

区画火災におけるフラッシュオーバー発生限界と
可燃物の燃焼拡大に関する研究

李 成璨

区画火災におけるフラッシュオーバー発生限界と
可燃物の燃焼拡大に関する研究

2017年

李 成璨

区画火災におけるフラッシュオーバー発生限界と可燃物の燃焼拡大に関する研究

1. 研究の背景

最近、社会が発達するにつれて、都市への人口が急激に集中し、利用可能な土地が制限されるので、効率的な空間の活用のため、住宅設備と商業施設を複合化した多目的・大型化建築物が増加している。これらの建築物には、用途に応じて様々な規模や構造の区画室が存在する。地下街や地下鉄などの数万人の人口を収容することができる大規模な地下空間と連携されることもある。さらに、常時、多数の人が居住するので、火災発生時、大規模で複雑な構造の建物では、安全性を確保することが非常に難しくなる。

特に、区画火災では、初期消火に失敗する場合、フラッシュオーバーが発生する可能性が高い。フラッシュオーバーが発生すると、上層部または隣接室へ火災が拡大して、避難と消火活動が危険になる。したがって、区画火災における、フラッシュオーバーの発生限界および発生に至るまでの火災性状の正確な予測は、火災安全工学において非常に重要であり、建築物の火災安全設計と防火管理などの実務に重要である。

2. 論文の概要

第1章は序論であり、区画火災における、既往の研究者から提案されたフラッシュオーバー発生限界の予測式と、区画内の燃焼性状を予測する既往のモデルを検討し、そのモデルの限界を記述した。また、本論文の目的と構成について説明した。

第2章では、区画火災でのフラッシュオーバー発生を予測する既往の手法について検討した。既往の予測式は、限定された条件での実験結果から導いたので、現在の大規模の建築空間には、対応できない可能性が高い。従って、区画火災のフラッシュオーバー発生に関する既存の実験データを収集し、フラッシュオーバー発生限界発熱速度のデータを再整理した。また、そのデータと既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式の比較によって、既存の予測式の適用範囲を明らかにした。

既往の予測式のうち、変数として壁体材料の熱慣性を考慮しなかったBabrauskasとThomasの予測式は、実大実験と熱慣性が $0.4\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ より小さな模型実験には適用できない。しかし、熱慣性が $0.4\sim 0.7\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ である模型実験の場合には、安全側の予測式として適用できる。Hägglundの予測式は、壁体材料の熱慣性が $1.0\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ 以上の実大実験データとよく一致するが、その以

外の実大データとは不一致した。また、模型実験との一致も良くない。従って、Hägglundの予測式は、熱慣性が $1.0\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ より大きい実大実験の条件のみ適用できる。

既往の予測式のうち、壁体材料の熱慣性を考慮した予測式は、熱慣性を無視した予測式よりも比較的实验データとの一致が良くなった。Chenの予測式は、実大実験の全てと熱慣性が $0.4\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ より小さな模型実験と一致しないが、熱慣性が $0.4\sim 0.7\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ である模型実験の場合には、データ群の中央とほぼ一致した。McCaffreyの予測式ではフラッシュオーバー発生に関する特性時間に原著の1000秒ではなく340秒を適用すると、実験データ群との一致が最も良くなった。しかし、熱慣性が $0.4\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ より小さな条件には適用できない。

以上のように、5つの既往の予測式の適用範囲を検討した結果、予測式を作成するとき参照した実験データの以外の条件には、予測式と実験データの一致が良くないことを確認した。

第3章では、第2章で検討した既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式より精度が良く、適用範囲が広い予測式を作成するため、既往の研究の実験条件よりも広い範囲の火災室を想定して、二層ゾーンモデルを用いて数値計算を行った。数値計算結果で煙層温度が 600°C を過ぎればフラッシュオーバーが発生すると仮定して、区画室の熱収支を用い、周壁材料の熱慣性、室の寸法、開口寸法を変数にした予測式を作成した。この式の精度を向上するため、第2章で整理した既往の実験データとの相関を用い補正した。この式は、壁体材料の熱慣性が $1.0\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ 以下の実大区画室の条件のみ、実験データ群の下限値と一致して、その以外の全ての条件では、実験データ群の中央とほぼ一致した。

第4章では、天井下空間における、天井高さによる火炎の長さ、放射熱流と発熱速度の増加を調べるため、自由空間及び天井下の空間で油燃焼実験を行った。その結果、天井高さが低くなるほど、火炎長さが成長し火炎が天井下面に接炎した。また、天井に接炎することによって天井の温度が上昇し、火炎および加熱された天井からの放射熱流が燃料の燃焼面に一緒に入射して、燃焼速度と発熱速度が増加することを確認した。なお、天井が最も低いcase5 ($H=0.49\text{m}$) の場合は、連続火炎と間欠火炎がすべて天井に接炎し、自由空間に比べて発熱速度の増加が顕著に現れた。

また、天井下に火炎が接触するときの火炎長さと火炎の放射を予測する既往のモデルを参照し、天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度を予測するモデルを構築した。そのモデルに油燃焼実験と同じ実験条件を適用し、火炎からの放射熱流と火源の発熱速度を計算した。計算値と実験値を比べた結果、天井が存在しても火炎が天井に届かない場合には、天井下の火炎長さと自由空間の火炎長さとはほぼ一致するので、天井高さが火炎長さに与える影響はほとんどない。既存の予測式からの火炎長さの計算値は、測定値よりもやや過大となり、自由空間の場合は、McCaffrey式の計算値がHeskestad式と長谷見式の計算値よりも測定値に近かった。火炎が天井に接炎する場合は、天井が低いほど火炎長さ（直立部と展炎部の合計）の測定値が大きくなったが、横林等とFaeth

等の予測式では天井が低いほど火炎長さは小さく計算された。

発熱速度に関しては、天井高さが低いほど天井から燃焼面への放射が増加して、発熱速度も大きくなる。天井高さが低く火炎が持続的に天井に接触するcase5の場合は、他の実験より放射熱流と発熱速度が急激に成長した。火炎長さの計算値を用いて計算された発熱速度は、火炎が天井に接炎しない条件には発熱速度の測定値とほぼ一致するが、火炎が天井に接炎すると、測定値より1.3倍以上大きくなった。火炎長さの測定値を用い計算された発熱速度は、発熱速度の測定値とほぼ一致する傾向となった。従って、展炎する火炎長さを計算する方法を改善すればより正確な発熱速度の計算が可能と予想される。

第5章では、区画内の初期火災の物理的な現象から盛期火災を経て、全焼に至るまでの燃焼過程のうちで、可燃物に入射する熱流によって燃え広がり燃焼が加速される現象を定量的に予測するモデルを構築した。区画火災の場合は、火災プルームからの放射および高温の煙層と加熱された周壁からの放射熱により可燃物の燃焼拡大が加速化される。従って、このモデルでは、火源からの直接放射、高温の上部層と壁体、天井下の展炎などからの外部放射を計算し、これが燃え広がり速度と燃焼速度の増加に及ぼす影響を定量化した。

また、自由空間と模型区画内でウレタンマットの燃焼実験を行い、燃焼性状の違いを検討した。模型区画内でも燃焼初期には、周辺からの外部放射が少ないので、模型区画内と自由空間での燃え広がり速度はほぼ一致した。しかし、火炎が可燃物の全体に拡大する頃には、可燃物へ入射する外部放射が大きくなり、区画実験の方が自由空間の実験より火炎伝播速度が少し速くなった。また、燃焼速度と発熱速度の場合は、区画室の方が自由空間より2倍大きくなった。

自由空間での実験結果から推定した可燃物の熱物性値を用いて、同一の可燃物が区画内で燃焼した場合の発熱速度を予測した。可燃物の形態を円筒形で近似して、火炎と高温の上部層の放射を考慮し、可燃物の燃え広がり速度の定量的な計算が可能ないように改良した二層ゾーンモデルと、第4章で記述した天井下に展炎する場合の展炎部分からの放射を計算するモデルを結合して連成計算をした。計算値と測定値を比較した結果、可燃物へ入射する熱流は、測定値が、計算値より1.4倍大きい。また、計算値の場合、外部放射が火炎からの直接放射より約2倍大きい。燃え広がり速度の計算値は、自由空間の場合は0.0048m/sの一定な速度を維持するが、模型区画内の場合には、燃焼初期には徐々に増加して約70秒以後には急に成長した。燃焼速度と発熱速度の計算値は、測定値より成長速度が10秒程度速くなるが、発熱速度の最大値はおおむね一致した。また、模型区画内では外部放射を受け、自由空間より発熱速度が約2倍増加した実験結果を再現することができた。

第6章は結論であり、本論文で得られた結果について要約している。

【目次】

第1章 序論

1. 1. 研究の背景.....	1-1
1. 1. 1. 区画火災でのフラッシュオーバー発生.....	1-2
1. 1. 2. 区画火災での燃焼性状.....	1-3
1. 2. 本研究の目的.....	1-5
1. 3. 本論文の構成.....	1-6

第2章 フラッシュオーバー発生限界に関する既往の研究の総説

2. 1. 目的.....	2-1
2. 2. 既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式.....	2-2
2. 3. 既往の実験データにおけるフラッシュオーバー発生限界発熱速度の整理方法...2-8	
2. 3. 1. フラッシュオーバーの発生有無のデータが併記されている場合.....	2-8
2. 3. 2. フラッシュオーバーが発生したデータのみが明記されている場合.....	2-9
2. 4. 既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の実験データの収集.....	2-10
2. 4. 1. フラッシュオーバー発生限界に関する既往の文献.....	2-10
2. 4. 2. 実大実験のデータ.....	2-13
2. 4. 2. 1. Heseldenの実験.....	2-13
2. 4. 2. 2. Hägglundの実験.....	2-20
2. 4. 2. 3. Babrauskasの実験.....	2-30
2. 4. 2. 4. Fangの実験.....	2-33
2. 4. 2. 5. Leeの実験.....	2-37

2.4.2.6. AlexとBwalya (DFCP-I, DFCP-II) の実験	2-41
2.4.3. 模型実験のデータ	2-48
2.4.3.1. Quintiereの実験	2-48
2.4.3.2. Holbornの実験	2-55
2.4.3.3. Chenの実験	2-59
2.5. 既往のフラッシュオーバー限界発熱速度の実験データのまとめ	2-69
2.5.1. フラッシュオーバー発生時間と発生限界発熱速度の相関	2-73
2.5.2. 室寸法と周壁材料の熱慣性がフラッシュオーバーに及ぼす影響	2-80
2.5.2.1. 室の寸法と開口寸法の影響	2-80
2.5.2.2. 壁体構成材料の熱慣性の影響	2-85
2.6. 既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式と実験データとの比較	2-90
2.6.1. 周壁材料の熱慣性を無視した予測式	2-91
2.6.2. 周壁材料の熱慣性を考慮した予測式	2-94
2.6.3. 比較結果のまとめ	2-97
2.7. 本章の結論	2-99

第3章 フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式の導出

3.1. 目的	3-1
3.2. 数値計算に基づくフラッシュオーバー発生限界発熱速度	3-2
3.2.1. 計算方法	3-2
3.2.2. 計算条件	3-4
3.2.2.1. 区画室の内表面積と開口寸法	3-4
3.2.2.2. 区画室の周壁構成材料	3-5
3.2.3. 計算結果	3-6

3.2.3.1. 開口寸法の影響	3-6
3.2.3.2. 区画室の内表面積の影響	3-8
3.2.3.3. 周壁構成材料の影響	3-10
3.3. フラッシュオーバー発生有無の予測式	3-12
3.3.1. 告示による可燃物表面積と火災成長率の設定	3-12
3.3.2. 開口因子と発熱量密度の相関	3-13
3.3.3. 燃料支配型火災でのフラッシュオーバー発生有無の予測式	3-17
3.3.4. 燃料支配型火災と換気支配型火災の境界の予測式	3-18
3.3.5. 換気支配型火災でのフラッシュオーバー発生有無の予測式	3-20
3.3.6. 火災室のフラッシュオーバー発生有無の判別	3-21
3.4. フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式の導出	3-22
3.4.1. 理論	3-22
3.4.2. 数値計算結果から導出した予測式	3-23
3.4.2.1. フラッシュオーバー発生時刻を含んだ予測式	3-24
3.4.2.2. 数値計算に基づくフラッシュオーバー発生時刻を導入	3-26
3.4.3. 実験的相関による予測式の補正	3-30
3.4.3.1. フラッシュオーバー発生時刻と室寸法および熱慣性の相関	3-30
3.4.3.2. 実験データの組み合わせによる係数補正	3-33
3.4.4. 設計用予測式の作成	3-38
3.4.5. フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式のまとめ	3-40
3.5. 本章の結論	3-41

第4章 天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度の予測

4.1. 目的	4-1
---------	-----

4.2. 既往のモデル.....	4-3
4.2.1. 火炎長さの予測モデル.....	4-3
4.2.2. 天井下の展炎を考慮した火炎からの放射熱流の予測モデル.....	4-6
4.3. 天井下の火源の発熱速度の計算方法.....	4-8
4.3.1. 計算の流れ.....	4-8
4.3.2. 火炎の形状の計算.....	4-8
4.3.3. 火炎の放射率の計算.....	4-10
4.3.4. 燃料の燃焼面への入射熱流の計算.....	4-11
4.3.5. 燃料の物性値と火源の発熱速度の計算.....	4-13
4.4. 天井下の潤滑油の燃焼実験.....	4-14
4.4.1. 実験概要.....	4-14
4.4.2. 実験条件.....	4-14
4.4.3. 測定項目.....	4-16
4.4.4. 実験方法.....	4-16
4.4.5. 実験結果.....	4-17
4.4.5.1. 火炎の形状.....	4-17
4.4.5.2. 燃焼速度.....	4-26
4.4.5.3. 発熱速度.....	4-30
4.4.5.4. 火炎温度.....	4-32
4.4.5.5. 燃焼面への入射熱流.....	4-38
4.4.6. まとめ.....	4-39
4.5. 天井下の油燃焼実験の測定値と計算値の比較.....	4-40
4.5.1. 火炎長さの比較.....	4-40
4.5.2. 火源の発熱速度の比較.....	4-43
4.5.2.1. 燃料の熱物性値の推定.....	4-43

4.5.2.2.天井下の火炎からの放射熱と発熱速度	4-45
4.6.本章の結論	4-49

第5章 天井下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大モデル

5.1.目的	5-1
5.2.天井下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大モデルの構築	5-2
5.2.1.可燃物への入射熱流	5-4
5.2.1.1.火災プルームからの直接放射	5-4
5.2.1.2.天井下の展炎からの放射	5-4
5.2.1.3.上部層からの放射	5-5
5.2.1.4.火源からの間接放射	5-6
5.2.2.区画火災での可燃物表面の燃え拡がり速度	5-7
5.2.3.区画火災での可燃物の燃焼速度	5-9
5.3.自由空間と模型区画内での燃焼実験	5-11
5.3.1.実験概要	5-11
5.3.2.実験条件	5-11
5.3.3.実験装置	5-12
5.3.4.測定項目	5-12
5.3.4.1.室内温度と煙層高さ	5-12
5.3.4.2.床面への入射熱流	5-13
5.3.4.3.可燃物表面の燃え拡がり速度	5-13
5.3.4.4.可燃物の質量減少速度	5-13
5.3.4.5.発熱速度	5-13
5.3.5.実験方法	5-13

