可燃物配置の不規則性を考慮した実験にもとづく火災延焼モデル A FIRE SPREAD MODEL BASED ON EXPERIMENTS CONSIDERING RANDOM DISTRIBUTION OF COMBUSTIBLES

出口 嘉一*1, 河野 守*2, 辻本 誠*3, 五頭 辰紀*4
Yoshikazu DEGUCHI, Mamoru KOHNO, Makoto TSUJIMOTO
and Tatsuhiko GOTO

Most fire risk analyses have been done only taking the density, i.e. the average amount per unit floor area, of combustibles into consideration. However, risk caused by a fire is anticipated to depend not only on the combustible density but also on other parameters of combustibles, such as shapes, distribution pattern and so on, especially at growth stage of the fire.

So, it is important to explain effects of combustible properties on heat release rate analyzed by fire spread model considering some fire physical models. The objective of this paper is to improve fire spread model based on wood crib fire experiments in which combustion properties of wood crib, flame height, flame temperature and requirements for fire spread were observed. Then comparing experiment results with analysis results using this model conformed the validity of this models.

Finally, result of analyses showed that the improvement model can evaluate quantitatively fire spreading of wood crib with accuracy.

Keywords: Combustibles characteristics, Fire load distribution, Combustible density, Fire spread model, Heat release rate

可燃物特性, 可燃物配置, 可燃物密度, 火災延焼モデル, 発熱量

1 はじめに

避難安全性を検証する場合には, 例えば建築基準法令に規定される避難安全検証法において採用されているように, 火災初期における煙等降下時間は, 室に持ち込まれる可燃物総量の指標である可燃物密度 (厳密には単位床面積あたりの発熱量) にもとづいて決定することが, 少なくとも日本においては広く行われてきた。筆者らは, 初期火災時において, 火災が火源から他の可燃物への延焼や内装への延焼などを経て拡大する過程で, 可燃物密度以外の火源近傍の可燃物特性 (配置, 大きさ, 燃焼性等) が煙等降下時間に大きな影響を及ぼすことを明らかにした¹⁾。さらに, 複数の火災の物理現象を考慮した火災延焼モデル (以後 旧モデル) を構築することで, 室発熱速度等の火災性状を時刻歴で計算し, 可燃物特性が室発熱速度に及ぼす影響について報告した²⁾。しかし, 旧モデルでは, 個々の火災現象の物理モデルを複合して考慮してはいるものの, それぞれの物理モデルの適応範囲が異なっていること等から, それらを統合して考えた場合に, 適切に実現象を再現できるかは不明確であった。

本報では, 初期火災時における火災の拡大に影響を及ぼすと考えられる可燃物特性の中から, 可燃物配置の影響に着目するため, 同程度の燃焼性状を有する同型のクリブを用いた延焼実験³⁾を行い, 実験結果にもとづいて旧モデルを改良⁴⁾する。また, 例えば, 市街地火災での延焼において火炎による放射の影響をクリブ延焼実験により算定している既往の研究⁵⁾に代表されるように, クリブを規則正しく配置した状況を想定した実験は数多くなされているが, 可燃物配置の不規則性に着目した実験はほとんど行われておらず, 複数のクリブを用いて, 不規則配置を含めた 4 通りの配置パターンで火災延焼実験を行い, 実験結果と解析結果を比較することで, 改良した火災延焼モデル (以後 改良モデル) の妥当性を検証する。

2 クリブ延焼実験

2.1 火災延焼モデルの概説と実験の考え方

図 1 に示すように, 旧モデルでは, 可燃物の延焼は火炎および天井部に溜まった高温の煙層からの放射の和を考え, 受熱側可燃物の重心位置における (1) 式で示される放射の和が (2) 式で示され

*1 東京理科大学総合研究所
COE ポストドクトラル研究員・博士 (工学)

*2 国土技術政策総合研究所建築研究部防火基準研究室
室長・工博

*3 東京理科大学総合研究所 教授・工博

*4 国土技術政策総合研究所建築研究部防火基準研究室
主任研究官

Tokyo University of Science, Dr. Eng.

National Institute for Land and Infrastructure Management, Dr. Eng.

Prof., Tokyo University of Science, Dr. Eng.

