火災加熱を受けるスギ・カラマツ構造用集成材柱の座屈耐力および破壊時間

BUCKLING STRENGTH AND FAILURE TIME OF JAPANESE
CEDAR AND LARCH GLUED LAMINATED TIMBER COLUMNS EXPOSED TO FIRE五十嵐 樹^{*1}, 石井俊吾^{*2}, 山下平祐^{*3},
馬場重彰^{*4}, 染谷朝幸^{*5}, 平島岳夫^{*6}*Tatsuki IGARASHI, Shungo ISHII, Heisuke YAMASHITA,
Shigeaki BABA, Tomoyuki SOMEYA and Takeo HIRASHIMA*

This paper reports on results of load-bearing fire test of structural glued laminated timber columns with Japanese cedar and larch during not only heating phase but also cooling phase. The purpose of the tests was to confirm the properties of charring, the temperature distribution in the cross-section, the deformation behavior and the failure time. The failure time from the test result was compared with that of the calculated result by the buckling strength on the basis of tangent modulus theory and mechanical properties at high temperature in accordance with Eurocode5.

Keywords: *Structural glued laminated timber, Fire, Column, Failure time, Buckling Strength, Load-bearing fire test*

構造用集成材, 火災, 柱, 破壊時間, 座屈耐力, 載荷加熱実験

1. はじめに

火災時における木質構造の構造安定性を検討するには、鉛直荷重を支持する柱・梁の火災時耐力を見積もる必要がある。防火被覆が施されない準耐火建築物の柱・梁では、要求される耐火時間に応じて燃えしろ深さを部材断面から減じ、残りの非炭化部分で常温構造設計を行うことで荷重支持能力を確保するとされている¹⁾。しかしながら火災時には建物内部の可燃物が燃え尽きた後にも木質構造の断面内温度が上昇するため、火災減衰期において梁の耐力がさらに半減する可能性などが報告されている²⁾。木質構造の柱が火災に曝されると、炭化に伴う非炭化領域の断面二次モーメントの減少が著しく、細長比が大きくなるため、座屈によって破壊する危険性がある。火災時における柱の座屈破壊は、構造物の倒壊につながり、火災減衰期にまで消火活動が続ける消防隊員の人命に関わる問題である。したがって防火被覆を施さない木質構造で大規模建築物を造るには、柱の火災時破壊時間を予測する手法を確立する必要がある。

構造用集成材による柱の耐火性については、炭化深さに関するデータはある程度蓄積されており³⁾、一般的な傾向としては密度が大きな木材ほど耐火性に優れることが知られている。構造的な検討としては所定の時間までの変形量と荷重支持能力を確認した中村らの研究⁴⁾等はあるが、破壊に至るまでの挙動を把握して柱の火災時耐

力を検討した研究は少ない。木造柱の火災時耐力に関しては、火災加熱を受けて炭化した断面を想定した柱の常温圧縮試験結果と柱を有する木造土壁の載荷加熱実験結果を比較・検討した安井らの研究⁵⁾、さらにヤング係数の低下を考慮した清水らの研究⁶⁾があり、炭化後の断面による弾性曲げ座屈荷重に基づき柱の火災時耐力を予測できる可能性が報告されている。これらの研究では、細長比が比較的大きな柱を対象としたため弾性曲げ座屈荷重で耐力を概ね予測できる範囲にあり、加熱開始から45分までの準耐火性能について検討された。一方、大断面木材による柱が1時間以上の火災加熱を受けた場合でその減衰期の変形挙動までを調べた載荷加熱実験は皆無であり、火災加熱を受ける大断面構造用集成材の柱の破壊時間を予測する方法は未だ確立されていない。

そこで本研究では、大断面の構造用集成材による柱を対象とした載荷加熱実験を行い、標準的な火災加熱を受けた場合の炭化性状・断面内温度・変形挙動・破壊性状について、加熱終了後の炉内放冷過程での挙動も含めて明らかにする。火災加熱を受ける柱の破壊時間に及ぼす影響要因として、断面寸法・加熱時間・荷重条件を取り上げ、国産材のスギとカラマツの2種について比較・検討する。また、その実験結果に合わせるように断面内部温度を数値解析によって与え、Eurocode5の高温時力学的特性および接線係数理論に基づ

^{*1} 千葉大学大学院融合理工学府 大学院生^{*2} 構造計画研究所 修士(工学)(元千葉大学大学院生)^{*3} (一財)建材試験センター 博士(工学)^{*4} 大成建設技術センター 博士(工学)^{*5} (株)日建設計 博士(工学)^{*6} 千葉大学大学院工学研究院 教授・博士(工学)

Grad. Student, Graduate School of Sci. and Eng., Chiba Univ.

Kozo Keikaku Engineering Inc., M.Eng. (Former Grad. Student, Chiba Univ.)

Japan Testing Center for Construction Materials, Dr.Eng.

Taisei Advanced Center of Technology, Taisei Corporation, Dr.Eng.

Nikken Sekkei Ltd., Dr.Eng.

