación negativa se mantienen las definiciones, pero con signo negativo (ciclos de deformación inversa) (ej: E_{pi}^- , E_{si}^- , D^-).

La inclusión de E_s tanto en el numerador como en el denominador limita la influencia a un nivel más bajo del primer término, para así tener en cuenta tanto la deformación como el tipo de daño por fatiga.

De acuerdo a los parámetros anteriores, el índice de daño global se define como:

$$D_q = D^+ + D^- - D^+ D^- \quad \text{Ec (2)}$$

Donde D^+ es el daño en los ciclos positivos; D^- es el daño en los ciclos negativos; y D^+D^- es la interacción de D^+ y D^- .

Este indicador consta únicamente de energías disipadas de deformaciones cíclicas, hasta el fallo.

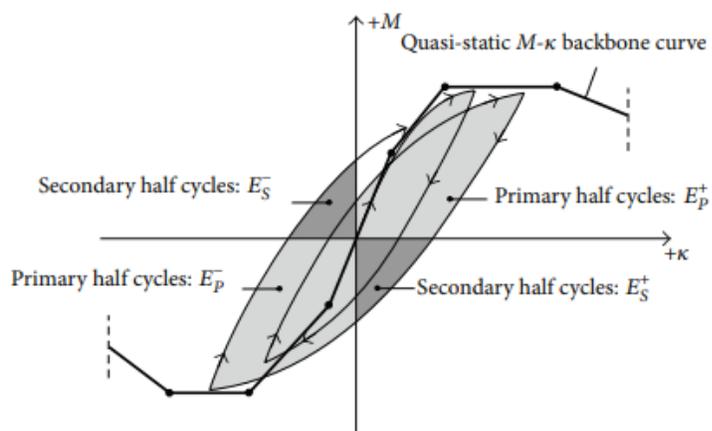


Figura 15: Ciclo de deformación y disipación de energía. (W. B. Kraetzig, 2014)

4.2 Curva de energía elasto-plástica equivalente (EEEP)

En los capítulos anteriores se planteó que la definición de los límites de aceptación de daño se obtiene a partir de la ductilidad de desplazamiento, la que se calcula como la relación entre el desplazamiento de la estructura o elemento y desplazamiento de fluencia, el desplazamiento se obtiene directamente de los datos del ensayo de acuerdo al protocolo de carga, mientras que el desplazamiento de fluencia debe ser calculado, en el caso de ésta investigación, de los resultados de la carga monotónica a partir de la curva EEEP.

La evaluación del desempeño de los paneles de CLT se puede realizar de acuerdo a la metodología del estándar ASTM 2127-11 (2011). Se define la curva envolvente que contiene las fuerzas máximas alcanzadas en los ciclos primarios (ciclos con mayor amplitud de desplazamiento que los subsiguientes) de cada fase del protocolo de carga. La Figura 16 (a) muestra un ejemplo de los ciclos de histéresis y las curvas envolventes, positiva y negativa. Se obtiene una envolvente promedio con los valores absolutos de fuerza y desplazamiento de las envolventes positivas y negativas (Figura 16 b). En la envolvente promedio se define el valor de la fuerza máxima $F_{máx}$ (también llamada en figura 16 y 17 P_{peak}). También se define el desplazamiento último Δ_u asociado a la fuerza última P_u , que corresponde al último punto de la envolvente con valor de fuerza $0.8 F_{máx}$. La curva idealizada elasto-plástica con energía equivalente (EEEP por sus siglas en inglés) se construye de manera que inscriba un área igual al área inscrita en la curva envolvente promedio entre el origen, el desplazamiento último y el eje de desplazamientos (Figura 16 c).

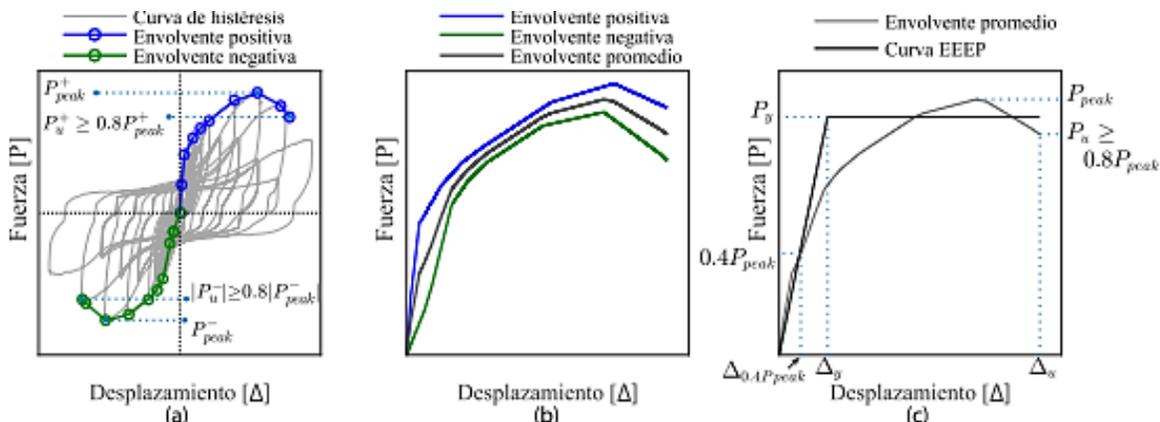


Figura 16: Obtención de la curva EEEP. (Orellana et al., 2019)

De la curva EEEP (figura 17) se calcula tanto la porción elástica de la curva que representa la fuerza de fluencia, F_y como también se debe calcular la rigidez elástica al corte, K_e , la cual se obtiene como la secante en la curva envolvente promedio asociada al punto con fuerza $0.4 F_{m\acute{a}x}$ Para un ciclo de histéresis, ambos parámetros quedan definidos como:

$$F_y = \left(\Delta u - \sqrt{\Delta u^2 - \frac{2A}{K_e}} \right) * K_e \tag{Ec (3)}$$

Donde A representa el área bajo la curva desde cero al punto de ultimo desplazamiento (Δu). Por su parte, la rigidez elástica K_e queda definida como:

$$K_e = (0.4 F_{m\acute{a}x})/\Delta_e \tag{Ec (4)}$$

Donde Δ_e corresponde al desplazamiento en $0.4 F_{m\acute{a}x}$.

Finalmente, el desplazamiento de fluencia se calcula como:

$$\Delta_y = F_y/K_e \tag{Ec (5)}$$

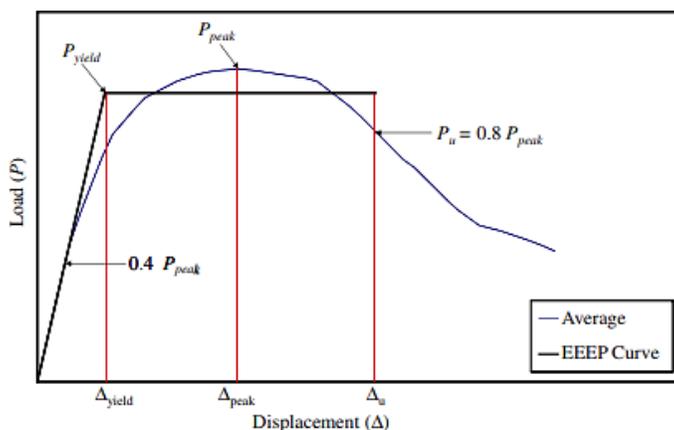


Figura 17: Curva carga - desplazamiento - EEEP. (Schneider et al., 2014).

