

木材の燃焼性および耐火性能に関する研究

原 田 寿 郎⁽¹⁾

HARADA, Toshiro : A Study on the Combustibility and the Fire Resistance of Wood

要 旨 : 火災時における木材の燃焼性および耐火性能を明らかにするため、面材料については、その着火性および発熱性に及ぼす因子について考察した。また、軸材料については、新しい接合方法である接着接合を例にあげ、その耐火性能発現機構について検討した。複雑な組織構造をもつ木材の着火時間は、まさ目面あるいは板目面を加熱した場合、密度の増加に伴って遅れることがこれまで経験的に知られていたが、木口面を加熱した場合も含め、密度、熱伝導率および比熱の積である熱慣性に比例することを明らかにした。発炎燃焼時の挙動については、炭化速度が質量減少量から計算可能であることを示すとともに、着火直後の段階、定常的な発炎燃焼が継続する段階および発炎燃焼が終了する段階の三つの段階に分けて分析することで発熱速度の推移が説明できることを明らかにした。また、材料の耐火性能を評価する上で重要な指標となる着火後 300 秒間の平均発熱速度や裏面温度が 260℃ に達する時間を簡易に予測する実験式を提案した。ついで、これまで曖昧であった難燃材料の評価基準を着火性と燃焼発熱性の関係から数値的に評価し、合理的な評価基準の設定が可能であることを示した。さらに、FRP 板とエポキシ樹脂を用いて接着接合された集成材梁が 30 分間の耐火性能を発現した根拠は、集成材断面の厚さのもたらす断熱効果と炭化層の遮熱性によることを明らかにした。

目 次

緒 言	3
1 木材の燃焼特性と大断面木材の耐火性能に関する既往の研究	6
1.1 木材の燃焼機構	6
1.2 木材の燃焼特性	6
1.2.1 木材の諸性質	6
1.2.2 着火性	8
1.2.3 既往の燃焼性試験による主要国産材の燃焼性比較	12
1.2.4 炭化速度	13
1.2.5 発熱速度	15
1.3 大断面集成材の耐火性能	16
2 木材の着火性	17
2.1 はじめに	17
2.2 実 験	18
2.2.1 加熱条件	18
2.2.2 試験体	20
2.3 結 果	21
2.3.1 板目木取りの試験体の着火時間	21

2.3.2	内部の温度変化	23
2.3.3	加熱面の違いが着火時間に及ぼす影響	27
2.4	考 察	27
2.4.1	着火時間に及ぼす放射強度の効果	27
2.4.2	着火時間に及ぼす密度と熱伝導率の効果	29
2.5	結 論	31
3	木材の炭化速度および発熱速度とその予測	31
3.1	はじめに	31
3.2	実 験	33
3.2.1	試験体および加熱条件	33
3.2.2	炭化深さおよび炭化層厚さの測定	34
3.2.3	木材の組織構造の観察	34
3.3	結果と考察	34
3.3.1	炭化速度と質量減少速度	34
3.3.2	発熱速度	37
3.3.3	第Ⅰ段階の発熱速度	41
3.3.4	第Ⅱ段階の発熱速度	43
3.3.5	第Ⅲ段階の発熱速度	46
3.3.6	平均発熱速度の予測	48
3.3.7	燃え抜け時間の予測	48
3.4	結 論	50
4	コーンカロリメーターによる難燃処理木材の燃焼性評価	52
4.1	はじめに	52
4.2	実 験	53
4.2.1	試験体	53
4.2.2	燃焼試験	54
4.3	結果と考察	54
4.3.1	コーンカロリメーターによる燃焼性評価	57
(1)	発熱速度の推移	57
(2)	着火時間	57
(3)	最大発熱速度および平均発熱速度	58
(4)	発煙量	59
(5)	燃え抜け時間	60
4.3.2	表面試験結果との比較	61
(1)	排気温度上昇性 (tc)	61

(2) 時間—温度面積 (tdθ)	61
(3) 残炎時間 (Af)	62
(4) 発煙係数 (CA)	62
4.4 結 論	62
5 接着接合された集成材梁の耐火性能—FRP 板挿入ガセット接着接合集成材の耐火性能—	63
5.1 はじめに	63
5.2 実 験	64
5.2.1 FRP 板の設計	64
5.2.2 接着剤	64
5.2.3 試験体の作成	65
(1) 小試験体	65
(2) 実大試験体	66
5.2.4 試験方法および装置	67
(1) 小試験体の加熱曲げ試験	67
(2) 接着剤の動的粘弾性の測定	67
(3) 実大耐火試験	67
5.3 結果と考察	68
5.3.1 接合部の温度による強度低下	68
5.3.2 実大試験における耐火性能	70
5.3.3 集成材梁の燃焼過程	72
5.3.4 集成材内部の温度分布と耐火性能	72
5.4 結 論	75
総 括	76
謝 辞	79
引 用 文 献	79
Summary	84

結 言

21 世紀を目前に控え、我が国における木材利用をとりまく状況は転機を迎えつつある。森林・林業・林産業が厳しい状況下におかれており、木材関係者の不断の努力なくしては、光明が見出せないのは厳然たる事実であるが、人々の意識や技術水準、制度といった面に見られる変化の兆しは木材の利用を進める観点からは、必ずしも悲観的なものばかりではない。

変化の兆しをいくつか挙げれば、まず第一に、地球環境問題への対応の必要性から森林の保全と持続可能な経営の重要性が指摘される一方で、地球環境と人間にやさしい材料としての木材の価値が見直さ

れつつあることが挙げられる。木材は、伐採された後も住宅資材等に利用されることにより、森林が吸収し、固定したCO₂を引き続き貯留し、地球温暖化の防止に役立っている。木材の使用により我が国の住宅に貯えられた炭素のストックは日本の森林の蓄積量の22%、人工造林木の蓄積の48%に達すると言われている(有馬, 1994)。また、エネルギー消費量でみると、単位重量の製材品や合板を製造するのに要するエネルギー消費量が、鉄やアルミニウムに比べ格段に低いとの指摘(大熊, 1990)に加え、日本木材総合情報センターの調査報告によれば、単位面積当たりの住宅建設にかかるCO₂排出量の試算では、「在来工法・戸建木造住宅」のCO₂排出量は、「鉄筋コンクリート共同住宅」の約3分の2、「鉄骨系プレハブ住宅」の約半分であるとされている。こうした状況を踏まえ、大熊(1991)は今後の材料・工法の選定に当たっては、法的規制、好み、性能、コストといった従前の決定因子に加え、環境問題や資源問題の観点からの選択が強く行われるようになるべきであると指摘している。

第二に、我が国の森林資源の充実が挙げられる。我が国の森林資源は1千万haを超える人工林を中心に成熟過程にあり、1966年に1887百万m³であった我が国の森林の蓄積量は1995年には3483百万m³に増加しており、適正な手入れを行えば、21世紀に向けて国産材時代を展望しうる状況にある(林野庁, 1996)。林業経営の収益性の悪化に起因する適正な森林の保育の遅れや、外材との価格差拡大に起因する国産材自給率の低下など、国内の森林・林業が深刻な問題を抱えていることは、周知の事実であり、いたずらに薔薇色の未来を描くことは厳に慎むべきだが、地球環境問題をも踏まえ、今後供給力を増すであろう我が国の森林資源をいかに利用するかということは、これまで以上に重要な政策課題となることは確実であろう。

第三の変化としては、高性能化、高付加価値化を目指した新たな材料・工法の開発が進められつつある状況を挙げることができよう。より高い材料の信頼性を追求するエンジニアウッドの開発や、新たな性能の付与を目指した複合材料の開発がそれである。これらの取り組みは木質材料をばらつきの少ない工業材料として捉えることで新たな利用の可能性を広げようとするものである。

第四に、制度面における変化として、建築基準法が緩和され、徐々にではあるが、建築物への木材の用途が広がりつつあることが挙げられる。戦後の建築基準法をめぐる施策の歴史は、木造建築物排除の歴史であったといっても過言ではない。それだけに、1987年から始まる一連の建築基準法等の緩和措置は、国内外からの規制緩和を求める声に答えるための措置であったとはいえ、建築基準法に流れる思想・哲学、なかなずく、防火に対する考え方が変化したことを意味し、木材の需要拡大にとってはまさに福音というべきものである。主な規制緩和の内容は以下のとおりであるが、いずれも防火の規制に関する緩和措置であることは興味深い。

(1) 大規模木造建築の制限の合理化

燃えしろ設計等の防火措置を施した大断面木造建築物については、高さ制限と防火壁の設置義務が緩和された。

(2) 準耐火建築物の創設

木造を含めた準防火建築物の概念が創設され、1時間の耐火性能を確保すれば、防火・準防火地域を除く地域において木造3階建て共同住宅の建設が可能となった。

(3) 内装制限の合理化

内装に難燃材料の使用が求められる場合について、天井の仕上げを不燃または準不燃材料とすれば、壁の仕上げを木材で行うことが可能となった。

(4) その他

木製の防火戸が認められたほか、耐火建築物等の外壁に外装材としての木材の使用を可能とする基準が制定された。

第五に、世界的に防火性能の評価手法が見直されつつある状況を挙げることができる。試験方法の見直しは、国際社会における経済のグローバル化の流れによるものであるが、検討されている内容は、火災安全工学の目覚ましい進展を反映したものとなっている。近年、以前はほとんど不可能とされていた火災環境下での燃焼発熱測定技術が開発され、材料の燃焼中の発熱速度を容易に測定することが可能となり、また、この発熱速度が火災の拡大に著しく影響を及ぼすことが明らかにされてきている。こうした状況の下で、発熱速度から火災性状を予測したり、建築材料の防火性能を分類しようとする試みが世界各国で検討されており、防火性能評価の趨勢は、今や、「燃える」、「燃えない」の判別から、「どのように燃えるか」というデータを基に、火災安全上、許容される設計基準を設定するという方向に向かいつつあるといえる。我が国においても、建設省において、防火に関する試験方法の見直しが検討されるとともに、材料の性能レベルを明確にした上で、可燃性材料を有効に利用しつつ、建築物の総合的な防火安全性の向上を目指す取り組みが行われており、議論の帰趨如何によっては、木材の使用範囲がさらに広がる可能性を秘めている。

以上述べたように、木材をとりまく状況の変化は、木材の利用拡大に資する変化といえるが、木材が可燃性材料であることには変わりはなく、建築材料として使用される限り、火災安全性の問題は避けて通れない課題である。しかし、「燃える」とひとくちに言っても、さまざまな組織細胞や化学成分で構成される木材の燃え方は、樹種や材料の形状、あるいはまさ目面、板目面、木口面のいずれを加熱するかといったことにより千差万別であろう。

これまでにも、身近な材料である木材の性質を明らかにするため、その熱的性質や燃焼特性に関する研究が行われてきたが、可燃物か否かといった二者択一的な利用環境の下にあって、火災時の木材の燃焼特性をきめ細かに明らかにし、木材の利用に役立てようとする視点が不足していたことは否めない。近年、「燃えしろ設計」という概念が出され、火災状況下での木材の燃焼特性を材料の設計に活かす試みがようやく途についた感はあるが、これとても、木材の炭化速度を一律に毎分 0.6 mm として取り扱うこととしているにすぎず、木材の燃焼性をきめ細かく評価し、火災安全性を考慮した材料の設計等に活かしているというには不十分であろう。今後の木材利用のあり方に思いをいたすとき、「燃える」という性質を欠点として取り扱い、短絡的に排除することは言うに及ばず、これを遮二無二克服しようとするのではなく、設計や施工を工夫することで、「燃える」木材をいかに安全性を確保しながら利用するかという視点が求められてくるように思えてならない。

そうした観点から木材の燃焼を捉え、火災安全性の面から木材が正しく評価され、多様化するニーズに対応しつつ、さまざまな建築用材料として適切に使用されるためには、材料の設計に必要な種々の木

材の燃焼性能に関わるデータを蓄積するとともに、木材はどのように燃える材料なのかを改めて問い直す必要がある。

本論文は、このような視座から行われた一連の研究成果を取りまとめたものであり、この成果は、木材および木質材料を用いた建築部材の開発並びに設計に大いに資するものであると確信している。建築材料として用いられる木材は、面材料と軸材料に大別することができ、燃焼性や耐火性についても両者を区別して考える必要があることから、本論文においても、面材料および軸材料を研究対象に取り上げた。本論文の構成は以下の内容を持つ。

第1章では、木材の燃焼性に影響を与えると考えられる木材の諸性質について述べるとともに、木材の燃焼特性と木質材料の耐火性能に関する既往の研究について取りまとめる。第2章から第4章では面材料の燃焼性および耐火性をとりあげることとし、まず、第2章では、木材の着火時間に影響を及ぼす因子について検討する。第3章では、木材の発熱速度や炭化速度の経時変化、樹種や加熱方向の違いがこれらに及ぼす影響について検討するとともに、木材の燃焼性を評価する上で指標となる平均発熱速度並びに燃え抜け時間を簡易に予測する手法について検討を行う。第4章では、難燃化薬剤で処理した木材の燃焼性について述べるとともに、従来の試験方法である表面試験による評価との比較を行う。第5章では、軸材料の耐火性能を考える上で重要となる接合部の耐火性能を取り上げ、その一例として、今後、開発が進められると考えられる接着接合の中から、FRP板とエポキシ樹脂接着剤を用いて接着接合した集成材梁の耐火性能からみた実用性について検証するとともに、その耐火性能の発現機構について検討を行う。

1 木材の燃焼特性と大断面木材の耐火性能に関する既往の研究

1.1 木材の燃焼機構

燃焼は、熱と光の発生を伴う酸化という化学反応と熱の流れが複合した複雑な現象である。木材を含む高分子材料の燃焼は、次のような過程で進行すると考えられている(西沢, 1987)。すなわち、材料が加熱されて熱分解を生じ、生成する可燃性気体と空気の混合気体が可燃領域の濃度に達し、かつ口火または温度上昇により着火に必要なエネルギーが供給されると、材料は着火し、発炎燃焼が起こる。着火した材料は、燃焼により発生する熱エネルギーを用いて上記の基本的な過程を繰り返すことで、発炎燃焼を継続することとなる。

木材の燃焼においては炭化層が形成されるため、火盛り期を過ぎ、炎が失われた後も赤熱燃焼が継続する。昇温加熱下における木材の変化については、日本木材学会研究分科会報告書に模式的に取りまとめられている(石原, 1989)。

1.2 木材の燃焼特性

1.2.1 木材の諸性質

木材は、樹種により、その組織構造や化学組成、密度等の物理的性質が異なる天然の複合材料である。このことが燃焼中の酸化反応や熱の流れに影響を及ぼし、木材の燃焼を複雑なものにしていると考えられる。

組織構造については、巨視的には、生物的功能の有無から辺材部と心材部に区分されるほか、日本のような季節の移り変わりが顕著な気候の下で成長した樹木の場合には、1年を通じての成長速度の違いから、早材部と晩材部に分かれ、年輪が形成される。微視的には、樹種により構成される細胞の種類や比率が異なることが知られている。こうした細胞レベルでの構造の相違が、視覚的な相違のみならず、加熱・燃焼時の熱の移動に少なからず影響を及ぼしていると考えられる。

また、化学組成については、主要元素である炭素 (C)、水素 (H)、酸素 (O) の比率は、それぞれ 50%、6%、43% で樹種間の差は小さいものの、細胞壁や細胞間層を構成するセルロース、ヘミセルロース、リグニンの比率は、樹種により、特に針葉樹と広葉樹で異なっている (原口, 1985)。秋田 (1959) によれば、木材の熱分解挙動は化学成分によって支配され、木材の熱分解による重量減少は次の速度式で表わされるとされる。

$$-\frac{dW_{\infty}}{dt} = \sum_i K_i W_{i\infty} = \sum_i A_i e^{-E_i/RT} W_i \quad (1)$$

ここで、 W_{∞} は分解可能な木材重量 (kg)、 t は時間 (s)、 K_i は木材成分 i の重量減少速度定数 (s^{-1})、 W_i は分解可能な成分 i の重量 (kg)、 A_i 、 E_i は成分 i に関する頻度因子 (s^{-1}) および活性化エネルギー ($kJ \cdot kmol^{-1}$)、 R は気体定数 ($8.314 kJ \cdot kmol^{-1} \cdot K^{-1}$)、 T は絶対温度 (K) である。

木材の昇温に伴う質量減少は、200°C 付近から始まり、260°C 以上になると急激に大きくなり、340°C 辺りで旺盛な減少を終え、それ以降は緩やかな減少となるが、初期の緩やかな減少、次の急激な減少、高温領域での緩やかな減少に最も寄与する成分は、それぞれ、ヘミセルロース、セルロース、リグニンであるとされている (平田, 1995)。

同様に、木材が熱分解する際、示差熱曲線に現れるピークも木材の構成成分に帰属できることが知られている (有馬, 1973a; 有馬, 1973b)。

また、燃焼時の単位質量減少量当たりの発熱量 (有効燃焼発熱量 $\Delta h_{c,eff}$) の樹種による差異も、木材の化学成分に起因すると考えられている。PARKER (1988) によれば、セルロース、マンナン、キシランおよびリグニンの $\Delta h_{c,eff}$ の平均値は、それぞれ $13.8 MJ \cdot kg^{-1}$ 、 $12.4 MJ \cdot kg^{-1}$ 、 $10.7 MJ \cdot kg^{-1}$ および $14.7 MJ \cdot kg^{-1}$ であり、このことから木材の $\Delta h_{c,eff}$ は、リグニン含有量の多い針葉樹の方が広葉樹よりも値が大きくなっている。

先にも述べた通り、燃焼は熱の移動を伴う現象であるから、熱の移動に関与する材料の物理的性質が木材の燃焼に影響を与えることは容易に推察できる。熱伝導に関与する因子としては、密度、熱伝導率、比熱等が挙げられる。木材の比熱は、一般に樹種によらず一定であるとされているが (平井, 1991)、密度および熱伝導率は樹種によりかなり差が見られる。

密度については、木材実質の真比重は約 1.56 で樹種間に差は見られないが、空隙の占める割合や含水率により見かけの密度は変化し、全乾状態で比較しても木材の密度はバルサの $100 kg \cdot m^{-3}$ からリグナムバイタの $1300 kg \cdot m^{-3}$ まで広範囲に分布している。

木材の熱伝導率については、密度が大きい木材ほど熱伝導率が高く、また、異方性があることが知ら

れている(平井, 1991)。木材の比重 r と熱伝導率 k ($\text{kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{h}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$) の間には, KOLLMANN (1951) および MAKU (1954) により次のような実験式が与えられている。

繊維直角方向の場合: ($k_{\perp}$)

$$k_{\perp} = 0.022 + 0.168 r_{12} \quad (\text{温度: } 27^\circ\text{C}, \text{ 比重 } 0.2 < r_{12} < 0.8, \text{ 含水率: } 12\%) \quad (2)$$

(KOLLMANN, 1951)

$$k_{\perp} = 0.022 + 0.0724 r_0 + 0.0931 r_0^2 \quad (\text{温度: } 20^\circ\text{C}, \text{ 全乾材}) \quad (3)$$

(MAKU, 1954)

繊維平行方向の場合 ($k_{//}$):

$$k_{//} = 0.02 + 0.346 r_0 \quad (\text{温度: } 20^\circ\text{C}, \text{ 全乾材}) \quad (4)$$

(MAKU, 1954)

さらに, MAKU は(3)式, (4)式で比重の値に真比重 (1.56) の値を代入することにより, 繊維直角方向および繊維方向の木材実質の熱伝導率をそれぞれ, $0.362 \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{h}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ ($0.421 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$), $0.562 \text{ kcal} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{h}^{-1} \cdot ^\circ\text{C}^{-1}$ ($0.654 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) と計算している。

また, 浦上ら (1981) はほぼ全乾に近い 8 樹種を用い, 繊維方向, 半径方向および接線方向の熱伝導率を実験的に求め, 樹種が同じであれば, 半径方向と接線方向の熱伝導率はほぼ等しいとみなせるが, 繊維方向の熱伝導率は半径方向並びに接線方向のそれに比べて約 2.5 倍大きい値となることを示し, 木材の熱伝導率は単位体積中に含まれる実質量とマイクロフィブリルの配向方向に依存するとしている。なお, 浦上らは自身のデータおよび MAKU のデータを用いて, 比重と繊維直角方向の熱伝導率の 1 次回帰式を求め, (5)式を与えている。

$$k_{\perp} = 0.015 + 0.160 r_0 \quad (\text{比重: } 0.3 < r_0 < 1.1, \text{ 相関係数: } R = 0.915) \quad (5)$$

(浦上, 1981)

木材の燃焼は, 以上に述べた諸性質の違いを反映して複雑な燃焼過程を示すこととなると考えられる。

1.2.2 着火性

木材等の可燃性の固体が, 火炎に曝されたり, 放射熱を受け, 熱分解ガスを放出するようになると着火する現象が見られるようになる。

木材の着火は, 次の条件が満たされたときに起こると考えられている(農林水産省林業試験場, 1982)。

- ① 熱分解生成物と空気よりなる可燃性混合気層が発炎に必要な濃度になること
- ② 可燃性混合気層の発火に必要なエネルギーが供給されること

口火が存在する場合には, 着火に必要なエネルギーは口火から与えられるので, 条件①が成立したとき, すなわち可燃性混合気層が可燃濃度の下限に達したときに着火が起こると考えられる。一方, 口火

が存在せずに、高温の空気や放射熱に木材が曝される場合には、条件①は先に成立するので、着火は条件②に支配されることとなる。

したがって、着火源となる口火が存在するか否かにより、着火現象は異なる様相を呈することとなり、口火がある場合を引火、口火がない場合を発火と呼び区別される。

木材の着火温度についてはいくつかの研究が行われている。発火温度については、予め加熱した所定温度の電気炉中に試験体を挿入して発炎の有無を調べることにより、木材の発火温度は約 400～480℃ であるとする実験結果が報告されている（日本木材加工技術協会, 1984）。また、秋田（1959）は、半無限固体の表面が定温 T_a (K) で加熱された場合の熱伝導方程式の解である (6) 式を用い、加熱時間 t (s) に発火時間 t_{ig} (s) を代入して、このときの位置座標 x (m) と温度 T (K) の関係を示すグラフを 12 樹種の木材について求め、表面にごく近い特定の位置 x_0 が特定の温度 T_{ig} (K) に達したとき発火が起こり、この温度は樹種によらず、ほぼ 490℃ であると結論している。

$$T = T_0 + (T_a - T_0) \left\{ 1 - \operatorname{erf} \left(x / 2\sqrt{\alpha t} \right) \right\} \quad (6)$$

ここで、 erf は誤差関数を示し、また、 α は熱拡散率 ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$) で、熱伝導率 k ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)、密度 ρ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) および比熱 c ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) の間には次式に示す関係がある。

$$\alpha = \frac{k}{\rho c} \quad (7)$$

引火温度については、秋田（1959）は、発火とは異なり、熱的条件とは関係なく、木材の表面付近の可燃性混合気層の組成が一定値に達したときに着火するのであるから、引火時点の温度は本質的なものではないとしている。しかし、木材が急激にガス化を開始する温度は、270～280℃ の範囲であること（平田, 1995）、マイクロバーナーを備えた電気炉内で木材を昇温させる実験で、炉内温度が 240～280℃ に達したときに引火した結果が報告されていること（日本木材加工技術協会, 1984）、THOMAS ら（1959）および SIMMS（1960）は表面温度が一定の温度に達したときに引火が起こると仮定すると実験データをうまく説明できるとしていること、ATREYA（1983）および TRAN ら（1992）は放射加熱において引火時の木材の表面温度は平均温度 $\pm 20^\circ\text{C}$ 程度の範囲であるとしていること等から、加熱条件により引火温度に違いは見られるものの、同一条件での加熱では、樹種によらず、ほぼ一定の温度に達したときに引火することを支持する例が多い。

着火時間についても多くの研究が行われている。秋田（1959）は、(6) 式で x に付加厚 x_0 、 T に着火温度 T_{ig} を代入して近似解を求め、次式によって、発火時間 t_{ig} を与えている。

$$t_{ig} = \frac{x_0^2}{\pi \alpha} \left(\frac{T_a - T_0}{T_{ig} - T_0} \right)^2 \quad (8)$$

x_0 は表面での熱の釣り合い条件を示す (9) 式より容易に $x_0 = k/h$ と計算される。

$$-k\left(\frac{\partial T}{\partial x}\right)_s = h(T_s - T_a) \quad (9)$$

ここで、 h は熱伝達係数 ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)、 s は表面での事象であることを示す添字である。

放射加熱の場合の発火時間についても、秋田 (1959) および LAWSON ら (1952) は、半無限固体の表面が一定強度の放射熱 I ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) で加熱される場合の熱伝導方程式の解である (10) 式を用い、その近似解として (11) 式を与えている。

$$T_{ig} = T_0 + \frac{I}{h} \left(1 - \exp(-\tau_{ig}) \cdot (1 - \operatorname{erf}(\sqrt{\tau_{ig}})) \right) = T_0 - \frac{I}{h} F(\tau_{ig}) \quad (10)$$

ただし、 $\tau_{ig} = \frac{h^2 t_{ig}}{k\rho c}$ である。

$$T_{ig} = T_0 + \frac{I}{h} \left(1 - \frac{1}{h} \sqrt{\frac{k\rho c}{\pi t_{ig}}} \right) \quad (11)$$

引火時間については次のような研究が行われている。まず、加熱温度 T_a (K) と引火時間 t_{ig} (s) の関係については、秋田 (1959) により、(12) 式が与えられている。

$$\ln t_{ig} = \ln B + E/RT_a \quad (12)$$

ここで、 E は熱分解の活性化エネルギー ($\text{kJ} \cdot \text{kmol}^{-1}$)、 R は気体定数 ($8.314 \text{ kJ} \cdot \text{kmol}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)、 B は木材の熱伝導率や可燃性混合気層の厚さ、可燃組成限界により決まる定数である。

放射加熱時の材料の着火についても、ISO 着火性試験装置 (ISO, 1997 a) やコーンカロリメーター (ISO, 1997 b) の開発により研究が進んでおり、その研究の歴史は、BABRAUSKAS ら (1987) や JANSSENS の総説 (1991) などに詳しく述べられている。放射強度 I と引火時間 t_{ig} の関係式はいくつか提案されているが、両者の間には次のような関係が成り立つとして理論式や実験式を立てたものが多く見受けられる。ここで、 a 、 b は定数である。

$$I = a \cdot t_{ig}^b \quad (13)$$

最も簡単な理論式は、放射加熱を受ける半無限固体の熱伝導方程式の解より導かれる (14) 式である (田中, 1993)。ここで δ は表面での放射吸収率である。

$$t_{ig} = \pi k \rho c \left(\frac{T_{ig} - T_0}{2 \delta I} \right)^2 \quad (14)$$

HOLLMAN (1971) は (14) 式を基にプラスチック全般の引火時間を示す実験式として、(15) 式を提案している。

$$t_{ig}=1035 \frac{(T_{ig}-T_0)^{1.04}(k\rho c)^{0.75}}{(\delta I)^2} \quad (15)$$

木材についても、引火の生じる最低の放射強度である臨界放射強度を I_{cr} ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) として、LAWSON ら (1952) は (16) 式および (17) 式を提案しているし、BUSCHMAN (1961) は (18)～(21) 式を提案している。

<Lawson の式>

$$(I-I_{cr})t_{ig}^{2/3}=C \quad (16)$$

$$C=72(k\rho c \times 10^{-5}+1.19) \quad (17)$$

<Buschman の式>

$$(I-I_{cr})t_{ig}^n=C \quad (18)$$

$$I_{cr}=17.73-2.09 \times 10^{-5} k\rho c \quad (19)$$

$$n=0.975-0.069 \times 10^{-5} k\rho c \quad (20)$$

$$C=k\rho c \times (165 \times 10^{-4}-1.8 \times 10^{-4} \sqrt{k\rho c}) \quad (21)$$

ここで、 $k\rho c$ の単位は $\text{W}^2 \cdot \text{m}^{-4} \cdot \text{K}^{-2} \cdot \text{s}$ である。

TEWARSON ら (1976) や BLUHME (1987) は $1/T_{ig}$ と I が直線関係にあるとみなし、この直線の I 軸上の切片を I_{cr} としている。

また、QUINTIERE ら (1984) は、火炎伝播速度を測定する装置を用い、実験的に I_{cr} を求め、(22) 式で $\delta = \varepsilon = 1$, $h = 15 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$ を代入して T_{ig} を計算するとともに、(22) 式より、(23) 式を求めている。ここで δ および ε は吸収率および射出率で、 σ はステファン・ボルツマンの定数 ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-4}$)。また、 t^* は定常状態に達するまでの時間 (s) であり、 h_{ig} は (24) 式で定義される値 ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$) である。

$$\delta I_{cr} = h(T_{ig} - T_0) + \varepsilon \sigma (T_{ig}^4 - T_0^4) \quad (22)$$

$$\frac{I_{cr}}{I_e} = F(t_{ig}) = \begin{cases} \frac{2h_{ig}\sqrt{t_{ig}}}{\sqrt{\pi k\rho c}} & t_{ig} \leq t^* \\ 1 & t_{ig} > t^* \end{cases} \quad (23)$$

$$h_{ig} = \frac{I_{cr}}{(T_{ig} - T_0)} = 0.015 + \frac{\sigma(T_{ig}^4 - T_0^4)}{(T_{ig} - T_0)} \quad (24)$$

さらに, JANSSENS (1991) は (18) 式に注目し, 着火が一定の温度で起こり, 表面での熱の損失は直線的であるとの仮定の下で, より計算しやすい (10) 式の近似式として (25) 式を提唱している。この式は ISO での ISO 5657 着火性試験の結果に基づく燃焼性状の検討において, 最も精度のよい近似式として推奨されている。

$$I = I_{cr} \left[1 + 0.73 \left(\frac{k\rho c}{h_{ig}^2 t_{ig}} \right)^{0.547} \right] \quad (25)$$

このように, 材料の着火についてはこれまでも広範な研究が行われており, より精度の高い近似式等が提案されている。しかし, これらの式を用いて着火時間を予測しようとする場合, 個々の材料について, 予め I_{cr} や熱伝導率を求めておく必要があることや, 木材のような多孔性で樹種や繊維方向により熱分解ガスの移動速度が著しく異なる材料について, 樹種や加熱面の種類を問わず, これらの式が適用できるかどうかは明らかにされていないという問題点がある。

1.2.3 既往の燃焼性試験による主要国産材の燃焼性比較

材料の燃焼性を比較し, 評価する方法はこれまでもいくつか行われており, 日本工業規格 (JIS) 等で試験方法が規定されているものも多く, 国産主要樹種の燃焼性についても, いくつかの試験方法による結果が報告されている。ここでは, 酸素指数法および表面試験による既往の研究結果について取りまとめることとする。

酸素指数法は, 高分子材料の燃焼試験方法のひとつで, JIS K 7201-1976 に規定されている。酸素指数とは, 酸素濃度を一定に調整した装置内で点火された材料が, 3 分間もしくは 50 mm の燃焼長さに達するまでその燃焼を持続するのに必要な最低の酸素濃度 (%) である。

木材の酸素指数は, 一般に密度や含水率が高くなるほど大きくなる傾向があるが, ばらつきが大きく, 樹種特有の組織構造や抽出成分の影響を考慮する必要があるとされている (吉村, 1980 a)。

難燃薬剤で処理した木材の酸素指数については, 吉村ら (1980 b) がリン酸水素二アンモニウムおよびスルファミン酸アンモニウムで処理した木材を比較し, リン酸水素二アンモニウムで処理したものの方がスルファミン酸アンモニウムで処理したものより高い酸素指数を示すとしているほか, 最近では, 蘇ら (1995) がホウ素化合物で処理した木材の酸素指数を報告している。

表面試験は, JIS A 1321-1975 に規定されており, 不燃材料, 準不燃材料または難燃材料の判定に用いられる防火性能試験方法のひとつである。防火性能の判定は, 試験中の排気温度曲線が標準温度曲線を超える時間で着火性を示す t_c (min), 排気温度が標準温度曲線を超えている部分の排気温度曲線と標準温度曲線に囲まれた面積で発熱性を示す $td\theta$ ($^{\circ}\text{C} \cdot \text{min}$), 単位面積当たりの発煙係数を示す CA および加熱停止後の残炎時間を示す Af (s) が所定の値を超えるか否かによって行われる。

木材の表面燃焼性の報告例としては, 針葉樹 19 種, 広葉樹 27 種について上杉 (1993 a) が行った表面

試験が挙げられる。上杉は、広葉樹は CA を除いて密度と評価項目の間に相関が見られたが、針葉樹では明確な相関は見られないとしている。

また、難燃薬剤で処理された木材あるいは木質材料の表面試験結果は、この試験が、建築材料の防火性能の認定に必要な試験方法に採用されていることから多数の報告例がある。例えば、HIRATA (1981) は、リン酸水素二アンモニウム、臭化アンモニウム、スルファミン酸アンモニウム、スルファミン酸グアニジン、ホウ酸、四ホウ酸ナトリウムおよび塩化ナトリウムで処理したラワン材の表面試験結果について報告しているし、最近では、小川 (1993)、原田ら (1994 a) のポリリン酸カルバメートで処理した難燃化木材や伊藤 (1995) のシリカ系薬剤による難燃化木材の表面燃焼性に関する報告がある。

1.2.4 炭化速度

木材の燃焼が進むにつれて、炭化した部分と未炭化の部分の境界面である炭化境界面も裏面に向かって進行する。炭化境界面が裏面に達し、いわゆる「燃え抜け」が生じることは、裏面側に火災危険性が及ぶことを意味するし、炭化部分と未炭化部分では、木材の機械的強度が著しく異なることが知られている (SCHAFER, 1977)。したがって、建築材料の火災安全性を検討する上で、木材の炭化速度は重要な因子とみなされ、これまで多くの研究が行われている。

木材の炭化境界面や炭化速度の明確な定義はなく、研究者や研究手法により異なっている。炭化速度は、直接的には、燃焼試験実施後の試験体に形成される炭化層をワイヤブラシ等で掻き落として、炭化境界面の位置を実測し、この値から炭化速度を計算することができる。この際、熱分解が生じていると考えられる変色部分の取り扱いについて、上杉 (1986) は、この部分の熱分解が不完全であることから、炭化深さに含めるのは適当でないとしている。間接的な方法には、試験体内部の温度を測定し、その温度変化から炭化速度を推定する方法がある。木材の炭化境界面の温度は 280~320℃ の範囲にあり、平均すると 288℃ であるとしている (SCHAFER, 1966) ことから、欧米の研究においては、288℃ を炭化境界面の温度とし、試験体内部に取り付けた熱電対の値が 288℃ を示したとき、その位置が炭化境界面となったとみなして、炭化速度を計算している例が多い。炭化過程にある木材の急激な密度変化 (CUTTER, 1981) や、熱重量分析から得られる木材の急激な重量減少が 300℃ 付近で生じている (平田, 1995) ことを考慮すると、炭化境界面の温度は、樹種によらず 300℃ 程度の温度とみなして差し支えなさそうである。ただし、我が国では、火災安全上、260℃ を燃焼危険温度として防火性能が評価されていることから、260℃ を炭化境界面の温度とみなして炭化速度が計算されることも多い。

このほか、最近においては、コーンカロリメーターの開発に伴い、発熱速度や質量減少速度から炭化速度を推定する方法が提案されている (MIKKOLA, 1991; TRAN, 1992; HARADA, 1996 a)。この手法の利点は、炭化境界面を直接測定する方法や熱電対をとりつけた位置での温度変化から推定する方法に比べ、数秒間隔の連続したデータが得られることである。

炭化速度に影響を及ぼす因子としては、加熱温度、樹種、密度、含水率、木目の方向等が挙げられる (SCHAFER, 1966) が、これらを全て満たしたモデルは提案されるには至っていない。

加熱温度や放射強度と炭化速度の関係をみると、加熱温度もしくは放射強度が大きくなるほど炭化速度は早くなる。このことは、理論的には ARRHENIUS の速度定数式より明らかであるし、実験式的には、

加熱温度や放射強度の上昇に比例して炭化速度が早くなるとする報告例がある (SCHAFER, 1966 ; TRAN, 1992)。

木材の密度と炭化速度の関係については、密度の大きい木材ほど炭化速度が小さく、密度の増加に伴って、炭化速度は直線的に減少するとする報告が多い (例えば, NUSSBAUM, 1988 ; OHUCHI, 1990 ; KÖNIG, 1992 ; 原田, 1993)。