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

く座屈耐力計算による破壊時間と実験値の比較を行い、柱の火災時破壊時間を予測するための1つの手法を提案する。

2. 実験概要

2.1 実験条件および試験体

載荷加熱実験の条件を Table 1 に示す。試験体は全部で 20 体とし、カラマツ構造用集成材による柱(以下、カラマツ柱)を 10 体、スギ構造用集成材による柱(以下、スギ柱)を 10 体とした。実験変数は、樹種(カラマツ・スギ)、断面寸法(300mm 角・450mm 角)、加熱時間(30 分・60 分・90 分)、長期許容荷重に対する軸力の比(1・2/3・1/3; 以下、荷重比と称す)の 4 つとし、それぞれの違いによる影響を検討した。試験体名の一例を挙げると、L300-60-1 は、カラマツの 300 角断面、60 分加熱、荷重比 1 の試験体である。Table 1 において、* がついている試験体に関しては、断面内温度を把握するための熱電対を挿入した。

Table 1 Test parameters

Specimen name	Tree species	Cross-sectional dimension [mm]	Heating time [min]	Load ratio
L300-30-1*	Japanese Larch (カラマツ)	300×300 mm	30	1
L300-30-2/3				2/3
L300-60-1			60	1
L300-60-2/3				2/3
L300-60-1/3*		450×450 mm	60	1/3
L450-60-1				1
L450-60-1/3*			90	1/3
L450-90-1				1
L450-90-2/3*				2/3
L450-90-1/3				1/3
C300-30-1	Japanese Cedar (スギ)	300×300 mm	30	1
C300-30-2/3*				2/3
C300-60-1			60	1
C300-60-2/3				2/3
C300-60-1/3*		450×450 mm	60	1/3
C450-60-1				1
C450-60-1/3*			90	1/3
C450-90-1				1
C450-90-2/3				2/3
C450-90-1/3*				1/3

* Thermocouples inserted

Table 2 Specifications of specimens

Tree species	Japanese Larch	Japanese Cedar
Strength grade	E95-F315	E65-F255
Length	3,300 mm	
Lamination	Thickness 30 mm	
Lamination grade	L100	L70
Adhesive	Resorcinol phenol resin	
Oven-dry density [g/cm ³] (Cross-section) min~max	0.520 (300×300) 0.505~0.539 0.534 (450×450) 0.513~0.563	0.371 (300×300) 0.330~0.400 0.347 (450×450) 0.331~0.370
Moisture content [%] (Cross-section) min~max	11.6 (300×300) 10.5~12.2 10.4 (450×450) 9.9~11.0	11.3 (300×300) 11.1~11.7 11.5 (450×450) 11.3~11.9

試験体の概要を Table 2 に示す。同一等級構造用集成材を使用し、強度等級はカラマツ柱で E95-F315、スギ柱で E65-F255 である。試験体長さは 3300mm とし、ラミナ厚さは 30mm とした。ラミナは、JAS に準じて、弾性係数に基づき選別した。105℃乾燥前後の重量を測定した結果より、Table 2 には樹種および断面寸法ごとにラミナの全乾密度と含水率の平均値と最大・最小の値を示している。一つの樹種・断面でのラミナサンプル数を 10 とし、サンプルは各試験体の両端木口面から採取した。木材工業ハンドブック⁷⁾によると、カラマツの気乾密度は平均 0.50g/cm³(最小 0.40~最大 0.60g/cm³)とある。本実験に用いたカラマツ柱での気乾密度は平均 0.580 と 0.589g/cm³で、一般的なものよりも高い値となった。接着剤にはレゾルシノール・フェノール樹脂系接着剤を用いた。Fig.1 に試験体の断面温度測定位置を示す。温度測定位置は、両樹種で同じとした。300mm 角では 60 分加熱に対して、450mm 角では 90 分加熱に対して炭化領域と非炭化領域の境界部の温度および非炭化領域の温度分布を把握できるような位置に熱電対を 15 箇所挿入した。300mm 角試験体では 75mm×300mm の集成材を 4 つ、450mm 角試験体では 75mm×450mm と 150mm×450mm の集成材を 2 つずつ二次接着し作成した。

2.2 実験方法

載荷加熱試験装置を Fig.2 及び Photo 1 に示す。本実験は建材試験センターの柱炉を用いて実施した。試験体上下端部に球座を設置し、両端部ともに境界条件はピンとした。柱の座屈長さは 3,300mm、加熱長さは 3,000mm とした。加熱条件は ISO834-1⁸⁾ に規定される標準加熱温度曲線に則り、設定した加熱時間で加熱した後、試験体の荷重支持能力が喪失するまで、炉扉を閉じた状態での放冷を行った。Fig. 3 に炉内温度データの平均値の推移を示す。加熱時間 60 分の場合で比較すると、放冷過程の温度は断面が大きいくほど高くなった。またカラマツに比べスギの温度は高く推移した。本実験は不燃材料で区画化された状況を再現したものである。実火災では、区画部材の仕様や開口条件などにより、火災減衰期の温度が実験時の炉内温度よりも高くなる可能性がある。試験開始から 12 時間荷重を支持し続けた試験体については、荷重を漸増させて破壊させ、破壊性状を把握すると共に、12 時間時点での耐力を測定した。耐火性能評価試験時と同様に放冷時の炉内の給気は、最小送風量を 6m³/min とし、炉外との差圧がゼロになるように排気した。柱脚部の油圧ジャッキにより試験体に載荷し、容量が 5MN のロードセルにて荷重を制御した。柱脚側の球座の下部板(回転しない側)に変位計を二箇所設置し、柱脚部の鉛直変位を測定し、その平均値を軸方向変位とした。また柱脚側の球座上部板(回転する側)の鉛直変位を北東・南西・北西・南東の四箇所測定し、これらの相対変位を測定区間の距離で除して柱脚部の回転角とした。球座上部板での鉛直変位は、上部板の側面のボルト穴にアイボルトを取付け、球座と連動して動くアイボルトの変位量を巻込み式変位計で測定した。本実験での破壊時間は、収縮速度の急増により載荷荷重が試験荷重の 95% を下回った時、もしくは収縮量が 33mm(試験体長さの 1/100)に達した時とした。加熱実験終了後の残存断面の計測は、破壊位置から長さ方向に±300mm と±900mm の位置で切断した 4 断面を対象とし、柱幅方向と柱背方向に関して 15mm 間隔でノギスまたは定規にて計測した。ただし、破壊位置が柱の中央付近以外で生じて、切断面が

