



UNIVERSIDAD DE CHILE
FACULTAD DE CIENCIAS FÍSICAS Y MATEMÁTICAS
DEPARTAMENTO DE INGENIERÍA CIVIL

COMPORTAMIENTO AL FUEGO DE COMPONENTES ESTRUCTURALES DE
MADERA CONTRALAMINADA

MEMORIA PARA OPTAR AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL

PATRICIO ANDRÉS LONCÓN MADARIAGA

PROFESOR GUÍA:
MARIO WAGNER MUÑOZ

MIEMBROS DE LA COMISIÓN:
MAURICIO REY GONZÁLEZ
DAVID CAMPUSANO BROWN

SANTIAGO DE CHILE
2019

RESUMEN DE LA MEMORIA PARA OPTAR
AL TÍTULO DE INGENIERO CIVIL
POR: PATRICIO ANDRÉS LONCÓN MADARIAGA
FECHA: 2019
PROF. GUÍA: MARIO WAGNER MUÑOZ

COMPORTAMIENTO AL FUEGO DE COMPONENTES ESTRUCTURALES DE MADERA CONTRALAMINADA

Con una presencia de algo más de dos décadas desde su aparición en el mercado de la construcción, la madera contralaminada ha incrementado su participación en el mismo en forma sostenida, especialmente en Europa Central y América del Norte. El material se puede describir como una disposición encolada contrapuesta en 90° de entablados de piezas de madera aserrada enfrentadas en sus cantos y eventualmente vinculadas entre sí por medio de un encolado. Las reglas de armado de estos paquetes son similares a las que se aplica para la fabricación de tableros contrachapados, y análogamente a lo que sucede con estos, el material resultante exhibe propiedades mecánicas prácticamente homogéneas en el plano y una buena estabilidad dimensional en dicho plano, mejorando considerablemente los problemas de anisotropía que caracterizan a la madera aserrada.

La situación descrita explica la rápida aceptación del material por parte de la industria de la construcción, que ha aprovechado sus características para el desarrollo de tipologías constructivas en el área residencial e industrial. De especial interés resultan las aplicaciones en edificaciones en altura utilizando madera. El entusiasmo es tal, que en Canadá se habla incluso de la construcción de rascacielos de madera.

Chile dispone de recursos madereros generosos y renovables, con plantaciones de bosques de Pino radiata, especie conífera de adecuadas propiedades mecánicas, que aseguran un suministro de material madera aserrada que no se refleja en los índices locales de consumo de madera en la construcción. El desarrollo de soluciones constructivas en altura moderada para uso residencial, educacional y de oficinas puede activarse con la incorporación al mercado local de componentes de madera contralaminada de Pino radiata. De hecho, el material está siendo estudiado en proyectos de investigación desarrollados en la Universidad de Santiago y la Universidad del Bío-Bío, centrándose las investigaciones en los procesos de fabricación, las propiedades mecánicas y los sistemas de interconexión de elementos.

Esta Memoria de Título tiene como objetivo revisar y procesar antecedentes relacionados con el comportamiento al fuego de la madera contralaminada y la posible modelación analítica de su capacidad resistente en condiciones de incendio. Se analizará el estado del arte en este campo de acuerdo con los antecedentes más relevantes disponibles en Europa, Norteamérica y Oceanía.

*A mis padres, Sandra y Victor.
A los Profesores que me inspiraron*

Agradecimientos

Quisiera partir mis agradecimientos pensando en el joven que entró a esta facultad, lleno de expectativas, miedos, ambiciones y sueños, que luego se fueron adaptando a la realidad, y después de un largo camino, me llevaron a ser lo que soy hoy en día. Este proceso de cambio nunca me hubiese imaginado que ocurriese de la forma en que ocurrió, lo que me invita a seguir soñando y perseguir mis metas, a pesar de tener que afrontar un inesperado y largo camino.

En primer lugar, quiero agradecer a mi familia, a mis padres Sandra y Víctor, que gracias a su constante apoyo puedo estar donde estoy hoy en día.

A mis amigos, de la universidad, del deporte, de la vida, quienes me acompañaron durante este largo y difícil proceso, no me atreveré a nombrarlos uno por uno sabiendo que se me quedarán algunos afuera, pero cada uno de ustedes sabe el lugar que ocupa en mi corazón.

Agradecer también a la Selección de Judo de la Universidad de Chile, lugar en donde más viví la Universidad, rodeado de los futuros y actuales profesionales de las diversas áreas del conocimiento. Gracias por cada entrenamiento y campeonato en donde se compartieron tanto lesiones, sudor y lágrimas, como alegrías, triunfos y medallas, gracias por permitirme seguir creciendo en este deporte, y despejarme luego de largas tardes de estudio. A los que continúan en la selección, los invito a aprovechar cada momento juntos, ya que el espacio que ahí se genera es muy difícil encontrarlo en otro lado.

Quisiera agradecer especialmente a mi profesor guía del presente trabajo de título, el Sr. Mario Wagner, quien confió en mí para desarrollar este tema y que desde el primer minuto me acompañó en su desarrollo, brindándome cada interesante y actualizada información que estuvo a su disposición. También agradecer al Sr. Mauricio Rey, quien me acompañó durante el desarrollo de este trabajo, también brindándome variada información y respondiendo las dudas que surgieron. Al igual que al Sr. David Campusano por darse el tiempo de pertenecer a mi comisión.

Tabla de Contenido

| | |
|--|-----------|
| 1. Introducción | 1 |
| 1.1. Motivación | 2 |
| 1.2. Objetivos | 2 |
| 1.2.1. Objetivo General | 2 |
| 1.2.2. Objetivos Específicos | 2 |
| 1.3. Alcances | 3 |
| 1.4. Estructura del Informe | 3 |
| 2. Marco Teórico | 4 |
| 2.1. Antecedentes del material de construcción MCL | 4 |
| 2.2. Ortotropía en la Madera | 6 |
| 2.3. Comportamiento al Fuego de la madera | 7 |
| 2.4. Requisitos básicos de comportamiento al Fuego | 8 |
| 2.5. Diseño Estructural de madera al Fuego | 9 |
| 2.5.1. Método de la sección transversal reducida (RCSM) | 10 |
| 2.5.2. Método de las Propiedades Mecánicas Reducidas | 11 |
| 2.6. Diseño Estructural de elementos de MCL al Fuego | 12 |
| 2.7. Delaminación en MCL inducida por el fuego | 13 |
| 2.8. Incendios, Desarrollo y División en Fases | 14 |
| 3. Diseño Estructural de Paneles de MCL al Fuego | 16 |
| 3.1. Normativas Nacionales e Internacionales | 16 |
| 3.1.1. Eurocódigo: EN1995-1-2:2004 (EC5) | 16 |
| 3.1.2. Fire Safety in Timber Buildings (FSTB) | 17 |
| 3.1.3. The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook | 18 |
| 3.1.4. The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook | 19 |
| 3.2. Criterio de Integridad (E) y Aislación (I) | 20 |
| 3.2.1. Eurocódigo: EN1995-1-2:2004 (EC5) | 20 |
| 3.2.2. Fire Safety in Timber Buildings (FSTB) | 22 |
| 3.2.3. Perfil de Temperatura Experimental | 24 |
| 3.3. Criterio de Capacidad Portante (R) | 26 |
| 3.3.1. Eurocódigo: EN1995-1-2:2004 (EC5) | 26 |
| 3.3.2. Fire Safety in Timber Buildings (FSTB) | 29 |
| 3.3.3. The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook | 32 |
| 3.3.4. The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook | 36 |
| 3.3.5. Mejoras en el método de diseño propuesto en FSTB | 40 |

| | | |
|-----------|---|------------|
| 3.3.6. | Método simplificado de Diseño “12-2” (<i>Sia Dokumentation</i>) | 44 |
| 4. | Dinámica de Incendios en Compartimientos y Elementos de MCL | 54 |
| 4.1. | Ensayos de Incendio en Compartimientos de Madera Contralaminada | 54 |
| 4.1.1. | Auto extinción en elementos de MCL | 54 |
| 4.1.2. | Auto-extinción en compartimientos con superficie de madera expuesta | 58 |
| 4.1.3. | Temperatura máxima de incendio en Compartimientos de MCL | 62 |
| 4.1.4. | Descripción de ensayos de fuego de paneles MCL a pequeña y gran escala | 66 |
| 4.2. | Antecedentes del Comportamiento Estructural al Fuego de la Madera Contra- | |
| | laminada | 71 |
| 4.2.1. | Comparación de deformaciones teóricas con las Experimentales en pa- | |
| | nel de de la MCL sometido a Flexión | 71 |
| 4.2.2. | Comparación de deformaciones teóricas con las Experimentales en pa- | |
| | nel de MCL sometido a Compresión | 78 |
| 4.2.3. | Estudio Paramétrico y Diseño Simplificado de Paneles de MCL | 83 |
| 5. | Análisis de Resultados | 86 |
| 5.1. | Análisis Teórico de Criterios de Resistencia al Fuego | 86 |
| 5.1.1. | Criterio de Integridad (E) y Aislación (I) | 86 |
| 5.1.2. | Criterio de Capacidad Portante (R) | 89 |
| 5.2. | Aplicación de Criterios (E) & (I) y (R) a Ensayos | 91 |
| 5.2.1. | Muro de MCL | 91 |
| 5.2.2. | Losa de MCL | 94 |
| 6. | Comentarios y Conclusiones | 97 |
| 7. | Anexos | 101 |
| 7.1. | Tablas para cálculo de resistencia al fuego, | |
| | según Criterios (I) & (E) | 101 |
| 7.1.1. | EC5 | 101 |
| 7.1.2. | FSTB | 103 |
| 7.2. | Tablas para cálculo de resistencia al fuego, | |
| | según Criterio (R) | 106 |
| 7.2.1. | EC5 | 106 |
| 7.2.2. | CDN-HDB | 106 |
| 7.2.3. | USA-HDB | 108 |
| 7.3. | Memorias de Cálculo Criterios (I) & (E) | 110 |
| 7.3.1. | Muro | 110 |
| 7.3.2. | Losa | 111 |
| 7.4. | Ejemplos de Cálculo | 112 |
| 7.4.1. | Sección Transversal a Temperatura Ambiente Normal | 112 |
| 7.4.2. | Sección Transversal en el Evento de Incendio, según cada referencia . | 114 |
| | Bibliografía | 119 |

Índice de Tablas

| | |
|--|-----|
| 3.1. Capa de compensación s_0 para elementos de MCL con tres capas, h en [mm]. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010]. | 30 |
| 3.2. Capa de compensación s_0 para elementos de MCL con cinco capas, h en [mm]. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010]. | 30 |
| 3.3. Capa de compensación s_0 para elementos de MCL con siete capas, h en [mm]. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010]. | 30 |
| 3.4. Armados preferidos de capas de MCL para pisos en Europa. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | |
| 3.5. $d_{0,ef}$ en función de la RF para armados de MCL no protegidos, valores en [mm]. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 52 |
| 4.1. Parámetros de auto-extinción para especies de madera. Fuente: [Emberley et al., 2017a]. | 57 |
| 4.2. Geometrías de compartimentos ensayados y áreas expuestas de madera. Fuente: Hadden [Hadden et al., 2017]. | 63 |
| 4.3. Resumen de los resultados experimentales. Fuente: Hadden [Hadden et al., 2017]. | 65 |
| 4.4. Matriz de prueba utilizada en el presente estudio. Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 72 |
| 4.5. Respuesta experimental de la capa carbonizada. Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 75 |
| 4.6. Propiedades mecánicas de la MCL utilizadas. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. . | 78 |
| 4.7. Resultados de ensayos a temperatura ambiente. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 79 |
| 4.8. Resultados de ensayos de fuego en muros de MCL. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 80 |
| 5.1. Análisis de Panel de MCL, espesor 100 [mm] con distintas cantidades de capas. | 87 |
| 5.2. Análisis de Panel de MCL, espesor 150 [mm] con distintas cantidades de capas. | 87 |
| 5.3. Análisis de Panel de MCL, espesor 180 [mm] con distintas cantidades de capas. | 87 |
| 5.4. Análisis de Panel de MCL, espesor 200 [mm] con distintas cantidades de capas. | 87 |
| 5.5. Cálculo de Capacidad Portante (R). | 92 |
| 5.6. Cálculo de resistencia al fuego según Criterio de Aislación (I) e Integridad (E). | 92 |
| 5.7. Cálculo de Capacidad Portante (R). | 95 |
| 5.8. Cálculo de resistencia al fuego según Criterio de Aislación (I) e Integridad (E). | 95 |
| 7.1. Valores básicos de aislación y de protección, para diferentes materiales. Fuente: [Östman et al., 2010]. | 103 |
| 7.2. Coeficientes de posición $k_{pos,exp,i}$ y $k_{pos,exp,n}$. Fuente: [Östman et al., 2010]. . . | 103 |
| 7.3. Coeficientes de posición $k_{pos,unexp,i}$. Fuente: [Östman et al., 2010]. | 104 |
| 7.4. Tiempos de corrección Δt_i y Δt_n . Fuente: [Östman et al., 2010]. | 104 |
| 7.5. Coeficiente de junta $k_{j,k}$. Fuente: [Östman et al., 2010]. | 105 |
| 7.6. Modificación de los coeficientes de posición $k_{pos,exp}$ y $k_{pos,unexp}$. Fuente: [Östman et al., 2010]. | 105 |

Índice de Ilustraciones

| | | |
|-------|---|----|
| 1.1. | Esquema de la madera contralaminada (MCL). Fuente: [Malloo, 2014]. . . . | 1 |
| 2.1. | Propiedades mecánicas en sección transversal de un tronco. Fuente: [Harris, 2015]. | 4 |
| 2.2. | Línea de tiempo del uso y desarrollo de la MCL. Fuente: [Schickhofer, 2010]. . | 5 |
| 2.3. | Galpón de Almacenaje (Bodega), Katsch, Austria. Fuente: [Dagenias, 2011]. | 5 |
| 2.4. | Edificio Residencial, Londres, Reino Unido. Fuente: [Dagenias, 2011]. | 6 |
| 2.5. | Esquema de la Sección Transformada. Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 6 |
| 2.6. | Módulo de elasticidad, resistencia a la compresión y a la tracción bajo la capa carbonizada (Expresada como porcentaje de la condición de 25°C y contenido de humedad del 12%). Fuente: [Schaffer et al., 1986]. | 7 |
| 2.7. | Requisitos básicos de comportamiento al Fuego. Fuente: [Dagenias, 2011]. . . | 9 |
| 2.8. | Sección transversal de MCL ; a) A temperatura ambiente; b) Sección transversal residual, capa carbonizada y <i>zero strength layer (ZSL)</i> de la sección transversal expuesta al fuego por un lado. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010]. | 10 |
| 2.9. | Esquema de RCSM junto con el método de la sección transformada. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 12 |
| 2.10. | <i>Delaminación</i> en piso de MCL durante ensayo de fuego. Fuente: [Frangi et al., 2009]. | 13 |
| 2.11. | <i>Delaminación</i> en piso de MCL post ensayo de fuego. Fuente: [Hasburgh et al., 2016]. | 13 |
| 2.12. | Curva estándar tiempo-temperatura ISO 834. Fuente: [ISO, 2014]. | 14 |
| 2.13. | Fases de un incendio en gráfico tiempo-temperatura. Fuente: [Emberley, 2017]. | 15 |
| 2.14. | Regímenes de tasa de pérdida de masa. Fuente: [Emberley et al., 2017a]. . . | 15 |
| 3.1. | <i>Eurocódigo 5: Diseño de estructuras de madera - Parte 1-2: General -Diseño estructural al fuego.</i> Fuente: [CEN, 2004]. | 17 |
| 3.2. | <i>Fire Safety in Timber Buildings.</i> Fuente: [Östman et al., 2010]. | 17 |
| 3.3. | <i>The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook.</i> Fuente: [Dagenias, 2011]. | 18 |
| 3.4. | <i>The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook.</i> Fuente: [Dagenias and White, 2013] | |
| 3.5. | Trayectorias de transferencia de calor a través de una construcción separadora multilaminar. Fuente: EC5 [CEN, 2004]. | 21 |
| 3.6. | Entramado de pared y de piso : Numeración y Función de las diferentes capas.. Fuente: [Östman et al., 2010]. | 23 |
| 3.7. | Perfil de temperatura experimental y de Ecuación 3.8. Fuente: [Dagenias, 2011]. | 25 |
| 3.8. | Definición de sección residual y sección transversal efectiva. Fuente: EC5 [CEN, 2004]. | 27 |
| 3.9. | Aumento gradual de la capa de resistencia cero (ZSL). Fuente: EC5 [CEN, 2004]. | 28 |
| 3.10. | Parametrización de la velocidad de carbonización. Fuente: EC5 [CEN, 2004]. | 28 |

| | |
|--|----|
| 3.11. Capa de resistencia cero (ZSL) con <i>delaminación</i> . Fuente: Elaboración Propia. . | 33 |
| 3.12. Tasa de Carbonización para superficies de madera protegidas y no protegidas, de acuerdo a EC5 [CEN, 2004]. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017]. | 41 |
| 3.13. Comparación de ensayos de fuego con el modelo de carbonización Europeo para MCL inicialmente desprotegido. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017]. . . | 42 |
| 3.14. Tasa de Carbonización de panel de MCL sin protección en sus diferentes usos. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017]. | 42 |
| 3.15. Valores de la velocidad de carbonización de panel de MCL sin protección en sus diferentes usos. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017]. | 43 |
| 3.16. Resistencia relativa y rigidez en función de la distancia al frente de carbonización según [Schaffer et al., 1986]. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 44 |
| 3.17. Capa de Resistencia-Cero para MCL con cinco capas; para una acción del fuego sobre el lado traccionado (tsw) y sobre el lado comprimido (csw) como también para elementos con riesgo de pandeo. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. . . | 45 |
| 3.18. Superposición de una capa de MCL con un perfil típico de temperaturas bajo un incendio normalizado EN/ISO. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 46 |
| 3.19. Tipos de diseño según nivel de complejidad. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 47 |
| 3.20. Determinación de $d_{o,res}$ y $d_{o,ef}$ para un armado de MCL y dos situaciones de diseño distintas (Schmid et al. 2017). Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. . . | 47 |
| 3.21. Determinación de ZSL eficaz. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 48 |
| 3.22. Opciones A de ZSL tradicional y B de ZSL efectiva en la región de aplicación práctica de la capacidad resistente de flexión como función del espesor total del elemento de MCL. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 50 |
| 3.23. Opción C de ZSL efectiva para cada capa como función del espesor total del elemento de MCL . Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 51 |
| 3.24. Opción D – ZSL efectiva como función tanto de la RF, como del espesor total del elemento de MCL. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 51 |
| 3.25. Comparación de la resistencia a la flexión relativa simulada y diseñada según modelo “doce y dos” para 3 y 5 capas de MCL. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 53 |
| 3.26. Modelo “12-2”: Método de diseño simplificado para MCL en caso de incendio - 8 pasos para la determinación de la sección transversal residual efectiva . Fuente: [Kippel and Schmid, 2019]. | 53 |
| | |
| 4.1. Balance de energía tanto en la capa de carbón como en la capa de pirólisis. Fuente: [Emberley et al., 2017a]. | 55 |
| 4.2. Regímenes de tasa de pérdida de masa. Fuente: [Emberley et al., 2017a]. . . | 55 |
| 4.3. Delaminación en MCL de Pino radiata. Fuente: [Emberley et al., 2017a]. . . | 56 |
| 4.4. Delaminación en MCL de Pino radiata bajo radiación de 65 kW/m ² . Fuente: [Emberley et al., 2017a]. | 56 |
| 4.5. Compartimiento experimental. Fuente: [Emberley et al., 2017a]. | 59 |
| 4.6. Mediciones en el Compartimiento de MCL Test $\beta-1$. Fuente: [Bartlett et al., 2017]. | 60 |
| 4.7. Tasa de pérdida de masa. Fuente: [Bartlett et al., 2017]. | 61 |
| 4.8. Tasa de pérdida de masa según configuración. Fuente: [Hadden et al., 2017]. | 64 |
| 4.9. Tasas totales de liberación de calor según configuración. Fuente: [Hadden et al., 2017]. | 64 |
| 4.10. Temperaturas del incendio en el compartimiento según configuración. Fuente: [Hadden et al., 2017]. | 64 |
| 4.11. Esquema del Ensayo ; b) Imagen del Ensayo. Fuente: [Emberley et al., 2017b]. | 66 |

| | |
|---|----|
| 4.12. Tasas de pérdida de masa de madera expuesta. Fuente: [Emberley et al., 2017b]. | 67 |
| 4.13. Tasa de pérdida de masa en el tiempo. Fuente: [Emberley et al., 2017b]. | 68 |
| 4.14. Temperatura media, máxima y mínima registrada en la fase gaseosa del compartimiento. Fuente: [Emberley et al., 2017b]. | 69 |
| 4.15. Compartimiento experimental. Fuente: [Emberley et al., 2017b]. | 69 |
| 4.16. Selección de imágenes de prueba. Fuente: [Emberley et al., 2017b]. | 70 |
| 4.17. Esquema del ensayo de carga e incendio no estándar. Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 71 |
| 4.18. Predicciones resistencia vigas de la MCL de 3 y 5 capas. Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 73 |
| 4.19. Fotos de una muestra representativa de viga de MCL después del ensayo de fuego. Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 73 |
| 4.20. Comparación Teórico-Experimental de β_0 y d_0 . Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 74 |
| 4.21. Resistencia a la flexión en panel de MCL. Fuente: [Lineham et al., 2016]. . . | 75 |
| 4.22. Final del ensayo: (a) y (b). Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 76 |
| 4.23. Deflexión medida en cada ensayo y comparación con ambos modelos. Fuente: [Lineham et al., 2016]. | 77 |
| 4.24. Esquemas de la configuración de ensayo de fuego. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 78 |
| 4.25. Desplazamientos axiales y laterales a media altura en los muros de MCL ensayados a temperatura ambiente: (a)A5-1, (b)A3-1, (c)A5-2 y (d)A3-2. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 80 |
| 4.26. Variación calculada en: (a) profundidades de carbonización y (b) tasas de carbonización para las cuatro pruebas. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 80 |
| 4.27. Desplazamiento lateral observado y previsto a media altura de las paredes de MCL con incendio, para distintos supuestos de parámetros de entrada : (a) F5-20, (b) F3-20, (c) F5-10 y (d) F3-10. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 81 |
| 4.28. Esquema de modelo de deformación a utilizar. Fuente: [Wiesner et al., 2017]. | 82 |
| 4.29. Resistencia al fuego de pisos de paneles de MCL . Fuente: [Menis et al., 2018]. | 83 |
| 4.30. Análisis paramétrico de paneles de MCL sometidos a flexión, variando: (a) y (b). Fuente: [Menis et al., 2018]. | 84 |
| 4.31. Análisis de paneles de MCL. Fuente: [Menis et al., 2018]. | 85 |
| 4.32. Curvas de diseño al fuego aproximadas para pisos de paneles de MCL de 3, 5 y 7 capas. Fuente: [Menis et al., 2018]. | 85 |
| 5.1. Panel de MCL a analizar según Criterios I & E. Fuente: Elaboración Propia. | 86 |
| 5.2. Variación de resistencia E & I según laminación del panel. Fuente: Elaboración Propia. | 88 |
| 5.3. Gradientes iniciales y finales de las láminas del panel de MCL. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010]. | 88 |
| 5.4. Resistencia al Fuego (R) de Losa de MCL de 3 capas de 30 [mm] en el tiempo. | 89 |
| 5.5. Resistencia al Fuego (R) de Losa de MCL de 5 capas de 30 [mm] en el tiempo. | 89 |
| 5.6. Muro de MCL a ensayar. | 91 |
| 5.7. Dimensiones del Panel de MCL. | 91 |
| 5.8. Termino del ensayo a los 62 [min]. | 92 |
| 5.9. Temperatura al interior del horno durante el ensayo [$^{\circ}C$]. | 93 |
| 5.10. Temperatura en la cara no expuesta del panel durante el ensayo [$^{\circ}C$]. | 93 |
| 5.11. Losa de MCL al inicio del ensayo al fuego. | 94 |
| 5.12. Losa de MCL al final del ensayo al fuego. | 94 |
| 5.13. Termino del ensayo a los 27 [min]. | 95 |

| | |
|--|-----|
| 5.14. Temperatura al interior del horno durante el ensayo [$^{\circ}C$]. | 96 |
| 5.15. Temperatura en la cara no expuesta del panel durante el ensayo [$^{\circ}C$]. | 96 |
| 7.1. Coeficiente de unión k_j para tener en cuenta el efecto de las juntas en paneles de placas de yeso no respaldadas por listones. Fuente: EC5 [CEN, 2004]. | 101 |
| 7.2. Coeficiente de unión k_j para tener en cuenta el efecto de las juntas en paneles a base de madera que no están respaldados por listones. Fuente: EC5 [CEN, 2004]. | 102 |
| 7.3. Velocidades de carbonización efectiva recomendadas por el Eurocódigo. Fuente: EC5 [CEN, 2004]. | 106 |
| 7.4. Profundidad de carbonización efectiva para el diseño de MCL en Canadá. Fuente: CDN-HDB [Dagenias, 2011]. | 106 |
| 7.5. Factores de ajuste de resistencia k_{fi} para el diseño de resistencia al fuego de MCL. Fuente: CDN-HDB [Dagenias, 2011]. | 107 |
| 7.6. Factor de condición de servicio. Fuente: CSA O86 [CSA, 2014]. | 107 |
| 7.7. Factor de tratamiento. Fuente: CSA O86 [CSA, 2014]. | 107 |
| 7.8. Profundidad de carbonización efectiva para el diseño de MCL en Estados Unidos. Fuente: USA-HDB [Dagenias and White, 2013]. | 108 |
| 7.9. Factores de ajuste de resistencia k para el diseño de resistencia al fuego de MCL. Fuente: USA-HDB [Dagenias and White, 2013]. | 108 |
| 7.10. Velocidades de carbonización y profundidades de carbonización efectivas (para $\beta_n = 0,635$ [mm/min]). Fuente: Tabla 16.2.1-A de NDS [AWC, 2018]. | 109 |
| 7.11. . Profundidades de carbonización efectivas (para MCL con $\beta_n = 0,635$ [mm/min]). Fuente: Tabla 16.2.1-B de NDS [AWC, 2018]. | 109 |
| 7.12. Cálculo de resistencia al fuego según Criterios (I) & (E). Fuente: Elaboración Propia. | 110 |
| 7.13. Cálculo de resistencia al fuego según Criterios (I) & (E). Fuente: Elaboración Propia. | 111 |
| 7.14. Distancias utilizando el <i>método gamma</i> según el EC5-1. Fuente: [proHolz, 2013] | 112 |
| 7.15. Panel de MCL de 5 láminas de 30 [mm] cada una. Fuente: Elaboración Propia | 113 |

Capítulo 1

Introducción

Cuando se habla de promover la construcción en altura con materiales de madera, inevitablemente surgen aprehensiones relacionadas con la inseguridad que produce el uso de un material sabidamente combustible en proyectos de este tipo. El desafío abordado en el presente *Trabajo de Título* consiste en demostrar con argumentos rigurosos y probados que su uso no involucra más riesgos que los inherentes a la utilización de estructuras de hormigón armado, acero o albañilerías. La experiencia extranjera permite apreciar que esto efectivamente es posible, lo que explica la existencia de proyectos construidos de hasta nueve pisos en Inglaterra, Alemania, Austria y Canadá, junto con otros numerosos proyectos en tramitación en EEUU [Crespell, 2011].

Lo anterior de la mano del material constructivo llamado madera contralaminada, conocido internacionalmente como CLT (por sus siglas en inglés: Cross Laminated Timber, o también conocida como XLAM) y de ahora en adelante llamado indistintamente como MCL, el cual consiste en una disposición encolada contrapuesta de entablados de piezas de madera aserrada enfrentadas en sus cantos y eventualmente vinculadas entre sí por medio de un encolado, tal como se muestra en la Figura 1.1. De esta forma la dirección de la fibra de una capa queda dispuesta perpendicular a la capa adyacente. Las reglas de armado de estos paquetes son similares a las que se aplica para la fabricación de tableros contrachapados, y análogamente a lo que sucede con estos, el material resultante exhibe propiedades mecánicas prácticamente homogéneas en el plano y una buena estabilidad dimensional en dicho plano, mejorando considerablemente los problemas de anisotropía que caracterizan a la madera aserrada.



Figura 1.1: Esquema de la madera contralaminada (MCL). Fuente: [Malloo, 2014].

1.1. Motivación

Chile dispone de vastos recursos madereros renovables, generosas plantaciones de bosques de Pino Radiata, especie conífera de adecuadas propiedades mecánicas, asegurando un suministro de material madera aserrada que no se ve reflejado en los índices locales de consumo de madera en la construcción, por lo que dichos recursos pasan a ser aprovechados por el mercado internacional.

De especial interés es el caso de Suiza en donde el esfuerzo conjunto de la Industria y la Academia dio como resultado el desarrollo moderno de la MCL. Impulsado por el Gobierno Suizo, a principios de los años noventa, como parte de un plan para desarrollar nuevos mercados para los productos provenientes de aserraderos, lo que dio como material resultante a la MCL, seguido de un fuerte interés en gran parte de Europa Central, EEUU y Canadá [Crespell, 2011]. Por otro lado, quizás el caso mas interesante es el de Austria, que sobre la base del desarrollo tecnológico y las políticas de incentivo hacia la construcción en madera por parte del Gobierno posicionó al país como el principal productor de MCL de Europa.

Dados los antecedentes anteriormente mencionados no resulta un despropósito, en consecuencia, analizar la factibilidad de desarrollar esta industria en Chile, incorporando la posibilidad de un trabajo en conjunto del Estado y la Academia similar a lo apreciado en Austria. Aprovechando el programa de caracterización del comportamiento de las estructuras de madera expuestas a la acción del fuego que desarrolla en la actualidad el IDIEM surge la posibilidad de incorporar en esta línea el comportamiento de los elementos constructivos de madera contralaminada (MCL).

1.2. Objetivos

1.2.1. Objetivo General

- Estudiar los métodos analíticos disponibles para la estimación de la resistencia al fuego de componentes estructurales de MCL.
- Analizar la experiencia internacional relacionada con la verificación experimental del comportamiento al fuego de componentes constructivas de MCL.
- Aplicar los métodos de análisis y ensayos a casos específicos ensayados en el laboratorio de fuego del IDIEM.

1.2.2. Objetivos Específicos

- Seleccionar los métodos de ensayo y correspondientes procedimientos para el estudio del comportamiento al fuego de componentes constructivos de madera MCL que se pueden implementar en la infraestructura experimental del IDIEM.

1.3. Alcances

Tanto el análisis de la experiencia internacional como el estudio de los métodos analíticos de estimación de la resistencia al fuego de componentes estructurales de MCL, se centrarán en elementos sometidos a compresión y/o a flexión tales como muros y pisos de tableros del material estudiado.

1.4. Estructura del Informe

■ Capítulo 2: Marco Teórico

En esta sección se hace una revisión general tanto de la madera como material de construcción como de su comportamiento al fuego, es decir, como el fuego afecta a sus propiedades mecánicas. Por otro lado, se hace una revisión del uso y desarrollo de la MCL como material de construcción a lo largo de la historia. Además, se presentan los requisitos generales que exponen las normativas, tanto nacionales como internacionales, para el análisis de la capacidad resistencia al fuego de elementos constructivos en el evento de incendio.

■ Capítulo 3: Diseño Estructural de Paneles de MCL al Fuego

En esta primera mitad de la *Revisión Bibliográfica* se detallan los parámetros utilizados por cada referencia y/o país tanto en los métodos de diseño estructural de elementos de madera al fuego, como en los métodos de diseño como elemento separador, ambos descritos en el *Capítulo 2*.

■ Capítulo 4: Dinámica de Incendios en Compartimientos y Elementos de MCL

En esta segunda mitad de la *Revisión Bibliográfica* se presentan los principales avances a destacar en la investigación de elementos estructurales de MCL en caso de incendio, junto con estudios sobre incendios en compartimientos de MCL en caso de incendio (sin seguir la curva normalizada de fuego ISO E119), a la fecha.

■ Capítulo 5: Análisis de Resultados

Se presentan los resultados del diseño estructural y del diseño como elemento separador de paneles de MCL, con los métodos descritos en los capítulos anteriores. Además, se aplican estos a un caso real de elemento MCL ensayado.

■ Capítulo 6: Comentarios y Conclusiones

Se resumen los resultados obtenidos y se analiza el por qué de sus diferencias, comparando entre las distintas referencias y haciendo énfasis en los distintos supuestos que estas asumen.

■ Capítulo 7: Anexos

Se muestran la planillas de cálculo de los resultados según cada método y referencia, junto con las Tablas requeridas por estas.

Capítulo 2

Marco Teórico

2.1. Antecedentes del material de construcción MCL

La madera contralaminada (MCL) se propuso por primera vez en Suiza en el año 1975 y sus procesos de fabricación han estado en continuo desarrollo desde entonces. La masificación de su producción se dio en Europa Central, en donde destacan como principales productores Austria, Alemania, República Checa y Suiza [Crawford et al., 2013].

Las ideas surgieron de la investigación para encontrar mejores usos de las capas externas de los troncos, ya que de acuerdo a la opinión de los aserraderos estas tablas laterales (de la parte exterior del tronco) tenían poco valor, pero finalmente se encontró que desde la perspectiva de sus propiedades mecánicas, son las mejores partes del tronco, tal como lo muestra la siguiente Figura 2.1 [Harris, 2015].

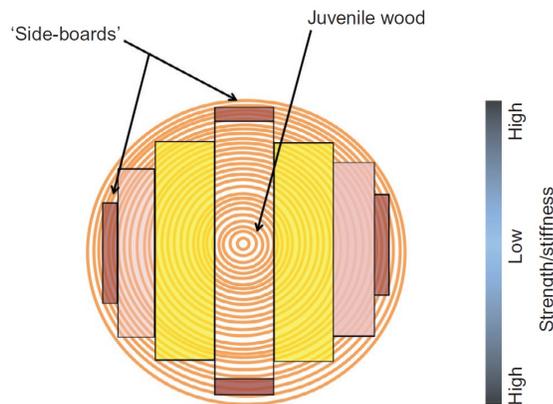


Figura 2.1: Propiedades mecánicas en sección transversal de un tronco. Fuente: [Harris, 2015].

Posteriormente, a mediados de la década de 1990 un esfuerzo conjunto de la Industria y la Academia en países como Austria, Suiza y Alemania, dio como resultado el desarrollo moderno de la MCL. La Figura 2.2 muestra como este se fue desarrollando junto con las principales investigaciones del tema y las primeras construcciones con elementos de MCL [Crespell, 2011].

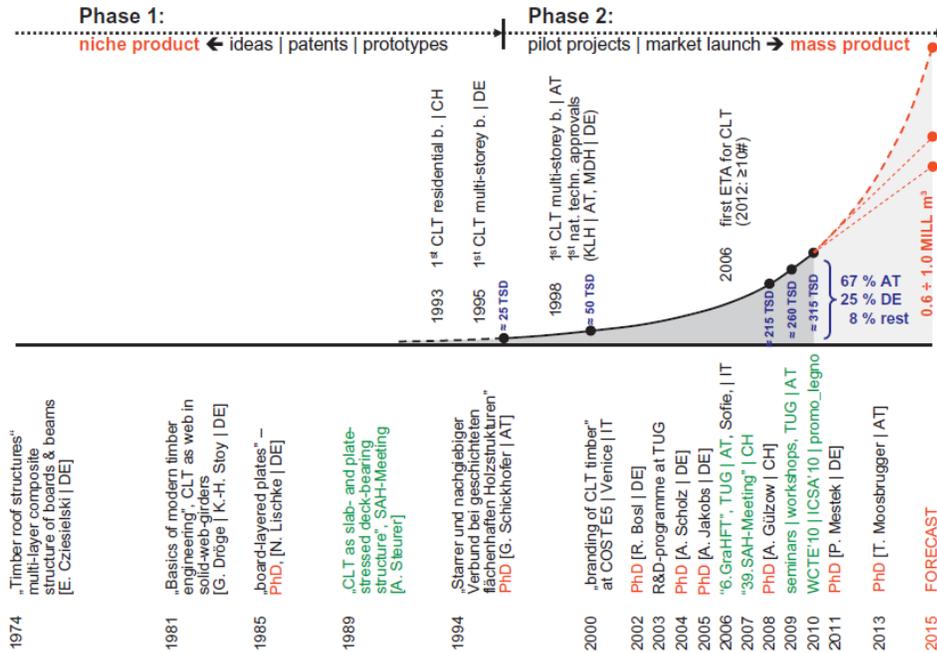


Figura 2.2: Línea de tiempo del uso y desarrollo de la MCL. Fuente: [Schickhofer, 2010].

En los inicios de la MCL su progreso fue lento, pero a principios de la década del 2000 el número de construcciones que usaron estos elementos se incrementó, tal como se puede ver en la Figura 2.2. Esto fue principalmente impulsado por el interés público en la construcción verde, y en el movimiento de edificios verdes, pero también debido a mejores eficiencias en el proceso constructivo, cambios de normativas en relación a la altura máxima permitida a las edificaciones de madera (por ejemplo, Suecia, Países Bajos) y mejores canales de comercialización y distribución [Crespell, 2011].

Hoy en día la MCL ya se ha consolidado como material de construcción en estructuras de mediana y baja altura, tanto en el área habitacional como en la industrial. Esto se puede apreciar con proyectos terminados en gran parte de Europa, EEUU y Canadá. Ejemplo de lo anterior se muestra en las siguientes Figuras 2.3 y 2.4.



Figura 2.3: Galpón de Almacenaje (Bodega), Katsch, Austria. Fuente: [Dagenias, 2011].

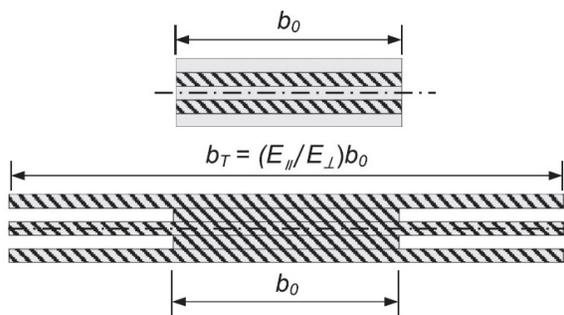


Figura 2.4: Edificio Residencial, Londres, Reino Unido. Fuente: [Dagenias, 2011].

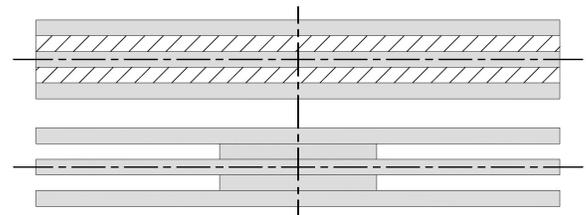
2.2. Ortotropía en la Madera

La madera es un material ortótropico, lo que quiere decir que sus propiedades cambian según el eje del análisis, resultando relativamente constantes para un eje específico. Además, tenemos que sus propiedades cambian según sea la naturaleza de la solicitación, ya sea tracción pura, flexo tracción, compresión normal a la fibra, compresión perpendicular a la fibra, etc. En el caso del módulo elástico se tiene que, en la dirección paralela a la fibra, este es aproximadamente 30 al valor según la dirección normal a la dirección en que las fibras trabajan preferentemente en la naturaleza [Lineham et al., 2016]. Esta ortotropía es de gran importancia al analizar una sección transversal sometida a flexión, ya que define como se distribuyen los esfuerzos a través de esta.

Con el fin de incluir el efecto de la ortotropía en el análisis de una sección de MCL, se definirá una sección transversal efectiva a través del *Método de la Sección Transformada*, en donde se multiplican los anchos de los elementos por un factor dependiente del módulo elástico que se tome como referencia, y del módulo elástico de la sección que se quiera transformar, tal como se muestra en Figura 2.5, en donde se tomó como referencia el módulo elástico en la dirección perpendicular a la fibra. En nuestro análisis se utilizará como referencia las propiedades de la madera en su dirección principal de trabajo i.e. en la dirección longitudinal a la fibra.



(a) Criterio utilizado por Lineham. Fuente: [Lineham et al., 2016].



(b) Criterio utilizado en el análisis de trabajo. Fuente: Elaboración Propia

Figura 2.5: Esquema de la Sección Transformada. Fuente: [Lineham et al., 2016].

2.3. Comportamiento al Fuego de la madera

La descomposición química de la madera expuesta a temperaturas elevadas, proceso designado como pirólisis, se hace evidente cuando el material queda expuesto a temperaturas mayores a 200°C , que es cuando empieza a ocurrir el proceso de pirólisis (que se define como la descomposición química de materia orgánica, causada por el calentamiento a altas temperaturas en ausencia de oxígeno) y se va formando una capa de carbón en la superficie expuesta al fuego. Esta capa de carbón tiene nulas propiedades mecánicas y baja conductividad térmica, por lo que reduce la velocidad hacia el interior de la carbonización y actúa como aislante térmico de las capas subyacentes [Lineham et al., 2016].

Debajo de la capa de carbón se encuentra madera que aún no ha sido carbonizada, y en el sector de espesor aproximado a 25 [mm] adyacente a la capa carbonizada existe un gradiente de altas temperatura en donde las propiedades mecánicas de la madera se han degradado, ya que la madera ha sido secada por el calor y esta entrando en pirólisis, exhibiendo dicha zona muestra una decoloración visible. La degradación disminuye a medida que aumenta la distancia a dicha capa, dado que la temperatura no ha aumentado en esta zona, dada la función aislante que cumplen las capas inferiores y por lo tanto la madera no ha sido degradada. Lo anterior se muestra en la siguiente Figura 2.6.

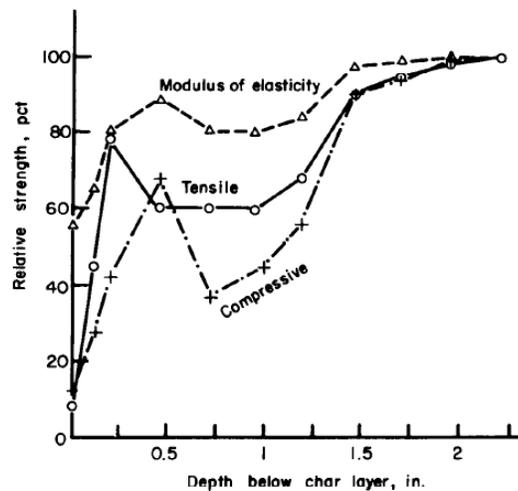


Figura 2.6: Módulo de elasticidad, resistencia a la compresión y a la tracción bajo la capa carbonizada (Expresada como porcentaje de la condición de 25°C y contenido de humedad del 12 %). Fuente: [Schaffer et al., 1986].

Si bien la pirólisis de la madera se inicia en el entorno de los 200°C , cabe agregar que la evaporación de su humedad comienza a temperaturas cercanas a los 100°C , e influye significativamente, tanto en el gradiente térmico de la madera, como en sus propiedades mecánicas. [Lineham et al., 2016].

2.4. Requisitos básicos de comportamiento al Fuego

Las principales normativas tienen en común que, para los elementos sometidos al fuego existen ciertos requisitos básicos de comportamiento, que se resumen en 3 criterios.

- Criterio de Aislamiento térmico (I):
El valor medio del incremento de la temperatura en la cara no expuesta al fuego del elemento se limita a 140K y el valor máximo del incremento de temperatura en cualquier punto se limita a 180K.

- Criterio de Integridad (E):
No se compromete la integridad como consecuencia de la formación grietas, agujeros u otros huecos que sean de tamaño suficientemente grandes como para permitir la penetración del fuego mediante los gases calientes o las llamas.

- Criterio de Capacidad Portante (R):
Cuando se requiera una resistencia mecánica en caso de incendio, las estructuras deberán diseñarse y construirse de manera que mantengan su función resistente durante el período de exposición al fuego especificado.

- Los elementos constructivos deben cumplir los criterios R, E e I, de la siguiente forma, dependiendo de si dentro de la estructura general este cumple la función de :
 - Sólo separación: E e I.
 - Sólo capacidad de soporte: R.
 - Separación y capacidad de soporte: R, E e I.

Una representación esquemática de estos criterios se presenta en la siguiente Figura 2.7.

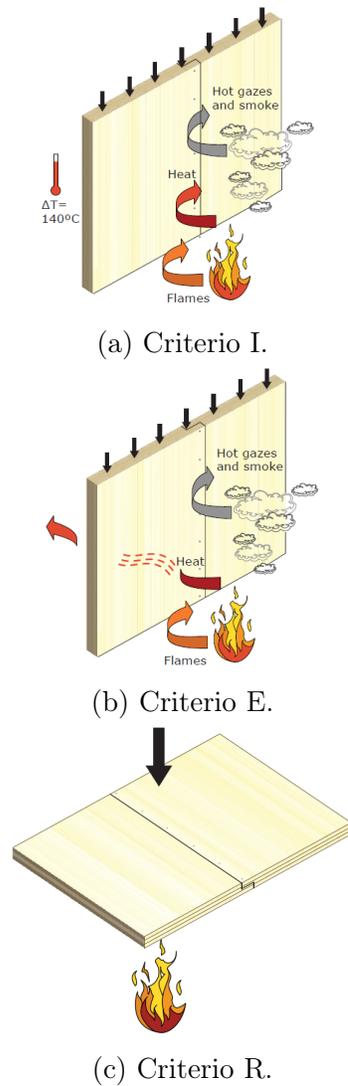


Figura 2.7: Requisitos básicos de comportamiento al Fuego. Fuente: [Dagenias, 2011].

2.5. Diseño Estructural de madera al Fuego

En el *Eurocódigo 5* [CEN, 2004] destacan dos métodos para incluir el efecto de la disminución en las propiedades mecánicas y de la rigidez del elemento de madera. El primero de ellos es el *Método de la Sección Transversal Reducida* y el segundo es el *Método de las Propiedades Mecánicas Reducidas*. Dichos métodos han sido ampliamente aceptados y usados a lo largo del mundo en las modelaciones analíticas, siendo el primero de los que aquí presentados el más utilizado [Lineham et al., 2016]. Sus filosofías de diseño son la base de métodos que otros países han adoptado, ya que de un país o referencia a otra solo cambian los valores numéricos de los parámetros, por lo que se presentarán aquí antes de la revisión bibliográfica a modo de resumen general.

En ambos métodos se reconoce que en la zona cercana a la capa carbonizada se han reducido sus propiedades mecánicas, situación que se considera en forma distinta por cada método. A continuación se procede a describir cada uno de ellos.

2.5.1. Método de la sección transversal reducida (RCSM)

El primer método descrito en el *Eurocódigo 5* [CEN, 2004], considera la reducción de las propiedades mecánicas de la zona cercana a la capa carbonizada reduciendo adicionalmente las dimensiones del elemento ya carbonizado, resultando una sección transversal menor a la efectiva, artificio que permite utilizar las propiedades mecánicas del material correspondiente a condiciones ambientales normales, es decir, se disminuye tanto el área efectiva como la inercia efectiva del elemento con tal de no castigar sus propiedades mecánicas a temperatura normal.