SCHAFER (1967) は、加熱温度、密度および含水率が炭化速度に及ぼす影響を調べ、ベイマツ、サザンパインおよびホワイトオークについて、②⑧式および②⑨式の実験式を提案した。

< ASTM-E-119-61 での加熱の場合 >

$$v = \frac{dx}{dt} = \frac{1}{2\{(A+BM)r+C\}} \quad (\text{inch/min}) \quad (26)$$

< 定温加熱の場合 >

$$v = \frac{dx}{dt} = \frac{(3.0-x)}{2\{(A+BM)r+C\}} \exp\left(-\frac{E}{RT}\right) \quad (\text{inch/min}) \quad (27)$$

ここで、 M は含水率 (%), r は比重, A, B, C は定数である。しかし、土式で A, B, C の値には樹種により異なる値が与えられており、汎用性のある実験式とはなっていない。

菅原 (1978) は、半無限固体を加熱するときの内部温度を求める数値解析から得られた値を浜田の実験式と比較してその有意性を検証するとともに、断面積が小さくなると、時間に比例して炭化が進行するとみなせるとしている。

燃焼時に生じる炭化層の影響を組み込んだモデルとしては、温度による木材の密度減少を考慮したモデル (WHITE, 1978), エネルギー移動を炭化層と未炭化木材に区分して炭化深さを求めるモデル (HADVIG, 1982) 等がある。

また、コーンカロリメーターの開発により、発熱速度、質量減少速度が測定可能となったことから、これらの値から炭化速度を求める試みも行われており、MIKKOLA (1991) は、炭化速度 v ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) は質量減少速度 m'' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) を密度 ρ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) で除したものであるとし、また、 m'' は炭化境界面を通過する熱エネルギー q_n ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) から計算できるとして、炭化速度を求める②⑩式を提案している。

$$v = \frac{dx}{dt} = \frac{m''}{\rho} = \frac{q_n}{\rho[c(T_p - T_0) + Q_v]} \quad (28)$$

ここで、 T_p は平均熱分解温度 (K), T_0 は初期温度 (K), Q_v は木材がガス化するのに要する熱量 ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$), c は比熱 ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$) である。

このほか、炭化境界面の位置 x_c (mm) と加熱時間 t (min) の間には $t = wx_c^{1.23}$ の関係があり、 w は全乾状態での密度、含水率、炭化層の退行係数の関数で表わされる実験式で近似できるとするものもある (WHITE, 1992)。

大断面木材の火災時の炭化速度は、多数の研究者による柱あるいは梁の燃焼試験結果（例えば、今泉，1976；中村，1985b；上杉，1994a）から、毎分 0.5～0.7 mm であるとされている。この結果を踏まえて、我が国の建築基準法上の取扱いにおいては、木材の平均炭化速度は毎分 0.6 mm とされ、建築物の断面設計を行う上での「燃えしろ」等の算出根拠となっている。しかし、この値は、柱や梁に使用される特定の樹種に限られた数値であり、「木材の炭化速度」全般には必ずしも適用できる値ではない。

1.2.5 発熱速度

燃焼する材料から放出される単位時間当たり単位面積当たりの熱エネルギーは発熱速度と呼ばれる。発熱速度は、材料が燃焼し酸素が 1 kg 消費されるとき、材料の種類に関わらず、約 13.1 MJ の熱エネルギーが放出されることを利用して、燃焼中の酸素消費量から計算することができる。この原理は HUGGETT（1980）によって実証された。また、発熱速度の測定装置としてコーンカロリメーターが BABRAUSKAS ら（1982）によって開発され、現在、国際標準化機構（ISO）やアメリカ材料試験協会（ASTM）の標準試験方法となっている。最近の研究から、発熱速度が建築物の火災の進行に著しく影響を及ぼすことが明らかにされており（例えば、HASEMI, 1993；KOKKALA, 1994），コーンカロリメーターを用いて実大サイズの材料の防火性能を予測する方法や建築材料の防火性能を分類することが EC 諸国をはじめ各国で検討されている。

本論文においても、第 2 章～第 4 章での実験に際し、コーンカロリメーターによる燃焼試験を実施しているので、ここで、この装置の概略について述べておくこととする。コーンカロリメーターの概略図を Fig. 1 に示す。

この装置は、口火となる電気スパークの存在下で、ロードセル上におかれた試験体の表面に 0～100 kW・m⁻² の一定強度の放射熱を照射し、着火するまでの時間や排気ガス中の酸素濃度、排気ガスの圧力・温度、試験体重量等を測定する装置である。これらの測定結果から発熱速度や質量減少速度が計算されるが、発熱速度の計算式は (29) 式のとおりである（ISO, 1997b）。

$$q(t) = (\Delta h_c / v_0) (1.10) C \sqrt{\frac{\Delta p}{T_e}} \frac{x_{O_2}^0 - x_{O_2}}{1.105 - 1.5 x_{O_2}} \quad (29)$$

ここで $q(t)$ は加熱時間 t (s) における発熱速度 (kW)、 $\Delta h_c / v_0$ は材料が燃焼するとき酸素消費量 1 kg に対して放出される熱エネルギーで 13.1×10^3 (kJ・kg⁻¹)、 C はキャリブレーション定数で $0.040 \sim 0.046$ (m・kg・K)^{1/2}、 Δp 、 T_e は排気管に設置したオリフィスメーターを通る排気ガスの圧力 (Pa) と温度 (K) であり、 $x_{O_2}^0$ および x_{O_2} は酸素濃度の初期値（約 0.2095）および燃焼中の酸素濃度である。

加熱方法は、試験体を水平に置き、上部から加熱する場合と、試験体を垂直に置き、横方向から加熱する場合の二通りがあるが、ISO 5660 では前者が推奨されている。加熱炉は、ステンレス管に入った 5 kW の電気ヒーターを円錐形のコイル状に巻いた構造を有する円錐形状をしており、その形状から、「コーン」の名称がつけられている。照射する放射熱の強さは、試験開始前に試験体表面の中央部に相当する位置に熱流計を挿入して測定されるが、装置の性能としては試験体中央部 50 mm × 50 mm の範囲

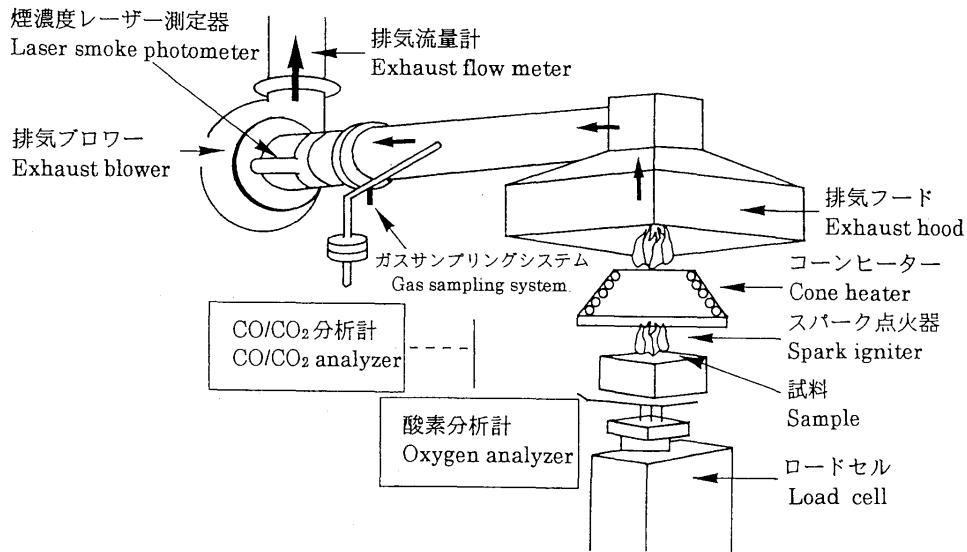


Fig. 1 コーンカロリメーターの概略図
General view of cone calorimeter

で放射熱の強さが $\pm 2\%$ の範囲で一定になるように設計されている。なお、試験体側面が燃焼して、試験体表面での燃焼性の測定に影響が及ぶことを排除するため、ISO 5660 では試験体側面を覆うためのステンレスフレームの使用を推奨している。このとき、直接放射熱を受ける面積は $94\text{ mm} \times 94\text{ mm}$ となる。

このほか、ISO 5660 には特に規定はないが、燃焼中の煙濃度の測定や、CO、CO₂をはじめとする燃焼ガスの成分分析も可能である。

木材の発熱速度に関する研究も 1980 年代以降さかんに行われており、データが蓄積されてきている（例えば、TRAN, 1988 ; 1992 ; ÖSTMAN, 1985 ; GARDNER, 1991）。こうした中で、木材の発熱速度を予測する試みも行われているが（FREDLUND, 1993 ; PARKER, 1988），樹種が限定されている上、多くのパラメータを要する複雑なコンピュータシミュレーションによるもので、実用に適する簡易な予測手法ではなく、また、木材の組織構造の違いを考慮したモデルとはなっていない。

1.3 大断面集成材の耐火性能

我が国における構造用集成材の耐火性能に関する研究は、今泉（1976）、中村ら（1985 b, 1986）の総説に詳しく記述されている。また、海外での大断面木材を利用した建築物の耐火性能についても中村ら（1987 a, 1987 b）の総説に詳しく記述されている。

大断面集成材を用いた建築物の火災安全性を確保するためには、柱や梁を構成する大断面集成材そのものの耐火性能と、これらを接続する接合部の耐火性能が重要となる。

大断面集成材そのものの耐火性能を高めるためには、断面積を大きくとることで対応がなされている。実火災を想定した JIS A 1304（建築構造部分の耐火試験方法）による加熱においては、木材の炭化速度は、1.2.4 に述べたとおり、毎分 $0.5 \sim 0.7\text{ mm}$ とされている。しかし、断面が 300 cm^2 以上で、一辺

が15 cmを超えるような大断面集成材の場合、焼失や炭化による欠損はあっても、未炭化の断面がかなりの大きさで残っている。しかも、集成材内部の温度の上昇から推定すると（中村，1985 b），未炭化部分の機械的強度の劣化も炭化層にごく近い部分を除けば、あまり問題にならない程度であるとされていることから、構造上必要とされる断面積に、必要な耐火時間で木材の「燃えしろ」を付加すれば、十分な耐火性能を有するとみなされている。

しかし、これは、レゾルシノール樹脂接着剤を用いて製造された構造用集成材の場合であって、これ以外の接着剤を用いて製造された集成材の場合は、接着剤の耐熱性等が未知であるとの理由から、個別に対応することとされている。集成材製造用の接着剤は、作業能率性やコスト等の観点から、レゾルシノール樹脂に変わる接着剤の開発が模索されている。王ら（1993）は、エポキシ樹脂接着剤および水性高分子・イソシアネート系接着剤はレゾルシノール樹脂に比較して耐熱性が劣ると報告している。ただし、上杉ら（1993 c, 1994 b）は、水性高分子・イソシアネート系接着剤で接着された集成材梁の耐火性能は、長期許容応力度相当の荷重を载荷した状態であっても、30 分以上の耐火性能を有しており、構造用集成材用の接着剤として実用上問題がないと指摘している。

接合部の耐火性能を高めるためには、接合部を断熱材等で被覆することが有効である。大断面集成材が建築部材として用いられる場合には、集成材同士あるいは集成材以外の材料と接合されることとなるが、大断面集成材の接合部は、一般には、鋼板、ボルト、ドリフトピン、釘、あるいは鋼板ガセットや合板ガセットで構成される。これらの接合部の耐火性能に関する研究の事例としては、中村ら（1985 a）および上杉（1993 b）の研究がある。上杉によると、表面に接合金物が露出する場合の耐火性能は著しく低くなるが、遮炎・遮熱効果のある石膏ボードやセラミックファイバースランケット等の材料で接合部を被覆したり、孔や溝を木材で埋め込むことにより、十分な耐火時間が確保できるとしている。

大断面集成材は、大規模木造建築物の構造材料の主役として、ますます利用されることになると推測されるが、今後、建築物の機能性、作業能率性およびデザイン性の向上を目指し、さまざまな接合方法が開発されていくものと考えられる。この際、平常時の強度性能のみならず、火災安全性に配慮した技術開発が求められることとなる。

2 木材の着火性

2.1 はじめに

防・耐火性能評価における木材の取扱い、単に可燃物とされるか、取扱われたとしても、火災時の炭化速度を一律に毎分 0.6 mm として、燃えしろ等の設計を行うこととされているにすぎないことから、明らかに、木材をひとまとめにした議論が多く、きめ細かな燃焼性の評価は行われていない。しかし、材料の着火性や燃焼発熱性といった項目が燃焼性状を把握する上で重要視されてきている現状や、科学的な合理性に基づいて、居室ごと、あるいは建築物全体で火災安全性を評価しようとする動向を鑑みると、今後、火災安全性の面から木材を正しく評価し、構造材料あるいはドア等を含む面材料として、適切に設計された木材を使用することが求められるようになっていけると考えられる。このためには、新しい評価手法での木材の燃焼性に関する科学的データを蓄積するとともに、材料の諸性質から燃焼性を

予測する手法を開発する必要がある。

ところで、木材は異方性を有する材料であり、力や熱を受ける方向が繊維方向に対して直角方向か平行方向かにより物性値が異なることが知られている。建築材料に用いられる木材は、まさ目面や板目面を表面にすることが多いことから、これまでに行われてきた木材の表面の燃焼挙動に関する研究は、まさ目面あるいは板目面への加熱を対象としており、木口面を加熱したときの燃焼挙動に関する研究は皆無に近い。しかし、床材料等で木口面が表面に現れる材料も出てきており、今後、意匠性などの観点から木口面が表面に現れる材料が開発される可能性もあることから、木口面を加熱する場合も含め木材の燃焼挙動を把握しておくことは、火災安全性を考慮した材料設計を行う上で重要であると思われる。近年、ISO 着火性試験装置やコーンカロリメーターが開発され、一定強度の放射加熱下における材料の着火時間や、燃焼中の材料の発熱速度を容易に測定することができるようになった。このような技術開発とあいまって、ベンチスケールでの実験で得られた着火時間や発熱速度から実火災でのフラッシュオーバー時間 (KOKKALA, 1993) や火炎伝播速度を予測するモデル等が構築されつつある (例えば, SAITO, 1985 ; BAROUDI, 1992)。

本章では、材料の燃焼性を特徴づける重要な性質であり、かつ、木材の燃焼挙動を解明する上でも重要な役割を担う因子と考えられる着火性について検討を行った。

試験は、ISO 5660 規定のコーンカロリメーターおよび ISO 5657 規定の ISO 着火性試験装置を用いて行い、両試験装置の結果を比較するとともに、着火に至るまでの木材内部の温度変化、木材の諸性質並びにまさ目面、板目面または木口面といった加熱面の違いが着火性に及ぼす影響について考察を行った。なお、実験は上記の装置を用い、口火存在下で安定した着火が得られるまでの時間を測定したものであり、第 1 章の記述における引火に相当するものであるが、特に発火と比較した考察を行っているわけではなく、また、慣習的に上記の装置で得られる値を着火時間と称していることから、本章においては、特に断りがない限り、「着火時間」と呼ぶこととする。

2.2 実 験

2.2.1 加熱条件

加熱は、ATLAS 社製の cone 2a 型コーンカロリメーターおよび東洋精機製作所製の着火性試験装置を用いて行った。

コーンカロリメーターの装置の概要は、1.2.5 の Fig. 1 に示したとおりである。なお、試験体側面が直接加熱されることによる影響を小さくするため、試験に際しては、試験体の加熱面以外をアルミホイルで覆うとともに、所定のステンレスフレームを使用した。

一方、ISO 着火性試験装置は、ステンレス管に入った 3.2 kW の電気ヒーターを円錐形のコイル状に巻いた構造を有する加熱炉下部に試験体を挿入し、口火アームにより 4 秒間隔で試験体表面に口火を近づけながら、着火までの時間を測定するものである。装置の概略図は Fig. 2 に示すとおりである。放射熱は、供給電力をコントロールすることにより、 $10 \sim 50 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ の範囲で制御することができる。なお、装置は、加熱面での放射強度が中心から直径 5 cm の範囲内で中心点の値の $\pm 3\%$ の以内、直径 10 cm の範囲内で $\pm 5\%$ 以内の値を取るよう設計されている。試験体は加熱側の中心に直径 140 mm の

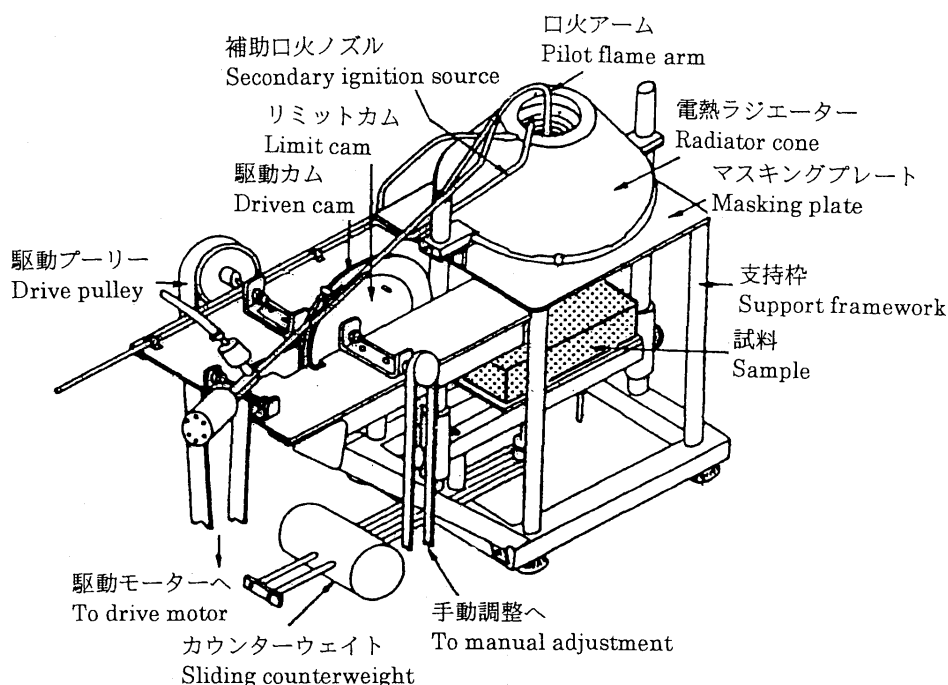


Fig. 2 ISO 着火性試験装置の概略図
General view of ignitability test apparatus

孔を有するアルミホイルで包んだ。放射熱が一定で安定となるようヒーターに1時間以上通電、放置したのち、所定の位置に試験体をセットして、着火までの時間をストップウォッチで計測した。

いずれの装置もよく似た加熱方式を有する装置であるが、ここで、ふたつの装置を用いて実験を行ったのは、ひとつには両者の試験結果を比較し、発熱速度も同時に測定できるコーンカロリメーターの着火時間に関するデータでISO着火試験の結果を読み替えることができるかどうかを確認するためであり、いまひとつは、着火に至るまでの木材内部の温度変化を調べるとき、装置の構造および試験体の寸法から、ISO着火性試験装置の方が試験体内部に熱電対を挿入するのに適していたためである。

両試験装置の相違点は、次の3点である。

- (1) 試験体の寸法および加熱面の面積が、ISO着火性試験装置の方が大きい。
 - (2) 口火が、コーンカロリメーターでは連続した電気スパークであるのに対し、ISO着火性試験装置ではプロパンガスの炎が4秒間隔で試験体表面に近づく方式である。
 - (3) ヒーター出力の制御方式が異り、ISO着火性試験装置では、消費電力量による制御であるのに対し、コーンカロリメーターでは温度による制御となっている。
- ただし、現在ではISO着火性試験装置のヒーターの出力は、コーンカロリメーターと同様にヒーターの温度で制御する方式に規程が改正されている。

なお、実験で用いた放射強度は20, 30 および $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ であった。

2.2.2 試験体

実験には、針葉樹 5 種、広葉樹 8 種の計 13 樹種の木材およびミディアムデンシティファイバーボード (Medium Density Fiberboard, 以下 MDF と略記する) を使用した。使用した樹種および密度を Table 1 に示す。試験体は気乾材から作られ、温度 20℃、相対湿度 40% に保たれた恒温室で 2 か月以上調湿した。なお、MDF はノダ製の厚さ 12 mm、密度約 660 kg・m⁻³ のラワン材タイプノダハイベストウッドであった。

コーンカロリメーター用の試験体の形状は、約 100 mm (繊維方向)×100 mm (接線方向)×10 mm, 20 mm または 40 mm (半径方向) であった。ISO 着火性試験の試験体の形状は、約 165 mm (繊維方向)×165 mm (接線方向)×10 mm, 20 mm または 40 mm (半径方向) であった。ISO 着火性試験では、試験体内部の温度変化も測定することとしたので、裏面の中心から半径 26 mm の円周上に直径 2 mm の所定の深さの穴を 5 個あけ、それぞれ、直径 1 mm のシース熱電対 K を挿入した。熱電対の固定は、熱電対挿入後の空隙をシリコン樹脂で埋めるとともに、アルミ粘着テープを用いて行った。厚さ方向の温度測定位置は、厚さ 10 mm の試験体については加熱面より 1 mm, 2 mm, 3 mm, 4 mm, 6 mm の距離にある位置とし、厚さ 20 mm および 40 mm の試験体については 1 mm, 2 mm, 4 mm, 6 mm, 8 mm の距離とした。なお、試験体内の温度は上記の熱電対を横川製 HR-2500 型データロガーに接続し、2 秒間隔で測定した。

加熱面の種類の違いが着火時間に及ぼす影響を調べる実験は、コーンカロリメーターを用いて行った。使用した樹種は、スギ、ヒバ、アカマツおよびブナの 4 種で、放射加熱を受ける一辺 100 mm の正

Table 1. 実験に使用した試験体の樹種および密度
Wood materials tested

樹 種 Species	密度 Density (kg・m ⁻³)	含水率 Moisture contents (%)
<針葉樹 Soft wood>		
スギ Sugi (<i>Cryptomeria japonica</i> D. Don)	280 - 400	5.6-9.8
ヒノキ Hinoki (<i>Chamaecyparis obtusa</i> (Sieb. and Zucc.) Endl.)	390 - 440	7.6-8.1
ヒバ Hiba (<i>Thujopsis dolabrata</i> Sieb. and Zucc. var. <i>hondai</i> Makino)	360 - 460	6.2-9.2
アカマツ Akamatsu (<i>Pinus densiflora</i> Sieb. and Zucc.)	430 - 550	5.4-9.2
カラマツ Karamatsu (<i>Larix leptolepis</i> Gord.)	530 - 570	6.5-7.5
<広葉樹 Hard wood>		
キリ Kiri (<i>Paulownia tomentosa</i> Steud.)	260	3.8-5.0
ハンノキ Hannoki (<i>Alnus japonica</i> Steud.)	400 - 510	7.2-8.2
ブナ Buna (<i>Fagus crenata</i> Bl.)	600 - 680	6.3-7.6
オニグルミ Onigurumi (<i>Juglans sieboldiana</i> Maxim.)	510 - 630	4.1-7.4
アオダモ Aodamo (<i>Fraxinus lanuginosa</i> Koidz.)	630 - 650	6.2
ケヤキ Keyaki (<i>Zelkova serrata</i> Makino)	750	5.7
ミズナラ Mizunara (<i>Quercus mongolica</i> Trucz. var. <i>grosserrata</i> Rehd. and Wils.)	810 - 840	5.5-6.1
アカガシ Akagashi (<i>Quercus acuta</i> Thunb.)	982-1060	5.5-6.1

方形の面がまさ目面、板目面および木口面となるように試験体を作成した。厚さは 10 mm, 20 mm および 40 mm の 3 種類とした。この試験に際しては、個体間の影響を少なくするため、同一樹種の試験体は 10 cm 角の柱材等の同一のブロックから作成した。なお、試験体は 20℃, 相対湿度 40% で 3 か月以上調湿された材料から所定寸法に仕上げ、さらに、含水率の影響を小さくするため、試験開始前に 46℃ の乾燥機で 72 時間乾燥した後、20℃ に保たれた部屋におかれたデシケータ中に 24 時間以上放置して養生した。したがって、試験時の材料は全乾状態とみなしうる。

以上のことより、実験の条件は、試験方法が二種類、放射強度が三段階、樹種が MDF を含めて 14 種類、試験体の厚さが三種類、および加熱面の種類がまさ目面、板目面または木口面の三通りであるが、材料調達の都合上、すべての組み合わせを網羅して実験を行ったわけではない。なお、同一の条件での実験回数は 1 から 4 であった。

2.3 結果

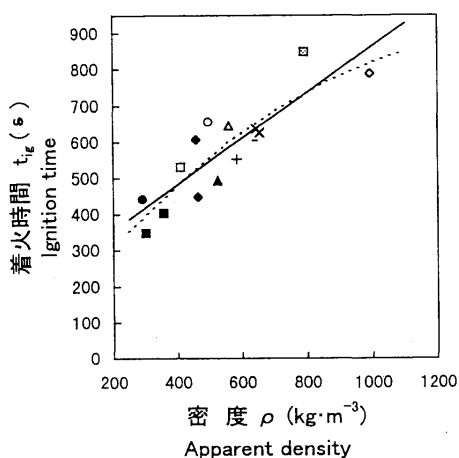
2.3.1 板目木取りの試験体の着火時間

ISO 着火性試験装置およびコーンカロリメーターで加熱した場合の試験体密度 ρ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) と着火時間 t_{ig} (s) の関係を Fig. 3 に示す。経験的には、薄い木材ほど着火し易いことが知られているが、10 mm 以上の厚さを有する本実験の試験体では、厚さの違いによる着火の起こり易さの差異は見られなかった。また、密度の大きな木材ほど着火時間が遅れる傾向が見られ、MDF も同程度の密度を有する木材の着火時間とはほぼ同じ値を示した。着火時間と密度の関係についての回帰分析結果を Table 2 に示す。Fig. 3 には、この回帰直線及び曲線が与えられている。

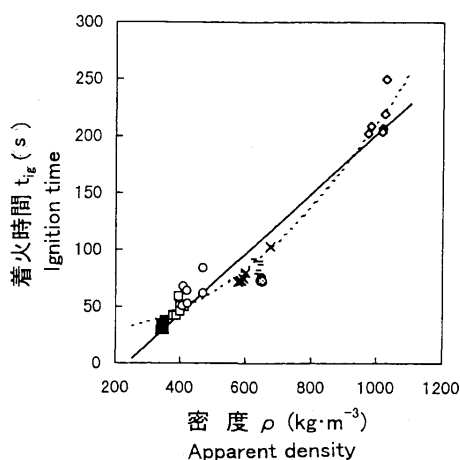
放射強度 $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ での加熱の場合は、値のばらつきが大きい。これは標本数が少ないことにもよるが、木材の着火限界の放射強度は $10 \sim 15 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ であるとされており (TRAN, 1992 ; 田中, 1993), $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ の弱い放射強度での着火は、微妙な可燃性気体の濃度バランスの下で生じていることに原因があると考えられる。このことは、 $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ の場合、安定な着火が得られない、いわゆる、フラッシュ現象が頻繁に観測されたことから裏付けられる。一方、30 または $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ の加熱の場合には、非常に高い決定係数を得た。

秋田 (1959) は、放射の無い高温の空気による木材の加熱において着火が密度の増加につれて遅れることを見いだした。しかし、着火時間の増加は直線的ではなく、その増加率は密度が大きくなるにつれて増加するとしている。本研究においても、密度 ρ の 2 次関数でも回帰したところ、いずれの場合も、1 次式で回帰するよりも決定係数が若干高くなる結果が得られたが、その差はそれほど大きくはなく、ほぼ直線関係にあるとあって差し支えない程度であった。ただし、30 および $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ での加熱時の密度に対する着火時間の変化率は、秋田の示した結果と同様、密度が大きくなるにつれて増加する傾向が見られたのに対し、 $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ ではこれと逆の関係を示した。この原因については、今後、究明する必要がある。

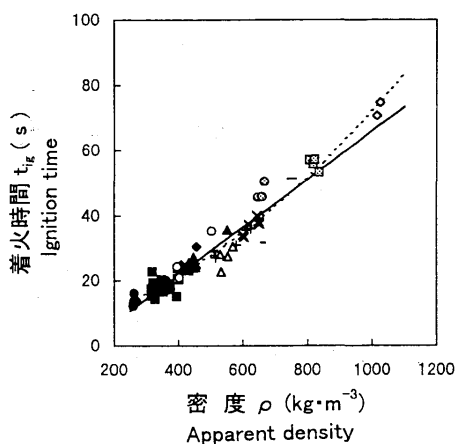
放射強度と着火時間の関係についてみると、放射強度が $10 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 増加する毎に着火時間が大きく減少したことがわかる。着火に及ぼす放射強度の効果を定量的に表すため、放射強度の逆数に対して着火時間の対数をプロットしたところ、Fig. 4 に示すように、樹種毎に異なる直線が得られた。これらの



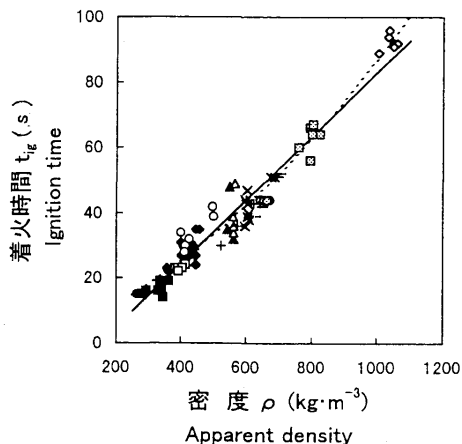
Note: 着火性試験装置を用い放射強度 $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱。試験体の厚さは 10 mm。
Specimens were heated by ISO 5657 apparatus. Heat flux was $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$. Specimen thicknesses were 10 mm.



Note: 着火性試験装置を用い放射強度 $30 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱。試験体の厚さは 10 mm, 20 mm および 40 mm。
Specimens were heated by ISO 5657 apparatus. Heat flux was $30 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$. Specimen thicknesses were 10, 20 or 40 mm.



Note: 着火性試験装置を用い放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱。試験体の厚さは 10 mm, 20 mm および 40 mm。
Specimens were heated by ISO 5657 apparatus. Heat flux was $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$. Specimen thicknesses were 10, 20 or 40 mm.



Note: コーンカロリメーターを用い放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱。試験体の厚さは 10 mm, 20 mm および 40 mm。
Specimens were heated by the cone calorimeter. Heat flux was $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$. Specimen thicknesses were 10, 20 or 40 mm.

Fig. 3 密度と着火時間の関係

Relationships between apparent densities and ignition times

- | | | | | |
|-------------------|----------------------|----------------------|--------------------------------------|-----------------------|
| ■ : スギ
Sugi | □ : ヒノキ
Hinoki | ◆ : ヒバ
Hiba | ▲ : アカマツ
Akamatsu | △ : カラマツ
Karamatsu |
| ● : キリ
Kiri | ○ : ハンノキ
Hannoki | × : ブナ
Buna | + | ○ : オニグル
Onigurumi |
| — : ケヤキ
Keyaki | ■ : ミズナラ
Mizunara | ◇ : アカガシ
Akagashi | ● : MDF
Medium density fiberboard | — : アオダモ
Aodamo |

— : 一次回帰線
Regression line

----- : 二次回帰線
Regression curve of second degree

Table 2. 密度と着火時間の間の回帰分析結果

Relationships between densities of wood and ignition times

装 置 Apparatus	I	s	n	回 帰 式 Regression formulae	R^2
ISO 着火試験装置 Ignitability test apparatus	20	12	15	$t_{ig} = 228.8 + 0.636\rho$	0.75
				$t_{ig} = 95.7 + 1.12\rho - 3.92 \times 10^{-4} \rho^2$	0.76
	30	6	36	$t_{ig} = -61.6 + 0.264\rho$	0.94
				$t_{ig} = 32.8 - 0.0661\rho + 2.39 \times 10^{-4} \rho^2$	0.97
	40	13	81	$t_{ig} = -14.8 + 0.0979\rho$	0.95
				$t_{ig} = 1.99 + 0.0394\rho + 4.53 \times 10^{-5} \rho^2$	0.96
コーンカロリメーター Cone calorimeter	40	13	80	$t_{ig} = -7.71 + 0.0737\rho$	0.92
				$t_{ig} = 4.68 + 0.0245\rho + 4.28 \times 10^{-5} \rho^2$	0.96

 I : 加熱放射強度 Heat flux ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$), s : 樹種数 Number of wood species n : 試験体数 Number of samples tested, R^2 : 決定係数 Coefficient of determination t_{ig} : 着火時間 Ignition time (s), ρ : 密度 Density ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)

Note: MDF の値は回帰式の計算には含まない。

The ignition times of MDF samples were not included in the calculation for regression formulae.

回帰式は Table 3 に与えられている。図表より、密度の小さい樹種ほど放射強度の影響を強く受けることがわかる。

ISO 着火性試験装置とコーンカロリメーターでの着火時間の差異については、Fig. 3 の $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 加熱での両者の比較から、コーンカロリメーターでの加熱の方が着火時間が早く、1 次式で回帰した場合の直線の傾きも小さくなる傾向が見られた。同様の傾向は、BABRAUSKAS (1987) によっても報告されている。この原因としては、ISO 着火性試験装置では口火が 4 秒間隔で試験体に接近するのに対し、コーンカロリメーターでは、電気スパークによって口火が連続的に与えられていることから、フラッシュ程度の着火でも炎が安定的に維持するためではないかと考えられる。また、本実験の場合、加熱炉の制御方式が異なっていたことも影響していると思われる。しかし、ÖSTMAN (1990) や HU (1988) は加熱面が大きくなると着火時間は早くなるとして、これとは逆の結果を報告しており、さらに検討が必要である。ただし、両試験とも、同程度の決定係数の回帰式を与えており、両方の試験結果を互いに読み替えることは可能であると考えられる。

2.3.2 内部の温度変化

加熱時間の経過とともに試験体内部の温度は上昇する。Fig. 5 および Fig. 6 に示すように、一般に、加熱面に近い位置ほど温度の上昇が早かった。なお、加熱の後期、特に着火後に、加熱面から遠い位置の温度が近い位置の温度より高くなることが希にあった。おそらく、この原因のひとつは加熱による割れの発生であると思われる。

図に示すように、温度の上昇が約 100°C で停滞する現象が、全ての試験体について観測された。これは含有水分の気化によって引き起こされたと思われる。 130°C 以上の領域における温度の上昇挙動は、

Table 3. 放射強度と着火時間の関係
Relationships between heat fluxes and ignition times

樹種 Species	密度 Density ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	回帰式 Regression formulae
スギ Sugi	346 - 356	$\log t_{\text{ig}} = 59.0 / I - 0.0335$
ヒノキ Hinoki	410 - 414	$\log t_{\text{ig}} = 55.6 / I - 0.0333$
ハンノキ Hannoki	496 - 502	$\log t_{\text{ig}} = 49.8 / I + 0.0316$
アオダモ Aodamo	636 - 639	$\log t_{\text{ig}} = 47.1 / I + 0.440$
ブナ Buna	645 - 676	$\log t_{\text{ig}} = 44.2 / I + 0.592$
アカガシ Akagashi	982 - 1004	$\log t_{\text{ig}} = 37.1 / I + 1.068$

t_{ig} : 着火時間 Ignition time (s), I : 放射強度 Heat flux ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$)

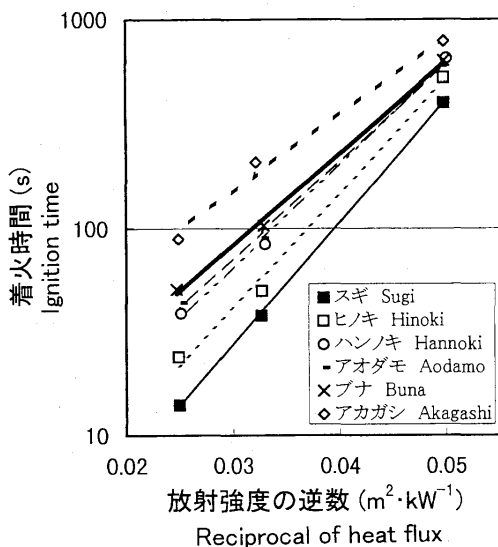


Fig. 4 放射強度が着火時間に及ぼす影響
Effects of radiant heat fluxes on ignition times

$20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合、直線的なのに対し、 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの浅い位置の場合、初め急で、次第に緩やかになっている。この原因としては、着火後の発熱量の大きさが関与しているものと考えられるが、発熱量の検討については第3章で行うこととする。

各樹種を $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合の加熱面から深さ 1 mm の位置での温度変化を Fig. 7 に比較した。一般に、密度の大きい樹種ほど内部温度の上昇が遅れる傾向が存在する。この図でも、 130°C 以上の領域の温度は、ほぼ直線的に上昇している。

また、 $30 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合の温度変化を Fig. 8 に示した。この図でも、着火後に温度の上昇が急になる傾向や密度の大きい樹種ほど上昇

速度が小さくなる傾向が示されている。ただし、ブナの温度の上昇は、密度の小さい樹種のそれより早く上がっている。確認できないが、これは温度の測定位置が想定される位置である深さ 1 mm より表面に近いためではないかと推定される。

Fig. 8 に●等の記号で示した着火時の温度を比較すると、ブナを除けば、深さ 1 mm での着火時の温

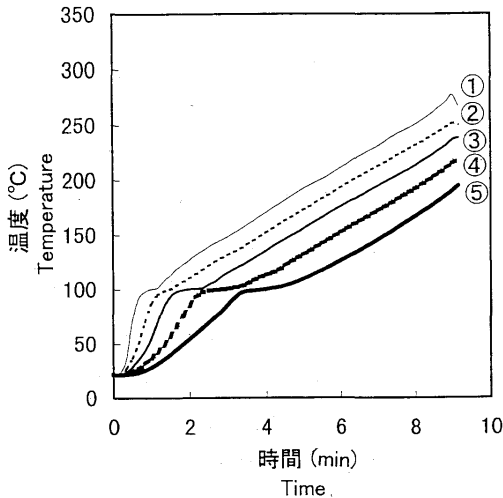


Fig. 5 厚さ 10 mm のヒノキ試験体を $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合の内部温度変化

Time-internal temperature curves for hinoki at $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ of heat flux

Note: 温度測定点の表面からの深さは ① 1 mm, ② 2 mm, ③ 3 mm, ④ 4 mm, ⑤ 6 mm である。
The temperatures were measured at the depths of ① 1 mm, ② 2 mm, ③ 3 mm, ④ 4 mm, ⑤ 6 mm from the surfaces.