5 RESULTADOS

En el presente capítulo se exponen y analizan los resultados a partir de los datos experimentales.

La sección 5.1 se refiere a los resultados obtenidos de los ensayos de cargas cíclicas para caracterizar los índices de daño. En la sección 5.2 se presentan los resultados y parámetros obtenidos para establecer los criterios para la definición de los límites de daño en conexiones, basados en la respuesta y la curva EEEP histerética de cada tipo de conexión. La sección 5.3 propone los límites de aceptación de daños de acuerdo a los límites de aceptación de daños asociados a la ductilidad de cada conexión y lo descrito por ASCE/SEI 41-17.

5.1 Índices de daño de acuerdo a Kraetzig

Para la definición de los límites de aceptación es necesario caracterizar la respuesta mecánica de las conexiones en base al cálculo del índice de daño de acuerdo a lo establecido por Kraetzig, para esto se definió la energía disipada en cada ciclo y su desplazamiento de acuerdo a las amplitudes definidas en el protocolo de carga de CUREE.

Los datos de cada conexión están divididos por amplitudes y estas amplitudes están a su vez divididas por ciclos globales, los que representan un medio ciclo positivo más un medio ciclo negativo. Para esta investigación todos los datos relacionados con índice de daño se calcularon para cada ciclo de una forma acumulativa hasta el último dato. Por ejemplo para el primer ciclo de acuerdo a lo estipulado por Kraetzig solo se consideraron los valores de Ep_i de ambos signos y un valor 0 para $Es_i(+, -)$, como es acumulativo para el segundo ciclo se consideraron ambos Ep_i , más ambos Es_i y así sucesivamente. La Tabla 2 representa los valores finales de índice de daño para todas las amplitudes entregadas por el ensayo para cada tipo de conexión.

Los desplazamientos para cada amplitud y para cada conexión se definieron de acuerdo al mayor desplazamiento que se presenta en los datos experimentales para cada amplitud. Del protocolo CUREE se utilizó el número de ciclos que tiene cada amplitud, pero no los desplazamientos definidos ya que esos no representaban en casi ningún caso la realidad. Esto puede deberse a que las cargas se hicieron a mano y por ello los valores pueden variar entre las conexiones.

En general se espera que los valores de este indicador de daño varíen entre 0 y 1, por tanto, los valores finales de D_q , que representan el índice final de daño acumulado, se encuentran dentro del rango. Cuando el valor es más cercano a 1 el daño es mayor o más cercano a la falla, en este caso la conexión tipo SPS es que presenta mayor daño. Las otras dos conexiones con la misma configuración presentan valores similares, las tres cercanas al 0,9. Mientras que las conexiones con unión tipo half lap son las que están bajo el promedio de índice de daño entre todos los tipos de conexiones.

Tabla 2: Principio de acumulación de daño.

	E_m	ΣEp^+	ΣEs^+	D^+	ΣEp^-	ΣEs^-	D^-	D_q
SPS	191,0	154,1	136,0	0,89	182,5	182,0	0,98	0,997
SPE	167,2	71,3	109,1	0,65	87,8	128,0	0,73	0,907
SPF	101,7	59,9	75,3	0,76	92,7	104,7	0,96	0,990
HLS	175,1	54,1	81,4	0,53	54,9	86,1	0,54	0,783
HLF	56,1	18,9	27,6	0,56	26,0	34,3	0,67	0,852

5.2 Parámetros de la curva EEEP

Como ya se planteó anteriormente para definir límites de aceptación de debe calcular la ductilidad, para lo cual es necesario saber el desplazamiento de fluencia que se calculó a partir de los resultados de la curva EEEP.

De acuerdo a la respuesta histerética de los diferentes tipos de conexiones se realizaron los cálculos de los parámetros de la curva EEEP a partir de los datos de los ensayos monotónicos y considerando los valores de fuerza y desplazamiento máximo. El desplazamiento de fluencia fue calculado con Δ_u , F_y y K_e , donde Δ_u es el desplazamiento al 80% de la carga máxima luego de haber superado el peak. K_e , rigidez elástica al corte, es calculada en $0.4 F_{m\acute{a}x}$ como la relación entre la fuerza y su desplazamiento correspondiente. La Tabla 3 resume los valores de fuerza y desplazamiento máximo, los cuales se obtuvieron directamente de los datos experimentales. Por su parte, la Tabla 4 resume los parámetros calculados de acuerdo a la curva EEEP.

Tabla 3: Fuerza y desplazamiento máximo de la respuesta monotónica (Asparren, 2019).

TEST	$F_{m\acute{a}x}$ (KN)	$\Delta_{m\acute{a}x}$ (mm)
SPS	6,18	27,56
SPE	6,09	25,95
SPF	5,63	25,04
HLS	6,64	23,99
HLF	6,3	10,43

Tabla 4: Parámetros calculados de acuerdo a curva EEEP.

TEST	$0.8F_{m\acute{a}x}$	Δ_u	Área	$0.4 F_{m\acute{a}x}$	Δ_e	K_e	F_y	Δ_y
SPS	4,94	39,29	190,98	2,47	2,19	1,13	5,16	4,58
SPE	4,87	35,26	167,18	2,44	2,65	0,92	5,15	5,61
SPF	4,50	26,21	101,74	2,25	3,64	0,62	4,51	7,30
HLS	5,31	32,44	175,10	2,66	2,04	1,30	5,80	4,45
HLF	5,04	13,21	56,09	2,52	2,61	0,97	5,38	5,57

5.3 Relación ductilidad vs índice de daño

En el siguiente gráfico, se presentan las ductilidades de desplazamiento por ciclo global, las que distinguen semi-ciclos primarios y semi-ciclos secundarios formando las amplitudes del proceso de daño cíclico, versus índice de daño (Dq), estos representan el índice de daño acumulado asociado a cada tipo de conexión (Figura 18). Para las conexiones tipo SPS y SPE, conexiones que se diferencian por la madera que utilizan, se observa que, para un mismo índice de daño, la conexión con madera de pino radiata alcanza una mayor ductilidad que la con eucaliptus. Las conexiones SPS y SPF, presentan la misma configuración, pero con distinto tipo de tornillo, lo mismo ocurre entre las conexiones HLS y HLF en ambas configuraciones la conexión con tornillo tipo Simpson presenta mayores ductilidades para un mismo índice de daño. Al contrario, ahora las conexiones tipo SPS y HLS utilizan el mismo tipo de tornillo, pero presentan una configuración distinta al igual que entre las conexiones SPF y HLF, para ambos casos las conexiones presentan valores de ductilidades similares para el mismo índice de daño, aunque respecto al índice de daño global obtenido la unión tipo Spline es la que presenta un valor mayor.

