標準火災加熱を受けたカラマツ集成材梁の放冷過程における挙動

構造用集成材梁の耐火性に関する研究 その1

BEHAVIOURS OF LARCH GLUED LAMINATED TIMBER BEAMS EXPOSED
TO STANDARD FIRE HEATING DURING THE COOLING PHASE

Study on fire performance of structural glued laminated timber beams Part 1

金城 仁*, 遊佐秀逸**, 堀尾岳成***, 平島岳夫****,
松本 匠*****, 齋藤 潔******Hitoshi KINJO, Shuitsu YUSA, Takeru HORIO, Takeo HIRASHIMA,
Takumi MATSUMOTO and Kiyoshi SAITO*

Timber elements, which are different from other structural elements, have a characteristic problem in that the load bearing capacity decreases due to self-burning in the case of a fire, and this self-burning may continue after other fuel in the room has been exhausted. Therefore, the structural fire performance of timber elements should be clarified during not only the heating phase, but also the cooling phase. However, in examining the load bearing capacity of timber elements in a fire, few studies have considered the cooling phase. In the present paper, the fire performance of glued, laminated timber beams is discussed based on load-bearing fire tests that take the cooling phase into consideration.

Keywords: *Larch Glued laminated timber; Fire; Load bearing capacity; Charring rate; Beam; Fire resistance test*

カラマツ集成材, 火災, 耐力, 炭化速度, 梁, 耐火実験

1. はじめに

近年、森林資源や林業の健全化および低炭素化による環境配慮等の視点から、耐火構造の要件を満たす木質構造部材（以下、耐火木質構造部材）の開発が進み、大規模な木造耐火建築物が増加している¹⁾。木質構造においては、不燃材料による構造とは異なり、盛期火災後の火災減衰期（建物内部にある可燃物の燃焼後）においても、部材の自己燃焼が継続して耐火性能が失われる恐れがある。したがって、木質構造部材の耐火性能評価試験では、所定の加熱時間までの性能のみならず、火災加熱終了後の燃え止まり性能についても要求されている。これより、耐火木質構造部材に関する我が国の研究開発では、木質材料を難燃化した工法、木質構造部材の内部に不燃材料を挿入した工法など、火災加熱終了後の燃え止まり性能に着眼したものが多く^{2), 3)}。一方、大断面の木質構造による柱・梁については、火災加熱終了後の放冷過程をも含めた非損傷性能（具体的には耐力低下の推移）を把握すれば、難燃化等の工法を用いなくとも、構造用集成材のみで構成された耐火木質構造部材の実現が可能ではないかと考えられる。しかしながら、所定の時間に対する非損傷性能（変形量および変形速度が制限値を超えないこと）を確認するための耐火性能評価試験⁴⁾では、不合格となる試験体を除き、放冷過程を含めた火災時耐力（破壊が生じた時間に対応する耐力）に関するデータは得られない。本研究では、構造用集成材による梁を対象

として、この問題について検討する。

準耐火構造については、耐火構造と異なり火災加熱終了後の要求がないため、構造用集成材梁の火災時耐力について参考となる載荷加熱実験結果がある。構造用集成材梁については、表1に示すように、最上ら⁵⁾・須藤ら⁶⁾・西田ら⁷⁾・田中ら⁸⁾によって、長期許容応力度を指標とした荷重レベルに対する耐火時間（破壊時間）が報告されている。樹種としてはカラマツのデータが最も多く、その他ではスギ・ベイツガ・トドマツ・オウシュウアカマツのデータがある。梁の断面寸法は、梁背が240～518mmで、アスペクト比（梁幅に対する梁背の比）は2.0～2.45である。実験から得られた耐火時間は49分～85分であり、45分と60分の準耐火性能を念頭に置いた研究が多い。実験結果の考察については燃えしろ設計⁹⁾に関するものが多く、その考察における炭化速度には0.6～0.7mm/分⁵⁾、0.65～0.75mm/分⁶⁾、0.7mm/分⁷⁾が用いられ、燃えしろ設計の妥当性が示されている。また、ユーロコード5¹⁰⁾の残存断面法に基づく計算により、実験値が計算値と概ね対応することも示されている⁸⁾。残存断面法（Reduced cross-section method）とは、木材の熱伝導率が小さいという特性を利用し、火災加熱を受ける木構造部材の外周部の炭化領域とその内側の未炭化領域に分け、その未炭化領域において常温時と同じ強度とみなせる部分を有効断面とし、この有効断面から火災時耐力を得る方法である。残存断面法による設計と燃えしろ設

* (一財)ベタリービングつくば建築試験研究センター
修士(工学)

** (一財)ベタリービング 工博

*** (一財)ベタリービングつくば建築試験研究センター
修士(環境情報学)

**** 千葉大学大学院工学研究科 准教授・博士(工学)

***** 千葉大学大学院工学研究科 大学院生

***** 齋藤木材工業(株)

Tsukuba Building Research and Testing Laboratory Center for Better Living, M. Eng.

Center for Better Living, Dr. Eng.

Tsukuba Building Research and Testing Laboratory Center for Better Living, M. Env.

Associate Prof., Graduate School of Engineering, Chiba Univ., Dr. Eng.

Grad. Stud., Graduate School of Engineering, Chiba Univ.

Saito Wood Industry Co., Ltd.

計の考え方は基本的に同様である。表 1 に示す実験結果に対するユーロコード 5 の残存断面法（炭化速度を 0.7 mm/分、変色劣化領域を 7mm とした場合）による計算結果を図 1 に示す。実験結果には試験体のばらつき等が含まれるが、火災加熱中の耐力については未炭化領域を有効断面とする残存断面法で概ね推定できていることが分かる。一方、未炭化領域における有効断面は、むしろ火災加熱終了後に温度上昇する傾向がある（例えば¹¹⁾）。しかしながら、火災加熱終了後の放冷過程の耐力低下に言及した研究報告はなく、構造用集成材梁の火災加熱終了後の放冷過程における挙動は未だ明らかでない。

そこで本研究では、カラマツ集成材の梁を対象とし、1 時間の標準火災加熱を受けた後の放冷過程における挙動（耐力・炭化速度および温度分布）を把握することを目的として、実験を実施した。本報ではその結果を報告する。