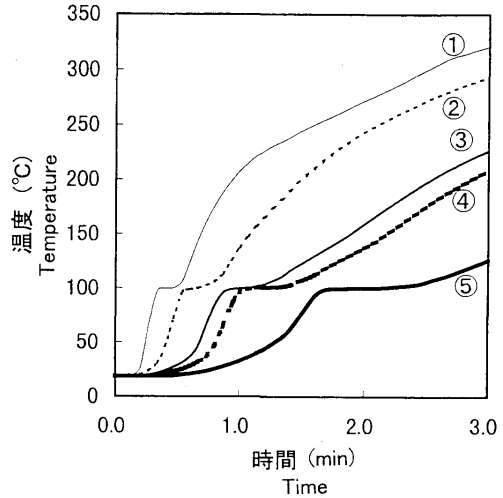


Fig. 6 厚さ 10 mm のヒノキ試験体を $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合の内部温度変化

Time-internal temperature curves for hinoki at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ of heat flux

Note: 温度測定点の表面からの深さは ① 1 mm, ② 2 mm, ③ 3 mm, ④ 4 mm, ⑤ 6 mm である。
The temperatures were measured at the depths of ① 1 mm, ② 2 mm, ③ 3 mm, ④ 4 mm, ⑤ 6 mm from the surfaces.

度は, $110 \sim 130^\circ\text{C}$ の範囲にあることがわかる。なお, スギとブナの場合, 着火後, 温度がピークに達してから低下し, 再度上昇している。これは, 熱電対の接点が割れの発生により気相に露出したためであろうと推定される。発炎によって上昇気流が発生し, 外部から室温の空気が試験体上に流入するようになると, 熱電対の接点の温度は, 加熱炉と炎からの放射以外に割れを通じて入り込む気流の影響も受けるようになると考えられる。

30 および $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ での加

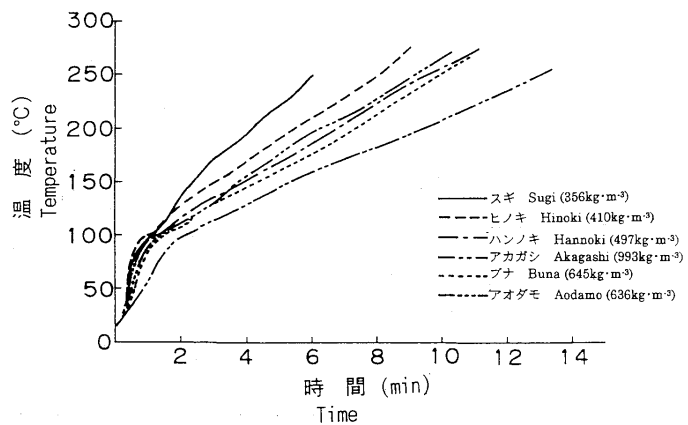


Fig. 7 厚さ 10 mm の試験体を $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合の内部温度変化

Time-internal temperature curves for 10 mm thick specimens heated at $20 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

Note: 温度の測定は, 表面から深さ 1 mm の位置で行った。
The temperatures were measured at the depths of 1 mm from the surfaces.

熱における着火時の木材内部の温度分布を Fig. 9 および Fig. 10 に示す。30 kW・m⁻²での加熱では、プ

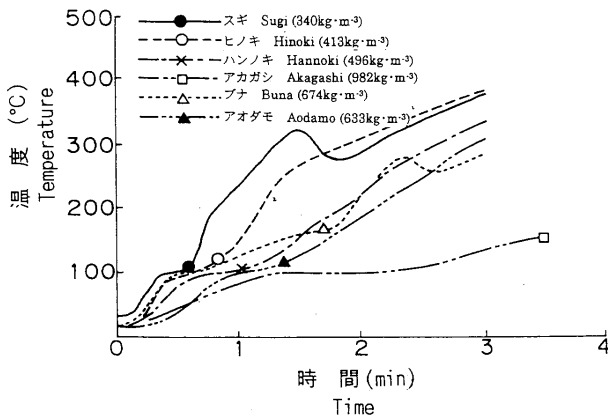


Fig. 8 厚さ 10 mm の試験体を 30 kW・m⁻²で加熱した場合の内部温度変化

Time-internal temperature curves for 10 mm thick specimens heated at 30 kW・m⁻²

Note: 温度の測定は、表面から深さ 1 mm の位置で行った。

Temperatures were measured at the depths of 1 mm from the surfaces.

Note: ●等の図中の記号は各試験体の着火時間を示す。
The marks indicate the ignition points.

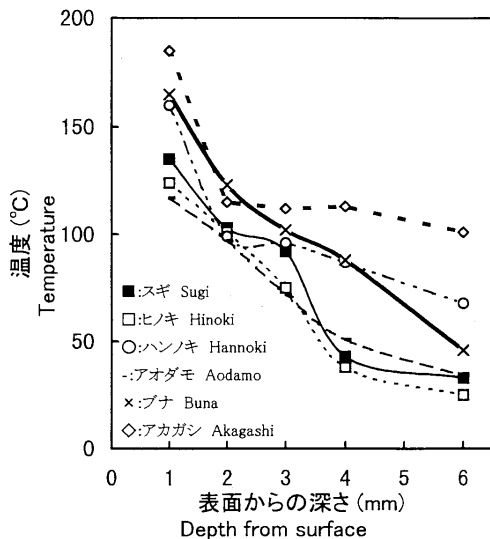


Fig. 9 30 kW・m⁻²の放射強度で厚さ 10 mm の試験体を加熱した場合の着火時の温度プロファイル

Temperature profiles of specimens of 10 mm thickness at ignition time (Heat flux: 30 kW・m⁻²)

ロファイルから表面温度を推定することは困難であるが、20 kW・m⁻²で加熱した場合の着火時の温度プロファイルは、Fig. 10 に示すように直線で近似できる。直線近似による温度のプロファイルの表面への外挿値は 265~285°C の範囲に入っていることから、着火時の木材表面の温度は、樹種あるいは密度によらず一定の値をとる傾向があると推定される。また、これらの温度プロファイルが秋田(1959)の求めた曲線と多少異なっているのは、木材内部の温度上昇が専ら熱伝導に支配されるとして導かれた秋田の熱伝導方程式の解には、木材中の水分の影響や熱分解生成物の移動の影響が考慮されていないためと考えられる。

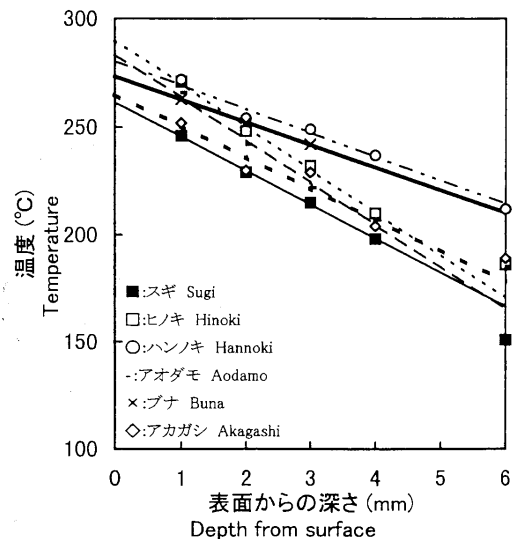


Fig. 10 20 kW・m⁻²の放射強度で厚さ 10 mm の試験体を加熱した場合の着火時の温度プロファイル

Temperature profiles of specimens of 10 mm thickness at ignition time (Heat flux: 20 kW・m⁻²)

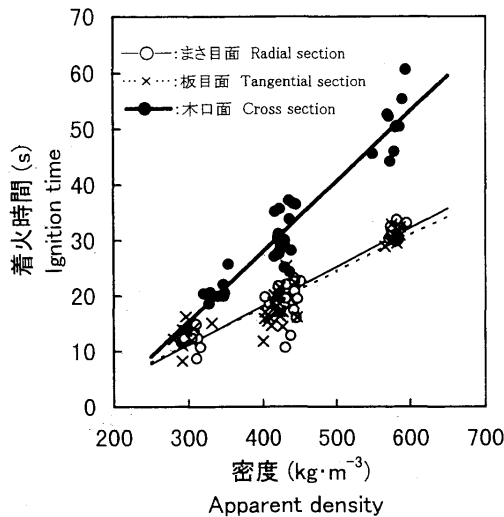


Fig. 11 加熱面の種類の違いが着火時間に及ぼす影響
Effects of surface types of specimens on ignition times

2.3.3 加熱面の違いが着火時間に及ぼす影響

まさ目面、板目面および木口面をそれぞれ、 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合の木材の密度と着火時間の関係を Fig. 11 に示す。

使用した樹種は、スギ、ヒバ、アカマツ、ブナの4樹種である。また、回帰分析により、まさ目面、板目面および木口面ごとに、それぞれ密度 ρ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) と着火時間 t_{ig} (s) の関係式を求めた結果を Table 4 に示す。

密度の異なる13樹種の板目面の試験体をISO着火性試験装置またはコーンカロリメーターで加熱したとき、密度と着火時間の間には、おおむね直線関係があることを先に述べたが、Fig. 11 および Table 4 から、まさ目面、板目面および木口面のいずれの場合も、密度と着火時間の間におおむね直線関係が見られた。また、1次式よりも2次式で回帰した方が決定係数が若干高くなっていることも同様であった。

Fig. 11 および Table 4 より、密度が同程度であれば、まさ目面と板目面の着火時間には大差がないが、木口面の着火時間はこれらより遅れる傾向が見られた。そこで、どの程度の差があるのかを調べるために、まさ目面および板目面を加熱した場合の着火時間に対する木口面加熱の場合の着火時間の比を求めると、いずれの樹種についても、木口面加熱の着火時間はまさ目面または板目面加熱の場合の1.6～1.7倍程度になっていることがわかった。

2.4 考察

2.4.1 着火時間に及ぼす放射強度の効果

Fig. 4 および Table 3 に示すように、放射強度の逆数と着火時間の対数の間に直線関係が存在するようと思われる。秋田（1959）は点火源のある着火に関して、木材内における熱分解物の輸送を考慮せず、

Table 4. 密度と着火時間の関係に及ぼす加熱面の種類の影響
Effects of the type of surface on the relationships between densities and ignition times

加熱面の種類 Type of surface	<i>n</i>	回 帰 式 Regression formulae		<i>R</i> ²
まさ目面 Radial section	38	1 次式 1st order equation	$t_{ig} = -9.85 + 0.0701\rho$	0.92
		2 次式 2nd order equation	$t_{ig} = 6.80 - 0.00837\rho + 8.80 \times 10^{-5}\rho^2$	0.93
板目面 Tangential section	39	1 次式 1st order equation	$t_{ig} = -8.51 + 0.0660\rho$	0.86
		2 次式 2nd order equation	$t_{ig} = 16.8 - 0.0537\rho + 1.35 \times 10^{-4}\rho^2$	0.89
木口面 Cross section	37	1 次式 1st order equation	$t_{ig} = -22.6 + 0.126\rho$	0.91
		2 次式 2nd order equation	$t_{ig} = 5.01 + 0.00300\rho + 1.33 \times 10^{-4}\rho^2$	0.96

n: 試験体数 Number of samples tested, *R*²: 決定係数 Coefficient of determination

*t*_{ig}: 着火時間 Ignition time (s), ρ : 密度 Density (kg·m⁻³)

Note: 加熱時の放射強度は 40 kW·m⁻²である。

The radiant heat flux was 40 kW·m⁻².

木材内の温度分布が熱伝導によって支配されるとして求めた温度を用いて、(12)式で示される温度と着火時間の間の近似式を導いた（前出）。

$$\ln t_{ig} = \ln B + E/RT_a \quad (12)$$

ここで、*T*_aは加熱温度、*B*は木材の熱伝導率や可燃性混合気層の厚さ、可燃組成限界によって決まる定数である。

高温の空気からの熱伝達によって木材が加熱される条件下で(12)式が導かれたのに対し、本研究では放射によって木材が加熱された。しかし、加熱形式が異なっても、可燃性混合気の形成機構は変わらないと考えられる。したがって、放射加熱の場合にも熱伝達による加熱の場合に与えられる木材の仮想温度 *T*_aに相当する温度が存在すると思われる。Fig. 4の直線プロットはこの仮想温度が放射強度に比例することを示唆している。秋田（1959）は放射加熱による木材表面から内部への熱の移動が熱伝導によるとして、次の関係式を導いた。

$$I \propto T_s - T_0 \quad (30)$$

ここに *I*は放射強度 (kW·m⁻²) で、*T*_s及び *T*₀はそれぞれ表面温度 (K) 及び初期温度 (K) である。

(30) 式はこの推定に合致する一例を示している。

2.4.2 着火時間に及ぼす密度と熱伝導率の効果

木材の着火時間がその密度とほぼ直線関係にあることは、Fig. 3 および Fig. 11 より明らかであるが、Fig. 11 において、木口面を加熱した場合の着火時間は、まさ目面または板目面を加熱した場合のそれよりも約 1.6~1.7 倍程度遅くなる傾向が見られた。

木材中の熱の移動や燃焼に関わる重要な因子のひとつに木材の熱伝導率があり、繊維方向と繊維直角方向で値が異なることが知られている (KOLLMANN, 1951; MAKU, 1954; 浦上, 1981)。MAKU (1954) は、繊維方向の熱伝導率は繊維直角方向の熱伝導率の 2~2.5 倍であるとしているし、また、浦上ら (1981) は、8 樹種の繊維方向、半径方向および接線方向の熱伝導率を実験的に求め、樹種が同じであれば、半径方向および接線方向の熱伝導率には差がないが、これらに対する繊維方向の熱伝導率の比は、ほぼ 2.5 であるとしている。

ところで、材料の物理的性質が着火時間に及ぼす影響についてみると、1.2.2 で述べたように、放射加熱の下での口火による着火は、熱慣性と呼ばれる熱伝導率 k 、密度 ρ 、比熱 c の積 $k\rho c$ の関数として表わされることが多い。最も簡単な理論式の例として、田中 (1993) は、半無限固体の表面が一定の放射熱 I ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) を受けるとき、表面からの失熱を無視して熱伝導方程式を解いて導かれる固体表面温度の式に着火時間 t_{ig} (s)、着火時の表面温度 T_{ig} (K) を代入した (14) 式を挙げている (前出)。

$$t_{ig} = \pi k \rho c \left(\frac{T_{ig} - T_0}{2\delta I} \right)^2 \quad (14)$$

ここで、 T_0 は初期温度 (K)、 k は熱伝導率 ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)、 ρ は密度 ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)、 c は比熱 ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)、 I は固体表面に与えられる放射熱 ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) であり、 δ は表面の放射吸収率である。

樹種が同じであれば、まさ目面、板目面あるいは木口面のいずれを加熱する場合でも、試験体の密度 ρ と比熱 c は一定とみなせる。また、秋田 (1959) によれば口火存在下での木材の着火は木材の熱分解ガスと空気からなる混合気が可燃濃度に達することにより生じるので、熱分解温度以上ならばどのような温度でも着火は可能で、着火温度 T_{ig} は本質的なものではないとしているが、熱重量測定から木材が急激にガス化を開始する温度は $270 \sim 280^\circ\text{C}$ の範囲であることが明らかにされていること (平田, 1995) およびいくつかの着火試験の結果から表面が一定温度に達したときに着火する例が報告されていること (日本木材加工技術協会, 1984; THOMAS, 1959; SIMMS, 1960; ATREYA, 1983; TRAN, 1992) から、本実験の条件下においては T_{ig} を一定とみなして差し支えないと考えられる。したがって、樹種が同じであれば、 t_{ig} は熱伝導率 k の影響を受け、繊維平行方向に熱が移動する木口面加熱の方が、まさ目面または板目面を加熱した場合に比べて t_{ig} が大きくなることが説明できる。

そこで、木口面加熱を含めた木材の放射加熱時の着火時間 (s) が $k\rho c$ ($\text{kW}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-4} \cdot \text{K}^{-2}$) の関数として表わせるか否かについて検討した。正確を期する上では、個々の試験体の k 、 ρ 、 c の測定値を用いることが望ましいが、予測式をたてる上では、変数の数が少ない方が好ましい。そこで、木材の比熱は樹種によらず一定であると仮定し、その値は文献値 (国立天文台編, 1992) である $1.25 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ を用いることとした。また、木材の熱伝導率については、密度の関数として表わせることが、MAKU (1954) や

浦上ら (1981) により明らかにされているので、熱伝導率が密度の 1 次関数で表わされると仮定し、木口面を加熱する場合の熱伝導率は MAKU の求めた (4) 式を、まさ目面または板目面加熱の場合の熱伝導率は浦上の求めた (5) 式を、それぞれ用いることとした。比重 r を密度 ρ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) に読み替え、熱伝導率 k の単位が $\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ となるように式を書き改めると、これらの式は (31) 式および (32) 式となる。

$$\text{繊維平行方向} : k_{//} = 0.0232 + 4.02 \times 10^{-4} \rho \quad (31)$$

$$\text{繊維直角方向} : k_{\perp} = 0.0174 + 1.86 \times 10^{-4} \rho \quad (32)$$

コーンカロリメーターを用い、放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの着火時間に関する

データ全てについて、着火時間 t_{ig} (s) と熱慣性 $k\rho c$ ($\text{kW}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{m}^{-4} \cdot \text{K}^{-2}$) の関係を Fig. 12 に示す。また、 t_{ig} を $k\rho c$ の 1 次関数で回帰すると (33) 式が得られた。

$$t_{\text{ig}} = 7.88 + 236 k\rho c \quad (n = 181, R^2 = 0.91) \quad (33)$$

これらのことより、木口面加熱の場合の熱慣性に対する着火時間が、まさ目面または板目面を加熱した場合のそれに比べてやや低めの着火時間となっているものの、熱慣性と着火時間は高い相関があることがわかる。また、Table 2 および Table 4 で示した密度と着火時間の関係において、わずかではあるが、密度の 1 次回帰式よりも 2 次回帰式の方が相関が高かったことは、熱伝導率が実験式的には密度の 1 次式で表わせることによるものと考えられる。

以上のことから、複雑な組織構造を有し、樹種や年輪に対する方向により熱分解ガスの輸送速度が異なるといわれる (SIAU, 1984) 木材においても、樹種や加熱面の種類を問わず、巨視的には着火時間が $k\rho c$ に支配されることが明らかとなったが、1.2.2 で述べたように、木材が着火するには可燃性混合気層が発炎に必要な濃度レベルに達することが条件となることから、熱分解によって生じる可燃性混合気層の形成過程から着火現象をとらえる必要性は依然として残されている。

原田および平田 (1994 b) は、このような観点から熱分解生成物中の可燃ガスの量と着火の関係を示す理論式を求めているが、理論式中に実験的に求めることのできない因子が含まれることから、この理論式を解くには至っていない。このような観点からのアプローチは今後に残された課題である。

また、木材を加熱すると、着火後には表面に割れの発生が観察される。着火前に目に見えるような割

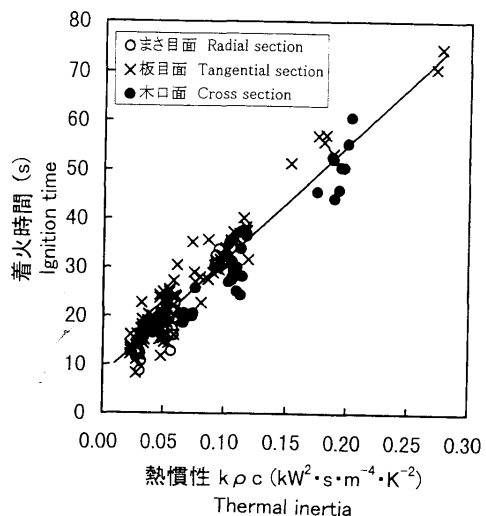


Fig. 12 木材の熱慣性 $k\rho c$ と着火時間の関係
Relationships between thermal inertia $k\rho c$ and ignition times

Note: 加熱時の放射強度は $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ である。
Heat flux was $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

れが発生することはほとんどないが、着火前においても、目視で確認できない割れが発生している可能性は否定できない。着火時間は k_{pc} との相関が非常に高いが、Fig. 3 に示すとおり、個々の樹種をみると、分布に偏りが見られる。割れの起こりやすさは木材組織、すなわち、樹種によって異なると推定されるので、こうした樹種による分布の偏りの原因の候補のひとつとして、割れの原因をあげることができると考えられる。この点に関しても今後の研究課題である。

2.5 結 論

放射加熱による木材の炭化過程で発生した着火について次の結論を得た。

(1) 着火時間は材料の厚さに影響されなかった。これは試験体の厚さが 10 mm 以上であったためであると思われる。

(2) 放射強度の逆数と着火時間の対数との間におおよそ直線関係が見いだされた。

(3) 加熱面の種類が同じであれば、着火時間は木材密度の増加にともない、ほぼ直線的に増加したが、密度の 1 次回帰式と 2 次回帰式を比較すると、わずかではあるが、2 次回帰式の方が相関が高い結果が得られた。ただし、30 または 40 kW・m⁻² で加熱した場合、密度の増加に対する着火時間変化率が大きくなったのに対し、20 kW・m⁻² で加熱した場合には逆の関係が見られた。また、樹種が同じであれば、木口面を加熱した場合の着火時間が、まさ目面または板目面を加熱した場合のそれに比べて、1.6～1.7 倍程度遅れることが観察された。

(4) 一般に、着火時間は熱慣性 k_{pc} と相関が高いとされているが、複雑な組織構造を有し、樹種により、また年輪に対する方向により熱分解ガスの輸送速度が異なると考えられる木材においても、熱慣性 k_{pc} と着火時間の間にはおおむね直線関係が得られたことから、樹種や加熱面の種類によらず、巨視的にはこの関係が成り立つことが明らかとなった。したがって、木材の着火は表面層での熱分解速度、すなわち、表面温度の上昇に支配されることがわかった。

(5) ISO 着火性試験とコーンカロリメーターによる着火時間を比較すると、同一樹種の試験体を同じ放射強度で加熱した場合、ISO 着火性試験での着火時間の方が遅くなる傾向が見られたが、密度と着火時間の間の相関はほぼ同じであり、両者の数値は互換性のある数値であることが明らかとなった。

3 木材の炭化速度および発熱速度とその予測

3.1 はじめに

木材の炭化速度は、燃焼時の面材料やドア等の燃え抜け、構造材料の強度低下といった現象と深く関わっており、建築材料の耐火性能を決定する上で重要な因子であり、これまで多くの研究が行われている。炭化した木材の断面は、Fig. 13 に示すように三つの部分に区分することができるが、その定義は必ずしも明確ではない。

炭化速度に影響を及ぼす因子として、定性的には木材の加熱温度、樹種、密度、熱伝導率、含水率、試験体の厚さ、木目の方向等を挙げることができ、密度や含水率を変数とする予測モデル等いくつかの予測モデルが提案されているが、これらの因子全てを網羅したモデルは提案されておらず、とりわけ、密度以外の樹種による違いについてはほとんど研究が行われていない。

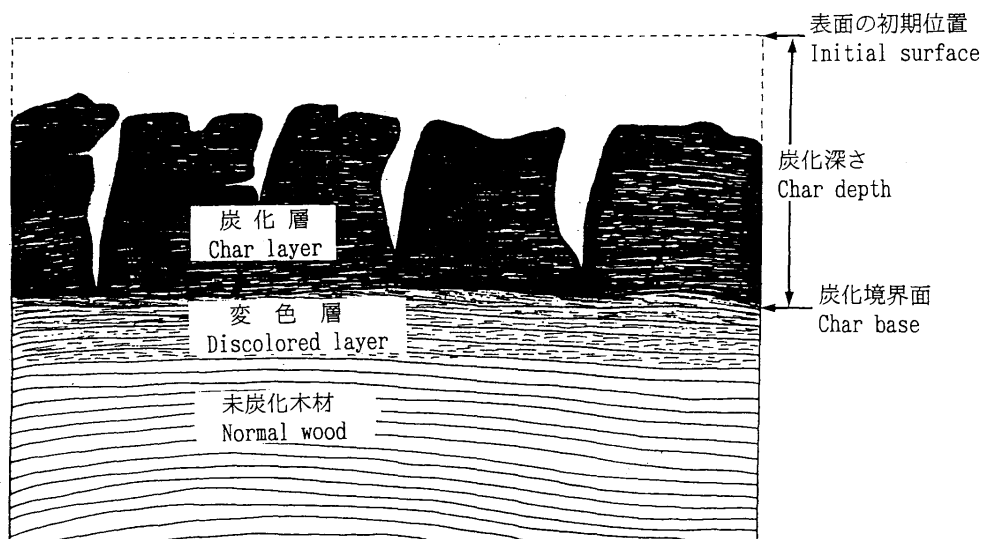


Fig. 13 炭化境界面の概念図
General view of charred wood

一方、燃焼時の材料の発熱速度は、以前は測定が不可能とされていたが、コーンカロリメーターが開発され、測定が容易になったことから、発熱速度に関する研究が多くの研究者により精力的に進められている。その結果、発熱速度が建築物の火災の進行に影響を及ぼす極めて重要な因子であることが明らかにされており、発熱速度や着火時間からフラッシュオーバー時間や火災伝播速度を予測したり、建築材料の防火性能評価にコーンカロリメーター試験を導入しようとする試みが行われている。木材の発熱速度を予測する試みも行われているが、多くのパラメータを要する複雑なコンピュータシミュレーションによるもので、樹種の違いを考慮し、多くの樹種に適用可能な簡易な予測モデルとはなっていない (PARKER, 1988 ; FREDLUND, 1993)。

ところで、コーンカロリメーターの開発は、炭化速度の研究においても新たな研究手法を提示する可能性がある。これまでの炭化速度の測定方法は、燃焼試験後に実測される炭化境界面の位置もしくは内部温度の測定結果から炭化速度を求める方法が一般的であったが、これらの方法では、測定点が限られているので、炭化深さや炭化速度を経時的に連続して把握することは困難であった。しかし、コーンカロリメーター試験で得られる発熱速度や質量減少速度から炭化速度を計算することができれば、数秒間隔の連続した炭化速度や炭化深さのデータを得ることが可能となる。MIKKOLA (1991) や TRAN ら (1992) は、コーンカロリメーターまたはこれに類似した装置を用いて木材の燃焼実験を行い、質量減少速度や炭化速度を発熱速度から計算する方法を検討している。彼らは、未炭化部分や炭化層内の質量減少を無視し、燃焼時の質量減少が専ら炭化境界面で起こると仮定し、炭化速度 v ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) は質量減少速度 m'' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) を密度 ρ ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) で除したものに等しいとする (34) 式を提案している。

$$v = \frac{m''}{\rho}$$

(34)

また、発熱速度 q'' ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) と質量減少速度 m'' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) の間には (35) 式に示す関係があり、単位質量減少量当たりの発熱量を示す有効燃焼発熱量 $\Delta h_{c, \text{eff}}$ ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$) は樹種により一定の値をとることが知られている (PARKER, 1988)。

$$q'' = \Delta h_{c, \text{eff}} \cdot m'' \quad (35)$$

もし、(34) 式が正しいとすれば、コーンカロリメーター試験により、相互に密接に関係する発熱速度、質量減少速度および炭化速度を一体のものとして研究を進めることが可能となる。

そこで、本章では、コーンカロリメーター試験を行い、木材の質量減少速度から炭化速度を予測することが可能であるかどうかを確認するとともに、これまでの研究であまり取扱われてこなかった樹種の違いや、まさ目面、板目面または木口面のいずれを加熱するかといったことが、木材の発熱速度、質量減少速度および炭化速度に及ぼす影響について考察を行った。さらに、材料の防火性能を評価する上で重要な指標となる平均発熱速度並びに燃え抜け時間を簡易に予測する手法について検討を行った。

3.2 実験

3.2.1 試験体および加熱条件

実験に用いた試験体は、2.2.2 の Table 1 と同様の針葉樹 5 樹種、広葉樹 8 樹種の計 13 樹種であった。また、試験体の寸法は、放射加熱を受ける面の大きさを一辺 100 mm の正方形とし、厚さは 10 mm, 20 mm および 40 mm の 3 種類とした。加熱面の種類の影響を調べるもの以外の試験体は、厳密ではないが、加熱面が板目面となるよう木取りをされ、温度 20℃、相対湿度 40% の恒温室で 2 か月以上調湿されたものである。これらの試験体の含水率は、4~10% で、便宜上、気乾木材と呼ぶこととする。また、加熱面の種類が発熱速度等に及ぼす影響を調べる実験に用いた試験体は、加熱面がまさ目面、板目面および木口面の 3 種類となるよう木取りを行ったスギ、ヒバ、アカマツおよびブナの試験体であり、試験体の作成方法および調湿条件は 2.2.2 に記載したと同様である。これらの試験体を便宜上、全乾木材と呼ぶこととする。

加熱には、ATLAS 社製の cone 2a 型コーンカロリメーターを用いた。装置の概要および測定原理は 1.2.5 に記載したとおりである。加熱は、試験体を水平に置き、試験体上部から電気ヒーターで 20, 30, 40 または 50 $\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$ の放射熱を照射することにより行った。なお、燃焼実験に際しては、試験体側面が燃焼して、試験体表面での燃焼性の測定に影響が及ぶことを排除するため、ISO 5660 で使用を推奨しているステンレスフレームを使用した。したがって、直接放射熱を受ける面積は 94 mm × 94 mm であった。試験は、各種の試験体および各放射強度について、加熱時間を変え 2 回以上行った。さらに、材料の燃焼と裏面温度の関係を調べるため、いくつかの燃焼試験においては試験体裏面中央部に直径 0.32 mm の K 熱電対を取り付け、燃焼試験中の裏面温度を測定した。

以上より、本実験における測定項目は、着火時間 (s)、単位面積当たりの発熱速度 q'' ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$)、質量減少速度 m'' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) および裏面温度 (℃) の 4 項目であった。なお、測定値のコンピュータへの取り込み間隔は 2 秒とした。

3.2.2 炭化深さおよび炭化層厚さの測定

燃焼試験後の試験体をその中央部が含まれるように繊維直角方向に切断し、中央部および中央から左右15mmの位置での炭化層を含む試験体の厚さおよび炭化層をワイヤブラシで掻きとった残りの未炭化部分の厚さをノギスで測定した。それぞれの3点平均をとり、燃焼試験前の試験体の厚さから未炭化部分の厚さを引いた長さを炭化深さ、炭化層を含む燃焼試験終了後の試験体の厚さから未炭化部分の厚さを引いた長さを炭化層厚さとした。

3.2.3 木材の組織構造の観察

実験に用いた木材の木口面の組織構造を光学顕微鏡を用いて観察した。試験体は厚さが20mmで40kW・m⁻²の放射強度で加熱した試験体を作成した試料と同じ木材片から作成された。木材を構成する各組織の割合は、顕微鏡観察写真上の各要素の面積比から計算した。

3.3 結果と考察

3.3.1 炭化速度と質量減少速度

厚さ20mmの13樹種の板目面木取りの気乾木材を40kW・m⁻²の放射強度で10分間加熱したときの木材の密度と炭化深さの関係をFig. 14に示す。この図より、加熱時間が同じであれば、密度の高い木材ほど、炭化深さは小さくなっていることがわかる。したがって、一般的な傾向としては、同じ厚さの木材ならば、密度の高いものの方が燃え抜け時間は長くなるといえる。しかし、個々の樹種についてみると、ハンノキ、アオダモおよびブナの炭化深さは密度の割には大きな値となっており、みかけの密度だけで炭化速度が決まるわけではないと推測される。

次に、炭化速度と質量減少速度の間に、34式で示した関係が成り立つかどうかを確認するため、燃焼試験終了時の質量減少量 M_L (kg)を密度 ρ (kg・m⁻³)および加熱面積 S (m²)で除した値(mm)に対して炭化深さの実測値 C_D (mm)をプロットした。この関係をFig. 15に示す。また、両者の回帰式は36式のとおりであった。

$$C_D = 1.045 \times 10^3 \times \frac{M_L}{\rho \cdot S} + 1.023 \quad (n=62, R^2=0.98) \quad (36)$$

これらのことより、樹種によらず、両者は極めて高い相関で直線関係にあることが明らかであり、34式で示した関係がほぼ成り立つことが確認された。したがって、コーンカロリメーターで得られる質量減少量に関するデータから炭化深さや炭化速度に関する情報が得られることになる。

次に、樹種による炭化速度の比較を行う。Fig. 16は、13樹種の厚さ20mmの気乾木材を40kW・m⁻²で加熱したときの質量減少量の変化を示したグラフである。

このグラフより、いずれの樹種についても、加熱開始後3分以降は、質量減少量が直線的に変化していることから、少なくとも加熱開始後3分から10分までの炭化速度は、樹種毎に違った値は取らないもの、一定であるとみなして差し支えないと考えられる。そこで、質量減少速度の樹種間での比較を行うため、この期間の質量減少速度の平均値 m'' (kg・m⁻²・s⁻¹)を密度 ρ (kg・m⁻³)に対してプロットするとFig. 17が得られた。

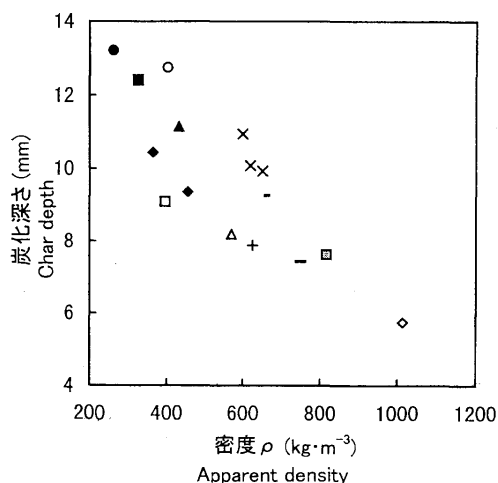


Fig. 14 炭化深さに及ぼす密度の影響

Effects of apparent densities on char depths

■ : スギ Sugi □ : ヒノキ Hinoki ◆ : ヒバ Hiba ▲ : アカマツ Akamatsu △ : カラマツ Karamatsu ● : キリ Kiri ○ : ハンノキ Hannoki × : ブナ Buna + : オニグルミ Onigurumi - : アオダモ Aodamao — : ケヤキ Keyaki ▨ : ミズナラ Mizunara ◇ : アカガシ Akagashi

Note: 炭化深さは厚さ 20 mm の板目木取りの気乾木材を $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で 10 分間加熱したときの値である。

Char depths were measured after heating for 10 minutes at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$.