Expresado en forma analítica, al espesor de la zona ya carbonizada, d_{char} , se le suma una cantidad s_0 (o una fracción de esta, dependiendo del tiempo, siendo 0 [mm] a los 0 [min] de exposición al fuego y aumentando linealmente hasta s_0 [mm] a los 20 [min]), obteniendo así una altura efectiva, h_{ef} , que resulta de restar a la altura inicial del elemento lo ya carbonizado, d_{char} , junto con s_0 , tal como lo esquematiza la Figura 2.8. Dicha zona de altura s_0 es lo que en este método se llama capa de resistencia cero (*ZSL: zero strength layer*).

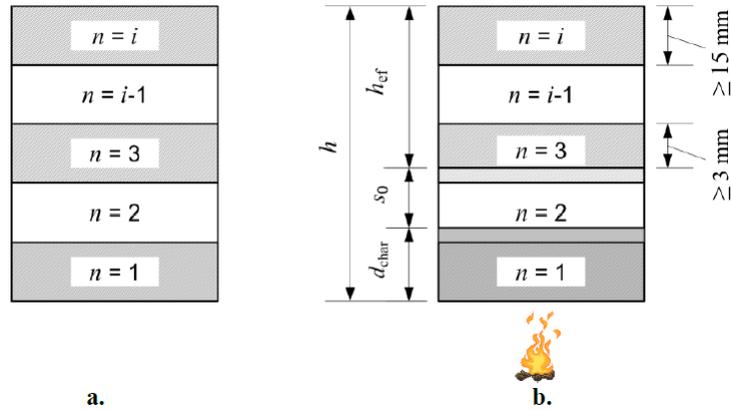


Figura 2.8: Sección transversal de MCL ; a) A temperatura ambiente; b) Sección transversal residual, capa carbonizada y *zero strength layer* (ZSL) de la sección transversal expuesta al fuego por un lado. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010].

La profundidad de carbonización se calcula con la siguiente Ecuación 2.1:

$$d_{char} = \beta_0 \cdot t \quad (2.1)$$

donde:

d_{char} : profundidad de carbonización [mm].

β_0 : velocidad de carbonización [mm/min].

t : tiempo de incendio [min].

En el caso particular de la MCL puede haber desprendimiento de las capas ya carbonizadas, proceso designado como *delaminación*, y produce que se reinicie la ZSL, es decir, a los s_0 [mm] ya carbonizados se la agregan s_0 [mm] más, linealmente en el tiempo como ya se mencionó en el primer párrafo del presente subcapítulo. Dicho cálculo se realizará en los capítulos siguientes de la presente *Memoria de Título*.

2.5.2. Método de las Propiedades Mecánicas Reducidas

El segundo método del *Eurocódigo 5* [CEN, 2004], considera la disminución que experimentan las propiedades mecánicas de la zona cercana a la capa carbonizada, reduciendo a su vez las propiedades mecánicas de la sección completa, esto considerando una especie de resistencia promedio de la sección transversal. La resistencia promedio se estima multiplicando la resistencia a condiciones ambientales normales por un factor dependiente de la razón entre el perímetro expuesto al fuego y el área de la sección residual.

Tal como se aprecia en la Figura 2.6 [Schaffer et al., 1986], tanto la tracción como la compresión y el módulo de elasticidad de la madera se degradando a distintas tasas, por lo que el factor de reducción para cada una de estas propiedades mecánicas debe ser distinto.

En la misma norma se definen los valores de cálculo de las propiedades de los materiales en caso de incendio, esto son:

$$f_{fi,d} = k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{f_k}{\gamma_{M,fi}} \quad (2.2)$$

$$E_{fi,d} = k_{mod,fi} \cdot k_{fi} \cdot \frac{E_{mean}}{\gamma_{M,fi}} \quad (2.3)$$

donde:

$f_{fi,d}$: resistencia de diseño para el cálculo en situación de incendio.

$E_{fi,d}$: módulo de elasticidad de diseño para el cálculo en situación de incendio.

$k_{mod,fi}$: coeficiente de modificación en situación de incendio teniendo en cuenta el efecto de la temperatura y del contenido de humedad en los parámetros de resistencia y rigidez. Este factor $k_{mod,fi}$ sustituye al factor k_{mod} utilizado en la norma EC 1995-1-1. (Anexos A y D).

k_{fi} : coeficiente en situación de incendio (Toma un valor de 1,25 para madera maciza y 1,15 para madera laminada encolada y tableros derivados de la madera).

$\gamma_{M,fi}$: toma el valor de 1 en incendios.

f_k : resistencia característica a temperatura normal.

E_{mean} : valor medio del módulo de elasticidad a la temperatura normal.

Cabe agregar que la expresión “ $k_{fi} \cdot f_k$ ” representa al valor del percentil del 20% de la tensión, ya que en diseño al fuego se permite trabajar con este percentil en vez del correspondiente al 5%.

Los factores de modificación se especifican en el Anexo A del EC5 [CEN, 2004], en donde dice: “ Para la madera de conífera, la resistencia de cálculo $f_{fi,d}$ y el módulo de elasticidad $E_{fi,d}$ de la sección residual debería tomarse de acuerdo con las Ecuaciones de (2.1) a (2.3), donde $k_{mod,fi}$ debería tener el valor siguiente : ”.

■ Para la resistencia a la flexión:

$$k_{mod,fi} = 1,0 - \frac{1}{200} \cdot \frac{p}{A_r} \quad (2.4)$$

■ Para la resistencia a compresión:

$$k_{mod,fi} = 1,0 - \frac{1}{125} \cdot \frac{p}{A_r} \quad (2.5)$$

- Para la resistencia a tracción y módulo de elasticidad:

$$k_{\text{mod,fi}} = 1,0 - \frac{1}{300} \cdot \frac{p}{A_r} \quad (2.6)$$

donde:

p : perímetro de la sección residual expuesta al fuego en $[m]$.

A_r : área de la sección residual en $[m^2]$.

Cabe agregar que el *Método de las Propiedades Reducidas* solo se aplica a los elementos sujetos al fuego desde tres o cuatro lados, es decir, no es típicamente aplicable a elementos de MCL y, por lo tanto, no se trata en este documento. “ Este método rara vez se usa en la práctica incluso cuando es aplicable, y se está programando su eliminación de la próxima revisión del EC5 [CEN, 2004] ” [Lineham et al., 2016].

2.6. Diseño Estructural de elementos de MCL al Fuego

En lo siguiente se aplicarán ambos métodos a la vez, *Método de la Sección Transformada* y *Método de la Sección Transversal Reducida*, tal como lo esquematiza la siguiente Figura 2.9.

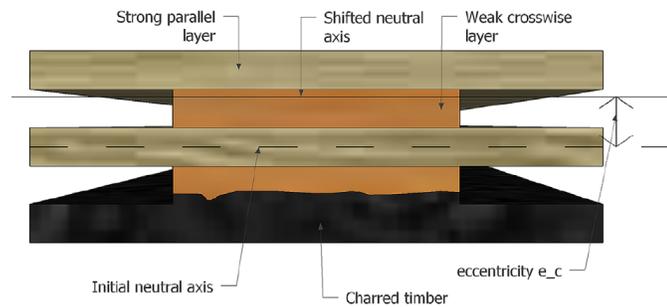


Figura 2.9: Esquema de RCSM junto con el método de la sección transformada. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

La ventaja de describir el comportamiento al fuego de la sección de esta forma es que queda totalmente definido por 2 parámetros, que son la velocidad de carbonización β_0 $[mm/min]$ y el espesor de la capa de resistencia cero (ZSL) s_0 $[mm]$. Los distintos criterios analizados se diferencian en la consideración de estos parámetros y/o su variación en el tiempo.

2.7. Delaminación en MCL inducida por el fuego

Una vez ya descritas las complejidades inherentes de trabajar con un material no lineal y ortotrópico como lo es la madera, y agregando a esto su uso en la configuración de MCL, se suma otro problema potencialmente importante designado como *delaminación* inducida por el fuego (o simplemente *delaminación*), a veces alternativamente llamada “pérdida de adhesividad” o “caída” de capas (*falling off*, en inglés).

La *delaminación* consiste en el desprendimiento total o parcial de la capa (o láminas) carbonizada debido a una falla en sus juntas, que consisten en una interfaz encolada, lo que puede exponer a la madera subyacente, inicialmente no expuesta directamente al fuego, a un calentamiento directo y de gran intensidad. Esta situación incrementa la tasa efectiva de carbonización, dado que se pierde el efecto aislante de la capa carbonizada ya descrito en el presente Capítulo 2.

En la Figura 2.10 se muestra un panel de MCL de piso que sufre *delaminación* durante un ensayo de fuego, donde se puede apreciar como la segunda capa queda directamente expuesta al fuego. Se aprecia además como uno de los sensores, llamado *termocupla*, ubicado inicialmente entre la primera y segunda capa, se desprende del panel por lo que pasaría a medir la temperatura ambiente.

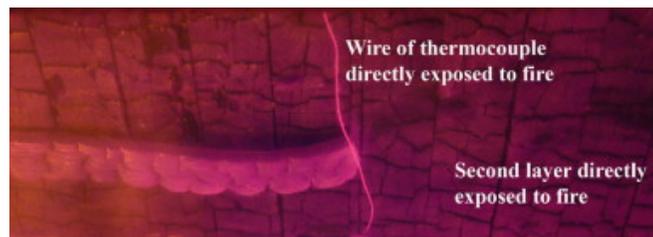


Figura 2.10: *Delaminación* en piso de MCL durante ensayo de fuego. Fuente: [Frangi et al., 2009].

Por otro lado en la Figura 2.11 se muestra también un panel de MCL de piso que sufre *delaminación*, es este caso parcial y con distintas intensidades en cada zona, en donde en algunos lugares se llega a desprender hasta la tercera capa.



Figura 2.11: *Delaminación* en piso de MCL post ensayo de fuego. Fuente: [Hasburgh et al., 2016].

2.8. Incendios, Desarrollo y División en Fases

La resistencia al fuego se define como el lapso de tiempo en minutos durante el que un elemento sometido a un calentamiento estándar satisface uno o más de los Criterios E, I y/o R, definidos en la Sección 2.4. Los hornos de cada ensayo de incendio deben estar debidamente calibrados para condicionar un desarrollo térmico en el interior de la cámara acorde con la curva estándar de tiempo-temperatura de la norma ISO 834 [ISO, 2014], cumplimiento que acepta una pequeña desviación dependiendo de la normativa de cada país. La curva estándar de tiempo-temperatura de la norma ISO 834 se expresa como:

$$T - T_0 = 345 \cdot \log_{10}(8 \cdot t + 1) \quad (2.7)$$

donde:

T : temperatura media del horno en el instante t [$^{\circ}C$].

T_0 : temperatura inicial del horno [$^{\circ}C$], la que estará comprendida entre 0 y 40 [$^{\circ}C$].

t : tiempo desde el inicio del ensayo [min].

La expresión anterior se grafica en la siguiente Figura 2.12, en donde además se indica la temperatura a la que generalmente se asume que la madera se carboniza totalmente, esto es, a los $300^{\circ}C$, la que se alcanza antes del primer minuto del ensayo (a los 41 [seg]).

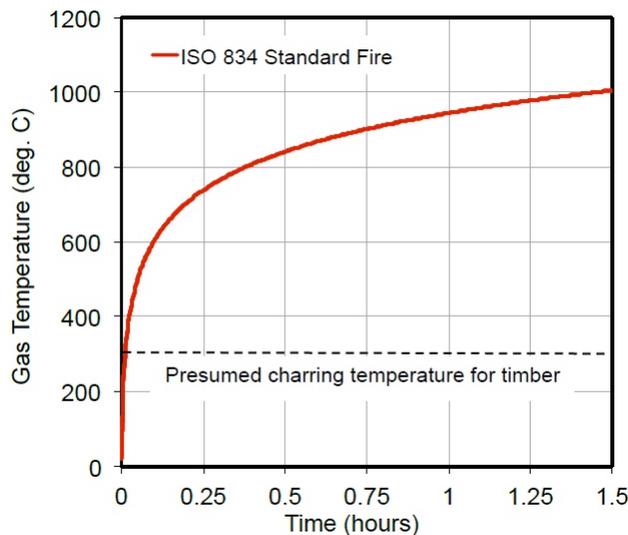


Figura 2.12: Curva estándar tiempo-temperatura ISO 834. Fuente: [ISO, 2014].

La curva estándar de tiempo-temperatura es un artificio que busca equiparar la resistencia al fuego medida en ensayos con la resistencia al fuego apreciada en incendios reales. Se aplica para estos efectos el *método del área equivalente*, el que consiste en igualar el área bajo la curva de tiempo-temperatura de un incendio real con el área bajo la curva estándar de tiempo-temperatura, tema que se aborda con mayor detalle en la Sección 4.1.1.

En la Figura 2.13 se esquematiza la curva de tiempo-temperatura de un típico incendio real, el que se divide en 4 fases en función del comportamiento de la carga combustibles y su relación con la temperatura en el compartimiento. Un incendio comienza con un evento de

ignición y aumenta de tamaño durante la fase de crecimiento, esta es seguida del fenómeno designado como *flashover*, o también llamado *combustión súbita generalizada*, que ocurre en incendios confinados en que, de forma repentina, se produce un gran aumento en la temperatura ambiente debido a que todas las superficies combustibles, que hasta ese momento no estaban implicadas en el incendio, empiezan a entrar en combustión, marcando así el máximo desarrollo del incendio. Luego del *flashover*, la quema de combustible entra a un estado estacionario y pasa a estar controlado principalmente por la ventilación del compartimiento. Después de que una parte significativa del combustible se ha consumido, el fuego vuelve a ser controlado por la carga combustible restante, esto durante la fase de decaimiento del fuego. El incendio alcanzará la *extinción* después de que se haya consumido toda la carga de combustible disponible. Otra forma de caracterizar un incendio es mediante el compor-

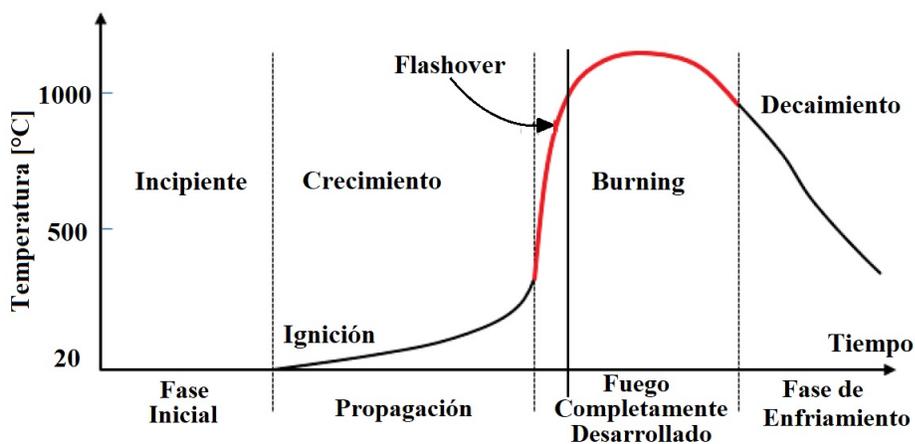


Figura 2.13: Fases de un incendio en gráfico tiempo-temperatura. Fuente: [Emberley, 2017].

tamiento de la combustión de la madera, es decir, mediante la *tasa de pérdida de masa* de la carga combustible, la que se relaciona directamente con la *tasa de liberación de calor* a través del valor de calor de combustión de la carga combustible, procedimiento detallado en la Sección 4.1.3. En la Figura 4.2 se muestra un incendio real típico en función de como varía este parámetro en el tiempo. El comportamiento del incendio consta de dos etapas que son, su *estado transiente* de pérdida de masa, y el *estado estable de pérdida de masa*.

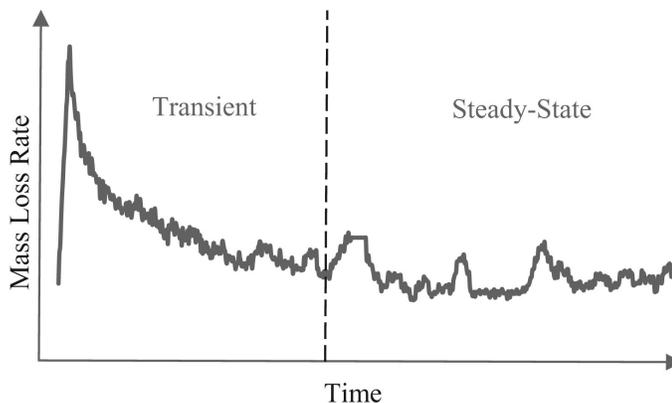


Figura 2.14: Regímenes de tasa de pérdida de masa. Fuente: [Emberley et al., 2017a].

Capítulo 3

Diseño Estructural de Paneles de MCL al Fuego

Se describirá como cada una de las normativas, manuales de diseño y presentaciones de conferencias internacionales abordan los criterios anteriormente mencionados, variando o no los parámetros de cada uno de los métodos y/o aplicando los factores de corrección que cada referencia estima conveniente.

3.1. Normativas Nacionales e Internacionales

3.1.1. Eurocódigo: EN1995-1-2:2004 (EC5)

La norma europea llamada *Eurocódigo 5: Diseño de estructuras de madera - Parte 1-2: General -Diseño estructural al fuego* (de ahora en adelante llamada indistintamente EC5) dicta las directrices que rigen el diseño de estructuras de madera en caso de incendio para los países que pertenecen a la Unión Europea. El EC5 fue aprobado por el CEN (Comité Europeo de Normalización) el 16 de abril de 2004 [CEN, 2004] luego de un proceso de revisión de sus versiones de prueba publicadas anteriormente.

Si bien esta Norma no habla directamente de MCL, menciona los principales criterios que rigen todas la estructuras de madera.



Figura 3.1: Eurocódigo 5: Diseño de estructuras de madera - Parte 1-2: General -Diseño estructural al fuego. Fuente: [CEN, 2004].

3.1.2. Fire Safety in Timber Buildings (FSTB)

Reconociendo la posibilidad de construir en altura con material madera y a que efectivamente esto está permitido en la mayoría de los países europeos, es que se desarrolló la primera guía técnica a nivel europeo llamada *Fire Safety in Timber Buildings* (Seguridad contra incendios en edificios de madera, y de ahora en adelante llamada indistintamente FSTB). Esta guía se refiere al uso a prueba de incendios de estructuras de madera y productos de madera que cumplan con las exigencias y categorías de incendios europeos para cumplir los requisitos exigidos según su uso.

Esta guía fue creada con el fin de estimular el uso seguro de los productos de madera en los edificios y así contribuir a una construcción más sustentable. En esta ya se reconoce a la MCL como material constructivo y tiene capítulos dedicados completamente a él siguiendo las guías de diseño de la Norma EC5 [CEN, 2004], y presentando mejoras en sus parámetros con tal de incluirlas en versiones futuras de dicha Norma.

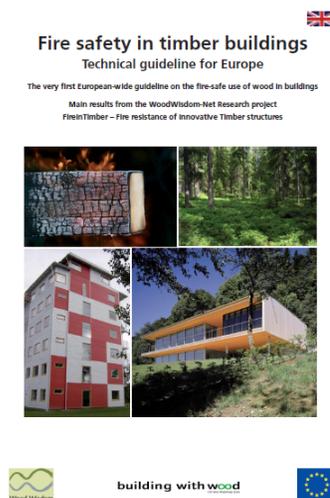


Figura 3.2: *Fire Safety in Timber Buildings*. Fuente: [Östman et al., 2010].

3.1.3. The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook

La organización privada sin fines de lucro *FPIinnovations* de *I + D* promueve soluciones en el sector forestal con tal de incentivar su crecimiento y el de las industrias afiliadas, mejorando de esta forma su competitividad a nivel global. *FPIinnovations* tiene un modelo único de asociación industria-gobierno y actúa como un catalizador de innovación para el sector forestal de Canadá. Su experiencia abarca la industria de la pulpa y el papel, las operaciones forestales, los productos de madera y los productos de origen biológico.

Siguiendo esta idea de fomento del uso de la madera es que ha elaborado un manual con una serie de capítulos que tratan distintos aspectos de la MCL como material constructivo, llamado *The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook* (de ahora en adelante llamada indistintamente CDN-HDB).

Como es de esperar por su nombre, este manual se centra especial y únicamente en elementos de MCL.

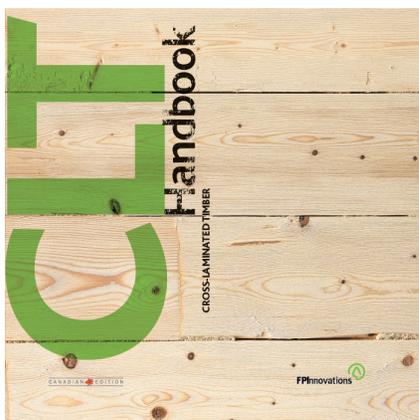


Figura 3.3: *The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook*. Fuente: [Dagenias, 2011].

3.1.4. The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook

Tal como lo menciona su nombre, el presente manual *The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook* (de ahora en adelante llamada indistintamente USA-HDB), es la versión estadounidense del manual canadiense adaptados a los requerimientos estructurales exigidos en EEUU.

Al igual que su versión Canadiense, este manual se centra especial y únicamente en elementos de MCL.

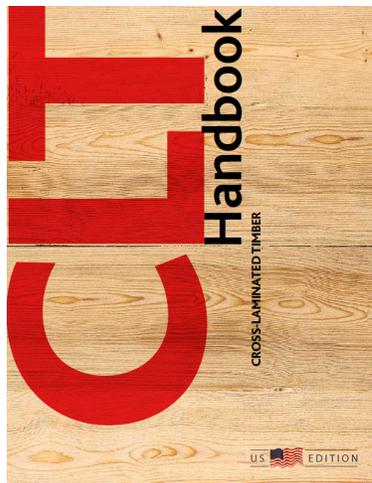


Figura 3.4: *The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook*. Fuente: [Dagenias and White, 2013].

3.2. Criterio de Integridad (E) y Aislación (I)

A continuación se proceden a describir los métodos de cálculo analítico usados para determinar de la resistencia al fuego según los Criterios I y E , definidos en el *Cápítulo 2*.

Las referencias a analizar ocupan la misma filosofía de diseño que consisten en un método aditivo de las resistencias de las capas individuales del panel, multiplicados por distintos factores correspondientes a la posición que ocupa la lamina dentro del panel, presencia de juntas en los elementos constituyentes de una capa, entre otros.

3.2.1. Eurocódigo: EN1995-1-2:2004 (EC5)

El primer método para la determinación de la resistencia al fuego según los criterios I y E se encuentra en el *Anexo E* del EC5 [CEN, 2004] , y es de naturaleza informativa: esto significa que el método debe ser usado de acuerdo con el Anexo Nacional del país que corresponda.

Se exige que, para miembros de función separadora, se debe verificar que:

$$t_{\text{ins}} \geq t_{\text{req}} \quad [\text{min}] \quad (3.1)$$

donde:

t_{ins} : tiempo de aislación efectivo [min].

t_{req} : tiempo de resistencia al fuego requerido para la función de separación del entramado [min].

El tiempo de aislación efectivo t_{ins} depende del comportamiento al fuego de las capas utilizadas en el entramado, así como de sus posiciones y las configuraciones de las juntas de las capas. En el *Anexo E* del EC5 [CEN, 2004] se propone calcular el tiempo t_{ins} se puede calcular como suma de las contribuciones a la resistencia al fuego de las capas individuales, expresada como:

$$t_{\text{ins}} = \sum_{i=1}^n t_{\text{ins}, i} \quad [\text{min}] \quad (3.2)$$

donde:

t_{ins} : tiempo de aislación [min].

$t_{\text{ins},0,i}$: tiempo básico de aislación de la capa i [min].

Las contribuciones individuales al tiempo de aislación de cada capa, $t_{\text{ins}, i}$, dependen, en primer lugar, de la capacidad aislante de cada capa, expresada por su valor de aislamiento básico y, en segundo lugar, de la posición de la capa en el entramado y de los materiales que la respaldan o preceden (en la dirección del flujo de calor), expresado por el coeficiente de posición. Además, se utiliza un coeficiente conjunto para tener en cuenta la influencia de las configuraciones de unión en el tiempo de aislamiento de las capas con juntas. Por lo tanto, la contribución de cada capa $t_{\text{ins},0, i}$ se calcula por medio de la expresión:

$$t_{ins,i} = t_{ins,0,i} \cdot k_{pos,i} \cdot k_{j,i} \quad (3.3)$$

donde:

$t_{ins,0,i}$: tiempo básico de aislación de la capa i [min].

$k_{pos,i}$: coeficiente de posición de la capa i .

$k_{j,i}$: coeficiente de junta.

El tiempo de aislación t_{ins} se debe calcular considerando las diferentes posibles trayectorias de transferencia de calor a través del entramado de madera, tal como lo esquematiza la siguiente Figura 3.5.

En el *Anexo E* del EC5 [CEN, 2004] se ofrecen tanto fórmulas analíticas para la determinación del tiempo de aislación t_{ins} de los materiales que cumplan con las Normativas Europeas correspondientes, como valores de los coeficientes de posición $k_{pos,i}$ y de juntas $k_{j,i}$.

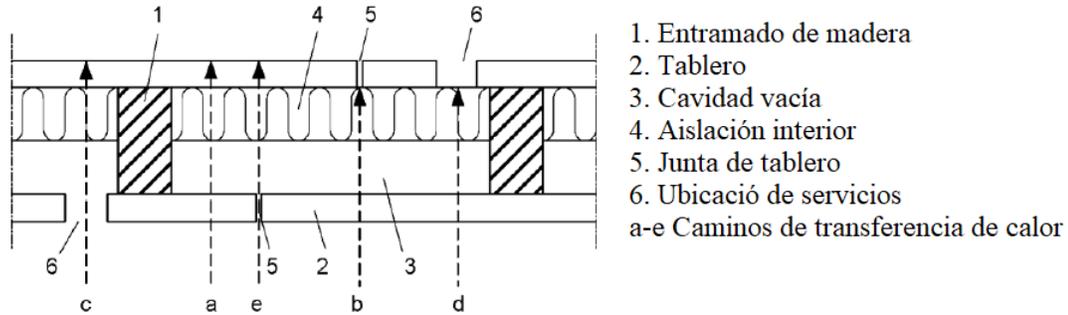


Figura 3.5: Trayectorias de transferencia de calor a través de una construcción separadora multilaminar. Fuente: EC5 [CEN, 2004].

3.2.2. Fire Safety in Timber Buildings (FSTB)

El segundo método para la determinación de la resistencia al fuego según los criterios I y E se encuentra en el manual de diseño FSTB.

El método de diseño para la verificación de la función de separación de los conjuntos de pared y piso que se proporciona en EN 1995-1-2 se basa en información experimental que se consideró un número limitado de ensayos al fuego de entramados de pared y, por lo tanto, cubre solo un área limitada de estructuras de madera. Por esta razón, recientemente se desarrolló en Suiza un proyecto de investigación sobre la función de separación de los entramados de madera (Frangi A., Schleifer V., Fontana M.). Como resultado se propuso un método de diseño mejorado para determinar la función de separación, basado en resultados experimentales y extensos análisis térmicos aplicando el método de elementos finitos. El método es capaz de considerar conjuntos de madera con un número ilimitado de capas materializadas de placas de yeso, paneles de madera o combinaciones de los mismos. Las cavidades entre las piezas de la tabiquería pueden estar vacías o llenas con aislación de lana mineral. En el método se consideran los siguiente materiales:

- Madera aserrada con densidad normal característica $\geq 290 [kg/m^3]$.
- Madera contra laminada (MCL) con densidad normal característica $\geq 290 [kg/m^3]$.
- Madera microlaminada (LVL) con densidad normal característica $\geq 480 [kg/m^3]$.
- Tableros de fibra orientada (OSB) según EN300 con densidad normal característica $\geq 550 [kg/m^3]$.
- Tableros de partículas según EN312 con densidad normal característica $\geq 500 [kg/m^3]$.
- Tableros de fibra según EN622-2, EN622-3 o EN622-5 con densidad normal característica $\geq 500 [kg/m^3]$.
- Tableros contrachapados según EN636 con densidad normal característica $\geq 450 [kg/m^3]$.
- Tableros de yeso-cartón Tipo A, H y F según EN520.
- Tableros de yeso-fibra según EN15283
- Aislación de lana mineral según EN13162

El método de diseño desarrollado se basa en el método aditivo de componentes considerado en EN 1995-1-2. La resistencia total al fuego corresponde a la suma de las contribuciones de las diferentes capas (revestimientos, cavidades vacías o aisladas), considerando diferentes trayectorias de transferencia de calor (ver Figura 3.5) y de acuerdo con su función e interacción (ver Figura 3.6).

Los tiempos de protección y aislación de las capas se pueden calcular de acuerdo con las siguientes ecuaciones generales, teniendo en cuenta los valores básicos de las capas, los coeficientes para la posición de las capas en el conjunto y los coeficientes para las configuraciones de unión:

$$t_{\text{ins}} = t_{\text{ins},n} + \sum_{i=1}^{n-1} t_{\text{prot},i} \quad (3.4)$$

donde:

$t_{\text{ins},n}$: tiempo de aislación de la última capa [*min*].

$\sum_{i=1}^{n-1} t_{\text{prot},i}$: suma de los tiempos de protección de las primeras n-1 capas [*min*].

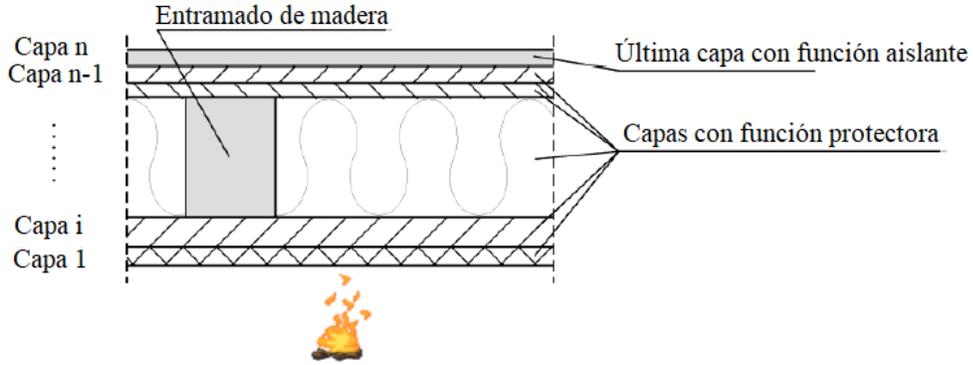


Figura 3.6: Entramado de pared y de piso : Numeración y Función de las diferentes capas..
Fuente: [Östman et al., 2010].

Los tiempos de protección y aislación de las capas se pueden calcular de acuerdo con las siguientes expresiones generales, teniendo en cuenta los valores básicos de protección las capas, los coeficientes para la posición de las capas en el conjunto y los coeficientes para las configuraciones de junta:

$$t_{\text{prot},i} = (t_{\text{prot},0,i} \cdot k_{\text{pos,exp},i} \cdot k_{\text{pos,unexp},i} + \Delta t_i) \cdot k_{j,i} \quad (3.5)$$

$$t_{\text{ins},n} = (t_{\text{prot},0,n} \cdot k_{\text{pos,exp},n} + \Delta t_n) \cdot k_{j,n} \quad (3.6)$$

donde:

$t_{\text{prot},0,i}$: valor básico de protección [*min*] de la capa i (Tabla 1).

$t_{\text{prot},0,n}$: valor básico de protección [*min*] de la capa n (Tabla 1).

$k_{\text{pos,exp},i}$, $k_{\text{pos,exp},n}$: coeficiente de posición que toma en cuenta la influencia de las capas que preceden a la considerada (Tabla 2).

$k_{\text{pos,unexp},i}$: coeficiente de posición que toma en cuenta la influencia de las capas que apoyan a la considerada (Tabla 3).

Δt_i , Δt_n : tiempos de corrección [*min*] para capas protegidas por tableros de yeso cartón Tipo F o tableros de yeso-fibra (ver Tabla 4).

$k_{j,i}$, $k_{j,n}$: coeficiente de junta (ver Tabla 5).

Las expresiones 3.5 y 3.6 contienen parámetros, los coeficientes k , cuyos valores numéricos se presentan en las tablas de la guía de diseño FSTB [Östman et al., 2010], tal como se indica a continuación de estas fórmulas. Por otro lado, estas necesitan expresiones analíticas para estimar los distintos tiempos t requeridos por ellas, fórmulas que también se incorporan en la guía ya mencionada. Ambos conjuntos de términos se incluyen en los *Anexos* de la presente *Memoria de Título*.

3.2.3. Perfil de Temperatura Experimental

La transferencia de calor ocurre desde las regiones de mayor temperatura hacia las de menor temperatura, y en los materiales sólidos, uno de los modos en que esto puede ocurrir es mediante *conducción*, mecanismo bien conocido y descrito mediante la *ley de conducción de Fourier*. La conducción se relaciona con la conductividad térmica del material (k) mediante la ecuación diferencial parcial de transferencia de calor, que en el caso del estado *transiente* del incendio (ver Sección 2.8), queda de la siguiente forma:

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right] + \dot{Q} = \rho \cdot c \cdot \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.7)$$

donde:

T : temperatura [$^{\circ}C$].

k_y : conductividad térmicas en la dirección i [$W/m \cdot K$].

\dot{Q} : calor generado internamente debido a la reacción química [W/m^3].

ρ : densidad [kg/m^3].

c : calor específico [$J/kg \cdot K$].

t : tiempo [s].

La transferencia de calor en estado *transiente* o *estable* a través de MCL es baja en comparación con otros materiales que tienen mayor conductividad térmica, como es el caso del acero. Por otro lado, la carbonización de la madera es un proceso complejo y puede ser bastante difícil de modelar. Definir las propiedades térmicas para cada etapa de la pirólisis también puede ser tedioso. Es por esto que paquetes de software de elementos finitos disponibles comercialmente se usan normalmente para resolver este tipo de ecuaciones diferenciales [Dagenias, 2011]. Dado que el uso del análisis de elementos finitos puede no estar disponible para el diseño, pueden resultar útiles los datos experimentales disponibles de perfiles de temperatura para losas de madera maciza, tal como la proposición de [Janssens and White, 1994], que permite determinar la temperatura a una distancia x del frente de carbonización, cuando el elemento se comporta como un sólido semi-infinito, mediante la expresión:

$$T = T_i + (T_p - T_i) \cdot \left(1 - \frac{x}{a}\right)^2 \quad (3.8)$$

donde:

T : temperatura [$^{\circ}C$].

T_i : temperatura inicial [$^{\circ}C$].

T_p : temperatura del frente de carbonización [$^{\circ}C$].

x : distancia desde el frente de carbonización [mm].

a : profundidad de penetración térmica [mm].

Según los datos de ocho especies, los mejores valores de ajuste para la profundidad de penetración térmica “ a [mm]” fueron con 34 [mm] para el abeto con una densidad en seca de 425 [kg/m^3] y 33 [mm] para el pino del sur (510 [kg/m^3]). En la edición anterior del EC5 [CEN, 2004] (EN1995-1-2: 1994), a la profundidad de penetración térmica se le asignó un valor de 40 [mm]. En la Figura 3.7 se realiza una comparación entre las mediciones de perfiles de temperatura realizadas en paneles de MCL con distintas configuraciones, y su comparación a partir de la expresión 3.8, considerando $a = 40$ [mm] e identificando al frente

de carbonización mediante la isoterma de $300^{\circ}C$.

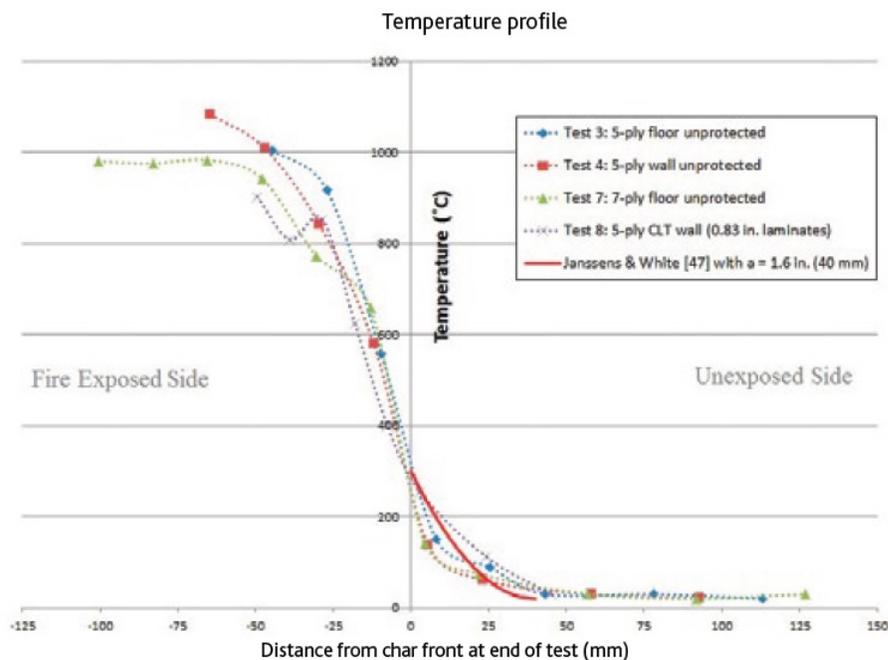


Figura 3.7: Perfil de temperatura experimental y de Ecuación 3.8. Fuente: [Dagenias, 2011].

En la anterior Figura 3.7 el origen del eje “ x ” se dispuso en el frente de carbonización al tiempo del fin del ensayo, encontrándose hacia su izquierda la capa carbonizada expuesta directamente al fuego, mientras que a la derecha se representa la zona en la que sus propiedades mecánicas aún no se han visto completamente deterioradas. En la anterior Figura 3.7 se verifica que más allá de una profundidad “ a [mm]” el aumento de temperatura es prácticamente imperceptible.

De los ensayos a gran escala realizados de acuerdo con la curva estándar de tiempo-temperatura graficados en la Figura 3.7 se aprecia que la falla por aislamiento es poco probable que sea una preocupación para los elementos de MCL antes de las fallas por integridad o estructurales, ya que las temperaturas en la zona carbonizada disminuyen rápidamente a la temperatura ambiente [Dagenias, 2011].

A partir de la anterior surge un tercer método para la determinación de la resistencia al fuego según los Criterios I & E, llamemos $T_{\Delta 140}$ [min], basado en el perfil de temperatura propuesto en [Janssens and White, 1994]. Para una carbonización dada, basta una profundidad adicional de 12 [mm], que designaremos como $x_{\Delta 140}$ [mm], para que el aumento de temperatura en la cara no expuesta directamente al fuego sea menor a $140^{\circ}C$. Esto resulta de imponer en la expresión 3.8, $T = 160^{\circ}C$, junto con asumir: $T_i = 20^{\circ}C$, $T_p = 300^{\circ}C$ y $a = 40$ [mm], para luego despejar la profundidad “ x ” buscada. En general, para un panel con velocidad de carbonización β [mm/min] y espesor total H [mm], se tiene que:

$$T_{\Delta 140} [\text{min}] = \frac{H - x_{\Delta 140}}{\beta} \quad , \quad \text{con : } x_{\Delta 140} = a \cdot \frac{(T_p - T_i) - \sqrt{(T_p - T_i) \cdot (T_p - T_i)}}{T_p - T_i} \quad (3.9)$$

3.3. Criterio de Capacidad Portante (R)

Tal como se mencionó también en la Sección 2.5 el método de análisis de la capacidad estructural según el Criterio R tiene 2 parámetros principales, que son la velocidad de carbonización unidimensional β_0 [mm/min] y el espesor de la capa de resistencia cero (ZSL) s_0 [mm]. A continuación se procede a describir las expresiones para estimar estos valores según la referencia correspondiente.

3.3.1. Eurocódigo: EN1995-1-2:2004 (EC5)

En su actual redacción la norma, la MCL no se encuentra considerada, pero esta disposición de entablados podría ser asociada a madera laminada encolada. Planteando un símil entre la MCL y la madera laminada encolada (MLE), le correspondería una velocidad de carbonización de 0,65 [mm/min], tal como se establece en la Tabla 3.2 del EC5 [CEN, 2004] que se adjunta en la sección *Anexos* de la presente *Memoria de Título*.

La norma especifica valores para las velocidades de carbonización unidimensional β_0 [mm/min]. Cabe agregar que estos valores aplican para maderas de especies coníferas con densidad normal característica de al menos 290 [kg/m^3], y tableros o revestimientos de madera de densidad normal característica de al menos 450 [kg/m^3] y espesor de la menos 20 [mm]. De no cumplirse esto se aplican los siguientes factores de corrección:

$$\beta_{0,\rho,t} = \beta_{0,450,20} \cdot k_\rho \cdot k_t \quad (3.10)$$

$$\beta_{0,450,20} = 0,65 \text{ [} mm/min \text{]} \quad (3.11)$$

$$k_\rho = \sqrt{\frac{450}{\rho_k}} \quad (3.12)$$

$$k_t = \text{máx} \left\{ \sqrt{\frac{20}{t_p}}, 1 \right\} \quad (3.13)$$

donde:

$\beta_{0,\rho,t}$: velocidad de carbonización corregida por densidad y espesor [mm/min].

β_0 : velocidad de carbonización unidimensional [mm/min].

k_ρ : coeficiente (Corrección) de (por) densidad.

ρ_k : densidad característica [kg/m^3].

k_t : coeficiente (Corrección) de (por) espesor (menores que 20 [mm]).

t_p : espesor panel [mm].

El método de la sección transversal reducida (RCSM) considera un aumento ficticio de la zona carbonizada, mediante la siguiente Ecuación 3.14.

$$d_{ef} = d_{char} + s_0 = \beta_0 \cdot t + k_0 \cdot d_0 \quad (3.14)$$

con :

$$k_0 = \begin{cases} \frac{t}{20 [min]} & , t < 20 [min] \\ 1 & , t \geq 20 [min] \end{cases} \quad (3.15)$$

$$d_0 = 7 [mm] \quad (3.16)$$

Esta última expresión aplica sobre elementos no protegidos, ya que para elementos de protección durante un tiempo $t_{ch} \geq 20 [min]$ se debe considerar:

$$k_0 = \begin{cases} \frac{t_{ch}}{20 [min]} & , t < t_{ch} [min] \\ 1 & , t \geq t_{ch} [min] \end{cases} \quad (3.17)$$

donde:

d_{ef} : profundidad de carbonización efectiva [mm].

d_{char} : profundidad de carbonización real [mm].

s_0 : capa de resistencia cero (ZSL) [mm].

d_0 : incremento ficticio del espesor de la capa de carbonización [mm].

β_0 : velocidad de carbonización unidimensional [mm/min].

t : tiempo desde el inicio incendio [min].

A continuación se presenta la Figura 3.8, en donde se esquematizan las expresiones de la Ecuación 3.14.

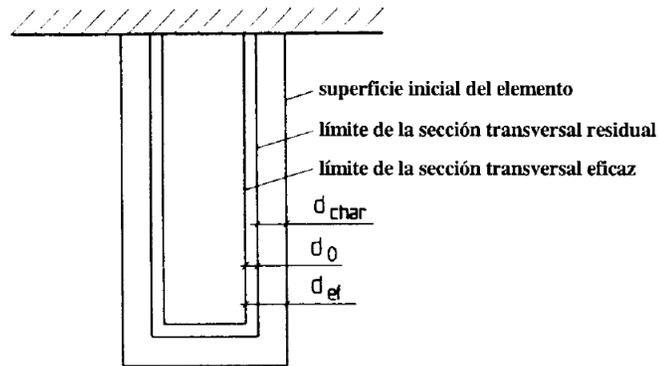


Figura 3.8: Definición de sección residual y sección transversal efectiva. Fuente: EC5 [CEN, 2004].

Al proteger la superficie de un elemento con un material con tiempo de protección $t_{ch} \geq 20 [min]$, se logra tanto atenuar el deterioro del elemento en el tiempo, como posponer la reducción máxima de la sección, $s_0 = k_0 \cdot d_0$, tal como se aprecia en la siguiente Figura 3.9, en donde la curva de k_0 con protección (curva negra) esta siempre por debajo de la curva de k_0 sin protección (curva roja), esto hasta que se llega el tiempo de protección máximo, t_{ch} , en donde ambos k_0 se igualan.

Para los casos en que los elementos de madera se protejan con tableros de yeso cartón o contrachapados, la velocidad de carbonización de dicho elemento dependerá del tiempo de en el que falle la protección (t_f), el tiempo de inicio de carbonización (t_{ch}) y el tiempo en que se genere una capa de madera carbonizada de 25 [mm] (t_{ch}). Dicha dependencia de los tiempos de protección se presentan en la siguiente Figura 3.10.

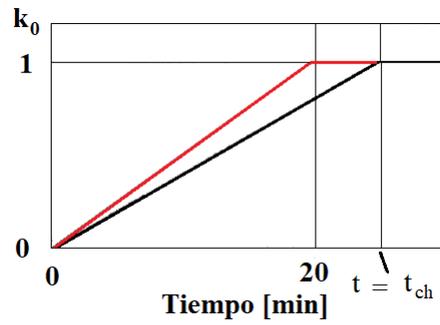
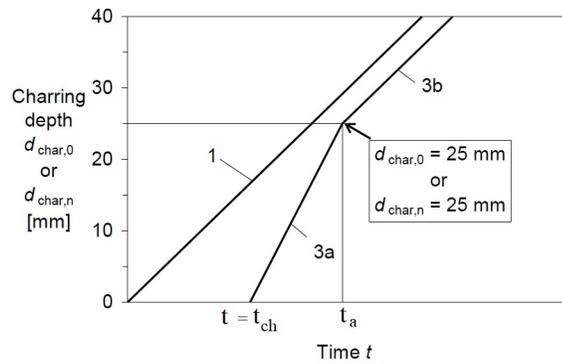
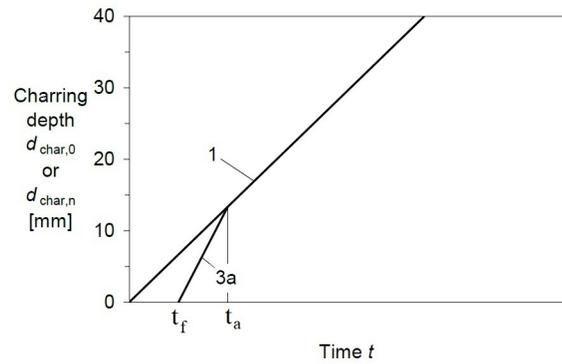


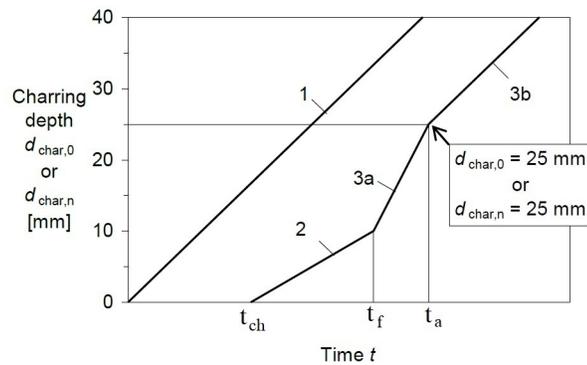
Figura 3.9: Aumento gradual de la capa de resistencia cero (ZSL). Fuente: EC5 [CEN, 2004].