2. 実験概要

2. 1 実験内容とその目的

実験内容および実験条件を表 2 に示す。加熱実験（F-1h）の目的は、加熱終了後の炭化深さを段階的に把握することと、加熱終了後の炉内放冷時における断面内温度上昇を把握することである。この加熱実験より得た炭化深さをを用いて、残存断面法による耐力計算を行い、載荷実験等の考察を行う。火災加熱終了後の放冷過程における力学的挙動については、載荷実験（荷重漸増実験）と載荷加熱実験（温度漸増実験）の両方で検討した。載荷実験（L-0h, L-1h, L-4h）

の目的は、常温時に対する 1 時間加熱直後と放冷過程（本実験では 3 時間放冷後）における剛性・耐力の低下および破壊性状を把握することである。載荷加熱実験（LF-1h, LF-4h）の目的は、載荷加熱時および放冷時における梁のたわみ挙動と破壊性状を把握することである。載荷実験との相関も調べるため、載荷加熱実験で与える一定荷重は、載荷実験より得られた最大荷重とした。

2. 2 試験体

梁試験体の樹種はカラマツ（長野県産）、強度等級は E95-F315 とした。同一等級構成集成材を用い、ラミナの厚さを 30mm とし、合計 14 層のラミナで構成した。集成材の接着にはレゾルシノール・フェノール樹脂系接着剤を用いた。塗布量は 350g/m²、圧縮条件は 0.8 ～1.0Mpa、圧縮時間は 15 時間以上とした。梁試験体の寸法は幅 210mm × 背 420mm × 長さ 6,000mm とした。通常の耐火性能評価試験等で選定されるような低密度（0.45 g/cm³～0.47 g/cm³ 程度）の材料ではなく、一般的な材料を用いた。試験体ラミナサンプルの密度の平均値は 0.53 g/cm³ であった。JIS Z 2101 の木材の含水率測定方法（全乾法）により得られた含水率の平均値は 11.0% であり、一般的な値と大差はなかった。

2. 3 加熱・放冷方法

試験体への加熱は ISO834-1¹²⁾ に規定される標準加熱時間-温度曲線（以下、標準加熱）による 1 時間加熱とし、その後は炉蓋を閉めた状態で炉内にて放冷した。放冷時における炉内への空気供給量は、耐火性能評価試験と同様に、加熱終了後は炉内排煙に必要な最低空気量の供給とした。炉内温度測定結果（測定 8 点の平均）の 2 例（F-1h および L-4h）を図 2 に示す。炉内温度は、1 時間加熱時は 945℃ 位であるが、加熱開始から 2 時間後では約 300℃、4 時間後では約 150℃ であった。加熱実験（F-1h）では後述する分割試験体を取りだす際に炉蓋部分が開放される時間帯が若干あるが、その影響は小さく、放冷時の炉内温度は載荷実験（L-4h）とほぼ同じであった。

表 1 構造用集成材梁の耐火時間に関する既往の実験結果

文献	樹種	断面[mm]	載荷条件 ^{*1}	耐火時間	破壊形式 ^{*2}
5)	ベイツガ	516×212	$F_b \times 1.2$	52.0 分	曲げ破壊
5)	ベイツガ	518×211	$F_b \times 1.2$	71.0 分	せん断破壊
6)	カラマツ	300×150	$F_b \times 1.0$	62.4 分	曲げ破壊
6)	カラマツ	400×180	$F_b \times 1.0$	85.5 分	載荷点で破壊
6)	トドマツ	300×150	$F_b \times 1.0$	62.4 分	載荷点で破壊
6)	トドマツ	400×180	$F_b \times 1.0$	73.0 分	曲げ破壊
6)	スギ	300×150	$F_b \times 1.0$	49.4 分	曲げ破壊
6)	スギ	400×180	$F_b \times 1.0$	66.9 分	載荷点で破壊
7)	カラマツ	300×150	$F_b \times 0.76$	56.5 分	曲げ破壊
7)	スギ	300×150	$F_b \times 0.76$	66.0 分	曲げ破壊
7)	ウシワカマツ	300×150	$F_b \times 0.74$	61.5 分	曲げ破壊
7)	カラマツ	240×120	$F_b \times 0.55$	56.5 分	曲げ破壊
8)	カラマツ	300×150	$F_b \times 1.0$	43.5 分	曲げ破壊
8)	カラマツ	300×180	$F_b \times 1.0$	46.5 分	載荷点で破壊

*1: F_b は長期許容曲げ応力度。表中の応力度に対応する荷重が載荷された。
*2: 梁中央部の等曲げ区間での破壊は、曲げ破壊と記載している。

図 1 既往の実験結果と残存断面法による計算結果の比較

表 2 実験内容および実験条件

試験体記号	実験内容	検討事項	実験条件
F-1h	加熱実験	炭化深さ 温度分布	分割試験体5体を同時に1時間加熱し、加熱終了直後、放冷1, 2, 3, 7時間後に順に炉から取り出し、炭化深さを測定。放冷7時間のものは断面内温度も測定。
L-0h	載荷実験	耐力 剛性	加熱せず、20kN/分で破壊まで載荷。
L-1h			1時間加熱終了後に載荷開始（破壊まで荷重漸増）。
L-4h			1時間加熱終了後、炉内3時間放冷後に載荷開始（破壊まで荷重漸増）。
LF-1h	載荷加熱実験	耐火時間 耐力	L-1hの最大荷重にて載荷加熱し、破壊まで加熱継続。
LF-4h			L-4hの最大荷重にて1時間載荷加熱し、炉内放冷時は破壊まで載荷継続。

図 2 炉内温度測定結果（F-1h, L-4h）

3. 炭化深さおよび断面内温度測定実験

3. 1 実験方法

表 2 に示した試験体 F-1h は、6,000mm の梁試験体から長さ 680mm の試験体を 5 つ切り出した。加熱実験では 5 つの分割試験体を同時に加熱した。梁試験体を 3 面加熱とするために、分割試験体の上部および分割小口面が直接加熱されないように、繊維混入けい酸カルシウム板およびセラミックファイバースランケットにて被覆した。分割試験体を写真 1、炉への設置状況を写真 2 に示す。

