

建築の火災安全性能評価のための火源設定に関する研究

高橋 淳

目 次

1. 序論

1-1 建築火災安全性能評価の概略	1
1-1.1 背景	1
1-1.2 性能評価の体系	2
1-1.3 建設省総合技術開発プロジェクト 「建築物の防火設計法の開発」での検討	2
1-1.4 建設省総合技術開発プロジェクト 「防・耐火性能評価技術の開発」での検討	3
1-1.5 火災性状と設計火源	4
1-2 建築火災安全性能評価におけるモデル火災と設計火源の考え方	5
1-2.1 建築火災の性状と既存設計火源の概要	5
1-2.2 出火防止性能評価～日常火気モデル	7
1-2.3 火災感知・初期消火性能評価～燃焼火災モデル	8
1-2.4 避難安全性能評価～室火災モデル（初期火源）	8
1-2.5 構造耐火性能評価・区画性能評価～室火災モデル （全域火源・局所火源）	9
1-2.6 消防支援性能評価	11
1-3 本論文の目的と論文の構成	12
1-3.1 目的	12
1-3.2 火災成長のメカニズム	12
1-3.3 論文の構成	14
第1章の参考文献	16

2. 複数火源からの火炎高さ性状

2-1 背景と目的	17
2-1.1 はじめに	17
2-1.2 既存の研究	17
2-1.3 本章の目的	18
2-2 実験方法	19
2-2.1 火源条件	19
2-2.2 測定方法	19
2-3 結果	21
2-3.1 観察結果と測定データの取扱い	21
2-3.2 重量減少速度	22
2-3.3 火炎高さ	23
2-3.4 放射熱流	24

2-4 考察	26
2-4.1 火炎高さ	26
2-4.2 放射熱流	30
2-5 本章のまとめ	34
第2章で用いた文字、記号	35
第2章の参考文献	36
3. 室隅近傍での火炎およびブリューム挙動	
3-1 背景と目的	37
3-1.1 はじめに	37
3-1.2 既存の研究	37
3-1.3 本章の目的	41
3-2 実験	42
3-2.1 実験装置概要	42
3-2.2 実験条件	42
3-2.3 測定項目、測定方法及び測定位置	45
3-3 結果と考察	51
3-3.1 火炎の特徴	51
3-3.2 火炎高さ	52
3-3.3 温度・上昇気流速度	54
3-3.4 ブリューム質量と巻き込み空気性状	57
3-3.5 CO ₂ 質量	61
3-3.6 壁面受熱流束	62
3-3.7 火災ブリュームの傾き性状に関する考察	64
3-4 本章のまとめ	70
第3章で用いた文字、記号	80
第3章の参考文献	82
4. 内装の火災安全性能評価手法の開発	
4-1 背景と目的	83
4-1.1 はじめに	83
4-1.2 内装による防火対策の考え方	83
4-1.3 各火災過程での内装防火性能の位置づけについてのまとめ	86
4-1.4 本章の目的	87
4-2 内装の燃焼拡大性状	88
4-2.1 基本概念	88
4-2.2 内装燃焼実大実験	89

4-2.3 ルームコーナー試験結果の意味に関する考察	96
4-2.4 まとめ	98
 4-3 ルームコーナー試験を用いた内装防火性能評価	99
4-3.1 αt^2 火源火災成長モデル	99
4-3.2 ルームコーナー試験による内装の分類	99
4-3.3 着炎部分の燃焼発熱分 $\dot{Q}_{mat}(t)$ の算出	100
4-3.4 フラッシュオーバーを引き起こす時間 t_{FO} の算出	101
4-3.5 まとめと問題点	102
 4-4 本章のまとめ	103
 第4章で用いた文字、記号	104
第4章の参考文献	105
 5. 防火安全対策の性能評価を視野に入れたモデル火災の構築	
 5-1 概要	107
5-1.1 本章で取り扱う火災性状	107
5-1.2 モデル火災の定義	107
5-1.3 モデル火災を決定する火災成長計算と本章の構成	108
 5-2 収納可燃物配置の算定	110
5-2.1 可燃物の大きさと離隔距離	110
5-2.2 平均化された可燃物の特徴	112
 5-3 火災成長の計算	114
5-3.1 床上に置かれた可燃物の燃え広がり	114
5-3.2 煙層性状に与える空間・開口条件の効果	118
5-3.3 内装燃焼の影響	119
5-3.4 モデル火災の決定	120
 5-4 ケーススタディ	126
5-4.1 ケーススタディの与条件	126
5-4.2 内装の燃焼を考慮しない場合の火災の特徴づけ（放任火災性状）	126
5-4.3 集積面積の効果	128
5-4.4 内装の燃焼を考慮しない場合の火災の特徴づけ（火災成長性状）	129
5-4.5 内装の燃焼による火災の特徴づけ（放任火災性状）	131
5-4.6 特徴的な建築空間の火災性状	132
 5-4 本章のまとめ	133
 第5章で用いた文字、記号	134
第5章の参考文献	135

6. 結論

6-1 結論	137
6-2 今後の課題	141

謝辞

付録 1 火災プリューム

A1.1 建築火災での火炎・プリュームの持つ意味
A1.2 火災プリュームの特徴
A1.3 火炎に関する数学モデル
A1.4 火災プリューム質量および巻き込み質量に関する予測モデル

付録 2 内装火災拡大シミュレーション手法の開発と検討

A2.1 内装防火性能の評価手法
A2.2 計算手法の概要
A2.3 入出力パラメータ
A2.4 入力データの算出方法
A2.5 ルームコーナー試験結果との比較
A2.6 まとめと今後の課題

第1章 序論

1-1 建築火災安全性能評価の概略

1-1.1 背景

火災に対する人々の恐怖は、有史以来の経験として受け継がれてきたものであり、それだけに火災を防ぐための試みにも、文化とも言える伝統が受け継がれている。現在では、広く誰もが防火の重要性を認識している。例えば建築物について言えば、建築基準法や消防法によって多くの防火対策が規制として導入されており、基準法においては耐震と並ぶ重要な柱として位置づけられている。それにも関わらず、防火の扱いが耐震に比べて重要性を低く感じられるのは、主に次の2つの理由からだと考えられる。一つは、防火分野の技術開発が、耐震分野のそれに比べて、直接的にかつ大きく建設コストに反映することがなかったことである。技術開発の難度については、火災も地震も動的な現象であり、どちらも物理的解明には非常に多くの研究が必要される。しかし、経済面での影響の大きさから研究体制の充実度、特に研究者数には大きな違いがあるのが現状である。もう一つの理由は、罹災の確率についての誤解にある。通常、建物の寿命の間に地震は大なり小なり経験するものであるのに対して、火災は一度も経験していないように思える。一度も経験しないような現象に対して、多くの規制が課せられることに対してネガティブな印象をもたれることは否めない。

地震と火災の取扱われ方や一般的な印象に差がある理由について考えるために、建物に与えられる外力としての両者の性質を比較する。まず地震は自然現象であり、揺れの大きさと継続時間には大小・長短はあるが、建築的な対策の不備によって地震現象の性状が変化することはあり得ない。一方、火災発生の多くは人間の過失（故意の場合もある）によるものであり、火災の成長性状が当該建築物の特性そのものに依存することである。すなわち。火災は可燃物が連続的に存在する限り拡大を続ける潜在的危険性を有しており、また可燃物性状や建物の空間的要素や構造、使用する材料などによって、危険の度合いは大きく変化する。

防火対策とは、このような潜在的危険性を制御することに他ならない。潜在的危険性を制御するという観点から先に述べた火災の罹災経験についていえば、小さな地震に相当する「火の元は」毎日発生していると考えることができるであろう。つまり火の元とは日常に使われているコンロのような火気を指し、これらが火災へと成長しないのは種々の出火防止対策、例えば、コンロ周りの内装や設備の不燃化や発熱器具の取扱い方法など、が有効に働いていると考えることができる。もしこのときに建築的な不備あるいは人間的な過失があれば、最初の防火対策が突破され、人間には制御できない火災へと成長していくと考えなければならない。そして、このような火災に対してはもはや出火防止対策は意味がなく、人命や財産の保護を目的とした別の防火対策が必要となる。基準法や消防法による多くの規制項目は、火災の成長に伴って生じる現象を、それぞれの段階で次の段階へ進むことを抑制したり、その現象から人命や財産の保護することを目的として定められたものと理解できる。

これら法令による規制という形の防火対策では、一般に不明な現象に対しては安全側となる仕様が課される。実際に、現行の建築基準法や消防法の防火に関する条文のほとんどは、その規制の有効性が定量的に示されない「仕様書」的な規制項目である。

しかしながら火災に関する研究が進んできて、徐々にではあるが火災という現象の物理的な理解が深まるに見えてくる。新しい工法や材料の導入によって明らかに安全性が高まるのに、仕様書的に定められた対策手法の中では、仕様書と同等以上の性能という部分の評価にとどまり、新しい対策手法が本来目指している建築物全体にわたる総合的な安全性評価がなされない。

1-1.2 性能評価の体系

最近では世界的に性能に基づく火災安全評価手法の導入が広がっているが、この「性能に基づく評価」の意味は建築物の空間条件や使用条件などによって

生じる様々な火災現象に対し、その性状を理解した上で防火対策を構築し、その有効性（安全性）を定量的に評価することである。仮に第三者による工学的に合理的な評価が可能とした場合、理想的な評価体系は図1-1のように5つのレベルで示される[1]。最上位のレベルは法規制の目的が概念として記述される。第二のレベルは目的に対応して、建築物が本来備えるべき機能的要件が、第三のレベルには、各々の機能的要件について具体的な要求性能が適切な性能値で示される。ただし例外もあり、性能値として表現できない項目は仕様で記述される。ここまでに至るまでのレベルは社会的に必要な最低限の要求として法的強制力を持つことになる。第四のレベルは性能値を具現化するための建築の設計方法で、大別して2つの設計の方法が選択可能である。ひとつは性能設計法であり、先に述べた第三のレベルで規定された要求性能基準への適合性を第五レベルで定義される計算手法や試験方法で評価・検証する方法である。もう一方の方法は、第三のレベルの技術基準に適合することが確認された仕様を示し、これを適用する方法である。すなわち後者の方法は現行規制の仕様書基準に近い方法である。

1-1.3 建設省総合技術開発プロジェクト「建築物の防火設計法の開発」での検討

日本でも昭和58年～62年に行われた建設省総合技術開発プロジェクト「建築物の防火設計法の開発」[2]以降、建築基準法第38条に基づく性能的な手法が展開されてきた。この方法は、抵触する仕様書規定に対して「同等以上の性能を有する」ことを建設大臣が認定するという代替的手法であったが、これによって防火技術の研究開発も盛んになったことは間違いない。その結果、多くの斬新な材料、工法、建築物が、基準法第38条に基づき法令との同等性が認定されてきた。しかしながら、この評価方法では図1-1に示す第一レベルの防火安全目的は示されていたものの、第二レベル「機能要件」および第三レベル「性能要求」に関する概念があいまいで（図1-2）、仕様基準の求める性能に関する記述が不足していた。すなわちどのような火災に対して、建築物あるいは建築物の部分が、どのような機能を有すべきか、そしてその性能の基準はどの程度かといった定性的、定量的な表現がなく、結果として設計側と評価側との間に火災安全性についての共通な認識が得られなかつた。従って、新しい材料・工法あるいは防火対策

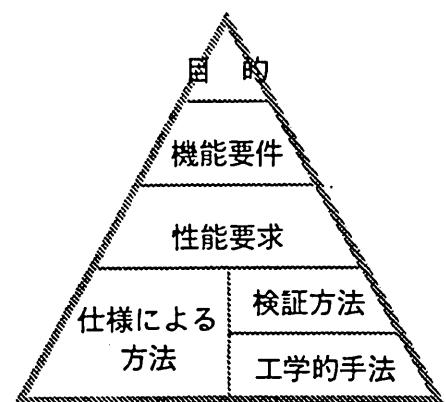


図 1-1 理想的な性能評価の体系[1]

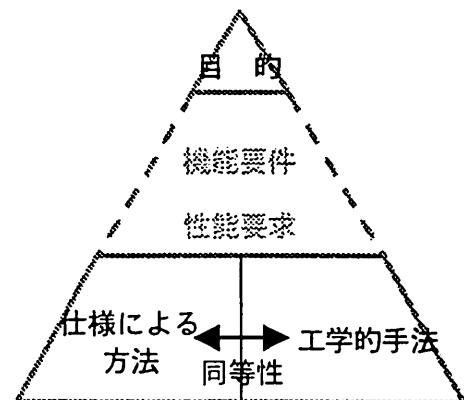


図 1-2 建築基準法第38条に基づく性能評価体系

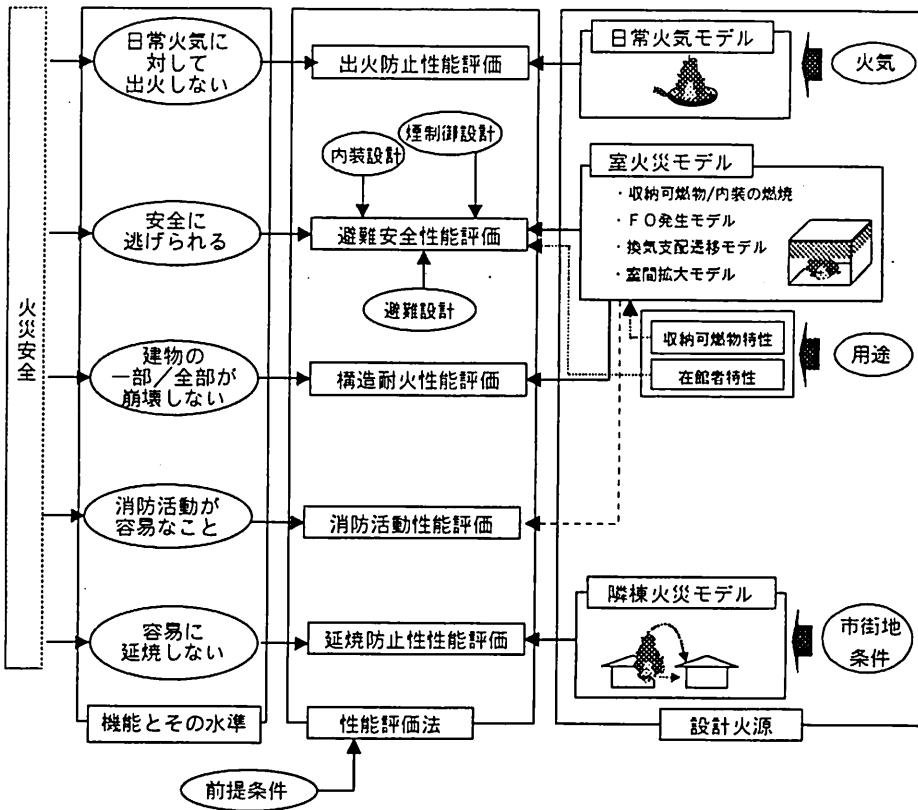


図 1-3 性能評価のフレームワーク[3]

が出現するたびに、異なる性能評価項目及び基準値が示されることとなり、混乱を生じる場合もあった。

1-1-4 建設省総合技術開発プロジェクト「防・耐火性能評価技術の開発」での検討

このような問題を解決するために、平成 5~9 年にわたって新たな建設省総合技術開発プロジェクト「防・耐火性能評価技術の開発」(以下、防耐火総プロ)が行われ、また平成 11 年からは消防法令の性能規定化に関する自治省消防庁による研究プロジェクト「防火対象物の火災危険性に応じた総合防火安全対策手法の開発に関する調査検討」(以下消防総プロ)が開始されている。本章の以下の部分ではこれらの研究調査プロジェクトで検討された(または検討されている)火災安全性能評価の基本的な考え方と体系を簡単に紹介する。

まず防耐火総プロ[3]で検討開発された性能評価フローは、

- ① 「火災は建築物の中である一定頻度で必ず起こる」という前提のもとで、
- ② 「建築物への外力となる入力ツールとして、火災を設計火源で表現し、
- ③ 「設計火源に対して建築物あるいは建築物の部分の防耐火機能が有効であることを示す性能基準を満足していることを検証する」

となる。防耐火総プロでは火災安全目的として次の 5 つを挙げておらず、そのフレームワークは図 1-3 のように示された。

1. 出火防止

日常の火気による不測の出火を防止する。

2. 避難安全

設計火源の影響が及ぶ範囲で、避難者が熱・煙により致命的な被害を受けないように避難経路を提供する。

3. 構造耐火

一定規模以上の建築物では火災による耐力低下で鉛直荷重を支える構造体の崩壊がない。

4. 消防支援

消防活動が円滑に行われる。

5. 延焼防止

隣棟（あるいは近隣）火災により容易に延焼せず、都市耐火の可能性を減じる。

尚、この評価体系は原則として耐火建築物を対象としているが、原理的には全ての建物にもあてはめて考えることができる。また図1-3の中で前提条件とある部分は、現状の工学レベルの範囲で評価体系を完結するための境界条件であって、仕様書的に定められるものである。逆に言えば仕様的な手法に委ねられる部分は、工学レベルの限界を示す部分であるが、性能評価を適用する場合には、このような工学の限界を評価の適用限界として明示しておくことが必要である。

1-1.5 火災性状と設計火源

先にも述べたように火災安全性能評価の第一歩は、与えられた建築物において生じる火災を定性・定量化することである。一般に火災性状に影響を与える建築的条件は、空間形状、開口形状、内装材料、煙制御、消火設備などの設計パラメータと収納可燃物の量や配置といった設計の枠外にあるデフォルト値（設計デフォルト）によって決まる[4]。すなわち、これらの入力値が全て設定されると出火から鎮火までの火災性状が一意に求まり、これを設計・評価におけるモデル火災と呼ぶ。図1-3の右側の列に示されている設計火源はモデル火災の性状を具現化したもので、各防火目的に応じた防火対策を設計・評価するときの与条件となるものである。

以下、本論文では、「モデル」という用語について次のように使い分ける。

- ・モデル火災
一定の入力条件によって定められる火災性状
- ・××モデル

原則として、ある火災現象を定性的あるいは定量的に表現すること（例：煙層降下モデル）。ただし参考文献中で「モデル」という用語が、計算法そのものあるいは設計火源を指している場合は、注意書きを付して、原文のまま用いた。

ところで、防耐火総プロでは、火災の過程ごとに図1-3に見られるような3つの火災現象モデルを用意し、さらに過程毎に4つの設計火源を提案している。

- ・出火防止性の評価に使われる「日常火気モデル」→日常火気火源
- ・室火災の評価に用いられる「室火災モデル」

「室火災モデル」は避難安全性を評価する「初期火源」と構造耐火性を評価する「盛期火源（全域火源、局所火源）」とに分けられる。

- ・隣棟火災に対する延焼防止性の評価に用いられる「隣棟火災火源」

また消防総プロでは、室火災火源をより詳細に捉え、火災感知設備や初期消火設備の作動性能を評価するために、有炎燃焼を開始する前段階の燃焼火災期の設計火源構築を試みており、ISOで提案された初期火源[5]の内容を検討している。

次節では、対象を建物内に限定して、既存の設計火源が現実の火災性状（あるいは評価のためのモデル火災）の中でどのように位置付けられるのかを、対応する安全目的との関連を示しながら詳細に述べる。

1-2 建築火災安全性能評価におけるモデル火災と設計火源の考え方

本節では構築すべきモデル火災の概念およびモデル火災と実際の与条件となる個々の設計火源との関連について、前節で取り上げた防耐火総プロおよび消防総プロで取り上げられた設計火源を使って説明する。

1-2-1 建築火災の性状と既存設計火源の概要

① 一般的な建築火災の成長

一般に建物の区画内で生じる火災は図1-4[6]のような時間経過を示す。まず室内に持ち込まれた火氣や熱源が何らかの過失や不具合によって異常な状態となり、周囲にある可燃物を加熱し、可燃物は燃焼反応を開始する。このとき条件によっては有炎状態となる前に無炎燃焼状態が継続しこれを燃焼期とい。本研究では便宜上、最初の火氣・熱源による加熱期間も燃焼期に含める。可燃物が

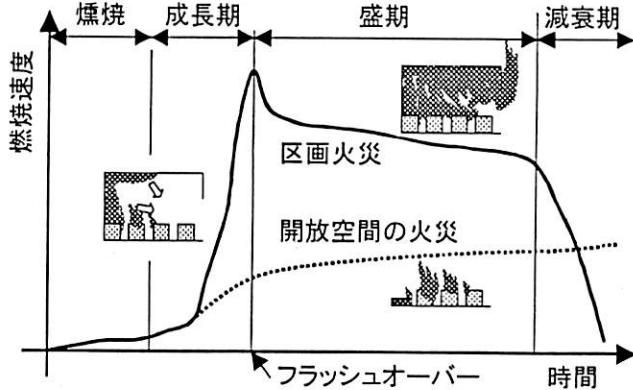


図1-4 区画内の火災成長性状[6]

一旦着火すると、火炎は可燃物表面を拡大していく。この火災成長は当初は比較的緩慢であるが、燃焼で生じた高温の煙が天井付近に蓄積することによって、また壁や天井の仕上げを可燃物でしている場合にはそれらに沿って火災が拡大することによって、区画内全体が高温度となって、ある時点で区画全体が一気に燃焼するフラッシュオーバーに達する。外気に通じる十分な大きさの開口を有するような区画では、フラッシュオーバー後の燃焼は開口部から流入する空気の量によって制御されるので区画内温度は800～1200°Cであり、そのまま放任すれば可燃物が全て燃え尽きるまでこの状態が継続する。一方、開口が小さく換気が制限されているような区画内では酸素の欠乏によって燃焼が終了することもあるが、区画内の温度は高いので可燃物の熱分解は継続する。このような状態の区画に酸素を供給すると爆発的な燃焼が生じることになるので危険である。区画内火災について、着炎燃焼の開始からフラッシュオーバーに到達するまでを一般に火災初期（または成長期）、フラッシュオーバー後の定常期間を火災盛期と呼ぶ。

火災室の区画を形成する壁、床などの構造部材や扉などの開口部材の耐火性能が乏しくかつ火災が放任されれば、火災は階全体あるいは他の階にも広がり、最終的には建物全体の火災となるであろう。

② 種々の設計パラメータの火災性状に対する効果

安全目的を達成させるために設計者が取り得る防火対策（＝設計パラメータ）は多種多様にわたる。また消防設備や消火活動が火災の成長に与える影響も大きい。図1-5に設計パラメータと消防設備・消火活動の効果を反映したモデル火災のフローチャートを示す。モデル火災を構築するために各パラメータや対策の効果を反映させるためには、これまでに行われてきた多くの研究成果を利用しなければならない。しかしながら、既存の研究の多くが独自の火災シナリオに基づいた検討をしており、一個のモデル火災の中に全ての対策の効果を取り込むことは現状では不可能である。

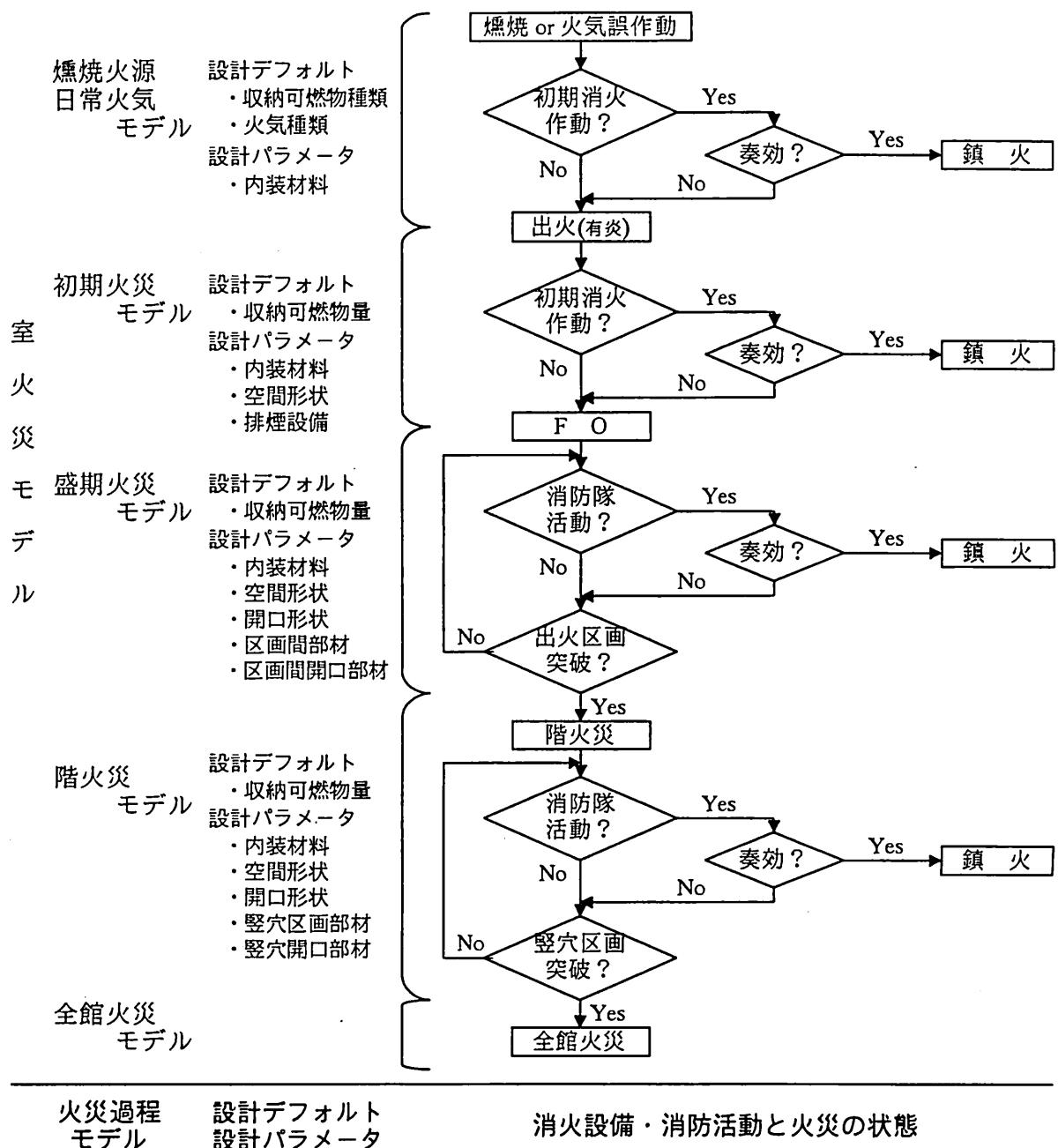


図 1-5 火災成長と火災過程モデルの関係

③ 火災成長と火災過程モデルの関係

図 1-5 には火災の成長と対応する火災過程モデルとの関連性を示す。目的に応じた安全対策を正当に評価するためには、その対策が有効となる火災状態をこの図のように明確とする必要となる。例えば、スプリンクラーのような火災初期の消火設備についてフラッシュオーバー後の盛期火災に対してその性能を評価することは無意味である。以下では、図 1-3 で示した防耐火総プロで提案された評価方法と消防総プロで検討されている燃焼火災モデルを例として、各評価法が対象としている火災状態と提案されている設計火源との関連について考察する。

1-2.2 出火防止性能評価～日常火気モデル[3]

建築物の火災安全対策の第一歩は火災発生の抑制である。室内・空間内の火気使用の制限や徹底した管理が出火の低減のためには重要となる。しかしながら防火設計の段階で全ての出火危険性を排除することは不可能である。建築設計に要求される性能は、一定発熱量以上の設備を利用する部分での、それら設備の発熱量及びその制御に失敗した場合の発熱量に対する出火防止性能である。例としては、厨房やボイラー室などのように日常的に火気が使用される部分について、周囲の内装材料や設備材料に不燃性の材料を用いることが要求される（建築基準法第35条の2）。このうちボイラーエquipmentについては火災というよりも爆発防止のための安全装置が用意されている。さらにボイラー室は単独に区画されている場合が多く、その場合にはほとんど在室者はいないと考えられるので、出火室の避難性能を考慮する必要も小さい。よってここで述べる出火防止性能評価法では、コンロのように裸火が機器の外部にあるような火気に対する周囲の建築部材の安全性を検証する。

加熱源として取り上げられる厨房設備については、通常使用時の発熱規模だけでなく、蓋然性の高い誤操作や過失によって、より大きな発熱規模の火源となる可能性も考慮しなければならない。厨房の機能や規模によって想定される火源強度は異なるが、一般的にはコンロ一口あたりの標準加熱力は数～10kWであり、火炎の状態はほとんどの場合で予混合炎である。また、誤操作によって生じる火源強度の例として、数十cm径の中華鍋内での食用油が着火する場合を想定し、コンロ一口あたり150kW程度の拡散火炎を設定する場合が多い。またこれらの火源の加熱継続時間は、標準的な使用時においては半無限的とも考えられるが、平均的な営業時間として連続10時間程度を継続時間として評価すれば充分であろう。また、後者については中華鍋内の食用油の燃焼継続時間を考えればよい。ただし業務用フライヤーなど、より大きな火源強度や継続時間が考えられる場合は実態に合わせて想定しなければならない（図1-6）。

安全性の検証では、これらの設備の発熱体あるいは火炎から建築部材への入射熱を火源と対象部材との位置関係を考慮して計算し、計算された加熱条件に対して材料が着火しないこと、あるいはたとえ着火しても燃焼拡大しないような強い自消性を材料が有することを確認する。評価対象となる材料の範囲は、火源からの熱を直接受ける表面材はもちろん、下地材に可燃材料を用いている場合には、下地材も含めなければならない。さらに長期の加熱によって、部材が本来果たすべき機能を発揮できなくなってしまうような溶融や変形を生じないことも確認すべきである。

尚、たばこのような火源から布団に燃え移り、燃焼期を経たあとに着炎して火災が拡大する場合については、燃焼期での出火防止は建築的な要素よりも、火災感知設備や初期消火設備のような消防的な要素の方が大きいので、防耐火総プロでは取り上げていない。

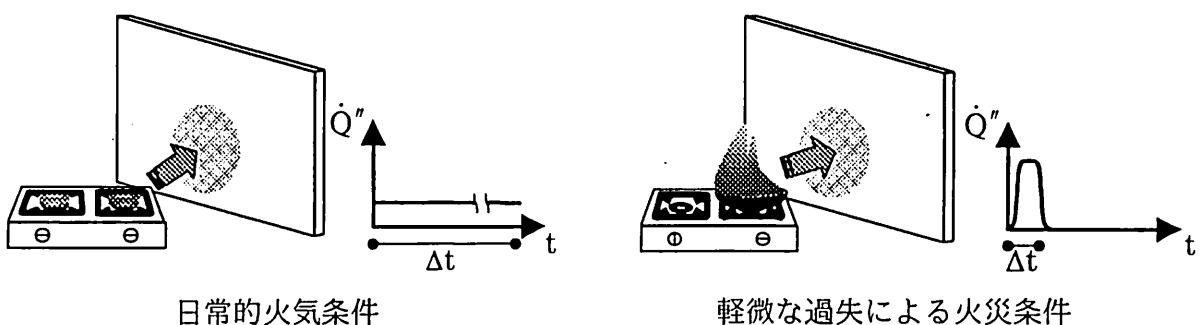


図1-6 日常火気モデル

1-2.3 火災感知・初期消火性能評価～最初期（燃焼）火災モデル[5]

火災感知設備や初期消火設備の効力は、ごく初期の火災において発揮されなければならない。これらの設備が設置されるのは 1-2.2 で述べた火気使用部分に限らないので、設計火源としては熱だけを想定するだけではなく、微量の煙発生をシミュレートするものでなければならない。ISO では火災感知設備の評価を行うための火源として 7 種類の微小火源を提案しており、その概要を表 1-1 に示す。

表 1-1 ISO 提案の初期火源の特徴

名称	燃料	特 徴
TF-1	木クリップ	積み重ねた収納可燃物や家具などの燃焼を再現。発熱・発煙は大きい。
TF-2	木片	加熱された衣類や家具などが着炎する前のくすぶり状態を再現。定常的な発煙を示すが、発熱は小さい。
TF-3	綿灯芯	
TF-4	ポリウレタン	プラスティック火災を再現。急激な燃焼拡大を示し、発熱・発煙ともに非常に大きい
TF-5	n-ヘプタン	油火災を再現。定常的な燃焼を示す。発熱・発煙は大きい。
TF-6	アルコール	コンロ等の発煙が小さい熱源を再現。
TF-7	たばこ	微小な燃焼源を再現。

前述の消防総プロではこれらの火源の妥当性や実際の評価への適用性（どの条件のときにどの火源を使うのか）を検討している[7]。この検討では、過去の火災事例から、建物用途と出火物及び着火物との関連を整理することにより、用途ごとの最初期火災性状が特徴づける作業が行われている。それぞれの場合の最初期火災性状を上記の ISO 提案火源と対比させることによって、用途に応じた最初期設計火源を設定することができるであろう。

1-2.4 避難安全性能評価～室火災モデル（初期成長火源）[3]

出火防止性能評価の冒頭でも述べたように、火気使用室以外の部分で、たばこや移動式の暖房装置のように使用者が持ち込み、使用場所が限定されないような火源に対して、設計者が出火防止を目的に防火対策をたてることは、全ての建築部分に不燃性を要求することになるし、実際の火災現象を考慮すれば（収納可燃物が燃え草の大部分を占める）非常に不合理である。このような火源に対しては、建物使用者の注意や管理が出火防止の大きな要因となるべきで、建築側からの対策としては、出火してしまった場合に、これを如何に抑制し大きな火災とさせないか、あるいは在館者を安全に避難させるといったことが必要となるであろう。すなわち避難安全性能評価では、初期の火災において、火災室および火災発生階の在館者が、火災によって生じる危険性が彼らに及ぶよりも前に安全な場所まで避難できるかどうかを評価する。別の言葉で言えば、在館者が危険な状態に陥る時間（滞在限界時間）と安全に避難が完了する時間（避難完了時間）とを比較し、後者の方が時間が短いことを検証する。防耐火総プロで提唱された避難安全性能評価法では、滞在限界時間を煙降下時間で表現している。本研究では、煙降下による滞在限界時間に加えて、フラッシュオーバーによる滞在限界時間も考慮に入れる。

避難安全目的を達成するために建築物に要求される機能は「避難経路の提供」ということになるが、その手段（対策）は複合的である。滞在限界時間に影響を与える因子として、室内の火災成長、排煙性能があり、一方避難時間に影響を与える因子としては、在館者の避難能力、感知・警報設備の性能、避難施設・経路の性能が挙げら

れる。この評価法で用いられる設計火源は室火災モデルである。ただし、出火室においてはフラッシュオーバーに達した時点で室内での滞在は不可となるので、避難安全評価に用いる着火からフラッシュオーバーまでの期間を初期モデル火災と呼ぶ。

室火災の燃え草は、「収納可燃物」と「可燃性内装」の2つに分けられる。もし内装材料の不燃性が高く、少なくともフラッシュオーバーまでは火災成長に寄与しなければ、収納可燃物だけの燃焼を考慮すればよいことになり、出火後 t 秒での室内の発熱速度 \dot{Q} [kW] は収納可燃物の発熱速度 $\dot{Q}_f(t)$ でそのまま表される。

$$\dot{Q} = \dot{Q}_f(t) \quad (1-1)$$

内装の燃焼が無視できない場合には、時間 t での内装の発熱速度を $\dot{Q}_{mat}(t)$ とすると、

$$\dot{Q} = \dot{Q}_f(t) + \dot{Q}_{mat}(t) \quad (1-2)$$

となる。ただし、 $\dot{Q}_f(t)$ と $\dot{Q}_{mat}(t)$ は相互作用するのでそれを単独に求めることは非現実的である。しかしながらこの相互作用は非常に複雑なので、防耐火総プロでは、収納可燃物の発熱速度と可燃内装の発熱速度を独立に扱っている。すなわち、収納可燃物の火災成長を火災成長率 α [kW/s²] として、室内の発熱速度は次式で求められる。

$$\dot{Q} = \alpha t^2 + \dot{Q}_{mat}(t) \quad (1-3)$$

ところで、壁や天井の仕上げ材料が火炎伝播を起こしやすい材料である場合、たとえ収納可燃物の火災強度が小さくても、燃焼している天井からの熱放射によって室内の可燃物が一気に着火して、フラッシュオーバーに達してしまう危険性がある。式(1-3)ではこの危険性を再現することができないので、防耐火総プロでは式(1-3)で表現される火災成長に加えて、内装の燃焼拡大によるフラッシュオーバーの発生モデルを導入している。これらをまとめると、初期火源での室内の発熱速度性状は図 1-7 に示すようなものとなる。

1-2.5 構造耐火性能評価・区画性能評価～室火災モデル（全域火源・局所火源）[3]

構造耐火の安全目的は、通常の火災に対して当該建築物の一部あるいは全部が崩壊しないことである。防耐火総プロで提案された構造耐火性能評価法（図 1-8）では、検証対象となる構造部材（あるいは架構）を含む火災区画を設定し、その内で火災が終了し他区画への延焼がないこと、すなわち「通常の火災」を設定火災区画に限定された火災であることを前提としている。よってまず、区画性能の評価が必要となる。壁、床（区画面を構成する柱や梁も含む）および開口部材について、設定火災区画内の火災が終了するまでの遮炎性および遮熱性が評価される。設定した火災区画内で火災が終了することを確認したあと、同じ火災シナリオを用いて荷重支持部材あるいは架構の性能評価を行う。荷重支持部材あるいは架構の性能の検証は原則として、火災時に対象部材あるいは架構に作用する荷重が、火災時に対象部材あるいは架構が保有する耐力よりも小さいことを確認する。

評価に用いる設計火源には、火災が発生してから火災が終了するまでの対象部材や架構への熱入力を再現することが要求される。設定火災区画内の火災は大きく 2 種

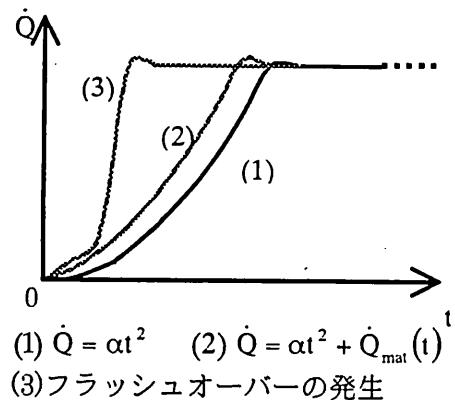


図 1-7 初期火源の発熱速度性状

類に分類される。一つは、出火後 1-2.4 で述べたように成長し、フラッシュオーバー後に区画内全域が同じ熱条件となるような火災で、これを全域火災という。一方、火災区画内の可燃物量が少ない場合には、火災はフラッシュオーバーには達せず、局部的な燃焼のみで終了する。これを局所火災と呼ぶ。

全域火源では、フラッシュオーバー後の盛期火災時の燃焼速度 \dot{m}_b [kg/s] が、開口因子 $(A\sqrt{H})_{op}$ [$m^{5/2}$] と可燃物表面積 A_{fuel} [m^2] の比の値 (χ) によって決定される（式(1-4)）の

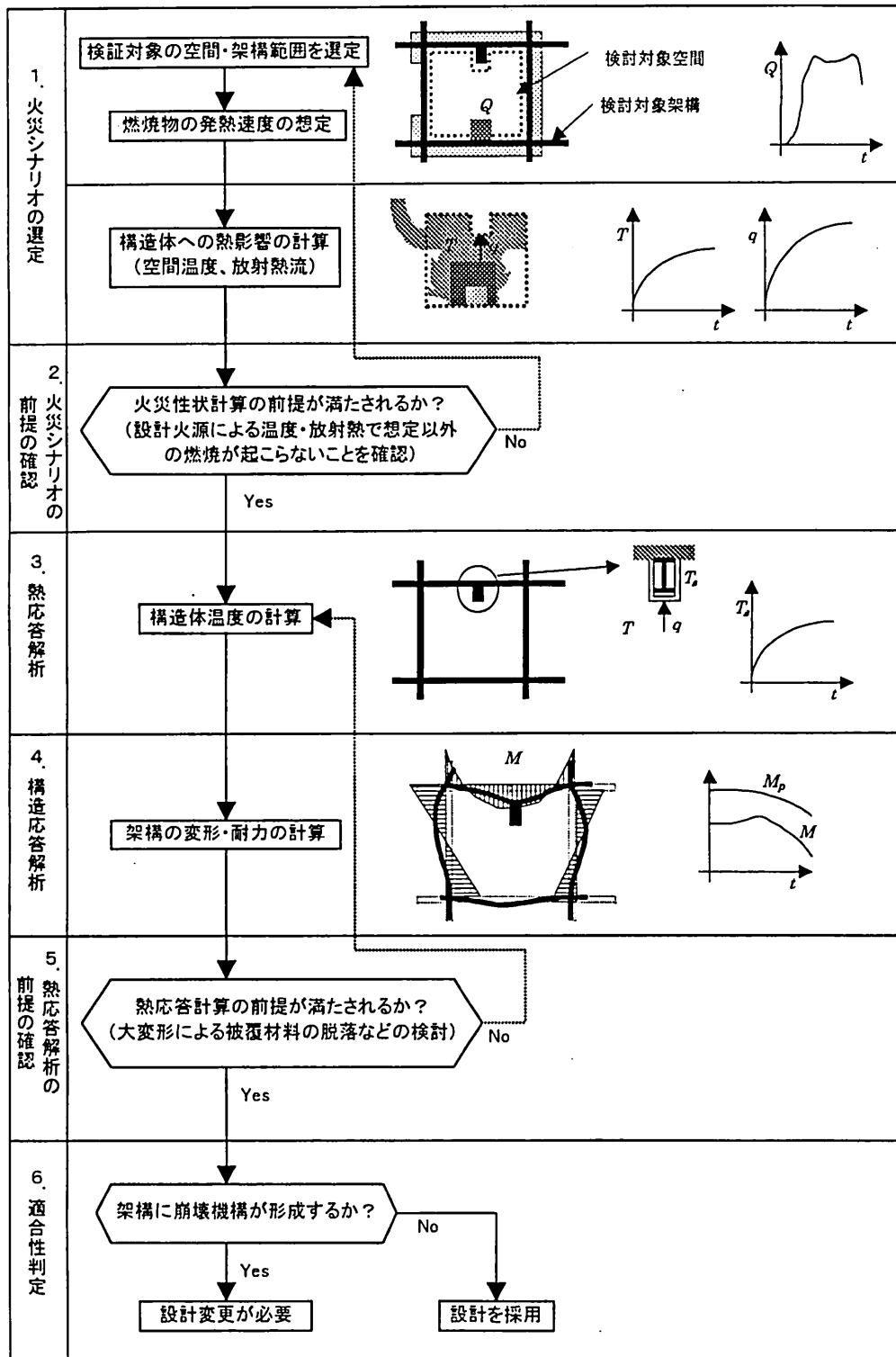


図 1-8 構造耐火性能評価フロー[3]

で、設定区画内に存在する総可燃物量 $W[\text{kg}]$ を盛期火災時の燃焼速度で除すことによって火災継続時間 $t_D[\text{s}]$ が得られる（式(1-5)）。また区画内の温度 ΔT_f （常温からの上昇分[K]）は、燃焼による発熱量と周壁および開口部からの熱損失量とのバランスから計算される（式(1-6)）。

$$\dot{m}_b = A_{\text{fuel}} \times \begin{cases} 0.1\chi & \chi \leq 0.07 \\ 0.007 & 0.07 < \chi \leq 0.1 \\ \{0.12\chi \cdot \exp(-11\chi) + 0.003\} & 0.1 < \chi \end{cases} \quad (1-4)$$

$(\because \chi = (A\sqrt{H})_{\text{op}} / A_{\text{fuel}})$

$$t_D = \frac{W}{\dot{m}_b} \quad (1-5)$$

$$\Delta T_f = \beta \cdot t^{1/6} \quad (1-6)$$

$$\therefore \beta = \begin{cases} 3.0T_\infty \left(\frac{(A\sqrt{H})_{\text{op}}}{A_{\text{tot}} \sqrt{k\rho c}} \right)^{1/3} & \chi \leq 0.07 \\ 0.022T_\infty \frac{(L \cdot \dot{m}_b)^{2/3}}{(A_{\text{tot}} \sqrt{k\rho c} (A\sqrt{H})_{\text{op}})^{1/3}} & \chi > 0.07 \end{cases}$$

ここで T_∞ : 区画の常温[K]、 A_{tot} : 周壁の総表面積[m²]、 $\sqrt{k\rho c}$: 周壁の熱慣性[kWs^{1/2}/m²K] これらの計算式を使って、火災区画内の火災性状を再現し、対象となる部材の温度を算出して要求性能を評価することになるが、耐火試験で性能を確認した部材を評価する場合には、標準火災曲線に読み換えた方が有用である。防耐火総プロでは、標準火災曲線において上記の設計火源によって部材にもたらされる入力熱量と等しくなるように火災継続時間を求める方法を等価火災時間 t_{equiv} として提案している。

$$t_{\text{equiv}} = 1.2(\beta/230)^{3/2} \cdot t_D \quad (1-7)$$

局所火災モデルでは、局部的な燃焼によって生じる火炎・プリュームから部材が受ける熱流を予測しなければならない。検証の対象となる部材が燃焼領域の鉛直上にある場合、火炎高さと火炎プルーム温度を計算することによって、部材への加熱温度がわかる。また、対象部材が燃焼領域から水平方向に離れた位置にある場合には、火炎高さを求めた上で火炎からの放射熱流束を計算する必要がある。いずれの場合においても、第2章で詳述するように火災強度（燃焼領域の大きさ、発熱速度）と火炎高さ及び火炎プリューム性状との関係を理解することが、設計火源の構築において重要なことである。

1-2-6 消防支援性能評価

消防活動の支援性能は、前記、「出火防止」や「避難安全」のように、火災の初期段階での性能評価とは異なり、対象とする火災の期間は図1-5に示すように、火災初期から全館火災までの全ての期間となる。原則的に消防活動の拠点となるようなスペースに求められる機能は、火災が生じないこと、あるいは他の部分からの延焼や煙の汚染がないことなどである。

防耐火総プロでもこの部分についての十分な検討は行われていない。

1-3 本研究の目的と論文の構成

1-3.1 目的

前節では、火災の成長を火災の発生～室内での初期火災～フラッシュオーバー後の盛期火災の過程に分けて独立に説明し、それぞれの過程で防火機能が要求される建築物あるいは建築物の部分の性能を評価するために確立あるいは検討されている設計火源について、それらが再現している火災性状を考察した。提案されている設計火源は、それぞれ独立に設計デフォルトと設計パラメータ（両者を併せて設計条件という）を入力することで一意な結果を提供し、第三者性の高い適切な外力条件であると結論付けることができる。

しかし、部分としての設計火源の妥当性が高くても、全体として火災の進展を見たときに連続性が欠けていれば、設計者（あるいは評価する側）によって恣意的に過程毎の火源を設定しているような印象を受けかねない。

このような誤解が生じる原因是、これまで、過程別の各設計火源間の関連性や連続性が検討されたことがほとんどなく、設計条件の入力のみによって、出火から鎮火までの火災の性状を連続的に表現するモデル火災が存在しなかったためと考えられる。

本研究の目的は、設計者や評価する側の恣意性を排除し、建築物の一定の設計条件を入力値することで火災の成長を計算し、一意に出火から鎮火までの火災性状をモデル火災として表現する方法を構築し、提案することである。また火災成長計算においては、取り扱う燃焼現象についての既存研究をまとめ、さらに実験・解析を行うことによって新たな知見を獲得し、モデル火災の妥当性を高めることも目的とする。

1-3.2 火災成長のメカニズム

室火災は、経時に発熱や燃焼面積などを変動する非定常現象であり、端的に言えば、室内に存在する可燃物の燃え広がり現象である。そしてこの現象は燃焼している可燃物から未燃の可燃物への伝熱性状に依存する。

今、室内にいくつかの可燃物が置かれている状態を考え（図1-8(a)）、その中のひとつが、着火して、燃焼を開始するとする。燃焼によって可燃物上には火炎が形成され、その火炎からの熱のフィードバックにより可燃物は燃焼を継続する。さらに火炎は隣接する未燃の可燃物や内装材料を加熱する（図1-8(b)）。加熱された可燃物や内装の表面が着火温度に達すると、それらは着火して燃焼を開始し、自身がさらに隣接する可燃物や内装材への放射加熱源となる。床上可燃物の燃え広がりと可燃内装上の燃焼拡大は、実際には互いに影響しあうが、そのメカニズムは非常に複雑なので、以下では説明を簡単にするために床上の可燃物の燃え広がりと内装の燃焼を分けて取り扱う。

まず、床上の可燃物が次々と燃え広がっていく場合について説明する（図1-8(c)、(d)）。燃焼している可燃物の数が少ないときは未燃の可燃物は最も近接する火炎から放射加熱を受ける。しかし、燃焼している可燃物の数が多くなると複数の火炎から放射加熱を受けるようになる（図1-8(c)）。また、火災の成長とともに発生する燃焼ガスが天井下に蓄積して高温の煙層を形成する。未燃可燃物は火炎からだけでなく形成される煙層からも放射加熱を受ける（図1-8(d)）。従って、床上可燃物の燃え広がり性状は、火炎形状と煙層性状（煙層温度及び床から煙層までの高さ）に依存する。

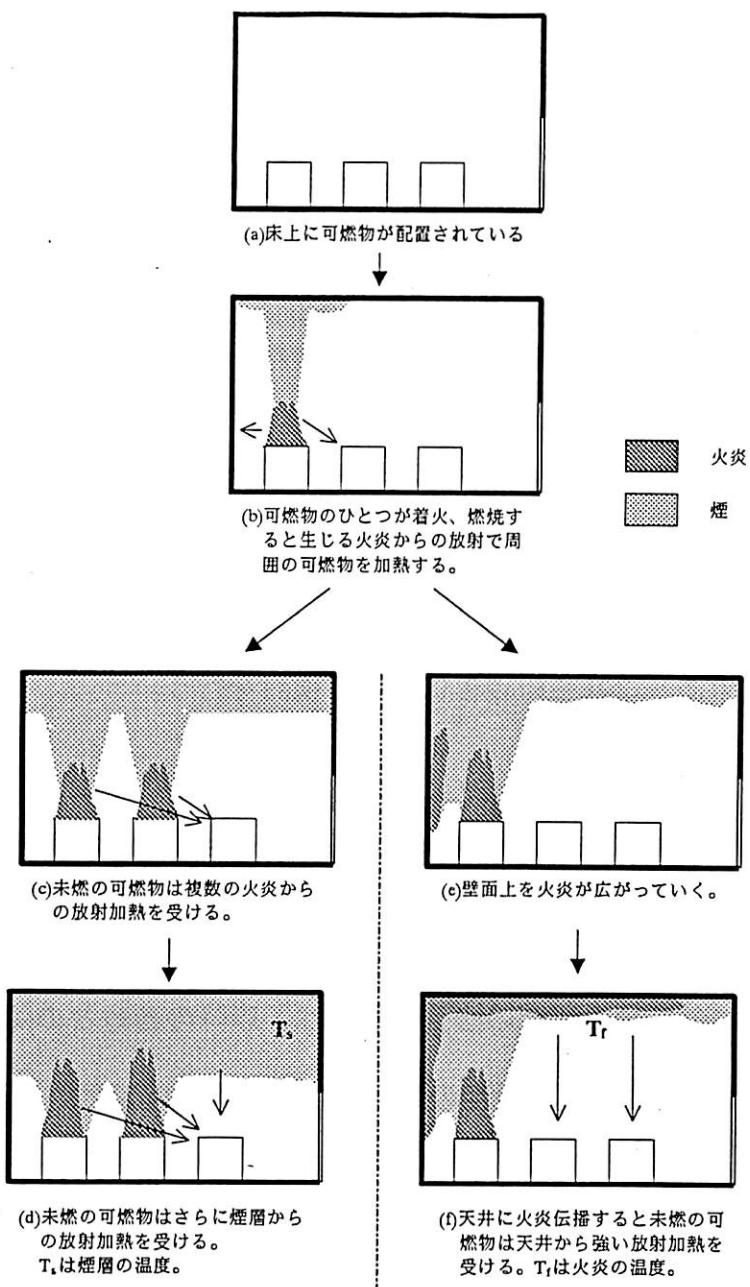


図 1-8 室内の可燃物の燃え広がりと未燃可燃物への伝熱性状

(a)～(d) 床上可燃物の火災拡大

(a)～(b)～(e)～(f) 内装上の火災拡大

次に、内装上の燃焼拡大について述べる。まず、壁面は壁近くに存在する火炎から放射加熱を受ける。ここで加熱された内装材料が燃焼について不活性な材料であれば、当然着火は生じず、内装上の燃焼拡大はない。しかし内装が可燃性であれば、その表面温度が着火温度に達すると、着火して材料面上を火炎が伝播していく（図 1-8(e)）。このとき火炎は上方に延びるので、上方（天井下面の水平伝播も含む）への火炎伝播速度は、下方あるいは水平方向への伝播速度よりもはるかに大きい。伝播した火炎が天井に達し、天井が火炎に包まれるようになると、天井からの放射熱によって床上に置かれた可燃物が強い加熱を受け、急激な火災拡大・フラッシュオーバーを引き起こす（図 1-8(f)）。従って、内装を巻き込む火災成長を評価するためには、内装を加熱し

て着火させる隣接火炎からの受熱性状を考慮するとともに、着火後は内装上の火炎伝播性状、すなわち燃え広がり性状そのものを理解する必要がある。

いずれの場合においても、火炎からの放射と、煙層からの放射が燃え広がり性状を決定する因子となり、煙層の温度上昇や天井の燃焼が急激な火災拡大を発生させる原因となる。よって、室火災の成長性状を精度良くモデル化するためには、その構成部分として、可燃物間の伝熱性状を特徴付ける火炎形状、煙層形成を支配する火災プリューム性状、そして内装火炎伝播性状などの現象モデルの精度を高める必要がある。しかしながら現状では、火災の成長段階で見られる、

- ・複数火源からの火炎性状
- ・室隅火災での火炎及び火災プリューム性状
- ・内装上の火災拡大

などの現象についての知見は限られており、これらの現象が室火災拡大に与える効果の大きさについて検討した研究は少ない。よって、本研究で提案するモデル火災の妥当性を高めるために、これらの現象について検討を行う。

1-3.3 論文の構成

本研究論文は、全6章から構成される。

第1章（本章）は、序論として、建築火災安全性能評価の概略を述べ、想定すべき火災性状を評価のためのモデル火災として定義し、モデル火災と評価における外的因子（または外力）となる設計火源との関連について説明した。その上で、本研究の目的をモデル火災決定手法の構築であることを示した。またこの手法を構成する火災成長計算の精度向上のための研究の必要性を述べ、以降の各章との関連を示した。

第2章、第3章では、火災成長期の燃え広がり性状に非常に強く影響する火炎及び火災プリュームの性状について検討を行う。

第2章では、近接する複数の燃焼物から生じる火炎・プリュームの融合性状、及び複数の火炎から未燃の可燃物への放射加熱性状について明らかにするために、複数の火源を使っての系統的な実験と解析を行う。まず、複数火炎高さモデルを構築し、続いて室内火災において未燃の可燃物が複数の火炎から放射を受ける場合の可燃物と火炎の位置と受熱強度に関する知見を得る。

第3章では、室隅近傍の火炎からの壁面受熱性状及び室隅近傍火災で生じる火災プリューム性状を理解するために系統的な実験を行い、結果の分析を行う。前章と同様に、最初に火炎性状及びプリューム性状をモデル化し、構築したモデルを用いて近傍壁面への伝熱性状及び室隅火災での煙層成長に関する知見を得る。

第4章では、設計者が設定する建築的要素のひとつである内装設計について、その火災安全性能への作用について検討する。最初に、内装の評価項目を明らかにするために、既存の研究検討では明確に説明されてこなかった火災安全性能評価の中での内装の位置づけについて整理する。次に、内装に対する防火性能試験の結果と上方火炎伝播理論を用いて、内装火災拡大性状を定量化し、空間性能として内装の性能を火災

成長計算に取り込む方法を提案する。

第5章では、まず出火から火災拡大・鎮火に至るまでの室火災性状を、一定の設計条件（収納可燃物密度、空間条件、内装条件など）を入力することによって、同定する方法について述べる。この方法は、床上可燃物の配置計算と火災成長計算とから成り、後者の計算の精度を向上させるために、第2～4章で得られる知見を適用する。最後に、このモデル火災決定手法に対して、収納可燃物密度、空間条件（天井高さ、床面積及び開口因子）及び内装条件を入力パラメータとしてケーススタディを行い、手法の妥当性について検討する。

第6章では、結論として本研究で提案するモデル火災決定手法の考え方をまとめ、研究成果適用の限界点および今後の検討課題について述べる。

第1章の参考文献

- [1] 原田和典、大宮喜文：性能指向型基準と火災安全設計法に関する国際会議、火災、Vol.47, No.1, pp.54-58, (1997).
- [2] (財) 国土開発技術センター：建築物の総合防火設計法、(財) 日本建築センター発行、(1989).
- [3] 建設省総合技術開発プロジェクト「防・耐火性能評価技術の開発」、平成9年度報告書、No.9-2、火災安全設計分科会、(1998).
- [4] 原田和典、辻本誠、高橋済、若松高志：建築の火災安全性能評価のための設計火源の想定と同定、1999年日本建築学会大会学術講演梗概集、pp.121-124, (1999).
- [5] ISO DP7240/9,"Full Scale Test Fires for Smoke and Fire Detectors of Fire Detection and Alarm Systems", 1996.
- [6] 日本建築学会近畿支部防火委員会編：火災用語集（印刷中）
- [7] 総合防火安全対策手法の開発調査検討委員会、平成11年度報告書、（印刷中）

第2章 複数火源からの火炎高さ性状

2-1 背景と目的

2-1.1 はじめに

床上に置かれた可燃物の燃え広がり現象においては、燃焼している可燃物上に形成される火炎から未燃可燃物への放射伝熱性状が重要な役割を果たす。火災の初期段階あるいは可燃物がまばらに分布している場合には、未燃可燃物を加熱する放射熱源として、最も近くにある火炎だけが取り扱われる。しかし、火災が成長し、多数の可燃物が同時に燃焼するような火災期間では、複数の火炎を放射熱源として考慮しなければならない。もし、一つの未燃可燃物から等距離の位置に2つの火炎が存在すれば、当然、同じ距離にある単独火炎からの放射加熱よりも大きく、未燃可燃物が着火するまでに要する時間は短くなり、結果として燃焼拡大速度は速くなる。このような効果を適切に表現できなければ、危険側の予測をすることになり、評価のための火源としての精度が落ちる。

一方、複数の火源を適当な離隔距離で配置して燃焼させると、それぞれの火源上に形成される火炎は互いに影響しあい、場合によっては火炎が合流して、火炎高さは単独に置かれた時よりも高くなることが知られている。火炎形状（高さ）は、自身の放射熱源強度を左右するので、火炎高さ性状に対する複数火源の効果に関する知見を得ておくことが重要である。

2-1.2 既存の研究

プール火源上に形成される乱流拡散火炎性状に関する研究は、数多く行われているが、そのほとんどは単独の火源を対象火源に対して物理的・化学的な障壁が存在しない空間（自由空間という）の床上に設置した場合のものである。このケースでの火炎高さ性状については、過去の多くの実験及び解析結果から、いくつかの有用な知見が得られている。火炎高さは、一般に火源の代表径 $D[m]$ と発熱速度 $\dot{Q}[kW]$ の関数として位置付けられている。すなわち、火災の規模を表す無次元発熱速度 Q^* を

$$Q^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_0 C_p T_0 \sqrt{g D^{5/2}}} \quad (2-1)$$

ここで ρ_0 及び T_0 はそれぞれ大気の密度 [kg/m^3] 及び温度 [K]、 C_p は空気の比熱 [kJ/kgK]、 g は重力加速度 [m/s^2] である。

とすると、火炎高さ L_f は次のような関係で整理される。

$$L_f / D \propto Q^{*n} \quad (2-2)$$

式(2-2)中の比例定数及びべき乗数 n については、火源の形状に依存するものとして、様々な値が提案されているが、正方形あるいは円形火源についての代表的な表現として、Zukoski[1]が提案した式を下に示す。

$$\frac{L_f}{D} = \begin{cases} 3.3 \cdot Q^{*2/3} & Q^* < 1 \\ 3.3 \cdot Q^{*2/5} & Q^* \geq 1 \end{cases} \quad (2-3)$$

火炎高さに関する一般的な整理については付録 A に記した。

一方、隣接する複数火源上に形成される火炎性状に関する研究は少ない[2-6]。Thomas[2]は、燃料を都市ガスとし、2つの火源 ($0.3m \times 0.3m$ 及び $0.3m \times 0.6m$) を使って、拡散火炎の合流性状と火炎高さの実験的研究を行い、その結果と理論的な解析

から導かれた次の関係、

$$\frac{L_f}{D} \propto \left(\frac{S^3}{DW^2} \right)^{1/2} \quad (2-4)$$

とを比較し、火炎高さが火源径 D、W ($D < W$) と火源間距離 S とで整理できることを見出した。ただし、式(2-4)が成立するのは、火炎高さが火源代表径 D に比して十分に高いこと、及び火源間距離 S が大きくないことを満たす場合に限られる。

Oka らの一連の研究[4,5]では、複数個の矩形のガス拡散バーナーを色々な配置に置いて実験を行い、火炎性状に関する知見をまとめている。この研究の中で、二本の矩形火源が距離 S をもって平行に配置されている場合について、火炎が合流して、伸びる現象に注目して、合流した火炎の高さと火炎が合流する高さについて、火源径と火源間距離とで表現した。火炎高さについては、矩形火源を単独で自由空間に設置したとき（すなわち、火源間距離が無限大）の火炎高さ $L_{f,free}$ を基準として次式のようにモデル化している。

$$L_f = \left(\frac{2S^2 + DW}{2(S^2 + DW)} \right)^{2/3} \cdot L_{f,free} \quad (2-5)$$

Koseki と Yumoto[6]は、複数の石油タンクで火災が発生した場合の火炎間の相互作用を検討するために直径 0.8m のオイルパン（燃料はヘプタン）を使って実験を行い、火炎の合流現象と火炎高さを観測している。

2-1.3 本章の目的

既存の研究では、複数の火源が近接して設置したときの火炎高さが、単独で置かれたときのそれに比べて伸びることを指摘し、その原因については燃焼に関与する巻き込み空気量の制限であることを示唆した。そして火炎高さを火源間距離及び火源形状に関連づけた予測モデルの提案を行っている。

しかしながら、それぞれの研究で取り扱っている火源個数、火源形状あるいは火源間距離などの実験条件が限定されているので、得られた結果の適用範囲も限られる。また、本研究で取り扱う床上可燃物の燃え広がり現象に関連付けられるような、放射加熱源としての複数火炎の効果を検討した研究はない。

本章では、2~4 個の円形プール火源を用い、火源間距離を変えながら火炎高さの測定を行う。同時に隣接火炎から燃料面が受ける影響を考察するために、燃料消費速度の測定を行い、火炎高さ性状への効果について検討する。さらに火源から一定距離離れた地点で放射熱流を測定し、放射熱源としての複数火炎の性状を明らかにする。

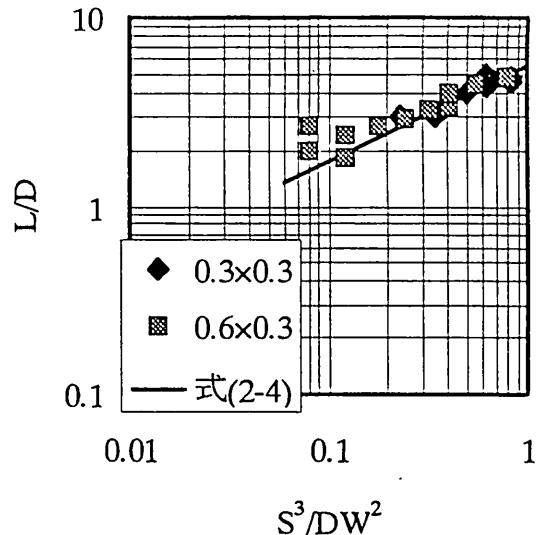


図 2-1 複数火炎からの合流火炎高さに関する実験結果と予測式との比較。

2-2 実験方法

実験は 1~4 個のプール火源を対称的に配置して、火源個数：2 個
それぞれのケースで火源間の距離を条件変数として行い、燃料の重量変化、火炎からの放射熱流束を測定し、火炎形状を観測した。

2-2.1 火源条件

使用した火源は直径 120mm、深さ 18mm のステンレス鋼製のシャーレで、燃料は n-ヘキサンとした。燃料は各シャーレに均等に 15mm の深さまで入れ（約 110cc）、同時に着火させた。

火源の配置及び放射熱流の測定位置については、床上可燃物の配置モデルを考慮して決定した。床上の置かれる可燃物は、一般的には時間、空間及び自身の大きさについてランダムなものとして取り扱われる。しかし、実験においてすべてのランダム性を再現することは不可能なので、ここでは最も単純明快で、かつ幾何学的な取扱いを容易とするために、図 2-1 に示すように 3 つの対称配置をとることとした。

2-2.2 測定方法

図 2-2 にそれぞれの火源個数での火源配置と熱流測定位置との関係を示す。この図にはそれぞれの火源条件ごとの火源間距離（端部一端部の最短距離）S の定義及び放射熱流束の測定位置を示す。火源間距離 S は、0, 20, 40, 60, 80, 120, 240 及び 480mm とした。無次元火源間距離 S/D で表すと、それぞれ $S/D = 0, 0.167, 0.333, 0.5, 0.667, 1.0, 2.0$ 及び 4.0 となる。熱流は、複数火源の内、隣接する二つの火源の垂直二等分線上で測定した。またこの垂直二等分線と二つの火源を結んだ直線との交点を原点として、0.25, 0.5, 0.75, 1.0 及び 1.5m の位置で測定を行った（図 2-2 中の y 方向）。これら以外に、火源個数に応じて、n=2 の場合では x+ 方向、n=3 では y+ 方向及び n=4 では a 方向でも放射熱測定を行った。熱流計の測定高さは全て共通で、火源面を高さゼロとして、0.3m の高さとした。

放射熱流束は Vartell 社製の熱流計（Episensor：受熱面 25mm × 25mm）で測定し、重量測定には NEC 三栄社製のロードセル（9E01-L3）を用いた。

火炎高さはビデオテープレコーダーで記録し、連続 10 秒間の画像（301 コマ）から火炎高さを読み取り、その最大値を最大火炎高さ、平均値を平均火炎高さ、最小値を連続火炎高さとし、標準偏差も算出した。尚、本研究では以下の 2 つのルールを定めて火炎高さの読み取りを行った。

