

木造軸組外壁を対象とした耐火性能推定手法の開発 －軸組部材の熱分解による断面形状と強度の推定－

由田 茂一, 河原崎 政行^{※1}, 河原 映^{※2}, 平舘 亮一^{※1}

Development of estimation method for fire resistance of wood-stud wall

－ Estimation method for residual shape and strength of wood-column following wood pyrolysis －

Shigeichi YOSHIDA, Masayuki KAWARASAKI, Akira KAWAHARA, Ryouichi HIRADATE

It can be possible to reduce the development time and cost of new wood-stud walls if we understand the fire resistance of these walls beforehand. We tried to develop a method for estimation of the fire resistance of a wood-stud wall. We made a simulation program based on heat transfer engineering and analyzed the results obtained by the heat release calorimeter method using Todo-fir. Experiment data and the results of the simulation for the residual section shape of a wood-column was similar. Some temperature changes were different, but the tendencies were similar.

Key words: wood-stud wall, fire resistance, wood-column, wood pyrolysis, pyrolysis simulation
木造軸組外壁, 耐火性能, 軸組部材, 熱分解, 熱分解シミュレーション

木質構造外壁の防耐火性能が机上で把握可能であれば、開発期間の短縮やコストの削減につながると考えられることから、木造軸組外壁を対象に推定手法の開発を試みた。伝熱の基礎式を基に道産トドマツ材の燃焼発熱性試験結果の解析等を考慮し、シミュレーションプログラムを作成した。その結果、実大試験体による試験結果に対し、軸組部材の断面欠損状況は似た傾向となった。また、温度上昇の状況については少し異なるものの類似したプロファイルが示された。

1. はじめに

都市部では火災の延焼拡大を防止するため、都市計画法などで防火地域や準防火地域などが定められ、建築物に制限が設けられている。準防火地域は比較的広い範囲に適用され、住宅地もこの中に含まれることが多い。準防火地域では、建築物はその規模によっては耐火建築物や準耐火建築物にする必要があり、準耐火建築物の場合、外壁は準耐火構造以上の性能を持つ必要がある。

このため、新たに準耐火構造以上の性能を持つ外壁構造を開発する場合や準耐火構造以上の性能を持つ既存外壁の仕様を変更する場合など外壁構造の防耐火性能を把握する必要がある場合には、指定性能評価機関における業務方法書に準じた試験を行う必

要がある。しかし、この試験を実施するための耐火炉を所有する企業はほとんどなく、北海道内に限っては皆無である。このため、このような防耐火性能を必要とする外壁構造等の開発に関わる企業は、道内においては林産試験場や北方建築総合研究所への依頼試験等で性能を確認しながら開発を進めることが多くなる。性能把握を試行錯誤で進める開発では、試験体の製作費や関わる人工数が大きな負担となる。もし事前に机上である程度の性能が推定できれば、試験回数の削減によりこの負担は軽減され、さらにそれが精度の良いものであれば負担は大幅に軽減されると考えられる。

このようなツールは、国内ではRC造の一部を対象とするものはあるが木造を対象とするものはな

い。国外では木造も研究されているが^{1,2,3)}、これを活用するためにはその協会に加盟する等の制約があるほか道産樹種と外国樹種に熱的挙動に関わる密度等の違いが考えられること、日本とは防耐火性能に係る評価方法に違いがあることから、道内での使用は難しいと思われる。

このような木造を対象としたツールが国内に存在しない大きな理由は、木材の熱分解による断面形状と強度の経時変化を推定することが難しいためと想像される。筆者らは、外壁構造の開発時に机上で防耐火性能に一定の目途がたてられ、性能確認の試験回数を減らせるようなツールをめざし、発熱性試験結果の解析等により、木材の熱分解による断面形状の変化などを推定する方法を検討・考案した。これを基に、北海道で広く普及している木造軸組充填断熱外壁をモデルとして、軸組部材の温度分布と断面形状の変化から座屈の有無を推定するシミュレーションプログラムを作成した。

2. シミュレーション方法の検討

2.1 シミュレーションモデルの検討

2.1.1 シミュレーションモデルの選定

モデルの選定にあたっては、先述したように準防火地域が都市住宅地など広い範囲に適用されることから、平成14～16年に北海道立建築総合研究所と実施した共同研究「木造軸組工法による寒冷地仕様準耐火構造外壁の開発」⁴⁾の結果も考慮し、対象は木造軸組充填断熱外壁で評価は準耐火試験とした。この共同研究では、まず同研究所が道内で普及している木造外壁構造を調査し、充填断熱外壁が多いことを明らかにした。このため、実大試験にも木造軸組充填断熱外壁を供しており、試験データ等の蓄積がありシミュレーション結果を比較できることから適当と判断した。

2.1.2 シミュレーション内容の検討

指定性能評価機関の業務方法書における準耐火試験での評価内容は、「試験体の非加熱面の温度上昇」、「軸方向の収縮量・速度」および「非加熱側への継続した火炎の噴出」などである。また、耐火試験では加熱炉の温度分布はどの場所でもほぼ同じであることが前提である。これらのことから、シミュレー

ションは3次元ではなく、試験体の水平断面の温度分布・変化および熱分解による軸組部材（以下、柱とする）の断面形状と強度の変化が推定できればよいことになる。すなわち、これらの推定結果と清水らが提案する断面二次モーメントの算出方法⁵⁾を用いて、柱の座屈の有無の判定やたわみ量の推定が可能となる。

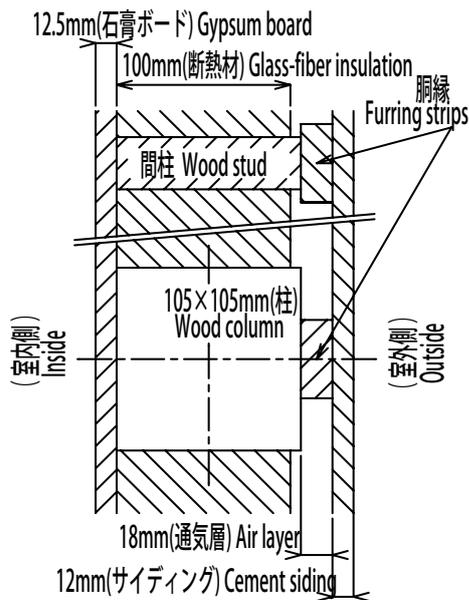
以上のことから、シミュレーションは柱を含む水平断面の温度分布の変化、柱の熱分解による形状の変化、およびこれらに伴う強度の変化から柱の座屈の有無を推定することとした。本来、柱に関わる評価内容は「座屈」ではなく「軸方向の収縮量・速度」であるが、座屈の有無が推定可能ならば「軸方向の収縮量・速度」も算出可能と考え、ここではシミュレーション開発の簡単化のため座屈の有無の推定とした。また、「非加熱側への継続した火炎の噴出」については、外壁を構成する石膏ボードやサイディングの加熱による脱落に関する知見がないため、ここではこの両者は脱落しないものとし「非加熱側への継続した火炎の噴出」の評価は行わないこととした。なお温度変化の推定については、伝熱の基礎式の解法に差分法も一般的に使われることから^{6,7)}、ここでは以下の基礎式(1)に差分法を用いた。

$$\begin{aligned} \partial T / \partial t &= \alpha (\partial^2 T / \partial x^2 + \partial^2 T / \partial y^2) + Qa \\ \alpha &= \lambda / (\rho \cdot c) \end{aligned} \quad (1)$$

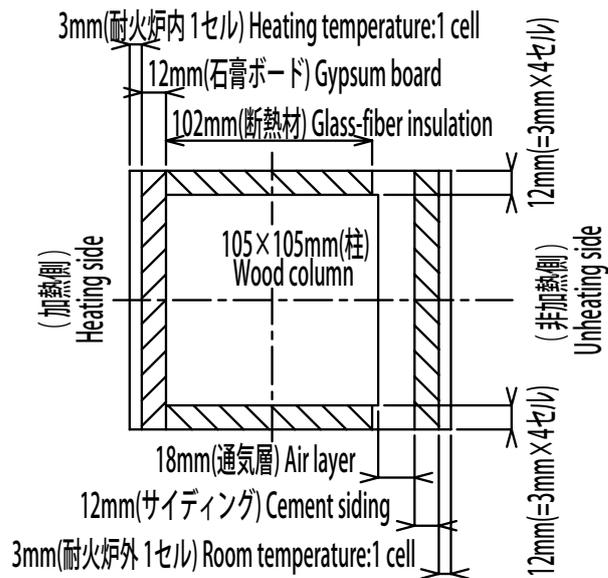
T：温度，t：時間， ρ ：密度，c：比熱， λ ：熱伝導率，Qa：輻射の項

2.1.3 構成部材と断面形状の検討

対象の外壁構成は、2.1.1に記した調査結果を参考に、室内側から石膏ボード（厚さ12.5mm）、トドマツ正角材（□105mm）および断熱材としてグラスウール（GW16K、厚さ100mm）、通気層（18mm）、窯業系サイディング（厚さ12mm）とした（第1図）。ただし、ここでは構成部材の寸法が3mmで分割しやすい寸法であること、2.2に後述する各物性値では刻み時間が0.1秒で差分が発散しないことから、全体を3mmの方形メッシュとした。このため、石膏ボードの厚さは12mm（3mm×4セル）とした。断熱材の厚さは99mmか102mmと考



第1図 対象外壁の部材構成
Fig. 1. Cross section of wood-stud wall.



第2図 シミュレーションの部材構成と範囲
Fig. 2. Cross section of the simulation model.