Specimens were 20 mm thick air-dried tangential sections.

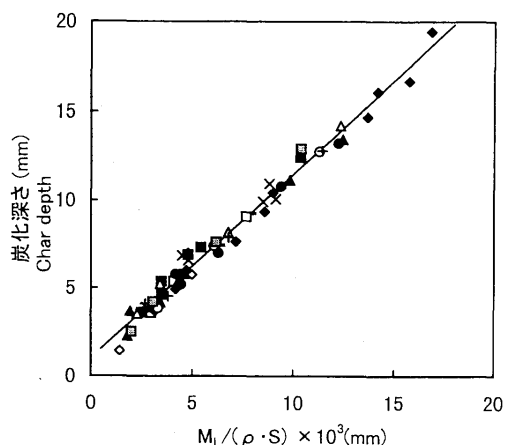


Fig. 15 質量減少量, 密度および炭化深さの関係

Relationships between mass losses, apparent densities and char depths

M_L : 質量減少量 Mass loss (kg), ρ : 密度 Apparent density ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$), S : 加熱面積 Heated area (m^2).

Note: 他の凡例は Fig. 14 と同じ。

Other legend is the same as Fig. 14.

炭化深さは厚さ 10, 20 または 40 mm の板目木取りの気乾木材を $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で 10 分間加熱した時の値である。

Char depths were measured after heating for 10 min at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$.

Specimens were 10, 20 or 40 mm thick air-dried tangential sections.

この図より, 一般的な傾向としては, 高密度の木材ほど, 質量減少量が多いことがわかる。後述するように, 発熱速度は質量減少速度と高い相関があるので, このことは, 木材の密度が大きくなると, 着火時間は遅れるものの, 一旦着火すると, 高い発熱量で燃焼することを意味する。

いまひとつここで注目されることは, 密度と質量減少速度の間の相関はそれほど高くなく, ハンノキ, アオダモ, ブナといった樹種では, 密度の割には質量減少速度が大きくなっている点である。このような差異が生じる原因が, 木材の組織構造の違いにあるのではないかと考え, 使用した木材の木口面を光学顕微鏡で観察し, 各組織の比率を比較した。Table 5 にその結果を示す。

この表より, 先の密度と質量減少速度の関係において, 密度の割に大きな質量減少速度を示したハンノキ, ブナおよびアオダモは, ここで用いた他の広葉樹に比べて道管要素の占める割合が高くなっていることがわかる。また, 燃焼試験後の試験体を切断し, その炭化境界面付近を顕微鏡で観察すると, 道管が集まっている部分は繊維細胞が集まっている部分に比べて炭化の進行が早いことがわかった。

そこで, 針葉樹については見かけの密度を, また, 広葉樹については道管要素の比率を u とし, (37) 式

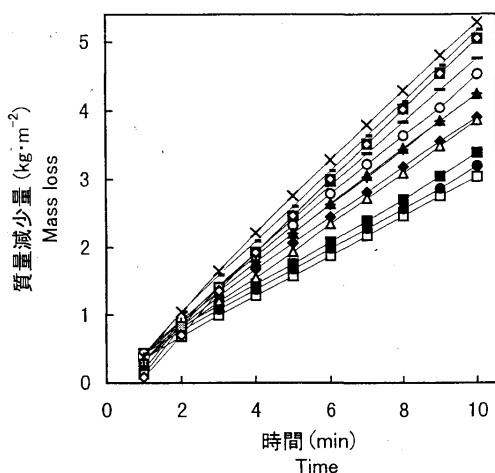


Fig. 16 13樹種の気乾材の質量減少量の変化
Time-mass loss curves for air-dried thirteen species at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ of heat flux

Note: 凡例は Fig. 14 と同じ。

Legend is the same as Fig. 14.

Note: 試験体は厚さ 20 mm の板目木取りの気乾木材で放射加熱強度は $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ である。

Specimens were 20 mm thick air-dried tangential sections.

Heat flux was $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$.

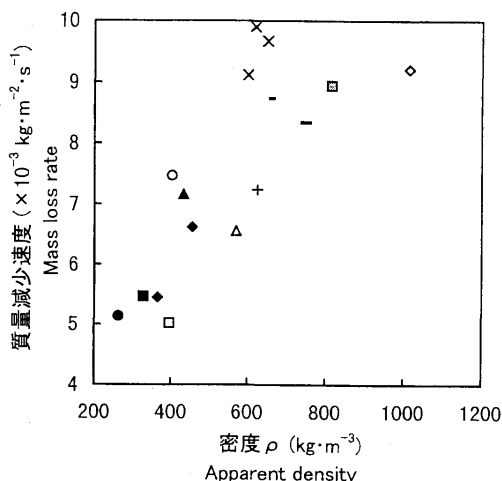


Fig. 17 密度と質量減少速度の関係

Relationships between apparent densities and mass loss rates

Note: 凡例は Fig. 14 と同じである。

Legend is the same as Fig. 14.

質量減少速度は厚さ 20 mm の板目木取りの気乾木材を $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの 3～10 分間の平均値である。

Mass loss rates were the average values from 3 min. to 10 min. Specimens were 20 mm thick tangential sections. Heat flux was $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$.

より計算される密度を木材の補正密度 ρ' として、この補正密度 ρ' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) に対して質量減少速度 m'' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) をプロットすると、Fig. 18 に示すような比較的ばらつきの少ない直線関係が得られた。この回帰直線は (38) 式に示すとおりである。なお、各樹種の補正密度は Table 5 に示したとおりである。

$$\rho' = \frac{\rho}{(1-u)} \quad (37)$$

$$m'' = (5.29 \times 10^{-3} \rho' + 3.78) \times 10^{-3} \quad (R^2 = 0.91) \quad (38)$$

したがって、(34) 式および (38) 式より、厚さ 20 mm の木材の板目面を $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱し、燃焼させたとき、加熱開始後 3～10 分間における平均的な炭化速度 v ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) は (39) 式の実験式で与えられる。

$$v = (5.29 \times 10^{-3} \rho' + 3.78) \times 10^{-3} / \rho \quad (39)$$

以上のことから、木材の質量減少速度および炭化速度は、密度のみならず、木材の組織構造、とりわけ、道管要素の割合が関与していることが明らかとなった。この理由については、木材の発熱速度結果

Table 5. 木材の顕微鏡的構造
Micro-structural features of wood tested

樹種 Species	密度 ρ Apparent density ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)	仮道管 Tracheids (%)	道管 Vessel elements $u \times 100$ (%)	繊維 Fibers (%)	柔組織 Axial parenchyma (%)	放射組織 Ray (%)	補正密度 Revised density $\rho' = \rho / (1-u)$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$)
スギ Sugi	270	92.4				7.6	270
ヒノキ Hinoki	390	92.9				7.1	390
ヒバ Hiba	460	91.8				8.2	460
アカマツ Akamatsu	490	90.3				8.3	490
カラマツ Karamatsu	500	92.7				6.9	500
キリ Kiri	250		14.8	34.5	43.2	7.4	290
ハンノキ Hannoki	500		30.9	48.5		20.6	730
ブナ Buna	670		41.7	46.3		11.0	1150
オニグルミ Onigurumi	640		17.2	70.9		11.8	780
アオダモ Aodamo	640		28.0	55.4		16.6	890
ケヤキ Keyaki	710		18.2	45.1	20.8	15.9	870
ミズナラ Mizunara	800		10.7	59.3		30.0	900
アカガシ Akagashi	1000		8.8	40.0		20.0	1100

u : 道管の占める比率 Ratio of vessel elements

ρ' : $\rho' = \rho / (1-u)$ から計算される補正密度 Revised density calculated from $\rho' = \rho / (1-u)$

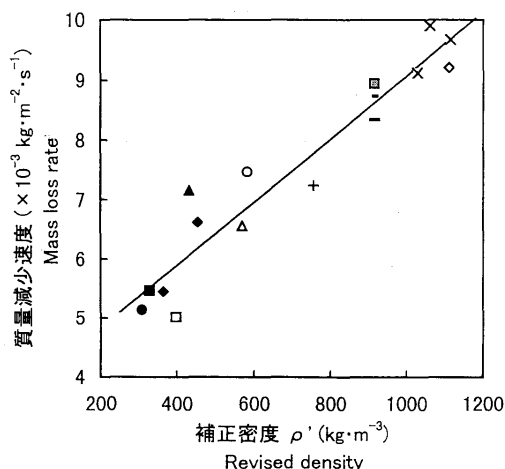
とあわせて考察する。

3.3.2 発熱速度

放射強度が発熱速度に及ぼす影響を見るため、厚さ 20 mm のヒバ、アカマツ、ブナおよびキリ試験体の板目面を $20 \sim 50 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの着火直後に現れる発熱速度の第一ピーク値を比較した。Fig. 19 から、放射強度が大きくなると、発熱速度の第一ピーク値の値は各樹種とも直線的に大きくなっていることがわかる。この傾向は、発熱速度が比較的安定する期間での発熱速度の比較においても同様であった。

次に、13 樹種の気乾木材および、加熱面の異なるスギ、ヒバ、アカマツおよびブナの全乾材を放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの発熱速度の測定結果を Table 6 および Table 7 にそれぞれ示す。

また、発熱速度の経時変化をみるため、厚さの異なるスギまき目試験体および木口試験体の発熱速度を Fig. 20 および Fig. 21 に示し、加熱面の種類の異なるヒバおよびブナの厚さ 20 mm の試験体の発熱

Fig. 18 補正密度 ρ' と質量減少速度の関係

Relationships between revised densities ρ' and mass loss rates

Note: 凡例は Fig. 14 と同じである。

Legend is the same as Fig. 14.

広葉樹材の補正密度は、(37)式から計算される値であり、針葉樹のそれは見かけの密度に等しい。

The revised densities of hardwoods were calculated by Eq. 37, and those of softwoods meant the apparent densities.

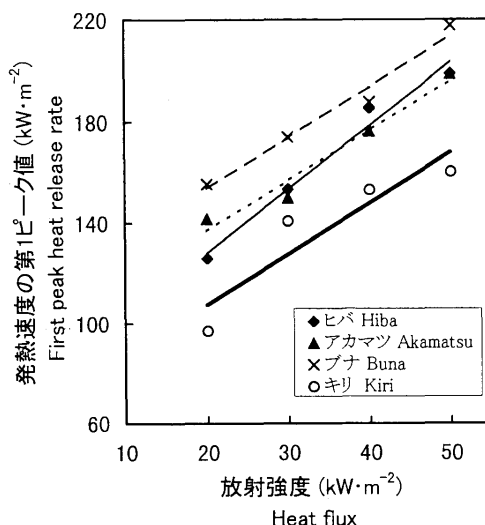
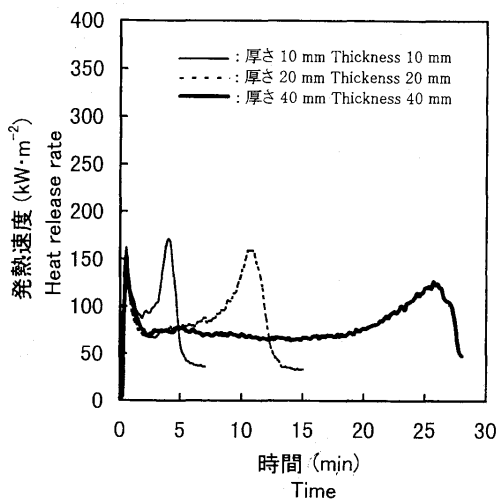


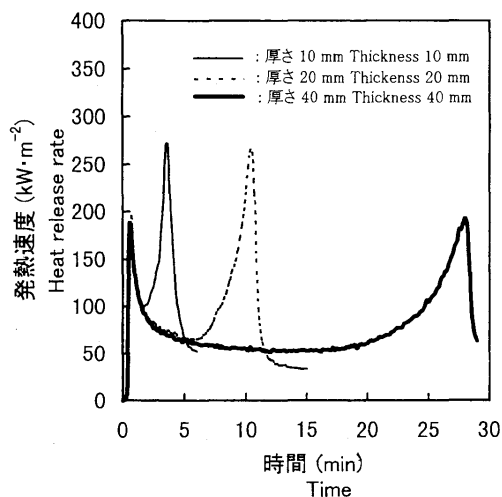
Fig. 19 放射強度と発熱速度の関係

Relationships between heat fluxes and heat release rates

Note: 試験体は厚さ 20 mm で板目木取りである。Specimens were 20 mm thick tangential sections.

Fig. 20 スギのまさ目面を放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの発熱速度

Heat release rates for radial sections of sugi at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

Fig. 21 スギの木口面を放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの発熱速度

Heat release rates for cross sections of sugi at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

Table 6. 放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの気乾木材の発熱速度Heat release rates (HRR) of air-dried wood specimens heated with $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

厚さ Thick- ness (mm)	樹種 Species		n	密度 Density ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)	第1ピーク の最大値 1st Peak of HRR	平均発熱速度 ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) Average heat release rate					$\Delta h_{c, \text{eff}}$ (MJ/kg)
						q''_{60}	q''_{180}	q''_{300}	$q''_{180-300}$	$q''_{300-600}$	
10	スギ	Sugi	13	329	156	95	76	85			11.8
	ヒノキ	Hinoki	2	397	154	104	75				
	ヒバ	Hiba	5	370	157	113	98	96			14.3
	アカマツ	Akamatsu	6	441	191	118	85	87			12.1
	カラマツ	Karamatsu	1	534	152	114					
	キリ	Kiri	1	262	173	114					
	ハンノキ	Hannoki	1	506	175	131					
	ブナ	Buna	2	651	172	142	111	109			10.8
	オニグルミ	Onigurumi	2	514	161	114	86	77			9.4
	アオダモ	Aodamo	1	636	211	144					
20	ミズナラ	Mizunara	1	806	180	125					
	アカガシ	Akagashi	1	1024	174	142					
	スギ	Sugi	2	361	153	106	83	67	56		11.8
	ヒノキ	Hinoki	2	399	156	98	74	72	67		12.9
	ヒバ	Hiba	2	365	162	110	83	77	66		12.6
	ヒバ	Hiba	2	456	208	130	110	110	97		14.6
	アカマツ	Akamatsu	1	432	167	119	103	100	95		12.9
	カラマツ	Karamatsu	2	550	155	112	89	95	92		13.1
	キリ	Kiri	5	263	174	117	86	77	63		13.2
	ハンノキ	Hannoki	2	399	152	115	106	97	94		12.2
40	ブナ	Buna	5	623	167	126	114	112	110		10.8
	オニグルミ	Onigurumi	2	603	171	128	97	93	80		11.3
	アオダモ	Aodamo	1	656	187	132	110	97	79		10.3
	ケヤキ	Keyaki	1	749	178	138	118	106	90		11.7
	ミズナラ	Mizunara	2	826	189	141	115	116	108		11.6
	アカガシ	Akagashi	1	1014	170	145	132	120	103		12.1
	ヒバ	Hiba	4	418	168	115	81	74		63	13.9
	アカマツ	Akamatsu	1	553	177	116	87	79		65	12.4
	カラマツ	Karamatsu	1	554	168	126	96	82		70	12.8
	オニグルミ	Onigurumi	1	613	181	138	104	92		61	13.0
40	ミズナラ	Mizunara	1	821	198	155	133	120		84	13.6

 n : 観測数

Number of specimens tested

 q''_{60} : 着火後 60 秒間の平均発熱速度

The average heat release rate over the period starting at ignition time ending 60 s later

 q''_{180} : 着火後 180 秒間の平均発熱速度

The average heat release rate over the period starting at ignition time ending 180 s later

 q''_{300} : 着火後 300 秒間の平均発熱速度

The average heat release rate over the period starting at ignition time ending 300 s later

 $q''_{180-300}$: 着火後 180～300 秒間の平均発熱速度

The average heat release rate from 180 s after ignition to 300 s after ignition

 $q''_{300-600}$: 着火後 300～600 秒間の平均発熱速度

The average heat release rate from 300 s after ignition to 600 s after ignition

 $\Delta h_{c, \text{eff}}$: 着火後 300 秒間の有効燃焼発熱量

The effective heat of combustion over the period starting at ignition time ending 300 s later

Note : 加熱面はすべて板目面である。

Surface types of the specimens were all tangential sections.

Table 7. 加熱面の種類の違いが及ぼす発熱速度への影響

The effects of types of specimens' surface on the heat release rates

厚さ Thick- ness (mm)	樹種 Species	加熱面 の種類 Type of surface	n	密度 Density (kg・m ⁻³)	発熱速度 Heat release rate (HRR) (kW・m ⁻²)							Δ h _{c,eff} (MJ/kg)
					ピーク値 Peak value		平均値 Average value					
					第一 1st	第二 2nd	q" 60	q" 180	q" 300	q" 180-300	q" 300-600	
10	スギ Sugi	R	3	313	171	192	120	105	117			14.2
		T	3	311	201	191	112	104	119			14.2
		C	3	344	201	342	144	146	139			14.5
	ヒバ Hiba	R	3	430	190	193	128	114	122			14.3
		T	3	403	179	182	130	123	133			14.7
		C	3	435	200	302	150	152	182			15.3
	アカマツ Akamatsu	R	3	443	176	285	135	117	148			13.9
		T	3	419	161	232	127	114	133			13.9
		C	3	431	201	300	147	150	176			14.6
	ブナ Buna	R	3	573	192	404	153	157	197			13.0
		T	3	572	189	422	145	144	195			12.7
		C	3	567	195	453	140	139	201			13.1
20	スギ Sugi	R	3	299	158	156	110	88	84	78		13.0
		T	3	290	208	178	111	94	91	86		13.1
		C	3	329	190	274	133	101	88	69		12.3
	ヒバ Hiba	R	3	424	180	160	125	104	98	88		14.4
		T	3	422	180	163	127	108	104	97		14.5
		C	3	428	193	189	143	118	103	81		13.8
	アカマツ Akamatsu	R	3	429	171	181	128	106	97	84		13.5
		T	4	429	165	184	127	108	100	87		13.2
		C	3	428	196	193	147	118	102	79		12.7
	ブナ Buna	R	3	589	174	300	137	123	123	124		11.0
		T	3	582	182	268	136	120	114	107		11.3
		C	3	582	194	358	142	112	99	78		10.9
40	スギ Sugi	R	3	303	160	127	109	86	81		70	13.7
		T	3	297	198	132	107	79	76		76	13.7
		C	3	336	189	199	133	99	86		57	13.0
	ヒバ Hiba	R	4	444	190	132	123	99	93		86	15.6
		T	4	410	176	121	122	97	90		80	15.4
		C	3	419	193	111	141	114	99		65	15.3
	アカマツ Akamatsu	R	3	440	165	135	125	102	93		78	13.6
		T	3	434	156	146	120	104	97		80	13.6
		C	3	428	190	112	145	115	99		63	14.0
	ブナ Buna	R	4	577	170	194	128	113	110		97	10.9
		T	4	581	179	217	133	109	102		84	11.2
		C	4	581	193	240	142	111	96		63	11.5

R : まさ目面 Radial section, T : 板目面 Tangential section, C : 木口面 Cross section

Note : 加熱時の放射強度は $40 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$ である。Radiant heat flux of the test was $40 \text{ kW}\cdot\text{m}^{-2}$.

他の記号は、Table 6 と同じである。

Other symbols are the same in Table 6.

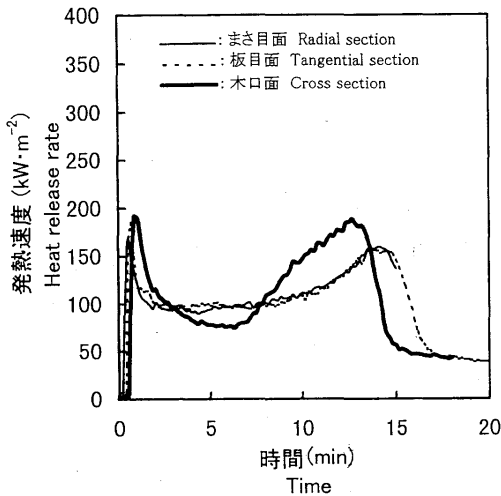


Fig. 22 厚さ 20 mm のヒバを放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの発熱速度

Heat release rates for 20 mm thick hiba specimens at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

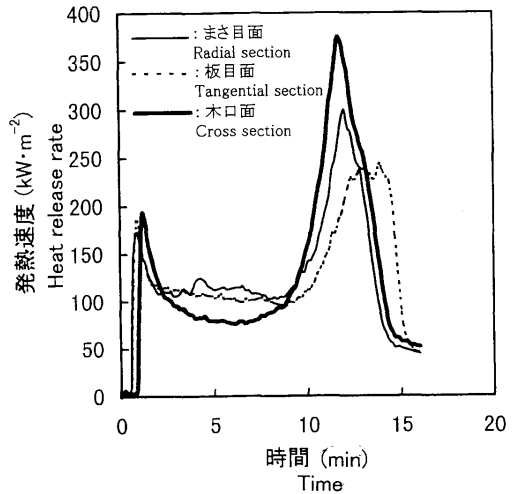


Fig. 23 厚さ 20 mm のブナを放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの発熱速度

Heat release rates for 20 mm thick buna specimens at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

速度の推移を Fig. 22 および Fig. 23 に示す。

これらの図より、木材の発熱速度は、着火直後に第一ピークが現れたあと次第に減少する段階、ほぼ一定の速度で推移する段階、さらに、再び増加に転じ、第二ピークが現れる段階の三つの段階に区分できるとわかる。これらの段階を、それぞれ第Ⅰ段階、第Ⅱ段階および第Ⅲ段階として、以下に発熱速度の比較を行う。

3.3.3 第Ⅰ段階の発熱速度

第Ⅰ段階の発熱速度の比較は、着火後に現れる第一ピーク値および着火後 60 秒間の発熱速度の平均値 q''_{60} ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) を用いて行った。

第一ピーク値は、同一樹種で同一加熱面の試験体においてもかなりのばらつきが生じたが、木口面を加熱した場合の値がまさ目面または板目面を加熱した場合のそれに比べてやや大きな値を示す傾向が見られたものの、樹種や試験体厚さの間に明瞭な傾向は見られなかった。ばらつきが大きい理由としては、データのコンピュータへの取り込み間隔が 2 秒であり、着火後、鋭角に変化するピーク値が正確にとらえられていない可能性が考えられる。

Table 6 および Table 7 より各樹種、各加熱面の q''_{60} を比較すると、まず、試験体の厚さの影響では、厚さ 10 mm の試験体の q''_{60} がやや大きな値を示すものの、樹種および加熱面の種類ごとにほぼ一定の値となっていることがわかる。樹種による比較では、密度の高い木材の q''_{60} が高くなる傾向は見られるが、その相関はそれほど高くはない。また、加熱面の種類が q''_{60} に及ぼす影響については、いずれの樹種においてもまさ目面加熱と板目面加熱ではほとんど q''_{60} に差が見られなかったが、木口面加熱の q''_{60} はまさ目面や板目面加熱のそれより大きくなる傾向が見られた。ただし、まさ目面および板目面加熱の

q''_{60} に対する木口面加熱のそのの比は樹種によって異なり、スギは1.23、ヒバ、アカマツは1.14、ブナは1.02となっており、ブナでは木口面加熱の q''_{60} が他の面を加熱した場合に比べて、わずかに大きな値を示しているに過ぎなかった。ブナの加熱において、加熱面の種類の違いによる q''_{60} の差が小さくなった理由は、第Ⅱ段階の考察で述べるように、広葉樹のまさ目面または板目面を加熱する場合、道管があるために発熱速度が見かけの密度に比べて大きくなることによると考えられる。

第Ⅰ段階において、高密度の木材ほど発熱速度が大きくなる傾向が見られた理由および木口面加熱の発熱速度がまさ目面または板目面より大きくなる理由について検討するため、半無限固体の非定常熱伝導のモデルから炭化速度を求める式を誘導して考察を行うこととする。ここで、半無限固体のモデルを用いたのは、着火時間や着火後60秒間程度の発熱速度に及ぼす材料厚さの影響が比較的小さかったことから、燃焼初期の熱の移動は半無限固体を仮定してもよいと判断したためである。木材を燃焼させると炭化の進行や表面の退行が生じるし、炭化層の物性値も未炭化の木材と異なるなど、実際の現象を扱う上では、このモデルは不適当な面もあるが、木材の密度や異方性の影響を見るには十分であると思われる。

放射加熱時の材料の表面温度を測定すると、 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合、温度は急速に上昇し、着火後20秒程度経過して、発熱速度の第一ピーク値を迎えた後は約 650°C でしばらくの間一定に保たれた。そこで、着火後、初期温度 T_0 (K)の材料の表面が突然温度 T_∞ (K)まで上げられた状態を仮定すると、加熱中の半無限固体の内部温度は、次のような式で与えられている(庄司, 1995)。

$$\frac{T - T_0}{T_\infty - T_0} = \text{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha t}}\right) \quad (40)$$

ここで、 T は時間 t (s)における表面からの距離 x (m)での温度 (K)、 α は熱拡散率 ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)であり、erfcは補誤差関数である。

SCHAFER (1966)によれば、木材の炭化温度 T_{ch} は樹種によらず 288°C で一定であるとしていることから、炭化境界面の温度 T_{ch} を一定とみなし、 $T = T_{\text{ch}}$ と置くと(40)式は x が炭化境界面の温度に達する時間を表わす関係式となる。このとき、(40)式の左辺は定数だから $x/2\sqrt{\alpha t}$ も定数 C とみなすことができる。 $x/2\sqrt{\alpha t} = C$ を時間 t で微分し、 $\alpha = k/\rho c$ を代入して整理すると炭化境界面の進行速度すなわち炭化速度 v ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$)が(41)式で与えられることとなる。

$$v = \sqrt{\frac{k}{\rho c t}} C \quad (41)$$

発熱速度 q'' ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$)、単位質量減少量当たりの発熱量である有効燃焼発熱量 $\Delta h_{\text{c, eff}}$ ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$)および質量減少速度 m'' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$)は(35)式に示す関係にあり、また、前述のとおり、質量減少速度 m'' は炭化速度 v および密度 ρ の積に比例すると考えられることから、第Ⅰ段階の発熱速度は(42)式で表わされる。

$$q'' \propto \Delta h_{c,eff} \sqrt{\frac{\rho k}{ct}} \quad (42)$$

上式より、第Ⅰ段階の発熱速度は、時間の経過に伴って急速に減少すること、加熱面の種類が同じであれば $\Delta h_{c,eff}$ および密度が大きい木材ほど発熱速度は大きくなる傾向が見られること、同一樹種であれば $\Delta h_{c,eff}$, ρ および c は同じとみなしてよいから、熱伝導率 k の大きい木口面加熱の方が発熱速度は大きくなるということが説明できる。なお、各種の試験体の着火後 300 秒間の有効燃焼発熱量 $\Delta h_{c,eff}$ は Table 6 および Table 7 に示したとおりである。PARKER (1988) によれば、 $\Delta h_{c,eff}$ は木材の化学組成に依存する値で、樹種により固有の値を持ち、一般にリグニン含有量の多い針葉樹の方が広葉樹よりも値が大きいとしており、ここで得られた値もおおむね同様の傾向が見られた。

3.3.4 第Ⅱ段階の発熱速度

まず、試験体の厚さが第Ⅱ段階の発熱速度の推移に及ぼす影響についてみる。Fig. 20 および Fig. 21 より、樹種および加熱面の種類が同じであれば、第Ⅰ段階の発熱速度は試験体の厚さによらず同じ曲線を描くが、試験体の厚さにより第Ⅲ段階への移行の時期が異なるため、発熱速度曲線は試験体の厚さに応じて分岐していくことがわかる。また、これらの図より、厚さ 10 mm の試験体では十分に第Ⅱ段階へ移行しないうちに第Ⅲ段階への移行を開始していることがうかがわれる。

次に、加熱面の種類が第Ⅱ段階の発熱速度に及ぼす影響についてみる。実験で得られた発熱速度曲線をみると、Fig. 22 および Fig. 23 に示すように、木口面加熱では第Ⅲ段階への移行が始まるまで時間に反比例するように徐々に発熱速度の値が減少しており、まさ目面や板目面加熱の場合のように明確に発熱速度が一定とみなせる期間はなかった。しかし、厚さ 20 mm の試験体では着火後 180~300 秒において、また、厚さ 40 mm の試験体では着火後 300~600 秒において、全樹種、全加熱面とも比較的平坦な部分が現れているので、これらの期間の平均値を第Ⅱ段階における発熱速度と仮定し、加熱面ごとの値を比較することとした。いずれの場合も、まさ目面または板目面を加熱した場合の発熱速度の方が木口面を加熱した場合より大きな値を示した。厚さ 40 mm の試験体を加熱した場合について、第Ⅱ段階における木口面加熱の発熱速度に対するまさ目面および板目面加熱のその比を求めると、スギ 1.42, ヒバ 1.35, アカマツ 1.30, プナ 1.50 であった。

このように加熱面の種類により発熱速度に差が生じた原因は、表面に発生する亀裂が関与していると考えられる。まさ目面または板目面を加熱し燃焼させると、着火に伴って表面に亀裂が発生し、燃焼の進行に伴って亀裂も裏面方向に向かって進む。燃焼試験後、試験体を切断すると、亀裂はほぼ炭化境界面まで達することが観察された。また、亀裂の形は針葉樹と広葉樹で異なり、針葉樹では仮道管を横に切断するように大きな亀裂が発生したのに対し、広葉樹では細かな方形もしくは亀甲型の亀裂が生じた。一方、木口面加熱では針葉樹、広葉樹とも材料の燃焼が終局に向かい、大きな変形が生じるまで大きな亀裂は発生しなかった。

ROBERTS (1971) によれば、亀裂の発生した場所と発生していない場所では熱の移動条件が異なり、亀裂の発生した場所では放射熱が直接材料内部に達し、急速に熱が内部に伝達されるとともに、内部に発生した熱分解ガスも亀裂を通して容易に外部に放出されることから熱分解が促進されるとしている。このため、まさ目面または板目面加熱では、形成される炭化層による熱伝達量の減少と亀裂の発生による放射熱の内部への供給が相殺され、みかけ上、発熱速度を一定に保つような熱分解が進行していると考えられる。一方、亀裂のあまり発生しない木口面加熱では、形成される炭化層が断熱材として作用し、内部への熱伝達量が小さくなるため熱分解速度が小さくなる。小さくなった発熱量がさらに伝達される熱を小さくするという循環を生むため、厚さ 20 mm 以上の試験体の第 II 段階における木口面加熱の発熱速度は、まさ目面または板目面を加熱した場合より小さくなったと考えられる。

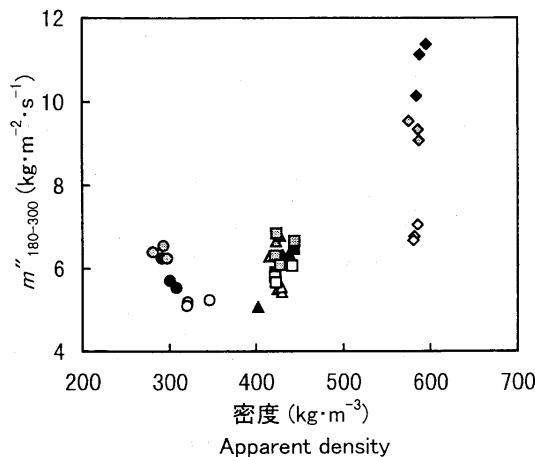


Fig. 24 密度および加熱面の種類の違いが第 II 段階の質量減少速度に及ぼす影響

Effects of densities and surface types on mass loss rates in Stage II

- スギまさ目面 Radial section of sugi
- ▲ ヒバまさ目面 Radial section of hiba
- アカマツまさ目面 Radial section of akamatsu
- ◆ ブナまさ目面 Radial section of buna
- スギ板目面 Tangential section of sugi
- ▲ ヒバ板目面 Tangential section of hiba
- アカマツ板目面 Tangential section of akamatsu
- ◆ ブナ板目面 Tangential section of buna
- スギ木口面 Cross section of sugi
- △ ヒバ木口面 Cross section of hiba
- アカマツ木口面 Cross section of akamatsu
- ◇ ブナ木口面 Cross section of buna

Note: $m''_{180-300}$ は着火後 180～300 秒間の平均質量減少速度。

$m''_{180-300}$ meant the average mass loss rate from 180 s after ignition to 300 s after ignition.

次に、樹種の違いが第 II 段階の発熱速度や質量減少速度に与える影響について考察する。板目面を加熱した場合の第 II 段階における各樹種の密度と質量減少速度の間には、Fig. 17 および Fig. 18 に示すような関係があった。同様な関係がまさ目面や木口面を加熱した場合にも観察されるかどうかをみるため、厚さ 20 mm のスギ、ヒバ、アカマツおよびブナの 4 樹種のまさ目面、板目面および木口面をそれぞれ加熱した場合について、密度 ρ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) に対して着火後 180～300 秒間の質量減少速度の平均値 $m''_{180-300}$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$) をプロットしたものを Fig. 24 に示す。

ここでの $m''_{180-300}$ は 35 式を用いて $q''_{180-300}$ から計算した値である。質量減少速度の測定値ではなく、35 式からの計算値を用いた理由は、加熱面の種類の影響を調べるために行った燃焼試験のうち、裏面温度を測定した燃焼試験が約四割を占めており、これらの試験では熱電対を試験体に取り付けた影響で、正確な質量減少速度を測定することができなかったためである。 $\Delta h_{c, \text{eff}}$ の値は、裏面温度を測定しなかった燃焼試験から得られた $q''_{180-300}$ と $m''_{180-300}$ から計算した。スギ、ヒバ、アカマツおよびブナの $\Delta h_{c, \text{eff}}$ の計算値はそれぞれ、 $13.4 \times 10^3 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ 、 $14.8 \times 10^3 \text{ kJ}\cdot\text{kg}^{-1}$ 、 $13.5 \times$

$10^3 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ および $11.4 \times 10^3 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ であった。

Fig. 17, Fig. 18 および Fig. 24 より第Ⅱ段階の質量減少速度と密度の関係をみると、まさ目面または板目面を加熱した場合の質量減少速度は、密度が増すほど大きくなる傾向は見られるものの、広葉樹では、道管のある部分の炭化の進行が繊維の部分のそれに比べて促進されていることから、見かけの密度の割には質量減少速度が大きくなっている。しかし、木口面加熱では、道管の影響は見られず、密度と質量減少速度はほぼ直線関係にある。このことも亀裂の発生により説明ができる。道管要素は他の組織に比べて著しく内腔径が大きいので、まさ目面または板目面加熱では、厚さ方向に対しそこだけ不均一な状態になっている。したがって、亀裂が道管に発生すると、亀裂を通して供給される放射熱や熱分解ガスからの対流熱が道管内腔下部の細胞壁に直接供給され、道管のあるところでは熱の伝わりが早くなるため、質量減少速度は道管が無いとして(37)式から計算される補正密度 ρ' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$) に比例することとなったと考えられる。これに対し、木口面を加熱した場合には、厚さ方向における組織構造の不均一性が比較的小さいことから、まさ目面あるいは板目面加熱に見られたような道管の影響は見られず、密度と質量減少速度の間に直線関係が得られたと考えられる。

第Ⅱ段階においては、いずれの試験体の発熱速度もほぼ一定の値で推移していることから、炭化速度も一定であるといえる。炭化境界面を原点とし、試験体の厚さ方向に x 軸をとって第Ⅱ段階における燃焼過程をながめると、座標原点は炭化速度 v で試験体の裏面方向に移動しているので、見かけ上、座標原点から表面に向かって固体燃料の流れがあるように見える。これは、一定速度で液面が降下する液体燃料の定常燃焼と類似した現象とみなすことができる。液体燃料の定常燃焼モデルを用いると、 x 方向での熱エネルギーの収支は(43)式で表わされ、 $x=0$ のとき $T=T_{\text{ch}}$ (炭化境界面の温度)、 $x=\infty$ のとき $T=T_0$ (室温) を境界条件としてこれを解くと、(44)式のように展開されることが知られている (田中, 1993)。ここで ρ は密度、 c は比熱、 k は熱伝導率である。

$$\rho c v \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right) + k \left(\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \right) = 0 \quad (43)$$

$$\frac{T - T_0}{T_{\text{ch}} - T_0} = \exp \left(- \frac{\rho c v x}{k} \right) \quad (44)$$

したがって、炭化境界面での温度勾配は(45)式のように表わせるから、炭化境界面における熱流速 q_c ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$) は(46)式より(47)式のように展開される。

$$\left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} = - (T_{\text{ch}} - T_0) \frac{\rho c v}{k} \quad (45)$$

$$q_c = -k \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} \quad (46)$$

$$q_c = \rho c v (T_{\text{ch}} - T_0) \quad (47)$$

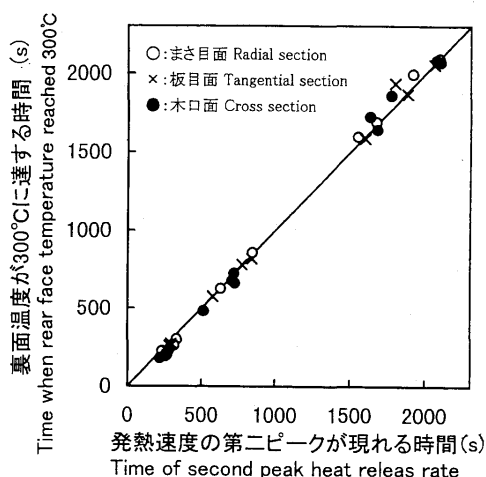


Fig. 25 発熱速度の第二ピーク値が現れる時間と裏面温度の関係

Relationships between times of second heat release rate and rear face temperatures

Note: 試験体の厚さは、10 mm, 20 mm または 40 mm で放射強度は $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$.