5.3.6. 実験結果	5-15
5.3.6.1. 室内温度と煙層高さ	5-15
5.3.6.2. 床面への入射熱流	5-19
5.3.6.3. 可燃物表面の燃え広がり速度	5-20
5.3.6.4. 可燃物の質量減少速度	5-23
5.3.6.5. 発熱速度	5-25
5.4. モデルの計算値と実験の測定値の比較	5-26
5.4.1. 計算方法	5-26
5.4.1.1. 自由空間の燃焼実験から計算に必要なパラメーターの抽出	5-26
5.4.1.2. 可燃物の燃焼拡大モデルの入力条件	5-27
5.4.2. 計算結果	5-29
5.4.2.1. 火炎長さ	5-29
5.4.2.2. 室内温度と煙層高さ	5-30
5.4.2.3. 火炎および上部層からの放射熱流	5-32
5.4.2.4. 可燃物表面の燃え広がり速度	5-33
5.4.2.5. 可燃物の質量減少速度	5-34
5.4.2.6. 可燃物の燃焼面積	5-35
5.4.2.7. 発熱速度	5-36
5.5. 本章の結論	5-37

第6章 結論

6.1. 本研究の結論	6-1
6.2. 今後の課題	6-3

第 1 章

序 論

第1章 序論

1. 1. 研究の背景

最近、社会が発達するにつれて、都市への人口が急激に集中し、エネルギー使用量の増加と各種設備の必要性などによって、生活の質を満足させるための新しい概念の都市が建設されている。また、都市への人口集中により、土地の利用が制限されるので、効率的な空間の活用のため、住居および文化的な生活などの利便性に伴う住宅設備と商業施設を複合化した多目的・大型建築物が増加している。これらの建築物には、用途に応じて様々な規模や構造の区画室が存在して、地下街や地下鉄などの数万人の人口を収容することができる大規模な地下空間と連携されることもある。

大規模化された最先端の建築物は、制限された空間の効率的な活用、新しい住居や消費文化の創出、観光商品としての価値などを持っており、都市全体の形状を決める象徴的な主体として重要な役割を担うこともある。これらの建築物には、常時、不特定多数の人が集まって、居住および生活する空間として、経済が活性化されることもあるが、一方、火災などの災害が発生する時には、大きな規模や複雑な構造によって、安全性を確保することが非常に難しくなる。

特に、超高層ビルは垂直空間の特性によって、風と温度などの影響をたくさん受ける。高層ビルの場合、建物の内外の温度差によって、下層部の開口から流入された空気が浮力で上昇する煙突効果が頻繁に発生し、火災時にはその煙突効果により煙が建物内に急激に拡散される。

また、区画火災では、初期消火に失敗した場合、フラッシュオーバーが発生する可能性が高く、フラッシュオーバーが発生すると、高温の熱と圧力によって開口が破壊され、開口から火炎が噴出し、上層部と隣接室への火災が拡大される危険性が存在する。

大規模な建築物で、このような状況が発生すると、建築物の複雑な構造と形状により、避難距離が長くなり、建物に居住および生活する在室者の避難は、より困難になる。したがって、区画内で火災が発生した場合、フラッシュオーバーが発生する可能性および火災性状の正確な予測は、火災安全工学において非常に重要であり、建築物の火災安全設計と防火管理などの実務に必ず必要である。

1. 1. 1. 区画火災でのフラッシュオーバー発生

区画火災では、出火後、時間の経過によって、区画内に熱と可燃性ガスが蓄積され、ある時点を境界に火炎が区画全体に急激に拡大されるフラッシュオーバー（以下、F.O.）が発生する。F.O.とは、燃焼熱によって天井流温度が上昇し、500~600°C程度になると、天井流から放出される放射熱によって、室内のすべての可燃物が熱分解され、可燃性ガスを発生することで、室内全体が爆発的に延焼する火災現象のことである。

特に、大規模建築物や超高層ビルの火災の場合、避難時、煙によって視界の確保が難しくなると、避難距離も長いので、全館避難に必要な時間が長くなる。もし、避難途中にF.O.が発生すると、多数の人的および物的被害の危険性が予想される。したがって、区画内に火災が発生した場合、F.O.の発生限界を予測することは、火災安全工学において非常に重要な要素の一つである。

区画火災でのF.O.発生の予測は、在室者の避難に直接的な関係があるので、既往の多くの研究でもF.O.発生限界を究明するため、様々な実験¹⁻⁹⁾が行われている。また、実験結果を通して、F.O.の限界発熱速度を予測する手法^{4,9-13)}が提案された。

これらの予測式では、火災によって生成された高温の煙層の発熱速度は、放射や対流によって失われる熱損失と外に放出される熱損失の和で、一般的に上部層の温度が500~600°Cまたは床面の放射熱流が20kW/m²以上になるとF.O.が発生すると仮定している。また、区画室の熱収支式と実験データの単純な相関を通じて、F.O.の発生に大きな影響を与える室寸法と開口寸法、壁体材料の熱慣性を変数とした簡易なF.O.発生限界発熱速度の予測式が導出された。

区画室の火災実験では、様々な制約がある。F.O.に対する実験の場合は、非常に大きな危険性が伴い、実験をするための経済的な制約もある。また、火災室の規模、火源の設定、可燃物の条件などの制限も大きい。これらの制限された実験条件から導出された予測式は、実際の様々な形態やスケールの建築物に対応することができない可能性が高い。

Peacock、Babrauskasなどの既存の研究^{14,15)}は、制限された実験条件ではなく、様々な火災室の情報、周壁の特性、火源の性状、燃料の配置などの条件で数値計算を行い、F.O.の発生を予測したが、まだ実務の設計に使われる予測式は提案されていなかった。

1. 1. 2. 区画火災での燃焼性状

区画火災の場合、室内の積載可燃物に着火して、燃焼によって発生する煙が天井下に蓄積し、高温の煙層を形成する。火災が成長して、天井下に高温の煙層が十分に蓄積すると、火炎、煙層および熱くなった周壁から可燃物へ入射する放射熱が増加し、燃焼が加速する。したがって、区画火災における、火源の発熱速度を正確に把握することは、室内の燃焼拡大を予測する上で、非常に重要な要素である。

これらの現象に対して、既存の多くの実験的研究¹⁶⁻²¹⁾では、可燃物を自由空間及び周壁と天井が存在する空間で燃焼させて周辺からの熱フィードバックの影響を検討した。その実験結果から、区画内で可燃物が燃焼する場合、可燃物の上部に形成された煙層や天井下の展炎、周壁などの周辺から外部放射を受け、自由空間で燃焼した場合より発熱速度が増加することが確認された。

建築空間の初期火災での煙流動については、田中ら²²⁾による二層ゾーンモデルが広く使われている。二層ゾーンモデルでは、告示式^{23,24)}によって成長する火源における上部層と下部層の相互間及び各層と壁面との放射関係のみを考え、各室内の放射伝熱系を構成する上部層及び、これらの各々に接触する壁面がそれぞれに灰色、一様な温度であると仮定し、放射伝熱をNet-Radiation法を用いて計算する。このモデルは、区画火災の初期の燃焼性状は予測できるが、盛期火災での遷移は考慮しなかった。

可燃物の着火後、時間の経過によって可燃物の燃焼面積が増加し、発熱速度も一緒に成長する。可燃物の燃焼は、可燃物の上面の点火位置を基準に、水平方向に一定の速度で円形を維持しながら、燃焼面積が拡大する。ある程度の時間が経過すると、燃焼面積が最大となって燃え尽きが始まる。燃え尽き速度も燃焼面が拡大されるのと同様に、一定の速度を維持しながら成長する。燃え尽き面が拡大すると、可燃物の燃焼面積が減少し発熱速度も小さくなる。従って、収納可燃物の総発熱量は限界があるので、火災室の発熱速度を求めるためには、時間の経過による可燃物の燃焼面積の変化を考慮しなければならない。

筆者ら²⁵⁾は、室の用途による積載可燃物を円筒形可燃物に置き換えて、火炎と高温の上部層および周壁からの放射によって、可燃物の燃焼速度と火炎伝播速度の加速が計算できるように、既存の二層ゾーンモデルを改良した。しかし、このモデルでは、火災が十分に成長したとき、天井下に展炎する場合を考慮していないので、燃焼面に入射する熱流の計算値が実験値よりも小さい可能性が高い。また、実験値との比較によって、モデルを検証する必要がある。

新谷ら²¹⁾は、天井が存在する空間で可燃性が燃焼する場合、天井下の展炎を考慮した火炎の放射を予測するモデルを提案した。このモデルは、火炎を連続火炎の高さと平均火炎の高さまで、二つの円柱で、天井に展炎する場合には、連続火炎と平均火炎の展炎部分を二つの円盤に近似し、その火炎から床面に入射する熱流を計算するモデルである。しかし、このモデルは、検証実験としてガス燃料を使用したので、燃料の燃焼面での熱フィードバックの影響が考慮されていなく、火源の発熱速度を予測する方法を求めるまでには至らなかった。

現在、建築空間で発生する火災の燃焼性状については、正確な予測をすることができないので、設計の段階では、安全側として過大に設定された設計火源を使用している。したがって、火災性状を正確に予測することができれば、より合理的な火災性能設計が可能である。

火源の発熱速度を計算するためには、可燃物の熱物性値が必要である。燃料の物性値は、燃料によって異なるので、その値は、既往の研究から行われた様々な燃料の燃焼実験の結果から得られる。また、SFPEハンドブックなどの燃焼に関連する文献²⁶⁻²⁸⁾に燃料の物性値が記述されている。しかし、実際の火災には、様々な材料が燃料として使用されるが、文献には代表的ないくつかの材料の物性値に限定されている。従って、実際の可燃物の正確な物性値については、自由空間の燃焼実験から得ることができる。

自由空間の燃焼実験から推定した可燃物の熱物性値を使うことで、同一の可燃物が区画内で燃焼する場合、可燃物の着火から燃焼拡大、盛期火災に到達するまでの区画内の燃焼性状の情報を定量的に計算することができる。

1. 2. 本研究の目的

本研究では、区画火災におけるF.O.発生に関連する実験データを収集し、F.O.発生限界発熱速度のデータを再整理して、既往の研究者が提案したF.O.発生限界発熱速度の予測式^{4,9,13)}と整理した実験データ¹⁻⁹⁾の比較を通じて、既存の予測式の適用範囲と有効性を検討する。また、様々な制約のため、F.O.発生に関する実験を実施するのが難しい、比較的な広い空間の区画室を想定し、二層ゾーンモデル²²⁾を用い、区画室の内表面積と壁体の材料、開口寸法、発熱量密度などの条件を反映して数値計算を行う。その計算結果から、F.O.の発生に影響を与える重要な要因である室寸法、開口寸法、壁材の熱慣性を変数とした簡易なF.O.の限界発熱速度の予測式を提案する。また、この予測式と既存の実験データを比較・検討して、実験データとの単純な相関を通じて更に精度が向上するように改良する。

区画内で可燃物が燃焼する場合、可燃物の周辺から放射熱の影響を受け、自由空間で燃焼する場合より発熱速度が増加することは、既往の実験的な研究から明確に知られている。本研究では、区画内の初期火災の物理的な現象から盛期火災を経て、全焼に至るまでの燃焼過程で、可燃物に入射する熱流によって燃焼が加速される現象を定量的に予測する方法について検討する。

特に、火源からの直接放射、高温の上部層と壁体、天井下の展炎などからの放射が可燃物の表面に入射し、燃え広がり速度と燃焼速度の増加に及ぼす影響を定量化して、発熱速度などの区画内の燃焼性状を予測する物理的なモデルを提案することを目的とする。

このモデルの構築方法としては、自由空間での実験結果から推定した可燃物の熱物性値を用いて、同一の可燃物が区画内で燃焼した場合、区画室の積載可燃物の形態を円筒形と仮定して、火炎と高温の上部層の放射を考慮し、可燃物の燃え広がり速度の定量的な計算が可能なように改良した二層ゾーンモデル²⁵⁾と、火災が成長し天井下に展炎する場合、展炎部分からの放射を計算する新谷モデル²¹⁾の一部を結合し構築する。また、自由空間と区画室の燃焼実験を行い、実験の測定値とモデルの計算値の比較によって、本研究のモデルの効用性を検討する。

1. 3. 本研究の構成

本論文の構成を図1.1に示す。また、各章の構成を図1.2~図1.5に示す。

第1章では、序論として本研究の背景と目的について述べる。

第2章では、フラッシュオーバー限界に対する既往の研究からフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式と実験データを収集する。既往の予測式には、式の変数として周壁構成材料の熱慣性が考慮されたものと無視されたものがある。既往の実験データは、火災室の条件によって、室の寸法および壁の熱慣性を区分し、フラッシュオーバー発生限界発熱速度のデータを再整理する。既往の予測式と実験データを比較して、それぞれの予測式の適用範囲を調べる。

第3章では、既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式より、適用範囲と精度が向上させた予測式を作成するため、既往の予測式を導いたとき参照した実験データよりもっと広い範囲の火災室を対象に数値計算を行い、その計算結果からフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式を導出した。また、既往の実験データとの一致を改善して、実務に使うことができる簡易な設計用予測式を提案する。

第4章では、天井が存在する空間における、天井の高さに応じた火炎の長さや燃焼性状を検討するため、自由空間と天井下の空間で油燃焼実験を実施する。また、新谷ら²¹⁾の天井下の展炎を考慮した火炎の放射モデルを参照し、自由空間の実験から得られた燃料の熱物性値を用い火源の発熱速度までの計算ができる天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度の予測モデルを構築する。また、実験データとの比較を通じて、モデルを検証する。

第5章では、第4章の火炎が十分に大きくなったとき、天井下の展炎を考慮した火炎の放射の予測する新谷ら²¹⁾のモデルを、可燃物の燃え広がり速度を導入した二層ゾーンモデル²⁵⁾に組み込んで、区画内の盛期火災時の火炎と外部放射の影響を考慮し、燃焼性状が定量的に予測できるようにする。また、自由空間と区画室での燃焼実験を行って、区画室の燃焼性状が自由空間に比ベどのくらい成長するかを検討する。また、自由空間での燃焼実験から得られた可燃物の物性値と火災成長率などをモデルの初期値として入力して、区画室で同一の可燃物が燃焼する場合、区画内の外部放射によって自由空間よりどのくらい加速されるかを検討する。さらに、区画実験の測定値とモデルの計算値を比較して、本モデルの効用性を検証する。