National Institute for Land and Infrastructure Management

る総受熱量の条件を満たすと着火すると仮定した。本報では、2.3に後述するクリブを用いた場合において、ある火源から他の火源への放射による延焼条件を明らかにするために、クリブの発熱速度、着火温度および入射熱流束を測定項目として、実験結果をもとに、単体で燃焼するクリブの燃焼性状、放射面高さ、放射面温度、入射熱流束ならびに延焼条件に関するモデルの改良を行う。なお、旧モデルでは、天井部に溜まった高温の煙層からの放射を考慮していたが、実験ではファンにより煙層が排気されるため、ここでは煙層からの放射は考えないものとした。さらに、区画火災での壁等の影響についても同様の理由から今回は考えないものとする。

$$\begin{aligned}
 I(t) &= I_f(t) + I_s(t) \\
 &= \sum_{i=1}^n I_i(t) + I_s(t) \\
 &= \sum_{i=1}^n \sigma \epsilon_f \varphi_i (T_f^4 - T_0^4) + \sigma \epsilon_s \varphi_s (T_s(t)^4 - T_0^4) \quad (1) \\
 \int_0^{t_{ig}} I^2(t) dt &= 120,000 \quad (2)
 \end{aligned}$$

ここで、

- $I(t)$: 時間 t での受熱放射量の和 (kW/m^2)
- $I_f(t)$: 時間 t での火災からの放射量の和 (kW/m^2)
- $I_s(t)$: 時間 t での煙層からの放射量 (kW/m^2)
- $I_i(t)$: 時間 t での火災 i からの放射量 (kW/m^2)
- σ : Stefan-Boltzmann 定数 ($5.67 \times 10^{-11} \text{ kW}/\text{m}^2\text{K}^4$)
- ϵ_f : 火災の放射率 (1.0)
- ϵ_s : 煙層の放射率 (1.0)
- φ_i : 火災 i の受熱面に対する形態係数
- φ_s : 煙層の受熱面に対する形態係数
- T_f : 放射面 (火災面) 温度 (1073 K)
- T_0 : 受熱面の初期温度 (293 K)
- $T_s(t)$: 時間 t での煙層温度 (K)
- t_{ig} : 着火時間 (s)

図 1 火災延焼モデルでの熱伝達

2.2 実験概要

独立行政法人建築研究所内のルームコーナー試験装置 (ISO9705) の集煙フードを用いて、酸素消費法により発熱速度の計測を行った。集煙フード下部寸法は 3 m 角、排気ダクト直径は 0.6 m である。排気ファンは、酸素消費法による発熱速度の測定が適切に行えるように設定 (最大風量 $150 \text{ m}^3/\text{min}$) した。図 2 に実験装置の概略を示す。

図 2 実験装置の概略

2.3 クリブの概要

本実験では、標準的な大きさの可燃物を想定した図 3 に示すクリブを使用した。クリブを構成する木材には、 $200 \times 30 \times 30 \text{ mm}$ の赤松を使用し、乾燥機にて 48 時間乾燥後、室温約 25°C で数日間養生した。なお、養生室内の湿度を調整することができなかったため、養生室内は約 80 % と高い湿度であった。クリブは、1 層 4 本、12 層重ねたものを、木材 1 本あたり 2 本の釘を用いて井桁状に組んだ。クリブ 1 個あたりの重量は約 5 kg である。また、出火クリブから他のクリブへの延焼条件が安定するように、クリブが延焼すると考えられる面に、木材よりも着火条件が安定しているインシュレーションボードを格子状に組んだものを張り付けた (図 4 に太線で示す)。なお、実験で使用したインシュレーションボード (密度: $0.3 \text{ g}/\text{cm}^3$, 厚さ: 9 mm) は、クリブを構成する木材と同様の条件で養生した。

図 3 クリブの概要

2.4 測定方法

本報では、主にクリブ間の延焼条件を決定するために行った予備実験にもとづいて火災延焼モデルの改良を行い、9 個のクリブの配置を変更した 4 通りの実験 (実験①～④) 結果と改良モデルによ