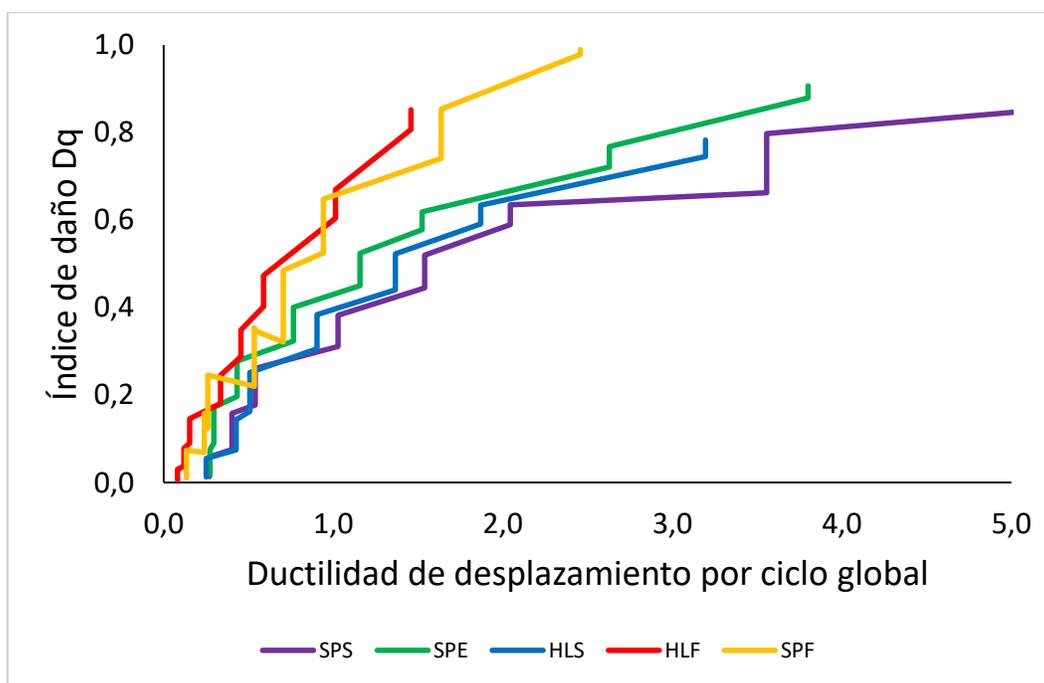


Figura 18: Gráfico ductilidad de desplazamiento - índice de daño

5.4 Límites de aceptación de daño

5.4.1 Límite de aceptación de daño, adaptación propuesta Schneider et al. (2014)

Schneider et al. en 2014 propuso una relación entre el nivel de daño y los índices de daño Kraetzig. De acuerdo a la descripción de daño que define Schenider et al. (2014) y al daño tangible y observado en la investigación de Asparren (2019) es que para esta investigación se adaptaron los porcentajes de daños propuestos para que así los valores fueran más representativos a la realidad

de los ensayos, en particular el cambio se define para el nivel de daño menor, donde se varía de un 35% a un 30% de índice de daño aceptable, quedando definido que no existe un nivel de daño cuando el índice de daño es menor al 20%; para un nivel de daño menor, el índice de daño está entre 20% y 30%, lo que representa que solo se necesitarían reparaciones menores. Por otra parte, cuando ya hay deflexiones permanentes en los anclajes, es decir sobre un 30% pero menos de 65% de índice de daño, se denomina nivel de daño moderado. Por último cuando el nivel de daño es severo, se necesitan reemplazos de soportes y el índice de daño está entre el 65% y 80% (Tabla 5).

Tabla 5: Adaptación Schneider et al.2014 de relación entre nivel de daño e índice de daño para conexiones atornilladas (Fuente: Elaboración propia).

Nivel de daño	Descripción de daño	Índice de daño Kraetzig
Ninguno	No se observaron daños visibles	$Dq < 0.20$
Menor	Extracción menor de sujetadores (20% de la longitud del sujetador); ligera deformación plástica del soporte; se requieren reparaciones menores	$0.20 > Dq < 0.30$
Moderado	Deflexiones visuales permanentes del soporte; falla por cizallamiento de hasta dos sujetadores; extenso retiro de sujetadores (50% de la longitud del sujetador); se puede arreglar y reactivar como una conexión	$0.30 > Dq < 0.65$
Severo	Más del 80% de los sujetadores fallaron (falla por corte y extracción); grieta severa en el soporte; separación de soporte del panel CLT; requiere el reemplazo del soporte en una posición diferente en la pared CLT para que sea útil otra vez; aplastamiento severo de madera en la capa exterior de CLT	$0.65 > Dq < 0.80$

De acuerdo a esta definición, la Tabla 6 resume los valores de los límites de aceptación de daños y su respectivo nivel de daño para cada tipo de conexión. Estos valores fueron obtenidos a partir de la interpolación de los datos de los gráficos ductilidad por ciclo global versus índice de daño (Figura 19 a Figura 23) y la adaptación de los valores de índices de daño propuestos por Schneider et al. (2014), de acuerdo los índices de daño de Kraetzig.

De acuerdo a lo descrito en la Tabla 6, los límites de aceptación de daño calculados para el nivel de daño menor en todas las conexiones y también en el caso de SPF para el nivel de daño moderado presentan un valor de menor a 1, lo que en la práctica, sabiendo que las conexiones fallaron y que los valores calculados de límites de aceptación están asociados a una ductilidad de desplazamiento, no tiene mayor sentido, este valor debería ser, al menos igual a 1, lo que representaría que no tiene capacidad de deformarse previamente al fallo. SPS es el tipo de conexión que presenta valores de límites más altos, seguido por las conexiones HLS y SPE, conexiones que al igual que SPS utiliza tornillo tipo Simpson. Las conexiones con tornillos tipo Fixser (SPF y HLF) son los con valores menores y por tanto los que alcanzan a fluir menos antes de llegar al colapso. Respecto a las configuraciones que utilizan distinta madera, la conexión con madera de Eucaliptus es más frágil que la con madera de pino Radiata.

Tabla 6: Ductilidad de desplazamiento de acuerdo a adaptación de Schneider et al. (2014).

	Límite de aceptación de acuerdo con la adaptación de criterio de Schneider - Ductilidad de desplazamiento				
Nivel de daño	SPS	SPE	HLS	HLF	SPF
Menor	0,83	0,56	0,90	0,45	0,53
Moderado	2,88	1,98	2,38	1,01	0,94
Severo	3,97	2,81	3,20	1,46	1,64