• thermocouple ▽ assembly glue
Fig. 1 Cross-sections and position of thermocouples

Photo 1 Exterior of a specimen and testing set

Fig. 2 Test setup

加熱範囲から外れた場合は、代わりに加熱範囲でもう 1 断面の残存断面を計測した。

Table 3 Test results

Specimen name	Failure Time [min]	Failure mode *	Load bearing capacity [kN](Load)	Residual ratio in cross-sectional area [%]	Residual ratio in cross-sectional secondary moment [%]	Slenderness ratio
L300-30-1	257	C	788.4	61.4	35.1	50.4
L300-30-2/3	720	B	(1662.4)	61.7	35.3	50.4
L300-60-1	95	B	788.4	41.8	16.0	61.7
L300-60-2/3	169	B	525.6	41.4	15.4	62.6
L300-60-1/3	720	B	(379.5)	33.4	10.6	67.7
L450-60-1	283	C	1929.8	50.0	22.9	37.5
L450-60-1/3	720	C	(1014.9)	44.5	18.1	39.8
L450-90-1	185	B	1929.8	40.6	15.4	41.2
L450-90-2/3	281	B	1286.5	33.8	10.4	45.7
L450-90-1/3	532	B	643.3	30.8	8.6	48.1
C300-30-1	120	B	624.6	59.4	33.2	51.0
C300-30-2/3	169	B	416.4	56.8	29.9	52.5
C300-60-1	66	B	624.6	37.7	13.2	64.5
C300-60-2/3	95	B	416.4	36.3	12.0	66.2
C300-60-1/3	158	B	208.2	31.5	9.2	70.6
C450-60-1	164	B	1528.9	47.2	20.9	38.2
C450-60-1/3	465	C	509.6	30.5	8.6	47.7
C450-90-1	125	C	1528.9	36.9	12.9	43.0
C450-90-2/3	166	B	1019.3	28.4	7.5	49.5
C450-90-1/3	320	B	509.6	30.4	8.5	48.2

* B: Buckling C: Crushing

Fig. 3 Temperature in furnace

3. 載荷加熱実験結果

3.1 破壊時間・炭化性状・破壊性状

Table 3 に実験結果の概要として、破壊時間とその時間での荷重または耐力、破壊形式、非炭化領域の断面積と断面二次モーメントの残存率、残存断面から求めた細長比を示す。12 時間(720 分)荷重を支持した試験体に関しては、12 時間後に荷重を漸増させて得られた最大荷重を耐力とした。C450-60-1/3 と C450-90-1/3 に関しては、軸方向収縮量が ISO834-1 の規定値である 33mm に達した時、その他 18 体の試験体では、載荷荷重が試験荷重の 95%を下回った時を破壊時間とした。断面積および断面二次モーメントは、残存断面の計測結果を用い、柱背 15mm 毎に得た残存断面幅による台形断面の足し合わせとしてそれぞれ算出した。計測対象である 4 断面とも柱幅方向と柱背方向の平均を取り、さらにその 4 断面の平均の値とした。

Table 3 に示すように、全ての試験体において、加熱時間中に破壊したものはなく、準耐火性能を満たすことを確認した。カラマツ柱で 450 角の場合は、60 分加熱で荷重比 1 においても、加熱開始から 240 分以上荷重を支持し続ける性能を示した。カラマツ柱の 30 分加熱と 60 分加熱では、12 時間荷重を保持したものが 3 体あり、30 分加熱の実験では燃え止まり性能も確認された。スギ柱に比べて絶乾密度が大きなカラマツ柱の方が、同条件下で比較して、破壊時間は長かった。断面が大きく、加熱時間が短く、荷重比が小さいほど破壊時間は長くなり、逆転現象は起こらなかった。

非炭化領域の断面積と断面二次モーメントの残存率を比較すると、断面二次モーメントの方がかなり小さく、火災時に柱がより座屈しやすくなることが示された。同条件で同程度の破壊時間となったカラマツ柱(L300-60-2/3, 破壊時間 169 分)とスギ柱(C300-60-1/3, 破壊時間 158 分)の残存断面積はスギ柱の方が約 10%小さく、スギ柱の方がカラマツ柱と比較すると炭化しやすい傾向が確認された。

(a) C450-90-1 (Crushing) (b) C450-90-2/3 (Buckling) (c) C450-90-1/3 (Buckling)
Photo 2 Deformation and failure

Fig. 4 Displacement and Rotation angle of spherical support

Fig. 5 Slenderness ratio-failure time relationship

同じ加熱時間で荷重比が異なるカラマツ柱の L300-60-1 と L300-60-1/3 を比較すると、いずれも加熱終了後に破壊したにも関わらず、残存断面積の割合で約 1.25 倍の差が見られ、加熱終了後の放冷過程において炭化が進行したことが確認された。この傾向はスギ柱でも同様であった。

破壊性状について、本実験においては、試験体の破壊状況に加え、球座の回転状況により、試験体全体が屈曲する座屈破壊と、局所的に潰れる圧壊の二種類に分類した。実験終了時の変形及び破壊性状の例を Photo 2 に示す。柱脚部の鉛直変位及び球座回転角の推移に