標準加熱によって 1 時間加熱し、加熱終了直後および放冷過程（加熱開始から 2 時間・3 時間・4 時間および 8 時間後）において分割試験体を 1 体ずつ取り出した。分割試験体を取り出した後、すぐに水槽に入れて消火し、ワイヤブラシ等で炭化層を除去した。梁幅方向の炭化深さは、実験前の試験体幅から実験後残存断面の試験体幅を差し引いて、その数値の 1/2 とした。梁背方向の炭化深さは、実験前の試験体背から実験後残存断面の試験体背を差し引いた値とした。計測には金尺およびノギスを用い、計測位置は分割試験体の両端から 200mm の位置で切断し、その 2 つの切断面について残存断面寸法を計測した。梁幅方向については、各ラミナの上面部と中央部の 2 箇所において合計 26 点（炭化にて焼損した最下層のラミナを除いた 13 枚のラミナ）計測した。梁背方向については、梁幅方向の中央部、中央から 15mm、30mm、45mm、50mm、55mm、60mm および 65mm の位置において計 15 点計測した。

断面内温度は、JIS C 1602 に規定するクラス 2 の性能を持つ線径 0.65mm の K 熱電対を用いて、実験時間が最も長い 8 時間の試験体にて調べた。測定箇所は図 3 に示すように、ラミナ接着位置で計 18 点の温度を測定した。加熱実験用試験体は二次接着をおこない、写真 3 に示すように梁幅中央部を熱電対の配線経路（写真は接着前の様子）とした。図 3 では温度測定位置を 1 つの断面にまとめて示しているが、梁側面からの距離（65mm、中央、45mm）毎 3 断面に分け

写真 1 分割試験体

写真 2 炉への設置状況

図 3 試験体断面の熱電対挿入位置

写真 3 熱電対配線の様子

て、所定の深さまでドリルにて穴を開けて熱電対を配置した。接着面の不陸を無くすため、写真 3 に示す熱電対が配線される部分に溝加工を施した。

3. 2 火災加熱時および放冷過程での炭化深さと燃え止まり性状

加熱実験後の試験体より得た炭化深さを表 3 と表 4 に示す。表 3 に示す梁幅方向の炭化深さは、実験時の炭化の進行による断面焼失が著しい最下層（14 層）を除いた 13 層分の炭化深さのデータを示している。表 4 に示す梁背方向の炭化深さについて、放冷過程では、梁断面隅角部等の炭化による断面焼失および炭化層の脱落が進行している部分を除いたデータを示している（中心から 60mm まで）。

表 3 の梁幅方向の測定結果を見ると、梁上端からラミナ 11 層目までは概ね同程度の炭化深さであった。梁背方向の測定結果については、表 4 に示すとおり、試験体中心から外側に離れるにつれて、炭化深さが大きくなっており、隅角部付近における炭化進行に伴う断面欠損の影響が見られた。梁背方向の炭化深さは、梁幅方向の 1 方向炭化深さに比べてやや大きかった。既往実験による炭化速度は、カラマツ以外の樹種も含め、おおよそ 0.5～0.8mm/分である¹³⁾。本実験における加熱開始から 1 時間までの平均炭化速度は、梁幅方向で 0.61mm/分、梁背方向で 0.72mm/分であり、既往の実験結果に含まれる値であった。火災加熱終了後の放冷過程における炭化速度は加熱中に比べて小さく、火災加熱終了後から 1～2 時間経過した後は炭化がほとんど進行しなかった。試験体の自己燃焼による炎が見られたのは加熱終了後 15 分位までであり、それ以降における炭化の進行は小さかったと考えられる。ただし、写真 4 に示す梁試験体切断面の状況から、放冷時においても下面隅角部では炭化が進行したことがわかった。また、炭化層内側の変色領域については、加熱終了後に広がり、特に下面隅角部の変色領域は大きかった。

加熱終了後 2 時間放冷した試験体では取り出し時において数カ所の赤熱が確認されたが、加熱終了後 3 時間放冷した試験体では試験体側面の炭化層の内側に小さな赤熱が 1 箇所のみであった。加熱終了後 7 時間放冷した試験体では赤熱は確認されなかった。

以上、密度 0.53g/cm³ のカラマツ集成材梁の加熱試験では、燃え止まりが確認された。耐火性能評価試験に供される密度の小さな試験体 (0.45g/cm³ 程度) に比べ、一般的な密度の試験体であったため、燃え止まり性能にも多少有利に働いた可能性はある。また、本加熱実験の梁は通常よりも短いため、燃え止まりについては今後も慎重に検討する必要がある。

3. 3 火災加熱時および放冷過程の断面内温度分布

木材は高温になると木材自身の繊維が熱分解を起こして組織が脆くなり、強度が低下する。したがって、加熱実験の試験体断面内部に熱電対を挿入し、火災加熱終了後の放冷時における断面内温度分布を測定した。断面内部温度測定結果を図 4(a)～図 4(c) に示す。試験体下部から 30mm の位置では、加熱開始 10～15 分で温度が急激に上昇し、加熱開始 40～45 分位で 260℃ に到達した。炭化温度を 260℃ に仮定すると、前述の炭化深さ測定結果による梁背方向の炭化速度 0.72mm/分と概ね対応している。図 4(a) と図 4(c) で、梁下面から 60mm での温度を比較すると、梁側面から 45mm の温度は中央断面の温度よりも高く、隅角部での 2 方向加熱の影響を受けていることが分か

表 3 梁幅方向の炭化深さ [単位 mm]

ラミナ層	測定位置	梁上端からの距離 (mm)	加熱開始からの時間				
			1時間	2時間	3時間	4時間	8時間
1	上面部	0	34.8	39.3	36.5	37.8	39.5
	中央部	15	34.9	39.0	36.5	38.8	39.7
2	上面部	30	35.5	38.9	36.9	39.6	40.8
	中央部	45	36.4	39.6	37.9	40.1	41.2
3	上面部	60	38.0	40.2	38.6	40.8	41.9
	中央部	75	38.4	41.6	39.5	40.3	43.2
4	上面部	90	37.6	42.1	40.1	40.6	42.1
	中央部	105	37.5	42.0	41.4	41.1	41.8
5	上面部	120	37.1	40.9	41.4	42.1	42.3
	中央部	135	38.2	40.9	41.2	43.3	42.4
6	上面部	150	38.0	40.8	40.4	42.3	41.0
	中央部	165	37.9	40.8	41.6	42.1	40.8
7	上面部	180	38.1	41.0	39.6	41.7	41.0
	中央部	195	37.9	42.1	40.0	42.3	42.0
8	上面部	210	36.8	41.4	40.0	41.3	41.7
	中央部	225	36.5	41.0	39.3	40.9	41.4
9	上面部	240	35.3	40.1	39.3	40.2	40.5
	中央部	255	34.3	39.8	38.1	40.5	39.8
10	上面部	270	34.4	38.6	36.3	39.8	39.7
	中央部	285	34.7	39.5	37.6	39.8	39.8
11	上面部	300	36.3	39.5	39.3	39.8	41.4
	中央部	315	36.3	40.0	41.1	41.5	41.0
12	上面部	330	(36.1)	(40.9)	(42.6)	(43.3)	(42.5)
	中央部	345	(36.6)	(42.4)	(50.0)	(47.2)	(45.8)
13	上面部	360	(38.9)	(55.5)	(63.1)	(59.9)	(58.6)
	中央部	375	(49.2)	(84.7)	(105.0)	(105.0)	(90.7)
平均炭化深さ			36.6	40.4	39.2	40.8	41.1