えられるが、石膏ボードが伝熱的に厳しい条件となる方を選択し102mmとした。また、外壁の耐火試験では、一般的に室内加熱の場合が室外加熱の場合よりも厳しいため⁸⁾室内加熱とした(第2図)。

第2図は柱を中心に上下対称であり、左側が加熱側である。ここでは、通気層に使われる胴縁については、熱容量を考慮すると、胴縁のない部分の方が非加熱側に対して伝熱的に厳しい条件になると考えられるため単に空間とした。また、柱と平行に並ぶ間柱についても胴縁と同様の考え方から単に断熱材とした。部材構成をこのように考えた場合、柱を挟む外壁の幅方向(図中では上下)では、加熱側から非加熱側への部材構成が同一となるため、シミュレーションの範囲を実大サイズまで延長する必要はないと判断し、適正值は分からないが、ここでは柱から4セル(12mm)までとした。第3図は実際のシミュレーションの設定画面である

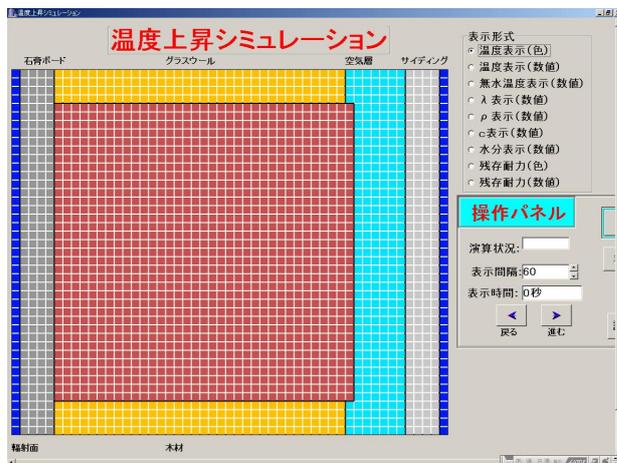
2.1.4 シミュレーションの境界条件

加熱条件は耐火試験の加熱曲線(ISO8349))に従った。すなわち、第3図の左端縦列は(2)式とした。

$$T_{fa} = 345 \log_{10} (8t + 1) + 20 \quad (2)$$

T_{fa} : 平均炉内温度 (°C), t : 時間 (分)

非加熱側(第3図の右端縦列)温度 T_r は初期温度を 20°C とし、温度変化は試験体非加熱面(サイディング)の温度 T_s によるものとした。このような加熱された平板に隣接する空間の温度変化や対流の推定については数値流体力学でシミュレーションも行われているが¹⁰⁾、ここでは2.2.6に後述する試験結果から推定した以下の(3)(4)式を使用した。考え方としては、非加熱面温度 T_s から算出した温度 T_r が初期温度以下となる場合は初期温度とし、



第3図 シミュレーションモデルの設定画面(3mm分割)
Fig. 3. Actual screen of the simulation (cell size: 3 × 3mm).

それ以上となる場合はその温度に上昇していくものとした。

- ・非加熱面温度 $T_s \leq 176$ (°C)

$$T_r (\text{°C}) = -5.427 \times 10^{-12} T_s^5 + 2.976 \times 10^{-9} T_s^4 - 6.243 \times 10^{-7} T_s^3 + 6.260 \times 10^{-5} T_s^2 - 3.044 \times 10^{-3} T_s + 1.022 \quad (3)$$

- ・非加熱面温度 $T_s > 176$ (°C)

$$T_r (\text{°C}) = 0.96 T_s \quad (4)$$

幅方向 (第3図の上下端列) は、先述したように、加熱側から非加熱側への部材構成が同一となることから、加熱側から非加熱側への1次元 (セル1行分単独) として扱った。

2.2 構成部材の物性値および熱的挙動の設定

外壁を構成する各部材について、理科年表や文献・カタログなどを参考に物性値および熱的挙動を設定した。ここでは詳細は省略するが、設定にあたっては水の密度、比熱、熱伝導率を、それぞれ 1000 kg/m^3 , $4184 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$, $0.561 \text{ J/m} \cdot \text{s} \cdot \text{K}$ とし、蒸発潜熱は 2254339 J/kg とした。また、各部材の初期温度は全て 20°C とした。

これ以降、文中の各記号は以下を表す。

- ・石膏ボード

ρ_{gb} : 密度, c_{gb} : 比熱, λ_{gb} : 熱伝導率, M_{cgb} : 含水率, h_{gb} : 熱伝達係数, ε_{gb} : 放射率

- ・断熱材

ρ_{gw} : 密度, c_{gw} : 比熱, λ_{gw} : 熱伝導率, T_{gw} : セルの温度, h_{gw} : 熱伝達係数, ε_{gw} : 放射率

- ・通気層

ρ_{air} : 密度, c_{air} : 比熱, λ_{air} : 熱伝導率, T_{air} : セルの温度

- ・サイディング

ρ_{sd} : 密度, c_{sd} : 比熱, λ_{sd} : 熱伝導率, M_{csd} : 含水率, h_{sd} : 熱伝達係数, ε_{sd} : 放射率

- ・木材

ρ_{wd} : 密度, c_{wd} : 比熱, λ_{wd} : 熱伝導率, $M_{c wd}$: 含水率, T_{wd} : セルの温度, h_{wd} : 熱伝達係数 (通気層側)

- ・木質

ρ_w : 密度, c_w : 比熱, λ_w : 熱伝導率,

T_{wc} : セルの温度

- ・炭

ρ_c : 密度, c_c : 比熱, λ_c : 熱伝導率, T_{wc} : セルの温度

- ・木質と炭の混合物

ρ_{wc} : 密度, c_{wc} : 比熱, λ_{wc} : 熱伝導率, T_{wc} : セルの温度, h_{wc} : 熱伝達係数 (加熱側), h_{wd} : 熱伝達係数 (通気層側), ε_{wc} : 放射率 (加熱側), ε_{wd} : 放射率 (通気層側)

なお、上記のそれぞれの単位は、密度 (kg/m^3), 比熱 ($\text{J/kg} \cdot \text{K}$), 熱伝導率 ($\text{J/m} \cdot \text{s} \cdot \text{K}$), 含水率 (%), 温度 ($^\circ\text{C}$), 熱伝達係数 ($\text{J/m}^2 \cdot \text{s} \cdot \text{K}$) である。また、各部材の吸収率は放射率と同値とした。

2.2.1 石膏ボード

石膏ボードの初期 M_{cgb} については、JIS A 6901 の GB-R (厚さ 12.5 mm) の含水率を全乾法で確認したところ 26.6% であったことから、この値を採用した。 ρ_{gb} , c_{gb} , λ_{gb} の初期値は、それぞれ 592 kg/m^3 , $1046 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$, $0.22082 \text{ J/m} \cdot \text{s} \cdot \text{K}$ とした。また、温度が 100°C に達して水分が蒸発しきるまでは、それぞれ次式とした。

$$\begin{aligned} \rho_{gb} &= 0.0002 M_{cgb}^3 - 0.035 M_{cgb}^2 + 4.0401 M_{cgb} + 506.38 \\ c_{gb} &= 0.0014 M_{cgb}^3 - 0.2755 M_{cgb}^2 + 31.073 M_{cgb} + 387.48 \\ \lambda_{gb} &= 2 \times 10^{-7} M_{cgb}^3 - 3 \times 10^{-5} M_{cgb}^2 + 3.4 \times 10^{-3} M_{cgb} + 0.1494 \end{aligned}$$

水分蒸発後の ρ_{gb} , c_{gb} , λ_{gb} は、それぞれ 506.38 kg/m^3 , $387.48 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$, $0.1494 \text{ J/m} \cdot \text{s} \cdot \text{K}$ とした。また、加熱面となる石膏ボード表面は (2) 式で表される高温ガスにさらされる。この際、高温ガスは温度と流速が変化することから、 h_{gb} は便宜的に 2.2.6 に後述する試験結果を基に (2) 式の T_{fa} をパラメータとする (5) 式とした。また、 ε_{gb} は 0.85 とした。

$$h_{gb} = 8.8075 \exp(0.0035 T_{fa}) \quad (5)$$

2.2.2 断熱材

ここでは、断熱材に水分はないものとした。 ρ_{gw} , c_{gw} は、それぞれ 16 kg/m^3 , $837.5 \text{ J/kg} \cdot \text{K}$ とし、

λ_{gw} は次式とした。

$$\lambda_{gw} = 6 \times 10^{-7} T_{gw}^2 + 2 \times 10^{-4} T_{gw} + 0.0296$$

断熱材はガラスの融点 (430°C) で融解するものとした。このため、加熱側の隣接セルが融解すると、それまでの接した固体間で熱量が移動する状態から、石膏ボード表面から輻射される熱量と空気を介して伝導する熱量を受け取る状態となる。ここでは、試験体下部が閉じていることおよびシミュレーションプログラムの簡単化のため、融解により欠損したセルを対流のない静止した空気層として扱い、断熱材の h_{gw} は (6) 式とした。また、断熱材とサイディングの関係も同様の状況であるため、ここでも (6) 式を使用した。 ε_{gw} は 0.95 とし、空気層の物性値は 2.2.3 に後述する通気層と同じとした。

$$h_{gw} = 0.168 T_{gw} + 4.64 \quad (6)$$

2.2.3 通気層

通気層は奥行き 18mm であり、それほど大きくない空間であること、試験体下部が閉じていることから、対流のない静止した空気層として扱った。 ρ_{air} は (7) 式とした。 c_{air} 、 λ_{air} は、それぞれ 1006J/kg·K、 0.0279J/m·s·K とした。

$$\rho_{air} = 1.293 / (1 + 0.00367 T_{air}) \quad (7)$$

2.2.4 サイディング

サイディングの種類は窯業系を設定したが適正な資料が見つからないため、セメントボードやコンクリートの物性値を参考に設定した。初期 M_{csd} は 11.5%、 ρ_{sd} 、 c_{sd} 、 λ_{sd} は、それぞれ 1080kg/m³、 1072J/kg·K、 0.2092J/m·s·K とした。また、通気層側については h_{sd} を (8) 式とし、 ε_{sd} は 0.9 とした。

$$h_{sd} = 0.168 T_{air} + 4.64 \quad (8)$$

2.2.5 木材

柱には道産トドマツ乾燥材を設定した。

2.2.5.1 木材の熱的挙動の設定

柱を構成するセルの昇温による挙動は次のように設定した。

- ① 初期温度から 100°C まで温度上昇する。
- ② 100°C を保った状態で水分が蒸発する。
- ③ 水分蒸発後、100°C 以上に温度上昇する。
- ④ 240°C に達すると熱分解が始まる。ここからの状態は「木質と炭」の混合物として扱う。
- ⑤ 2.2.5.3 に後述する「刻み時間 / 消滅時間」の積分が「1」になった時、「木質と炭」は消滅する (欠損セルとなる)。積分が「1」より小さい場合を a、「1」の場合を b とする。
 - ⑤-a 温度上昇が続く。
 - ⑤-b 通気層 (2.2.3) の物性値となる。
- ⑥ 270°C に達した時、残存している場合を a、消滅している場合を b とする。
 - ⑥-a 温度上昇が続く。⑤に進む。
 - ⑥-b 自身などの熱分解ガスが発火し、温度が 740°C (火炎温度) になる。⑦に進む。
- ⑦ 通気層の物性値でセルの温度を計算し、740°C 以上となる場合は、その温度に変化する。