る解析結果を比較することで改良モデルの妥当性を検証する。なお、実験①は、標準モデルとして9個のクリブを3×3に規則的に並べた。実験②は、標準モデルのクリブ間距離 d を変更したものである。実験③および実験④は、異なるクリブ間距離をとる不規則性を考慮した配置とした。表1にクリブ配置の概要を、表2に各実験でのクリブおよびインシュレーションボードの重量を示す。すべての実験において、配置図に示す中央(1番)のクリブを着火点とし、図3に示すクリブの1段目と3段目にメタノール約100gを含浸させたインシュレーションボード(200×15×9mm)を挿入し、点火した。なお、改良モデルでは着火したクリブは瞬時にクリブ全体が燃焼するため、出火クリブ(1番)以外のクリブにも、着火したクリブの燃焼を促進させるために、3段目と5段目にインシュレーションボード(内部I.B.)を挿入した。

表1 クリブ配置の概要

実験番号	個数	$d(m)$	備考
予備実験	3	0.2, 0.3	予備実験
①	9	0.2	標準モデル
②	9	0.1	
③	9	0.1~0.2	不規則配置
④	9	0~0.3	不規則配置

表2 実験の詳細

実験番号	クリブ平均重量 (kg)	表面I.B.重量 (kg)	内部I.B.重量 (kg)
予備実験	4.86(4.81-5.04)	0.25	0.14
①	5.00(4.85-5.24)	1.47	0.41
②	4.96(4.79-5.09)	1.43	0.49
③	5.10(4.74-5.47)	1.49	0.42
④	4.99(4.89-5.31)	1.19	0.41

※クリブ平均重量の()内の数値は単体クリブ重量の最小値-最大値を示す

3 モデルの改良

3.1 可燃物の燃焼性状

旧モデルでは、可燃物を円筒形の木材と仮定し、発熱速度 $Q(t)$ は(3)(4)式で示される $\alpha-t^2$ モデルで仮定していた。

$$Q(t) = \begin{cases} 0.0125 \cdot t^2 & t \leq t_p \\ Q_{peak} & t_p < t \leq t_d \end{cases} \quad (3)$$

$$Q_{peak} = q_s \times A \quad (4)$$

ここで、

- $Q(t)$: 時間 t での可燃物の発熱速度(kW)
 Q_{peak} : 可燃物の発熱速度の最大値(kW)
 q_s : 木材の単位表面積あたりの発熱速度(112 kW/m²)
 A : 可燃物の底面を除く表面積(m²)
 t_p : 最大発熱速度に至る時間(s)
 t_d : 可燃物の鎮火時間(s)

図5は、予備実験での単体クリブの発熱速度、直径0.2m、高さ0.36mの円筒を仮定した旧モデルおよび改良モデルでの単体クリブの発熱速度を示したものである。実験で使用したクリブは、木材を井桁状に組んでいるため、旧モデルで仮定した可燃物の表面積よりも実際の表面積が大きくなり、最大発熱速度も大きくなる。そこで、改良モデルでは、(5)(6)式で示されるように、実験結果をもとに着火から17分間は発熱速度が時間比例で上昇し、その後6分間、旧モデルの最大発熱速度を2.7倍した値で定常燃焼を継続し、23分後に鎮火するモデルを仮定する。これにより、実際よりも燃焼継続時間は短くなるが、総発熱量はほぼ同じである。なお、旧モデルでは燃焼に応じて可燃物の高さが減少するモデルを仮定していたが、実験ではクリブは形状を維持したまま燃焼を続け、約35分後に突然崩れ落ちる傾向があったため、以後、改良モデルにおいて高さの減少は考慮しないものとする。

$$Q(t) = \begin{cases} \frac{Q_{peak}}{1020} \cdot t & t \leq 1020(s) \\ Q_{peak} & 1020 < t \leq 1380(s) \end{cases} \quad (5)$$

$$Q_{peak} = 2.7q_s \times A \quad (6)$$

図5 クリブの燃焼性状のモデル化

図4 実験でのクリブ配置

3.2 放射面高さ (火炎高さ)