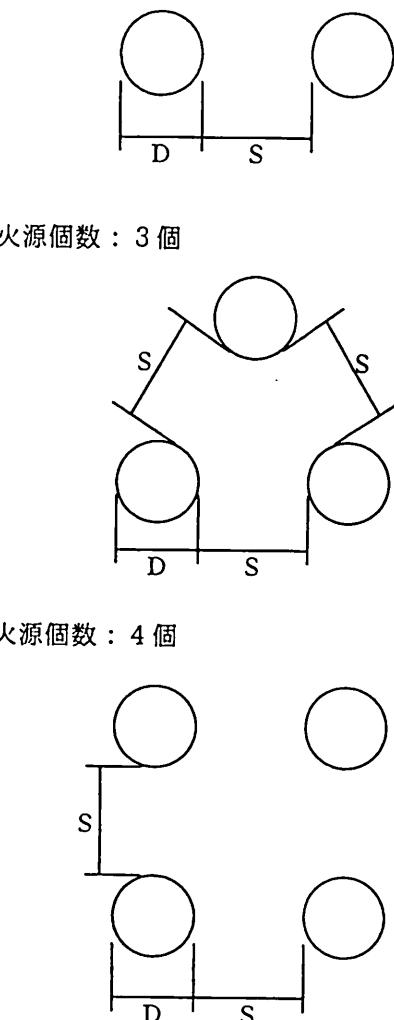
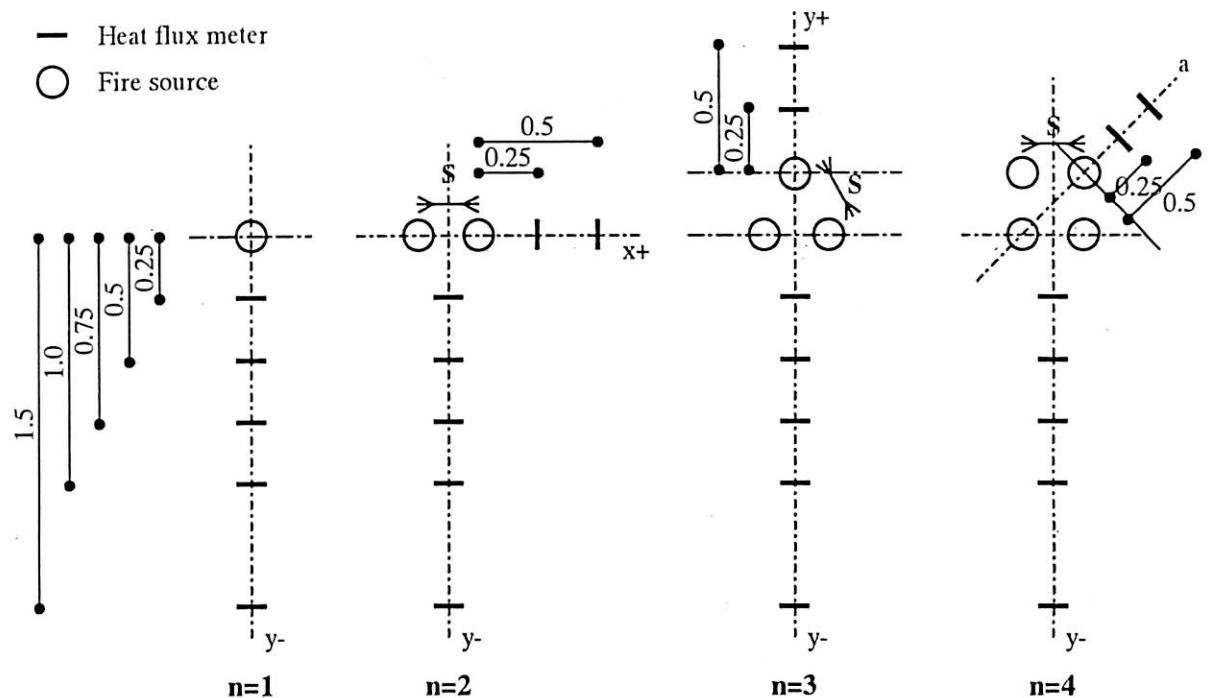
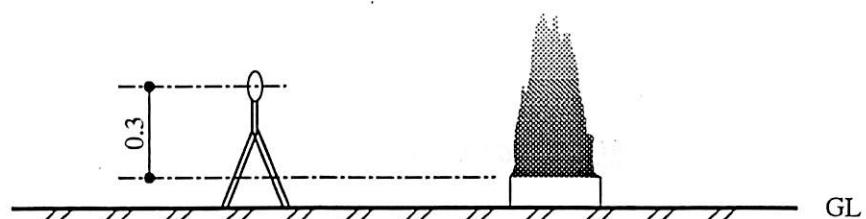


図 2-1 実験を行った火源配置



平面上の火源と熱流測定値の位置関係



立面上の火源と熱流測定値の位置関係

図 2-2 火源配置及び熱流計の配置(数値の単位は m)

- ・火炎高さは火炎の長さではなく火源面を高さゼロとして鉛直高さとした。
- ・複数火源の実験であっても常に一つの火源に注目して火炎高さを読み取り、火炎が合流した場合のみ、合流火炎高さを読み取った。

また、画面からの読みとり作業については、特定個人の個性を反映させないように、複数の人間で行った。

2-3 結果

2-3-1 観察結果と測定データの取扱い

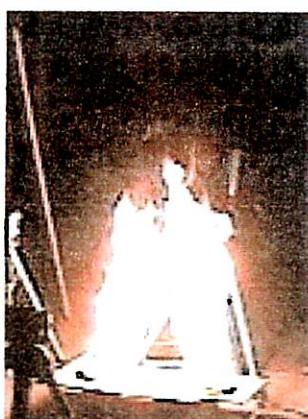
写真 2-1 は複数火源の代表的な火炎性状である ($n=2$)。これらの写真から複数火源から立ち上がる火炎は、設置された火源の中心軸方向に傾きながら合流していることがわかる。また、火炎の高さは単独火源の火炎より高いこともわかる。火炎の合流は、 S/D が 0.5 以下の場合に常に観測された。 S/D が 0.5 より大きい場合でも火炎は対称点方向に傾斜するが、火炎の合流は間欠的となり、さらに S/D が大きくなると火炎合流は観測されないようになる。火炎の高さも S/D が小さいときほど高くなることが観測された。経時変化については、上述の火炎合流条件では、着火後 1 分ほどで合流が観測されるようになった。また、火源個数が 3 個以上で、 S/D が 0.5 以下の場合には、着火後 5 分ころからシャーレの外側でも燃焼する場合があり、この燃焼とともに火炎は著しく伸長した。このようなケースについては、燃焼面積の増大が火炎の伸長に大きく影響していることは明らかであり、この現象が生じた時間の測定値は、以下の考察で取り扱う測定データには含めないこととした。



n=1



n=2, S/D=0.5



n=2, S/D=1.0



n=2, S/D=4.0

写真 2-1 複数火源 ($n=2$) の火炎性状

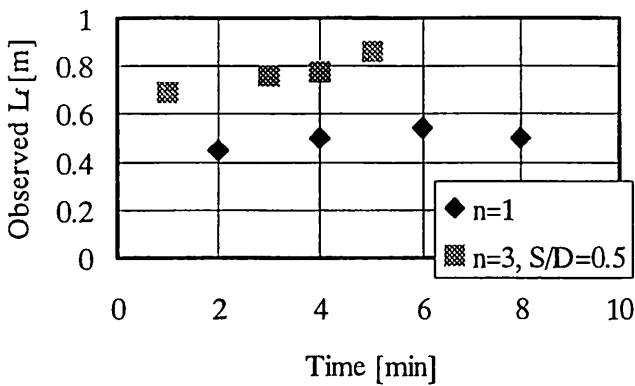


図 2-3
火炎高さの経時結果の代表例

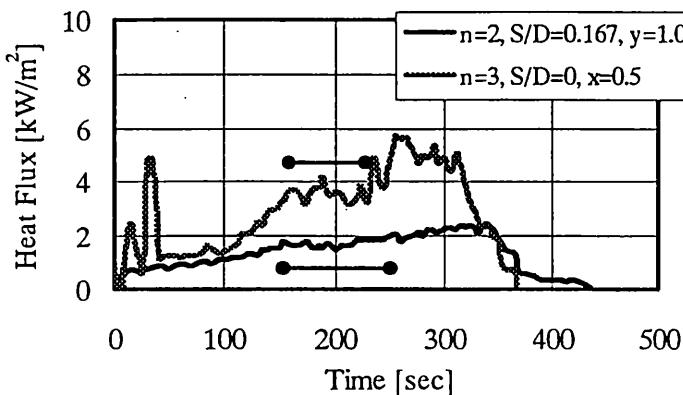


図 2-4
熱流の経時結果の代表例
●—●は、それぞれのケースで準定常状態と見なした期間。

図 2-3 と 2-4 に、それぞれ着火から鎮火までの平均火炎高さデータと熱流測定データの経時変化結果の代表例を示す。火炎高さは着火後 k 分～ k 分 10 秒までの平均値を k 分での火炎高さとしてプロットした。火炎高さの値は時間とともに徐々に増加していく傾向が見られ、これは火炎からの放射熱によって、液面、シャーレ及び床の温度が上昇して、燃料の蒸発量が増しているためと考えられる。さらに n が 3 以上の場合には先にも述べたように、シャーレの外側での燃焼に伴う火炎の伸びも観測された（図中の $n=3$ のケースで 5 分での火炎高さデータがその状態を表す）。一方、熱流データも同様の理由で時間とともに変化していることがわかる。しかし、熱流のデータを見ると、着火後 2～3 分で比較的定常に近い部分が見られる。この期間では、燃料が十分に加熱されて火炎が成長し、かつ火炎がシャーレ面からのみ立ち上がっている期間であり、火炎形状に対する巻き込み空気の影響や燃料蒸発に対する火炎からの放射熱の影響を考察することができる。従って、熱流及び重量についてはこの準定常期間の平均値を測定結果の代表値（以下、測定値という）として採用し、火炎高さは着火後 3 分のデータを測定値とする。

2-3-2 重量減少速度

測定して得られた重量データから重量減少速度を計算し、さらに火源 1 個当りの重量減少速度に換算して、無次元火源間距離 S/D に対してプロットしたものを図 2-5 に示す。尚、 $n=1$ の場合については、その重量変化量がロードセルの感度に対して、小さかったので、有用なデータは得られなかった。そこで、 $n=2\sim 4$ の場合で $S/D=4$ とした場合の重量減少速度から、 $n=1$ での値を $\dot{m} \approx 0.2[g/s]$ と推定した。図中の実線はこのようにして得た $n=1$ の推定重量減少速度である。どの火源個数においても $S/D=0$

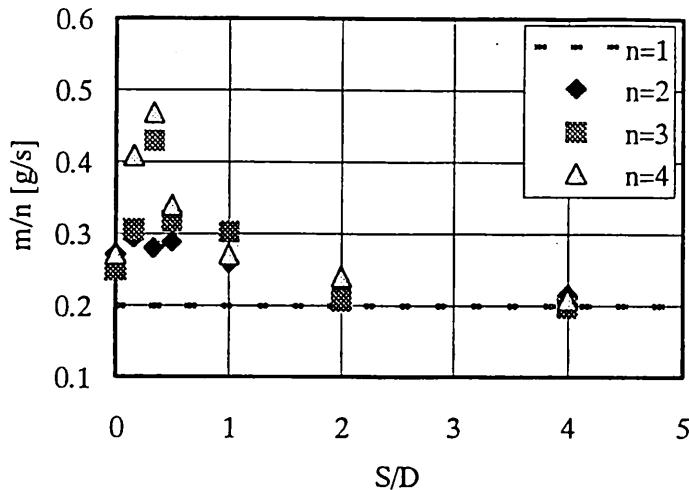


図 2-5 火源 1 個当たりの重量減少速度と無次元火源間距離との関係

での重量減少速度の値は $n=1$ の推定値より 2~3 割程度大きく、また S/D が 0.167~0.333 で重量減少速度がピークを示すという特徴を有している。これは明らかに燃料液面への火炎からの放射の影響によるものである。液体燃料を使ったプール火源では、気相への燃料供給速度が火炎からの放射熱によってのみ支配されるので、合流した火炎高さが単独火炎より伸びる原因として、火源面への放射による重量減少速度の増加も考える必要がある。

2-3-3 火炎高さ

図 2-6 に、ビデオ画像の解析から得られた火炎高さの測定値及び標準偏差を火源個数($n=2 \sim 4$)ごとに示す。またそれぞれの図に $n=1$ での平均火炎高さも実線で記した。これらの結果は次に挙げるような傾向を示す。

- ・どのケースでも S/D が 2 以上の場合は、 $n=1$ の測定値とほぼ等しい。
- ・ S/D が 2 より小さくなるにつれて火炎高さは大きくなる。
- ・ $n=3, 4$ では、 $S/D=0$ のときよりも、 $0 < S/D < 0.5$ での火炎のほうが高い。

2-3-4 放射熱流

図 2-7 は火源個数別に y -方向(図 2-2 参照)についての、放射受熱流束の距離減衰性状を示す。火炎高さの結果と同様にそれぞれの図には $n=1$ での結果も併記する。以下に図 2-7 から得られる知見をまとめる。

- ・ほとんどの条件において受熱流束は、距離のおよそ二乗に比例して減衰する。
- ・例外として、 $n=2, S/D=4$ のケースで、距離が短い領域での受熱流束の傾きは小さくなり、 $n=1$ での受熱流束より小さくなっている。
- ・ S/D が大きくなるほど、 $n=1$ の性状に近づく。
- ・火源個数が多いほど、受熱流束は大きい。

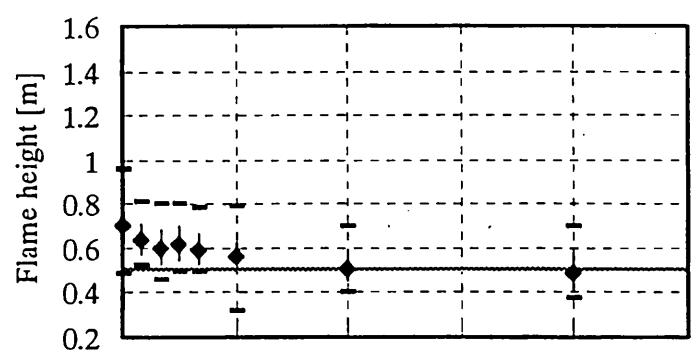
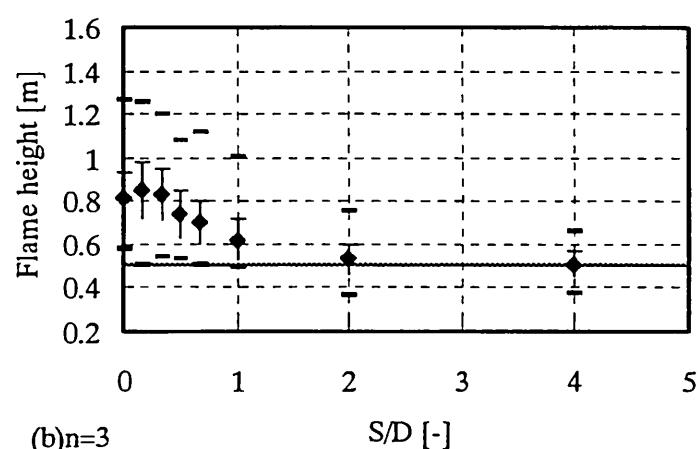
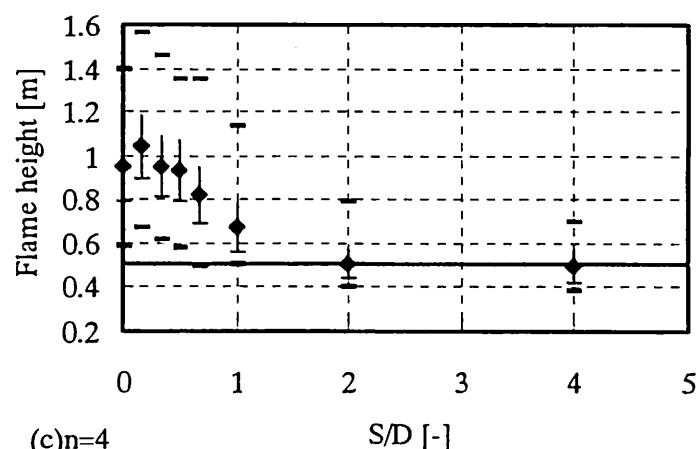
(a) $n=2$ (b) $n=3$ (c) $n=4$

図 2-6 火炎高さの結果

◆ 平均火炎高さ ± 標準偏差
- 最大火炎高さ、連続(最小)火炎高さ

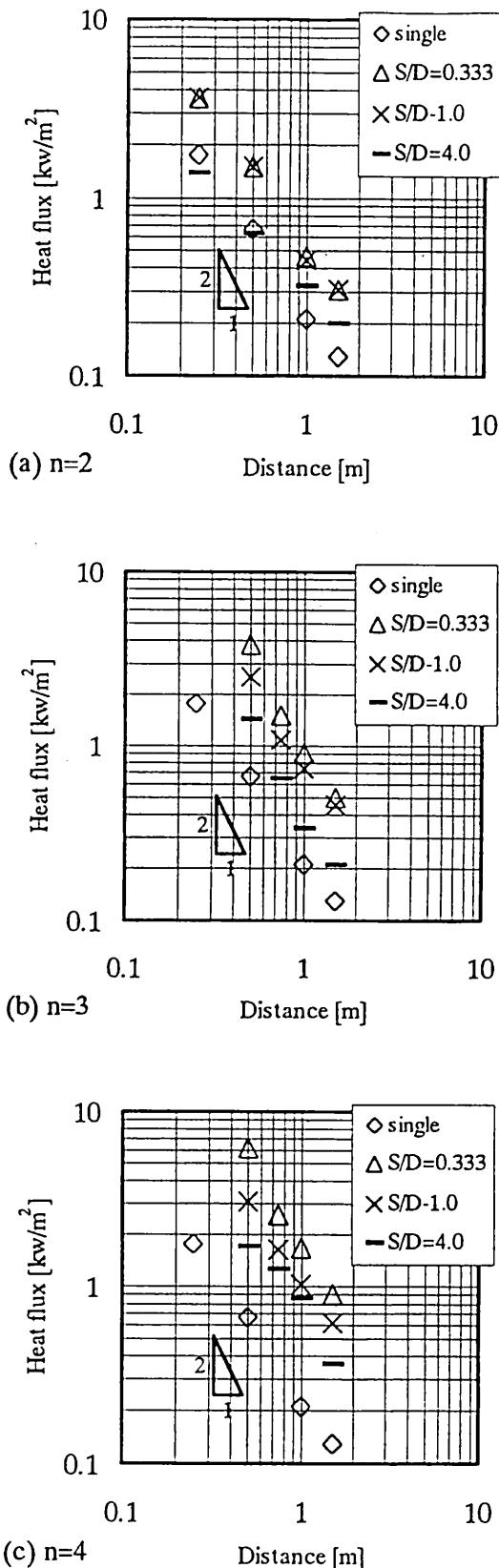


図 2-7 火炎からの放射受熱流束の距離に対する減衰性状
(a) $n=2$ 、(b) $n=3$ 、(c) $n=4$

2-4 考察

2-4.1 火炎高さ

実験結果より、火炎高さは火源間距離に影響を受けることがわかった。この原因として、Thomas[2]や Oka ら[4,5]は、隣接火炎の存在によって燃焼領域に巻き込まれる空気量が低減することを示唆した。また本実験の結果から、巻き込み空気量の効果に加えて、燃料消費速度の増加も原因のひとつであることが示された。以下では、火炎高さ及び燃料消費速度の結果より、火炎高さ性状の検討を行う。

(1) S/D=0 及び S/D→∞での火炎高さ性状

S/D=0、すなわち火源間距離が無い場合、及び S/D→∞、すなわち他の火源からの影響が無い場合、火源は単一のものとして取り扱えると考えられる。実験結果より火源個数 (n=2~4) によらず S/D>2 の条件下では、火炎高さは単一火源のそれとほぼ同じとなることが確認されたので、以下の整理では、S/D=4 での火炎高さ結果を S/D→∞のものとする。

燃料消費速度の結果から、燃料液面から気相に放出された燃料蒸気が完全燃焼しているとすると、発熱速度は、

$$\dot{Q} = q_{\text{Hexane}} \cdot \dot{m} \quad (2-6)$$

となる。ここで q_{hexane} は単位質量当りの発熱量で、ヘキサンでは 43.8kJ/g である。S/D=0 のケースでの火源代表径をとし、S/D=4 での火源代表径を D として、式(2-6)から計算される発熱速度を使って、無次元発熱速度 Q^* を求めた結果を表 2-1 に挙げる。図 2-8 は得られた Q^* に対して、無次元火炎高さ L_f/D をプロットしたものである。参考とし

表 2-1 S/D=0 及び S/D=4 での無次元発熱速度

	n=1	n=2	n=3	n=4
S/D=0	1.57	1.79	1.49	1.52
S/D=4	—	1.69	1.55	2.20

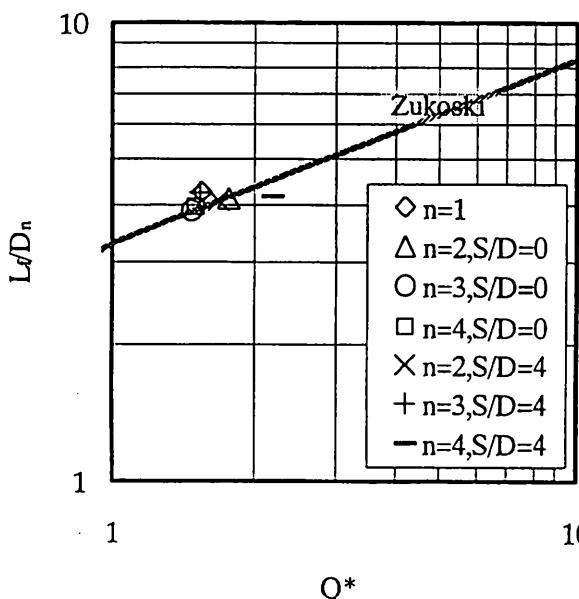


図 2-8 S/D=0 及び S/D=4 での無次元
火炎高さと無次元発熱速度の
関係

て、式(2-3)で示した単一火源からの火炎高さに関する既存の予測モデル[1]を実線で図示する。実験結果と既存モデルとはよく一致しており、これより $S/D=0$ 及び $S/D \rightarrow \infty$ での火炎高さは単一火源からの火炎高さ性状として取り扱うことができる事が明らかになった。

次に、 $S/D=0$ と $S/D \rightarrow \infty$ との火炎高さの関係について考察する。

2-1 節で述べたように、一般に火炎高さは Q^* の関数として、

$$L_f/D \propto Q^{*n} \quad (2-2)$$

と表され、特に $Q^* \geq 1$ では火源径の効果を無視することができるので、

$$L_f \propto \dot{Q}^{2/5} \quad (2-7)$$

となる。先の考察より、 $S/D=0$ 及び $S/D \rightarrow \infty$ の場合は、ともに上式に従うので、火源面への放射や巻き込み空気量の影響を無視すれば、火源個数が n 個のときに、 $S/D=0$ での火源面積及び発熱速度は、単一火源の n 倍となる。従って、単一火源での発熱速度を \dot{Q}_1 とすると、式 (2-7) は、

$$L_{f,n} \propto (n \cdot \dot{Q}_1)^{2/5} \quad (2-8)$$

と書ける。最終的に、 $S/D=0$ の火炎高さと $S/D \rightarrow \infty$ での火炎高さの比は、火源個数のみの関数となり、

$$\frac{L_{f,n}}{L_{f,1}} = n^{2/5} \quad (2-9)$$

と表せる。

(2)火炎高さ予測モデル

実験結果から複数の火炎が互いに影響しあう火源間距離での火炎高さ性状について検討する。Thomas[2]や Oka ら[4,5]は、2 つのガス拡散バーナーを使った実験の結果から、合流火炎の高さを S/D の関数として説明した。まずこれらの適用について考察する。

本実験で得られた結果 ($n=2$ の場合) Thomas[2]が提案した予測モデル (式(2-4)) で

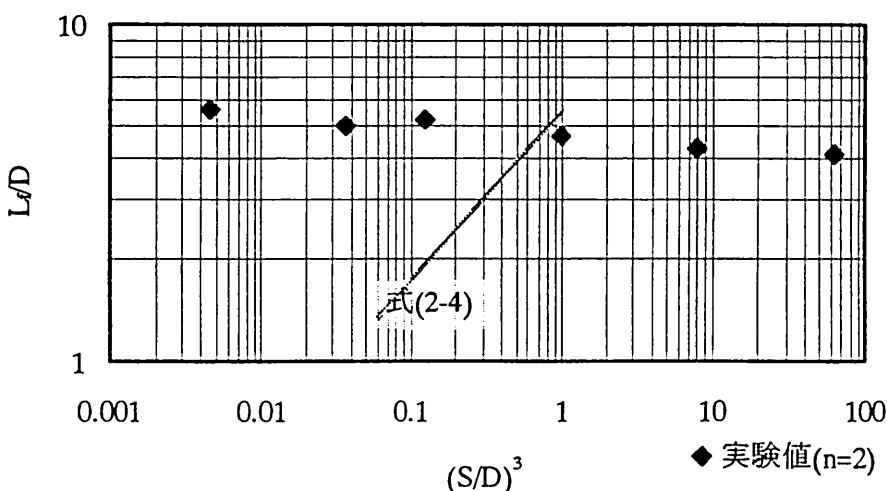


図 2-9 実験結果と Thomas の火炎高さモデルとの比較

整理した結果を図2-9に示す。本章の実験結果とThomasの結果は明らかに相反する(L_f/D の値は発熱速度にも依存するが、Thomasのモデルについて発熱速度を評価する方法は明らかではないので、ここでは縦軸を任意として、プロットと直線の傾きについて比較している)。Thomasの実験は L_f/D が10以上となるような発熱条件で行われており、常に火炎が合流している状態と予想される。また、火源間距離条件も $S^3/DW^2 = (S/D)^3 < 1$ であり、本実験で行った隣接火炎の影響が小さくなる S/D 条件を対象としていない。これらの理由により、Thomasの予測モデルを本実験の結果に適用することは妥当ではない。

一方、Okaら[4,5]は、2本の矩形火源(短辺長さD、長辺長さWとする)を距離Sで平行に配置したときの火炎高さ L_f は、空気の巻き込み量の低減によって伸長することで、その効果 ϕ を使って、

$$L_f = \phi^{2/3} = \left(\frac{2S^2 + DW}{2(S^2 + DW)} \right)^{2/3} \cdot L_{f,free} \quad (2-5)$$

ここで、 $L_{f,free}$ は $S/D \rightarrow \infty$ での火炎高さを示す。
という予測モデルを提案し、 $S/D=0 \sim \infty$ での火炎高さを良く再現することを示した。この方法をn=2~4個の円形火源に適用するために、次のように改良した。

$$\frac{L_f}{L_{f,1}} = \phi_n^{2/5} = \left\{ \frac{n \cdot (S^2 + D^2)}{n \cdot S^2 + D^2} \right\}^{2/5} \quad (2-10)$$

この式は、 $S/D=0$ で $\phi_n=n$ 、すなわち式(2-9)となり、 $S/D \rightarrow \infty$ で $\phi_n=1$ となるので、 $S/D \geq 0$ の全ての火源間条件に適用できる。

しかし、式(2-10)は隣接火炎からの放射熱による燃料消費速度の増加の効果を考慮していない。Okaらの実験では前述のようにガス燃料(プロパン)を用いており、発熱速度は設定されたガス流量に従う。よって隣接する火炎からの放射の影響は考慮されていない。しかし、本実験では液体燃料を用いており、火炎からの液面への放射熱が燃料消費速度を支配する。実際に隣接火源の存在、個数及び距離などによって、燃料消費速度が変化していることが実験から明らかになった。従って、式(2-10)に適用する火炎高さデータは発熱速度(燃料消費速度)に応じて、補正が必要となる。発熱速度は式(2-6)に示したように燃料消費速度に比例するので、複数火炎での燃料消費速度増大効果による火炎高さの伸びは、燃料消費速度の增加分を補正係数 η の $2/5$ 乗した値で与えられる。よって補正火炎高さ $L_{f,mod}$ は、実測値の L_f を使って次式から求めることができる。

$$L_{f,mod} = \eta^{-2/5} \cdot L_f = \left(\frac{\dot{m}}{\dot{m}_1 \cdot n} \right)^{-2/5} \times L_f \quad (2-11)$$

ここで \dot{m}_1 は $n=1$ での燃料消費速度($=0.2\text{g/sec}$)。
式(2-11)によって得られた補正火炎高さの結果と、式(2-10)の火炎高さモデルとの比較を図2-10に示す。n=2~4のそれぞれの場合で両者の良い一致が見られる。

以上をまとめると、式(2-10)及び(2-11)より、複数火源上に形成される火炎の高さは次式によって表現される。

$$L_f = \phi^{2/5} \cdot \eta^{2/5} \cdot L_{f,1} = \left(\frac{\dot{m}}{n \cdot \dot{m}_1} \right)^{2/5} \cdot \left(\frac{n(S^2 + D^2)}{n \cdot S^2 + D^2} \right)^{2/5} \cdot L_{f,1} \quad (2-12)$$

ϕ は巻き込み空気量の低減の効果を、 η は燃料消費速度の増大の効果を示している。

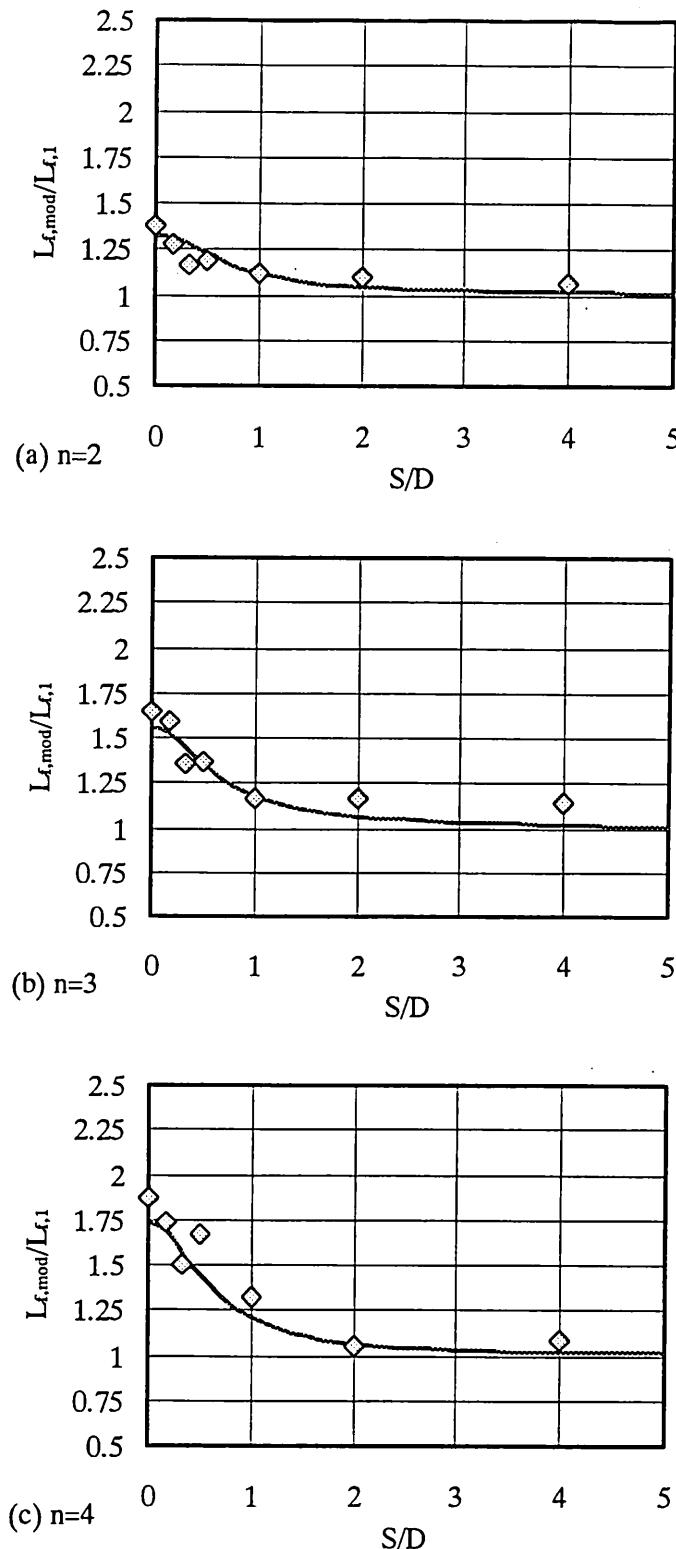


図 2-10 実験結果と火炎高さモデル（式(2-10)）との比較
(実験結果は式(2-11)で補正)
◆ 式(2-11)で補正された実験結果
— 式(2-10)による計算結果

2-4.2 放射熱流

(1)受熱流束の距離減衰に関する考察

実験結果を総括すると、複数火源からの熱流は、単一火源からのそれより大きい。ただし、火源間距離が適当な大きさで、かつ受熱面までの距離が短い場合には、図 2-11 に示すように受熱面への入射角が浅くなるために、受熱流束が小さくなる場合がある。このような現象を再現するために、適当な放射モデルを使って計算を試みる。

実験で得られた連続火炎高さを高さとし、火源直径を底面円の直径とする円筒に火炎を近似し、受熱面との位置関係を図 2-12 のように考える。このとき受熱面積 dA_1 と円筒周面 A_2 との間の形態係数は次式により得られる[7]。

$$F_{d1-2} = \frac{S}{B} - \frac{S}{2B\pi} \left\{ \cos^{-1}\left(\frac{Y^2 - B + 1}{A - 1}\right) + \cos^{-1}\left(\frac{C - B + 1}{C + B - 1}\right) \right. \\ \left. - Y \frac{A + 1}{\sqrt{(A - 1)^2 + 4Y^2}} \cos^{-1}\left(\frac{Y^2 - B + 1}{B^{1/2}(A - 1)}\right) \right. \\ \left. - C^{1/2} \frac{C + B + 1}{\sqrt{(C + B - 1)^2 + 4C}} \cos^{-1}\left(\frac{C - B + 1}{B^{1/2}(C + B - 1)}\right) + H \cdot \cos^{-1}\left(\frac{1}{B^{1/2}}\right) \right\} \quad (2-13)$$

ここで、

$$S=s/r, X=x/r, Y=y/r, H=h/r, \\ A=X^2+Y^2+S^2, B=S^2+X^2, C=(H-Y)^2$$

一つの円筒から dA_1 が受ける熱流 $\dot{q}_{rec,1}''$ は上式で得られた形態係数 F_{d1-2} を使って次式で計算される。

$$\dot{q}_{rec,1}'' = \sigma \epsilon F_{d1-2} (T_f^4 - T_0^4) \quad (2-14)$$

ここで、 σ はステファンボルツマン定数

$$(5.67 \times 10^{-11} [\text{kW/m}^2\text{K}^4])$$

ϵ は放射率 [-]、 T_f は円筒周面の温度（火炎面温度） [K]、 T_0 は受熱面の初期温度 [K] である。

n 個の火源からの放射熱量 $\dot{q}_{rec,n}''$ は、それぞれの円筒について別個に計算し、全ての和で表される。

$$\dot{q}_{rec,n}'' = \sum_{i=1}^n \dot{q}_{rec,i}'' \quad (2-15)$$

式(2-13)～(2-15)の関係において、 $T_f=773\text{K}$ 、 $\epsilon=0.6$ として計算を行った結果を測定結果とともに図 2-13 に示す。 $n=1$ 及び 2 では、実験値と計算結果との間に良い一致が見られる。 $n=3$ 、 4 では計算結果と合わない部分が見られるが、距離に対する減衰傾向（減衰の傾き）については、計算結果は実験結果をよく再現しており、 T_f と ϵ をより詳細に与えれば、計算の精度は、より高まると思われる。

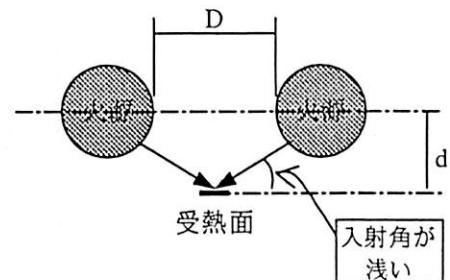


図 2-11 火源と受熱面との距離が短い場合の受熱面への入射角

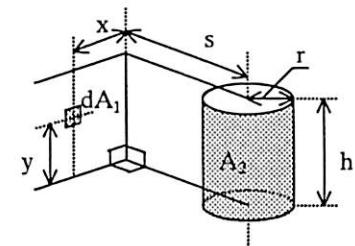


図 2-12 受熱面 dA_1 と円筒周面 A_2 との位置関係

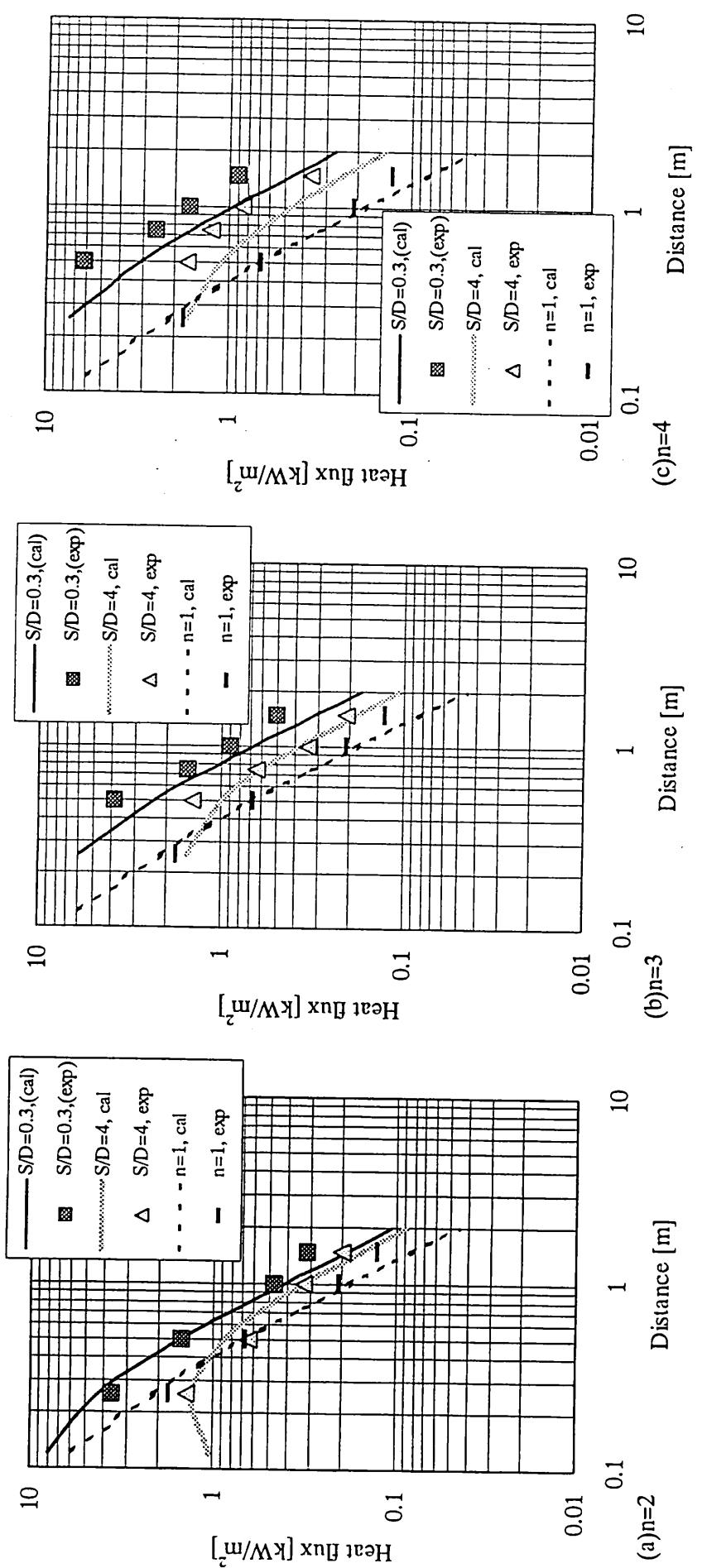


図 2-13 円筒モデルを用いた放射受熱計算結果と測定結果の比較

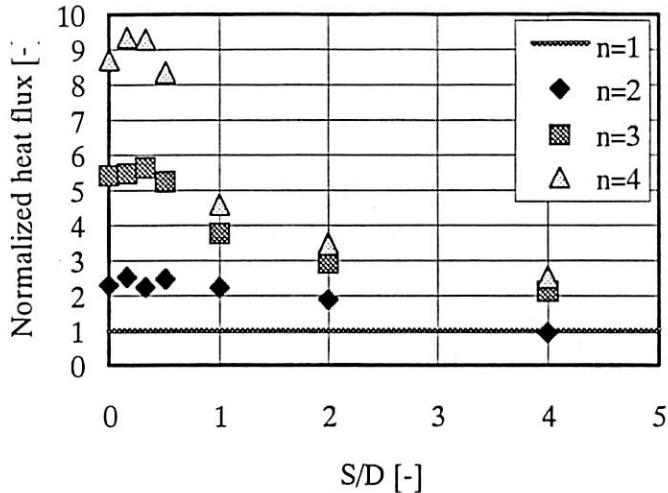


図 2-14 $n=1$ の受熱流で基準化された受熱流と S/D との関係

(2) 室内に置かれた収納可燃物の燃え広がり現象に対する複数火源の効果

実験結果から、全ての火源個数条件及びほとんどの S/D 条件で、受熱流の減衰は距離 d の 2 乗に比例し、受熱面から見て、単独火源とみなすことができた。点熱源からの放射熱流の式を結果にあてはめると、

$$\dot{q}_{rec,n}'' = \frac{n\dot{Q}_1}{4\pi d^2} \quad (2-16)$$

と書ける。ここで $n=1$ での受熱量を基準にとると、火源からの距離 d において、

$$\frac{\dot{q}_{rec,n}''}{\dot{q}_{rec,1}''} = n \quad (2-17)$$

なる関係が得られる。図 2-14 は実験結果から算出した $\dot{q}_{rec,n}'' / \dot{q}_{rec,1}''$ を S/D の関数としてプロットしたものである。この図に示した結果は、式(2-17)で得られる結果よりはるかに大きく、複数火炎の効果を再現していない。これは近隣火炎からの放射による燃料消費速度の増大効果を式(2-17)は考慮していないためである。改めて、火源個数及び火源間距離条件に応じて定まる係数を $k_{(n,S/D)}$ とすると、受熱流は次のように書ける。

$$\dot{q}_{rec,n}'' = k_{(n,S/D)} \cdot d^{-2} \quad (2-18)$$

次に火炎高さの整理と同様に、 $n=1$ での受熱流 $\dot{q}_{rec,1}''$ を基準とすると、同じ d で、

$$\frac{\dot{q}_{rec,n}''}{\dot{q}_{rec,1}''} = \frac{k_{(n,S/D)}}{k_{(1)}} \quad (2-19)$$

と表現できる。すなわち、火源個数が n のとき、火源からの距離 d での受熱流は、単一火源からの受熱量の $k_{(n,S/D)} / k_{(1)}$ 倍となる。図 2-14 から火源間距離と受熱面に影響を及ぼす火源の個数がわかれば、単一火源からの放射性状から複数火源の効果が推定することができる。

また火源間距離が不定でも、影響を与える火源の個数によって、それらの与える効果の大きさを大まかに知ることができる。図 2-14 より、それぞれの火源個数条件での最大値を採用すれば、

$$n=2 \text{ のとき} \quad \frac{k_{(2)}}{k_{(1)}} \equiv 3$$

$$n=3 \text{ のとき} \quad \frac{k_{(3)}}{k_{(1)}} = 6 \quad (2-20)$$

$$n=4 \text{ のとき} \quad \frac{k_{(4)}}{k_{(1)}} = 9$$

が得られる。これらを式(2-19)に代入するとそれぞれの火源個数の効果について、

$$\text{火源個数が 2 のとき} \quad q''_{rec,n} = 3 \times \dot{q}''_{rec,1}$$

$$\text{火源個数が 3 のとき} \quad q''_{rec,n} = 6 \times \dot{q}''_{rec,1} \quad (2-21)$$

$$\text{火源個数が 4 のとき} \quad q''_{rec,n} = 9 \times \dot{q}''_{rec,1}$$

式(2-21)は、室内に置かれた収納可燃物の燃え広がり現象を評価する際には十分に安全側に働く。

2-5 本章のまとめ

床上に置かれた可燃物が燃え広がるときに、未燃の可燃物は複数の火炎から放射加熱を受ける。本章では、このような状況を想定して、複数の火炎が互いに影響する場合の火炎性状及び、複数火炎からの放射熱性状について、実験と解析を行った。実験は1~4個の円形プール火源（燃料はヘブタン）を使って、火源間距離を適当に変えながら行った。

その結果、まず火炎高さについては、火源間の距離が火源の代表径の2倍以内であると、火炎が相互に影響して、火炎高さが単一火源のそれよりも高くなることがわかった。この原因として、従来示唆されてきた巻き込み空気の低下だけでなく、隣接火炎から燃料面が受ける放射熱によって燃料消費速度が増加することも重要であることが明らかになった。

一方、火源からの放射強度については、火源個数、火源間距離条件に依らず、距離の二乗に比例して減衰することがわかった。

これらの結果に基づき、無次元火源間距離 S/D の平均火炎高さ L_f については、2本の矩形火源に関する既往の研究で提案された火炎高さ予測モデルを改良して、2~4個の円形火源について次式の火炎高さモデルを示し、実験結果をよく再現することを確認した（ \dot{m} は燃料消費速度、 $L_{f,1}$ 及び \dot{m}_1 はそれぞれ単一火源の平均火炎高さ及び燃料消費速度、n は火源個数）。

$$L_f = \phi^{2/5} \cdot \eta^{2/5} \cdot L_{f,1} = \left(\frac{\dot{m}}{n \cdot \dot{m}_1} \right)^{2/5} \cdot \left(\frac{n(S^2 + D^2)}{n \cdot S^2 + D^2} \right)^{2/5} \cdot L_{f,1}$$

また、複数火炎からの任意の距離での受熱流 $q''_{rec,n}$ は、受熱面から見て単独の火源とみなされ、n=1 での火炎からの受熱流 $q''_{rec,1}$ と線形の関係にあることがわかった。この関係に基づき、複数火炎の効果を評価する手法として、受熱面に影響を及ぼす火源個数毎に次式を提案した。

$$\text{火源個数が 2 のとき} \quad q''_{rec,n} = 3 \times q''_{rec,1}$$

$$\text{火源個数が 3 のとき} \quad q''_{rec,n} = 6 \times q''_{rec,1}$$

$$\text{火源個数が 4 のとき} \quad q''_{rec,n} = 9 \times q''_{rec,1}$$

第2章で用いた文字、記号（[]内は単位）

A_2	円筒周面積（図2-12）[m ²]
C_p	比熱[kJ/gK]
D	火源の代表径[m]
d	火源からの距離[m]
dA_1	微小面積（図2-12）[m ²]
F_{d1-2}	形態係数
g	重力加速度[m/s ²]
k	比例定数（式(2-15)）
L_f	平均火炎高さ[m]
\dot{m}	燃料供給速度あるいは重量減少速度[kg/s]
n	火源個数
\dot{Q}	発熱速度[kW]
Q^*	無次元発熱速度[-]
R	気体定数[atm·m ³ /mol·K]
q_{hexane}	ヘキサンの単位質量当たりの発熱量[kJ/g]
\dot{q}_{rec}''	壁面の受熱流束[kW/m ²]
S	火源間距離 [m]
T_0	大気温度あるいは初期温度[K]
T_f	火炎温度[K]
W	矩形火源の長辺長さ[m]
ϵ	放射率[-]
ϕ	巻き込み空気量の低減効果を表す係数（式(2-10)）
η	燃料消費速度の増大効果を表す係数（式(2-11)）
ρ_0	大気密度[kg/m ³]
σ	ステファンボルツマン定数[kW/m ² K ⁴]

第2章の参考文献

- [1] Zukoski,E.E., Kubota,T. and Cetegen,B.M., "Entrainment in Fire Plume", J. Fire Safety, Vol.3, pp.107-121, (1980/81).
- [2] Thomas,P.H., Baldwin,R. and Heselden,J.M., "Buoyant Diffusion Flames: Some Measurements of Air Entrainment, Heat Transfer, and Flame Merging", 10th Symp. (Int.) on Combustion, pp.983-996, Academic Press, New York, (1965).
- [3] Putnam,A.A. and Speith,C.F., "Model Study of Interaction of Multiple Turbulent Diffusion Flames", 9th Symp. (int.) on Combustion, Combustion Institute, pp.864-877, (1963).
- [4] Sugawa,O., Sato,H. and Oka,Y., "Flame Height from Rectangular Fire Sources Considering Mixing Factor", Proc. 3rd Int. Symp. Fire Safety Sci., pp.435-444, (1991).
- [5] 岡泰資：区画内における火災性状に関する研究、東京理科大学博士論文、(1994)。
- [6] Koseki,H. and Yumoto,T., "Burning Characteristics of Heptane in 2.7m Square Disk Fire", Proc. 2nd Int. Symp. Fire Safety Sci., pp.231-240, (1989).
- [7] Leuenberger,H. and Person,R.A., "Compilation of radiation shape factors for cylindrical assemblies," paper no. 56-A-144, ASME, (1956).

第3章 室隅近傍での火炎およびプリューム挙動

3-1 背景と目的

3-1.1 はじめに

一般に自由境界に置かれた正方拡散火源からの火炎高さは火源形状と発熱速度に依存する無次元発熱速度 Q^* の関数として表現される（付録 A）。火炎は燃料と空気との反応領域を示すので、火炎形状は、燃焼反応領域への空気の巻き込みに影響を与える火源の周囲の物理的あるいは化学的な要因によって変化する。前章では、近接する複数の火炎が相互に作用する場合の火炎高さ性状について言及した。本章では、2枚の垂直壁が直角に交差する室隅部近傍に火源がある場合の、火炎性状およびプリューム性状、そして火炎から壁面が受ける熱流性状について考察する。

3-1.2 既存の研究

室隅に設置された火源からの火炎・プリューム性状についての研究は、大きく分けて2つの目的のもとに行われている。ひとつは、室内の仕上げ材料（内装）への熱影響を調査する目的[1-5]、もう一方は火炎の伸び現象のメカニズムを解明することを目的[6,7]としたものである。以下、火炎高さ、火災プリューム性状・プリューム質量、壁面の受熱流束の順に既存の研究をレビューする。

(1) 火炎高さ

室隅部での火炎高さ性状に関する最も初期の研究は斎藤[1]によって行われている。彼は正方形の液体燃料（灯油）プール火源($D=0.1\text{m}$ 及び 0.25m)を室隅からの離隔距離を変えながら設置して火炎高さを観測し、燃料の重量減少と壁面の温度を測定した。その結果から室隅部では火炎高さが自由空間の $\sqrt{3}$ 倍であることを指摘し、また壁面が火炎に影響を与えるなくなる離隔距離を推定した。

その後火炎高さについては、Hasemi と Tokunaga[2]、Kokkala[3]、Tran と Janssens[4]らが観測結果を示している。これらの研究では、室内の火災拡大性状、特に内装材料の燃焼拡大とフラッシュオーバー発生の有無を関連づけ、内装材料の防火性能評価手法を確立するための基礎的知見を得ることを目的とし、内装材料に対する着火源となる室隅部での火炎高さを観測した。その結果から、無次元発熱速度を使って火炎高さの予測モデルを提案した。

Hasemi ら[2]は一辺が 0.2 、 0.3 及び 0.5m の正方ガス拡散バーナー（燃料はプロパンガス）を使い、発熱速度を $20\sim180\text{kW}$ として、火炎高さ及び気流温度を測定した。その結果から平均火炎高さと連続火炎高さについて次の相関を得た。

$$\text{平均火炎高さ } L_f/D = 4.3 \cdot Q^{*2/3} \quad (3-1)$$

$$\text{連続火炎高さ } L_{\min}/D = 3.0 \cdot Q^{*2/3} \quad (3-2)$$

Kokkala[3]も Hasemi らと同様に一辺が 0.17 、 0.3 及び 0.5m の正方ガス拡散バーナー（燃料はプロパンガス）を使い、発熱速度を $40\sim300\text{kW}$ として実験を行った。彼の実験では、火炎高さの観測の他に壁面の温度および受熱流束を測定した。観測結果から、 Q^* の領域と二つに分けて平均火炎高さを相関づけた。

$$L_f/D = -1.73 + 4.96Q^{*2/3} \quad \text{for } Q^* < 8.6 \quad (3-3)$$

$$L_f/D = 15.6 + 0.40Q^* \quad \text{for } Q^* \geq 8.6 \quad (3-4)$$

表 3-1 既存の研究で用いられた火源条件

研究者	火源径 D[m]	発熱速度 Q [kW]	無次元発 熱速度 Q*
斎藤	0.1	3.1	0.88
	0.15	14.1	1.45
	0.2	38.3	1.92
	0.25	71.3	2.04
Hasemi and Tokunaga	0.2	20	1.00
		40	2.00
		60	3.01
		80	4.01
	0.3	40	0.73
		120	0.61
		180	0.91
Kokkala	0.17	40	0.20
		100	
		160	↓
		230	22.56
Tran. and Janssens	0.3	40	0.73
		160	2.91

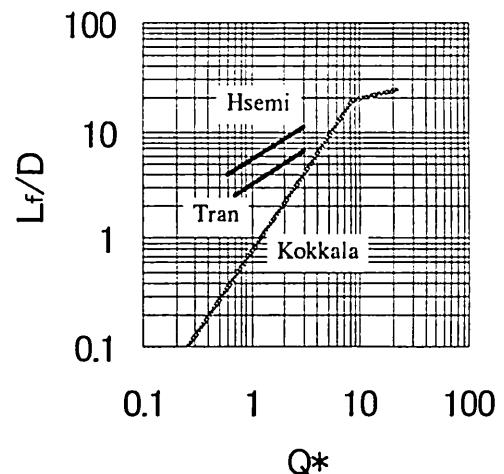


図 3-1 既存研究で得られた室隅における平均火炎高さの予測モデルの比較

Tran と Janssens[4]は ASTM の室火災試験（ルームコーナー試験(第4章参照)）で用いられる一辺 0.3m の正方ガス拡散バーナー（燃料は天然ガスまたは天然ガス+トルエン）で発熱速度を 40 及び 160kW として実験を行った。測定は、火炎高さ、気流温度及び速度について行い、火炎高さデータの他に、測定された温度・速度分布からプリューム質量と上昇エンタルピーなどを算出して検討している。火炎高さについては彼らの結果は発熱速度のバリエーションが 2 点しかないが、次のような関係を示している（彼らの表記では火炎高さと発熱速度の関係だが、ここでは他の研究者の結果と比較するために無次元形に書き直した）。

$$\text{平均火炎高さ } L_f/D = 3.23 \cdot Q^{2/3} \quad (3-5)$$

$$\text{連続火炎高さ } L_{\min}/D = 2.60 \cdot Q^{2/3} \quad (3-6)$$

室隅部の平均火炎高さに関する過去の研究について、用いられた火源条件を表 3-1 にまとめ、図 3-1 の各提案モデルの比較を示す。

(2)火災プリューム温度・上昇速度

火災プリューム中心軸上の温度および上昇気流速度は、プリューム性状の特徴を表す代表的なデータである。一般に自由空間での取扱いでは、火災プリュームの発生源を点源において、中心軸上温度 T と上昇気流速度 w 、及び点源の高さ ΔZ_f については以下のように表現される(詳細は付録 A を参照)。

$$\text{温度 } \frac{\Delta T}{T_0} = C_T Q_z^{2/3} \quad (3-7)$$

$$\text{速度 } \frac{w}{(gZ)^{1/2}} = C_v Q_z^{1/3} \quad (3-8)$$

$$\text{仮想点源高さ } \frac{\Delta Z_f}{D} = c + d \frac{L_f}{D} \quad (3-9)$$

ここで、 C_T 、 C_v 、 c 及び d は定数、 $\Delta T = T - T_0$ 、 T_0 は大気温度[K]、 g は重力加速度[m/s²]、

$$Z \text{ は高さ[m]であり、} Q_z = \frac{\dot{Q}}{\rho_0 C_p T_0 \sqrt{g Z^{5/2}}} \text{、}$$

\dot{Q} は点源の発熱速度、 ρ_0 は大気密度である。

室隅火災プリュームの中心軸上温度については、前出の Hasemi ら、Kokkala 及び Tran らが測定している（ただし Kokkala は壁面の温度として室隅部の温度を測定している）。

Hasemi ら[2]は、自由空間との性状の相違を仮想点源高さで表現した。仮想点源高さ ΔZ を

$$\Delta Z_f = (3.6Q^{2/5} - 3.3Q^{2/3}) \cdot D \quad (3-10)$$

とし、自由空間での一般式(3-7)にならって、連続火炎域、間欠火炎域およびプリューム域のそれについて中心軸上温度を以下のようにモデル化した。

$$\text{連続火炎域 } \Delta T = 880 \quad (3-11)$$

$$\text{間欠火炎域 } \Delta T = 2200Q^{2/5} \left(\frac{Z + \Delta Z_f}{D} \right)^{-1} \quad (3-12)$$

$$\text{プリューム域 } \Delta T = 5100Q^{2/3} \left(\frac{Z + \Delta Z_f}{D} \right)^{-5/3} \quad (3-13)$$

Kokkala[3]は、実験結果が式(3-7)及び(3-9)に最もフィットするように定数を求めた。プリューム域での温度性状および仮想点源高さについて次式を得た。

$$\Delta T = 7400Q^{2/3} \left(\frac{Z + \Delta Z_f}{D} \right)^{-5/3} \quad (3-14)$$

$$\frac{\Delta Z_f}{D} = 4.52 - 2.21Q^{2/3} \quad (3-15)$$

尚、Kokkala らは床より下にある仮想点源高さを負の数として表しているが、ここでは本節と統一表現として正の数で示す。

Tran ら[4]は火源径を 0.3m に限定した場合について、火炎高さが発熱速度の 2/3 乗に比例するという結果から、 $Z/\dot{Q}^{2/3}$ を用いて中心軸上温度と上昇気流速度の整理を行った（ここでは他の研究者の結果の表現と統一するために Q^* の関数として示す）。

- ・連続火炎高さより低い高さ $Z < L_{min}$ 、すなわち $Z/Q^{2/3} < 0.78$ の場合

$$\Delta T = 1300 \cdot \left(\frac{Z}{Q^{2/3}} \right)^{-2/5} \cdot D^{2/3} \quad (3-16)$$

$$\frac{w}{Q^{1/3}} = 7.95 \cdot \left(\frac{Z}{Q^{2/3}} \right)^{3/10} \cdot D^{1/3} \quad (3-17)$$

- ・連続火炎高さより高い高さ $Z > L_{min}$ 、すなわち $Z/Q^{2/3} > 0.78$ の場合

$$\Delta T = 3800 \cdot \left(\frac{Z}{Q^{2/3}} \right)^{-1} \cdot D^{5/3} \quad (3-18)$$

$$\frac{w}{Q^{1/3}} = 13.5 \cdot D^{5/6} \quad (3-19)$$

上昇速度については、既存のデータは少なく、Tran らの結果も高さ方向に 4 点しかないので、自由空間との比較から性状の相違を結論づけることは難しい。

中心軸上温度に関する既存研究の結果を図 3-2 で比較する ($D=0.3m$, $Q=100kW$)。

(3) プリューム質量

Tran ら[4]は中心軸上温度だけでなく、各測定高さにおいて水平断面上に温度と上昇気流速度の測定している。その結果、室隅を原点として放射方向についての温度分布と速度分布が、自由空間と同じように正規分布で示され、さらに正規分布の半値幅が温度と速度でほぼ同じことを見出した。自由空間における、任意の高さを通過するプリューム質量は、次式

$$\dot{m}_f = 2\pi \int_0^{\infty} \rho w r dr = 2\pi \int_0^{\infty} \rho_0 \frac{273}{T} wr dr \quad (3-20)$$

で表されるので、この式中の w および ρ (T の関数) に、測定の結果から得られた正規分布に従って数値を代入し、 $1/4$ 扇形にわたって積分して室隅火災プリュームの質量流束を算出した。算出した結果を最小二乗法を使って直線回帰し、最終的に次の関係を得た（原文は Q の関数として示されている）。

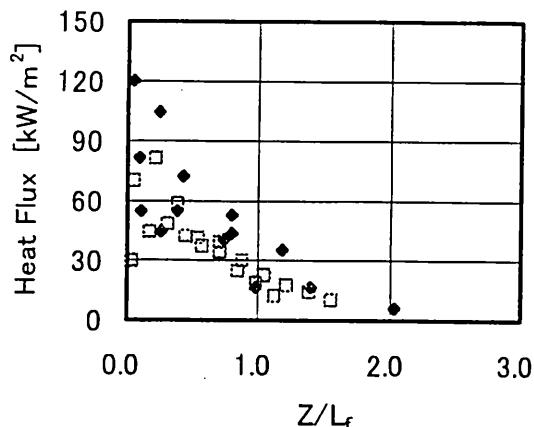
$$\dot{m}_f = 0.062 + 0.136 \cdot Q^{0.27} Z^{1.1} \quad (3-21)$$

彼らは、室隅火災のプリューム質量の特徴を自由空間に比べて、高さに伴う成長が抑えられていると結論付けた。ただし、この結果は、式(3-16)～(3-19)と同様に、火源径が $0.3m$ の場合に限定されている。

室隅火災でのプリューム質量の高さに伴う増加が自由空間と比べて少ない原因としては、壁による空気巻き込みの制限が考えられる。Saito らの一連の研究[6,7]では、煙追跡法及び塩水モデル法を使って、巻き込み性状の可視化を試みている。煙追跡法を扱った実験では、正方火源 ($D=0.15m$ 、プロパン・空気予混合バーナー) を用い、発熱速度を $4.5 \sim 22.5kW$ とし、火源と壁面との距離を $0 \sim 0.3m$ としている。一方、塩水モデルでは、真水で満たされた水槽中の上面隅部にあけられた径 $1.5cm$ の穴から塩水を流入させて、流れ性状を観測している。これらの実験において、室隅に沿った旋回流が観測され、気流が自由空間よりも早い速度で上昇することを示唆した。

(4) 壁面受熱流

室隅火災の場合、最も近い可燃物は壁仕上げ材料、すなわち内装材料であり、内装の燃焼拡大は、在館者の避難許容時間を著しく短くする。従って、室隅火災プリュームから室隅を構成する壁面への伝熱性状を解明することは重要である。Kokkala[3]や Saito ら[6]は、壁面に熱流束計を設置し、壁面の受ける熱流束をコンターマップで表している。Kokkala は、連続火炎高さに相当する高さでの壁面受熱量が、火源の大きさや発熱速度によって異なることを示した。しかしながら、間欠火炎域およびプリューム域に相当する部分では、火源条件によらず Z/L_f の $-5/3$ 乗に比例して減衰し、受熱流束が $20kW/m^2$ となる高さが平均火炎高さとほぼ一致することを示した。Quintiere[5] は過去の実験結果について、高さ方向の受熱流束を火炎高さで基準化（図 3-3）し、



□ Kokkala のデータ[3] ($D=0.3\text{m}$, $\dot{Q}=160\text{kW}$) 及び ($D=0.17\text{m}$, $\dot{Q}=100\text{kW}$)

図 3-3 Quintiere による高さ方向の壁面受熱流束性状の整理結果

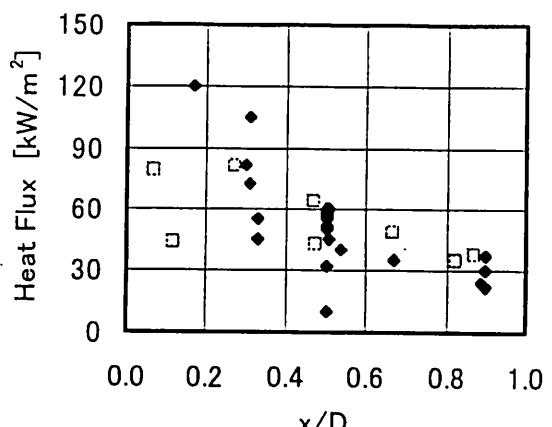


図 3-4 Quintiere による水平方向の壁面受熱流束性状の整理結果

また水平方向の受熱性状は火源径を使って基準化（図 3-4）して整理した。尚、基準となる火炎高さの結果は Hasemi らによって得られた相関を用いている（式(3-1)）。両図に、Kokkala の測定結果も合わせて示す。

3-1.3 本章の目的

室火災成長において火炎は、放射源として、またプリューム発生源として重要な役割を果たす。室隅火災では、室中央部での火災よりも火炎が伸びることが知られ、その性状について、いくつかの研究がなされてきた。しかしながら、既存の研究は、対象とする火源条件が限定され、特にルームコーナー試験を視野に入れた実験的研究がほとんどであった。よって、未燃可燃物への放射源として室隅火災の性状、煙層形成に影響するプリューム発生源としての室隅火災の性状を評価するモデルとしては不十分であった。さらに、そこで行われた実験のほとんどは火源の設置を室隅部だけに限定していたので、火源と壁面との距離の効果が火炎・プリューム性状に与える影響に関する知見はない。

本章では、室火災成長の中での室隅火災の効果についての知見を得ることを目的とする。実験では、火源条件について、火源の大きさや発熱速度を実験パラメータとするだけでなく、室隅壁面と火源との間隔もパラメータとする。得られた結果から、火炎高さ性状、隣接壁面の受熱性状及びプリューム成長性状に対する火源-壁面の離隔距離の効果を考察する。この考察の中で室隅火災で見られる火炎性状・プリューム性状に影響を与える物理的・化学的な因子についての検討を行い、火炎の伸びに関連する現象のモデル化を行う。

3-2 実験

3-2.1 実験装置概要

実験は2つの大きさの模型を用いて行った。図3-5の模型の概要を、表3-2にコーナー部模型の形状および寸法をそれぞれ示す。模型の構成材は、床部分に厚さ25mmの石膏ボードを用い、直角をなす壁体部には実際の建物の壁体断熱性能を考慮し、厚さ25mmのセラミックボードを使用した。火源は正方ガス拡散火源とし、火源面が床レベルとほぼ等しくなるように設置した。燃料にはプロパンガスを用いた。

表3-2 使用した模型の大きさと測定項目 (W, Hは図3-5を参照)

	幅 W[m]	高さ H[m]	使用火源径 D[m]	測定項目
模型1	2.0	3.0	0.05, 0.1, 0.2, 0.25	温度、上昇気流速度、壁面受熱流束、ガス濃度、火炎観測
模型2	2.0	5.0	0.25, 0.5	温度、壁面受熱流束、火炎観測

3-2.2 実験条件

(1)火源位置

火炎・プリューム性状に対するコーナー部を形成する二つの壁面の効果を検証するために火源の設置位置を壁からの離隔距離によって設定した。火源が二つの壁面から等距離にあるときは、火炎・プリュームは二つの壁面から等しい影響を受けるはずである。しかし、火源の設置位置が、二つの壁面から等距離に無いときには、受ける影響にも偏りが生じると考えられる。従って、本研究では、次の3つの条件を設定した。

- ① 火源の一辺が常に壁面に接している場合 (0:1と示す)
- ② 二つの壁面からの距離の比が1:2の場合 (1:2と示す)
- ③ 二つの壁面からの距離の比が1:1の場合 (1:1と示す)