※平均炭化深さは、表の括弧書きの数値を除いた数値を用いて算定

写真 4 試験体断面の炭化状況

る。下面から 90mm 以上の深さでは、温度履歴に大きな違いが無いことから、梁下面からの加熱の影響は小さいと考えられる。図 4 (b) と図 4 (c) に示すように、梁側面から 65mm かつ梁下面から 90mm 内側で

表 4 梁背方向の炭化深さ [単位 mm]

幅方向中心からの距離(mm)		加熱開始からの時間				
		1時間	2時間	3時間	4時間	8時間
中心 (0)		41.0	44.5	47.0	46.5	46.0
15	左	38.5	46.0	48.5	47.0	46.0
	右	42.0	45.5	48.5	47.0	47.0
30	左	38.0	49.0	50.5	50.0	50.0
	右	43.5	47.0	49.5	49.0	49.0
45	左	40.5	58.0	58.0	55.0	57.5
	右	46.5	53.0	54.0	57.0	53.5
50	左	42.0	62.5	64.5	60.0	60.5
	右	48.0	55.5	58.5	61.0	61.0
55	左	44.0	68.5	77.5	65.0	63.5
	右	51.0	57.5	63.5	69.0	66.0
60	左	(46.0)	(64.0)	(70.0)	(80.0)	(79.0)
	右	(55.5)	—	—	—	(80.0)
65	左	(51.5)	—	—	—	—
	右	(60.5)	—	—	—	—
平均炭化深さ		43.2	53.4	56.4	55.1	54.5

※平均炭化深さは、表の括弧書きの数値を除いた数値を用いて算定

は、1 時間加熱終了直後の温度が 50℃以下であるが、火災加熱終了後に断面内部の温度は上昇し続け、加熱から 3 時間後には、断面全体が 100℃を超えた。加熱開始 4 時間までは、下面からの加熱の影響を受けない側面から 45mm の位置における最高温度は約 210℃ (図 4 (a) の加熱開始から 2 時間後)、側面から 65mm の位置では約 180℃ (図 4 (b) の加熱開始 3 時間半後)、試験体の幅方向中央部では加熱開始から 4 時間で 150℃まで達した。断面中央および側面から 65mm の位置では、加熱開始 2 時間後の 100℃到達後に温度の上昇が緩やかになっており、水分の蒸発潜熱の影響が見られた。加熱開始 4 時間後位に内部温度は最大 (全断面で 110℃から 200℃) となり、それ以降は緩やかに低下した。加熱開始 4 時間以降では、耐力が回復する可能性も考えられる。

図 4 (a) 断面内温度測定結果 (側面から 45mm)

図 4 (b) 断面内温度測定結果 (側面から 65mm)

4. カラマツ集成材梁の火災時耐力実験

4. 1 実験方法

載荷実験および載荷加熱実験の実験概要図を図 5 に示す。梁試験体の支点間距離は 5,400mm、3 等分点 2 線載荷方式とし、中央ジャッキにロードセルを設置し、荷重値を計測した。加熱実験の試験体とは異なり、二次接着はされていない。また、試験体毎の耐力のバラツキを小さくするため、ラミナのフィンガージョイント継手位置を全層ともに等曲げ区間である載荷点より外側に配置させた。各試験体とも試験体上面を除く 3 面加熱とするため、上部は繊維混入けい酸カルシウム板およびセラミックファイバーブランケットにて被覆した。たわみについては試験体中央及び載荷点(2 箇所)について計測した。

載荷実験における載荷速度は 20kN/分程度とし、破壊するまで載荷した。常温実験 (L-0h) においては、梁中央の縁ひずみを圧縮側と引張側で 6 点ずつ計 12 点測定した。1 時間加熱直後の載荷実験 (L-1h) では、1 時間後に加熱を終了した直後から載荷し、破壊までに 7.5 分の時間を要した。1 時間加熱終了から 3 時間後の載荷実験 (L-4h) では破壊までに 5 分の時間を要した。

載荷加熱実験では載荷実験での耐力と比較するため、1 時間後の破壊を想定した載荷加熱実験 (LF-1h) では載荷実験 (L-1h) による最大荷重値を載荷荷重とし、加熱終了から 3 時間後の破壊を想定した載荷加熱実験 (LF-4h) では載荷実験 (L-4h) による最大荷重値を載荷荷重とした。LF-1h では破壊するまで標準加熱時間-温度曲線による加熱を継続し、LF-4h では 1 時間加熱後に放冷した。

4. 2 火災加熱前・火災加熱終了直後・加熱終了3時間後の耐力

載荷実験による荷重とたわみの関係を図6に示す。各試験体とも最大荷重に至るまで弾性的な挙動を示した。

常温時(L-0h)の最大荷重は 292.0 kN であり、本試験体の曲げに関する基準材料強度 31.5 N/mm² より算定される耐力値に対して 1.35 倍であった。構造用集成材を製造する場合は設計基準強度に対して 1~2 割程度の安全率が見込まれているが、今回の実験ではラミナのフィンガージョイントの継手配置を梁中央部の等曲げ区間から外したことから、通常よりも若干高めの結果となったと考えられる。常温実験(L-0h)における最大荷重時の梁中央断面の縁ひずみは、図 7 に示すように圧縮・引張両側ともに約 4000×10^{-6} であった。