ついて、座屈破壊した場合の例を Fig. 4 の(a)に、圧壊した場合の例を Fig. 4 の(b)に示す。球座の回転角は、球座における北東と南西の鉛直変位の差および北西と南東の差を、各両者の距離で除したものである。Fig. 4 の(a)に示す座屈破壊の例では、鉛直変位が増大する破壊時に回転角の発生と急増が見られるが、Fig. 4 の(b)に示す圧壊の場合はそれが見られない。全 20 体の試験体の内、15 体が座屈破壊であった。座屈破壊が多い理由は、加熱時および放冷時に断面が減少して細長比が大きくなったためである。Fig. 5 に実験終了後の残存断面の計測結果を用いて算出した細長比と破壊時間の関係を示す。本実験では、細長比が 51 を超える場合で、すべて座屈破壊となった。450 角断面で 60 分加熱の場合は圧壊が多かったが、300 角断面で 60 分加熱の場合はすべて座屈破壊であった。元断面が大きいと、破壊時の細長比も小さくなるため座屈しにくくなり、燃え込みが大きく残存断面積が小さな部分で圧壊したと考えられる。450 角断面であっても 90 分加熱の場合は、座屈破壊が多かった。元断面が大きい場合でも、加熱時間が長くなると破壊時の細長比が大きくなり、座屈破壊へと移行する傾向が見られた。スギ柱はカラマツ柱と比較し、短い時間で細長比が大きくなり、早期に座屈破壊する傾向が見られた。

3.2 断面内温度

火災時における柱の耐力を算定する際は、非炭化領域の温度の把握が重要となる。Fig. 6 の(a)~(d)にカラマツ柱、Fig. 7 の(a)~(d)にスギ柱における温度-時間関係の実験結果を示す。カラマツ柱の炭化層の境界部に近い箇所温度は、加熱終了から 3 時間位時間が経過すると停滞して、その後低下する傾向が見られた。一方、スギ柱では、放冷過程においても、非炭化領域での温度が上昇し続ける傾向が見られた。炭化温度を 260℃と仮定した場合、加熱中には炭化に至らなくとも、放冷時に炭化したと思われる箇所がこれらの温度結果から把握された。また同条件下では、カラマツ柱に比べてスギ柱の方が、260℃を超えた箇所が多かった。カラマツ、スギともに 100℃から 150℃において、水分蒸発による温度の停滞が見られた。Fig. 6(b)のカラマツ柱 300 角・60 分加熱では断面中心部(No.14)が 100℃に到達した時間は試験開始から 270 分頃であったが、450 角・60 分加熱では 720 分頃であった。断面の増加により、未炭化領域における温度上昇速度が大幅に低下することが確認された。Fig. 7 の(c)において、No.11 から No.14 の温度が 135 分以降、その他の温度が 225 分以降に急激に上昇した。これは被覆を施した柱脚部において燃え込みが発生し、熱電対が短絡したことが原因である。

Fig. 8 の(a)に 300 角、60 分加熱、Fig. 8 の(b)に 450 角、90 分加熱試験体の断面内温度における樹種の違いによる影響を示す。Fig. 8(a)の 300 角・60 分加熱条件では、加熱中は非炭化領域の温度でカラマツとスギによる差はないが、加熱終了後はスギがカラマツの温度を若干上回った。Fig. 8(b)の 450 角・90 分加熱条件では、初期温度の差もあつたか、加熱中からスギの方がカラマツよりも先に温度が上昇して高い温度を保持し続けた。その他の実験条件でも、スギの方がカラマツよりも温度が高くなる傾向が見られた。

3.3 軸変形挙動

Fig. 9(a)~(d)に柱脚部での軸方向変位と時間の関係を示す。収縮方向を正とし、以下ではこの軸方向変位を収縮量と称す。全試験体において、収縮量の増加は加熱開始直後から始まった。収縮量は、