2.2.5.2 木材の物性値

T_{wd} が 100°C までの初期 ρ_{wd} は 400kg/m³ とした。 c_{wd} と λ_{wd} は次式とした。また、初期 M_{cwd} は 15% とした。

$$c_{wd} = ((0.266 + 0.00116 T_{wd}) + 0.15) / 1.15 \times 4.1848 \times 10^3$$

$$\lambda_{wd} = 0.00275 T_{wd} + 0.09319$$

T_{wd} が 100°C に達してから水分が蒸発しきるまでの ρ_{wd} 、 c_{wd} 、 λ_{wd} は、それぞれ次式とした。

$$\rho_{wd} = 400 / (1 + (15 - M_{cwd}) / 100)$$

$$c_{wd} = ((0.266 + 0.00116 \times 100) + M_{cwd} / 100) / (1 + M_{cwd} / 100) \times 4.1848 \times 10^3$$

$$\lambda_{wd} = 0.00391 M_{cwd} + 0.30954$$

水分蒸発後から 240°C までの ρ_{wd} は 347.83kg/m³ とした。 c_{wd} 、 λ_{wd} は、それぞれ次式とした。

$$c_{wd} = (0.266 + 0.00116 T_{wd}) \times 4.1848 \times 10^3$$

$$\lambda_{wd} = 0.0029 T_{wd} + 0.01954$$

240°C 以降は先述したように「木質と炭」の混合

物として扱うため、木質と炭それぞれの密度、比熱、熱伝導率を次のように設定した。

ρ_w は 347.83kg/m^3 とした。 c_w , λ_w は、それぞれ次式とした。

$$c_w = (0.266 + 0.00116T_w) \times 4.1848 \times 10^3$$

$$\lambda_w = 0.0029T_w + 0.01954$$

ρ_c は 150kg/m^3 とした。 c_c , λ_c は、それぞれ次式とした。

$$c_c = 0.54 c_w$$

$$\lambda_c = 0.07189 \exp(-0.0015T_w)$$

したがって、 ρ_{wc} , c_{wc} , λ_{wc} は、その時の木質と炭それぞれの値を混合割合で合算した値とした。例えば、 ρ_{wc} の場合は次式である。

$$\rho_{wc} = \rho_w \times R_w / 100 + \rho_c \times (1 - R_w / 100)$$

Rw : 木質の割合 (%)

なお、柱は 2.2.2 に断熱材の場合を記したのと同様に消滅によりセルが欠損するため、加熱側に接している石膏ボードから移動する熱量または一つ隣の柱のセルから移動する熱量を受け取る状態から、石膏ボード表面から輻射される熱量と空気を介して伝導する熱量を受け取る状態となる。この際の h_{wc} は (9) 式とし、 ϵ_{wc} は 0.9 とした。また、通気層側については h_{wd} は (10) 式とし、 ϵ_{wd} は 0.9 とした。

$$h_{wc} = 0.168T_w + 4.64 \quad (9)$$

$$h_{wd} \text{ (または } h_{wc}) = 0.168T_{air} + 4.64 \quad (10)$$

2.2.5.3 熱分解による木材消滅のまでの時間

第 4 図に、燃焼発熱性試験の一例¹¹⁾を示した。試験装置および試験方法は、ISO 5660「Cone calorimeter method」¹²⁾に準拠した(試験装置・方法の詳細は省略する)。試験体はトドマツ材で、 23°C 、50%R.H.の恒温恒湿器中で質量変動が0.1%以下になるまで養生した。大きさは $99.01 \times 98.96 \times 15.04\text{mm}$ 、密度 0.3326g/cm^3 、含水率 9.1% (推定)である。試験時の輻射強度は、 50kW/m^2 である。

図中の 3 本の直線 (①~③) は重量減少を直線近

似したものである(①と③は実測値と重なっており、ほとんど見分けができない)。

この直線を以下のように定義した。

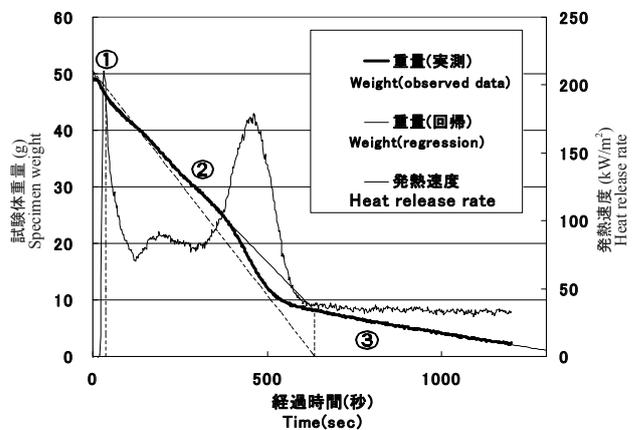
①初めの約 40 秒間の短い急勾配の直線：強い輻射により試験体表層で (100°C まで昇温→水分の蒸発→昇温→熱分解) が急激に進行し、炭化層の生成により内部への遮熱性が向上した。

②約 630 秒までの長い直線：①で生成した表層の炭化層が赤熱燃焼するとともに (100°C まで昇温→水分の蒸発→昇温→熱分解) が連続的に深部に進行し、直線③との交点で残存している試験体全体が炭化層となった。

③最後の直線：残存している試験体 (炭) が赤熱燃焼している。

この試験は 1200 秒までとしているため、これ以降の変化は記録していない。しかし、直線③とこれに対応する発熱速度が安定した直線的变化に見えることから、直線③はその勾配のまま延長して 0g になり、その間の発熱速度も直線③に対応する部分の近似直線が延長されると仮定した。こう考えると、第 4 図全体が近似直線で構成されることから、図中のそれぞれの部分ではほぼリアに反応が進んでいると考えられる。

ここで、直線②と③の交点から横軸へ垂線をおろし (図中の破線)、その交点から直線①の始点に直線をひく (図中の破線) と直線①~②の下側に 2 つの三角形ができる。ここで、先述したように、それぞれの部分ではほぼリアに反応が進んでいるとし



第 4 図 燃焼発熱性試験の例 (トドマツ)
Fig. 4. An example of a cone calorimeter test (case of Todo fir).

たことから、下部の三角形は熱分解による木質分の重量を、上部の三角形は炭の重量を表すと考えた。こう考えると、①～②間の任意の時間で垂線を降ろすと、その時の木質と炭の重量割合を設定できる。また直線③を延長して 0g になる時間が熱分解の開始から消滅までの時間となる。

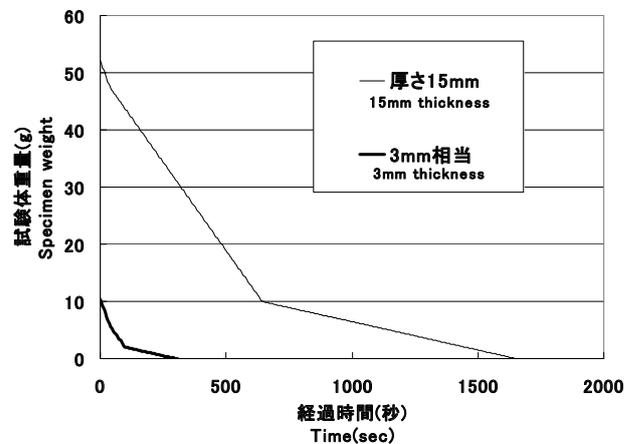
ここで直線①の始まりは、2.2.5.1 で 240°C になった時点と設定しており、ここに至るまでは水分を考慮して (1) 式を扱うことで問題なくセルの温度推定が可能である。また、色々な輻射強度における第 4 図相当のデータおよびその輻射を受けて発熱している試験体の温度が分かれば、その組み合わせとして「試験体の温度に対する熱分解開始から消滅までの時間」を設定できる。

なお、上記は分かりやすいように直線①の始点を頂点とする 2 つの三角形として説明したが、厳密には直線①と②は勾配が異なるため三角形ではなく、木質の重量分は尖った四角形であり、炭の重量分は尖った五角形である。本文と第 4 図では簡単のため三角形と記したが、実際の計算ではそれぞれ四角形と五角形として扱った。また、直線②の重量減少の後半は直線近似に耐えられないように見えるが、これは炭化が非輻射側に達する際に試験体の亀裂・変形で生じた隙間から空気が急激に供給されたことなどの影響と考えられるため、試験体が無限厚さの場合、直線②の前半と同様になると考えられる。したがって、直線近似することに問題はないと判断した。ただし、無限厚さの試験体の場合、直線①～③だけで成り立つわけではなく、直線②の成長（炭化層が厚くなること）によりさらに深部への遮熱性が向上することから、直線②と③の間に見かけ上一定厚さの炭化層が非輻射側に移動しているように見える直線が存在すると予想される。この厚さは経験的に 40mm 程度ではないかと思われるが、ここではそれを観察する試験をしていないこと、大断面部材の長時間加熱による断面欠損を推定する目的ではないこと、およびここでは柱の各セルの状態変化は無限厚さの場合を再現する方法ではなく、燃焼発熱性試験における厚さ 15mm の試験体が消滅するまでのデータを 3mm（1セル分）にスケールダウンしたものに従うと仮定することとし、ここではこの議論はし