第6章では、本論文の結論を示す。

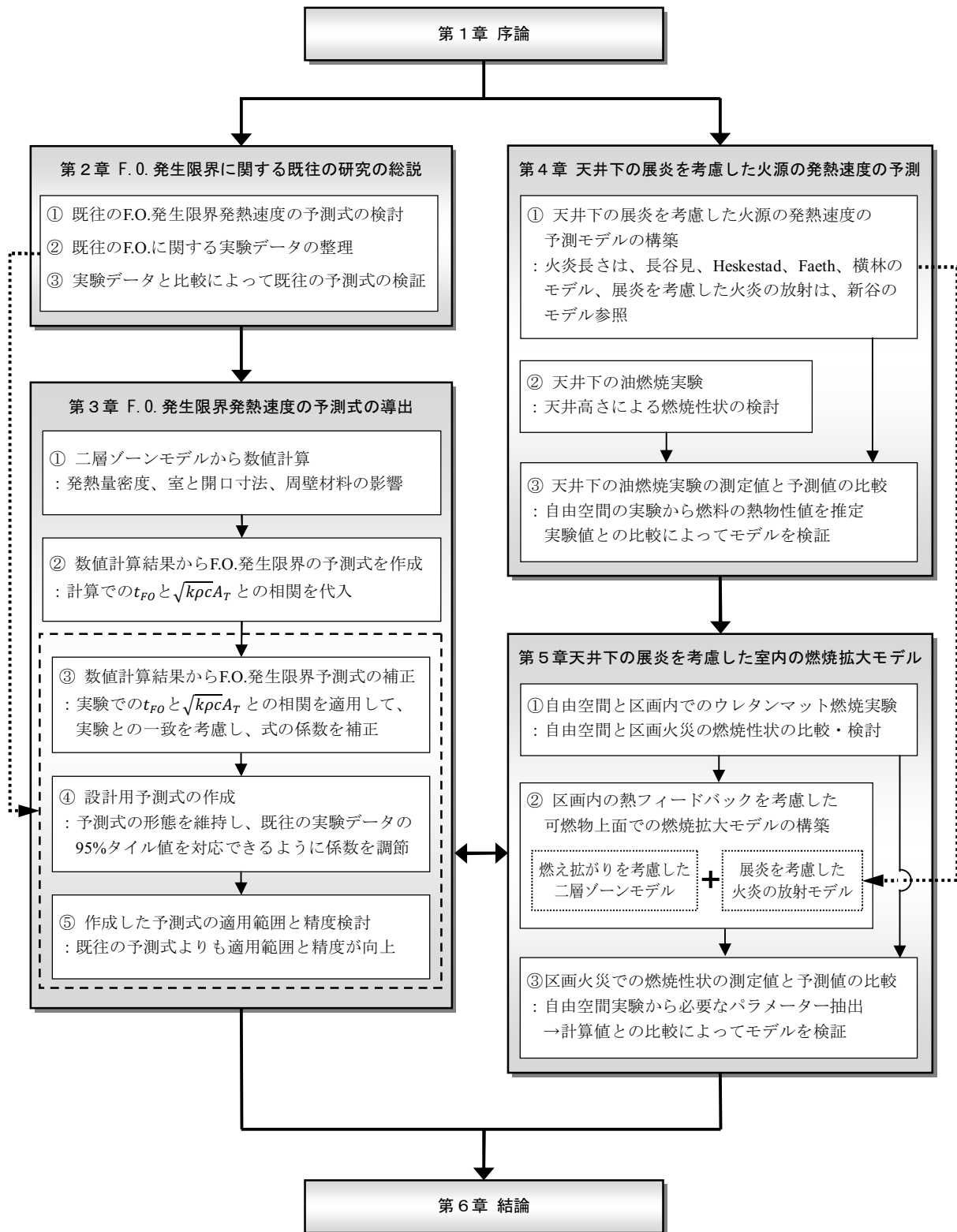


図1.1 本論文の構成

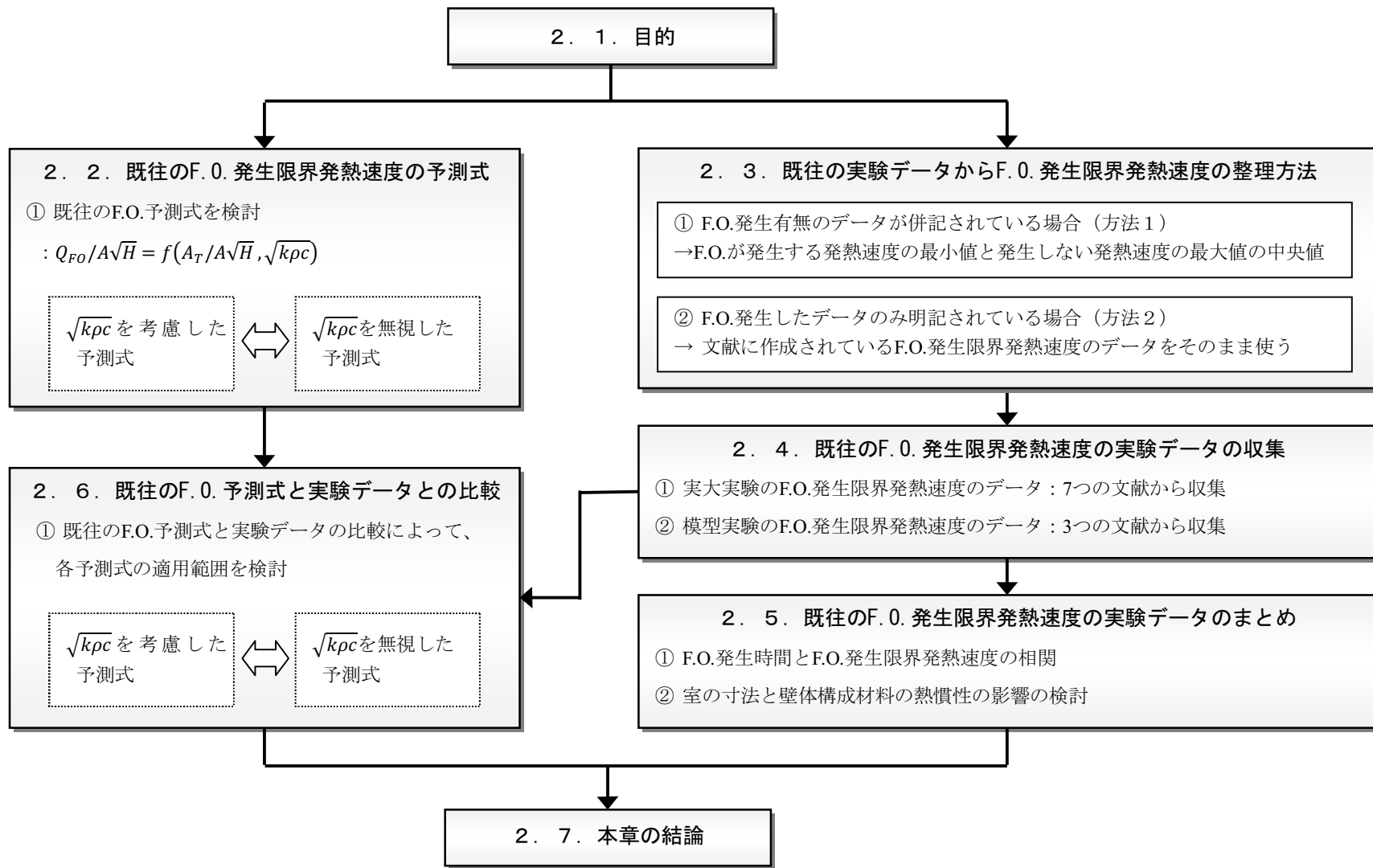


図1.2 第2章の構成

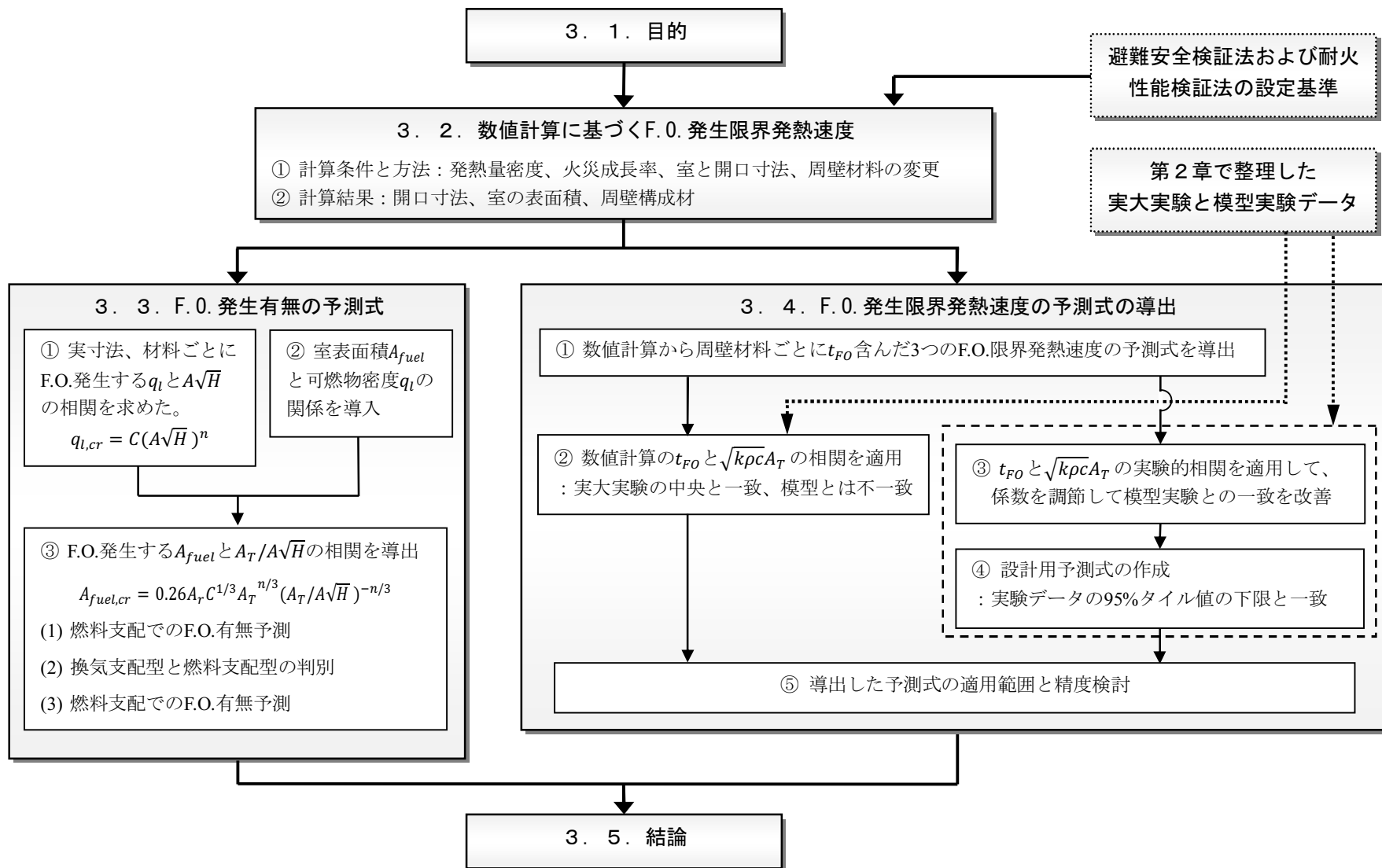


図1.3 第3章の構成

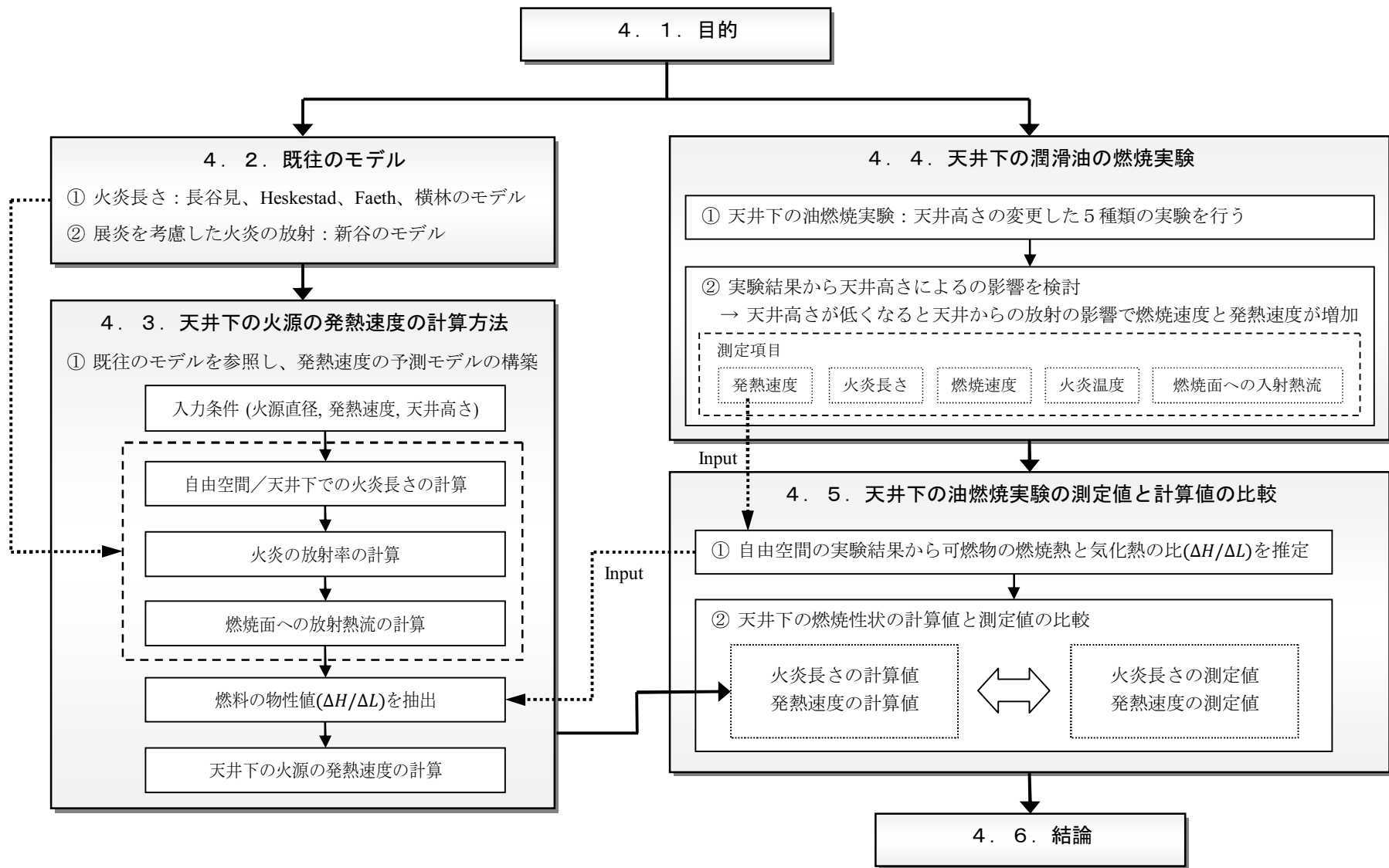


図1.4 第4章の構成

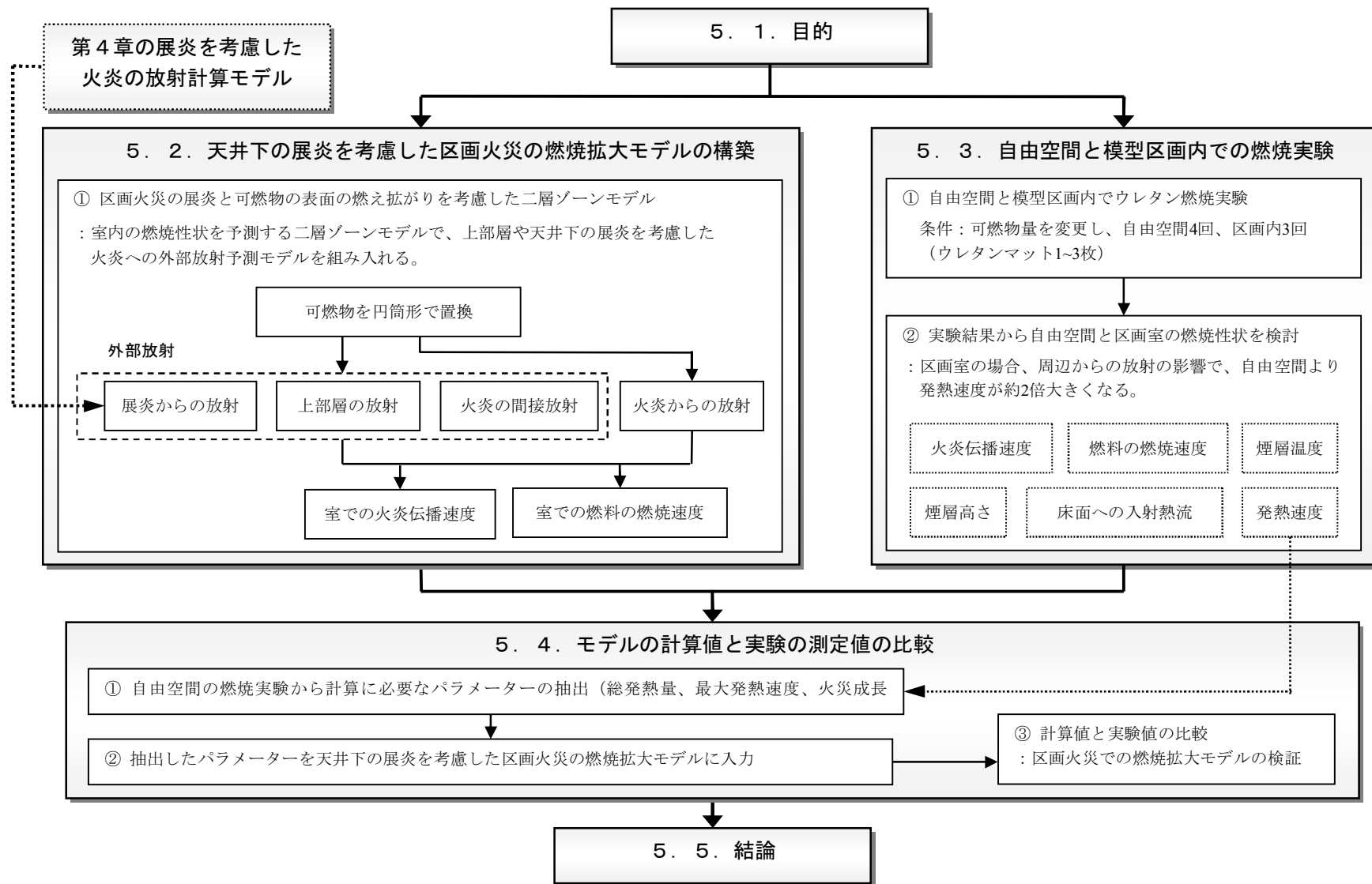


図1.5 第5章の構成

【参考文献】

1. Heselden, A. J. M., Smith, P. G., and Theobald, C.R., “Fires in a Large Compartment Containing Structural Steelwork, Detailed Measurements of Fire Behaviour”, F.R.Note646, Fire Research Station Borehamwood, 1966
2. Quintiere, J. G., McCaffrey, B. J. and DenBraven, K., “Experimental and Theoretical Analysis of Quasi-steady Small-scale Enclosure Fires”, NBSIR 78-1511. National Bureau of Standards, 1978
3. Fang, J. B. and Breese, J. N., “Fire development in residential basement rooms”, (NBSIR 80-2120).Gaithersburg, MD: [US] Natl. Bur. Stand., 1980
4. Hägglund, B., “Estimating Flashover Potential in Residential Rooms”, FOA Rapport C 20369-A3, Forsvarets Forskningsanstalt, Stockholm, 1980
5. Lee, B. T., “Quarter-scale Room-fire Tests of interior finishes”, Fire and Materials, Volume 9, Issue 4, pages 185–191, December, 1985
6. Holborn, B., Bishop, S., Drysdale, D., and Beard, A., “Experimental and Theoretical Models of Flashover”, Fire Safety Journal, vol. 21, no. 3, pp. 257-266, 1993
7. Alex, C., Bwalya, A.C., Design Fires for Commercial, Premises - Results of Phase I, Internal Report 868, Project Number B4231, September, 2005
8. Bwalya, A.C., Zalok, E., Hadjisophocleous, G., Design Fires for Commercial Premises - Results of Phase 2, Institute for Research in Construction, National Research Council Canada, 2006
9. Chen, A., Francis, J, Dong. X. and Chen. W., “An experimental study of the rate of gas temperature rise in enclosure fires”, Fire Safety Journal, 46, pp. 397–405, 2011
10. Babrauskas, V., “Estimating Room Flashover Potential”, Fire Technology 16: 94-103, 1980
11. McCaffrey, B. J., Quintiere, J. G. and Harkleroad, M. F., “Estimating Room Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Data Correlations”, Fire Technology 17, p.98-119, 1981
12. Thomas, P., “Testing Products and Materials for their Contribution to Flashover in Room”, Fire and Materials 5: p.103-111, 1981
13. Babrauskas, V., “Upholstered Furniture Room Fires - Measurements, Comparison with Furniture Calorimeter Data, and Flashover Predictions”, Journal of Fire Sciences, vol. 2, p. 5-19, 1984
14. Peacock, R.D. and Richard. W., “Defining flashover for fire hazard calculations”, Fire Safety Journal 32, pp.331-345, 1999
15. Babrauskas, V., Peacock, R.D. and Reneke, P.A., “Defining flashover for fire hazard calculations:Part II,” Fire Safety Journal 38, pp.613-622, 2003
16. Friedman, R., “Behavior of fires in compartment,” International Symposium on Fire Safety of Combustible Materials, pp.100-113, 1975
17. Takeda, H. and Akita, K., “Critical phenomena in compartment fires with liquid fuels,” 18th

Symposium (International) on Combustion, pp519-527, 1981

18. Nasra, A., Suard, S., El-Rabii, H., Garo, J.P., Gay, L. and Rigollet, L., "Heat feedback to the fuel surface of a pool fire in an enclosure," *Fire Safety Journal*, Vol.60, pp. 56-63, 2013
19. Annemarie P. and Grunde J., "Experimental study on the burning behavior of pool fires in rooms with different wall linings," *Fire Technology*, Vol.48, pp. 419-439, 2012
20. Kokkala, M.A., "Experimental study of heat transfer to ceiling from an impinging diffusion flame," *Fire Safety Science*, 3rd IAFSS Symposiums, pp. 261-270, 1991
21. Shintani, Y., Nagaoka, T., Deguchi, Y. and Harada, K., "Simple Method to Predict Downward Heat Flux from Flame to Floor", *Fire Science and Technology*, Vol33, No.1, 2014