(a) 300×300 · 30min

(b) 300×300 · 60min

(c) 450×450 · 60min

(d) 450×450 · 90min

Fig. 6 Cross-section temperatures of Japanese larch columns

(a) 300×300 · 30min

(b) 300×300 · 60min

(c) 450×450 · 60min

(d) 450×450 · 90min

Fig. 7 Cross-section temperatures of Japanese cedar columns

(a) 300×300 · 60min

(b) 450×450 · 90min

Fig. 8 Effect of tree species

Fig. 9 Axial displacement

加熱中よりも放冷過程においてより増加した。ISO834-1⁹⁾では柱の変形限界量を柱長さの1/100(本実験では33mm)と定めているが、2例を除く試験体で収縮量が33mmに到達する前に破壊した。破壊時の収縮量は柱長さの1/200を上回るものが多く、スギでは全てで1/200を上回った。Fig. 9(a)で荷重比が異なるC-1とC-2/3を比較すると、加熱開始から荷重比1と比べ荷重比2/3の収縮量の増加は小さく、収縮量は荷重比と同程度の割合で増加した。破壊時間は荷重比1の場合と比較し、荷重比2/3で約1.4倍となった。その他断面・加熱条件下においても、同様の傾向が見られ、荷重比を小さくすることで崩壊時間が大きく延びた。同断面・同荷重比の条件で、加熱時間が異なるFig. 9(c)のL-1(60分加熱)とFig. 9(d)のL-1(90分加熱)を比較すると、90分時点での収縮量は3mm位で同程度だが、その後は90分加熱の収縮速度が大きくなり、100分位早く破壊に至った。同加熱・同荷重比の条件(C-1, L-1, C-1/3, L-1/3)で、断面が異なるFig. 9(b)とFig. 9(c)に示す結果を比較すると、300角断面に比べて450角断面の破壊時間はカマツ・スギともに2~3倍であった。元断面が大きいと非炭化領域の残存断面積の割合が大きく、内部温度上昇も抑制されるため、破壊時間は大きく伸びた。樹種で比較すると、加熱終了時点のスギ柱の収縮量はカマツ柱の1.5~2倍程度であった。カマツに比べてスギは燃焼しやすく、炭化の進行に伴う断面減少も大きいため、早期に収縮量が増加して破壊に至った。破壊時の収縮量の平均値は、カマツが17.8mm、スギが25.8mmであり、スギはカマツの1.45倍であった。Fig. 9(b)のL-1/3では、270分位で収縮量の増加は小さくなり、結果として720分間荷重を保持し続けた。非炭化領域の温度が全域で100℃を超えた270分位で収縮量の増加が小さくなった理由は、断面内部の水分がほぼ蒸発して強度が回復し始めた¹³⁾ためであると考えられる。Fig. 9(d)の90分加熱においては、12時間荷重を保持したものはな

かった。しかしL-1/3のように荷重を小さくすれば、90分加熱においても360分以上荷重を支持できる可能性が示された。

4. 柱の火災時座屈耐力および破壊時間に関する考察

4.1 火災時における柱の座屈耐力の計算方法

火災加熱を受ける構造用集成材柱の座屈耐力を接線係数理論に基づき計算し、座屈耐力と載荷荷重が一致する時間を計算による破壊時間とし、実験で得た破壊時間と比較した。この手法は、本会の鋼構造耐火指針⁹⁾およびコンクリート充填鋼管構造設計施工指針¹⁰⁾にて採用されている方法である。木材の熱膨張ひずみは比較的小さいため本耐力計算においては無視した。

柱の圧縮ひずみを ε とすると、そのひずみに対応する要素 i の応力 σ_i を合算して得る柱の圧縮力 N_1 は下の式(1)で与えられる。断面内の位置で要素毎の温度が異なるため、ひずみは同じでも各要素の応力は異なる。

$$N_1 = \sum_i \{\sigma_i \cdot A_i\} \quad (1)$$

ここで、 σ_i : 要素 i の応力-ひずみ曲線上でひずみ ε 時の応力[N/mm²]

A_i : 要素 i の断面積[mm²] (以下同じ)

そのひずみ ε に対応する接線係数を $E_{t,i}$ とすると、そのときの柱の座屈荷重 N_2 を下の式(2)で与えられる。

$$N_2 = \sum_i \frac{\pi^2 \cdot E_{t,i} \cdot A_i \cdot y_i^2}{l^2} \quad (2)$$

ここで、 l : 柱の長さ、有効座屈長さ(3,300mm)

$E_{t,i}$: 要素 i の応力-ひずみ曲線上でひずみ ε の接線係数[N/mm²]

y_i : 断面の図心軸から要素 i の図心までの距離[mm]

本計算では要素数を300角断面で576要素、450角断面で1156要素に分割しているため、断面図心軸に関する二次モーメントを $A_i \cdot$

y_t^2 で近似した。式(1)より得る圧縮力 N_1 と式(2)により得る座屈荷重 N_2 が同値となるときの値をその時間における柱の座屈耐力 P_{cr} とした。そして、この座屈耐力と載荷荷重が等しくなる時間を柱の破壊時間とした。

なお柱の断面耐力 P_u は下の式(3)で求めた。

$$P_u = \sum_i \sigma_{c,i} \cdot A_i \quad (3)$$

ここで、 $\sigma_{c,i}$ ：要素 i の圧縮強度[N/mm²]

Fig. 10 に座屈耐力 P_{cr} と断面耐力 P_u の例として、カラマツ柱・300mm 角・60 分加熱での 60 分時の結果を示す。本計算はひずみを 10×10^{-6} ごとに増加させて算出した。Fig. 10 に示すように N_1 と N_2 の交点より P_{cr} が得られ、 N_1 は P_u に漸近する。Fig. 11 の(a)と(b)にカラマツおよびスギの圧縮に関する高温時応力-ひずみ曲線を示す。応力 σ -ひずみ ε 曲線は、Richard 式¹¹⁾を参照して下式で与えた。

$$\sigma = \frac{(E - E_p) \cdot \varepsilon}{\left\{1 + \left|\frac{\varepsilon}{\varepsilon_1}\right|^n\right\}^{\frac{1}{n}}} \quad (4)$$

$$\varepsilon_1 = \frac{\sigma_c - 0.01E_p}{E - E_p} \quad (5)$$

ここで、 E ：圧縮弾性係数[N/mm²]、 E_p ：硬化係数($E_p = E/1000$)

ε_1 ：漸近線の交点におけるひずみ、 σ_c ：圧縮強度[N/mm²]

n ：応力-ひずみ曲線のとり具合を表す係数 ($n=4.0$)、 T ：温度[°C]

上式における力学的特性には高温時の値を用いる。カラマツとスギの高温時における圧縮強度と圧縮弾性係数は、Eurocode5¹²⁾の付録に示されている softwood の高温時残存率に常温値を乗じて与えた。Eurocode5 では、圧縮強度を 100°C で常温時の 25%、圧縮弾性係数を 100°C で常温時の 35%とし、300°C で両者の値をゼロとし、その