ないこととする。

第 5 図は、大きさがおよそ 99 × 99 × 15mm のトドマツ試験体 3 体の燃焼発熱性試験結果を、大きさを 99 × 99 × 15mm に、初期含水率を 15% に、密度を 400kg/m³ に補正したものの平均、およびそれを厚さ 3mm 相当にスケールダウンしたものである。この結果から、2.2.5.2 で設定した仕様のトドマツ（厚さ 15mm）は、50kW/m² の一定水平輻射を受けた場合、熱分解が始まってから 1651.3 秒（厚さ 3mm の場合は 299.9 秒）で消滅する。また、この間の総発熱量を消滅までの時間で除した値（平均発熱速度）は 65.48kW/m² であった。

Heat Release in Fires¹³⁾ の中に、White pine と Red oak について、燃焼発熱性試験で 3 ～ 4 種類の輻射強度に対する 5 分間の平均発熱速度の関係が記されている。この 5 分間の平均発熱速度は、例えば第 4 図でも同様であるが、発熱速度の 2 つのピーク間にある定常的な状態を含むことから、材料間の比較に使われることがある。また、この中ではそれぞれの樹種について Horizontal と Vertical の 2 つのデータが示されている。Horizontal と Vertical は試験体および輻射の方向を表し、それぞれ上部のヒータから下部の水平状態の試験体に対する場合と側面のヒータから垂直状態の試験体に対する場合である。White pine の場合、Horizontal と Vertical の平均発熱速度は絶対値は異なるがほぼ同じ勾配となっている。ここで、道産トドマツと White pine の輻



第 5 図 燃焼発熱性試験の例（トドマツ）

Fig. 5. An example of a cone calorimeter test (case of Todo fir).

射による発熱速度は、絶対値は異なるが、針葉樹では同様の傾向（勾配）であり、また Horizontal と Vertical の割合も同じであろうと仮定した。こう考えると、第 5 図のような一定水平輻射の結果から、第 5 図とは異なる一定水平輻射に対する発熱速度や垂直状態の場合も設定できる。また、実際には第 4 図のように試験体は一定輻射下でも発熱速度・木質と炭の割合を変え続けるが、上記 Heat Release in Fires で 5 分間の平均発熱速度を比較用に代表値として扱っているのと同様、一定輻射により消滅に至るまでの試験体の温度を便宜的に一つの値で代表させると、その時の試験体の絶対温度 T_{test} (K) はステファンボルツマンの法則から (11) 式で表される。

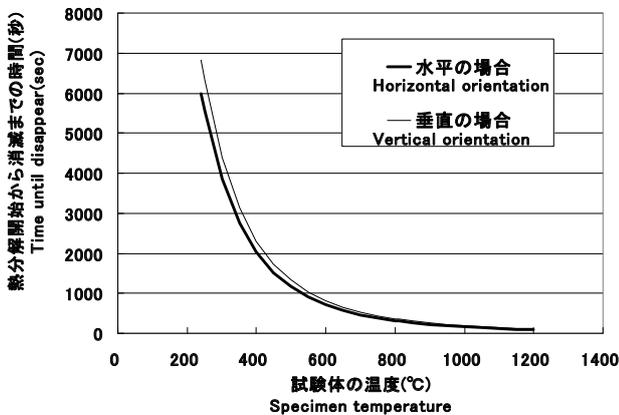
$$T_{test} = (E_{test} / (\epsilon_{test} \cdot \sigma))^{1/4} \quad (11)$$

E_{test} : 試験体の熱輻射, ϵ_{test} : 試験体の放射率,
 σ : ステファンボルツマン定数

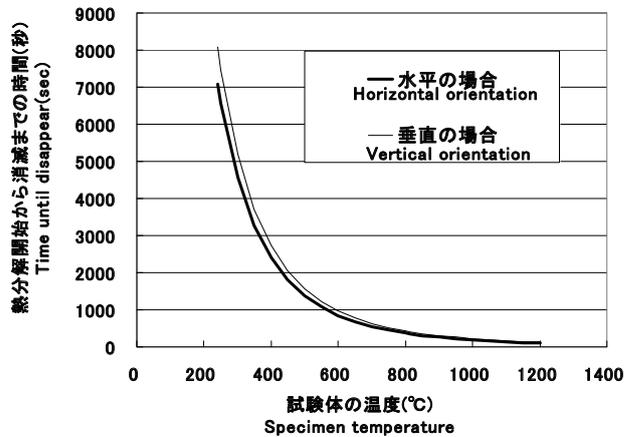
以上のことから、 $50\text{kW}/\text{m}^2$ の一定水平輻射を受けた際の試験体の熱輻射（便宜的な一つの値）を与えることができれば、試験体の温度に対する熱分解から消滅までの時間設定が可能になる。ここでは上記第 5 図で熱分解開始から消滅までの時間推定の際に併せて求めた発熱速度 ($65.48\text{kW}/\text{m}^2$) の試用が考えられるが、単なる平均値ではなく上記 Heat Release in Fires で 5 分間の平均発熱速度を代表値と

して扱っていることや発熱速度が温度上昇に与える影響などを考慮し、ここでは発熱速度のピーク間の平均値を使用した。これが適正値かは明確ではないが、(11) 式から熱輻射が強い（発熱速度が大きい）ほど温度は高く、また第 4 図では有炎燃焼（直線①～②）時の発熱速度は赤熱燃焼時のその約 2 倍と大きいことから、試験体は有炎燃焼時に急激に温度上昇していると考え $65.48\text{kW}/\text{m}^2$ ではなく有炎燃焼時の発熱速度を反映させたいと考えた。この場合、有炎燃焼時の発熱速度の平均値も考えられるが、 $65.48\text{kW}/\text{m}^2$ に比べ極端に大きくなることから、この値は今後も見直す必要はあると考えるが、ここではピーク間の平均値を使用した。上記 3 体による燃焼発熱性試験の結果を基に、大きさ、密度、含水率について補正した発熱速度は $71.53\text{kW}/\text{m}^2$ であった。ここで、この際の放射率を 0.91 とすると試験体の絶対温度は 1085.1K （摂氏 811.9°C ）となる。

以上の関係から、トドマツの場合として、第 6 図が導かれる。また、このシミュレーションでは柱はトドマツとしたが、現在、カラマツ住宅も普及してきていることから、今後の必要性和トドマツとの比較のために、参考としてカラマツについても算出した（第 7 図）。カラマツについては、トドマツの場合と同様、大きさがおおよそ $99 \times 99 \times 15\text{mm}$ の試験体 3 体（密度 $0.423 \sim 0.437\text{g}/\text{cm}^3$ 、含水率 9.1%（推定））の燃焼発熱性試験結果¹¹⁾を、大きさを $99 \times 99 \times 15\text{mm}$ に、初期含水率を 15% に、密度



第 6 図 熱分解による消滅までの時間 (トドマツ)
 Fig. 6. Time until disappearance following pyrolysis (case of Todo fir).



第 7 図 熱分解による消滅までの時間 (カラマツ)
 Fig. 7. Time until destruction following pyrolysis (case of Japanese larch).

を 500kg/m^3 に補正したものの平均値を使用した。ただし、柱を構成するセルの状態変化を考えると、 240°C に達して熱分解が始まって以降もセルの温度は連続的に変化するため、第6図はこのままでは使用することはできない。温度が連続的に変化するセルの消滅のタイミングは(12)式のTTdが「1」になった時点と考えることができる。これは、柱のセルが 240°C に達して以降、各刻み時間における状態変化の速度は一定ではないが、状態変化は積算されて、ついには消滅に至るという考えである。

$$\text{TTd} = \text{TTk}/\text{TTd1} + \text{TTk}/\text{TTd2} + \text{TTk}/\text{TTd3} + \dots \quad (12)$$

TTk：刻み時間

TTd1： 240°C 時の消滅時間

TTd2：TTd1より刻み時間が一つ後の温度における消滅時間

TTd3：TTd2より刻み時間が一つ後の温度における消滅時間

以上を整理し、状態の変化をイメージで例えると次のようになる。 239.9°C から刻み時間が1つ(0.1秒)経過した時の温度が 240.01°C になったとする。ここから熱分解が始まることになり、第6図からこの温度に対応する消滅までの時間A秒が決まる。次いでその時間に対応する第5図相当の線図が決まる。また、この温度に対応した「木材」の物性値が決まり、これを基に次の刻み時間の温度が算出される。これが 240.04°C だとする。第6図からこの温度に対応する消滅までの時間B秒が決まるが、既に刻み時間が一つ前の消滅時間A秒に対して0.1秒経過しているため、この温度に対応する第5図相当において $0.1 \times B/A$ 秒経過した位置にあることになる。この位置から垂線を降ろすことで「木質と炭」の混合割合が決まる。これを基にこの状態における「木質と炭」の物性値からこのセルの物性値が決まる。これを基に次の刻み時間の温度が算出される。この繰り返しによりセルは消滅に至る。消滅後は、先述したように静止した空気層として扱い、 270°C になった時点で熱分解ガスが発火し 740°C になる。