22. Tanaka, T. and Nakamura, K., "A Model for predicting smoke transport in buildings-Based on Two layer Zone Concept", Report of the building research institute, No123, Building Research institute, ministry of construction, 1989
23. 建設省告示第1442号、全館避難安全検証法に関する算出方法を定める件, 2010
24. 年建設省告示第1433号、耐火性能検証法に関する算出方法等を定める件, 2010
25. Harada, K., Tanimichi, Y. and Lee. S., "Introduction of Flame Spread Model into Two-Layer Zone Fire Model", summaries of technical papers, Architectural Institute of Japan, pp.233-234, 2015
26. The SFPE handbook of Fire Protection Engineering, 5th Edition, vol.3, NFPA, pp.A3440-3447, 2016
27. Babrauskas, V., Ignition Handbook, Fire Science Publishers, SFPE, pp.1024-1054, 2001
28. Fire Protection Handbook, 8th Edition, NFPA, pp.A1-7, 1997

第2章

フラッシュオーバー発生限界に関する既往の研究の総説

第2章 フラッシュオーバー発生限界に関する既往の研究の総説

2. 1. 目的

区画火災では、時間の経過によって火災室の上部に熱と可燃性ガスが蓄積され、ある時点を境に区画全体に急激に拡大するフラッシュオーバー（以下、F.O.という）が発生する。F.O.が発生すると、避難時に煙によって視野確保が難しくなる。特に、超高層ビルの火災の場合、避難距離も長いので全館避難に必要な時間が長くなる。また、全館避難以前に F.O.が発生する可能性が高いので、多数の人命被害の危険性がある。従って、火災室の F.O.発生の有無は建築物の在室者の避難安全評価で考慮しなければならないことの一つである。そのため、F.O.発生限界を予測することは建築物の火災安全設計や防火管理等の実務に必要である。

建築物の火災における、区画室での F.O.発生の予測は、在室者の避難に直接的な関係があるので、既往の研究でも F.O.発生限界を解明するため、多くの実験が行なわれ、様々な予測式が提案されて来た¹⁻²⁸⁾。しかしながら、区画火災実験にはさまざまな制約がある。F.O.発生限界を測定するための実験は相当な危険が伴い、経済的な制約もあるので、火災室の面積、火源の設定、発熱量密度などの条件に制限が大きい。したがって、制限された実験条件によって導出された予測式は、現実の多様な形状やスケールの室に適用できない可能性がある。

本章では、既往の研究者から行われた F.O.に関する実験データ^{1-3,7,10,12,17,19,21,24-28)}を収集して、室の寸法、開口寸法、周壁材料の熱慣性、F.O.発生時間などの F.O.に及ぼす重要な要因に対して検討する。また、既往の研究者から提案された F.O.発生限界発熱速度の予測式^{11-12,15-16,18, 27)}と収集した実験データの比較を通じて、それぞれの予測式の適用範囲と精度を検討することが目的である。

2. 2. 既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式

区画室の火災内の温度を計算するため、室の熱収支を考える。火災によって生成された高温ガスは上部層（煙層）に蓄積する。上部層の温度は、火源の発熱速度と、放射および対流による周壁への熱吸収と室の開口から外部に放出される気流が運搬する熱損失の合計が一致するように決定される。従って、室の上部層の熱収支は次式で表すことができる。

$$Q = c_p m_a (T_s - T_0) + h_k A_T (T_s - T_0) \quad (2.1)$$

ここで、右辺の c_p [kJ/kg·K]は煙の比熱、 m_a [kg/s]は質量流量、 T_s [°C]は煙層温度、 T_0 [°C]は外気温度、 h_k [kW/m²K]は周壁の有効熱伝達率、 A_T [m²]は室の内表面積、 Q [kW]は燃焼による発熱速度である。右辺の第一項は開口から外気への熱放出速度、第二項は室の周壁（壁、天井および床）への熱吸収速度である。

一般的に煙層温度が 500°C~600°C、または床面への放射熱流束が 20kW/m² を越えると F.O.が発生することが知られている。このことを利用して、式(2.1)から F.O.発生に必要な最低限の発熱速度（以下、F.O.発生限界発熱速度）を予測することができる。既往の F.O.発生限界発熱速度の予測式では、式(2.1)の第一項を無視し

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = f(A_T/A\sqrt{H}, \sqrt{k\rho c}) \quad (2.2)$$

とするものが多い。ここで、 $\sqrt{k\rho c}$ [kWs^{1/2}/m²K]は周壁材料の熱慣性で、熱伝導率 k [kW/mK]、密度 ρ [kg/m³]、比熱 c [kJ/kg·K]の積の平方根である。 $A\sqrt{H}$ [m^{5/2}]は開口面積 A [m²]に開口高さ H [m]の平方根を掛けた値で、開口因子と呼ばれており、開口からの流入空気量と比例する。すなわち、式(2.2)から、内表面積と開口因子の比 $A_T/A\sqrt{H}$ [m^{-1/2}]と周壁構成材料の熱慣性が分かれば、正規化 F.O.発生限界発熱速度を予測できるとする考え方である。

Babrauskas¹¹⁾は室の熱収支式を用い上部層の温度が 600°C の時に開口から放出される熱損失と壁体に吸収される熱損失を考慮して次のような簡単な予測式を提案した。

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = 750 \quad (2.3)$$

ただし、床と下部層に接した壁面(総壁面積の 40%)の熱損失のみを考慮した。また、予測式と実験データを比べて誤差を確認して、数値計算を行い、その結果から予測式を補正した。次式は補正された F.O.発生限界発熱速度の予測式である。

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = 650\{1 + 0.005(A_T/A\sqrt{H})\} \quad (2.4)$$

予測式と実験結果との比較に利用されたデータは既存の研究者^{1-3,5-7,14,19)}が行った実験データから収集された。データは実大火災と模型火災の実験でF.O.が発生した結果のみを使った。実験条

件としては、室の面積は実大実験が $43.6\text{m}^2\sim 127.67\text{m}^2$ 、模型実験が $0.84\text{m}^2\sim 7.32\text{m}^2$ の範囲で、 $A\sqrt{H}$ は実大実験が $0.78\text{m}^{5/2}\sim 7.51\text{m}^{5/2}$ 、模型実験が $0.03\text{m}^{5/2}\sim 0.68\text{m}^{5/2}$ の範囲で、 $A_T/A\sqrt{H}$ は実大実験が $11.83\text{m}^{-1/2}\sim 65.0\text{m}^{-1/2}$ 、模型実験が $9.0\text{m}^{-1/2}\sim 50.0\text{m}^{-1/2}$ の範囲が適用された。それぞれの火災室の周壁材料については、実大実験では普通コンクリート、軽量コンクリート、石膏ボードなど、模型実験ではアスベスト板などが主に使われた。可燃物は木材、家具、ポリウレタン、ポリエチレン、天然ガスなどが使われた。