Fig. 10 An example of P_{cr} and P_u at 60min (L-300-60)

(a) Japanese larch (b) Japanese cedar
Fig. 11 Compressive stress-strain curves

Fig. 12 Relation between stress ratio and strain

間を線形補間している。常温時の圧縮強度と圧縮弾性係数は、素材の圧縮実験結果¹³⁾に基づき、カラマツでは 48.5N/mm²と 12,563 N/mm²、スギでは 34.0N/mm²と 7,109 N/mm²とした。耐力計算に用いた温度は、各要素が経験した最高履歴温度とした。Fig. 12 に素材の高温時圧縮実験結果¹³⁾から得た応力比-ひずみ関係と Richard 式に基づく式(4)の応力比-ひずみ関係を示す。応力比は各素材試験体のその時点のひずみでの応力を最大応力で割った値である。式(4)の n の値を 4.0 とすると、両樹種共に常温と 100°Cにて応力比-ひずみ曲線が概ね対応した。

4.2 柱の断面内温度分布

火災時耐力を計算する際は、木材の高温時における弾性係数と強度の低下を考慮するため、断面内温度を正確に与える必要がある。木材の場合、断面内温度測定点の燃え込みの状況などに影響し、同じ測定位置であっても温度のばらつきが見られる。また実験で得られる温度情報は Fig. 1 で示したように限定的である。したがって、耐力計算に用いる断面内温度分布は、実験で得た温度の結果ではなく、2次元有限要素法による熱伝導解析¹⁴⁾により与えた。その熱伝導解析に用いる熱定数は、実験で得られた温度結果に対応するように設定した。常温時の絶乾密度および重量含水率は、Table 2 に示したサンプル値を使用した。高温時の木材の熱特性(密度・比熱・熱伝導率)は Eurocode5 に基づき設定したが、カラマツの熱伝導率のみ実験結果に合わせるよう Eurocode5 の値の 1.35 倍に設定した¹⁵⁾。加熱終了後の放冷過程において、木材自身による発熱を考慮するため、自己燃焼効率を定めた。自己燃焼効率は、木材の全発熱量に対して要素の温度上昇に寄与する熱量の割合であり、炭化層との境界部近傍における温度の実験結果と近い値になるよう設定した^{14)・15)}。断面内の要素分割は、300 角断面では各辺を 24 分割し 576 要素、450 角断面では各辺を 34 分割し 1156 要素とした。要素の幅は、温度変化が急である表面付近を 7.5mm、中心部で最大 30mm とし、実験時の温度測定位置と対応するようにした。入力温度は、加熱時

間中は ISO834-1 による標準加熱温度曲線とし、加熱終了後の放冷過程の温度は、炉内温度の実験結果に基づき近似式で与えた。

実験結果と解析結果の比較の例として、300 角・60 分加熱条件におけるカラムツの結果を Fig. 13(a)にスギの結果を Fig. 13(b)に示す。実験より得た 15 点での温度について、耐力計算に関係する 300℃以下の範囲で比較した。カラムツ、スギともに 150℃を超える箇所の一部の温度で実験値と解析値に差が見られるが、非炭化領域での温度は概ね±20%の範囲に収まった。Fig. 14 に両樹種における 300 角と 450 角の 60 分加熱条件の断面中心部(No.14)と炭化層境界部近傍の温度(No.9)での実験値と解析値の比較を示す。炭化境界部近傍での温度(No.9)は若干実験値と解析値に差があるが、圧縮強度及び弾性係数が大きく低下する 100℃までの範囲内では断面中心部(No.14)、炭化境界部近傍(No.9)共に精度よく追跡できた。火災時における木材の内部温度については、不燃材料であるコンクリートの内部の温度などと比べても実験結果のばらつきが大きいため、これ以上の精度で実験結果を再現することは難しいと判断した。

Fig. 13 Comparison of temperature

Fig. 14 Comparison of cross-section temperature between test and analysis results (Solid line: test, Dashed line: analysis)

4.3 計算結果と実験結果の比較

Fig. 15 に 300 角・60 分加熱、450 角・90 分加熱条件でのカラムツ柱およびスギ柱の座屈耐力 P_{cr} と断面耐力 P_u の計算結果を示す。耐力計算の結果は 20 分ごとに出力した。プロットは各実験での破壊時間を示している。座屈耐力および断面耐力の低下曲線と実験時の載荷荷重を示した横線の交点が計算による破壊時間である。実験による破壊時間は、Fig. 15 に示す例のように、座屈による破壊時間と断面耐力に達する時間の間にあるものが大半であった。計算による耐力低下曲線は、断面の大きさや加熱時間に関わらず、実験で得た耐力の低下傾向を捉えていることが分かる。Fig. 15(b),(d)に示すスギ柱では耐力低下が止まらずに耐力が 0 に近づいたが、Fig. 15(a),(c)に示すカラムツ柱では耐力低下が徐々に小さくなった。 P_{cr} と P_u を比較すると、 P_{cr} の方が早い時間帯での耐力低下が大きい。こ

Fig. 15 Load bearing capacity-time relationship

れは時間経過に伴う断面積の低下の度合いよりも断面二次モーメントの低下の度合いが大きいに起因する。また柱の細長比が大きな 300 角断面の方が P_{cr} と P_u の差は大きくなる。Fig. 16 に全 20 体の実験の破壊時間と座屈耐力による破壊時間および断面耐力に到達する時間の比較を示す。全ての条件で、座屈耐力による破壊時間は実験の破壊時間よりも短かった。低荷重になるほど実験と座屈耐力による破壊時間の差は大きくなった。断面耐力に達する破壊時間は実験の破壊時間よりも長くなる傾向が見られた。以上の結果より、カラマツ・スギの破壊時間は、Eurocode5 の高温時力学的特性を用いた座屈耐力計算によって安全側に評価された。この理由は、本実験に用いた木材の高温時強度・弾性係数が Eurocode5 の設計値よりも大きかったためと考えられる。