2.2.5.4 木材の昇温による強度変化

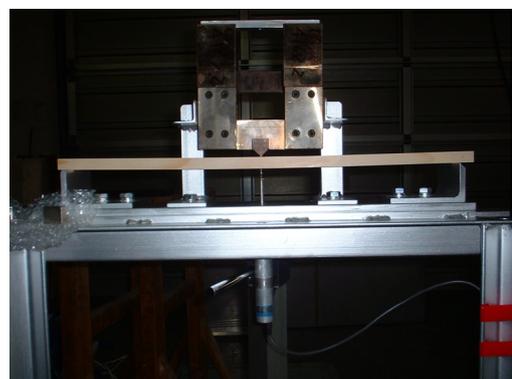
2.1.2に記したように、断面形状・温度分布が推

定できれば清水らが提案する断面二次モーメントの算出方法⁵⁾を用いて座屈の有無の判定や柱のたわみ量の推定が可能になる。しかし、そのためには初期のヤング係数に対して温度上昇に伴うヤング係数の変化に関するデータが必要である。しかし、トドマツについては報告されていない。そこで、温度と曲げヤング係数の関係を実験により求めた。

2.2.5.4.1 試験方法

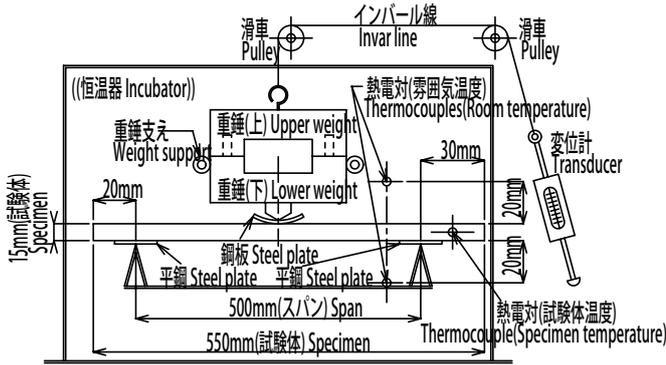
ここでは、試験体を両端固定・中央集中荷重となるベンチに設置し、常温および加温時のたわみ量を測定し、常温時のたわみ量からは試験体の曲げヤング係数を算出し、常温時のたわみ量を考慮した加温時のたわみ量からも同様に曲げヤング係数相当の値を算出し、便宜的に昇温による連続的な曲げヤング係数の変化として扱うこととした。このため、同一スパンのベンチを2つ用意し、一つは室温雰囲気下に、もう一つは約 300°C まで昇温可能な恒温器内に設置した。試験体への加重は、恒温器内での測定の都合から、ピンと孔で積層可能な2つの重錘を製作し両ベンチで使用した。なお、中央集中荷重の場合は剪断の成分のたわみを含むことから誤差が生じると考えられるが、ここでは装置のスペース等の制約からこの方法を取り、誤差等は考慮していない。

第8～10図に、それぞれ室温雰囲気下と恒温器内の試験装置の概要・外観を示した。ベンチは鋼板製でスパンは 500mm である。室温雰囲気下のものは支持の中央に変位計(共和電業製DT-100A)を上向きに取り付け、試験体に接触させてたわみ量を測定した。恒温器(ヤマト製DS-62)内に設置した



第8図 テストベンチの外観(室温雰囲気)

Fig. 8. Method of the bending test (room temperature).



第9図 試験の概要 (恒温器での場合)
Fig. 9. Method of the bending test (in incubator).

ものについては、加重用の重錘の真上となる恒温器の天井に穴をあけ、重錘から2つの滑車（ステンレス製、ベアリング入り）を介して恒温器外の変位計（共和電業製 DTH-A-50）にインバール線（ $\phi 0.4\text{mm}$ ）で結線し、たわみ量を連続的に測定した。

試験体は、トドマツおよびカラマツを含水率15%を目標に人工乾燥した正角材から製作した、大きさが $15 \times 30 \times 550\text{mm}$ の板目材である。ベンチのスパン（500mm）に対し、試験体両端にそれぞれ20mmと30mmの延びを設け、30mm側には側面（厚さ15mmの面）中央から試験体中心に至る $\phi 2.5\text{mm}$ 程度の孔を設けた。試験時はこの孔に線径 $\phi 0.65\text{mm}$ のK熱電対を挿入して温度を測定し試験体の温度とした。また、ベンチに設置した状態で、試験体表面から垂直方向に上下それぞれ約20mmとなる位置の温度を線径 $\phi 0.65\text{mm}$ のK熱電対で測定し、試験体周りの雰囲気温度とした（第9図参照）。試験体の含水率については、試験体製作時に隣接する部位から含水率算出用のサンプルを併せて製作した。試験体の密度は大きさと重量から算出した。トドマツについては、6本の正角材から試験体38体を製作し、含水率と密度のばらつきを考慮して、正角材6本分からの15体を試験に供した。カラマツについては、10本の正角材から試験体62体を製作し、含水率と密度のばらつきを考慮して、正角材6本分からの15体を試験に供した。

試験体および含水率算出用サンプルは、製作時に大きさと重量を測定後、試験直前まで当場の十分に広い直射日光が当たらない場所に保管し、試験直前



第10図 テストベンチの外観 (恒温器周り)
Fig. 10. Method of the bending test (in incubator).

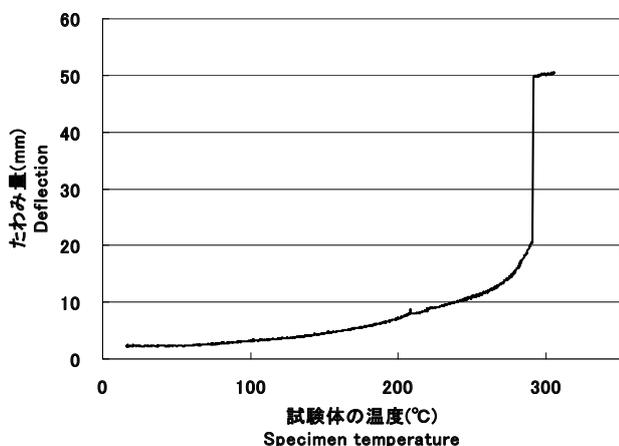
に再度重量を測定した。その後、含水率算出用サンプルは絶乾に供した。試験直前のトドマツ試験体の含水率と密度の範囲は、それぞれ10.31～13.23%、 $0.345 \sim 0.400\text{g/cm}^3$ であり、カラマツ試験体の含水率と密度の範囲は、それぞれ9.17～11.39%、 $0.465 \sim 0.636\text{g/cm}^3$ であった。

加重用の2つの重錘については、初期のたわみ量が2mm程度となることを目途に製作した。下側は重量3872.3gで、下面にはエッジを設け上面にはもう一つの重錘を積層させるためのピンを設けた。上側は重量4166.1gで、下面には下側の重錘のピンに対応する孔を設け上面にはインバール線を取り付けるフックを設けた。試験時は、下側の重錘のエッジと試験体の間に板厚が $t3.0\text{mm}$ で外側Rが約57mmの円弧状の鋼板を挿入し、両側の支持と試験体の間には板厚が $t2.8\text{mm}$ の平鋼を挿入した。試験時の恒温器の温度上昇については、温度設定を最大として成り行きとした。また、室温雰囲気下の試験では、ヤング係数算出のため、下側の重錘だけのたわみ量および（下側の重錘+上側の重錘）でのたわみ量を測定した。恒温器内の試験では、2つの重錘を積層して昇温に伴うたわみ量の変化および試験体の温度・雰囲気温度を、試験体の温度がおおよそ 300°C になるまで5秒間隔で測定した。なお、恒温器内の昇温に伴うベンチの熱膨張によるスパンの変化は計算上微小のため無視した。

2.2.5.4.2 試験結果

第11図に、試験体の温度に対するたわみ量の変化の一例を示した（トドマツ、含水率10.31%、密

度 0.348g/cm^3)。ここでたわみには室温雰囲気下でのたわみを加えてある。この線図はおよそ 250°C まで滑らかに変化し 300°C の少し手前で折損しているが、他の試験体も同様というわけではなかった。第 12 図は、前記試験体についてたわみ量から曲げヤング係数相当の値を算出し、初期の曲げヤング係数に対する割合で表したものである。図中では、実測値と重なって見分けにくい、①～④の 4 本の直線で近似している。木材の温度と強度の関係については、上杉¹⁴⁾ や中村ら¹⁵⁾ がほぼ直線的な変化の組み合わせとなることを報告している。この試験では



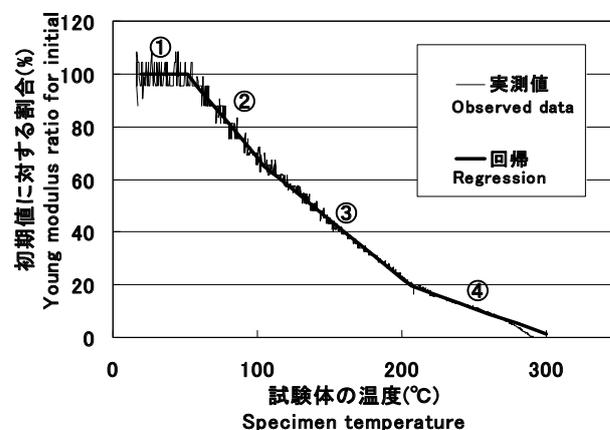
第 11 図 温度上昇に伴うたわみ量変化の例 (トドマツ)

Fig. 11. An example of the relationship between specimen temperature and deflection (case of Todo fir).