図1に示すように、旧モデルにおいて、円筒形の可燃物上部に円筒形の火炎が形成され、受熱側可燃物の重心位置から放射側可燃物への接線により切り取られる面を放射面と仮定した。このとき、放射面高さは、Zukoskiの間歇火炎高さを求める式⁶⁾の半分の高さを仮定している((7)式)。図6に、直径0.2 m、高さ0.36 mの円筒を旧モデルおよび改良モデルに従って計算した放射面高さおよび火炎高さの時間変化を示す目安として日本アピオニクス(株)製サーモグラフィ[※](TVS-100(検出波長 3-5.4 μm))で200 $^{\circ}\text{C}$ を示す最高高さを示す。ビデオ画像から判断して、火炎高さは時間的に伸縮することを考慮すると放射面高さとして(7)式の仮定は妥当な範囲であった。なお、火災延焼モデルにおいて、放射面高さはクリブ上部に形成される火炎にクリブ本体の高さを加えた値とした。

$$\frac{L_{min}}{D} = \begin{cases} 1.65 \cdot Q^{*\frac{2}{3}} & Q^* < 1 \\ 1.65 \cdot Q^{*\frac{2}{3}} & Q^* \geq 1 \end{cases} \quad (7)$$

$$Q^* = \frac{Q}{\rho_0 C_p T_0 \sqrt{g} D^{\frac{3}{2}}} \quad (8)$$

ここで、

- L_{min} : 放射面高さ (m)
- Q^* : 無次元発熱速度
- Q : 火源の発熱速度 (kW)
- ρ_0 : 大気密度 (1.2 kg/m^3)
- C_p : 空気定圧比熱 (1.0 kJ/kgK)
- T_0 : 常温空気絶対温度 (293 K)
- g : 重力加速度 (9.8 m/s^2)

図6 放射面高さの時間変化

3.3 放射面温度

旧モデルでは、発熱速度 Q のうち7割がブルームを介して煙層温度の上昇に寄与するものとし、かつ、放射面温度は発熱速度とは無関係に800 $^{\circ}\text{C}$ に固定していた。このことが原因で、実際の可燃物の発熱速度以上の放射エネルギーを放出している場合があり、発熱速度に対応した放射面温度モデルを仮定する必要があった。そこで、発熱速度 Q の3割が放射に寄与するものとして、底面を除く円筒形の放射面から均等に放射があるものとし、(9)式で放射量 $I_f(t)$ を仮定した。図7に、旧モデルおよび改良モデルによる放射面温度の時間変化を示す。

$$I_f(t) = \frac{0.3 Q(t)}{A_f} \quad (9)$$

$$A_f = \pi \left(\frac{D}{2} \right)^2 + \pi D h \quad (10)$$

$$T_f(t) = \left(\frac{I_f(t)}{\sigma \epsilon_f} + T_0^4 \right)^{1/4} \quad (11)$$

ここで、

- A_f : 底面を除く火炎の表面積 (m^2)
- h : 放射面高さ (m)

図7 放射面温度の時間変化

3.4 入射熱流束

図8に予備実験で測定した入射熱流束(図4)の実測値、同様の条件を仮定した旧モデルおよび改良モデルに従って計算した入射熱流束の計算値をあわせて示す。ただし、計算値ではクリブに内接する円筒を仮定している分、放射面が小さくなるため、実測値と比較して入射熱流束の値が小さくなる。なお、実験で入射熱流束は、Schmidt-Boelter型熱流束計($\phi=15$ mm)を用いて測定した。

図5に示すように、実験でのクリブの発熱速度は、着火から約17分後に最大値を示した後、徐々に減少する。しかし、図8に示す実験での入射熱流束の測定値は、クリブの発熱速度が最大値を示した後も上昇し、その後も減少することなく定常状態を示している。これは、クリブの燃焼形態が時間の経過とともに変化的ことが原因であると考えられる。つまり、発熱速度が最大値を示すあたりまでは、炎を形成し勢いよく酸素を消費している(発熱速度が大きい)のに対して、時間の経過とともにクリブが炭化し、消費酸素は少ない(発熱速度は小さい)ものの入射熱流束は大きな燃焼へと移り変わる。このような理由から、改良モデルでクリブの発熱速度を図5に示すように最大値を示した後、定常状態に移行するモデルとした。また、旧モデルでは放射面温度を着火直後から800 $^{\circ}\text{C}$ で固定していたため、入射熱流束も実測値と比較してかなり大きな値となっていた。しかし、改良モデルではこの点は改良されており、入射熱流束の時間変化を比較的良好に表している。