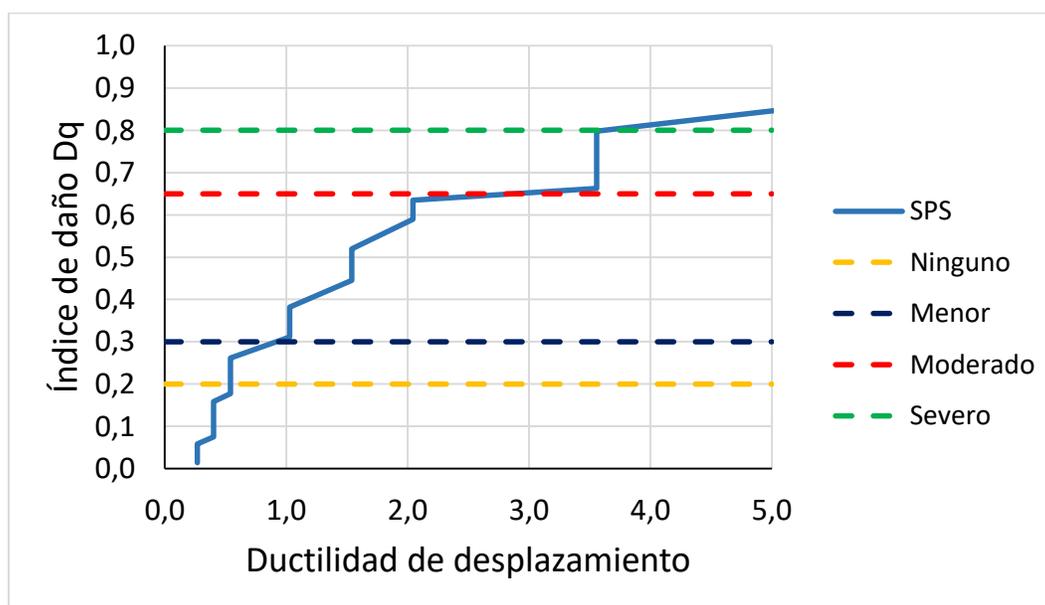


Figura 19: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos SPS

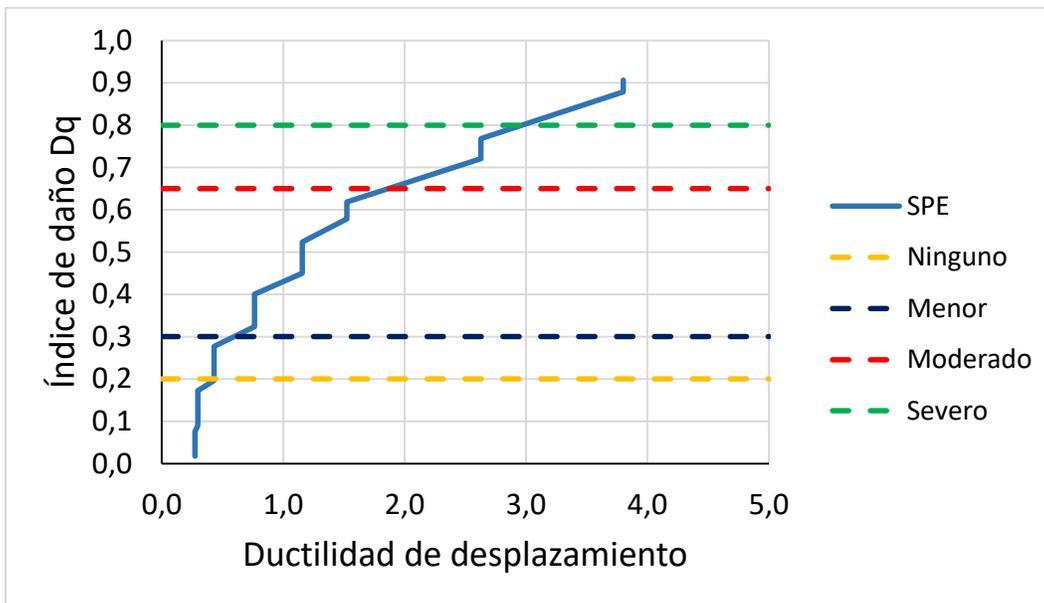


Figura 20: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos SPE

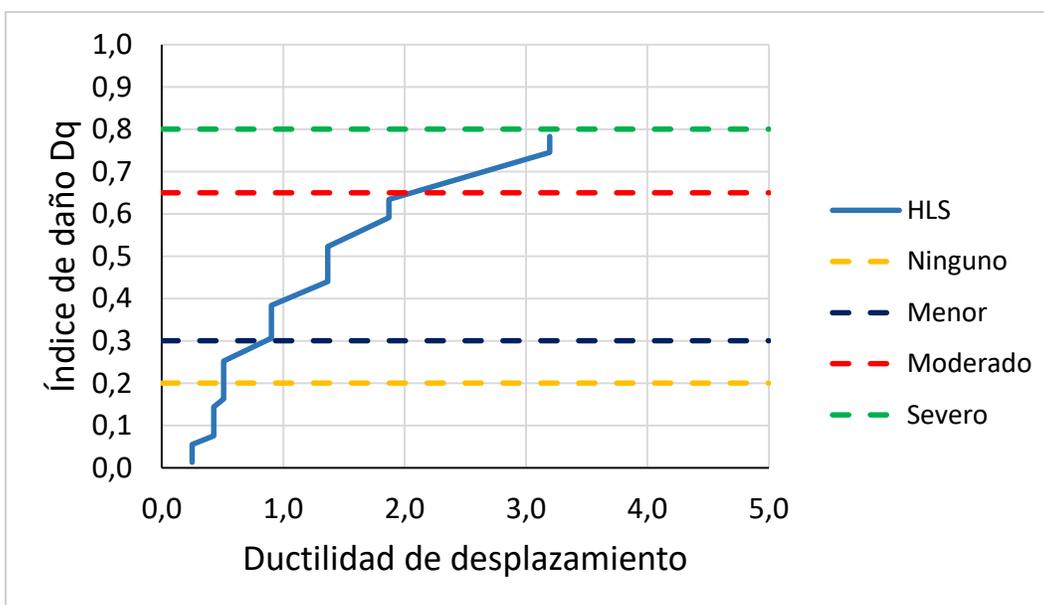


Figura 21: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos HLS

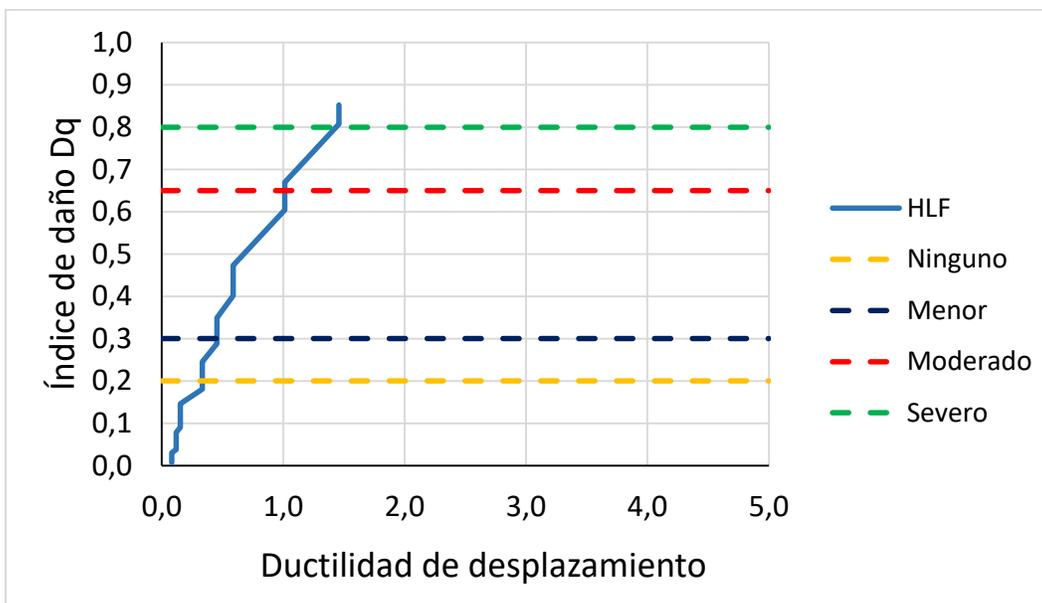


Figura 22: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos HLF

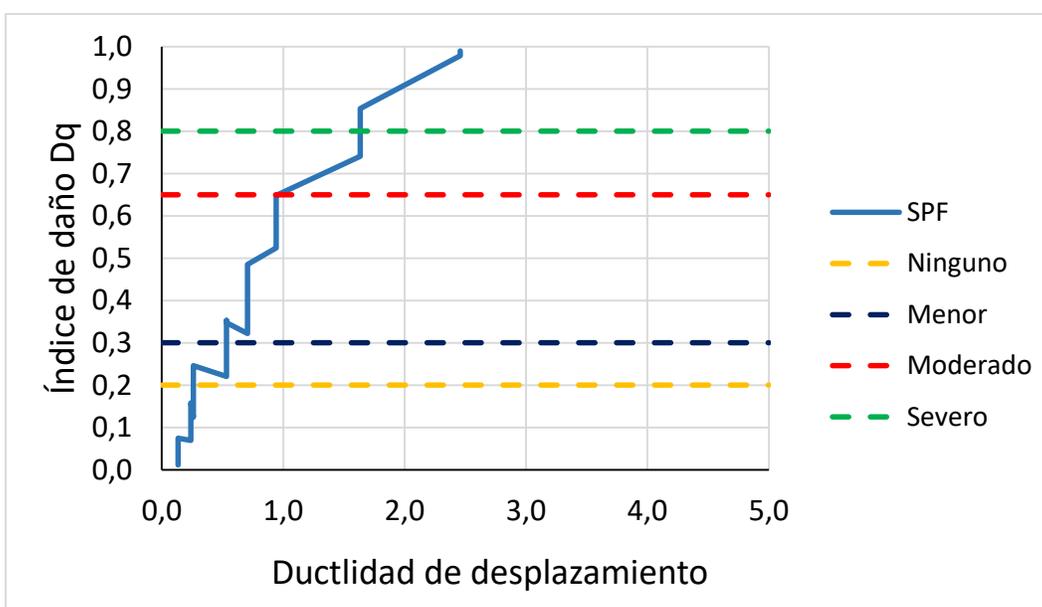


Figura 23: Ductilidad de desplazamiento - índice de daño y límites propuestos SPF

5.4.2 Límite de aceptación de daño ASCE/SEI 41-17

Por otro lado, ASCE/SEI 41-17 propone sus propios valores para conexiones de tornillos madera – madera. Los cuales, si bien no están definidos para el mismo tipo de sistema constructivo de madera que la que se utilizó en esta investigación, se pueden tomar como referencia, ya que solo se está contemplando los daños en conexiones. La relación de ductilidad aceptable para ocupación inmediata es de 1.4, para seguridad de la vida 2.5, mientras que para prevención del colapso es 3.0. (Tabla 7)

Tabla 7: Límites de aceptación de daños (Δ/Δ_y) propuestos por ASCE/SEI 41-17.

Límite de aceptación de daño ASCE/SEI 41-17			
	Relación aceptable Δ/Δ_y		
	IO	LS	CP
Tornillo madera - madera	1.4	2.5	3.0