Specimens thicknesses were 10, 20 or 40 mm.

Heat flux was $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$.

ことから、第二ピークが現れた時間 t_{2nd} (s) と裏面温度が 300°C に達した時間 $t_{300^\circ\text{C}}$ (s) を比較すると、Fig. 25 に示すとおり、両者はきわめてよく一致した。このことから、発熱速度は炭化境界面付近での急激な熱分解に支配され、炭化境界面が裏面に達して新たな熱分解領域がなくなると、減少に転ずると考えられる。

第Ⅲ段階の特徴は以下のようにまとめられる。試験体厚さの影響については、試験体の厚さが増すほど第二ピークが現れる時間が遅くなるのは当然のことであるが、そのピーク値は試験体が厚くなるほど小さくなる傾向が見られた。また、加熱面の種類の影響については、木口面加熱の発熱速度の立ち上がりが早く、ピーク値も大きくなる傾向が見られた。樹種による差異について、スギ、ヒバ、アカマツおよびブナの4樹種を比較すると、ブナの第二ピーク値は他の樹種に比べて著しく高い値となっていた。また、スギも、まさ目面または板目面を加熱した場合の第二ピーク値はヒバやアカマツとほぼ同じ値を示したが、木口面加熱の場合はヒバおよびアカマツに比べてかなり高い値を示した。

このような傾向が見られた理由について無限平板の非定常熱伝導モデルを用いて考察を行う。初期温度 T_0 (K)、厚さ L (m) の無限平板の表面が T_∞ (K) の加温を受けた場合の熱伝導方程式の解は数学的には無限級数の和として与えられるが(庄司, 1995)、実際の応用においてその都度計算することはあまり有効ではないので、その解を図にまとめたハイスラー線図を利用することが、実用上、便利である。この図は二つの図からなり、ひとつは試験体の任意の点 X におけるビオ数 Bi と温度 θ/θ_r の関係を示すものであり、いまひとつは任意の Bi におけるフーリエ数 F_0 と裏面温度 θ_r の関係を示すものである。上述の記号は以下のように定義される。

質量減少速度 m'' を見かけの密度 ρ で除した値は炭化速度 v に比例したことから、 q_c は(48)式のように表わすことができるので、炭化境界面を通過する熱流速は質量減少速度に比例することがわかる。

$$q_c \propto cm''(T_{ch} - T_0) \quad (48)$$

3.3.5 第Ⅲ段階の発熱速度

第Ⅱ段階を過ぎると、発熱速度は再び増加に転じ、第二ピークを迎える。これは材料の厚さが有限でかつ裏面側が断熱されているので、材料内部の温度上昇が促進され、熱分解が促進されるためである。発生する亀裂や反りの程度が試験体により様でないため、発熱速度が上昇に転じる時間や第二ピーク値の再現性はあまり良くなかった。

しかし、炭化境界面の温度が約 300°C とみなせた

$$X = \frac{L-x}{L}, \quad Bi = \frac{hL}{k}, \quad F_0 = \frac{\alpha}{L^2} t$$

$$\theta = \frac{T-T_\infty}{T_0-T_\infty} = \text{Function}(X, F_0, Bi), \quad \theta_r = \frac{T_r-T_\infty}{T_0-T_\infty} = \text{Function}(F_0, Bi) \quad (49)$$

ここで、 x は表面からの距離 (m)、 L は試験体の厚さ (m)、 h は熱伝達率 ($\text{W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}$)、 k は熱伝導率 ($\text{W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$)、 α は熱拡散率 ($\text{m}^2 \cdot \text{s}^{-1}$)、 T は x での温度 (K)、 T_∞ は表面温度 (K)、 T_0 は試験体の初期温度 (K)、 T_r は裏面温度 (K) である。

Bi と θ/θ_r の関係を示すグラフから、 Bi が決まれば任意の深さ X での温度 θ/θ_r が与えられる。いま、 T_∞ を 650°C 、 T_0 を 20°C とし、 X での温度 T を炭化境界面の温度である 288°C とすると $\theta = 0.575$ となり、 θ/θ_r の値からこのときの θ_r が求められる。 θ_r が決まれば、任意の Bi に対し F_0 と θ_r の関係を示すハイスラー線図から F_0 が求まる。 F_0 は時間の無次元数なので、これは任意の X が炭化境界面の温度に達する時間が求まることを意味する。 X に対する F_0 の値を基に表面から距離 x の位置が 288°C に達する時間を求め、 $\Delta x/\Delta t$ を計算すると炭化境界面の進行速度 v ($\text{m} \cdot \text{s}^{-1}$) が求められる。このようにして得られる $X = 0.25$ から裏面より 1 mm の位置までの範囲での加熱時間と v の関係を示すと Fig. 26 となる。まさ目面または木口面加熱であることを示す添字を R または C と表わすこととして、用いたパラメータを表示すると以下のとおりである。

$$\alpha_R = 0.2 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1}, \quad \alpha_C = 0.4 \times 10^{-6} \text{ m}^2 \cdot \text{s}^{-1},$$

$$h = 20 \text{ W} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{K}^{-1}, \quad k_R = 0.1 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}, \quad k_C = 0.2 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}, \quad \theta = 0.58$$

グラフ上に示された炭化速度の値は木材を実際に燃焼させたときの値とは異なるが、炭化境界面が裏面に近づくにつれて発熱速度が大きくなること、密度および試験体の厚さが同じであれば木口面加熱の方が発熱速度の立ち上がりが早く、ピーク値も大きくなることを Fig. 26 はよく表わしている。しかし、試験体厚さが異なっても裏面から等距離にある位置での v はほぼ等しくなっており、厚さの影響は説明できない。実際の燃焼試験で試験体の厚みが増すほど第二ピーク値が小さくなる傾向が見られたのは、厚い試験体ほど第Ⅲ段階へ移行する直前の発熱速度が小さいことが反映されているためと考えられる。

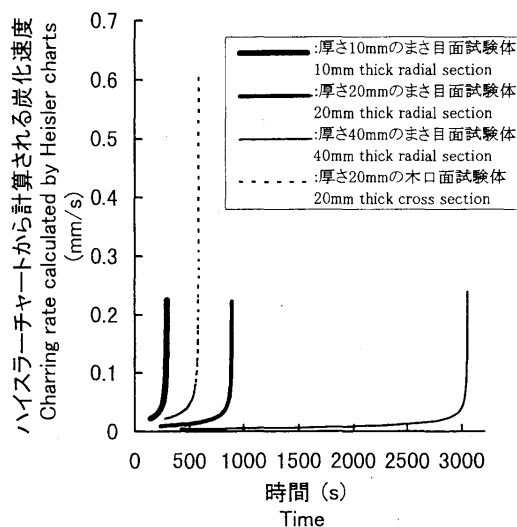


Fig. 26 ハイスラーチャートから計算される炭化強度

Charring rates calculated by Heisler charts

3.3.6 平均発熱速度の予測

これまで発熱速度の推移を三つの段階に区分し、それぞれの段階における特徴が現れる要因について考察したが、ISO 等では着火後 60 秒間の平均発熱速度 q''_{60} 、180 秒間の平均発熱速度 q''_{180} および 300 秒間の平均発熱速度 q''_{300} を材料の燃焼性の指標とすることが検討されている。そこで q''_{60} と q''_{300} を材料の物性値から簡易に予測できるかどうか検討した。予測に当たっては、13 樹種の気乾板目材のグループ、全乾材のまさ目面および板目面のグループおよび木口面のグループの三つのグループに分けた。また、厚さが同じであれば各平均質量減少速度 $q''/\Delta h_{c,eff}$ ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-2}\cdot\text{s}^{-1}$) は木材の補正密度 ρ' ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) に比例し、また、樹種および加熱面の種類が同じであれば、厚さの逆数 $1/L$ (m^{-1}) に比例する傾向が見られたことから、 $1/L$ (m^{-1})、 ρ'/L ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-4}$) および ρ' ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) の三つを説明変数とする重回帰式を求めた。計算に用いた補正密度 ρ' は、広葉樹のまさ目面および板目面加熱の場合は③7式から計算される密度とし、それ以外の広葉樹の木口面加熱および針葉樹の加熱の場合は見かけの密度 ρ とした。なお、 $\Delta h_{c,eff}$ は、13 樹種の気乾木材については Table 6 で厚さ 20 mm の試験体について得られた値を、また、全乾材については先と同じ値をそれぞれ用いた。これらの説明変数と目的変数の相関を Table 8 に示し、得られた重回帰式を Table 9 に示す。

Table 8 より $q''_{300}/\Delta h_{c,eff}$ は ρ'/L と相関が高いが、 $q''_{60}/\Delta h_{c,eff}$ は ρ' と相関が高く、試験体厚さの影響が小さいことがわかる。また、これらの実験式は気乾材の板目面加熱および全乾材の木口面加熱の $q''_{60}/\Delta h_{c,eff}$ を除いて 0.87 以上の高い自由度調整済寄与率 R^{*2} を示しており、実験の範囲内で有意な実験式が得られた。実験式から得られた q''_{60} および q''_{300} の予測値と実測値の比較を Fig. 27 および Fig. 28 に示す。 q''_{300} の予測値は実測値と比較的よく一致しており、木材の密度、道管率、有効燃焼発熱量および試験体の厚さが与えられれば、 q''_{300} の予測が可能である。 q''_{60} の場合は、およそその値の予測は可能であるが、ややばらつきが大きく、今後、精度を高めて予測する方法について検討する必要がある。

3.3.7 燃え抜け時間の予測

発熱速度の他に、材料の耐火性能を考える上で重要となる指標のひとつとして材料の燃え抜けがある。燃え抜けの明確な定義はないが、建築構造部分の耐火試験方法を定めた JIS A 1304 においては、壁および床の耐火性能の判定基準のひとつとして加熱試験に際して裏面温度が 260°C を超えないことが定められていることから、本研究では、裏面温度が 260°C に達した時間を燃え抜け時間 $t_{260^{\circ}\text{C}}$ (s) とし、材料の物性値から燃え抜け時間を予測できるかどうか検討を行った。13 樹種の気乾材については、裏面温度を測定していないことから、検討対象は 4 樹種の全乾材のみとした。

木材の炭化温度は 288°C といわれているので、試験体厚さ L (m) を $t_{260^{\circ}\text{C}}$ (s) で除した値は木材の炭化速度にほぼ一致するとみなしてよいと考えられる。炭化速度 v 、密度 ρ および質量減少速度 m'' の間には③4式に示した関係があり、また、発熱速度の予測において質量減少速度は $1/L$ (m^{-1})、 ρ'/L ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-4}$) および ρ' ($\text{kg}\cdot\text{m}^{-3}$) を説明変数とする重回帰式で表わせたことから、 $L\cdot\rho/t_{260^{\circ}\text{C}}$ もこれらを説明変数とする重回帰式で表わせると考えられる。そこで、発熱速度の予測と同様、まさ目面および板目面のグループと木口面のグループに分けて重回帰式を求めると Table 10 に示す結果が得られた。

これらの回帰式より $t_{260^{\circ}\text{C}}$ の値を求め実測値と比較したものが Fig. 29 である。予測値と実測値はよく

Table 8. 木材の発熱速度と抽出された因子に関する相関行列
Correlation matrix between heat release rates and factors of solid wood

	試験体の種類 Type of specimens		$1/L$	ρ'/L	ρ'	$q''/\Delta h_{c,eff}$
$q''_{60}/\Delta h_{c,eff}$	気乾材 Air-dried wood (T)	$1/L$	1			
		ρ'/L	0.57	1		
		ρ'	0.30	0.95	1	
		$q''/\Delta h_{c,eff}$	0.34	0.87	0.88	1
	全乾材 Oven-dried wood (R, T)	$1/L$	1			
		ρ'/L	0.69	1		
		ρ'	-0.04	0.60	1	
		$q''/\Delta h_{c,eff}$	0.19	0.76	0.91	1
	全乾材 Oven-dried wood (C)	$1/L$	1			
		ρ'/L	0.93	1		
		ρ'	-0.03	0.29	1	
		$q''/\Delta h_{c,eff}$	0.08	0.31	0.81	1
$q''_{300}/\Delta h_{c,eff}$	気乾材 Air-dried wood (T)	$1/L$	1			
		ρ'/L	0.43	1		
		ρ'	-0.36	0.67	1	
		$q''/\Delta h_{c,eff}$	0.11	0.82	0.82	1
	全乾材 Oven-dried wood (R, T)	$1/L$	1			
		ρ'/L	0.70	1		
		ρ'	-0.04	0.60	1	
		$q''/\Delta h_{c,eff}$	0.59	0.95	0.68	1
	全乾材 Oven-dried wood (C)	$1/L$	1			
		ρ'/L	0.93	1		
		ρ'	-0.04	0.28	1	
		$q''/\Delta h_{c,eff}$	0.81	0.92	0.36	1

R : まさ目面 Radial section, T : 板目面 Tangential section, C : 木口面 Cross section

q''_{60} : 着火後 60 秒間の平均発熱速度 Average heat release rate from ignition to 60 s ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$)

q''_{300} : 着火後 300 秒間の平均発熱速度 Average heat release rate from ignition to 300 s ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$)

$\Delta h_{c,eff}$: 有効燃焼発熱量 Effective heat of combustion ($\text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$)

L : 試験体の厚さ Specimen thickness (m), ρ' : 補正密度 Revised density ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$)

Note : 気乾材の $\Delta h_{c,eff}$ は Table 6 での厚さ 20 mm 試験体の値を使用した。

Values of $\Delta h_{c,eff}$ for 20 mm thick specimen in Table 6 were used for those of the air-dried wood.

全乾木材のスギ, ヒバ, アカマツおよびブナの $\Delta h_{c,eff}$ は, それぞれ $13.36 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$, $14.82 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$, $13.51 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ および $11.44 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ を使用した。

Values of $\Delta h_{c,eff}$ for sugi, hiba, akamatsu and buna were $13.36 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$, $14.82 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$, $13.51 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ and $11.44 \times 10^3 \text{kJ} \cdot \text{kg}^{-1}$ respectively.

広葉樹材のまさ目および板目面の補正密度は (37) 式より計算した値であり, それ以外の試験体の補正密度は見かけの密度の値を用いた。

The revised densities of radial and tangential sections of hardwoods were calculated from Eq. 37, and those of others were the apparent densities.

Table 9. 着火後 60 秒および 300 秒間の平均発熱速度の重回帰式
Regression formulae for average heat release rate

	試験体の種類 Type of specimens	<i>n</i>	重回帰式 Regression formulae	<i>R</i> ²
<i>q</i> ₆₀	気乾材 Air-dried wood (T)	63	$\dot{q}_{60} / \Delta h_{c, \text{eff}} = 5.96 \times 10^{-3} + 4.45 \times 10^{-5} / L - 3.64 \times 10^{-3} \times \rho / L + 6.07 \times 10^{-4} \times \rho$	0.76
	全乾材 Oven-dried wood (R, T)	77	$\dot{q}_{60} / \Delta h_{c, \text{eff}} = 6.71 \times 10^{-3} - 2.05 \times 10^{-5} / L + 2.54 \times 10^{-3} \times \rho / L + 4.09 \times 10^{-4} \times \rho$	0.90
	全乾材 Oven-dried wood (C)	37	$\dot{q}_{60} / \Delta h_{c, \text{eff}} = 5.08 \times 10^{-3} + 2.42 \times 10^{-5} / L - 4.61 \times 10^{-4} \times \rho / L + 1.24 \times 10^{-5} \times \rho$	0.66
<i>q</i> ₃₀₀	気乾材 Air-dried wood (T)	34	$\dot{q}_{300} / \Delta h_{c, \text{eff}} = -2.02 \times 10^{-4} + 7.28 \times 10^{-5} / L - 1.05 \times 10^{-1} \times \rho / L + 1.17 \times 10^{-5} \times \rho$	0.87
	全乾材 Oven-dried wood (R, T)	69	$\dot{q}_{300} / \Delta h_{c, \text{eff}} = 4.54 \times 10^{-3} - 9.76 \times 10^{-5} / L + 1.06 \times 10^{-1} \times \rho / L + 1.58 \times 10^{-6} \times \rho$	0.92
	全乾材 Oven-dried wood (C)	33	$\dot{q}_{300} / \Delta h_{c, \text{eff}} = 5.42 \times 10^{-3} - 5.76 \times 10^{-5} / L + 3.17 \times 10^{-1} \times \rho / L - 2.15 \times 10^{-6} \times \rho$	0.87

n: 試験体数 Number of samples tested

*R*²: 自由度調整済寄与率 Coefficients of determinations adjusted by degrees of freedom

Note: 他の凡例は, Table 8 に同じである。

Other items are the same as in Table 8.

一致しており, 木材の密度, 道管率および試験体の厚さが与えられれば, 燃え抜け時間が予測できることが明らかとなった。

3.4 結 論

(1) 質量減少量と炭化速度の間には高い相関があることから, コーンカロリメーター試験で得られる質量減少量のデータを用いれば, 燃焼時の木材の炭化深さ並びに炭化速度を数秒間隔で予測することが可能である。

(2) 木材の密度および組織構造, とりわけ道管要素の占める割合が燃焼時の質量減少速度に影響を及ぼしていることが明らかとなった。まさ目面または板目面を加熱する場合, 針葉樹については見かけの密度, 広葉樹については道管要素がないと仮定して求められる補正密度に対して, 質量減少速度をプロットすると, 相関の高い直線関係が得られた。

(3) 木材を加熱した場合の発熱速度曲線は, 着火後第一ピーク値を示し, その後徐々に速度が減少する段階を第Ⅰ段階とし, 一定の速度で推移する段階を第Ⅱ段階, さらに, 再び増加に転じ第二ピーク値を示す段階を第Ⅲ段階とする三つの段階に区分できるので, 相互に関連のある発熱速度, 質量減少速度および炭化速度は, この三段階に分けて分析を行う必要がある。第Ⅰ段階における樹種, 加熱面の種類による発熱速度の差異は半無限固体の非定常熱伝導のモデルより導かれる炭化速度式より説明できる。第Ⅱ段階で, まさ目面または板目面加熱の発熱速度が木口面加熱のそれに比べて大きくなったのは, まさ目面または板目面を加熱した場合, 表面に大きな割れが発生し, 試験体表面に与えられている放射熱

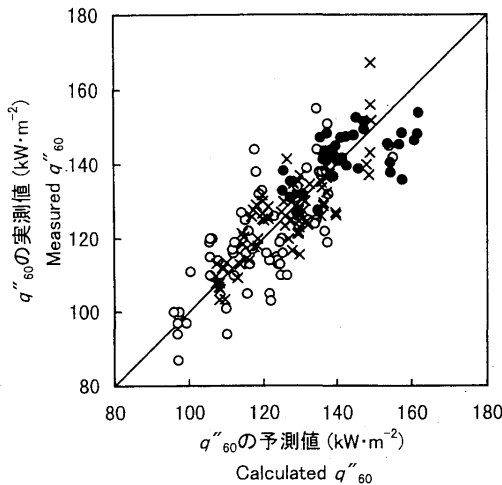


Fig. 27 放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの q''_{60} の予測値と実測値の比較
Comparison of calculated average heat release rates q''_{60} with experimental results at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ of heat flux

○ : 気乾材 (板目面) Air-dried tangential section
× : 全乾材 (まさ目面, 板目面) Oven-dried radial or tangential section
● : 全乾材 (木口面) Oven-dried cross section

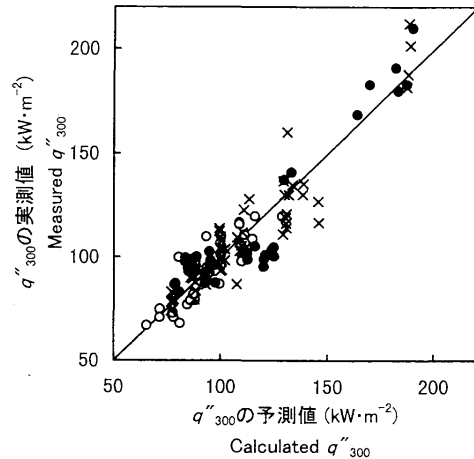


Fig. 28. 放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱したときの q''_{300} の予測値と実測値の比較
Comparison of calculated average heat release rates q''_{300} with experimental results at $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ of heat flux

○ : 気乾材 (板目面) Air-dried tangential section
× : 全乾材 (まさ目面, 板目面) Oven-dried radial or tangential section
● : 全乾材 (木口面) Oven-dried cross section

Table 10. 燃え抜け時間の予測式
Regression formulae for fire endurance times

試験体の種類 Type of specimens	n	重回帰式 Regression formulae	R^2
全乾材 Oven-dried wood (R, T)	25	$L \cdot \rho / t_{260^\circ\text{C}} = 4.82 \times 10^{-3} + 3.57 \times 10^{-5} / L + 1.82 \times 10^{-7} \times \rho / L + 2.11 \times 10^{-6} \times \rho'$	0.98
全乾材 Oven-dried wood (C)	13	$L \cdot \rho / t_{260^\circ\text{C}} = -8.72 \times 10^{-4} + 1.49 \times 10^{-4} / L + 9.54 \times 10^{-8} \times \rho / L + 1.48 \times 10^{-5} \times \rho'$	0.97

n : 試験体数 Number of samples tested

$t_{260^\circ\text{C}}$: 裏面温度が 260°C に達する時間 The times when the rear face temperature reached 260°C

Note : 他の凡例は Table 9 に同じである。Other items are the same as in Table 9.

が直接木材内部に伝えられ、熱分解が促進されるためと考えられる。また、この段階の燃焼は液体燃料の定常燃焼のモデルを用いて説明することができる。第Ⅲ段階で、木口面加熱の発熱速度の立ち上がりが早く、高いピーク値を示したことは、加熱方向の違いによる熱伝導率の差によると考えられ、このことはハイスラー線図を用いて導かれる炭化速度のグラフより説明できる。

(4) コーンカロリメーター試験で重視される指標である着火後 60 秒および 300 秒間の平均発熱速

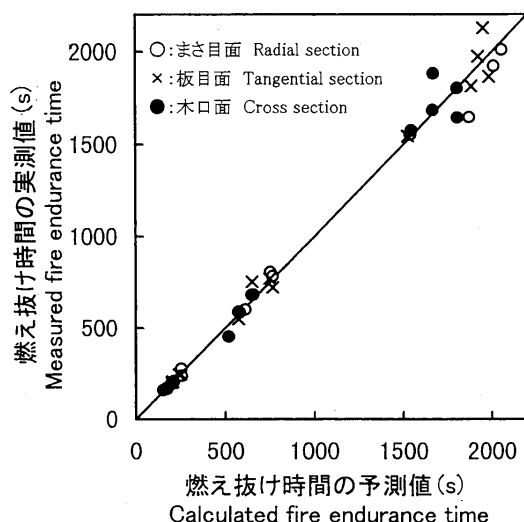


Fig. 29. 燃え抜け時間の予測値と実測値の比較

Comparison of calculated endurance times with experimental results

Note: 裏面温度が 260°C に達した時間を燃え抜け時間とした。

Fire endurance time is the time when the rear face temperature reaches 260°C

試験体の厚さは 10, 20 または 40 mm で、放射強度は $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ である。

Specimen thicknesses were 10, 20 or 40 mm. Heat flux was $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$

度は木材の密度、道管率、試験体厚さおよび樹種により固有の有効燃焼発熱量が与えられれば、簡易な予測式を用いて予測することができる。

(5) 火災安全上重要であるとされる 260°C に裏面温度が達する時間も木材の密度、道管率および試験体厚さが与えられれば簡易な予測式を用いて予測することができる。

4 コーンカロリメーターによる難燃処理木材の燃焼性評価

4.1 はじめに

1987 年からの一連の建築基準法等の緩和措置により、木質材料の使用範囲は広がったが、内装材料が、防・耐火性能から、不燃材料、準不燃材料、難燃材料等に区分され、用途に応じて使用が制限されていることには変わりがない。このため、木質材料を難燃化し、防・耐火性能を高めようとする試みは今後も続けられると考えられる。

一方、材料の防・耐火性能を評価する手法については、世界的にこれを見直す方向にある。国際社会における経済のグローバル化の進展がその背景にあることは言うまでもないが、各国各様の試験方法の大半が、火災性状に関する工学的知見があまり整備されない段階に開発されたものであり、現実に行きうる火災環境を十分に反映した試験方法となっているわけではないという現状も無視できない要因の

ひとつである。欧州 6 カ国で 20 に及ぶ材料の防火試験を行った結果を相互に比較したところ、その成績順位は国によりまちまちで、ある国で高い評価を受けた材料が、別の国では低い評価しか受けない等の矛盾が生じたことは、こうした現実を如実に示すものである (LYONS, 1980)。

試験方法の国際化を進める上では、科学的に合理性のある試験方法の開発が不可欠であるが、コーンカロリメーター試験はこの要件を満たす試験方法として注目されており、EC 諸国をはじめとする多くの国で、コーンカロリメーターによる燃焼試験結果から、建築材料の防火性能を分類することが検討されている。我が国においても 1993 年度から建設省総合開発プロジェクト「新防・耐火試験方法の開発」が始まり、国際化を念頭においた防火安全評価システムの開発が進められており、コーンカロリメーター試験も検討項目のひとつとなっている。

新しい評価手法の採用に当たっては、現行制度との整合性をいかに図るかが課題となり、諸外国においても材料のコーンカロリメーター試験と自国の分類基準との比較検討を行った報告が見られる (ÖSTMAN, 1995)。本章では、一般的な難燃薬剤で処理された 1 類合板およびラワン材の燃焼性が、コーンカロリメーター試験でどのように評価できるのかを明らかにするとともに、現行の防火試験方法のひとつとして、これまでに、森林総合研究所で実施された表面試験結果 (HIRATA, 1981; 蘇, 1994) との比較を行った。

4.2 実験

4.2.1 試験体

材料は、厚さ 12 mm の 1 類ラワン合板 (*Shorea* sp.) および厚さ 10 mm のレッドラワン (*Shorea* sp.) の挽板を用いた。1 類合板およびレッドラワンの密度はそれぞれ、約 $510 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 、約 $450 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ であった。いずれも 6 か月以上室内で乾燥、その後 40°C で 72 時間、さらに 22°C 、相対湿度 65% の恒温室で 30 日以上養生したものである。試験体の加熱面の寸法は、表面試験は縦横おのおの 220 mm、コーンカロリメーターは縦横おのおの 100 mm である。コーンカロリメーターの試験体は、表面試験用に寸法取りされ薬剤処理された材料から所定の寸法に仕上げた。

試験体への薬剤の注入処理は、表面試験用の寸法のラワン合板及びラワン材に減圧加圧法を用いて行った。処理条件は以下のとおりである。

第 1 段階: ゲージ圧 600 mmHg で 30 分間排気。

第 2 段階: $5 \text{ kg} \cdot \text{cm}^{-2}$ で 30 分間加圧。

第 3 段階: 600 mmHg で 30 分間後排気。

注入処理後、試験体をビニールシートに包み 24 時間以上放置したのち重量増加を測定し、この値から注入薬剤量を計算した。その後、試験体は実験を行うまでの間、 22°C 、湿度 65% で保存された。使用した薬剤は、リン酸二水素アンモニウム ($\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$)、リン酸水素二アンモニウム ($(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$)、臭化アンモニウム (NH_4Br)、ホウ砂 ($\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$)、ホウ酸 (H_3BO_3)、スルファミン酸アンモニウム ($\text{NH}_4\text{SO}_3\text{NH}_2$)、スルファミン酸グアンジン ($\text{CH}_5\text{N}_3\text{HSO}_3\text{NH}_2$)、および塩化ナトリウム (NaCl) で、処理溶液の濃度は、5%、10%、15% および 20% であった。

4.2.2 燃焼試験

コーンカロリメーター試験はISO 5660に準じて行った。装置の概要および測定原理は1.2.5に記載したとおりである。なお、ISO 5660には規定されていないが、使用したATLAS社製のcone 2a型コーンカロリメーターではレーザー光線を用いて燃焼中の煙濃度を測定することができ、(50)式で定義される減光面積 (Specific Extinction Area, 以下SEAと略記する) を求めることができる (ÖSTMAN, 1992)。

$$SEA = \kappa V_f / \dot{m} \quad (50)$$

$$\kappa = (1/D) \cdot \ln \frac{J_0}{J} \quad (51)$$

ここで、SEAは減光面積 ($\text{m}^2 \cdot \text{kg}^{-1}$)、 κ は減光係数 (m^{-1})、 V_f は単位時間当たりに排気孔を通過する燃焼ガス体積 ($\text{m}^3 \cdot \text{s}^{-1}$)、 $\dot{m}$ は質量減少速度 ($\text{kg} \cdot \text{s}^{-1}$)、 D 、 J_0 及び J はレーザー光線の透過距離、入射光量及び透過光量である。しかし、現行の表面試験と比較するには、単位質量減少量当たりに発生する煙量を比較するよりは発生量そのものを比較する方が重要であると考えられることから、本章においては、次の式から計算される総発煙量 (Total Smoke Production, 以下TSPと略記する) を発煙量の値とした (ÖSTMAN, 1992)。

$$TSP = \int \kappa V_f dt = \int SEA \cdot \dot{m} \cdot dt \quad (52)$$

測定項目は着火時間 t_{ig} (s)、発熱速度 q'' ($\text{kW} \cdot \text{m}^{-2}$)、質量減少速度 m'' ($\text{kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$) および減光係数 κ (m^{-1}) で、データは2秒間隔でコンピュータに取り込まれた。

加熱条件は、放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 、水平置きで10分間加熱した。ISO 5660では放射強度の選択に関しては規定がない。ASTMでは25及び $50 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ を推奨しているが、木質系の難燃材料を加熱する場合、 $30 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 以下では同一材料であっても着火にばらつきが生じるおそれがあることや、 $50 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ では強度が強すぎて材料間の差が明瞭にならないのではないかと懸念から $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ の放射強度を選択した。

一方、表面試験は、JIS A 1321「建築物の内装材料および工法の難燃性試験方法」に示される試験方法に準じて行った。なお、加熱時間は6分間とした。測定項目は試験体の排気温度が標準排気温度を超えた時間 t_c (min)、時間一温度面積 $td\theta$ ($^{\circ}\text{C} \cdot \text{min}$)、発煙係数 CA および残炎時間 Af (s) である。

燃焼試験は1試験体について2回ずつ試験を行った。なお、いくつかのコーンカロリメーター試験体については、裏面に直径0.32mmのK熱電対を取り付け、2秒間隔で温度を測定した。

4.3 結果と考察

コーンカロリメーター試験および表面試験の結果はTable 11に示したとおりである。

ラワン材は薬剤の注入性が悪く、試験体中の薬剤含有量は、1類合板の2分の1から3分の2程度で

Table 11. 難燃処理したラワンおよび合板のコーンカロリメーター試験および表面試験結果
Results of cone calorimeter tests and face tests for plywood and red lauan treated with chemicals

	薬剤 Chemicals		コーンカロリメーター試験 (ISO 5660) Cone calorimeter test (ISO 5660)					表面試験 (6分, JIS A1321) Face test (6min, JIS A1321)				
			着火 時間 Ignition time (s)	発熱速度 Heat release rate (HRR)		発煙量 (3min) Total smoke production (m ³)	Af (s)	CA (min)	tc (min)	tdθ °C·min		
	種類と処理濃度 Type & concentration	含有量 Amount (%) (kg/m ³)		最大値 First Peak of HRR (kW/m ²)	平均発熱速度 Average HRR q'' ₆₀ q'' ₁₈₀ (kW/m ²)							
1類合板 Plywood (Type 1) (12mm)	無処理 No treatment	0	0	31.5	184.5	125.9	98.2	0.73	420	118.2	1.25	550
	リン酸一アモニウム NH ₄ H ₂ PO ₄	5	19	18.0	123.0	67.5	66.3	0.15	85	76.9	3.20	385
		10	38	20.3	113.2	61.1	52.2	0.22	60	35.5	3.50	271
		15	56	23.2	63.6	42.8	21.5	0.84	45	30.0	3.45	271
		20	82		12.6	6.0	6.0	1.76	18	44.4	4.10	97
	リン酸二アモニウム (NH ₄) ₂ HPO ₄	5	21	16.9	132.5	92.3	62.5	0.11	47	41.1	3.35	359
		10	37	17.7	115.9	61.3	54.0	0.14	50	36.4	3.30	389
		15	57	18.7	82.5	27.1	33.0	0.50	27.5	30.2	3.50	265
		20	73	22.0	27.9	5.1	4.8	0.89	33	33.2	3.50	239
	臭化アンモニウム NH ₄ Br	5	26	15.8	138.4	76.5	73.6	1.02	40.5	113.2	2.65	237
		10	43	20.0	69.9	40.8	38.1	1.48	17.5	106.1	3.75	111
		15	53	47.6	41.8	22.5	21.3	2.88	18	90.3	3.70	113
20		63		16.6	6.3	9.3	3.94	0	101.0	3.75	90	
ホウ砂・ホウ酸 Na ₂ B ₄ O ₇ + H ₃ BO ₃	5	16	33.3	155.0	109.4	88.7	0.27	35	96.6	2.00	266	
	10	44	35.3	96.1	74.4	63.5	0.09	30	54.7	3.30	181	
	15	50	43.0	70.9	58.0	57.7	0.09	31	49.6	3.15	246	
ラワン Red lauan (10mm)	無処理 No treatment	0	0	21.5	167.1	116.8	90.1	0.65	312.5	52.5	1.65	269
	リン酸二アモニウム (NH ₄) ₂ HPO ₄	5	9	15.5	130.7	78.3	62.8	0.12	62.5	40.9	3.13	353
		10	18	12.3	113.7	63.4	53.4	0.09	38.5	16.4	3.38	293
		15	28	13.9	101.0	59.0	54.3	0.13	45.5	25.0	3.45	254
		20	34	15.5	100.4	55.5	54.2	0.10	38.5	28.7	3.50	256
	臭化デンモニウム NH ₄ Br	5	11	12.2	155.8	109.8	89.5	0.83	180	81.3	1.20	387
		15	33	11.6	110.0	75.9	60.3	0.54	35.5	61.8	3.30	235
		20	42	11.3	91.9	60.4	48.0	0.66	35	62.6	3.45	141
	ホウ砂・ホウ酸 Na ₂ B ₄ O ₇ + H ₃ BO ₃	5	11	25.3	154.6	98.7	70.7	0.26	65	32.7	1.55	402
		10	19	25.3	138.0	89.8	65.8	0.23	50.5	22.5	2.03	367
		15	33	27.2	113.0	78.0	58.0	0.08	44	14.1	3.28	327
		20	38	26.9	115.1	78.5	59.0	0.12	36	13.8	3.30	321
	スルファミン酸アモニウム NH ₄ SO ₃ NH ₂	5	12	12.6	129.1	82.2	65.2	0.09	47.5	34.1	2.65	370
		15	35	14.5	87.3	58.5	49.3	0.08	27.5	17.4	3.35	285
		20	39	19.9	84.6	57.6	49.9	0.12	32.5	18.8	3.38	272
	スルファミン酸ゲンジシン CH ₃ N ₃ ·HSO ₃ NH ₂	5	11	16.3	136.5	92.4	73.6	0.15	89.5	56.7	1.25	417
		10	21	13.3	123.3	76.7	63.2	0.09	46	31.0	2.90	356
		15	34	15.4	100.8	64.7	55.1	0.06	42.5	28.2	3.35	313
20		37	16.5	108.6	67.8	56.1	0.13	37	29.2	3.38	288	

q''_{60} : 着火後 60 秒間の平均発熱速度

The average heat release rate over the period starting at ignition time and ending 60s later

q''_{180} : 着火後 180 秒間の平均発熱速度

The average heat release rate over the period starting at ignition time and ending 180s later

Af: 残炎時間

The lingering flame time

CA: 発煙係数

The fuming factor

tc: 排気温度曲線が標準温度曲線を越える時間

The time when the exhaust temperature curve exceeds reference temperature curve

tdθ: 排気温度曲線が標準温度曲線を越える温度時間面積。

The area enclosed by the exhaust temperature curve and reference temperature curve

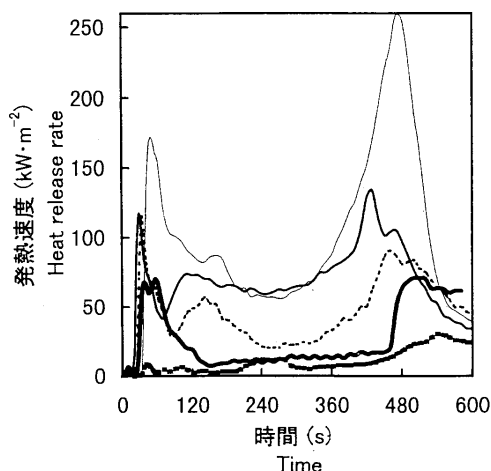


Fig. 30 $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$ で処理した 1 類合板の発熱速度

Heat release rates of plywoods (Type 1) treated with $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$

—: 無処理 No treatment
 —: 5% 溶液 5% solution
: 10% 溶液 10% solution
 —: 15% 溶液 15% solution
 ---: 20% 溶液 20% solution

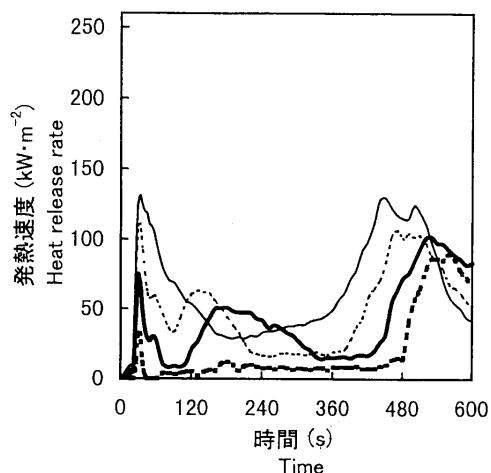


Fig. 31 $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$ で処理した 1 類合板の発熱速度

Heat release rates of plywoods (Type 1) treated with $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$

Note: 凡例は Fig. 30 と同じである。

Legend is the same as in Fig. 30.