(a) $t_{ch} = t_f$.



(b) Criterio E.



(c) Criterio R.

Figura 3.10: Parametrización de la velocidad de carbonización. Fuente: EC5 [CEN, 2004].

3.3.2. Fire Safety in Timber Buildings (FSTB)

Un método alternativo para la determinación de la resistencia al fuego según el Criterio R se presenta en la guía de diseño FSTB [Östman et al., 2010]. Tal como se mencionó anteriormente, en esta guía ya se reconoce a la MCL como material constructivo, por lo que incorpora indicaciones específicas para este material.

Siguiendo las recomendaciones del EC5 [CEN, 2004], esta guía utiliza la velocidad de carbonización unidimensional β_0 [mm/min] que le correspondería a la MCL según dicha Norma, esto es:

$$\beta_0 = 0,65 \text{ [mm/min]} \quad (3.18)$$

donde:

β_0 : velocidad de carbonización [mm/min].

La velocidad de carbonización de 3.18 se deberá ajustar por densidad y espesor al valor $\beta_{0,\rho,t}$, cuando corresponda, por los mismos parámetros mencionados en EC5 [CEN, 2004] (Expresiones 3.10 a 3.13).

Al igual que en la referencia anterior, aquí se utiliza el método simplificado de la sección transversal reducida (RCSM), en donde la profundidad de la zona carbonizada se calcula con la siguiente Ecuación 3.19.

$$d_{\text{ef}} = d_{\text{char},0} + k_0 \cdot s_0 = \beta_0 \cdot t + k_0 \cdot s_0 \quad (3.19)$$

ó

$$d_{\text{ef}} = d_{\text{char},n} + k_0 \cdot s_0 = \beta_n \cdot t + k_0 \cdot s_0 \quad (3.20)$$

donde:

d_{ef} : profundidad de carbonización efectiva [mm].

d_{char} : profundidad de carbonización real [mm].

s_0 : capa de resistencia cero (ZSL) [mm].

d_0 : aumento gradual de la capa de carbonización [mm].

β_0 : velocidad de carbonización [mm/min].

t : tiempo de incendio [min].

Por otro lado, esta guía presenta una mejora en la determinación analítica de la ZSL, s_0 , ya que como se aprecia en la Figura 2.6 de la referencia [Schaffer et al., 1986], el deterioro porcentual en la propiedades mecánicas de la sección resulta distinto para cada propiedad. Esto quiere decir que una única disminución de la zona carbonizada no representa el verdadero comportamiento de la sección para todas las propiedades. Por esto la guía de diseño FSTB [Östman et al., 2010] presenta valores de s_0 dependientes de los siguientes factores:

- El número de capas por las que esta conformado (3, 5 ó 7 capas);
- La profundidad total del elemento de MCL ;
- El tipo de esfuerzo al que se encuentra sometido (tracción o compresión) el lado expuesto al fuego;
- El gradiente de temperatura debajo de la capa de carbón (es decir, si el miembro está protegido o no protegido).

Además, se hace la distinción de si el panel se utiliza como muro o como losa de piso. En las Tablas 3.1 y 3.2, se presentan las principales expresiones que se utilizarán en la presente *Memoria de Título*, adjuntándose las tablas completas en los Anexos de la misma.

| Expuesto en | Losa | Muro |
|------------------|---------------------------|-----------------------------------|
| Lado Traccionado | $\frac{h}{30} + 3,7 [mm]$ | - (*) |
| Lado Comprimido | $\frac{h}{25} + 4,5 [mm]$ | $\frac{h}{12,5 [mm]} + 3,95 [mm]$ |

Tabla 3.1: Capa de compensación s_0 para elementos de MCL con tres capas, h en [mm]. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010].

| Expuesto en | Losa | Muro |
|------------------|---------------------------|---------------------------------|
| Lado Traccionado | $\frac{h}{100} + 10 [mm]$ | - (*) |
| Lado Comprimido | $\frac{h}{20} + 11 [mm]$ | $\frac{h}{15 [mm]} + 10,5 [mm]$ |

Tabla 3.2: Capa de compensación s_0 para elementos de MCL con cinco capas, h en [mm]. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010].

| Expuesto en | Losa | Muro |
|------------------|--|--|
| Lado Traccionado | $\left\{ \begin{array}{l} \text{Para } 105 [mm] \leq h \leq 175 [mm] : \\ \frac{h}{6} + 2,5 [mm] \\ \text{Para } h > 175 [mm] : \\ 10 \end{array} \right.$ | - (*) |
| Lado Comprimido | $\left\{ \begin{array}{l} \text{Para } 105 [mm] \leq h \leq 175 [mm] : \\ \frac{h}{6} + 2,5 [mm] \\ \text{Para } h > 175 [mm] : \\ 13 \end{array} \right.$ | $\left\{ \begin{array}{l} \text{Para } 105 [mm] \leq h \leq 175 [mm] : \\ \frac{h}{6} + 4 [mm] \\ \text{Para } h > 175 [mm] : \\ 16 \end{array} \right.$ |

Tabla 3.3: Capa de compensación s_0 para elementos de MCL con siete capas, h en [mm]. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010].

(*) La guía de diseño analizada, FSTB [Östman et al., 2010], no considera relevante estudiar estos casos, ya que se asume que los muros fallarán por compresión.

Si en el panel de MCL se presenta el fenómeno de *delaminación*, la profundidad de la capa carbonizada (d_{char}) deberá ser calculada con una velocidad de carbonización $\beta_0 [mm/min]$ ajustada según la Figura 3.10 del EC5 [CEN, 2004].

A continuación se procederá a realizar una comparación del cálculo de d_{char} para los casos con y sin *delaminación* de un panel de 7 capas, 20 [mm] cada una, utilizado como losa, a los 60 [min] de exposición al fuego.

■ Sin Delaminación

$$\square d_{char} = t_{req} \cdot \beta_0 = 60 [min] \cdot 0,65 \left[\frac{mm}{min} \right] = 39 [mm]$$

$$\square s_{0,7L} = \frac{h_t}{6} + 2,5 [mm] = 25,8 [mm]$$

$$\square h_{ef} = 7 \cdot h_1 - (d_{char} + s_{0,7L}) = 7 \cdot 19 [mm] - (39 [mm] + 24,7 [mm]) = 75,2 [mm]$$

$$\square \%_{carbonizado} = \frac{d_{char} + s_{0,7L}}{h_t} = 46,3 \%$$

■ Con Delaminación

$$\square t_{ch} = \frac{h_1}{\beta_0} = 30,8 [min]$$

$$\square d_{char} = t_{req} \cdot \beta_0 + (t_{req} - t_{ch}) \cdot \beta_0 \cdot k_3 \\ = 60 [min] \cdot 0,65 \left[\frac{mm}{min} \right] + (60 [min] - 29,2 [min]) \cdot 0,65 \left[\frac{mm}{min} \right] \cdot 2 = 58 [mm]$$

$$\square s_{0,7L} = \frac{h_t}{6} + 2,5 [mm] = 24,7 [mm]$$

$$\square h_{ef} = 7 \cdot h_1 - (d_{char} + s_{0,7L}) = 7 \cdot 19 [mm] - (58 [mm] + 24,7 [mm]) = 56,2 [mm]$$

$$\square \%_{carbonizado} = \frac{d_{char} + s_{0,7L}}{h_t} = 59,8 \%$$

De lo anterior podemos notar que para dos paneles de MCL exactamente iguales en dimensiones y cantidad de láminas, pero en donde uno de ellos sufre *delaminación* y el otro no, la profundidad de carbonización efectiva del panel de MCL con delaminación será 13,5% mayor que la del panel sin delaminación. Este porcentaje corresponde a 19 [mm] de carbonización de diferencia, y si consideramos una velocidad de carbonización de 0,65 [mm/min], esta diferencia de carbonización corresponde a 29,2 [min] de diferencia de exposición al fuego, es decir, que el panel sin delaminación deberá enfrentarse a aproximadamente 30[min] adicionales al incendio para quedar en iguales condiciones que el panel con delaminación. Esta diferencia porcentual se reduce a medida que aumenta el espesor de las capas que conforman el panel de MCL, siendo 8% para en el caso de láminas de 25 [mm], 4% para láminas de 30 [mm], y 0% para el caso de láminas de 39 [mm], en donde el tiempo del incendio (60 [min]) coincide con el del desprendimiento de una capa, por lo que las capas subsiguientes no alcanzan a quedar expuestas directamente al fuego.

3.3.3. The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook

El CDN-HDB [Dagenias, 2011] considera los valores de velocidad de carbonización β_0 [mm/min] especificados en el EC5 [CEN, 2004], agregando una corrección por espesor de cada capa, de acuerdo con lo siguiente:

Con respecto a la velocidad de carbonización β_0 [mm/min] de la MCL, en CDN-HDB [Dagenias, 2011] se toman los valores recomendados por el EC5 [CEN, 2004], agregando una corrección por espesor de cada capa, tal como lo indica la siguiente Ecuación 3.21 :

$$\beta_0 = \begin{cases} 0,65^{(d/35)} & , d < 35 [mm] \\ 0,65 & , d \geq 35 [mm] \end{cases} \quad (3.21)$$

donde:

β_0 : velocidad de carbonización unidimensional [mm/min].

d : espesor de las láminas [m].

La guía recomienda diseñar con el método de la sección transversal reducida (RCSM) considerando el aumento ficticio de la zona carbonizada según la siguiente expresión:

$$a_{char,eff} = \beta_0 \cdot t + d_0 \quad (3.22)$$

donde:

$a_{char,eff}$: profundidad de carbonización efectiva [mm].

β_0 : velocidad de carbonización [mm/min].

t : tiempo de incendio [min].

d_0 : aumento gradual de la capa de carbonización [mm].

Al igual que en el EC5 [CEN, 2004], se recomienda un aumento ficticio de la zona carbonizada de 7 [mm], tal como se indica en la siguiente expresión:

$$d_0 = \begin{cases} \frac{t}{20 [min]} \cdot 7 [mm] & , t < 20 [min] \\ 7 [mm] & , t \geq 20 [min] \end{cases} \quad (3.23)$$

donde:

d_0 : aumento gradual de la capa de carbonización [mm].

t : tiempo de incendio [min].

El aumento gradual de la capa carbonizada mostrado en la Ecuación 3.23 ocurre solo hasta los 20 [min], ya que luego se mantiene constante tal como se mostró en la Figura 3.9, dado que después de este tiempo ya se ha formado una capa carbonizada lo suficientemente grande (de aproximadamente 25 [mm] [Lineham et al., 2016], tal como se muestra en la Figura 2.5 en donde más allá de esa distancia las propiedades mecánicas de la madera no se ven afectadas por la temperatura) para darle la protección (aislación) necesaria a las capas subsiguientes. Pero, en el caso en que el panel presente *delaminación*, esta capa protectora se desprenderá, por lo que las capas subsiguientes, expuestas ahora directamente al fuego, se enfrentarán a mayores temperaturas, experimentando una carbonización incrementada hasta que se forme una nueva capa de carbón capaz de aislar a las demás. Una representación gráfica de esto se presenta en la siguiente Figura 3.11 en la que se analiza un panel de MCL de 5 capas de espesor 30 [mm].

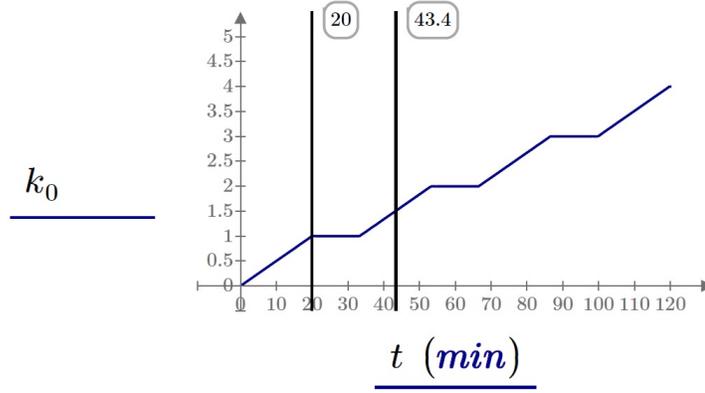


Figura 3.11: Capa de resistencia cero (ZSL) con *delamici3n*. Fuente: Elaboraci3n Propia.

Como se puede apreciar en la Figura 3.11 reci3n presentada, k_0 var3a linealmente de 0 a 1 en los primeros 20 [min]. La traza vertical a los 43,4 [min] indica cuando la primera capa esta completamente carbonizada, pero debido al aumento ficticio del frente de carbonizaci3n el reinicio de k_0 sucede antes de que esto ocurra, es decir, 7 [mm] antes de la total carbonizaci3n de la primera capa.

En el dise1o a flexi3n de paneles de MCL se hace necesaria la determinaci3n tanto del eje neutro como de m3dulo de la secci3n, para ambos en caso de incendio, debiendo aplicarse las expresiones 3.24 y 3.26, respectivamente.

$$\bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} \quad (3.24)$$

$$EI_{eff,fi} = \sum_i \frac{b_i \cdot h_i^3}{12} \cdot E_i + \sum_i b_i \cdot h_i \cdot d_i^2 \cdot E_i \quad (3.25)$$

donde:

\bar{y} : distancia desde la superficie expuesta al fuego al eje neutro de la secci3n [mm].

\tilde{y}_i : distancia desde la superficie expuesta al fuego al centroide de la capa i [mm].

h_i : altura de la capa i [mm].

b_i : ancho unitario de la capa i [mm].

d_i : distancia desde el centroide de la secci3n al centroide de la capa i [mm].

E_i : m3dulo de elasticidad la capa i en su direcci3n de trabajo [MPa].

$EI_{eff,fi}$: rigidez efectiva a la flexi3n en el dise1o al fuego [$N \cdot mm^2$].

$$S_{eff,fi} = \frac{EI_{eff,fi}}{E \cdot (h_{fire} - \bar{y})} \quad (3.26)$$

donde:

S_{eff} : m3dulo resistente efectivo de la secci3n en el dise1o al fuego [$pulg^3$].

E : m3dulo de elasticidad de la capa con mayor tensi3n [psi].

Luego, la capacidad resistente a la flexión del panel de MCL se calcula como:

$$M_{r,fi} = \phi \cdot F_{b,fi} \cdot S_{eff,fi} \cdot K_{Zb} \cdot K_L \cdot K_{rb} \quad (\geq M_f) \quad (3.27)$$

donde:

$M_{r,fi}$: momento resistente en el diseño al fuego [$N \cdot mm$].

ϕ : considerar valor unitario (=1), Solo para el diseño al fuego.

$F_{b,fi} = F_{b,fi}(f_b, K_{fi}, K_d, K_H, K_{Zc}, K_T)$

F_b : resistencia de diseño a la flexión en el eje fuerte, según CSA O86 [CSA, 2014].

f_b : resistencia de diseño especificada en el eje fuerte, según CSA O86 [CSA, 2014].

K_{fi} : factor de ajuste de la resistencia, según la Tabla 3 de CDN-HDB [Dagenias, 2011].

$S_{eff,fi}$: módulo resistente efectivo de la sección [mm^3].

M_f : máximo momento flector máximo inducido en el panel de MCL [$N \cdot mm$].

■ Pandeo en Columnas y/o Muros.

En el caso de columnas y/o muros se agrega el efecto de pandeo corrigiendo la resistencia con los factores que se presentan a continuación.

En primer lugar se encuentra la relación de esbeltez del muro de MCL, $C_{C,fi}$, la cual debe ser calculada con la siguiente Ecuación 3.28:

$$C_{C,fi} = \frac{L_e}{2 \cdot \sqrt{3} \cdot r_{eff,fi}} = \frac{L_e}{\sqrt{\frac{12 \cdot I_{eff,fi}}{A_{tot,fi}}}} \quad (3.28)$$

donde:

$C_{C,fi}$: relación de esbeltez de la sección transversal reducida efectiva.

L_e : largo efectivo, típicamente igual a la altura sin apuntalamiento del muro de MCL [mm].

$I_{eff,fi}$: momento de inercia de la sección transversal reducida efectiva [mm^4].

$A_{tot,fi}$: área total de la sección transversal reducida efectiva [mm^2].

El factor de tamaño, K_{Zc} , aplicado sobre la resistencia a la compresión axial del muro de MCL, viene dado por la siguiente expresión:

$$K_{Zc} = 6,3 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{3} \cdot r_{eff} \cdot L \right) \leq 1,3 \quad (3.29)$$

El factor de esbeltez (pandeo) para el diseño de resistencia al fuego, $K_{C,fi}$, basado en la sección transversal reducida efectiva, se calcula como:

$$K_{C,fi} = \left[1 + \frac{F_{c,fi} \cdot K_{Zc} \cdot C_{c,fi}^3}{35 \cdot E \cdot K_{SE} \cdot K_T} \right]^{-1} \quad (3.30)$$

donde:

$F_{c,fi} = F_{c,fi}(f_c, K_{fi}, K_d, K_H, K_{Zc}, K_T)$

F_c : resistencia de diseño a la compresión en el eje fuerte, según CSA O86 [CSA, 2014].

f_c : resistencia a la compresión especificada en el eje fuerte, según CSA O86 [CSA, 2014].

K_{fi} : factor de ajuste de la resistencia, según la Tabla 3 de CDN-HDB [Dagenias, 2011].

K_d : factor de corrección de duración de la carga (corto plazo para el diseño al fuego, =1,15).

$C_{c,fi}$: relación de esbeltez de la sección transversal reducida efectiva, Ecuación 3.28.

L : alto (largo) del muro (panel) [mm].

E : módulo de elasticidad de la madera en el eje de fuerza, según CSA O86 [CSA, 2014].

K_{Zc} : factor de corrección por tamaño a la compresión axial, Ecuación 3.29.

La capacidad resistente del elemento se calcula por medio de la expresión.

$$P_{r,fi} = \phi \cdot F_{c,fi} \cdot A_{eff,fi} \cdot K_{Zc} \cdot K_{c,fi} \quad (\geq P_f) \quad (3.31)$$

donde:

$P_{r,fi}$: capacidad a la compresión paralela a la fibra en el diseño de resistencia al fuego [N].

ϕ : considerar valor unitario (=1), solo para el diseño al fuego.

$F_{c,fi}$: tensión de diseño a la compresión paralela a la fibra de resistencia al fuego.

K_{Zc} : factor de corrección por tamaño a la compresión axial, Ecuación 3.29.

$K_{c,fi}$: factor de corrección por esbeltez, para el diseño de resistencia al fuego, Ecuación 3.30.

P_f : fuerza de compresión axial máxima inducida en el diseño de fuego [N].

Por otro lado, en el caso en que el panel de MCL este solicitado tanto a compresión como a flexión, el factor de utilización resultante deberá satisfacer la siguiente condición.

$$\left(\frac{P_f}{P_{r,fi}} \right)^2 + \left(\frac{M_{f,P-\Delta}}{M_{r,fi}} \right)^2 = \left(\frac{P_f}{P_{r,fi}} \right)^2 + \frac{1}{M_{r,fi}} \cdot \left(M_f + \frac{P_f \cdot (\Delta + e_0 + \Delta_0)}{1 - \frac{P_f}{P_{E,fi}}} \right) \leq 1 \quad (3.32)$$

donde:

P_f : máxima fuerza de compresión axial inducida en el diseño de fuego [N].

$P_{r,fi}$: capacidad a la compresión paralela a la fibra en el diseño de resistencia al fuego [N].

$M_{r,fi}$: momento resistente en el diseño al fuego [N · mm].

M_f : máximo momento inducido en el panel MCL [N · mm].

$M_{f,P-\Delta}$: máximo momento inducido en el panel MCL, con el efecto $P - \Delta$ incluido [N · mm].

Δ : deflexión debido a la carga fuera del plano [mm].

e_0 : deflexión del panel por excentricidad de la carga axial [mm].

Δ_0 : imperfecciones iniciales de la pared a media altura del panel, generalmente se toma como $L/500 + h/16$ [mm].

La capacidad crítica de pandeo en el diseño de fuego se calcula como:

$$P_{cE} = \frac{\pi^2 \cdot EI_{eff,fi} \cdot K_{SE} \cdot K_T}{L_e^2} \quad (3.33)$$

donde:

P_{cE} : capacidad crítica de pandeo en el diseño de fuego.

$EI_{eff,fi}$: rigidez efectiva a la flexión en el diseño al fuego [N · mm²].

$K_{SE}(= 1)$: Factor de condición de servicio para el módulo de elasticidad, según CSA O86 [CSA, 2014].

$K_T(= 1)$: Factor de tratamiento, según CSA O86 [CSA, 2014].

3.3.4. The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook

El USA-HDB [Dagenias and White, 2013] considera los valores de velocidad de carbonización β_0 [mm/min] especificados NDS 2018, que se presentan a continuación.

$$\beta_{eff} = \frac{1,2 \cdot \beta_n}{t^{0,187}} \quad (3.34)$$

con:

$$\beta_n = 1,5 \text{ [pulg/hr]} = 0,635 \text{ [mm/min]} \quad (3.35)$$

donde:

β_{eff} : velocidad de carbonización efectiva [pulg/hr].

β_n : velocidad de carbonización nominal [pulg/hr].

t : tiempo de exposición al fuego [hr].

Esta velocidad de carbonización se deriva de uno de modelos de carbonización planteado por White [White, 1995] , en que se plantea lo siguiente:

$$t = m \cdot x_c^{1,23} \quad (3.36)$$

$$m = -0,147 + 0,000564 \cdot \rho + 1,21 \cdot \mu + 0,532 \cdot f_c$$

donde:

t : tiempo desde el inicio de la exposición al fuego [min].

x_c : profundidad de carbonización [mm].

ρ : densidad anhidra [kg/m³].

μ : contenido de humedad.

f_c : factor de contracción del carbón.

Cabe notar que en esta referencia se utiliza el ya mencionado método de la sección transversal reducida (RCSM), pero esta no utiliza un s_0 fijo para cada configuración de un elemento de MCL, sino que a lo ya carbonizado se le agrega un 20% adicional con tal de ocupar las propiedades mecánicas a temperatura ambiente, tal como el RCSM propone. Esto se realiza multiplicando la velocidad de carbonización nominal por un factor de 1,2 , tal como se muestra en la Ecuación 3.34. Por lo tanto, la profundidad de carbonización efectiva se calcula con la siguiente expresión:

$$a_{char,eff} = \beta_{eff} \cdot t = 1,2 \cdot \beta_n \cdot t^{0,813} \quad (3.37)$$

donde:

$a_{char,eff}$: profundidad de carbonización efectiva [pulg].

β_{eff} : velocidad de carbonización efectiva [pulg/hr].

β_n : velocidad de carbonización efectiva [pulg/hr].

t : tiempo de incendio [hr].

Por otro lado la velocidad de carbonización muestra una dependencia del tiempo t [min], según el modelo derivado de lo propuesto por White [White, 1995], tal como se aprecia en la Ecuación 3.34. Esto sumando al fenómeno de *delaminación* (desprendimiento de las laminas ya carbonizadas en elementos de MCL, y que se detallará en el *Sub Capítulo 3.5.*) hace necesaria una corrección de dicho tiempo t [min]. Esto último ocurre ya que el tiempo en

la Ecuación 3.34 es el tiempo que la lámina a sido expuesta directamente al fuego, y al sufrir *delaminación* se hace necesario reiniciar dicho tiempo, por lo que la Ecuación 3.37 para elementos de MCL con *delaminación* quedaría tal como lo muestra la Ecuación 3.38.

$$a_{\text{char,eff}} = 1,2 \cdot [n_{\text{lam}} \cdot h_{\text{lam}} + \beta_n \cdot (t - (n_{\text{lam}} \cdot t_{\text{gi}}))^{0,813}] \quad (3.38)$$

Con:

$$n_{\text{lam}} = \left\lfloor \frac{t}{t_{\text{gi}}} \right\rfloor = \left\lfloor \frac{t}{\left(\frac{h_{\text{lam}}}{\beta_n}\right)^{1,23}} \right\rfloor \quad (3.39)$$

donde:

$a_{\text{char,eff}}$: profundidad de carbonización efectiva [pulg].

n_{lam} : número de láminas completamente carbonizadas.

h_{lam} : esperor de lámina [pulg].

β_n : velocidad de carbonización efectiva [pulg/hr].

t_{gi} : tiempo necesario para que se carbonice una láminda (alcanzar la interfaz) [hr].

t : tiempo desde el inicio del incendio [hr].

El paréntesis de la Ecuación 3.39 , $\lfloor \rfloor$, denota que el número dentro de este se debe aproximar al entero menor o igual más cercando, es decir, a su parte entera. Esto dado que n_{lam} son la láminas que se han quemado completamente.

En el diseño a flexión de paneles de MCL se hace necesaria la determinación tanto del eje neutro como de módulo de la sección, ambos en caso de incendio. Para ello se deben ocupar las Ecuaciones 3.40 y 3.42, respectivamente.

$$\bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} \quad (3.40)$$

$$EI_{\text{eff}} = \sum_i \frac{b_i \cdot h_i^3}{12} \cdot E_i + \sum_i b_i \cdot h_i \cdot d_i^2 \cdot E_i \quad (3.41)$$

donde:

\bar{y} : distancia desde la superficie expuesta al fuego al eje neutro de la sección [pulg].

\tilde{y}_i : distancia desde la superficie expuesta al fuego al centroide de la capa i [pulg].

h_i : altura de la capa i [pulg].

b_i : ancho unitario de la capa i [pulg].

d_i : distancia desde el centroide de la sección al centroide de la capa i [pulg].

E_i : módulo de elasticidad la capa i en su dirección de trabajo [psi].

EI_{eff} : rigidez efectiva a la flexión [libras \cdot pulg²].

(*) En *Anexos* se adjuntan las expresiones 3.34, 3.37, 3.38 y 3.39, según el sistema métrico de unidades.

$$S_{eff} = \frac{EI_{eff}}{E \cdot (h_{fire} - \bar{y})} \quad (3.42)$$

donde:

S_{eff} : módulo efectivo de la sección [$pulg^3$].

E : módulo de elasticidad de la capa con mayor tensión [psi].

Luego, la capacidad resistente a la flexión del panel de MCL se calcula con la siguiente Ecuación 3.43.

$$M' = K \cdot F_b \cdot S_{eff} = 2,58 \cdot F_b \cdot S_{eff} \quad (\geq M) \quad (3.43)$$

donde:

M' : momento resistente en el diseño al fuego [$libras \cdot pulg$].

$K (= 2,58)$: factor de ajuste en flexión, Según NDS [AWC, 2018].

F_b : tensión de diseño por flexión de la madera. Según NDS [AWC, 2018].

S_{eff} : módulo efectivo de la sección [$pulg^3$].

M : máximo momento inducido en el panel de MCL [$libras \cdot pulg$].

■ Pandeo en Columnas y/o Muros.

El manual de diseño ahora analizado, USA-HDB [Dagenias and White, 2013], en el caso de columnas y/o muros agrega el efecto de pandeo corrigiendo la tensión (o la capacidad) de compresión por el factor C_P que se muestra en la siguiente Ecuación 3.44.

$$C_P = \frac{1 + (P_{cE}/P_c^*)}{2 \cdot c} - \sqrt{\left(\frac{1 + (P_{cE}/P_c^*)}{2 \cdot c}\right)^2 - \frac{(P_{cE}/P_c^*)}{c}} \quad (3.44)$$

donde:

C_P : factor de estabilidad del Muro de MCL.

$P_{cE} \left(= \frac{\pi^2 \cdot EI'_{min}}{l_e^2} \right)$: capacidad crítica de pandeo en el diseño de fuego.

$P_c^* (= K \cdot F_c^* \cdot A_{eff} = 2,58 \cdot F_c^* \cdot A_{eff})$: según NDS [AWC, 2018].

$EI'_{min} (= E'_{min} \cdot I_{eff} [psi])$: Según NDS [AWC, 2018].

$E'_{min} (= K \cdot E_{min} = 2,03 \cdot E_{min})$: Según NDS [AWC, 2018].

$E_{min} (= E \cdot [1 - 1,645 \cdot COV_E] \cdot 1,03/1,66 = 0,518 \cdot E)$: según NDS [AWC, 2018].

$COV_E (= 0,10)$: según NDS [AWC, 2018].

$c (= 0,9)$: aplicable a madera laminada encolada (MLE), según NDS [AWC, 2018].

Cabe agregar que para calcular el factor de estabilidad de estabilidad del Muro de MCL, C_P , la relación de esbeltez debe calcularse utilizando la Ecuación 3.45.

$$\lambda = \frac{l_e}{\sqrt{\frac{12 \cdot I_{eff}}{A_{eff}}}} \quad (3.45)$$

donde:

l_e : largo efectivo [$pulg$].

I_{eff} : momento de inercia de la sección transversal residual efectiva [$pulg^4$].

A_{eff} : área de la sección transversal residual efectiva [$pulg^2$].

Una vez determinado C_P es que se esta en condiciones de calcular la capacidad de compresión axial resistente del conjunto de MCL, para ello es necesario ocupar el valor del esfuerzo de compresión axial permisible ajustado de la madera y el área efectiva de la sección transversal residual, tal como se muestra en la siguiente Ecuación 3.46.

$$P' = K \cdot F_C \cdot A_{eff} \cdot C_p = 2,58 \cdot F_C \cdot A_{eff} \cdot C_p \quad (\geq P_f) \quad (3.46)$$

donde:

P' : capacidad de compresión axial resistente en diseño de fuego [*libras*].

$K (= 2,58)$: factor de ajuste de la tensión de compresión, según NDS [AWC, 2018].

F_C : valor del esfuerzo de compresión axial de diseño de la madera. (Tablas de NDS [AWC, 2018].)

A_{eff} : área efectiva [*pulg*²].

P_f : carga de compresión axial [*libras*].

Por otro lado, en el caso en que el panel de MCL este solicitado tanto a compresión como a flexión, el factor de utilización resultante se deberá calcular con la siguiente Ecuación 3.47.

$$\left(\frac{P}{P'} \right)^2 + \frac{M + P \cdot \Delta \cdot \left(1 + 0,234 \cdot \frac{P}{P_{cE}} \right)}{F'_b \cdot S_{eff} \cdot \left(1 - \frac{P}{P_{cE}} \right)} \leq 1,0 \quad (3.47)$$

donde:

P : carga de compresión axial [*libras*].

P' : capacidad de compresión axial resistente en diseño de fuego [*libras*].

$P_{cE} \left(= \frac{\pi^2 \cdot EI'_{min}}{l_e^2} \right)$: capacidad crítica de pandeo en el diseño de fuego [*libras*].

M : momento solicitante [*libras · pulg*].

F'_b : tensión de diseño por flexión ajustado para diseño de fuego, según NDS [AWC, 2018].

S_{eff} : módulo efectivo de la sección [*pulg*³].

Δ : deflexión debido a la carga (flexión) fuera del plano, distancia desde el eje neutro hasta el centroide del punto de carga (generalmente a media profundidad) [*pulg*].

3.3.5. Mejoras en el método de diseño propuesto en FSTB

De los documentos hasta ahora presentados, el que reconoce de mejor forma a la MCL como material constructivo, junto con las particularidades asociadas, ha sido el FSTB [Östman et al., 2010]. Por su fecha de publicación y producto del creciente interés en el material, es que han surgido mejoras en su modelo de diseño, y provienen tanto de sus autores como demás investigadores. En primer lugar se tiene que las expresiones 3.10 [CEN, 2004] y 3.18 [Östman et al., 2010] de la presente *Memoria de Título* se ven modificadas por los factores de corrección propuestos en [Klippel and Schmid, 2017] y que se muestran en la siguiente Ecuación 3.48.

$$\beta_n = k_s \cdot k_{pr} \cdot k_n \cdot k_g \cdot k_{cr} \cdot k_j \cdot k_{co} \cdot \beta_0 \quad (3.48)$$

donde:

β_n : velocidad de carbonización hipotética [mm/min].

β_0 : velocidad de carbonización unidimensional [mm/min].

k_s : coeficiente de sección.

k_{pr} : coeficiente de protección.

k_n : coeficiente de redondeo de las esquinas.

k_g : coeficiente por separación entre tableros.

k_{cr} : coeficiente por grietas y fisuras carbonizadas.

k_j : coeficiente de juntas.

k_{co} : coeficiente de conexión.

Cabe la pena mencionar que los autores comentan que el resumen de los factores k de la Ecuación 3.48 que Figuran en [Klippel and Schmid, 2017] no está completo, y se hace énfasis en la necesidad de un desarrollo de estos en para en futuras investigaciones. Sin embargo, a continuación se presentan alguno de estos factores de corrección.

En el caso de k_s se considera la influencia del ancho “ b ” del elemento de madera, por lo que este parámetro solo es significativo para la tasa de carbonización en los cantos de piezas constructivas solicitadas por fuego unilateral (pies derechos, viguetas en entramados de paredes y pisos con aislación térmica), ya que en el lado ancho, el coeficiente k_s puede ser despreciado, es decir, hacer $k_s = 1$. Para los otros casos, se debe ocupar la siguiente Ecuación 3.49.

$$k_s = \begin{cases} 1, 2 & , \quad 60 [mm] \geq b \geq 40 [mm] \\ 1, 3 - 0,00167 \cdot b & , \quad 180 [mm] \geq b \geq 160 [mm] \\ 1 & , \quad b \geq 180 [mm] \end{cases} \quad (3.49)$$

donde:

b : ancho del lado angosto de la sección transversal [mm].

Con respecto al coeficiente k_g , se tiene que en el caso de que una capa de la MCL consista en tableros unidos entre sí a lo largo de sus bordes o el ancho de separación entre dos tableros no sea mayor a 2 [mm], se puede aplicar la tasa básica de carbonización de diseño β_0 , lo que equivale a decir que $k_g = 1$. En caso de que el espacio sea entre 2 y 6 [mm] de ancho, se debe considerar que $k_g = 1, 2$. En caso de que el ancho del espacio sea superior a 6 [mm], se debe considerar una exposición al fuego desde tres lados para la lámina en cuestión, esto dado que la separación es lo suficientemente grande como no impedir el paso de la llama y queme a cada tabla individualmente por sus 3 lados expuestos [Klippel and Schmid, 2017].

En el caso de que se produzca una caída local de la capa carbonizada, es decir que ocurrirá *delaminación*, se perdería la función aislante del carbón, esperándose un aumento de la carbonización debido a la exposición de la madera inicialmente no expuesta. Este fenómeno es similar al aumento de la carbonización observado para las superficies de madera protegidas después de la falla del revestimiento de protección contra incendio. En [Klippel and Schmid, 2017] se recomienda seguir ocupando el modelo de velocidad de carbonización del EC5 [CEN, 2004] mostrado en la siguiente Figura 3.12, que se divide el comportamiento del fenómeno de falla de la protección al fuego en 3 fases.

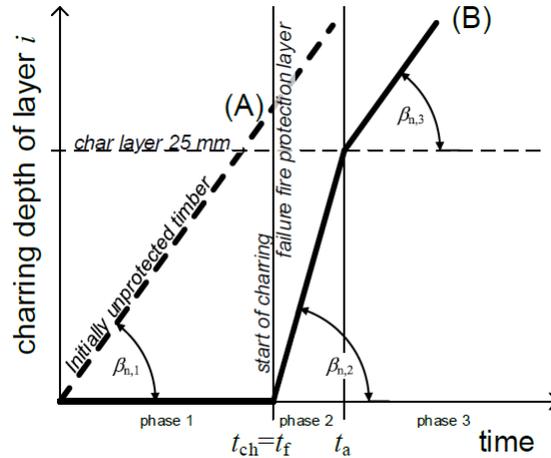


Figura 3.12: Tasa de Carbonización para superficies de madera protegidas y no protegidas, de acuerdo a EC5 [CEN, 2004]. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017].

Tal como se indica en EC5 [CEN, 2004], luego de la falla de la protección al fuego, o en este caso el desprendimiento total o parcial de la primera capa, la velocidad de carbonización de la segunda capa aumentará al doble, esto hasta que se vuelva a formar una capa carbonizada de espesor aproximadamente 25 [mm] que sea capaz de aislar a las capas subsiguientes. De ahí en adelante se vuelve a la velocidad de carbonización inicial, hasta un posible nuevo desprendimiento.

Se compara el modelo Europeo de carbonización propuesto en EC5 [CEN, 2004] con los resultados obtenidos de los ensayos de incendio, considerando alrededor de 80 pruebas de fuego en elementos de pared y piso de MCL inicialmente desprotegidos [Klippel and Schmid, 2017]. A modo de resumen se muestra este análisis teórico experimental en la siguiente Figura 3.13.

Finalmente se divide el comportamiento de los paneles de MCL en función del grado de *delaminación* que este sufra, dividiéndolo en 3 categorías que son: (a) Caída significativa de capas, (b) No caída de capas, (c) Caída de capas menos pronunciada, y se muestran en la Figura 3.14.

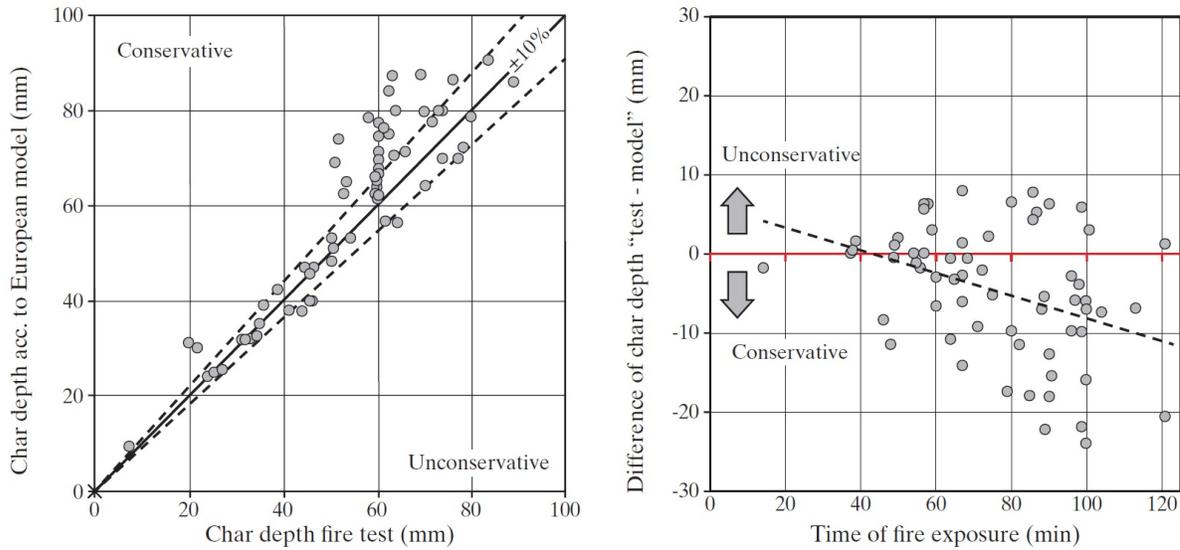


Figura 3.13: Comparación de ensayos de fuego con el modelo de carbonización Europeo para MCL inicialmente desprotegido. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017].

El resumen de los ensayos de fuego no muestra tendencia clara, pero para utilizar un enfoque conservador, se asume que los elementos de MCL pegados con resina de *Melamina-Urea-Formaldehído* (MUF) y resina de *Fenol-Resorcinol-Formaldehído* (PRF) no muestran caída de láminas, mientras que los con *Poliuretano de un componente* (PUR) muestran caída (menos pronunciada, categoría (c) según Figura 3.14) [Klippel and Schmid, 2017].

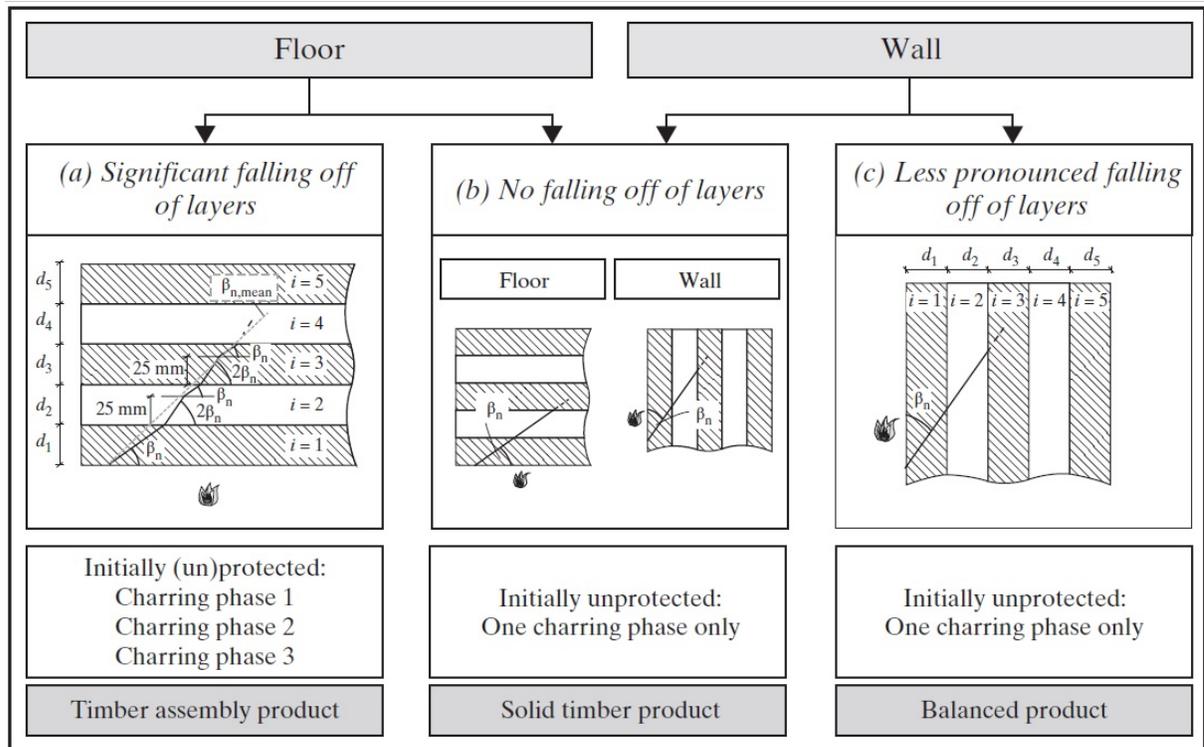


Figura 3.14: Tasa de Carbonización de panel de MCL sin protección en sus diferentes usos. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017].

De la Figura 3.13 se puede apreciar que el Modelo de carbonización Europeo propuesto en EC5 [CEN, 2004] no es ciento por ciento conservador (aunque dicha Norma tampoco lo pretende, dado que trabaja con el percentil del 5% a temperatura ambiente y con el del 20% en caso de incendio). Es por esto que, para cada fase descrita en la Figura 3.12, y para cada tipo de comportamiento descrito en la Figura 3.14, en [Klippel and Schmid, 2017] se proponen distintas velocidades de carbonización hipotéticas β_n , las que se muestran en la siguiente Figura 3.15.

| | | $k_g=1.0$ (no gaps) | | | | | |
|-----|--|---|-------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|-----------------------------|-------------------------------|
| | | $\beta_{n,1} = 0.65$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ | $\beta_{n,1} = 0.65$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ | $\beta_{n,1} = 0.8$ mm/min | $k_{pr} = 1.2$ |
| | | $\beta_{n,2} = 1.30$ mm/min | $k_{pr} = 2.0$ | | | | |
| | | $\beta_{n,3} = 0.65$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ | | | | |
| | | $\beta_{n,mean} = 1.1$ mm/min ($R \leq 90$ min) | | | | | |
| | | $k_g=1.2$ (with gaps only in cross-layers ($2 < \text{gap} < 6$ [mm])) | | | | | |
| I-1 | | $\beta_{n,1} = 0.65$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ $k_g = 1.0$ | $\beta_{n,1} = 0.65$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ $k_g = 1.0$ | $\beta_{n,1} = 0.8$ mm/min | $k_{pr} = 1.2$ $k_g = 1.0$ |
| | | $\beta_{n,2} = 1.6$ mm/min | $k_{pr} = 2.0$ $k_g = 1.2$ | | | | |
| I-2 | | $\beta_{n,3} = 0.8$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ $k_g = 1.2$ | $\beta_{n,1} = 0.8$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ $k_g = 1.2$ | $\beta_{n,1} = 0.95$ mm/min | $k_{pr} = 1.2$ $k_g = 1.2$ |
| | | $\beta_{n,2} = 1.3$ mm/min | $k_{pr} = 2.0$ $k_g = 1.0$ | | | | |
| I-3 | | $\beta_{n,3} = 0.65$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ $k_g = 1.0$ | $\beta_{n,1} = 0.65$ mm/min | $k_{pr} = 1.0$ $k_g = 1.0$ | $\beta_{n,1} = 0.8$ mm/min | $k_{pr} = 1.2$ $k_g = 1.0$ |
| | | $\beta_{n,mean} = 1.2$ mm/min ($R \leq 90$ min) | | | | | |

Figura 3.15: Valores de la velocidad de carbonización de panel de MCL sin protección en sus diferentes usos. Fuente: [Klippel and Schmid, 2017].

3.3.6. Método simplificado de Diseño “12-2” (*Sia Dokumentation*)

A continuación se presentan los resultados del estudio y análisis presentados en la revista *Sia Dokumentation* por [Kippel and Schmid, 2019], que se enfoca en los últimos métodos de diseño de MCL en el evento de incendio, junto con la propuesta de un nuevo método de diseño, que incluye las observaciones realizadas a los anteriores. Esto se llevó a cabo sobre la base de las técnicas de cálculo (simulaciones térmicas y mecánicas) que lograron desarrollar dos conceptos de diseño, que incorporan (1) una nueva definición de la capa de resistencia cero (ZSL), d_0 o bien d_{red} , para una determinada cartera de productos de elementos de piso de MCL, junto con (2) un modelo simplificado denominado “ 12-2 ” para miembros de MCL solicitados en flexión. Los modelos presentados se basan en el método de la sección transversal efectiva (ECSM) de acuerdo con EN 1995-1-2 [CEN, 2004] o bien del método de la sección transversal nominal según SIA 256. Por una parte se desarrolló información tabulada para armados habituales y por ello preferidos . No obstante, también se presentó un modelo simplificado que permite diseñar armados de MCL que no correspondan a los armados preferidos. Ambos métodos fueron ensayados por la industria de la MCL en el marco de la Cost Action FP 1401 (WG2/TG1).

En primer lugar se analizan los resultados de la investigación de Schaffer [Schaffer et al., 1986], ya ilustrados en la Figura 2.6, en donde reconociendo que los experimentos fueron realizados en vigas de MLE expuestas al fuego trilateralmente, los autores [Kippel and Schmid, 2019] comentan que no se debería reconocer una degradación solo en función de la profundidad de la sección transversal, tal como se propone en la Figura 3.16, ya que en esta se genera una distribución bidimensional de temperaturas, y en consecuencia, no permite aplicaciones lineales del “concepto de resistencias concentrada”. Por otro lado, los autores aprecian que en general el concepto es erróneo, ya que la distribución de tensiones sobre la profundidad de una sección transversal en un elemento flexionado no es constante.