Fig. 16 Comparison of the failure times

5. まとめ

カラマツ・スギ構造用集成材による柱の載荷加熱実験を実施し、樹種・断面寸法・加熱時間・荷重比による影響の違いを検討した。また構造用集成材による柱の火災時座屈耐力に基づく破壊時間予測方法を提案した。結果を以下にまとめる。

- (1) カラマツ柱・スギ柱ともに、300 角断面では 60 分以上、450 角断面では 90 分以上の標準加熱に対して、長期許容荷重を加熱時間以上支持した。カラマツ柱では、60 分加熱で荷重比が 1/3 のとき 12 時間以上荷重を支持した。
- (2) カラマツ柱に比べてスギ柱は、加熱終了後の断面減少が大きく、また断面内部温度が高くなるため、早期に収縮量が増加して破壊に至った。
- (3) 柱の破壊時の収縮量は柱長さの 1/200 を上回るものが多かった。カラマツ柱に比べ、スギ柱の方が破壊時の収縮量が大きかった。
- (4) 450 角断面の破壊時間は、同じ加熱時間と荷重比の 300 角断面の破壊時間の 2~3 倍であった。
- (5) 本実験においては、破壊時の細長比が 51 を超えた試験体で、すべて座屈破壊となった。実験後の断面二次モーメントの残存率は、断面積の残存率よりもかなり小さくなり、火災時に柱がより座屈しやすくなることを示した。
- (6) 接線係数理論および Eurocode5 の高温時力学的特性を用いた座屈耐力計算による破壊時間は、全ての実験の破壊時間よりも短く、カラマツ柱とスギ柱の破壊時間が安全側に評価された。

本論文においては Eurocode5 に基づいた高温時力学的特性値を与えたが、この値をどう与えるかによって計算結果が大きく変化する。高温時力学的特性値の適切な与え方についての更なる検討が必要である。

謝辞

本研究は、平成 28 年度～平成 30 年度に国土交通省の住宅・建築物技術高度化事業の助成を受け、千葉大学・日本集成材工業協同組合・大成建設・日建設計の共同技術開発「構造用集成材を用いた建築物の火災時倒壊時間予測に基づく設計技術の開発」の一部として実施された。関係各位に謝意を表す。

参考文献

- 1) Architectural Institute of Japan: Standard for Structural Design of Timber Structures, 2006 (in Japanese)
日本建築学会：木質構造設計規準・同解説，2006
- 2) H. Kinjo, S. Yusa, T. Horio, T. Hirashima, T. Matsumoto and K. Saito: 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-, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 80, No. 711, pp. 831-840, 2015. 5 (in Japanese)
金城仁，遊佐秀逸，堀尾岳成，平島岳夫，松本匠，齋藤潔：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，日本建築学会構造系論文集 第 80 巻 第 711 号，pp. 831-840, 2015. 5
- 3) Architectural Institute of Japan: Guide Book for Fire-Resistive Performance of Structural Materials, 2017 (in Japanese)
日本建築学会：構造材料の耐火性ガイドブック，2017
- 4) K. Nakamura, K. Mogami: Fire Resistance Test of Glued Laminated Timber, Building Research Institute, Kenchiku Kenkyu Shiryo No.56, pp. 1-55, 1985. 12
中村賢一，最上滋二：構造用集成材の耐火性能実験，建設省建築研究所 建築研究資料 No.56, pp. 1-55, 1985. 12
- 5) N. Yasui, M. Shimizu, Y. Hasemi, M. Murakami, M. Kamijima, T. Kimura, A. Hokugo, Y. Tamura, M. Yoshida and K. Yamamoto: Prediction and Design of Mechanical Fire Resistance of Japanese Traditional Wood/Soil Walls by Compression Tests of Wood Posts, Journal of Environmental Engineering (Transactions of AIJ), No. 574, pp. 1-6, 2003. 12 (in Japanese)
安井昇，清水真理子，長谷見雄二，村上雅英，上島基英，木村忠紀，北後明彦，田村佳英，吉田正友，山本幸一：柱圧縮試験による木造土壁の火災加熱時の非損傷性予測と木造土壁外壁の防火設計，日本建築学会環境系論文集 第 574 号，pp. 1-6, 2013. 12
- 6) M. Shimizu, Y. Hasemi, M. Murakami and N. Yasui: Prediction of the Fire Resistance of Japanese Bare Timber Walls, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 611, pp. 165-170, 2007. 1 (in Japanese)
清水真理子，長谷見雄二，村上雅英，安井昇：木造真壁の耐火性能予測，日本建築学会構造系論文集 第 611 号，pp. 165-170, 2007. 1
- 7) Forestry and Forest Products Research Institute: Wood industry handbook, 2004. 3
森林総合研究所：木材工業ハンドブック，2004. 3