加熱 1 時間後 (L-1h、最大耐力時の時間は 67.5 分) における最大荷重は 88.2 kN であり、常温時の約 30%であった。加熱 1 時間終了後

に 3 時間放冷した実験 (L-4h、最大荷重時の時間は 245 分) では、最大荷重が 41.6 kN であり、常温時耐力の約 14% であった。設計指標となる長期許容値と比較すると、L-1h の最大荷重は長期許容値より大きかったが、L-4h の最大荷重は長期許容値より小さかった。L-1h と L-4h の比較から、炉内で 3 時間の放冷をされている間に、最大耐力が大きく低下したことが分かる。火災加熱終了後における部材耐力の低下の原因については、未炭化領域における温度上昇に伴う部材剛性・耐力の低下、梁下端隅角部における炭化の進行が考えられる。また、木材内部の水分の蒸発も、部材の耐力低下に影響する要因の一つと考えられる¹⁴⁾。最大荷重時のたわみは、L-0h は 61.1 mm、L-1h は 61.2 mm、そして L-4h は 45.2 mm であった。写真 5(a)～写真 5(c) に示すように、3 体ともに、梁中央部近傍の最下層のラミナにおける引張破断に起因すると思われる曲げ破壊であった。

耐力（最大荷重）に至るまでの挙動が弾性的で脆性的な破壊を示す部材では、局所的な欠陥が耐力に大きな影響を及ぼし、耐力のバラツキが大きくなる。木構造部材においては、節等の欠損が常温時の耐力に影響を与え、加熱を受けた場合は炭化層の亀裂・脱落等のバラツキが耐力へ影響を及ぼす事となり得る。耐力に関する更なるデータの蓄積が必要である。

図 7 常温実験 (L-0h) における荷重-ひずみ関係

写真 5 (a) 荷重実験の破壊状況 (L-0h)

写真 5 (b) 荷重実験の破壊状況 (L-1h)

写真 5 (c) 荷重実験の破壊状況 (L-4h)

4. 3 荷重加熱実験による梁のたわみ挙動

荷重加熱実験 (LF-1h) における梁中央部のたわみ-時間関係を図 8 に示す。加熱開始直後からたわみが増加し、60 分以降でたわみ速度が増加し、79 分に荷重支持能力を失った。60 分位で壊れるという予想に反して、荷重実験 L-1h の最大耐力時の時間 67.5 分を大きく上回る結果であった。破壊時のたわみは 76mm であり、荷重実験 L-1h での最大荷重時のたわみ 61.2mm もより大きかった。LF-1h では、写真 6(a) に示すように荷重点近傍の最下層ラミナが破断しており、曲げ破壊であったと考えられる。荷重加熱実験 LF-1h において予想を上回る 79 分の耐火時間を示した理由を今回の実験結果のみで述べることは難しいが、前述したように部材強度もしくは炭化状況のバラツキが影響したと考えられる。

荷重加熱実験 (LF-4h) における梁中央部のたわみ-時間関係を図 9 に

示す。LF-1h と同様に加熱直後からたわみは増加し、40 分以降からたわみ速度が大きくなり、加熱を終了した 60 分以降でもたわみは増加し続け、121.5 分後に荷重支持能力を失った。荷重実験 L-4h で得られた最大荷重で荷重したため、240 分位までの荷重支持能力を期待したが、それと比べて半分位の時間であった。破壊時 121.5 分のたわみは約 65mm であり、荷重実験 L-4h の最大荷重時のたわみよりも大きかった。LF-4h の実験後における破壊状況を写真 6(b) に示す。LF-4h では、試験体の表面観察では破壊位置を確認できなかったが、荷重点付近で試験体を切断したところ、写真 6(b) の右写真に示すようにラミナの接着層のずれに起因するせん断破壊が確認された (黒丸の箇所)。荷重加熱実験 LF-4h において予想を下回る 121.5 分の耐火時間を示した理由は、ラミナ接着層のずれに起因するせん断破壊が生じたことが原因の一つと考えられる。今回の試験体に用いたレゾルシノール・フェノール樹脂系接着剤は高温時の接着性能に優れていると言われているが¹⁵⁾、F-1h の実験結果の図 4 (例えば(c)の断面中央部の温度) において、実験開始 2 時間以降の断面内部の温度上昇が緩やかになった時間と、LF-4h の実験で荷重支持能力を失った時間がほぼ同じであることから、水分の蒸発が接着剤の性能を低下させた可能性が考えられる。

図 8 たわみ-時間関係 (LF-1h)

図 9 たわみ-時間関係 (LF-4h)

5. 火災時および放冷過程における耐力低下に関する考察

5. 1 残存断面法による計算値と実験値の比較

準耐火構造の燃えしろ設計とユーロコード 5 の残存断面法による耐力を算定し、今回の実験結果と比較した。耐力計算に用いた値を表 5 に示す。

Case1 の燃えしろ設計による計算では、平成 12 年建設省告示第 1380 号に示されている燃えしろの値 (炭化深さ) を除いた断面を有効断面とした。Case2 では、ユーロコード 5 に示されている針葉樹

写真 6(a) 実験後の破壊状況 (LF-1h)

写真 6(b) 実験後の破壊状況 (LF-4h)

構造用集成材における公称炭化速度 0.7mm/分(隅角部の欠損が考慮された値)による炭化深さを求め、その数値に変色劣化領域 7mm を足した数値を有効炭化深さとし、その値を減じた断面を有効断面として残存耐力を算定した。Case3 の有効炭化深さは、加熱実験で得られた炭化深さ(表 3 および表 4 における平均炭化深さに変色劣化領域 7mm を加えた値)で、Case1~Case3 の曲げ耐力算定に用いた基準強度は、設計基準強度とした。Case4 は、有効炭化深さの値は Case3 と同じとし、基準強度には常温载荷実験結果から逆算された強度を用いた。Case3 と Case4 については、放冷過程の計算も行った。