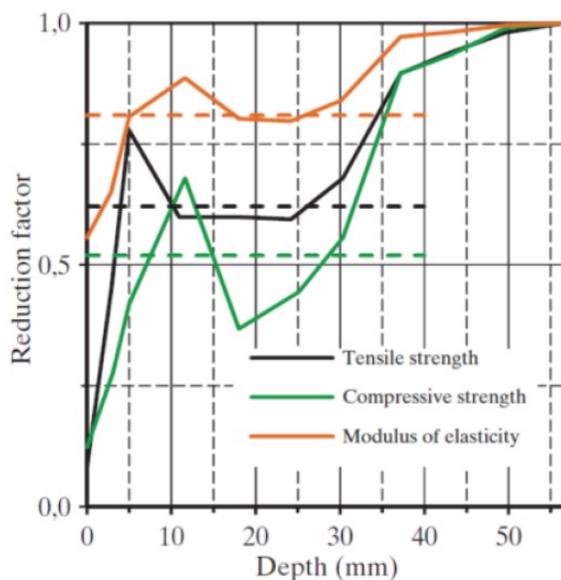


Figura 3.16: Resistencia relativa y rigidez en función de la distancia al frente de carbonización según [Schaffer et al., 1986]. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

En esta guía se analiza principalmente el modelo presentado el año 2010 por Schmid en la “World Conference on Timber Engineering” (WCTE, 2010), que fue discutido con la industria europea y posteriormente denominado como “el método de 2010”. Este método vino a presentar mejoras a la práctica habitual de usar la ZSL de 7 [mm] recomendada por el EC5 [CEN, 2004], destinada inicialmente a madera maciza. Sin embargo, el método 2010 tiene algunas limitaciones y desventajas. Mientras que en EC5 [CEN, 2004] se implementó una ZSL general, $d_0 = 7$ [mm], el modelo 2010 para MCL ofrece funciones lineales dependiendo del ensamblado de las capas, la condición de solicitación sobre el lado expuesto al fuego, la altura total del elemento y el tablero de protección al fuego eventualmente dispuesto. Se desarrollaron expresiones lineales para MCL de 3, 5 y 7 capas. En la Figura 3.17 se muestran las funciones lineales de la ZSL propuestas para un panel con 5 capas.

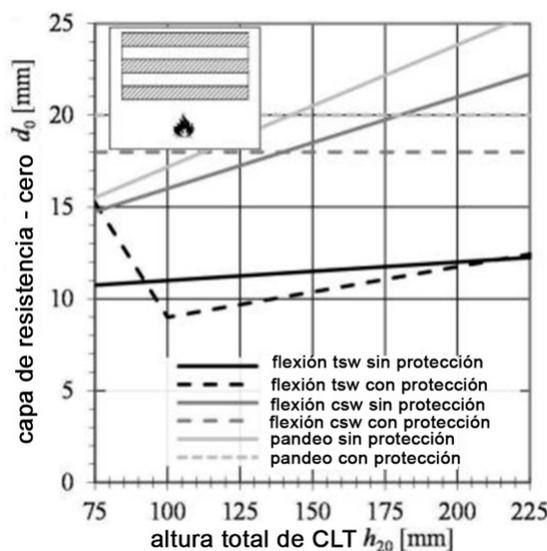


Figura 3.17: Capa de Resistencia-Cero para MCL con cinco capas; para una acción del fuego sobre el lado traccionado (tsw) y sobre el lado comprimido (csw) como también para elementos con riesgo de pandeo. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Una desventaja mencionada por los autores [Kippel and Schmid, 2019] es que, en algunos casos, la profundidad de impacto de la temperatura (o zona de penetración termal), es decir, temperaturas superiores a la normal en el perfil de temperatura, de aproximadamente 40 [mm] más allá de la línea de carbón (que se supone que está a los $300^{\circ}C$), cualitativamente dada en la Figura 3.18, excede la capa transversal, por lo que se estaría siendo excesivamente conservador, al considerar que la zona de la madera deteriorada por la temperatura es mayor a la real. En el caso extremo cuando la capa externa de la sección residual en el lado calentado es una capa transversal, la ZSL sería mayor que el grosor de las capas transversales que es incapaz de transportar cargas perpendiculares a las láminas. Desde 2010, la producción y el uso de MCL ha aumentado considerablemente y la industria señaló la eficiencia limitada del modelo presentado en el año 2010, que es conservador en muchos casos. Por lo tanto, los autores decidieron, junto con la industria, mejorar el concepto de diseño para responder a las diferentes necesidades de los diferentes usuarios finales [Kippel and Schmid, 2019].

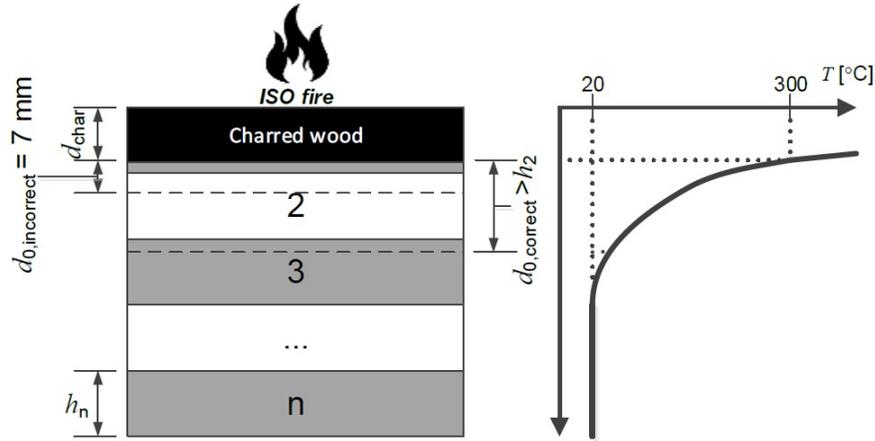


Figura 3.18: Superposición de una capa de MCL con un perfil típico de temperaturas bajo un incendio normalizado EN/ISO. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

En general, el margen de mejora se definió en el CEN (Comité Europeo de Normalización) Grupo Horizontal Fuego, HGF, como parte de la revisión del Eurocódigo, que debería dar lugar a una nueva generación de códigos para todos los materiales en 2022 [Kippel and Schmid, 2019]. El HGF dio las posibilidades de diferentes conceptos de diseño en diferentes niveles de complejidad. Junto con la industria de la MCL, los autores definieron las denominadas plantillas preferidas. En el marco de la COST FP1404 (www.costfp1404.com) se realizó una consulta sobre el producto disponible, con la participación de todos los productores europeos de MCL. Se identificaron 12 configuraciones de capas de MCL que representan la mayor parte en el mercado europeo, en donde 7 de estas son utilizadas para elementos de piso. Estos paneles de MCL de 3 y 5 especifican en la Tabla 3.4.

| Armado de capas de la MCL | Espesor total h_{20} [mm] |
|---------------------------|-----------------------------|
| 20 + 20 + 20 | 60 |
| 40 + 40 + 40 | 120 |
| 20 + 20 + 20 + 20 + 20 | 100 |
| 40 + 20 + 20 + 20 + 40 | 140 |
| 40 + 20 + 40 + 20 + 40 | 160 |
| 40 + 30 + 40 + 30 + 40 | 180 |
| 40 + 40 + 40 + 40 + 40 | 200 |

Tabla 3.4: Armados preferidos de capas de MCL para pisos en Europa. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Para la revisión del Eurocódigo se decidió que, para la sección de fuego, los modelos de diseño se pueden dar en tres niveles diferentes de complejidad, estos son “(1)” valores tabulados, “(2)” reglas simplificadas y “(3)” modelos avanzados. Para MCL, se destina a proporcionar valores tabulados para soluciones típicas, los diseños preferidos y reglas simplificadas para una aplicación más general de MCL. Los modelos avanzados comprenden simulaciones de elementos finitos. La intención es satisfacer las necesidades de diferentes grupos de usuarios finales. Un esquema de las diferencias tanto económicas, como de la cantidad de trabajo que requiere cada nivel de análisis se muestra en la Figura 3.19.

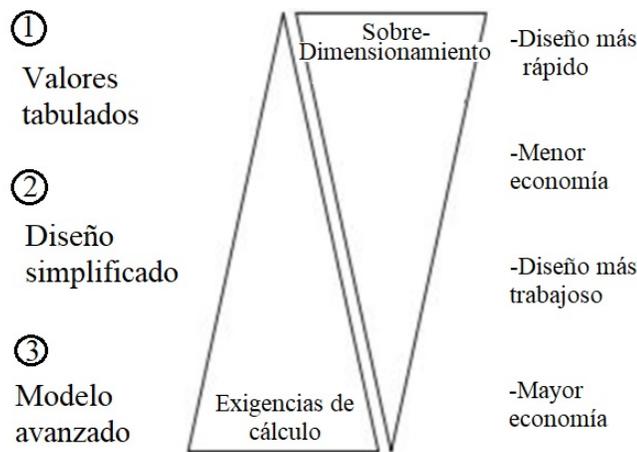


Figura 3.19: Tipos de diseño según nivel de complejidad. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Este documento proporciona datos para los niveles de diseño “(1)” y “(2)”, realizando una amplia gama de simulaciones utilizando modelos avanzados, “(3)”, que a menudo son demasiado complejos para el uso diario por parte de los ingenieros.

Además, se decidió, junto con la industria europea de MCL, permitir definiciones más abiertas de la ZSL. El EC5 [CEN, 2004] contiene una definición intuitiva esta, que es la diferencia entre la sección transversal residual original reducida por carbonización, con la sección transversal efectiva. Esta definición es apropiada siempre que haya una sección transversal *homogénea*. Dado que este no es el caso de la MCL, esta definición es cuestionada, especialmente cuando la última lámina externa no carbonizada es una capa transversal. El modelo de diseño mejorado hace uso de una definición de ZSL efectiva, $d_{0,ef}$. Esta considera solo partes de las capas longitudinales, por lo que las capas transversales no son consideradas. La ZSL existente hasta ahora, que se refiere simplemente a la sección transversal residual, se indica como $d_{0,res}$. El desarrollo y las diferencias de ambas ZSL se muestran en la Figura 3.20.

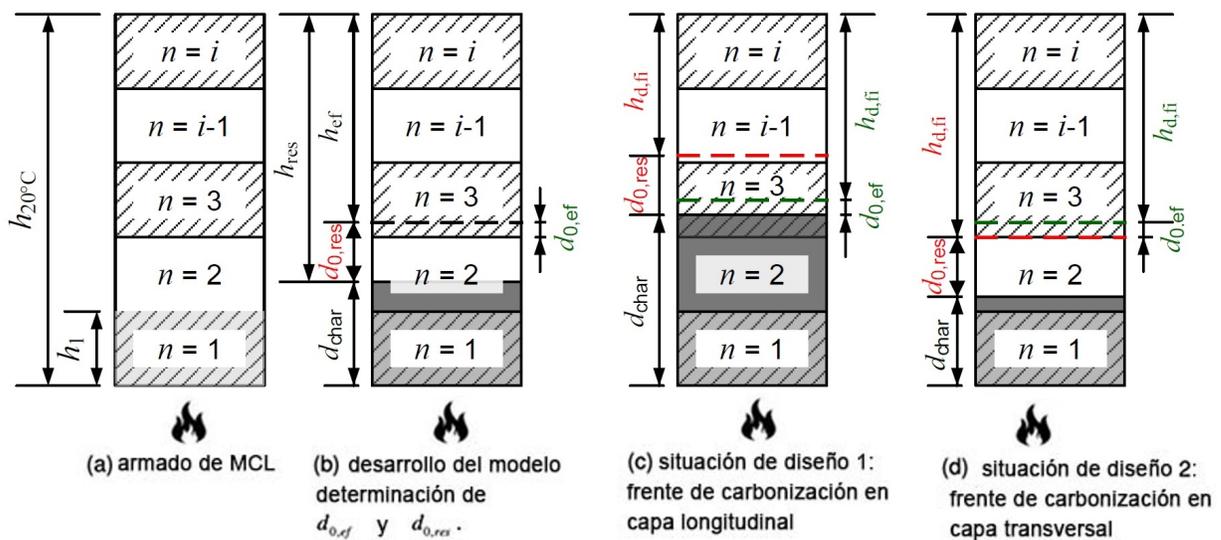
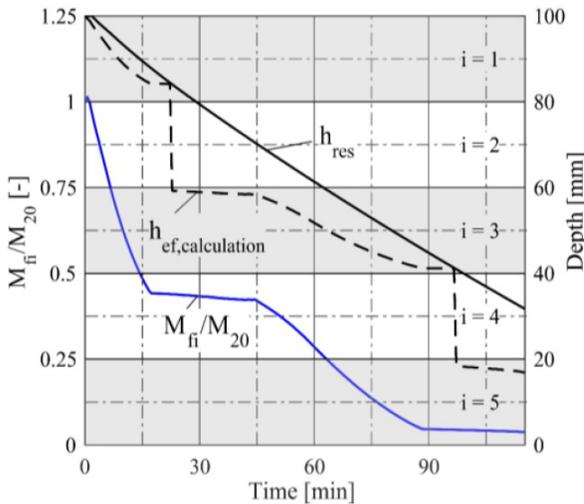


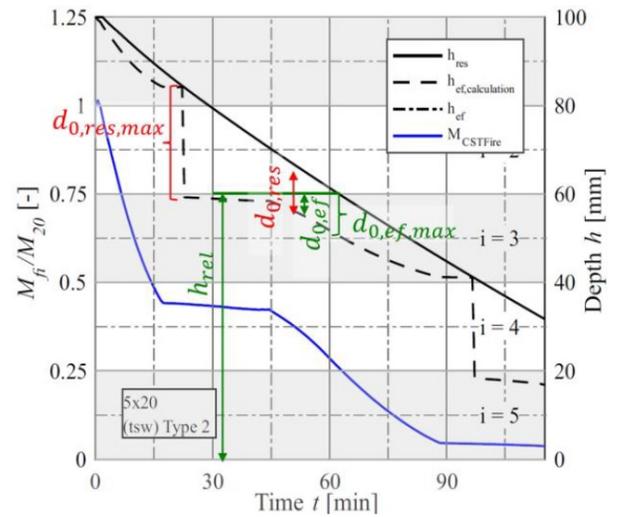
Figura 3.20: Determinación de $d_{0,res}$ y $d_{0,ef}$ para un armado de MCL y dos situaciones de diseño distintas (Schmid et al. 2017). Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Las disposiciones preferidas que figuran en la Tabla 3.4 se simularon térmica y mecánicamente utilizando los programas de elementos finitos SAFIR y CSTFire, respectivamente, tal como se hizo para el modelo presentado en el año 2010. Para el modelo aquí presentado, además de las disposiciones preferidas, se incluyeron otras disposiciones intermedias con el objetivo de un análisis sistemático.

Para la determinación de una nueva ZSL, antes de cualquier simulación de la capacidad de carga en flexión en la situación de incendio, se determinó la capacidad máxima de flexión a una temperatura normal de M_{20} , junto con la relación de resistencia $f_t/f_c = 0,9$ (donde f_c : resistencia a compresión y f_t : a la tracción, ambas en la dirección paralela a la fibra). Además se asumió una plasticidad perfecta en la compresión. Luego, se calculó la capacidad de flexión de la sección calentada; el resultado es la capacidad relativa con respecto a la capacidad de flexión final encontrada en el punto anterior, es decir, M_{fi}/M_{20} , y se muestra en la Figura 3.21a con la línea azul. Una vez determinada la resistencia durante el tiempo de incendio, se procede a calcular la altura de la sección de MCL correspondiente $h_{ef,calc}$, a partir de la capacidad de flexión de una sección fría y equiparandola con la resistencia de la sección calentada simulada (línea discontinua de la Figura 3.21a). Cabe agregar que los gráficos de la Figura 3.21 fueron desarrollados a partir de 15 configuraciones de MCL (capas preferidas y espesores de capa intermedia para un análisis sistemático) para MCL sin protección e inicialmente con protección. Finalmente las ZSL se calcularon con respecto a las definiciones disponibles, es decir, la ZSL efectiva y la ZSL con respecto a la sección transversal residual (la compresión tradicional de la ZSL). Mientras que este último sigue una relación simple, la ZSL efectiva se consideró en la ubicación de las capas longitudinales, que están representadas por las zonas resaltadas en gris en la Figura 3.21. Por lo tanto, dependiendo del avance de la carbonización, es decir, la sección transversal residual, se definió la sección transversal relevante (que no considera las capas transversales sin carga si son de la capa externa), tal como se muestra en la Figura 3.21b.



(a) h_{res} de sección residual, capacidad resistente de flexión simulada M_{fi}/M_{20} y correspondiente altura de sección efectiva h_{ef} , para MCL de 5 capas (5 x 20).



(b) Desarrollo de valores efectivos d_0 en el tiempo de la MCL presentada en la Figura 3.20.

Figura 3.21: Determinación de ZSL eficaz. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Para el análisis de los resultados, las ZSL de las simulaciones se resumieron en relación a las distintas definiciones, esto es, de acuerdo a la interpretación tradicional y a la nueva interpretación efectiva del concepto de diseño. Aquí se examinaron las siguientes cuatro opciones:

- **Opción A:** La ZSL máxima sobre la duración total del incendio, esto es, hasta que la capacidad resistente de flexión relativa, M_{fi}/M_{20} , cayera por debajo de aproximadamente del 10%. Para el ejemplo de la MCL de 5 capas de 20 [mm] da como resultado un $d_{0,res,tot} = 24,8$ [mm] y $d_{0,ef,tot} = 9,5$ [mm].
- **Opción B:** Al igual que en el Modelo 2010 (Schmid et al. 2010) se estableció un rango de nivel de carga práctico, M_{fi}/M_{20} , entre 40% y 20%. Para el ejemplo de la MCL de 5 capas de 20 [mm] las ZSL son de acuerdo con resulta que $d_{0,res,20:40} = 11,1$ [mm] y $d_{0,ef,20:40} = 9,5$ [mm].
- **Opción C:** En esta opción se evaluó el valor máximo para la ZSL durante la carbonización de las capas longitudinales. Para la MCL de cinco capas de 20 [mm], se evaluaron las capas $i = 1$ y $i = 3$. Para este ejemplo resultan las siguientes ZSL : $d_{0,res,i=1} = d_{0,ef,i=1} = 4,5$ [mm] y $d_{0,res,i=3} = d_{0,ef,i=3} = 9,5$ [mm].
- **Opción D:** : Adaptada especialmente al concepto de diseño de datos tabulados, se evaluaron valores efectivos de ZSL a los 30, 60 y 90 [min]. Para esto se consideró la ZSL en ± 5 [min] con respecto a las correspondientes RF, medida con el propósito de incrementar la seguridad de los resultados. Para el ejemplo de la MCL de cinco capas de 5 x 20 [mm] resultan $d_{0,ef,R30} = 3,3$ [mm] y $d_{0,ef,R90} = 5,4$ [mm].

En la “Opción D” resulta claro que los valores dependen fuertemente del modelo para el cálculo de la profundidad de carbonización utilizado. Por lo tanto, resulta muy importante subrayar que las velocidades de carbonización individuales de los fabricantes de MCL introducidas en los permisos de aceptación europeos (ETA) o el desprendimiento de las partes de capas carbonizadas (*delaminación*) son incompatibles con esta “Opción D” para ZSL y por ello no son utilizables.

El modelo actual tiene como objetivo la descripción de la capacidad resistente de la sección transversal residual, mediante una sección transversal efectiva, con sus propiedades a temperatura normal. Los ZSL presentados a continuación tienen el propósito de describir el comportamiento a flexión de la MCL cuando se expone al incendio estándar EN/ISO, generalmente relacionado con las Clases de Resistencia al Fuego R. Las simulaciones se evaluaron hasta una RF de 120 [min], con el lado expuesto traccionado. El modelo mecánico es una viga simplemente apoyada, ya que la técnica de conexión actual (aún) no permite la consideración de elementos de pisos continuos sobre dos tramos durante una exposición al fuego [Kippel and Schmid, 2019]. Actualmente, se investiga el comportamiento de elementos estructurales de madera ante incendios no estándar. Hasta ahora, los autores concluyen que el incendio estándar EN/ISO puede ser usado como referencia para la comparación de elementos estructurales. Además, actualmente se discute la validez de las pruebas de horno, los resultados muestran que son una medida adecuada para el desarrollo completo de un incendio ventilado [Kippel and Schmid, 2019].

En lo siguiente se presenta la evaluación de la información de algunas opciones y definiciones de las ZSL seleccionadas. A modo de comparación, la ZSL tradicional daría como resultado valores de hasta aproximadamente 25 [mm], tal como se muestra en la Figura 3.17.

La Figura 3.22a muestra los valores extremos de la ZSL a partir de su definición tradicional, dando como resultado grandes ZSL y un diseño antieconómico en muchos casos, tal como ya se observó al presentar el modelo 2010. La introducción de la ZSL efectiva, $d_{0,ef}$, muestra mejoras significativas y daría como resultado valores entre 7 y 12 [mm], que podrían ser implementados en forma tabular en el nuevo Eurocedo 5. Ya en el modelo presentado en el año 2010 se pudo comprobar que la incorporación de un rango práctico entre 40 % y 20 % de la relación M_{fi}/M_{20} conduciría a un resultado con mayor precisión que la ZSL tradicional y a un diseño mas económico. La incorporación de la ZSL efectiva excede las mejoras implementadas en el año 2010 y optimiza adicionalmente las mejoras implementadas en 2010. Los resultados de esta se presentan en la Figura 3.22b.

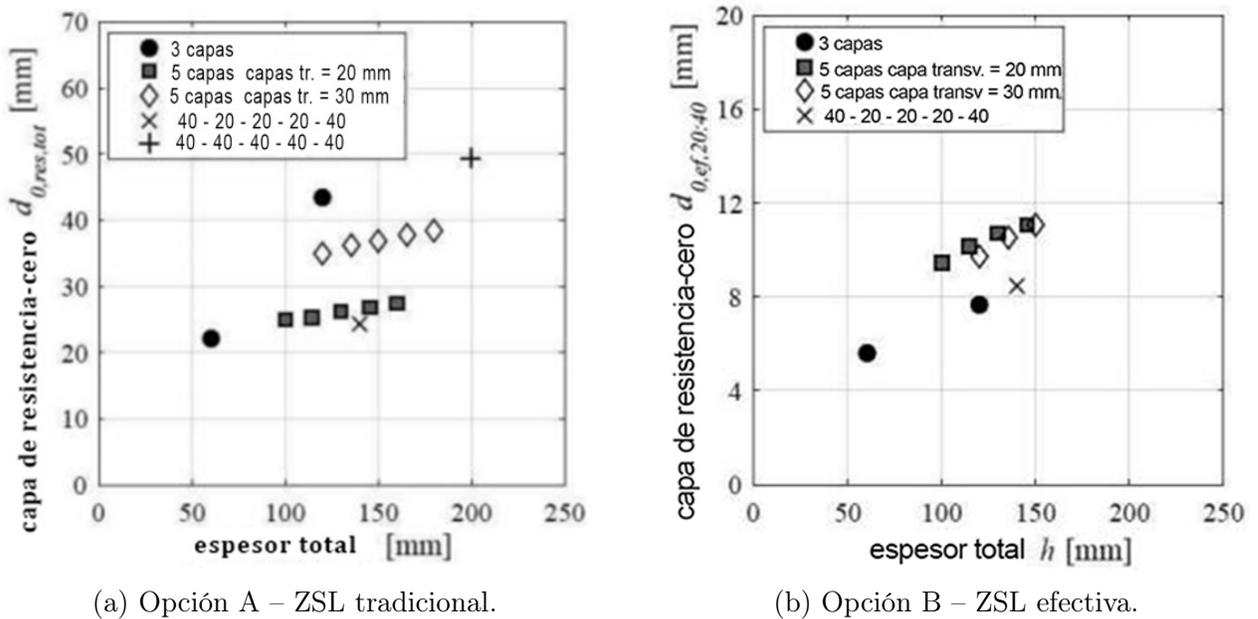
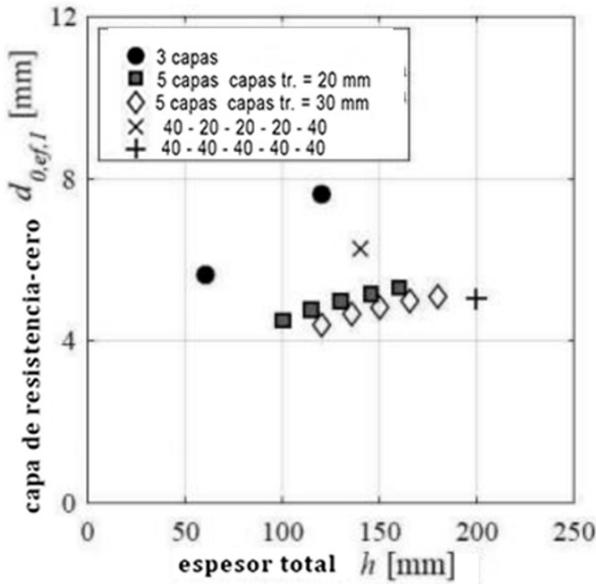


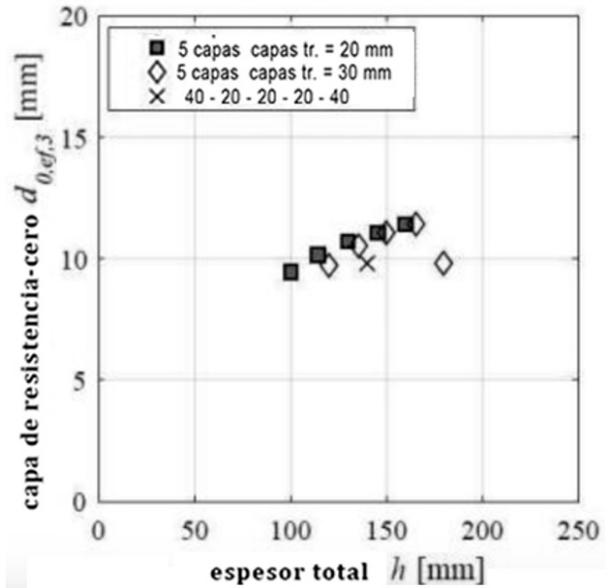
Figura 3.22: Opciones A de ZSL tradicional y B de ZSL efectiva en la región de aplicación práctica de la capacidad resistente de flexión como función del espesor total del elemento de MCL. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Un resultado interesante mostró el análisis de la ZSL efectiva en el momento en que el frente de carbonización se encuentra en las capas longitudinales $i = 1$ e $i = 3$, mostrados en las Figuras 3.23a y 3.23b, respectivamente. Cuando se encuentra en la primera capa longitudinal, $i = 1$, la ZSL efectiva queda limitada a aproximadamente por 7,5 [mm], mientras que para la siguiente capa longitudinal, $i = 3$, se obtiene para la ZSL efectiva un valor máximo de aproximadamente 12,0 [mm].

A guisa de ejemplo en las Figuras 3.24a y 3.24b se muestran los resultados para R60 y R90 correspondientes a la Opción D. Resaltar una gran dispersión de la ZSL efectiva, que alcanza desde aproximadamente 1,5 [mm] hasta aproximadamente 12,0 [mm].

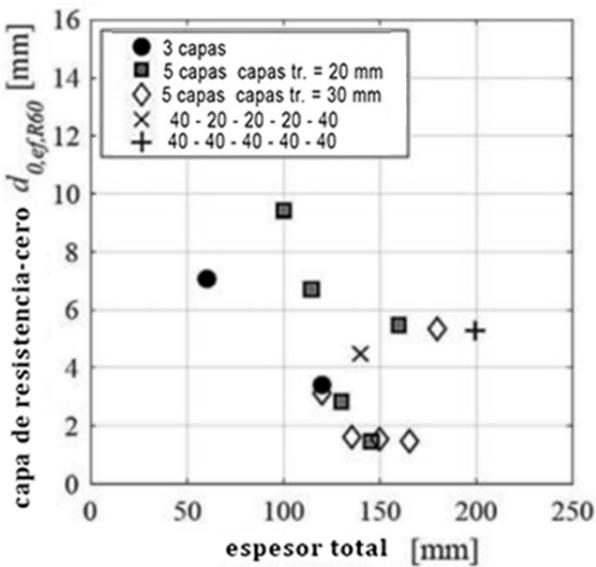


(a) Opción C – ZSL efectiva en la capa $i = 1$

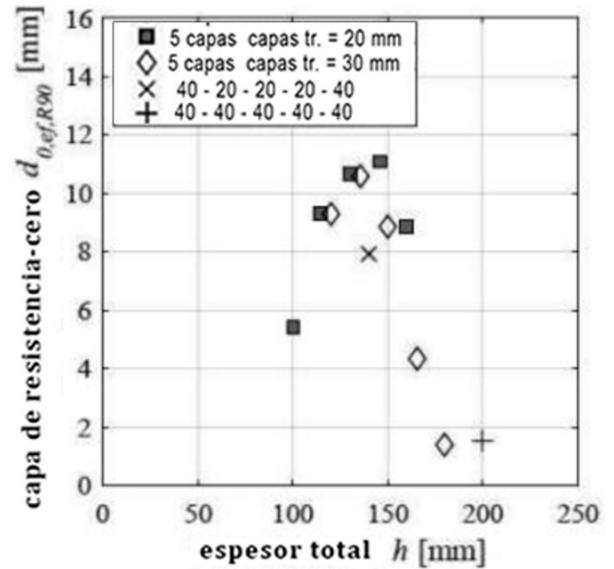


(b) Opción C – ZSL efectiva en la capa $i = 3$

Figura 3.23: Opción C de ZSL efectiva para cada capa como función del espesor total del elemento de MCL. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].



(a) Opción D – ZSL efectiva para una RF R60.



(b) Opción D – ZSL efectiva para una RF R90.

Figura 3.24: Opción D – ZSL efectiva como función tanto de la RF, como del espesor total del elemento de MCL. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Se elaboraron ZSLs efectivas bajo forma de información tabulada para elementos de piso de MCL para RF de 30, 60 y 90 minutos. En general se encontraron para estas RF valores maximos de 7, 10 y 12 [mm]. Las ZSLs efectivas individuales para los armados de MCL preferidos se resumen en la Tabla 3.5.

| Armado de MCL | 30 [min] | 60 [min] | 90 [min] |
|------------------------|----------------------|----------------------|----------------------|
| | $d_{char} = 20$ [mm] | $d_{char} = 39$ [mm] | $d_{char} = 59$ [mm] |
| 20 + 20 + 20 | 2,0 | 7,0 | n.d. |
| 40 + 40 + 40 | 8,0 | 4,0 | n.d. |
| 20 + 20 + 20 + 20 + 20 | 3,0 | 9,5 | 5,0 |
| 40 + 20 + 20 + 20 + 40 | 6,0 | 5,0 | 8,0 |
| 40 + 20 + 40 + 20 + 40 | 5,0 | 6,0 | 9,0 |
| 40 + 30 + 40 + 30 + 40 | 5,0 | 5,0 | 3,0 |
| 40 + 40 + 40 + 40 + 40 | 5,0 | 5,0 | 2,0 |

Tabla 3.5: $d_{0,ef}$ en función de la RF para armados de MCL no protegidos, valores en [mm]. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

El objetivo de las reglas simplificadas es incrementar el campo de aplicación más allá de los armados preferidos presentados en la Tabla 3.4. Se simuló y analizó sistemáticamente una gran cantidad de elementos de MCL. Las simulaciones se llevaron a cabo con elementos de MCL de 3 y 5 capas. El resultado es una metodología de diseño sencilla, que se puede usar usando la definición original de la ZSL, ya que las capas transversales se consideran explícitamente, como se muestra en el diagrama de flujo de la Figura 3.26. Para poder usar el modelo de diseño con el nombre “12 y 2” el ingeniero calculista deberá verificar si la sección transversal residual existente se inicia en una capa longitudinal (esto es, deberá examinar la posición del frente de carbonización):

- Se deberá restar de la sección transversal residual una ZSL de 12 [mm], excepto que el frente de carbonización se encuentre en la primera capa longitudinal, caso para el que rige 7 [mm].
- Cuando la sección transversal calculada se inicie en una capa transversal, la altura efectiva de la siguiente capa longitudinal se debe reducir en 2 [mm].

La comparación del modelo “12 y 2” con las simulaciones de MCL se presentan en la Figura 3.25, para los casos de paneles 3 y 5 capas. Las diferencias entre los resultados son muy reducidas. El modelo posibilita una solución conservadora para la mayoría de las RF simuladas (la línea gris en la Figura 3.25 queda la mayor parte de los 120 [min] por debajo de la línea negra), brindando al mismo tiempo un diseño mas bien económico.

Sobre la base de la técnica de cálculo disponible, la simulación térmica y mecánica, las nuevas definiciones para el ZSL, los nuevos conceptos de diseño y una cartera de productos limitada, se desarrollaron dos conceptos de diseño en este estudio. Todos los métodos presentados se basan en el método de la sección transversal reducida, por lo tanto, se pueden introducir metodologías similares a vigas y columnas de MCL en el nuevo EC5. Por un lado, se pusieron a disposición datos tabulados, por otro lado se presentó un modelo simplificado. Ambos métodos ya fueron probados por el grupo de referencia de la industria (COST FP1404 / WG2 / TG1), ambos métodos parecen ser prácticos por lo que el modelo simplificado “12 y 2” dio resultados más económicos. Esto está en línea con los niveles de los conceptos de diseño presentados en la Figura 3.19. El trabajo adicional deberá incluir el comportamiento de pandeo de paneles de MCL, por el cual se espera que la reducción de la rigidez sea crucial.

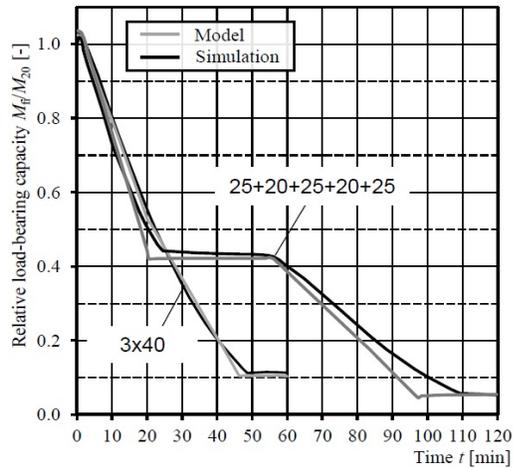


Figura 3.25: Comparación de la resistencia a la flexión relativa simulada y diseñada según modelo “doce y dos” para 3 y 5 capas de MCL. Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

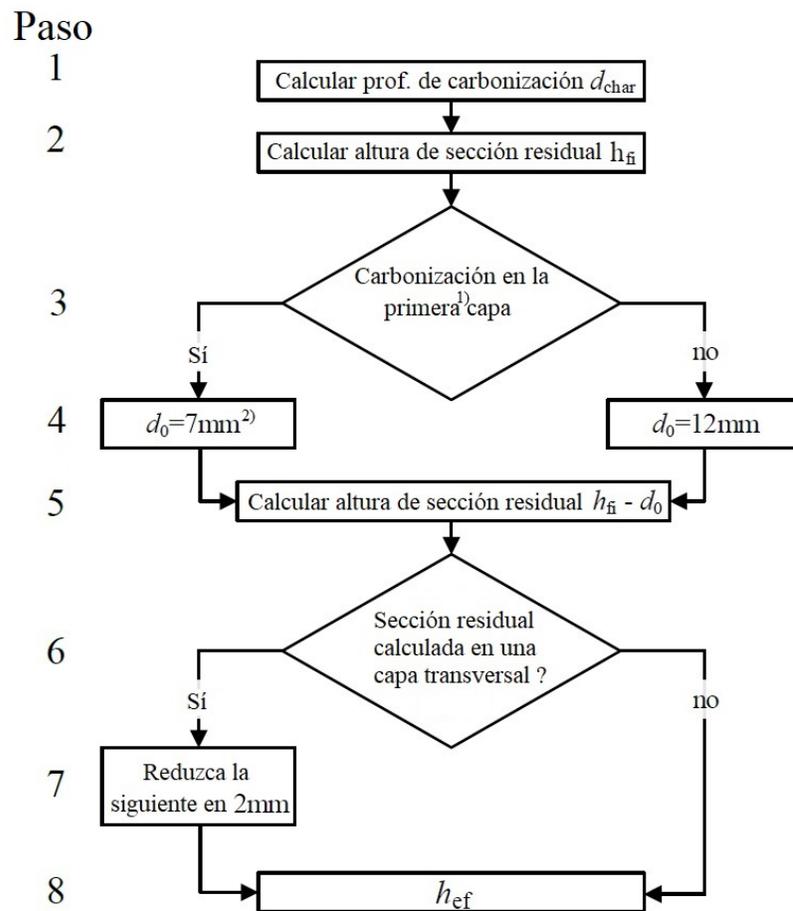


Figura 3.26: Modelo “12-2”: Método de diseño simplificado para MCL en caso de incendio - 8 pasos para la determinación de la sección transversal residual efectiva . Fuente: [Kippel and Schmid, 2019].

Capítulo 4

Dinámica de Incendios en Compartimientos y Elementos de MCL

4.1. Ensayos de Incendio en Compartimientos de Madera Contralaminada

4.1.1. Auto extinción en elementos de MCL

A continuación se presentan los resultados del estudio de *autoextinción* en elementos de madera aserrada y MCL realizado por Emberley [Emberley et al., 2017a], que cuantifican el flujo de calor crítico al que este fenómeno puede ocurrir, junto con la tasa de pérdida de masa asociada a este flujo. Este ensayo fue realizado para distintas especies de madera,

La diferencia principal entre los edificios de acero y hormigón armado de las estructuras de madera, es que estas últimas son de un material sabidamente combustible. El diseño estructural para el agotamiento de un incendio en un compartimento ha sido una suposición fundamental desde 1928 [Emberley et al., 2017a] y como tal, la *autoextinción* de las llamas de combustión en la madera es un aspecto crítico para lograr este requisito implícito

Cabe recalcar la importancia de la *autoextinción*, tanto dentro de un compartimento como en elementos individuales de madera, ya que esta capacidad controla desde su rendimiento estructural hasta el fuego mismo en la estructura, y es por esto que la *autoextinción* se debe considerar como un principio inherente a la seguridad contra incendios. *El método del área equivalente*, usado para equiparar la resistencia al fuego medida en ensayos con la resistencia al fuego de incendios reales, consiste en igualar el área bajo la curva de tiempo-temperatura de un incendio real con el área bajo la curva estándar de tiempo-temperatura. Al utilizar todo el tiempo de combustión de un incendio real, la resistencia al fuego equivalente medida en ensayos, se vincula directamente al agotamiento total de la carga de combustible de un incendio [Emberley et al., 2017a]. El concepto de resistencia al fuego en una prueba de horno estándar fue vinculado por primera vez a la carga de combustible por Ingberg en 1928. Al aumentar la carga de combustible se aumenta la duración de la quema del fuego. Ingberg

luego vincula las cargas de combustible a tiempos equivalentes en el horno estándar.

Las variables que afectan la velocidad de combustión y, por lo tanto, el principio de *autoextinción*, pueden cuantificarse a través de una formulación del balance de energía sobre la capa de carbón, expuesto a continuación en la Ecuación 4.1 y se esquematiza en la La Figura 4.1.

$$\dot{q}''_{ext} + \dot{q}''_g - \dot{q}''_{loss} - \dot{q}''_{char} = \frac{\partial \dot{q}''}{\partial t} \quad (4.1)$$

donde:

\dot{q}''_{ext} : calor externo [kW/m^2].

\dot{q}''_g : generación de Calor por oxidación del carbón [kW/m^2].

\dot{q}''_{loss} : pérdida de Calor (por Radiación y Convección) [kW/m^2].

\dot{q}''_{char} : calor irradiado por la capa carbonizada [kW/m^2].

$\frac{\partial \dot{q}''}{\partial t}$: variación del Calor interno durante el tiempo en la capa carbonizada [kW/m^2].

Dado que el almacenamiento de calor $\frac{\partial \dot{q}''}{\partial t}$ aumenta a lo largo del incendio, se produce un aumento en las temperaturas locales de la capa de carbonizada.

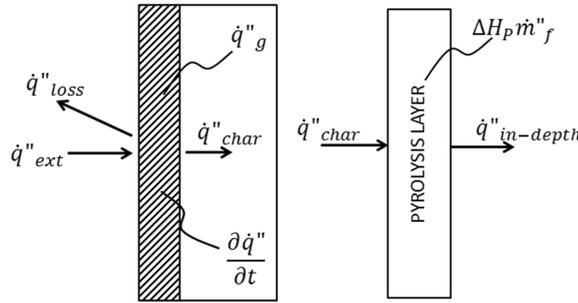


Figura 4.1: Balance de energía tanto en la capa de carbón como en la capa de pirólisis. Fuente: [Emberley et al., 2017a].

Cabe agregar que el análisis realizado es válido cuando el incendio ya ha entrado en su estado estable, esto es, luego de ha terminado su estado transiente, tal como se puede apreciar en la siguiente Figura 4.2.

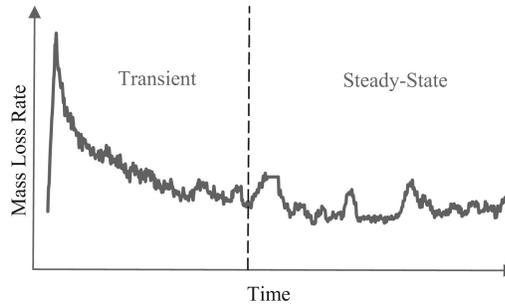


Figura 4.2: Regímenes de tasa de pérdida de masa. Fuente: [Emberley et al., 2017a].

Durante los ensayos se presenta cierto comportamiento llamado *delaminación*, consistente en el desprendimiento de las capas expuestas al fuego debido al aumento de temperatura de la interfaz encolada y la consecuente falla del pegamento. Este fenómeno se puede apreciar en la siguiente Figura 4.3.



Figura 4.3: Delaminación en MCL de Pino radiata. Fuente: [Emberley et al., 2017a].

Al perderse la aislación proveniente de la capa carbonizada, las capas subsiguientes incrementan marcadamente su temperatura experimentando un carbonización incrementada, hasta volver a formar una capa carbonizada lo suficientemente grande (de aproximadamente 1 [pulg] [Lineham et al., 2016], tal como se muestra en la Figura 2.5 en donde más allá de esa distancia las propiedades mecánicas de la madera no se ven afectadas por el fuego) capaz de aislar el sector no carbonizado. Un ejemplo de esto se muestra en la siguiente Figura 4.4, en donde una probeta de MCL de pino radiata fue expuesta a una radiación de $65 [kW/m^2]$ [Emberley et al., 2017a], y una vez alcanzada la quema en estado estable, entre los 10 y 15 minutos, permaneció en quema en estado estacionario durante aproximadamente 40 a 50 minutos. Luego de esto se desprendió la capa de carbón y el incendio en la muestra volvió a entrar en estado transiente junto con el aumento de temperatura correspondiente, tal como se muestra en el gráfico de la Figura 4.4.

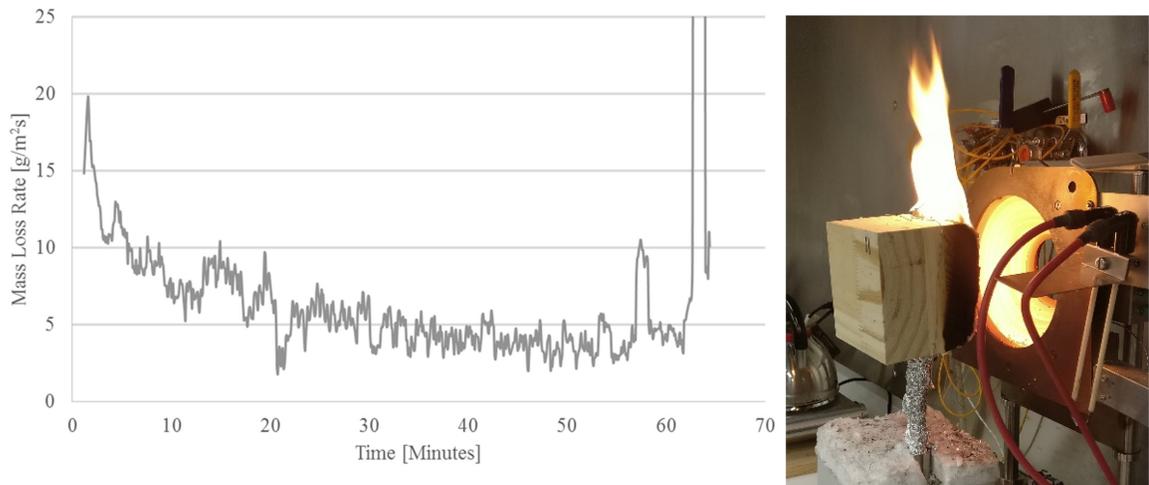


Figura 4.4: Delaminación en MCL de Pino radiata bajo radiación de $65 kW/m^2$. Fuente: [Emberley et al., 2017a].

Los resultados de las mediciones realizadas se presentan a continuación en la siguiente Tabla 4.1. Estos son validas para madera aserrada y paneles MCL en los que no se presenta *delaminación*.

| Especies | Tasa de pérdida de masa crítica [g/m^2s] | Flujo de calor crítico [kW/m^2] |
|---|---|--|
| Abeto europeo (<i>Picea abies</i>) | 3.93 ± 0.4 | 43.6 ± 4.7 |
| Pino Radiata (<i>Pinus irradiata</i>) | 3.65 ± 0.2 | 44.6 ± 0.9 |
| Rayón rojo (<i>Eucalyptus sideroxylon</i>) | 7.20 | 52.5 |
| Balsa (<i>Ochroma pyramidale</i>) | 8.28 ± 1.9 | 56.6 ± 2.1 |
| Kumaru (<i>Dipteryx odorata</i>) | 5.12 ± 0.6 | 36.1 ± 2.6 |
| Blackbutt (<i>Eucalyptus pilularis</i>) | 2.65 ± 0.5 | 24.1 ± 2.8 |

Tabla 4.1: Parámetros de auto-extinción para especies de madera. Fuente: [Emberley et al., 2017a].

4.1.2. Auto-extinción en compartimientos con superficie de madera expuesta

A continuación se presentan los resultados del estudio de *autoextinción* en compartimientos con superficies de madera expuestas, realizado por Alastair I. Bartlett [Bartlett et al., 2017], en donde busca explorar el efecto de la madera expuesta en la dinámica del fuego y su potencial de *autoextinción*. Para ello se aplica la teoría de *Firepoint* utilizando los datos medidos de temperatura en el frente de carbonización

La *extinción* de las llamas ocurre cuando los volátiles dejan de producirse en cantidades suficientes para formar una llama estable. Esto se puede expresar en términos del *Número de Damköhler* (relación entre los fenómenos de difusión y las escalas de tiempo cinéticas [Bartlett et al., 2017]), que aumenta en función de la temperatura de la llama y el tiempo de residencia (la duración del pirolizato en la zona de reacción). La extinción ocurrirá si el *Número de Damköhler* cae por debajo de un valor crítico, lo que puede lograrse reduciendo la temperatura de la llama o el tiempo de residencia. Por lo tanto, la extinción puede ocurrir debido a un agente externo (extintores, agua, etc), agotamiento del combustible o una reducción en la energía neta suministrada al combustible no quemado restante. Esto último podría ocurrir dado el aumento de la capa carbonizada y su correspondiente efecto aislante, mostrando que la madera en llamas tiene el potencial de *autoextinguirse* naturalmente.