図3-6に示すように、火源の代表長さDを1辺の長さとし、二つの壁面から火源の縁

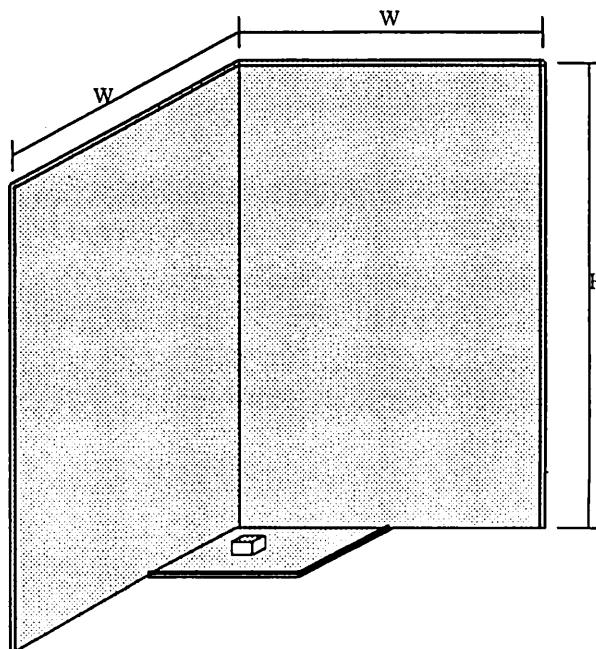


図3-5 室隅模型の概略

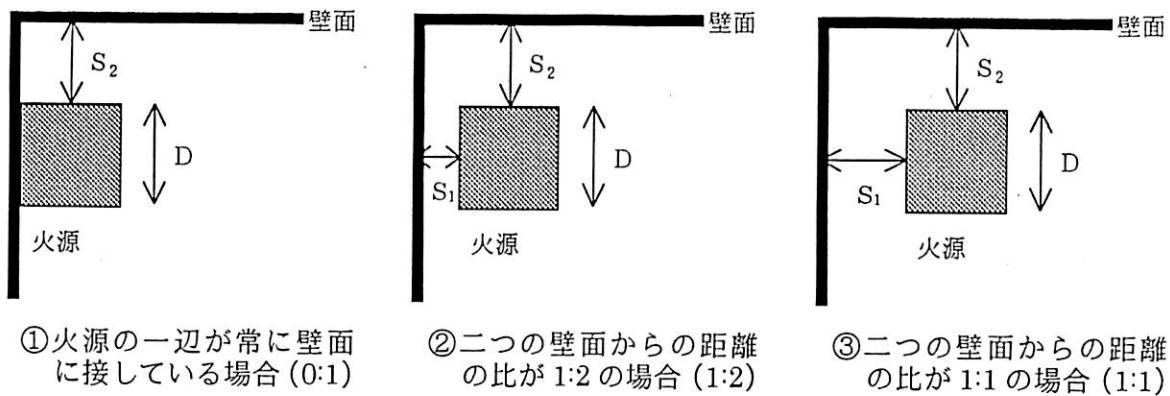


図 3-6 火源設置位置の概念図

までの距離をそれぞれ S_1, S_2 と置き、 $\sqrt{S_1 \cdot S_2} = S$ と定義した代表離隔距離 S を用いて、区画隅部近傍に存在する火源位置を S/D で表現した。離隔距離条件はこの無次元離隔距離 S/D を使って設定した。ただし、火源の一辺が常に壁面のひとつと接している場合 ($S_1=0$) には、もう一方の壁面との離隔距離を採用する ($S_2=S$)。

(2)火源条件

火源には正方ガス拡散バーナーを用い、燃料はプロパンガスとした。火炎・プリューム性状に与える火源径および発熱速度の効果の大きさを調査するために、5種類の

表 3-3 実験条件

火源径 D[m]	発熱速度 Q[kW]	無次元発熱 速度 Q*	無次元離隔 距離 S/D	測定項目 (○: 測定、×: 無し)				
				火炎高さ	気流温度	気流速度	ガス濃度	壁面受熱
S/D=0.0 : 室隅に火源が設置している場合								
0.1	0.05	3.0	4.809	0.0	○	×	×	×
		7.5	12.022	0.0	○	×	×	×
		15.0	24.044	0.0	○	×	×	×
	0.1	1.5	0.425	0.0	○	×	×	×
		3.0	0.850	0.0	○	×	×	×
		4.5	1.275	0.0	○	○	○	○
0.2		6.0	1.700	0.0	○	×	×	×
		7.5	2.125	0.0	○	○	○	○
		15.0	4.250	0.0	○	○	○	○
	0.2	22.5	6.376	0.0	○	×	×	×
		22.5	6.376	0.0	○	×	×	×
		22.5	6.376	0.0	○	×	×	×
0.25	0.25	2.25	0.113	0.0	○	×	×	×
		4.5	0.225	0.0	○	×	×	×
		7.5	0.376	0.0	○	×	×	×
		15.0	0.751	0.0	○	×	×	×
		22.5	1.127	0.0	○	×	×	×
		22.5	1.127	0.0	○	×	×	×
0.5	0.5	7.5	0.215	0.0	○	○	×	○
		15.0	0.430	0.0	○	○	×	○
		30.0	0.860	0.0	○	○	×	○
		50.0	1.434	0.0	○	○	×	○
		100.0	2.867	0.0	○	○	×	○
		150.0	4.301	0.0	○	○	×	○
0.5	100.0	0.507	0.0	○	○	×	×	○
		150.0	0.760	0.0	○	○	×	○
		200.0	1.014	0.0	○	○	×	○

表 3-3 実験条件 (つづき)

火源径 D[m]	発熱速度 $\dot{Q}[\text{kW}]$	無次元発熱 速度 Q^*	無次元離隔 距離 S/D	測定項目 (○: 測定、×: 無し)				
				火炎高さ	気流温度	気流速度	ガス濃度	壁面受熱
$(S_1 : S_2) = (0 : 1)$								
0.05	3.0	4.809	0.2	○	×	×	×	×
	7.5	12.022	0.5	○○	×	×	×	×
	15.0	24.044	1.0	○○○	×	×	×	×
			2.0	○○○○	×	×	×	×
			3.0	○○○○○	×	×	×	×
0.1	4.5	1.275	0.2	○	×	×	×	×
	7.5	2.125	0.5	○○	×	×	×	×
	15.0	4.250	1.0	○○○	×	×	×	×
			2.0	○○○○	×	×	×	×
			3.0	○○○○○	×	×	×	×
0.2	7.5	0.376	0.2	○	×	×	×	×
	15.0	0.751	0.5	○○○	×	×	×	×
	22.5	1.127	1.0	○○○○	×	×	×	×
			2.0	○○○○○	×	×	×	×
			3.0	○○○○○○	×	×	×	×
$(S_1 : S_2) = (1 : 2)$								
0.05	3.0	4.809	0.28	○	×	×	×	×
	7.5	12.022	0.71	○○	×	×	×	×
	15.0	24.044	1.06	○○○	×	×	×	×
			1.41	○○○○	×	×	×	×
			2.12	○○○○○	×	×	×	×
			2.83	○○○○○○	×	×	×	×
			4.24	○○○○○○○	×	×	×	×
0.1	4.5	1.275	0.28	○	×	×	×	×
	7.5	2.125	0.71	○○	×	×	×	×
	15.0	4.250	1.06	○○○	×	×	×	×
			1.41	○○○○	×	×	×	×
			2.12	○○○○○	×	×	×	×
			2.83	○○○○○○	×	×	×	×
			4.24	○○○○○○○	×	×	×	×
0.2	7.5	0.376	0.28	○	×	×	×	×
	15.0	0.751	0.71	○○	×	×	×	×
	22.5	1.127	1.06	○○○	×	×	×	×
			1.41	○○○○	×	×	×	×
			2.12	○○○○○	×	×	×	×
			2.83	○○○○○○	×	×	×	×
			4.24	○○○○○○○	×	×	×	×

火源径の異なるバーナー (0.05、0.1、0.2、0.25、0.5m) を用い、発熱速度は 1.5kW～200kW とした。

火源位置および火源条件をパラメータとして、本研究で行った実験の条件を表 3-3 に一覧する。全ての実験条件に対して、全ての測定を行っているわけではないので、表中には、それぞれの実験条件における測定項目も合わせて示した。

表 3-3 実験条件 (つづき)

火源径 D[m]	発熱速度 Q [kW]	無次元発熱 速度 Q*	無次元離隔 距離 S/D	測定項目 (○: 測定、×: 無し)				
				火炎高さ	気流温度	気流速度	ガス濃度	壁面受熱
$(S_1 : S_2) = (1 : 1)$								
0.05	3.0	4.809	{ 0.2 0.5 1.0 2.0 3.0 }	○	×	×	×	×
	7.5	12.022		○	×	×	×	×
	15.0	24.044		○	×	×	×	×
				○	×	×	×	×
				○	×	×	×	×
				○	×	○	○	○
0.1	4.5	1.275	{ 0.2 0.5 1.0 2.0 3.0 }	○	×	×	×	×
	7.5	2.125		○	○	○	○	○
	15.0	4.250		○	×	×	×	×
				○	○	○	○	○
				○	○	○	○	○
	22.5	6.376		○	×	×	×	×
0.2	7.5	0.376	{ 0.2 0.5 0.75 1.0 1.5 2.0 3.0 }	○	×	×	×	×
	15.0	0.751		○	×	×	×	×
	22.5	1.127		○	×	×	×	×
				○	×	×	×	×
				○	×	×	×	×
				○	×	×	×	×
0.25	7.5	0.215	{ 0.2 0.5 1.0 2.0 }	○	○	×	×	○
	15.0	0.430		○	○	×	×	○
	30.0	0.860		○	○	×	×	○
	50.0	1.434		○	○	×	×	○
	100.0	2.867		○	○	×	×	○
	150.0	4.301		○	○	×	×	○
0.5	100.0	0.507	{ 0.2 0.5 1.0 2.0 }	○	○	×	×	○
	150.0	0.760		○	○	×	×	○
	200.0	1.014		○	○	×	×	○
				○	○	×	×	○

註: } { は、左の条件のそれについて右の条件・測定項目を満足していることを示す。

3-2-3 測定項目、測定方法及び測定位置

図 3-7 に測定システムの概要を示す。火炎高さはバーナーに着火後 1 分おきに観測した。結果・考察の項で取り扱う火炎高さは、準定常状態で観測された値である。また、温度、上昇気流速度、ガス濃度及び壁面受熱量の測定は、火炎の状態が準定常状態に達したあとの 5 分間について行い、測定間隔は 5 秒とした。結果・考察の項で取り扱う測定結果は全て、5 分間の測定データの平均値である。

測定項目・方法を以下に示す。

(1)火災形状

目視観察記録と合わせてビデオカメラによる記録画像から準定常状態に達した火

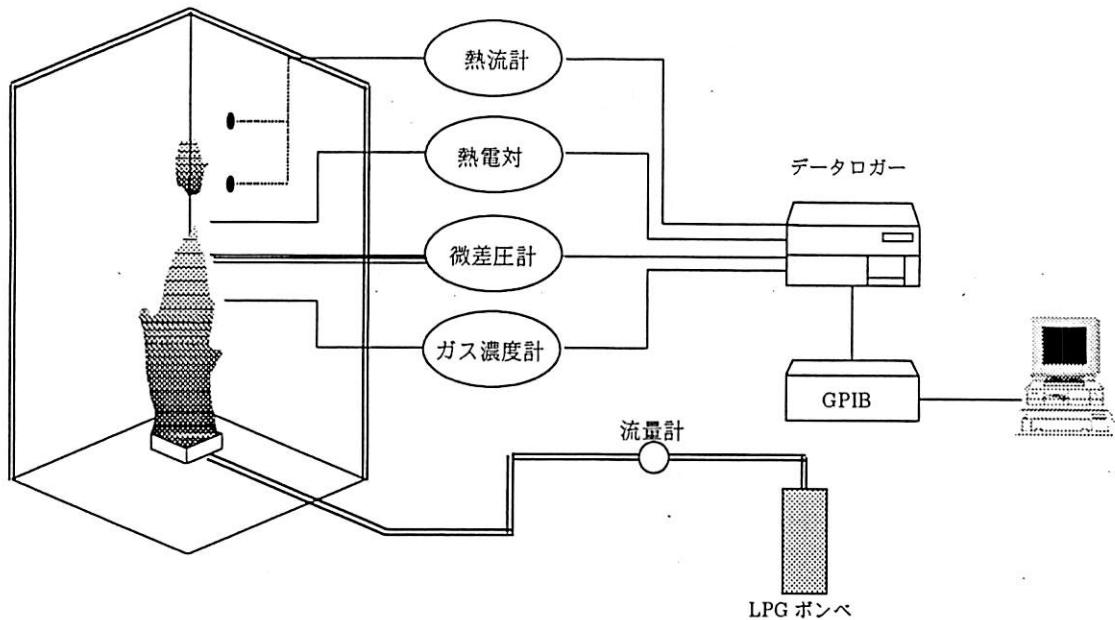


図 3-7 測定システムの概略

災先端の火源面からの高さを 10 秒間（1 秒間 30 コマ）読み、その 301 個の連続画像測定データの平均値を平均火災高さ L_f とした。同時に連続火災高さ L_{min} 、最大火災高さ L_{max} 及び標準偏差 σ_L も求めた。火源の配置によって火炎は傾くが本研究では、火炎高さを火炎の長さではなく火災先端の火源面からの鉛直高さとした。

(2) 火災プリューム温度

火災プリュームの上昇挙動および水平方向の拡がり挙動を調査するために、火炎・プリューム領域内および周辺を含めた広い範囲で温度の測定を行った。ひとつの測定高さ平面において最大 55 点の測定点を設けた。測定高さの設定および書く測定高さ平面での測定点については、火源の位置や火源発熱量を勘案して決定した。測定位置の詳細については図 3-8 及び 3-9 に示す。温度の測定には K 型シーズ熱電対（シーズ外形 1.6mm φ）を用いた。

(3) プリュームおよび周辺上昇気流速度

火災プリュームは周囲の空気を巻き込みながら徐々にその領域を拡大し、上昇していく。上昇気流速度と、前項で示した温度から求められる気体密度とによって、測定高さにおける上昇気流の質量流速を得ることができる。また測定高さ間の質量差より、巻き込み空気量および巻き込み空気流速も推定することができる。本研究では、前項の温度と同じ位置（図 3-8）で鉛直方向の差圧を測定し、上昇気流速度を求めた。測定はステンレス鋼製の二方向式ピトー管（圧力センサ部内径 10mm）を測定プルーブとし、センサ部分での差圧を銅管およびビニルチューブで微差圧計（柴田科学器械工業(株)製 ISP-3-5S 型および VALIDYE 社製 DP103 型、CD280 型）に接続して測定した。上昇気流速度 w への変換はベルヌーイの法則を適用して以下の式に従って行った。

$$w = C \left(\frac{2g\Delta P}{\rho} \right)^{1/2} \quad (3-22)$$

ここで、 C は二方向管係数[-]、 g は重力加速度、 ΔP は鉛直方向の差圧 [Pa]、 ρ は測定点での流体密度で $\rho = 1.293 \times 273/T$ (T は測定点の気流温度 [K]) である。

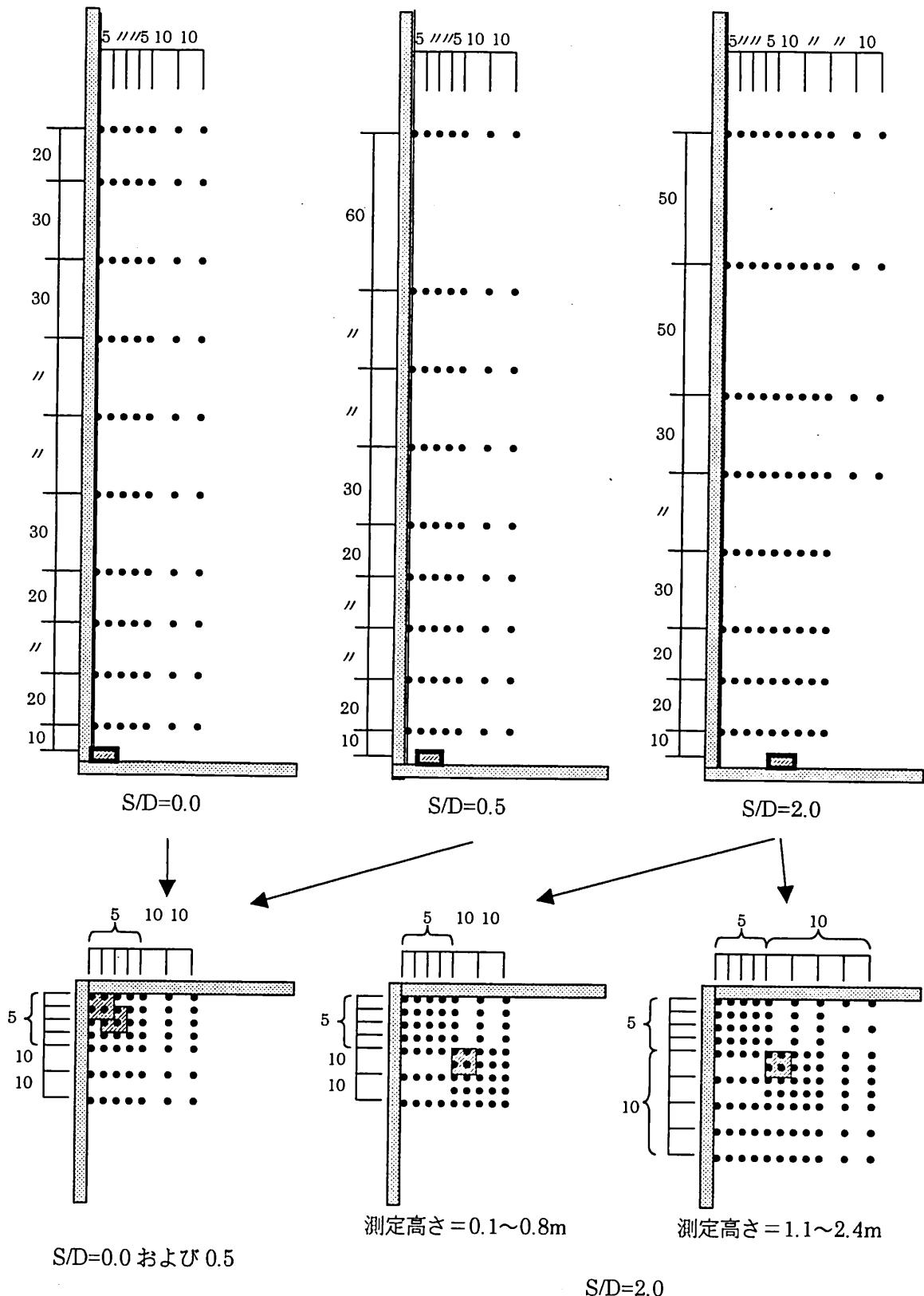


図 3-8 温度および速度の測定点（模型 1）寸法の単位：cm

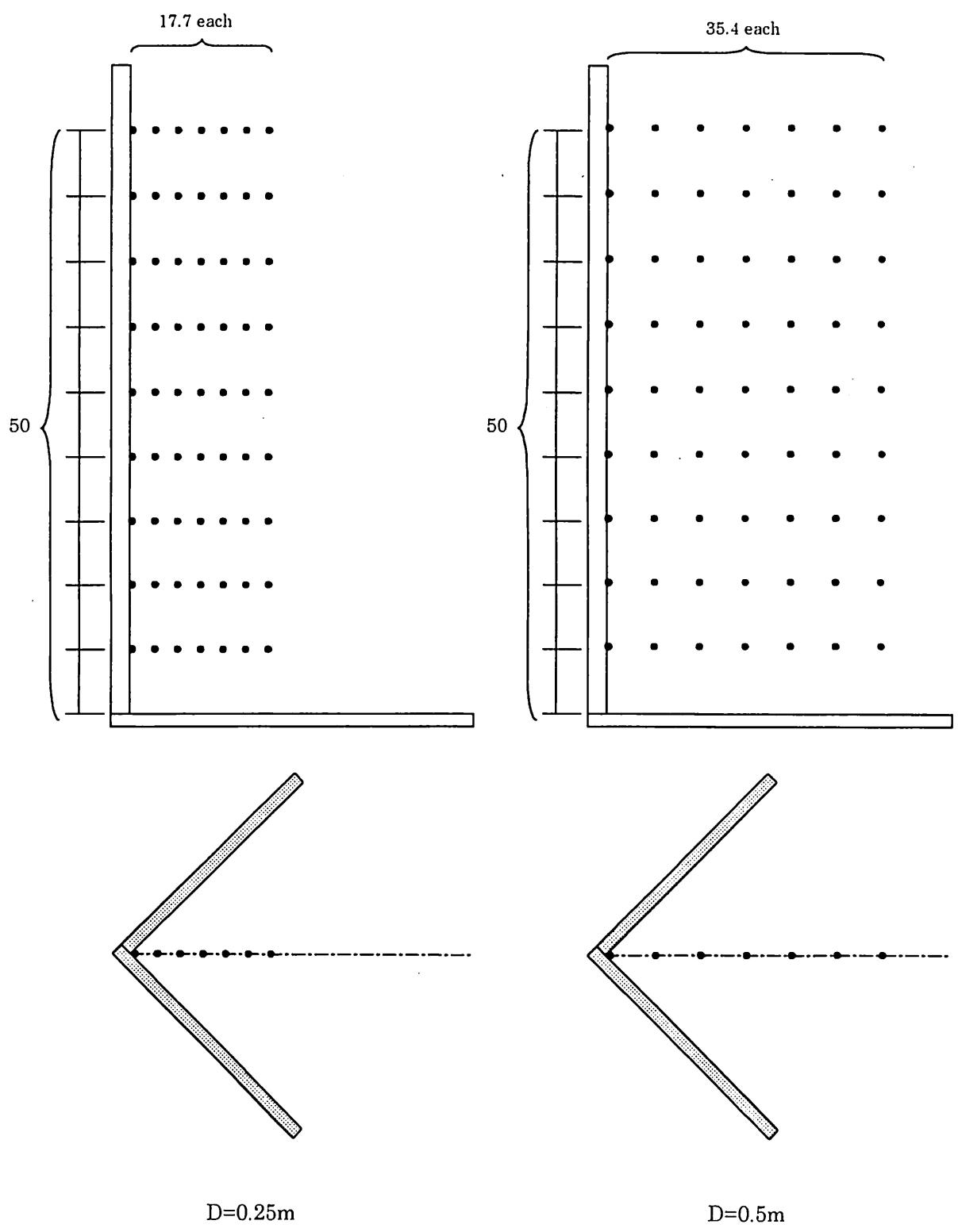


図 3-9 温度の測定点（模型 2）寸法の単位：cm

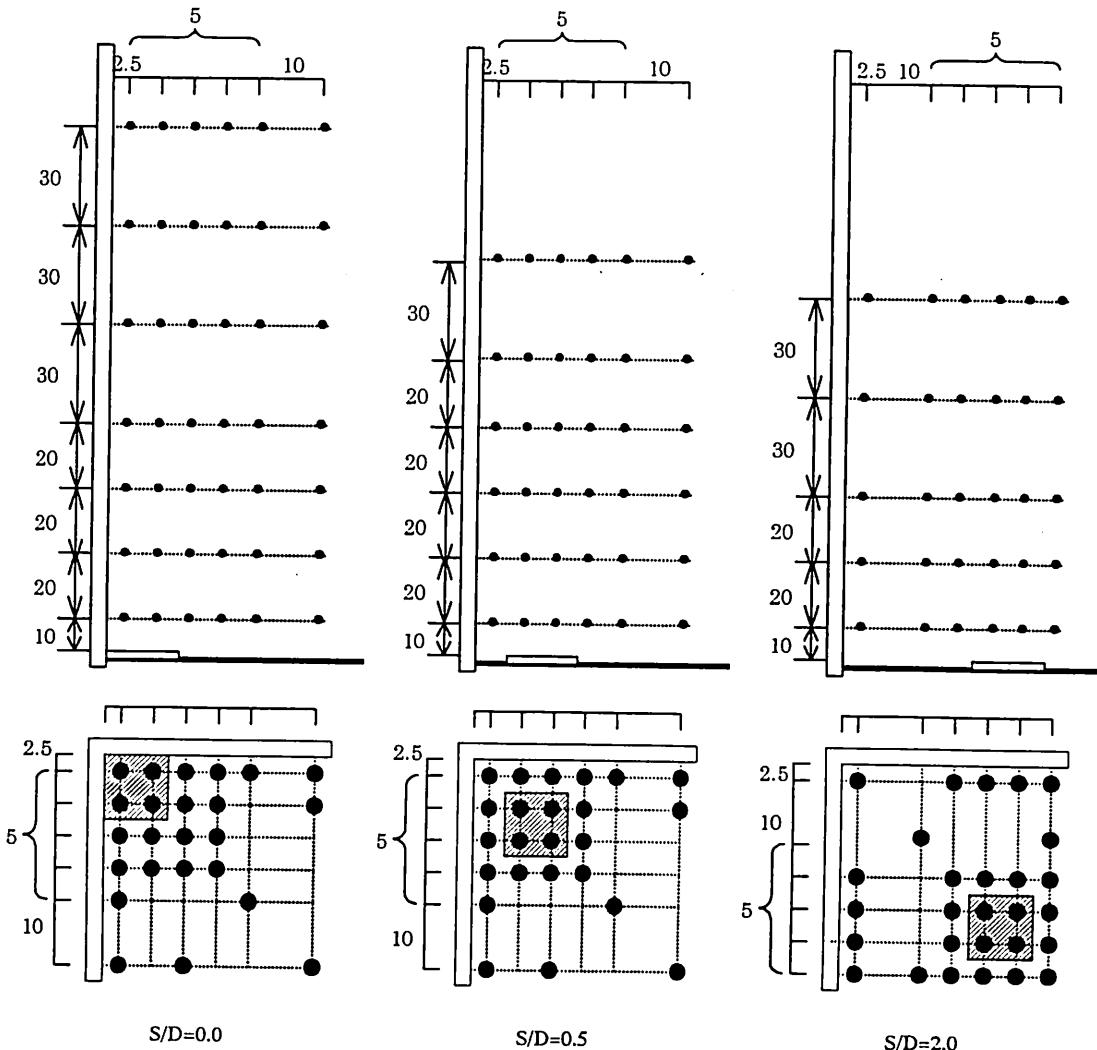


図 3-10 ガス濃度測定位置 (寸法の単位 : cm)

(4)ガス濃度の測定

火炎の伸び現象を燃焼反応の面から理解するために、上昇気流中のガス成分が重要な情報となる。すなわち、ガス成分を測定することにより、測定高さにおける反応の度合いや巻き込まれる空気の量が推定できる。本研究では、上昇気流中の酸素、一酸化炭素および二酸化炭素の濃度を温度・速度の場合と同様に三次元的に測定した(図3-10)。測定は、外径6mmの銅管をガス採取プルーブとし、上昇気流性状に影響しない程度の流量でガスを吸引し、ガス中の水分およびすすを除去したあと、ガス濃度計(島津製作所製 CGT-7000)に導入した。尚、測定は一回の実験につき一点しか行えないでの、測定点を変えながら同じ条件の実験を繰り返して行った。

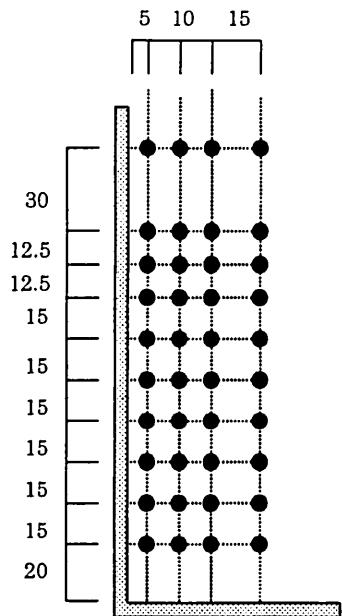


図 3-11 壁面受熱流測定位置（模型 1）
 （寸法の単位：cm）

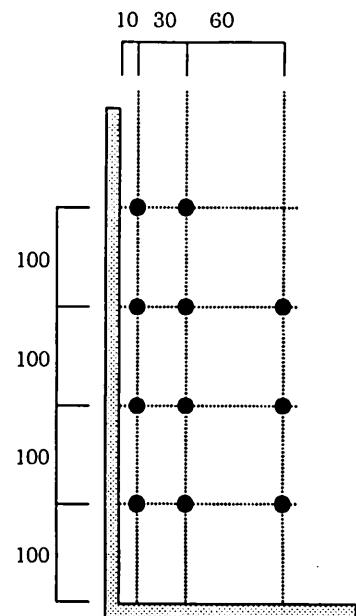


図 3-12 壁面受熱流測定位置（模型 2）
 （寸法の単位：cm）

(5) 壁面受熱流の測定

室内装の燃焼は、火災拡大を加速する重要な因子のひとつである。内装に対して、室隅火災は最も危険な着火源条件であり、このような場合の火災プリュームから壁面が受ける熱流束に関する情報を整理しておくことが必要である。本研究では、既存の研究に倣い壁面の複数箇所（図3-11及び3-12）で熱流束を測定した。測定はGardonタイプの水冷式熱流束計（Medtherm社製GTW-10-40-484およびVertell社製TG1000-1）を用いて行った。

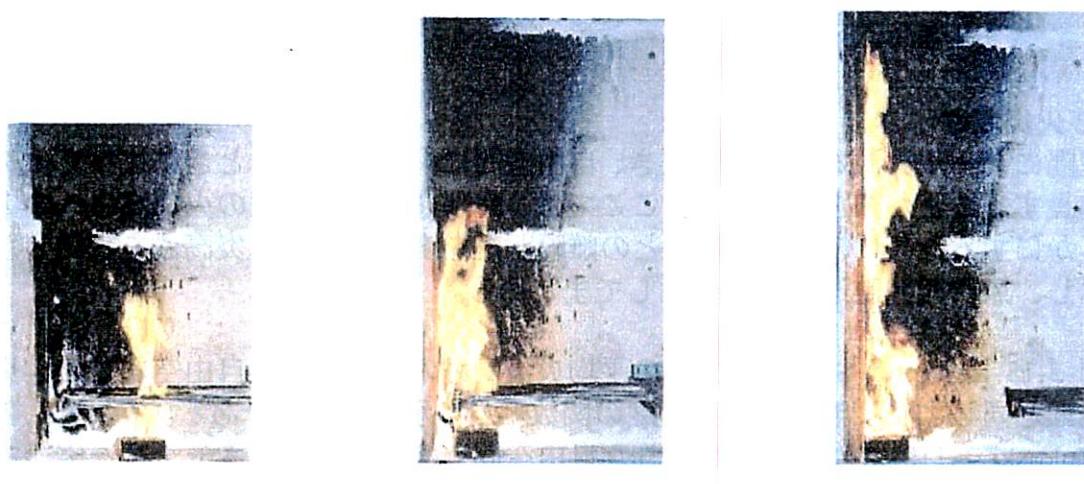
3-3 結果と考察

3-3.1 火炎の特徴

写真 3-1 は、火源径 0.1m、発熱速度 15kW および $(S_1 : S_2) = (1 : 1)$ の火源条件での、(a) $S/D=2.0$ 、(b) $S/D=0.5$ および(c) $S/D=0$ の火炎形状である。火源が室隅に近づくほど火炎が細くかつ高くなっている。この条件下では $S/D=0$ での火炎高さは $S/D=2.0$ の場合のおよそ 2 倍となっていることがわかる。また、 $S/D=0.5$ と 2.0 の火炎は壁の方向に傾きながら伸びており、壁面に沿った火炎は室隅部に吸い付くように上昇している。

次に火炎の振動についてまとめる。火炎の上下方向への振動は周辺空気の巻き込みメカニズムと関連する[8]ので、写真 3-1 で見られるような火炎高さの著しい伸長の原因のひとつと考えられる周辺空気の巻き込み性状を説明するための重要なデータとなる。図 3-13 は、ビデオによって記録された火炎高さ(10 秒間 : 301 コマ)の一例を連続的に示したものである(火源条件は $D=0.1m$ 、 $\dot{Q}=15kW$ 、 $S/D=0$)。

得られた波形データから卓越振動数を求め、 S/D に対してプロットしたものを図 3-14 に示す(火源条件は $D=0.1m$ 、 $\dot{Q}=15kW$)。図中の実線は同じ火源条件で自由空間での結果である。火源の近傍に壁面が存在すると、自由空間よりも振動数は若干小さくなっていることがわかる。Portscht[9]はアルコールを燃料として、各種の大きさの火源を使って実験を行い、その結果、振動数が火源面積の増加に対して低下することを示した。本研究で得られた結果が Portscht の述べた相関と同様の傾向を示すとすれば、室隅に火源を設置した場合には、実際の径の数倍の大きさの火源に相当する振動数を有すると考えられる。



S/D=2.0

S/D=0.5

S/D=0

写真 3-1 室隅近傍に火源を設置した場合の火炎性状。
(火源径 : 0.1m、発熱速度 : 15kW)

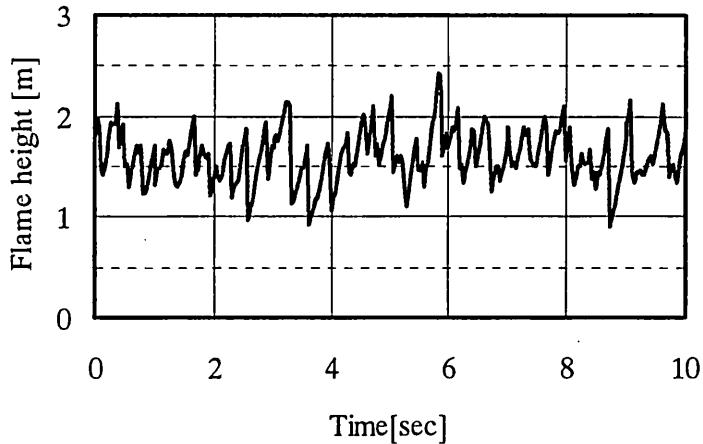


図 3-13 10 秒間の火炎高さの変動 ($D=0.1\text{m}$ 、 $\dot{Q}=15\text{kW}$ 、 $S/D=0$)

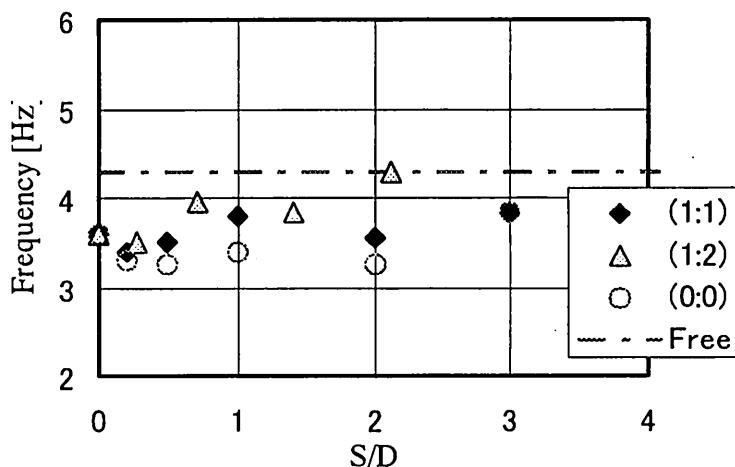


図 3-14 S/D に対する卓越振動数の変化

3-3.2 火炎高さ

室隅にプール火源を設置したとき、自由空間に火源を置いたときに比べて火炎高さが伸長することが知られている。ここでは、室隅を構成する壁の火炎高さへの影響を明らかにするために、火源と壁面との離隔距離を変えながら火炎高さを観測した結果を示し、無次元発熱速度の関数としてまとめる。

図 3-15 は、 $(S_1 : S_2)=(1 : 1)$ での平均火炎高さの観測結果を自由空間での火炎高さの整理と同じように無次元発熱速度の関数として示したものである。それぞれの図中で Zukoski ら[10]によって提案された自由空間での平均火炎高さモデルを実線で示す（式 2-3 参照）。これらの図から $S/D=0$ の場合の L_f は自由空間条件での約 2 倍の高さを持つ一方、 $S/D=2.0$ の場合は自由空間とほぼ同じ性状を示すことがわかる。 $S/D=0.5$ の場合、 $Q^*<1$ で Zukoski の示した自由空間モデルとほぼ一致するが、 Q^* が 1 以上になると、次第に L_f/D の値は自由空間モデルから離れ、さらに Q^* が大きくなると $S/D=0$ の性状に近づく。 Q^* の増加に伴って、火炎高さの性状が自由空間モデルから $S/D=0$

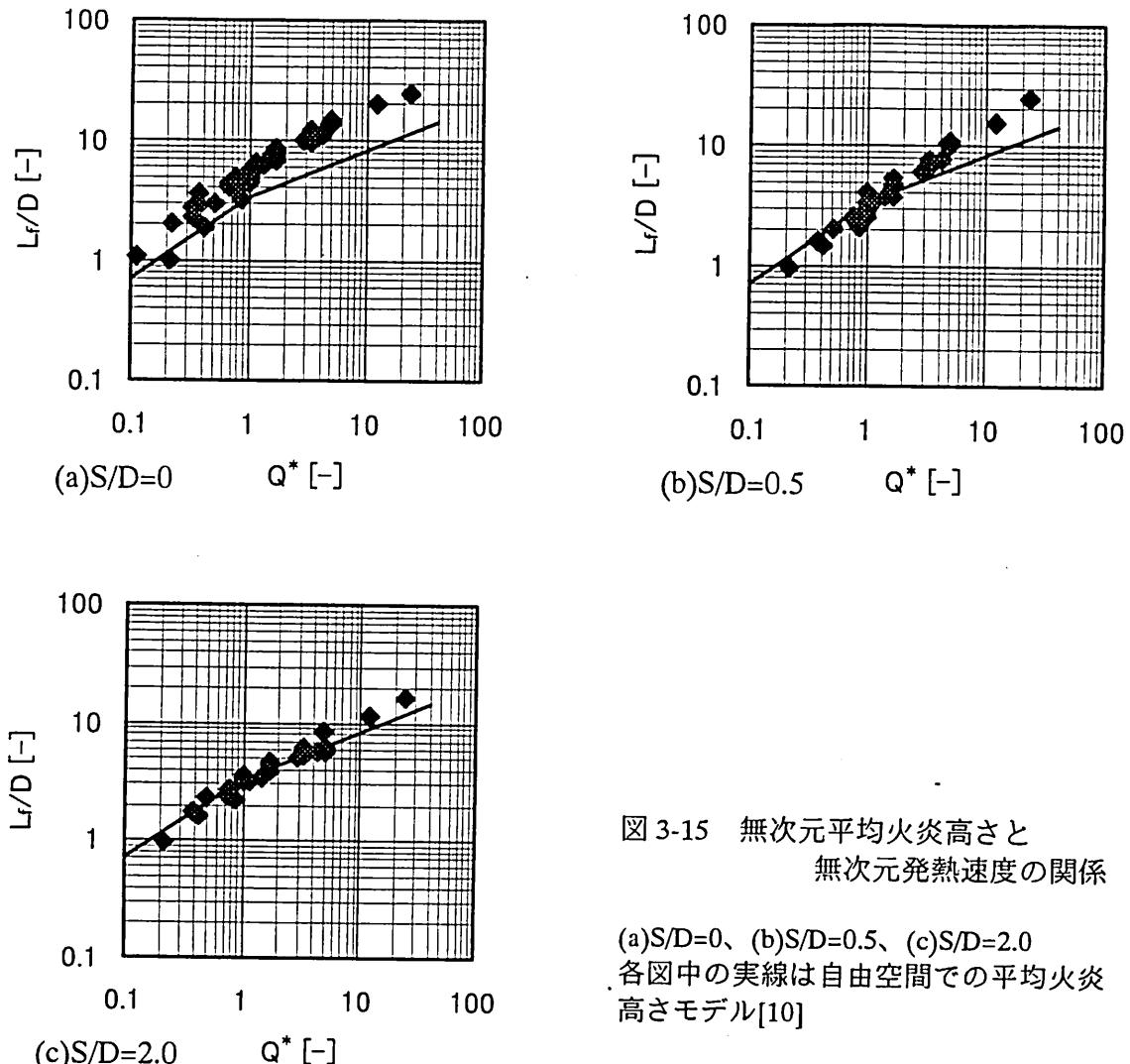


図 3-15 無次元平均火炎高さと
無次元発熱速度の関係

(a) $S/D=0$ 、(b) $S/D=0.5$ 、(c) $S/D=2.0$
各図中の実線は自由空間での平均火炎
高さモデル[10]

の結果に近づくという傾向は、 $0 < S/D < 2.0$ の範囲で見られる（本章末図 3-52～3-58）。図 3-52～図 3-58 の結果を比較すると、 S/D が小さいほど、火炎高さが自由空間モデルに従う Q^* 領域は小さくなることがわかる。

以上の結果をまとめると、次の 2 つの結論が得られる。

- (1) 火源径の 2 倍以上の離隔距離をとれば、火炎高さに対する壁面の影響はほとんど考慮しなくてよい。
- (2) $0 < S/D < 2.0$ の火源条件の場合、同じ S/D 条件でも無次元発熱速度の大きさによって火炎の著しい伸張の有無が決定される。すなわち、火炎高さに対する壁面の影響の大きさは、火源の発熱速度や代表径によって異なる。

この項の最後に、それぞれの $S_1 : S_2$ 条件及び S/D 条件ごとの火炎高さ L （最高火炎高さ、平均火炎高さ及び連続火炎高さ）の観測結果を火災安全工学上で扱いやすい $L/D=C_f Q^{**}$ の形にまとめる。 Q^* 領域を分けずに全ての領域に渡るデータを直線回帰して得られた定数 C_f 及び n を表 3-4 に一覧する。この表から、 S/D が小さいほど、 C_f は大きな値をとり、すなわち、 S/D が小さいほど火炎が高くなることを示す。べき乗数 n も S/D が小さいほど大きくなり、 $S/D=0$ ではおおよそ線火源の性状 ($n=2/3$) に等

表 3-4 $L/D = C_f Q^n$ の定数一覧

$S_r : S_n$	S/D	連続火炎高さ		平均火炎高さ		最高火炎高さ	
		C_f	n	C_f	n	C_f	n
0 : 1	0.0	2.54	0.65	4.95	0.63	7.76	0.57
	0.2	2.53	0.66	4.52	0.60	7.15	0.55
	0.5	2.36	0.62	3.91	0.61	6.22	0.58
	1.0	2.05	0.68	3.83	0.58	5.97	0.57
	2.0	2.53	0.54	3.97	0.55	5.96	0.53
	3.0	2.25	0.59	3.52	0.60	5.35	0.59
1 : 2	0.28	2.50	0.65	4.30	0.60	6.87	0.55
	0.71	2.32	0.57	3.58	0.58	5.61	0.56
	1.41	2.03	0.53	3.31	0.52	4.96	0.51
	2.12	2.11	0.47	3.34	0.49	4.94	0.50
1 : 1	0.2	2.36	0.67	4.29	0.63	7.10	0.59
	0.5	1.76	0.73	3.02	0.70	4.90	0.67
	1.0	1.74	0.64	2.8	0.64	4.46	0.62
	1.5	1.76	0.53	2.92	0.58	4.49	0.58
	2.0	1.80	0.58	2.77	0.55	4.59	0.52
	3.0	2.04	0.46	3.12	0.49	4.59	0.51

しい。これは火炎・プリュームの水平方向への広がりが抑制されていることを示唆する。

本章末に図 3-43～3-58 として、実験結果のプロットと表 3-4 で示した回帰式を合わせて示す。またこれらの図には Zukoski によって提案されている自由空間での火炎高さモデルを比較のために図示する。

3-3.3 溫度・上昇気流速度性状

(1) 垂直・水平断面温度分布性状

写真 3-1 と同じ条件での、両壁面から 45 度の方向の垂直断面等温度線図とそれとの S/D 条件での連続火炎域、間欠火炎域及びプリューム域での水平断面等温度線図を図 3-16 に示す。

垂直断面の等温度線性状を見ると、まず $S/D=0$ の場合では火炎性状でも見られたように、高温度領域が隅部に沿って細く長く伸びていることがわかる。一方、 $S/D=0.5$ と 2.0 のケースでも火炎性状と同様にトラジェクトリ（流れの主軸：測定高さでの最高温度位置をつないだものとする）が室隅に向かって傾いていることがわかる。 $S/D=0.5$ の場合ではトラジェクトリはおよそ 0.4m の高さで室隅に到達しており、到達点より上部では壁面に沿って上昇する。

水平断面の温度分布を見ると、 $S/D=2.0$ では、ほぼ同心円状の分布のまま上昇している。 $S/D=0.5$ の場合、連続火炎域では $S/D=2.0$ の場合と同様に同心円状の分布を示しているが、高さとともに壁面を短辺とした直角二等辺三角形の形状をもつ分布へと変わっていく。 $S/D=0$ の場合、連続火炎域高さでの等温度分布が既に二等辺三角形の形状を示している。この結果は、トラジェクトリが室隅部に沿って上昇しているときには、周辺空気の巻き込みが開放空間側からに限定されるので、上昇気流が壁に押しつけられていることを示唆している。またこの結果は、前項表 3-4 で示した火炎高さモデルの n 値が S/D が小さいときほど大きいこと（火炎が水平方向に広がらないこと）を支持する。

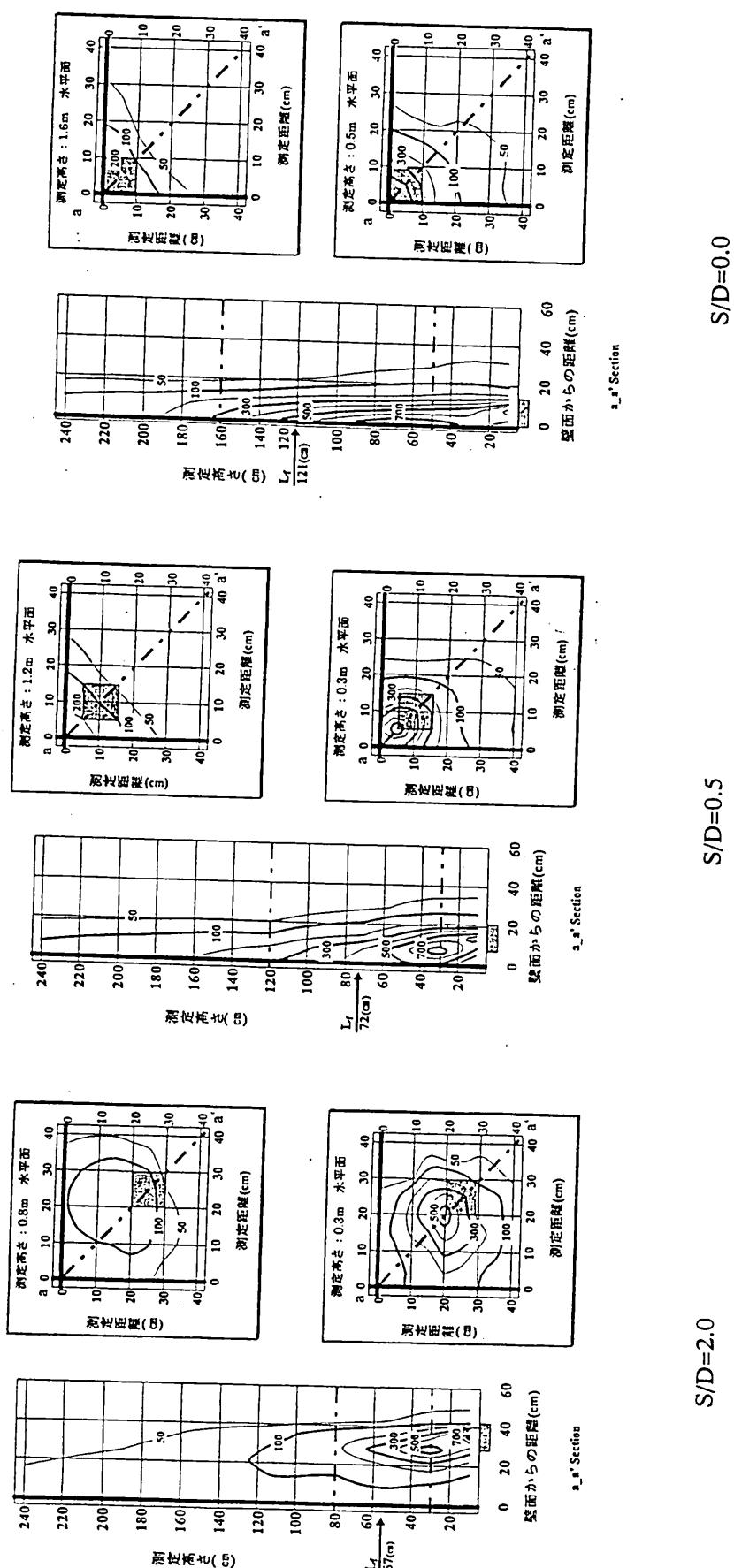


図 3-16 垂直及び水平断面での等温度分布 (火源径 : 0.1m、発熱速度 15kW)

S/D=0.0

S/D=0.5

S/D=2.0

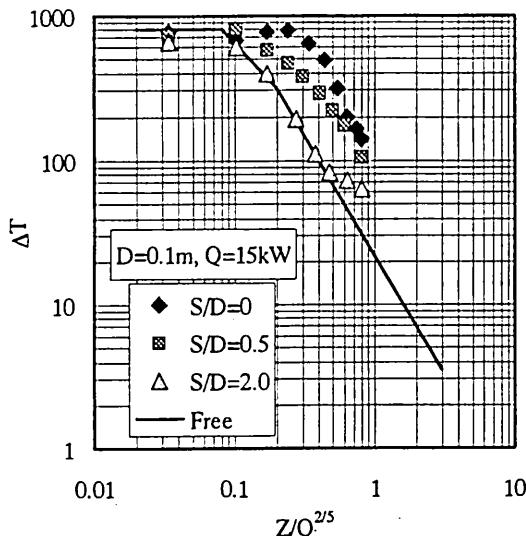


図 3-17 トライエクトリに沿った
温度の性状
(S/D による結果の比較)

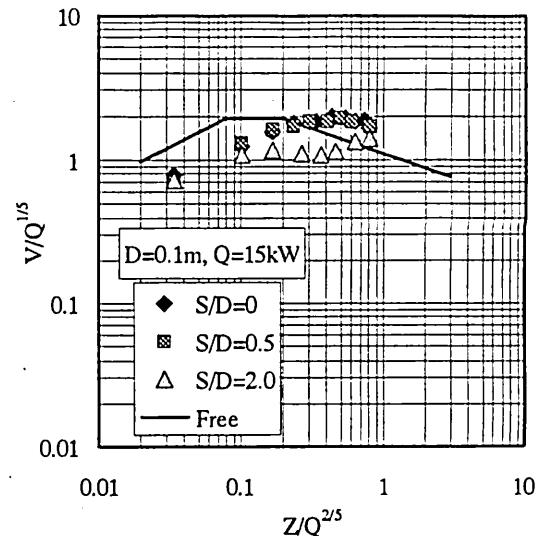


図 3-18 トライエクトリに沿った
上昇気流速度の性状
(S/D による結果の比較)

(2)主流軸の温度・速度性状

室隅火災プリュームの特徴を自由空間の火災プリュームと比較するために、トライエクトリに沿った温度及び速度の性状を図 3-17 及び 3-18 に示す。これらの図のデータは各測定高さでの最高上昇温度と最大速度で、McCaffrey[8]によって提示された相関線も合わせて示した。

図 3-17 は S/D=0 での高温領域の垂直方向への伸びを示し、また S/D=0.5 では高さとともに性状が S/D=0 の場合に近づくことを示している。また S/D=2.0 については自由空間での性状とほぼ一致するが、測定高さが非常に高いところでは減衰の大きさが小さくなり、室隅火災の性状に近づいていくことがわかる。また、前項の火炎高さの結果と比較すると S/D=0 での定常温度領域の高さは連続火炎高さと良く一致することがわかった。

上昇気流速度の結果を見ると(図 3-18)、トライエクトリが室隅壁面に達する場合、それ以上の高さでは、本研究での測定範囲の中では高さに伴う上昇気流速度の減衰がほとんど見られないことがわかる。

(3)S/D=0 でのトライエクトリ温度性状に関する考察

以上の結果から、S/D=0 でのトライエクトリ温度性状について考察する。

図 3-19 は、S/D=0 の条件で、D=0.1m の火源を用いて発熱速度を変えた実験の測定結果について、従来の自由空間での整理手法を適用したものである。どの発熱速度条件でも、自由空間の場合よりも、高温度領域が高い方向にあることがわかる。しかしながら、3-1 で示した既存研究の結果と同様に、定常温度領域や減衰領域の変曲点高さは火源の大きさや発熱速度により、ばらつきが見られた。これらの結果から、室隅火災の特徴長さを発熱速度の 2/5 乗で整理することが不十分であることが示唆される。前項で得られた火炎高さと無次元発熱速度の関係より、S/D=0 の平均火炎高さを特徴長さとすると、 L_f は発熱速度及び火源径の関数として、

$$L_f \propto \dot{Q}^{0.63} / D^{0.57} \quad (3-23)$$

となり、これを使ってトライエクトリ温度を再整理したものが図 3-20 である。すべ

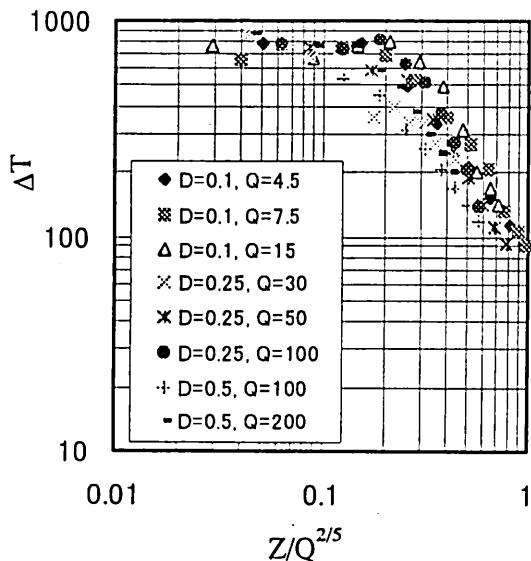


図 3-19 S/D=0 でのトラジェクトリ温度
(発熱速度の 2/5 乗で基準化)

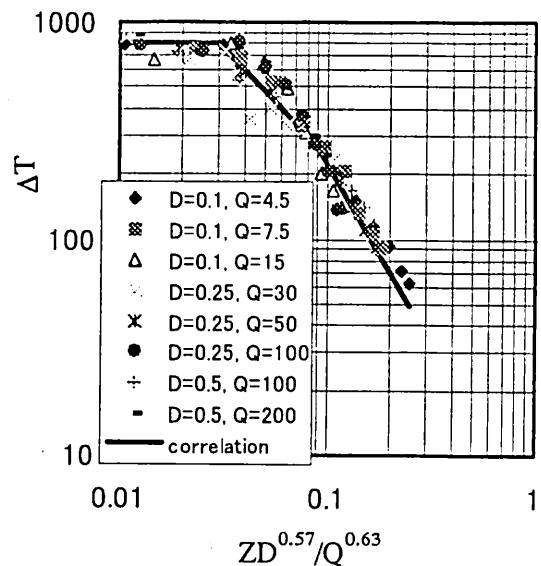


図 3-20 S/D=0 でのトラジェクトリ温度
(S/D=0 での平均火炎高さで基準化)

ての火源条件に対して、結果をよく満足している。ここで発熱速度に係る、べき乗数 0.63 は、既存研究[2-4]で用いられた 2/3 とほぼ等しい。

最後に、トラジェクトリ温度性状を定式化することは有用なので、本研究で得られた実験データを基に、以下に火炎領域ごとの予測式（図 3-20 中の実線）を示す。

$$\begin{aligned} \Delta T &= 800 & Z < L_{\min} \\ \Delta T &= 24 \cdot \left(\frac{Z \cdot D^{0.57}}{\dot{Q}^{0.63}} \right)^{-1} & L_{\min} < Z < L_{\max} \\ \Delta T &= 4.28 \cdot \left(\frac{Z \cdot D^{0.57}}{\dot{Q}^{0.63}} \right)^{-5/3} & L_{\max} < Z \end{aligned} \quad (3-24)$$

3-3-4 プリューム質量と巻き込み空気性状

(1) プリューム質量の算出

プリュームの境界は非定常なので、その境界線を明確に判断することは難しい。よって上昇気流速度と温度の測定データから火災プリュームの質量流量を推定することも困難である。本研究では、上昇気流速度と温度を可能な限り詳細に測定して得られたデータから次式に従って上昇質量 \dot{m}_f を算出する（付録 A 参照）。

$$\dot{m}_f = \int \rho w dA \quad (3-25)$$

前提としてプリュームの境界線について、煙層境界の決定に使われる N% 法[11]を適用して定義する。すなわち、各測定高さでの最高温度の 15% に相当する温度の等温線をプリューム境界線と定義する。ある測定点高さでのプリューム質量流量は、境界線によって仕切られる面積内にわたって ρw を積分することで得られる (w は測定された上昇速度 [m/s]、 ρ は w を測定した点での気体の密度 [kg/m^3])。図 3-21 に質量流量の算出方法の概念図を示す。この方法を使って自由空間における実験データから算出された質量流量データは、図 3-22 に見られるように自由空間でのプリューム質量流

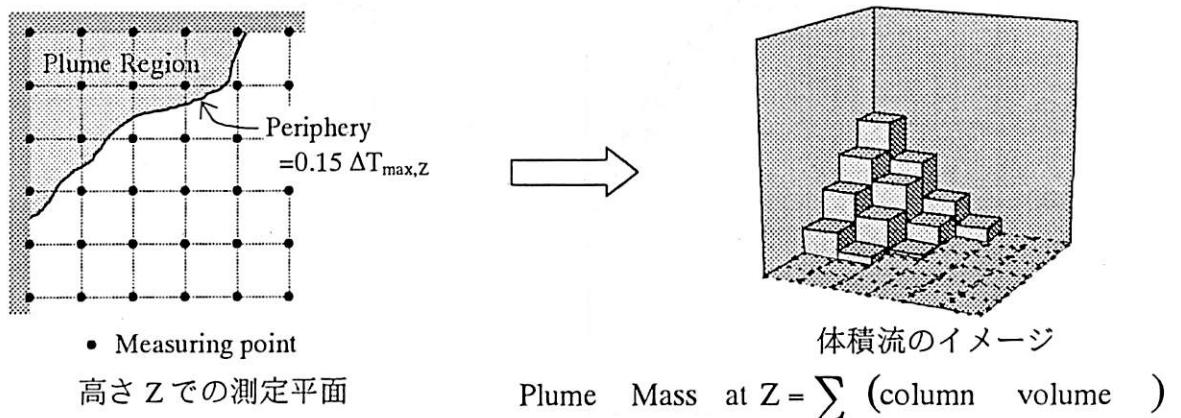


図 3-21 プリューム質量の算出方法の概念

量モデル[12]

$$\dot{m}_f = 0.076 \cdot Z^{5/3} \dot{Q}^{1/3} \quad (3-26)$$

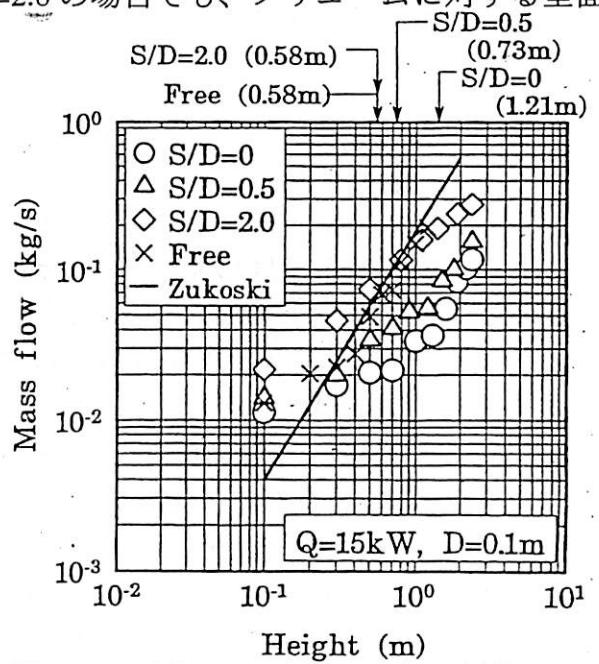
(Z は高さ [m]。ここでは仮想点源高さを 0 とした。) とよく一致する。

(2) 各 S/D 条件でのプリューム質量結果の比較

図 3-22 では $\dot{Q}=15\text{kW}$ 、 $D=0.1\text{m}$ での、高さに伴う質量流量の増加性状を S/D での比較を示している。またこの図では、それぞれの条件での平均火炎高さ L_f も合わせて示している。 $S/D=0$ の場合、 L_f の高さでプロットの傾きが変わっていることが明らかにわかる。この場合、 L_f より高い位置での質量の増加の割合は自由境界条件での傾きとほぼ一致しているが、 L_f より低い位置では、質量流量の増加割合は自由空間よりも抑制されている。 $S/D=0.5$ での傾向は $S/D=0$ の場合と似ており、質量流量の成長は制限されていることがわかる。図からは $S/D=2.0$ の場合でも、プリュームに対する壁面の影響が無視できなくなるような高さにおいては、プリューム質量流量が自由空間の性状から離れていることがわかる。

(3) プリューム周長

周辺から火災プリューム域への空気の巻き込みがプリューム境界線を通して生ずると考えられるので、図 3-23 に各高さでのプリューム境界線の長さ l_p の変動を示す。 $S/D=0$ および 0.5 での各高さの境界線長さ（周長） l_p は $S/D=2.0$ の場合に比べて小さい。一方、 $S/D=2.0$ の場合では、低い高さでのプリューム水平断面積は大きく変化（成長）するが、プリューム周長が壁面に接するような高さ以上では

図 3-22 プリューム質量の高さに対する增加性状 ($D=0.1\text{m}$ 、 $\dot{Q}=15\text{kW}$)

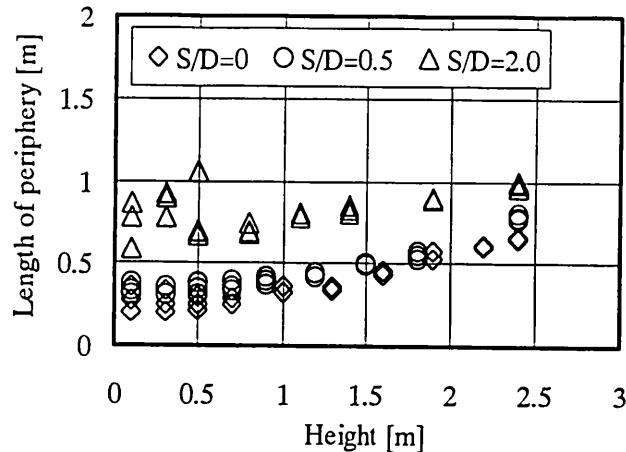


図 3-23 プリューム周長の高さに対する変動 (D=0.1m)

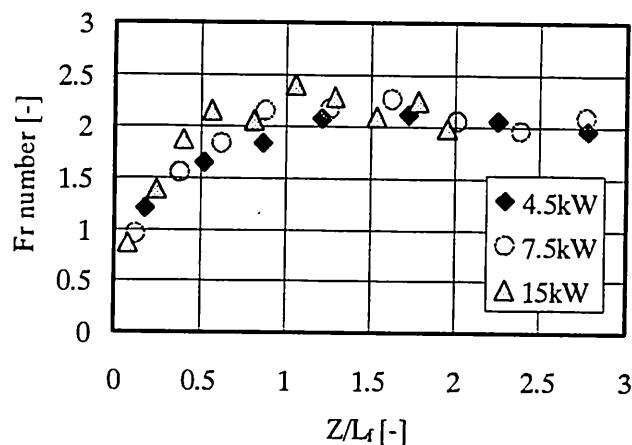


図 3-24 S/D=0 での高さに対するフルード数の変動 (D=0.1m)

プリューム域の成長も制限されていることがわかる。これらの結果はプリューム質量の結果とよく対応している。

(4) フルード数

図 3-22 で S/D=0 のケースでも平均火炎高さ以上の高さでは自由空間とほぼ同じ傾きを有していることは注目される。すなわち、流れの性質を反応が支配している領域を平均的に燃焼反応が終結する高さ = 平均火炎高さより下の部分とすれば、この領域より上の部分では、自由空間と同様の性質を有していることを意味する。火災プリュームの流れを特徴付ける無次元数のひとつとしてフルード数が使われる。自由空間のプリューム領域でのフルード数は一定である。そこで室隅火災プリュームの流れの特徴を知るために、次のように高さ Z におけるフルード数 Fr_Z を定義し、その結果を平均火炎高さで基準化した高さに対してプロットしたものが図 3-24 である。

$$Fr_Z = \frac{w_Z}{\sqrt{g \cdot D \cdot \Delta\rho / \rho_0}} \quad (3-27)$$

ここで $\Delta\rho = \rho_0 - \rho_{f,Z}$ で、 $\rho_{f,Z}$ はその高さでの代表温度（最高温度）を使って求めた密度である。フルード数が平均火炎域より高い領域ではほぼ一定であることがわかり、この結果からも平均火炎高さ以上でのプリューム質量性状を自由空間のプリューム領域と同様に取り扱うことが可能であることを示唆される。

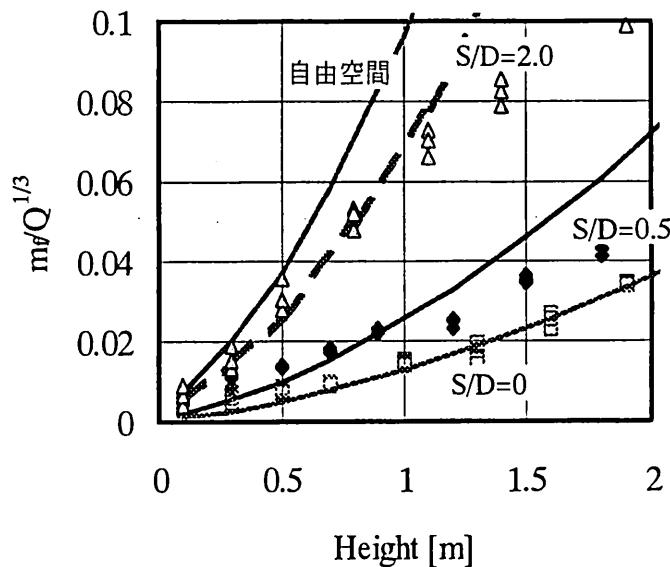


図 3-25 プリューム質量と高さの関係 ($D=0.1\text{m}$)
予測モデル（式(3-28)）と実験結果との比較

(5) プリューム質量モデル
と巻き込み空気性状
以上の結果と考察から、式(3-26)に示した自由空間でのプリューム質量式と同形の式を室隅火災プリュームにも適用する。

$$\dot{m}_f = \mu \cdot \left(Z + 1.5 \sqrt{A_f} \right)^{5/3} \cdot \dot{Q}^{1/3} \quad (3-28)$$

ここで μ は S/D に応じて決定される実験定数で、 $S/D=0$ のとき $\mu=0.01$ とする。また $S/D=0.5$ 及び 2.0 のときは、 $S/D=0$ の性状に移行するまでについてそれぞれ、 $\mu=0.02$ 及び $\mu=0.054$ とした。また $1.5A_f$ は仮想源高さを表す[13] (A_f は火源の面積)。図 3-25 に、実験データと式(3-28)の結果を比較する。また、ここで μ を S/D の関数としてプロットする（図 3-26）と、 μ は S/D に対して線形の関係を持つことがわかる。自由空間での μ の値は 0.076 をとるので、 S/D が 3 以上となると、プリューム質量は壁面の影響を受けなくなることが示唆される。

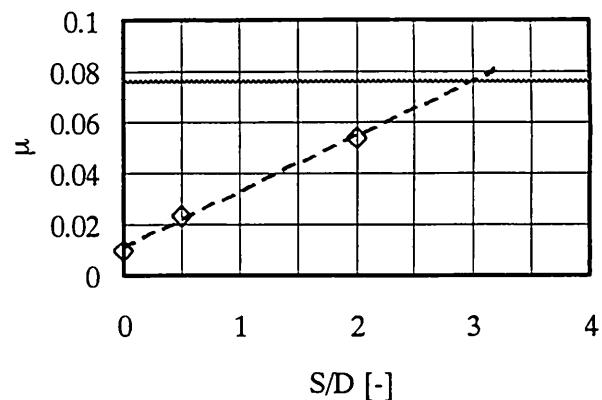


図 3-26 プリューム質量係数 μ と
無次元離隔距離の関係

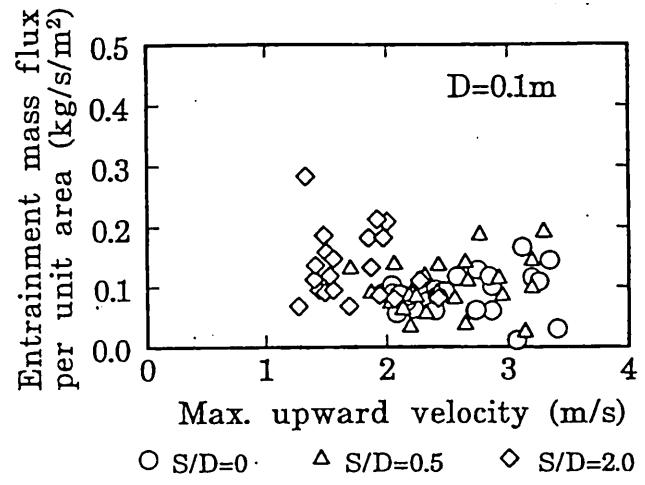


図 3-27 プリュームへの巻き込み質量流束と
上昇気流速度の関係 ($D=0.1\text{m}$)