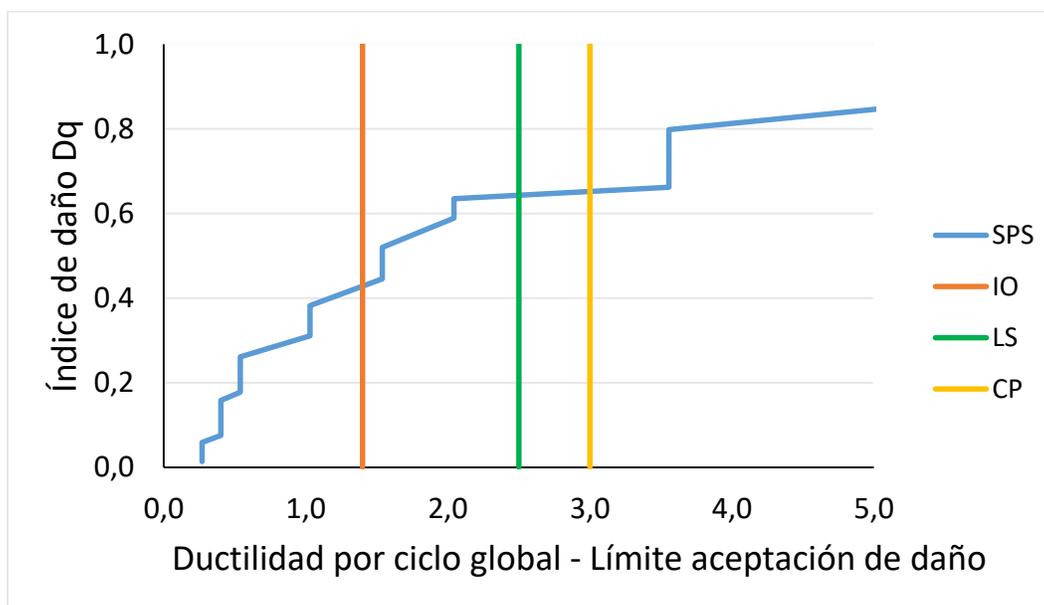


Figura 24: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - SPS

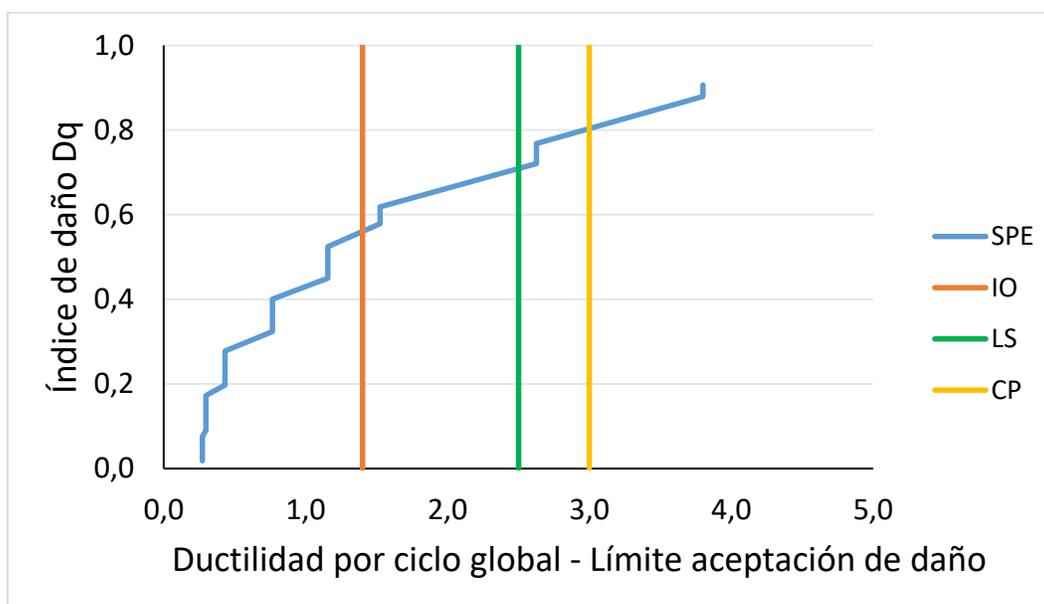


Figura 25: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - SPE

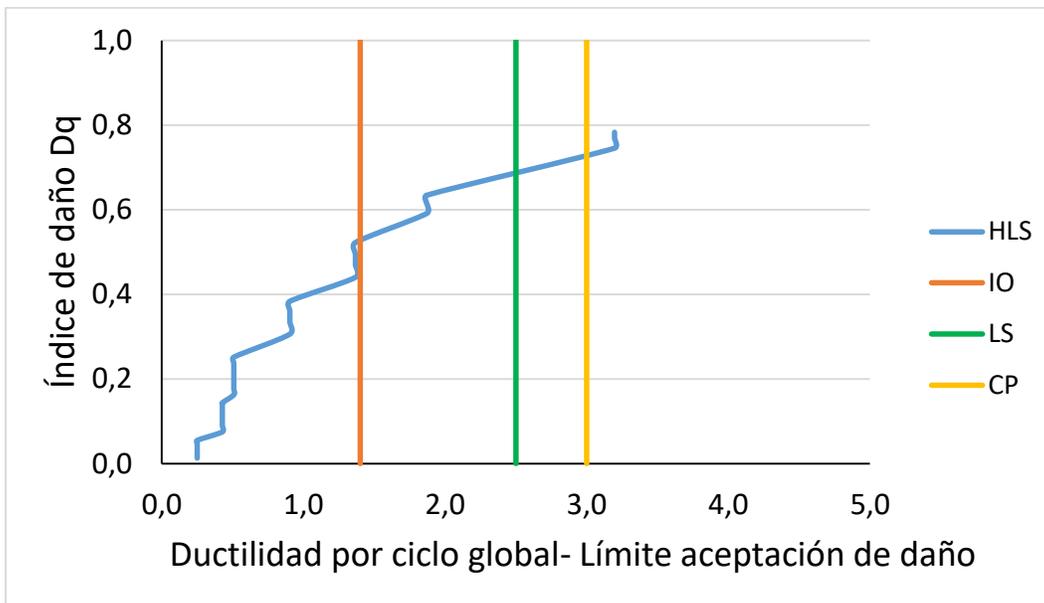


Figura 26: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - HLS

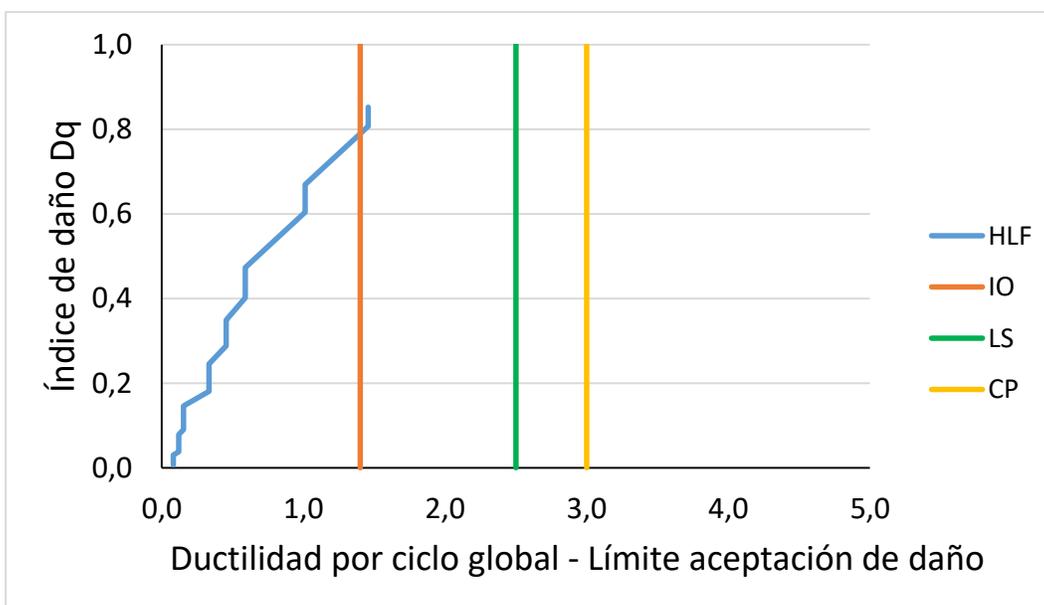


Figura 27: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 - HLF

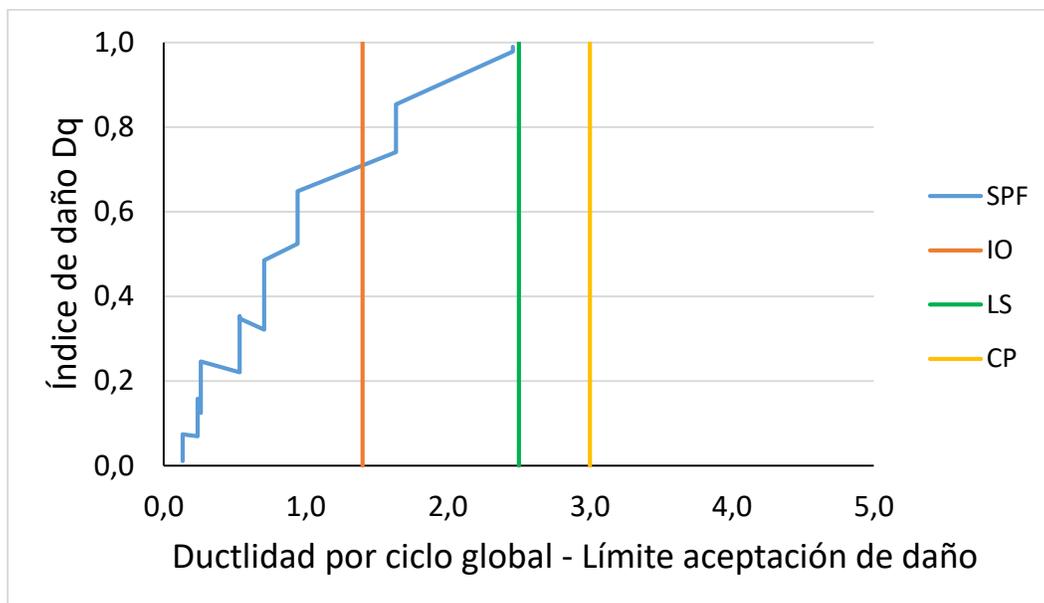


Figura 28: Índices de daño de acuerdo a límites ASCE41 – SPF

Los límites de aceptación de daño propuestos por ASCE 41, gráficamente están dentro del rango de valores para las conexiones con tornillo Simpson, SPS, SPE y HLS (Figura 24, 25 y 26 respectivamente), no así para las conexiones que utilizan tornillo Fixser, es decir SPF y HLF (Figura 27 y 28).