さらに、Babarauskas¹⁸⁾は天井が石膏ボード、床は普通コンクリートで構成された実大サイズの火災室を対象で追加実験を行った。追加実験の室の寸法は $2.26\text{m}\times 3.94\text{m}\times 2.31\text{m}$ である。開口は1ヶ所で、開口の寸法は幅が $1.29\text{m}\sim 2.0\text{m}$ 、高さが $1.13\text{m}\sim 2.0\text{m}$ である。可燃物は 28.3kg のアームチェアと 40kg のラブチェアを使った。その結果、火災室の壁の面積と熱慣性による熱損失を考慮してF.O.発生限界発熱速度の予測式を提案した。

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = 1520 \exp \left[\frac{0.799}{\left[1 - 0.94 \exp \left\{ -33 \left(\frac{A_T}{A\sqrt{H}} \right)^{-2/3} \right\} \right] \left[1 - 0.92 \exp \left\{ -11.9 \left(\frac{A_T}{A\sqrt{H}} \right)^{-0.6} \right\} \right]} - 1.96 \right] \quad (2.5)$$

Thomas¹⁶⁾の予測式は、Babarauskasの理論と同様に、火災室の熱収支式からF.O.発生限界発熱速度を定式化して、Hägglundの実験データ^{3,12)}と理論式の係数を一致するように修正して次式を提案した。

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = 378 \{ 1 + 0.021(A_T/A\sqrt{H}) \} \quad (2.6)$$

また、Hägglund自身はゾーンモデルによる解析結果から次式を提案した。

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = 1050(A_T/A\sqrt{H}) \{ 1.2/(A_T/A\sqrt{H}) + 0.247 \}^3 \quad (2.7)$$

ThomasとHägglundの予測式の作成のため使用された実験データは実大実験で、火災室の周壁材料は普通コンクリート、軽量コンクリートの高密度の材料で構成された。可燃物は木材($15\text{kg}\sim 365\text{kg}$)を使った。開口の寸法は高さが 1.30m に固定して、幅を変更し実験を行った。室の面積は $56.1\text{m}^2\sim 96.9\text{m}^2$ の範囲で、 $A\sqrt{H}$ は $0.21\text{m}^{5/2}\sim 5.35\text{m}^{5/2}$ の範囲で、 $A_T/A\sqrt{H}$ は $16.6\text{m}^{-1/2}\sim 269.3\text{m}^{-1/2}$ の範囲が適用された。

McCaffrey¹⁵⁾は、区画火災の上部層のガス温度を予測するために回帰分析を通した相関を導出した。ガス温度が 500°C 以上になるとF.O.が発生すると仮定して、熱収支式からF.O.発生限界発熱速度の予測式を導出するために実験的な相関を利用した。

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = 610 \sqrt{h_k} \sqrt{A_T/A\sqrt{H}} \quad (2.8)$$

ここで、 h_k [$\text{kW}/\text{m}^2\text{K}$]は周壁の有効熱伝達率で、次式で近似される。

$$h_k = \max(\sqrt{k\rho c/t_c}, k/\delta) \quad (2.9)$$

ここで、 t_c [s]は特性時間、 δ [m]は周壁材料の厚さである。

予測式を導出するために利用されたデータは既存の研究者^{1,3,5-7,14,19)}が行った実験データから収集された。実験は8つのセットで構成された実験条件として、112個の実験データを使った。実験条件は、室の床面積は実大実験が29.07m²~57.47m²、模型実験が0.78m²~0.88m²の範囲で、開口因子 $A\sqrt{H}$ は実大実験が0.22m^{5/2}~2.83m^{5/2}、模型実験が0.02m^{5/2}~0.04m^{5/2}の範囲で、温度因子 $A_T/A\sqrt{H}$ は実大実験が14.87m^{-1/2}~258.46m^{-1/2}、模型実験が21.92m^{-1/2}~51.22m^{-1/2}の範囲であった。室の周壁材料は実験によって様々な材料が使用されたが、実大実験には主に熱慣性が大きい材料、模型実験の場合は熱慣性が小さな材料が使われた。実効熱伝達率 h_k の範囲(床面を含む)は0.0017kW/m²·K~0.028kW/m²·Kである。

Chen²⁷⁾は、McCaffreyと同様に、収集した実験データ^{3,4,7,8,13)}と自身が行った模型実験データ²⁸⁾の回帰分析によって上部層のガスの温度に対する計算式を導出した。上部層温度が600°Cになる時の条件より、F.O.発生限界発熱速度の予測式を次式で提案した。

$$Q_{FO}/A\sqrt{H} = 118.3\sqrt{k\rho c}^{0.07} \left(A_T^{0.696}/A\sqrt{H}^{0.52} \right) \quad (2.10)$$

Chenが行った実験は0.33m×0.36m×0.60mの一定な大きさの模型火災室で、一般的な実大火災室の1/10程度である。開口は1箇所、高さは0.225m、幅は0.015m~0.285mの範囲で変更した。また、 $k\rho c$ が0.0195kJ²/m⁴·s·K²~0.4071kJ²/m⁴·s·K²の範囲である5つの壁の内装材を使用した。可燃物は厚さ0.015m、面積が0.01m²~0.032m²のPMMAを使用した。予測式を導出する時に使った全ての実験条件の適用範囲としては、室の面積は実大実験が30.52m²~57.71m²、模型実験が0.852m²~1.12m²の範囲で、 $A\sqrt{H}$ は実大実験が0.22m^{5/2}~2.83m^{5/2}、模型実験が0.002m^{5/2}~0.03m^{5/2}の範囲が適用された。また、予測式(1.10)の有効性を検討するため、模型実験を30回の実験を行っている。その結果、30個の実験のうち、殆ど全てについて計算とほぼ一致した。検討に使われた実験条件は、室の内表面積が1.031m²~1.124m²、 $A\sqrt{H}$ は0.053m^{5/2}~0.0304m^{5/2}である。ただし、Chenが収集した実験の条件の場合は、文献中に値が明記記述されていないので、式の適用範囲からは除いた。

表 2.1 に既往のそれぞれの予測式の有効範囲を示した。表の数値はそれぞれの予測式を導出する時に適用された実験データの範囲で、()の中の数値は全ての実験条件のうち F.O.発生の有無が明確に確認できる実験条件の範囲である。

図 2.1 に既往の予測式の定期化 F.O.発生限界発熱速度 $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ と表面積と温度因子の比 $A_T/A\sqrt{H}$ の関係を作成して、それぞれの予測式の有効範囲に対応する曲線を描いた。ただし、McCaffrey と Chen の予測式の場合は、周壁材料の熱慣性も変数に考慮したので、式の熱慣性に

予測式を導出するとき使った実験条件の最小値、平均値、最大値について作図した。すなわち、McCaffrey の予測式の h_k に実験条件の最小値 $0.0056\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ 、平均値 $0.018\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ 、最大値 $0.035\text{kW/m}^2\cdot\text{K}$ を代入すると、次式となる。

$$(min) \quad Q_{FO}/A\sqrt{H} = 45.65\sqrt{A_T/A\sqrt{H}} \quad (2.11)$$

$$(ave) \quad Q_{FO}/A\sqrt{H} = 81.84\sqrt{A_T/A\sqrt{H}} \quad (2.12)$$

$$(max) \quad Q_{FO}/A\sqrt{H} = 114.12\sqrt{A_T/A\sqrt{H}} \quad (2.13)$$

Chen の予測式の kpc に実験条件の最小値 $0.02\text{kJ}^2/\text{m}^4\cdot\text{s}\cdot\text{K}^2$ 、平均値 $0.17\text{kJ}^2/\text{m}^4\cdot\text{s}\cdot\text{K}^2$ 、最大値 $0.41\text{kJ}^2/\text{m}^4\cdot\text{s}\cdot\text{K}^2$ を代入すると、次式になる。

$$(min) \quad Q_{FO}/A\sqrt{H} = 90.26(A_T/A\sqrt{H})^{0.52} \quad (2.14)$$

$$(ave) \quad Q_{FO}/A\sqrt{H} = 104.86(A_T/A\sqrt{H})^{0.52} \quad (2.15)$$

$$(max) \quad Q_{FO}/A\sqrt{H} = 111.52(A_T/A\sqrt{H})^{0.52} \quad (2.16)$$

図 2.1 に示すように McCaffrey、Chen の予測式は比較的広い範囲を適用できるが、Thomas、Hägglund、Babrauskas の予測式は適用可能な範囲が小さい。また、Thomas、Hägglund、Babrauskas の予測式の有効範囲はほぼ一致した。全ての予測式は $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、F.O.発生限界も大きくなる傾向があるが、Hägglund の予測式の場合は他の式より $A_T/A\sqrt{H}$ の変化による F.O.発生限界が急に過大になる。

McCaffrey の予測式の場合、 h_k に実験条件の最小値を適用すると、F.O.発生限界が他の式よりも極めて小さくなる。平均値を適用すると、最小値を適用した場合より 2 倍程度、最大値を適用すると、2.5 倍程度 F.O.発生限界が大きくなる。

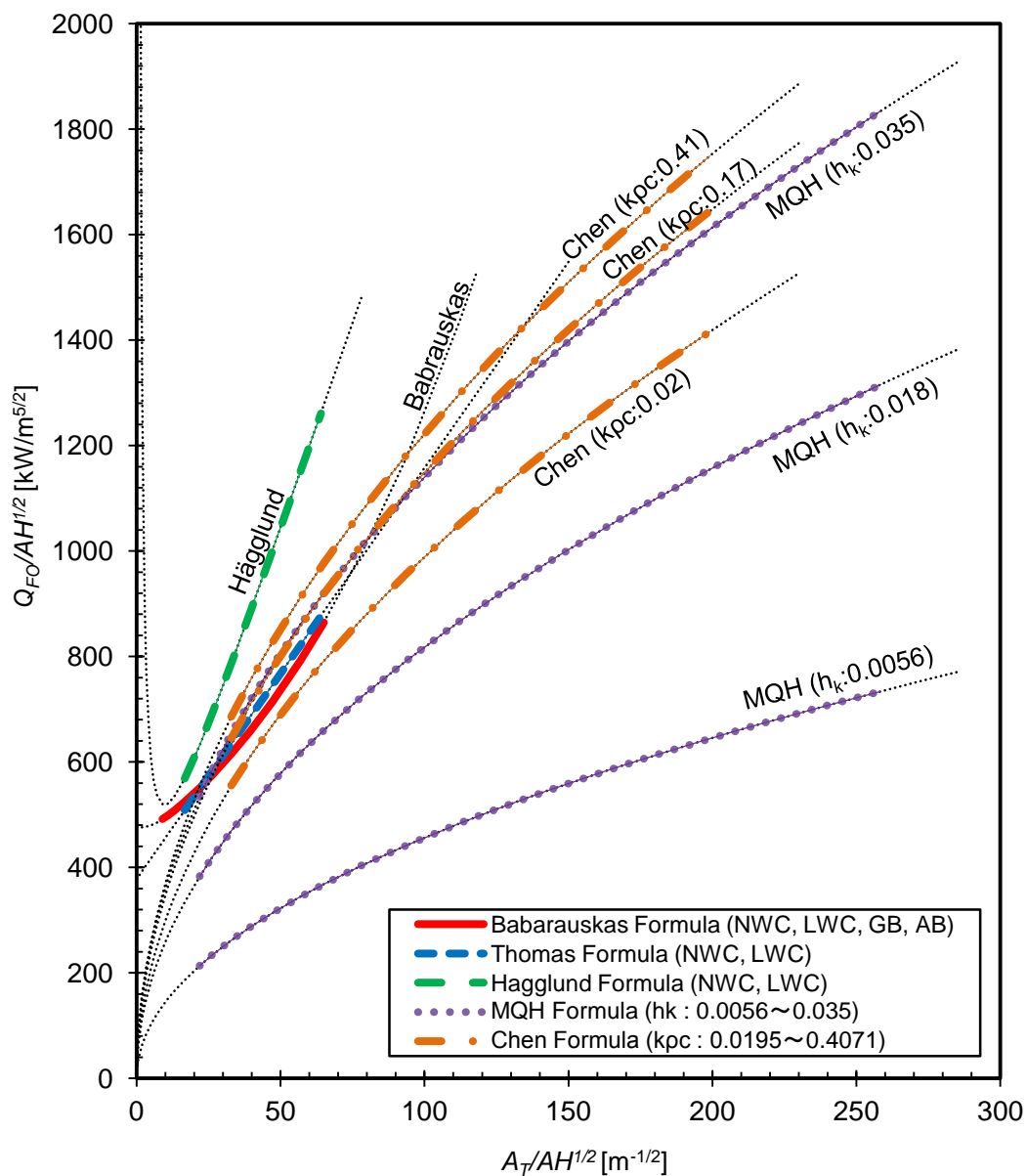
Chen の予測式の場合、 kpc に実験条件の平均値を適用すると、最小値を適用した場合より F.O.発生限界が 16%程度大きくなる。最大値を適用すると、最小値よりも 24%程度大きくなった。また、Chen の予測式に平均値を適用した場合には、McCaffrey の予測式に最大値を適用した場合とほぼ一致し、最小値を適用した場合は、McCaffrey の予測式に最大値と平均値を適用した場合の中央に F.O.発生限界が計算される。

表 2.1 既往の予測式の有効範囲

予測式	実大実験			模型実験		
	A_T [m ²]	$A\sqrt{H}$ [m ^{5/2}]	$A_T/A\sqrt{H}$ [m ^{-1/2}]	A_T [m ²]	$A\sqrt{H}$ [m ^{5/2}]	$A_T/A\sqrt{H}$ [m ^{-1/2}]
Babrauskas	(46.0~127.7)	(0.78~7.51)	(16.0~65.0)	(0.84~7.32)	(0.03~0.68)	(9.0~50.0)
Thomas	56.1 ~ 96.9	0.22 ~ 5.34	16.7 ~ 258.5	×	×	×
Hägglund	(56.1~96.1)	(0.89~5.34)	(16.7~64.0)			
McCaffrey	29.1 ~ 57.5	0.22 ~ 2.83	14.9 ~ 258.5	0.78 ~ 0.88	0.02 ~ 0.04	21.9 ~ 51.2
(MQH)	(44.2~57.5)	(0.22~1.96)	(20.3~258.5)	(0.78~0.88)	(0.02~0.04)	(21.9~51.2)
Chen	30.52~57.71	0.22 ~ 2.83	—	0.852 ~ 1.12 (0.852~1.12)	0.002 ~ 0.03 (0.002~0.03)	32.9 ~ 199.0 (32.9~199.0)