Rasbash [Rasbash et al., 1986] propone la teoría de *Firepoint* como medio para determinar los criterios de ignición de PMMA (polímero llamado Polimetilmetacrilato). Estudió los efectos del flujo de calor incidente, flujo de aire y la concentración de oxígeno en el flujo de masa crítico para la ignición. Rasbash [Rasbash et al., 1986] concluyó que la teoría del punto de fuego puede usarse para determinar si un material continuará quemándose en ausencia de un flujo de calor de soporte. La ecuación del punto de fuego puede escribirse como:

$$S = [\phi\Delta H_0 - L_v] \dot{m}_c'' + \dot{q}_e'' - \dot{q}_l'' \quad (4.2)$$

donde:

S : parámetro de extinción [kW/m^2].

ϕ : relación crítica.

ΔH_0 : calor de combustión de carga combustible [kJ/g].

L_v : calor de pirólisis [kJ/g].

\dot{m}_c'' : flujo de masa [$g/m^2 \cdot s$].

\dot{q}_e'' : flujo de calor externo [kW/m^2].

\dot{q}_l'' : pérdidas de calor [kW/m^2].

Cabe recalcar que ϕ es la relación crítica de transferencia de calor por convección al calor de combustión de los volátiles. Por lo que si $S > 0$, la llama se mantendrá, pero si $S < 0$, se producirá *extinción*. Luego, evaluandola en $S = 0$ se obtendrán los flujos críticos de masa y calor al cual ocurre la *autoextinción*.

Se realizaron cinco pruebas de incendios en compartimientos de MCL a gran escala. En dos de ellas, las aquí presentadas, se expuso la pared posterior y el techo. Las demás superficies se encapsularon con un sistema de placas de yeso resistente al fuego (Tipo F calificado según BS EN 520 [16]) y lana de mineral. Las dimensiones internas (excluyendo la encapsulación y

el sistema de piso) fueron de $2,75 \times 2,75 \times 2,95$ [m] largo, ancho y alto respectivamente. Todas las superficies de madera se construyeron con paneles MCL de 100 [mm] de espesor con 5 láminas uniformes de 20 [mm] de espesor. Una sola abertura de $0,8$ [m] de ancho y 2 [m] de alto estaba presente en la pared frontal, sin embargo, una vez que se instaló el sistema de piso, la altura efectiva se redujo a $1,84$ [m], lo que corresponde a un factor de apertura de 19 [$O = m^{-1/2}$]. El compartimiento utilizado se muestra en la siguiente Figura 4.5.

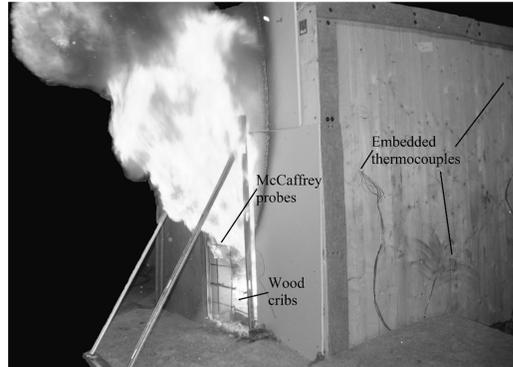


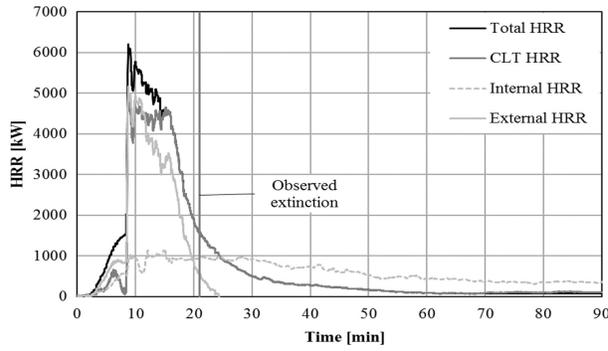
Figura 4.5: Compartimiento experimental. Fuente: [Emberley et al., 2017a].

Se colocaron 4 cunas de madera con una masa total de aproximadamente 14 [kg] cada una, y esto corresponde a una carga de combustible de alrededor de 127 [MJ/m^2]. Esta cantidad es relativamente baja en comparación con un espacio de oficina típico con una carga de combustible de diseño promedio de 420 [MJ/m^2] [Bartlett et al., 2017]. Sin embargo, dado que el área de interés de la investigación es la fase de decaimiento del incendio, se deseaba solo una breve fase del incendio del compartimiento completamente desarrollado.

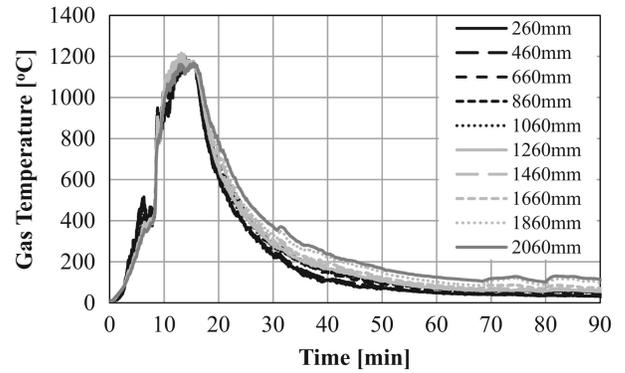
Para verificar el método, se estimó la tasa de pérdida de masa a partir de calorimetría. La tasa de liberación de calor (HRR, en Inglés) de la MCL se calculó restando la HRR de la cuna (a partir de la de pérdida de masa medida) de la HRR total. Esto se convirtió a tasa de pérdida de masa tomando el valor de calor de combustión de la madera recomendado por la literatura, $17,5$ [MJ/kg] (su valor suele oscilar entre 15 y 20 [MJ/kg] [Bartlett et al., 2017]).

El *Flashover* del Test β -1 se alcanzó a los 8 [min], poco después del encendido de la pared posterior expuesta. Este se definió a partir del rápido aumento de la HRR, de 1550 a 6210 [kW], mostrado en la Figura 4.6a. Una disminución rápida en la HRR y el cese de la flama externa precede a la *autoextinción*, esto ocurrió después de 21 [min], lo que se correlaciona bien con la HRR externa que se muestra en la Figura 4.6a.

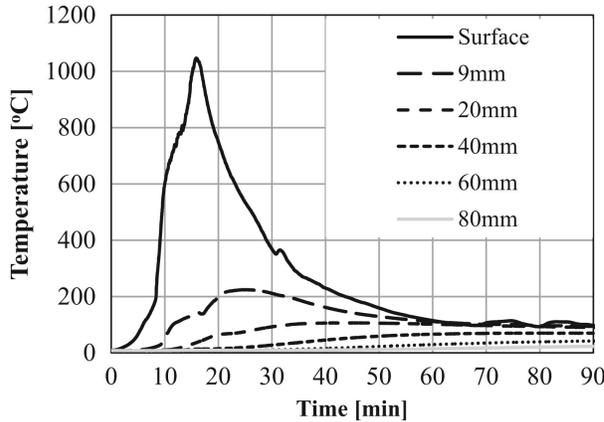
El HRR que continúa liberándose puede atribuirse parcialmente a la combustión lenta del carbón (Efecto *smouldering*, o combustión sin llamas). Cabe agregar que los cálculos de la tasa de liberación de calor interna son extremadamente sensibles a la concentración de oxígeno en la abertura y pueden estar sobreestimando la tasa de liberación de calor interna [Bartlett et al., 2017]. En la Figura 4.6b se muestran las temperaturas de la fase gaseosa en un ser de termocuplas ubicadas en el centro del compartimiento, mostrando también una tendencia decreciente de alrededor de 15 [min]. Los perfiles de temperatura en fase sólida en la Figura 4.6c y 4.6d también muestran una disminución de alrededor de 17 – 23 [min], correspondiente al inicio de la extinción. La prueba se detuvo después de 92 [min], momento en el cual se aplicó agua para apagar cualquier combustión continua (Efecto *smouldering*).



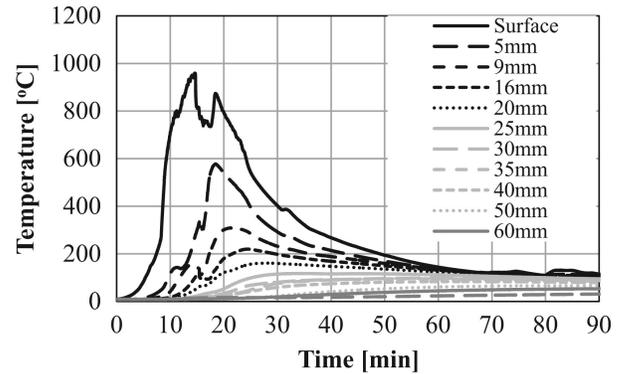
(a) Tasa de liberación de calor versus tiempo



(b) Perfil de temperatura compartimiento.



(c) Perfil de temperatura en pared en función de la distancia desde la superficie inicial de la MCL



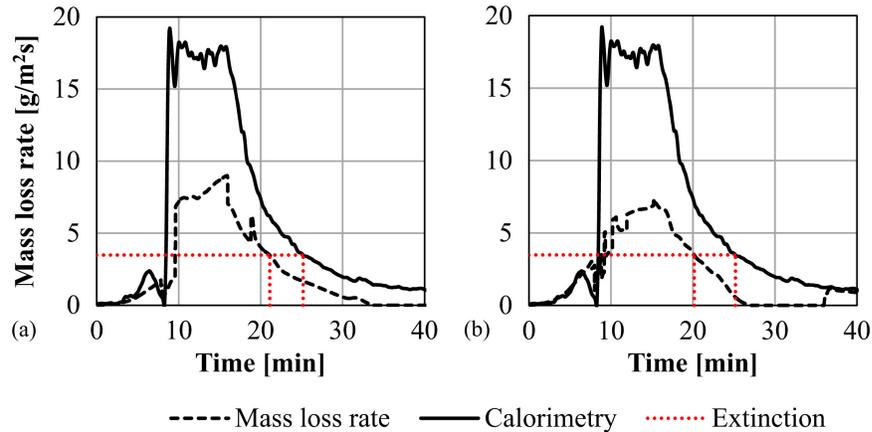
(d) Perfil de temperatura en el techo en función de la distancia de la superficie inicial de la MCL

Figura 4.6: Mediciones en el Compartimento de MCL Test $\beta - 1$. Fuente: [Bartlett et al., 2017].

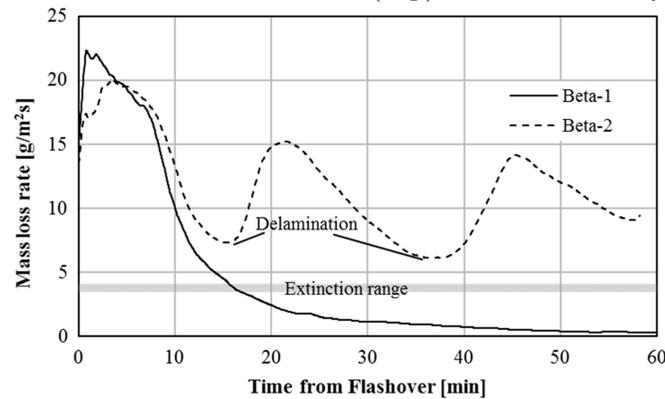
Para verificar este método de predicción de la *autoextinción*, la tasa de pérdida de masa se estimó a partir de la calorimetría. La HRR de la MCL se calculó restando la HRR de la cuna (calculada a partir de los datos medidos de pérdida de masa) de la HRR total. Esto se convirtió en tasa de pérdida de masa tomando el valor de calor de combustión de la madera de $17,5 [MJ/kg]$, tal como lo recomienda la literatura (este suele oscilar entre 15 y $20 [MJ/kg]$ [Bartlett et al., 2017]). En la Figura 4.7a se puede apreciar que el enfoque de calorimetría da valores similares para la tasa de pérdida de masa después del peak inicial y por lo tanto estas tasas de pérdida de masa se podrían utilizar para estimar el tiempo de *extinción*. También podemos notar que existe una variación significativa en los valores máximos calculados debido a variaciones en el calor efectivo de la combustión durante este período de combustión, y una resolución insuficiente en los datos de temperatura para formar un gradiente térmico preciso. Sin embargo, dado que es la fase de decaimiento del incendio lo que interesa, estas discrepancias no son importantes para el presente análisis.

Luego haciendo una suposición inicial sobre la concentración de oxígeno ambiental junto con la teoría de *Firepoint*, resulta un tiempo de *extinción* de $21 [min]$ para la pared y alrededor de $20 [min]$ para el techo. Las observaciones visuales durante la prueba mostraron que la *extinción* inicial ocurrió alrededor de los $21 [min]$, mostrando una muy buena correlación

con las predicciones de la teoría. La extinción se produjo gradualmente durante 3–4 [min], con una reducción de la flama externa y una disminución gradual del área de la flama en las superficies internas. Esto sugiere que puede ser posible utilizar la teoría de *Firepoint* para predecir la *autoextinción* en un compartimento con superficies de madera expuestas (en las que no se produce delaminación), con tasas de pérdida de masa críticas determinadas a partir de pruebas a escala junto con los correctos inputs de la Ecuación 4.2, y una vez que se haya realizado una investigación adicional considerable para confirmar dicho resultado.



(a) Tasa de Pérdida de Masa de MCL calculada en (izq.) Pared Posterior y (der.) Techo, Test β -1.



(b) Tasa de pérdida de masa de MCL determinada a partir de la HRR para Tests β -1 y β -2.

Figura 4.7: Tasa de pérdida de masa. Fuente: [Bartlett et al., 2017].

En la prueba β -2 ocurrió *delaminación* antes de que se lograra la *autoextinción*, dado que se condujo a la carbonización de la segunda lámina. En la Figura 4.7b se compara la tasa de pérdida de masa de los Test β -1 y β -2. Se puede ver que ambos siguen tendencias similares durante los primeros 15 [min], antes que el inicio de la *delaminación* conduzca a un aumento en la velocidad de combustión en el Test β -2 seguido de una segunda *delaminación*. Se puede ver en la Figura 4.7b que la tasa de pérdida de masa nunca cae por debajo de los 6 [gr/m²] y, por lo tanto, no se esperaría la *autoextinción* en función de los resultados.

La investigación y el análisis presentados demostraron que la teoría de *Firepoint* aplicada a la interfaz carbonizada puede describir adecuadamente los procesos de autoextinción de la madera en compartimentos. Esto procurando que no se presente *delaminación*, ya que aumenta el riesgo de reencendido localizado y/o un aumento global en la velocidad de combustión, lo que puede prevenir la *autoextinción* por completo.

4.1.3. Temperatura máxima de incendio en Compartimientos de MCL

A continuación se presentan los resultados de la investigación de Hadden [Hadden et al., 2017], en la que estudia la aplicabilidad de la teoría de incendios en compartimientos cuando estos están conformados por elementos de MCL. En primera instancia dicha teoría pudiese no ser válida en este caso, ya que en ella no se toma en cuenta que el compartimiento pudiese estar conformado por elementos combustibles expuestos directamente al fuego. Para chequear lo anterior, se realiza una serie de 5 ensayos de incendio en compartimientos de material combustible, paredes y techo de paneles MCL, en los que se hizo variar el área de madera expuesta al fuego con tal de observar su influencia en el incendio mismo.

En la investigación aquí analizada se aplica la teoría de compartimientos, con las ecuaciones de la literatura que se presentan a continuación desde la Ecuación 4.3 hasta la 4.6. Esto último con el fin de comparar los resultados obtenidos analíticamente con los medidos directamente durante el ensayo.

$$\dot{m} = 0,09 \cdot A_V \cdot \sqrt{H_V} \quad (4.3)$$

$$T_{max} = \frac{6000 \cdot (1 - e^{-0,1 \cdot \Omega})}{\sqrt{\Omega}} \quad (4.4)$$

$$\Omega = \frac{A_T - A_V}{A_V \cdot \sqrt{H_V}} \quad (4.5)$$

$$O = \frac{A_T}{A_V \cdot \sqrt{H_V}} \quad (4.6)$$

donde:

\dot{m} : tasa de quema de masa [kg/s].

A_V : área de ventilación [m^2].

H_V : altura de la apertura de la ventilación [m].

T_{max} : temperatura máxima alcanzada post-flashover [$^{\circ}C$].

Ω : factor de Omega [$m^{-1/2}$].

O : factor de apertura del compartimiento [$m^{-1/2}$].

El compartimiento estudiado fue de forma aproximadamente cúbica, con dimensiones de 2,72 x 2,72 x 2,77 [m^3]. Además, se usó una abertura en forma de una puerta con dimensiones de 1,84 x 0,76 [m^2]. Para medir la pérdida de masa por combustión, \dot{m} , se implementó un piso falso y debajo de él se instalaron celdas de carga para medir directamente dicho parámetro.

En el compartimiento se utilizaron cunas de madera como la carga de combustible. La cantidad de carga se eligió en función de la liberación de calor requerida para el flashover, asegurando el agotamiento de las cunas de madera dentro de un corto período de tiempo. Esto según Hadden [Hadden et al., 2017] para permitir una investigación específica de la contribución de los revestimientos de madera expuestos y la probabilidad de *autoextinción*.

Se utilizaron cuatro cunas, cada una de las cuales consistía en 5 capas de palos de sección transversal de 0,025 x 0,025 [m^2] y 1 [m] de longitud, y una separación clara de 0,075 [m]. La masa total de madera fue de aproximadamente 56 [kg] en cada experimento. Suponiendo

un calor de combustión de $17,5 [MJ/kg]$, la carga de combustible fue de $132 [MJ/m^2]$ y asumiendo un compartimiento inerte y descuidando cualquier pérdida de masa antes del *flashover*, esto resultaría en una duración del incendio de aproximadamente $5,5 [min]$. Las cunas se encendieron con tiras de fibra empapadas en parafina [Hadden et al., 2017].

Con tal de apreciar la aplicabilidad de las expresiones 4.3 hasta 4.6, se aplicaron en el compartimiento de elementos de MCL estudiado, obteniendo los siguiente resultados:

$$\dot{m} = 0,171 [kg/s]$$

$$T_{max} = 1174^{\circ}C$$

$$\Omega = 18,314 [m^{-1/2}]$$

$$O = \frac{A_T}{A_V \cdot \sqrt{H_V}} = 19,051$$

Las 3 configuraciones de compartimientos a ensayar tienen idénticas dimensiones, y se distinguen por los parámetros que se indican en la siguiente Tabla 4.2.

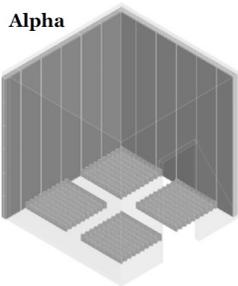
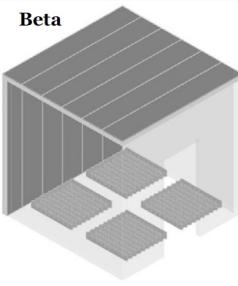
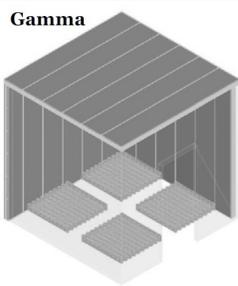
| | Alpha | Beta | Gamma |
|--|--|---|--|
| |  |  |  |
| Superficies expuestas | Pared posterior y pared lateral | Pared posterior y techo | Pared posterior, techo y pared lateral |
| N ° de experimentos | 2 | 2 | 1 |
| Área de madera expuesta | 15 | 14 | 22 |
| Área promedio de inercia térmica [$J \cdot m^{-2} \cdot K^{-1} \cdot s^{-1/2}$] | 314 | 315 | 319 |

Tabla 4.2: Geometrías de compartimentos ensayados y áreas expuestas de madera. Fuente: Hadden [Hadden et al., 2017].

Como ya se mencionó anteriormente, durante los ensayos se hicieron mediciones de los parámetros estudiados, estos se grafican a continuación en las siguientes Figuras de 4.8 hasta 4.10.

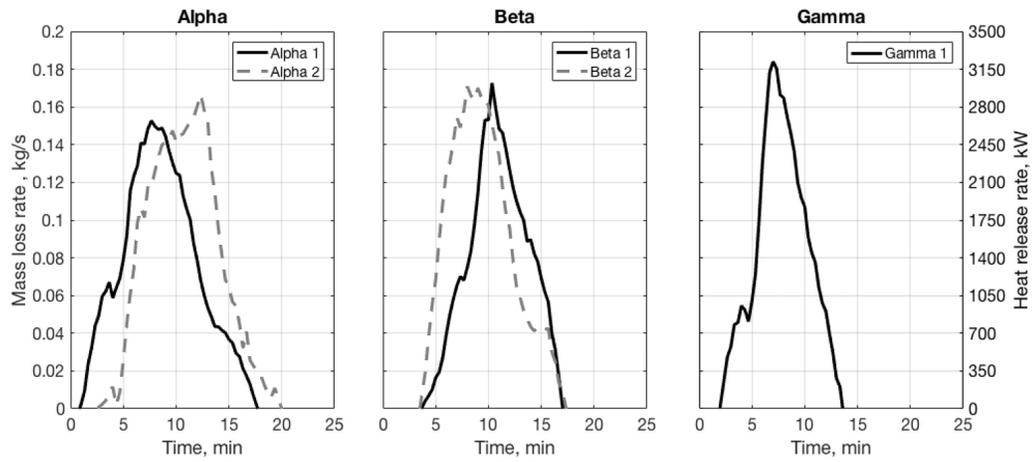


Figura 4.8: Tasa de pérdida de masa según configuración. Fuente: [Hadden et al., 2017].

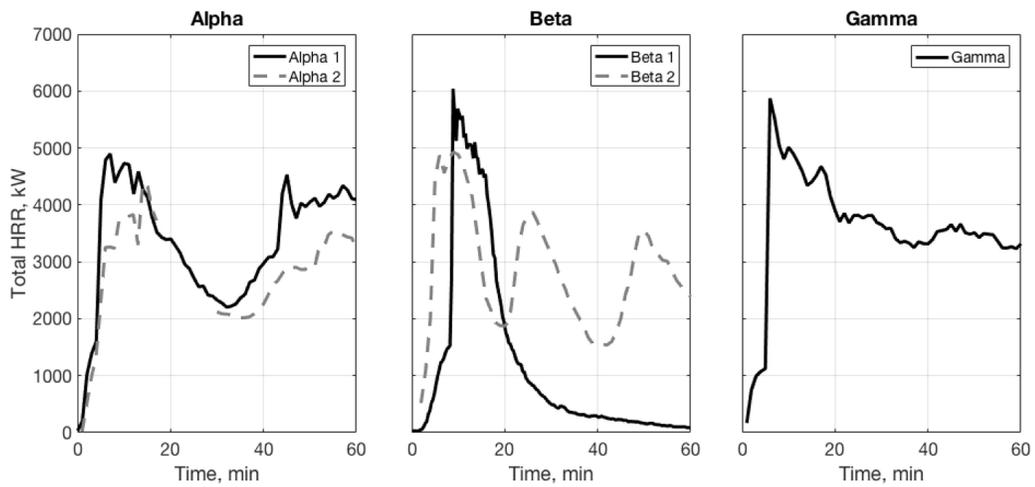


Figura 4.9: Tasas totales de liberación de calor según configuración. Fuente: [Hadden et al., 2017].

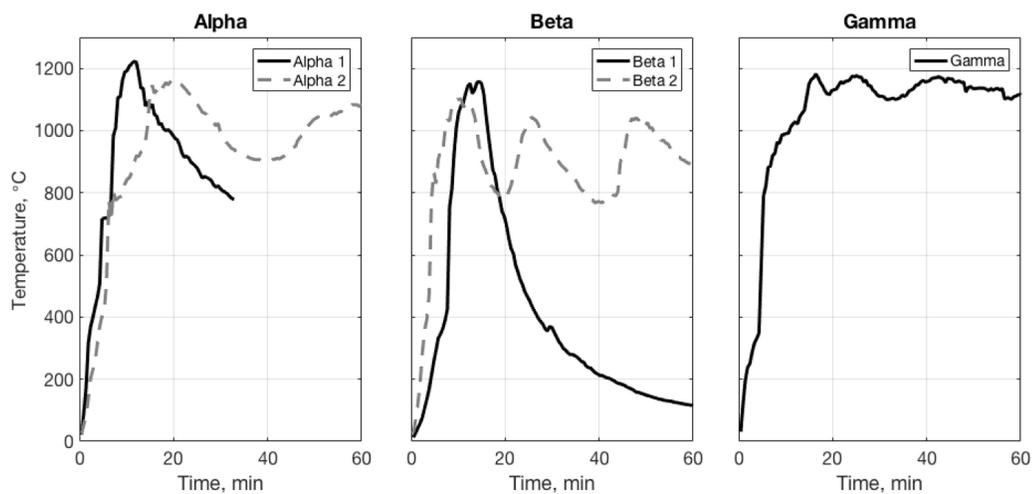


Figura 4.10: Temperaturas del incendio en el compartimiento según configuración. Fuente: [Hadden et al., 2017].

A continuación en la Tabla 4.3 se presenta un resumen de los datos obtenidos del experimento aquí descrito.

| Experimento | Tiempo para flashover [min] | HRR total en flashover [kW] | Tiempo para alcanzar el máximo de HRR [min] | Peak total HRR [kW] | Profundidad máxima de carbón en madera expuesta después de 60 min [mm] |
|-------------|-----------------------------|-----------------------------|---|---------------------|--|
| Alpha-1 | 4.56 | 1709 | 6.27 | 5267 | 53 |
| Alpha-2 | 5.13 | 1448 | 5.50 | 4677 | 53 |
| Beta-1 | 8.55 | 1551 | 8.75 | 6213 | 11 |
| Beta-2 | 4.23 | 1463 | 7.78 | 5248 | 44 |
| Gamma-1 | 5.35 | 1171 | 5.55 | 6679 | 58 |

Tabla 4.3: Resumen de los resultados experimentales. Fuente: Hadden [Hadden et al., 2017].

Las conclusiones principales realizadas por Hadden en esta investigación fueron que “se ha observado *autoextinción* en compartimentos con dos superficies de madera expuesta. Sin embargo, se demuestra que esto depende de que la capa de carbón permanezca unida, es decir, no se produzca una *delaminación* o una caída, durante la combustión de la carga de combustible del compartimento o durante el período de caída” [Hadden et al., 2017].

Por otro lado agrega que “Las temperaturas máximas medidas del compartimento no fueron sustancialmente diferentes de las predichas por las correlaciones existentes, lo que sugiere que las superficies de madera expuestas tienen solo una pequeña influencia en la temperatura del compartimento. Sin embargo, se encontró que la tasa de liberación de calor total era más alta de lo previsto, utilizando metodologías existentes desarrolladas para compartimentos con forros inertes y cargas de combustible ubicadas en el piso. Esto sugiere que se requiere más trabajo para cuantificar el efecto de la posición del combustible dentro del compartimento.” [Hadden et al., 2017].

Finalmente se recalca la importancia de la *autoextinción* tanto en elementos individuales como en compartimentos, de madera u otros materiales, esto dado los supuestos bajo los cuales la curva estándar de tiempo-temperatura fue creada. Además, un factor influyente para que exista *autoextinción* es la presencia o no de *delaminación*.

4.1.4. Descripción de ensayos de fuego de paneles MCL a pequeña y gran escala

A continuación se presentan y describen ensayos de incendio a gran y pequeña propuestos por Richard Emberley [Emberley et al., 2017b], en donde se ensaya tanto un compartimiento como un elemento individual, ambos de MCL. Luego se comparan ambos resultados, encontrando que la *autoextinción* ocurrió en el compartimiento a gran escala dentro del rango de flujos de calor críticos obtenidos de las pruebas a pequeña escala.

Las caras internas del compartimiento se protegieron con una tabla no combustible, con la excepción de una pared y el techo donde la MCL se expuso directamente al fuego. Tal como se mostrará, la *extinción* del incendio ocurrió sin intervención. Durante la prueba de incendio, se realizaron mediciones del flujo de calor radiante incidente, la temperatura de la fase de gas y de la temperatura en profundidad en la MCL. Paralelamente a la prueba a gran escala, se realizó el estudio a pequeña escala que se centró en la *autoextinción* de la MCL. Este estudio se utilizó para establecer: el rango de flujos de calor incidentes para los cuales puede ocurrir la *autoextinción* de la MCL; la duración de la exposición después de la cual se produjo la quema en estado estacionario; y la duración de la exposición a la cual podría ocurrir *delaminación* de la MCL. La carga de combustible se eligió tal que fuera suficiente para lograr un *flashover*, para así poder lograr condiciones de combustión en estado estable en la de la MCL expuesta, y así minimizar la probabilidad de comportamientos inciertos inducidos por las características específicas de la MCL [Emberley et al., 2017b].

Para investigar los criterios de *autoextinción* de la MCL, los bloques de madera, con una superficie de 120 x 120 [mm] y 150 [mm] de espesor fueron expuestos a un rango de flujos de calor externos por un calentador de cono, tal como se esquematiza en la Figura 4.11. Las muestras estaban compuestas por cinco capas de espesores de 45, 20, 20, 20 y 45 [mm] respectivamente. Cabe agregar que las muestras de MCL fueron de Pino Radiata.

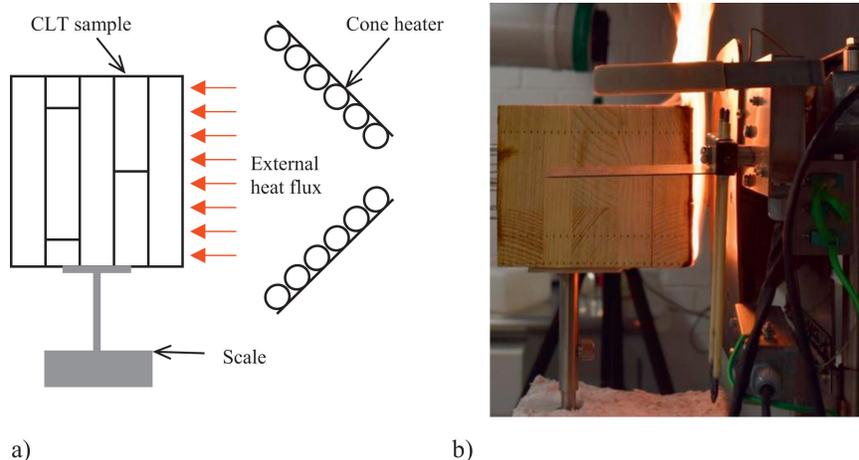


Figura 4.11: Esquema del Ensayo ; b) Imagen del Ensayo. Fuente: [Emberley et al., 2017b].

Las muestras se dejaron quemar hasta que cesó la combustión en llamas o hasta que se quemaran por completo. Cabe agregar que, a medida que la superficie retrocedía lejos del calentador de cono producto de la carbonización y la correspondiente pérdida de humedad, el flujo de calor externo en la superficie expuesta disminuía debido a la mayor distancia de la fuente de calor. Se midió el tiempo de autoextinción y la distancia correspondiente al calentador. Se usó un medidor de flujo de calor Schmidt-Boelter para medir el flujo de calor externo en la ubicación de la superficie expuesta cuando se produjo la autoextinción. Este valor corresponde al flujo de calor crítico para la autoextinción. Se analizaron un total de 27 muestras en varios flujos de calor. El número mínimo de repeticiones fue dos, y el número máximo de repeticiones fue ocho. La tasa de pérdida de masa crítica para la autoextinción podría identificarse a partir los datos de masa recopilados en el tiempo [Emberley et al., 2017b].

El la Figura 4.12, en el gráfico de la izquierda, se muestran los datos de pérdida de masa promedio de 2 [min] para cada uno de los flujos de calor aplicados (con el máximo y el mínimo para todos los datos mostrados en gris). Estos resultados muestran que la ignición es más rápida con flujos de calor externos más altos y que después de la ignición, se produjo una tasa máxima de pérdida de masa en las primeras etapas del calentamiento. El valor peak aumenta con el flujo de calor externo. A medida que la quema continuaba, la tasa de pérdida de masa comenzó a disminuir, mostrando así la función aislante de la capa carbonizada. Por otro lado, el gráfico de la derecha de la Figura 4.11 muestra el flujo de calor de cada ensayo junto con la tasa de pérdida de masa asociada a cada valor. Reconociendo que esta última cantidad varía en el tiempo para cada flujo fijo, se incluyen los valores máximos y mínimos según cada flujo analizado. La tasa de pérdida de masa crítica para la *extinción* de la llama fue de $3,7 \pm 0,2$ [g/m^2s], mientras que el flujo de calor crítico fue de 45 ± 1 [g/m^2s] [Emberley et al., 2017b].

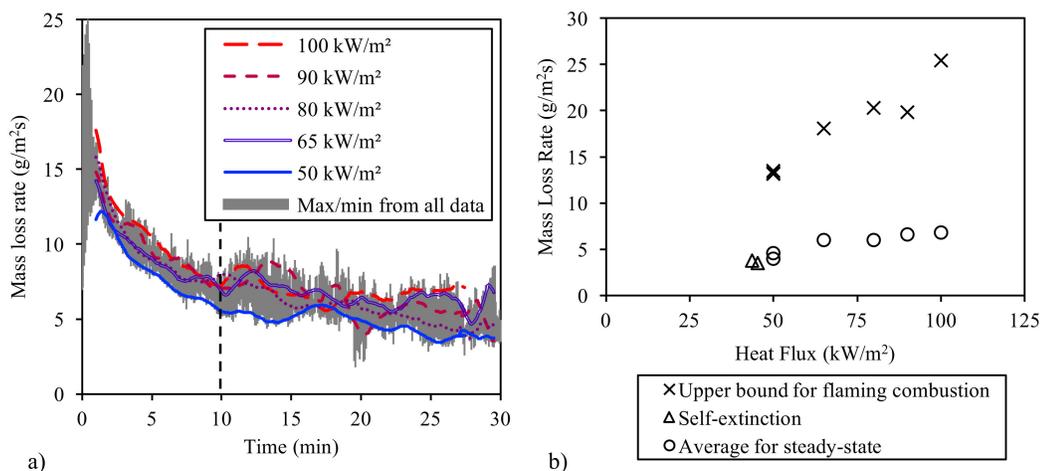


Figura 4.12: Tasas de pérdida de masa de madera expuesta. Fuente: [Emberley et al., 2017b].

Dada la posible *delaminación* en la MCL, fenómeno caracterizado por los aumentos repentinos en la tasa de pérdida de masa producidos cuando una parte importante de la capa de carbón o las capas de madera se caen. La tasa de pérdida de masa permanecerá más alta que sin *delaminación* hasta que la capa de carbón aumente a una profundidad suficiente tal que sea capaz de reducir el flujo de calor entregado al frente de pirólisis. Este fenómeno se puede apreciar en la siguiente Figura 4.12, que muestra cuando ocurrió en las pruebas realizadas.

Luego del ensayo de las muestras individuales de MCL se procede a realizar el ensayo de incendio a gran escala. La motivación de este fue demostrar que, para la geometría propuesta, la *autoextinción* podría lograrse en condiciones en las que podrían evitarse comportamientos inciertos, por ejemplo, *delaminación* de la MCL expuesto o falla de la protección contra incendios.

El factor de apertura se eligió para garantizar que el compartimiento alcanzara la temperatura máxima predicha. La carga de combustible y la configuración se eligieron de tal manera que fueran suficientes para inducir el *flashover*. Para ello se proporcionaron dos cunas de madera con un total de 80 [kg] de combustible las cuales fueron ubicadas en el centro del compartimiento, con esto se garantizaría que el incendio se desarrolle completamente en él, y durara más allá del periodo transiente, lo que equivale a un mínimo de 10 [min] desde el encendido de la MCL. La carga de combustible también era tal que se produjera la *delaminación* de la capa más externa de la MCL, lo que equivale a que el incendio no debería durar más de 30 [min] desde el encendido de la MCL. En resumen, el diseño de la prueba estaba destinado a ofrecer el peor de los casos en términos de exposición máxima al calentamiento de la MCL, se aseguró de que la MCL estaba en estado estable de quemado; y minimizar la probabilidad de *delaminación*.

Cabe señalar que si bien algunos aspectos de esta prueba fueron diseñados para ser el peor de los casos, en otros aspectos de la prueba podrían haberse ajustado para crear un escenario aún más perjudicial, por ejemplo, la duración del fuego completamente desarrollado, ya que si la carga de combustible hubiera sido mayor, entonces la *delaminación* de la MCL hubiera sido más probable [Emberley et al., 2017b].

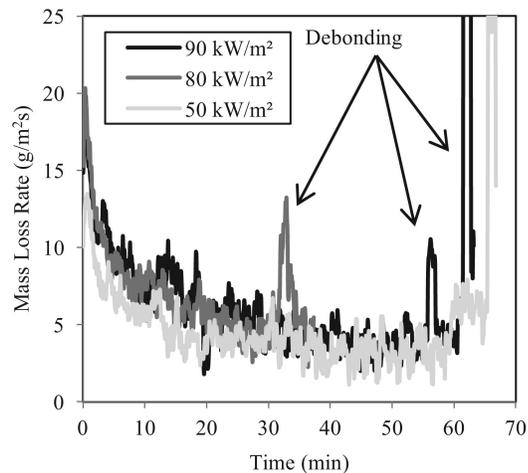


Figura 4.13: Tasa de pérdida de masa en el tiempo. Fuente: [Emberley et al., 2017b].

En la siguiente Figura 4.14 se muestran las temperaturas generales de la fase gaseosa en el compartimiento, esto es, temperatura media, máxima y mínima registrada por las termocuplas para cada tiempo de muestreo. Se registra que la temperatura más alta en cualquier momento en el compartimiento fue de 1125°C , la temperatura promedio máxima fue de 1000°C y la temperatura máxima más baja fue de 706°C .

Por otro lado, las lecturas de las termocuplas se usaron para calcular los flujos de calor de radiación incidentes, estos se muestran en la siguiente Figura 4.15 y corresponden a la parte superior y la base de la pared de de la MCL expuesta. Además, el gráfico muestra el flujo de calor crítico para la cuál ocurre la *autoextinción*, valor derivado de la prueba a pequeña escala.

En los gráficos de las Figuras 4.14 y 4.15 se marcan líneas verticales para indicar instantes de interés durante el ensayo, etiquetados alfabéticamente desde la letra *a* hasta la *i*, estos van acompañados con ilustraciones que indican lo que pasaba en el compartimiento en cada momento indicado y se muestran en la siguiente Figura 4.16

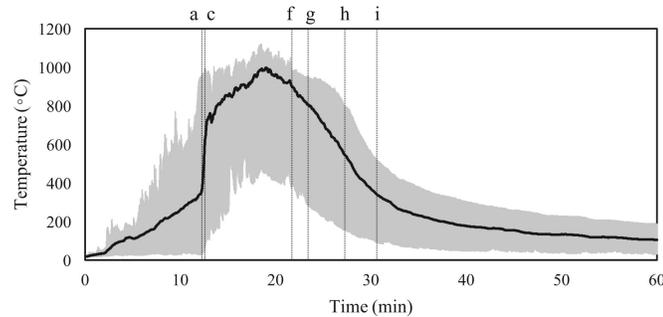


Figura 4.14: Temperatura media, máxima y mínima registrada en la fase gaseosa del compartimiento. Fuente: [Emberley et al., 2017b].

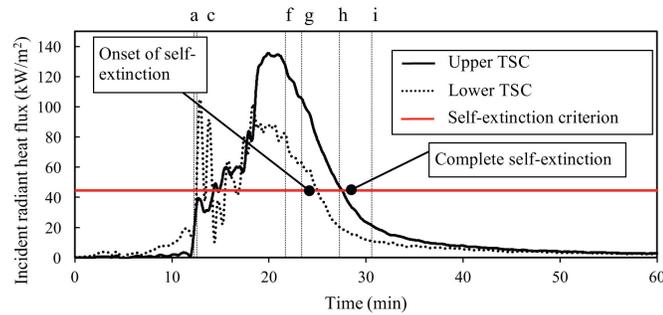


Figura 4.15: Compartimiento experimental. Fuente: [Emberley et al., 2017b].



a) 12 min 14 s after ignition



b) 12 min 24 s after ignition



c) 12 min 33 s after ignition



d) 19 min 58 s after ignition



e) 20 min 13 s after ignition



f) 21 min 42 s after ignition



g) 23 min 22 s after ignition



h) 27 min 15 s after ignition



i) 30 min 36 s after ignition

Figura 4.16: Selección de imágenes de prueba. Fuente: [Emberley et al., 2017b].

4.2. Antecedentes del Comportamiento Estructural al Fuego de la Madera Contralaminada

4.2.1. Comparación de deformaciones teóricas con las Experimentales en panel de de la MCL sometido a Flexión

A continuación se presentan los resultados de la investigación de Lineham [Lineham et al., 2016], en donde muestran una serie de novedosos ensayos de incendio en vigas de de la MCL sometidas a una carga de flexión sostenida, junto con un calentamiento no estándar usando un flujo de calor incidente tal que sea suficiente como para causar la combustión continua de las llamas [Lineham et al., 2016]. Las capacidades portantes y el historial de deflexión medida durante el calentamiento se comparan con las respuestas pronosticadas en las que se utilizan las profundidades de carbón medidas experimentalmente, junto con el RCSM recomendado por el EC5 [CEN, 2004] y el espesor de la capa de resistencia cero. Es importante tener en cuenta que el RCSM del EC5 [CEN, 2004] es estrictamente aplicable solo a las exposiciones estándar al fuego, sin embargo, el realismo físico del enfoque de sección transversal reducida puede ser cuestionado al usar un calentamiento no estándar. Esto último también debe tenerse en cuenta al utilizar la velocidad de carbonización unidimensional β_0 de $0,65 [mm/min]$ recomienda por la misma Norma.

Se ensayaron 12 vigas de de la MCL en donde cada una se dispuso sobre 4 puntos de apoyo, tal como se esquematiza en la Figura 4.17. Se estudiaron dos configuraciones de la MCL diferentes con la misma altura total, una con tres láminas y una con cinco, en donde la laminación de la viga con 5 capas fue de $20(s)+20(w)+20(s)+20(w)+20(s) [mm]$, mientras que la con 3 capas fue de $33(s)+34(w)+33(s) [mm]$ (s viene de *strong* mientras que w de *weak*, es decir, fibras orientadas de forma longitudinal y transversal a la dirección principal de trabajo, respectivamente). Las dimensiones globales de las vigas a ensayar fueron idénticas ($2000 [mm]$ x $300 [mm]$ x $100 [mm]$; largo, ancho y alto respectivamente) [Lineham et al., 2016].

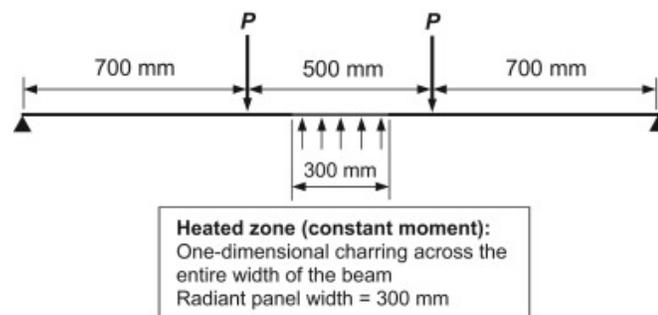


Figura 4.17: Esquema del ensayo de carga e incendio no estándar. Fuente: [Lineham et al., 2016].

De las 12 muestras se ensayaron 4 como muestras de control, para determinar si fallarían bajo control del desplazamiento a temperatura ambiente (2 de cada configuración) y las 8 muestras restantes se sometieron simultáneamente a una carga mecánica sostenida y un calentamiento radiante intenso. El calentamiento fue desde abajo, dentro de las regiones de momento constante. Detalles de cada ensayo se muestran en la siguiente Tabla 4.4.

| Designación de la viga | Condición de la prueba | Número de Láminas | Carga |
|------------------------|--|-------------------|--|
| A5-00-1 | 20°C | 5 | 2 [mm/min] al fallo |
| A5-00-2 | 20°C | 5 | 2 [mm/min] al fallo |
| A3-00-1 | 20°C | 3 | 2 [mm/min] al fallo |
| A3-00-2 | 20°C | 3 | 2 [mm/min] al fallo |
| F5-20-1 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 5 | 20 % de la capacidad a condiciones ambientales |
| F5-20-2 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 5 | 20 % de la capacidad a condiciones ambientales |
| F5-10-1 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 5 | 10 % de la capacidad a condiciones ambientales |
| F5-10-2 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 5 | 10 % de la capacidad a condiciones ambientales |
| F3-20-1 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 3 | 20 % de la capacidad a condiciones ambientales |
| F3-20-2 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 3 | 20 % de la capacidad a condiciones ambientales |
| F3-10-1 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 3 | 10 % de la capacidad a condiciones ambientales |
| F3-10-2 | Flujo constante de calor incidente desde abajo | 3 | 10 % de la capacidad a condiciones ambientales |

Tabla 4.4: Matriz de prueba utilizada en el presente estudio. Fuente: [Lineham et al., 2016].

Se usó el RCSM junto con el *Método de la sección transformada* para predecir la respuesta estructural al fuego de las muestras bajo las condiciones de carga y calentamiento que se muestran en la Figura 4.17. Las predicciones se realizaron utilizando las recomendaciones del EC5 [CEN, 2004] considerando tanto el caso con como sin *delaminación* de las muestras a ensayar, tal como se muestra en la siguiente Figura 4.18. Lineham agrega que “Las causas de la delaminación siguen siendo desconocidas, al igual que los factores que exacerban su aparición, aunque algunos autores han sugerido que depende principalmente del tipo de adhesivo utilizado en la fabricación de MCL ” [Lineham et al., 2016].

Con el fin de comprender mejor la mecánica de las vigas de MCL bajo calentamiento, se realizaron predicciones teóricas de su deflexión en el tiempo, con la misma metodología descrita en el párrafo anterior, es decir, RCSM junto con el *Método de la sección transformada*. Notar que solo los 300 [mm] centrales de la viga estaban expuestos directamente al calentamiento, y por lo tanto, el método de sección transversal reducida solo se aplicaba en esta área. Cabe agregar que la longitud del elemento calentado asumido en este análisis fue de 500 [mm], en lugar de la longitud calentada de 300 [mm]. Esto se debe al hecho de que la investigación posterior a la prueba demostró una longitud de carbonización de aproximadamente 500 [mm] como resultado de la transferencia de calor tridimensional dentro de las vigas. Esto se muestra para una muestra típica en la Figura 4.19.