5.5 Comparación de los límites de aceptación de daño

Para comparar ambas propuestas es necesario definir cuál es la relación entre lo propuesto por Schneider et al. (2014) y lo definido en ASCE 41. Por un lado, Schneider et al. (2014) relaciona un rango de índices de daños con el nivel de daño que presente cada conexión, mientras que ASCE 41 plantea límites de aceptación como una propuesta de ductilidad asociado a cada estado límite.

A partir de la descripción de daño que utiliza Schneider et al. (2014) en la relación de nivel de daño de acuerdo a cada rango de índice de daño, considerando la adaptación realizada para esta investigación y la definición para cada estado límite de daño que plantea ASCE 41, se puede relacionar el nivel de daño menor con el estado límite de ocupación inmediata, el nivel de daño moderado con el estado límite de seguridad de la vida y el nivel de daño severo con el estado límite de prevención del colapso. Sabiendo la relación entre el nivel de daño y los estados límites, y considerando la relación explícita descrita por Schneider, se obtiene la relación de los tres conceptos planteada en la Tabla 8.

Tabla 8: Relación propuesta de acuerdo a ASCE/SEI 41-17 y Schneider et al. (2014).

Nivel de daño	Estados límites	Límite de aceptación Adaptación-Schneider	Límite de aceptación de acuerdo a ASCE 41
Menor	Ocupación inmediata (IO)	$0.20 > Dq < 0.30$	1,4
Moderado	Seguridad de la vida (LS)	$0.30 > Dq < 0.65$	2,5
Severo	Prevención del colapso (CP)	$0.65 > Dq < 0.80$	3,0

Utilizando la relación establecida, la Figura 29 muestra los resultados de los límites calculados de acuerdo a Schneider et al. (2014) (rangos de índices de daño) y los límites definidos por ASCE 41. Para todos los tipos de conexiones los límites de ocupación inmediata no coinciden para ambas propuestas, el valor calculado está muy por debajo al límite propuesto por ASCE 41 de $\Delta/\Delta y = 1,4$. Además, como ya se dijo antes el límite de aceptación de daño debe tener un valor de al menos uno, para que tenga sentido práctico.

Comparando los valores de los límites de aceptación de daño de las conexiones tipo SPS y la conexión tipo SPF, las que cuentan con la misma configuración, pero distinto tornillo, se observa que la conexión con tornillo Simpson (SPS) presenta mayores límites de aceptación que la con tornillo Fixser (SPF). Aunque ambas conexiones presentan una ductilidad de desplazamiento menor a 1 para el nivel de daño menor, SPS alcanza a fluir prácticamente el doble que SPF antes de sufrir un nivel de daño severo, por otra parte la conexión tipo SPS para el nivel de daño moderado y severo supera lo definido por ASCE41 mientras que SPF está muy por debajo de los valores planteados. Lo mismo ocurre entre las conexiones HLS y HLF las cuales también entre ellas presentan la misma configuración, pero distinto tornillo. Por su parte, las conexiones tipo SPS y HLS utilizan el mismo tornillo, sin embargo, tienen distinta configuración y sus límites de aceptación presentan magnitudes de ductilidad muy similares, entre las conexiones SPF y HLF cambia solo la configuración, pero a diferencia de las anteriores para la conexión half - lap (HLF) no se cumplen o se acercan a ninguno de los valores de niveles de daño propuestos por ASCE41. Con respecto a las conexiones tipo SPS y SPE que solo se diferencian por el tipo de madera que se utiliza, SPS está sobre el valor establecido por ASCE41 para el nivel de daño moderado y severo mientras que la conexión que utiliza eucaliptus (SPE) solo se logra el valor de ASCE 41 para el nivel de daño severo.

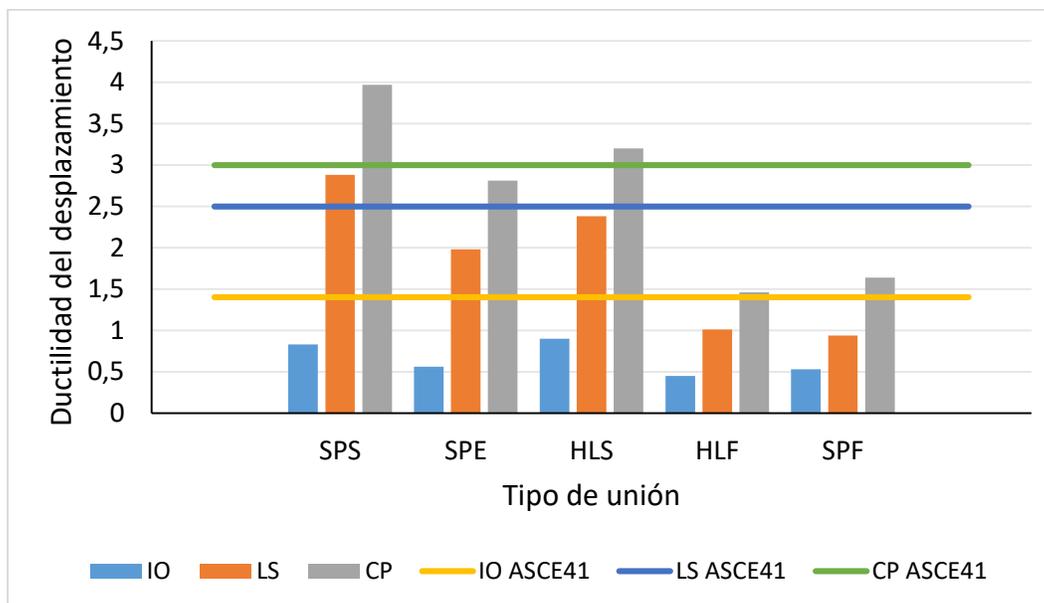


Figura 29: Propuesta de límites de aceptación de daño versus definidos por ASCE41

Ahora, sabiendo cómo se relacionan ambas propuestas (ASCE 41 y la adaptación de propuesta de Schneider et al., 2014), los límites de aceptación de daños para los cinco tipos de conexiones en estudio son las presentadas en la Tabla 9. Desde el punto de vista de la seguridad, y ya que todas las conexiones presentan valores de ductilidad de desplazamiento menores a 1 para el estado límite de ocupación inmediata, y de acuerdo a lo ya explicado anteriormente, al no tener sentido práctico se procedió a proponer como valor único de ductilidad igual a 1. También desde el punto de vista de la seguridad se escogió para los estados límites de seguridad de la vida y prevención del colapso, el menor valor de ductilidad entre ambas propuestas, quedando que para las conexiones con tornillo Simpson (SPS, SPE y HLS) los mayores límites de aceptación de daño, en especial la conexión con unión tipo Spline. Para el caso de las conexiones HLF y SPF por un sentido práctico y para brindar mayor seguridad no se definieron valores para el estado límite de seguridad de la vida ya que el valor de ductilidad tendría que ser el mismo que el nivel de daño menor, ya que ambas conexiones sufren un daño muy rápido entre el estado límite de ocupación inmediata y prevención del colapso.

Tabla 9: Límites de aceptación de daños propuestos (Δ/Δ_y).