他の試験体についても、同様に 3～4 本の直線で近似できる結果であった。第 13 図は、トドマツ試験体 15 体分の近似直線およびそれらを平均したものの (図中の太線) である。シミュレーションでは、柱を構成するセルの温度変化に伴う曲げヤング係数の変化に、この平均したものを使用した。また、第 14 図にカラマツ試験体 15 体分の近似直線およびそれらを平均したものを示した。

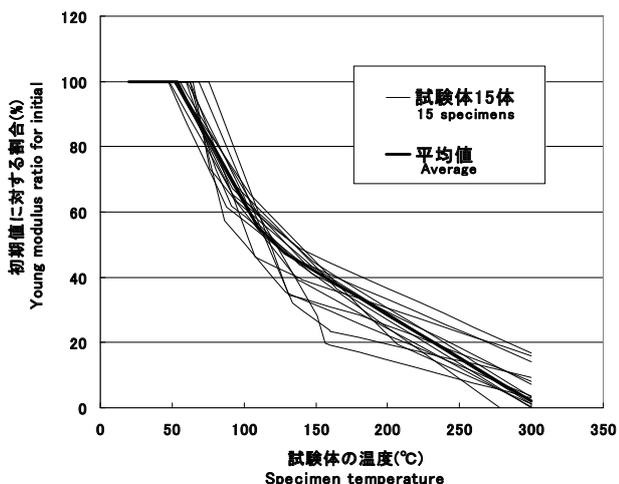
2.2.6 石膏ボードの耐火試験

2.2.1 に記したように、加熱面 (石膏ボードの加熱側表面) における高温ガスの熱伝達係数を設定す



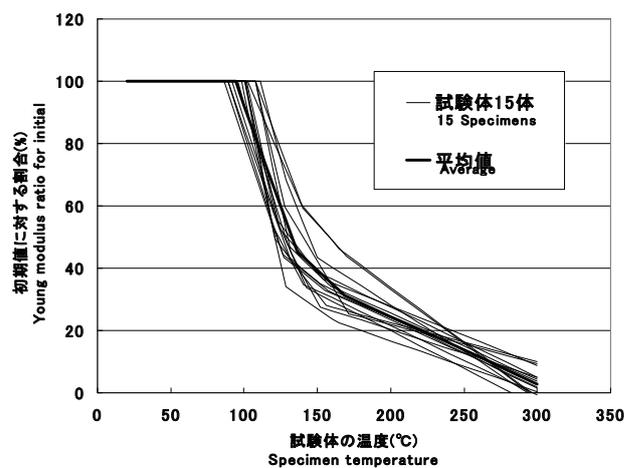
第 12 図 温度上昇に伴う曲げヤング係数の変化の例 (トドマツ)

Fig. 12. An example of the change of Young's modulus following specimen temperature rise (case of Todo fir).



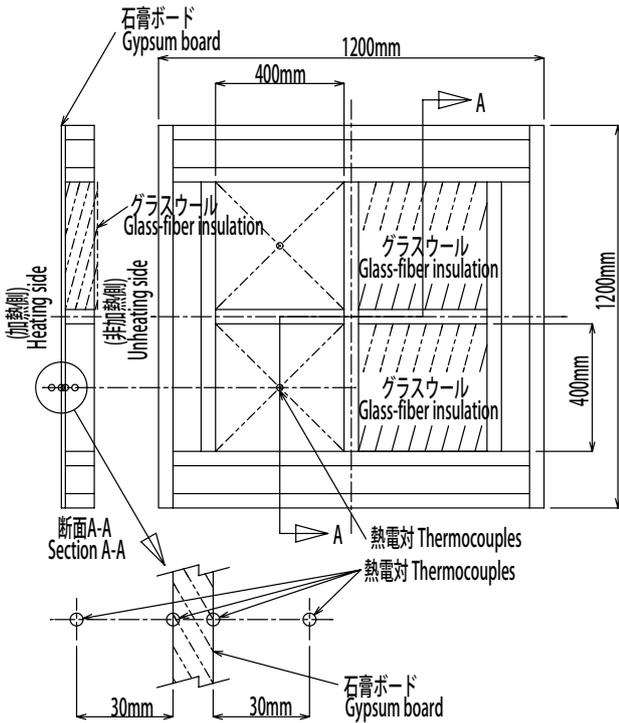
第 13 図 温度上昇に伴う曲げヤング係数の変化 (トドマツ)

Fig. 13. Change of Young's modulus following specimen temperature rise (case of Todo fir).



第 14 図 温度上昇に伴う曲げヤング係数の変化 (カラマツ)

Fig. 14. Change of Young's modulus following specimen temperature rise (case of Japanese larch).



第 15 図 石膏ボード加熱試験体の概要
Fig. 15. Gypsum board specimen for fireproof test.

るため、石膏ボードを使用した耐火試験を行った。また、2.1.4 に記した非加熱面（サイディングの非加熱側表面）に隣接する雰囲気温度（境界条件）の変化についても、この試験結果を基に設定した。

2.2.6.1 試験方法

試験には、プロパンガスを燃料とする有効加熱面が 1000 × 1000mm の加熱炉を用いた。第 15 ~ 16 図に、試験体の概要および試験の様子を示した。試験体は、加熱炉に固定できるように外寸法が 1200



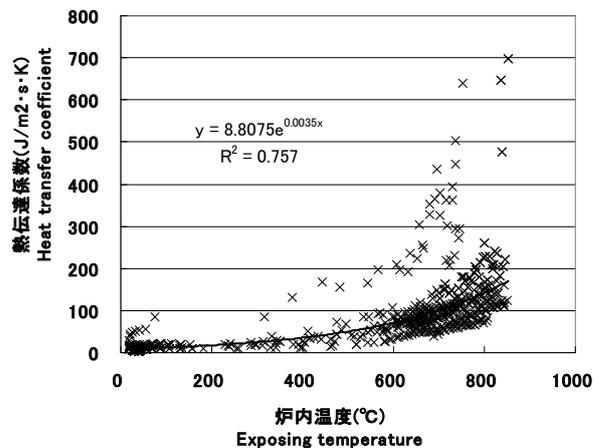
第 16 図 石膏ボードの加熱試験の様子
Fig. 16. Overview of fireproof test using gypsum board specimen.

× 1200mm の木枠に 1 枚の石膏ボードを固定し、さらにこの中央部を木枠で「田の字形」に 4 等分（図中の 400 × 400mm）したものである。なお、別の目的のため、4 区のうち左右（または対角線方向）の一方の非加熱面にグラスウール（GW16K、厚さ 100mm）を充填した。4 区のうちグラスウールを充填していない 2 つの区の中央部には、温度測定用に線径 0.65mm の K 熱電対を取り付けた。熱電対の取付け位置は加熱面および加熱面から 30mm 離れた位置、非加熱面および非加熱面から 30mm 離れた位置の 4 箇所である。使用した石膏ボードは、JIS A 6901 の GB-R（厚さ 9.5mm、12.5mm、15mm × 各 1 体）および GB-F（厚さ 12.5mm、15mm × 各 1 体）の合計 5 種類である。

試験は加熱炉内の 5 箇所の熱電対（線径 1.0mm の K 熱電対）によって測定した温度が、できる限り (2) 式となるように加熱した。また、試験体に取り付けた熱電対により、各部の温度を 6 秒間隔で測定した。試験は、試験体が燃え抜ける等、危険と判断されるまで行った。

2.2.6.2 試験結果

第 17 図に、5 種類の試験体のグラスウールが充填されていない区における、加熱面から 30mm 離れた位置の温度（= 平均炉内温度 T_{fa} ）に対する hgb の関係を示した。hgb は、この試験で測定した温度と 2.2.1 で設定した λ_{gb} を用いて、次式から算出した。



第 17 図 石膏ボード加熱面の熱伝達係数の推定
Fig. 17. Correlation between exposure temperature and heat transfer coefficient.

$$thgb = \lambda \cdot gb / \delta \times \Delta T2 / \Delta T1$$

δ : 石膏ボードの厚さ (m)

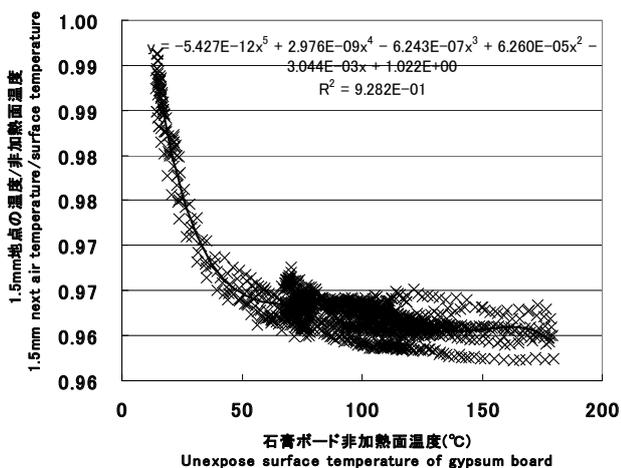
$\Delta T1$ = 加熱面から 30mm 離れた位置の温度 - 加熱面の温度

$\Delta T2$ = 加熱面の温度 - 裏面の温度

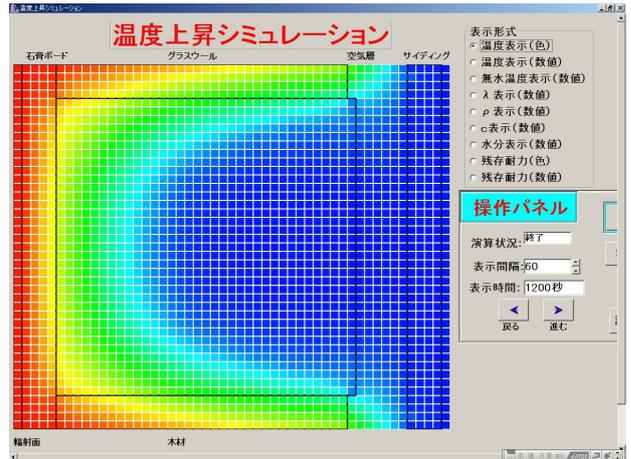
第 18 図に、5 種類の試験体のグラスウールが充填されていない区における、石膏ボード非加熱面の温度に対する非加熱面から 1.5mm 離れた位置の温度の関係を示した。非加熱面から 1.5mm 離れた位置の温度は、石膏ボード非加熱面と非加熱面から 30mm 離れた位置の温度から比例的に算出した。非加熱面近傍の対流による温度分布は一般に非加熱面から離れるにしたがい急激に無限遠の温度（室温）に近づくことから、石膏ボード非加熱面と非加熱面から 30mm 離れた位置のそれぞれの温度から比例的に算出した値は試験体にとって厳しい方の条件となるため、ここではこの温度を採用した。この結果を基に、2.1.4 (3) (4) 式の T_r を設定した。