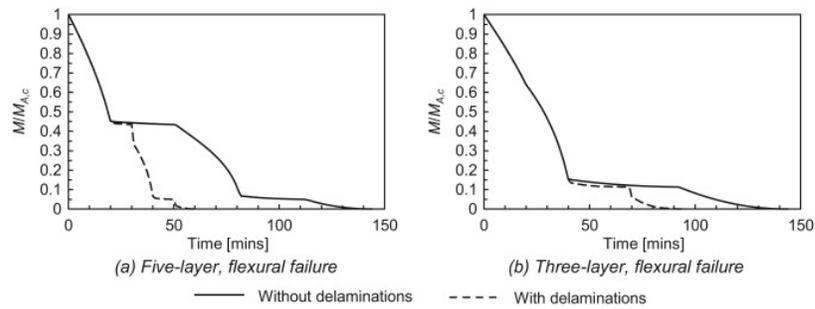


Figura 4.18: Predicciones resistencia vigas de la MCL de 3 y 5 capas. Fuente: [Lineham et al., 2016].

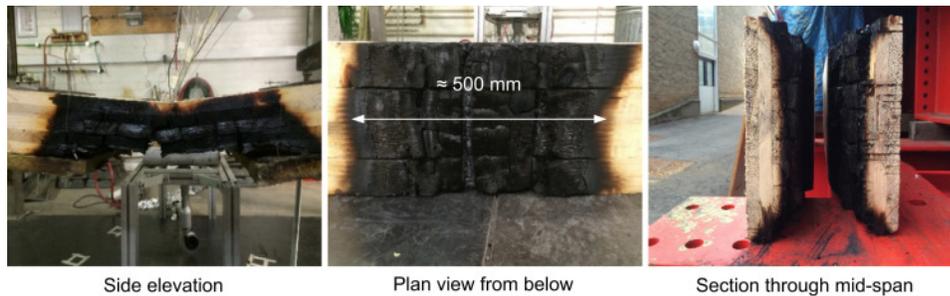


Figura 4.19: Fotos de una muestra representativa de viga de MCL después del ensayo de fuego. Fuente: [Lineham et al., 2016].

El aspecto crítico de todos los modelos simplificados utilizados actualmente para predecir la respuesta estructural de MCL (de hecho, todos los elementos de madera) bajo exposición al fuego es la tasa de carbonización supuesta [Lineham et al., 2016]. Por lo tanto, la tasa de carbonización observada en las pruebas actuales debe examinarse si el objetivo es evaluar la validez física del enfoque de sección transversal reducida del EC5 [CEN, 2004] o el espesor de la capa de resistencia cero de 7 [mm]. Las pruebas descritas en este documento no se realizaron dentro de un horno de prueba de fuego y, por lo tanto, no se pueden utilizar para criticar directamente las tasas de carbonización específicas o la capa de resistencia cero citada dentro del EC5 [CEN, 2004].

No se observó *delaminación* significativa durante las presentes pruebas. Debe reiterarse que las vigas probadas en el estudio actual solo estuvieron expuestas al calentamiento durante un período corto y, por lo tanto, es poco probable que representen la respuesta de los elementos de MCL dentro de un incendio en un compartimento totalmente involucrado [Lineham et al., 2016].

El avance de la profundidad carbonizada se determinó en base a las mediciones de temperatura registradas durante cada prueba y suponiendo que esta se ubicaba en la isoterma de 300°C. La temperatura se trazó en función de la profundidad y se ajustó a un polinomio cúbico de mejor ajuste de mínimos cuadrados a los datos en el tiempo tiempo [Lineham et al., 2016]. Las respuestas resultantes y esperadas de la profundidad de la capa carbonizada y la velocidad de carbonización para la exposición al fuego no estándar se muestran en la siguiente Figura 4.20. Las predicciones del EC5 [CEN, 2004] son también mostradas para comparar, recordando que no son estrictamente válidas para ensayos de horno no estándar.

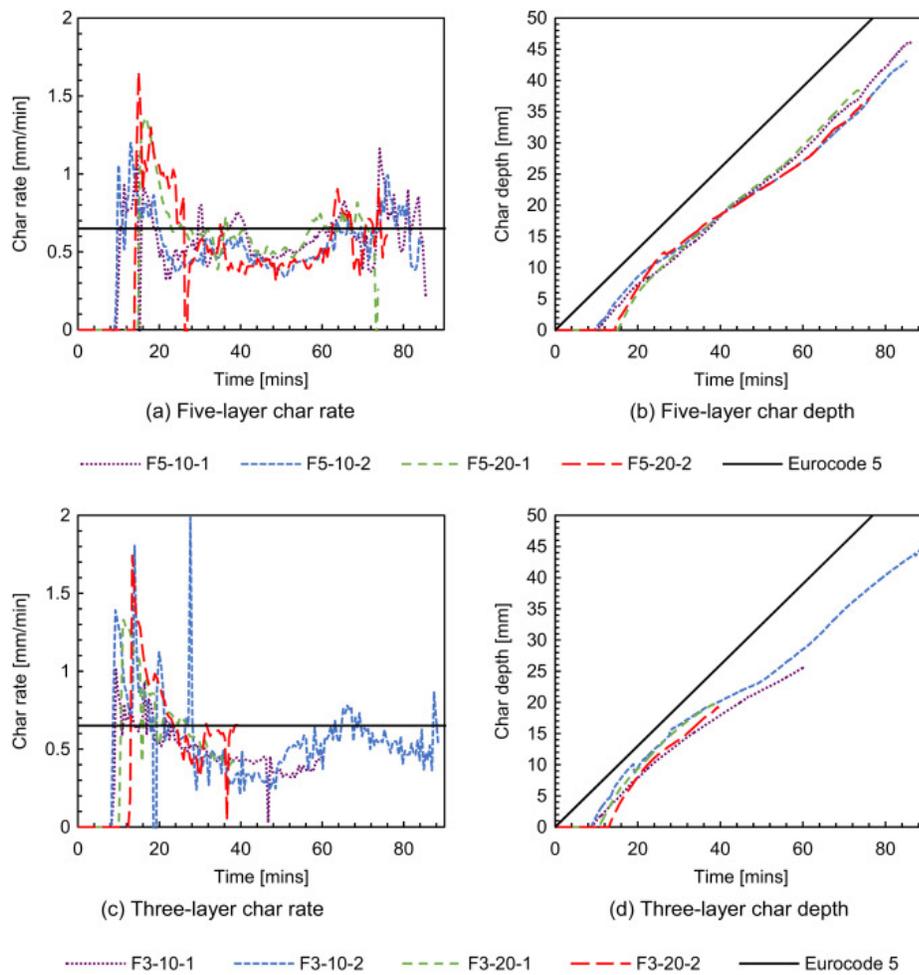


Figura 4.20: Comparación Teórico-Experimental de β_0 y d_0 . Fuente: [Lineham et al., 2016].

Está claro que las profundidades de carbonización experimentales fueron, en todos los casos, inferiores a las esperadas sobre la base de la tasa de carbonización nominal constante del EC5 [CEN, 2004] por 3–8 [mm]. También está claro que las respuestas de carbonización observadas fueron, como se esperaba, considerablemente más complejas de lo que se supone por el método simplificado de sección transversal reducida [Lineham et al., 2016].

Cabe notar que a fin de simplificar los cálculos el EC5 [CEN, 2004] supone que la capa de carbón comienza a formarse inmediatamente en un incendio. Esto es físicamente incorrecto (aunque conservador) para los escenarios de calefacción reales que se esperan en los incendios de compartimientos de edificios [Lineham et al., 2016]. El inicio de la carbonización ocurrió aproximadamente 10 [min] después de iniciado el calentamiento en las pruebas presentadas aquí de acuerdo con las mediciones de temperatura en profundidad. El inicio de la carbonización para las pruebas de hornos con exposición térmica ISO 834 suele oscilar entre 2 y 3 [min] [Lineham et al., 2016]. Por otro lado, tal como se esperaba, la capa de carbón no se genera a una velocidad constante, como supone EC5 [CEN, 2004] como una simplificación válida solo para una exposición al fuego ISO 834 dentro de un horno de prueba de fuego estándar. En cambio, la tasa de carbonización alcanza rápidamente un valor máximo antes de disminuir a un valor más bajo, casi estable. Se sabe que la tasa de carbonización máxima es sensible al flujo de calor. Sin embargo, para exposiciones prolongadas, la tasa de carbonización

promedio casi constante se vuelve independiente del flujo de calor entre aproximadamente 30–100 [kW/m^2]. La tasa de carbonización casi estable es inferior al valor recomendado del EC5 [CEN, 2004]. Esto debería esperarse dado que la tasa de carbonización del EC5 probablemente sea un valor aproximadamente constante pero conservador [Lineham et al., 2016].

Los tiempos de resistencia al fuego estructural para cada una de las vigas probadas se pueden predecir usando las predicciones de capacidad de flexión ya presentadas en la Figura 4.18, como el instante en que la capacidad predicha cae por debajo del momento medio aplicado. Dadas las cargas aplicadas de 10 o 20 % de la capacidad a temperatura ambiente de las vigas de MCL, los tiempos de falla experimentales (y los niveles de carga) se muestran en la siguiente Figura 4.21 para el caso de no *delaminación*, ya que no se observó durante ninguna la prueba.

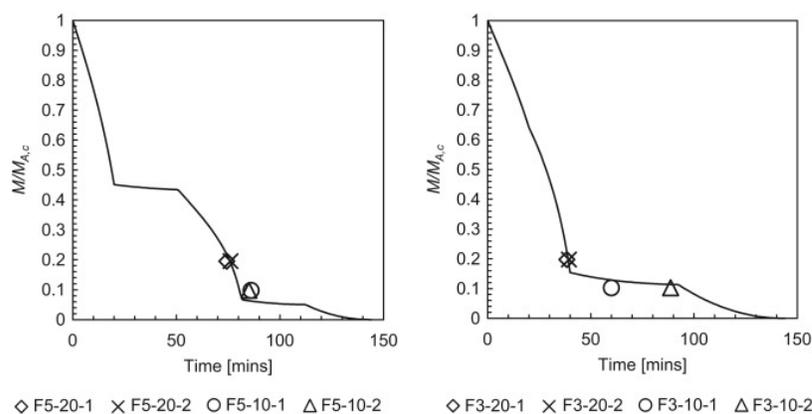


Figura 4.21: Resistencia a la flexión en panel de MCL. Fuente: [Lineham et al., 2016].

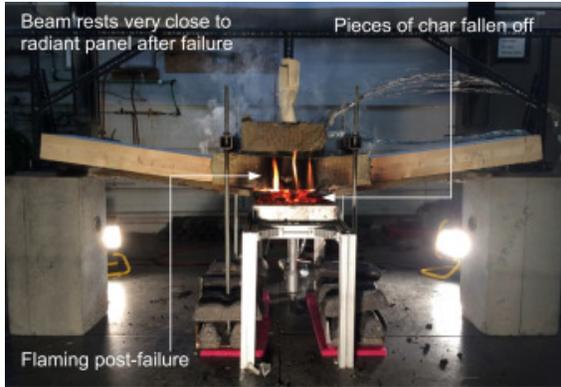
La Figura 4.18 muestra que el modelo de predicción de capacidad de flexión del EC5 [CEN, 2004] coincide sorprendentemente bien con los tiempos de falla observados para las muestras de 3 y 6 capas. A primera vista, esto parece dar crédito al RCSM y a la capa de resistencia cero de 7 [mm], hasta que se analizan las profundidades de carbonización observadas experimentalmente al momento de la falla fueron considerablemente menores (en 5–10 mm , es decir, 18-25 %) de lo que se esperaría en base a un β_0 constante de 0,65 [mm/min], tal como lo muestra la siguiente Tabla 4.5.

| Parámetro | | 5 Capas | | | | 3 Capas | | | |
|-------------------------------|---|---------|---------|---------|---------|---------|---------|----------|---------|
| | | F5-20-1 | F5-20-2 | F5-10-1 | F5-10-2 | F3-20-1 | F3-20-2 | F3-10-1a | F3-10-2 |
| Respuesta de la Carbonización | Profundidad de la capa de carbón en la falla [mm] | 38.5 | 37.2 | 46.0 | 43.1 | 19.6 | 19.1 | 25.5a | 44.5 |
| | Profundidad de la capa de carbón esperada según el EC5 [mm] | 48.1 | 49.4 | 55.9 | 55.3 | 24.7 | 25.4 | 39 | 57.9 |
| | Tiempo hasta la falla [min] | 74 | 76 | 86 | 85 | 38 | 39 | 60a | 89 |
| | Tasa de carbonización equivalente del EC5 [mm/min] | 0.52 | 0.49 | 0.54 | 0.51 | 0.51 | 0.49 | 0.43a | 0.50 |
| Capa de resistencia cero | Profundidad de la sección reducida en la falla [mm] | 61.5 | 62.8 | 54.0 | 57.0 | 80.5 | 80.9 | 74.5a | 55.5 |
| | Profundidad requerida asumiendo 100 % de resistencia [mm] | 43.7 | 43.7 | 40.0 | 40.0 | 67.6 | 67.6 | 30.7a | 30.7 |
| | Profundidad de la capa de resistencia cero en la falla [mm] | 17.8 | 19.1 | 14.0 | 16.9 | 12.8 | 13.2 | 43.7a | 24.8 |

Tabla 4.5: Respuesta experimental de la capa carbonizada. Fuente: [Lineham et al., 2016].

La capa de resistencia cero obtenida experimentalmente excedió los 7 [mm] en todos los casos, y en promedio, nuevamente excluyendo el espécimen F3-10-1, estos fueron 143 % más grandes de lo sugerido por el EC5 [CEN, 2004], a 17 [mm].

En la siguiente Figura 4.22 se muestra parte inferior de la viga de MCL carbonizada al final de la prueba, en donde se puede ver la uniformidad de la carbonización, a pesar de la penetración de carbonización ligeramente acelerada en los bordes de las vigas. También se muestra la viga de MCL luego de una falla estructural. Los autores están convencidos de que la respuesta de carbonización de los haces probados puede aproximarse como unidimensional a los fines de los análisis presentados [Lineham et al., 2016].



(a) Prueba representativa justo después del fallo.



(b) Zona calentada de una viga durante la prueba.

Figura 4.22: Final del ensayo: (a) y (b). Fuente: [Lineham et al., 2016].

Finalmente, se comparan dos modelos analíticos de predicción de deflexión. El primero consiste en el RCSM tal como se especifica en el EC5 [CEN, 2004], incluida la velocidad de carbonización unidimensional de 0,65 [mm/min] y la supuesta capa de resistencia cero de 7 [mm]. El segundo, también con el RCSM, pero la profundidad de la capa carbonizada se midió experimentalmente durante cada prueba específica (es decir, las líneas de “ profundidad de carbonización experimental ” en la Figura 4.20). Los resultados de estos dos análisis se muestran en la siguiente Figura 4.23.

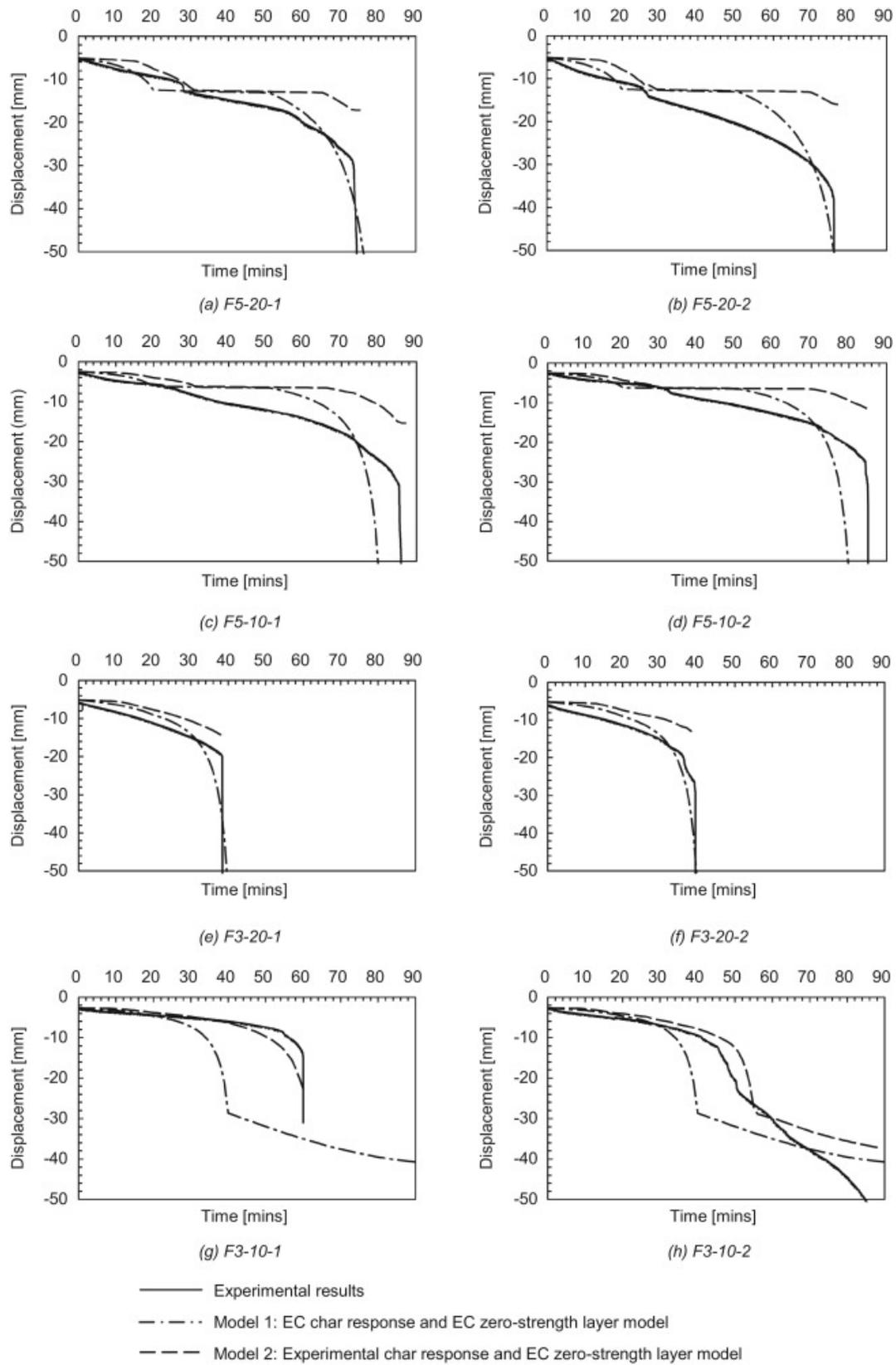


Figura 4.23: Deflexión medida en cada ensayo y comparación con ambos modelos. Fuente: [Lineham et al., 2016].

4.2.2. Comparación de deformaciones teóricas con las Experimentales en panel de MCL sometido a Compresión

A continuación se presentan los resultados de la investigación de Wiesner [Wiesner et al., 2017], en donde se presentan nuevas pruebas estructurales de fuego para elementos de MCL sometidos a compresión localmente expuestos a la radiación térmica suficiente para causar combustión sostenida de llamas, tal como se esquematiza en la siguiente Figura 4.24. En esta serie de ensayos se midieron tanto las deformaciones axiales como laterales de los muros de MCL, para luego compararlas con las predicciones calculadas utilizando un análisis de elementos finitos de viga de *Bernoulli*, a fin de analizar los fundamentos de la mecánica y las necesidades de diseño estructural de elementos de MCL sometidos compresión en fuego [Wiesner et al., 2017].

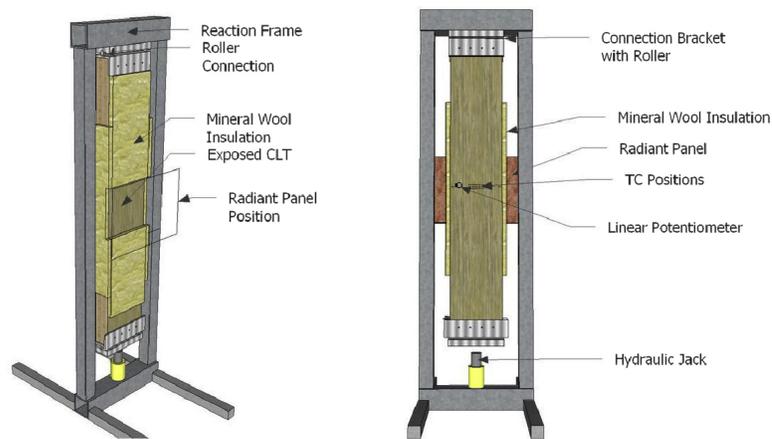


Figura 4.24: Esquemas de la configuración de ensayo de fuego. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

Las muestras de prueba se sometieron a una carga de compresión del 10 ó 20 % de su capacidad nominal a temperatura normal. Luego se expusieron localmente a un flujo de calor incidente nominal constante de $50 [kW/m^2]$ sobre el área central hasta la falla. En los muros aquí ensayados la falla tanto a temperatura normal como de incendio se debió a pandeo global. La resistencia al aplastamiento compresivo dada por el fabricante ($21 [N/mm^2]$, sin tener en cuenta los efectos de flexión) se excedió en todas las paredes probadas a temperatura ambiente, el módulo elástico de compresión medido fue 37 % menor de lo esperado en base a las propiedades especificadas por el fabricante, tal como se puede apreciar en la Tabla 4.6. Esto probablemente se debió a la influencia de los momentos de flexión.

| Propiedad | Especificado por fabricante (nominal) [MPa] | Determinado Experimentalmente [MPa] |
|---------------------------------------|---|-------------------------------------|
| Módulo de Elasticidad , $E_{ }$ | 11,600 | 10,050 |
| Módulo de Elasticidad , E_{\perp} | 370 | 335 |
| Tensión de Compresión, $f_{c, }$ | 21 | – |
| Tensión de Compresión , $f_{c,\perp}$ | 2.5 | – |
| Tensión por Flexión | 24.0 | 35.4 |

Tabla 4.6: Propiedades mecánicas de la MCL utilizadas. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

Los ensayos a temperatura ambiente se realizaron bajo carga controlada manualmente (usando un dial de marcapasos) a una velocidad lineal prevista entre 11-14 [kN/min]. Los autores comentan que “ No se espera que la ligera variabilidad en la velocidad de carga entre muestras haya influido significativamente en los resultados ” [Wiesner et al., 2017]. La tasa de carga real para cada muestra se proporciona en la Tabla 4.7, junto con la capacidad de carga de compresión determinada experimentalmente. Las capacidades para paredes idénticas difieren en menos del 7 % (para muestra de 5 capas), lo que demuestra una buena repetibilidad.

| Nombre de la Prueba | Laminación | Tasa de carga aprox [kN/min] | Carga de falla [kN] | Modo de falla |
|---------------------|----------------|----------------------------------|-------------------------|---------------|
| A3-1 | 33-34-33 | 11.7 | 538 | GB |
| A3-2 | 33-34-33 | 11.5 | 524 | GB |
| A5-1 | 20-20-20-20-20 | 13.6 | 490 | LS/GB |
| A5-2 | 20-20-20-20-20 | 12.5 | 456 | GB |

Tabla 4.7: Resultados de ensayos a temperatura ambiente. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

En la siguiente Figura 4.25 se muestra la carga frente a las respuestas de deflexión axial y lateral para las pruebas de temperatura ambiente. Las deformaciones laterales muestran una respuesta elástica inicialmente lineal, como se esperaba para la compresión axial concéntrica de la madera. Sin embargo, estas aumentan a cargas más altas debido a imperfecciones en los elementos y a la presencia de pequeñas excentricidades inevitables en la configuración de carga. Esto da como resultado la acumulación de momentos de flexión secundarios, lo que eventualmente conduce a fallas de inestabilidad (es decir, pandeo global) combinadas con fallas axiales-flexurales en las fibras más comprimidas de la lámina externa.

Por otro lado en los ensayos de fuego propiamente tal, se reconoce que la progresión del frente de carbonización se puede aproximar a partir de los datos medidos de las termocuplas al rastrear la profundidad de la isoterma de $300^{\circ}C$ en la madera, que es la temperatura que generalmente se supone a la que se completa la pirólisis de la madera [Wiesner et al., 2017]. Luego, la tasa de carbonización se puede calcular como la derivada de la profundidad de la carbonización en el tiempo. Las profundidades y tasas de carbonización medidas se dan en la siguiente Figura 4.26, para las cuatro pruebas de fuego. La ubicación de la isoterma de $300^{\circ}C$ se aproximó utilizando un ajuste de mínimos cuadrados a las lecturas de temperatura en profundidad con una curva polinómica cúbica.

Como era de esperar, todas las pruebas mostraron un peak inicial en la tasa de carbonización, seguido de una reducción de esta y una posterior estabilización a un valor cercano a la tasa de carbonización unidimensional de $0,65 [mm/min]$ ampliamente recomendada para la madera blanda. Sin embargo, el pico de la tasa de carbonización inicial dio como resultado tasas de carbonización promedio algo mayores de $0,65 [mm/min]$ (ver Tabla 4.8). Esto puede deberse a un mayor contenido de oxígeno en los gases convectivos cerca de la superficie de la madera carbonizada que conduce a la oxidación acelerada del carbón, o debido a alguna otra causa.

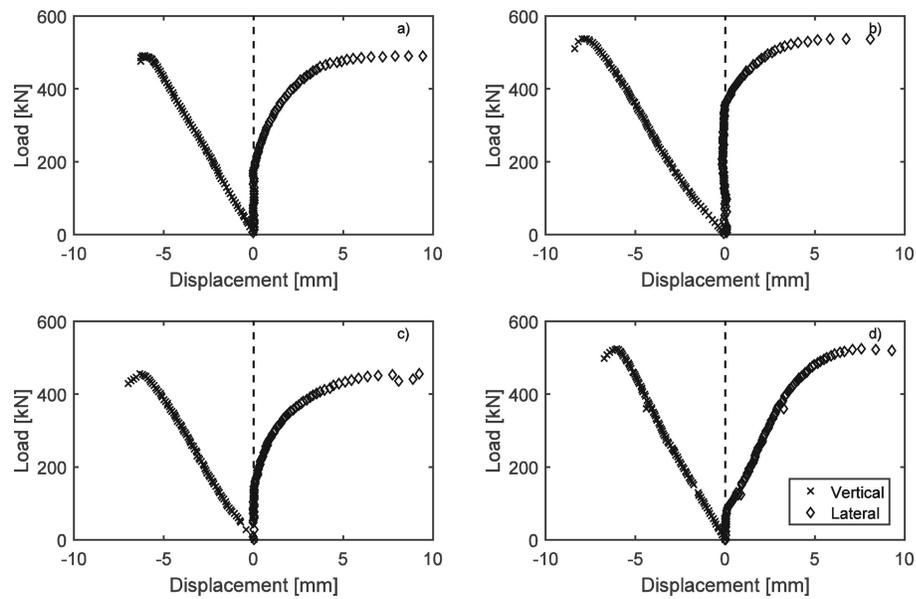


Figura 4.25: Desplazamientos axiales y laterales a media altura en los muros de MCL ensayados a temperatura ambiente: (a)A5-1, (b)A3-1, (c)A5-2 y (d)A3-2. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

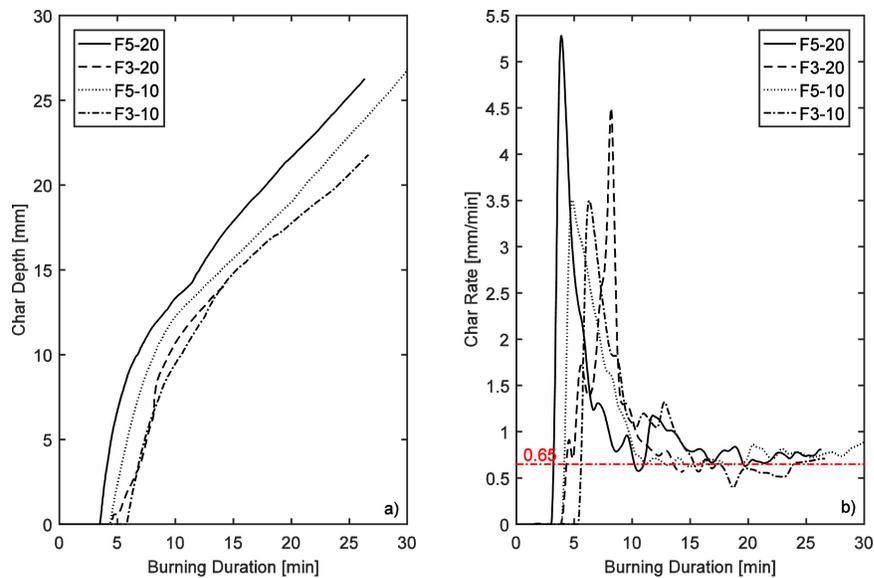


Figura 4.26: Variación calculada en: (a) profundidades de carbonización y (b) tasas de carbonización para las cuatro pruebas. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

| Nombre del Ensayo (a) | Tasa de carbonización promedio [mm/min] | Carga aplicada real [kN](b) | Relación de carga de prueba [%] (*) | Tiempo al Fallo[min] | Modo de Falla (c) |
|-----------------------|---|-----------------------------|-------------------------------------|----------------------|-------------------|
| F5-20 | 1.00 | 81.6 | 17.3 | 29.3 | PGB |
| F5-10 | 0.98 | 40.8 | 8.6 | 41.3 | PGB |
| F3-20 | 0.88 | 88.2 | 16.6 | 14.1 | PGB |
| F3-10 | 0.82 | 44.1 | 8.3 | 28.4 | PGB |

Tabla 4.8: Resultados de ensayos de fuego en muros de MCL. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

Como ya se ha mencionado, la MCL está formado por múltiples capas de entablados de madera unidas por un medio encolado y dispuestas una sobre otra alternado la dirección de las fibras de cada capa. Dado que tanto la resistencia como la rigidez en la dirección normal a la fibra son mucho mayor a la de la dirección perpendicular, las capas fuertes generalmente se colocan en las partes externas del entablado. En el diseño de elementos de MCL, o bien se ignora por completo la resistencia de las capas transversales, o se usa una sección transformada en la que el ancho efectivo de las capas transversales se reduce según la relación modular entre las capas fuertes y débiles [Wiesner et al., 2017]. La segunda opción se usa aquí, asignando así un ancho efectivo a las capas en función de sus respectivas rigideces, esto con el fin de estimar las deformaciones del muro y compararlas con las medidas experimentalmente, tal como se muestra en la siguiente Figura 4.27.

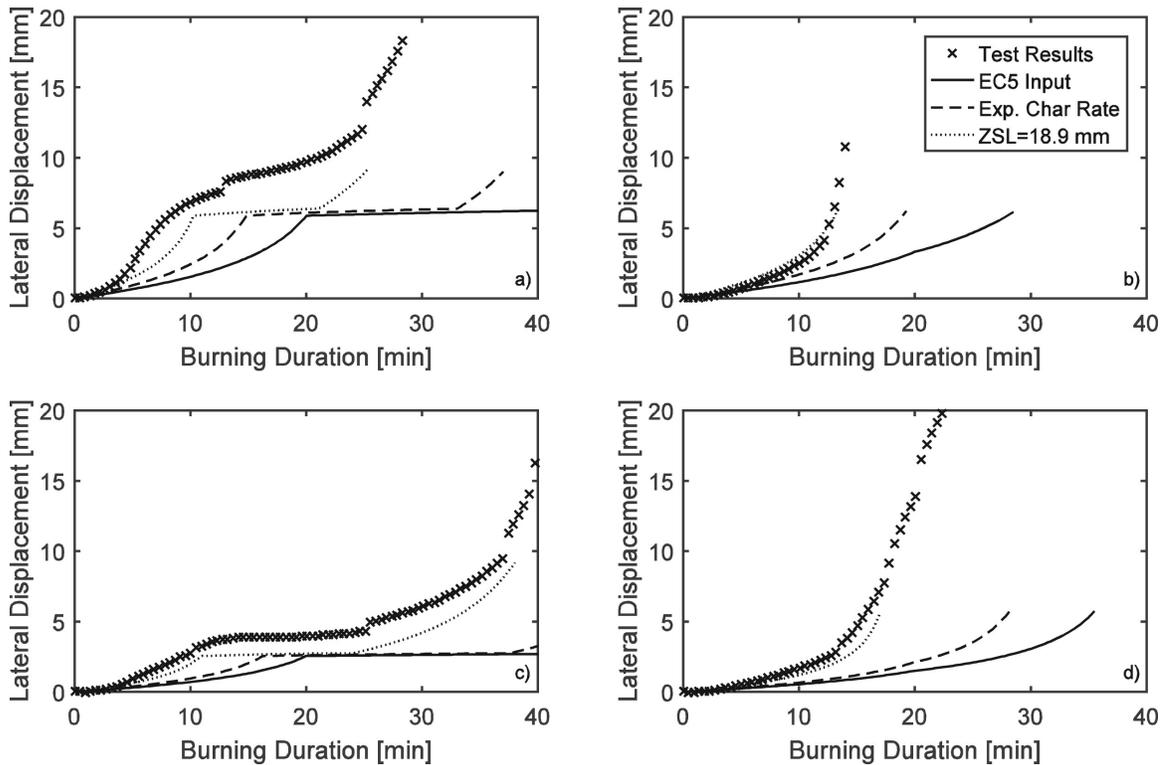


Figura 4.27: Desplazamiento lateral observado y previsto a media altura de las paredes de MCL con incendio, para distintos supuestos de parámetros de entrada : (a) F5-20, (b) F3-20, (c) F5-10 y (d) F3-10. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

Los análisis tienen en cuenta los momentos causados por la excentricidad de carga adicional producto de la carbonización y consecuente desplazamiento del eje neutro (e_c), así como la deflexión lateral elástica secundaria de la columna en cada paso de tiempo (e_s), tal como se esquematiza en la siguiente Figura 4.28. A pesar de que se pueden hacer predicciones de la resistencia al fuego con el modelo, esta investigación se centra en estudiar la deformación de los muros durante el calentamiento y arrojar luz sobre la mecánica que domina en estas condiciones [Wiesner et al., 2017].

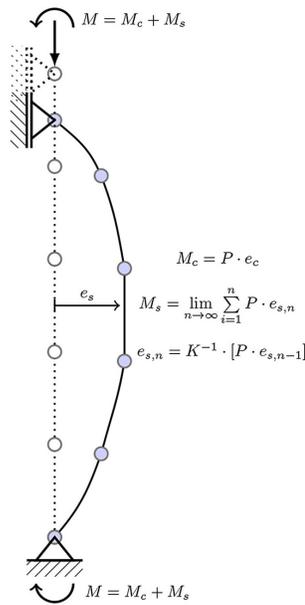


Figura 4.28: Esquema de modelo de deformación a utilizar. Fuente: [Wiesner et al., 2017].

La primera curva de la Figura 4.27 ocupa los parámetros del EC5 [CEN, 2004], es decir, β_0 de 0,65[mm/min] y ZSL de 7 [mm] (recordar que estos valores solo son válidos para pruebas estándar). La segunda curva denominada “*Exp. Char Rate*”, tal como lo dice su nombre, en vez de utilizar el β_0 recomendado utiliza la tasa de carbonización medida experimentalmente junto con la ZSL de 7 [mm]. La tercera curva denominada “*ZSL=18.9 [mm]*”, tal como lo dice su nombre, en vez de utilizar la ZSL de 7 [mm], utiliza la correspondiente al FSTB [Östman et al., 2010] que para el muro de MCL analizado toma un valor de 18,9 [mm].

Para la MCL de 5 capas se notó mayormente la diferencia entre las capas fuertes y débiles, esto por las mesetas en las curvas de desplazamiento lateral presentadas tanto en las experimentales como en las modeladas, que corresponde a la carbonización de una capa trabajando en su dirección transversal, es decir, lado débil.

Las predicciones computacionales muestran cambios repentinos de la tasa de desviación, mientras que las curvas experimentales muestran transiciones más graduales, aunque el comportamiento de meseta también es evidente. Esto se espera ya que el ZSL es simplemente una idealización utilizada para el diseño, y en realidad existe un gradiente de temperatura suave dentro de la madera, que conduce a una respuesta de deflexión suave. Para la MCL de 3 capas no hay una influencia notable de las capas débiles en las tasas de deformación, ya sea para las curvas experimentales como las modeladas. Esto dado que el deterioro en la primera capa fuerte es lo suficientemente grande como para causar que el muro falle, por lo la capa débil alcanza a carbonizarse.

4.2.3. Estudio Paramétrico y Diseño Simplificado de Paneles de MCL

A continuación se presentan los resultados de la investigación paramétrica de Menis [Menis et al., 2018] realizada en paneles de MCL sometidos a flexión, sin protección al fuego, en diferentes configuraciones (variando el número de capas, espesor de las capas y profundidad del panel) y con diferentes niveles de carga. Para ello se usó un modelo numérico de elementos finitos (EFFF), *Abaqus*, validado y calibrado con datos experimentales recopilados durante ensayos de fuego, mostrando la precisión aceptable del modelo de EFFF propuesto [Menis et al., 2018]. Los datos obtenidos del software *Abaqus* se compararon con las predicciones analíticas obtenidas mediante el uso del RCSM y su adaptación a elementos de MCL.

Tanto las simulaciones numéricas avanzadas como los métodos analíticos simplificados (proporcionados por la actual Norma Europea EC5 [CEN, 2004]) presentados en dicho documento, se utilizan para derivar curvas de diseño aplicadas de resistencia de carga y fuego. Además, se proponen aproximaciones conservadoras para los elementos de piso con paneles de MCL con tres, cinco y siete capas que no muestran caídas de las capas carbonizadas durante la exposición estándar al fuego, es decir, que no presenten *delaminación*.

Cabe agregar que, dado que tanto las propiedades térmicas como mecánicas de la madera dependen de la temperatura, para modelar dicha dependencia se utilizaron las relaciones propuestas en el EC5 [CEN, 2004] dentro del software *Abaqus*. Además, se adoptaron el coeficiente de convección de $25 [W/m^2K]$ y la emisividad de 0.8 sugeridos por EN 1991-1-2 y EN 1995-1-2, respectivamente. Por otro lado el comportamiento mecánico de la madera se describió como elasto-frágil en tensión y elasto-plástico en compresión, considerando la influencia de la temperatura utilizando el modelo de plasticidad de daños de concreto ya disponible en *Abaqus*.

En la siguiente Figura 4.29 se presentan los resultados del análisis de paneles de MCL conformados por 3, 5 y 7 capas de $30 [mm]$ cada una, graficando sus resistencias durante un incendio estándar como porcentaje de la resistencia inicial. En el se ve la clara tendencia de cada uno de los paneles a presentar un *plateau* (o meseta) cada vez que se esta carbonizando una lámina que trabaje en la dirección perpendicular a la dirección principal de trabajo.

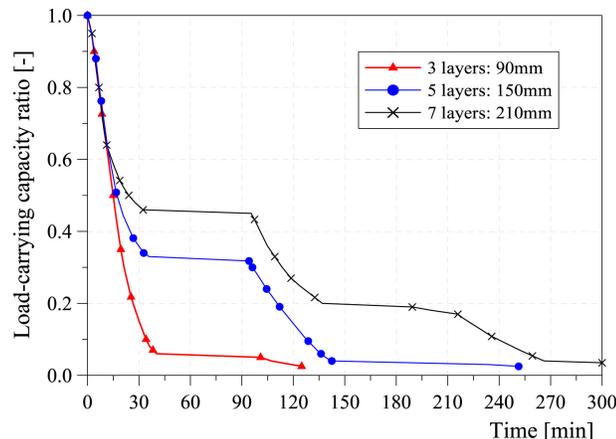
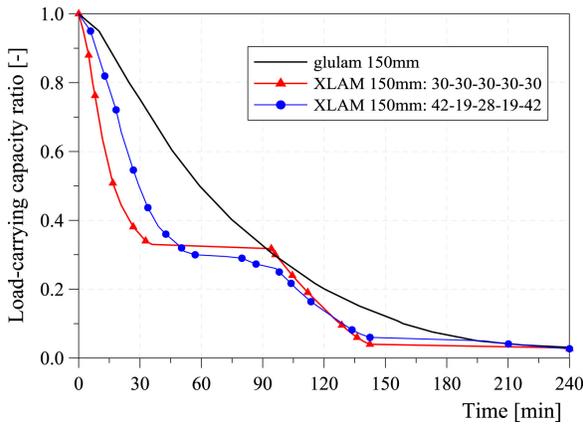
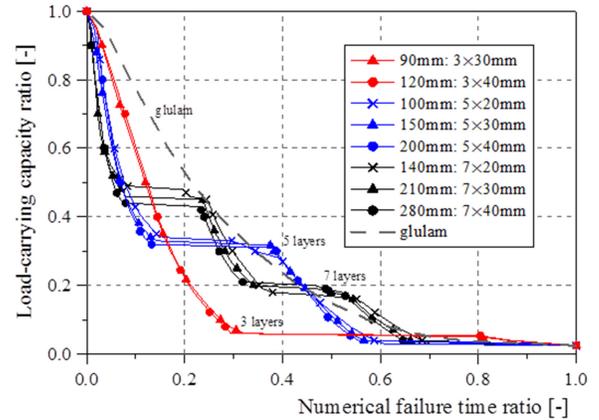


Figura 4.29: Resistencia al fuego de pisos de paneles de MCL . Fuente: [Menis et al., 2018].

En la siguiente Figura 4.30 se analiza como varía el comportamiento de las curvas de degradación de la resistencia de un panel de MCL en caso de incendio, a medida que varían los espesores de las láminas que lo conforman. En la Figura 4.30a se comparan dos paneles de MCL de 150 [mm] de alto, conformado por 5 láminas, uno con láminas de 30 [mm] y otro con láminas de ancho variable (desde 19 [mm] hasta 42 [mm]). En esta Figura se puede apreciar que al variar los espesores de las láminas del panel, la curva de degradación de la resistencia no varía significativamente, manteniendo tanto la forma en la que se degradada junto con el tiempo en el que se pierde el total de la resistencia, difiriendo principalmente en la resistencia dentro de los primeros 30 [min], en donde el panel de MCL con la primera lámina más ancha, de 42 [mm], tiene al rededor de 20 % más de resistencia, igualandose cerca de los 40 [min], en donde el panel de MCL con láminas de 30 [mm] pasa a tener una resistencia levemente mayor (aproximadamente 5 %). En la Figura 4.30b, se repite este análisis para paneles de MCL conformados por 3, 5 y 7 láminas. Se vuelve a observar solo una leve diferencia en la degradación porcentual, para número fijo de láminas, manteniendose la forma general de la curva de degradación. En este caso, el tiempo de falla se normalizó por el tiempo de falla del panel con un nivel de carga del 2,5 % de la resistencia inicial ($t_{f,2,5\%}$ [min]), obtenido con el modelo de EEFF. En ambos casos se realiza la comparación con vigas de madera laminada encolada (MLE, *glulam*, en inglés), dado que para esta configuración todas la fibras de la madera están orientadas en la dirección principal de trabajo, por lo que su curva pasa a ser una envolvente de la resistencia de los paneles de MCL, tal como se puede apreciar tanto en la Figura 4.30a como en Figura 4.30b.



(a) Espesor de láminas en panel de MCL de 5 capas.

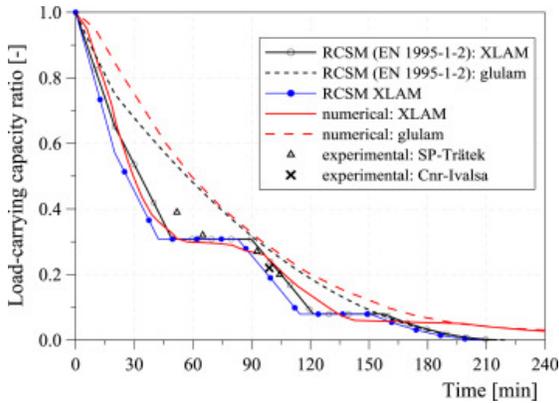


(b) Espesor y n° de láminas.

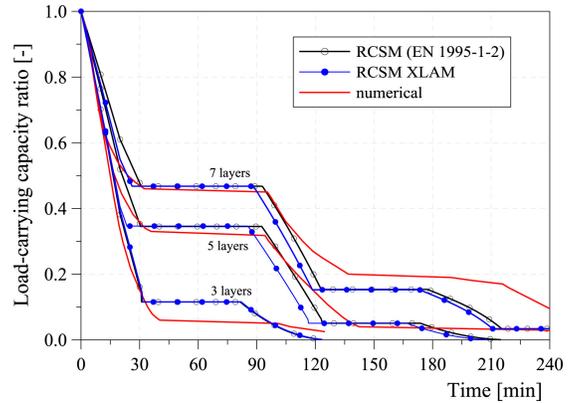
Figura 4.30: Análisis paramétrico de paneles de MCL sometidos a flexión, variando: (a) y (b). Fuente: [Menis et al., 2018].

En la siguiente Figura 4.31 se comparan las estimaciones analíticas con los datos experimentales y las predicciones numéricas obtenidas con el modelo 2D EEFF implementado en *Abaqus*. Cabe destacar que en todas las modelaciones se repite el mismo comportamiento, esto es, que la resistencia del panel de MCL permanece constante durante la carbonización de las capas perpendiculares a la dirección del principal de la losa. Se observa que las predicciones de resistencia al fuego con el RCSM XLAM son más conservadoras que el RCSM para niveles de carga en el rango de 10 % a 60 % de la carga de falla de diseño a temperatura normal [Menis et al., 2018]. Las curvas analíticas tienden a coincidir para niveles de carga

altos y bajos. Sin embargo, el RCSM XLAM (que incorpora las recomendaciones de capa de resistencia cero (s_0 ó d_0) de FSTB [Östman et al., 2010], Tablas 3.1 hasta 3.2 del presente *Capítulo 3*) no debe utilizarse para la exposición al fuego durante más de 120 [min], según lo recomendado por los autores [Östman et al., 2010]. También se presenta la resistencia al fuego de un piso laminado de 150 [mm] de profundidad estimada analíticamente mediante el RCSM y la predicción numérica con el modelo FE. Las resistencias numéricas al fuego concuerdan con las curvas analíticas y los datos experimentales, siendo las curvas analíticas en general más conservadoras que las numéricas.



(a) Comparación experimental-numérica-analítica de paneles de MCL de 5 capas.



(b) Predicciones analíticas y numéricas de los paneles de MCL de capas de 30 [mm].

Figura 4.31: Análisis de paneles de MCL. Fuente: [Menis et al., 2018].

Finalmente luego de una serie de comparaciones de paneles de con igual profundidad y distinto número de capas y espesores de estas, se concluye que el número de capas afecta mucho más la tendencia de la curva que los diseños de panel y los diferentes grosores de capa, tal como se observó en las Figuras aquí presentadas. Cabe destacar que la disminución de la resistencia y la longitud de la meseta dependen del grosor de las capas paralelas y perpendiculares, respectivamente. En la siguiente Figura 4.32 se presenta un gráfico a modo de resumen, y se propone que podría utilizarse para un diseño simplificado y rápido de pisos de MCL desprotegidos en condiciones de incendio, como alternativa al uso del RCSM XLAM.