図8 実験および解析の入射熱流束の時間変化

3.5 可燃物の延焼条件

図 9 に、K 型熱電対 (クロメル-アルメル $\phi=0.1$ mm) により測定した予備実験および実験①でのクリブの延焼面 (熱電対を張り付けた位置は図 4 参照) に張り付けたインシュレーションボードの表面温度変化を示す。両実験において、インシュレーションボードの表面温が約 300 °C に至ると急激に温度が上昇していることやビデオ映像等から判断すると、インシュレーションボードは約 300 °C で安定して着火すると考えられる。

図 9 インシュレーションボード表面温 (予備実験および実験①)

図 10 に着火性試験 (ISO5657) にもとづく数種類の木材⁷⁾とインシュレーションボードの着火時間と放射の関係を示す。図中のインシュレーションボードの着火時間と放射の関係から、(12) 式 (図中: 実線) が導かれる。しかし、この条件式を用いた解析結果は、図 11~14 に後述するように、実験結果よりも比較的早く延焼が拡大する。この原因の 1 つに、例えば木材は限界入射熱 (15 kW/m²)⁸⁾ 以下の放射では、表面が炭化するのみで着火しないといわれており、インシュレーションボードについても同様の現象が確認されたことが挙げられる。また、着火性試験では、試験体は試験開始から一定の放射強度で一様に加熱されていることや、インシュレーションボードの限界入射熱が明らかでないことから、ここでは簡単に着火条件を (13) 式 (図中: 点線) で仮定する。

$$\int_0^{t_{ig}} I_f^2(t) dt = 120,000 \quad (12)$$

$$\int_0^{t_{ig}} I_f^2(t) dt = 30,000 \quad (13)$$

図 10 インシュレーションボードおよび木材の着火時間と放射量の関係⁷⁾
※インシュレーションボードのデータは吉田正志氏 (建築研究所) の提供による

3.6 旧モデルの改良点のまとめ

3.1 燃焼性状

図 5 に示す予備実験での単体クリブの発熱速度をもとに、可燃物の燃焼性状を仮定した。

旧モデル : $\alpha - t^2$ モデル

改良モデル : $\alpha - t$ モデル

3.2 放射面高さ

燃焼にともなう燃え落ちを除けば、旧モデルからの改良は行っていない (図 6)。

旧モデル : 発熱速度に応じて変化

改良モデル : 発熱速度に応じて変化

3.3 放射面温度

旧モデルでは 800 °C に固定していた放射面温度を、改良モデルでは発熱速度に応じて変化するモデルに改良した (図 7)。

旧モデル : 800 °C で一定

改良モデル : 発熱速度に応じて変化

3.4 入射熱流束

入射熱流束の計算式は改良していないが、放射面温度の計算式が改良されたことにより、結果的に入射熱流束もより実測値に近い値になるよう改良された (図 8)。

旧モデル : 発熱速度に依存しない

改良モデル : 発熱速度に応じて変化

3.5 延焼条件

ISO 着火性試験結果をもとに、(2) 式で仮定していた着火判定条件を (13) 式に改良した。

旧モデル : $\int_0^{t_{ig}} I_f^2(t) dt = 120,000$

改良モデル : $\int_0^{t_{ig}} I_f^2(t) dt = 30,000$

4 ケーススタディによる実験結果との比較

ここでは、実験①~④をケーススタディとして改良モデルの妥当性を検証する。個々のクリブの大きさは、実験で使用したクリブに準じるように直径 0.2 m、高さ 0.36 m の円筒形とする。図 11~14 は改良モデルによる解析結果および実験結果の発熱速度の時間変化をそれぞれ示したものである。旧モデルを用いて同様の解析を行ったところ、出火クリブから他のクリブに延焼することなく燃え尽きるのに対して、改良モデルは、実験結果とよく一致している。なお、図 11~14 中の番号は、延焼したクリブを順に示したものである。