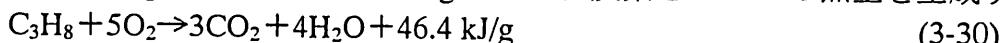
次にプリュームへの巻き込み空気性状について検討する。プリューム質量が高さ Z と $Z+\Delta Z$ の間で周長 l_p を通しての空気の巻き込みによって増大すると仮定すると、プリューム境界の単位面積あたりに巻き込まれる空気の質量 \dot{m}_e'' は次のように表される。

$$\dot{m}_e'' = \frac{\Delta \dot{m}_p}{\Delta Z} \cdot \frac{1}{l_p} \quad (3-29)$$

ここで、 $\Delta \dot{m}_p$ は Z と $Z+\Delta Z$ 間でのプリューム質量の増大分である。各測定高さで測定された最大上昇速度と上式で計算された当該高さにおける巻き込み空気の質量流束との関係を図 3-27 に示す。 \dot{m}_e'' の値は、 $S/D=2.0$ の一部のデータを除いて、上昇気流速度に関わらずおおよそ 0.1 kg/sm^2 に集まっている。この結果は、室隅火災ではプリューム境界を横切って巻き込まれる単位面積あたりの質量流が上昇気流速度に対して独立であり、ほぼ一定であることを示唆している。

3-3.5 CO₂ 質量

燃料として用いたプロパンガスは完全に燃焼すると次の化学式に従い、燃料 1g の反応に対して約 4g の酸素を消費し、3g の二酸化炭素と 46.4kJ の熱量を生成する。



火炎高さを燃焼反応の終結を示す目印であるとすれば、各測定高さでの CO₂ の通過質量は図 3-28 のような変動を示すと考えられる。高さに対する CO₂ 通過質量は、平均火炎高さまで増加し、その値は化学量論値に近づく。平均火炎高さ以上では、それ以上は反応が生じないので、通過質量はそれ以上増えることはなく、また逆に CO₂ が分解あるいは再反応によって別の化学種となることはほぼ有り得ないので、減少することもなく一定の値を示すはずである。すなわち CO₂ 通過質量は燃焼反応を定量的に示す良い物理量であり、これを測定することにより、各測定高さでの反応量を推定することも可能であると思われる。

各測定高さでの CO₂ 通過質量[g/s]は、測定平面をメッシュ状の小面積に分け、その中心での CO₂ 濃度測定値 $y[\text{vol.}\%]$ から、気体の状態方程式

$$pV=nRT \quad (3-31)$$

ここで p : 圧力 (ここでは大気圧=1atmとした)、

V : 単位時間に小面積 A を通過する CO₂ 体積流 [m³/s] ($= wA \cdot y/100$)、

w は上昇気流速度[m/s])

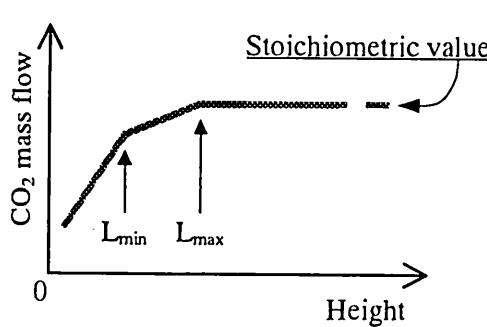


図 3-28 予想される
CO₂ 通過質量性状

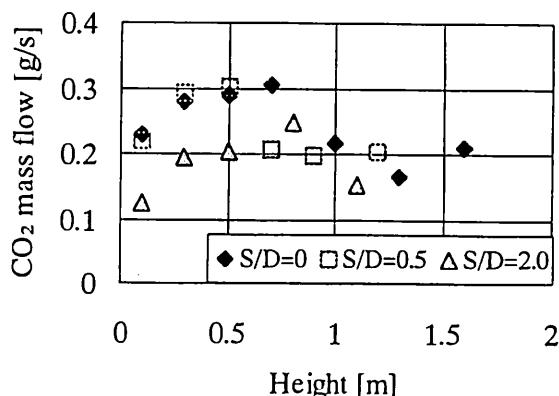


図 3-29 CO₂ 通過質量の測定結果

n : 単位時間に小面積を通過する CO_2 のモル数 (= \dot{m}_c/M 、 \dot{m}_c は通過質量流速 [g/s]、 M は 1 モル当りの質量で 44g)、
R : 気体定数 (= $0.082 \times 10^{-3} [\text{atm} \cdot \text{m}^3/\text{mol} \cdot \text{K}]$)、
T : 通過する気体の温度 [K] である。

を使って当該面積 i を通過する CO_2 質量 $\dot{m}_{c,i}$ を求めた。

$$\dot{m}_{c,i} = \frac{M \cdot wA \cdot y / 100}{RT} \quad (3-32)$$

従って高さ Z を通過する CO_2 質量は、 $\dot{m}_{c,i}$ を測定平面にわたって総和したものである。

$$\dot{m}_c = \sum_i \dot{m}_{c,i} \quad (3-33)$$

図 3-29 に代表的な結果を示す ($D=0.1\text{m}$ 、 $\dot{Q}=4.5\text{kW}$)。 $S/D=0$ および $S/D=0.5$ では、火源面から高さとともに通過質量が増加し、ほぼ化学量論量 (0.3g) に達していることがわかる。一方、 $S/D=2.0$ の場合では、全体として通過質量が小さい。また、最大値を迎える高さも $S/D=2.0$ が最も高い位置であり、先に述べた反応性状を再現していない。また、 $S/D=0$ や 0.5 のケースでも一度ピークを迎えたあとは、減衰する傾向が見られる。これらの結果は、今回の測定ポイント数が粗いことと、温度・速度の測定とガス濃度の測定が同時ではないことなどが原因と考えられる。

$S/D=0$ 及び 0.5 のケースではそれぞれ平均火炎高さは、 $L_f=0.58$ 及び 0.36m であるが、今回の CO_2 通過質量の結果からは明確な差異は認められない。この両方のケースとも $Z=0.1\text{m}$ の高さで化学量論量の 2/3 以上の反応が生じていると考えられ、従って火源の形状、特に火源の辺長が巻き込み性状に強く影響を与えるという Thomas[13] の示唆を確認することができる。

3-3.6 壁面受熱流束

(1) $S/D=0$ での結果

$S/D=0$ での壁面が受ける熱流束の結果について、図 3-30、3-31 にまとめる。

図 3-30 は室隅からの水平距離 x が $D/2$ となる鉛直線上の壁面受熱流束をまとめたもので、横軸には平均火炎高さで基準化した無次元高さ Z/L_f を用いた。この図から、

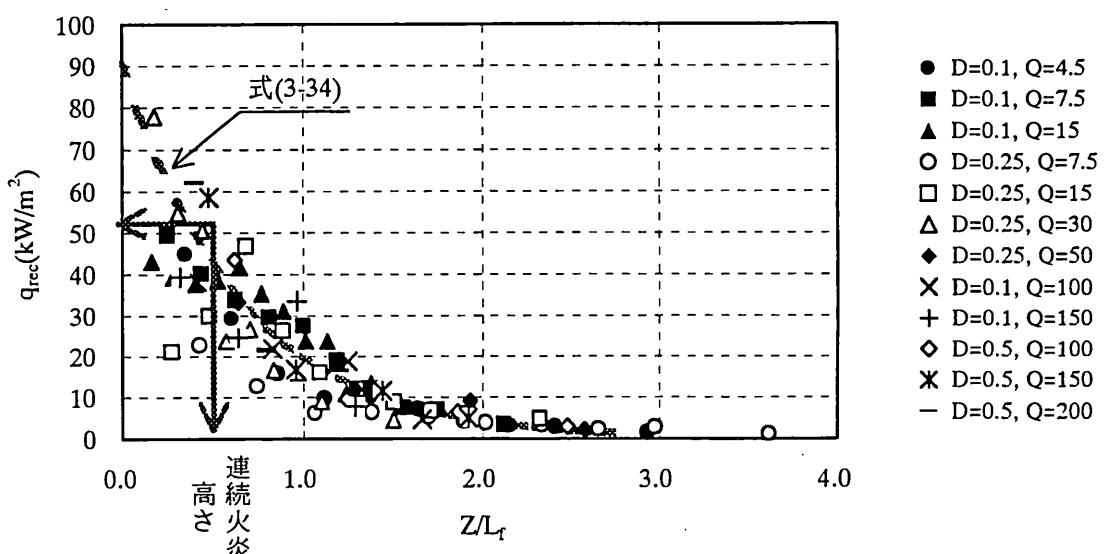


図 3-30 x/D が 0.5 付近での高さ方向の受熱流束結果 ($S/D=0$)

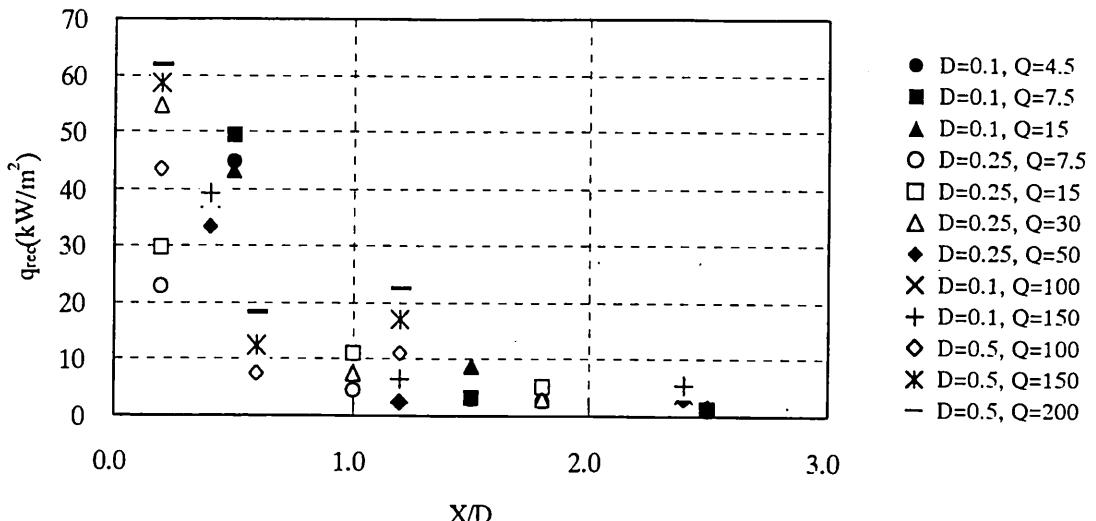


図 3-31 連続火炎高さ付近での水平方向の受熱流束結果 ($S/D=0$)

平均火炎高さでの受熱流束はおおよそ 20 kW/m^2 で、これは Kokkala[3] の結果と一致する。また、連続火炎高さは平均火炎高さのおおよそ $1/2$ となるので、 $Z/L_f=0.5$ での受熱流束に注目すると、約 50 kW/m^2 である。高さに対する減衰は概ね指数関数的で、受熱流束 \dot{q}_{rec}'' について以下の近似式が得られる。

$$\dot{q}_{rec}'' = 90 \cdot e^{-1.5 \cdot \frac{Z}{L_f}} \quad (3-34)$$

となる。この近似曲線も合わせて図示する。

図 3-31 は連続火炎高さ以下での水平方向の壁面受熱流束を x/D の関数としてまとめたものである。データにはらつきが見られるのは、測定している高さが一定ではないためと考えられる。しかしながら、概ね室隅からの距離が火源径程度 ($x/D \approx 1$) で受熱流束は 20 kW/m^2 以下となり、平均的に火炎が存在する幅は火源径とほぼ等しいことが推測される。受熱流束が 50 kW/m^2 以上となる部分を連続的に火炎が存在する領域と考えるとおよそ $x/D \leq 0.5$ の領域がそれに該当する。この結果から、室隅に火源が設置された場合、火炎は室隅方向に押し付けられ、連続的に火炎が接する幅は火源径の $1/2$ 程度であることをわかる。

(2) $S/D > 0$ での結果

図 3-32 は鉛直方向の壁面受熱流束の変動を S/D について比較したものである。図

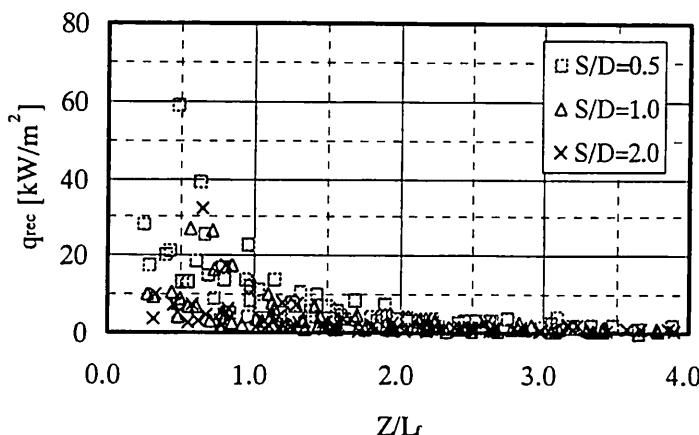


図 3-32
垂直方向の受熱流束
(S/D ごとに最も受熱流束が強い位置での比較)

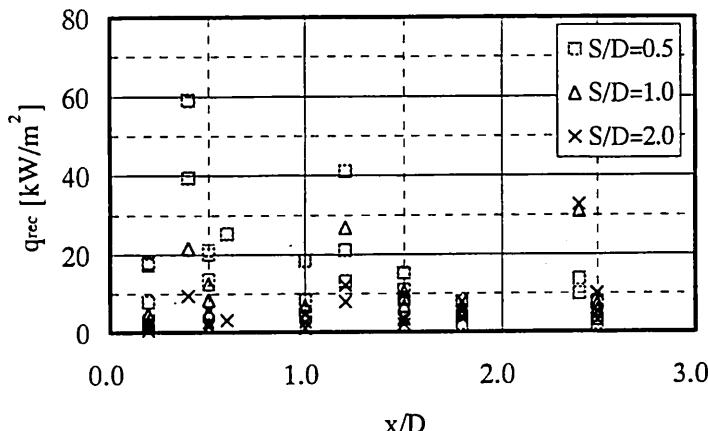


図 3-33
連続火炎高さ付近での
水平方向の受熱流束

3-32 の結果より、各 S/D 条件で最も受熱流束の強い位置、S/D=0.5 の場合は $x=D/2$ 、S/D=1.0 の場合は $x=D$ 、S/D=2.0 の場合は $x=2D$ となる鉛直線上のデータについて比較する。S/D の増加とともに壁面の受熱流は減少し、S/D=1 以上ではほとんどの条件で最大値は 10 kW/m^2 以下である。S/D=1 以上の条件で 10 kW/m^2 を超えるのは、火源径が 0.5m の場合と 0.25m で発熱速度が大きい場合で、火炎の厚みの影響が大きいためと考えられる。

一方図 3-33 は、連続火炎高さ以下の水平方向の壁面受熱流束の変動を S/D について比較したものである。S/D の増加に伴い、受熱流束のピーク位置は室隅から離れていき、それぞれの S/D 条件でのピーク位置はほぼ $S \sim S+D$ の間にあることがわかる。

(3)内装材料への影響

壁面受熱流束の結果から火災成長期における室隅火災の内装材料への影響を考えると次のような点が挙げられる。まず、ほとんどの可燃性物質が数秒のオーダーで着火すると考えられる受熱流束 $q''_{rc} \geq 50\text{ kW}$ の領域は、少なくとも $S/D \geq 1$ では見られない。従って室隅火災が内装上の急激な燃焼拡大の原因となる着火源として大きな効果を示すのは、 $S/D < 1$ の場合であると推定される。また、 $S/D \leq 0.5$ で 50 kW/m^2 を超える領域は、鉛直方向に $Z/L_f \leq 0.5$ (図 3-30)、水平方向に $x/D \leq 0.5$ であり、この範囲を着火源からの加熱を受けた内装が同時に着火する領域として取り扱うことができる。

3-3.7 火災プリュームの傾き性状に関する考察

前節までに示した結果より、室隅近傍に設置された火源から生じた火災プリュームは室隅方向に傾斜しながら上昇し、火災プリュームが室隅壁に衝突すると、それより高い部分では、 $S/D=0$ での火災プリューム性状に類似することがわかった。 $S/D>0$ の場合で火炎が自由空間の場合よりも伸長するのは、火災プリュームが壁面に衝突する高さと関連することが予想される。

本節では、まず温度測定結果から火災プリュームが室隅壁に衝突する高さを推定し、火炎の伸び現象との関連を考察する。そして、火災プリュームの傾き性状について理論的な検討を行い、実験結果から得られた衝突高さについて検証を行う。

(1)実験結果から得られる傾き性状

まず、火災プリュームについて次のように定義する (図 3-34)。各測定高さでの最高温度測定点を中心に幅を火源径 (この場合は $\sqrt{2}D$) とする筒状の領域を火災プリュームと定義する。

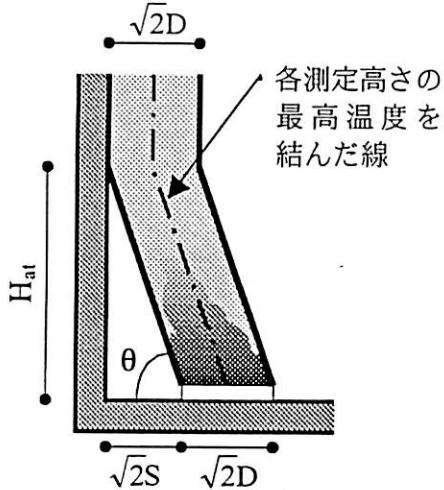


図 3-34 火災プリュームの傾斜角度
及び衝突高さの定義

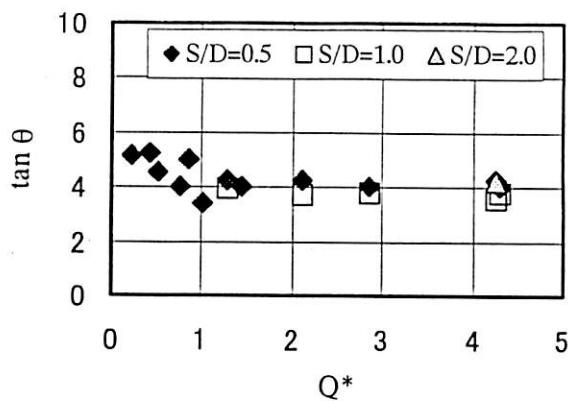


図 3-35 火災プリュームの傾斜角度と無次元
発熱速度との関係

ームとし、火災プリュームが室隅壁に衝突する高さを H_{at} とする。火災プリュームが床面となす角度 θ は次のように表現される。

$$\tan \theta = \frac{H_{at}}{\sqrt{2}S} \quad (3-35)$$

温度の測定結果から $\tan \theta$ を求め、 Q^* に対してプロットしたものが図 3-35 である。検証を行った S/D 条件($S/D \leq 2$)では、 $\tan \theta$ はほぼ一定の値を示しており、すなわち、火災プリュームが室隅壁面に衝突する高さは、 Q^* には依存せずに火源と壁面との距離にのみ依存する。

$$H_{at} \approx C \cdot S \quad (3-36)$$

ここで C は結果からほぼ 4~5 の値をとる。

(2)火災プリュームの傾きと火炎高さの関連

先に述べたように火災プリュームが室隅壁面に達する高さ H_{at} を境界にして、プリューム性状、火炎性状が変化する。ここでは前項で実験結果から得られた火災プリュームの衝突高さ予測式を使って、 $S/D < 0$ に置かれた火源からの火炎高さが、自由空間の場合よりも伸長するかどうかを判定する方法を述べる。

H_{at} と離隔距離との関係式(3-36)の両辺を火源径 D で除して無次元形とする。

$$\frac{H_{at}}{D} \approx C \cdot \frac{S}{D} \quad (3-37)$$

自由空間での無次元火炎高さについては Zukoski モデル[10]、

$$\frac{L_f}{D} = \begin{cases} 3.3 \cdot Q^{2/3} & Q^* < 1 \\ 3.3 \cdot Q^{2/5} & Q^* \geq 1 \end{cases} \quad (2-3)$$

を適用する。ここで、 H_{at} と L_f を比較して、 $H_{at}/D \leq L_f/D$ ならば火炎高さ性状は室隅火炎性状の性質を有すると仮定すると、式(3-37)と(2-3)から、与えられた Q^* に対して火炎の著しい伸長の有無を決定する臨界離隔距離 S_{crit}/D が次式から得られる。

$$\frac{S_{crit}}{D} = \frac{3.3}{C} \cdot Q^{2/3} \quad (Q^* \leq 1) \quad (3-38)$$

$$\frac{S_{\text{crit}}}{D} = \frac{3.3}{C} \cdot Q^{*2/5} \quad (Q^* > 1) \quad (3-39)$$

図 3-36 に式(3-38)及び(3-39)の計算結果を示す。この式から、逆に S/D が与えられたときに火炎の著しい伸長が生じる Q^* の値を求め、図 3-52～3-58 に示す火炎高さの結果を比較すると、計算結果は火炎高さ性状が自由空間の性質を失う Q^* の値をよく再現している。

(3) 室隅近傍での火災プリューム傾斜モデル

前項では、火源が室隅近傍に設置されたとき、火災プリュームが室隅壁面方向に傾斜し、壁面に達する高さ H_{at} は火源発熱量には依存せず、火源と壁面との距離 S に依存することが示した。岡の研究[14]では線状火源について同様の結果が示されている。

しかしながら、前述の手法では、火源が室隅部から無限に離れた場合でも H_{at} が求められることになり、よってプリューム性状に対する壁面の影響の大きさと離隔距離との関係を物理的に示す必要がある。

岡の研究[14]では、図 3-37 に示すような 2 つの線形火源上の火炎の寄りつきをモデル化し、火炎プリュームの融合高さ L_m と離隔距離 S の関係について次式を得ている。

$$\frac{S}{L_m} = \left(\frac{w}{Q_{rec}^* \sqrt{gD}} \right)^3 \left(1 - \frac{S}{2W} \right) \quad (3-40)$$

ここで、 w は垂直方向の代表速度[m/s]、 Q_{rec}^* は線火源の無次元発熱速度、 D は線火源の短辺長さ[m]、 W は線火源の長辺長さ[m]、 g は重力加速度である[m/s²]。この時、小口方向からの空気の水平流入（巻き込み）速度と火源長辺方向からの巻き込み速度が等しいことを仮定している。彼は、このモデルを 1 本の線状火源が壁に近づいていく場合にも適用している。しかし、上の仮定は火源がともに自由境界上に置かれているために成立するが、壁面近傍は室隅近傍に火源が設置される場合には、巻き込み速度に与える壁の影響を考慮する必要があると考えられる。

モデル化にあたって、まず岡のとった方法と同様に、火災プリュームにかかる力のバランスを考える。火災プリュームは $x-x'$ 軸を回転軸として室隅側に傾斜すると仮定する。従って $+y'$ 方向にかかる力 F_+ は f_1 と f_2 の合力、 $-y'$ 方向にかかる力 F_- は f_3 と f_4 の合力で表される。また垂直方向の力は温度差によつて生じる浮力 F_B のみで表現されるとする（図 3-38）。

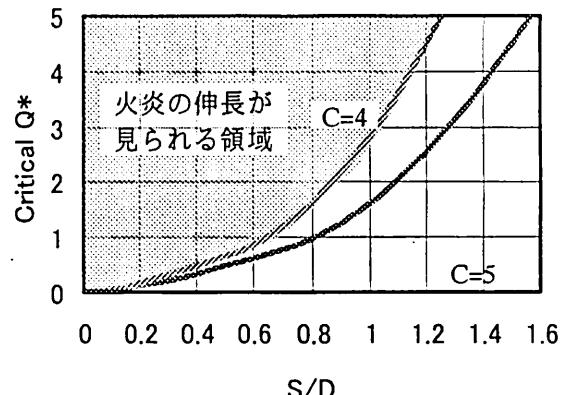


図 3-36 著しい火炎伸長が見られる
 $S/D-Q^*$ の条件

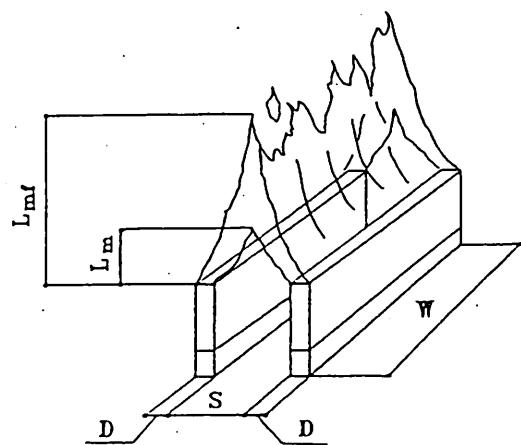


図 3-37 2 本の線形火源間の融合状況
(岡[14])

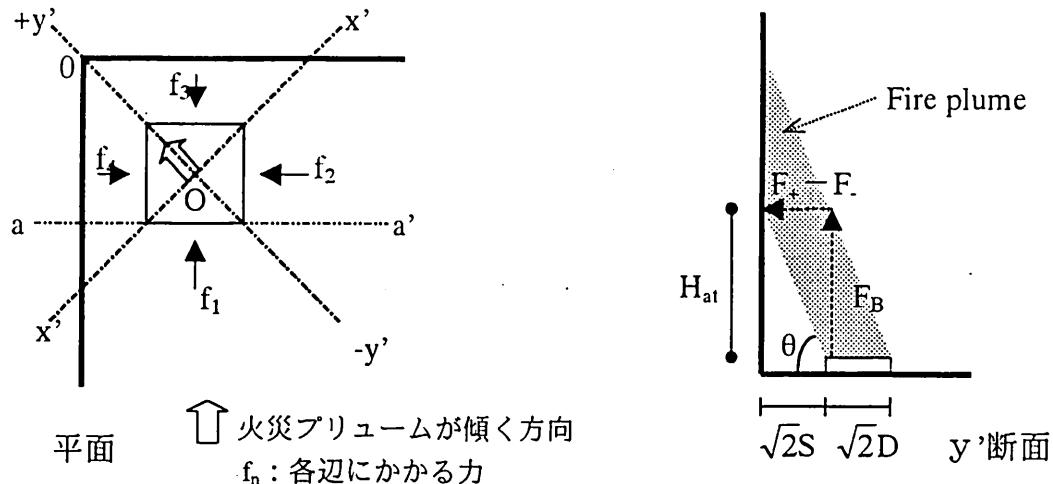


図 3-38 室隅近傍での火災プリューム傾斜の概念

$$F_B = \Delta\rho g D^2 H_{at} = \rho_f \frac{\Delta T}{T_0} g D^2 H_{at} \quad (3-41)$$

ここで $\Delta\rho = \rho_f - \rho_0$ 、 $\Delta T = T_f - T_0$ であり、 ρ_f 、 T_f はそれぞれ火災プリューム中の密度及び温度である。

次に a-a' 面からの水平方向の空気の巻き込みについては図 3-39 のような特徴を持つと仮定する。すなわち、壁面側に面する火源辺からの巻き込み空気量は火源と壁面との間から流入する空気量に等しく、その水平速度分布においては図 3-40 のような正規分布を持つものとして、さらに壁面での速度はゼロとする。これにより隙間から流入する空気の代表流速 u' は u の関数として次のように示される。

$$u' = u \cdot \exp \left\{ - \left(\frac{r}{b_c} \right)^2 \right\} \quad (3-42)$$

火源からの距離 $r = \frac{S+D}{2}$ 、半値幅 $b_c = \frac{S+D/2}{2}$ として、式(3-42)を整理すると次のようになる。

$$\begin{aligned} u' &= u \cdot \exp \left\{ - \left(\frac{r}{b} \right)^2 \right\} \\ &= u \cdot \exp \left\{ - \left(\frac{\frac{D+S}{2}}{\frac{S+D/2}{2}} \right)^2 \right\} = u \cdot \exp \left\{ - \left(\frac{2S+2D}{2S+D} \right)^2 \right\} \\ &= u \cdot \exp \left\{ - 4 \cdot \left(\frac{S/D+1}{2S/D+1} \right)^2 \right\} = u \cdot \exp (-4 \cdot \varepsilon^2) \quad \left(\because \varepsilon = \frac{S/D+1}{2S/D+1} \right) \end{aligned} \quad (3-43)$$

+y' 方向への力 F_+ は、

$$F_+ = \sqrt{f_1^2 + f_2^2} = \sqrt{2} \cdot f_1 = \sqrt{2} \rho_0 u^2 D H_{at} \quad (\because f_1 = f_2) \quad (3-44)$$

ρ_0 : 外気密度

-y' 方向への力 F_- は、

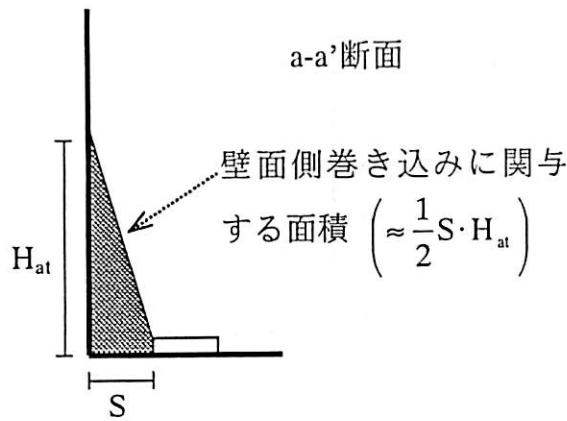


図 3-39 壁面側からの空気巻き込み

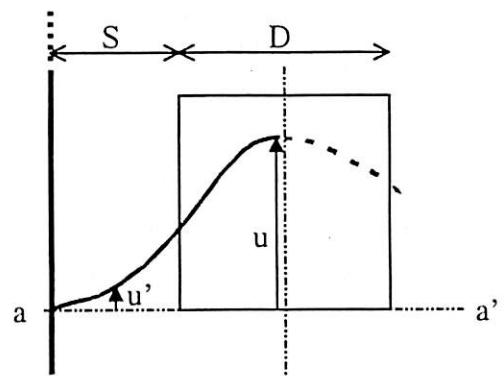


図 3-40 a-a'軸での巻き込み速度(水平速度)分布モデル

$$F_- = \sqrt{f_3^2 + f_4^2} = \sqrt{2} \cdot f_3 = \sqrt{2} \rho_0 u'^2 \frac{S}{2} H_{at} \quad (\because f_3 = f_4) \quad (3-45)$$

従って、+y 方向への合力は式(2-80)～(2-81)より、次のようになる。

$$\begin{aligned} F_+ - F_- &= \sqrt{2} \rho_0 u^2 H_{at} \left[D - \frac{S}{2} \exp(-4\epsilon^2)^2 \right] \\ &= \sqrt{2} \rho_0 u^2 H_{at} D \left\{ 1 - \frac{S}{2D} \exp(-8\epsilon^2) \right\} \end{aligned} \quad (3-46)$$

室隅部方向への火災プリュームの傾きをθとする(図 3-38)と、 $\tan\theta$ は、

$$\begin{aligned} \tan\theta &= \frac{H_{at}}{\sqrt{2}S} = \frac{F_B}{F_+ - F_-} \\ &= \frac{\rho_f \Delta T}{\sqrt{2} \rho_0 T_0} \cdot \frac{gD}{u^2} \cdot \frac{1}{1 - \frac{S}{2D} \exp(-8\epsilon^2)} \end{aligned} \quad (3-47)$$

ここで $\phi = 1 - \frac{S}{2D} \exp(-8\epsilon^2)$ 及び $\lambda = \frac{\rho_f \Delta T}{\rho_0 T_0} \cdot \frac{gD}{u^2}$ とし、式(3-47)を整理すると、最終的に次式が得られる。

$$\frac{H_{at}}{D} = \lambda \cdot \frac{S}{D} \cdot \frac{1}{\phi} \quad (3-48)$$

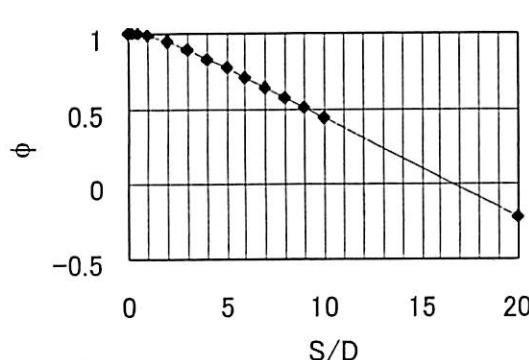


図 3-41 ϕ と S/D の関係

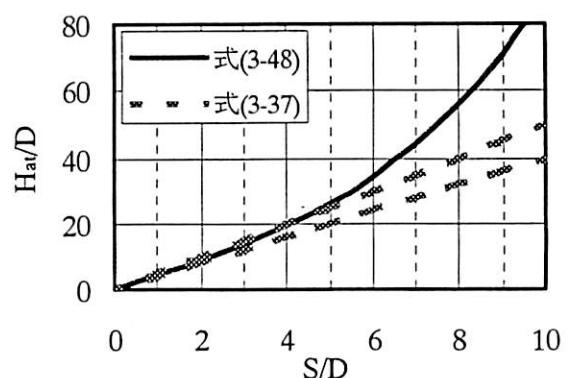


図 3-42 H_at/D と S/D の関係

式(3-46)及び(3-47)より ϕ が F_+ と F_- のバランスを示していることがわかる。すなわち、 ϕ が正であれば火災プリュームは室隅方向に傾斜し、 $\phi=0$ であれば火災プリュームは壁から影響を受けずに真っ直ぐ立ち上がり、当然ながら式(3-47)は成立しないことになる。図3-41は ϕ と S/D の関係を示したものである。 $S/D=16.7$ のときに $\phi=0$ であり、この離隔距離に達したときに、火災プリュームは壁の影響を全く受けなくなることを示す。一方入は、火災プリュームの密度上昇と巻き込み速度の大きさを表している。速度 u は式(3-29)で示した単位面積当たりの巻き込み質量流束 \dot{m}_e'' を使って、 $u = \dot{m}_e''/\rho_f$ と書け、すなわち火災プリューム温度の関数である。従って、連続火炎域については ΔT =一定と取り扱えかえるので、 λ を定数と考えることができる。図3-42は式(3-48)による結果($\lambda=4$ とした)と実験から得られた回帰線(式(3-37))とを比較したものである。この図から、 $S/D=3$ 程度までは理論曲線はほぼ直線で近似され、回帰直線とよく一致していることがわかる。

3-4 本章のまとめ

室火災成長における室隅火災の効果に関する知見を得るために、系統的な実験と得られた結果の解析を行った。

実験では、0.05～0.5mを一辺の長さとする正方ガス拡散バーナーを室隅壁との距離を変えながら床上に設置し、火源からの発熱速度を適宜調整して模擬火源とした。火炎高さ、プリュームの温度、上昇気流速度及びガス濃度、壁面受熱量を測定した。測定結果から、プリューム質量などを算出し、測定データと合わせて解析検討を行った。

実験結果から、室隅火災（火源を室隅部に接して設置した条件）での火炎・プリュームの特徴は次のようにまとめられる。

- ・火炎高さは自由空間に同じ条件の火源を設置したときよりも著しく伸長する。
- ・火炎の形状は自由空間のそれよりも細長い。
- ・気流の高温度領域が自由空間の場合よりも高い位置まで伸びる。
- ・プリューム質量の高さに伴う成長が、自由空間よりも小さい。

火源と室隅壁との距離を火源径の2倍以内に設置した場合については、

- ・火災プリュームは室隅壁方向に傾斜しながら上昇する。
- ・火災プリュームの床面に対する傾斜角度は、火源の無次元発熱速度に拘らず一定である。
- ・火災プリュームが室隅壁に衝突すると、それより高い位置での火災プリューム性状は、室隅火災の性状に従う。
- ・自由空間での火炎高さより、火炎が伸長するか否かは、火源と壁面との距離と火源の無次元発熱速度から判断できる。
- ・今回の実験条件の範囲では、火源と壁面との距離が火源径の2倍以上となると、火炎の伸び現象は観測されない。

室隅火災での壁面受熱測定結果は以下のようにまとめられる。

- ・連続火炎高さに相当する高さ以下及び火源径の1/2に相当する幅の領域の受熱流が50kW/m²以上となる。
- ・平均火炎高さに相当する高さでの受熱流はおおよそ20kW/m²である。
- ・今回の実験条件では、火源と室隅との距離を火源径の1倍以上とすると、50kW/m²以上の受熱流は観測されなかった。

これらの結果から、室隅火災が内装の着火源として働く場合について、その着火領域は、連続火炎高さ以下で火源径の1/2の幅に囲まれる領域として取り扱うことができることがわかった。また、このとき連続火炎高さは、

$$L_{\min}/D = 2.54 \cdot Q^{0.65}$$

から算出できる。

実験結果及び結果の考察より、火源が室隅に設置された場合の連続火炎高さ、平均火炎高さ、プリューム質量、トラジェクトリ温度性状について、以下の工学的な予測式が得られた。

- | | |
|---------|------------------------------------|
| ・連続火炎高さ | $L_{\min}/D = 2.54 \cdot Q^{0.65}$ |
| ・平均火炎高さ | $L_f/D = 4.95 \cdot Q^{0.63}$ |

・プリューム質量 $\dot{m}_f = \mu \cdot (Z + 1.5\sqrt{A_f}) \cdot \dot{Q}^{1/3}$

トライエクトリ温度性状

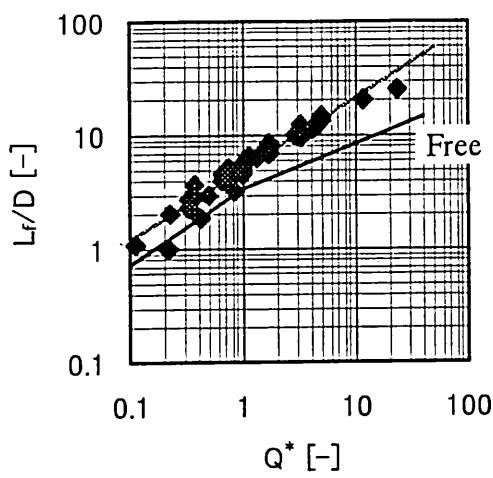
・連続火炎域 $\Delta T = 800$

・間欠火炎域 $\Delta T = 24 \cdot \left(\frac{Z \cdot D^{0.57}}{\dot{Q}^{0.63}} \right)^{-1}$

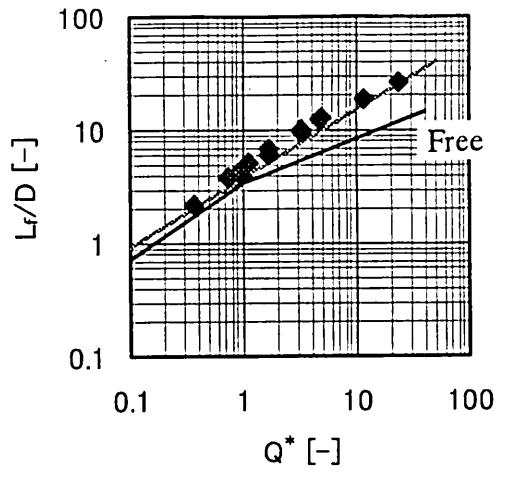
・プリューム域 $\Delta T = 4.28 \cdot \left(\frac{Z \cdot D^{0.57}}{\dot{Q}^{0.63}} \right)^{-5/3}$

室隅近傍に火源が設置された場合の火災プリュームの傾斜挙動について、自由空間側から火災プリュームへの空気の巻き込み量と壁側から火災プリュームへの巻き込み量のバランスによって、火災プリュームが傾斜するとして、理論的な展開を行った。その結果、壁との離隔距離を火源径の 16 倍以上とすれば、完全に壁の影響を排除できることが示唆された。また、火源と壁面との離隔距離が火源径の 3 倍以下の条件では、火災プリュームの傾斜は発熱速度にはほとんど依存しないことが示され、これは実験の観測結果と一致する。

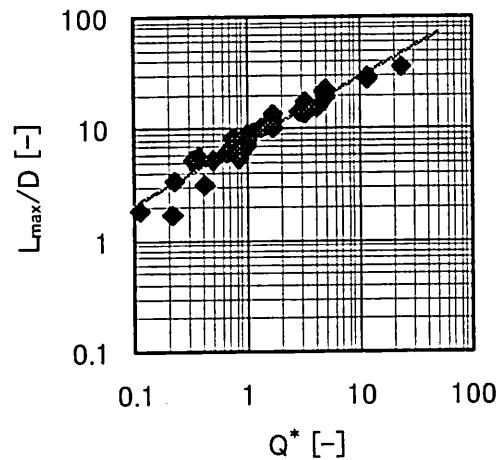
最後に実験から得られた火炎高さについて、図 3-43 から 3-58 に測定結果をプロット、表 3-4 に挙げた係数をつかって整理したもの及び自由空間の火炎高さモデルとの比較を示す。



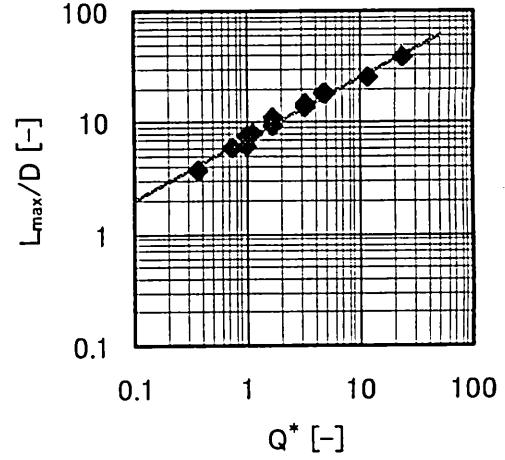
平均火炎高さ



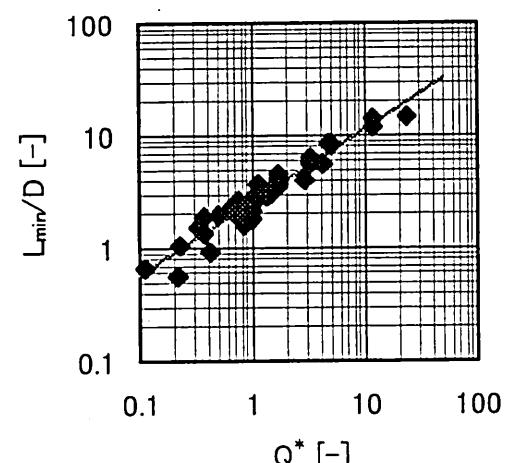
平均火炎高さ



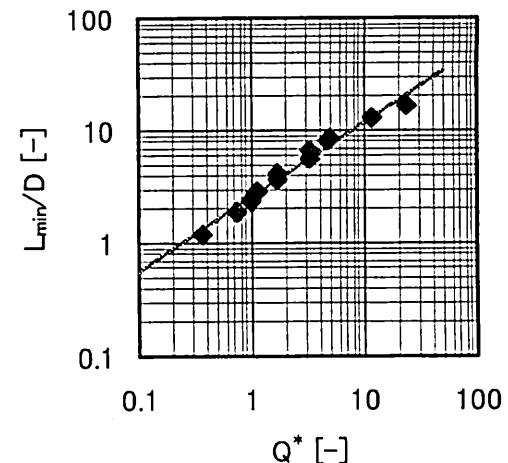
最高火炎高さ



最高火炎高さ



連続火炎高さ



連続火炎高さ

図 3-43 火炎高さデータのまとめ
 $S/D=0$

図 3-44 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (0 : 1)$ 、 $S/D=0.2$

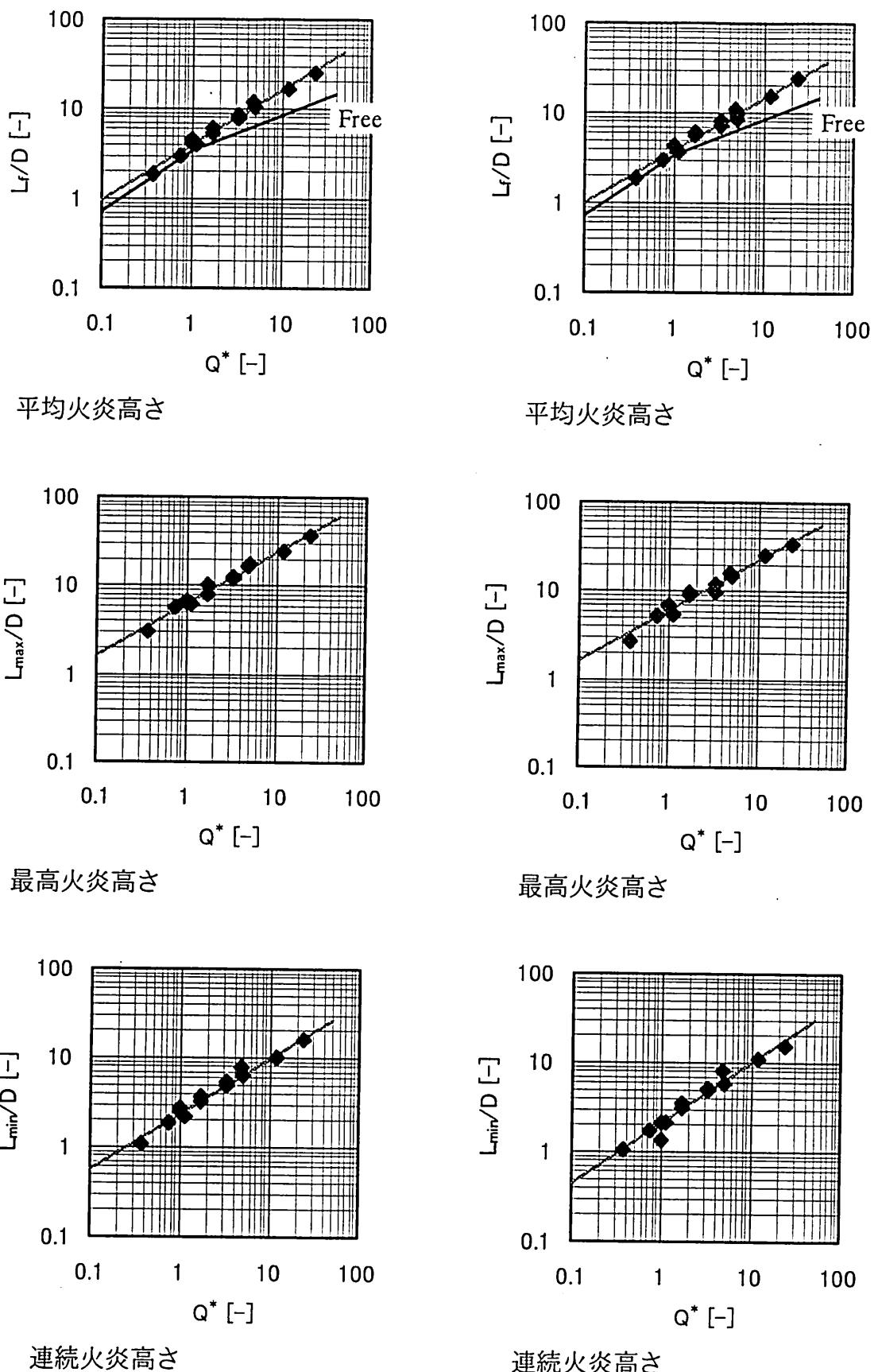


図 3-45 火炎高さデータのまとめ
(S₁ : S₂)=(0 : 1)、S/D=0.5

図 3-46 火炎高さデータのまとめ
(S₁ : S₂)=(0 : 1)、S/D=1.0

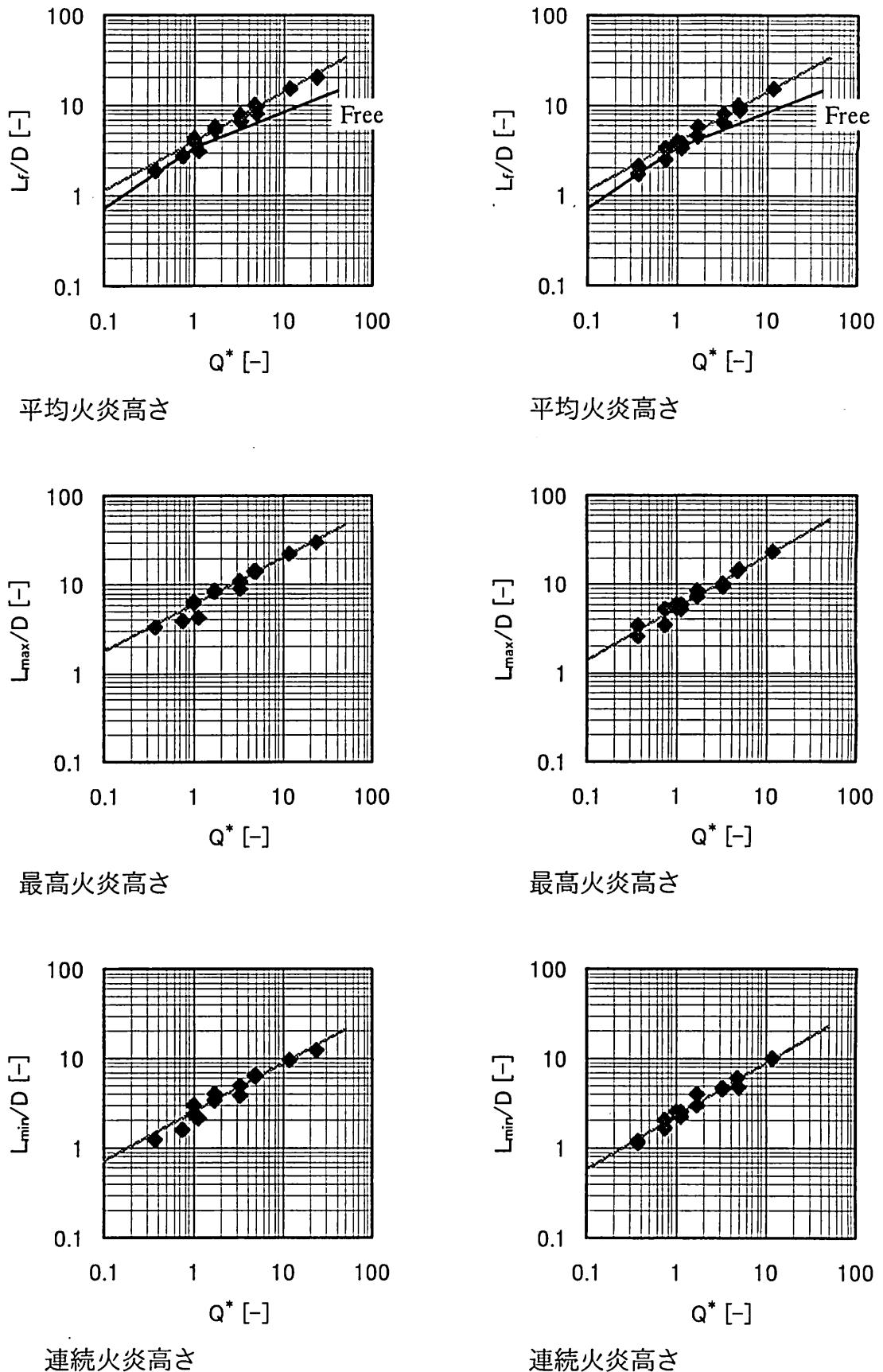
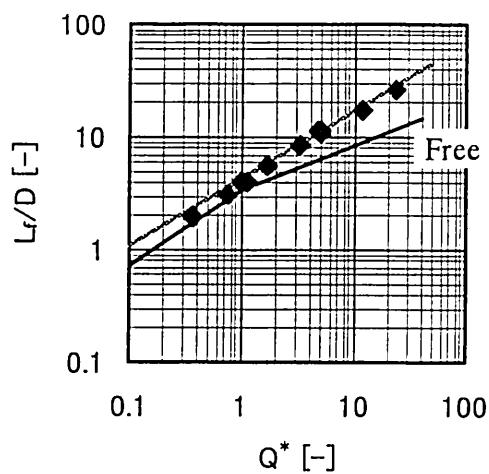
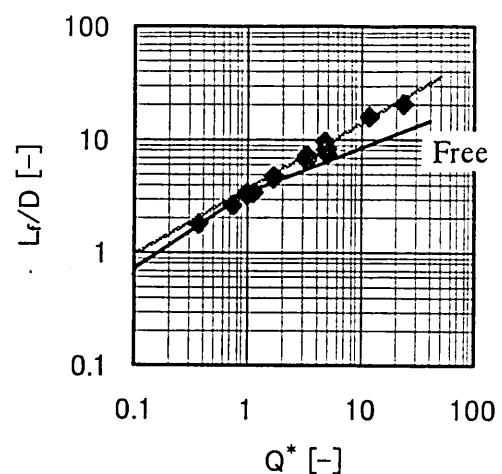


図 3-47 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (0 : 1)$ 、 $S/D = 2.0$

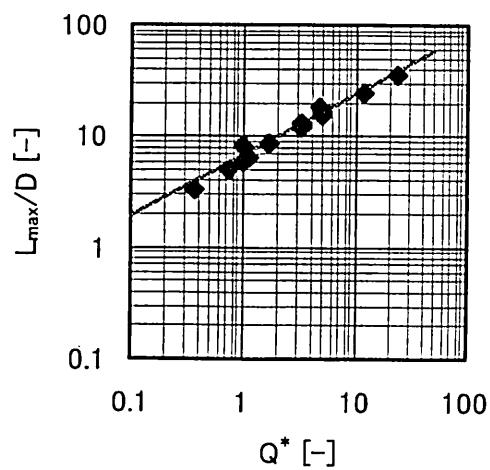
図 3-48 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (0 : 1)$ 、 $S/D = 3.0$



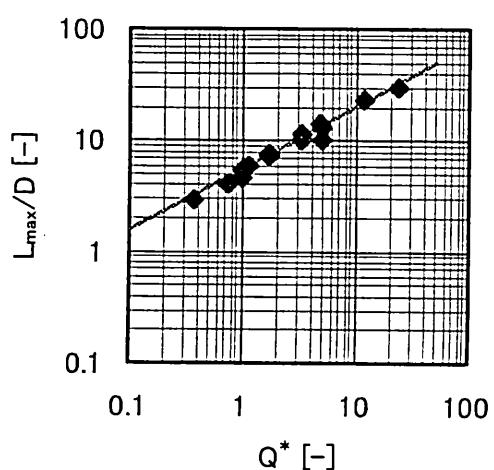
平均火炎高さ



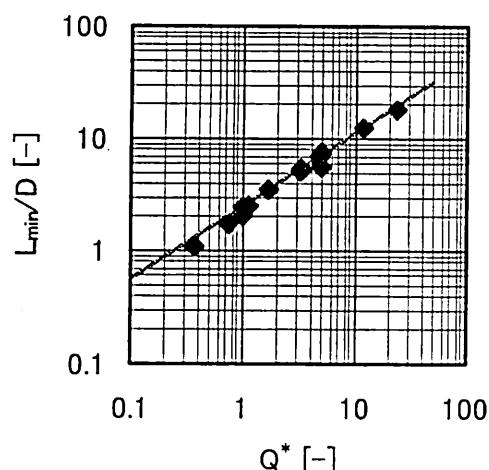
平均火炎高さ



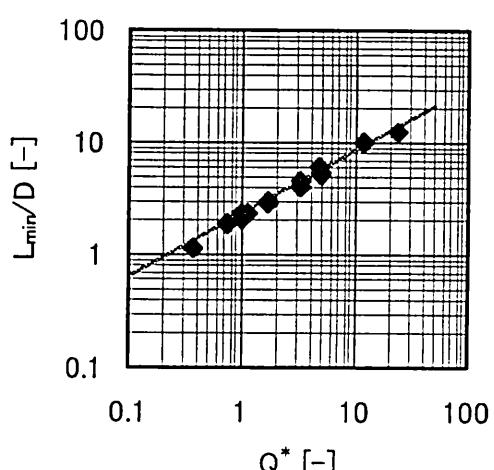
最高火炎高さ



最高火炎高さ



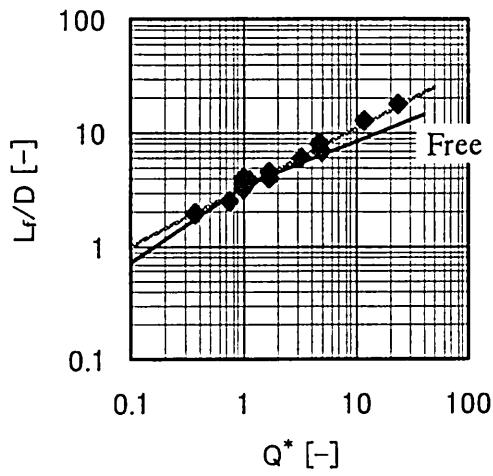
連続火炎高さ



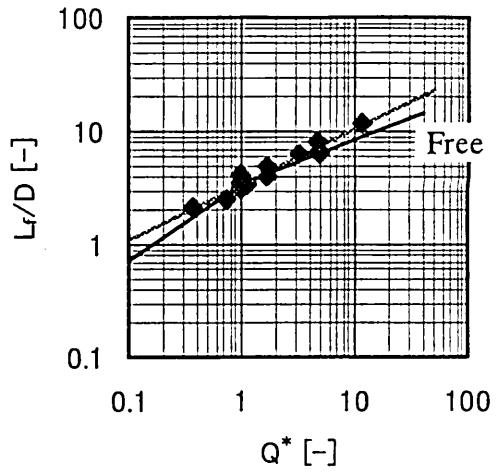
連続火炎高さ

図 3-49 火炎高さデータのまとめ
($S_1 : S_2 = 1 : 2$)、 $S/D = 0.28$

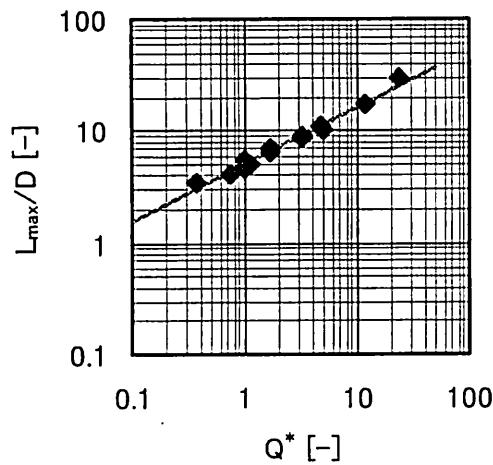
図 3-50 火炎高さデータのまとめ
($S_1 : S_2 = 1 : 2$)、 $S/D = 0.71$



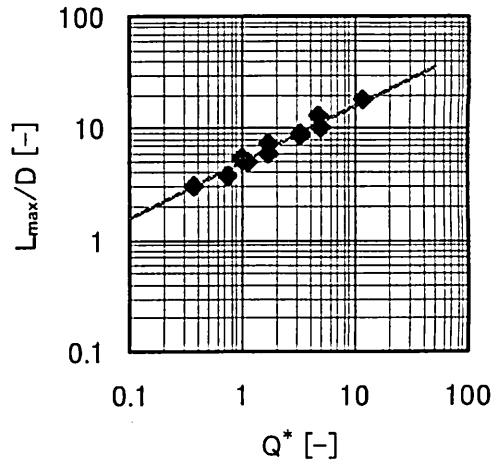
平均火炎高さ



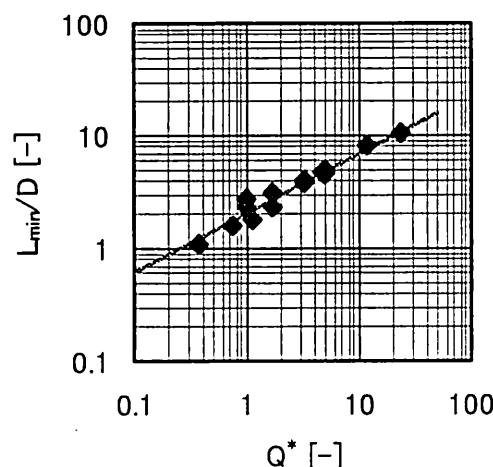
平均火炎高さ



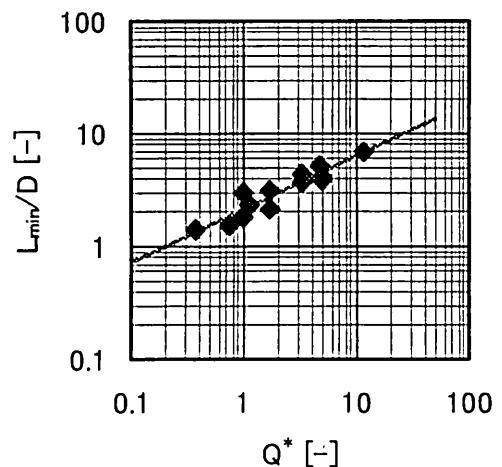
最高火炎高さ



最高火炎高さ



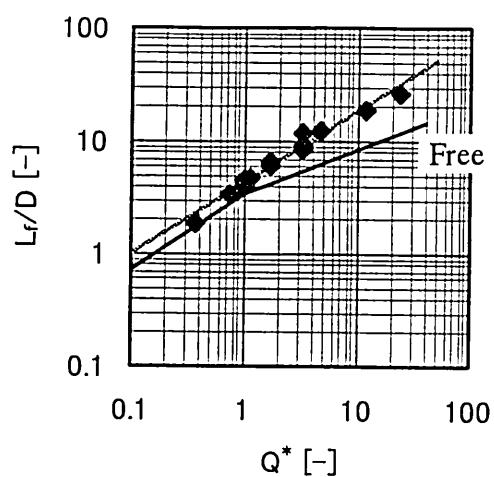
連続火炎高さ



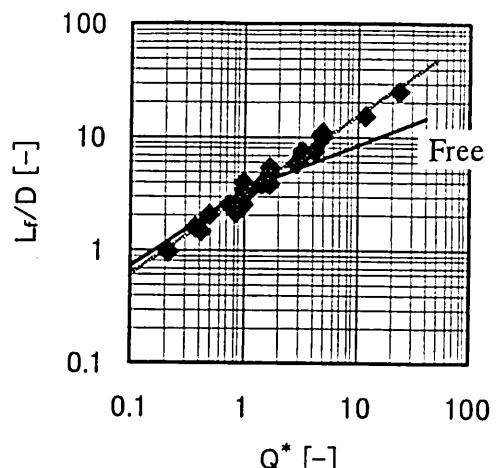
連続火炎高さ

図 3-51 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 2)$ 、 $S/D = 1.41$

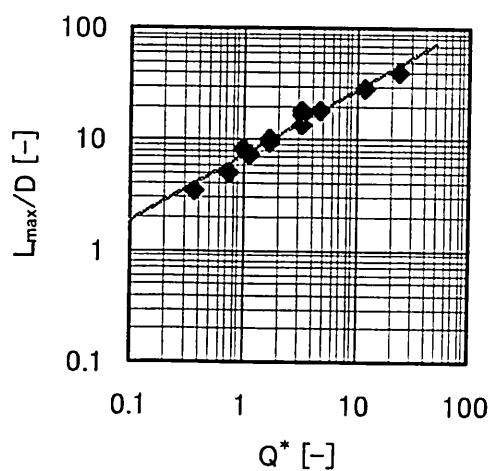
図 3-52 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 2)$ 、 $S/D = 2.12$



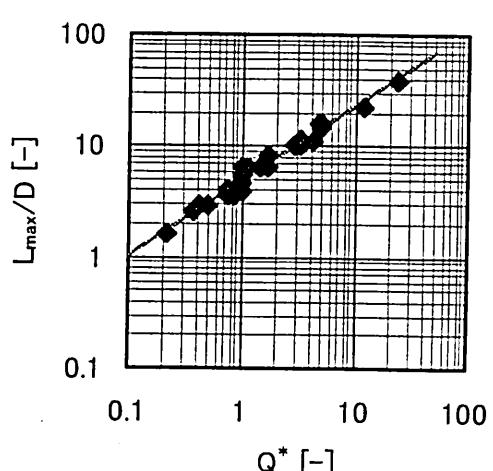
平均火炎高さ



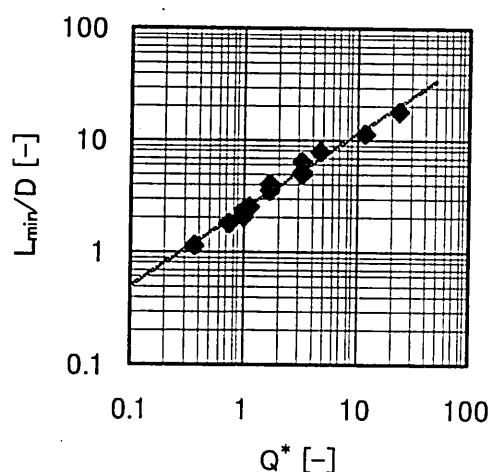
平均火炎高さ



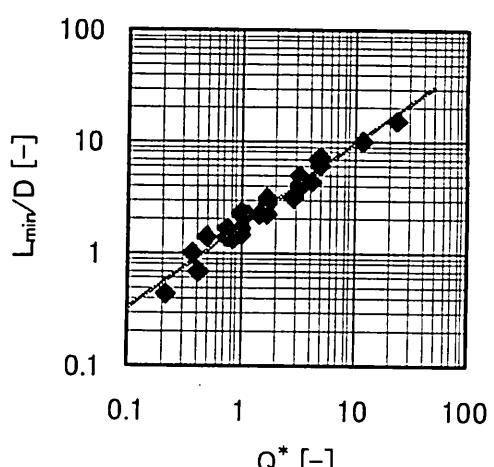
最高火炎高さ



最高火炎高さ



連続火炎高さ



連続火炎高さ

図 3-53 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 1)$ 、 $S/D = 0.2$

図 3-54 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 1)$ 、 $S/D = 0.5$

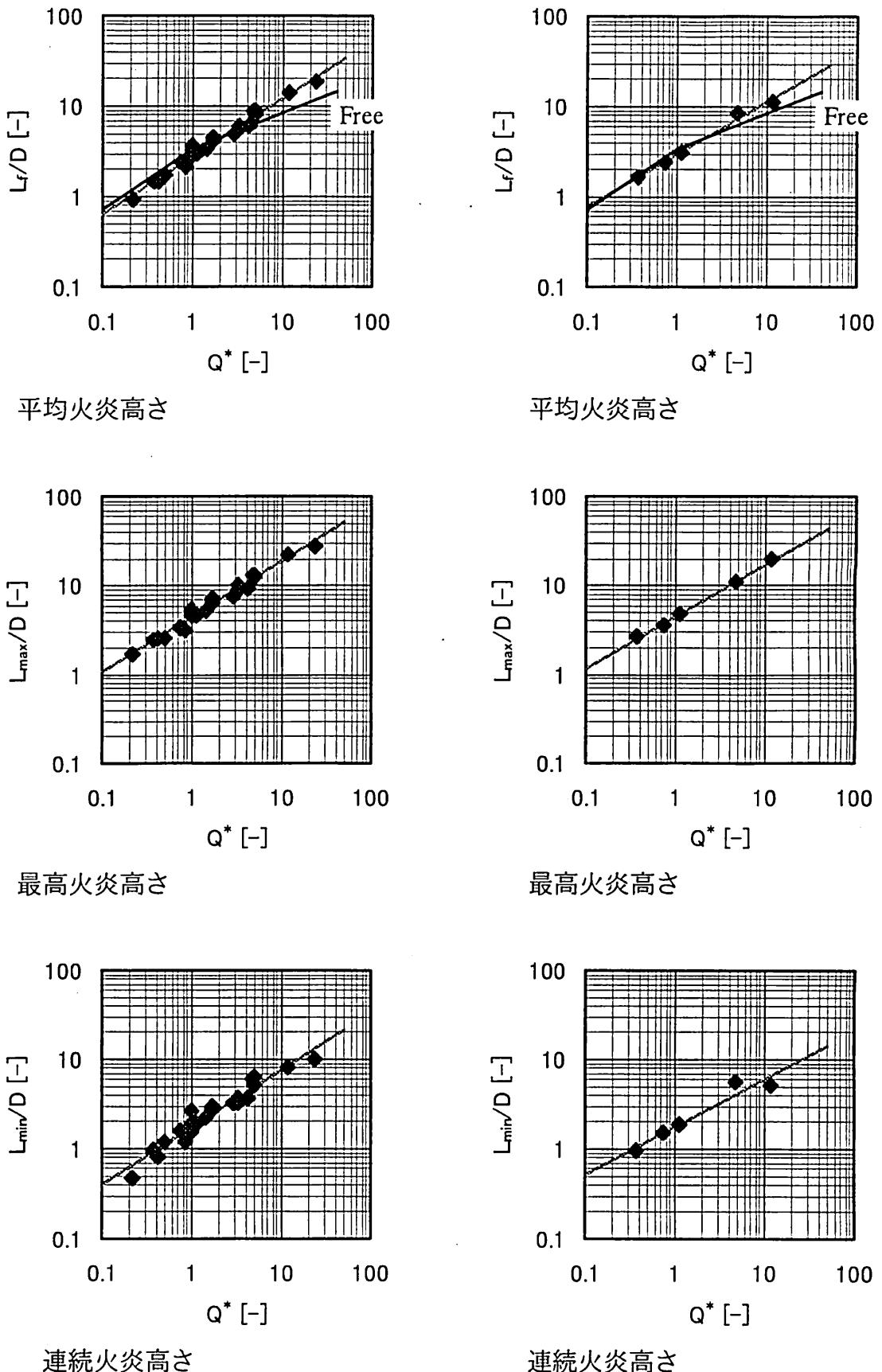
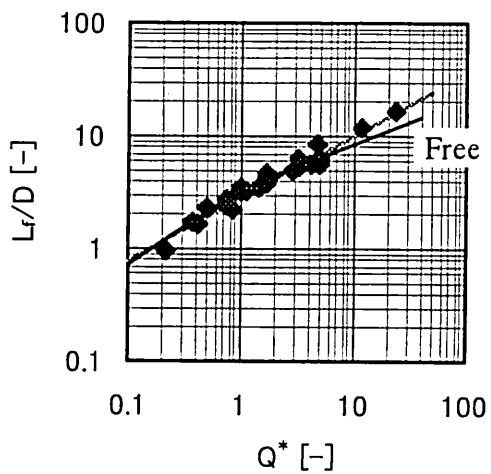
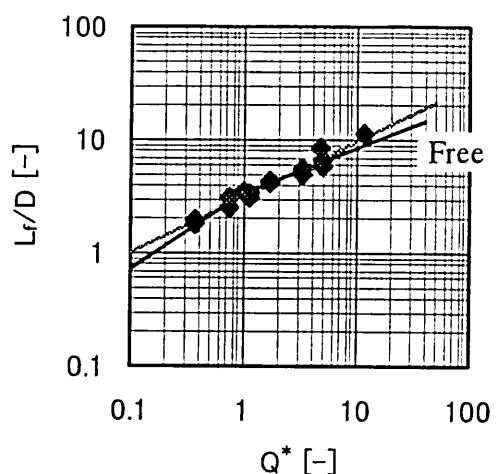