数値は実験条件の範囲、(数値)はF.O.発生有無が確認できる実験条件の範囲

× : データなし, — : データ不明



凡例の NWC:普通コンクリート, WC:軽量コンクリート, GB:石膏ボード,
 AB:アスベスト板

図 2.1 既往の F.O.発生限界発熱速度の予測式の有効範囲

2. 3. 既往の実験データにおけるフラッシュオーバー発生限界発熱速度の整理方法

既往の F.O.に関する実験研究の文献では、文献の著者が自ら行った実験データ、または他者が行った実験データを収集して、それぞれの実験条件と実験結果を表や図にまとめられている。文献の中には、様々な条件の火災室で実験を系統的に行い、実験条件によって F.O.が発生したり、発生しなかったりして、F.O.が発生した実験と発生しなかった実験のデータを併記した文献があり、これによれば実験行った条件において F.O.発生限界を直接知ることがきである。しかし、文献によっては比較的少数の実験を行い、F.O.が発生したデータのみが明記されているものもある。

本節では、既往の実験データにおいてそれぞれの実験条件が F.O.発生に及ぼす影響を検討して、既往の F.O.発生限界発熱速度の予測式と比べるため、既往の F.O.に関する実験研究の文献に作成されている実験データから F.O.発生限界発熱速度を求める方法に対して記述する。

2. 3. 1. フラッシュオーバーの発生有無のデータが併記されている場合「方法1」

既往の F.O.に関する実験研究の文献の中に F.O.が発生したデータと発生しなかったデータが併記されている場合は、図 2.2 に示すように、火災室の寸法、開口寸法と周壁材料の熱慣性などが同一な実験条件の火災室で、可燃物量の差によって、F.O.の発生有無が支配される。

同一条件における F.O.の発生有無のデータが明確な場合は、そのデータのうち F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値と F.O.が発生しないデータの発熱速度の最大値を調べる。

これらの平均値 (F.O.が発生した発熱速度の最小値と発生しない発熱速度の最大値の平均値) を F.O.発生限界発熱速度 Q_{Fo} [kW]とする。また、実験結果のうち F.O.が発生したときの時間が明記されているものはその時間を F.O.発生時間 t_{Fo} [s]とした。本章では、この方法を「方法 1」と呼ぶ。

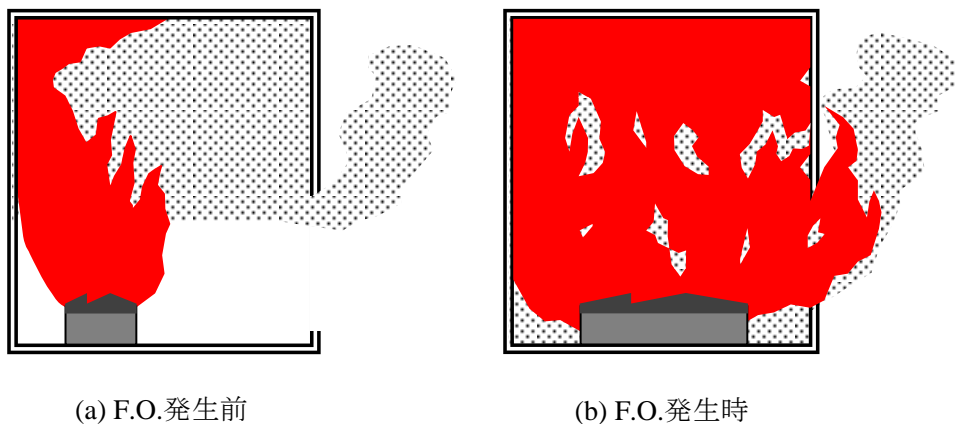


図 2.2 F.O.の発生有無のデータが併記されている場合 (実験条件は同一)

2. 3. 2. フラッシュオーバーが発生したデータのみが明記されている場合「方法2」

既往の F.O.に関する実験研究の文献の中に F.O.が発生したときのデータのみが記載されているものもある。これらの文献の中で、いくつかの文献には F.O.発生限界発熱速度が表に明記された場合と、F.O.が発生した実験での発熱速度の時間的変化が図示されるのみの場合もある。

F.O.発生限界発熱速度が表に明記された場合は、そのデータをそのまま使うことができる。しかし、実験での発熱速度が図に示されている場合は、図 2.3 に示すように、ある条件の実験で燃焼が拡大して煙層温度 T_s が 500~600°C、または室の床面への放射熱流束 q'' が 20kW/m²を超える瞬間を F.O.が発生したと仮定して、そのときの時間と発熱速度を F.O.発生時間、F.O.発生限界発熱速度とする。本章では、このような方法を「方法2」と呼ぶ。

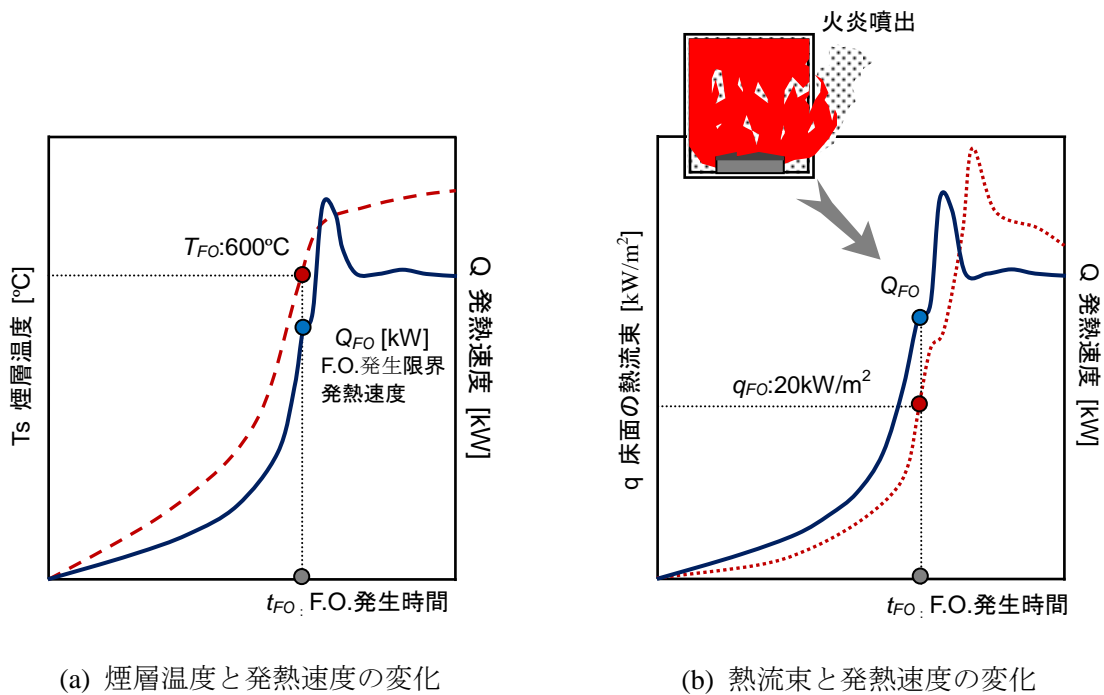


図 2.3 F.O.が発生したデータのみ明記された場合の F.O.発生限界発熱速度

2. 4. 既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の実験データの収集

2. 4. 1. フラッシュオーバー発生限界に関する既往の文献

F.O.に関する既往の実験研究のオリジナル文献¹⁻²⁸⁾を収集して、その文献の実験データを整理する。収集した文献は、総 28 個で、1966 年から 2011 年の間に発行された。これらの文献のうち、それぞれの文献に記述された実験データが重複したり、記述されたデータが不正確であったり、実験データが明示されていない場合があるので、そのオリジナル文献のすべての実験データを使うことはできない。

収集された文献のうちに、使用できる実験データと使用できない実験データを区分し、表 2.2 に示した。この表に示すように、それぞれの文献は、発行年度によって整理されており、各研究の著者、発行年度、研究概要、F.O.発生限界発熱速度を求めた方法および実験データの使用可否を作成した。

使用可能な実験データが記述された文献は、総 10 編で、実大実験データがある文献は 7 編^{1,10,12,18,20,25,26)}、模型実験データがある文献は 3 編^{7,22,28)}である。そのうちに、F.O.の発生有無のデータが併記されている文献^{1,7,12,22,28)}は 5 編、F.O.が発生したデータのみ明記されている文献^{10,18,20,25,26)}が 5 編である。

表 2.2 既往のフラッシュオーバーに関する研究

番号	発行年度	文献	実験概要	実験データ
(1)	1966	Heselden, A. J. M., Smith, P. G., and Theobald, C. R.	条件：単一火災室(実大), 開口変更(2ヶ所), 周壁材料変更 結果：開口寸法と周壁材料がF.O.に及ぼす影響を確認できる。	使用可能 (方法1)
(2)	1971	Nilsson, L.	条件：火災室変更(模型), 開口変更, 単一周壁材料 結果：スウェーデン語で作成されて, 発熱速度が不明	使用不可 (データ不明)
(3)	1974	Hägglund, B., Jansson, R. and Onnermark, B.	文献(25)のChenの予測式を導出する時データ引用, 文献(12)と実験データ重複	使用不可 (データ重複)
(4)	1977	McCaffrey, B.J.	文献(15)のMQHの予測式を導出する時データ引用, 文献(25)のChenの予測式を導出する時データ引用, データなし	使用不可 (データなし)
(5)	1977	Bohm, B.	文献(15)のMQHの予測式を導出する時データ引用, 文献なし	使用不可 (文献なし)
(6)	1977	Alpert, R.L.	文献(15)のMQHの予測式を導出する時データ引用, 文献なし	使用不可 (文献なし)
(7)	1978	Quintiere, J. G., McCaffrey, B. J. and DenBraven, K.	条件：単一火災室(模型), 単一周壁材料, 開口変更, 燃料量変更 結果：開口寸法がF.O.に及ぼす影響を確認できる。	使用可能 (方法1)
(8)	1978	Tu, King-mon and Babrauskas, V.	文献(15)のMQHの予測式を導出する時データ引用, 文献(25)のChenの予測式を導出する時データ引用, 文献なし	使用不可 (文献なし)
(9)	1979	Emmons, H.W.	文献(15)のMQHの予測式を導出する時データ引用, データなし	使用不可 (データなし)
(10)	1980	Fang, J.B. and Breese, J.N.	条件：火災室変更(実大), 単一開口, 周壁材料変更, 発熱量密度変更 結果：室の寸法, 周壁材料, 発熱量密度がF.O.に及ぼす影響を確認	使用可能 (方法2)
(11)	1980	Babrauskas, V.	文献(1),(2),(12)とデータ重複、F.O.予測式を導出した。	使用不可 (予測式)
(12)	1980	Hägglund, B.	条件：火災室変更(実大), 開口変更, 周壁材料変更, 燃料量変更 結果：室の寸法, 開口寸法, 周壁材料がF.O.に及ぼす影響を確認	使用可能 (方法1)
(13)	1980	Quintiere, J. G.	文献(15)のMQHの予測式を導出する時データ引用, 文献(25)のChenの予測式を導出する時データ引用, データなし	使用不可 (データなし)
(14)	1980	Sensenig, D.	文献(11)のBabrauskasの予測式を導出するとき時データ引用, 文献なし	使用不可 (文献なし)
(15)	1981	McCaffrey, B.J., Quintiere, J.G. and Harkleroad, M.F.	文献(3),(4),(6),(7),(8),(9),(13),(17)とデータ重複 F.O.予測式を導出した。	使用不可 (予測式)
(16)	1981	Thomas, P.	文献(12)の実験データを使ってF.O.予測式を導出した。	使用不可 (予測式)
(17)	1982	Steckler, K. D.	文献(15)のMQHの予測式を導出する時データ引用, データなし	使用不可 (データなし)

番号	発行年度	文献	実験概要	実験データ
(18)	1984	Babrauskas, V.	条件：単一火災室(実大), 開口変更、燃料量変更 結果：開口寸法と燃料量がF.O.に及ぼす影響を確認できる。	使用可能 (方法2)
(19)	1985	Lee, B.T.	文献(24)に実験データの引用, データなし	使用不可 (データなし)
(20)	1985	Lee, B.T.	条件：単一火災室(実大), 単一開口, 周壁材料変更(可燃内装材) 結果：周壁材料がF.O.に及ぼす影響を確認できる。	使用可能 (方法2)
(21)	1986	Sundstrom B.	文献(24)に実験データの引用, 文献なし	使用不可 (文献なし)
(22)	1993	Holborn, B., Bishop, S., Drysdale, D. and Beard, A.	条件：単一火災室(模型), 開口変更, 燃料量変更 結果：開口寸法がF.O.に及ぼす影響を確認	使用可能 (方法1)
(23)	1996	Thureson P	文献(24)に実験データの引用, 文献なし	使用不可 (文献なし)
(24)	2003	Babrauskas, V., Peacock, R.D. and Reneke, P.A.	文献(10),(20)とデータ重複	使用不可 (データ重複)
(25)	2005	Alex. C. and Bwalya. A.	条件：単一火災室(実大)/開口寸法, 燃料の種類と量を変更 結果：燃料の種類と量がF.O.に及ぼす影響を確認	使用可能 (方法2)
(26)	2006	Bwalya. A.C., Zalok. E. and Hadjisophocleous. G.	条件：単一火災室(実大)/開口寸法, 小さな熱慣性, 燃料種類と量を変更 結果：燃料の種類と量がF.O.に及ぼす影響を確認	使用可能 (方法2)
(27)	2011	Chen, A., Yang, S. and Dong, X.	文献(3)(4)(7)(8)(13)の実験データを使ってF.O.予測式を導出した。	使用不可 (予測式)
(28)	2011	Chen, A., Francis, J., Dong, X. and Chen, W.	条件：単一火災室(模型), 開口変更, 周壁材料変更 結果：開口寸法と周壁材料がF.O.に及ぼす影響を確認できる。	使用可能 (方法1)

2. 4. 2. 実大実験のデータ

2. 4. 2. 1. Heseldenの実験

(1) 実験概要

Heselden¹⁾は 7.7m×3.73m×2.97m の火災室である実大実験を行った。図 2.4 に実験室の断面図と立面図を示す。実験室の一方の壁体には、同一なサイズの開口が 2 つ設置されている。開口の大きさは 1.8m で固定して、開口の幅をそれぞれ 3.0m、1.5m、0.71m に変更した。ただし、図 2.4 の立面図に示すように、大きさが 3.0m×1.8m で固定された開口にアスベスト板付き鋼製シャッターを用いて開口幅を調整した。天井と床は普通コンクリート、壁体は塗り石膏（熱伝達率 $k=0.23\text{W}/(\text{m}\cdot\text{K})$ ）で構成した。また、天井と壁体の内表面を 2.5cm のセラミックファイバーボードまたは鉱物繊維板で覆った場合と何も覆わない場合 3 種類の材料とした。可燃物は木材クリブ 8 個または 18 個、軽油の火皿 8 個、灯油の火皿 8 個の 4 種類が使用された。