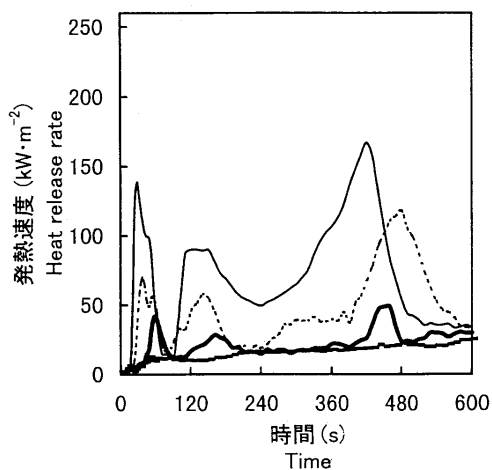


Fig. 32 NH_4Br で処理した 1 類合板の発熱速度

Heat release rates of plywoods (Type 1) treated with NH_4Br

Note: 凡例は Fig. 30 と同じである。

Legend is the same as in Fig. 30.

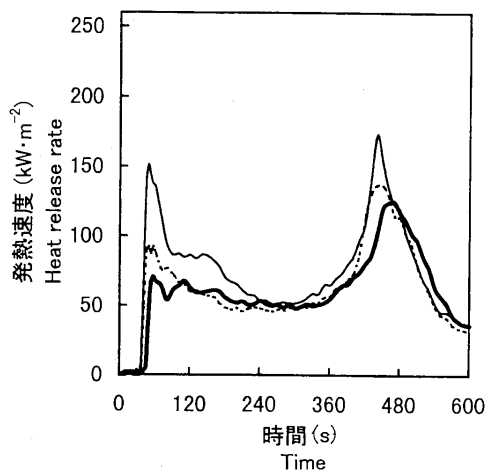


Fig. 33 $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$ で処理した 1 類合板の発熱速度

Heat release rates of plywoods (Type 1) treated with $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$

Note: 凡例は Fig. 30 と同じである。

Legend is the same as in Fig. 30.

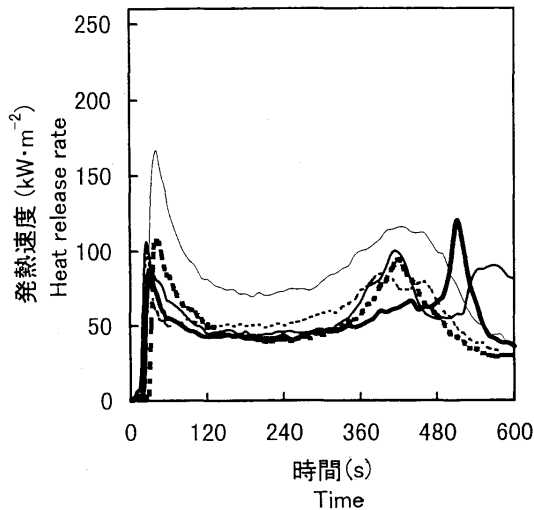


Fig. 34 濃度 15% の難燃薬剤で処理したラワン材の発熱速度
Heat release rates of red lauan specimens treated with
15% solution of chemicals

—: 無処理 No treatment
—: NH_4Br
.....: $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$
—: $\text{NH}_4\text{SO}_3\text{NH}_2$
----: $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{PO}_3$

あった。このため、同じ濃度の薬剤で処理しても 1 類合板のほうが含有する薬剤量が多く、難燃効果も大きくなっていることがわかる。

4.3.1 コーンカロリメーターによる燃焼性評価

(1) 発熱速度の推移

四種類の薬剤で処理した 1 類合板の発熱速度の変化は Fig. 30～Fig. 33 のとおりである。

いずれの薬剤も処理濃度が高くなり、含有する薬剤量が多くなるにしたがって、第 I、第 II、第 III 段階のいずれの発熱速度も小さくなっていることがわかる。特にリン酸二水素アンモニウム、臭化アンモニウムの 20% 溶液で処理した 1 類合板は着火せず、発熱速度の最大値でみても $30 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 以下の極めて小さな値を示した。また、ホウ砂・ホウ酸を除く他の 3 種類の 15% 溶液で処理した材料は、比較的早くに着火はするものの、着火後 1 分間の平均発熱速度を示す q''_{60} は $20 \sim 40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で無処理の 4 分の 1 以下であった。

一方、難燃薬剤で処理したラワン材の発熱速度は、上述したように 1 類合板に比べて薬剤の注入性が悪いため、処理薬剤の濃度の違いによる劇的な変化は見られなかった。それでも、濃度 15% の薬剤で処理したラワン材の発熱速度を無処理材と比較すると、塩化ナトリウム処理を除き、いずれの薬剤も無処理材の 3 分の 2 程度の発熱速度になっており、薬剤の効果が現れていることがわかる (Fig. 34)。

(2) 着火時間

Table 11 に示したように、リン酸二水素アンモニウム、臭化アンモニウムの 20% 水溶液で処理した 1

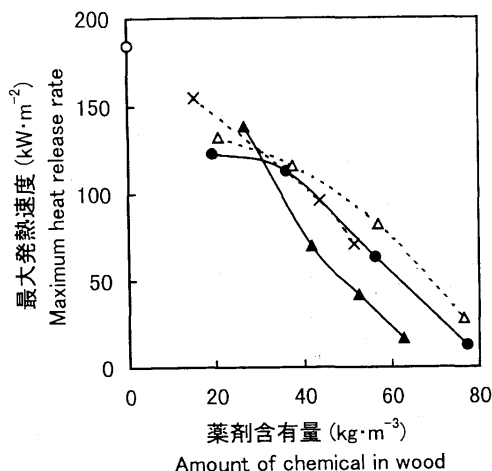


Fig. 35 難燃薬剤で処理した1類合板の薬剤量と最大の発熱速度の関係

Relationships between amount of chemicals of plywood (Type 1) and maximum heat release rates

○: 無処理 No treatment

●: $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$ $\triangle$: $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$

▲: NH_4Br ×: $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$

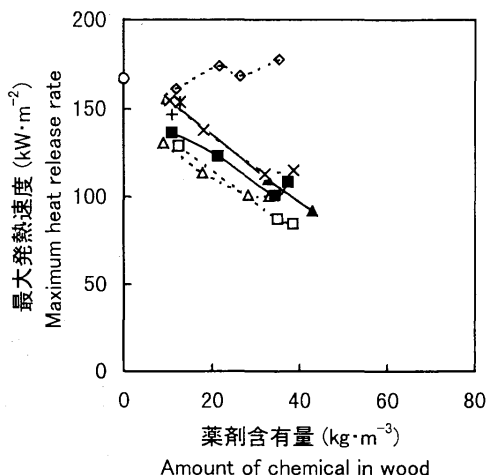


Fig. 36 難燃薬剤で処理したラワン材の薬剤量と最大の発熱速度の関係

Relationships between amount of chemicals of red lauan and maximum heat release rates

○: 無処理 No treatment $\triangle$: $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$

▲: NH_4Br ×: $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$ +: $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$

*: H_3BO_3 □: $\text{NH}_4\text{SO}_3\text{NH}_2$ ■: $\text{CH}_5\text{N}_3 \cdot \text{HSO}_3\text{NH}_2$ ◇: NaCl

類合板などコーンカロリメーター試験では着火しない試験体もあったが、難燃薬剤の注入により必ずしも着火時間が遅れるわけではなく、薬剤の種類、濃度によっては無処理材よりも着火時間が早くなる場合も見られた。

(3) 最大発熱速度および平均発熱速度

薬剤含有量と着火後に現れる発熱速度の第一ピーク値（最大発熱速度）の関係を Fig. 35 および Fig. 36 に示す。着火しないものについては、加熱開始後5分間の最大値とした。着火後60, 180 および300秒間の平均発熱速度を、それぞれ、 q''_{60} , q''_{180} および q''_{300} とすると、これらも、最大発熱速度と同様の傾向を示した。塩化ナトリウムでの処理を除き、最大発熱速度は薬剤含有量の増加にともない直線的に減少した。したがって、予め、薬剤含有量と発熱速度の関係を明らかにしておけば、薬剤量から発熱速度の最大値や平均値の予測が可能であると考えられる。

1類合板では、薬剤量が $40\text{kg} \cdot \text{m}^{-3}$ を超えると、同程度の薬剤量に対し、最大発熱速度では臭化アンモニウム < リン酸二水素アンモニウム、ホウ砂・ホウ酸 < リン酸水素二アンモニウム、 q''_{180} では臭化アンモニウム < リン酸二水素アンモニウム < リン酸水素二アンモニウム < ホウ砂・ホウ酸の順となった。また、ホウ砂・ホウ酸を除き、他の三つの薬剤の20%水溶液で処理した1類合板は、最大発熱速度で $30\text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 以下、 q''_{180} では $10\text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 以下ときわめて高い難燃性を示している。本実験に使用した試験体のうち、難燃材料に相当するのは、リン酸二水素アンモニウムの20%水溶液、臭化アンモニウムの15%並びに20%水溶液で処理された1類合板であるが、これらは、 q''_{180} が $20\text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 程度以下の低い値となっている。しかし、リン酸水素二アンモニウムの20%水溶液処理のように、発熱速度が低く抑え

られているにもかかわらず、表面試験では残炎がわずかに許容時間を超えるために、難燃材料とならないものもあった。

一方、ラワン材は薬剤含有量が少ないため、1類合板に比べて発熱速度の減少量は少なかった。塩化ナトリウム処理を除き各薬剤とも同様な薬剤量と発熱速度の関係を示しており、15~20%水溶液で処理され、 $30\sim40\text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ の程度の薬剤量を含有する試験体では、最大発熱速度、 q''_{180} とも無処理材の3分の2程度の値となった。

(4) 発煙量

難燃薬剤 (15%水溶液) で処理した1類合板の減光係数の推移を Fig. 37 に示す。

一般に煙の濃度は着火前と燃え抜けの前後で高くなる傾向が見られる。リン酸水素二アンモニウムが幾つかのピーク値を有しているのは、19秒で着火した後60秒で消炎、110秒で再着火、300秒で再消炎、440秒で再再着火というように着火と消炎を繰り返

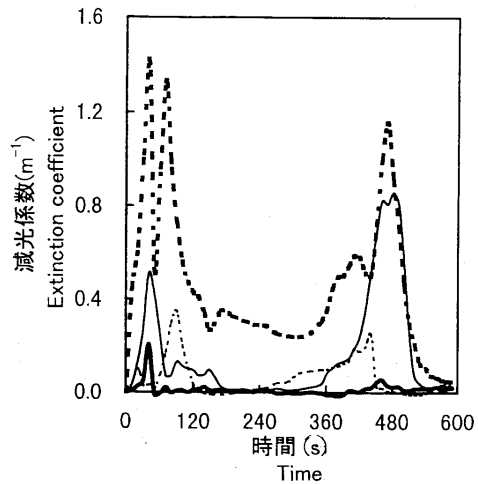


Fig. 37 難燃薬剤で処理した1類合板の減光係数の推移

Extinction coefficient of plywood (Type 1) treated with chemicals

— : 無処理 No treatment

..... : $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$ — : NH_4Br

---- : $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$

Note: 難燃薬剤の水溶液濃度はすべて15%である。
Concentrations of the chemicals were 15%.

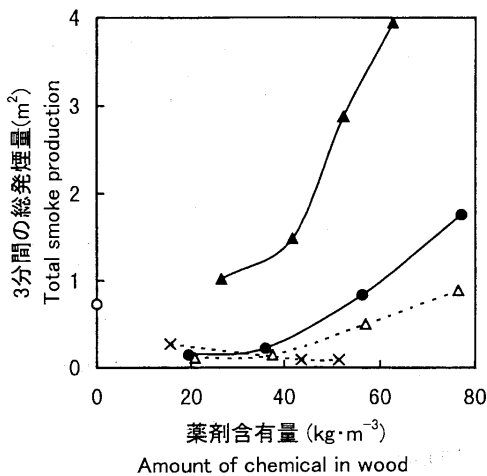


Fig. 38 難燃薬剤で処理した1類合板の薬剤量と3分間の総発煙量の関係

Relationships between amount of chemicals of plywood (Type 1) and total smoke productions for 3 minutes

○ : 無処理 No treatment

● : $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$ △ : $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$

▲ : NH_4Br × : $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$

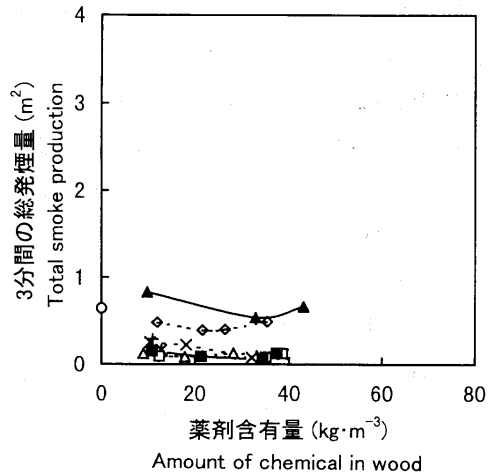


Fig. 39 難燃薬剤で処理したラワン材の薬剤量と3分間の総発煙量の関係

Relationships between amount of chemicals of red lauan and total smoke productions for 3 minutes

○ : 無処理 No treatment △ : $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$

▲ : NH_4Br × : $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$ + : $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$

* : H_3BO_3 □ : $\text{NH}_4\text{SO}_3\text{NH}_2$ ■ : $\text{CH}_5\text{N}_3\cdot\text{HSO}_3\text{NH}_2$

◇ : NaCl

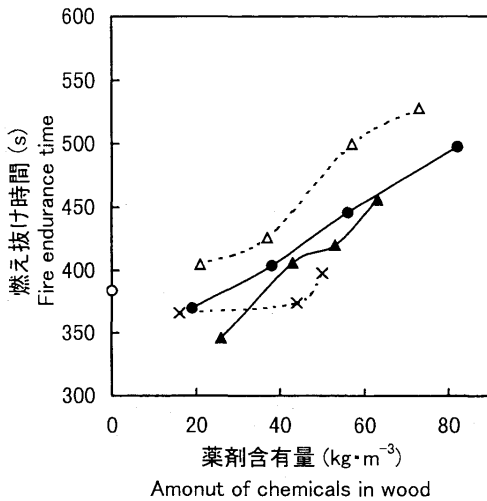


Fig. 40 難燃薬剤で処理した 1 類合板の薬剤量と燃え抜け時間の関係

Relationships between amount of chemicals of plywood (Type 1) and fire endurance times

○: 無処理 No treatment

●: $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$ △: $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$

▲: NH_4Br ×: $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$

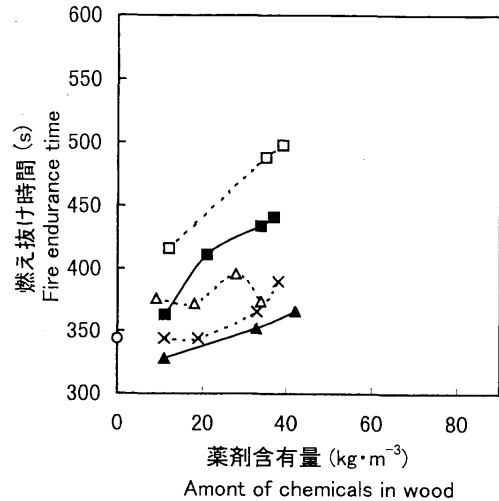


Fig. 41 難燃薬剤で処理したラワン材の薬剤量と燃え抜け時間の関係

Relationships between amount of chemicals of red lauan and fire endurance times

○: 無処理 No treatment △: $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$

▲: NH_4Br ×: $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7 + \text{H}_3\text{BO}_3$ □: $\text{NH}_4\text{SO}_3\text{NH}_2$

■: $\text{CH}_5\text{N}_3 \cdot \text{HSO}_3\text{NH}_2$

したためである。また、臭化アンモニウムは 48 秒で着火はしたものの口火の周りだけで小さな炎を出す不安定な着火状態が継続した。薬剤含有量と加熱 3 分間の総発煙量の関係は Fig. 38 および Fig. 39 に示した。発煙量を加熱 3 分間の総量としたのは、後で表面試験結果と比較するためである。ホウ砂・ホウ酸で処理したものは、薬剤注入量の増加に伴って発煙量が少なくなっており、発煙を抑える効果があることがわかる。また、臭化アンモニウム処理は無処理よりも発煙量が増加する傾向が見られ、15% 以上の濃度の薬剤で処理した 1 類合板の発煙量は、無処理の 4~5 倍とかなり高い値となっている。その他の薬剤については、薬剤量が $40 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ 以下では無処理に比べて低い発煙量に抑えられているが、 $40 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ を超え、発熱速度が減少するに従って発煙量は逆に増加する傾向が見られた。

(5) 燃え抜け時間

裏面温度が 260°C に達したとき、材料が燃え抜けたと仮定して、薬剤含有量と燃え抜け時間の関係を図示すると、Fig. 40 および Fig. 41 が与えられる。

いずれの薬剤も薬剤含有量の増加にともない、燃え抜け時間が直線的に遅れる傾向が見られる。

1 類合板では、リン酸二水素アンモニウムおよびリン酸水素二アンモニウムの 20% 水溶液で処理した試験体の成績が良く、無処理のものに比べ、1.3~1.4 倍燃え抜け時間が延びている。これらの試験体では、着火が起こらないか、起こっても不安定な状態で、発熱速度が小さく抑えられていることが、燃え抜け時間を遅らせていると考えられる。

また、ラワン材では、スルファミン酸アンモニウムまたはスルファミン酸グアニジンの 20% 水溶液で処理された試験体の燃え抜け時間が、他の薬剤で処理した試験体の燃え抜け時間に比べて遅くなった。

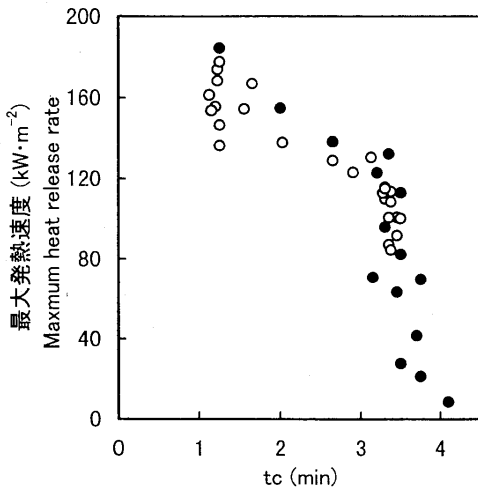


Fig. 42 排気温度上昇性 (t_c) と最大発熱速度 (第1ピーク) の関係

Relationships between exhaust temperature rise (t_c) and maximum heat release rates (first peak value)

●: 1 類合板 Plywood (Type 1), ○: ラワン Red lauan

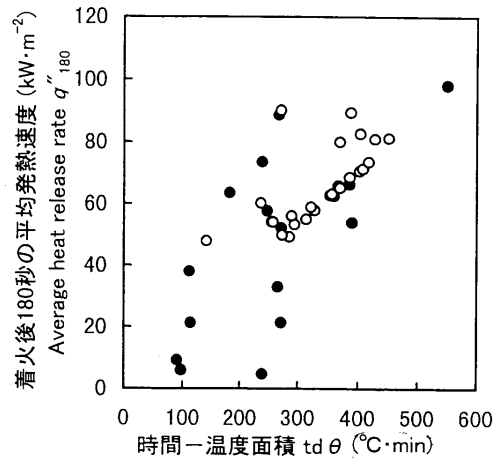


Fig. 43 時間-温度面積と発熱速度平均値 (着火後 180 秒間) の関係

Relationships between $td\theta$ and average heat release rates (q''_{180})

●: 1 類合板 Plywood (Type 1), ○: ラワン Red lauan

4.3.2 表面試験結果との比較

次に、表面試験結果とコーンカロリメーター試験結果とを比較する。放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ でコーンカロリメーター試験を行った際、試験体の裏面温度が表面試験の終了時である試験開始後 6 分の裏面温度と同程度に達するのが加熱後 2~3 分であったことから、着火後 180 秒間程度のコーンカロリメーター試験の結果を表面試験結果との比較に用いることとした。

(1) 排気温度上昇性 (t_c)

表面試験の排気温度上昇性を示す t_c は一般に材料の着火性の指標であるといわれている。しかし、 t_c は試験体の排気温度曲線が標準温度曲線を越えた時間であるから、材料の着火性の指標というよりは着火直後の発熱量の指標といった方が適当である。事実、着火はしたものの着炎が継続しないものも多く、そうした材料では t_c がかなり大きくなった。Fig. 42 は t_c と着火後すぐに現れる発熱速度の最大値 (第 1 ピーク値) の関係を示したものである。なお、着火しないものは加熱 5 分間の最大値をその値とした。両者の間には明瞭な相関が見られ、最大発熱量が $120 \sim 130 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ 以下になると t_c は 3 分以上になっている。

(2) 時間-温度面積 ($td\theta$)

発熱性を示す指標である時間-温度面積 $td\theta$ は t_c 以上の加熱時間において排気温度曲線と標準温度曲線とで囲まれた部分の面積であるから、コーンカロリメーター試験での一定時間内の総発熱量に対応すると考えられる。Fig. 43 は $td\theta$ と着火後 180 秒間の発熱速度の平均値 q''_{180} の関係を示したものである。コーンカロリメーター試験では着火後 60 秒間の平均発熱速度 q''_{60} 、180 秒間の平均発熱速度

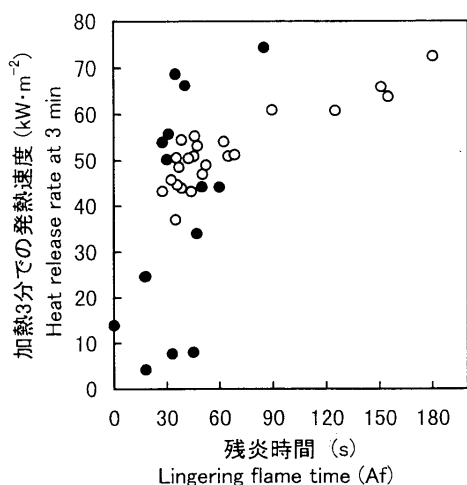


Fig. 44 残炎時間 (Af) と加熱開始3分での発熱速度の関係

Relationships between lingering flame times (Af) and heat release rates at 3 min

● : 1 類合板 Plywood (Type 1), ○ : ラワン Red lauan

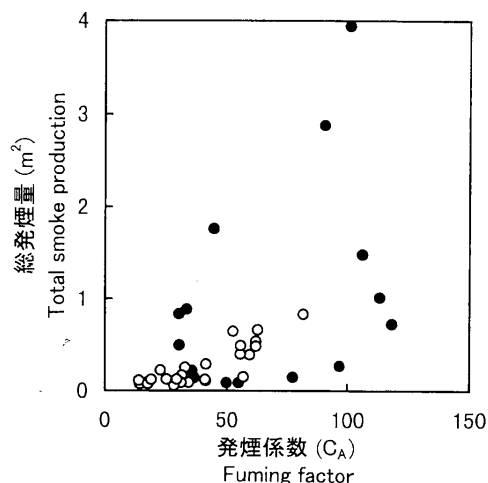


Fig. 45 発煙係数 (CA) と総発煙量 (3 分間) の関係

Relationships between fuming factors (CA) and total smoke production for 3 min

● : 1 類合板 Plywood (Type 1), ○ : ラワン Red lauan

q''_{180} および 300 秒間の平均発熱速度 q''_{300} で材料の燃焼性を比較することが多く、ISO 5660 でも燃焼性の指標として掲げられている。そこで、3 分間の総発熱量を比較するかわりに q''_{180} と $td\theta$ を比較することとした。1 類合板の結果についてはかなり大きなばらつきが見られるが、全体として右上がりのグラフとなっており、難燃 3 級の基準となる $td\theta < 350$ を満たす q''_{180} は設定可能であると考えられる。

(3) 残炎時間 (Af)

残炎時間 Af は、表面試験終了以後に火炎の存在する時間で、熱源が除去された後の延焼の可能性を示す指標である。一定時間経過後の発熱速度がこれに対応すると考え、加熱開始 3 分の時点での発熱速度と Af の比較を行った。Fig. 44 に示すように両者の間には比較的良好な相関が見られるが、発熱速度が小さくても残炎時間が 30 秒を超えるものもある。しかし、発熱速度が充分小さければ、延焼の可能性はそれだけ小さくなるので、発熱速度と火災安全性の科学的な合理性が証明されれば、残炎時間に変わる指標として、一定の加熱時間経過後の発熱速度を用いることも可能であると考えられる。

(4) 発煙係数 (CA)

発煙係数 CA と 3 分間の総発煙量 TSP の関係を Fig. 45 に示す。一定容量の集煙箱に集められた煙の濃度とダクトを通過する燃焼ガスの煙濃度の積分値とを比較しているのであるが、特に 1 類合板の結果については両者の間にはかなり大きなばらつきが見られた。ただし、CA についてはいずれの試験体も難燃 3 級の基準を満たしており、今回の結果からは基準を超える材料の総発煙量と CA の関係についての知見は得られなかった。

4.4 結 論

難燃薬剤で処理した 1 類合板及びラワン材について、ISO 5660 に規定されるコーンカロリメー

ター試験と JIS A 1321 に規定される表面試験を行い、以下の結果が得られた。

(1) 難燃薬剤で処理した合板およびラワン材の着火性並びに燃焼発熱性に関するデータが得られた。このことは、建築基準法施行令に定められる難燃材料に相当する材料が、コーンカロリメーター試験においてどのように評価されるか知る上で重要な知見となる。

(2) 各難燃薬剤について、薬剤含有量と発熱速度、発煙量および燃え抜け時間の間には直線関係が得られることから、予め、薬剤と木材の組み合わせごとに、薬剤含有量とこれらの因子の関係を明らかにしておけば、薬剤含有量から燃焼性能を予測することが可能であると考えられる。

(3) 本研究は難燃薬剤で処理した木質材料についてコーンカロリメーター試験と表面試験の結果を比較したものであり、建築材料一般について当てはまるか否かは今後の研究に委ねられるところであるが、発煙係数を除く表面試験の指標については、コーンカロリメーター試験から得られるデータと相關があることが明らかとなった。また、今回の比較は、難燃材料レベルでの表面試験とコーンカロリメーター試験との比較であったが、今後、準不燃材料レベルでの両者の比較を行う必要がある。

5 接着接合された集成材梁の耐火性能 —FRP 板挿入ガセット接着接合集成材の耐火性能—

5.1 はじめに

第2章～第4章では、面材料としての木材の燃焼性や耐火性について検討を行った。本章では、軸材料として大断面集成材を取り上げ、その耐火性能について検討を行うとともに、着火性試験やコーンカロリメーター試験の結果を基に、大断面集成材の燃焼過程についても検討を行う。

大断面集成材を用いた建築物の耐火性能は、集成材そのものの耐火性能と接合部の耐火性能に分けて考える必要がある。

大断面集成材そのものの耐火性については、1.3にも述べた通り、多くの研究がなされており、用いられる樹種や接着剤が限定されていることもあって、「燃えしろ」設計により、必要な耐火性能を付与することが、技術的にも制度的にも可能となっている。

一方、接合部は、集成材同士、あるいは集成材以外の部材と接合されることとなるが、鋼板やボルト等の接合金物を中心とする治具を用いた接合が主流を成しており、これらを用いた集成材骨組みの接合に関する研究が多数報告されている（小松，1992a）。

また、金物を用いた接合方法の場合、金物が露出していると、接合部の耐火性能は著しく低下するが、遮炎・遮熱効果のある材料で接合部を被覆したり、ボルト穴等を木材で埋めることなどにより、接合部の耐火性能を高めることができると報告されている（上杉，1993b）。

ところで、金物による接合は、構造計算可能な強度性能を有する反面、①必要な接合寸法が大きい、②重量物である金物を扱うため現場での加工や施工における寸法精度がよくない、③金属部分が表面に露出し木構造建築本来の美観が損なわれるといった問題点がある。こうした問題点を克服するため、さまざまな接合方法の開発研究が盛んに行われており、なかでも接着手法を用いた接合方法は、従来の接合方法にない特徴を示すものとして、最近、注目を集めている。この手法の例としては、エポキシ樹

脂充填ボルト接合（松井，1986）や部材をフィンガージョイント等で直接接合する方法（楠，1991），異形鉄筋（安達，1989），孔あき鋼板（小松，1992b），炭素繊維ケーブル（川元，1992），繊維強化プラスチック（Fiber Reinforced Plastics，以下 FRP と略記する）板（宮武，1995）を部材に挿入してこれを接着するもの等がある。

これらの新しい接合方法を実用化するにあたっては，十分な強度性能が得られるよう設計を行うことはいうまでもないが，火災安全性への配慮も不可欠である。そこで，本章では，新しい接合方法の一例として，森林総合研究所で開発された「FRP 板挿入ガセット接着接合方法（宮武，1995）」で接合された集成材を取り上げ，実大集成材梁の載荷耐火試験を実施するとともに，その耐火性能の発現機構について検討を行った。

この接着接合方法は，集成材の接合面端部に多列のスリットを刻み，そのスリットに FRP 板ガセットを挿入し，FRP 板ガセットと木材の隙間にエポキシ樹脂接着剤を充填して両部材を接着接合するもので，施工が容易で，部材強度に近い接合強度を持ち，しかも和式接合同様に美観を損なうこともなく，寸法精度の高い接合部を構成することが可能であるといった特徴を有している。しかし，FRP 板およびエポキシ樹脂接着剤はともに，比較的，熱に弱い材料であると言われており，火災安全性の観点からは，十分な検討が必要となる。したがって，接合部の設計を工夫することにより，必要な耐火性能を付与することができれば，非耐熱性の材料を用いた接合方法を開発する上で，重要な知見となると考えられる。

5.2 実験

5.2.1 FRP 板の設計

使用する FRP 板は，高強度でかつ木材の弾性率に近いものが望ましい。そこで，本研究では，必要な強度性能をもつ大日本インキ製の 200 cm×100 cm×0.2 cm の製品を購入し，裁断して用いた。この製品はガラス繊維織布 10 枚とエポキシ樹脂を積層し，熱圧成型したものである。この FRP 板の物理的，強度的特性値を Table 12 に示す。

引張及び曲げ強さは木材の 15～20 倍であるのに対して弾性係数は 2～4 倍となっている。また，熱的性質については，熱伝導率が木材の 7 倍程度，線膨張率が木材（繊維直角方向）の 2 分の 1 程度と比較的木材に近い値となっている。なお，ガラス繊維のガラス転移温度は，800℃ 以上であるが，FRP を成型するのに用いられたエポキシ樹脂の熱変形温度は 50～55℃ である。

5.2.2 接着剤

FRP 板および木材との接合に用いられる接着剤には，両者の接着性のほか，耐熱性が求められる。また，接着剤の粘度が低いと接着剤を注入する際，漏れが生じるなど作業性が悪くなることから，粘度のあまり低くない接着剤が望ましい。そこで，接着性，耐熱性および粘度の観点から Table 12 に示した 3 種類の接着剤を用いた。接着剤Ⅰはデブコン製の主剤 NIDEK 603，硬化剤 H 603 である。混合比率は主剤 100 部に対して硬化剤 13 部であった。これは，グラスファイバーとの接着性が良いことから FRP 板の結合剤として使用された接着剤である。接着剤Ⅱは耐熱性接着剤でスリーボンド製の主剤 2002，硬化剤 2163 である。混合比率は主剤 100 部に対して硬化剤 13 部であった。接着剤Ⅲは高粘度接着剤でコニ

シ製の E209S で、その混合比率は主剤 100 部に対して硬化剤 50 部であった。各接着剤の性質は Table 12 のとおりである。

5.2.3 試験体の作成

本研究では、温度上昇による接合部の強度低下を調べるための小試験体と耐火試験を行うための実大集成材梁試験体を作成した。

(1) 小試験体

小試験体の作成方法を Fig. 46 に示す。

25 mm (半径方向) × 25 mm (接線方向) × 185 mm (繊維方向) のベイマツ (*Pseudotsuga mensiesii* Franco) 材を用意し、接合面に FRP 板を挿入するための幅 3 mm のスリットを丸鋸により刻んだ。ス

Table 12. FRP 板, 接着剤およびカラマツ集成材の特性値
Specification of fiber-reinforced-plastics (FRP), resins and glued-laminated timber

	FRP	接着剤 I Resin I	接着剤 II Resin II	接着剤 III Resin III	カラマツ集成材 Glue-laminated timber of karanatsu
密度 Density (kg・m ⁻³)	2700	1200	1100	1100	400-600
引張弾性係数 Tensile elastic modulus (×10 ³ kgf・cm ⁻²)	250	22-25	—	—	—
曲げ弾性係数 Bending elastic modulus (×10 ³ kgf・cm ⁻²)	250	35-40	—	—	90-110
引張り強さ Tensile strength (kgf・cm ⁻²)	4000	750-800	950	597	255-315
曲げ強さ Bending strength (kgf・cm ⁻²)	6000	900-1100	1200	546	330-465
熱伝導率 Thermal conductivity (kcal・m ⁻¹ ・h ⁻¹ ・°C ⁻¹)	0.70	0.08	—	—	0.09
線膨張率係数 Coefficient of linear expansion (×10 ⁻⁴ ・°C ⁻¹)	18	20-60	56	—	30-40
ガラス転移温度 Glass transition temperature (°C)	>800	—	148	—	—
熱変形温度 Thermal transformation temperature (°C)	50-55	50-55	—	—	—

Note: FRP は大日本インキ製。

The FRP plates were made of Dainippon Ink & chemicals.