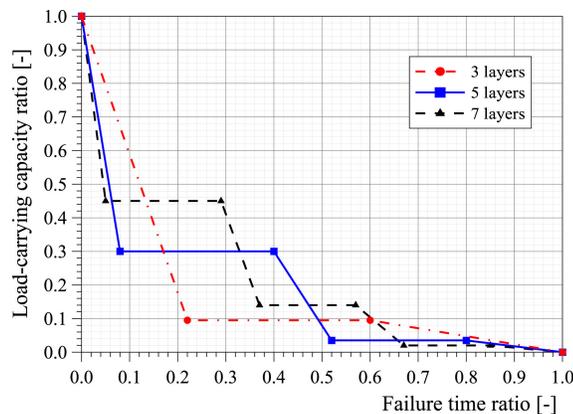


Figura 4.32: Curvas de diseño al fuego aproximadas para pisos de paneles de MCL de 3, 5 y 7 capas. Fuente: [Menis et al., 2018].

Capítulo 5

Análisis de Resultados

5.1. Análisis Teórico de Criterios de Resistencia al Fuego

5.1.1. Criterio de Integridad (E) y Aislación (I)

A continuación se presentan los resultados obtenidos aplicando los métodos de cálculo analítico de resistencia al fuego según los Criterios I y E , definidos en el Capítulo 2.

En primer lugar se presentan los resultados obtenidos con la guía de diseño FSTB [Östman et al., 2010] utilizando las expresiones 3.4 a 3.6. Se estudia el comportamiento de un panel de un espesor fijo, variando el número de capas que lo conforman, ya sean 3, 4 ó 5 capas, con el fin de observar como afecta esto a la resistencia total del elemento. Un esquema de lo anterior se presenta en la Figura 5.1.

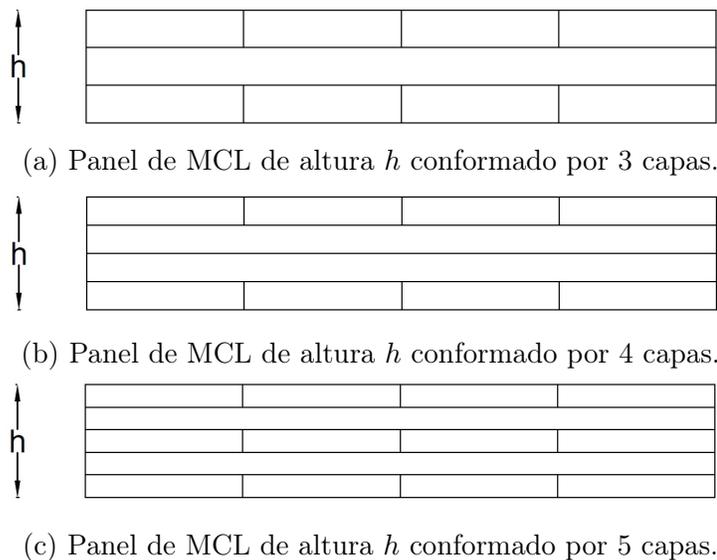


Figura 5.1: Panel de MCL a analizar según Criterios I & E. Fuente: Elaboración Propia.

Los resultados de aplicar la guía de diseño FSTB [Östman et al., 2010] a las configuraciones de paneles mostrados en la Figura 5.1 se presentan a continuación desde la Tabla 5.1 hasta 5.4, indicándose tanto el aporte individual de cada capa a la resistencia total del panel, como la resistencia total del panel.

| Cantidad de Láminas | Espesor de cada Lámina [mm] | Resistencia de la Lámina N | | | | | |
|---------------------|-----------------------------|----------------------------|------|------|------|-----|-------|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | Total |
| | | Tiempo [min] | | | | | |
| 3 | 33.3 | 51.3 | 31.8 | 13.3 | - | - | 93.7 |
| 4 | 25.0 | 38.3 | 23.8 | 16.5 | 7.5 | - | 84.6 |
| 5 | 20.0 | 30.0 | 18.6 | 12.9 | 10.3 | 4.9 | 75.7 |

Tabla 5.1: Análisis de Panel de MCL, espesor 100 [mm] con distintas cantidades de capas.

| Cantidad de Láminas | Espesor de cada Lámina [mm] | Resistencia de la Lámina N | | | | | |
|---------------------|-----------------------------|----------------------------|------|------|------|-----|-------|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | Total |
| | | Tiempo [min] | | | | | |
| 3 | 50.0 | 79.9 | 47.7 | 25.4 | - | - | 144.9 |
| 4 | 37.5 | 57.7 | 35.8 | 24.8 | 14.3 | - | 129.6 |
| 5 | 30.0 | 46.2 | 28.6 | 19.8 | 15.9 | 9.2 | 117.8 |

Tabla 5.2: Análisis de Panel de MCL, espesor 150 [mm] con distintas cantidades de capas.

| Cantidad de Láminas | Espesor de cada Lámina [mm] | Resistencia de la Lámina N | | | | | |
|---------------------|-----------------------------|----------------------------|------|------|------|------|-------|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | Total |
| | | Tiempo [min] | | | | | |
| 3 | 60.0 | 92.3 | 57.2 | 34.0 | - | - | 176.8 |
| 4 | 45.0 | 69.2 | 42.9 | 29.7 | 19.1 | - | 157.1 |
| 5 | 36.0 | 55.4 | 34.3 | 23.8 | 19.0 | 12.4 | 142.4 |

Tabla 5.3: Análisis de Panel de MCL, espesor 180 [mm] con distintas cantidades de capas.

| Cantidad de Láminas | Espesor de cada Lámina [mm] | Resistencia de la Lámina N | | | | | |
|---------------------|-----------------------------|----------------------------|------|------|------|------|-------|
| | | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | Total |
| | | Tiempo [min] | | | | | |
| 3 | 66.7 | 102.6 | 63.6 | 40.3 | - | - | 198.5 |
| 4 | 50.0 | 76.9 | 47.7 | 33.0 | 22.6 | - | 175.7 |
| 5 | 40.0 | 61.5 | 38.2 | 26.4 | 21.2 | 14.6 | 159.0 |

Tabla 5.4: Análisis de Panel de MCL, espesor 200 [mm] con distintas cantidades de capas.

Analizando los resultados se puede apreciar que, para una misma altura h , la resistencia de un panel, según Criterios I y E, disminuye a medida que aumenta el número de láminas que lo conforman, comportamiento que se repite para distintos espesores del paneles. Esto lo podemos observar de mejor forma en el siguiente Gráfico 5.2.

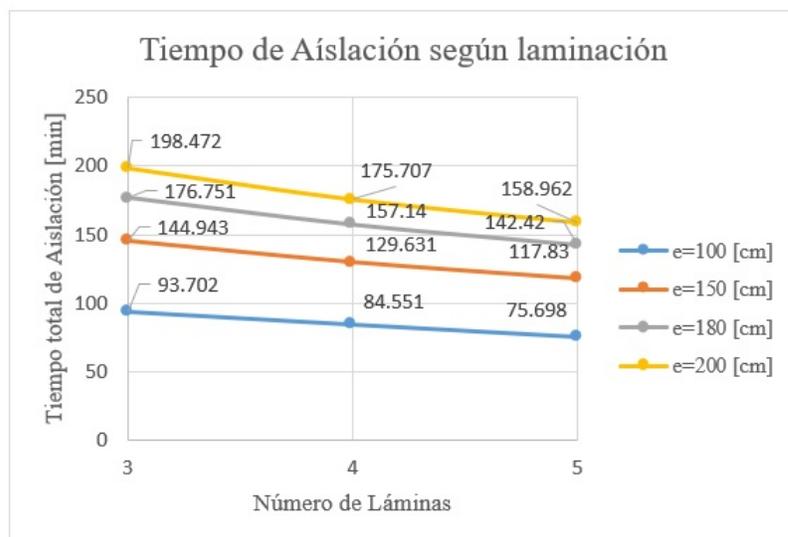


Figura 5.2: Variación de resistencia E & I según laminación del panel. Fuente: Elaboración Propia.

Por otro lado tenemos que las resistencias individuales de cada capa dentro del panel no son las mismas, a pesar de tener igual espesor y densidad. Esto se debe a que el gradiente de temperatura al que se ven enfrentados inicialmente son distintos. Por ejemplo, la primera capa inicialmente se encuentra a temperatura ambiente, aproximadamente 20°C , para luego aumentar su temperatura hasta los 300°C en la cara expuesta al fuego, que es la temperatura en la cual la madera pierde totalmente su capacidad resistente. Una vez desprendida la primera capa, se comienza a consumir la segunda capa, quedando expuesta a una temperatura inicial bastante mayor que 20°C y es más bien cercana a 300°C , disminuyendo la temperatura hacia el interior de la pieza a medida que nos alejamos del frente de carbonización. Este proceso se repite en las capas subsiguientes en donde cada una se verá enfrentada a una temperatura inicial mayor a la de la capa anteriormente carbonizada. Una representación gráfica de lo anterior se presenta en la siguiente Figura 5.3

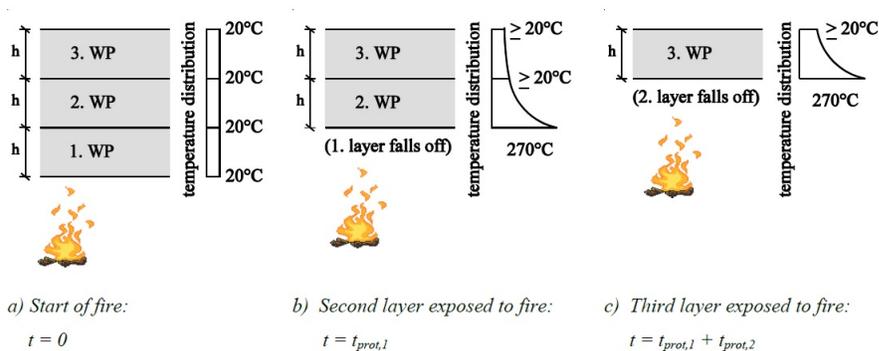


Figura 5.3: Gradientes iniciales y finales de las láminas del panel de MCL. Fuente: FSTB [Östman et al., 2010].

5.1.2. Criterio de Capacidad Portante (R)

Aplicando los métodos mencionados anteriormente, se obtienen los resultados graficados en las Figuras 5.4 y 5.5. El cálculo numérico se llevo a cabo mediante el software *Math-Cad Prime*. Cabe destacar que el método analítico acá mencionado necesita 2 inputs, que son la velocidad de carbonización (β), y la ZSL (s_0), por lo que las diferencias entre las curvas gráficas vienen dadas por las distintas consideraciones entre estos parámetros. Estos últimos están especificados en sus guías respectivas [CEN, 2004] [Östman et al., 2010] [Dagenias and White, 2013] [Dagenias, 2011].

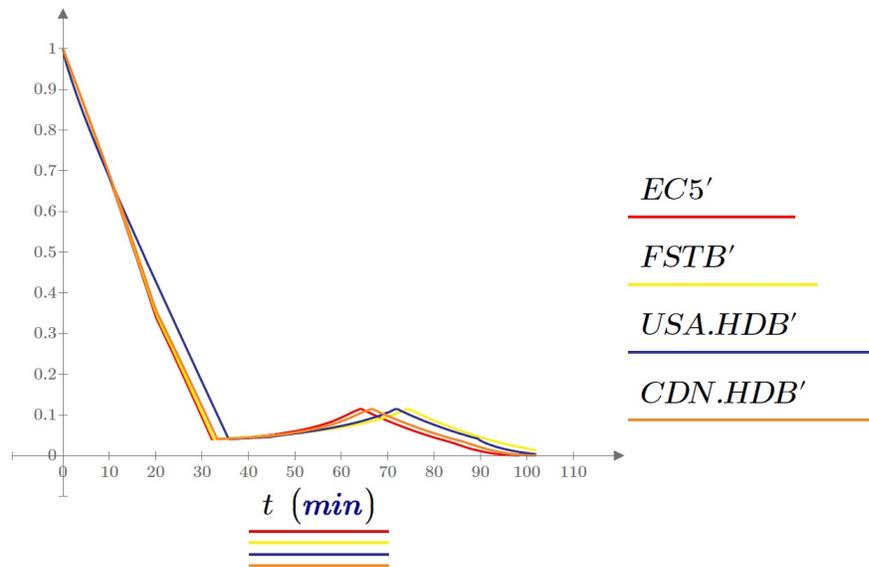


Figura 5.4: Resistencia al Fuego (R) de Losa de MCL de 3 capas de 30 [mm] en el tiempo.

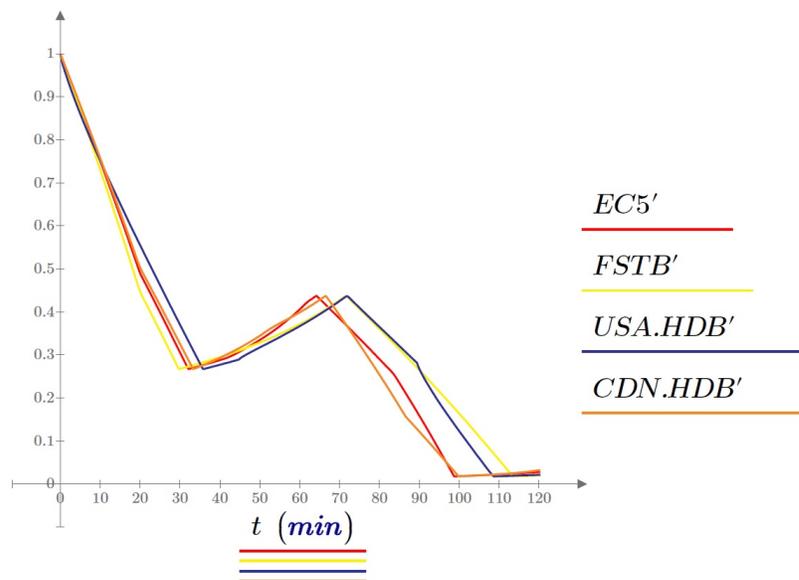


Figura 5.5: Resistencia al Fuego (R) de Losa de MCL de 5 capas de 30 [mm] en el tiempo.

De los cálculos ilustrados en las Figuras 4.32, 5.5 y 5.4, se puede inferir que los paneles de MCL formados por 3 capas pierden rápidamente su capacidad, siendo menor que el 10 % de la inicial pasados los 30 [min] (ya que pasado este tiempo se quema 1 de las 2 capas que trabajan en la dirección fuerte del panel), por lo que de ocupar esta configuración, se recomienda utilizar alguna protección con tal retardar y/o disminuir el inicio de la carbonización.

De los cálculos realizados analíticamente, mostrados en las Figuras 5.5 y 5.4, se logra observar una gran correlación con los obtenidos en [Menis et al., 2018], mostrados en la Figura 4.32, por lo que la ventaja de utilizar un software avanzado de elementos finitos es mínima.

Dado que solo se necesitan 2 inputs para modelar el comportamiento del panel de MCL, se reconoce la necesidad de hacer ensayos con tal de ajustar de mejor forma el primero de estos, que es la velocidad de carbonización (β). Por otro lado también se reconoce la necesidad de ensayar un panel de MCL completo, para ver que tanto se acerca a la realidad la ZSL (s_0) recomendada por cada uno de los métodos utilizados.

El aumento en la capacidad resistente que se observa en las Figuras 5.5 y 5.4, entre los 40 y 80 [min], lo podemos entender al ver la siguiente ecuación (5.1).

$$S = \frac{I}{c} \quad (5.1)$$

donde:

S : módulo de la sección [m^3].

I : inercia de la sección [m^4].

c : distancia del eje neutro a la fibra más comprimida (o traccionada, dependiendo del análisis que se este haciendo) [m].

Que en nuestro caso sería de la forma:

$$S_{eff} = \frac{I_{eff}}{h_{fire} - \bar{y}} \quad (5.2)$$

donde:

S_{eff} : módulo efectivo de la sección eficaz [m^3].

I_{eff} : inercia efectiva de la sección [m^4].

h_{fire} : altura efectiva de la sección [m].

\bar{y} : distancia del centroide de la sección hasta superficie no expuesta al fuego [m].

De la ecuación (5.2) podemos notar que, una vez que se haya carbonizado por completo la primera capa, tanto la I_{eff} como \bar{y} se mantienen constantes mientras se carboniza la segunda capa, dado que esta no aporta a la rigidez del elemento, dado que esta capa se encuentra orientada en su dirección débil. Por otro lado h_{fire} sigue disminuyendo, por lo que al encontrarse en el denominador de la ecuación (5.2) produce un pequeño aumento en S_{eff} . Este pequeño aumento se verá cada vez que se carbonice una capa orientada en su dirección débil.

5.2. Aplicación de Criterios (E) & (I) y (R) a Ensayos

A continuación se presentan los resultados obtenidos de los métodos analíticos de cálculo de la resistencia al fuego de elementos de MCL descritos en el *Capítulo 2*, según el Criterio R, definido en el *Capítulo 2*.

5.2.1. Muro de MCL

Se realiza el estudio de un panel de MCL utilizado como muro, se comparan los resultados teóricos con los resultados procedentes del ensayo al fuego de este, realizado según norma NCh935-1-1997 [INN, 1997].

El muro de MCL a analizar, tanto analíticamente como mediante ensayos, tiene las siguientes dimensiones : **2,4 [m] x 2,2 [m] x 10 [cm]** (alto, ancho y espesor, respectivamente), y se muestra en las siguientes 5.6 y 5.7. La condición de carga tanto en el análisis analítico del panel como para el ensayo de este, tal como lo indica la Norma NCh935-1-1997 NCh935, es de **120 [kg/m]**, además de los **286 [kg]** del peso propio del panel de MCL.



Figura 5.6: Muro de MCL a ensayar.



(a) Espesor del Panel de MCL.



(b) Ancho de piezas del Panel de MCL.

Figura 5.7: Dimensiones del Panel de MCL.

Para el criterio de la capacidad portante (R) se obtuvieron los resultados mostrados en la Tabla 5.5, según cada referencia utilizada.

| Referencia | Tiempo [min] |
|------------------------------------|--------------|
| EC5 [CEN, 2004] | 94,5 |
| FSTB [Östman et al., 2010] | 98,1 |
| CDN-HDB [Dagenias, 2011] | 102 |
| USA-HDB [Dagenias and White, 2013] | 106,8 |

Tabla 5.5: Cálculo de Capacidad Portante (R).

Por otro lado, tenemos los criterios de Integridad (E) y Aislación (I). Los resultados de la estimación del tiempo en el cual se cumplen ambos criterios se muestran en la Tabla 5.6.

| Referencia | Tiempo [min] |
|----------------------------------|--------------|
| EC5 [CEN, 2004] | - |
| FSTB [Östman et al., 2010] | 92,7 |
| J & W [Janssens and White, 1994] | 135 |

Tabla 5.6: Cálculo de resistencia al fuego según Criterio de Aislación (I) e Integridad (E).

Las condiciones iniciales de temperatura del ensayo fueron de $26^{\circ}C$, tanto al interior del horno como en la cara no expuesta. El ensayo se detuvo a los **62 [min]**, dado que se observó **emisión de gases inflamables** en la zona superior de la probeta, tal como se muestra en la Figura 5.8.



Figura 5.8: Termino del ensayo a los 62 [min].

La temperatura durante el ensayo, tanto en la cara expuesta como en la cara no expuesta del panel, se muestran en las Figuras 5.9 y 5.10, respectivamente.

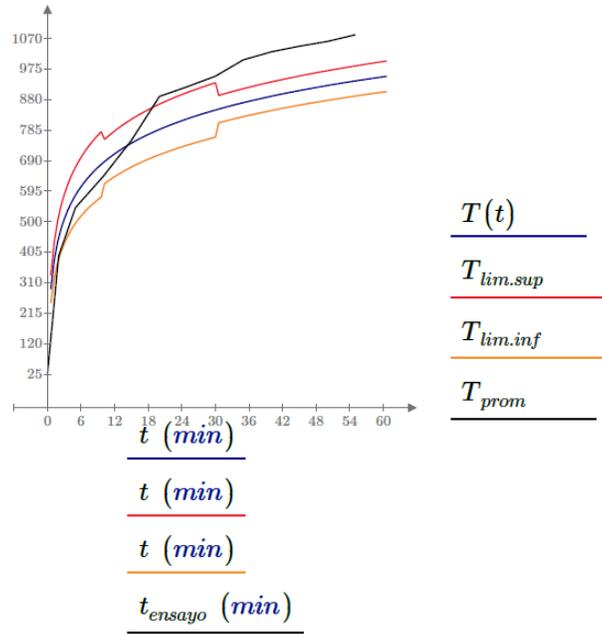


Figura 5.9: Temperatura al interior del horno durante el ensayo [$^{\circ}C$].

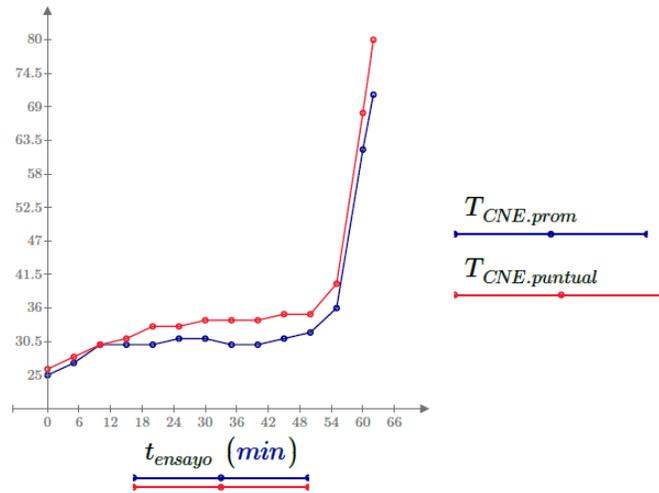


Figura 5.10: Temperatura en la cara no expuesta del panel durante el ensayo [$^{\circ}C$].

5.2.2. Losa de MCL

Se realiza el estudio de un panel de MCL utilizado como losa de piso, se comparan los resultados teóricos con los resultados procedentes del ensayo al fuego de este, realizado según norma NCh935-1-1997 [INN, 1997].

La losa de piso a analizar, tanto analíticamente como mediante ensayos, tiene las siguientes dimensiones : **3,5 [m] x 4,5 [m] x 9,9 [cm]** (ancho, largo y espesor, respectivamente), y se muestra en la Figura 5.11. La condición de carga tanto en el análisis analítico del panel como para el ensayo de este, tal como lo indica la Norma NCh935-1-1997 NCh935, es de **100 [kg/m²]**.



Figura 5.11: Losa de MCL al inicio del ensayo al fuego.



Figura 5.12: Losa de MCL al final del ensayo al fuego.

Para el criterio de la capacidad portante (R) se obtuvieron los resultados mostrados en la Tabla 5.7, según cada referencia utilizada.

Por otro lado, tenemos los criterios de Integridad (E) y Aislación (I). Los resultados de la estimación del tiempo en el cual se cumplen ambos criterios se muestran en la Tabla 5.8.

| Referencia | Tiempo [min] |
|------------------------------------|--------------|
| EC5 [CEN, 2004] | 32,7 |
| FSTB [Östman et al., 2010] | 32,7 |
| CDN-HDB [Dagenias, 2011] | 35,4 |
| USA-HDB [Dagenias and White, 2013] | 38,7 |

Tabla 5.7: Cálculo de Capacidad Portante (R).

| Referencia | Tiempo [min] |
|----------------------------------|--------------|
| EC5 [CEN, 2004] | - |
| FSTB [Östman et al., 2010] | 92,7 |
| J & W [Janssens and White, 1994] | 133,8 |

Tabla 5.8: Cálculo de resistencia al fuego según Criterio de Aislación (I) e Integridad (E).

Las condiciones iniciales de temperatura del ensayo fueron de $17^{\circ}C$ al interior del horno y $12^{\circ}C$ en la cara no expuesta. El ensayo se detuvo a los **27 [min]**, dado que se observó **emisión de gases inflamables** en la zona central de la probeta, tal como se muestra en la Figura 5.13.



Figura 5.13: Terminó del ensayo a los 27 [min].

La temperatura durante el ensayo, tanto en la cara expuesta como en la cara no expuesta del panel, se muestran en las Figuras 5.14 y 5.15 , respectivamente.

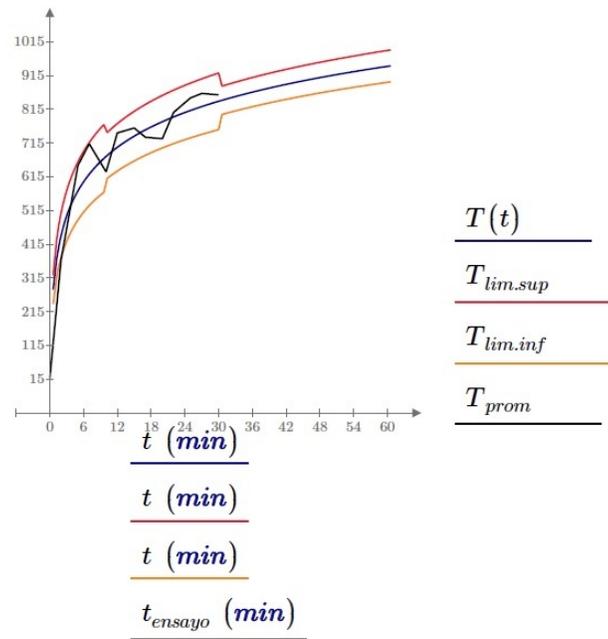


Figura 5.14: Temperatura al interior del horno durante el ensayo [$^{\circ}C$].

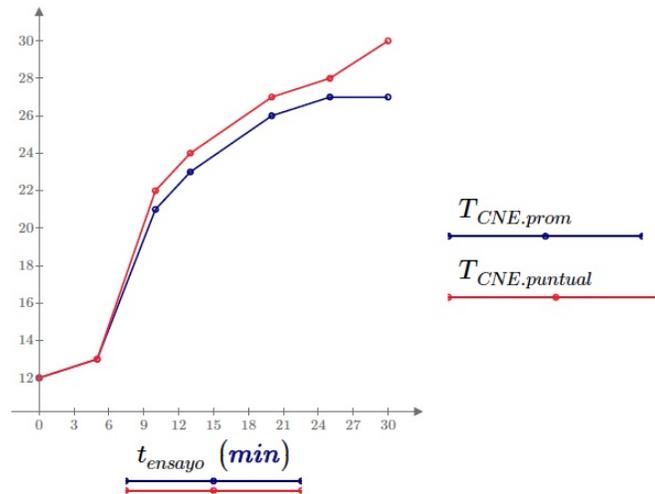


Figura 5.15: Temperatura en la cara no expuesta del panel durante el ensayo [$^{\circ}C$].

Capítulo 6

Comentarios y Conclusiones

El presente trabajo de título presentó una revisión de los métodos analíticos disponibles para la estimación de la resistencia al fuego de componentes estructurales de MCL según los criterios de: aislación térmica (I), integridad (E) y capacidad portante (R). Lo anterior junto con el análisis de la experiencia internacional en la verificación al fuego de componentes estructurales de MCL. Por consistir este trabajo principalmente en una amplia revisión bibliográfica, se decidió separar sus dos temáticas principales para su posterior análisis. Sin embargo, estas siguen estando relacionadas, dado que en una se presentan los métodos de diseño al fuego, mientras que en la otra se verifican mediante distintos ensayos de exposición al fuego.

La primera parte de esta revisión bibliográfica, presentada en el “*Capítulo 3 - Diseño Estructural de Paneles de MCL al Fuego*”, muestra las distintas versiones de los métodos de diseño al fuego, según cada criterio considerado en el análisis. Mientras que la segunda parte, presentada en el “*Capítulo 4 - Dinámica de Incendios en Compatimientos y Elementos de MCL*”, se estudió la experiencia internacional de verificación al fuego de componentes estructurales de MCL.

Partiendo con una descripción general del comportamiento estructural de la madera, tanto a temperatura normal, como frente al evento de incendio, se detallan los procesos que afectan sus propiedades y las complejidades que esto trae, junto al como se consideran estos fenómenos dentro del proceso de diseño, con tal de abordar el evento de incendio de una forma adecuada. Aquí es donde aparecen dos métodos de diseño, como los son el designado *Método de la sección transversal reducida (RCSM)*, y el *Método de las Propiedades Mecánicas Reducidas*, siendo el primero de estos el más usado internacionalmente, mientras que el segundo se probablemente se retirará de futuras versiones del EC5 [CEN, 2004]. Estos son presentados en el *Capítulo 3*, en sus distintas y actualizadas versiones. También se definen las principales fases de un incendio y como estas se caracterizan, para luego continuar con el análisis de distintos tipos de incendios, y como afectan estos al comportamiento estructural de elementos de MCL. Esto dado que los parámetros de diseño recomendados, tales como la velocidad de carbonización unidimensional (β_0) o la capa de resistencia cero (d_0), están calibrados para un incendio estándar ISO 834, y actualmente se está revisando si este corresponde o no a un incendio real, por lo que dada la bibliografía revisada en el *Capítulo 4*, se observa un creciente interés en la

verificación estructural de elementos de MCL en ensayos con curvas de fuego no estándar.

Luego en el “*Capítulo 5 - Análisis de Resultados*”, se realizaron dos tipos de análisis, utilizando los métodos analíticos ya presentados para determinar la resistencia al fuego según cada criterio considerado. En el primer tipo de análisis se estudiaron ejemplos hipotéticos de paneles de MCL, con el fin de, para el caso del Criterio (E) & (I), observar la influencia de la cantidad de láminas en la resistencia (E) & (I) del elemento, y para el caso del Criterio (R), observar el comportamiento al fuego de la capacidad portante del elemento en función del tiempo, según cada método presentado. En el segundo tipo de análisis, se utilizaron los métodos estudiados en el punto anterior, pero esta vez aplicados sobre ensayos reales realizados en las dependencias del IDIEM, que consistieron en un muro y una losa de piso.

Es por esto que la sección “*Comentarios y Conclusiones*” se dividirá en las siguientes tres partes:

■ **Dinámica de Incendio en Compartimientos y Elementos de MCL**

- Se reconoce el potencial de *autoextinción* de la MCL, y en especial cuando se utiliza madera de la especie *pino radiata*. Esto dependiendo de la presencia o no del proceso de *delaminación*, ya que esto podría hacer la diferencia entre si ocurre o no *autoextinción* (Secciones 4.1.1, 4.1.2 y 4.1.4).
- Se observa que la teoría de incendios en compartimientos sirve para predecir tanto la temperatura máxima que se alcanzará en el incendio, como la tasa de pérdida de masa asociada a la combustión, a pesar de que el compartimiento está conformado por elementos combustibles (MCL) expuestos directamente al fuego, y que dicha teoría no toma esto en cuenta (Sección 4.1.3).
- Se aprecia que, en incendios con curva de fuego no estándar, parámetros como la velocidad de carbonización (β) y por lo tanto el espesor de madera carbonizada (d_{char}), medidos experimentalmente se ven acotados superiormente por los recomendados por el EC5 [CEN, 2004], y en consecuencia se reconocen como valores conservadores (Sección 4.2.1).

■ **Análisis teórico de métodos de diseño según Criterio (E), (I) y (R)**

- Con respecto al Criterio (E) & (I), que en FSTB [Östman et al., 2010] se tratan en conjunto como un Criterio (EI), se reconoce una clara dependencia de la cantidad de tiempo en que se cumple este criterio con la cantidad de láminas que conforman el panel. Pero como ya se aprecia en manuales como CDN-HDB [Dagenias, 2011] o USA-HDB [Dagenias and White, 2013], la falla de aislamiento es poco probable que sea una preocupación para los ensambles MCL antes de la integridad o falla estructural, ya que las temperaturas en el lado no expuesto del frente de carbón disminuye rápidamente a la temperatura ambiente.
- Como ya se identificó en la segunda parte de la revisión bibliográfica (de Sección 4.2.1 hasta 4.2.3 y Figura 3.25) se aprecia que los paneles de MCL conformados por 3 capas pierden su capacidad resistente porcentualmente más rápido que los conformados por 5 capas, esto es de esperar, ya que en los primeros minutos de la exposición al fuego en el primer caso el panel pierde 1 de sus 2 capas que trabajan en el eje fuerte, mientras que en el segundo caso se pierde 1 de 3 capas que trabajan en el eje fuerte.

- No se aprecian diferencias significativas entre los métodos de diseño de la capacidad portante de paneles de MCL, a pesar de las diferentes consideraciones de velocidad de carbonización (β) y del espesor capa de resistencia cero (ZSL, d_0). Sin embargo, como ya se menciona en la revista *Sia Dokumentation* [Kippel and Schmid, 2019], los resultados de FSTB [Östman et al., 2010] llevan a un sobre dimensionamiento de los paneles producto de las mayores ZSL consideradas. Aunque se destaca la incorporación ZSLs dependientes del tipo de esfuerzo al que se somete el panel, número de láminas que lo conforman y desde donde se expone el panel al fuego.
- Para finalizar con esta sección, se recalca que cada método se basa en hipótesis de tipo y comportamiento de los materiales, ya sea de sus densidades, como en en el caso FSTB [Östman et al., 2010], o de que si existe *delaminación*. Con respecto a la *delaminación*, se recomienda que el ingeniero calculista la considere dentro de su diseño como práctica conservadora, a menos que se haya comprobado que el adhesivo cumpla con la normativa correspondiente, como la presentada en EEUU en “*Standard for Performance-Rated Cross-Laminated Timber (ANSI/APA PRG-320-2018)*” [(ANSI), 2018], en donde se presentan las exigencias a los adhesivos a altas temperaturas, e incluso, desarrollan una curva de incendio nueva para verificar que el adhesivo en cuestión no presente *delaminación* excesiva.

■ Comparación de resultados de ensayos con resultados teóricos de cálculo

- En ambos casos, muro y losa de piso ensayadas, se estimó que primero fallaría la capacidad portante (R) antes que la aislación (EI) de los elementos. Las distintas versiones de los métodos de diseño dieron valores bastante cercanos, cuya diferencia en el resultado de resistencia al fuego fue de cerca los 10 [*min*] para el caso del muro, y de 6 [*min*] para el caso de la losa.
- Tanto en el caso del ensayo del muro como el de la losa, la causa de falla del elemento fue causada por *emisión de gases inflamables*, y se detuvieron a los 62 y 27 [*min*] respectivamente, por lo que no se pudo corroborar la estimación realizada para cada elemento (en promedio 103 [*min*] para el muro y 36 [*min*] para la losa). Se confirma que la falla por el Criterio (EI) esta lejos de ocurrir, ya que en ningún caso el aumento de temperatura de la cara no expuesta superó los 100°C (ver Figuras 5.10 y 5.15), por lo que se aconseja elegir con precaución los materiales que se utilizarán para aislar, por ejemplo, la humedad del compartimiento, ya que podrían presentar la falla ocurrida en estos casos.
- Se recalca que el tiempo de resistencia al fuego determinado en los ensayos, esta ligado estrictamente a la carga a la cual se ensayó, por lo que de tener que enfrentarse a una carga distinta a la ensayada, el ingeniero calculista deberá realizar el diseño correspondiente a dicha carga.
- Dado lo anterior, resulta relativamente sencillo implementar un nuevo sistema de ensayos de incendio en la infraestructura experimental del IDIEM ya existente. Esto ya que, como se puede apreciar en la Figura 5.11, la losa se carga manualmente con bloques de hormigón, por lo que se puede aplicar una mayor carga con la configuración adecuada de los bloques, dependiendo de lo que el diseñador o investigador requiera. En el caso del muro, mostrado en la Figura 5.8, se implementa un sistema mecánico de carga que permite aplicar hasta 120 [*kg*] por metro lineal sobre el elemento de ensayo, este debería adaptarse a cargas mayores, y si esto

fuese inviable, cambiar a un sistema mecánico de mayor capacidad.

- Si bien la Norma NCh935-1-1997 [INN, 1997] no exige ensayos con una carga mayor a la ahí especificada, esto se hace indispensable si se busca implementar un sistema de construcción en altura con MCL, ya que las cargas solicitantes serán mayores, y por lo tanto, se hace necesaria una mejor comprensión del material con estos niveles de carga.

Cabe destacar el creciente interés en la MCL como material de construcción, dado el aumento tanto de construcciones que utilizan este material, como de investigadores e instituciones que lo estudian, tal como ya se viene dando desde aproximadamente el año 2000, proceso que se ilustra de forma más clara en la Figura 2.2. Las proyecciones realizadas en [Schickhofer, 2010] muestran que esta tasa de aumento en el interés en la MCL seguirá creciendo, promovido por el interés público en la construcción verde, y por el movimiento de edificios verdes, pero también debido a mejores eficiencias en el proceso constructivo, cambios de normativas en relación a la altura máxima permitida a las edificaciones de madera (por ejemplo, Suecia, Países Bajos) y mejores canales de comercialización y distribución [Crespell, 2011].

Finalmente, dado el ya mencionado creciente interés en la MCL como material de construcción, junto con que Chile dispone de vastos recursos madereros renovables, generosas plantaciones de bosques de Pino Radiata, especie conífera de adecuadas propiedades mecánicas y, como se vio en la Sección 4.1.1, con gran potencial de *autoextinción* en comparación con otras especies, es que se reconoce el potencial de Chile para destacar en dentro de la industria de la MCL, tanto en su producción, como en su uso en construcciones habitacionales y/o industriales. La *autoextinción* también depende de las características del compartimiento en el que se desarrolle el incendio, y se logró observar tanto en elementos individuales, como en compartimientos de MCL.

Capítulo 7

Anexos

7.1. Tablas para cálculo de resistencia al fuego, según Criterios (I) & (E)

7.1.1. EC5

Table E7 — Joint coefficient k_j to account for the effect of joints in panels of gypsum plasterboard which are not backed by battens

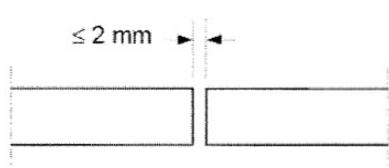
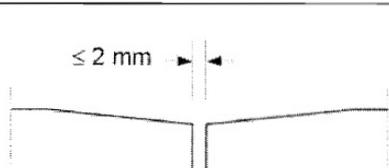
| | Joint type | Type | k_j | |
|---|---|---------|---------------|-----------------|
| | | | Filled joints | Unfilled joints |
| a |  | A, H, F | 1,0 | 0,2 |
| b |  | A, H, F | 1,0 | 0,15 |

Figura 7.1: Coeficiente de unión k_j para tener en cuenta el efecto de las juntas en paneles de placas de yeso no respaldadas por listones. Fuente: EC5 [CEN, 2004].

Table E6 — Joint coefficient k_j to account for the effect of joints in wood-based panels which are not backed by battens

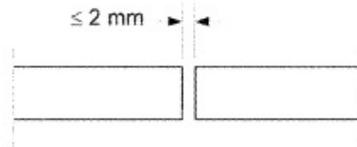
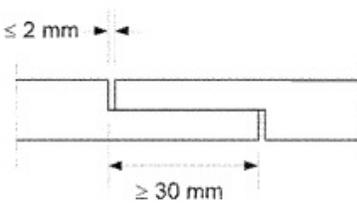
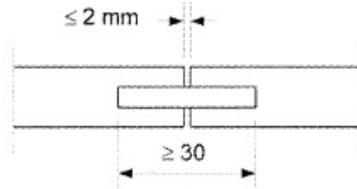
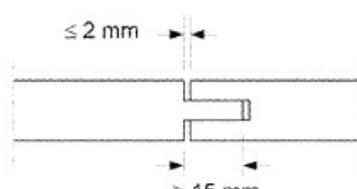
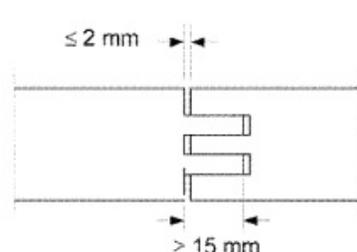
| | Joint type | k_j |
|---|---|-------|
| a |  | 0,2 |
| b |  | 0,3 |
| c |  | 0,4 |
| d |  | 0,4 |
| e |  | 0,6 |

Figura 7.2: Coeficiente de unión k_j para tener en cuenta el efecto de las juntas en paneles a base de madera que no están respaldados por listones. Fuente: EC5 [CEN, 2004].

7.1.2. FSTB

| Material | Valor básico de Aislación $t_{ins,0,n}$ [min] | Valor básico de protección $t_{prot,0,n}$ [min] |
|--|--|--|
| Tableros de yeso cartón Tableros de yeso-fibra | $24 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,4}$ | $30 \cdot \left(\frac{h_i}{15}\right)^{1,2}$ |
| Madera aserrada Madera Contralaminada (MCL) | $19 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4}$ | $30 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1} \leq \frac{h_i}{\beta_0}$ |
| Tableros de partículas Tableros de fibra | $22 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4}$ | $33 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1} \leq \frac{h_i}{\beta_0}$ |
| OSB, Contrachapados | $16 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,4}$ | $23 \cdot \left(\frac{h_i}{20}\right)^{1,1} \leq \frac{h_i}{\beta_0}$ |
| Aislación de lana mineral con $\rho \geq 26$ [kg/m ³] | 0 | $0,3 \cdot h_i^{(0,75 \cdot \log(\rho_i) - \rho_i/400)}$ |
| Aislación de lana de vidrio con $\rho \geq 15$ [kg/m ³] | 0 | Para $h_i < 40$ [mm] ; 0 Para $h_i > 40$ [mm] ; $(0,0007 \cdot \rho_i + 0,046) \cdot h_i + 13 \leq 30$ |

Tabla 7.1: Valores básicos de aislación y de protección, para diferentes materiales. Fuente: [Östman et al., 2010].

donde:

h_i : espesor de la capa considerada [mm].

ρ_i : densidad de la capa considerada [kg/m³].

β_i : tasa de carbonización unidimensional [mm/min].

| Material | Coeficientes de Posición | |
|--|---|--|
| Revestimiento (yeso, madera) | • $k_{pos,exp,n}$ Para $t_{ins,n}$: | |
| | $1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,n-1}}{t_{ins,0,n}}$, | Para $\sum t_{prot,n-1} \leq \frac{t_{ins,0,n}}{2}$ |
| | $0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{ins,0,n}}{\sum t_{prot,n-1}}}$, | Para $\sum t_{prot,n-1} > \frac{t_{ins,0,n}}{2}$ |
| | • $k_{pos,exp,i}$ Para $t_{prot,i}$: | |
| | $1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,i}}$, | Para $\sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,i}}{2}$ |
| | $0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0,i}}{\sum t_{prot,i-1}}}$, | Para $\sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,i}}{2}$ |
| Aislante de lana mineral (de piedra) | • $k_{pos,exp,i}$ Para $t_{prot,i}$: | |
| | $1 - 0,6 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{prot,0,i}}$, | Para $\sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,i}}{2}$ |
| | $0,5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot,0,i}}{\sum t_{prot,i-1}}}$, | Para $\sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,i}}{2}$ |
| Aislante de lana de vidrio $h_i \geq 40$ [mm] | • $k_{pos,exp,i}$ Para $t_{prot,i}$: | |
| | $1 - 0,8 \cdot \frac{\sum t_{prot,i-1}}{t_{ins,0,i}}$, | Para $\sum t_{prot,i-1} \leq \frac{t_{prot,0,i}}{4}$ |
| | $(0,001 \cdot \rho_i + 0,27) \cdot \left[\frac{t_{prot,i}}{\sum t_{prot,i-1}} \right]^{(0,75 - 0,002 \cdot \rho_i)}$, | Para $\sum t_{prot,i-1} > \frac{t_{prot,0,i}}{4}$ |

Tabla 7.2: Coeficientes de posición $k_{pos,exp,i}$ y $k_{pos,exp,n}$. Fuente: [Östman et al., 2010].

donde:
 ρ_i : densidad de la capa considerada [kg/m^3].

| Material de la capa considerada | $k_{pos,unexp,i}$ para capas apoyadas por revestimientos de yeso o de madera | $k_{pos,unexp,i}$ para capas apoyadas por aislación |
|--|--|---|
| Tablero de yeso cartón, Tablero de yeso fibra | 1,0 | $0,5 \cdot h_i^{0,15}$ |
| Madera sólida, Madera Contralaminada (MCL), Madera Microlaminada (LVL) | 1,0 | $0,35 \cdot h_i^{0,21}$ |
| Tableros de partículas, Tableros de fibra | 1,0 | $0,41 \cdot h_i^{0,18}$ |
| OSB, Contrachapado | 1,0 | $0,5 \cdot h_i^{0,15}$ |
| Aislante de lana mineral (Piedra) | 1,0 | $0,18 \cdot h_i^{(0,001 \cdot \rho_i + 0,08)}$ |
| Aislante de lana de vidrio | 1,0 | $0,01 \cdot h_i - \frac{h_i^2}{30,000} + \rho_i^{0,09} - 1,3$ |

Tabla 7.3: Coeficientes de posición $k_{pos,unexp,i}$. Fuente: [Östman et al., 2010].

donde:
 h_i : espesor de la capa considerada [mm].

| Material | Entramados de piso | Entramados de pared |
|---------------------------------|--|--|
| Revestimiento (yeso, madera) | Δt_n para $t_{ins,n}$ [min] | |
| | $0,06 \cdot t_{prot,n-1} + 1,1 \cdot t_{ins,0,n} - 5,0$; si: $t_{ins,0,n} < 8 \text{ min}$ | $0,03 \cdot t_{prot,n-1} + 0,9 \cdot t_{ins,0,n} - 2,3$; si: $t_{ins,0,n} < 12 \text{ min}$ |
| | $0,1 \cdot t_{prot,n-1} - 0,035 \cdot t_{ins,0,n} + 1,2$ si: $t_{ins,0,n} \geq 8 \text{ min}$ | $0,22 \cdot t_{prot,n-1} + 0,1 \cdot t_{ins,0,n} + 4,7$; si: $t_{ins,0,n} < 12 \text{ min}$ |
| | Δt_i para $t_{prot,i}$ [min] | |
| Aislante (lana mineral) | Δt_i para $t_{prot,i}$ [min] | |
| | $0,06 \cdot t_{prot,i-1} + 1,1 \cdot t_{prot,0,i} - 5,0$; si: $t_{prot,0,i} < 8 \text{ min}$ | $0,03 \cdot t_{prot,i-1} + 0,9 \cdot t_{ins,0,i} - 2,3$; si: $t_{prot,0,i} < 12 \text{ min}$ |
| | $0,1 \cdot t_{prot,i-1} - 0,035 \cdot t_{prot,0,i} + 1,2$ si: $t_{prot,0,i} \geq 8 \text{ min}$ | $0,22 \cdot t_{prot,i-1} - 0,1 \cdot t_{prot,0,i} + 4,7$ si: $t_{prot,0,i} \geq 12 \text{ min}$ |
| | $0,06 \cdot t_{prot,i-1} + 1,1 \cdot t_{prot,0,n} - 5,0$ | $0,1 \cdot t_{prot,i-1} + t_{prot,0,i} - 1,0$; si: $t_{prot,0,i} < 6 \text{ min}$ $0,22 \cdot t_{prot,i-1} - 0,1 \cdot t_{prot,0,i} + 3,5$ si: $t_{prot,0,i} \geq 6 \text{ min}$ |

Tabla 7.4: Tiempos de corrección Δt_i y Δt_n . Fuente: [Östman et al., 2010].