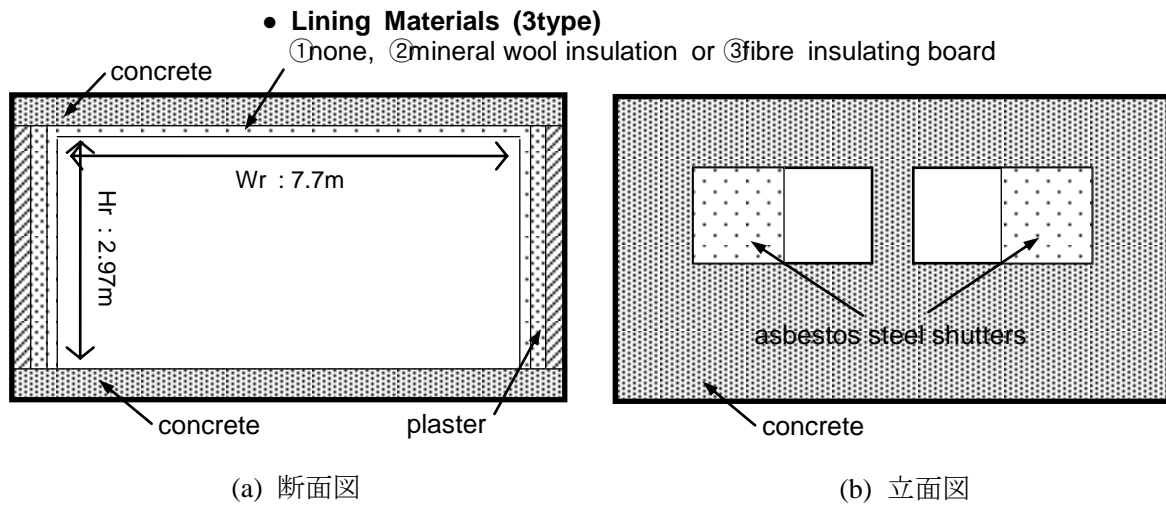


図2.4 Heseldenの実験室の断面図と立面図

(2) 実験データの整理

Heseldenの実験条件と実験結果を表2.3に示す。表2.3に作成されたデータの数値は、Heseldenの文献に記述されている実験条件と実験結果のデータから得られた。ただし、実験条件が同一なデータ（室の寸法、開口寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、実験データを整理した。周壁材料の熱慣性は、それぞれの実験室を構成している天井、床、壁体の材料の熱特性値を考慮し求めた。ここで、文献に材料の熱特性値が明示されていない場合は、他の文献^{29-31,35,38,39)}を参照して推定した。

実験結果においては、可燃物の種類が木材、軽油、灯油なので、文献^{29-31,35,38,39)}に作成された燃焼速度と単位発熱量（木材：16000kJ/kg、軽油：38675kJ/kg、灯油43300kJ/kg）を用いて、発熱速度を推定した。また、同じ実験条件で、F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値と発生しなかったデータの発熱速度の最大値の中央をF.O.発生限界発熱速度として「方法1」によりそれぞれの実験条件におけるF.O.発生限界発熱速度を求めた。

図2.5に天井と壁体の内表面が何も覆われていない実験での $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を示す。F.O.が発生したデータは黒点、F.O.が発生しないデータは白点でプロットして、実験を区分できるように実験番号を作成した。図2.5に示すように、開口の幅が小さくなるほど、F.O.が発生したデータとF.O.が発生しないデータの発熱速度が大きくなる傾向がある。開口幅が1.42mで一番小さな実験Vの場合は、発熱速度が一番大きい2566kW/m^{1/2}でF.O.が発生した。

図2.6に天井と壁体の内表面をセラミックファイバーボードまたは鉱物繊維板で覆った実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を示す。図2.5の結果と同様に、室の開口が小さくなると発熱速度が大きくなるが、実験データの数が少なくてF.O.が発生したデータとF.O.が発生しないデータの隔たりが大きい。

表2.3 Heseldenの実験条件と実験結果

実験条件									実験結果										
Test No	室の寸法			開口寸法			室の表面積	温度因子の逆数	周壁材料	可燃物	壁体材料の熱慣性	火災荷重密度	F.O.時間	燃焼速度	発熱速度	正規化発熱速度		F.O.限界	
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$A_T/AH^{1/2}$			$k\rho c^{1/2}$	q_l	t_{FO}	R	Q	$Q/AH^{1/2}[\text{kW/m}^{-1/2}]$		$Q_{FO}/AH^{1/2}$	
	m	m	m	m	m	$\text{m}^{5/2}$	m^2	$\text{m}^{-1/2}$			$\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$	kg/m^2	s	kg/min	kW	non F.O.	with F.O.	$\text{kW/m}^{-1/2}$	
K	7.7	3.73	2.97	1.8	6.0	14.49	114.54	7.90	天井,床: コンクリート 壁:石膏ボード, アスベスト板	wood 8 cribs	1.27	7.5	-	11	2933	202.4			
J													-	12	3200	220.8			
D													15	-	22	5867	404.9		426.57
Y													7.5	120	9	6495		448.2	
W													30	210	39	10400		717.8	
E													30	270	40	10667		736.2	
F													30	480	40	10667		736.2	
N													7.5	42	20	13055		901.0	
L													60	360	63	16800		1159.4	
P																			
R								wood 18 cribs	30	360	44	11733		809.8					
A	7.7	3.73	2.97	1.8	3.0	7.24	119.94	16.55	天井,床: コンクリート 壁:石膏ボード, アスベスト板	wood 8 cribs	1.27	7.5	-	11	2933	404.9			
B													-	12.5	3333	460.1			
X													15	-	18	4800	662.5		717.75
G													15	420	21	5600		773.0	
H													30	360	38	10133		1361.9	

I											30	360	38	10133		1398.7		
C											60	582	46	12267		1398.7		
U											60	372	46	12267		1693.2		
M											wood 18 cribs	30	522	37	9867		1693.2	
O										材料1*	wood 8 cribs	0.53	7.5	-	9	2400	331.3	
Q											wood 18 cribs		30	330	40	10667		1472.3
S										材料2*	-	0.57	7.5	90	36	9600		1325.1
V	7.7	3.73	2.97	1.8	1.42	3.43	122.78	35.80	実験 A と同一	wood 8 cribs	1.27	60	840	33	8800		2566.2	

材料1* : 鈳物繊維板 (床はコンクリート) 材料2* : セラミックファイバーボード (床はコンクリート)

燃料1* : 灯油の火皿8個 燃料2 : 軽油の火皿8個

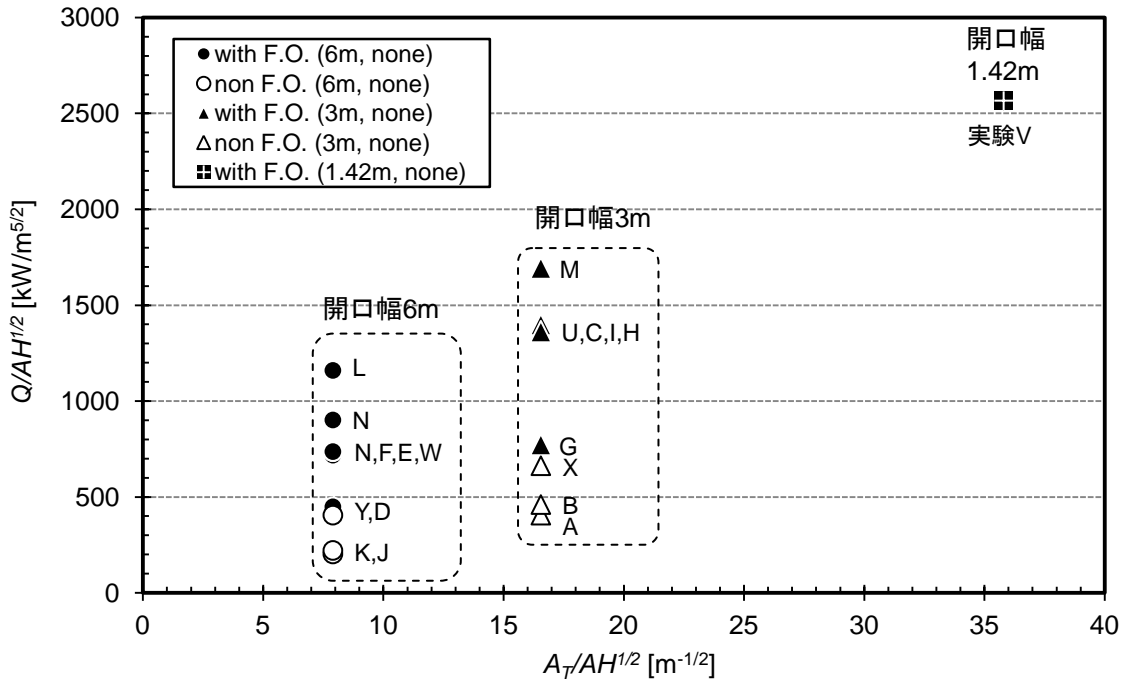


図2.5 Heseldenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (内表面の被覆なし)

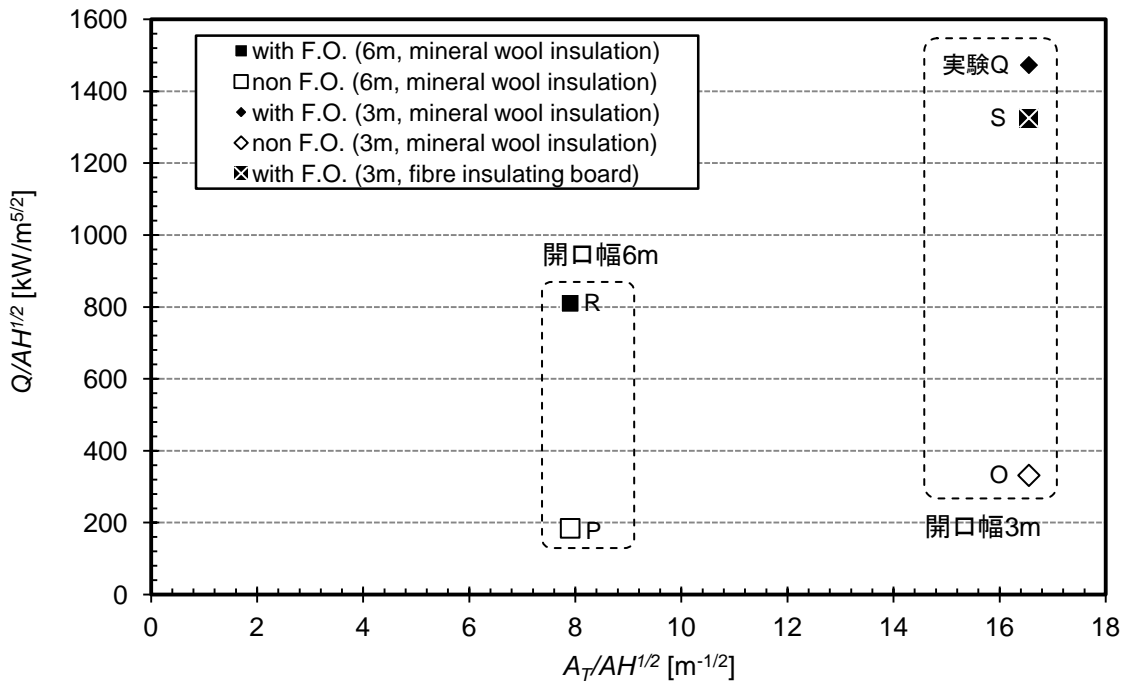


図2.6 Heseldenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (内表面の被覆あり)

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

表2.3に整理したHeseldenの実験データから「方法1」で求めたF.O.発生限界発熱速度のデータとそのデータの実験条件を表2.4に示す。また、図2.7にHeseldenの実験におけるF.O.発生限界発熱速度とF.O.発生限界を求めるときに使ったF.O.発生したデータとF.O.が発生しないデータを作成した。

図2.7に示すように、室の寸法と周壁材料の熱慣性が同じ条件で、開口寸法が異なる実験のF.O.発生限界発熱速度を比べると、開口寸法が小さくなるほどF.O.発生限界発熱速度は大きくなる傾向がある。また、室の寸法と開口寸法が同じ条件で、周壁材料が異なる実験を比べると、周壁材料の熱慣性が小さくなるとF.O.発生限界発熱速度が大きくなる。室の上部層の熱収支から考えると、熱慣性が小さいと周壁への熱吸収速度が小さくなるので、F.O.発生限界発熱速度も小さくなるはずであるが、実験結果には逆の傾向が現れている。しかし、周壁材料の熱慣性が小さい条件での実験データの数が少ないので、周壁材料の熱慣性の影響については明確に判断することは、このデータだけでは難しい。

表 2.4 Heselden の実験における F.O.発生限界発熱速度

実験条件										実験結果		
Scale	室の寸法			開口寸法			室の面積	温度因子の逆数	周壁材料の熱慣性	F.O.発生限界発熱速度		実験番号
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$A\sqrt{H}$	A_T	$A_T/A\sqrt{H}$	$\sqrt{k\rho c}$	Q_{FO}	$Q_{FO}/A\sqrt{H}$	
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$	$kWs^{1/2}/m^2K$	kW	$kW/m^{5/2}$	
Full	7.7	3.73	2.97	1.8	6.0	14.49	114.54	7.90	1.27	6180.8	426.57	D, Y
									0.53	7200.0	496.90	P, R
	7.7	3.73	2.97	1.8	3.0	7.24	119.94	16.55	1.27	5200.0	717.75	X, G
									0.53	6533.3	901.79	Q, S