接着剤 I はデブコン製で、NIDEK603 (主剤), H603 (硬化剤)。

Resin I was NIDEK603 (base resin) and H603 (hardener) made of Devcon.

接着剤 II はスリーボンド製で、2002 (主剤), 2163 (硬化剤)。

Resin II was 2002 (base resin) and 2163 (hardener) made of Three Bond.

接着剤 III はコニシ製, E209S。

Resin III was E209S made of Konishi.

FRP のガラス転移温度はガラス繊維の値である。

The glass transition temperature for FRP was the value of glass fiber.

FRP の熱変形温度はエポキシ樹脂の値である。

The thermal transformation temperature for FRP was the value of epoxy resin used.

FRP および接着剤のデータはカタログ値で、カラマツ集成材の強度値は JAS の値によった。

Data for FRP plates and adhesives were from their catalog, and the values of karamatsu glue-laminated timber were in accordance with the Japanese Agricultural Standard (JAS) for heavy timber construction.

リットの長さは挿入する FRP 板の大きさにより、25.5 mm または 38 mm とした。FRP 板は予め所定の大きさに裁断し、表面の離型剤を除去するため、軽くサンダーをかけ、メチルエチルケトンで洗浄した。上記 2 体の木材を接合面で合わせ、接着剤の流出防止と試験体の仮止めのため、側面及び底面にビニールテープを貼った。次に、隙間部分にエポキシ樹脂接着剤を流し込んでスリット内を接着剤で充分濡らしたのち、接着剤を塗布した FRP 板を挿入した。使用した接着剤は、Table 12 の接着剤Ⅰ、接着剤Ⅱおよび接着剤Ⅲであった。これを 20℃、相対湿度 65% で 1 週間以上硬化、養生させて小試験体とした。挿入する FRP 板の寸法は、厚さ 2 mm、幅 25 mm、長さは 50 mm または 75 mm であった。これらの長さは試験体材せいの 1.0 または 1.5 倍に相当する。FRP 板の長さを変えたのは接着面積の効果をj知るためである。小試験体の仕上がり寸法は 25 mm×25 mm×370 mm である。

(2) 実大試験体

実大試験体の概要を Fig. 47 に示す。

使用した集成材は、厚さ 25 mm のラミナを、12 層積層した齊藤木材工業製のカラマツ集成材で、幅 15 cm、高さ 30 cm、長さ 240 cm である。この集成材 2 体の接合面端部に、FRP 板挿入用の多列のスリットを帯鋸により刻み、接合面を合わせて、小試験体の場合と同様の方法で接合した。ただし、FRP 板の挿入方向の影響を調べるため、Fig. 47 に示すように、FRP 板を垂直方向に 2 cm 間隔で 7 枚挿入する垂直タイプと、水平方向に同じく 2 cm 間隔で 14 枚挿入する水平タイプの 2 タイプを作成した。また、接着面積の効果を求めるため、挿入する FRP 板の大きさを変えることとし、垂直タイプでは 40 cm×30 cm (A-1) と 50 cm×30 cm (A-2) の 2 種類、水平タイプでは 40 cm×15 cm (B-1)、60 cm×15 cm (B-2) の 2 種類の FRP 板をそれぞれ用意した。なお、FRP 板の引張および曲げ強度が木材の 15~20 倍

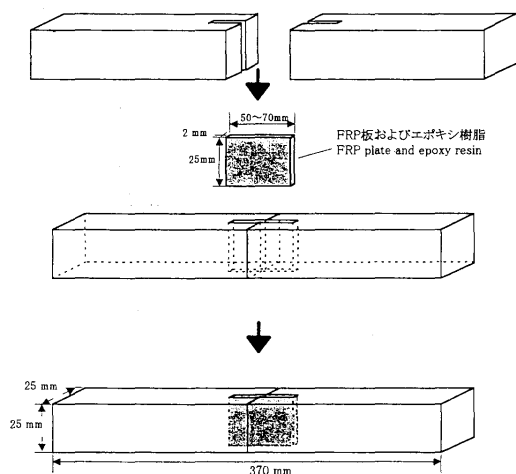


Fig. 46 FRP 板挿入ガセット接着接合小試験体の概略図

General view of small test specimen joined with gasket plate made of FRP

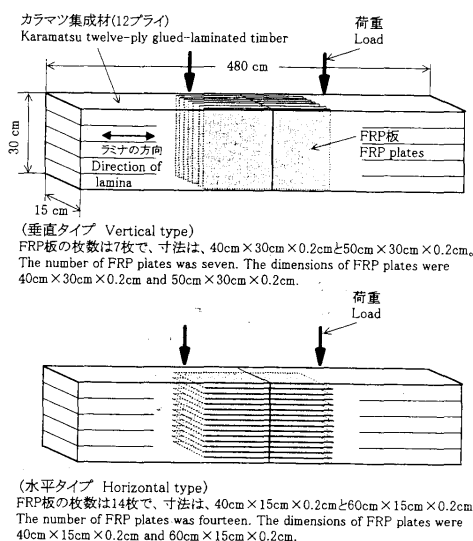


Fig. 47 FRP 板挿入ガセット接着接合集成材の概略図

General view of glued-laminated timbers joined with gasket plate made of FRP

であることから厚さ 2 mm の FRP 板の強度は厚さ 3~4 cm の木材に相当するが、安全性を考慮し挿入間隔は 2 cm とした。なお、接着剤は、小試験体の加熱時の強度試験結果を踏まえ、接着剤 I を使用した。

5.2.4 試験方法および装置

(1) 小試験体の加熱曲げ試験

使用した装置を Fig. 48 に示す。

これは、一定温度で加熱中の材料の機械的強度を求めるため、島津製作所製の IS-5000 型万能試験機に江島製作所製の熱風循環式加熱炉を組み合わせた装置である。この装置を用いて試験体の周囲温度を一定に保ちながら、スパン長 350 mm で、JIS Z 2113「木材の曲げ試験方法」に準拠する 3 点曲げ試験を行った。試験温度は、17℃、40℃、50℃、60℃、70℃ および 100℃ であった。なお、試験体内部の温度が周囲温度と一致するよう所定の温度で 30 分間加熱してから曲げ試験を行った（上杉, 1992）。

(2) 接着剤の動的粘弾性の測定

接着剤の動的粘弾性の測定は、東洋ボールドウィン製の直読式粘弾性測定装置である Vibron DDV-II を用いて行った。実験条件は、窒素雰囲気中で、周波数は 110 Hz、平均昇温速度は $2^{\circ}\text{C}\cdot\text{min}^{-1}$ であった。試験体は主剤および硬化剤を均一に混合した接着剤 5 ml をテフロンシートを貼ったガラス板に滴下し、同様のガラス板上から押さえてフィルム状にし、常温・常圧で乾燥したものをを用いた。試験体寸法は幅 0.38 mm、長さ約 3 mm、厚さ約 0.03 mm であった。なお、試験は接着剤 I について 3 回行った。

(3) 実大耐火試験

実大試験体の耐火試験は、JIS A 1304「建築構造部材の耐火試験方法」に準拠して行い、破壊までの

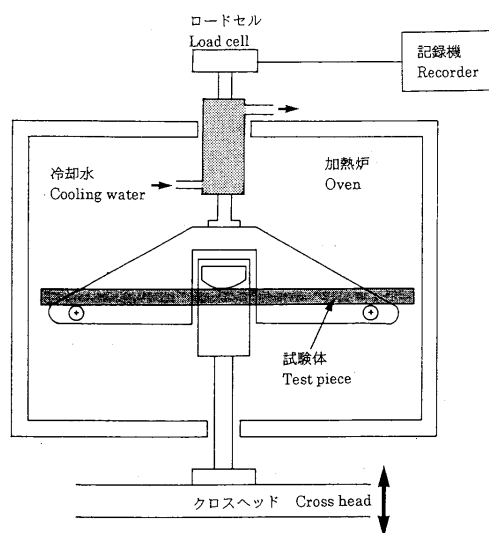


Fig. 48 曲げ試験装置の概略
General view of apparatus for bending test

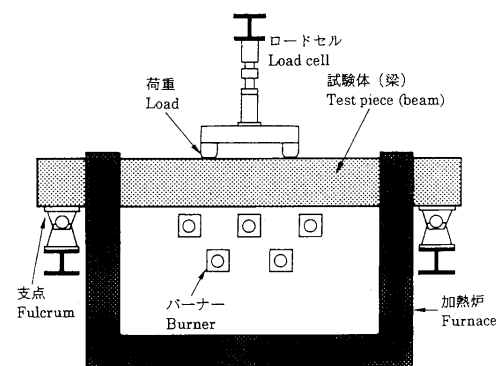


Fig. 49 実大耐火試験装置の概略図
General view of apparatus for JIS A 1304 fire test

時間および平均炭化速度を測定した。試験装置は Fig. 49 に示した。

実験条件は以下のとおりである。

荷重：カラマツ製材品の長期許容曲げ応力度に相当する 4050 kgf

荷重方式：4 点曲げ方式で、荷重点間距離は 80 cm

支点間距離：380 cm

試験体の加熱長さ：中央部約 200 cm

加熱面：底面と両側面

試験時間：梁が破壊するまで

また、耐火試験時の集成材内部の温度変化を求めるため、集成材内部の所定の位置に直径 0.32 mm の K 熱電対を取り付けた。測定温度は横河製の HR-2500 型データロガーにより 10 秒間隔でコンピュータに取り入れられた。垂直タイプについては温度測定を 3 回行った。1 回目は 50 箇所測定された。この場合、熱電対の挿入によって試験体の機械的強度が低下している可能性があるので、载荷せず 30 分間加熱し、専ら内部温度分布の測定に主眼をおいた。他の 2 回は、载荷状態での耐火試験で行われ、測定点は 10 点であった。熱電対は、接合試験体を作成する時に、それを接合端部に張り付けるか、あるいは FRP 板と一緒にスリットに挿入することによって試験体内の所定位置に埋め込まれた。なお、後者の方法では熱電対の挿入位置がずれるおそれがあるので、試験終了後切断して正確な位置を確認した。水平タイプについても熱電対を側方から挿入して同様に温度の測定を試みたが、試験体内部の温度とは思えないほど高い温度値となり、うまく内部温度を測定することはできなかった。これは、水平タイプの試験体を耐火試験装置に入れて加熱すると、試験体の側面から外部に引き出されている熱電対は、直接強い加熱炎に暴露されるので、その被覆が破損して、何らかの電気的な接点が形成されたためであると思われる。

5.3 結果と考察

5.3.1 接合部の温度による強度低下

FRP 板を用いてガセット接合した小試験体の曲げ試験結果を Fig. 50 に示す。

25 mm×50 mm の FRP 板を用いた場合、接着剤 I で接着した試験体の曲げ強度は、室温では約 350 kgf・cm⁻²を示し、ベイマツ 1 級集成材の曲げ材料強度である 430 kgf・cm⁻²には劣るがベイマツ製材品の材料強度である 370 kgf・cm⁻²にはほぼ相当する性能を示した。しかし、室温から温度が上昇するにしたがって直線的に曲げ強さが低下し、70℃では、約 115 kgf・cm⁻²、100℃では約 61 kgf・cm⁻²になった。これらの値はそれぞれ室温でのその 32%、17%の強度であった。また、耐熱性の接着剤Ⅲの場合には、室温においてすら十分な強度が得られず、FRP 板と接着剤層の界面での剥離により破壊した。これは、エポキシ樹脂の耐熱性の向上に伴って、樹脂の脆性が増大したため、接着性が低下したためと思われる（高分子学会，1989）。高粘度の接着剤Ⅲを用いた試験体の場合は、室温および 100℃とも接着剤 I よりも低めの値を示した。

接着剤 I について、挿入する FRP 板の大きさが曲げ強度に及ぼす効果をみると、25 mm×50 mm の FRP 板を用いた場合に比べ、25 mm×75 mm の FRP 板で接合した小試験体では、室温においても約

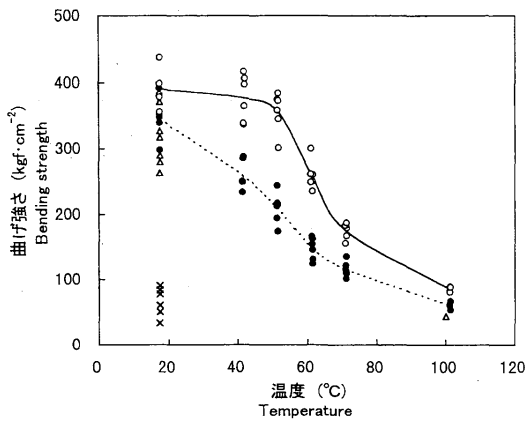


Fig. 50 FRP 板を用いて接合した小試験体の温度上昇に伴う曲げ強さの変化

Bending strengths of small test specimens jointed with gasset plates made of FRP

- : 接着剤 I と 25 mm × 75 mm × 2 mm の FRP 板を用いて接合した試験体
Specimens jointed with resin I and FRP plate (25 mm × 75 mm × 2 mm)
- : 接着剤 I と 25 mm × 50 mm × 2 mm の FRP 板を用いて接合した試験体
Specimens jointed with resin I and FRP plate (25 mm × 50 mm × 2 mm)
- △: 接着剤 II と 25 mm × 50 mm × 2 mm の FRP 板を用いて接合した試験体
Specimens jointed with resin II and FRP plate (25 mm × 50 mm × 2 mm)
- ×: 接着剤 III と 25 mm × 50 mm × 2 mm の FRP 板を用いて接合した試験体
Specimens jointed with resin III and FRP plate (25 mm × 50 mm × 2 mm)

Note: 接着剤 I はデブコン製で NIDEK 603 (主剤), H603 (硬化剤)。

Resin I was NIDEK603 (base resin) and H603 (hardener) made of Devcon.

接着剤 II はスリーボンド製で 2002 (主剤), 2163 (硬化剤)。

Resin II was 2002 (base resin) and 2163 (hardener) made of Three Bond.

接着剤 III はコニシ製, E209S。

Resin III was E209S made of Konishi.

390 kgf·cm⁻² とやや高い値を示し、また、50°C 付近までは、室温に近い接合強度が維持されることがわかる。50°C 以上に温度が上昇すると急速に接合強度が低下し、70°C では約 170 kgf·cm⁻²、100°C では 86 kgf·cm⁻² となり、室温の 44%、22% に低下するが、いずれも 25 mm × 50 mm の FRP 板を用いた試験体より高い値を示している。このことから、接合面積が大きくなると、温度上昇に伴う曲げ強さの低下挙動が変わるといえる。また、試験後の破壊面の状態を観察すると、室温では接着剤のはく離が生じて

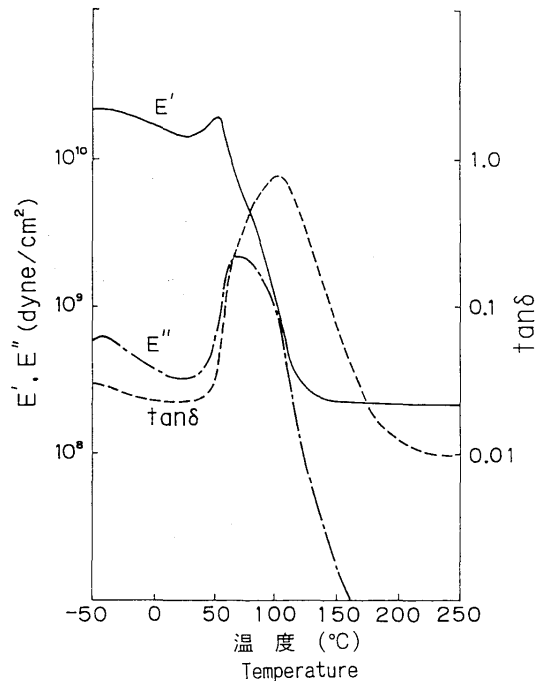


Fig. 51 接着剤 I の動的粘弾性の測定結果

Dynamic viscoelastic properties of resin film (Resin I)

E': 貯蔵弾性率 Storage modulus

E'': 損失弾性率 Loss modulus

$\tan\delta = E''/E'$: 損失正接 Loss tangent

Note: 接着剤 I はデブコン製, NIDEK 603 (主剤), H603 (硬化剤) で常温、常圧で硬化。

Resin I was NIDEK603 (base resin) and H603 (hardener). It was cured at room temperature and under atmospheric pressure.

雰囲気は窒素中で、昇温速度は 2°C/分。

Atmosphere was in nitrogen, and heating rate was 2°C per minute.

いたが、40℃～50℃では木破を伴う FRP の裂断が生じ、さらに高温になると再び接着剤のはく離が観察された。

こうした小試験体の強度低下の挙動は、木材、FRP および接着剤の温度上昇にともなう強度特性の変化から総合的にとらえる必要がある。上杉（1992）によれば、昇温により木材の曲げ強さは直線的に低下し、95℃では室温の約 65% になると報告している。FRP については、ガラス繊維のガラス転移温度は 800℃ 以上であるが、これを補強するエポキシ樹脂が熱変形をおこす温度は 50℃ 程度であることから、50℃ を超えるような状況において応力が加わると、FRP 内部のガラス繊維にずれが生じ、変形するおそれがある。また、エポキシ樹脂については、カタログ値によると、耐熱性があるとして用いた接着剤Ⅱでも、そのガラス転移温度は 148℃ であるし、接着剤Ⅰでは 50～55℃ で熱変形を生じることとなる。したがって、小試験体の加熱曲げ試験において、50℃ 以上で急速な曲げ強さの低下が生じた要因は、接着剤および FRP のエポキシ樹脂の熱による軟化であると推測される。そこで、昇温にともなう、強度の低下や破壊状況の変化を明らかにするため、接着剤Ⅰの動的粘弾性を測定した結果を Fig. 51 に示す。

貯蔵弾性率 E は -50℃ から室温にかけて減少したあと、室温から 50℃ にかけて上昇し、50℃ で最高値を示した。さらに温度が上昇すると急激に減少したが、100℃ を越えたあたりから減少が緩慢になり、130℃ 以上では僅かな減少にとどまった。こうした一連の変化は、接着剤フィルムが室温から 50℃ にかけて再硬化したあと、急激にゴム状態に近づき、さらに高温になると内部に架橋構造が形成されるために生じた現象と考えられる。このことから、40～50℃ で小試験体が木破を伴う FRP の裂断により破壊した原因は、加熱による接着剤の再硬化と温度上昇に伴う FRP 板あるいは木材の強度低下との相対的な関係によって生まれたと考えられる。さらに高い温度では、FRP 板や木材の熱劣化に比べ、接着剤の変化が著しく大きいため、小試験体の曲げ強さが急激に低下するとともに、接着剤のはく離を生じるようになったと解される。

以上のことから、接着剤Ⅰを用いてガセット接合した場合、室温ではベイマツ製材品の材料強度に相当する曲げ強さを有し、十分な接着面積が確保されていれば 50℃ 程度までは室温と同程度の接合強度が保たれることがわかった。しかし、50℃ 以上では接着剤の可塑化により直線的に強度が低下し、70℃ では室温のその約 4 割、100℃ では 2 割程度の強度に低下するなど耐熱性に難点が示された。また、接着剤Ⅱ、接着剤Ⅲについても接着性や耐熱性に問題があり、接着剤の選択は今後の課題である。

しかし、木材は熱伝導率が小さい上、燃焼に伴って形成される炭化層が遮熱性を有するので、断面積が大きくなれば部材の厚みのもたらす断熱効果により、内部には熱が伝わりにくい（中村，1985b）。したがって大断面集成材をガセット接合した場合には、火災時においても内部温度があまり上昇しないので、接合部の加熱による強度低下は比較的小さいものと考えられる。そこで、接着剤としては、FRP 板との接着性が良く、上記 3 種の接着剤の中では加熱による強度低下が比較的小さい接着剤Ⅰを採用することが現段階では適当であると判断し、これを用いて接合した実大集成材梁を作成して、その耐火試験を行った。

5.3.2 実大試験における耐火性能

ガセット接合した実大集成材梁の耐火試験結果を Table 13 に示す。

Table 13. JIS A 1304 に基づく実大集成材梁の耐火試験結果
Results of JIS A 1304 fire test for glued-laminated timber beams

FRP 板の 挿入方向 Direction of FRP plates	FRP 板の寸法 Dimensions of FRP (cm)	FRP 板の 枚数 Number of FRP	接着面積 Adhesive areas (cm ²)	耐火時間 Fire resistance times (min)	炭化速度 Charring rate (mm·min ⁻¹)	
					SCR	BCR
垂直 Vertical	30 × 40	7	16800	30.2	0.60	0.54
	30 × 50	7	21000	36.1	0.55	0.55
水平 Horizontal	15 × 40	14	16800	24.8	0.53	0.51
	15 × 60	14	25200	24.4	0.49	0.55
接合部のない集成材梁 Glued-laminated timber with no Joints				53.5	0.54	0.54

SCR : 梁の側面方向の炭化速度 Charring rate at the side of the beam

BCR : 梁の底面からの炭化速度 Charring rate from the bottom of the beam

Note : 耐火時間は、集成材梁に長期許容応力度相当の荷重を加えた状態で JIS A 1304 に基づく加熱を行った際の破壊までの時間。

Fire resistance times mean the time when the beam was ruptured in the fire test according to the JIS A 1304 with long time loading.

垂直タイプ、水平タイプとも同じ寸法のカラマツ集成材の耐火性能には及ばないが、垂直タイプは、30 cm×50 cm の FRP 板を使用したもので 36 分、30 cm×40 cm の FRP 板を使用したものでも 30 分の耐火性能を示した。垂直タイプの破壊状況を観察すると、挿入した 7 枚の FRP 板のうち外側の 2 枚は完全に脱落したものの、中央の 3 枚はその接合部のかなり底面に近い位置までとはく離することなく接合状態が維持されていた。また、試験体の破壊は木部のせん断によるものであった。一方、水平タイプでは、破壊までの時間は垂直タイプに比べてやや短くなったものの、それでも 20～25 分程度の耐火性能を示した。接着面積と耐火時間の関係では、接着面積の大きい試験体の方が耐火時間が短くなり、垂直タイプの場合とは逆の関係を示した。破壊状況をみると、底面から 7 枚目までの FRP 板が剥離しており、曲げ荷重を支える上で重要な引張り側の接合部が著しく熱劣化を受けていた。

炭化速度については、垂直タイプ、水平タイプ、接合部を有しない試験体ともほぼ同程度の数値が得られた。また、本接合方法では、接合金物を用いた場合に見られるような接合部での燃込みの促進（上杉, 1993 b）は見られなかった。これらのことから、加熱時の集成材内部の温度上昇は、ガセット接合の有無や接合タイプによって、あまり変化しないと推定される。

垂直タイプと水平タイプで耐火時間に差が生じた理由は、① ガセット接合面積が同じであれば、水平タイプは直接加熱炎に暴露される接合部の面積が垂直タイプに比べて 4 倍も大きく、接合部への熱の影響を受け易いこと、② 曲げに対する強度は引張側（底面側）の強度によって支配されることから、接合面が荷重方向に連続する垂直タイプの方が水平タイプに比べて曲げに対して有効に働くためと考えられる。

接着面積の大きさが耐火時間に与える影響については、この実験からは明確な傾向が見られなかった。

5.3.3 集成材梁の燃焼過程

本研究で行った集成材梁の載荷耐火試験では、Fig. 52 の s に示す JIS A 1304 規定の標準加熱温度曲線にしたがって加熱が行われている。この曲線は、標準的な火災時の室内温度の変化を示すものとされており、耐火試験に際しては、各国とも、ほぼ等しい加熱温度曲線を採用している。この耐火試験では、試験開始後 5 分で炉内温度が 540℃ になるよう直線的に温度を上昇させるので、第 2 章の木材の着火過程に関する考察を踏まえると、試験開始後 2~3 分経過し、集成材の表面温度が 200~300℃ になったときに着火するものと思われる。

木材の燃焼過程における発熱速度や質量減少速度は、第 3 章に述べたように三つの段階に区分される曲線を描いて推移し、試験体の厚さが増すと、一定速度で推移する第 II 段階の時間が長くなる。また、これらと密接に関わる炭化速度も同様な履歴曲線を示す。本実験は、コーンカロリメーター試験とは加熱条件が異なるので単純に比較することはできないが、試験開始 10 分以降の標準加熱温度曲線は毎分 5~10℃ 程度の比較的穏やかな上昇であることや、十分な厚さを有する集成材を 30 分から 1 時間程度加熱する試験であることを考慮すると、耐火試験中の集成材の発熱速度、質量減少速度および炭化速度は、試験開始後の数分間を除いて、一定の速度で推移する第 II 段階にあるとみなして差し支えないと考えられる。

第 3 章で示したコーンカロリメーター試験の結果によれば、厚さ 40 mm で密度 $554 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ のカラマツの板目面を放射強度 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱した場合、第 II 段階の状態にあるとみなせる着火後 5~10 分間の平均質量減少速度は $5.54 \times 10^{-3} \text{ kg} \cdot \text{m}^{-2} \cdot \text{s}^{-1}$ であった。この値を基に (34) 式で示した $v = m''/\rho$ より炭化速度を計算すると $0.6 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ となり、Table 13 に示したカラマツ集成材の炭化速度に近い値が得られる。このことから、 $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ の放射強度は、標準的な火災を想定した条件下での材料の燃焼挙動を把握する上で、適当な放射強度であったといえる。また、厚さ 40 mm の木材を $40 \text{ kW} \cdot \text{m}^{-2}$ で加熱し、第 II 段階に相当する質量減少速度を求めれば、実大集成材の耐火試験時における炭化速度を予測することが可能であると考えられる。

5.3.4 集成材内部の温度分布と耐火性能

垂直タイプのガセット接合集成材内部の温度変化を Fig. 52 に示す。内部ほど温度上昇が小さくなり、部材の厚みのもたらす断熱効果により熱が内部に伝わりにくくなっていることがわかる。

ところで、耐火試験を行う際の集成材梁の炭化速度を一定とみなすことができ、3.3.4 で考察したように、このときの燃焼を液面降下速度が一定の液体燃料の定常燃焼モデルで説明することができるとすれば、(44) 式を用いて炭化境界面より内側の未炭化部分の深さと温度の関係が求まることになる。いま、(44) 式を温度が T (℃) となる位置 x (m) を求める式に書き換えると (53) 式のように表わせる。

$$x = -\frac{k}{\rho c v} \ln\left(\frac{T - T_0}{T_{\text{ch}} - T_0}\right) \quad (53)$$

カラマツの密度 ρ を $550 \text{ kg} \cdot \text{m}^{-3}$ とし、(32) 式より計算される熱伝導率 k を $0.12 \text{ W} \cdot \text{m}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ 、比熱 c を $1.25 \text{ kJ} \cdot \text{kg}^{-1} \cdot \text{K}^{-1}$ と置き、炭化速度 v を $0.54 \text{ mm} \cdot \text{min}^{-1}$ より $9.0 \times 10^{-6} \text{ m} \cdot \text{s}^{-1}$ 、炭化境界面の温度

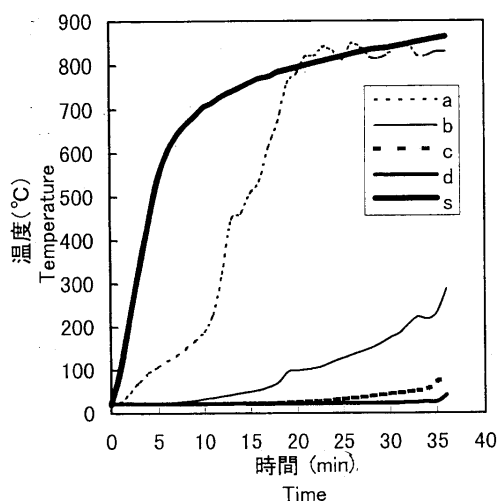


Fig. 52 JIS A 1304 の標準温度曲線により加熱したときの集成材内部の温度変化

Time-temperature curves for internal glued-laminated timber heated according to the JIS A 1304

Note: 温度の測定位置は、集成材梁の底面から深さ 90 mm で、側面から深さ a) 7 mm, b) 25 mm, c) 45 mm, d) 65 mm である。

Temperatures were measured at the depths of a) 7 mm, b) 25 mm, c) 45 mm, and d) 65 mm from the lateral face, and all points were at the depth of 90 mm from the bottom face.

JIS A 1304 の標準加熱温度曲線は s で示される。Time-temperature standard curve of JIS A 1304 is indicated as s.

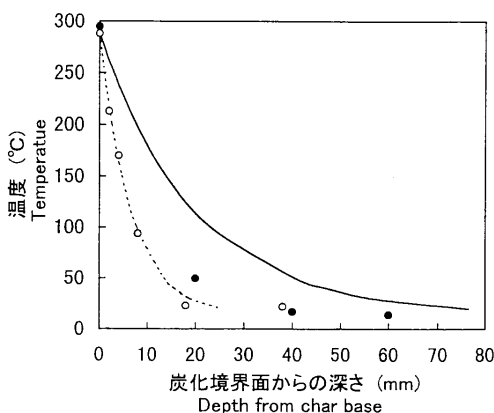


Fig. 53 理論式より求められる木材内部の温度分布と実測値の比較

Comparison of calculated temperature profiles with experimental results

—: (53) 式より求められる集成材内部の温度分布

Temperature profile of glued-laminated timber calculated by Eq. 53

.....: (54) 式で $\phi=3$ として計算されるカラマツ集成材内部の温度分布

Temperature profile of glued-laminated timber calculated by Eq. 54 ($\phi=3$)

●: ガセツ接着接合集成材梁を JIS A 1304 に基づいて加熱した際に側面から深さ 15 mm の位置が約 290°C に達したときの水平方向の温度分布

Experimental temperature profile in horizontal direction when glued-laminated timber beam was heated according to the JIS A 1304 and its depth 15 mm from the lateral face attained 290°C

○: 厚さ 40 mm のカラマツ材の板目面を ISO 着火性試験装置を用いて放射強度 40 kW/m² で加熱した際に、深さ 2 mm の位置が約 290°C に達したときの深さ方向の温度分布

Experimental temperature profile in horizontal direction when glued-laminated timber beam was heated according to the JIS A 1304 and its depth 2 mm from the lateral face attained 290°C

T_{ch} を 288°C, 初期温度 T_0 を 20°C とし, T に適当な温度を代入してその時の x を求めると, 炭化境界面より内側の未炭化部分は Fig. 53 の実線で示したような温度分布となるはずである。

この内部温度曲線と比較するため, ガセツ接着した集成材梁の耐火試験で得られた内部温度の実測値および厚さ 40 mm のカラマツの板目面を ISO 着火性試験装置を用いて放射強度 40 kW·m⁻² で加熱した場合の内部温度の実測値を Fig. 53 に示した。Fig. 53 において, ●は, 耐火試験での測定結果で,

ガセット接合した集成材梁の底面から高さ 100 mm, 側面から深さ 15 mm の位置が約 290°C に達したときの水平方向の温度分布を示している。

また, ○は ISO 着火性試験での測定結果で, 厚さ 40 mm のカラマツ材の表面から深さ 2 mm の位置の温度が約 290°C に達したときの厚さ方向の温度分布を示している。炭化境界面から等しい深さでの温度を比較すると, ●と○は比較的近い温度を示すが, これらの温度は, 理論式から導かれる温度よりも低い値になっている。これは, 木材中の水分が気化するときに熱が奪われることや, 高温になった水蒸気が試験体の外に排出されることにより内部の熱が失われるためではないかと推測される。

そこで, こうしたことによる熱損失を考慮するため, 係数 ϕ を加えて (53) 式を (54) 式に改め, 炭化境界面以下の温度分布の計算値が実測値とよく一致するような係数を定めると $\phi=3$ となった。このときの温度分布曲線は Fig. 53 の破線で示したとおりである。

このことから, 耐火試験時の集成材内部の温度分布は, 補正係数を加えた理論式から予測可能であると考えられる。ただし, 係数を $\phi=3$ としたときに実測値とよく一致した理由については今後, 検討が必要である。

$$x = -\frac{1}{\phi} \cdot \frac{k}{\rho c v} \ln \left(\frac{T - T_0}{T_{ch} - T_0} \right) \quad (54)$$

次に, 材内部の温度分布が試験体の耐火性能に及ぼす影響について検討する。試験体内部に取り付けた熱電対により測定された温度を基に, 試験開始後 30 分におけるガセット集成材断面の温度分布を Fig. 54 に示す。

これによると, 側面から深さ 3~3.5 cm で 100°C, 深さ 4 cm より内側では 50°C 以下であった。また, 底面から深さ 2.5 cm で 100°C, 深さ 3.5 cm より内側では 50°C 以下であった。したがって, 5.3.1 の検討結果を踏まえると, 30 分耐火時において熱による強度低下を受けていない接合部の範囲は, 幅約 7 cm, 高さ約 26 cm の断面範囲であると推定される。

次にこの温度分布が耐火性能に及ぼす影響について考察する。集成材梁に 4 点曲げ方式により荷重を加えた場合の荷重と応力の関係は (55) 式で表される。

$$\sigma = \frac{3Pl}{ij^2} \quad (55)$$

ここで, σ は応力, P は荷重, l は支点と荷重点の距離, i は集成材の幅, j は集成材の高さである。集成材梁は材料強度を上回る最大曲げ応力度を生じるよ

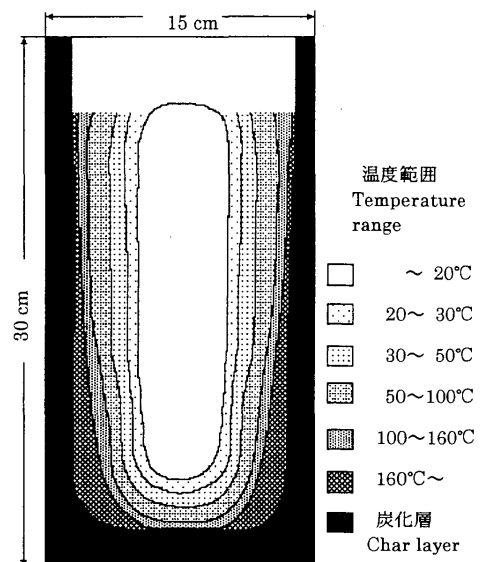


Fig. 54 加熱時間 30 分における集成材内部の温度分布
Temperature profiles of a beam at 30 minutes of heating

うな荷重が負荷されたとき破断すると考えられることから、 σ に材料の曲げ強度を与えると破断時の荷重と断面寸法の関係式が得られる。集成材梁の載荷耐火試験においては、一定の荷重の下で、燃焼により断面寸法が減少するので、これに伴って最大曲げ応力度は増加する。側面および底面からの炭化速度がほぼ同じであることから、燃焼に伴う断面の減少量を側面および底面ともに x と仮定すると(55)式は次のように書き換えられる。

$$\sigma(x) = \frac{3Pl}{(i-2x)(j-x)^2} \quad (56)$$

実験条件より、 $P=4050 \text{ kgf}$, $l=150 \text{ cm}$, $i=15 \text{ cm}$, $j=30 \text{ cm}$ を(56)式に与え、最大曲げ応力度が材料強度を超えると破断するという仮定から $\sigma(x) = 405 \text{ kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$ (材料の曲げ強度) を代入すると、破断時における断面の減少寸法が求められる。

$$(15-2x)(30-x)^2 = 4500 \quad (57)$$

これを解くと $x=4.1 \text{ cm}$ となる。すなわち、 4050 kgf の荷重を載荷した場合、温度上昇により木材自身の強度が低下することを考慮しなければ、集成材の断面寸法が、幅約 7 cm 、高さ約 26 cm まで減少すると破断することになる。これを先に求めた集成材断面の温度分布と比較するとおおむね 50°C 以下の範囲と一致している。実際の耐火試験では、垂直タイプは $30\sim 36$ 分の耐火時間を示しており、 30 分耐火時の集成材断面の温度分布では必ずしも正確な温度分布と耐火時間の関係とはいえないが、この結果は、およその傾向を示すものであると思われる。このことから、垂直タイプのガセット接合集成材に長期許容曲げ応力度相当の荷重を載荷した耐火試験においては、荷重によって生じる最大曲げ応力度が材料強度に等しくなるような断面寸法を計算により求め、この断面寸法に囲まれた範囲が接着剤の強度低下の始まる 50°C に達すると、接合部が破断するのではないかと考えられる。