これら 4 つの比較対象にて計算した計算値と実験値との比較を図 10 に示す。Case1 の燃えしろ設計による 60 分時の火災時耐力は、設計耐力に対して半分以上にまで低下しているが、L-1h の実験値よりやや大きめの値であった。Case2 の残存断面法による結果は、L-1h に対しては概ね一致した。Case3 の火災加熱終了時(60 分の加熱を受けた直後)の結果は、Case1 と一致し、L-1h の実験値よりもやや大きめの値であった。その後の放冷過程については、実験値を上回る結果であった。実強度に基づいた Case4 の結果と実験値と比較すると、火災加熱終了時の耐力の値は約 2 割近くの差が生じ、計算値が実験値を上回った。加熱 1 時間以降に放冷した場合の耐力については、载荷実験 L-4h および载荷加熱実験 LF-4h の結果に対して、計算値とさらに大きな差が生じた。Case1 から Case4 の計算結果は、残存断面の強度を常温時と同じに仮定した。火災加熱終了直後は、断面内部の温度が常温に近く、部材全体の強度低下に影響を及ぼすまでには至らなかった。一方、火災加熱終了後の放冷過程では、未炭化領域の温度が 100℃を超えたため、耐力計算結果に比べて実験値は小さな値を示した。加熱終了後の炭化速度の値は小さいが、火災加熱終了後の放冷過程において、未炭化領域の温度が 100℃~200℃まで上昇したことが梁の耐力低下に影響を及ぼしたと考えられる。

5. 2 残存断面の高温耐力低下を考慮した計算値と実験値の比較

ユーロコード 5 の残存断面法による計算値(図 10 に示す Case4 の耐力低下率)は実験値よりかなり大きく、常温時耐力に対する火災時耐力の比を精確に計算するためには、残存断面領域の強度低下を考慮する必要がある。ここでは、ユーロコード 5 の付録 B「高度

表 5 耐力計算に用いた値

計算方法	引用	強度* [N/mm2]	炭化深さ [mm]
Case1	準耐火構造 燃えしろ設計	31.5	45(60分) ⁹⁾
Case2	ユーロコード5 ¹⁰⁾		0.7t+7 (t：時間[分])
Case3		表3と表4の平均炭化深さに7mmを加えた値	
Case4			

* Case1~Case3 は設計基準強度、Case4 は载荷実験(常温)で得られた強度

図 10 実験値と残存断面法による計算値との耐力低下の比較

な計算方法」に示される木材の高温時における強度低下率(針葉樹の繊維方向に関する圧縮・引張・せん断強度低下率)を用いて、梁の火災時耐力について再検討した。この耐力計算では、単純化のため、以下 3 つの仮定を設けた。

- (1) 火災時における梁の曲げ耐力は、圧縮縁が圧縮強度に達するときの曲げモーメントと引張縁が引張強度に達するときの曲げモーメントの平均値から得る。高温強度の基準値となる圧縮・引張に関する常温時強度は、F-0h 実験による常温時曲げ耐力を元断面の断面係数で除した曲げ強度 42.6 N/mm² とする。
- (2) 火災時における梁のせん断耐力は、残存断面の図心軸上におけるせん断応力度がせん断強度に達するときの値から得る。高温せん断強度に用いる基準値(常温時強度)は、カラマツ集成材のせん断応力に対する基準材料強度¹⁶⁾ 3.6 N/mm² とする。
- (3) 梁の残存断面は、長方形断面を仮定する。梁幅方向の炭化深さ d_{char2} は、表 3 の平均炭化深さに 7 mm (ユーロコード 5 の変色劣化深さ)を加えた値とする。梁背方向の炭化深さ d_{char1} は、表 4 の炭化深さに 21 mm を加えた値とする(図 11 参照)。この残存断面に関して、梁背方向の温度分布は均一と仮定する。梁幅方向の温度分布は加熱実験の温度測定結果に基づいて与える。

仮定(1)は、常温時の载荷実験(L-0h)のみならず、加熱終了直後(L-1h)および放冷 3 時間後(L-4h)でも最大荷重に至るまで概ね弾性的挙動を示した(図 6 に示した荷重~たわみ関係が概ね線形であった)ことによる。梁の曲げ挙動に対して弾性の応力度分布を仮定すると、高温時の強度低下率と弾性係数低下率の関係から、圧縮縁の

方が先に圧縮強度に達する。このときの曲げモーメントで耐力を計算すると過小となる。一方、載荷実験で最大荷重時に梁下端の破断が生じたことを踏まえ、弾性の応力度分布で引張縁が引張強度に達するときの曲げモーメントで耐力を計算すると過大となる。本載荷実験での応力度分布は圧縮縁近傍が塑性化しながら引張縁が破断したと想定されるが、その場合は中立軸位置の再計算などが煩雑となる。したがって、曲げ耐力 M_u は、両者の平均値とし、式(1)より求めた。なお、今回は火災加熱による耐力低下勾配を検討するため、曲げ耐力算定に用いる強度の基準値は常温実験(L-0h)の結果から逆算した。本計算において中立軸位置は圧縮域と引張域の弾性係数で決まるが、常温時における断面の中立軸は図心軸に一致する(常温時では圧縮と引張の弾性係数は同じ)と仮定し、ユーロコード 5 付録 B の高温時弾性係数の低下率を用いて、高温時における中立軸と図心軸の距離 e を式(2)により求めた。

$$M_u = \frac{h'}{6} \left\{ \left(\frac{h'}{2} - e \right) (\sigma_{t1} b_1 + \sigma_{t2} b_2) + \left(\frac{h'}{2} + e \right) (\sigma_{c1} b_1 + \sigma_{c2} b_2) \right\} \quad (1)$$

$$e = \frac{h'(E_t + E_c) - h' \sqrt{(E_t + E_c)^2 + (E_t - E_c)^2}}{2(E_t - E_c)} \quad (2)$$

ここで、

h' : 残存断面の梁背 [mm]

b_1, b_2 : 残存断面領域 A1, A2 の幅 [mm]

σ_{t1}, σ_{t2} : 残存断面領域 A1, A2 の高温時引張強度 [N/mm²]

σ_{c1}, σ_{c2} : 残存断面領域 A1, A2 の高温時圧縮強度 [N/mm²]

E_t : 残存断面の引張域の高温時弾性係数(加重平均値) [N/mm²]

E_c : 残存断面の圧縮域の高温時弾性係数(加重平均値) [N/mm²]