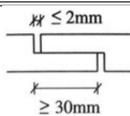
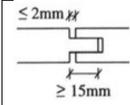
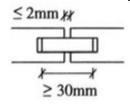
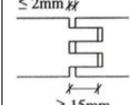
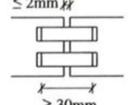
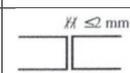
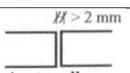
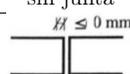
| Material | Tipo de junta | $k_{j,n}$ para $t_{ins,n}$ | $k_{j,i}$ para $t_{prot,n}$ | |
|---|---|-------------------------------|--------------------------------------|--|
| | | | Capa apoyada por una actividad vacía | Capa apoyada por linstones, tableros o elementos estructurales o aislantes |
| Revestimiento (madera) |  | 0,3 | 0,3 | 0,3 |
| |   | 0,4 | 0,4 | 1,0 |
| |   | 0,6 | 0,6 | 1,0 |
| | sin junta | 1,0 | 1,0 | 1,0 |
| Tablero de yeso cartón, Tablero de yeso fibra |   | 0,8 | 0,8 | 1,0 |
| | sin junta | 1,0 | 1,0 | 1,0 |
| Aislante (lana mineral) |  | - | 0,8 | 1,0 |
| | sin junta | - | 1,0 | 1,0 |

Tabla 7.5: Coeficiente de junta $k_{j,k}$. Fuente: [Östman et al., 2010].

| Material | Capa en el lado expuesto a la cavidad | Capa en el lado no expuesto a la cavidad |
|-------------------------------------|--|---|
| Revestimiento (yeso, madera) | $k_{pos,unexp,i}$ de acuerdo con Tabla 3, columna 3 | $3 \cdot \Delta t_i$ (ó $3 \cdot \Delta t_n$), de acuerdo con Tabla 4 |
| Aislante (Aislante de lana mineral) | $k_{pos,unexp,i} = 1,0$ | $1,6 \cdot k_{pos,unexp,i}$ De |

Tabla 7.6: Modificación de los coeficientes de posición $k_{pos,exp}$ y $k_{pos,unexp}$. Fuente: [Östman et al., 2010].

7.2. Tablas para cálculo de resistencia al fuego, según Criterio (R)

7.2.1. EC5

Table 3.1 – Design charring rates β_0 and β_n of timber, LVL, wood panelling and wood-based panels

| | β_0 mm/min | β_n mm/min |
|---|---------------------|---------------------|
| a) Softwood and beech | | |
| Glued laminated timber with a characteristic density of $\geq 290 \text{ kg/m}^3$ | 0,65 | 0,7 |
| Solid timber with a characteristic density of $\geq 290 \text{ kg/m}^3$ | 0,65 | 0,8 |
| b) Hardwood | | |
| Solid or glued laminated hardwood with a characteristic density of 290 kg/m^3 | 0,65 | 0,7 |
| Solid or glued laminated hardwood with a characteristic density of $\geq 450 \text{ kg/m}^3$ | 0,50 | 0,55 |
| c) LVL | | |
| with a characteristic density of $\geq 480 \text{ kg/m}^3$ | 0,65 | 0,7 |
| d) Panels | | |
| Wood panelling | 0,9 ^a | – |
| Plywood | 1,0 ^a | – |
| Wood-based panels other than plywood | 0,9 ^a | – |
| ^a The values apply to a characteristic density of 450 kg/m^3 and a panel thickness of 20 mm; see 3.4.2(9) for other thicknesses and densities. | | |

Figura 7.3: Velocidades de carbonización efectiva recomendadas por el Eurocódigo. Fuente: EC5 [CEN, 2004].

7.2.2. CDN-HDB

| Fire Exposure | Effective Char Depth, $a_{char,eff}$ (mm) | | | | | |
|---------------|---|-----------|---------|-------------|-------------|-------------|
| | Lamination Thickness (mm) | | | | | |
| | 19 (3/4") | 21 (7/8") | 25 (1") | 32 (1 1/4") | 35 (1 3/8") | 38 (1 1/2") |
| 30 min. | 34 | 33 | 30 | 27 | 27 | 27 |
| 45 min. | 51 | 50 | 47 | 39 | 36 | 36 |
| 1 hr. | 67 | 66 | 61 | 54 | 51 | 51 |
| 1.5 hrs. | 101 | 100 | 91 | 78 | 72 | 72 |
| 2 hrs. | 136 | 133 | 122 | 102 | 99 | 99 |

Figura 7.4: Profundidad de carbonización efectiva para el diseño de MCL en Canadá. Fuente: CDN-HDB [Dagenias, 2011].

| CLT Stress Grade | Lumber Type in Strength Axis | K_{fi} |
|-----------------------|--------------------------------------|----------|
| E1 – 1950 f_b -1.7E | Machine stress rated lumber (MSR) | 1.25 |
| E2 – 1650 f_b -1.5E | | |
| E3 – 1200 f_b -1.2E | | |
| V1 – D-Fir No. 2 | Visually graded sawn lumber | 1.50 |
| V2 – SPF No. 1/No. 2 | | |

Figura 7.5: Factores de ajuste de resistencia k_{fi} para el diseño de resistencia al fuego de MCL. Fuente: CDN-HDB [Dagenias, 2011].

Table 6.4.2
Service condition factors, K_S

| K_S | Property | Dry service conditions | Wet service conditions: sawn lumber, piling, and poles of least dimension | |
|-----------|------------------------------------|---------------------------|--|------------|
| | | | 89 mm or less | Over 89 mm |
| K_{Sb} | Bending at extreme fibre | 1.00 | 0.84 | 1.00 |
| K_{Sf} | Fracture shear | 1.00 | 0.70 | 0.70 |
| K_{Sv} | Longitudinal shear | 1.00 | 0.96 | 1.00 |
| K_{Sc} | Compression parallel to grain | 1.00 | 0.69 | 0.91 |
| K_{Scp} | Compression perpendicular to grain | 1.00 | 0.67 | 0.67 |
| K_{St} | Tension parallel to grain | 1.00 | 0.84 | 1.00 |
| K_{SE} | Modulus of elasticity | 1.00 | 0.94 | 1.00 |

Figura 7.6: Factor de condición de servicio. Fuente: CSA O86 [CSA, 2014].

Table 6.4.3
Treatment factor, K_T

| Product | Dry service conditions | Wet service conditions |
|---|--|---------------------------|
| Untreated lumber | 1.00 | 1.00 |
| Preservative-treated unincised lumber | 1.00 | 1.00 |
| Preservative-treated incised lumber of thickness 89 mm or less | | |
| Modulus of elasticity | 0.90 | 0.95 |
| Other properties | 0.75 | 0.85 |
| Fire-retardant-treated lumber | See Clause 6.4.3.2 for effects of fire-retardant treatment. | |

Figura 7.7: Factor de tratamiento. Fuente: CSA O86 [CSA, 2014].

7.2.3. USA-HDB

| Required Fire Resistance | Effective Charring Rate, β_{eff} (in./hr) | Visual Char Layer Thickness (in.) | Zero-strength Layer (in.) | Effective Char Layer Thickness, a_{char} (in.) |
|--------------------------|---|-----------------------------------|---------------------------|--|
| 45 min (¾-h) | 1.90 | 1.19 | 0.24 | 1.42 |
| 60 min (1-h) | 1.80 | 1.50 | 0.30 | 1.80 |
| 90 min (1½-h) | 1.67 | 2.09 | 0.42 | 2.50 |
| 120 min (2-h) | 1.58 | 2.64 | 0.53 | 3.16 |

Figura 7.8: Profundidad de carbonización efectiva para el diseño de MCL en Estados Unidos.
Fuente: USA-HDB [Dagenias and White, 2013].

| Strength | Strength Adjustment Factor (K) | Size Factor (1) | Volume Factor (1) | Flat Use Factor (1) | Beam Stability Factor (2) | Column Stability Factor (2) |
|------------------------------|--------------------------------|-----------------|-------------------|---------------------|---------------------------|-----------------------------|
| Bending (F_b) | 2.85 | C_F | C_V | C_{fu} | C_L | - |
| Tensile (F_t) | 2.85 | C_F | - | - | - | - |
| Axial Compression (F_c) | 2.58 | C_F | - | - | - | C_p |
| Beam Buckling (F_{bE}) | 2.03 | - | - | - | - | - |
| Column Buckling (F_{cE}) | 2.03 | - | - | - | - | - |

(1) Factor shall be determined using initial cross-section dimensions

(2) Factor shall be determined using reduced cross-section dimensions

Figura 7.9: Factores de ajuste de resistencia k para el diseño de resistencia al fuego de MCL.
Fuente: USA-HDB [Dagenias and White, 2013].

■ Expresiones en el sistema métrico:

$$\beta_{eff} = \frac{1,2 \cdot \beta_n}{(t/60)^{0,187}} \quad (7.1)$$

con:

$$\beta_n = 1,5 \text{ [pulg/hr]} = 0,635 \text{ [mm/min]} \quad (7.2)$$

donde:

β_{eff} : velocidad de carbonización efectiva [mm/min].

β_n : velocidad de carbonización nominal [mm/min].

t : tiempo de exposición al fuego [min].

$$a_{char,eff} = \beta_{eff} \cdot t = 1,2 \cdot \beta_n \cdot 60 \cdot (t/60)^{0,813} \quad (7.3)$$

donde:

$a_{char,eff}$: profundidad de carbonización efectiva [mm].

β_{eff} : velocidad de carbonización efectiva [mm/min].

β_n : velocidad de carbonización efectiva [mm/min].

t : tiempo de incendio [min].

| Resistencia al fuego requerida (hr.) | Velocidad de carbonización efectiva, β_{eff} , (mm/min) | Profundidad de carbonización efectiva, a_{char} , (mm.) |
|--------------------------------------|---|---|
| 1 – hora | 0,762 | 46 |
| 1 ½ - hora | 0,706 | 64 |
| 2 - hora | 0,669 | 81 |

Figura 7.10: Velocidades de carbonización y profundidades de carbonización efectivas (para $\beta_n = 0,635$ [mm/min]). Fuente: Tabla 16.2.1-A de NDS [AWC, 2018].

$$a_{char,eff} = 1,2 \cdot \left[n_{lam} \cdot h_{lam} + \beta_n \cdot 60 \cdot \left(\frac{t}{60} - \left(n_{lam} \cdot \frac{t_{gi}}{60} \right) \right)^{0,813} \right] \quad (7.4)$$

Con:

$$n_{lam} = \left\lfloor \frac{t}{t_{gi}} \right\rfloor = \left\lfloor \frac{t}{60 \cdot \left(\frac{h_{lam}}{60 \cdot \beta_n} \right)^{1,23}} \right\rfloor \quad (7.5)$$

donde:

$a_{char,eff}$: profundidad de carbonización efectiva [mm].

n_{lam} : número de láminas completamente carbonizadas.

h_{lam} : espesor de lámina [mm].

β_n : velocidad de carbonización efectiva [mm/min].

t_{gi} : tiempo necesario para que se carbonice una lámina (alcanzar la interfaz)[min].

t : tiempo desde el inicio del incendio [min].

| Resistencia al fuego requerida (hr.) | Profundidades de carbonización efectivas, a_{char} , (mm.) | | | | | | | | |
|--------------------------------------|--|------|------|------|------|------|------|----|------|
| | Espesor de láminas, h_{lam} (mm) | | | | | | | | |
| | 15,9 | 19,1 | 22,2 | 25,4 | 31,8 | 34,9 | 38,6 | 45 | 51,4 |
| 1 – hora | 57 | 56 | 52 | 52 | 51 | 49 | 46 | 46 | 46 |
| 1 ½ - hora | 86 | 82 | 78 | 78 | 73 | 73 | 72 | 71 | 67 |
| 2 - hora | 113 | 109 | 104 | 103 | 98 | 97 | 92 | 92 | 92 |

Figura 7.11: . Profundidades de carbonización efectivas (para MCL con $\beta_n = 0,635$ [mm/min]). Fuente: Tabla 16.2.1-B de NDS [AWC, 2018].

7.3. Memorias de Cálculo Criterios (I) & (E)

7.3.1. Muro

Determinación de Integridad de Panel CLT, según método mejorado (2010):

Muro : 3 Láminas $\beta_0 := 0.65 \frac{mm}{min}$

$h_1 := 33 \text{ mm}$ $h_2 := 33 \text{ mm}$ $h_3 := 33 \text{ mm}$

Capa 1: $t_{prot.0.1} := \min \left(30 \text{ min} \left(\frac{h_1}{20 \text{ mm}} \right)^{1.1}, \frac{h_1}{\beta_0} \right) = 50.769 \text{ min}$

$k_{pos.exp.1} := 1$ (1ra capa expuesta al fuego desde el principio)

$k_{pos.unexp.1} := 1$ (La próxima capa es de CLT i.e. madera solida)

$\Delta t_1 := 0 \text{ min}$ (ya que no hay una capa protectora anterior)

$k_{j.1} := 1$ (ya que es un panel de madera maciza de varias capas)

$t_{prot.1} := (t_{prot.0.1} \cdot k_{pos.exp.1} \cdot k_{pos.unexp.1} + \Delta t_1) \cdot k_{j.1} = 50.769 \text{ min}$

Capa 2: $t_{prot.0.2} := \min \left(30 \text{ min} \left(\frac{h_2}{20 \text{ mm}} \right)^{1.1}, \frac{h_2}{\beta_0} \right) = 50.769 \text{ min}$

$\Sigma t_{i.menos.1} := t_{prot.1}$

$\Sigma t_{i.menos.1} \geq \frac{t_{prot.0.2}}{2} = 1$, Entonces : $k_{pos.exp.2} := 0.5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot.0.2}}{\Sigma t_{i.menos.1}}} = 0.5$

$k_{pos.unexp.2} := 1$ (La próxima capa es de CLT i.e. madera solida)

$\Delta t_2 := 0.22 \cdot t_{prot.1} - 0.1 \cdot t_{prot.0.2} = 6.092 \text{ min}$

$k_{j.2} := 1$ (ya que es un panel de madera maciza de varias capas)

$t_{prot.2} := (t_{prot.0.2} \cdot k_{pos.exp.2} \cdot k_{pos.unexp.2} + \Delta t_2) \cdot k_{j.2} = 31.477 \text{ min}$

Capa 3: $t_{ins.0.3} := 19 \text{ min} \left(\frac{h_3}{20 \text{ mm}} \right)^{1.4} = 38.303 \text{ min}$

$\Sigma t_{i.menos.1} := t_{prot.1} + t_{prot.2}$

$\Sigma t_{i.menos.1} \geq \frac{t_{ins.0.3}}{2} = 1$, Entonces : $k_{pos.exp.3} := 0.5 \cdot \sqrt{\frac{t_{ins.0.3}}{t_{prot.1} + t_{prot.2}}} = 0.341$

$\Delta t_3 := 0 \text{ min}$ (ya que no hay yeso cartón o paneles de yeso como precedente)

$k_{j.3} := 1$ (ya que es un panel de madera maciza de varias capas)

$t_{ins.3} := (t_{ins.0.3} \cdot k_{pos.exp.3} + \Delta t_3) \cdot k_{j.3} = 13.069 \text{ min}$

Finalmente, el tiempo hasta la falla o pérdida de la función de separación es :

$t_{ins} := 0.8 \cdot t_{ins.3} + (t_{prot.2} + t_{prot.1}) = 92.702 \text{ min}$

Figura 7.12: Cálculo de resistencia al fuego según Criterios (I) & (E). Fuente: Elaboración Propia.

7.3.2. Losa

Determinación de Integridad de Panel CLT, según método mejorado (2010) :

Losa : 3 Láminas $\beta_0 := 0.65 \frac{mm}{min}$

$h_1 := 33 \text{ mm}$ $h_2 := 33 \text{ mm}$ $h_3 := 33 \text{ mm}$

Capa 1: $t_{prot.0.1} := \min \left(30 \text{ min} \left(\frac{h_1}{20 \text{ mm}} \right)^{1.1}, \frac{h_1}{\beta_0} \right) = 50.77 \text{ min}$

$k_{pos.exp.1} := 1$ (1ra capa expuesta al fuego desde el principio)
 $k_{pos.unexp.1} := 1$ (La próxima capa es de CLT i.e. madera solida)
 $\Delta t_1 := 0 \text{ min}$ (ya que no hay una capa protectora anterior)
 $k_{j,1} := 1$ (ya que es un panel de madera maciza de varias capas)

$t_{prot.1} := (t_{prot.0.1} \cdot k_{pos.exp.1} \cdot k_{pos.unexp.1} + \Delta t_1) \cdot k_{j,1} = 50.77 \text{ min}$

Capa 2: $t_{prot.0.2} := \min \left(30 \text{ min} \left(\frac{h_2}{20 \text{ mm}} \right)^{1.1}, \frac{h_2}{\beta_0} \right) = 50.77 \text{ min}$

$\Sigma t_{i.menos.1} := t_{prot.1}$

$\Sigma t_{i.menos.1} \geq \frac{t_{prot.0.2}}{2} = 1$, Entonces : $k_{pos.exp.2} := 0.5 \cdot \sqrt{\frac{t_{prot.0.2}}{\Sigma t_{i.menos.1}}} = 0.5$

$k_{pos.unexp.2} := 1$ (La próxima capa es de CLT i.e. madera solida)
 $\Delta t_2 := 0.22 \cdot t_{prot.1} - 0.1 \cdot t_{prot.0.2} = 6.09 \text{ min}$
 $k_{j,2} := 1$ (ya que es un panel de madera maciza de varias capas)

$t_{prot.2} := (t_{prot.0.2} \cdot k_{pos.exp.2} \cdot k_{pos.unexp.2} + \Delta t_2) \cdot k_{j,2} = 31.48 \text{ min}$

Capa 3: $t_{ins.0.3} := 19 \text{ min} \left(\frac{h_3}{20 \text{ mm}} \right)^{1.4} = 38.3 \text{ min}$

$\Sigma t_{i.menos.1} := t_{prot.1} + t_{prot.2}$

$\Sigma t_{i.menos.1} \geq \frac{t_{ins.0.3}}{2} = 1$, Entonces : $k_{pos.exp.3} := 0.5 \cdot \sqrt{\frac{t_{ins.0.3}}{t_{prot.1} + t_{prot.2}}} = 0.34$

$\Delta t_3 := 0 \text{ min}$ (ya que no hay yeso cartón o paneles de yeso como precedente)
 $k_{j,3} := 1$ (ya que es un panel de madera maciza de varias capas)

$t_{ins.3} := (t_{ins.0.3} \cdot k_{pos.exp.3} + \Delta t_3) \cdot k_{j,3} = 13.07 \text{ min}$

Finalmente, el tiempo hasta la falla o pérdida de la función de separación es :

$t_{ins} := 0.8 \cdot t_{ins.3} + (t_{prot.2} + t_{prot.1}) = 92.7 \text{ min}$

Figura 7.13: Cálculo de resistencia al fuego según Criterios (I) & (E). Fuente: Elaboración Propia.

7.4. Ejemplos de Cálculo

7.4.1. Sección Transversal a Temperatura Ambiente Normal

■ Método Gamma (γ)

En el código europeo *EN 1995-1-1-Anexo B* [CEN, 2002] se presenta un método analítico de diseño, correspondiente a la teoría de vigas con uniones mecánicas, denominado *método gamma*. Allí se presentan las expresiones de dicho diseño, las cuales están elaboradas de manera tal que puedan utilizarse sin cambios tanto para el caso de 2, como para el caso de 3 capas longitudinales. En ambos casos, la numeración de las capas es desde la superior hasta la inferior, tal como se muestra en la Figura 7.14.

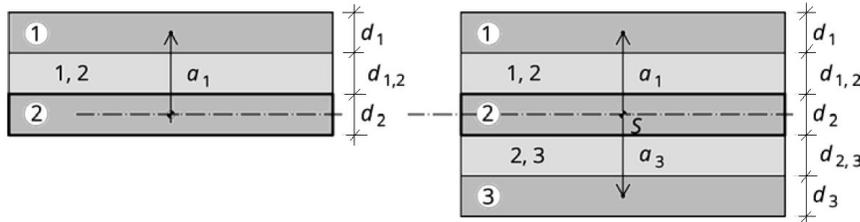


Figura 7.14: Distancias utilizando el *método gamma* según el EC5-1. Fuente: [proHolz, 2013]

Para diseñar con el *método gamma* se debe utilizar desde la expresión 7.6 hasta la 7.10.

$$\gamma_1 = \left(1 + \frac{\pi^2 \cdot E_1 \cdot A_1}{l_{ref}^2} \cdot \frac{d_{1,2}}{b \cdot G_{R,12}} \right)^{-1} \quad (7.6)$$

$$\gamma_2 = 1$$

$$\gamma_3 = \left(1 + \frac{\pi^2 \cdot E_3 \cdot A_3}{l_{ref}^2} \cdot \frac{d_{2,3}}{b \cdot G_{R,23}} \right)^{-1} \quad (7.7)$$

$$a_2 = \frac{\gamma_1 \cdot \frac{E_1}{E_c} \cdot b \cdot d_1 \cdot \left(\frac{d_1}{2} + d_{1,2} + \frac{d_2}{2} \right) - \gamma_3 \cdot \frac{E_3}{E_c} \cdot b \cdot d_3 \cdot \left(\frac{d_2}{2} + d_{2,3} + \frac{d_3}{2} \right)}{\sum_{i=1}^3 \gamma_i \cdot \frac{E_i}{E_c} \cdot b \cdot d_i} \quad (7.8)$$

$$a_1 = \left(\frac{d_1}{2} + d_{1,2} + \frac{d_2}{2} \right) - a_2 \quad (7.9)$$

$$a_3 = \left(\frac{d_2}{2} + d_{2,3} + \frac{d_3}{2} \right) + a_2 \quad (7.10)$$

donde:

A_i : área de la capa i [mm^2].

E_i : módulo de elasticidad la capa i en su dirección de trabajo [MPa].

E_c : módulo de elasticidad la capa central en su dirección de trabajo [MPa].

b : ancho de referencia [mm] (en general 1 [m]).

d_i : espesor de la capa i [mm].

$d_{i,i+1}$: espesor del medio de unión entre capas i e $i+1$ [mm].

a_i : distancia entre la línea neutra de la sección y el centroide de la capa i [mm].

l_{ref} : distancia entre la línea neutra de la sección y el centroide de la capa i [mm].

(*) Las expresiones 7.6 y 7.7 están adaptadas al caso de uniones encoladas.

Finalmente, el factor gamma (γ) modifica el aporte de Steiner de cada lámina a la inercia total de la siguiente forma:

$$I_{0,ef} = \sum_{i=1}^3 \frac{E_i}{E_c} \cdot \frac{b \cdot d_i^3}{12} + \sum_{i=1}^3 \gamma_i \cdot b \cdot d_i \cdot d_i^2$$

Cabe mencionar que el *método gamma* se encuentra en la actual norma NCh1198:2014 [INN, 2014], en su versión general para cualquier tipo de conexión con módulos de corrimiento C_i (ó K_i).

En la siguiente Figura 7.15 se muestra un panel de MCL de 5 láminas de 30 [mm] cada una. Se analizará su sección transversal, tanto a temperatura ambiente normal, como luego de una exposición al fuego estándar de 60 [min], mediante los distintos métodos mostrados en la presente *Memoria de Título* (Material: Pino Radiata C24, ancho tributario: 1 [m], $l_{ref}=4,5$ [m], sometido a flexión y espuesto al fuego por su lado traccionado).

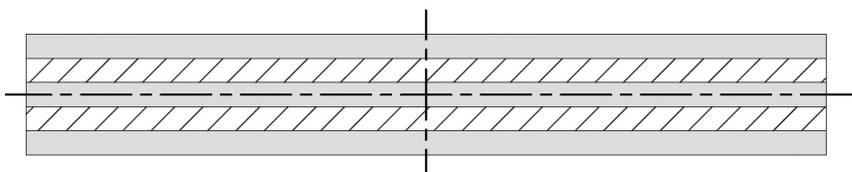


Figura 7.15: Panel de MCL de 5 láminas de 30 [mm] cada una. Fuente: Elaboración Propia

Aplicando el *método gamma* según la guía de diseño [proHolz, 2013], se obtienen los siguientes resultados:

$$\square \gamma_1 = \left(1 + \frac{\pi^2 \cdot 10200 \text{ [MPa]} \cdot (1000 \text{ [mm]} \cdot 30 \text{ [mm]})}{(4500 \text{ [mm]})^2} \cdot \frac{30 \text{ [mm]}}{1000 \text{ [mm]} \cdot 50 \text{ [Mpa]}} \right)^{-1} = 0,918$$

Dado que la sección transversal es simétrica, se cumple que:

$$\square \gamma_3 = \gamma_1 = 0,918$$

$$\square a_2 = 0 \text{ [mm]}$$

$$\square a_1 = a_3$$

Luego, se tiene que:

$$\square a_1 = \left(\frac{30 \text{ [mm]}}{2} + 30 \text{ [mm]} + \frac{30 \text{ [mm]}}{2} \right) - 0 \text{ [mm]} = 60 \text{ [mm]}$$

$$\square a_3 = 60 \text{ [mm]}$$

Finalmente

$$\square I_{0,eff} = 3 \cdot \left(\frac{1}{1} \cdot \frac{100 \text{ [cm]} \cdot (3 \text{ [cm]})^3}{12} \right) + 2 \cdot \left(\gamma \cdot \frac{100 \text{ [cm]} \cdot (3 \text{ [cm]})^3}{12} \right) = 20\,501 \text{ [cm}^4\text{]}$$

$$\square W_{0,ef} = \frac{20\,501 \text{ [cm}^4\text{]}}{7,5 \text{ [cm]}} = 2\,733 \text{ [cm}^3\text{]}$$

$$\square A_{0,ef} = 3 \cdot (3 \text{ [cm]} \cdot 100 \text{ [cm]}) = 900 \text{ [cm}^2\text{]}$$

7.4.2. Sección Transversal en el Evento de Incendio, según cada referencia

■ EC5

Profundidad de carbonización efectiva:

$$\square k_\rho = \sqrt{\frac{450 \text{ [kg/m}^3\text{]}}{\rho_k}} = \sqrt{\frac{450 \text{ [kg/m}^3\text{]}}{370 \text{ [kg/m}^3\text{]}}} = 1,103$$

$$\square k_t = \text{máx} \left\{ \sqrt{\frac{20 \text{ [mm]}}{150 \text{ [mm]}}}, 1 \right\} = 1$$

$$\square \beta_{0,\rho,t} = \beta_{0,450,20} \cdot k_\rho \cdot k_t = 0,65 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right] \cdot 1,103 \cdot 1 = 0,717 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right]$$

$$\square d_{\text{ef}} = \beta_0 \cdot t + k_0 \cdot d_0 = 0,717 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right] \cdot 60 \text{ [min]} + 1 \cdot 7 \text{ [mm]} = 50 \text{ [mm]}$$

$$\square h_{\text{ef}} = h - d_{\text{ef}} = 150 \text{ [mm]} - 50 \text{ [mm]} = 100 \text{ [mm]}$$

Propiedades de la sección:

$$\square \bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} = \frac{0 + 90 \cdot 10 \cdot \frac{1}{30} + 75 \cdot 30 \cdot 1 + 45 \cdot 30 \cdot \frac{1}{30} + 15 \cdot 30 \cdot 1}{0 + 10 \cdot \frac{1}{30} + 30 \cdot 1 + 30 \cdot \frac{1}{30} + 30 \cdot 1} = 45,27 \text{ [mm]}$$

Notar que al ignorar las capas que trabajan en su dirección débil, se obtiene que:

$$\square \bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} = \frac{0 + 75 \text{ [mm]} \cdot 30 \text{ [mm]} \cdot 1 + 15 \text{ [mm]} \cdot 30 \text{ [mm]} \cdot 1}{0 + 30 \text{ [mm]} \cdot 1 + 30 \text{ [mm]} \cdot 1} = 45,0 \text{ [mm]}$$

Como es de esperar, el aporte de las capas que trabajan en su dirección débil es despreciable, por lo que en lo que sigue se ignorarán

$$\square I_{0,ef} = \sum_i \frac{b_i \cdot h_i^3}{12} + \sum_i b_i \cdot h_i \cdot d_i^2 = 2 \cdot \left(\frac{100 \text{ [cm]} \cdot (3 \text{ [cm]})^3}{12} \right) + 2 \cdot (100 \text{ [cm]} \cdot 3 \text{ [cm]} \cdot (3 \text{ [cm]})^2) = 5\,850 \text{ [cm}^4\text{]}$$

$$\square W_{0,ef} = \frac{I_{0,ef}}{h_{\text{ef}} - \bar{y}} = \frac{5\,850 \text{ [cm}^4\text{]}}{10 \text{ [cm]} - 4,5 \text{ [cm]}} = 1\,064 \text{ [cm]}^3$$

$$\square A_{0,ef} = 2 \cdot (3 \text{ [cm]} \cdot 100 \text{ [cm]}) = 600 \text{ [cm}^2\text{]}$$

■ FSTB

Profundidad de carbonización efectiva:

$$\square k_\rho = \sqrt{\frac{450 \text{ [kg/m}^3\text{]}}{\rho_k}} = \sqrt{\frac{450 \text{ [kg/m}^3\text{]}}{370 \text{ [kg/m}^3\text{]}}} = 1,103$$

$$\square k_t = \max \left\{ \sqrt{\frac{20 \text{ [mm]}}{150 \text{ [mm]}}}, 1 \right\} = 1$$

$$\square \beta_{0,\rho,t} = \beta_{0,450,20} \cdot k_\rho \cdot k_t = 0,65 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right] \cdot 1,103 \cdot 1 = 0,717 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right]$$

$$\square d_0 = \frac{h}{100} + 10 \text{ [mm]} = \frac{150 \text{ [mm]}}{100} + 10 \text{ [mm]} = 11,5 \text{ [mm]}$$

$$\square d_{\text{ef}} = \beta_0 \cdot t + k_0 \cdot d_0 = 0,717 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right] \cdot 60 \text{ [min]} + 1 \cdot 11,5 \text{ [mm]} = 54,5 \text{ [mm]}$$

$$\square h_{\text{ef}} = h - d_{\text{ef}} = 150 \text{ [mm]} - 54,5 \text{ [mm]} = 95,5 \text{ [mm]}$$

Propiedades de la sección:

$$\square \bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} = \frac{0 + 75 \text{ [mm]} \cdot 30 \text{ [mm]} \cdot 1 + 15 \text{ [mm]} \cdot 30 \text{ [mm]} \cdot 1}{0 + 30 \text{ [mm]} \cdot 1 + 30 \text{ [mm]} \cdot 1} = 45,0 \text{ [mm]}$$

$$\square I_{0,ef} = \sum_i \frac{b_i \cdot h_i^3}{12} + \sum_i b_i \cdot h_i \cdot d_i^2 = 2 \cdot \left(\frac{100 \text{ [cm]} \cdot (3 \text{ [cm]})^3}{12} \right) + 2 \cdot (100 \text{ [cm]} \cdot 3 \text{ [cm]} \cdot (3 \text{ [cm]})^2) = 5\,850 \text{ [cm}^4\text{]}$$

$$\square W_{0,ef} = \frac{I_{0,ef}}{h_{\text{ef}} - \bar{y}} = \frac{5\,850 \text{ [cm}^4\text{]}}{9,55 \text{ [cm]} - 4,5 \text{ [cm]}} = 1\,158 \text{ [cm}^3\text{]}$$

$$\square A_{0,ef} = 2 \cdot (3 \text{ [cm]} \cdot 100 \text{ [cm]}) = 600 \text{ [cm}^2\text{]}$$

■ CDN-HDB

Profundidad de carbonización efectiva:

$$\square \beta_0 = 0,65 \left[\frac{mm}{min} \right]^{(d/35 [mm])} = 0,65 \left[\frac{mm}{min} \right]^{(30[mm]/35[mm])} = 0,691 \left[\frac{mm}{min} \right]$$

$$\square d_{ef} = \beta_0 \cdot t + k_0 \cdot d_0 = 0,691 \left[\frac{mm}{min} \right] \cdot 60 [min] + 2 \cdot 7 [mm] = 55,5 [mm]$$

(*) $k_0=2$, ya que se debe reiniciar el tiempo luego de que el frente de carbonización atraviese una interfaz encolada (en [Dagenias, 2011] se recomienda $d_{ef} = 54 [mm]$ para láminas de 32 [mm])

$$\square h_{ef} = h - d_{ef} = 150 [mm] - 55,4 [mm] = 94,6 [mm]$$

Propiedades de la sección:

$$\square \bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} = \frac{0 + 75 [mm] \cdot 30 [mm] \cdot 1 + 15 [mm] \cdot 30 [mm] \cdot 1}{0 + 30 [mm] \cdot 1 + 30 [mm] \cdot 1} = 45,0 [mm]$$

$$\square I_{0,ef} = \sum_i \frac{b_i \cdot h_i^3}{12} + \sum_i b_i \cdot h_i \cdot d_i^2 = 2 \cdot \left(\frac{100 [cm] \cdot (3 [cm])^3}{12} \right) + 2 \cdot (100 [cm] \cdot 3 [cm] \cdot (3 [cm])^2) = 5850 [cm^4]$$

$$\square W_{0,ef} = \frac{I_{0,ef}}{h_{ef} - \bar{y}} = \frac{5850 [cm^4]}{9,55 [cm] - 4,5 [cm]} = 1179 [cm]^3$$

$$\square A_{0,ef} = 2 \cdot (3 [cm] \cdot 100 [cm]) = 600 [cm^2]$$

■ USA-HDB

Profundidad de carbonización efectiva:

$$\square n_{\text{lam}} = \left\lfloor \frac{t}{t_{\text{gi}}} \right\rfloor = \left\lfloor \frac{t}{60 \cdot \left(\frac{h_{\text{lam}}}{60 \cdot \beta_n}\right)^{1,23}} \right\rfloor = \left\lfloor \frac{60 [\text{min}]}{60 [\text{min}] \cdot \left(\frac{30}{60 \cdot 0,635}\right)^{1,23}} \right\rfloor = \lfloor 1,3 \rfloor = 1$$

$$\square d_{\text{ef}} = 1,2 \cdot \left[n_{\text{lam}} \cdot h_{\text{lam}} + \beta_n \cdot 60 \cdot \left(\frac{t}{60} - \left(n_{\text{lam}} \cdot \frac{t_{\text{gi}}}{60} \right) \right)^{0,813} \right]$$

$$1,2 \cdot \left[1 \cdot 30 [\text{mm}] + 0,635 \frac{[\text{mm}]}{[\text{min}]} \cdot 60 [\text{min}] \cdot \left(\frac{60 [\text{min}]}{60 [\text{min}]} - \left(1 \cdot \frac{44,7 [\text{min}]}{60 [\text{min}]} \right) \right)^{0,813} \right] = 51 [\text{mm}]$$

$$\square h_{\text{ef}} = h - d_{\text{ef}} = 150 [\text{mm}] - 51 [\text{mm}] = 99 [\text{mm}]$$

Propiedades de la sección:

$$\square \bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} = \frac{0 + 75 [\text{mm}] \cdot 30 [\text{mm}] \cdot 1 + 15 [\text{mm}] \cdot 30 [\text{mm}] \cdot 1}{0 + 30 [\text{mm}] \cdot 1 + 30 [\text{mm}] \cdot 1} = 45,0 [\text{mm}]$$

$$\square I_{0,\text{ef}} = \sum_i \frac{b_i \cdot h_i^3}{12} + \sum_i b_i \cdot h_i \cdot d_i^2 = 2 \cdot \left(\frac{100 [\text{cm}] \cdot (3 [\text{cm}])^3}{12} \right) + 2 \cdot (100 [\text{cm}] \cdot 3 [\text{cm}] \cdot (3 [\text{cm}])^2) = 5\,850 [\text{cm}^4]$$

$$\square W_{0,\text{ef}} = \frac{I_{0,\text{ef}}}{h_{\text{ef}} - \bar{y}} = \frac{5\,850 [\text{cm}^4]}{9,9 [\text{cm}] - 4,5 [\text{cm}]} = 1\,083 [\text{cm}]^3$$

$$\square A_{0,\text{ef}} = 2 \cdot (3 [\text{cm}] \cdot 100 [\text{cm}]) = 600 [\text{cm}^2]$$

■ “ 12-2 ”

Profundidad de carbonización efectiva:

$$\square k_{\rho} = \sqrt{\frac{450 \text{ [kg/m}^3\text{]}}{\rho_k}} = \sqrt{\frac{450 \text{ [kg/m}^3\text{]}}{370 \text{ [kg/m}^3\text{]}}} = 1,103$$

$$\square k_t = \max \left\{ \sqrt{\frac{20 \text{ [mm]}}{150 \text{ [mm]}}}, 1 \right\} = 1$$

$$\square \beta_{0,\rho,t} = \beta_{0,450,20} \cdot k_{\rho} \cdot k_t = 0,65 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right] \cdot 1,103 \cdot 1 = 0,717 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right]$$

Paso 1 : $d_{\text{char}} = \beta_0 \cdot t + k_0 \cdot d_0 = 0,717 \left[\frac{\text{mm}}{\text{min}} \right] \cdot 60 \text{ [min]} + 2 \cdot 7 \text{ [mm]} = 43 \text{ [mm]}$

Paso 2 : $h_{\text{fi}} = h - d_{\text{char}} = 150 \text{ [mm]} - 43 \text{ [mm]} = 107 \text{ [mm]}$

Paso 3: Carbonización en la 2da capa

Paso 4: $d_0 = 12 \text{ [mm]}$

Paso 5: $h_{\text{res}} = h_{\text{fi}} - d_0 = 107 \text{ [mm]} - 12 \text{ [mm]} = 95 \text{ [mm]}$

Paso 6: Sección residual calculada en capa transversal

Paso 7: Reducir capa siguiente en 2 [mm].

Paso 8: $h_{\text{ef}} = h_{\text{res}} - 2 \text{ [mm]} = 95 \text{ [mm]} - 2 \text{ [mm]} = 93 \text{ [mm]}$, y $h_3 = 28 \text{ [mm]}$

Propiedades de la sección:

$$\square \bar{y} = \frac{\sum_i \tilde{y}_i \cdot h_i \cdot E_i}{\sum_i h_i \cdot E_i} = \frac{0 + 74 \text{ [mm]} \cdot 28 \text{ [mm]} \cdot 1 + 15 \text{ [mm]} \cdot 30 \text{ [mm]} \cdot 1}{0 + 28 \text{ [mm]} \cdot 1 + 30 \text{ [mm]} \cdot 1} = 43,5 \text{ [mm]}$$

$$\square I_{0,ef} = \left(\frac{100 \text{ [cm]} \cdot (3 \text{ [cm]})^3}{12} + 100 \text{ [cm]} \cdot 3 \text{ [cm]} \cdot (2,85 \text{ [cm]})^2 \right) + \left(\frac{100 \text{ [cm]} \cdot (2,8 \text{ [cm]})^3}{12} + 100 \text{ [cm]} \cdot 2,8 \text{ [cm]} \cdot (3,05 \text{ [cm]})^2 \right) = 5\,449 \text{ [cm}^4\text{]}$$

$$\square W_{0,ef} = \frac{I_{0,ef}}{h_{\text{ef}} - \bar{y}} = \frac{5\,449 \text{ [cm}^4\text{]}}{9,3 \text{ [cm]} - 4,35 \text{ [cm]}} = 1\,100 \text{ [cm}^3\text{]}$$

$$\square A_{0,ef} = (3 \text{ [cm]} \cdot 100 \text{ [cm]} + 2,8 \text{ [cm]} \cdot 100 \text{ [cm]}) = 580 \text{ [cm}^2\text{]}$$

Bibliografía

- [ANSI, 2018] (ANSI), A. N. S. I. (2018). *Standard for Performance-Rated Cross-Laminated Timber*, 2018 edition.
- [AWC, 2018] AWC (2018). *National Design Specification (NDS) for Wood Construction*, 2018 edition.
- [Bartlett et al., 2017] Bartlett, A. I., Hadden, R. M., Hidalgo, J. P., Santamaria, S., Wiesner, F., Bisby, L. A., Deeny, S., and Lane, B. (2017). Auto-extinction of engineered timber: Application to compartment fires with exposed timber surfaces. *Fire Safety Journal*, 91:407 – 413. Fire Safety Science: Proceedings of the 12th International Symposium.
- [CEN, 2002] CEN, E.-.-. (2002). *Eurocode 1: Actions on structures - Part 1-1: General actions - Densities, self-weight, imposed loads for buildings*. Brussels.
- [CEN, 2004] CEN, E.-.-. (2004). *Eurocode 5—Design of timber structures, Part 1–2: General—Structural fire design*. Brussels.
- [Crawford et al., 2013] Crawford, D., Hairstans, R., and Smith, R. E. (2013). Feasibility of cross-laminated timber production from uk sitka spruce. pages 37–52. Graz University of Technology, Austria. Conference dates: 21-22 May 2013.
- [Crespell, 2011] Crespell, P. and Gagnon, S. (2011). Cross-laminated timber: A primer (presentation).
- [CSA, 2014] CSA (2014). *The Engineering Design in Wood guidance of the Canadian Standards Association (CSA)*. American Wood Council.
- [Dagenias, 2011] Dagenias, C. (2011). *The Canadian Edition of the Cross Laminated Timber Handbook*, chapter 8. Special Publication SP-529E.
- [Dagenias and White, 2013] Dagenias, C. and White, R. H. (2013). *The U.S. Edition of the Cross Laminated Timber Handbook*, chapter 8. Special Publication SP-529E.
- [Emberley et al., 2017a] Emberley, R., Do, T., Yim, J., and Torero, J. L. (2017a). Critical heat flux and mass loss rate for extinction of flaming combustion of timber. *Fire Safety Journal*, 91:252 – 258. Fire Safety Science: Proceedings of the 12th International Symposium.

- [Emberley et al., 2017b] Emberley, R., Putynska, C. G., Bolanos, A., Lucherini, A., Solarte, A., Soriguer, D., Gonzalez, M. G., Humphreys, K., Hidalgo, J. P., Maluk, C., Law, A., and Torero, J. L. (2017b). Description of small and large-scale cross laminated timber fire tests. *Fire Safety Journal*, 91:327 – 335. Fire Safety Science: Proceedings of the 12th International Symposium.
- [Emberley, 2017] Emberley, R. L. (2017). *Fundamentals for the Fire Design of Cross Laminated Timber Buildings*. PhD thesis, School of Civil Engineering - The University of Queensland, Australia.
- [Frangi et al., 2009] Frangi, A., Fontana, M., Hugi, E., and Jübstl, R. (2009). Experimental analysis of cross-laminated timber panels in fire. *Fire Safety Journal*, 44(8):1078 – 1087.
- [Hadden et al., 2017] Hadden, R. M., Bartlett, A. I., Hidalgo, J. P., Santamaria, S., Wiesner, F., Bisby, L. A., Deeny, S., and Lane, B. (2017). Effects of exposed cross laminated timber on compartment fire dynamics. *Fire Safety Journal*, 91:480 – 489. Fire Safety Science: Proceedings of the 12th International Symposium.
- [Harris, 2015] Harris, R. (2015). Chapter 8 - cross laminated timber. In Ansell, M. P., editor, *Wood Composites*, pages 141 – 167. Woodhead Publishing.
- [Hasburgh et al., 2016] Hasburgh, L., Bourne, K., Peralta, P., Mitchell, P., Schiff, S., and Pang, W. (2016). Effect of adhesives and ply configuration on the fire performance of southern pine cross-laminated timber. In 7, page 7.
- [INN, 1997] INN (1997). *NCh935-1-1997 Prevención de incendio en edificios-Ensayo de resistencia al fuego-Parte 1 Elementos de construcción en general*. Chile.
- [INN, 2014] INN (2014). *NCh1198:2014 Madera - Construcciones en madera - Cálculo*. Chile.
- [ISO, 2014] ISO (2014). *ISO 834-1-1999 Fire-resistance Test - Elements of Building Construction*, 2014 edition.
- [Janssens and White, 1994] Janssens, M. L. and White, R. H. (1994). Short communication: Temperature profiles in wood members exposed to fire. *Fire Materials*, 18:263–265.
- [Kippel and Schmid, 2019] Kippel, M. and Schmid, J. (2019). Madera contralaminada en evento de incendio – el nuevo modelo de diseño para pisos para la revisión del eurocode 5. *SIA Dokumentation 0265: De la Investigación a la Práctica: Nuevas Soluciones para la Construcción en Madera.*, ETH Zürich.
- [Klippel and Schmid, 2017] Klippel, M. and Schmid, J. (2017). Design of cross-laminated timber in fire. *Structural Engineering International*, 27(2):224–230.
- [Lineham et al., 2016] Lineham, S. A., Thomson, D., Bartlett, A. I., Bisby, L. A., and Hadden, R. M. (2016). Structural response of fire-exposed cross-laminated timber beams under sustained loads. *Fire Safety Journal*, 85:23 – 34.

- [Malloo, 2014] Malloo, M. F. (2014). Ms thesis, University of Minnesota, Minneapolis, MN.
- [Menis et al., 2018] Menis, A., Fragiacomio, M., and Clemente, I. (2018). Fire resistance of unprotected cross-laminated timber floor panels: Parametric study and simplified design. *Fire Safety Journal*.
- [proHolz, 2013] proHolz (2013). *Brettspertholz Bemessung Grundlagen für Statik und Konstruktion nach Eurocode*. proHolz Austria.
- [Rasbash et al., 1986] Rasbash, D., Drysdale, D., and Deepak, D. (1986). Critical heat and mass transfer at pilot ignition and extinction of a material. *Fire Safety Journal*, 10(1):1 – 10.
- [Schaffer et al., 1986] Schaffer, E., Marx, C., Bender, D., and Woeste, F. (1986). Strength validation and fire endurance of glued-laminated timber beams. *Research Paper FPL 467*, U.S. Department of Agriculture, Forest Service, Forest Products Laboratory.
- [Schickhofer, 2010] Schickhofer, G. (2010). Cross laminated timber (clt) in europe – from conception to implementation (presentation).
- [White, 1995] White, R. H. (1995). Section 4 - chapter 11 - analytical methods for determining fire resistance of timber members. In *SFPE Handbook of Fire Protection Engineering*, pages 4: 257–273. National Fire Protection Association.
- [Wiesner et al., 2017] Wiesner, F., Randmael, F., Wan, W., Bisby, L., and Hadden, R. M. (2017). Structural response of cross-laminated timber compression elements exposed to fire. *Fire Safety Journal*, 91:56 – 67. Fire Safety Science: Proceedings of the 12th International Symposium.
- [Östman et al., 2010] Östman, B., Mikkola, E., Stein, R., Frangi, A., König, J., Dhima, D., Hakkarainen, T., and Bregulla, J. (2010). Fire safety in timber buildings-technical guideline for europe. *SP Report 2010:19*, Stockholm.