3. シミュレーションプログラムの作成

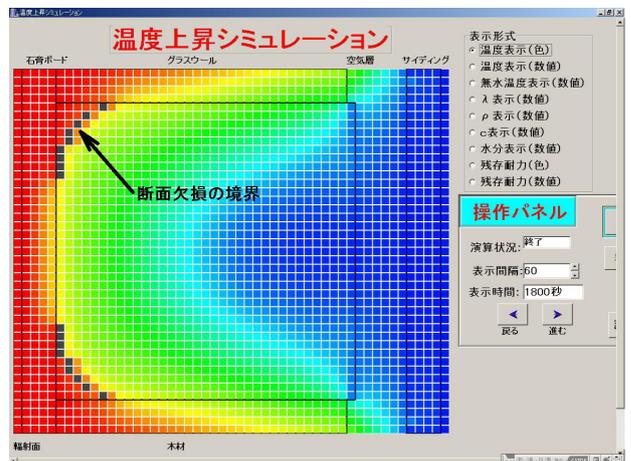
上記で設定したモデル内容、境界条件、物性値等および温度上昇や熱的挙動の考え方等を盛りこみ、シミュレーションプログラムを作成した。このプログラムは、先述したように準耐火構造の評価を対象としたため、試験時間を 45 分間とした。また、座



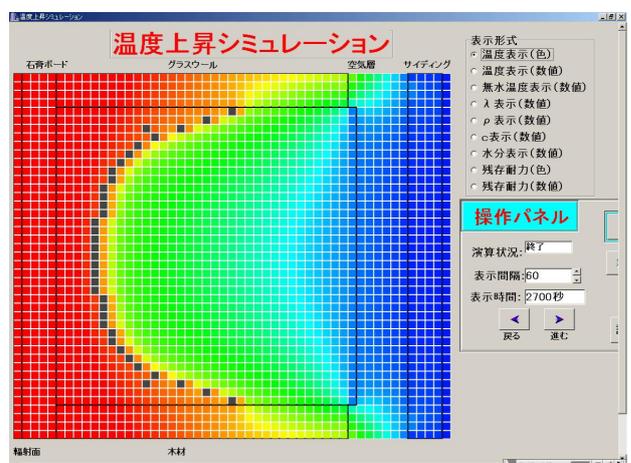
第 18 図 石膏ボード非加熱面と隣接空気温度の関係
Fig. 18. Correlation between unexposed surface temperature of the specimen and air temperature 1.5mm from the unexposed surface.



第 19 図 シミュレーションの温度分布 (20 分時)
Fig. 19. Temperature distribution in the simulation (at 20min).



第 20 図 シミュレーションの温度分布 (30 分時)
Fig. 20. Temperature distribution in the simulation (at 30min).



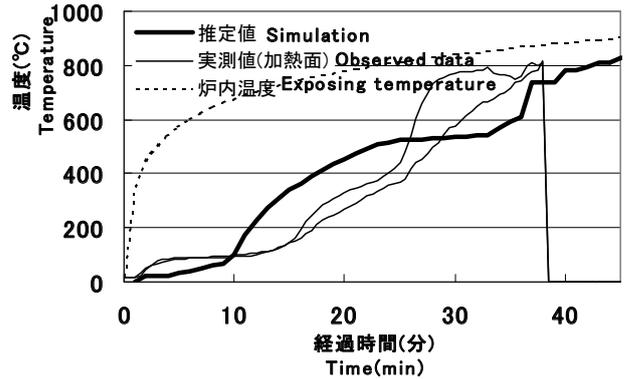
第 21 図 シミュレーションの温度分布 (45 分時)
Fig. 21. Temperature distribution in the simulation (at 45min).

屈の判定にはオイラーの式を使用した。

4. 結果および考察

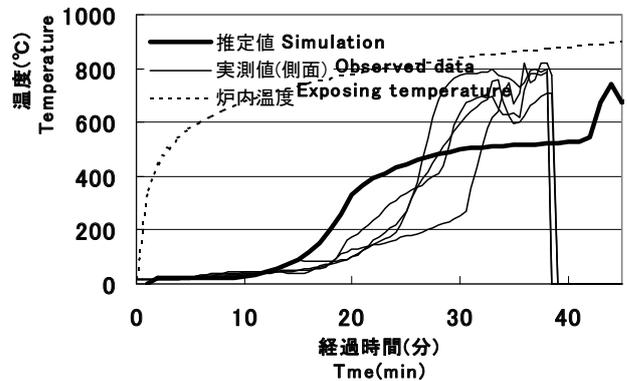
第 19～21 図に、それぞれシミュレーションによる 20, 30, および 45 分時の温度分布を示した。30 分時の柱の加熱側の角部に色の濃いセルが出現しているが、これが熱分解による断面欠損の境界を表している。ここでは、耐火試験後等の柱の残存断面に見られるように^{16,17)}、柱の角部が丸くなるように炭化・欠損していく状況となった。また、平成 16 年度北方建築総合研究所年報¹⁸⁾に载荷をしない小試験体による耐火試験後 (45 分時) の柱断面 (残存断面) が 5 種類示されている。そこには寸法は示されていないが、第 21 図と比較的近い残存断面もある。

第 22～24 図に、それぞれ実大試験の柱周りの実測温度^{4,19)}とシミュレーションによる推定温度を併せて示した。また、加熱面 (第 22 図) と側面 (第 23 図) の場合には、参考に (2) 式による炉内の加熱曲線も併せて示した。実大試験では柱の上部と下部の各 4 材面に熱電対を取り付けて温度を測定している。このため、加熱面および裏面は 2 系列、側面は 4 系列の実測値がある。なお、本実大試験は、試験体崩壊の危険のため、約 39 分で終了したものである。この比較では、シミュレーションにおける石膏ボードと柱のいずれか、または両方の水分蒸発の速度が速いように思われる。加熱面および側面の場合とも、水分が蒸発しきるタイミングには 5 分程度の差があるが、蒸発後から約 10 分間の温度上昇プロファイルは似ているように見える。しかし、第 22 図では 25 分頃に、第 23 図では 25 分頃と 30 分頃に実測値の昇温の勾配に段が生じて加熱曲線近くまで急上昇しているものがある。これは、石膏ボードが結晶水の蒸発に伴い形状を保持できず部分的に時間差を持って脱落し、その近傍のグラスウールなど構成部材が直接高温ガスにさらされたために昇温が速まったと考えられる。このことは、石膏ボードが脱落しても直接高温ガスにさらされないため、この脱落の影響がすぐには現れないと思われる柱裏面の温度の急上昇が 37 分頃となっていることから想像される。シミュレーションでは、2.2.5.1



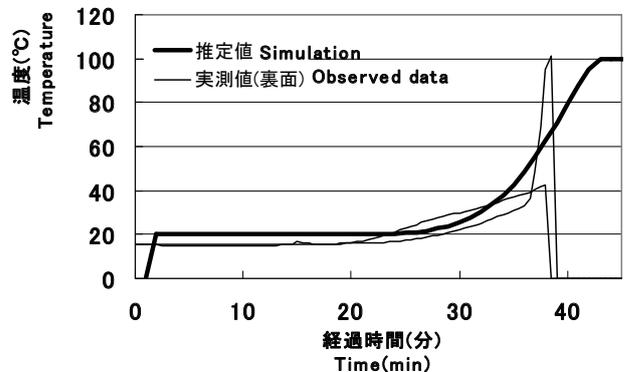
第 22 図 実大試験とシミュレーションの温度比較 (柱の加熱面)

Fig. 22. Comparison of simulation temperature with Scale test temperature (heated face of wood column).



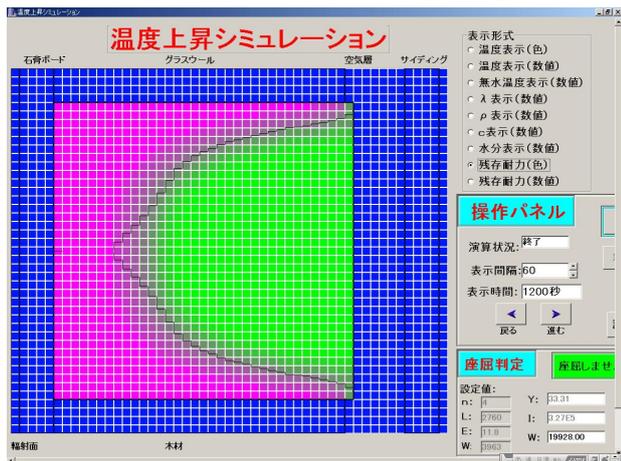
第 23 図 実大試験とシミュレーションの温度比較 (柱の側面)

Fig. 23. Comparison of simulation temperature with Scale test temperature (side face of wood column).