仮定(2)による火災時における梁のせん断耐力は、載荷加熱実験(LF-4h)にてせん断破壊が生じたため検討を加えた。せん断応力度分布は矩形断面梁の放物線分布を仮定し、式(3)より求めた。本実験では常温時のせん断強度が不明であったため、本会・文献 16) による値を高温せん断強度の基準値として用いた。

$$Q_u = \frac{2h'}{3} \{ \tau_{u1} b_1 + \tau_{u2} b_2 \} \quad (3)$$

ここで、

h', b_1, b_2 : 前記と同じ

τ_{u1}, τ_{u2} : 残存断面領域 A1, A2 の高温時せん断強度 [N/mm²]

仮定(3)において梁背方向の温度分布を均一と仮定した理由は、図 4(b)・図 4(c)の温度測定結果において下端から 90mm 以上の温度がほぼ等しかったためである。よって、残存断面領域 A1 と A2 の温度は、下端から 90mm 以上の部分で取得した温度の平均値とした。但し、この温度では残存断面部における梁下端の温度を低く見積もることとなる。また梁下端の隅角部では炭化が進む。以上を踏まえて、梁下端部における炭化深さは、実測値に 21 mm (ユーロコード 5 の変色

劣化深さの 3 倍)を加えた値とし、梁下端からの加熱の影響を受けない範囲の温度を用いたことに整合させた。図 11 に残存断面モデルの 2 例を示す。また、式(1)～式(3)に用いた値および計算結果を表 6 に示す。

単位(mm)

図 11 火災時耐力計算に用いた残存断面モデル

表 6 本実験の耐力計算に用いた値および計算結果

	断面領域	加熱開始からの時間 [放冷時間]			
		1時間 [0時間]	2時間 [1時間]	3時間 [2時間]	4時間 [3時間]
梁背 h' [mm]	-	355.8	345.6	342.6	343.9
梁幅 b_1 [mm]	A1	80.0	80.0	80.0	80.0
梁幅 b_2 [mm]	A2	42.8	35.2	37.6	34.4
断面内温度 [°C]	A1	42.5	106.0	129.7	132.5
	A2	90.5	161.4	163.0	149.9
高温時引張強度 [N/mm ²]	A1	38.3	27.7	24.7	23.4
	A2	28.5	19.2	19.2	20.4
高温時圧縮強度 [N/mm ²]	A1	35.1	10.3	9.1	8.9
	A2	14.7	7.4	7.3	8.0
高温時せん断強度 [N/mm ²]	A1	3.10	1.40	1.23	1.21
	A2	1.71	1.00	0.99	1.08
高温時引張弾性係数 [N/mm ²]	A1	8265	4750	3895	3800
	A2	4940	3325	3230	3610
高温時圧縮弾性係数 [N/mm ²]	A1	8075	3325	2850	2755
	A2	3610	2280	2280	2375
火災時曲げ耐力 M_u [kNm]	A1+A2 (残存断面)	81.3	38.0	34.8	33.8
火災時せん断耐力 Q_u [kN]		76.8	33.8	30.9	30.6

残存断面領域の強度低下を考慮した耐力計算値と実験値の比較を図 12 に示す。ここで縦軸の耐力低下率は、常温載荷実験(L-0h)による耐力を 1.0 としたときの値とした。

曲げモーメントに関する耐力計算値は、加熱後の放冷過程における実験値の耐力低下まで概ね追跡できている。これは、残存断面部における炭化深さ・温度の設定およびユーロコード 5 の高温時強度低下率の組合せが概ね妥当であったためと考えられる。ただし、本試験体に用いたカラマツ集成材の高温時強度低下率はユーロコード 5 の針葉樹に関する値とは異なる可能性もある。したがって、これらの設定に関しては、カラマツ集成材の高温時強度低下率を高温素材実験によって把握した上で、再度検討する必要がある。

載荷加熱実験(LF-4h)ではせん断破壊が見られたが、せん断に関する耐力計算値は LF-4h の実験値(図 12 中における約 2 時間の値)

より2倍位大きな値であった。集成材に関する高温時せん断強度は、実験データに基づき改めて慎重に設定する必要があると考える。

図 12 高温耐力低下を考慮した計算値と実験値の比較

6. まとめ

本研究において実施した加熱実験・載荷実験および載荷加熱実験より得られた、1 時間の標準火災加熱を受けた後の放冷過程における挙動（耐力・炭化速度および温度分布）を以下にまとめる。

- (1) 標準加熱時の平均炭化速度は、梁幅方向で 0.61mm/分、梁背方向で 0.72mm/分であり、既往の実験結果に近い値であった。火災加熱終了後の放冷過程における炭化速度は比較的小さく、加熱終了から 1 時間以内で主に隅角部の炭化領域が拡大したが、加熱終了から 1 時間以降では炭化領域が拡大しなかった。
- (2) 本加熱実験に用いた密度 0.53g/cm³ のカラマツ集成材梁では、加熱終了から 7 時間後には赤熱が全く見られず、燃え止まり性能が確認された。
- (3) 残存断面部の温度は、加熱終了後から放冷 1 時間までの上昇が大きく、放冷 3 時間後に概ね最大（全断面で 110℃から 200℃）となり、放冷 3 時間以降は緩やかに低下した。
- (4) 載荷実験では、最大荷重に至るまで弾性的挙動を示して曲げ破壊した。載荷実験による耐力は、加熱 1 時間直後で常温時耐力の 30%まで低下し、さらに 3 時間放冷後は常温時耐力の 14%まで低下した。
- (5) 載荷加熱実験においては、加熱終了後もたわみは増加し続けた。LF-4h の実験においては、載荷実験 L-4h で得られた最大荷重による載荷加熱実験であったが、約半分の時間(120 分)で荷重支持能力を失った。
- (6) 残存断面法による耐力計算値は、設計値耐力を用いた場合で 1 時間加熱直後の耐力と概ね一致したが、実耐力を用いた場合および放冷 1 時間以降の耐力を大きく上回った。
- (7) 残存断面領域の温度上昇を考慮してユーロコード 5 の高温時強度低下率を与えた耐力計算では、火災加熱終了後の放冷過程における耐力低下を概ね追跡できた。

以上、火災加熱後の放冷過程における耐力の推移を示し、その耐力評価に対する 1 つの案を提示した。今回の実験条件では、長期許容値の半分以下の荷重であれば、加熱終了後においても荷重支持能力を有する可能性がある。今後は、梁の載荷加熱実験による放冷時

の耐力データを蓄積するとともに放冷 3 時間以降における耐力回復に関するデータも取得し、更に素材の高温時力学的特性に及ぼす温度と含水の関係等を明らかにし、より正確な耐力評価手法の確立に向けての提案を行う予定である。