5.4 結 論

(1) 今回の実験に用いた3種の接着剤は接着性、耐熱性の点で十分な結果が得られなかった。比較的接着性の良い接着剤Ⅰを用いて接合した小試験体の場合でも、その接合強度は 50°C 以上になると急激に低下し、 70°C では室温での強度の4割程度になった。したがってガセット接合の火災安全性の一層の向上を図るためには、FRP板との接着性に優れ、かつ耐熱性に優れた接着剤を開発する必要がある。

(2) 実大寸法のガセット接合集成材に長期許容曲げ応力度相当の荷重を載荷し、JIS A 1304に基づく耐火性能試験を行ったところ、垂直タイプでは30分の耐火性能、水平タイプでも20～25分程度の耐火性能を示した。

(3) ガセット接合の有無、接合方式の別による炭化速度の差は見られなかった。また、FRP板の熱伝導率が小さいことから、接合金物を用いた場合のような接合部での燃込みの促進は見られなかった。また、耐火試験時の集成材の炭化速度は、試験開始後の数分間を除いて、一定であると考えられ、その大きさは、コーンカロリメーター試験の結果から予測可能である。

うな荷重が負荷されたとき破断すると考えられることから、 σ に材料の曲げ強度を与えると破断時の荷重と断面寸法の関係式が得られる。集成材梁の載荷耐火試験においては、一定の荷重の下で、燃焼により断面寸法が減少するので、これに伴って最大曲げ応力度は増加する。側面および底面からの炭化速度がほぼ同じであることから、燃焼に伴う断面の減少量を側面および底面ともに x と仮定すると(55)式は次のように書き換えられる。

$$\sigma(x) = \frac{3Pl}{(i-2x)(j-x)^2} \quad (56)$$

実験条件より、 $P=4050 \text{ kgf}$, $l=150 \text{ cm}$, $i=15 \text{ cm}$, $j=30 \text{ cm}$ を(56)式に与え、最大曲げ応力度が材料強度を超えると破断するという仮定から $\sigma(x) = 405 \text{ kgf} \cdot \text{cm}^{-2}$ (材料の曲げ強度) を代入すると、破断時における断面の減少寸法が求められる。

$$(15-2x)(30-x)^2 = 4500 \quad (57)$$

これを解くと $x=4.1 \text{ cm}$ となる。すなわち、 4050 kgf の荷重を載荷した場合、温度上昇により木材自身の強度が低下することを考慮しなければ、集成材の断面寸法が、幅約 7 cm 、高さ約 26 cm まで減少すると破断することになる。これを先に求めた集成材断面の温度分布と比較するとおおむね 50°C 以下の範囲と一致している。実際の耐火試験では、垂直タイプは $30\sim 36$ 分の耐火時間を示しており、 30 分耐火時の集成材断面の温度分布では必ずしも正確な温度分布と耐火時間の関係とはいえないが、この結果は、およその傾向を示すものであると思われる。このことから、垂直タイプのガセット接合集成材に長期許容曲げ応力度相当の荷重を載荷した耐火試験においては、荷重によって生じる最大曲げ応力度が材料強度に等しくなるような断面寸法を計算により求め、この断面寸法に囲まれた範囲が接着剤の強度低下の始まる 50°C に達すると、接合部が破断するのではないかと考えられる。

5.4 結 論

(1) 今回の実験に用いた3種の接着剤は接着性、耐熱性の点で十分な結果が得られなかった。比較的接着性の良い接着剤Iを用いて接合した小試験体の場合でも、その接合強度は 50°C 以上になると急激に低下し、 70°C では室温での強度の4割程度になった。したがってガセット接合の火災安全性の一層の向上を図るためには、FRP板との接着性に優れ、かつ耐熱性に優れた接着剤を開発する必要がある。

(2) 実大寸法のガセット接合集成材に長期許容曲げ応力度相当の荷重を載荷し、JIS A 1304に基づく耐火性能試験を行ったところ、垂直タイプでは30分の耐火性能、水平タイプでも20～25分程度の耐火性能を示した。

(3) ガセット接合の有無、接合方式の別による炭化速度の差は見られなかった。また、FRP板の熱伝導率が小さいことから、接合金物を用いた場合のような接合部での燃込みの促進は見られなかった。また、耐火試験時の集成材の炭化速度は、試験開始後の数分間を除いて、一定であると考えられ、その大きさは、コーンカロリメーター試験の結果から予測可能である。

(4) 垂直タイプが有効である理由は、① ガセット接合面積が同じであれば、垂直タイプは水平タイプに比べて接合部の露出面積が小さく、直接加熱炎に暴露されることによる影響が少ないこと、② 曲げに対する強度は引張側の強度によって支配されるので、接合面が荷重方向に連続する垂直タイプの方が水平タイプに比べて曲げに対して有効に働くことが考えられる。

(5) FRP 板及び用いたエポキシ樹脂接着剤が熱に対して比較的弱い材料であるにも関わらず、実大耐火試験において約 30 分の耐火性能が得られた理由は、集成材断面の厚みのもたらす断熱効果や炭化層の遮熱性により、内部に熱が伝わりにくいことによるものと考えられる。また、耐火試験時の集成材内部の温度分布は、補正係数を加えた理論式から予測することが可能である。

(6) 最大曲げ応力度が材料強度を上回ると破断が生じると仮定して、試験に際して負荷した荷重で破断する集成材梁の断面寸法を求めると、50℃以下の温度分布を示す集成材内部の断面範囲とはほぼ一致した。このことから、荷重を支えるのに必要な最小限の断面範囲が接着剤の強度低下の始まる 50℃を越えると接合部が破断するのではないかと考えられる。

総 括

我が国の森林・林業・林産業を巡る情勢は極めて厳しい状況におかれており、決定的な打開策を見出せないままに 21 世紀を迎えようとしている。意識、技術、制度が三位一体となつての変革が、この状況を克服し、木材の利用を進める上でのキーワードとなろうが、そうした変化の兆しが徐々に現れてきつつあるのもまた事実である。

変化の兆しをいくつか挙げれば、深刻の度を深めつつある地球環境問題に対処するひとつの方策として、鉄やアルミニウムを用いるよりも木材を利用した方が、CO₂の排出量削減や固定量増加に資するという考え方は、今後のライフスタイルや経済活動のあり方を問う上で重要な視点となろうし、地球環境問題をも踏まえ、35 億 m³に達する我が国の森林資源をどのように利用するのかという議論もこれまで以上に重要性を帯びてくることは確実であろう。また、エンジニアドウッドの開発は、木材自身をばらつきの少ない、信頼性の高い材料に変換することで、木材を工業材料と同様に設計のし易い材料とするとともに、その利用可能性を広げるものとして期待される。さらに、建築基準法等の緩和措置が実施されたり、国際化、性能規定化をにらんだ防火試験方法の見直しが模索される過程において、防火に対する考え方が、可燃物排除の思想から科学的な合理性に基づく許容の精神にそのベクトルを移し、「燃える」、「燃えない」の判別から、燃焼性のデータを基に火災安全上、許容できる設計基準を設定する方向に向かいつつあることは、木材利用にとってまさに福音である。

木材の利用を進める上で、火災安全性への配慮は不可欠であろうが、火災安全性の観点から、建築材料としての木材をみたとき、「いかに燃え難くするか」という議論はあっても、「火災時にどのように燃える材料なのか、耐火性能はどのようにして発現するのか」といったことは、これまであまり問われてこなかったように思われる。また、建築材料として用いられる木材は、面材料と軸材料に区分することができるが、燃焼性や耐火性についても両者を区分して考える必要がある。本研究では、木材の燃焼性および耐火性能の発現機構を明らかにすることを目的とし、面材料については、従来の試験方法では

必ずしも明確にされなかった火災時の木材の着火性や燃焼発熱性を取り上げ、また、軸材料については、今後、さまざまな方式が考案されるであろう集成材の接合方法の耐火性を取り上げ、それぞれ多くの成果を得た。

まず、第1章では、木材の燃焼性と集成材の耐火性能について、現在までの知見を取りまとめた。

第2章では、木材の着火性に関して、針葉樹、広葉樹あわせて13樹種を対象にISO 5657に規定される着火性試験およびISO 5660に規定されるコーンカロリメーター試験を行い、放射強度、試験体の厚さ、樹種およびまさ目面、板目面または木口面といった加熱面の種類が材料の着火に及ぼす影響を検討した。

試験体の厚さの影響は、10 mm以上の比較的厚い材料を用いたことから、ほとんど影響は見られず、また、放射強度の影響については、放射強度の逆数と着火時間の対数との間におおよその直線関係が見出されることを明らかにした。

樹種および加熱面の種類の影響については、加熱面の種類が同じであれば、木材の密度が大きくなるにしたがって着火時間が増加すること、木口面を加熱したときの着火時間は、まさ目面または板目面を加熱した場合のそれに比べて1.6~1.7倍程度遅れることが観察された。このことから、複雑な組織構造を有し、樹種により、また年輪に対する方向により熱分解ガスの輸送速度が異なると考えられる木材においても、樹種や加熱面の種類を問わず、着火時間は熱慣性 $k\rho c$ との間に高い相関を示すとされる一般的な関係が成り立ち、木材の着火は表面層での熱分解速度、すなわち、表面温度の上昇に支配されることを明らかにした。

また、ISO着火性試験とコーンカロリメーターによる着火時間を比較すると、同一樹種の試験体と同じ放射強度で加熱した場合、ISO着火性試験での着火時間の方が遅くなる傾向が見られたが、密度と着火時間の間の相関はほぼ同じであり、両者の数値は互換性があることを明らかにした。

第3章では、第2章で扱ったものと同じ試験体を対象に実施したコーンカロリメーター試験結果を分析し、木材の炭化速度、質量減少速度および発熱速度について、相互の関係を明らかにするとともに、木材の諸性質がこれらに及ぼす影響等について検討した。

炭化速度の求め方は、これまで、炭化深さを直接測定する方法や材料内部の温度変化から推定する方法により求めるのが一般的であったが、質量減少量と炭化深さの間に高い相関が見られたことから、コーンカロリメーター試験で得られる質量減少量のデータを用いて、燃焼時の木材の炭化深さ並びに炭化速度を数秒間隔で予測することが可能であることを明らかにした。

樹種の違いが燃焼時の質量減少速度に及ぼす影響に関しては、まさ目面または板目面を加熱した場合、針葉樹については見かけの密度に対して、また、広葉樹については道管要素がないと仮定して求められる補正密度に対して、それぞれ質量減少速度をプロットすると、相関の高い直線関係が得られたことから、木材の密度および組織構造、とりわけ道管要素の占める割合がこれに関与していることを明らかにした。

また、木材を加熱した場合の質量減少速度曲線および発熱速度曲線は、着火時に第一ピーク値を示した後徐々に速度が減少する第Ⅰ段階、一定の速度で推移する第Ⅱ段階、再び増加に転じ第二ピーク値を

示す第Ⅲ段階の三つの段階に区分でき、樹種並びに加熱方向の違いによる発熱速度等の差異は、この三つの段階をそれぞれのモデルに分けて分析することにより説明することが可能であることを明らかにした。すなわち、第Ⅰ段階、第Ⅱ段階および第Ⅲ段階の発熱速度曲線の特徴は、半無限固体の非定常熱伝導モデル、等速で液面を降下させながら燃焼が進行する液体燃料の定常燃焼モデル、および無限平板の非定常熱伝導モデルを用いて、それぞれ説明することができる。なお、第Ⅱ段階で、まさ目面または板目面加熱の発熱速度が木口面加熱のそれに比べて大きくなったのは、表面に発生する割れの影響であると推定された。

さらに、燃焼性の予測に関しては、木材の密度、道管率、試験体の厚さおよび樹種固有の有効燃焼発熱量が与えられれば、着火後 60 秒および 300 秒間の平均発熱速度や材料の燃え抜け時間を簡易な実験式を用いて予測できることを明らかにした。

第 4 章では、難燃薬剤で処理したラワン 1 類合板及びラワン材について、コーンカロリメーター試験と JIS A 1321 に規定される表面試験を行い、難燃薬剤で処理した合板およびラワン材の着火性並びに燃焼発熱性に関するデータを得た。これらは、難燃材料に相当する材料が、コーンカロリメーター試験においてどのように評価されるか知る上で重要な知見となった。また、各難燃薬剤の含有量と発熱速度、発煙量および燃え抜け時間の間には直線関係が得られたことから、予め、薬剤含有量とこれらの因子の関係をj得ておけば、薬剤含有量から燃焼性能を予測することが可能であることを明らかにした。

さらに、コーンカロリメーター試験と表面試験の結果を比較することにより、発煙係数を除く表面試験の指標については、コーンカロリメーター試験から得られるデータと相関があることを明らかにした。

第 5 章では、軸材料の耐火性能を考える上で重要となる集成材接合部の耐火性能の一例として、FRP 板挿入ガセット接着接集成材を取り上げ、その耐火性能を検証するとともに、耐火性能の発現機構について検討を行った。

実大寸法のガセット接集成材に長期許容曲げ応力度相当の荷重を加えて実施した JIS A 1304 に基づく耐火性能試験の結果から、垂直方向に FRP 板を挿入した試験体では 30 分、水平方向に FRP 板を挿入した試験体でも 20～25 分程度の耐火性能を有することが明らかとなった。垂直タイプが有効であった理由として、接合部の露出面積が小さく、直接、火炎に暴露されることによる影響が少ないこと、接合面が荷重方向に連続する垂直タイプの方が曲げに対して有効に働くことが考えられる。また、熱に対して比較的弱い材料である FRP 板およびエポキシ樹脂接着剤を用いた接合であるにも関わらず、実大耐火試験において約 30 分の耐火性能が得られた理由は、集成材断面の厚みのもたらす断熱効果や炭化層の遮熱性により、内部温度の上昇が低く抑えられたことによると考えられる。

耐火性能の発現については、最大曲げ応力度が材料強度を上回ると破断が生じると仮定して、加えた荷重で破断すると考えられる集成材梁の断面寸法を求めたところ、破壊時の集成材内部の温度分布において、50℃以下の温度を示す断面範囲とほぼ一致したことから、荷重を支えるのに必要な最小限の断面範囲が接着剤の強度低下の始まる 50℃を越えると接合部が破断することを明らかにした。

以上のことから、科学的なデータに基づいて防火設計を行うに当たっては、面材料については、使用

する木材の物性値や難燃薬剤の含有量から材料の燃焼性や耐火性能予測が可能であること、軸材料の接合部の耐火性能については、使用する材料の熱による性能低下の程度を知ること、耐火性能確保に必要な材料設計が可能であることを明らかにした。

謝 辞

本研究は、木材学会誌並びに木材保存誌に掲載された論文（原田，1994b；一，1994c；HARADA，1996a；一，1996b；一，1997）を補筆し、京都大学審査学位論文として取りまとめたものである。

論文の取りまとめに当たっては、京都大学木質科学研究所 石原茂久教授、高橋旨象教授 並びに川井秀一教授より、終始、懇切かつ適切なご指導と暖かい激励を賜った。また、京都大学木質科学研究所 今村祐嗣助教授、小松幸平助教授、畑 俊充助手並びに滝野真二郎助手の各位よりご助言をいただいた。

研究の推進に当たっては、森林総合研究所 志水一允木材化工部長、千葉保人前木材化工部長、平田利美前材質改良科長、林 良興材質改良科長、上杉三郎難燃化研究室長、藤井 毅集成加工研究室長 並びに宮武 敦主任研究官よりご指導を賜った。試験体の作成に当たっては、小館木材株式会社より材料のご提供をいただいたほか、森林総合研究所木材利用部木工室および製材研究室の方々に多大なご協力をいただいた。

さらに、材料の燃焼性状の研究を進めるに当たっては、建設省建築研究所 長谷見雄二防火研究室長（現早稲田大学教授） 並びに同研究所 吉田正志主任研究員より貴重なご教示をいただいた。

ここに、これらの方々に深謝の意を表する。

引 用 文 献

- 安達文男，坂本 功，小林 明，高坂清一（1989）：木質ラーメン構造の接合部に関する構造耐力実験 —その3 梁材通直継手—，日本建築学会大会梗概集（九州）C 構造Ⅱ，日本建築学会，121-122
- 秋田一雄（1959）：木材の発火機構に関する研究，消防研究所報告，9（1-2），1-106
- 有馬孝禮（1973a）：木材および木材構成成分の示差走査熱量測定（第1報）木材の熱重量測定および示差走査熱量測定，木材誌，19（9），435-442
- （1973b）：木材および木材構成成分の示差走査熱量測定（第2報）木材構成成分の熱重量測定および示差走査熱量測定，木材誌，19（9），443-450
- （1994）：資源・環境保全からみた木造住宅の展開，木材工業，49（11），498-504
- ATREYA, A. (1983): "Pyrolysis, ignition and fire spread on horizontal surface of wood", Ph. D. thesis, Harvard Univ. Cambridge, MA. May [JANSSENS, M. (1991): Piloted ignition of wood: A review, Fire and Materials, 15, 151-167]
- BABRAUSKAS, V. (1982): Development of the cone calorimeter-A bench scale heat release rate apparatus based on oxygen consumption, NBSIR 82-2611 US National Bureau of Standards, 75 pp.
- and W.J. PARKER (1987): Ignitability measurements with the cone calorimeter, Fire and Materials, 11, 31-43
- BAROUDI, D. and M.A. KOKKALA (1992): Analysis of upward flame spread, VTT Publication 89 (Espoo, Technical Research Centre of Finland) [建設省建築研究所，建築業協会，防火材料

- 等関係団体協議会 (1996) : 内外装材料の防耐火性能評価技術の開発 平成7年度研究報告書, 254 pp.]
- BLUHME, D.A. (1987) : ISO ignitability test and proposed criteria, *Fire and Materials*, **11**, 195-199
- BUSHMAN, A. (1961) : "Ignition of some woods exposed to low level thermal radiation, National Bureau of Standards, Project No. 1002-11-10427", Technical Report No. 1 [JANSSENS, M. (1991) : Piloted ignition of wood : A review, *Fire and Materials*, **15**, 151-167]
- CUTTER, B.E. and Jr. A. MCGINNES (1981) : A note on density change patterns in charred wood, *Wood and Fiber*, **13** (1), 39-44
- FREDLUND, B. (1993) : Modelling of heat and mass transfer in wood structure during fire, *Fire Safety Journal*, **20**, 39-69
- GARDNER, W.D. and C.R. THOMSON (1991) : Ignitability and heat-release properties of forest products, *Fire and Materials*, **15**, 3-9
- HADVIG, S. (1982) : Charring of wood in building fires and test furnaces, The CIB-W 14 Meeting in the Hague
- 原田寿郎 (1993) : 木材の炭化速度に及ぼす比重の影響, 第43回日本木材学会大会要旨集 (盛岡), p. 383
- , 平田利美, 大坂 登 (1994a) : ヒバの難燃化, *木材保存*, **20** (1), 20-23
- , ——— (1994b) : 放射加熱による木材の炭化 (第1報) 炭化過程における木材の着火, *木材誌*, **40** (2), 204-212
- , 宮武 敦, 上杉三郎, 藤井 毅 (1994c) : FRP板挿入接着接合集成材の耐火性能, *木材誌*, **40** (4), 372-379
- HARADA, T. (1996a) : Charring of wood with thermal radiation II. Charring rate calculated from mass loss rate, *J. Jap. Wood Res. Soc.*, **42** (2), 194-201
- , 上杉三郎 (1996b) : コーンカロリメーターによる難燃処理木材の燃焼性評価, *木材保存*, **22** (5), 262-271
- (1997) : 放射加熱による木材の炭化 (第3報) 燃焼に及ぼす加熱面の種類の影響と発熱速度の予測, *木材誌*, **43** (3), 268-279
- 原口隆英 (1985) : 木材の科学・3 木材の化学 I 木材の組成, 文永堂出版, p. 1
- HASEMI, Y., M. YOSHIDA, and N. YASUI (1993) : Upward flame spread along vertical charring materials : Model, model verification and application to evaluation of material fire safety performance, *Proceedings, First Japan Symposium on Heat Release and Fire Hazard* (Tsukuba)
- 平井信之 (1991) : 木材の科学・2 木材の物理 V 熱と木材, 文永堂出版, 195-205
- HIRATA, T., Y. FUKUI, S. UESUGI, and H. ABE (1981) : Combustion properties of wood treated with chemicals I. Surface flammability and smoke evolution, *J. Jap. Wood Res. Soc.*, **27** (4), 318-330
- 平田利美 (1995) : 木材およびセルロースの熱分解速度論, *木材誌*, **41** (10), 879-886
- HOLLMAN, J.R. (1971) : "Ignition characteristics of plastics and rubber", ph. D. dissertation, Univ. of Oklahoma, Norman [BABRAUSKAS, V. and PARKER, W.J. (1987) : Ignitability measurements with the cone calorimeter, *Fire and Materials*, **11**, 31-43]
- HU, X. and F.R.S. CLARK (1988) : The use of the ISO/TC92 test for ignitability assessment, *Fire and Materials*, **12**, 1-5

- HUGGETT, C (1980): Estimation of rate of heat release by means of oxygen consumption measurements, *Fire and Materials*, **4**, 61-65
- 今泉勝吉 (1976): 集成材の火災に対する安全性, *木材工業*, **31** (11), 502-504
- International Organization for Standardization (1997 a): ISO/FDIS 5657 "Reaction to fire tests-Ignitability of building products using a radiant heat source", International Organization for Standardization, 41 pp.
- (1997 b): ISO/CD 5660-1 "Reaction to fire tests-Heat, smoke and mass loss rate from building products Part 1-Heat release from building products (cone calorimeter method)", International Organization for Standardization, 46 pp.
- 石原茂久 (1989): 木材の科学と利用技術 2. 防・耐火性能 火炎下における木材の性状, 挙動, 日本木材学会, 137-154
- 伊藤彦紀 (1995): シリカと発泡系難燃剤による木材の難燃化, 第45回日本木材学会大会発表要旨集 (東京), p. 429
- JANSENS, M. (1991): Piloted ignition of wood: A review, *Fire and Materials*, **15**, 151-167
- 川元紀雄, 小松幸平, 原田真樹 (1992): 炭素繊維複合材料ケーブル挿入接着接合部の引張試験, 第42回日本木材学会大会要旨集 (名古屋), p. 216
- 高分子学会 (1989): "高分子新素材便覧" 高分子学会編, 丸善, p. 549
- KOKKALA, M.A., P.H. THOMAS and B. KARLSSON (1993): Rate of heat release and ignitability indices for surface linings, *Fire and Materials*, **17**, 209-216
- (1994): Use of modern reaction to fire test methods for fire safety assessment of products, 7th International Improved Fire Systems in Developing Countries (Tokyo), 547-556
- 国立天文台 (1992): "理科年表" 国立天文台編, 丸善, 1040 pp.
- KOLLMANN, F. (1951): *Technologie des Holzes und der Holzwerkstoffe*, I, 2. Aufl., Springer Verlag
- 小松幸平 (1992 a): 集成材骨組み構造における接合の研究, *木材誌*, **38** (11), 975-984
- , 川元紀雄, 原田真樹 (1992 b): 木構造のための高強度・高靱性接着接合法の開発 (1) 小型試験体による基本的強度性能の把握, 日本建築学会大会梗概集 (北陸) C 構造Ⅱ, 日本建築学会, 63-64
- KONIG, J. (1992): The effect of density on charring and loss of bending strength in fire, Trätekt. Rapport I 9210062
- 楠 寿博, 木村 衛, 室田達郎, 鴛海四郎 (1991): 集成材 BFJ (ビッグフィンガージョイント) の曲げ破壊実験, 日本建築学会大会梗概集 (東北) C 構造Ⅱ, 日本建築学会, 65-66
- LAWSON, D. and D. SIMMS (1952): The ignition of wood by radiation, *British Journal of Applied Physics*, **3**, 288-292 (1952) [JANSENS, M. (1991): Piloted ignition of wood: A review, *Fire and Materials*, **15**, 151-167]
- LYONS, J.W. (1980): Fire research on cellular plastics. The Final Report of the Products Research Committee. [建設省建築研究所, 日本建築防災協会 (1994): 建築材料の防・耐火試験法の開発報告書 平成6年3月, 91 pp.]
- MAKU, T. (1954): Studies on the heat conduction in wood, *Wood Research*, **13**, 1-80
- 松井源吾, 手塚 升, 川本英一 (1986): エポキシ充てんボルト接合に関する実験的研究, 日本建築学会大会梗概集 (北海道) C 構造Ⅱ, 日本建築学会, 1247-1248
- MIKKOLA, E. (1991): Charring of wood based materials, *Proceedings of the Third International*

Symposium on Fire Safety Science (Edinburgh), 547-556

宮武 敦, 藤井 毅 (1995): FRP 板挿入ガセット接着接合の強度特性 (第 1 報) 曲げ強度に及ぼすガセット形状の影響, 木材誌, **41** (4), 380-386

中村賢一, 最上滋二 (1985 a): 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

———, 宮林正幸 (1985 b): 大断面木材の耐火性 (1), 木材工業, **40** (12), 563-567

———, ——— (1986): 大断面木材の耐火性 (2), 木材工業, **41** (1), 9-12

———, ——— (1987 a): 海外における木造耐火構法について (1), 木材工業, **42** (7), 303-305

———, ——— (1987 b): 海外における木造耐火構法について (2), 木材工業, **42** (8), 356-359

日本木材加工技術協会 (1984): “日本の木材” 日本木材加工技術協会編, 101 pp.

農林水産省林業試験場 (1982): “木材工業ハンドブック” 改訂 3 版 農林水産省林業試験場監修, 丸善, p. 763

西沢 仁 (1987): ポリマーの難燃化, 大成社, p. 72

NUSSBAUM, R.H. (1988): The effect of low concentration fire retardant impregnation on wood charring rate and char yield, J. Fire Sci., **6** (4), 290-307

小川吉克, 椎名教之 (1993): 木材防火剤, 木材保存, **19** (5), 235-249

OHUCHI, T. and K. MIYAMOTO, (1990): Charring rate of glued laminated timber exposed to radiant heat, International Timber Engineering Conference (Tokyo), 87-91

大熊幹章 (1990): 木材利用と環境保全, そして機能性材料としての木材の可能性, 木材工業, **45** (7), 301-306

——— (1991): 地球環境保全と木材工業の持続的発展 (1) 地球環境友好産業としての木材産業, 木材工業, **46** (8), 384-385

ÖSTMAN, B.A.-L., I.G. SVENSSON. and J. BLOMQUIST (1985): Comparison of three methods for measuring rate of heat release, Fire and Materials, **9**, 176-184

ÖSTMAN, B. and L.D. TSANTARIDIS (1990): Ignitability in the cone calorimeter and the ISO ignitability test, Träteck. Rapport I 9011058, 17 pp.

———, L.D. TSANTARIDIS, J. STENSAAS and P.J. HOVDE (1992): Smoke production in the cone calorimeter and the room fire test for surface products—Correlation study, Träteck, Rapport I 920853, 49 pp.

———, ——— (1995): Heat release and classification of fire retardant wood products, Fire and Materials, **19**, 253-258

PARKER, W.J. (1988): Prediction of the heat release rate of wood, George Washington Univ. Ph. D. thesis, 160 pp.

QUINTIERE, J. and M. HARKLEROD (1984): “New concepts for measuring flame spread properties” NBSIR 84-2943, Gaithersburg, MD [JANSSENS, M. (1991): Piloted ignition of wood: A review, Fire and Materials, **15**, 151-167]

林野庁 (1996): 林業白書 (平成 7 年度版), 農林統計協会, p 137

ROBERTS, A.F. (1971): Problems associated with the theoretical analysis of the burning of wood, 13th Symposium (International) on Combustion, The Combustion Institute, 893-903

SAITO, K., J.Q. QUINTIERE and F.A. WILLIAMS (1985): Upward turbulent flame spread, Fire Safety Science—Proceedings of the First International Symposium, Gaithersburg, MD, Oct. 1985. New York, Hemisphere Publ. Corp., 75-86

SCHAFER, E.L. (1966): Review of information related to the charring rate of wood, FPL-0145, 1-55

- (1967): Charring rate of selected woods—transverse to grain, FPL 69, 22 pp.
- (1977): State of structural timber fire endurance, Wood and Fiber, **9** (2), 145-170
- 庄司正弘 (1995): 伝熱工学, 東京大学出版会, 261 pp.
- SIAU, J.F. (1984): Transport processes in wood, Springer-Verlag, 173-225
- SIMMS, D. (1960): Ignition of cellulosic materials by radiation, Combustion and Flame, **4**, 293-300
- 蘇 文瑜, 上杉三郎, 石原茂久 (1994): 単独及び混合薬剤で処理した合板とコウヨウザンの難燃性能, 第44回日本木材学会大会要旨集 (奈良), p. 365
- , 畑 俊充, 今村祐嗣, 石原茂久 (1995): ホウ素化合物による木材の燃焼抑制機構の解明とその応用 (1) ホウ酸及びホウ酸・アルカリ金属水酸化物で処理されたロ紙及びベイマツ単板の酸素指数, 木材保存, **21** (6), 299-305
- 菅原進一 (1978): 木材の炭化速度に関する考察, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道), 2109-2110
- 田中孝義 (1993): 建築火災安全工学入門, 日本建築センター, 270 pp.
- TEWARSON, A. and R. PION (1976): Flammability of plastics. I. Burning intensity, Combustion and Flame, **26**, 85-103
- THOMAS, P.H., D. SIMMSIMMS, and C. THEOBALD (1959): The interpretation of some experimental data on the ignition of wood, FR Note, No. 441, Fire Research Station, Borehamwood
- [JANSSENS, M. (1991): Piloted ignition of wood: A review, Fire and Materials, **15**, 151-167]
- TRAN, H.C. (1988): Rate of heat release of wood in an Ohio State University calorimeter, Fire and Materials, **12**, 143-151
- and R.H. WHITE (1992): Burning rate of solid wood measured in a heat release rate calorimeter, Fire and Materials, **16**, 197-206
- 上杉三郎 (1986): 放射加熱による合板の炭化, 林試研報, No. 340, 187-196
- (1992): スギ材の 180℃ 以下加熱における曲げ性能, 木材誌, **38** (11), 985-994
- (1993 a): 国産主要樹種の表面燃焼性 (JIS による試験), 木材工業, **48** (5), 217-219
- (1993 b): 集成材の耐火性能 (第1報) 接合部の耐火性能, 木材誌, **39** (1), 58-68
- , 宮武 敦, 川元紀雄 (1993 c): 集成材の耐火性能 (第2報) 水性高分子—イソシアネート系接着剤で接着された梁材の載荷耐火性能, 木材誌, **39** (10), 1201-1207
- , (1994 a): 集成材の耐火性能 (第3報) スギ大断面材の耐火時間, 木材誌, **40** (4), 424-428
- , 宮武 敦, 原田寿郎 (1994 b): 集成材の耐火性能 水性高分子—イソシアネート系樹脂接着剤使用の構造用集成材の曲げ性能, 森林総研研報 No. 367, 155-165
- 浦上弘幸, 福山萬治郎 (1981): 木材の熱伝導率に及ぼす比重の影響, 京都府立大学農学部演習林報告, No. 25, 38-45
- 王 潜, 川井秀一, 石原茂久, 佐々木光 (1993): 火炎下における木材接着接合部の耐火性能 (第1報) 被着材の厚さと接着剤の種類の影響, 木材誌, **39** (4), 428-435
- WHITE, R.H. and E.L. SCHAFFER (1978): Application of CMA program to wood charring, Fire Technology, **14**, 279-291
- and E.V. ORDHEIM (1992): Charring rate of wood for ASTM E119 exposure, Fire Technology, February, 5-30
- 吉村 貢, 三輪 明 (1980 a): 酸素指数法による木材の燃焼試験 (第2報) 日本工業規格法による測定, 木材誌, **26** (4), 287-292
- , 堀井英範 (1980 b): 酸素指数法による木材の燃焼試験 (第3報) $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$ と NH_4SO_3 NH_2 による難燃効果, 木材誌, **26** (7), 476-481

A Study on the Combustibility and the Fire Resistance of Wood

HARADA, Toshiro⁽¹⁾

Summary

The purpose of this study was to clarify the combustion mechanism of wood and fire resistance performance of jointed heavy timbers in fire.

In chapter 1, past studies concerning combustibility and a fire resistance of glued-laminated timber were reviewed.

In chapter 2, the ignitability of wood was investigated. The radial, tangential or cross sections of thirteen species of wood were heated by means of the ISO (International Organization for Standardization) ignitability test (ISO 5657) and the cone calorimeter test (ISO 5660). Ignition times and the internal temperatures of specimens were measured. No effects of the specimen thickness were observed. Linear relationships were found between reciprocals of radiant heat flux and logarithms of ignition times. The ignition times approximately increased linearly with the increases in sample densities if the type of the heated sections was the same. However, in the case of the same species being heated, the ignition times of the cross sections were longer than those of radial or tangential sections. In the same species, although apparent density ρ and specific heat c were the same, thermal conductivity k of the longitudinal direction of wood was larger than that in the transverse direction. Consequently these phenomena were explained by the equation where the ignition time was in proportion to the heat inertia, the product of k , ρ , and c .

In chapter 3, the cone calorimeter test results mentioned in chapter 2 were analyzed, and the charring rates, the heat release rates and mass loss rates of wood were discussed. Up to now, it has been popular to estimate the charring rates and char depths of wood by means of direct measurement or estimation from the internal temperature rise. However, there was a good correlation between mass losses and the char depths, and this showed that the charring rates and char depths were calculated from the amount of the mass losses in the cone calorimeter test. The heat release rates of wood specimens under constant radiant heat flux were divided into three stages, and Stages I and III were explained by using the models of unsteady-state thermal conduction in a semi-infinite solid and in an finite flat plate. The heat release rates in Stage II could be explained with a stationary combustion model in which a large amount of liquid fuel burns stationarily, and the liquid-level drops at a steady rate. In Stage II, the apparent density ρ , the rate of vessel elements u , and the occurrence of cracks caused differences of heat release rates among species and surface types (radial, tangential or cross section). Good correlation between the mass loss rates of Stage II and the revised densities ρ' were obtained, where the revised densities ρ' of radial and tangential sections of hard woods were calculated from the equation $\rho' = \rho / (1 - u)$, and those of other cases were the apparent densities ρ . Moreover, the average heat release rate from ignition to

Received September 16, 1998

(1) Wood Chemistry Division

60 s or 180 s and fire endurance time could be predicted easily by means of equations formed from the apparent density ρ , the rate of vessel elements u , thickness of the specimen L , and the effective heat of combustion $\Delta h_{c, \text{eff}}$.

In chapter 4, the combustibility of the fire retardant wood was dealt with. The chemicals used for treatment were $\text{NH}_4\text{H}_2\text{PO}_4$, $(\text{NH}_4)_2\text{HPO}_4$, NH_4Br , $\text{Na}_2\text{B}_4\text{O}_7$, H_3BO_3 , $\text{NH}_4\text{SO}_3\text{NH}_2$, $\text{CH}_3\text{N}_3\cdot\text{HSO}_3\text{NH}_2$, and NaCl . The cone calorimeter test (ISO 5660) and the face test (JIS (Japanese Industrial Standard) A 1321) were conducted and both data were compared. These data were important in understanding how the materials which correspond to class 3 defined in the face test are evaluated by the cone calorimeter test. Moreover, the heat release rates, the smoke productions and the fire endurance times could be estimated according to the amount of chemicals.

In chapter 5, the fire resistance of glued-laminated timber jointed with gusset plates made of fiber-reinforced-plastics (FRP) and epoxy resin were examined as one of the examples for the fireproof performance of jointed heavy timbers. The fire tests were conducted in accordance with JIS A 1304, similar to ISO 834. Two types of specimens were prepared for the fire test. One was a vertical type and the other was a horizontal type. Vertical type means inserting the FRP gusset plates vertically into slits in the glued-laminated timbers. An extreme change of bending strength was started at 50°C , linearly decreasing with temperature rise. The test specimens lost 60% of their strength at 70°C . It was derived from the thermal properties of the epoxy resin. The fire test showed that the vertical type had 30 minutes of fire resistance, and the horizontal type had 20-25 minutes of fire resistance. Investigating the internal temperature of the specimen in the fire test, the temperature of the area ($7\text{ cm} \times 26\text{ cm}$) of glued-laminated timber beam was estimated as being less than 50°C at 30 minutes of heating time. This area was in accordance with the calculated section size of a beam which was ruptured by a long duration load.

The results presented in this study indicate that the combustibility of wood materials can be predicted from the physical properties, the micro-structural features, and the quantity of chemicals used for fireproof treatment. Moreover, the fireproof performance of the jointed glued-laminated timber can also be forecast from the behavior of the joint materials to heat.