図 3-55 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 1)$ 、 $S/D = 1.0$

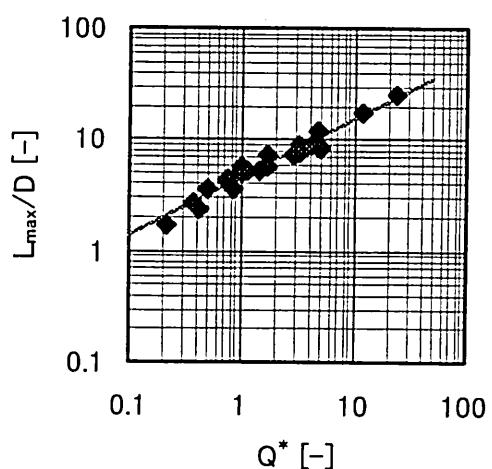
図 3-56 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 1)$ 、 $S/D = 1.5$



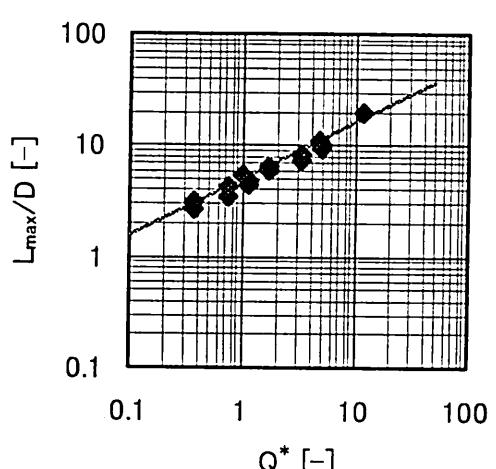
平均火炎高さ



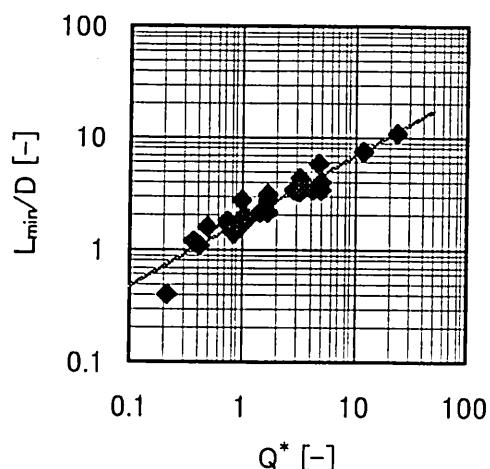
平均火炎高さ



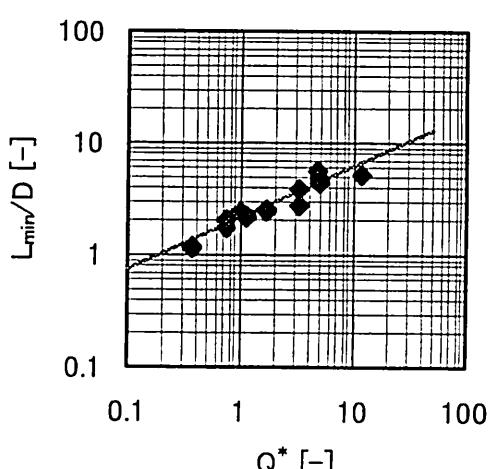
最高火炎高さ



最高火炎高さ



連続火炎高さ



連続火炎高さ

図 3-57 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 1)$ 、 $S/D = 2.0$

図 3-58 火炎高さデータのまとめ
 $(S_1 : S_2) = (1 : 1)$ 、 $S/D = 3.0$

第3章で用いた文字、記号 ([]内は単位)

A_f	火源面積 [m^2]
b_c	半値幅 (式(3-42)) [m]
C	定数 (式(3-36))
C_f	定数 (表 3-4)
C_p	比熱 [kJ/gK]
C_T	定数 (式(3-7))
C_v	定数 (式(3-8))
D	火源の代表径 [m]
F	プリュームにかかる水平方向の力
F_B	浮力
Fr	フルード数
g	重力加速度 [m/s^2]
H_{at}	火災プリュームが室隅に衝突する高さ [m]
L_f	平均火炎高さ [m]
L_{max}	最大火炎高さ [m]
L_{min}	連続火炎高さ [m]
l_p	プリューム周長 [m]
M	CO_2 の 1 モル当りの質量 [g]
\dot{m}	燃料供給速度あるいは重量減少速度 [kg/s]
\dot{m}_c	CO_2 の通過質量 [kg/s]
\dot{m}''_e	巻き込み質量流束 [$\text{kg/m}^2\text{s}$]
\dot{m}_f	プリュームの質量流量 [kg/s]
$\Delta\dot{m}_p$	$Z \sim Z + \Delta Z$ 間でのプリューム質量の増分 [kg/s]
n	定数、あるいはモル数 (式(3-31))
p	圧力 [atm]
\dot{Q}	発熱速度 [kW]
Q^*	無次元発熱速度 [-]
R	気体定数 [$\text{atm} \cdot \text{m}^3/\text{mol} \cdot \text{K}$]
\dot{q}''	熱流束 [kW/m^2]
\dot{q}''_{rec}	壁面の受熱流束 [kW/m^2]
r	中心軸からの放射方向距離 [m]
S	火源間距離、または壁面から火源までの離隔距離 [m]
S_{crit}	臨界離隔距離 [m]
T_0	大気温度 [K]
T_f	火炎温度 [K]
T_m	プリューム中心軸上の温度 [K]
T_∞	初期温度 [K]
u	プリュームへの巻き込み速度 [m/s]
V	火炎内の代表速度 [m/s] (式 2-2)、
W	矩形火源の長辺長さ [m]
w	上昇気流速度 [m/s]
w_m	プリューム中心軸の上昇気流速度 [m/s]

w_{plume}	プリューム内の平均上昇速度[m/s]
x	水平距離[m]
y	CO ₂ 濃度[vol.%]
Z	高さ[m]
ΔZ_t	仮想点源高さ [m]
α	実験定数 (式(2-24))
ϕ	火災プリュームの傾斜因子[-]
μ	プリューム質量係数[kg/kW ^{1/3} ms]
ρ_0	大気密度[kg/m ³]
ρ_{plume}	プリューム内の密度[kg/m ³]
$\Delta \rho$	密度差[kg/m ³]
σ	ステファンボルツマン定数[kW/m ² K ⁴]

第3章の参考文献

- [1] 斎藤文春：内装仕上げ材料の火災危険に関する研究 第1報（壁面の受ける熱荷重について）、日本建築学会関東支部第39回学術研究発表会、pp.13-16, (1964).
- [2] Hasemi,Y. and Tokonaga,T., "Some Experimental Aspects of Turbulent Diffusion Flames and Buoyant Plumes from Fire Sources against a Wall and in a Corner of Walls", Comb. Sci. and Tech., Vol.40, pp.1-7, (1984).
- [3] Kokkala,M., "Characteristics of a Flame in an Open Corner of Walls", Proc. INTERFLAM '93, pp.13-24, (1993).
- [4] Tran,H. and Janssens,M., "Modeling the Burner Source used in the ASTM Room Fire Test", J. Fire Protection Eng., Vol.5, pp.53-66, (1993).
- [5] Quintiere,J.G. and Cleary,T.G., "Heat Flux from Flames to Vertical Surface", Fire Technology, 1994.
- [6] Cheng Quian and Saito,K., "Fire-Induced Flow along the Vertical Corner Wall", Proc. 1st Asian Conference on Fire Sci. and Tech., pp.257-262, (1992).
- [7] 大黒正敏、斎藤孝三：室内火災における垂直コーナー壁の熱的特性、平成8年度日本火災学会研究発表会概要集、pp.134-137, (1996).
- [8] McCaffrey,B.J., "Purely Buoyant Diffusion Flames: Some Experimental Results", NBSIR 79-1910, National Bureau of Standards, Washington, DC., (1979).
- [9] Portscht,R., "Über das Flackern von Flammen", 6th Int. Seminar on the Problems of Automatic Fire Detection, Aachen, (1971).
- [10] Zukoski,E.E., Kubota,T. and Cetegen,B.M., "Entrainment in Fire Plume", J. Fire Safety, Vol.3, pp.107-121, (1980/81).
- [11] Cooper,L.Y., Harkelroad,M., Quintiere,J.G. and Rinkinen,W., "An Experimental Study of Upper Layer Stratification in Full-scale Multiroom Fire Scenarios", J. Heat and Transfer, Vol.40, pp.741-749, (1982).
- [12] Zukoski,,E.E., "Fluid Dynamics Aspects if Room Fires", Proc. 1st Int. Symp. Fire Safety Sci., pp.1-30, (1986).
- [13] Thomas,P.H., "The Rate of Temperature Rise in a Compartment Fire", Fire Research Note, No.595, (1967).
- [14] 岡泰資：区画内における火災性状に関する研究、東京理科大学博士論文、(1994).

第4章 内装の火災安全性能評価手法の開発

4-1 背景と目的

4-1.1 はじめに

室火災成長性状に、内装の燃焼が与える影響の大きさを定量的に表現する手法は確立されていない。逆に、防火対策として内装設計を考えるとき、対策の目的、有すべき機能についての議論が一般的なコンセンサスを得ていないために、評価すべき性能もあいまいである。

本章ではまず、火災過程ごとに内装の燃焼挙動についての整理を行い、各過程での内装防火の位置付けを明確とする。その上で、内装の燃焼が室火災成長性状に与える影響を定量化する手法について検討する。

4-1.2 内装による防火対策の考え方

表4-1に建物内の火災の進展と在館者の行動及び建築的な火災対策との関連についてまとめた。表は上から下に火災が拡大していくことを示す。在館者の行動については、表に記した以外のパターンも考えられるし、表に示した行動がすぐ左のカラムに示した火災の状態の分類以外の期間に重なっている場合もあるが、ここでは説明を簡単にするために省略している。また、表中のそれぞれの火災の状態に対して、消防設備による多くの対策もなされるが、ここでは取り扱わない。

尚、評価の対象となる「内装」とは、火災初期の避難が完了するまでの期間にわたって材料の室内に面する部分から受ける熱が、伝導などにより内部に伝わり、内部の材料の性能に対して影響を及ぼす厚みまでとする。

表4-1 火災進展に対応した人間挙動と建築的な対策

火災の状態	人間の行動	建築的対策
火 災 成 長 ↓	火気～出火	火災の覚知 初期消火活動
	出火～出火室の火災拡大 ～フラッシュオーバー	火災室からの 避難
	避難経路への影響	火災階からの 避難

(1)火気～出火（出火防止）

「火事を起こさないこと＝出火防止」が防火の第一の目的である。しかしながら建築物に持ち込まれる火気や可燃性の収納物は多様であり、建物の設計者が設定する防火対策によってすべての出火危険性を低減させることはむずかしい。

一般に通常の利用形態で建築物に持ち込まれる火気としては、たばこや可動式のストーブなど、使用者によって持ち込まれ、使用場所が限定しにくい移動火源と、厨房の調理設備や湯沸かし器、固定式の暖房装置など、設計者が使用場所を設定する固定火源とに分類される。前者のような移動火源に対しての出火危険性を設計者が設計の段階で排除することはほとんど不可能で、むしろ使用者の注意や管理によって対策がとられるべきである。また、これらの移動火源については内装の防火性能を高めても、移動火源そのものが出火するので、その危険性を低減させることはほとんど不可能で

あり、このようなケースでの内装の防火上の機能は、(2)以降に示すように、避難行動可能な時間の確保や安全な避難ルートの提供といった避難安全を目的とした対策をとるほうが合理的である。

一方、後者のような固定火源には、コンロのように裸火が室内に露出するような火気と、湯沸かし器や暖房装置のように機器の内部で燃焼する(あるいは発熱体を持つ)ものとが考えられる。これらの火気・発熱体については、設計者によって設置位置が設定されるものであり、またこれらの設備に特徴的なことは常に燃料を供給されている火源であるので、周囲に可燃性の収納物を置かないという管理上の対策はもちろん、建築的な防火対策を立てる必要もある。具体的には、これらの発熱体から周囲の内装材料(あるいは建築設備)に与えられる熱に対して、容易に着火しないこと、あるいはたとえ着火しても燃焼拡大しないような強い自消性を材料が有していることを検証する。評価対象となる材料の範囲は、火源からの熱を直接受ける表面材はもちろん、下地材に可燃材料を用いている場合には、下地材も含めなければならない。さらに長期の加熱によって、部材が本来果たすべき機能を発揮できなくなってしまうような溶融や変形を生じないことも検証すべきである。

(2)出火～火災拡大～盛期火災（出火室の避難安全）

出火後、不幸にも初期消火に失敗すると、火は隣接する可燃物に次々と燃え移り火災は拡大する。さらに放置されつづけると、可燃物の燃焼によって生じた高温の煙が天井下に層を形成し、また燃焼物から立ち上がる火炎も大きくなり天井を這うようになる。このような状態になると、高温煙層や火炎からの強い放射熱によって床に置かれた収納可燃物が一気に着火・燃焼し、室内全体が火炎に包まれる火災盛期へと移行する。この遷移は、非常に短い時間に生じ、その間に数100°Cの温度上昇を示し、またこの遷移期前後において室内は急激な酸素不足状態に陥るために有毒ガスが大量に発生する。一般に、この人命安全に対して大きな脅威となるような特徴を有する遷移現象をフラッシュオーバーと称し、この現象に到達する時点までをフラッシュオーバーによる滞在限界時間という。出火室の在館者は、少なくともフラッシュオーバーが発生するより前に出火室から避難を完了させなければならない。

火災が生じている室の内装が可燃性材料で貼られている場合、内装の燃焼が火災拡大に与える影響は、次に挙げる理由から不燃内装の場合よりも大きくなる。

- ①可燃内装は、可燃物の総量としては収納可燃物よりはるかに少ないことが多いが、薄板状に室内に露出するため、その表面積は家具などの収納可燃物に比べて大きくなる。従って、火源上の火炎や高温の煙に曝されると、薄板状のため同じ加熱を受けても温度上昇が速く、しかも燃え始めると急速に燃焼面積が大きくなって燃焼拡大を加速する。
- ②火災プリュームは高温で軽く、上昇しようとするために、可燃内装で仕上げた壁・天井は、一旦着火すると、火炎が表面に沿って拡大し、燃え広がりが促進されやすい。
- ③壁・天井が面的に燃焼すると、室空間の上部が火炎や高温の煙に覆われて在館者に人命危険を生じるばかりか、強い放射熱を床・家具等に及ぼして一気に着火させ、フラッシュオーバーを引き起こす。

従って、出火室の避難安全という目的を達成させるために内装設計に要求される防火的な機能は、在館者の避難安全性に支障をきたすような燃焼拡大を起こさないこと、

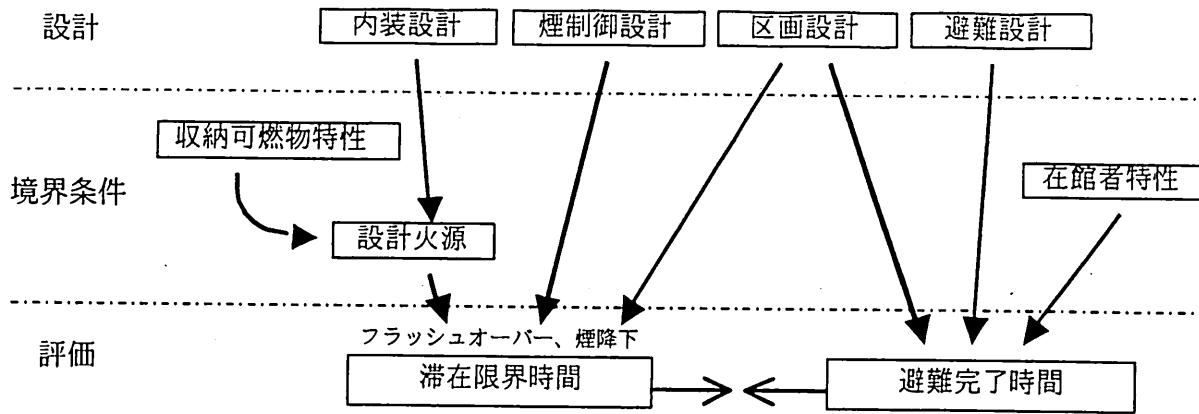


図 4-1 避難安全評価の考え方

言い換えれば出火室内の在館者が当該室から脱出する前に、内装の燃焼が原因となるようなフラッシュオーバーを発生させないことである。

ところで、出火室の滞在限界時間は、フラッシュオーバーの発生だけで決定されるものではない。先述したように、火災拡大に伴って天井下に形成された煙層が降下し、人が煙に巻かれるような状態も考えられる。この状態に達する時点までを煙層降下による滞在限界時間と呼ぶ。煙層降下を制御するために有効な排煙設備を設置することが防火対策として必要となる。一方、在館者が安全な場所（この場合は出火室の外）まで避難するのに要する時間を決定する重要な要素は、避難施設計画も含めた避難経路設計である。また、区画設計によって設定される空間の形状や大きさは、フラッシュオーバーの発生や煙層降下速度といった火災現象を支配するだけでなく、在館者数や避難施設（例えばドアなどの開口）までの距離を決定し、避難に要する時間をも左右する。従って、図 4-1 に示すように、出火室の避難安全という目的を達成するためには複合的なものとなり、評価においては複合的な対策を同じ尺度で比較できるシステムが必要である。

(3)避難経路への影響（出火階の避難安全）

避難経路（ここでは主に直通階段につながる通路のような水平経路や居室に直接つながる階段室などを指す）が受ける火災外力には、次の 2 つのパターンを考えられる。

- ①避難経路内で発生する火災
- ②出火室と避難経路の間の隔壁あるいは開口部設備の破損部分から流入していく火炎や高温の煙

元来、避難経路には可燃物を収納するべきではないが、一時的な物品保管の可能性や少量の可燃物の存在を排除することはできず、同様に移動火源の持ち込みを完全に防ぐこともできない。従って、①の火災を想定した火源を設定し、避難安全性を評価すべきであり、この場合、避難経路での火災拡大は当該階の在館者にとって致命的な要因となるので、少なくとも階避難が完了するまで、避難経路を滞在可能な状態にしておくような対策が必要である。具体的には 4-1.2 の方法と同様に内装設計や排煙設計など複合的な対策を評価すればよいが、通常は階避難完了に要する時間は出火室避難に要する時間よりも長いことを考慮しながら、初期火災に対してフラッシュオーバーに至らないことを検証する。

一方、②のようなケースでは、避難経路に十分な対策が施されていたとしても、隣接する出火室からの火炎や高温煙によって、避難経路も出火室と同様の危険な状態に陥ることが予想される。従って、出火室が盛期火災状態に達した後で、出火室と避難経路との間の隔壁や開口設備に十分な遮炎性と遮煙性が期待できない場合には、出火室側で燃焼拡大を制御するような方策が必要となる。内装の防火性能に限定して言えば、階避難が終了するまで、内装の燃焼によってフラッシュオーバーを起きないことを検証する。

(4)消防活動拠点の確保

消防活動を支援するために要求される機能は、これまで述べてきた「出火防止」や「避難安全」に対するものとは若干性格が異なる。すなわち、前節までに示してきた内装防火の機能要求は在館者の避難安全を念頭においた火災初期を対象としているのに対して、ここでは避難終了後（避難中の場合も有り得る）から火災が鎮火するまでの長い期間にわたる防火性能を有することが必要となる。

建築基準法では、はしご車での外部からの消火活動が困難となるような高層部分や地下部分を有する建築物に対して、非常用エレベータ設備や特別避難階段の設置を要求している。これらの施設の特徴は、エレベータや階段等の豊穴区画に隣接して附室を設置することであり、この附室が消防活動の拠点となる。また附室は全館避難時に階段室を保護する役割を果たしていることも忘れてはならない。基準法では附室に対して不燃内装、防火扉と排煙設備の設置を義務づけているが、これらは火災が生じている部分から侵入してくる火炎や煙がたとえ間歇的であったとしても長時間にわたる可能性が高く、このような火熱に対して内装が燃焼したり、煙を蓄積してしまえば消防活動に支障をきたすおそれがあるからである。さらに附室での火災発生や煙制御の失敗は、全館避難に利用される階段への火煙の侵入危険性を増大させ、階段等の豊穴を経由して他階への煙拡大の原因ともなる。

4-1.3 各火災過程での内装防火性能の位置付けについてのまとめ

前節までに述べてきた居室や避難経路が出火室となる場合に、当該室の内装防火性能が重要なのは、避難完了時間までの火災初期である。これら火災室が盛期火災に達したあとでの火災性状は、量として圧倒的に大きい収納可燃物の燃焼性状に依存

表 4-2 防火目的と機能から見た内装のクラス分け

クラス	内装の機能	防火目的
クラス 1	火災のあらゆる段階においても火災安全上問題となるような燃焼・変形・脱落・有毒ガス発生を起こさない。 →階段などの全館避難施設や消防活動拠点の内装	全館避難安全 消防活動拠点の確保
クラス 2	内装の燃焼が原因で在館者の避難安全に支障をきたさない。 →一般的な居室～避難施設の内装、出火防止を要求される部分	出火防止 階避難安全
クラス 3	一般的な建物の階において、階避難が完了するまでは、内装の燃焼が原因で当該階の在館者の避難安全に支障をきたさない。 →一般的な居室～避難施設の内装	階避難安全
クラス 4	一般的な居室において、居室避難が完了するまでは、内装の燃焼が原因で当該室の在室者の避難安全に支障をきたさない。 →一般的な居室の内装	居室避難安全

する。また避難安全の立場から、内装設計の評価をする場合、材料単体としての性能ではなく、内装として室内に施工された状態での性能を評価するべきである。一方、出火防止設計の場合や、避難経路や消防活動拠点のように、隣接する火災室が盛期火災に達した後に、開口部などを通して侵入する高温の煙や火炎に対する性能を評価するような場合については、建築物の用途や部分に応じて火源を設定した上で、材料単体での性能をもって検証することができる。

室空間としての内装に要求される機能については、これまで述べてきた出火防止・避難安全・消防活動から求められる性能や内装自身の燃焼性状に基づくと、表4-2に示す4つのクラスに分けることができる。この表では材料の不燃性はクラス1が最上位となる。この分類に従うと、火災の状態に対応して内装に要求される機能を評価することが可能である。

4-1.4 本章の目的

本節の議論より、内装の防火性能が有している火災進展への効果は主として次の4つにまとめられる。

- ① 火災発生の低減
- ② 避難安全性の向上（有害な煙・ガスの発生の低減、急激な火災拡大の防止）
- ③ フラッシュオーバー発生の遅延あるいは抑止（盛期火災への移行を遅らせる）
- ④ 消防活動拠点の安全性の向上

このうち、室火災成長性状に大きく関連するのは②と③の効果である。

以下の各節では、内装燃焼の室火災成長への効果を評価するための手法を開発することを目的として、実大実験の結果と既存の燃え広がり理論とから内装上の燃焼拡大をモデル化する。

4-2 内装の燃焼拡大性状

4-2.1 基本概念

内装の燃焼拡大は、火源からの加熱性状と、材料が有する着火性及び発熱性（これら両方の性質を含めて火炎伝播性と呼ぶこともある）に支配される。図4-2に内装燃焼拡大を理解するための簡単なモデルを示す[1,2]。以下の説明は図中の丸囲み数字の場面に相当する。

- ① 収納可燃物の燃焼が内装材料への加熱源である場合を考える。内装表面が加熱源から熱流を受けると材料の表面温度は上昇し、表面温度が材料固有の着火温度 T_{ig} に達すると材料は着火し、燃焼を開始する。
- ② ①で着火した部分の燃焼によって火炎が上方に延び、新たに未燃部分を加熱する。このとき火炎の伸びは①で着火した部分の発熱速度に依存する。すなわち材料の単位面積あたりの発熱速度と着火領域面積の積で決定される。燃焼している材料の単位面積当たりの発熱速度は経過時間とともに変化するので、未燃部分への加熱強度や加熱面積も時間とともに変動する。例えば材料の発熱速度の経時変化はA図のような変化を示すが、ここでは簡単化のために一定の発熱速度 $\dot{q}_{mat}'' [kW/m^2]$ が時間 $t_D [sec]$ の間、継続するような性状を示すものとする(B図)。すなわち未燃部分が加熱される時間は t_D である。
- ③ ②の仮定により一定の熱流 $\dot{q}_{rec}'' [kW/m^2]$ が未燃部分に与えられたとき、材料が T_{ig} に達する時間を t_{ig} とすると、 $t_D < t_{ig}$ ならば受熱部分は着火せずに壁面に沿った燃焼拡大は生じない。一方、 $t_D \geq t_{ig}$ であれば着火して上方に火炎が伝播する。
- ④ ①～③の過程で壁面上を火炎が伝播しても、先に燃焼していた部分が燃え尽き、さらに \dot{q}_{mat}'' が小さければ燃焼拡大速度は減速して、燃え止まり現象が生じる。

すなわち燃え広がりの速度は、未燃部分が着火に要する時間と未燃部分を加熱している燃焼部分が燃え尽くるまでの時間とのバランスによって求まる。図4-2の簡易モデルに従えば、与えられた着火源に対する内装上の燃焼拡大の大きさは、内装材料固有の燃焼パラメータを使って、図4-3のような領域で表現することができる。領域Aは、着火源の大きさに拘らず燃焼拡大を起こさない領域で、

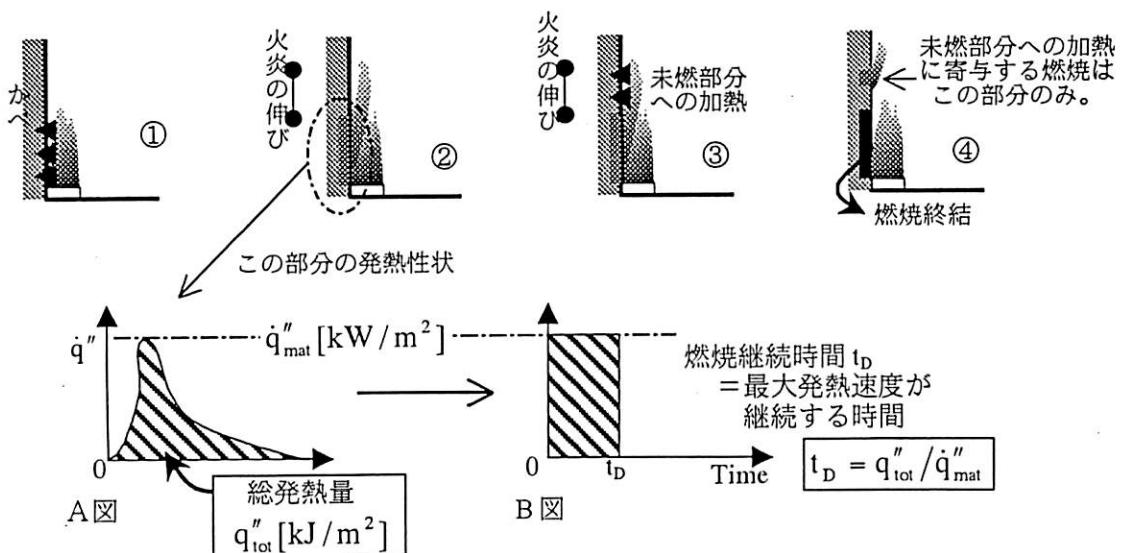


図4-2 壁面の着火・燃焼拡大メカニズム

$$K \cdot \dot{q}_{mat}'' < 1$$

(4-1)

と表すことができる。すなわち、材料の単位面積当たりの発熱速度が非常に小さければ（着火しないものは $\dot{q}_{mat}'' = 0$ と取り扱う）、当該部分の燃焼によって加熱される未燃面積は小さくなり、またその継続時間も短くなるので、燃焼拡大は生じない。次に領域 B は、着火源からの加熱によって最初、燃焼拡大するが次第にその速度は減速して燃え止まる可能性がある材料が入る領域で、次式で表される。

$$\frac{t_{ig}}{\tau} > \chi \cdot (K \cdot \dot{q}_{mat}'' - 1) \quad (4-2)$$

最後に領域 C は火炎が加速度的に伝播し燃え止まらずに火災拡大する場合である。ここで、 \dot{q}_{mat}'' は図 4-2 中の A 図で見られるような単位面積当たりの最大発熱速度 [kW/m^2] である。また τ は燃焼特性時間と呼ばれ、燃焼の継続性、発熱強度の減衰性状を表し、意味的には図 4-2 の t_D と等価である。K は内装材料の燃焼によって生じる火炎の長さが単位長さ当たりの発熱速度に比例すると仮定したときの比例係数で、 $K \doteq 0.01 \sim 0.02 [\text{m}^2/\text{kW}]$ の値をとる [3,4]。

このことは室内での火災拡大、特に内装材料の燃焼によるフラッシュオーバー（以下 FO とする）発生に対しては、着火源の大きさや内装材料の燃焼性状に加えて、室内の形状も大きく影響することを示している。例えば天井が着火・燃焼すると、天井面からの放射熱によって床上の可燃物が一斉に着火し、FO に達すると考える。この場合に天井面に火炎が到達することを FO 発生のクライテリアとして捉えれば、同じ着火源、同じ内装材料を用いていても、FO に達するかどうかは、天井高さによって異なる。天井高さが無限に高い時に図 4-3 で B 領域に入る内装材料でも、天井高さが低くなれば、FO を発生する可能性が生まれてくる。よって式(4-2)中の比例定数 χ は B 領域と C 領域を分ける境界線の傾きを示し、これは空間形状が火災拡大に与える影響の大きさを意味するファクターである。

4-2.2 内装燃焼実大実験[5]

前項で述べた基本概念に基づき、空間単位での内装の燃焼性状をモデル化するために、過去に行われた実大実験の結果を用いて検討と行う。

(1) 実験概要

1-1 節で述べた建設省総合開発プロジェクト「防・耐火評価技術の開発」（以下、防耐火総プロ）[5]では、内装設計に対する性能評価手法を開発するために、多種類の材料を対象にして、我が国で実施されている試験と ISO 試験を行った。この一連の実験（試験）研究では、ひとつの材料種について同一ロットの製品を使っているので、試験間の結果比較の精度が高い。また、防耐火総プロでは、試験法に準じた試験の他に、ルームコーナー試験区画を使って、火源強度や内装材料の施工方法をパラメータとした実験、及びルームコーナー区画よりも現実的な空間に近い実験区画を使っての内装燃焼実験を行っている。これらの実験は、実空間での可燃性内装の燃焼性状に関する知見を得るために行われた。

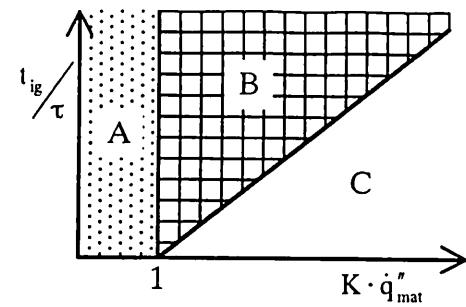


図 4-3 材料の燃焼特性と燃焼拡大性

(2) 実験方法

2種類の異なる大きさの実大規模の区画模型を使って内装燃焼拡大実験を行った(ケースB~D、F)。また内装燃焼実験に先立ち、同じ区画模型を使って、内装に不活性(燃焼反応を起こさない)材料を貼った場合の実験も行い、火源バーナーから壁面及び天井面への受熱性状及び煙層性状についての観測・測定を行った(ケースA、E)。表4-3に実験条件の一覧を示す。

表4-3 実験条件

	区画の大きさ	火源の大きさ	内装の仕様	火源強度					
ケース A	2.4×3.6×2.4	0.17×0.17	天井・壁とも 不燃	時間(分)	0~15	~25	~35	~45	
		0.3×0.3		発熱量(kW)	50	100	200	300	
ケース B	2.4×3.6×2.4	0.3×0.3	天井・壁とも 同一材料	時間(分)	0~10		~20		
				発熱量(kW)	100		300		
ケース C	2.4×3.6×2.4	0.3×0.3	天井のみ不燃	時間(分)	0~10		~20		
				発熱量(kW)	100		300		
ケース D	2.4×3.6×2.4	0.3×0.3	天井・壁とも 同一材料	時間(分)	0~5	~10	~15	~20	
				発熱量(kW)	50	100	200	300	
ケース E	4.4×6.9×3.1	0.5×0.5	天井・壁とも 同一材料	時間(分)	0~5	~10	~15	~17	
				発熱量(kW)	330	450	560	810	
ケース F	4.4×6.9×3.1	0.5×0.5	天井・壁とも 不燃	時間(分)	0~15	~25	~35	~45	
				発熱量(kW)	135	248	383	563	
		1.0×1.0		時間(分)	0~15	~30	~40	~45	
				発熱量(kW)	567	892	1250	1607	
								~50	

表4-4 使用した材料と現行基準法での防火等級

ケース B	内装材料	防火等級
	石膏ボード(9.5mm厚)	準不燃
	石膏ボード(9.5mm厚)+塩ビ壁装300g/m ²	準不燃
	石膏ボード(9.5mm厚)+塩ビ壁装500g/m ²	難燃
	石膏ボード(12.5mm厚)+塩ビ壁装500g/m ²	準不燃
	突板化粧(0.2mm)スラグ混入石膏ボード(20mm厚)	不燃
	イソシアヌレート吹付タイプ(20mm)石膏ボード(9.5mm)	可燃
	フェノール樹脂発泡体(10mm)	準不燃
	難燃合板(5.5mm厚)	難燃
	軟質纖維板(9mm厚)	可燃
ケース C	天井材料・防火等級	壁装材料・防火等級
	ロックウール板(10mm厚) ・不燃	石膏ボード(9.5mm厚)+塩ビ壁装300g/m ² ・準不燃
		石膏ボード(9.5mm厚)+塩ビ壁装500g/m ² ・難燃
		石膏ボード(12.5mm厚)+塩ビ壁装500g/m ² ・可燃
		難燃合板(5.5mm厚)・難燃
ケース D およびケース F	内装材料・防火等級	
	石膏ボード(12.5mm厚)+塩ビ壁装500g/m ² ・準不燃	

ルームコーナー試験区画 (W:2.4m × L:3.6m × H:2.4m) での実験はケース A～D の 4 ケースである。ケース A は内装に不活性材料（不燃性の材料。基準法上の不燃材料を指すわけではない）パーライトボード(5mm 厚)2枚張り) を用いた実験である。使用した着火源バーナーは正方ガス拡散バーナー（燃料：プロパンガス）で、一辺の長さが 0.17m と 0.3m のものを用いた。火源からの発熱速度は、それぞれのバーナーで 50,

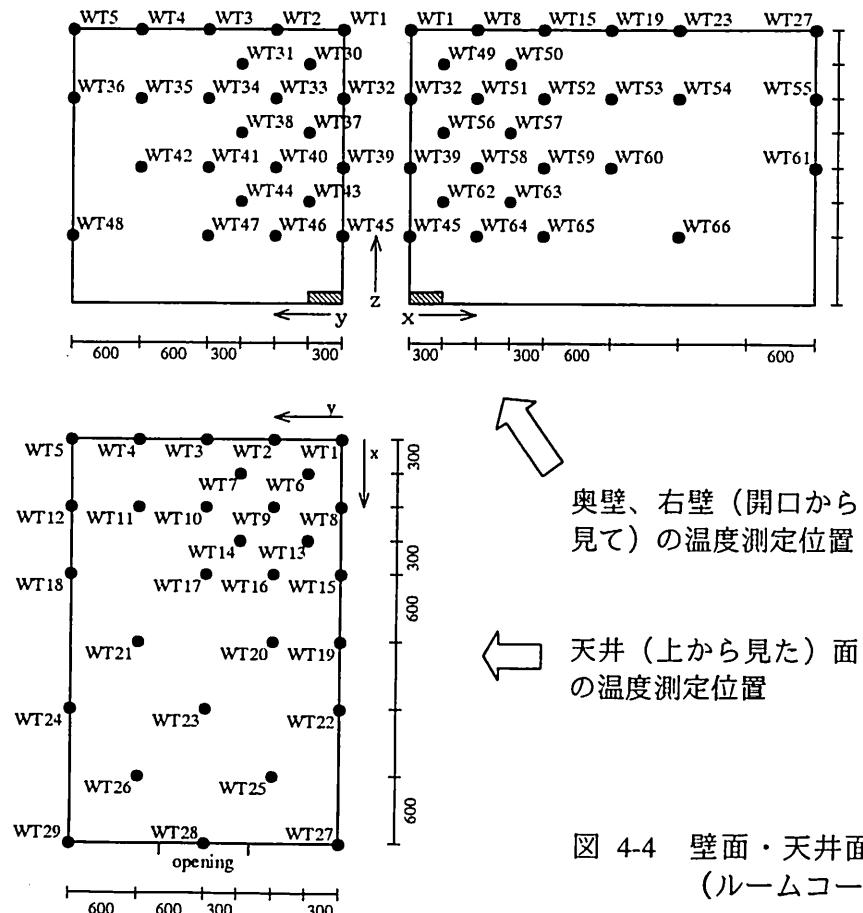


図 4-4 壁面・天井面の温度測定値
(ルームコーナー試験区画)

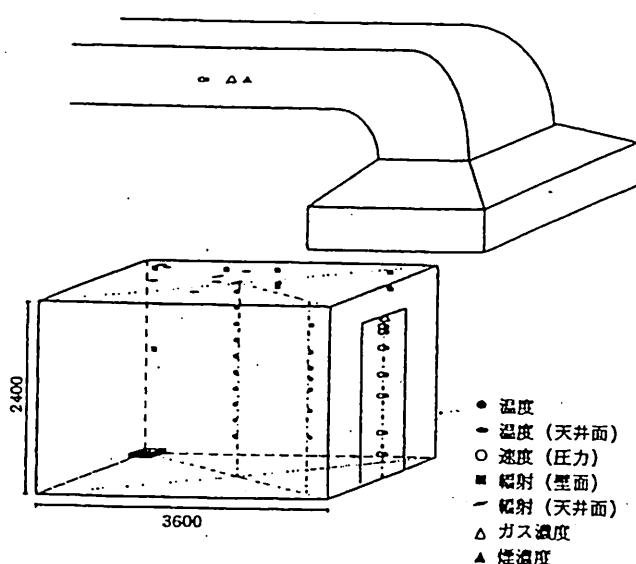


図 4-5 測定位置
(ルームコーナー試験区画)

100、200 及び 300kW となるように調整した。ケース B は、ISO 試験法に準じた方法で行った実験である。すなわち、同一の材料を壁の 3 面及び天井面に施工し、火源径 0.3m の正方火源を着火から 10 分までは 100kW、その後 10 分は 300kW となるように設定して実験を行った。ケース C は、火源条件はケース B と同じだが、壁と天井で異なる燃焼性状を有する材料を貼った場合の実験である。ケース D は、内装にはケース B と同様に同一の材料を貼り、火源条件はケース A と同じにした場合である。

一方、ルームコーナー試験区画より大きな空間規模を有する実験区画（以下、大型区画実験と称す）での実験条件は以下の通りである。ケース E は、ケース A と同様

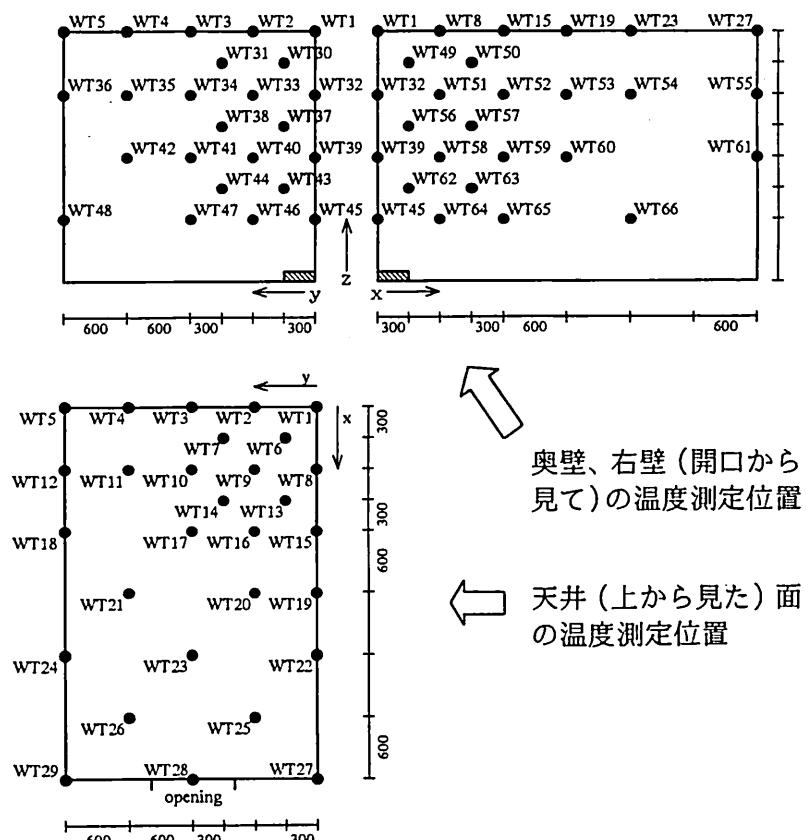


図 4-6 壁面・天井面の温度測定値（大型区画）

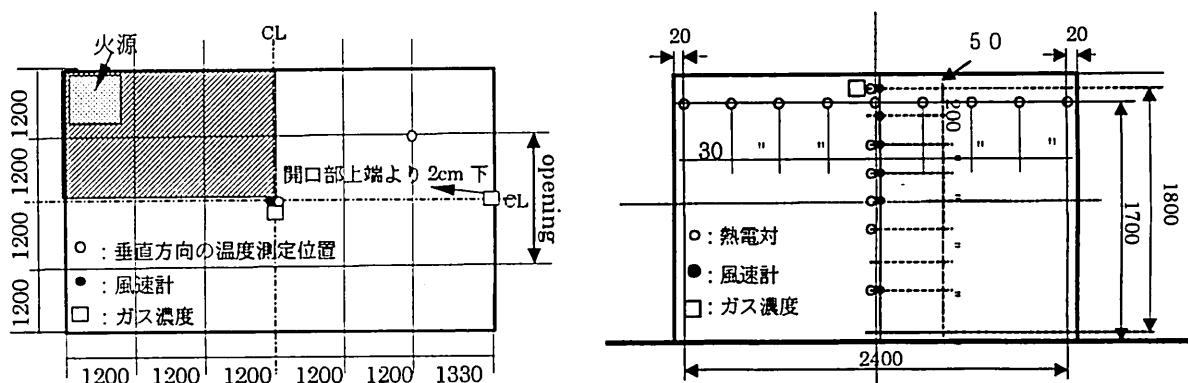


図 4-7 測定位置（大型区画）

に区画内装に不活性材料（珪酸カルシウム板(5mm厚)2枚貼り、ただし火源に近い部分については表面パーライトボード(5mm厚)+内張り珪酸カルシウム板(5mm)）を貼って、火源からの熱影響を調査した実験である。火源には火源径1m及び0.5mの2種類の正方ガス拡散バーナーを用い、燃料はプロパンガスとした。発熱強度はそれぞれ表中にあるように時間とともに変化させたが、それぞれの発熱速度によって空間の性状が定常状態となることを確認してから、次の発熱速度条件に移った。最後にケースFは、同一の可燃内装を壁3面と天井に施工した実験で、火源は0.5m×0.5mの正方火源を用いた。

測定は、ケースB、Cを除く実験で壁面・天井面の温度及び受熱流束（ケースEのみ床面の受熱流束を測定）、全ての実験ケースで区画中央部の垂直温度、開口部の温度及び差圧などについて行った。また大型区画実験では区画内のガス濃度を測定し、一方ルームコーナー区画での実験では、燃焼生成ガスをフードダクトシステムで全て集積し、ダクト内でのガス濃度を測定している。後者ではダクト内のガス濃度から、区画からの発熱速度を算出した。ルームコーナー区画での実験における測定位置について図4-4及び4-5に、大型区画実験での測定値について図4-6及び4-7にそれぞれ示す。

また、ケースB～D及びEに用いた材料の一覧とそれらの建築基準法での材料防火等級を表4-4に示す。

(3)結果と考察

(3)-1 内装仕様を不活性材料とした場合（ケースA及びE）

最初に不活性材料を内装仕様とした場合の結果について述べる。この実験ケースでは、着火源の火災性状を明らかにすることを目的としている。

実験で設定される着火源は、収納可燃物の燃焼によって生じる火災状態を再現したものである。従って、ここで述べる一連の実験（ケースA及びE）

結果から、収納可燃物火災からの外力として、どのような火災現象のどの状態を表現しているかを明らかにする。

①軸上温度と火炎高さ

1章で述べたように、内装材料を巻き込むような火災の拡大において、燃焼している可燃物から内装材料への熱伝達は、主として火炎からの放射と、熱気流からの対流による。しかし、火災の最初期においては火炎からの放射熱伝達が内装材料の着火燃焼の発生拡大に最も重要な因子である。従って、着火源からの火炎高さを知ることが肝要となる。

実験では、着火源は開口部から

表4-5 式(4-3)から計算された連続火炎高さ

火源径 [m]	発熱速度 [kW]	無次元発熱 速度 Q^*	連続火炎長 L_{min} [m]
0.17	50	3.76	1.02
	100	7.52	1.60
	200	15.04	2.51
	300	22.56	3.27
0.3	50	0.91	0.72
	100	1.82	1.12
	200	3.64	1.76
	300	5.45	2.29
0.5	135	0.68	0.99
	248	1.26	1.47
	330	1.67	1.77
	383	1.94	1.95
	450	2.28	2.17
	560	2.84	2.50
	810	4.11	3.18
1.0	567	0.51	1.64
	892	0.80	2.20
	1250	1.12	2.73
	1607	1.44	3.22
	2500	2.24	4.29

遠い側の室隅に設置されており(図 4-4、4-6)、観測は正面の開口部からのみしか行えないの、火炎高さ性状を詳細に追うことは困難であった。そこで 3 章で示したように、軸上温度の性状が良い精度で火炎領域を反映することから、軸上温度性状から火炎高さを推定する。

図 4-8(a)はケース A で火源径が 0.17m で発熱速度が 50kW のとき、4-8(b)は火源径を 0.3m とし発熱速度を 200kW とした場合、そして 4-8(c)はケース E で火源径を 0.5m として発熱速度を 383kW としたときの軸上温度性状を示す。ここで軸上の長さは、天井高さまでは入り隅に沿った垂直長さ、天井高さより先は、室隅部を起点として天井面に沿った放射方向の長さをとった。図 4-8 のデータには、壁に沿った x 方向、y 方向及び壁面から 45° の方向の 3 方向のデータをプロットしている。また各図には、3 章で得られた室隅火災の軸上温度モデルも合わせて示した。これらの結果から、区画室隅に火源を設置した場合の軸上温度は、天井の無い場合の室隅火災モデルでよく表現できることがわかる。また、火源から発生し、室隅に沿って上昇した気流は、天井に達したあと、天井面を扇形に広がるという特徴があることがわかる。以上の結果から、区画室隅の火災での火炎高さ性状に対して、3 章で示した室隅火炎高さのモデル(表 3-4 参照)が適用できると考えられる。

$$\frac{L_{\min}}{D} = 2.54 \cdot Q^{0.65} \quad (3-26)$$

表 4-3 に挙げた火源条件について、上式を使って算出した連続火炎高さを表 4-4 に示す。

②天井高さと連続火炎高さについての考察

4-1 節で挙げた、内装燃焼が火災拡大に与える 3 つの影響の中で、天井面が燃焼すると強い放射熱を床上の可燃物に与えて一気にそれらを着火させ、フラッシュオーバーを引き起こすことを指摘した。従って、天井が着火領域、すなわち火源あるいは壁面の燃焼によって生じる火炎の連続域に含まれることが、火災危険性を増大するクライテリアと考

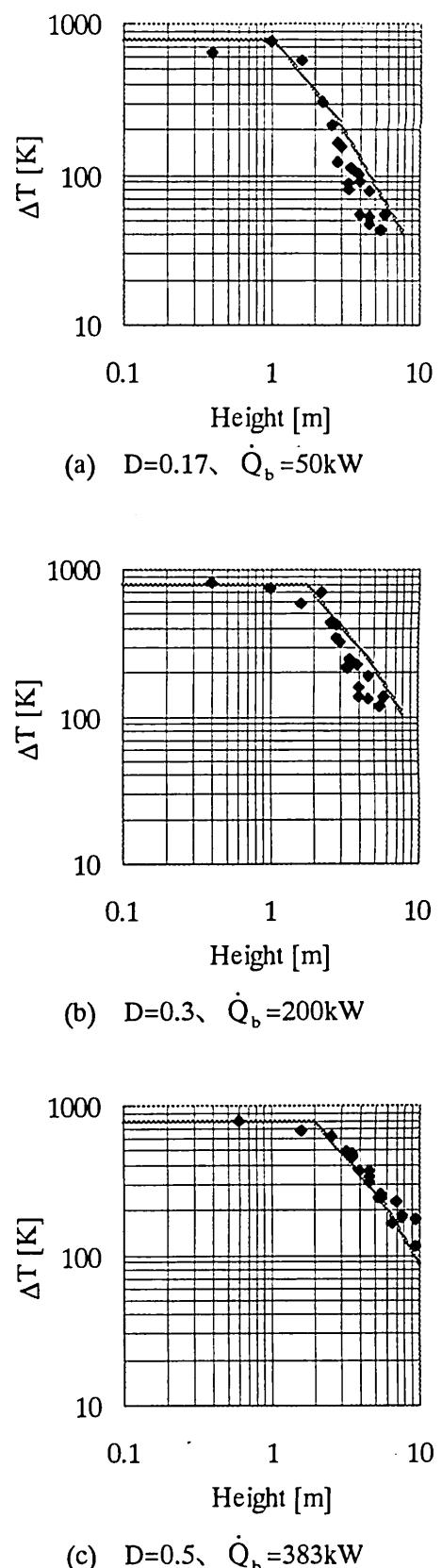


図 4-8 室隅火災の軸上温度性状

えてよいだろう。内装の燃焼によって生じる火炎の高さについては次のように整理できる。壁面の燃焼領域からの火炎長さ L_{wall} は、燃焼領域の単位長さあたりの発熱速度 \dot{Q}' の関数で表され、Quintiere ら[3,4]は次式を示した。

$$L_{wall} = 0.01 \cdot \dot{Q}' \quad (4-4)$$

一方、火源からの連続火炎に接する部分を内装の初期着火領域高とみなすことができるので、 L_{wall} は初期着火領域、すなわち着火源からの連続火炎高さ L_{min} に比例する。

$$L_{wall} \propto [\text{初期着火高さ}] \equiv L_{min} \quad (4-5)$$

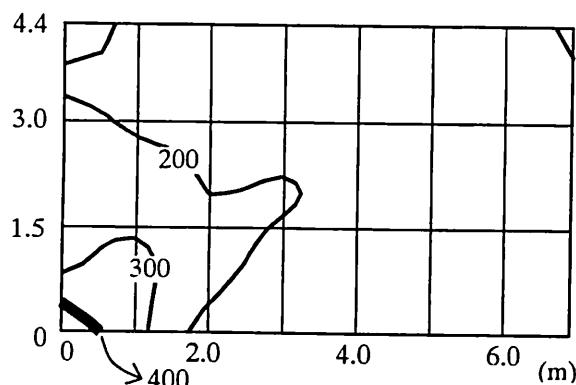
ここで火災危険性を増大するクライテリアが燃焼によって生じる連続火炎域が天井高さ H_{room} に到達することであるとすれば、式(4-5)の左辺を H_{room} で置き換えて、

$$H_{room} \propto L_{min} \quad (4-6)$$

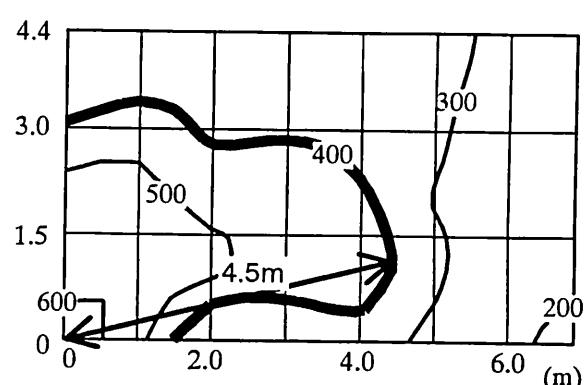
が得られる。以上の考察から、天井高さと着火源から生じる火炎の連続域高さとの比が火災危険性増大を判断するひとつの指標となり得ることが示唆される。

(3)-2 内装の燃焼実験

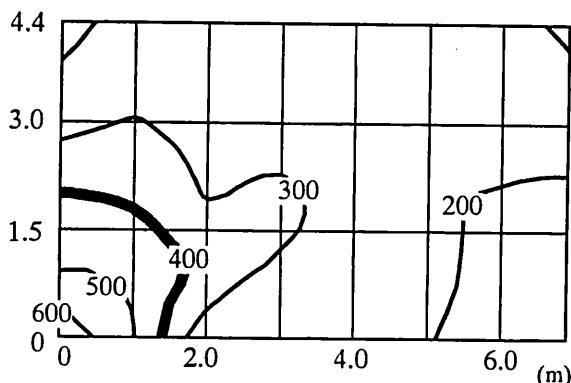
ケース D と F の結果を比較して、上で考察した天井高さと火炎高さとの関係について検証する。図 4-9 はケース F での天井表面の温度分布の時間変化を示したものである。内装材の熱分解先端位置を表すラインとして、実験で用いた材料の着火温度 (400°C) の等温線を太線で示している。この実験ケースでは、火災の成長をシミ



(a) time (after ignition) = 4min
Source intensity = 330kW
(Almost steady state)
Pyrolysis front from a corner (0,0) = 0.5m



(b) time (after ignition) = 6min
Source intensity = 450kW
(just after increasing)
Pyrolysis front from a corner (0,0) = 4.5m



(c) time (after ignition) = 7min
Source intensity = 450kW
(almost steady state)
Pyrolysis front from a corner (0,0) = 1.7m

図 4-9 天井面の温度性状の時間変化 (ケース F)
(熱分解先端を 400°C として太線で示す。)

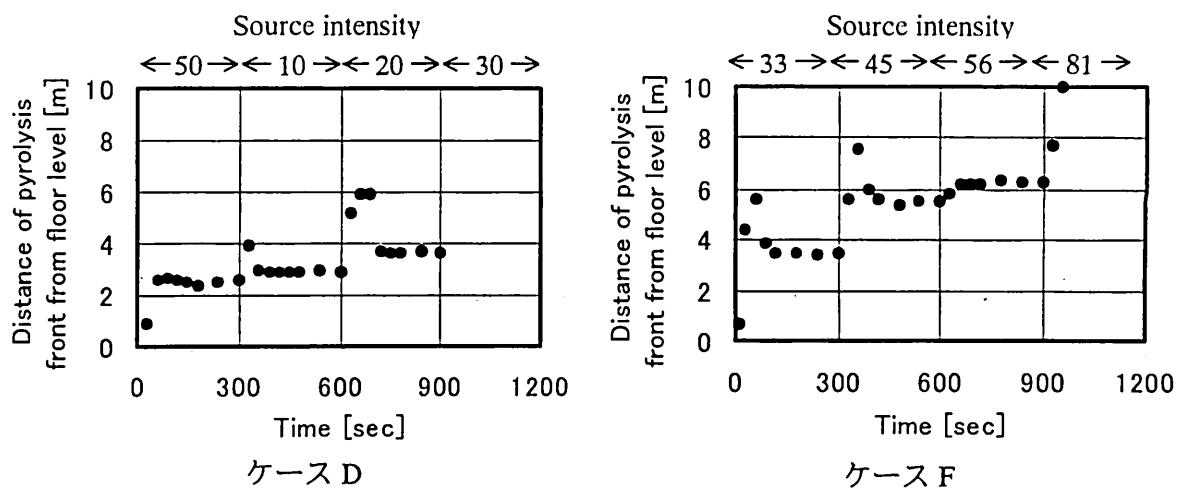


図 4-10 热分解先端位置の経時変化

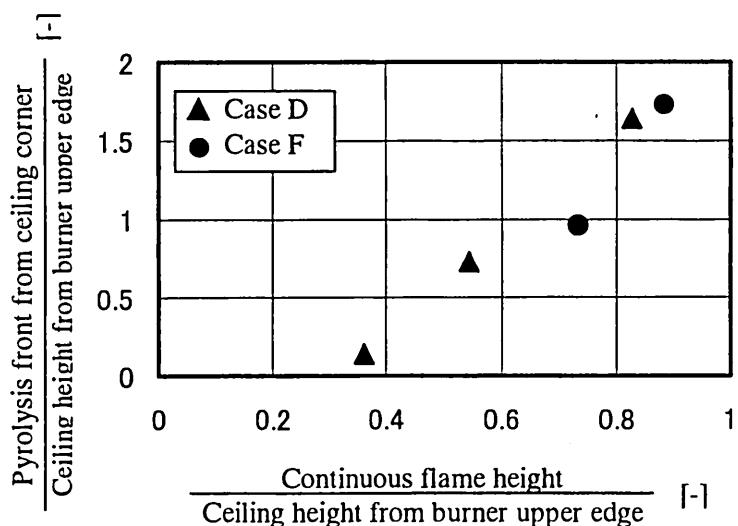


図 4-11 热分解先端長さと着火源からの連続火炎高さの関係

ユレートするために表 4-3 に示すように火源強度を徐々に上げている。この一連の図から、火源強度の増大とともに熱分解先端位置が隅部から 4.5m のところまで伸びるが(b)、このラインは熱分解領域の燃焼が開口からの噴出火炎無しに終結すると、火源方向に後退する(c)。ケース D と F で実験期間中に観測されたこのような等温度線の挙動を時間変化として示したのが、図 4-10 の黒丸である。熱分解先端の位置はそれぞれの発熱強度段階での最大値と見なされる。図 4-11 は前項で火災危険性の指標として考察した火炎高さと天井高さとの比を(火炎高さ/(天井高さ - 火源上端高さ))の形に基準化したものに対して、同様に熱分解長さを(天井高さ - 火源上端高さ)で基準化した値をプロットしたものである。この図から、これら 2 つのパラメータ間に線形の関係が見られ、このことは区画内の室隅で火災が生じている場合に天井表面上の火炎伝播は着火源からの火炎高さに依存することを示唆している。

4-2.3 ルームコーナー試験結果の意味に関する考察

前項で示した指標、「火炎高さと天井高さの比」を用いることによって、ルームコーナー試験結果を室火災成長における内装の燃焼性状と関連づける。

ケース B 及び C のフラッシュオーバー発生時間の結果を表 4-6 に一覧する。尚、こ

こではフラッシュオーバー発生の定義を区画からの総発熱速度（火源からの発熱速度+内装材料からの発熱速度）が1MWを超えた時点とした。ルームコーナー試験の火源条件は、試験開始から最初の10分間は100kWの発熱速度、10分から20分までは300kWの発熱速度で、火源径は0.3mである。この火源条件での火源からの連続火炎域の高さの比は、天井高さに対してそれぞれおおよそ1/2と1となる。従って、この試験法では、①10分未満に

フラッシュオーバーする材料、②10分～20分でフラッシュオーフラッシュオーバーする材料、及び③20分の加熱ではフラッシュオーバーしない材料の分類が可能である。以上をまとめると、室火災成長の中での内装上の燃焼拡大の効果について、それぞれ

表 4-6 ケース B 及び C でのフラッシュオーバー時間

内装材料	FO 時間(秒)
石膏ボード 9.5mm	No FO
石膏ボード 9.5mm + 塩ビ壁装 300g/m ²	604
石膏ボード 9.5mm + 塩ビ壁装 500g/m ²	624
石膏ボード 12.5mm + 塩ビ壁装 500g/m ²	676
突板化粧スラグ混入石膏板	No FO
イソシアヌレート吹付け石膏ボード	14
フェノール樹脂発泡体	No FO
難燃合板	176
軟質繊維板	54
ロックウール板(天井) - 石膏ボード 9.5mm + 塩ビ壁装 300g/m ² (壁)	No FO
ロックウール板(天井) - 石膏ボード 9.5mm + 塩ビ壁装 500g/m ² (壁)	No FO
ロックウール板(天井) - 石膏ボード 9.5mm + 塩ビ壁装 800g/m ² (壁)	620
ロックウール板(天井)-難燃合板(壁)	202

試験期間中に FO しなかった内装

試験で 10～20 分の間に FO した内装

試験で 0～10 分の間に FO した内装

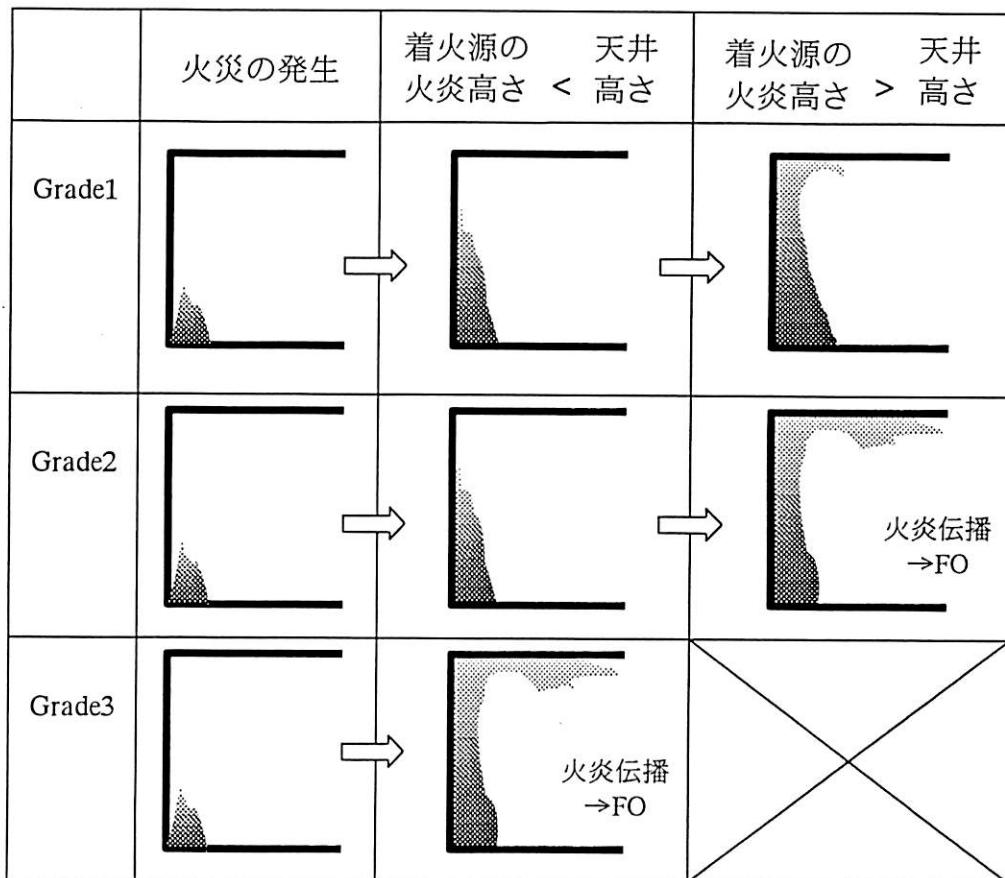


図 4-12 ルームコーナー試験による内装の性能分類

の材料分類について、以下のような性能的な説明をつけることができる（図4-12）。

- ①火災初期、収納可燃物の延焼拡大によって盛期火災に達するまで、内装は室全体の燃焼拡大に寄与しない、すなわち火炎が天井をはうような大きな火源の加熱を受けても内装が燃焼拡大しない → Grade1
- ②天井をはうような火炎に対して、内装は燃焼拡大するが、火炎が天井に達しない火災に対して天井が燃焼拡大に寄与しない。すなわち壁のみで燃えどまることが期待される → Grade2
- ③小さな火災に対して内装燃焼拡大する → Grade3

4-2.4 まとめ

内装材上の燃焼拡大が室火災の性状に与える影響を評価するために実大規模で行われた内装燃焼実験について概説した。実験結果より、壁面の燃焼によって生じる火炎高さを既往の研究成果がよく再現していることが確認された。また、天井高さと着火源上の連続火炎高さとの比が、室内の火災危険性を定量化する指標となることが示唆された。

4-3 ルームコーナー試験を用いた内装防火性能評価

4-3.1 αt^2 火源火災成長モデル

前節で、室火災成長と内装の燃焼拡大との関連性について述べた。その結果、収納可燃物の燃焼によって生じる火炎の高さと天井高さとの比が、室内の火災危険性を定量化する指標となることが示された。従って、適当な方法を使って、収納可燃物の火災成長を具体化することによって、内装燃焼の効果を定量的に表現することができる。