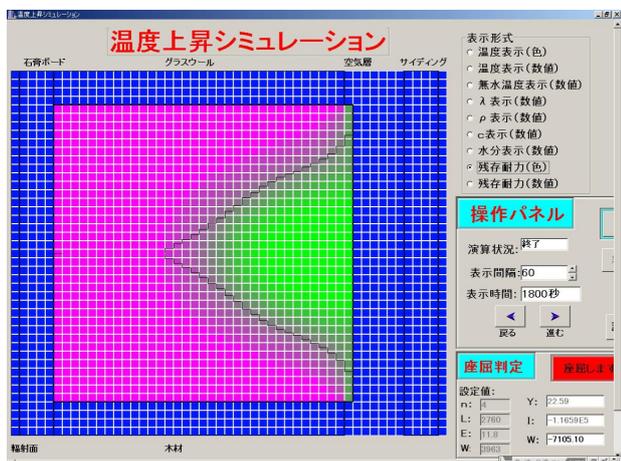


第 24 図 実大試験とシミュレーションの温度比較 (柱の裏面)

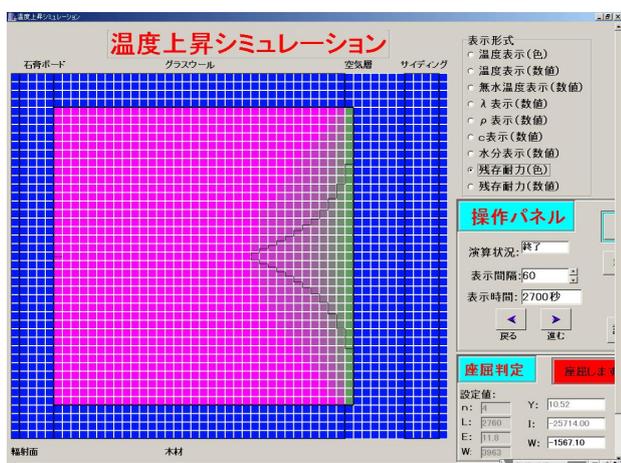
Fig. 24. Comparison of simulation temperature with Scale test temperature (unheated face of wood column).



第25図 初期ヤング係数相当の断面形状 (20分時)
Fig. 25. Cross section of wood column equivalent to the initial Young's modulus (at 20min).



第26図 初期ヤング係数相当の断面形状 (30分時)
Fig. 26. Cross section of wood column equivalent to the initial Young's modulus (at 30min).



第27図 初期ヤング係数相当の断面形状 (45分時)
Fig. 27. Cross section of wood column equivalent to the initial Young's modulus (at 45min).

で石膏ボードの非加熱側にある柱は自身の熱分解ガスが発火した場合に 270°C から 740°C に急変すると設定しているため、柱近傍の石膏ボードが脱落しない限り第 22 ~ 23 図の 25 分や 30 分頃の実測値のような温度帯では急上昇するプロファイルにはなりえないと考えられる。したがって、このシミュレーションには、石膏ボードの脱落のタイミングを考慮する必要性と水分蒸発の考え方を再検討する必要性が示唆された。

第 25 ~ 27 図に、それぞれシミュレーションによる 20, 30, および 45 分時の柱の残存形状と温度分布から初期ヤング係数相当に変換した断面形状 (断面二次モーメント算出用の断面形状、以下相当断面形状とする) を示した。柱の相当断面形状は、試験開始時の正方形から紡錘形、二等辺三角形に近い形状を経て、最終的には二等辺三角形の頂角を構成する二辺が内側へ凹となる形状へと変化していく結果となった。これらの相当断面形状と第 13 図および载荷等の試験条件を用い、オイラーの座屈の式から柱の座屈時間を算出した。シミュレーションでは約 24 分後となったが、実大試験では油圧ジャッキによる载荷の速度が柱のたわみによる垂直方向の収縮速度に追従できなくなったのは約 38 分後であった。この時点まで座屈とすると、上記の石膏ボードおよび柱の水分蒸発による時間差 (約 5 分間) を考慮しても、座屈のタイミングはシミュレーションの方が 8 分程度早いことになる。第 13 図が正しいと仮定すると、この原因には、第 22 ~ 23 図の実測値のように実大試験では柱の長手方向の各部位で加熱状況に多少の差があること、実際の柱には含水率のムラや水分傾斜があること、および先述したようにこのシミュレーションでの水分蒸発の考え方が適正ではないことなどが考えられる。この原因を明らかにするためにも、このシミュレーションプログラムは単に座屈の有無の判定としたが、柱のたわみ量や垂直方向の収縮量を算出するように改良し、実測値と比較して適正な補正方法を検討する必要があると考える。

なお、本研究を進める上で参考とした試験^{4,19)}では軸組部材にトドマツを使用している。これにならってシミュレーションでも柱はトドマツとした

が、カラマツの使用を考えると、カラマツの密度はトドマツのそれより大きいこと、第6図と第7図からカラマツの方が同じ加熱を受けた場合の消滅までの時間が長いこと、および第13図と第14図からカラマツの方が曲げヤング係数が低下し始める温度が約50°C高いことから、単に耐火性能だけを考えた場合「軸方向の収縮量・速度」についてはカラマツの場合が明らかに有利になると考えられる。したがって、トドマツの柱では規定時間(45分)を満足できずに座屈してしまう外壁構造でも、カラマツの柱に換えることで準耐火構造の性能を満足する場合があると考えられる。

5. おわりに

木質構造外壁の開発期間の短縮やコストの削減をめざし、木造軸組充填断熱外壁を対象に防耐火性能を推定する手法を検討し、シミュレーションプログラムを作成した。実大試験体等による試験結果と比較すると、柱の断面欠損状況は似たものとなったが、温度変化の状況は差があるものの類似した傾向となった。しかし、これらを用いた柱の座屈のタイミングは実大試験より早まる結果となった。

本シミュレーションと実大試験が異なる点として、グラスウールは融解により消滅するのではなく一つ非加熱側のセルの密度の増加になること、グラスウールには少なからず水分があること、柱には水分傾斜があることなどが挙げられる。これらを考慮しないことは、伝熱的には厳しい条件となることが多い。本研究で作成したプログラムは、基本的に伝熱的条件が厳しくなる方を選択した。これらは実大試験結果との差を大きくした可能性もあることから、今後は「4. 結果および考察」に記した改善点を含めプログラムへの反映の適否を検討する必要があると考える。そして、もう少し精度を向上させることができれば、この手法の考え方を木材の熱分解を伴う柱や窓枠、木質構造体の解析に応用できるのではないかと考えている。

本研究を進めるにあたり、東京大学大学院農学生命科学研究科 信田聡准教授より道産トドマツの熱伝導率の実測値およびアドバイスを、京都大学大学院工学研究科 原田和典准教授より熱的挙動の考

方に係るアドバイスをいただいた。ここに記して深く感謝申し上げます。

文 献

- 1) Wood Handbook : Wood as an Engineering Material, A model to predict fire resistance of non-load bearing wood-stud walls pp19-39, Forest Products Laboratory, US Department of Agriculture, Washington, DC(1987).
- 2) Takeda H, Kahsay F : The Effects of Insulation on the Fire Resistance of Wood-stud Walls, <http://timber.ce.wsu.edu/Resources/papers/4-5-3.pdf>
- 3) H.Takeda and J.R.Mehaffey : WALL2D : a Model for Predicting Heat Transfer through Wood-Stud Walls Exposed to Fire, FIRE AND MATERIALS, Fire Master, 22, 133-140(1998).
- 4) 入江雄司, 堤拓哉, 糸毛治, 南慎一, 十河哲也 : 木造軸組工法による寒冷地仕様準耐火構造外壁の開発, 北海道立北方建築総合研究所平成14年度調査研究報告集
- 5) 清水真理子, 安井昇, 馬屋原敦, 長谷見雄二, 木村忠紀, 村上雅英, 上島基英, 桶山恭助 : 市街地型軸組木造土壁工法の防火性能の再評価 (その5), 2002年度日本建築学会関東支部研究報告集, pp423-426.
- 6) 高見穎郎, 河村哲也 : “偏微分方程式の差分解法”, 東京大学出版会, 1994, pp.27-28
- 7) 登坂宣好, 大西和栄 : “偏微分方程式の数値シミュレーション”, 東京大学出版会, 1991, pp.58-66
- 8) 北海道立北方建築総合研究所 : 平成16年度北方建築総合研究所年報
- 9) International Organization for Standardization : Fire resistance tests-Elements of building construction. Part I , General requirements ISO/FDIS 834-1, ISO, Geneva, Switzerland, 1997
- 10) 森下悦生 : “Excel で学ぶ流体力学”, 丸善株式会社, 平成17年, pp40-51.
- 11) 河原崎政行 (林産試験場) : 未公表
- 12) International Organization for Standardization : Reaction-to-fire tests-Heat release, smoke production and mass loss rate. Part I , Heat

- release rate(cone calorimeter method), ISO 5660-1 second edition, ISO, Geneva, Switzerland, 2002
- 13) Babrauskas,V,Grayson,S.K.ed : Heat Release in Fires, Elsevier Science Publishers LTD, London, 1992, pp357-372.
- 14) 上杉三郎 : スギ材の 180℃以下加熱における曲げ性能, 木材学会誌 ,vol.38,No.11pp985-994(1992).
- 15) 中村賢一, 宮林正幸 : 大断面木材の耐火性 (I), 木材工業 ,vol.40-12,pp3-7(19**)
- 16) 桶山恭助, 村上博, 長谷見雄二, 馬屋原敦, 安井昇, 上島基英, 木村忠紀, 清水真理子, 畑俊充, 田村佳英 : 市街地型軸組木造土壁工法の防火性能の再評価 (その 6) ,2002 年度日本建築学会 関東支部研究報告集 ,pp427-430.
- 17) 中村賢一, 山田誠 : “木造建築の防火設計” , 産調出版, 1998, pp.36-40.
- 18) 北海道立北方建築総合研究所 : 平成 16 年度北方建築総合研究所年報
- 19) 北海道立北方建築総合研究所 : 調査研究報告集 平成 16 年度 ,pp88-89.

—きのこ部 主任研究員—
—※1 : 性能部 防火性能科—
—※2 : 北海道大学 産学連携本部—

(原稿受理 : 10.1.8)