		Límite de aceptación de daño propuestos, asociados a una ductilidad de desplazamiento (Δ/Δ_y)				
Nivel de daño	Estado límite	SPS	SPE	HLS	HLF	SPF
Menor	IO	1	1	1	1	1
Moderado	LS	2,5	1,98	2,38	-	-
Severo	CP	3	2,81	3	1,46	1,64

6 CONCLUSIONES Y RECOMENDACIONES.

6.1 Conclusiones

En esta investigación se definieron límites de aceptación de daño en conexiones en elementos de madera de CLT para su aplicación al diseño sísmico por desempeño de acuerdo a normativas compatibles con lo que se busca implementar en Chile.

Para lograr el objetivo se sintetizó el estado del arte de estructuras de madera estableciendo que existen técnicas de diseño e información sobre el diseño sísmico por desempeño, sin embargo falta aplicación práctica para el CLT y aún más específicamente enfocado en Chile. Porque si bien hay información de diseño sísmico por desempeño, los indicadores que hay no son explícitos para CLT, el tipo de conexión, ni representan las condiciones sísmicas chilenas.

Además, se logró caracterizar la respuesta mecánica de resultados de ensayos experimentales en conexiones, la cuantificación de daño de las conexiones, que se calculó de acuerdo a lo propuesto por el principio de acumulación de Kraetzig además de la ductilidad de cada conexión. Se obtuvo que hay una evolución del daño a medida que aumenta la ductilidad. También se observó que en general todas las conexiones en estudio tienen un valor de índice de daño dentro del rango establecido es decir entre 0 y 1, que las conexiones con tornillo Fixser , HLF y SPF, tienden a ser más frágiles mientras que SPS, SPE y HLS que utilizan tornillos Simpson fluyen más para llegar a un mismo nivel de daño que los anteriormente nombrados antes de colapsar.

Se propusieron ciertos límites de aceptación de daño asociados a niveles y estados de daño, que son consistentes con los códigos de diseño internacionales, para el nivel de daño menor todos los tipos de conexiones presentan valores de ductilidad de desplazamiento menores a 1, SPS es el tipo de conexión con valores de límites de aceptación más altos y seguido por HLS, esto puede deberse a que ambas conexiones utilizan el mismo tornillo, Simpson, a diferencia de las dos conexiones que presentan menores valores HLF y SPF que utilizan un tornillo Fixser, el cual es un tornillo más simple, sin mayores pruebas de calidad y que no está especificado para uso estructural como si lo está el tornillo Simpson.

Fueron comparados con límites antes ya propuestos por ASCE/SE 41-17, los cuales al no especificar tipo de madera ni tampoco el tornillo, y considerando que la mayoría de valores de estados límites de aceptación de daño no coinciden con los calculados, estos no debiesen ser utilizados directamente para un buen diseño, pero si como referencia para un margen de seguridad. La conexión con unión Spline y tornillo Simpson, SPS, es la conexión que presenta mayores valores de límites de aceptación de daño, lo que significa que resisten más antes de la falla. Mientras que ambas conexiones que utilizan tornillo Fixser, SPF y HLF, tienen un comportamiento frágil, es decir, pasan muy rápidamente de un nivel de daño menor a uno severo, por lo anterior y sumado a motivos de

seguridad es que para ambas conexiones solo se presentan dos valores de límites de aceptación de daño. De acuerdo a los valores obtenidos se propone que en general los límites de aceptación de daño para SPF y HLF va de 1 a 1,5 para daño menor y severo respectivamente. Por otro lado, se observa que el tipo de madera si influye en el comportamiento de las conexiones, ya que el modelo que utiliza madera de pino radiata presenta mayores ductilidades de desplazamiento para un nivel de daño moderado y severo que la conexiones SPE que utiliza madera de Eucalipto.

6.2 Recomendaciones

Se debería hacer esta misma investigación, utilizando tornillos diseñados para el uso estructural para que así tenga un sentido aún más práctico. Además, sugeriría realizar el cálculo del índice de daño para todos los ciclos de carga y no solo para el promedio, como se calculó en esta investigación, para hacer más precisa la información obtenida.

Para obtener una mejor comparación entre conexiones se debería considerar la misma cantidad de amplitudes para todos los ensayos, así el índice de daño global podría ser verdaderamente comparado y analizado.

7 REFERENCIAS

American Society for Testing and Materials. (2011). Standard Test Methods for Cyclic Load Test for Shear Resistance of Walls. ASTM E2126- 11, West Conshohocken, PA.

ASCE/SEI, 41-17. (2017). Seismic evaluation and retrofit of existing buildings. Reston, American Society of Civil Engineers. Reston, Virginia, 2017.

Asparren K. (2019). Caracterización del comportamiento mecánico de uniones atornilladas en madera contralaminada, Universidad del Bio-Bio, Concepción, Chile.

Bannon, H., and Veneziano, D. (1982). "Seismic safety of reinforced concrete members and structures." *Earthquake Eng. Struct. Dyn.*, 10(4), 179–193.

Bertero, V. (1992). Lessons learned from recent catastrophic earthquakes and associated research. Primera Conferencia Internacional Torroja, 1989. Instituto Torroja. Madrid, España.

Fajfar, P., and Vidic, T. (1994). "Consistent inelastic design spectra: Hysteretic and input energy." *Earthquake Eng. Struct. Dyn.*, 23(5), 523–537.

Follesa, M., Fragiaco, M., Vassallo, D and Ceccotti, A., 2013. Seismic design of multi-storey cross laminated timber buildings according to Eurocode 8, *International Journal of Earthquake Engineering*, (30(4):27-53).

Gosain, N. K., Brown, R. H., and Jirsa, J. O. (1977). "Shear requirements for load reversals on RC members." *J. Struct. Eng.*, 103(7), 1461–1476.

INN. (2014). NCh 1198: 2014. Madera- Construcciones en madera- Cálculo. Chile.

J. Schneider et al. (2014) Damage Assessment of Connections Used in Cross-Laminated Timber Subject to Cyclic Loads. American Society of Civil Engineers.

Kraetzig, W., Meyer, I., and Meskouris, K. (1989). "Damage evolution in reinforced concrete members under cyclic loading." 5th Int. Conf. on Structural Safety and Reliability, ASCE, Reston, VA, 795–802.

Latour M. y Rizzano G. (2016). Cyclic behavior and modeling of a dissipative connector for cross-laminated timber panel. *Journal of Earthquake Engineering* 19 (1).

López, S., & Ayala, G. A. (2013). Método de diseño sísmico basado en desplazamientos para marcos de concreto reforzado. *Revista de la Ingeniería Sísmica* N° 88 91-111, 91-111.

Orellana, P., Santa María, H., Almazán, L. (2019). Ensayos Cíclicos de muros de madera sometidos a carga vertical y momento flector, 4to Congreso Latinoamericano de estructuras de madera, Montevideo, Uruguay, Noviembre.

Ospina, A. (2012). Método basado en desplazamientos para el diseño y evaluación de la vulnerabilidad sísmica de puentes de concreto reforzado. Escuela de Ingeniería, Universidad EAFIT. Medellín, Colombia.

PEER Report 2017- 06 Pacific Earthquake Engineering Research Center. Headquarters at the University of California, Berkeley, May 2017

Souza, E. (2018). Madera Laminada Cruzada (CLT): qué es y cómo usarla. *ArchDaily* (2).

Steurer, A. (2006). *Developments in timber engineering*, Birkhauser, Suiza.