内装燃焼が室内の火災拡大に与える影響の大きさを定量的に評価するには、収納可燃物の発熱性状に内装の発熱性状を足し合わせることが原則となる。収納可燃物の火災性状を表す簡易な一般的なモデルとして火災成長率 α_f を用いた $\alpha_f t^2$ 火源がある。ここではこのモデル火源を取り上げて、内装の燃焼発熱を加算する方法を提案する。

まず、内装の燃焼を全く考慮しない場合の、盛期火災に至るまでの火災成長は次式で表される。

$$\dot{Q} = \alpha_f t^2 \quad (4-7)$$

ここで α_f は空間の用途によって定まる収納可燃物の火災成長率 [kW/s^2]である。内装の燃焼発熱を考慮すると、内装の燃焼による発熱分 $\dot{Q}_{mat}(t)$ が加算され、

$$\dot{Q} = \alpha_f t^2 + \dot{Q}_{mat}(t) \quad (4-8)$$

となる(図4-13)。以下では、ルームコーナー試験の結果から分類される内装性能毎に、 $\dot{Q}_{mat}(t)$ 算出の考え方を述べる。

4-3.2 ルームコーナー試験による内装の分類

ルームコーナー試験から得られる発熱速度結果より、フラッシュオーバーの有無とフラッシュオーバー到達時間を指標とすると、図4-14に示すような4つのグレードに分類できる。図中一番左のケースは熱に対して不活性な(燃焼反応を起こさない)材料を試験した場合で、火源以外の発熱は見られない。この場合は式(4-8)中の $\dot{Q}_{mat}(t)$ はゼロであり、室内の火災成長は式(4-7)に従う。一方、可燃性の内装はルームコーナー試験によってグレード1~3に分けられる。それぞれの定義を試験の火源条件から見ると次のように書くことができる。

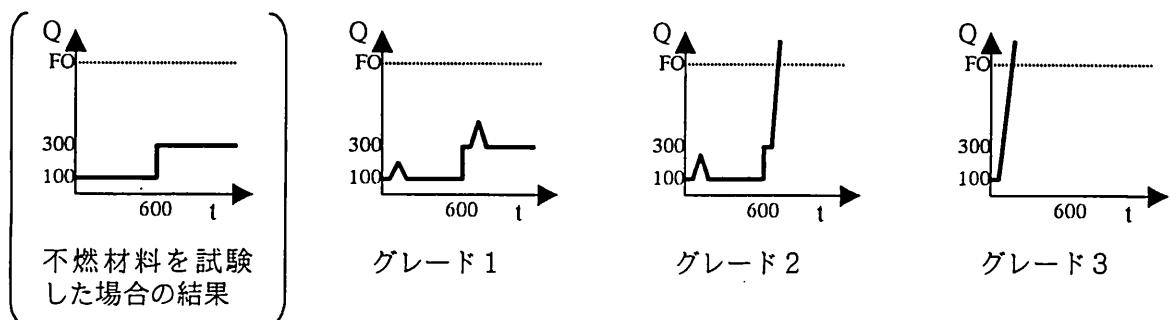


図4-14 ルームコーナー試験結果による内装の分類

グレード 1：火源から生じる火炎に接炎する部分のみが着火し燃焼するが、それ以外の部分への燃焼拡大はほとんどなく、試験期間中にフラッシュオーバーしない。

グレード 2：試験における最初の 100kW の火源強度期間、すなわち連続火炎の高さが天井高さの半分程度の場合には、グレード 1 と同様に接炎部分が着火し幾分燃焼拡大するが、フラッシュオーバーはしない。しかし火源強度が 300kW となり、連続火炎高さが天井に達するようになると大きな燃焼拡大が生じフラッシュオーバーする。

グレード 3：100kW の火源強度期間に接炎部分が着火し、引き続いて大きく燃焼拡大する。結果としてこの火源強度期間でフラッシュオーバーする。

このように分類すると、 $\dot{Q}_{mat}(t)$ の算出にあたっては 2 つのタイプの燃焼性状、すなわち着炎部分のみの燃焼と、燃焼拡大してフラッシュオーバーに至る燃焼をそれぞれ評価する必要があることがわかる。

4-3.3 着炎部分の燃焼発熱分 $\dot{Q}_{mat}(t)$ の算出

壁面が無限に上方に広がるものとして、垂直火炎伝播を考える（付録 B 参照）。まず、 $\alpha_f t^2$ に従って成長する収納物の燃焼が、室隅で起こっているとする。収納可燃物の燃焼面積は時間の二乗に比例して大きくなるとすれば、燃焼領域の代表径 D は時間に比例して大きくなる。

$$D \propto t \quad (4-9)$$

室隅での火源から生じる火炎の連続域高さは、3 章の結果（表 3-4）から、

$$L_{min} = 2.54 \cdot Q^{*2/3} D \quad (4-10)$$

と表せる（表 3-4 では Q^* にかかるべき乗数は 0.65 だが、ここでは 2/3 とした）。ここで無次元発熱速度 Q^* は $\alpha_f t^2$ を使って、

$$Q^* = \frac{\alpha_f t^2}{\rho C_p T \sqrt{g D^{5/2}}} \quad (4-11)$$

この連続火炎に接する内装部分が着火して燃焼する（図 4-15(a)）と、その部分から立ち上がる火炎の長さ L_{wall} は、着火した部分の単位長さ当たりの発熱速度に比例するので、

$$L_{wall} = 0.01 \cdot L_{min} \cdot \dot{q}_{mat}'' \quad (4-12)$$

となる[3,4]（図 4-15(b)）。ここで \dot{q}_{mat}'' は材料の単位面積当たりの発熱速度である。材料の着火時間を t_{ig} とし、加熱を受ける未燃部分を $\Delta L(L_{wall} - L_{min})$ すると、火炎伝播速度 V_p は、

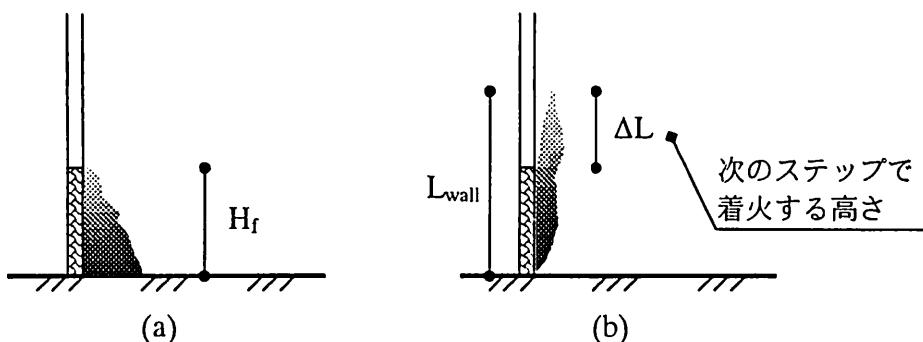


図 4-15 内装の燃焼と火炎高さ

$$V_p = \frac{\Delta L}{t_{ig}} \quad (4-13)$$

となる。水平火炎伝播は垂直火炎伝播に比べて非常に小さいので、燃焼領域の幅、すなわち火源幅と等しいとすれば、時刻 t での壁面の燃焼面積 $A_{comb}(t)$ は、

$$A_{comb}(t) = V_p \cdot t \times 2D \quad (4-14)$$

で与えられ、また発熱速度は

$$\dot{Q}_{mat}(t) = A_{comb}(t) \cdot \dot{q}_{mat}'' \quad (4-15)$$

と表現できる。式(4-9)での比例定数を 0.01 とし、式(4-9)～(4-14)を整理して、式(4-15)に代入すると、最終的に式(4-15)は次のように書き換えられる。

$$\dot{Q}_{mat}(t) = 0.01 \cdot \dot{q}_{mat}'' \cdot \frac{0.01 \cdot \dot{q}_{mat}'' - 1}{t_{ig}} \cdot \alpha_f^{2/3} \cdot t^{8/3} \quad (4-16)$$

ここで t_{ig} および \dot{q}_{mat}'' はコーンカロリメータ試験などから得る必要がある。また \dot{q}_{mat}'' が 100kW/m^2 以下の場合、 $\dot{Q}_{mat}'' \leq 0$ となる。このことは、 $\dot{q}_{mat}'' \leq 100[\text{kW/m}^2]$ の材料を用いた場合には上方火炎伝播が生じないことを示している。従って、式(4-16)が適用されるのは $\dot{q}_{mat}'' > 100[\text{kW/m}^2]$ の材料に限定される。

4-3.4 フラッシュオーバーを引き起こす時間 t_{FO} の算出

内装上の燃焼が、火源から立ち上がる火炎に接する部分近傍でおさまらずに拡大して、室内はフラッシュオーバーすると在館者の避難は不可能になり、火災は盛期火災に移行する。内装表面の燃焼拡大の開始から盛期火災に達するまでの時間は、数秒から数十秒のオーダーであり、避難性能評価の中でこの現象を取り扱う場合には、フラッシュオーバーにつながる内装表面の燃焼拡大の開始をもって、危険時間とするのは至極妥当な考え方である。ここでは 4-2 節で提案した指標、天井高さと火源からの連続火炎高さの比、を使って、フラッシュオーバー到達による危険時間 t_{FO} の算出方法を示す。

火源および内装燃焼によって生じる火炎の連続火炎域 $L_{cont}(t)$ が天井に達した時点を危険時間 t_{FO} として定義する。

$$H_{room} = L_{cont}(t_{FO}) \quad (4-17)$$

H_{room} : 天井高さ [m]

$L_{cont}(t_{FO})$ は、ルームコーナー試験における分類から、各グレード毎に次のように定義することができる。

グレード 1 : 試験期間中にフラッシュオーバーを起こさないので設定しない。

グレード 2 : 火源からの連続火炎高さが天井高さに達した時点でフラッシュオーバーを起こすので、

$$L_{cont}(t_{FO}) = L_{min} \quad (4-18)$$

グレード 3 : 火源からの連続火炎高さが天井高さの $1/2$ に達した時点で $L_{cont}(t)$ は天井高に達してフラッシュオーバーを起こすので、

$$L_{cont}(t_{FO}) = 2L_{min} \quad (4-19)$$

従ってグレード 2 の t_{FO} については、式(3-56)の左辺に式(3-55)を代入し、右辺に式(3-48)と(3-49)を適用して、次の式が得られる。

$$t_{FO} = \left(\frac{H_{room}}{0.5 \cdot \alpha_f^{2/3}} \right)^{3/2} \quad (4-20)$$

同様にグレード3については次式が得られる。

$$t_{FO} = \left(\frac{H_{room}}{\alpha_f^{2/3}} \right)^{3/2} \quad (4-21)$$

これらの評価式から、収納可燃物が多い室や天井高さが低い室については可燃性内装の使用が制限されるべきであることがわかる。

4-3.5 まとめと問題点

ここでは、ルームコーナー試験の結果を使って、内装の燃焼拡大による室火災成長への効果を評価する簡易な方法を示した。適当に火炎高さを選択することで、より詳細な t_{FO} の算出が可能である。また、この方法は例えば、本節の前半で取り上げたシミュレーションモデルが活用できれば、コーンカロリメータ試験の結果からでも適用することが可能である。

一方、これらの方の問題点は、一つには複数の内装が混在した場合に式(4-16)で取り扱う材料は、どの部位のものを使うべきかが明らかでないこと、もう一つは内装の燃焼拡大による危険時間 t_{FO} を適用できる空間の大きさが明確でないこと、などが挙げられる。前者については、天井の燃焼と壁の燃焼との火災拡大への影響の大きさの違い（一般には、天井燃焼の方が危険と認識されている）を考慮に入れた検討が必要である。一方、後者については、前節で述べた実大実験の結果や付録Cに示すようなシミュレーション手法[6,7]による計算結果を使って、適用可能な範囲を明らかにすることが今後の課題である。

4-4 本章のまとめ

本章では、内装の燃焼が室火災成長性状に与える影響の大きさについて、建築防火性能の観点から検討し、室内装を対象とした実大火災実験の結果の解析と、既存の燃焼理論とから、内装防火性能を評価する手法を開発することを目的とした。

まず、火災過程ごとに内装の燃焼性状について整理すると、内装に防火性能を付与する目的は、出火防止、避難安全、消防活動拠点の確保の3つにまとめられる。このうち、出火防止と消防活動拠点確保の目的に対しては、材料レベルでの評価が可能であるが、避難安全目的に対しては、内装の燃焼性状が空間としての火災性状に与える効果の大きさを評価する必要がある。

そこで、2種類の大きさの区画で行われた実大火災実験で得られた知見から、収納可燃物の火災成長と内装上の燃焼拡大との関連について検討した。その結果、火源上に形成される火炎の連続火炎高さと天井高さとの比を指標として、内装上の火炎伝播の有無が推定できることがわかった。

この指標を使ってルームコーナー試験結果の意味を考えると、内装のグレードは3つに分けられ、それぞれの性能は次のように定義される。

グレード1 火災初期、収納可燃物の延焼拡大によって盛期火災に達するまで、内装は室全体の燃焼拡大に寄与しない、すなわち火炎が天井をはうような大きな火源の加熱を受けても内装が燃焼拡大しない。

グレード2 天井をはうような火炎に対して、内装は燃焼拡大するが、火炎が天井に達しない火災に対して天井が燃焼拡大に寄与しない。すなわち壁のみで燃えどまることが期待される。

グレード3 小さな火災に対して内装燃焼拡大する。

さらに内装の着火源となる収納可燃物の火災の成長を αt^2 火源を使って時間の関数として表現することにより、連続火炎高さと天井高さとの比も時間の関数として表されるので、内装燃焼が室火災成長に与える影響をフラッシュオーバー発生時間として評価することが可能となった。

第4章で用いた文字、記号 ([]内は単位)

A_{comb}	内装の燃焼面積[m ²]
D	火源の代表径[m]
H_{room}	天井高さ[m]
K	壁面火炎長さの比例定数[m ² /kW]
L_{cont}	床に置かれた火源及び内装燃焼によって生じる火炎の連続火炎高さ[m]
L_{min}	床に置かれた火源からの連続火炎高さ[m]
L_{wall}	壁面燃焼による火炎長さ[m]
\dot{Q}	室火災の発熱速度[kW]
\dot{Q}_{mat}	内装燃焼による発熱速度[kW]
\dot{Q}'	燃焼領域の単位長さ当たりの発熱速度[kW/m]
Q^*	無次元発熱速度
\dot{q}_{mat}''	材料の単位面積当たりの発熱速度[kW/m ²]
\dot{q}_{rec}''	材料が受ける熱流[kW/m ²]
q_{tot}''	材料の単位面積あたりの発熱量[kJ/m ²]
T_{ig}	固体の着火温度[K]
t_D	燃焼継続時間[sec]
t_{FO}	フラッシュオーバー到達時間[sec]
t_{ig}	着火時間[sec]
V_p	火炎伝播速度[m/s]
α_f	火災成長率[kW/s ²]
χ	燃焼拡大性状に関する比例定数（式(4-2)）
ρ	密度[kg/m ³]
τ	燃焼特性時間[sec]

第4章の参考文献

- [1] 長谷見雄二、藪田孝敏、若松孝旺、林吉彦：火炎伝播モデルに基づく室内装火災性状の質的分類（その1） 燃焼発熱試験結果を用いた火炎伝播特性の質的分類モデル、日本建築学会大会学術講演会梗概集、pp.239-240、(1999).
- [2] 長谷見雄二、吉田正志、藪田孝敏、若松孝旺、林吉彦、時田岳大：コーンカロリメータ計によるルームコーナー試験におけるフラッシュオーバー発生時間の簡易予測、日本建築学会大会学術講演会梗概集、pp.213-216、(1999).
- [3] Quintiere,J.g., Harkleroad,M. and Hasemi,Y., "Wall Flames and Implications for Upward Flame Spread", Comb. Sci. Tech., Vol.48, pp.191-222, (1986).
- [4] Tu,K.-M. and Quintiere,J.G., "Wall Flame Heights with External Radiation", Fire Technology, Vol.27, No.3, pp.195-203, (1991).
- [5] 建設省総合技術開発プロジェクト、「防・耐火性能評価技術の開発」、平成9年度報告書、No.9-3 材料分科会、(1998).
- [6] Karlsson,B., "Modeling Fire Growth on Combustible Lining Materials in Enclosures", Report TBVV-1009, University of Lund, (1992).
- [7] Quintiere,J.G., "A Simulation Model for Fire Growth on Materials Subject to a Room Corner Test", Fire Safety J., Vol.20, pp.313-339, (1993).

第5章 防火安全対策の性能評価を視野に入れたモデル火災の構築

5-1 概要

5-1-1 本章で取り扱う火災性状

火災安全評価の中での火災シナリオは図5-1に示すように、火災拡大シナリオを中心として避難行動シナリオと消火活動シナリオから構成される。

まず、避難行動シナリオは専ら火災性状を入力としており、逆に避難行動が火災の成長に与える影響はほとんど無いと考えられるので、本章での検討には含めない。

次に消火シナリオについては、火災性状に大きく影響することは明白である。本来ならば火災性状を入力値として、消火設備作動あるいは消火活動の効果を評価しなければならず、そしてそれらの効果が火災性状シナリオ側に再入力するというルーチン作業を行わなければならない。この作業を行うためには、火災の成長過程毎に対応する消防・消火設備の奏功を評価し、その答えを火災性状にフィードバックさせるツールが必要である（第1章、図1-5参照）。しかし現状では、消防・消火の効果を火災成長に定量的に反映させる方法は確立されていない。従って、本章で取り扱う火災拡大性状、消防・消火の効果を考慮しない放任火災を取り扱うものとする。結論として、本章で取り扱う火災性状は、収納可燃物性状と建築的な対策とによって定まるものとする。

5-1-2 モデル火災の定義

5-1-1で取り扱う範囲を限定した上で、建築物の安全性に影響を与える外的要因としての建築火災の特徴は、建築物自身が有する用途や空間形状などが外的要因の大きさを決定することである。言い換えれば、火災性状を入力として評価される建築物の部分が、それ自身、火災性状にも影響を及ぼす。

本研究で提案するモデル火災とは、「建築物の用途、空間形状などによって定まる火災性状」をいう。モデル火災は、建築物の部分の安全性評価のために実際に入力される設計火源とは区別する。しかし、当然のことながら、両者は密接に関係しており、評価のフィジビリティを高めるためには、モデル火災に応じて正しい設計火源を選択しなければならない。

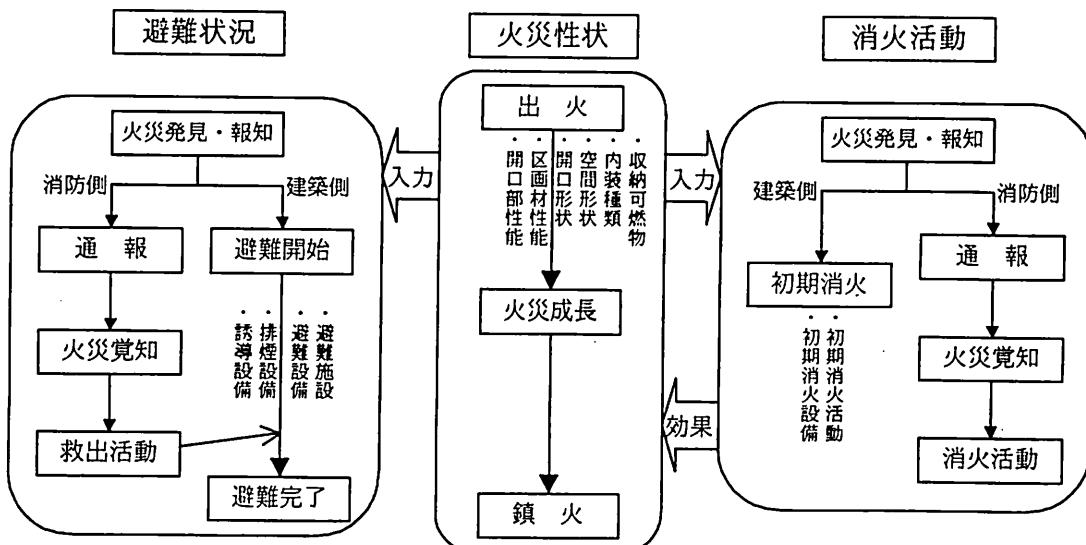
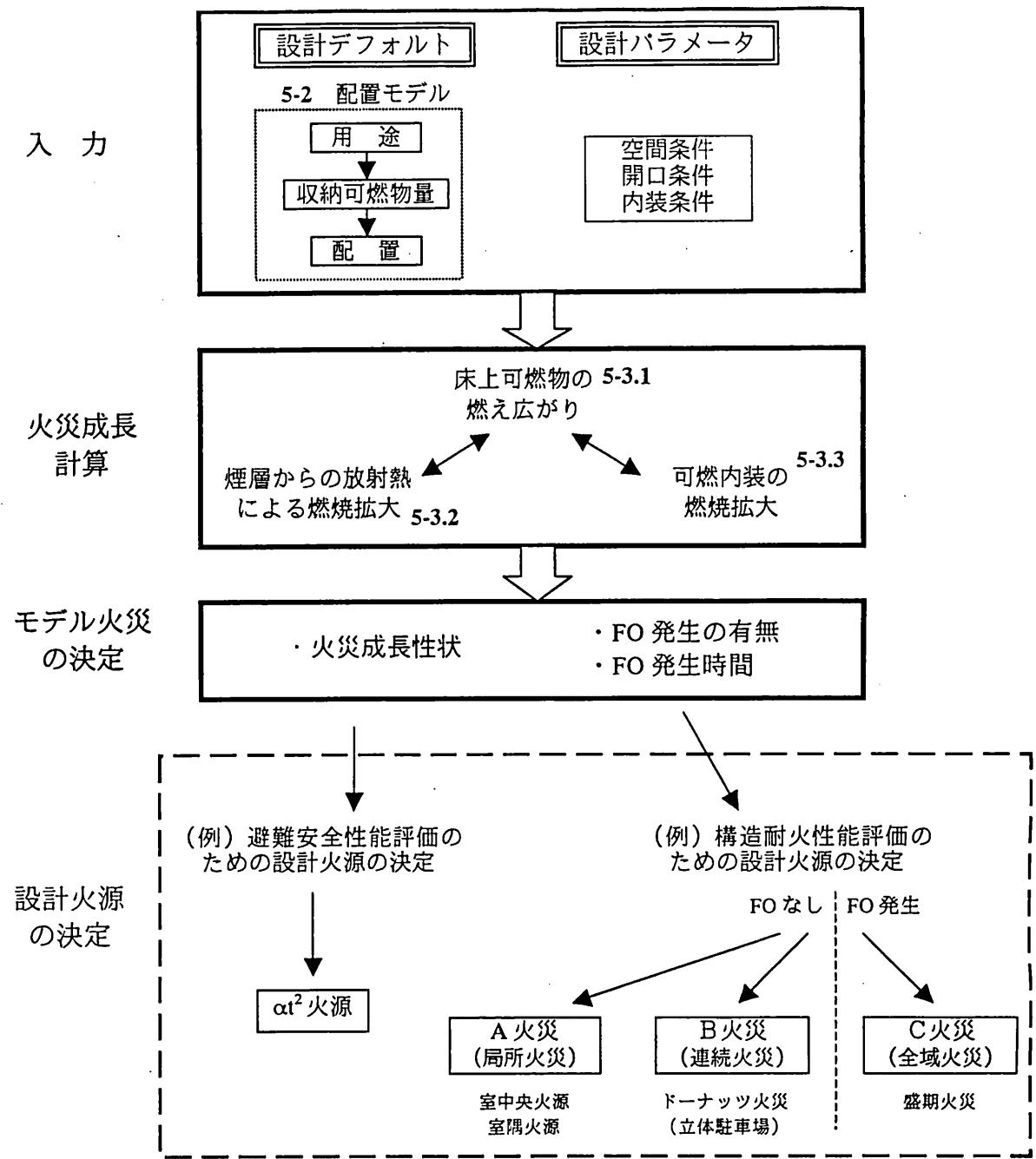


図5-1 火災シナリオの構成



5-1.3 モデル火災を決定する火災成長計算と本章の構成

図 5-2 にモデル火災を決定する手法の概要を示す。以下に、各項で検討する内容及びそれらの関連性について概略を述べる。

火災成長計算への入力は、収納可燃物性状及び建築物データとなる。このうち、5-2 節では、用途によって定まる可燃物密度値から、床上可燃物の大きさや離隔距離などを決定する配置性状算定方法を検討する。もう一方の入力値となる建物データについては、5-3 節で説明する火災成長計算に直接入力する。

5-3 節では室内の火災成長性状を、床上可燃物間の燃え広がりと内装上の燃焼拡大に分けて、既存の理論と前章までに得られた知見をもとにそれぞれ計算し、得られる

2つの結果から、最終的に包括的な室の火災成長を求める方法について述べる。

また 5-3 節では、算出されたモデル火災を表現する項目、「火災成長性状」と「放任火災性状（火災の最も成長した段階の性状）」について説明する。

図 5-2 には、設計火源決定の例として、避難安全性能評価のための設計火源として αt^2 火源を、構造耐火性能評価のための設計火源として、A～C 火災を示した。A～C 火災の定義について以下に記す。

- A 火災：床上可燃物の燃え広がりが局所に限定されて、フラッシュオーバーには至らない火災（局所火災）
- B 火災：床上可燃物の燃え広がりは、可燃物が存在する限り連続するが、フラッシュオーバーには至らない火災（連続火災）
- C 火災：床上可燃物の燃え広がりによって、フラッシュオーバーに至り、フラッシュオーバー後は室全域が燃焼領域となる火災（全域火災）

最後に 5-2～5-3 で提示した火災成長計算手法を使って、建物条件（床面積、天井高さ、内装）、可燃物条件（収納可燃物密度）などをパラメータとしてケーススタディを行い、出力されるモデル火災の特徴について検討する。

5-2 収納可燃物配置の算定

5-2.1 収納可燃物の大きさと離隔距離

収納可燃物の配置性状の算定は、空間の用途が決まれば、評価の与条件として与えられる収納可燃物量を、火災成長計算への入力データに変換する重要な役割を果たす。

一般に、収納可燃物密度 $w [kg/m^2]$ は、室内に置かれている可燃物量を単位面積当たりの木材換算量として示したもので、建物あるいは空間の用途によって定まるものとされる。ただし、用途に応じた使用形態や存在する可燃物の構成や

その素材などは、時代によって変遷するので、できる限り新しい調査データが必要となる。最近では油野ら[1]が、多くの用途にわたって収納可燃物量を調査している。ある用途について可燃物密度を調査すると、図 5-3 に示すような正規分布を描く。火災安全性能評価に用いる収納可燃物密度の値には、この分布の平均値(あるいは中心値)ではなく、非超過確率 98% の値を用いることが推奨されている[2]。

可燃物の配置に関しては、佐藤ら[3-5]の一連の研究で、住宅の可燃物配置を調査し、家具などの比較的重い収納可燃物が壁際に置かれることが多いことを示している。しかし、消防統計[6]をまとめると、火災の最初期の火災拡大(出火物から第一着火物)は、むしろ室の中央に置かれる可能性の高い、寝具、紙類、プラスティック類であることがわかる(図 5-4)。さらに近年の生活様式の多様化に伴い、家具の配置には必ずしも一定の法則があるとは考えられない。これらの状況を勘案すると、評価に用いるモデル火災では、収納可燃物はランダムな大きさを有し、ランダムに配置すると考えることが最も妥当であると結論づけられる。しかしながら、実際にランダムな大きさの可燃物をランダムな間隔に配置させて燃え広がりの計算を行うには多大な労力を要するので、本研究では、より簡易な分布モデルを採用する。

まず、対象となる室平面を正方格子状に分割し、一つの正方形面積 A_{site} に重さ w_i の可燃物が存在するとする。ある時刻 t_1 において、各単位正方面積に存在する可燃物量は例えば図 5-5(a)のようになるとする。このとき、重さ w_i の存在する A_{site} の数と w_i との関係は図 5-5(c)に示すようなポアソン分布を描くと考えられる。別の時刻 t_2 で室平面を見ると可燃物の位置は移動しており、図 5-5(b)のようになるが、 w_i の分布形はほぼ t_1 のときと変わらない。すなわち、ある瞬間だけをとらえて可燃物の配置を見

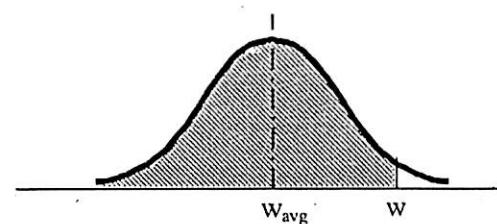


図 5-3 収納可燃物調査によって得られる分布形と、評価で用いる収納可燃物密度(98%超過確率値)の関係

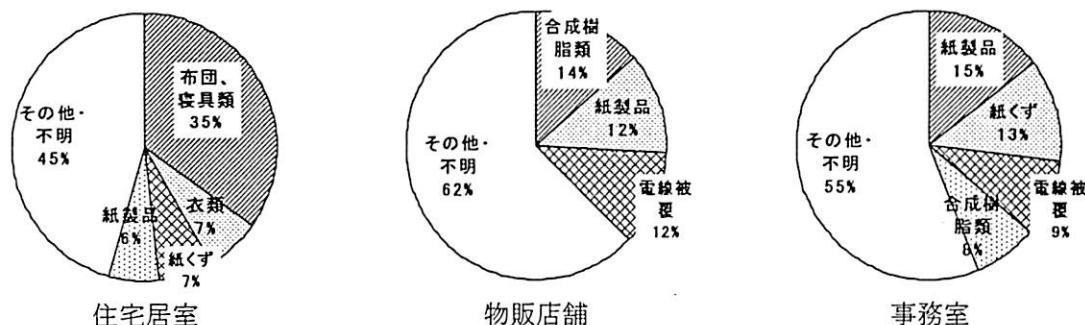
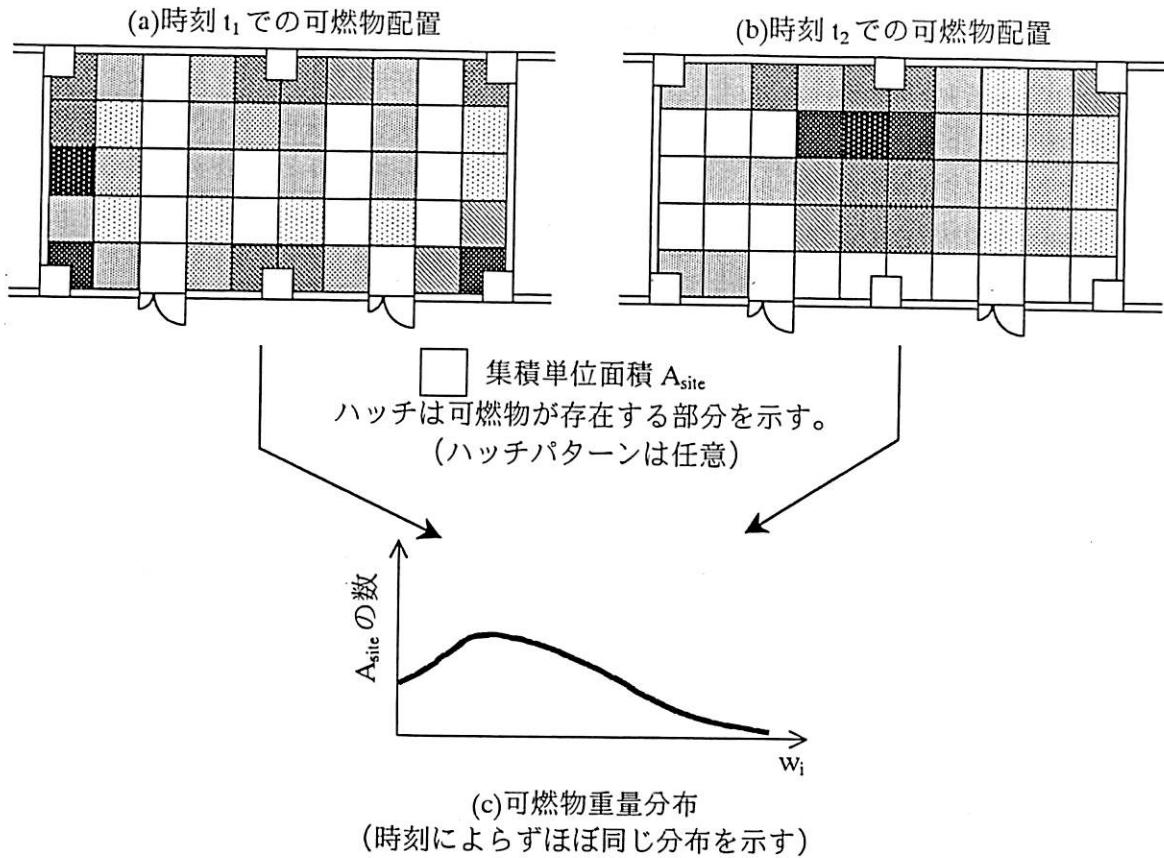


図 5-4 平成 7~10 年の代表的な防火対象物火災の第一着火物の傾向



ると可燃物の存在するサイトと存在しないサイトとに明確に分けることができるが、建物の耐用期間を通して見ると、全てのサイトに可燃物が存在する可能性がある。従って、ここでは A_{site} には必ず 1 個の可燃物 ($w_i \neq 0$) が存在することとする。

可燃物の大きさ及び可燃物間の離隔距離については、可燃物配置に関わる安全率が、可燃物密度に非超過確立 98% の値を用いることで十分に満たされていると考え、ここでは単純に、均一の大きさを有する可燃物が平均離隔距離をもって分布するものとする。すなわち可燃物は正方格子状に分割された A_{site} の中心に置かれる（図 5-6）。

出火の可能性は、可燃物の存在する全てのサイトにあると考えられるので、火災安

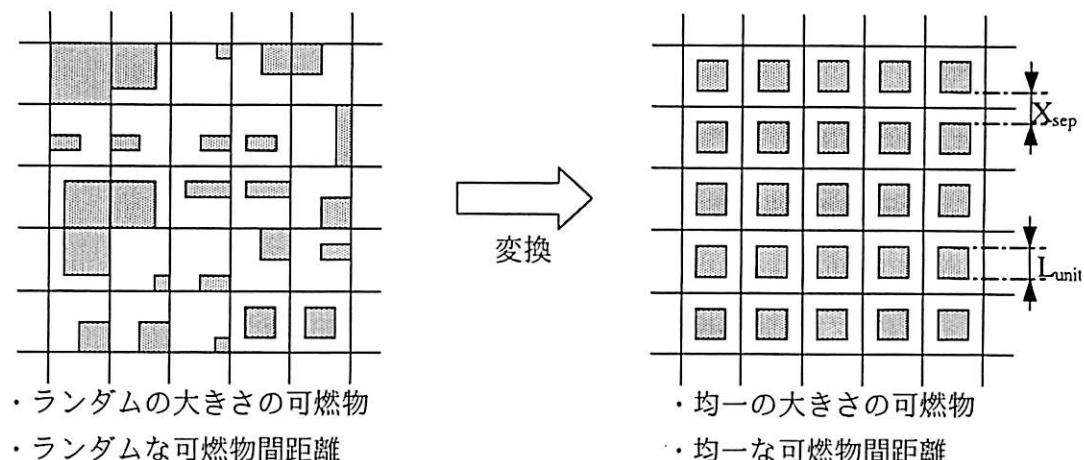
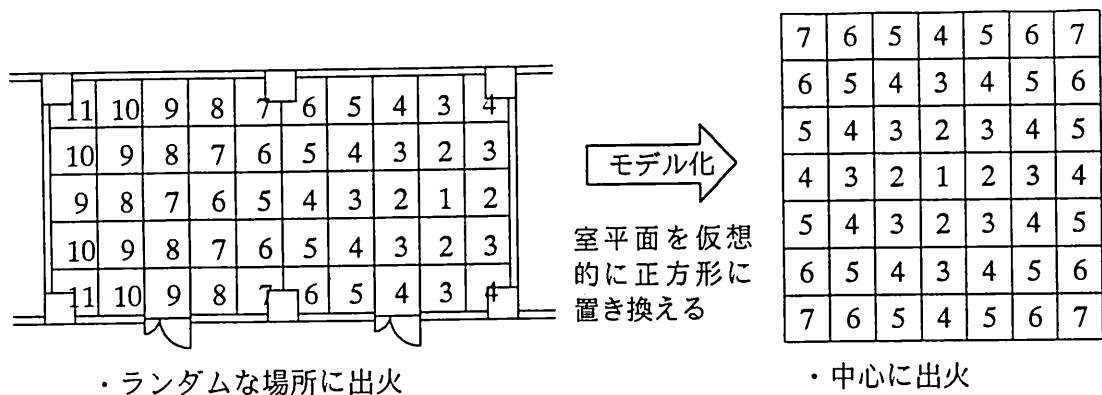


図 5-6 可燃物の大きさと可燃物間距離の変換についてのイメージ図



燃焼拡大の相違

現実の配置		着火順序	モデル化された配置	
着火サイトの数	燃焼サイトの累積数		着火サイトの数	燃焼サイトの累積数
1	1	出火サイト	1	1
4	5	2番目に着火するサイト	4	5
7	12	3番目に着火するサイト	8	13
7	19	4番目に着火するサイト	12	25
⋮	⋮	⋮	⋮	⋮

図 5-7 出火点と燃え広がりの考え方（サイト中の番号は着火する順番を示す）

全評価の観点から最も危険となる場所を選定すべきである。しかし、「最も危険」な状態を一意に定義するのは困難なので、ここでは図 5-7 に示すように、対象となる室平面を仮想的に正方形に置き換えて、出火点を中心点とする。これによって、火災は出火点を中心に同心円状に拡大することになるので、燃焼面積の増大速度が最も速く、発熱速度も大きくなり、この条件をもって対象室の最も危険な状態とみなす。ただし、収納可燃物の燃焼が内装の着火源となる現象を扱う場合には、床上可燃物の燃焼拡大は中心点からの開始するという概念はそのままで、火炎の存在する位置だけを室隅として取り扱う（第 4 章参照）。

5-2.2 平均化された可燃物の特徴

前項で定義された均一の大きさを有し、 A_{site} の中に設置される可燃物（以下、単位可燃物という）について、さらに 2 つの仮定をとる。

- ① 単位可燃物は単体の立方体である
- ② 収納可燃物密度は木材換算値として取り扱われるので、単位可燃物も原則として木材の燃焼物性値を持つ（表 5-1）

表 5-1 木材の物性および燃焼特性

物性または燃焼特性	記号	数値	単位
密度	ρ	500	kg/m^3
単位質量あたりの発熱量	q	16,000	kJ/kg
単位表面積当たりの発熱速度[7]	\dot{q}_s''	112	kW/m^2
着火に要する熱量	$I^2 t_{ig}$	2,000	$\text{kW}^2/\text{m}^4 \text{min}$
火災成長率	α	0.0125	s^2/kW

改めて、単位可燃物一個が置かれる単位集積面積を $A_{site} [m^2]$ とし、単位可燃物の重量、見つけ表面積及び一辺の長さをそれぞれ、 $W_{unit} [kg]$ 、 $A_{unit} [m^2]$ 及び $L_{unit} [m]$ とする、可燃物について次式が成り立つ。

- ・単位可燃物の重量について

$$W_{unit} = w \cdot A_{site} \quad (5-1)$$

$$W_{unit} = \rho \cdot L_{unit}^3 \quad (5-2)$$

- ・単位可燃物の表面積について

$$A_{unit} = 5 \cdot L_{unit}^2 \quad (5-3)$$

ここで、対象室の火災モデルとして最も重要な発熱速度を境界条件に、単位可燃物のスケールを導くこととする。可燃物の表面積は火災の発熱速度に影響するので、対象室の発熱速度を再現するためには、一個の可燃物の表面積よりも室全体として可燃物の表面積を反映させる必要がある。油野ら[1]による収納可燃物性状の調査及び原田[8]の考察から、単位可燃物の表面積については次式が成立する。

$$A_{unit} = 0.54 \cdot w^{-2/3} \cdot W_{unit} \quad (5-4)$$

(5-3)及び(5-4)式から単位可燃物の大きさについては、

$$L_{unit} = \sqrt{\frac{0.54}{5} \cdot w^{1/3} \cdot A_{site}} \quad (5-5)$$

となり、適切に A_{site} を設定すれば、設計デフォルト、すなわち用途によって決まる収納可燃物密度のみによって定まる。結果として可燃物間の距離 X_{sep} は、

$$X_{sep} = \sqrt{A_{site}} - \sqrt{\frac{0.54}{5} \cdot w^{1/3} \cdot A_{site}} \quad (5-6)$$

となる（図 5-6 参照）。

5-3 火災成長の計算

本節では室内の火災成長について述べる。室内の火災成長は可燃物の燃え広がり方から決定される。可燃物の燃え広がりは、「床上に置かれた可燃物の燃え広がり」と「内装の燃え広がり」の和と考えることができる。またこの燃え広がり性状を支配する、伝熱モードは「燃焼可燃物上に形成される火炎からの放射熱」と「煙層からの放射熱」とに分類することができる。ここでは現象の説明を簡単にするために

- ・床上に置かれた可燃物の燃え広がり
- ・煙層性状に与える空間、開口条件の効果
- ・内装燃焼の効果

に分けて扱う。

5-3.1 床上に置かれた可燃物の燃え広がり

(1) 単位可燃物の燃焼性状

床に置かれた可燃物が十分に空気が与えられる中で燃焼をするとき、まず着火直後の火災は、木材の火災成長率 $\alpha = 0.0125[\text{kW}/\text{s}^2]$ をもつて成長し、最終的に定常燃焼に到達する。定常燃焼時の発熱速度は可燃物の表面積に依存するので、式(5-4)および表 5-1 から次のように与えられる。

$$\dot{Q}_{\text{peak}} = \dot{q}_s'' \cdot A_{\text{unit}} = 112 \times (0.54 W^{-2/3} W_{\text{unit}}) \quad (5-5)$$

着火時を $t=0$ とすると、単位可燃物の発熱性状は図 5-9 のようになり、燃焼継続時間 t_d は次式を解くことによって得られる。

$$\int_0^{t_d} \dot{Q} dt = q \cdot W_{\text{unit}} \quad (5-6)$$

(2) 可燃物の位置関係と単位可燃物の密度

可燃物の配置性状は、1 つの立方体の大きさ (L_{unit}) と立方体間の離隔距離 X_{sep} によって特徴付けることができる。式(5-5)及び(5-6)から、計算される L_{unit} と X_{sep} をそれぞれ収納可燃物密度の関数として図 5-10 及び 5-11 に示す。

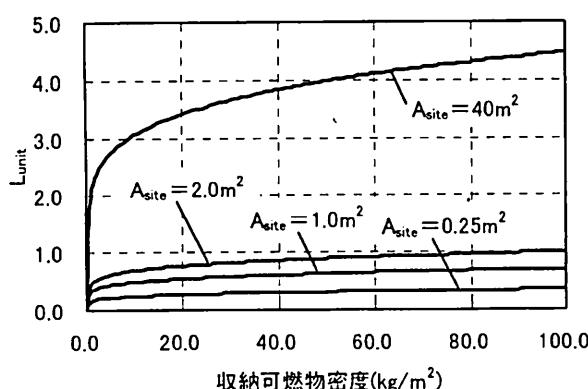


図 5-10 収納可燃物密度と
単位可燃物の大きさの関係

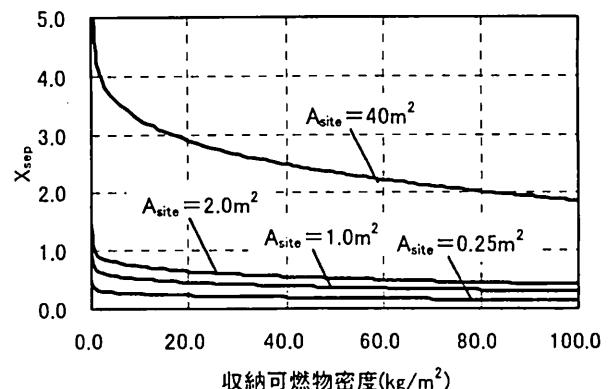


図 5-11 収納可燃物密度と
可燃物間距離の関係

通常の建築物用途で設定される可燃物密度の範囲、 $5 \leq w \leq 60$ では、 $X_{sep}/L_{unit} \leq 1.2$ となる。

密度については式(5-1)～(5-3)より、

$$\rho \propto (w/A_{site})^{1/2} \quad (5-9)$$

という w の関数形が得られる。これは、表 5-1 で示した木材の性質とは矛盾する。佐藤ら[3-5]によると、現実の収納可燃物の充密性状はおよそ 50kg/m^3 と報告されている。また辻本[9]は実大実験での可燃物の体積密度と火災成長率とを関係付けている。彼の示した結果から単位面積当りの可燃物重量（すなわち可燃物密度 w ）を換算すると、 w の増加に対して火災成長率は小さくなることを示している。これは同体積の中で重量を増加させれば、当然露出表面積が小さくなることに影響を受けているためと考えられる。しかし、体積密度と可燃物表面積との関連、またプラスティック類を含む現実の可燃物を木材換算する際ににおける密度保存の重要性については検討が不十分であり、ここでは表面積の保存を優先し、体積密度は式(5-9)によって変動するものとする。

(3)火災成長性状の理論的展開[10]

未燃の可燃物の着火性状が、隣接する可燃物の燃焼によって生じる火炎からの熱放射のみに支配されるとき、床上の収納可燃物の燃え広がり性状は以下のように表現される。

均等に配置された可燃物のうち、室の中心に置かれた可燃物を着火点とする。ここで燃焼している可燃物と未燃の可燃物との間の距離を上述のように X_{sep} とし、燃料している可燃物からの放射熱によって未燃の可燃物が受ける熱流束を $I_f[\text{kW/m}^2]$ とする、燃え広がり速度 V_p は着火時間 t_{ig} を使って次のように表現することができる。

$$V_p = \frac{X_{sep}}{t_{ig}} \quad (5-10)$$

ある時間 t での燃料領域の半径 $R(t)$ 及び面積 $A_f(t)$ はそれぞれ、

$$R(t) = V_p \cdot t = \frac{X_{sep}}{t_{ig}} \cdot t \quad (5-11)$$

$$A_f(t) = \pi \{R(t)\}^2 = \pi \cdot V_p^2 \cdot t^2 = \pi \left(\frac{X_{sep}}{t_{ig}} \right)^2 \cdot t^2 \quad (5-12)$$

となる。ここで、単位集積面積当たりの発熱速度を単位可燃物の最大発熱速度 \dot{Q}_{peak} で代表させると、燃焼領域全体の発熱速度 $\dot{Q}(t)$ は、次のように表される。

$$\dot{Q}(t) = \pi \left(\frac{\dot{Q}_{peak}}{t_{ig}^2} \right) \cdot t^2 \quad (5-13)$$

式(5-13)で、 t^2 にかかる係数を収納可燃物の火災成長率 $\alpha_f[\text{kW/s}^2]$ とする。

$$\alpha_f = \pi \left(\frac{\dot{Q}_{peak}}{t_{ig}^2} \right) \quad (5-14)$$

ところで、燃焼している可燃物から次の可燃物への入射熱 I_f は、

$$I_f = \frac{Q_{peak}/3}{4\pi X_{sep}^2} \quad (5-15)$$

と書け、また木材の着火限界受熱量 [$\text{kW}^2 \cdot \text{sec}/\text{m}^4$] は、

$$I^2 t_{ig} = 2,000 [\text{kW}^2 \cdot \text{min}/\text{m}^4] = 120,000 [\text{kW}^2 \cdot \text{sec}/\text{m}^4] \quad (5-16)$$

であるので、式(5-14)、(5-15)から得られる t_{ig} を式(5-16)に代入すると、 α_f は Q_{peak} と X_{sep} の関数で表される。

$$\alpha_f \propto \frac{Q_{peak}^5}{X_{sep}^8} \quad (5-17)$$

詳細には、

$$\alpha_f = \pi \frac{Q_{peak}^5}{120000^2 \times (12\pi)^2 \times X_{sep}^8} \quad (5-18)$$

となる。ここで可燃物間の平均距離を中心間距離 $A_{site}^{1/2}$ に置き換え、

$$X_{sep} = A_{site}^{1/2} \quad (5-19)$$

また、式(5-1)～(5-4)の関係を使って、式(5-18)を w と A_{site} の関数として整理すると、式(5-20)が得られる。

$$\alpha_f = \pi \frac{\left\{ q_s'' \times (0.54 \cdot w^{-2/3} w A_{site}) \right\}^5}{120000^2 \cdot (12\pi)^2 (A_{site}^{1/2})^8} \quad (\propto w^{5/3} A_{site}) \quad (5-20)$$

表 5-1 から、 $q_s'' = 112 [\text{kW}/\text{m}^2]$ を代入し定数項をまとめると、式(5-20)は最終的に次の形となる。

$$\alpha_f = 0.00012 \cdot A_{site} \cdot w^{5/3} \quad (5-21)$$

式(5-21)の A_{site} にいくつかの条件を与えて計算した結果を図 5-12 に、過去の実大実験の結果[9,11]とともに示す。適当な A_{site} を選択することによって、過去の実験結果を再現することがわかる。

しかし、式(5-21)の方法は、火災成長性状に与える「可燃物の燃え尽き現象の効果」と、「複数の火炎からの放射熱の効果」を考慮しておらず、前者については火災強度を過剰評価し、後者については過小評価する可能性がある。よって次項では、これら

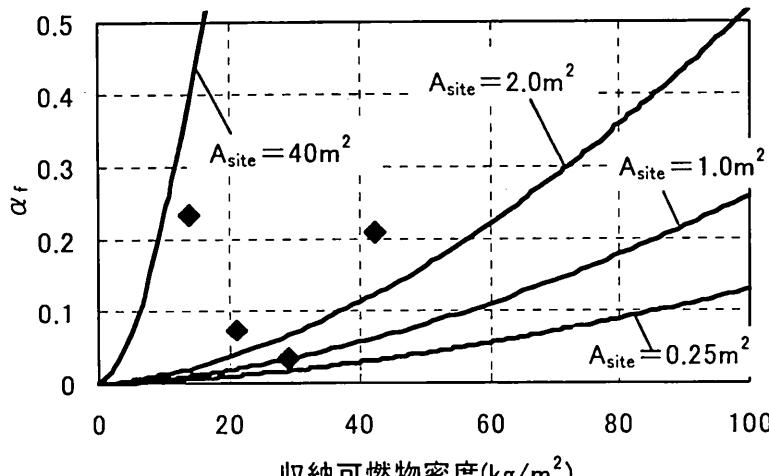


図 5-12
火災成長率の計算結果と
実大実験結果[9,11]との比較

の効果の取り扱いについて検討する。

(4) 可燃物の燃え尽きの取り扱い

単位可燃物の燃焼継続時間 t_d は前述のように式(5-6)を解くことによって得られる。燃焼している可燃物に最も近い未燃可燃物が、 t_d の間に着火しなければ、

$$t_d < t_{ig} \quad (5-22)$$

火災は最初の単位可燃物の燃焼だけで終結することになる。 t_{ig} は式(5-15)と(5-16)から計算できるので、自由空間での局部的な火災と連続的な燃え広がりとの境界となる可燃物密度 w_c (=7.7)が得られる(図5-13)。

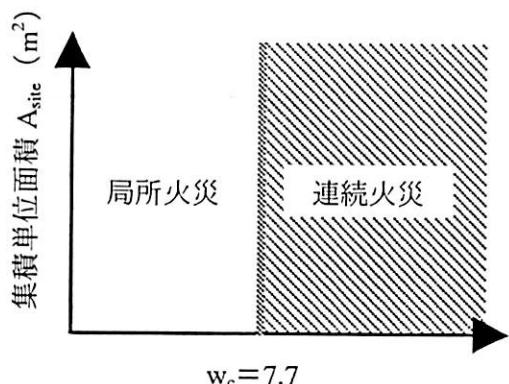


図 5-13 局部的な火災と連続的な燃え広がりとの境界線

(5)複数の火炎からの影響

同じ形状、同じ発熱性状を有する複数の火源が近接して床上に設置されているとき、未燃可燃物は複数火炎からの放射熱を考慮する必要があることは2章で示した。単位可燃物 L_{unit} と可燃物間の距離 X_{sep} との関係は、 $5 \leq w \leq 60$ の範囲で、

$$\frac{X_{\text{sep}}}{L_{\text{unit}}} < 1.2 \quad (5-23)$$

である。従って、複数の単位可燃物の燃焼が開始すると、燃焼可燃物に隣接する未燃可燃物の受ける熱流束は、ひとつの単位可燃物の燃焼によって生じる火炎からの放射熱の数倍となることが示唆される。

この倍数については、未燃可燃物に影響を及ぼす火源の数に依存するが、ここで行う計算では、未燃可燃物が近接する2つの熱源からの影響を受けると仮定して、3倍と見積もることとする（第2章参照）。

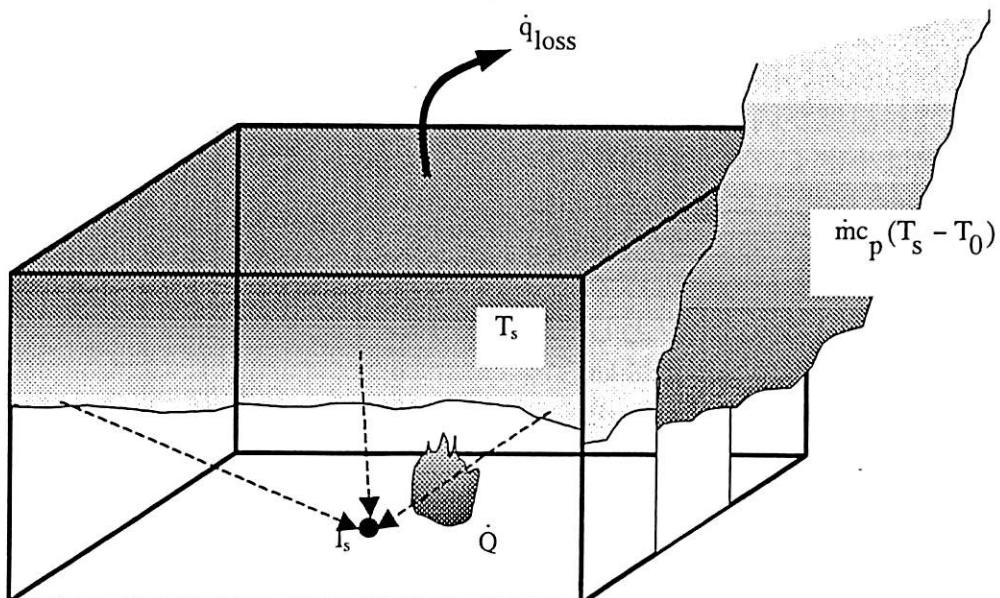


図 5-14 煙層から床面中心への放射状況と熱収支

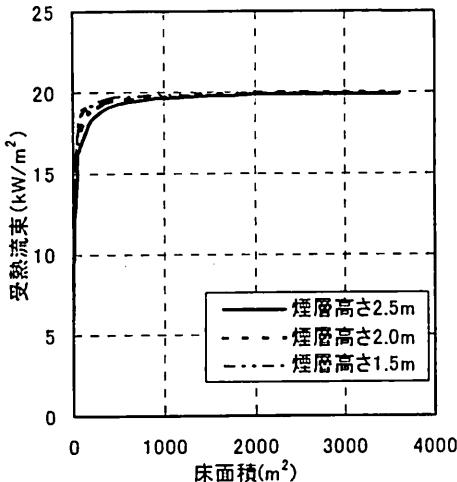


図 5-15 受熱流束に対する
煙層高さと床面積の影響

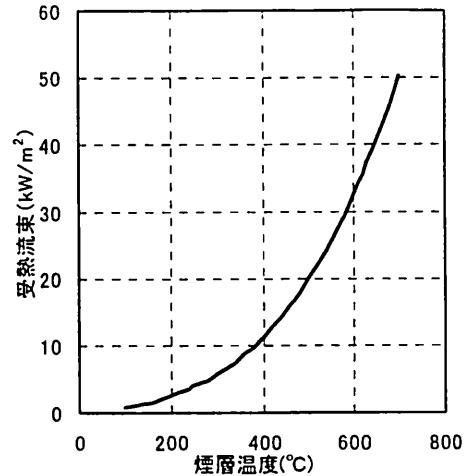


図 5-16 床面受熱流束と
煙層温度の関係

5-3.2 煙層性状に与える空間、開口条件の効果

煙層から床上の可燃物への放射を考えるときには、放射熱源となる煙層下端面の床面に対する位置関係が重要となる。図 5-14 に床面と煙層の位置関係のイメージを示す。放射熱源となる煙層下端面は床面積と同じ面積を有し、受熱面となる床面と正対し、その最小距離は煙層高さで表現される。受熱の代表点を床の中心とすると、容易に形態係数 f が得られ、この点での受熱量が計算できる。

$$I_s = \epsilon \sigma f (T_s^4 - T_0^4) \quad (5-24)$$

ここで、 T_s と T_0 はそれぞれ煙層温度と大気温度 [K]、 σ はステファンボルツマン定数 ($5.67 \times 10^{-11} [\text{kW}/\text{m}^2 \text{K}^4]$)、 ϵ は放射率である

従って、床の受熱量は床面積、煙層高さ及び煙層温度に依存することになる。受熱量に対する煙層高さと床面積の効果を図 5-15 に示す。この図は煙層温度を 500°C としたときの床中心の受熱量を示したもので、床形状は正方形（同じ床面積で受熱量が最大となる形状）としている。この図からわかるように煙層温度が同じ場合には、煙層高さの効果は小さく、また床面積についても約 500m^2 以上ではほぼ定常の値 ($20\text{kW}/\text{m}^2$) を示していることがわかる。従って安全側の評価を行うに当っては、煙層温度だけを支配パラメータとして取り扱うことで十分に現象を捉えていると考えられる。図 5-16 に床面の受熱量と温度との関係を示す。床上に置かれた可燃物を木材と換算しているので、少なくとも $10\text{kW}/\text{m}^2$ 以上となる場合には、煙層からの放射の効果を着火判定に反映させなければならない。また、床面が受ける熱流束が $30\text{kW}/\text{m}^2$ となると容易に着火し、着火後の火炎伝播速度も大きくなること

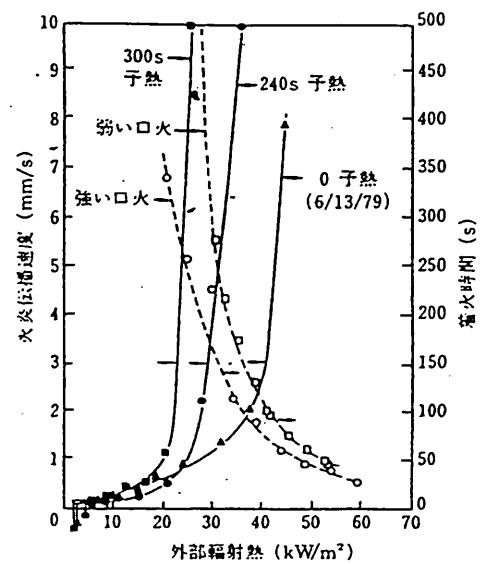


図 5-17 外部加熱を受けた中での
着火・火炎伝播性状[12]

が知られているので(図5-17[12])、煙層温度が600°Cとなった時点をもって、室内がフラッシュオーバーに達したものと判定して、室火災を全域火災として同定することとする。

煙層温度の算出には、McCaffreyら[13]の提案式を用いる。彼らは室内の熱収支を火源からの発熱、開口からの熱気の流出及び壁面からの熱損失のみとした上で、次の関係を示した。

$$T_s = T_0 + 480 \left(\frac{\dot{Q}_{room}}{C_p \rho_0 T_0 \sqrt{g A_{op} \sqrt{H_{op}}}} \right)^{2/3} \left(\frac{A_T \sqrt{kpc/t}}{C_p \rho_0 \sqrt{g A_{op} \sqrt{H_{op}}}} \right)^{-1/3} \quad (5-25)$$

ここで C_p は空気の比熱[kJ/kgK]、 g は重力加速度[m/s²]、 ρ_0 と T_0 はそれぞれ大気密度[kg/m³]と温度[K]、 \dot{Q}_{room} は室内の総発熱速度[kW]、 A_T は室内の総表面積[m²]、 kpc は室内壁の熱慣性[kW²s/m⁴K²]、 t は熱暴露されている時間[s]、 A_{op} と H_{op} はそれぞれ開口部の面積[m²]と高さ[m]である。

5-3.3 内装燃焼の影響

内装燃焼の影響については4章で評価の考え方及び簡易な評価方法について示したので、ここでは結論のみを簡略に述べる。

これまで床上の可燃物の着火点については室中央を想定したが、内装にとって最も危険な状況は、壁際や室隅における火災となるので、内装評価においては室隅に置かれた収納可燃物の着火を想定する。

室隅の火源から内装に与えられる熱流が小さいときには、火炎が接した部分のみが燃焼し、その発熱速度は床上可燃物の発熱速度に加えられる。床上可燃物の燃焼が拡大し、内装材料の着火領域が増大すると、内装上の急激な燃焼拡大を引き起こす。特に天井面に火炎伝播すると、一気に天井部温度が600°Cを超えて、床への放射強度が強まり、その結果、室内はフラッシュオーバーに達し、火災は全域火災の状態を呈す。従って、床上可燃物の燃焼拡大によって、あるいは内装自身の燃焼拡大によって、天井面の燃焼が開始するまでの発熱速度の大きさ $\dot{Q}_{mat}(t)$ と天井面の燃焼が開始する時間(内装によるFO時間 t_{FO} とする)を評価することになる。

表5-2にルームコーナー試験によって3つにグレード分けされた内装材料についての評価手法を示す。

表5-2 内装グレードごとの評価手法

内装グレード	Grade1	Grade2	Grade3
天井の燃焼が開始するまでの内装燃焼による発熱速度 $\dot{Q}_{mat}(t)$ [kW]	$\dot{Q}_{mat}(t) = 0.01 \cdot \dot{q}_{mat}'' \cdot \frac{0.01 \cdot \dot{q}_{mat}'' - 1}{t_{ig}} \cdot \alpha_f^{2/3} \cdot t^{8/3}$		
天井面の燃焼が開始する時間 t_{FO} [s]	天井は燃焼しないので評価不要	$t_{FO} = \left(\frac{H_{room}}{0.5 \cdot \alpha_f^{2/3}} \right)^{3/2}$	$t_{FO} = \left(\frac{H_{room}}{\alpha_f^{2/3}} \right)^{3/2}$

\dot{q}_{mat}'' : 内装材料の単位面積当りの発熱速度[kW/m²]

5-3.4 モデル火災の決定

図 5-18 に火災成長の計算フローを示す。5-3.1 から 5-3.3 で示した燃え広がりモデルと煙層効果及び内装燃焼の影響は図のように関連づけられる。ある時間 t において、まず床上の収納可燃物の燃焼によって生じる発熱速度が与えられる。発熱速度から火炎高さが計算されて、可燃天井の着火の有無を判定する。ここで天井に着火すると、

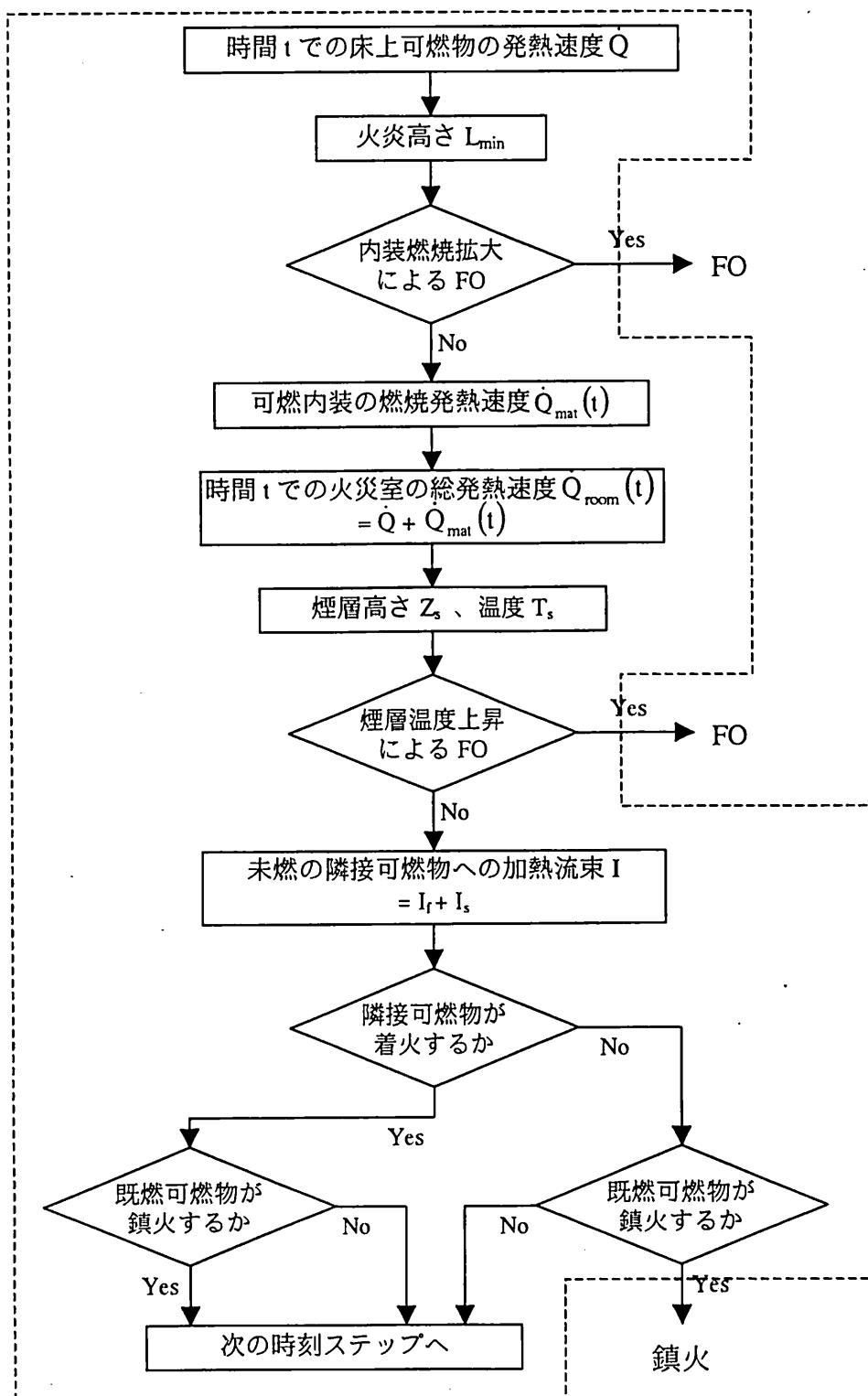


図 5-18 火災成長計算のフローチャート

室内はフラッシュオーバーに達したものと判定される。天井に着火していなければ、内装燃焼による発熱速度が計算されて、収納可燃物の発熱速度に加算される。得られた総発熱速度から煙層の高さと温度が計算される。ここで煙層の温度が 600°Cになると、床での受熱流は $30\text{kW}/\text{m}^2$ に達するので、室内はフラッシュオーバーと判定される。煙層温度が 600°C 未満であれば、隣接する未燃の可燃物への伝熱が計算され、着火の条件を満たせば当該可燃物は着火したものとして次の時刻ステップでの発熱計算に含まれる。一方、燃焼中の可燃物については総発熱量と時刻 t までに放出された熱量との比較によって、鎮火の有無を判定される。隣接する可燃物が着火せず、かつ燃焼していた可燃物が鎮火すると、火災は局部のみで終結すると判定される。それ以外の場合、燃焼は継続して計算は次の時刻ステップに進む。破線で囲まれた部分から出るか、可燃物が全て燃え尽きるまで火災成長の計算は行われる。