- 8) ISO 834-1: Fire-resistance tests – Elements of building construction – Part 1: General requirements, 1999
- 9) Architectural Institute of Japan: Recommendations for Fire Resistant Design of Steel Structures, 2017. 6 (in Japanese)
日本建築学会: 鋼構造耐火設計指針, 2017. 6
- 10) Architectural Institute of Japan: Recommendations for Design and Construction of Concrete Filled Steel Tubular Structures, 2008. 10 (in Japanese)
日本建築学会: コンクリート充填鋼管構造設計施工指針, 2008. 10
- 11) Richard, R.M., and Abbott. B.J. : Versatile elastic-plastic stress-strain formula, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol.10, No.4, pp. 511-515, 1975
- 12) Eurocode5: Design of timber structures – Part 1-2: General - Structural fire design, 2004
- 13) M. Ichikawa, S. Baba, T. Kataoka, T. Someya, T. Hirashima: Mechanical Properties of Cedar and Larch of Structural Glued Laminated Timber at High Temperature., Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety, pp. 357-360, 2017. 7 (in Japanese)
市川萌都, 馬場重彰, 片岡辰幸, 染谷朝幸, 平島岳夫: 高温加熱を受けるスギ・カラマツ構造用集成材の力学的特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 防火, pp. 357-360, 2017. 7
- 14) S. Ishii, M. Ichikawa, S. Baba, T. Kataoka, T. Someya and T. Hirashima: Sectional Temperature and Charring Behavior of Structural Glued Laminated Timber in Fire - Part 4. Heat Conduction Analysis Considering Self-Combustion of Timber -, Proceedings of JAFSE Annual Symposium 2018, JAFSE, pp. 92-93, 2018. 5 (in Japanese)
石井俊吾, 市川萌都, 馬場重彰, 片岡辰幸, 染谷朝幸, 平島岳夫: 火災時における構造用集成材の断面内温度と炭化性状-その 4.木材の自己燃焼を考慮した伝熱解析-, 平成 30 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp. 92-93, 2018. 5
- 15) T. Igarashi, S. Ishii, S. Baba, K. Shimizu, T. Someya and T. Hirashima: Sectional Temperature and Charring Behavior of Structural Glued Laminated Timber in Fire - Part 7. Comparison of the test results and the heat conduction analysis results -, Proceedings of JAFSE Annual Symposium 2019, JAFSE, pp. 128-129, 2019. 5 (in Japanese)
五十嵐樹, 石井俊吾, 馬場重彰, 清水邦夫, 染谷朝幸, 平島岳夫: 火災時における構造用集成材の断面内温度と炭化性状-その 7. 実験結果と熱伝導解析結果の比較-, 2019 年度日本火災学会研究発表会概要集, pp. 128-129, 2019. 5

BUCKLING STRENGTH AND FAILURE TIME OF JAPANESE CEDAR AND LARCH GLUED LAMINATED TIMBER COLUMNS EXPOSED TO FIRE

*Tatsuki IGARASHI^{*1}, Shungo ISHII^{*2}, Heisuke YAMASHITA^{*3},
Shigeaki BABA^{*4}, Tomoyuki SOMEYA^{*5} and Takeo HIRASHIMA^{*6}*

^{*1} Grad. Student, Graduate School of Sci. and Eng., Chiba Univ.

^{*2} Kozo Keikaku Engineering Inc., M.Eng. (Former Grad. Student, Chiba Univ.)

^{*3} Japan Testing Center for Construction Materials, Dr.Eng.

^{*4} Taisei Advanced Center of Technology, Taisei Corporation, Dr.Eng.

^{*5} Nikken Sekkei Ltd., Dr.Eng.

^{*6} Prof., Graduate School of Engineering, Chiba Univ., Dr.Eng.

Timber elements have a problem in that the load bearing capacity decreases due to self-burning during cooling phase. In the case of timber columns exposed to fire, it is possible to fail with buckling because the cross-sectional secondary moment decrease considerably. Buckling failure of columns in fire may induce collapse of building, and it involve in the lives of fireman. However, there was a few load bearing fire test data to research the buckling behavior and failure time of the glued laminated timber columns exposed to fire heating for more than one hour. Therefore, method for predicting the failure time of structural glued laminated timber columns exposed to fire has not been established yet.

This paper reports on results of load-bearing fire test of structural glued laminated timber columns with Japanese cedar and larch during not only heating phase but also cooling phase. The purpose of the tests was to confirm the properties of charring, the temperature distribution in the cross-section, the deformation behavior and the failure time. Influences of tree type (Japanese cedar, Japanese larch), cross-sectional dimension (300 mm square, 450 mm square), heating time (30min, 60min, 90min), and load ratio (1, 2/3, 1/3: the permanent allowable design load) on the load bearing capacity in fire were discussed. The failure time from the test result was compared with that of the calculated result by the buckling strength on the basis of tangent modulus theory and mechanical properties at high temperature in accordance with Eurocode5. The follow conclusions could be indicated from this research.

- (1) Failure time of cedar columns was shorter than that of larch columns because the cross-sectional reduction of cedar columns during cooling phase were larger and the internal temperature in cross-section of cedar columns were higher.
- (2) Under the same heating time and the load ratio conditions, the failure time of the 450mm square cross-section was 2 to 3 times longer than that of the 300 mm square cross-section.
- (3) All specimens which exceeded a slenderness ratio at the time of failure by 51 resulted in buckling failure. The residual rate of cross-sectional secondary moment was considerably lower than that of cross-sectional area, so it was indicated that the columns were more likely to buckling in fire.
- (4) It was indicated that the failure time which calculated by buckling strength using tangent modulus theory and mechanical characteristics in high temperature based on Eurocode 5 was equal to or a little shorter than that of the test result.

(2019年8月9日原稿受理, 2019年12月26日採用決定)