謝辞

本実験を遂行するにあたり、三生技研(株)の井口久生氏には試験体製作において多大なるご協力を得ました。ここに感謝の意を表しまして御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 原田寿郎, 日本建築学会・木質材料耐火性 WG: 木質材料の耐火性, 日本建築学会・防火委員会・構造材料耐火性小委員会・構造材料耐火性シンポジウム資料, pp. 35-50, 2013. 3
- 2) 宮本圭一, 抱憲誓, 西村光太, 服部順昭, 安藤恵介, 石垣弘之, 原田寿郎, 上川大輔, 宮林正幸, 大内富夫: 耐火集成材の開発 その 7, ラミナの部分的薬剤処理により作製したスギ耐火集成材梁の載荷加熱実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2 pp. 323-324 2009. 8
- 3) 集成材建築物設計の手引: 日本集成材工業協同組合 編著 大成出版社 p. 170, 2012. 5
- 4) (一財)ベタリーピング制定 防耐火性能試験・評価業務方法書 平成 12 年 6 月 1 日制定/平成 26 年 3 月 19 日最終変更
- 5) 最上滋二, 中村賢一, 山田誠, 上杉三郎, 宮林正幸: 構造用集成材はりの耐火試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造系 pp. 2789-2790 1983. 9
- 6) 須藤昌照, 山田誠, 宮林正幸, 吉川利文, 中村賢一: 構造用集成材・単板積層材の耐火性能, 梁の載荷加熱試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2 pp. 147-148 2000. 9
- 7) 西田一郎, 山田誠, 宮林正幸, 中村賢一: API 接着剤を用いた構造用集成材の耐火性能に関する研究 その 2, 燃えしろ設計を適用したはり部材の載荷加熱試験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2 pp. 23-24 2005. 9
- 8) 田中義昭, 河原崎政行, 戸田正彦: 木質被覆材を用いたカラマツ集成材梁の準耐火性能の検討 その 2, 載荷加熱試験による評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集 A-2 pp. 315-316 2009. 8
- 9) 昭和 62 年建設省告示第 1902 号および平成 12 年建設省告示第 1380 号
- 10) BS EN1995-1-2: 2004, Eurocode 5 Design of timber structures, Part 1-2: General-Structural fire design.
- 11) 金城仁, 福田泰孝, 須藤昌照, 吉川利文, 遊佐秀逸, 常世田昌寿, 平島岳夫, 原田和典, 齋藤潔: H 形鋼内蔵型カラマツ集成材柱の燃え止まりに関する実験的研究, 構造工学論文集 Vol. 54B, pp. 193-200, 2008. 3
- 12) ISO 834-1: Fire-resistance tests – Elements of building construction – Part 1: General requirements, 1999
- 13) 日本住宅・木材技術センター: 地域材を活かした新事業・起業創出緊急対策事業 製材耐火性能開発事業報告書, pp. 1-96, 2003. 7
- 14) Schaffer, E.L.: State of structural timber fire endurance, Wood and Fiber, Vol. 9, No. 2, pp. 145~170, 1977
- 15) 原田寿郎, 宮武敦, 上川大輔 他: 木材の接着材強さの温度依存性と構造用集成材はりの耐火性能 木材学会誌 Vol. 59 No. 4, pp. 219~226, 2013
- 16) 日本建築学会: 木質構造設計規準・同解説, 許容応力度・許容耐力設計法, 2006. 12

BEHAVIOURS OF LARCH GLUED LAMINATED TIMBER BEAMS EXPOSED TO STANDARD FIRE HEATING DURING THE COOLING PHASE

Study on fire performance of structural glued laminated timber beams Part 1

Hitoshi KINJO *, *Shuitsu YUSA* **, *Takeru HORIO* ***, *Takeo HIRASHIMA* ****,
Takumi MATSUMOTO ***** and *Kiyoshi SAITO* *****

*Tsukuba Building Research and Testing Laboratory Center for Better Living, M. Eng.

**Center for Better Living, Dr. Eng.

***Tsukuba Building Research and Testing Laboratory Center for Better Living, M. Env.

****Associate Prof., Graduate School of Engineering, Chiba Univ., Dr. Eng.

*****Grad. Stud., Graduate School of Engineering, Chiba Univ.

*****Saito Wood Industry Co., Ltd.

Timber elements, which are different from other structural elements, have a characteristic problem in that the load bearing capacity decreases due to self-burning in the case of a fire, and this self-burning may continue after other fuel in the room has been exhausted. Therefore, the structural fire performance of timber elements should be clarified during not only the heating phase, but also the cooling phase. However, in examining the load bearing capacity of timber elements in a fire, few studies have considered the cooling phase. In the present paper, the fire performance of glued, laminated timber beams is discussed based on load-bearing fire tests that take the cooling phase into consideration.

The present paper described the fire performance, including the cooling phase, of structural glued laminated timber beams whose section was 210mm (width) x 420mm (height). The main conclusions were:

(1) Charring rate and the temperature distribution:

The charring rate during the heating phase, which was obtained from the charring depth of the separated specimens after heating for 1 hour, was 0.61 to 0.72 mm/min. During the cooling phase, specifically after 2 hours, the charring rate was approximately zero, except at the corners, although a dark area had spread around the heating boundary. The temperature at the centroid reached approximately 30°C after 1 hour and then increased gradually until reaching 120°C after 4 hours, during the cooling phase.

(2) Load-deflection behavior and deflection behavior under constant load in fire:

The maximum load and stiffness of the timber beams decreased considerably in fire, but their ductility did not increase. The maximum load of the specimen exposed to a 1-hour standard fire was reduced to approximately 30% of that of the specimen at ambient temperature. And the maximum load of the specimen exposed to a 1-hour standard fire and 3 hours of natural cooling in the furnace was reduced to approximately 14%. In case of the specimen for the load-bearing fire test including the cooling phase, the deflection rate did not decrease after end of heating.

(3) Approximation of the fire resistance based on the reduced cross section method:

The calculation results for the reduced cross section method during the cooling phase, the experimental values were lower than the calculated values. However, in the case of the calculation taking account of the strength reduction at elevated temperature during the cooling phase, the calculation results were in roughly agreement with the test results.

(2014年9月9日原稿受理, 2015年1月26日採用決定)