煙層温度の算出式(5-25)で $T_s=273+600[\text{K}]$ とすると、フラッシュオーバー発生は \dot{Q} 、 $A_{op}\sqrt{H_{op}}$ 及び A_T に支配されていることがわかる。 \dot{Q} は収納可燃物密度 w の関数として表現できるので、まず A_T を固定してフラッシュオーバー(FO)発生の有無について w を横軸にとり、 $A_{op}\sqrt{H_{op}}$ と縦軸にとって領域分けを行う。

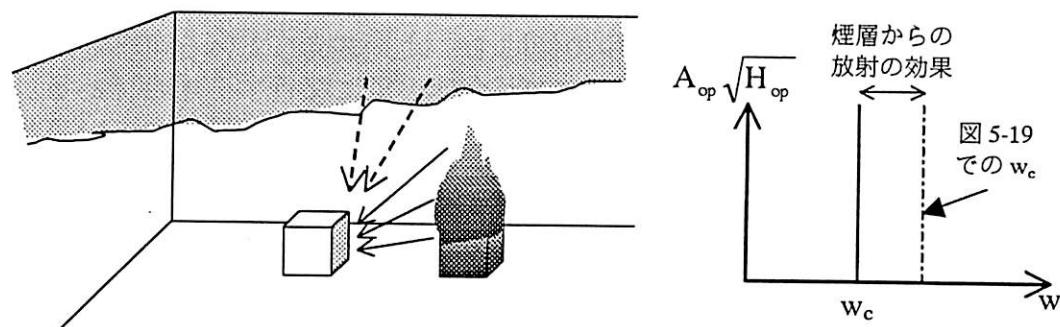
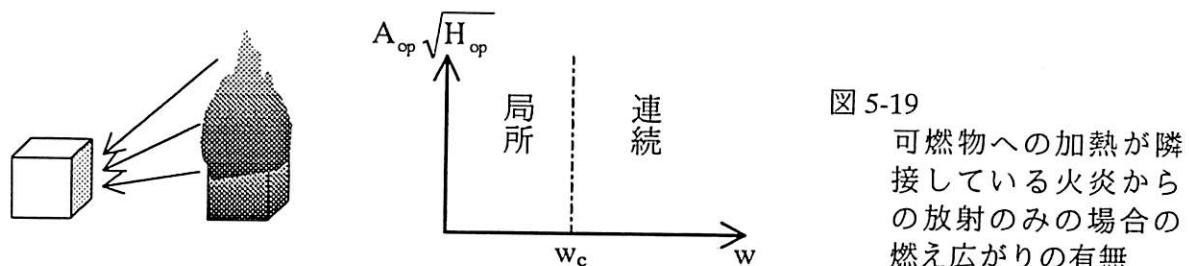
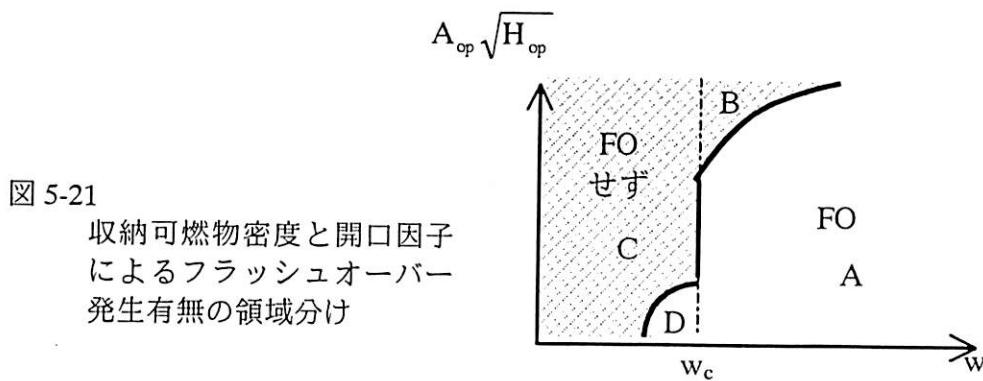


図 5-20 可燃物への加熱が火炎と煙層からの放射による場合の燃え広がりの有無



5-3.1で検討した収納可燃物の燃え広がり性状は建物条件には全く依存しない、自由な空間での拡大性状であったので、可燃物が1個で燃え止まるか、次々と燃え続けるかを分ける境界線は図5-19に示すように縦軸と平行となる。この直線は可燃物密度によって決定され、臨界可燃物密度を w_c とする。

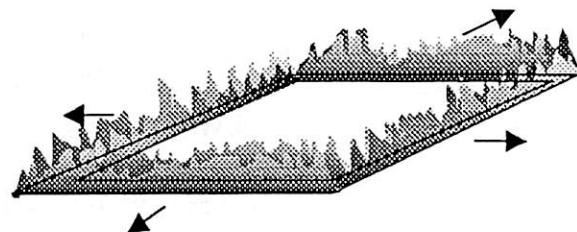


図5-22 連続火災での火災拡大の模式図

5-3.2では建物形状を導入して火災成長に対する煙層の効果を検討した。発達した煙層からの放射熱が常に未燃の可燃物に与えられることになるので、 w_c は小さい値にシフトする（図5-20）。次に連続的に燃焼が続くと、煙層温度が上昇し、 $T_s=600^{\circ}\text{C}$ となった時点でFOと判定して、火災は全域火災として同定される（図5-21）。一般的には可燃物が連続的に燃焼すれば、いつかは煙層温度が 600°C に達し、また逆に1個で燃え止まれば、煙層温度はそれほど上がらないので、 w_c の右側の領域をFO発生領域、左側を局所火災領域と見ることができる。

しかしながらここで2つの例外がある。ひとつは連続的に可燃物が燃焼してもFOを起こさない領域（図5-21中でBと記載）で、ここに属する火災の特徴は、

- ①連続的に燃え広がるが拡がり速度は比較的小さいこと
(燃え尽き速度が拡大速度に対して無視できない程度に大きい場合で、燃焼領域が図5-22のようにドーナツ状に拡がっていく)
- ②開口が大きいために煙層の温度上昇が比較的緩慢であること
(空間が大きい場合もこの領域に同定される可能性がある)。

である。もう一つの例外（図5-21中の領域D）は、燃焼している可燃物が1個の時に煙層温度がクライテリアを超えて、室内が全域火災に移行する場合である。この領域の特徴は開口あるいは空間が小さいために、煙層の温度が上昇しやすいことである。

5-3.3で検討した内装の影響のうち、天井が燃焼を開始するまでの発熱速度の増分は煙層温度上昇を促進するがFO発生有無の境界線の位置に対して大きく影響を与えることはない。一方、天井が燃焼して室内が全域火災に至る時間 t_{FO} は収納可燃物密度を天井高さに専ら依存し、原則的に開口因子 $A_{op}\sqrt{H_{op}}$ に依存しないので（厳密には表5-2中の α_f は煙層からの放射にも依存するので開口因子にも依存する）、図5-20のような領域分けでは効果を描くことができない。

次節では、これらの効果を考慮しながら、いくつかの空間形状条件に対して火災成長の計算（註1）を行い、得られたモデル火災について、その妥当性を検討する。

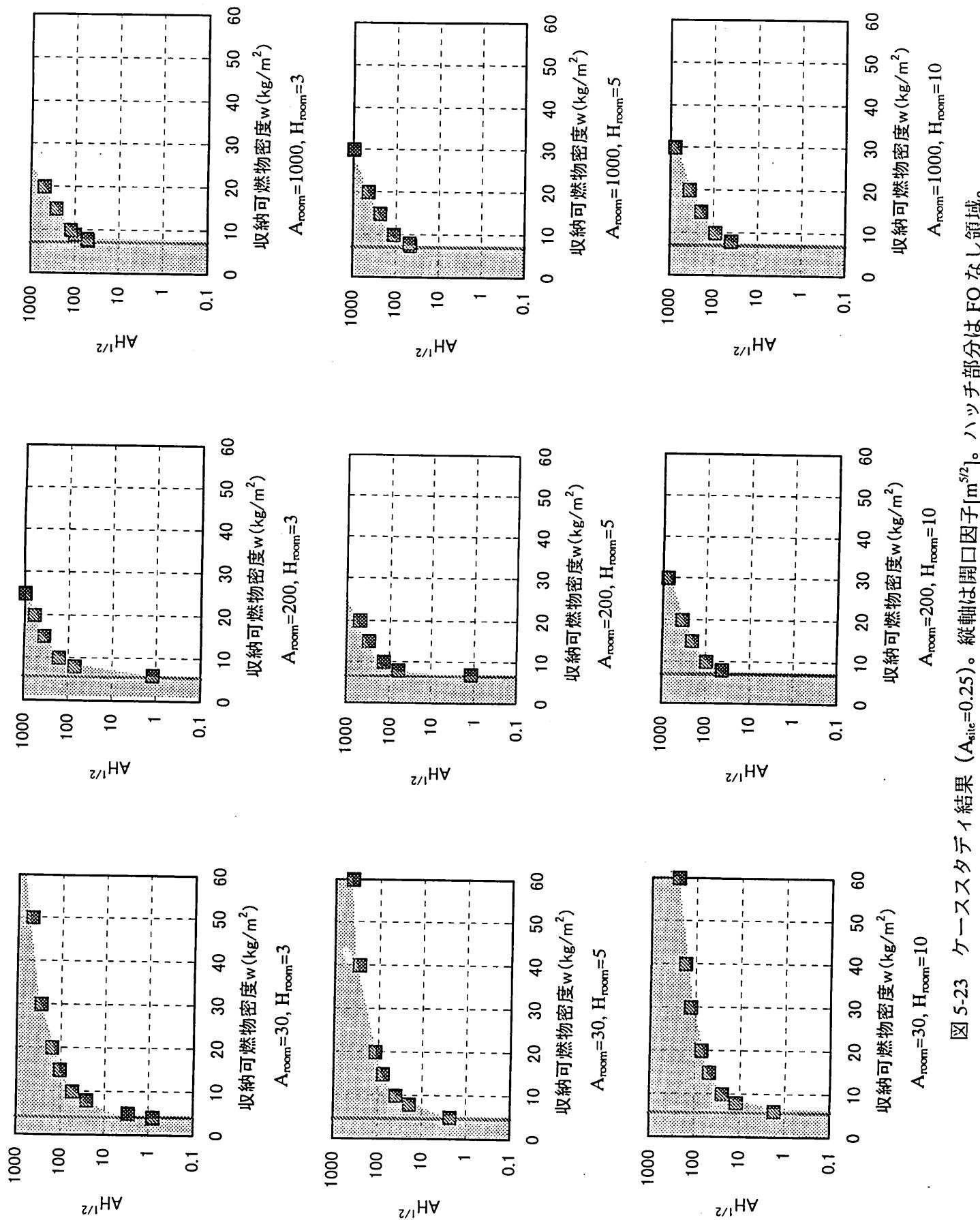
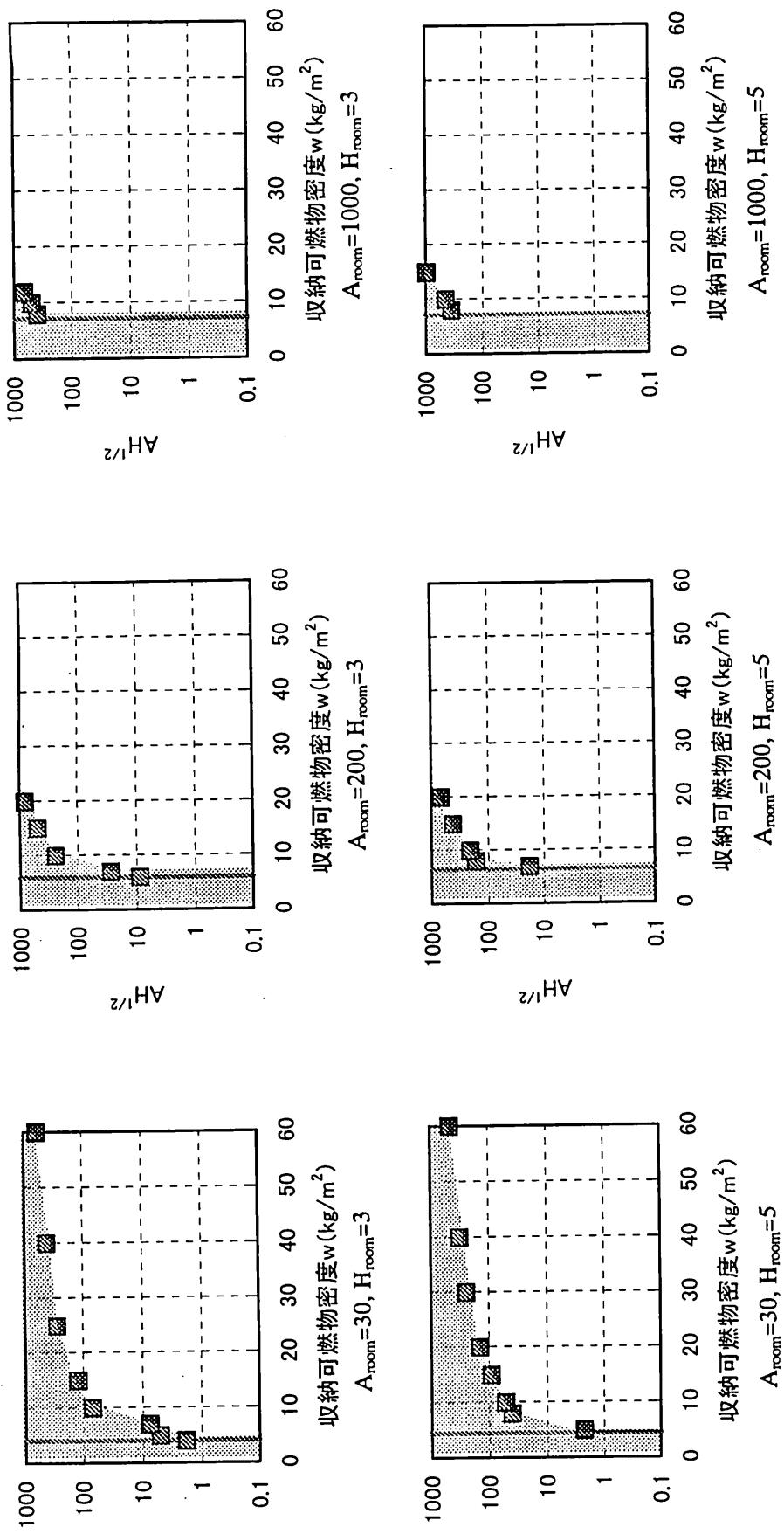
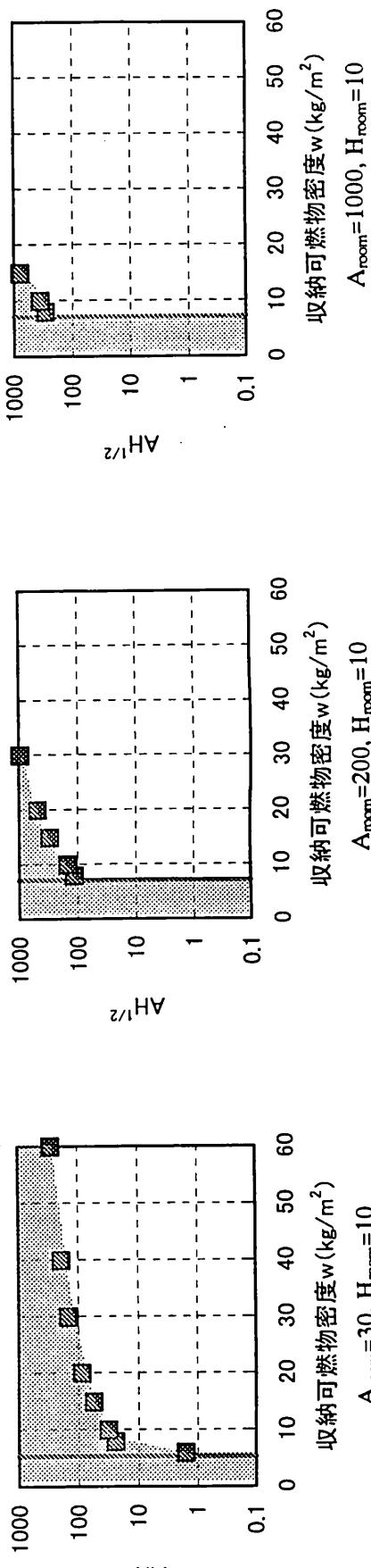


図 5-23 ケーススタディ結果 ($A_{sic}=0.25$)。縦軸は開口因子[m^{5/2}]。ハッシュ部分は FO なし領域。



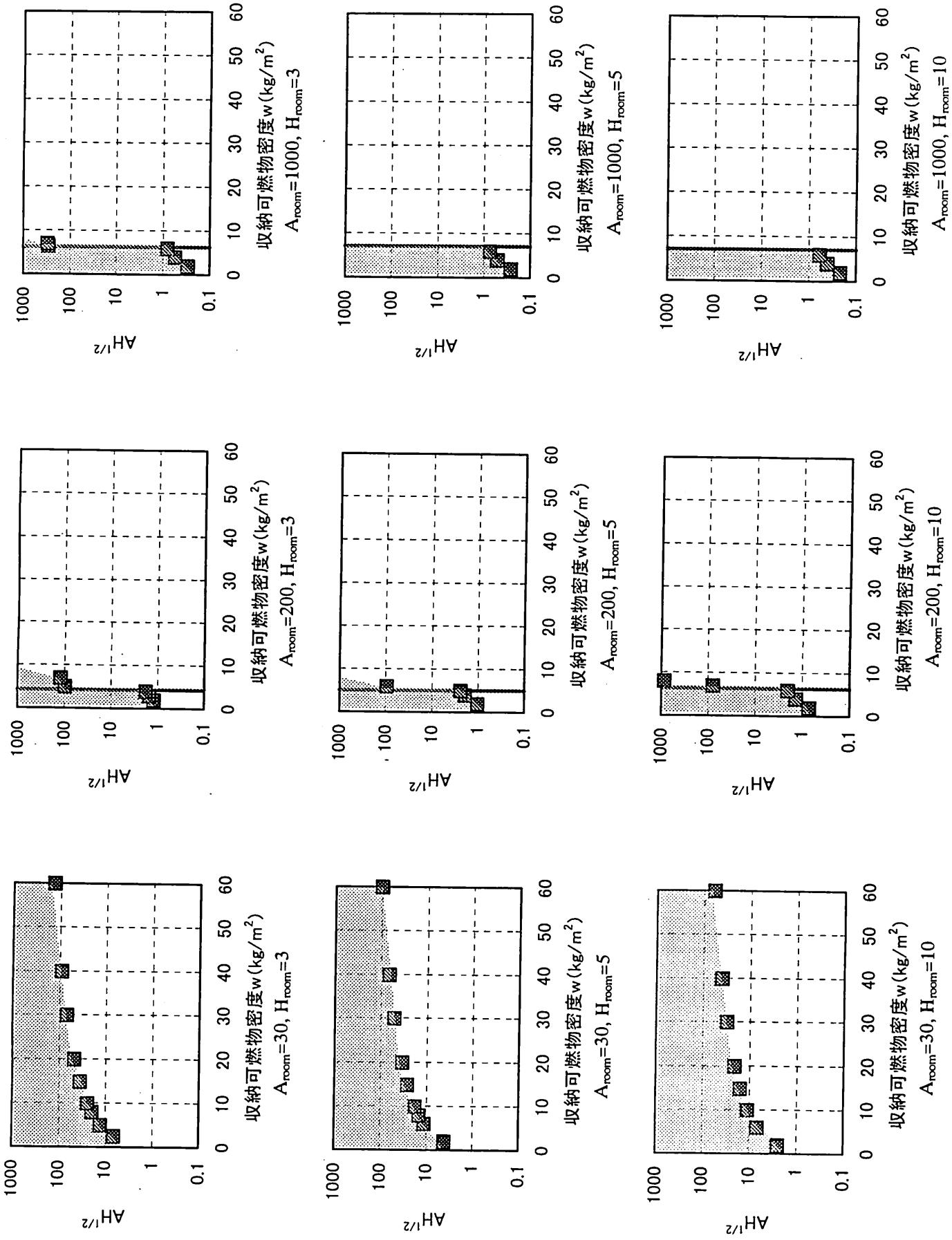


図 5-25 ケーススタディ結果 ($A_{air}=40$)。縦軸は開口因子 [$m^{5/2}$]。ハッチ部 分は FO なし領域。

5-4 ケーススタディ

5-4.1 ケーススタディの与条件

表 5-3 にケーススタディで検討したパラメータとその数値を一覧する。モデル火災決定手法の特性を検討するために集積面積を 3 段階とした。設計パラメータは室床面積と天井高さをそれぞれ 3 パターンとして、計 9 つの空間を条件とした。これらの空間に対して、設計デフォルトとして収納可燃物密度条件を $1\sim60\text{kg/m}^2$ の範囲で与え、それぞれの条件で FO 発生有無の境界を探すために開口因子を順次入力した。内装防火性能は 3 段階とした。

表 5-3 モデル火災決定手法の入力パラメータ

パラメータ名	入力値
特性パラメータ	集積面積 A_{site}
設計デフォルト	収納可燃物密度 w
設計パラメータ	室床面積 A_{room}
	天井高さ H_{room}
	開口因子 $A_{op} \sqrt{H_{op}}$
	内装防火性能

5-4.2 内装の燃焼を考慮しない場合のモデル火災（1. 放任火災性状）

まず、図 5-18 のフローチャートにおいて内装燃焼拡大による FO が無い場合、すなわち室内装が燃焼しない材料（Grade1）で貼られている場合での、モデル火災火災性状の検討を行う。

内装を不燃に固定すると、このケーススタディの目的は、モデル火災の特徴を図 5-21 に示した A～D に分けるための境界線に対して、設計デフォルト（収納可燃物密度）及び設計パラメータ（空間条件など）がどのように作用するかを検証することである。ここで図 5-21 に示した A～D の火災の特徴を改めて箇条書きすると、

- A : 最初に着火した可燃物の燃焼のみで終結する火災（局所火災）
- B : 可燃物が次々と燃え広がるが、FO に達しないで終了する火災（連続火災）
- C : 可燃物が次々と燃え広がって、FO に達し、室内全域が同時に燃焼する火災（全域火災）
- D : 最初に着火した可燃物のみが燃焼しているうちに FO に達し、室内全域が同時に燃焼する火災（全域火災）

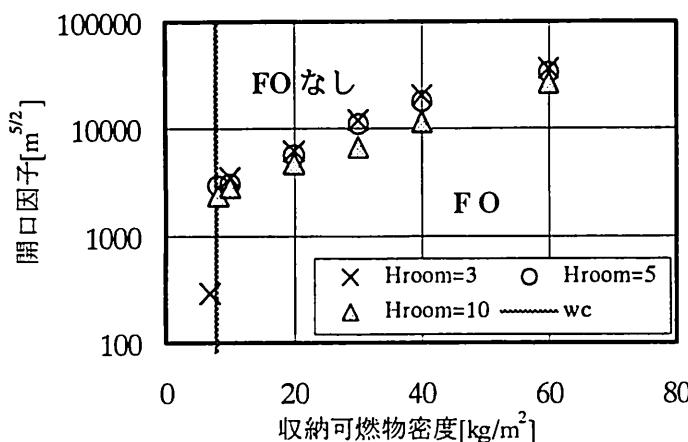


図 5-26
ケーススタディ結果
($A_{site}=40$)

図 5-25 の右列の条件で開口因子が大きい部分での境界性状を示す。

となる。

ケーススタディの結果を図 5-21 の方法に倣って図示したものが図 5-23 から 5-26 である。図 5-23～5-26 上のプロット及び実線については次のように説明される。

各図中の縦軸に平行な実線は臨界収納可燃物密度 w_c （最初に着火した単位可燃物のみで火災が終結するか、連続的に火災拡大していくかの境界）を示し、図 5-21 における A 領域と C 領域の境界（以下、A-C 境界と称す）である。この実線の右側で、かつプロットより下の領域が FO 発生～全域火災に至る条件である。同じく、 w_c の右側でプロットより上の部分では、可燃物は連続的に燃え広がるが、FO は発生しない火災、すなわち連続火災となる条件である。すなわち、このプロットが B 領域と C 領域の境界（以下、B-C 境界とする）となる。 w_c の左側で図 5-25 の一部で見られるように、局所火災条件でも $A_{op} \sqrt{H_{op}}$ が室床面積に対して極端に小さい場合には境界線（A 領域と D 領域の境界（A-D 境界））が発生し、境界線より下の領域では室内の温度が上昇して FO を起こし、全域火災となる。また、図 5-25 の左側の一列は $A_{room} < A_{site}$ の条件であり、可燃物の個数は 1 つしかない。従って図中に w_c は存在しない。縦軸の開口因子の値については、表 5-3 に挙げた室条件では、無窓居室を除いて 0.1 を下回ることはほとんどなく、かつ 1000 を超えることも非現実的なので、0.1～1000 の範囲で結果を示した。しかし、このモデル火災の性格を検討するために、図 5-26 に一部の条件 ($A_{site}=40$ 、 $A_{room}=1000m^2$) について $A_{op} \sqrt{H_{op}} > 1000$ の結果を示す。

空間形状に対する大まかな傾向を見ると、まず天井高さが高くなると、B-C 境界が上方にシフトし、連続火災領域が拡がっていることがわかる。これは明らかに煙層からの加熱効果が空間の大きさに依存していることを示しており理解しやすい。

一方、床面積の効果については、床面積の小さな空間のほうが、連続火災の領域が大きいことを一連の図は示している。可燃物の総量は床面積に依存するので、床面積が小さければ、その室にある可燃物の総量も小さくなる。従って室床面積が小さい場合ほど、燃焼発熱速度のピーク値及び総発熱量は小さく、煙層温度が十分に上昇する前に、可燃物の燃焼が終了してしまうと考えられる。逆に床面積が大きくなると火災が図 5-22 のようにドーナツ状に広がっていくので時間とともに発熱速度が大きくなり、結果として煙層温度がクライテリアを超え、FO と判定される。

集積面積 A_{site} を大きくすると局所火災領域 (w_c の左側) の中に全域火災に同定される領域が現れる（図 5-25）。図 5-25 の左列は可燃物が 1 個しか存在しない条件なので、これも局所火災条件に含めて考えると、床面積が大きければ小さい開口でも局所火災が成立することを示す。天井高さについても同様に高さの増加とともに A-D 境界は $A_{op} \sqrt{H_{op}}$ の小さい側に動くが、その効果は小さい。これは、今回のモデルに導入している煙層からの放射モデルが、煙層高さに依らず一定の熱流が未燃可燃物が受けるように構築されていること、及び煙層温度の算出に用いる空間パラメータが室の表面積なので絶対値が大きい床面積の効果が大きくなることによる。より高天井の空間では、より詳細は煙層性状計算が必要となろう。

それぞれの条件における臨界収納可燃物密度 w_c の結果（すなわち A-C 境界）を表 5-4 に挙げる。 w_c も煙層からの放射に影響されるので空間の大きさに依存すると予想され、予想通り床面積・天井高さの増大とともに w_c の値は大きくなっている（参考：

表 5-4 臨界収納可燃物密度 w_c の結果

$A_{site} [m^2]$	$H_{room} [m]$	$A_{room} [m^2]$		
		30	200	1000
0.25	3.0	3.9	5.6	7.7
	5.0	4.5	6.5	7.7
	10.0	5.6	7.7	7.7
1	3.0	3.9	5.9	7.7
	5.0	4.4	6.4	7.7
	10.0	5.4	7.7	7.7
40	3.0	—*	4.3	6.3
	5.0	—*	5.1	7.7
	10.0	—*	6.4	7.7

* $A_{site} > A_{room}$ なので可燃物の数=1

自由空間で $w_c=7.7$ (図 5-13))。特に床面積を $1000m^2$ とした場合はほとんどのケースで自由空間の場合と変わらないという結果が得られ、この条件下では最初の着火物のみの燃焼によって上昇する煙層温度が火災拡大に与える影響はほとんどないことを示唆している。

前に述べたように、計算されたモデル火災では、床面積が大きくなるほど、フラッシュオーバーの発生する可能性が高いという傾向が得られた。一般には床面積がおおきくなるほど、火災安全性が高まるとと言われており、モデル火災の傾向はこれに反する。そこでフラッシュオーバーに達するまでの時間 (FO 時間) について比較検討する。図 5-27 は $A_{site}=0.25$ 、 $H_{room}=5m$ の条件で、各 w ごとに床面積に対する FO 時間の関係を示したものである。この図から明らかなように、床面積が大きくなるほど FO 時間は大きくなり、全域火災への移行が順延される。さらにフラッシュオーバーに達するまでに多くの可燃物が消費されていることが予想され、フラッシュオーバー後の全域火災の期間は短いと思われる。

これらの考察より、フラッシュオーバーの可能性があるとしても必ずしも危険であるとは言えない。

以上の検討より、提案したモデル火災決定手法が、空間形状による火災性状への効果を適切に表現していると結論づけることができる。

5-4.3 集積面積の効果

次に、火災成長計算の特性パラメータとして与条件とした集積面積 A_{site} の効果について検討する。計算手法の特性値として適切な A_{site} を選択することは非常に重要なことである。設計パラメータの影響分析と同様に、火災の境界線性状に対する A_{site}

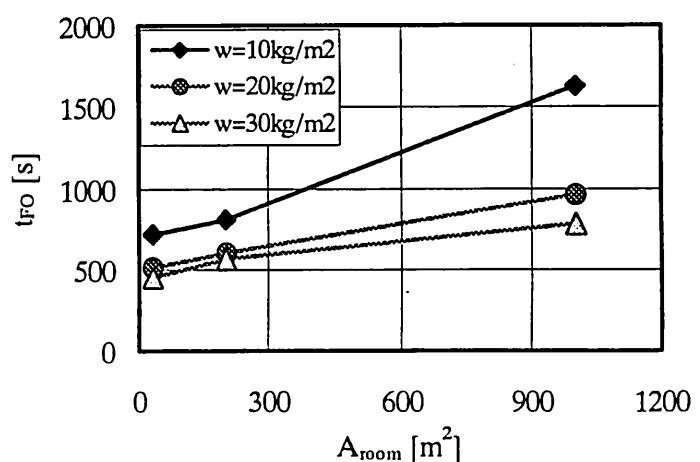


図 5-27 床面積とフラッシュオーバー時間の関係。
($A_{site}=0.25m^2$ 、 $H_{room}=5m$)

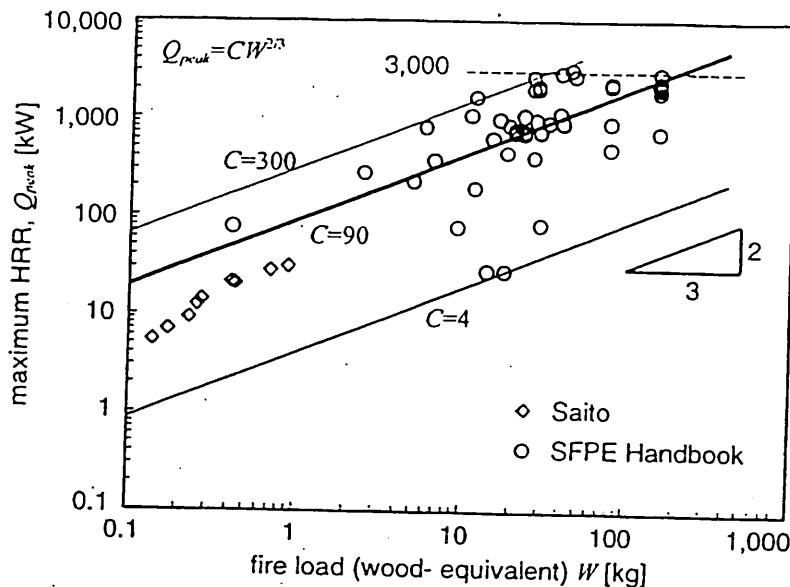


図 5-28 各種可燃物の
最大発熱速度[14]
ソースデータ：
斎藤[15]
SFPE Handbook[16]

の影響を考える。まず、B-C 境界は、 A_{site} が大きくなるほど上側にシフトし、すなわち全域火災条件領域が拡大し、安全側の評価となる。ただし、例外として図 5-25 の左列のように $A_{site} \geq A_{room}$ の条件では、可燃物は 1 個しか存在しないため B-C 境界とは言えないが、FO 有無の評価という観点から見ると、この条件では他の場合(図 5-23、5-24 の左列)に比べて全域火災領域が小さくなっている。従って A_{site} が大きく、単位可燃物の個数が 2 個に満たない場合には、危険側の評価となるので注意が必要である。

A-D 境界については図中ではほとんどデータを見ることができない(0.001~0.0001 のオーダーにある)。しかし B-C 境界と同様に A_{site} を大きくとるほど、全域火災条件領域が $A_{op} \sqrt{H_{op}}$ の大きい方向に拡大し、安全側の評価となる。

A-C 境界も A_{site} の増大とともに左側にシフトすることが表 5-4 から読みとることができる。

これらの結果から、評価手法として常に安全側の観点に立つとするならば、集積面積 A_{site} を大きくとった方が良いことになる(ただし $A_{site} < 0.5 \cdot A_{room}$)。しかし、現実問題として、1m²あたりに設置される可燃物の最大重量は木材換算でおおよそ 200kg であることが示されており(図 5-28[14-16])、これによると自ずと収納可燃物密度によって集積面積の最大値が決められる。例えば、 $w=10\text{kg/m}^2$ で $A_{site}=20\text{m}^2$ 、 $w=60\text{kg/m}^2$ で $A_{site}=3.3\text{m}^2$ となる。一方、実際の 1m²当たりの可燃物重量は図 5-5 に示したポアソン分布をとると考えられ、収納可燃物密度 w が小さいときほど、ピーク値は小さい値をとることが容易に予想される。よって、例えば $w=10\text{kg/m}^2$ で $A_{site}=20\text{m}^2$ として $w_i=200\text{kg}$ を常に代表値として扱うことは非現実的である。

以上の検討より、実用的には A_{site} は 10⁰m² のオーダーとすることが、全ての収納可燃物密度に対して適切であると考えられる。

5-4.4 内装の燃焼を考慮しない場合の火災の特徴付け(火災成長性状)

火災を特徴づけるもう一つのファクターが火災成長の速さである。前節で述べた理論上の取扱いでは、火災成長率 α_f として、自由空間に置かれた可燃物の燃え広がり性状を表現した。ここでは、煙層や複数火炎からの受熱効果及び単位可燃物の燃え尽き

効果を考慮に入れた火災拡大の計算（註 1）から実効火災成長率 α_{eff} を算定し、特性パラメータと設計デフォルトの影響を検討する。

実効火災成長率は次の定義によつて定めた。

$$\alpha_{\text{eff}} = \frac{\text{(代表発熱速度)}}{\text{(代表時間)}^2}$$

(5-26)

ここで代表時間と代表発熱速度は次のいずれかで決定した。

①600 秒で発熱速度が定常に達しない場合は、600 秒を代表時間とし、600 秒での発熱速度を代表発熱速度とする。

②600 秒以前に発熱速度が定常に達する場合には、定常に達した時間を代表時間とし、定常発熱速度の値を代表発熱速度とする。

図 5-29 は、天井高さを 3m としたときの α_{eff} を収納可燃物密度の関数として示したものである。 $w \leq 5 \text{ kg/m}^2$ では、ほとんどのケースで局所火災（単位可燃物 1 個の燃焼で終結）と同定されるので、木材の火災成長率（0.0125）が反映されている。 $w > 5 \text{ kg/m}^2$

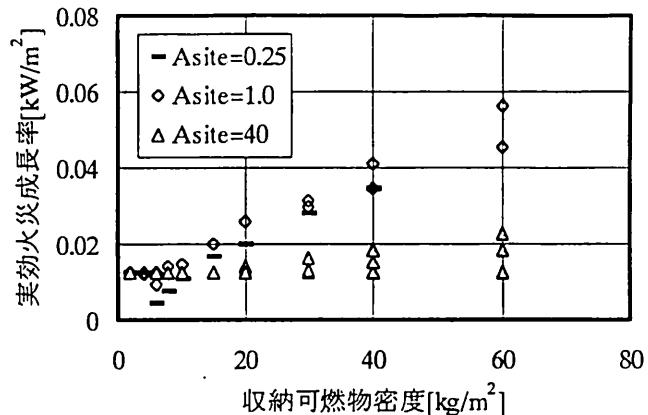


図 5-29 収納可燃物密度と実効火災成長率の関係
(全条件でのプロット)

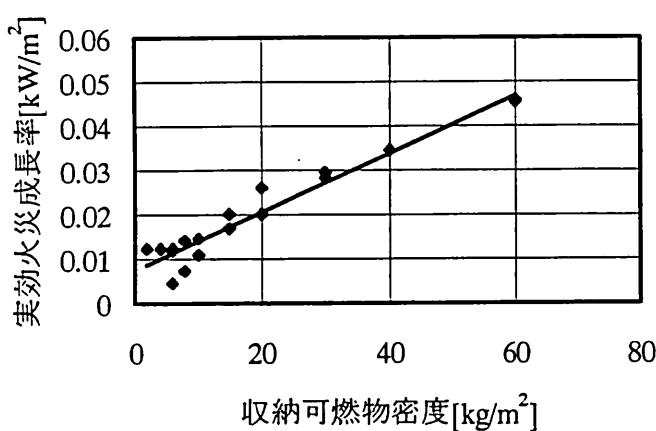


図 5-30 収納可燃物密度と
実効火災成長率の関係
($A_{\text{site}}=0.25$)

近似直線

$$\alpha_{\text{eff}} = 0.0007w + 0.0073$$

$$R^2=0.942$$

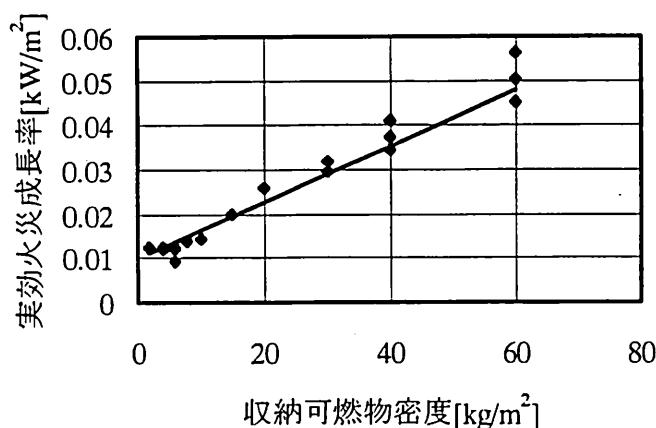


図 5-31 収納可燃物密度と
実効火災成長率の関係
($A_{\text{site}}=1$)

近似直線

$$\alpha_{\text{eff}} = 0.0006w + 0.01$$

$$R^2=0.9688$$

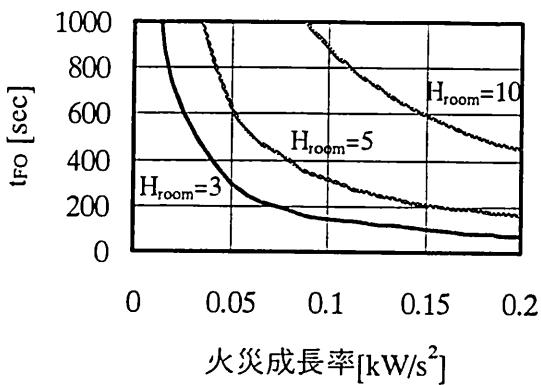


図 5-32 火災成長率と
内装による FO 時間との関係
(Grade2)

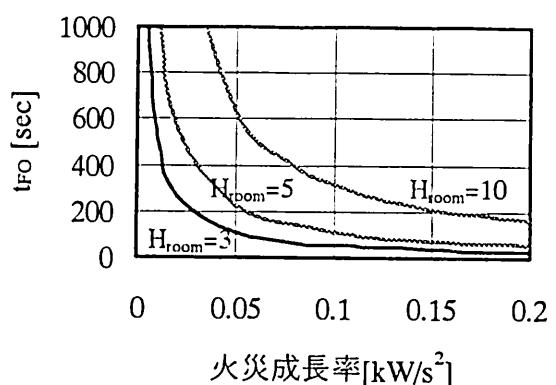


図 5-33 火災成長率と
内装による FO 時間との関係
(Grade3)

で $A_{site}=0.25$ 及び 1 のときの α_{eff} は、 w の増加とともに大きくなる。一方、 $A_{site}=40$ では、最初に着火した可燃物が大きいために、単位可燃物固有の火災成長率の効果が大きい。

$A_{site}=0.25$ 及び 1 として、計算を行った全ての条件について、 α_{eff} を整理したものがそれぞれ図 5-30 及び 5-31 である。両者とも A_{room} 、 H_{room} に依らずほぼ直線で近似できる。 $A_{site}=0.25$ で、 w が 5~10 の場合には、各単位可燃物の有する最大発熱速度 \dot{Q}_{peak} が小さいので、 α_{eff} が極端に小さくなる。 $A_{site}=1$ のときは目立ったばらつきも少なく、近似直線の信頼性も高い。

実効火災成長率が大きいほど、当然火災の成長が早く、初期火災における危険性も大きい。従って火災成長の速さを指標とした評価において、火災同定の特性パラメータとして A_{site} を考慮すると、 A_{site} は小さい方が良い。また w が小さいところでの直線近似の精度の問題及び $A_{site}=0.25m^2$ とすると、単位可燃物自身の有する火災成長率よりもはるかに小さい値となる可能性があることなどを勘案すると火災成長の速さで火災を特徴づける場合においても、 A_{site} は $10^0 m^2$ のオーダーが適切となろう。

5-4.5 内装の燃焼による火災の特徴付け（放任火災性状）

内装の燃焼が原因で FO に達する時間 t_{FO} は、床上に置かれた可燃物の火災成長率と天井高さとに依存する。図 5-32 及び 5-33 は、それぞれ内装仕上げの防火性能を Grade2 及び Grade3 としたときの t_{FO} と火災成長率の関係である。先述の通り、実効火災成長率については収納可燃物密度とほぼ線形の関係が得られるので、 t_{FO} は収納可燃物に依存すると考えることもできる。よって図 5-30 と 5-31 を合わせて考察する。収納可燃物密度が小さいときには、FO 発生は専ら内装の燃焼によるものと考えられるが、計算上得られる t_{FO} は非常に大きな値をとる。一方収納可燃物密度が小さい領域で局所火災と同定されるような条件では、単位可燃物の燃焼時間は、上記の t_{FO} よりはるかに短いと思われる。従って、局所火災が成立する部分では、内装の燃焼が原因で FO に至る可能性も非常に小さい。

結論として、室火災成長に対する内装の影響は、FO 時間によって評価される。

5-4.6 特徴的な建築空間の火災性状

本手法は設計図面から読み取れる建築データと、空間の用途のみを入力値としているので、特徴的な建物空間について火災性状を推定することができる。特徴的な空間形状を持つ用途について、その一例を表5-5に示す。該当する空間は表中の斜線部にあることを示す。

表5-5 特徴的な空間を有する用途の特徴とその火災性状

アトリウム空間	劇場、映画館	自走式駐車場
・設計デフォルト 可燃物量が少ない	・設計デフォルト 可燃物量が少なくない	・設計デフォルト 可燃物量が少なくない
・設計パラメータ 開口が小さい 気積が大きい 天井が高い	・設計パラメータ 開口が小さい 気積が大きい 天井が高い	・設計パラメータ 開口が大きい 床面積が大きい 天井は高くない

5-5 本章のまとめ

本章では、前章までの議論、考察の成果を取り込みながら、建築物あるいは空間の用途や空間形状などの建築データを入力することによって、一意に評価モデル火災を決定する方法を構築した。

最初にモデル火災の定義を「建築物の用途、空間形状などによって定まる火災性状」として、建築物の部分の安全性評価のために直接入力される設計火源とは明確に区別した。その上でモデル火災と設計火源の密接な関連性について説明した。

ここで構築したモデル火災の決定手法は、

- ・可燃物の配置性状の算定
- ・火災成長の計算
- ・モデル火災の表現

の3つの要素から構成される。

可燃物の配置性状の算出は、用途によって定まる可燃物密度の値を入力値として、一意に可燃物の大きさと可燃物間の距離を決定するものである。本手法では、与えられた室空間を正方格子状に分割し、その各一（集積面積という）の中央に同じ大きさの可燃物が置かれるものとする配置モデルに基づき計算を行った。

火災成長の計算は、床上可燃物の燃え広がりモデルと内装の燃焼拡大モデルとからなる。

床上に置かれた可燃物の燃え広がり計算は、上述の可燃物配置計算から得られる床上可燃物の性状と、建築データ（床面積、天井高さ、開口形状など）を入力値とする。計算の中に、2章で検討した隣接する複数の火炎から燃焼していない可燃物への放射熱の効果及び煙層から燃焼していない可燃物の放射熱の効果を評価する方法を取り込み、妥当性・説明性の高い計算結果が得られるものとした。

内装燃焼モデルへの入力は、内装の防火性能及び着火源としての床上可燃物の燃焼性状とした。第4章で得られたルームコーナー試験を利用する評価手法を取り込み、算出されるフラッシュオーバー時間で内装燃焼の室火災成長への影響の大きさを評価するものとした。

決定されたモデル火災は次の3つの数値あるいは判定結果から表現した。

- ・火災成長率 ←火災成長性状
- ・フラッシュオーバーの有無 } ← 放任火災性状
- ・フラッシュオーバー時間 } (火災の最も成長した段階での性状)

最後に、本手法に対してケーススタディを行い、手法の妥当性を検討した。

天井高さ、床面積、外気に通じる開口の形状、内装性能（以上、設計パラメータ）、収納可燃物密度（設計デフォルト）、及び集積面積（配置モデルのプロパティ）を変数として、ケーススタディを行った。その結果は以下のようにまとめられる。

- ・本手法は、設計パラメータや設計デフォルトによる火災性状への影響をリーズナブルに表現する。
- ・集積面積は $10^0 m^2$ オーダーに設定することが実用的である。
- ・特徴的な建築物あるいは空間で生じる火災性状の類型化が可能である。

第5章で用いた文字、記号 ([]内は単位)

A_{site}	集積単位床面積[m ²]
A_f	燃焼領域面積[m ²]
A_i	単位面積当たりの積載重量が w_i [kg]である単位面積の個数、あるいは総面積[m ²]
A_{op}	開口部面積
A_p	熱分解面積[m ²]
A_{room}	室床面積[m ²]
A_T	室内総表面積[m ²]
A_{unit}	単位可燃物の露出表面積[m ²]
C_p	空気の比熱[kJ/kgK]
f	形態係数
H_{op}	開口の高さ[m]
H_{room}	室内の天井高さ[m]
I	未燃の可燃物が受ける熱流束[kW/m ²]
I_f	未燃の可燃物が火炎から受ける熱流束[kW/m ²]
I_s	未燃の可燃物が煙層から受ける熱流束[kW/m ²]
kpc	室内壁の熱慣性[kW ² s/m ⁴ K ²]
L_{unit}	単位可燃物（立方体）の一辺長さ[m]
\dot{Q}	単位可燃物の発熱速度あるいは室火災の発熱速度[kW]
\dot{Q}_{peak}	単位可燃物の最大発熱速度[kW]
q	単位質量当たりの発熱量[kJ/kg]
\dot{q}_s''	収納可燃物の単位面積当たりの発熱速度[kW/m ²]
q_{mat}''	内装材の単位面積の総発熱量[kJ/m ²]
R	燃焼領域の半径[m]
T_0	大気温度[K]
T_s	煙層温度[K]
t_d	燃焼継続時間[sec]
t_{FO}	可燃の天井表面が燃焼を開始する時間[sec]
t_{ig}	着火時間[min]または[sec]
V_p	燃え広がり速度[m/s]
W_{unit}	単位可燃物の重量[kg]
w	収納可燃物密度[kg/m ²]
w_c	臨界収納可燃物密度[kg/m ²]
X_{sep}	可燃物間の離隔距離[m]
α	単位可燃物単体の火災成長率[s ² /kW]
α_{eff}	火災室の実効火災成長率[s ² /kW]
α_f	床上の収納可燃物群が燃え広がる際の火災成長率[s ² /kW]
ϵ	放射率
ρ	密度[kg/m ³]
σ	ステファンボルツマン数[kW/m ² K ⁴]

第5章の参考文献

- [1] 油野健志、他：実態調査に基づく可燃物量とその表面積の分析、日本建築学会計画系論文集、第483号、pp.1-8、(1996).
- [2] 建設省総合技術開発プロジェクト「防・耐火性能評価技術の開発」、平成9年度報告書、No.9-2、火災安全設計分科会、(1998).
- [3] 佐藤博臣、栗岡均、泉潤一、上野孝弘、須川修身、石川孝重：木造住宅の火災荷重に関する分析、日本火災学会研究発表会概要集、pp.302-305、(1997).
- [4] 佐藤博臣、栗岡均、尾崎一雄、泉潤一、須川修身：住宅における木質系可燃物の配置に関する研究 その1 住宅の家具配置と火災性状に関する分析、日本火災学会研究発表会概要集、pp.294-297、(1998).
- [5] 木村安良、関沢愛、佐藤博臣、栗岡均、山田常圭、箭内英治、鈴木健：住宅における木質系可燃物の配置に関する研究 その2 RC造中層住宅における木質系可燃物配置の実態、日本火災学会研究発表会概要集、pp.298-301、(1998).
- [6] 自治省消防庁防災情報室編：平成9年火災年報、(1999).
- [7] 原田和典：private communication
- [8] 大宮喜文：区画火災時における噴出気流熱量の予測に関する研究、東京理科大学博士論文、(1997).
- [9] 辻本誠：火災時の建物内煙流動に関する研究、東京大学博士論文、(1981).
- [10] 原田和典、辻本誠、高橋済、若松高志：建築の火災安全性能評価のための設計火源の想定と同定、日本建築学会大会学術講演会梗概集、pp.121-124、(1999).
- [11] 田中哮義：建築火災安全工学入門、日本建築センター、(1993).
- [12] Quintiere,J.G., "Simplified Theory for Generalizing Results from a Radiant Panel Rate of Flame Spread Apparatus", Fire and Materials, Vol.5, No.2, (1981).
- [13] McCaffrey,B.J., Quintiere,J.G. and Harkleroad,M.F., "Estimating Room Fire Temperatures and the Likelihood of Flashover using Fire Test Data Correlations", Fire Tech., Vol.17, No.2, pp.98-119, (1981).
- [14] 原田和典：private communication
- [15] 斎藤文春：建築材料の火災初期における燃焼発煙性状に関する研究、建築研究報告No.83、(1978).
- [16] SFPA Handbook of Fire Protection Engineering, Chapter 2-1, "Burning Rate", NFPA, (1988).

註1 火災同定の計算について。オリジナルの計算方法は原田和典氏（当時、建築研究所第五研究部、現・京都大学）が作成した「可燃物群の燃焼拡大モデル」で、これに本章で述べた可燃物配置モデル、煙層効果及び複数火炎の効果を追加したものを使用した。

第6章 結論

6-1 結論

本研究は、建築火災安全対策を従来の経験的仕様によって決定する方法から、対策を性能的に評価する方法へと転換していく際に、対象となる建築物の部分への外的要因として入力される火災性状を一意に決定する方法を構築することを目的に、既存研究の整理及び新たな実験によって得られた燃焼学的知見を機能的にとりまとめたものである。

以下、結論として各章で得られた結果をまとめる。

第1章では、建築火災安全性能評価の有用性と合理性を述べ、性能評価における火災性状の定性・定量的表現の重要性を指摘した上で、本研究の目的であるモデル火災構築の概要を述べた。

まず、火災安全性能評価の中での外的要因としての火源の重要性を理解するために、火災の過程ごとに建築物あるいは建築物の部分に要求される機能と、対応する既存の設計火源について、概念整理を行った。

提案されている設計火源は、それぞれ独立に一定の設計情報を入力することで一意な火災性状を提供し、第三者性の高い適切な設計外力であると結論付けられた。

しかし同時に、部分としての妥当性が高くても、出火から鎮火までの全過程を連続的にかつ一意に火災性状を表現するツールはなく、結果として恣意性の入り込む余地を残していることも指摘した。

このような背景のもと、本研究の課題を、設計者や評価する側の恣意性を排除し、建築物の一定の設計条件を入力値することで、一意的に出火から鎮火までの火災性状を評価のためのモデル火災として決定する手法を構築し、提案することを明らかにした。

また、モデル火災を決定する上で、重要な火災成長メカニズムについて、既存の考え方を整理し、既存の研究成果では不足している物理現象とその定量的な表現を研究課題として提示し、それらについて実験及び解析を行う必要性について述べた。

第2章では、燃焼していない可燃物が複数の火炎から放射加熱を受けようの状況を想定して、複数の火炎が互いに影響する場合の火災性状及び、複数火炎からの放射熱性状について、実験と解析を行った。実験は1~4個の円形プール火源（燃料はヘプタン）を使って、火源間距離を適当に変えながら行った。

その結果、まず火炎高さについては、火源間の距離が火源の代表径の2倍以内であると、火炎が相互に影響して、火炎高さが単一火源のそれよりも高くなることがわかった。この原因として、従来示唆されてきた巻き込み空気の低下だけでなく、隣接火炎から燃料面が受ける放射熱によって燃料消費速度が増加することも重要であることが明らかになった。

一方、火源からの放射強度については、火源個数、火源間距離条件に依らず、距離

の二乗に比例して減衰することがわかった。

これらの結果に基づき、複数の火炎が近接して存在するときの平均火炎高さ L_f について、巻き込み空気量低減の効果と燃焼消費速度の増大の効果を考慮に入れた火炎高さモデルを構築し、このモデルが実験結果をよく再現していることを示した。

また、複数火炎からの任意の距離での受熱流 $q''_{rec,n}$ は、受熱面から見て単独の火源とみなされ、 $n=1$ での火炎からの受熱流 $q''_{rec,1}$ と線形の関係にあることがわかった。この関係に基づき、受熱面に影響を及ぼす火源個数毎に、複数火炎の効果を評価する手法を提案した。

第3章では、室火災成長における室隅火災の効果に関する知見を得るために、系統的な実験と得られた結果の解析を行った。

実験では、0.05～0.5m を一辺の長さとする正方ガス拡散バーナーを室隅壁との距離を変えながら床上に設置し、火源からの発熱速度を適宜調整して模擬火源とした。火炎高さ、プリュームの温度、上昇気流速度及びガス濃度、壁面受熱量を測定した。測定結果から、プリューム質量などを算出し、測定データと合わせて解析検討を行った。

実験結果から、室隅火災（火源を室隅部に接して設置した条件）での火炎・プリュームの主な特徴について次のようにまとめた。

- ・火炎高さは自由空間に同じ条件の火源を設置したときよりも著しく伸長する
- ・プリューム質量の高さに伴う成長が、自由空間よりも小さい。

火源と室隅壁との距離を火源径の2倍以内に設置した場合の火災プリューム性状については、

- ・火災プリュームは室隅壁方向に傾斜しながら上昇する。
- ・火災プリュームの床面に対する傾斜角度は、火源の無次元発熱速度に拘らず一定である。
- ・火災プリュームが室隅壁に衝突すると、それより高い位置での火災プリューム性状は、室隅火災の性状に従う。

また、室隅火災での壁面受熱測定結果は以下のようにまとめた。

- ・連続火炎高さに相当する高さ以下及び火源径の1/2に相当する幅の領域の受熱流が 50 kW/m^2 以上となる。

これらの結果から、室隅火災が内装の着火源として働く場合について、その着火領域は、連続火炎高さ以下で火源径の1/2の幅に囲まれる領域として取り扱うことができる事が示した。またこのとき連続火炎高さの予測式として、

$$L_{min}/D = 2.54 \cdot Q^{0.65}$$

を示した。

さらに第3章では、実験結果及び考察をまとめ、火源が室隅に設置された場合の連続火炎高さ、平均火炎高さ、プリューム質量及び室隅壁面の受熱流束について、多くの有用な工学的予測式を示した。

室隅近傍に火源が設置された場合の火災プリューム性状を特徴づける火災プリュームの室隅壁への傾斜について、自由空間側から火災プリュームへの空気の巻き込み量と壁側から火災プリュームへの巻き込み量のバランスによって、火災プリュームが

傾斜するとして、理論的な展開を行った。その結果、火源と壁面との離隔距離が火源径の3倍以下の条件では、火災プリュームの傾斜は発熱速度にはほとんど依存しないことが示され、これは実験の観測結果と一致することを確認した。

第4章では、内装の燃焼が室火災成長性状に与える影響の大きさについて、建築防火性能の観点から検討し、室内装を対象とした実大火災実験の結果の解析と、既存の燃焼理論とから、内装防火性能を評価する手法を開発した。

最初に、火災過程ごとに内装の燃焼性状について整理し、内装に防火性能を付与する目的が、出火防止、避難安全、消防活動拠点の確保の3つにまとめられることを述べた。このうち、特に避難安全目的に対しては、内装の燃焼性状が空間としての火災性状に与える効果の大きさを評価する手法が必要があることを指摘した。

そこで、2種類の大きさの区画で行われた実大火災実験で得られた知見から、収納可燃物の火災成長と内装上の燃焼拡大との関連について検討した。その結果、内装上の火炎伝播性状を推定するために、火源上に形成される火炎の連続火炎高さと天井高さとの比が、重要なパラメータとなることを示した。

このパラメータをルームコーナー試験結果に適用して、試験結果から3つに分類される内装グレードのそれぞれの性能は次のように定義した。

グレード1 火災初期、収納可燃物の延焼拡大によって盛期火災に達するまで、内装は室全体の燃焼拡大に寄与しない、すなわち火炎が天井をはうような大きな火源の加熱を受けても内装が燃焼拡大しない。

グレード2 天井をはうような火炎に対して、内装は燃焼拡大するが、火炎が天井に達しない火災に対して天井が燃焼拡大に寄与しない。すなわち壁のみで燃えどまることが期待される。

グレード3 小さな火災に対して内装燃焼拡大する。

最後に内装の着火源となる収納可燃物の火災の成長に αt^2 火源を適用して、連続火炎高さと天井高さとの比を収納可燃物の火災成長の関数として表し、内装燃焼が室火災成長に与える影響をフラッシュオーバー発生時間として評価する手法を提案した。

第5章では、前章までの議論、考察の成果を取り込みながら、建築物あるいは空間の用途や空間形状などの建築データを入力することによって、一意に評価モデル火災を決定する方法を構築した。

最初にモデル火災の定義を「建築物の用途、空間形状などによって定まる火災性状」として、建築物の部分の安全性評価のために直接入力される設計火源とは明確に区別した。その上でモデル火災と設計火源の密接な関連性について説明した。

ここで構築したモデル火災の決定手法は、

- ・可燃物の配置性状の算定
- ・火災成長の計算
- ・火災の表現

の3つの要素で構成する。この3要素について以下に説明する。

まず可燃物の配置性状の算定は、用途によって定まる可燃物密度の値を入力値とし

て、一意に可燃物の大きさと可燃物間の距離を決定するものである。本手法では、床上の可燃物は全て同じ大きさを有し、かつ同じ離隔距離をもって配置されていることとして計算を行った。

次に、火災成長の計算は、床上可燃物の燃え広がりモデルと内装の燃焼拡大モデルとからなる。床上に置かれた可燃物の燃え広がり計算は、上述の可燃物配置計算から出力される床上可燃物の性状と、建築データ（床面積、天井高さ、開口形状など）を入力値とする。計算の中に、2章で検討した隣接する複数の火炎から燃えていない可燃物への放射熱の効果及び煙層から燃えていない可燃物の放射熱の効果を評価する方法を取り込み、妥当性・説明性の高い計算結果が得られるものとした。内装燃焼モデルへの入力は、内装の防火性能及び着火源としての床上可燃物の燃焼性状である。着火源の性状については3章で得られた室隅火災性状の結果を用いた。また4章で得られたルームコーナー試験を利用する評価手法を取り込み、算出されるフラッシュオーバー時間で内装燃焼の室火災成長への影響の大きさを評価するものとした。

3つめの要素であるモデル火災の表現は次の3つの数値あるいは判定で行うこととした。

- ・火災成長率 ←火災成長性状
 - ・フラッシュオーバーの有無 } ← 放任火災性状
 - ・フラッシュオーバー時間 } (火災の最も成長した段階での性状)

最後に、本手法に対してケーススタディを行い、手法の妥当性を検討した。

天井高さ、床面積、外気に通じる開口の形状、内装性能（以上、設計パラメータ）、収納可燃物密度（設計デフォルト）、及び集積面積（配置モデルのプロパティ）を変数として、ケーススタディを行い、その結果は以下のように知見を得た。

- ・本手法は設計パラメータや設計デフォルトによる火災性状の変動をリーズナブルに表現する。
 - ・集積面積は $10^0 m^2$ オーダーに設定することが実用的である。
 - ・本手法により、アトリウムのような特徴的な建築物あるいは空間で生じる火災性能の類型化が可能である。

以上、火災成長に係わる現象について実験・解析を行い、既存の研究成果と合わせて現象モデルを提案し、これらを取り込みながら、建築の火災安全性能評価のためのモデル火災を設定する手法を提案した。提案した手法を用いることで、一定の建築条件から一意な設計外力を得ることが可能となり、防火安全性能評価の妥当性が増すことが期待される。また本手法を用いることにより、特徴的な建築空間での火災性状を推定することが可能であり、このような空間に対する防火計画の策定にも有用である。

6-2 今後の課題

本研究に関連して、今後検討・解決すべき問題を以下に挙げる。

(1) より現実的な建物空間への適用

構築したモデル火災決定手法において設計パラメータの入力は、非常に単純な形状の建築物を対象としたものであった。今後、より複雑な開口形状や空間形状に本手法を適用するには、開口形状、空間形状、煙制御性能などについて、より詳細な現象モデルを組み込む必要がある。

(2) 火炎及び火災プリューム性状に関する基礎研究の充実

CFDなど数値計算の分野の発展に伴い、火災挙動もシミュレーションによって解析されるケースが増加してきた。この場合でも火災性状をモデル化した入力火源は、本研究の場合と同様に最も重要な問題である。しかしながら、現状では火炎やプリュームに関する予測モデルは、経験式あるいは理論式に実験定数を付加したものがほとんどであり、境界条件が若干変わっただけで、新たな実験式を構築するような状態である。残念ながら本研究で扱った室隅での火災プリューム性状や複数火源からの火炎融合性状もその域を出ない。今後はより詳細に理論的・実験的な検討を進めるべきであり、特に化学反応を十分に考慮したモデル展開が必要である。

(3) 内装火災拡大の研究

一般に避難安全性に与える脅威として大きく取り上げられているのは煙であって、内装上の燃焼拡大が言及されることはない。これは煙挙動についての研究が進み、有効なシミュレーション手法が確立されていることも大きな要因だが、建築基準法などの規制によって内装仕上げに使用できる材料が厳しく制限されていることによる部分も大きいと考えられる。本研究では主として既存の研究成果を基に内装防火性能の定量化を検討した。しかし、まだ不明な点が多く、特に実大レベルでの内装燃焼性状に関するデータは非常に少ない。今後、煙挙動と同じようなシミュレーション手法の開発も含めて、多くの検討が必要である。

(4) 消防対策評価への対応

火災成長は消火、消防などの「消し」の効果を強く受けることは明白である(図4-1参照)。しかしながら、消火設備については作動の信頼性や、奏功の確率などを定量的に評価することは現状では困難である。今後はこのような確率的な事象を定量化して火災現象モデルに取り込んでいくことを検討する必要がある。

謝 辞

本研究をまとめるにあたり、名古屋大学 辻本 誠教授には、大変お世話になりました。この論文をまとめることができましたのは、なかなか作業が進まない筆者を叱咤激励し、暖かく見守って頂いた先生のご指導の賜物であり、ここに厚く御礼申し上げます。また、京都大学 田中哮義教授、名古屋大学 西 淳二教授には、本研究をまとめるにあたり、適切なご教示を賜りました。深く感謝を申し上げます。

東京理科大学 須川修身助教授には、研究に対する姿勢を一から教えて頂いただけでなく、私的にも多くのサポートを頂きました。また本研究の基礎となる多くの実験の機会を与えて頂きました。ここに心より御礼申し上げます。

故 川越邦雄先生、東京理科大学 重倉祐光教授（現 東京理科大学諏訪短期大学学長）、石井忠浩教授（現 理学部長）、小鹿原猪一元教授の諸先生方には、筆者の進路を決める上で多大なるご助言を頂きました。現在このように、火災研究に携わっているのは、諸先生方のご指導によるものであります。ここに厚く御礼申し上げます。

早稲田大学 長谷見雄二教授、京都大学 原田和典助教授、横浜国立大学 岡 泰資先生には、本研究をまとめるにあたり、多くの科学的・技術的なご助言を頂きました。先生方には未熟な筆者のために不合理な議論にお時間を費やして頂きました。ここにお詫びの意も込めて深く感謝の意を表します。

東京理科大学での研究・実験をともにした、安田肇氏（現 通産省工業技術院資源環境技術研究所）、三沢慶祐氏（現 茅原製作所）、酒井規公子氏（現 古河テクノマテリアル）、大竹正規氏（現 鹿島建設）、米山千絵子氏（現 アイエヌジー）、木原雅美氏（現 大和ハウス）、大日本土木 田中博和氏には、大変お世話になりました。

また、内装材料に関する実験・解析においては、建設省建築研究所 萩原一郎氏、吉田正志氏、林 吉彦氏、大林組 堀 長生氏、高橋晃一郎氏、ハザマ 山田人司氏、澤田由美子氏、元長谷工コーポレーション 水野智之氏、前田建設工業 梶田秀幸氏、清水建設 森田 武氏、フジタ 松戸正士氏、竹中工務店 長岡 勉氏、大成建設道越真太郎氏、熊谷組 若松高志氏には、多くのご教示を頂きました。

筆者が東京理科大学退職後、3年間勤務致しました、大日本土木（株）技術研究所におきまして、多くのご指導を賜りました、研究所長 上野 誠氏、故 跡部義之氏（当時 研究所副所長）、奈良松範課長（現 マネージメントシステム室室長）、熊田誠謙課長（現 建築技術部課長）、田中義成係長には、この場を借りまして深く御礼申し上げます。

また、建設省建築研究所非常勤職員として在職中に席を隣り合わせ、数々の議論を戦わせた、竹中工務店 竹市尚広氏に、心より御礼申し上げます。設計・評価についての考え方の多くを学ばせて頂いたのも氏のご意見に刺激を受けた産物であります。

最後に、現職（アイエヌジー株式会社）に就く機会を与えて頂いた中井文雄社長、井口久生氏、仕事を負担していただいた伊藤ふみ子氏、Theint Theint 氏、そして会社創業時に多くの雑用をこなしてくれた笠原「お嬢」訓子氏に厚く御礼申し上げます。

高橋 済

付録1 火災プリューム

A1.1 建築火災での火炎・プリュームの持つ意味

建築火災において、その危険性を特徴的に表す現象が、火炎と煙である。まず、本章で取り扱うこれらの現象と、第一章で説明した区画内での火災の成長段階との関連について述べる。

室内に置かれた可燃物の一つが、何らかの形で持ち込まれた火種（あるいは熱源）によって加熱されるとする。加熱された可燃物表面は熱分解を起こして表面近傍に可燃性蒸気相を形成する。これに空気が混じりあい、適度な濃度・温度状態となると着火して、燃焼が開始する。燃焼によって可燃物上には火炎が形成され、火炎からの放射熱によって可燃物はさらに加熱を受け、燃焼強度が大きくなる。燃焼している可燃物の近くに未燃の可燃物がある場合、未燃可燃物は火炎からの放射と対流によって加熱され、その表面が着火温度に達すれば、着火することになる。こうして可燃物が次々と着火し、室内の火災は成長していく（図 A1-1(a)）。その成長速度は燃料の特性（熱分解あるいは蒸発潜熱）や火炎からの伝熱強度に支配される。火炎からの放射強度は、燃焼反応によって生成されるすすの質量分率、火炎の形状及び温度に強く依存する。従って、燃料の性状と同様に火炎の形状も火災拡大性状に強く影響する。