標準モデルとした実験①は、実験結果と解析結果で各クリブへの延焼時間も比較的よく一致していることがわかる。一方、実験②のようにクリブ間距離が全体的に短い場合は、合流火災等の影響⁹⁾で燃焼が促進されたため、改良モデルによる解析結果が実験結果よりも緩やかに延焼している。また、実験③や実験④のように数種類のクリブ間距離が混在している不規則な配置をとる場合においても解析結果と実験結果は比較的良く一致している。このように、合流火災は延焼条件に大きな影響を及ぼす現象の 1 つであることから、今後の検討課題としたい。また、すべての解析結果において、単体クリブの発熱性状を最大発熱速度の継続時間を実際よりも長く仮定したため、全体的に延焼から鎮火への経過が早くなっている。

図 11 発熱速度の時間変化 (実験①)

図 12 発熱速度の時間変化 (実験②)

図 13 発熱速度の時間変化 (実験③)

図 14 発熱速度の時間変化 (実験④)

5 まとめと今後の課題

本報では、クリブの延焼実験を行い、実験結果をもとに火災延焼モデルの改良を行った。また、ケーススタディとして、9個のクリブを使用した延焼実験と同条件での改良モデルによる解析を行い、実験結果と解析結果を比較することで、以下の知見を得た。

- 放射面温度を発熱速度に応じて変化するモデルとすることで、入射熱流束の計算値が実験値に比較的良好に対応する
- クリブ間距離が短い場合、合流火災等の影響で延焼が促進されるため、改良モデルによる計算値は実験値よりも延焼が緩やかとなる

本報では、可燃物として木材クリブを使用した。同様の手順を踏むことにより、木材以外にもプラスチック等の燃焼性状の異なる可燃物を考慮した火災延焼モデルの構築も可能である。また、今回は比較的小さく、同じ大きさのクリブを複数個使用した実験を行ったため、可燃物の大きさが延焼に及ぼす影響については考慮されていない。火災延焼モデルでは、受熱側クリブの重心位置で、入射熱流束を計算するため、可燃物が大きくなるにつれて、可燃物表面間距離との差が大きくなっていく。今後は、このような木材以外の可燃物のモデル化、クリブの大きさが延焼に及ぼす影響を明らかにするとともに、出火源近傍の可燃物特性のデータの蓄積および合流火災等の影響を考慮したモデルのさらなる改良が必要である。

謝辞

本研究は、筆頭筆者が建築研究所非常勤研究員在籍時に実施した実験を中心にまとめたものである。また、実験遂行にあたり、吉田正志氏（独立行政法人建築研究所）のご協力を頂きました。ここに記して、謝意を表します。

参考文献

- 1) 出口嘉一, 辻本誠, 河野守: 可燃物のランダム配置による発熱量と煙流動の影響に関する研究, 日本建築学会計画系論文集, No.565, pp.1-7, 2003.3
- 2) 出口嘉一, 辻本誠, 河野守: 可燃物の分布特性が火災初期発熱性状に及ぼす影響, 日本建築学会環境系論文集, No.580, pp.9-14, 2004.6
- 3) 出口嘉一, 河野守, 五頭辰紀, 辻本誠: 火災燃焼モデルの構築を目的とするクリブ燃焼実験, 日本火災学会研究発表会概要集, pp.104-107, 2004.5
- 4) 出口嘉一, 河野守, 辻本誠: クリブ燃焼実験にもとづく火災延焼モデルの改良, 日本建築学会大会概要集, pp.363-364, 2004.8
- 5) 村岡宏, 森脇哲男, 飯島道夫, 西田幸夫, 江田敏男: 市街地火災に関する実験的研究 (その3) - クリブの輻射受熱量に関する検討 -, 日本建築学会学術講演梗概集, pp.1067-1068, 1990.10
- 6) Zukoski, E.E.: Fluid Dynamic Aspects of Room Fires, Fire Safety Science-Proceedings of the First International Symposium, pp.1-30, 1986
- 7) 長谷見雄二, 吉田正志: 材料表面の着火性予測評価手法, 日本建築学会学術講演梗概集 (防火部門), pp.809-810, 1987.10
- 8) 田中孝義, 建築火災安全工学入門, 日本建築センター, p.227, 1993
- 9) 鍵屋浩二, 長谷見雄二, 福田達郎, 伊藤重人: 自由空間の複数火源による火災高さの定量実験, 日本火災学会研究発表会概要集, pp.428-431, 2002.5

(2004年7月7日原稿受理, 2005年4月25日採用決定)