可燃物の燃焼によって燃焼生成物が気相に放出される。放出された燃焼生成物は周辺空気より高温であり、浮力で上昇する熱気流を形成する。この高温上昇気流の粘性によって周辺空気との間の摩擦力が生じ、気流の運動量は次第に周囲に拡散する。このとき渦が形成されて周りの空気が熱気流に巻き込まれ、熱気流はその流量を増大させながら上昇する。この上昇気流を火災プリュームと言い、燃焼生成物と周辺空気との混合気体を火災における煙として取り扱う。火災時の燃焼、特に火災盛期では不完全燃焼の度合いが高く、一酸化炭素

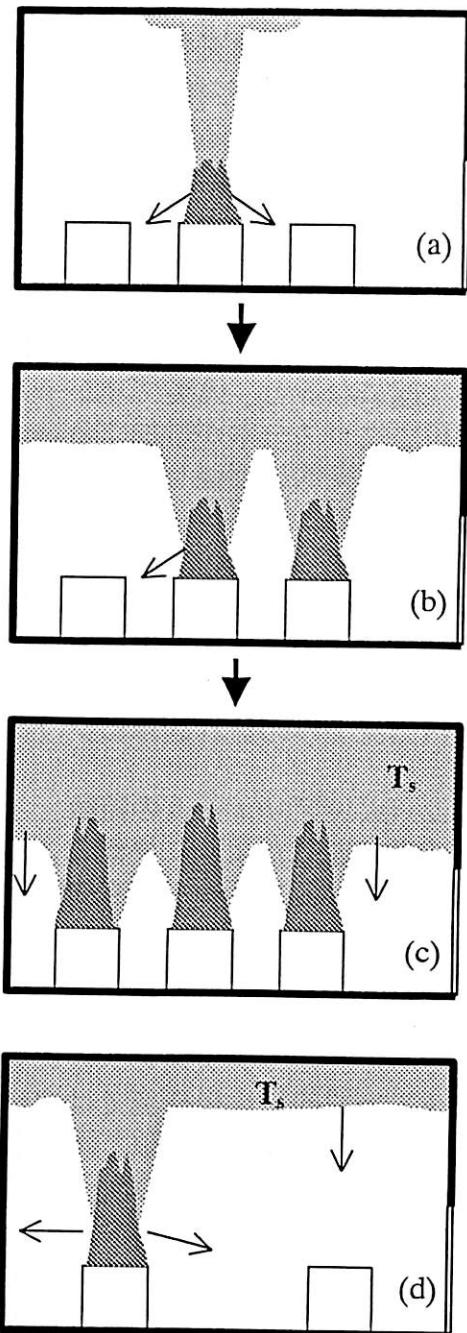


図 A1-1 火災成長と火炎・プリュームの影響

- 最初の可燃物が着火した状態。
- 隣接する可燃物が火炎からの放射熱を受け、次々と着火し、天井下に煙層が形成される。
- 煙層が成長し、煙層からの放射熱の寄与が大きくなる。
- 可燃物間の距離が大きく、一つの可燃物のみが燃焼している状態。
(図中 T_s は煙層温度)

のような毒性の高いガスを発生する場合が多い。実際に火災による死者の大半は、火傷によるものではなく、煙による中毒死である。

上昇した煙は天井下に蓄積されて高温層を形成する（図 A1-1(b)）。これを一般に煙層という。煙層は天井に沿って建物内に拡散する特徴を有しているので、排煙や区画などによる煙制御対策が無効な場合には、燃焼が生じている地点から遠いところでも人命に危害を加える危険性を有している。また煙層からの床上可燃物への熱放射も無視できない。煙層は火災の成長とともに発達し、この発達速度は火災プリュームの質量流束とエネルギー流束とに依存する。従って火災プリュームへの巻き込み空気性状が非常に重要なパラメータとなる。

火災がさらに拡大していく（図 A1-1(c)）と、火災プリュームに巻き込まれる気体は新鮮空気だけではなく、煙層に含まれる高温燃焼生成物も含まれるようになる。この状態になると、火災プリューム内での燃焼反応の不完全さが増し、煙層内の未燃の可燃性ガス分率が増加する。また、同時に煙層の温度も上昇する。その結果、煙層自体が爆発的に燃焼したり、煙層からの放射熱によって床上の可燃物が一気に着火するフラッシュオーバー現象が生じ、室内は全域火災に遷移する。

一方、図 A1-1(a)の段階で、燃焼している可燃物から他の可燃物および壁・天井等の内装材に燃え広がりがなければ（図 A1-1(d)）、当該可燃物が燃え尽きるまでの火災プリュームの影響を考慮することになる。

尚、本研究では、火炎とプリュームの総称を火災プリュームと呼び、火炎が存在せず熱気流のみの流れは単にプリュームと記述する。

A1.2 火災プリュームの特徴

前節で述べたように燃焼によって生じる火災プリュームは火災の進展を支配する。ここでは火災プリュームを構成する火炎と熱気流（プリューム）について、その特徴を概説する。

通常の建築火災において、火炎は加熱された可燃物から生じる可燃性気体と周囲の酸化物（空気）が交じり合った可燃性混合気体の燃焼反応によって形成される拡散火炎である。また火災時の火炎の規模は大きいので乱流渦による拡散が支配的となる。従って一般的に火災研究では火炎は十分に発達した乱流拡散火炎として取り扱う。

乱流拡散火炎は、火源と同程度の径を有する円柱として取り扱われ、この円柱が火源の1～数倍の高さにわたって周期的に振動するという特徴をもつ。すなわち、火源近傍で形成された火炎塊が上昇すると、火源近傍付近でくびれが生じ、さらに火炎塊が上昇すると先に生じたくびれ部分で火炎は上下に分離し、離れた部分は燃焼反応の終結とともに消滅し、残った部分が新たな火炎塊として成長するという過程を数 Hz の周期で繰り返す。従って火炎の高さは一意には定まらない。火災研究では火炎の高さを常に火炎が存在している高さ（連続火炎高さ）、火炎の最高到達点（最大火炎高さ）および時間的に50%の確率で火炎が到達する高さ（平均火炎高さ）として取り扱っている。ここで火炎とは燃焼反応に伴って発生する高温すす粒子の発光であり、火炎高さは燃焼反応が終結する高さを意味する。これまでの研究で、燃焼反応が終結するまでに火災プリュームに巻き込まれる空気の量は化学量論的に必要とされる量の数倍であることが示されている[1]。

一方、火炎からの熱放射は他の可燃物への加熱源となるので火災研究では特に重要なパラメータである。火炎からの熱放射は、燃焼によって放出される総エネルギーの主要な部分を占める。例として、火災実験で燃料としてよく用いられるプロパンガス

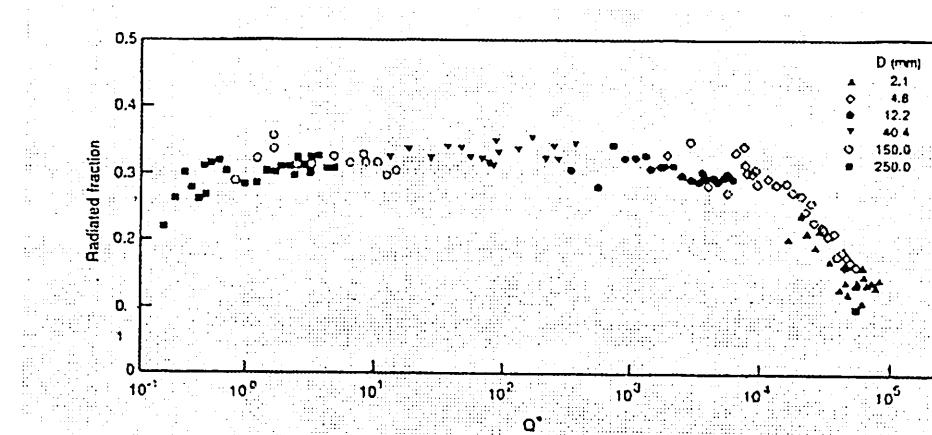


図 A1-2 プロパンガス乱流拡散火炎からの放射熱量の全発熱量に対する割合[2]

について、熱放射量の総発熱量に対する割合を示したのが図 A1-2 である[2]。横軸の Q^* は無次元発熱速度と呼ばれ、火災の強度を表すパラメータである。 Q^* については後述するが、通常の火災では $10^0 < Q^* < 10^2$ の範囲にある。図からこの範囲での熱放射の分率は総発熱量の約 30% を占めることがわかる。

燃焼反応が終結する高さより上の部分では、反応しない浮力支配の熱気流が上昇する。これを浮揚性プリューム（本研究では単にプリューム）という。プリュームは周辺の空気を巻き込みながら成長し、燃焼ガスと巻き込まれた空気の混合気体が火災時の煙である。従ってプリュームの成長性状を知ることが重要となる。プリュームの成長は初期質量流束、運動量流束およびエネルギー流束に支配され、火源の形状には依存しないことが知られている。また火災では火源から放出される燃料気体の初期質量流束と運動量流束が無視できるので、結果としてプリューム成長は総発熱量と周辺空気の巻き込み性状に関連付けられる。

以上より、火災プリュームは一般的に火炎の存在状態によって高さ方向に 3 つの領域に分類される[3]。

①連続火炎領域

常に火炎が存在する領域、連続火炎高さ以下

②間欠火炎領域

間欠的に火炎が存在する領域、連続火炎高さと最高火炎高さの間

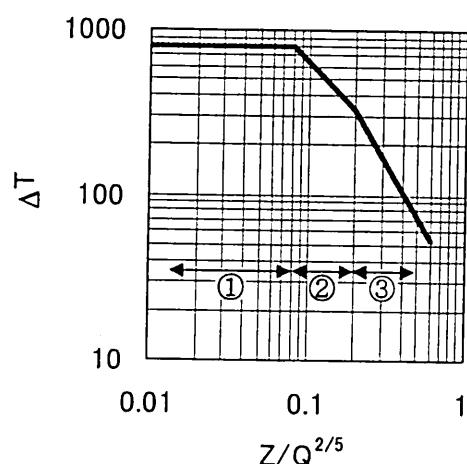


図 A1-3 中心軸上の温度性状[3]と
火炎高さの関係

①：連続火炎領域、②間欠火炎領域、③プリューム領域

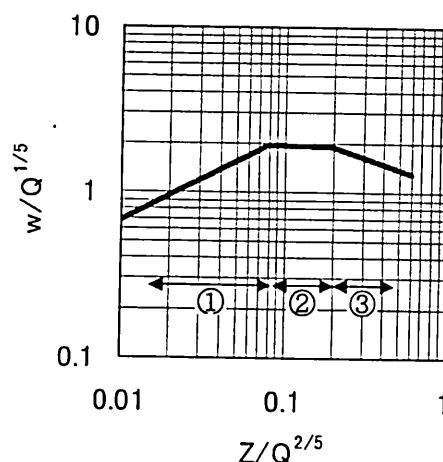


図 A1-4 中心軸上の上昇速度性状[3]
と火炎高さの関係

③プリューム域

火炎が存在しない領域、最高火炎高さより上

これら3つの領域は中心軸上の気流温度と上昇気流速度によって図A1-3およびA1-4のように特徴付けられる。連続火炎領域は常に燃焼反応が生じている領域であるので、温度はほぼ一定であり、浮力により気流の速度は高さとともに増大する。間欠火炎領域では、燃焼反応が時間的、場所的に不連続となるので、巻き込まれた空気の冷却効果が勝って温度は高さとともに低減するが、温度の低下によって浮力も小さくなるので速度は一定となる。プリューム域ではもはや燃焼反応は生じず、巻き込み空気による冷却作用のみが働くので温度も速度も減衰する。

A1.3 火炎に関する数学モデル

以下では、火炎成長を支配する物理現象について相似則を中心に概説する。

(1)火炎高さ

火炎の性状をモデル化して記述するために、次のような仮定を探る。

- ①火炎高さは浮力によって支配される
- ②定常火源から生じる火炎の形状は準定常状態にある
- ③火炎は十分に発達した乱流拡散火炎である

\dot{m} を燃料供給速度、 γ を燃焼に対する空燃比あるいは燃焼が完了するまでの滞留時間比とすればプリューム内のある水平断面での質量流束は、

$$(\dot{m}/\gamma) \propto \int \rho_{\text{plume}} w_{\text{plume}} dA \quad (\text{A1-1})$$

と表せる。ここで ρ_{plume} 及び w_{plume} はそれぞれプリューム内の平均密度及び平均上昇速度、 dA はある高さにおける水平断面積である。火炎内において密度差に基づく浮力が上昇流を作るので、その流れが持つ慣性力と浮力の比であるフルード数は保存され、

$$\frac{w_{\text{plume}}}{V} = \left(\frac{L_f}{D_0} \right)^{1/2} \quad (\text{A1-2})$$

という関係が得られる。ここで、火炎の長さを L_f 、火源の代表径を D_0 、火炎内の代表速度を V とする。火炎の表面積（あるいは体積）が火源形状で決まることから、火炎への周辺空気の巻き込み量も火源の形状因子に依存すると考えられ、よって巻き込み係数は L_f/D の n 乗に比例すると考えることができる。

$$(\text{巻き込み係数}) \propto \left(\frac{L_f}{D} \right)^n \quad (\text{A1-3})$$

ここで、線状火源上のプリューム内の質量流量は、短辺長さを D 、長辺長さを W 、火炎高さを L_f とすれば、

$$(\dot{m}/\gamma) \propto \rho_0 V \left(\frac{L_f}{D} \right)^{n+1/2} DW \quad (\text{A1-4})$$

さらに、質量流量と熱流束との関係は、

$$\dot{Q} = k \cdot \Delta H \cdot \dot{m} \quad (\text{A1-5})$$

なので (ΔH は単位重量当たりの発熱量、 k は燃焼効率)、(A1-4)式は次のようになる。

$$\frac{\dot{Q}}{k\gamma\Delta H} \propto \rho_0 V D W \left(\frac{L_f}{D} \right)^{n+1/2} \quad (\text{A1-6})$$

また、火炎およびプリューム内で代表速度 V は流れの代表径 D と雰囲気空気からの

浮力 $\Delta\rho/\rho_0$ によって、 $V \propto \sqrt{\Delta\rho/\rho_0 \cdot g \cdot D} \approx \sqrt{gD}$ と書ける。火炎の平均温度は 800~900°C であるから $\Delta\rho/\rho_0$ はほぼ一定値となり、無次元火炎高さは、

$$\left(\frac{L_f}{D}\right)^{n+1/2} \propto \frac{C_p T_0}{k\gamma\Delta H} \frac{\dot{Q}}{\rho_0 C_p T_0 g^{1/2} D^{3/2} W} \quad (A1-7)$$

となり、さらに変形すると、

$$\frac{L_f}{D} \propto \left(\frac{C_p T_0}{k\gamma\Delta H}\right)^{2/(2n+1)} \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_0 C_p T_0 g^{1/2} D^{3/2} W}\right)^{2/(2n+1)} \propto k_m^{2/(2n+1)} Q^{*2/(2n+1)} \quad (A1-8)$$

ここで、上式のべき乗数に含まれる n は二次元的な拡がりを持つ正方あるいは円形火源については n=2、一次元的拡がりを示す線状火源については n=1 をとる。また Q^* は無次元発熱速度と呼ばれ、火源の規模を表す無次元パラメータであり、正方あるいは円形火源では $W=D$ として以下のように表される。

$$Q^* = \frac{\dot{Q}}{\rho_0 C_p T_0 g^{1/2} D^{5/2}} \quad (A1-9)$$

式(A1-8)の関係は $1 < Q^* < 40$ の広い範囲で成立することが実験的に確かめられており[4]、模型実験で用いられる数 cm 程度の火源から実際の家屋火災まで広い範囲にわたって適用することができる。式(A1-8)の右辺の第一項を含む、 Q^* にかかる比例定数は多くの実験結果から求められている。Zukoski ら[5]は多くの研究者の行った円形火源および正方火源の平均火炎高さのデータをまとめ、比例定数として 3.3 を提案している。

$$\frac{L_f}{D} = 3.3 \cdot Q^{*2/5} \quad (A1-10)$$

この関係は $Q^* \geq 1$ の範囲で実験データをよく再現しており、結果としてこの範囲では火炎高さは火源径 D に依存しないことがわかる。しかし、 $Q^* < 1$ では火源径への依存性が見られるようになり、べき乗数が線状火源の場合と同じ 2/3 をとるようになる。

$$\frac{L_f}{D} = 3.3 \cdot Q^{*2/3} \quad (A1-11)$$

図 A1-5 に多くの研究から得られた平均火炎高さと無次元発熱速度の関係を式(A1-10)及び(A1-11)のモデルと合わせて示す[6-10]。

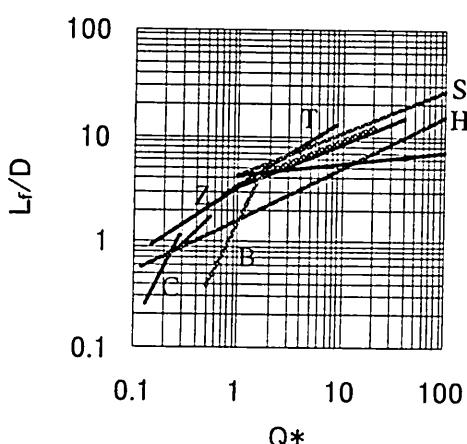


図 A1-5 既存研究で得られた平均火炎高さと無次元発熱速度の関係

- Z: Zukoski et al[5]
- C: Cox and Chitty[6]
- T: Thomas[7]
- H: Hesketh[8]
- S: Steward[9]
- B: Becker and Liang[10]

(2)壁面への放射[11]

まず次のような火炎熱流 \dot{q}'' を考える。

$$\dot{q}'' = \dot{q}_c'' + \dot{q}_r'' \quad (A1-12)$$

ここで対流の成分は、

$$\dot{q}_c'' = h(T_f - T_\infty) \quad (A1-13)$$

一方、放射の成分は、

$$\dot{q}_r'' = \sigma T_f^4 (1 - e^{-\kappa l_m}) \quad (A1-14)$$

ただし、 T_f は火炎温度[K]、 T_∞ は受熱媒体の初期温度[K]、 h は対流熱伝達係数[kW/m²K]、 σ はステファンボルツマン定数[=5.67 × 10⁻¹¹ kW/m²K⁴]、 $(1 - e^{-\kappa l_m})$ は放射率を表し、 κ は吸収係数、 l_m は平均光路長[m]で、放射媒体を特徴づける長さである。次に(A1-12)式を無次元化する。

$$\frac{\dot{q}''}{\sigma T_f^4} = \frac{h}{\sigma T_f^3} \left(1 - \frac{T_\infty}{T_f} \right) + (1 - e^{-\kappa l_m}) \quad (A1-15)$$

対流熱伝達係数は一般に位置と流体特性の関数であり、平均光路長 l_m は火炎形状の関数である。従って火炎が壁表面に接している場合、平均光路長は火炎形状そのものの性質に依存すると考えられる。

$$\frac{l_m}{D} = \text{function}\left(\frac{L_f}{D}\right) \quad (A1-16)$$

ここで、 D はバーナーの代表径、 L_f は火炎高さである。これを応用した例として、Orloff と de Ris[12]は、プール火源上の火炎から火源面への放射熱流について、火炎形状のアスペクト比 η を使って平均光路長さ l_m/D を求めた。彼らはまず乱流火炎の形状が定常であるとして、軸対称的なプール火炎から生じる火炎の形状について $\eta = \dot{Q}''/\dot{Q}''' \cdot D$ と表した。ここで \dot{Q}'' は単位燃焼面積当たりの発熱速度、 \dot{Q}''' は単位体積当たりの発熱速度である。次に火炎の形状を底面積が D^2 、高さが L_f の直方体とみなすと ($\text{area} \propto D^2$ および $\text{volume} \propto L_f D^2$) $\eta \propto L_f/D$ となる。すなわち与えられた火炎形状について、それらは常に L_f/D の関数となっていることを示唆している。最終的に彼らは底部の2辺がともに D 、高さが $4D$ の平行六面体によって近似される火炎について、 $l_m/D = 0.82$ という結果を得た。

一般に、 T_f は火炎の位置によって異なる。しかし、軸対称の火災においては、 T_f は通常の大きさ($D \sim 1m$)の火源について、燃料種に関わらず連続火炎域の中心軸上に沿っておよそ 800°C とする。通常、中心軸上の温度は $Z/Q^{*2/5}D$ の関数として表されている (ここで $Q^* = \dot{Q}/\rho_\infty C_p T_\infty \sqrt{gDD^2}$)。軸対称火炎については $Q^* \geq 1$ の領域で、 $L_f/D \propto Q^{*2/5}$ なので、上記の中心軸上温度の変動は Z/L_f で表現することができる。すなわち、火炎の温度および放射熱流はおおよそ火炎の長さに依存し、 L_f は Z に対する基準高さとなることが示唆される。従って、 $h/\sigma T_f^3$ および T_∞/T_f は $Q^* \geq 1$ の領域について Z/L_f の関数となる。ここで $T_f = (T_f/T_\infty)T_\infty$ として(A1-15)式を書き換えると、

$$\frac{\dot{q}''}{\sigma T_\infty^4} = \left(\frac{T_f}{T_\infty} \right)^4 \left[\frac{h}{\sigma T_f^3} \left(1 - \frac{T_\infty}{T_f} \right) + (1 - e^{-\kappa l_m}) \right] \quad (A1-17)$$

式(2-13)を代入すると、与えられた火炎形状に対して、以下のように壁面への熱流が求められる。

$$\frac{\dot{q}''}{\sigma T_{\infty}^4} = \frac{h}{\sigma T_f^3} \left(1 - \frac{T_{\infty}}{T_f} \right) + \left(1 - e^{-\kappa D \cdot \text{function}(L_f/D)} \right) \quad (\text{A1-18a})$$

あるいは

$$\frac{\dot{q}''}{\sigma T_{\infty}^4} = \text{function} \left(\frac{Z}{L_f}, \frac{x}{D}, \frac{L_f}{D}, \kappa D \right) \quad (\text{A1-18b})$$

ここで、 x は火炎から壁面上の水平距離である。

A1-1.4 火災プリューム質量および巻き込み質量に関する予測モデル

火災プリュームは、火炎が存在する領域と存在しない領域に分けて特徴付けられる。前述のように、火災プリュームは周辺の空気を巻き込みながら成長する。巻き込みのメカニズムについては、火災プリュームが鉛直方向に上昇すると、「粘性によって周囲の空気との間で摩擦力が水平方向に働き、エネルギーと運動量が周囲に移送される」と説明する場合と、「雰囲気空気が火災プリューム内の物質と拡散混合し、エネルギーと運動量が新しい流体に運ばれ火災プリュームの一部を形成する」と説明する場合があるが、前者の動粘性係数を用いた説明と後者の拡散係数を用いたものとは流体力学的には等価である。

Morton らは[13]、次の 2 つの仮定を置いてプリュームの性状をモデル化した。

- ① プリュームの単位高さあたりの巻き込み速度は雰囲気空気の密度に依存する
- ② プリューム発生源は点として表現できる。すなわち、流れの性状が火源上の十分に遠く高いところでは火源の形状には依存しない。

②の仮定は、発生源以外の部分ではプリュームにエネルギーは与えられないことを示しており、火炎高さより高い部分でのみ適用できる。実際の火炎高さではプリュームはすでに直径を有しているので、点源モデルを利用するときには火炎高さでのプリューム質量を保存するようにプリューム発生源の高さを調整する必要がある。点源モデルが適用できる、火源上の十分に高いところをファーフィールド(far field)と呼び、この領域のプリュームをファーフィールドプリュームと呼び、火源に近い部分の火災プリューム(ニアフィールドプリューム(near field plume))と区別する。一般には、間欠火炎高さより低い部分はニアフィールドとして、高い部分はファーフィールドとして取り扱う。尚、本研究ではファーフィールドプリュームを単にプリュームと呼ぶ。

以下では、まずプリュームの巻き込みおよび上昇質量について点源モデルも用いて説明し、続いて点源モデルを適用するときに必要となる点源高さの調整(仮想点源位置)の導出について述べる。最後に、ニアフィールドの上昇質量モデルを紹介し、火災プリューム質量と巻き込みのモデルを総括する。

点源上に形成される軸対称プリュームについて次の積分形の保存式が成立する。

$$\text{連続式} : \frac{d}{dZ} \left[2\pi \int_0^{\infty} \rho w r dr \right] = -2\pi \rho_0 \lim_{r \rightarrow \infty} (ru) \quad (\text{A1-19})$$

$$\text{運動量保存} : \frac{d}{dZ} \left[2\pi \int_0^{\infty} \rho w^2 r dr \right] = -2\pi g \int_0^{\infty} (\rho_0 - \rho) dr \quad (\text{A1-20})$$

$$\text{エネルギー保存} : \frac{d}{dZ} \left[2\pi \int_0^{\infty} \rho C_p (T - T_0) wr dr \right] = \frac{d\dot{Q}}{dZ} \quad (\text{A1-21})$$

ここで、 ρ_0 、 C_p 及び T_0 はそれぞれ大気の密度、比熱及び温度、また ρ 、 w 、 u および T は中心軸からの放射距離 r におけるプリューム気体の密度、垂直速度、水平速度及び温

度を表し、 Z は点源からの高さ、 $d\dot{Q}/dZ$ は燃焼によってプリュームに付加される熱量である。ある高さでの垂直速度 w および上昇温度 $\Delta T = (T - T_0)$ の断面分布を正規分布と仮定する。

$$\frac{w}{w_m} = \exp\left[-(r/l_v)^2\right] \quad (A1-22)$$

$$\frac{T - T_0}{T_m - T_0} = \exp\left[-\beta(r/l_t)^2\right] \quad (A1-23)$$

l_v 及び l_t はそれぞれ速度および温度の正規分布の半値幅、 β は比 l_t/l_v 、 w_m 及び T_m は中心軸上の速度及び温度を示す。巻き込みは Morton ら[13]によると、

$$-\lim_{r \rightarrow \infty} (ru) = \alpha w_m b \quad (A1-24)$$

と表される。ここで b はプリューム幅、 α は実験によって得られる定数である。式(A1-24)を式(A1-19)に代入し、式(A1-19)～(A1-20)の積分を式(A1-22)と(A1-23)の分布形に基づいて行うと、

$$\frac{d}{dZ} \left[\pi w_m b^2 \right] = 2\pi \alpha w_m b \quad (A1-25)$$

$$\frac{d}{dZ} \left[\frac{\pi}{2} w_m^2 b^2 \right] = \frac{\pi}{\beta^2} g b^2 \frac{\Delta T_m}{T_\infty} \quad (A1-26)$$

$$\frac{d}{dZ} \left[\frac{\pi}{1+\beta^2} w_m b^2 \frac{\Delta T_m}{T_\infty} \right] = \frac{d}{dZ} \left[\frac{\dot{Q}}{\rho_\infty C_p T_\infty} \right] \quad (A1-27)$$

となる ($\Delta T_m \equiv T_m - T_\infty$)。点源モデルの仮定②に従い、プリュームに与えられる熱量は点源部分からのみであるので、式(A1-27)は直接積分されて以下のようになる。

$$\left(\frac{\pi}{1+\beta^2} \right) w_m b^2 \left(\frac{\Delta T_m}{T_0} \right) = \frac{\dot{Q}_o}{\rho_\infty C_p T_0} \quad (A1-28)$$

\dot{Q}_o は点源での発熱速度である。ここで、

$$\begin{aligned} \frac{b}{Z} &= C_l \\ \frac{\Delta T_m}{T_\infty} &= C_T Q_z^{2/3} \end{aligned} \quad (A1-29)$$

$$\frac{w_m}{(gZ)^{1/2}} = C_v Q_z^{1/3}$$

$$\text{ここで } Q_z = \frac{\dot{Q}_o}{\rho_\infty C_p T_\infty (gZ)^{1/2} Z^2}$$

と置き、式(A1-24)、(A1-25)及び(A1-27)にこれらを代入すると、定数 α 、 β 、 C_l 、 C_T 、 C_v の関係が得られる。

$$\alpha = \frac{5}{6} C_l$$

$$\beta^2 C_v^2 = \frac{3}{2} C_T \quad (A1-30)$$

$$C_v C_l^2 C_T = \frac{1+\beta^2}{\pi}$$

実験からこれらの定数のうちの2つを求めれば、式(2-30)からその他の定数も決定できる。Yokoi[14]はプリューム中心軸上の温度と速度を測定して、 $C_T = 9.115$ 、 $C_V = 3.87$ とした。この値を式(A1-30)に代入すると、他の定数については $\alpha = 0.11$ 、 $b^2 = 0.913$ および $C_l = 0.131$ という値が得られる。最終的に、点源プリュームの質量流束 \dot{m}_f は次のように表される。

$$\dot{m}_f = 2\pi \int_0^\infty \rho w r dr = \pi \rho_0 w_m b^2 \quad (A1-31)$$

高さ Z について表せば、

$$\dot{m}_f = C_m \rho_0 (gZ)^{1/2} Z^2 Q_z^{1/3} \quad (A1-32)$$

ここで $C_m = \pi C_V C_l^2 = 0.21$ である。このモデルは最大火炎高さより上の領域の状態をモデル化したものであるが、実際のプリューム発生源となる火源は面的拡がりを有する。従って、最大火炎高さでのプリューム質量を再現するように、火源の高さを調整する必要がある。実用的には式(A1-32)は以下のように書き換えられる。

$$\dot{m}_f = 0.076 \cdot Z_f^{5/3} \dot{Q}_o^{1/3} \quad (A1-33)$$

$$Z_f = Z + \Delta Z_f \quad (A1-34)$$

ΔZ_f を仮想点源高さと呼ぶ。Thomas[15]はメタノール皿を火源とした火災プリュームの実験を行い、点熱源理論が十分でないことを明らかにし、仮想点源理論を示した。彼によれば仮想点源高さは火源面積 A_f を使って次のように表現できる。

$$\Delta Z_f = 1.5 \sqrt{A_f} \quad (A1-35)$$

また、Zukoski[16]は火炎高さの関数として、仮想点源高さを表した。

$$\frac{\Delta Z_f}{D} = c + d \frac{L_f}{D} \quad (A1-36)$$

最大火炎高さより下の部分の火災プリューム質量モデルは、以下のように取り扱われる。まず、高さ Z で巻き込まれる空気の質量流束は、雰囲気密度 ρ 、火災の周長 πD および流れの代表速度 V の積に依存すると仮定する。

$$d(\dot{m}) = \rho_\infty (\pi D) V dZ \quad (A1-37)$$

また流れの代表速度はおおよそ次の比例関係を満足するものとする。

$$V \propto \left(\frac{\rho_0 - \bar{\rho}_{flame}}{\bar{\rho}_{flame}} gZ \right)^{1/2}$$

$$\approx \left(\frac{\bar{T}_{flame} - T_0}{T_0} gZ \right)^{1/2} \quad (A1-38)$$

ここで上線は平均値を示す。気体の密度および温度が火災プリュームの中ではおおよそ一定として取り扱えるので、結果として速度 V は $(gZ)^{1/2}$ に比例する。従って、式(A1-37)を高さにわたって積分すると、式(A1-32)と類似の形をもつニアフィールドでの火災プリューム質量モデルが得られる。

$$\dot{m}_n = C_T \rho_0 (gZ)^{1/2} Z (\pi D) \quad (A1-39)$$

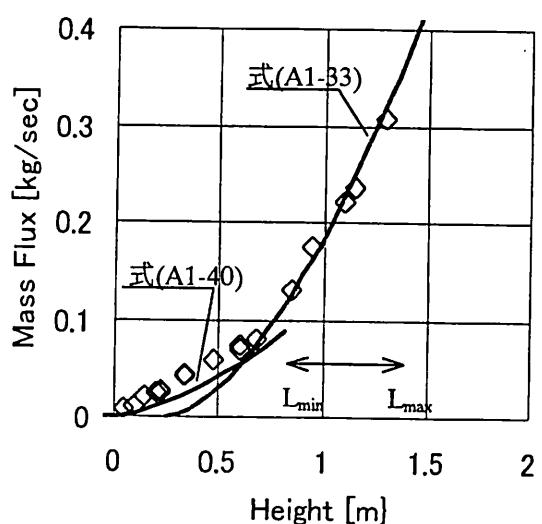


図 A1-6 火災プリューム質量に関する既存の実験結果[17]と予測曲線の比較

ここで、 $C_T \rho_0 g^{1/2} \pi \approx 0.62$ である。また、この場合も火源高さの補正が必要となり、最終的に、

$$\dot{m}_n = 0.62 \cdot Z_n^{3/2} D \quad (\text{A1-40})$$

$$Z_n = Z + \Delta Z_n \quad (\text{A1-41})$$

が得られる。しかしながら、 ΔZ_n を予測するためのモデルを確立するための有用なデータは少なく、現状では実験結果を満足するように適当な数値を選択する必要がある。

図 A1-6 は式(A1-33)～(A1-36)及び式(A1-40)～(A1-41)の質量モデルと実験結果[17]と比較したものである（ただし $\Delta Z_n=0.18\text{m}$ とした）。同時に図中に示した火炎高さの結果（矢印の両端が連続火炎高さ及び最高火炎高さを示す）との関連性を考えると、 \dot{m}_n と \dot{m}_f の曲線の交点は、ほぼ連続火炎高さにあることがわかる。

参考文献

- [1] Steward,F.R., "Prediction of the Height of Turbulent Diffusion Flames", Comb. Sci. and Tech., Vol.2, pp.203-212. (1970).
- [2] McCaffrey,B.J., "Some Measurements of the Radiative Power Output of Diffusion Flames", Paper WSS/CI81-15, Western States Meeting of Combustion Institute, Pullman, Washington, (1981).
- [3] McCaffrey,B.J., "Purely Buoyant Diffusion Flames: Some Experimental Results", NBSIR 79-1910, National Bureau of Standards, Washington, DC., (1979).
- [4] Cetegen,B.M., "Entrainment and Flame Geometry of Fire Plumes", Ph.D. thesis, California Institute of Technology, Pasadena, CA., (1982).
- [5] Zukoski,E.E., Kubota,T. and Cetegen,B.M., "Entrainment in Fire Plume", J. Fire Safety, Vol.3, pp.107-121, (1980/81).
- [6] Cox,G. and Chitty,R., "Some Source-dependent Effects of Unbounded Fires", Comb. and Flame, Vol.60, pp.219-232, (1985).
- [7] Thomas,P.H., "The Size of Flames from Natural Fires", 9th Symp. (Int.) on Combustion, The Combustion Institute, (1963).
- [8] Heskestad,G., "Virtual Origines of Fire Plumes", Fire Safety J., Vol.5, pp.109-201, (1983).
- [9] Stewart,F.R., "Prediction of the Height of Turbulent Diffusion Flames", Comb. Sci. Tech., Vol.2, pp.203-212, (1970).
- [10] Becker,H.A. and Liang,D., "Visible Length of Vertical Free Turbulent Diffusion Flames", Comb. and Flame, Vol.32, pp.115-137, (1978).
- [11] Quintiere,J.G. and Cleary,T.G., "Heat Flux from Flames to Vertical Surface", Fire Technology, 1994.
- [12] Orloff,L. and de Ris,J., "Froud Modeling of Pool Fire", 19th Symp. (Int.) Combustion, Combustion Institute, pp.885-895, (1982).
- [13] Morton,H.J., Taylor,G.I. and Turner,J.S., "Turbulent Gravitational Convection from Maintained and Instantaneous Sources", Proc. Royal Soc. A234, pp.1-23, (1956).
- [14] Yokoi, S., "Upward Convection Current from a Burning Wooden House. The use of models in fire research.", Building Research Institute, Ministry of Construction, Report No.29, (1959).
- [15] Thomas,P.H., "The Rate of Temperature Rise in a Compartment Fire", Fire Research Note, No.595, (1967).
- [16] Zukoski,,E.E., "Fluid Dynamics Aspects if Room Fires", Proc. 1st Int. Symp. Fire Safety Sci., pp.1-30, (1986).
- [17] Cetegen,B.M., Zukoski,E.E. and Kubota,T., "Entrainment in the Near and Far Field of Fire Plumes", Comb. Sci. and Tech., Vol.39, pp.305-331, (1984).

付録2 内装火災拡大シミュレーション手法の開発と検討

A2.1 内装防火性能の評価手法

室火災性状への内装燃焼の影響及び避難安全に対する内装防火性能の影響を定量化するには、火災の成長期において内装が受ける火熱性状を知ることは重要である。室全体の発熱速度は収納可燃物からの発熱と内装からの発熱の和となる。両者の燃焼拡大は、互いに密接に関連するが、ここではひとまず内装の燃焼拡大のみが収納可燃物の燃焼性状に依存すると考える。

$$\dot{Q} = [\text{収納可燃物の発熱速度}] + [\text{可燃内装の発熱速度}] \quad (\text{A2-1})$$

内装の燃焼発熱を定量化する方法としては、

①実規模実験による方法

②ルームコーナー試験による方法

③シミュレーション計算による方法（小型試験のデータを必要とする）

などが考えられる。本文中で①及び②の方法については詳述している。ここで③シミュレーション手法について述べる。

現在、ルームコーナー試験や実大実験の実施に替わる手法として、コーンカロリメータ試験のような小型燃焼試験の結果を用いて、ルームコーナー試験結果をシミュレ

表 A2-1 シミュレーションで取り扱っている火災現象モデル

火災現象	Karlsson Model[1]	Quintiere Model[1]
バーナー加熱による着火	<ul style="list-style-type: none"> バーナーからの加熱を受ける材料表面の温度と材料の着火温度を比較し、着火の有無を判定する。 ・(バーナー幅) × (天井高さ) の領域が初期着火領域として、同時に着火する。 	<ul style="list-style-type: none"> バーナーから加熱を受ける材料表面の温度と材料の着火温度を比較し、着火の有無を判定する。 ・(バーナー幅) × (火炎高さ) の領域が初期着火領域として、同時に着火する。火炎高さはユーザーが定義する (Quintiere らは連続火炎高さを採用)。
内装材上の火炎伝播	<ul style="list-style-type: none"> 初期着火領域以外の壁部分の燃焼は考慮しない。 ・天井への燃焼拡大については、「着火」と「火炎伝播」に分けて取り扱っている。 ・着火：バーナー+壁面燃焼から生じる火炎が及ぶ範囲を天井初期着火領域と定義し、壁面着火と同じ判定モデルを用いて着火の有無を判定する。 ・火炎伝播：燃焼領域から生じる火炎の及ぶ範囲が、煙層からの予加熱でクライテリアに達するとその範囲が燃焼領域となる。 	<ul style="list-style-type: none"> 壁の初期着火領域高さが天井高よりも低ければ、壁面上方火炎伝播する。 ・天井への燃焼拡大は、壁面上方火炎伝播の連続として取り扱う。また天井面の火炎伝播には、天井下の(天井高) × 0.08 の高さ部分の壁が含まれる。 ・上方火炎伝播(含む天井)：燃焼領域から生じる火炎の及ぶ範囲が、煙層からの予加熱でクライテリアに達するとその範囲が燃焼領域となる。 ・壁面については水平・下方火炎伝播も考慮される。煙層からの加熱によってクライテリアに達するとその範囲が燃焼領域となる。
材料からの発熱および燃え尽き(図 A2-1 参照)	<ul style="list-style-type: none"> ・コーンカロリメータ試験(加熱強度: 50kW/m²)で得られた発熱一時間曲線を直接用いる。ただしコーン試験での着火時間を0秒とし、着火後240秒までの結果を採用している(着火後240秒未満で自消した場合はそれまでの時間)。 ・従って着火後240秒(あるいは自消時間)でその部分の燃焼は終了する。 	<ul style="list-style-type: none"> 異なる加熱強度条件で行われたコーンカロリメータ試験から得られる燃焼熱と蒸発潜熱の比によって、燃焼発熱速度を定義する。 ・同様にコーン試験から得られる総発熱量を定義された発熱速度で除することによって、燃焼継続時間が決定される。従って単位燃焼部分からの発熱速度は継続時間にわたり一定である。

表 A2-2 入力・出力パラメータ

	パラメータ	K-model	Q-model
入力	熱慣性($k\rho c$)*1	○	○
	着火温度(T_{ig})*1	○	○
	水平伝播最低温度 ($T_{s,min}$)*2		○
	水平伝播パラメータ (Φ)*2		○
	燃焼熱(ΔH)*3		○
	蒸発潜熱(L)*3		○
	総発熱量(q''_{mat})*3		○
	発熱一時間曲線*3	○	
出力	経過時間(t)	○	○
	発熱速度(HRR)	○	○
	熱分解先端速度(V)	○	
	熱分解領域面積(A_p)	○	○
	熱分解先端位置(x_p, y_p)		○
	燃え尽き先端位置(x_b, y_b)		○
	煙層温度(T_e)	○	○
	材料表面温度(T_s)	○	○

*1 : LIFT でもコーンカロリメータでも取得可能。

*2 : LIFT のみから取得可能。

*3 : コーンカロリメータのみから取得可能。

手法とも、主として次の 3 つの現象モデルから構成される。

- ①バーナーからの加熱による材料の着火
- ②内装材上の火炎伝播
- ③燃焼部分の発熱と燃え尽き

これらの火災現象をモデル式化するために、多くの物理的検討がなされている。まずは簡単に火災現象モデルの物理的な意味について概要を述べる。

①バーナーからの加熱による材料の着火

火源上に形成される火炎から壁面が定常的に q''_e [kW/m²] の熱量を受け、表面からの熱損失が無視出来れば、材料が着火するのに要する時間 t_{ig} [s] は次式で表される。

$$t_{ig} = \frac{\pi \cdot k\rho c (T_{ig} - T_0)^2}{4 \cdot q''_e^2} \quad (A2-2)$$

ここで $k\rho c$ は材料の熱慣性 [kW²s/m⁴K²]、 T_{ig} は材料の着火温度 [K]、 T_0 は初期温度 [K] である。Karlsson モデル、Quintiere モデルとも、 q''_e は熱損失を含めた形でユーザーが設定するパラメータとなっている。

②内装材上の火炎伝播

内装材上の火炎伝播は「上方（天井面の火炎伝播を含

一する手法も提案されている。このような計算手法の精度が増せば、内装防火設計の上で非常に有用である。ここでは、2種類の内装火災拡大モデル [1,2] を対象として、それらのモデルの特徴を示し、検討を行う。以下では、それぞれ特徴的な燃焼性状を示す4種類の材料を対象にして、実験結果と計算結果を比較してモデルの長所・短所を示し、普遍的で汎用性の高いモデルを構築するために改善すべき問題点を明らかにすることを目的とする。

(1) 計算手法の概要

まず本節で取り上げる 2 つのシミュレーション手法 — Karlsson モデルおよび Quintiere モデル — の概要を述べる。表 A2-2 はこれらの手法での入力及び出力パラメータの一覧である（後述）。また、両

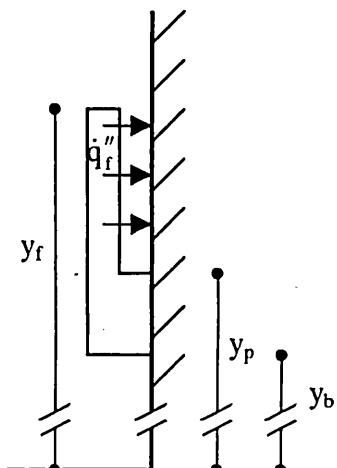


図 A2-1 火炎からの熱流と計算に用いる先端高さの関係

む)」、「水平」および「下方」の3つが考えられる。火炎伝播は、燃焼領域すなわち熱分解領域の拡大によって表現される。

上方への熱分解先端が y_p にあるとき、次のステップで拡大する熱分解領域は火炎が及ぶ高さ y_f までとする。従って熱分解領域の拡大速度は、

$$\frac{dy_p}{dt} = \frac{y_f - y_p}{t_{ig}} \quad (A2-3)$$

となる。ここで、火炎からの材料表面が受ける熱流 \dot{q}_f'' が一定であれば、 t_{ig} は式(A2-2)と同じ形で表される(図A2-1)(通常、 $\dot{q}_e'' \geq \dot{q}_f''$)。

$$t_{ig} = \frac{\pi \cdot k \rho c (T_{ig} - T_s)^2}{4 \cdot \dot{q}_f''^2} \quad (A2-3')$$

T_s は材料の表面温度[K]

また、火炎が及ぶ高さは火源からの火炎と燃焼している材料からの火炎の両方が及ぶ場合と燃焼部分からの火炎のみが及ぶ場合に分けられる。

$$y_f = y_b + \begin{cases} K[\dot{Q}'_b + \dot{q}_{mat}''(y_p - y_b)]^n, & y_b \leq K\dot{Q}'_b \\ K[\dot{q}_{mat}''(y_p - y_b)]^n, & y_b \geq K\dot{Q}'_b \end{cases} \quad (A2-4)$$

y_b は燃え尽き先端、 \dot{Q}'_b は線火源とみなした場合のバーナーの発熱速度、 \dot{q}_{mat}'' は材料の発熱速度である。火炎長さ係数 K およびべき乗数 n は近似的にそれぞれ $K=0.01[m^2/kW]$ 、 $n=1$ とする[3,4]。

一方、式(A2-3')中の材料表面温度 T_s は、温度 T の煙層からの余熱を受け、次のように計算される。

$$T_s = T_0 + \frac{1}{\sqrt{\pi k \rho c}} \int_0^t \frac{\dot{q}''(\tau)}{\sqrt{t-\tau}} d\tau \quad (A2-5)$$

$$\dot{q}''(\tau) = \sigma(T^4 - T_s^4) + h_c(T - T_s) \quad (A2-6)$$

σ : ステファンボルツマン定数[kW/m²K⁴]、 h_c : 热伝達係数[kW/m²K]

$$T = T_\infty \left\{ 1 + C \left(\frac{\dot{Q}}{\rho_0 c_p \sqrt{g T_0 A_o \sqrt{H_o}}} \right)^{2/3} \left(\frac{\sqrt{k \rho c / t} A_s}{\rho_0 c_p \sqrt{g A_o \sqrt{H_o}}} \right)^{-1/3} \right\} \quad (A2-7)$$

\dot{Q} : 総発熱量[kW]、 A_s : 室表面積[m²]、 A_o : 開口面積[m²]、 H_o : 開口高さ[m]、

ρ_0 : 室温空気の密度[kg/m³]、 c_p : 室温空気の比熱[kJ/kgK]、 g : 重力加速度[m/s²]、

C : 火源位置に関するパラメータ(コーナー=2.2、室中央=1.6)

ここで定数 C はルームコーナー試験の結果から統計的に算出されたものである。

水平方向への熱分解領域の拡大速度は、熱分解先端位置を x_p とすると、

$$\frac{dx_p}{dt} = \frac{\Phi}{k \rho c (T_{ig} - T_s)^2} \quad \text{但し、} T_s \geq T_{s,min} \quad (A2-8)$$

Φ および $T_{s,min}$ は水平火炎伝播を特徴づけるパラメータで、ISO5658(LIFT 試験)から得られる。また下方へ伝播する熱分解領域の先端位置 z_p は、 x_p によって決定できる(図A2-3)。

$$z_p = x_p(t) - x_p(t_H) \quad (A2-9)$$

t_H は熱分解先端が天井高さ H に到達する時間である。

基本的な考え方は Karlsson モデルも Quintiere モデルも同じであるが、Karlsson モデルはルームコーナー試験のシミュレーションを第一目的に置いているので、いくつか

の簡略化がなされている。まず初期着火領域をの高さを天井高さまでとしているので、壁面での上方火炎伝播は考慮しない。またルームコーナー試験でのフラッシュオーバー発生の有無は天井での火炎伝播が支配していると仮定しているので、水平・下方火炎伝播は考慮していない（表 A2-1 参照）。

③燃焼部分の発熱と燃え尽き

区画内の総発熱量は、バーナーからの発熱と熱分解部分の燃焼発熱の加算によって計算される。

$$\dot{Q}(t) = \dot{Q}_b + \dot{q}_{mat}'' \cdot A_p(t) \quad (A2-10)$$

A_p は熱分解領域であり、熱分解先端 (x_p , y_p , z_p) と燃え尽き先端 (x_b , y_b , z_b) によって決定される（図 A2-2）。 \dot{q}_{mat}'' はコーンカロリメータ試験の結果を用いる。しかし、Karlsson モデルと Quintiere モデルではその取扱いが大きく異なる。Karlsson モデルではコーンカロリメータ試験で加熱強度が 50kW/m^2 のときの発熱結果をダイレクトに計算へ導入する。従って材料の着火から燃え尽きまでの状態を良くシミュレートすることになる。しかし、どの部分が燃焼しても同じ結果を用いるので、熱分解領域への受熱流が小さい場合（例えばバーナーからの火炎が届かない位置）では燃焼発熱を過大評価するおそれがある。一方 Quintiere モデルでは複数の加熱強度でコーンカロリメータ試験を行い、その結果から得られるピーク発熱速度と加熱強度の関係から、 \dot{q}_{mat} と燃え尽き時間を決定している。

これらの火災現象モデルは多くの実験結果や理論的考察の上、確立されたものであり、物理的に妥当なものである。しかしながら、シミュレーションモデルの検証に用いられた実験条件が限られているために、その現象が生じる範囲や実験定数に一般性が乏しいと考えられる。表 A2-1 に Karlsson モデルと Quintiere モデルの火災現象モデルの概要を示す。

(2) 入出力パラメータ

表 A2-2 に、計算に必要な材料パラメータと、計算結果として出力されるパラメータの一覧を示す。これらの材料パラメータはコーンカロリメータ試験及び ISO5658 (LIFT) から得られる。この表からわかるように Quintiere モデルでは LIFT 試験の結果を必要とする。材料の種類によっては、感度が敏感で結果に大きな影響を与える。従って入力パラメータの算出方法を確立する必要がある。一方、出力結果について両者を比較すると、熱分解領域の概念が若干異なる。Karlsson モデルでは、材料からの燃焼発熱をコーンカロリメータ試験での発熱一時間曲線を直接用いるので、燃え尽き時間の判断があいまいになっている。従って Karlsson モデルにおける「熱分解領域面積」

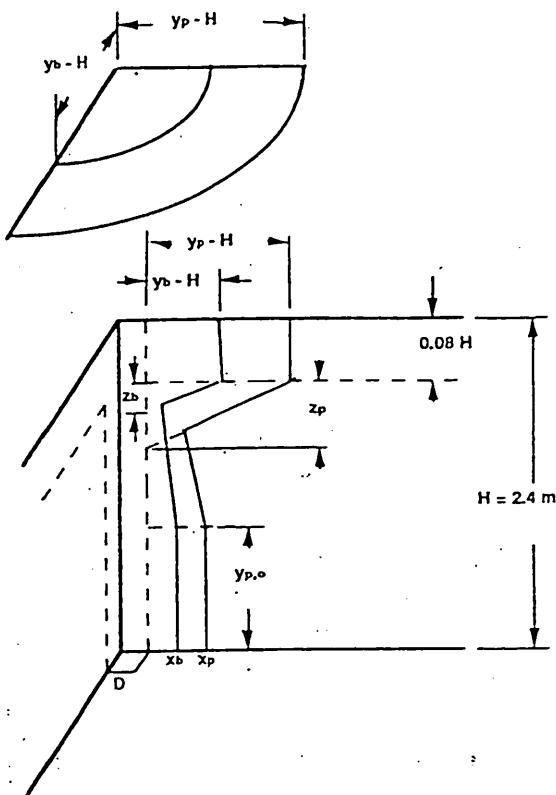


図 A2-2
熱分解先端位置と燃え尽き先端位置の概念

の出力は、「熱分解している面積」と「熱分解した面積」を合わせたものである。

(3) 入力データの算出方法

Karlsson モデル、Quintiere モデルとも、手法の開発にあたって、コーンカロリメータ試験と LIFT 試験結果の両方を使用することを前提としている。しかしながら、現状では国内に LIFT 装置はほとんどない。ここでは $k\rho c$ 、 T_{ig} および $\Delta H/L$ をコーンカロリメータ試験結果から算出する方法を述べる。尚、今後は Φ や $T_{S,min}$ といった水平火炎伝播を支配する熱物性値についてもコーンカロリメータ試験結果から得られるような方法を確立する必要があろう。

①試験方法

原則として、試験方法は ISO 規格通りに行った。ただし、算出する熱物性値の精度を高めるためには、可能な限り加熱強度のバリエーションを増やすことが望まれる。推奨する加熱強度は $20 \sim 60 \text{ kW/m}^2$ で着火時間のオーダーが $10^0, 10^1, 10^2$ 秒と揃うことが理想的である。本研究では $30, 40, 50, 60 \text{ kW/m}^2$ の加熱強度を採用した。

②算出

コーンカロリメータ試験での着火時間 t_{ig} と加熱強度 \dot{q}_e'' の間には次式の関係がある。

$$\frac{\kappa}{\dot{q}_e'' - \dot{q}_0''} = t_{ig} \quad (\text{A2-12})$$

\dot{q}_0'' : 着火に必要な最低熱流束 [kW/m^2]

従って $1/t_{ig}$ を横軸、 \dot{q}_e'' を縦軸にとるとプロットは直線で近似され、近似直線の傾きと縦軸切片から \dot{q}_0'' が算出される(図 A2-3)。次にこの \dot{q}_0'' を使って式(A2-4)から定数 b を算出する。

$$\frac{\dot{q}_0''}{\dot{q}_e''} = b \sqrt{t_{ig}} \quad (\text{A2-13})$$

このとき \dot{q}_0''/\dot{q}_e'' が 1 に近づくほど線形の関係からはずれるので、可能な限り加熱強度が大きいケースでのデータを用いることが算出される熱物性値の精度をたかめることになる。一方、 \dot{q}_0'' は式(A2-13)のように表される。

$$\dot{q}_0'' = h_c(T_{ig} - T_0) + \sigma(T_{ig}^4 - T_0^4) \equiv h(T_{ig} - T_0) \quad (\text{A2-14})$$

h : 総合熱伝達係数 [$\text{kW/m}^2\text{K}$]

この式の等号が成立するような T_{ig} と h の組み合わせを見いだし、最後に b と h から $k\rho c$ を算出する。

$$k\rho c = \frac{4h^2}{\pi b^2} \quad (\text{A2-15})$$

$\Delta H/L$ は Quintiere モデルの中で燃焼部分の発熱速度を見積もるために必要である。材料からの燃焼発熱は材料が受ける総熱流束に依存する。材料が \dot{q}_e'' を受けるとき、気相に放出される燃料の質量流束 \dot{m}'' [$\text{kg/m}^2\text{s}$] は、

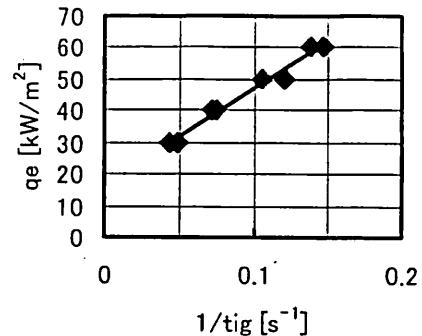


図 A2-3
加熱条件と着火時間の関係

$$\dot{m}'' = \dot{q}_c'' / L \quad (A2-16)$$

気相に放出された燃料が完全に燃焼すると発熱速度 \dot{q}_{mat}'' は、

$$\dot{q}_{mat}'' = \Delta H \cdot \dot{m}'' \quad (A2-17)$$

式(3-43)に式(3-42)を代入すると、次式が得られる。

$$\dot{q}_{mat}'' = \Delta H / L \cdot \dot{q}_c'' \quad (A2-18)$$

従って、コーンカロリメータ試験をいくつかの加熱強度で実施し、加熱条件を横軸にとり、各条件での発熱速度（Quintiere モデルではピーク発熱速度）を縦軸にとると式(A2-18)により線形の関係が得られる。この直線の傾きから $\Delta H / L$ が算出される。

(4) ルームコーナー試験結果との比較

ここで計算の対象とした材料を表 A2-3 に示す。材料の熱的物性値についてはコーンカロリメータ試験から得られた値と LIFT 試験から得られたもの[5]を併記する。理論的には同じ値が得られるはずであるが、かなり大きな差が見られる。石膏ボード系材料については、塩ビ壁装の厚み差を考えると LIFT 試験の結果には若干疑問が生じる。図 A2-4 に発熱速度と煙層温度（木質系材料は発熱速度のみ）について、計算と実験結果の比較を示す。

石膏ボード系材料を比較すると Karlsson モデルの結果は実験結果をよく再現している。特にコーンカロリメータ試験から得られた熱物性値を用いた場合は精度が高い。600 秒（加熱強度が 300kW に上昇する時点）での発熱速度が計算結果のほうが小さい理由について、表 A2-1 に示した現象モデルと関連づけると、初期着火領域以外の壁面の燃焼を全く考慮していないことと、天井面の延焼速度を支配する煙層温度とが考えられる。煙層温度については計算結果のほうが高い値を示しており、ここでは壁面燃焼を無視していることが発熱速度の計算結果を小さくしている原因と考えられる。図 A2-5 に実験終了後の壁の焼燬状況を示す。この図は天井を不燃として実験を行ったケースで、より安全側のケースであるので、天井にも可燃材料をはった場合にはさらに壁面の燃焼面積は大きくなっていると思われる。Quintiere モデルでは、天井下の壁部分が天井高さ × 0.08（ルームコーナー試験では約 0.2m に相当）だけ燃焼するというモデルを用いており、実験の状況に近い。

Quintiere モデルで石膏ボード系の材料を計算すると実験よりもはるかに早い段階でフラッシュオーバーに達するという結果が得られてしまう。これは、天井への着火 → 延焼という火災現象を壁面の上方火炎伝播と連続して計算していることと、燃焼部分からの発熱モデルなどが影響していると考えられる。図 A2-6 に両モデルの中で取

表 2-3 比較対象材料の熱物性値（ kpc 、 T_{ig} は上段が LIFT、下段がコーンカロリメータ試験）

材 料	kpc $kW^2 sec/m^4 K^2$	T_{ig} °C	$T_{s,min}$ °C	Φ kW^2/m^3	ΔH^* —	L^* —	q kJ/m^2
石膏ボード + 塩ビ壁装 300g/m ²	0.226	507	422	17.2	2.0	1	4700
	0.166	491					
石膏ボード + 塩ビ壁装 500g/m ²	0.61	354	256	14.76	2.75	1	6700
	0.126	484					
難燃合板 (5.5mm)	0.453	394	164	8.7	2.5	1	35300
	0.317	482					
軟質繊維板	0.581	245	261	11.44	2.85	1	27500
	0.131	443					

* ΔH と L は比($\Delta H/L$)の形で取り扱う。

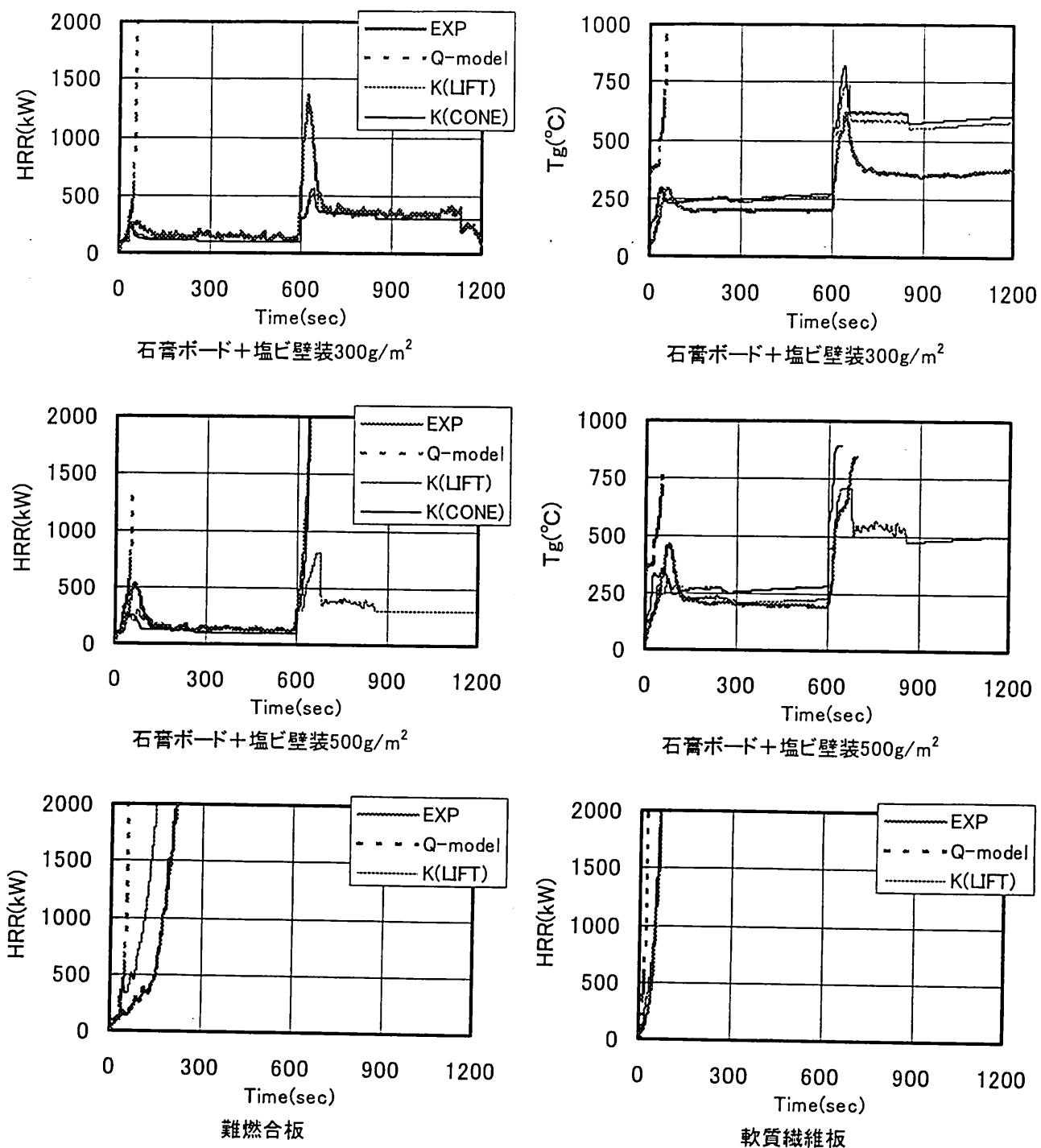


図 A2-4 実験結果と計算結果の比較。HRR : 発熱速度(kW)、 T_g : 煙層温度(°C)

り扱われている材料の単位面積あたりの発熱性状を比較する。Quintiere モデルでは表 A2-1 の方法で定義される最大発熱速度が、単位面積の燃焼の開始から終了まで継続するモデルとなっている。従って、初期着火領域が両モデルで同様であったとしても、その部分からの燃焼発熱は図 A2-6 と同じ形状となり、特に初期の火災拡大に大きく影響すると考えられる。

石膏ボード系材料のように単位面積の燃焼継続時間が比較的短い材料では、 k_{pc} や T_{ig} が計算結果に大きく影響しており、これらのパラメータの精度についてはさらに検討する必要がある。

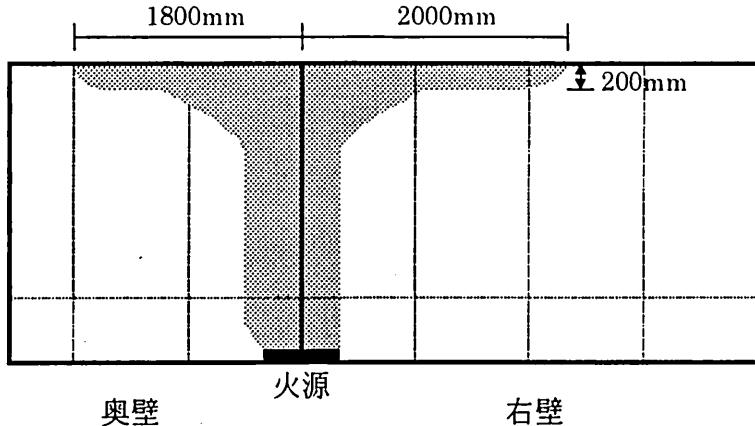


図 A2-5 壁面の焼き状況。天井:不燃ロックウール+壁:石膏ボード+塩ビ壁装
300g/m²のケースで 20 分の試験終了後の状態。

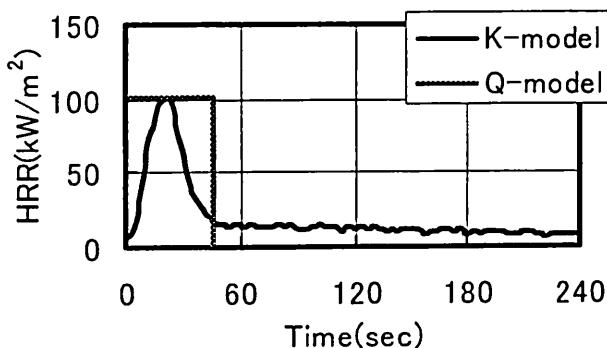


図 A2-6 材料の単位部分の発熱性状

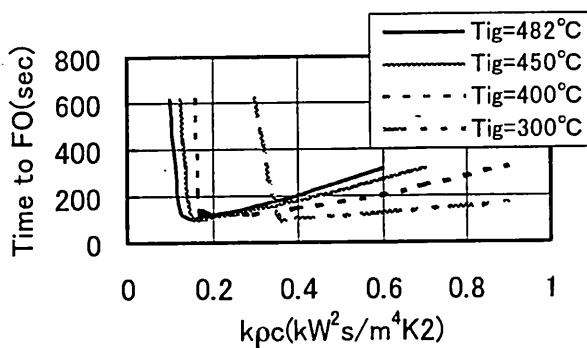


図 A2-7 難燃合板での FO 感度分析

認するための検討を行った。各モデルとも火災現象をシミュレートするための物理モデルについてはほとんどが妥当なものと考えられ、問題として残るのはその現象の及ぶ範囲のモデル化にあると考えられる。この問題を解決するためには、より系統的な実験あるいは解析検討が必要となろう。また入力パラメータの再整理と取得手法の確立も必要である。これらの問題が解決されれば、ルームコーナー試験で用いられる区画以外の空間へのモデル適用の可能性が開けるであろう。最後に実空間に適用するために克服すべき重要な課題を以下に挙げる。

・着火源モデルの組み込み

→避難評価法などで用いられる火災モデルとの整合性

木質系の材料については、ここで示した 2 つの材料とも、火源強度が 100kW のときに大きく燃焼拡大しており、計算結果もますますよい結果を示している。図 A2-7 は難燃合板の発熱データを用いて、 T_{ig} と kpc を適当に与えながら Karlsson モデルでシミュレートを行いフラッシュオーバー時間（区画からの総発熱量が 1MW を超える時間）の変動を示したものである。単位面積当たりの総発熱量が大きく、燃焼継続時間も長い木質系材料のような材料では、多少 kpc や T_{ig} にばらつきがあっても、火災拡大現象のシミュレーション結果にはほとんど影響を与えないことがわかる。

(5) まとめと今後の課題

現在、公表されている 2 種類の内装拡大性状予測モデルが、防火性能評価手法として、適当かどうかを確

- ・複数の異なる材料を用いた場合の燃焼ゾーンモデルの組み込み
→天井不燃化による防火性能向上効果の評価

参考文献

- [1] Karlsson,B., "Modeling Fire Growth on Combustible Lining Materials in Enclosures", Report TBVV-1009, University of Lund, (1992).
- [2] Quintiere,J.G., "A Simulation Model for Fire Growth on Materials Subject to a Room Corner Test", Fire Safety J., Vol.20, pp.313-339, (1993).
- [3] Quintiere,J.g., Harkleroad,M. and Hasemi,Y., "Wall Flames and Implications for Upward Flame Spread", Comb. Sci. Tech., Vol.48, pp.191-222, (1986).
- [4] Tu,K.-M. and Quintiere,J.G., "Wall Flame Heights with External Radiation", Fire Technology, Vol.27, No.3, pp.195-203, (1991).
- [5] 建設省総合技術開発プロジェクト、「防・耐火性能評価技術の開発」、平成9年度報告書、No.9-3 材料分科会、(1998).