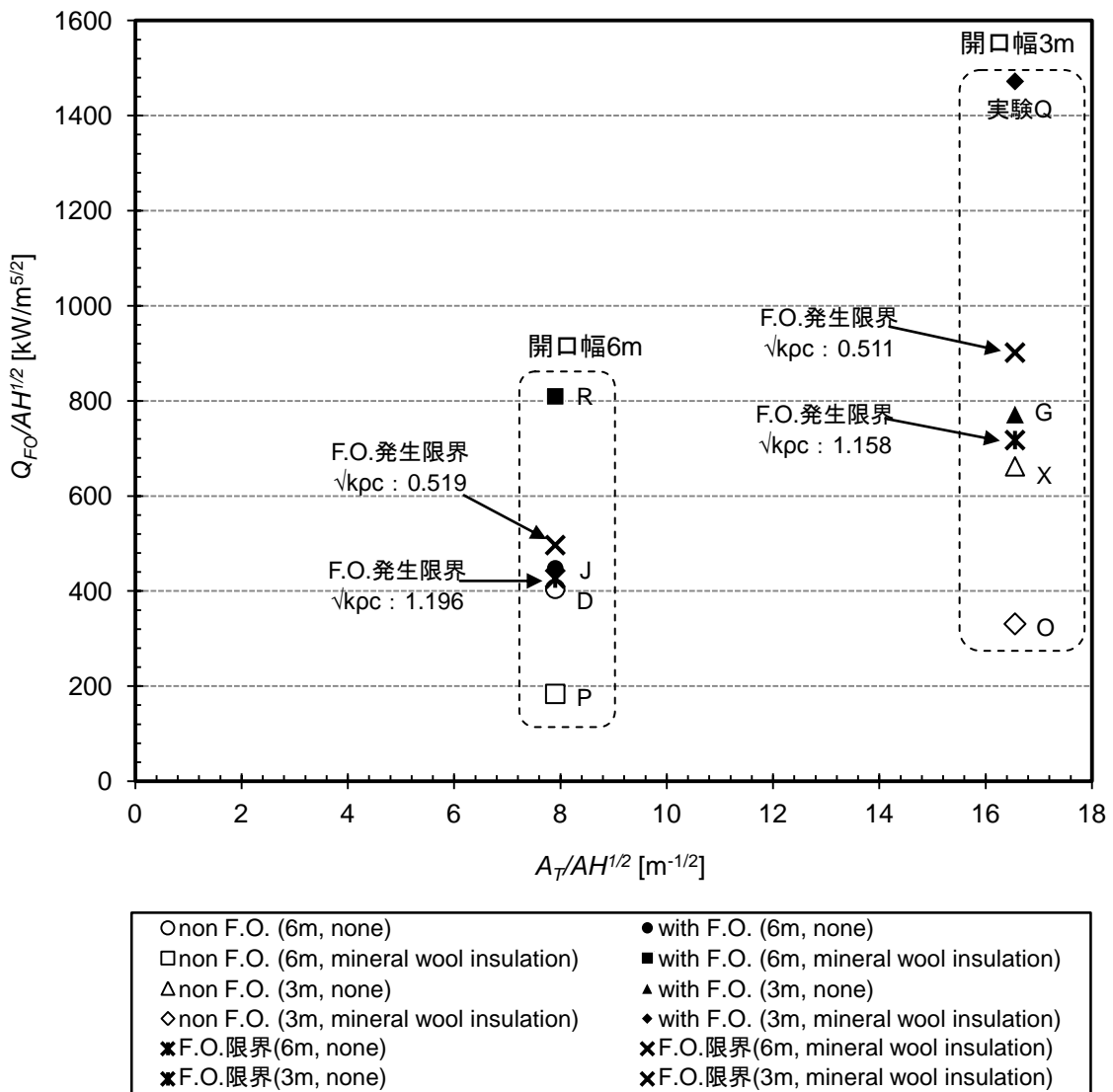


図2.7 Heseldenの実験におけるF.O.発生限界発熱速度 ($A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係)

2. 4. 2. 2. Hägglundの実験

(1) 実験概要

Hägglund^{3,12)}の実験は、室の寸法と周壁構成材料が異なる3種類（シリーズ1、2、3）の実大実験室が対象で、可燃物の量と開口寸法を変更して行われた。それぞれの実験室の断面図と立面図を図2.8に示す。

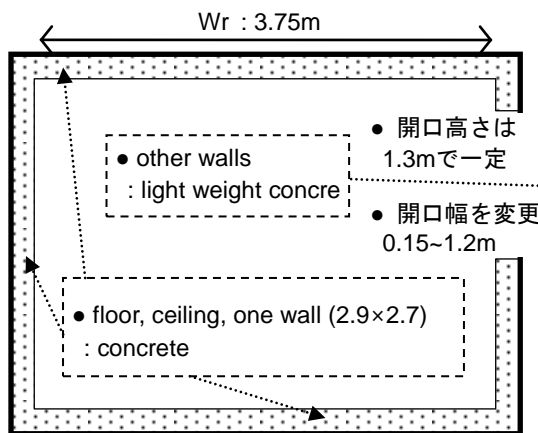
シリーズ1の実験は、室の寸法が2.9m×3.75m×2.7mで、床と天井そして一方の壁体（2.9m×2.7m）は普通コンクリート、他の壁体は軽量コンクリートで構成されている。開口は床から1.2mの高さに1つ設置されており、開口高さを1.3mで固定して、幅を0.15m~1.20mの範囲で変更した。可燃物はwood crib（木材）を15kg~100kgに変更しながら実験を行った。

シリーズ2の実験の場合は、室の寸法が6.0m×3.75m×2.7mで、周壁構成材料はシリーズ1と同様に床と天井、一方の壁体（6.0m×2.7m）を普通コンクリートで、他の壁体は軽量コンクリートである。開口は床から1.2mの高さに2つ設置されており、それぞれの開口の高さを1.3mで固定して、開口の幅を0.6m~3.6mの範囲で変更した。可燃物はwood crib（木材）の量を100kg ~365kgに変更しながら実験を行った。

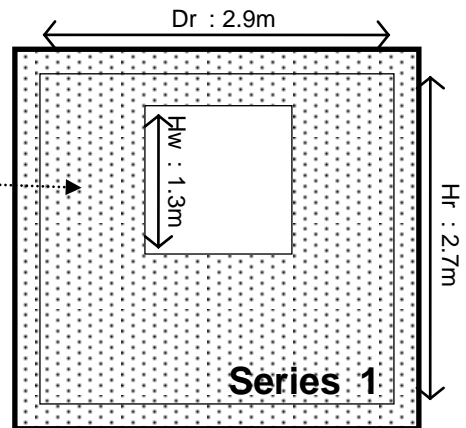
シリーズ3は、室の寸法が5.9m×3.7m×2.6mで、床と天井、全ての壁体が軽量コンクリートで構成されている。開口はシリーズ2と同様に2つ設置されており、幅を1.2m~3.6mの範囲で変更した。可燃物の条件はシリーズ2と同じである。

全ての実験で、開口が設置された部分の壁体は不明なので、開口の大きさの変更が容易な軽量コンクリートの壁体に設置されたと仮定する。

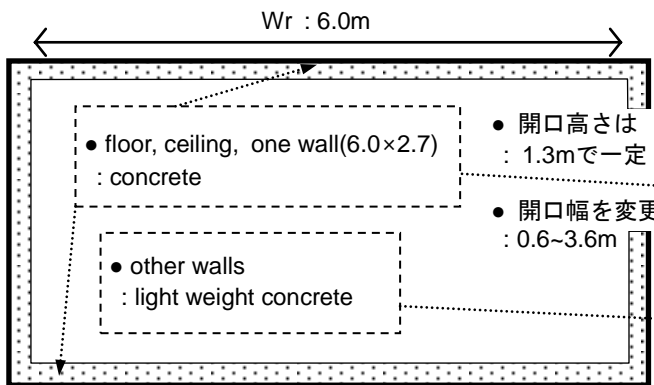
シリーズ1とシリーズ2は周壁材料が同じで、シリーズ2とシリーズ3は開口寸法、室の寸法、可燃物の量がほぼ同じである。したがって、それぞれのシリーズの実験結果を比べると、室の大きさと周壁材料などがF.O.発生に及ぼす影響について検討することができる。



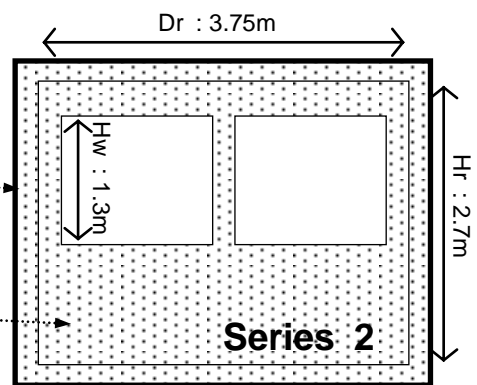
(1a) Series 1実験装置の断面図



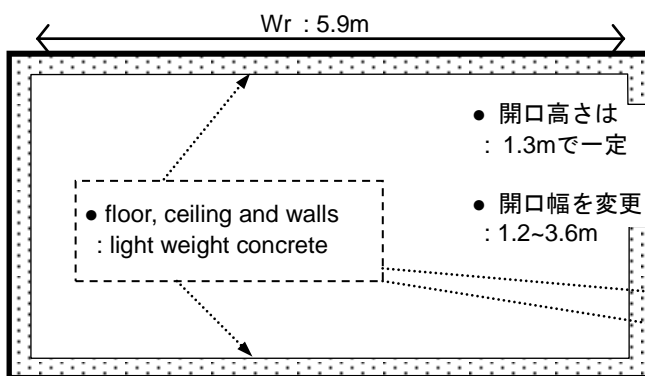
(1-b) Series 1実験装置の立面図



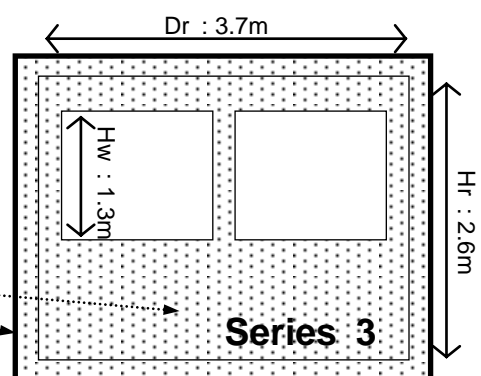
(2a) Series 2実験装置の断面図



(2b) Series 2実験装置の立面図



(3a) Series 3実験装置の断面図



(3b) Series 3実験装置の立面図

図2.8 Hägglundの実験室の断面図と立面図

(2) 実験データの整理

Hägglundの実験条件と実験結果を表2.5に示す。表の値は、Hägglundのオリジナル文献に記述されているそれぞれのシリーズの実験条件と実験結果の図から抽出したものである。実験データを抽出する方法としては、実験結果の図にプロットされたそれぞれのデータを読み取って、開口因子 $A\sqrt{H}$ と燃焼速度 m [kg/min]の値を抽出する。読み取った $A\sqrt{H}$ から室の面積と開口寸法を求めて、それぞれの火災室の条件を得た。また、実験条件が同一なデータ（室の寸法、開口寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、開口の幅が小さい順番で実験データを整列した。周壁材料の熱慣性は、シリーズによって周壁構成材料が異なるので、それぞれの実験室を構成している天井、床、壁体の材料の熱特性値を考慮して求める。ただし、文献の中に周壁材料の熱特性値が不明の場合は、他の文献^{1,27,38)}を参照した。シリーズ1と2の場合は室の構成材料の熱慣性（シリーズ1は $1.46\sim 1.47\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ 、シリーズ2は $1.50\sim 1.52\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ ）がほぼ一致するが、シリーズ3の場合は熱慣性（シリーズ3は $1.15\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ ）が他のシリーズの実験室より小さい。

実験結果においては、抽出した燃焼速度と実験に使用された木材可燃物の単位発熱量（木材の単位発熱量は約 16000kJ/kg ）を用いて発熱速度を求めた。また、同じ実験条件で、F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値と発生しないデータの発熱速度の最大値の中央をF.O.発生限界発熱速度として「方法1」によりそれぞれの実験のF.O.発生限界発熱速度を求めた。

図2.9にHägglundのシリーズ1の実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を示す。F.O.が発生したデータは黒点で、F.O.が発生しないデータは白点でプロットした。図2.9に示すように、シリーズ1は、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなる（開口が小さくなる）ほど、F.O.が発生したデータとF.O.が発生しないデータの発熱速度が大きくなる傾向がある。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $31.5\text{m}^{-1/2}\sim 63.9\text{m}^{-1/2}$ の範囲でF.O.が発生したが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $85.6\text{m}^{-1/2}$ 以上の場合（開口の幅が 0.45m 以下）にはF.O.が発生しなかった。

図2.10にシリーズ2の実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を示す。図2.9の結果と同様にシリーズ2の実験結果も、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、発熱速度が大きくなる傾向がある。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $17.4\text{m}^{-1/2}\sim 54.3\text{m}^{-1/2}$ の範囲でF.O.が発生して、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $26.6\text{m}^{-1/2}$ の条件（開口の幅が 2.4m ）では全ての実験でF.O.が発生したが、 $108.9\text{m}^{-1/2}$ の条件（開口の幅が 0.6m ）ではF.O.が発生したデータはない。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $35.7\text{m}^{-1/2}$ の場合（開口の幅が 1.8m ）には、F.O.が発生したデータの最小値が、発生しなかったデータの最大値より小さくなる逆転現象が現れた。

図2.11にシリーズ3の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を示す。シリーズ3も、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、発熱速度が大きくなる傾向がある。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $16.6\text{m}^{-1/2}\sim 34.0\text{m}^{-1/2}$ の範囲でF.O.が発生して、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $51.7\text{m}^{-1/2}$ の場合（開口の幅が 3.6m ）は、F.O.が発生しないデータがない。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $16.7\text{m}^{-1/2}$ の場合（開口の幅が 1.2m ）には逆転現象が現れた。

表2.5 Hägglundの実験条件と実験結果

		実験条件										実験結果				
周壁材料	可燃物	実験 番号	室の寸法			開口の寸法			内表 面積	温度因子 の逆数	壁体材料 の熱慣性	燃焼 速度	発熱 速度	正規化発熱速度		F.O. 発生限界
			W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$						A_T	$A_T/AH^{1/2}$	
			m	m	m	m	m	m ^{5/2}	m ²	m ^{-1/2}	kWs ^{1/2} /m ² K	kg/min	kW	non F.O.	with F.O.	kg/min
series 1 floor and ceiling : concrete one wall (2.9m×2.7m) : concrete other walls : light weight concrete (one window opening)	wood (15~100kg)	NA	2.90	3.75	2.70	1.30	0.15	0.22	57.47	258.46	1.46	0.82	218.7	983.5		
		NA										1.06	282.7	1271.4		
		NA										1.49	397.3	1787.1		
		1-6	2.90	3.75	2.70	1.30	0.45	0.67	57.08	85.57	1.46	1.37	365.3	547.7		
		NA										2.35	626.7	939.5		
		NA										2.98	794.7	1191.4		
		1-8	2.90	3.75	2.70	1.30	0.60	0.89	56.88	63.96	1.47	3.92	1045.3	1175.4		
		1-7										4.51	1202.7		1352.3	1263.9
		1-10	2.90	3.75	2.70	1.30	0.75	1.11	56.69	50.99	1.47	3.96	1056.0	949.9		
		1-11										4.12	1098.7	988.3		
		1-9										4.90	1306.7		1175.4	1081.9
		1-12	2.90	3.75	2.70	1.30	0.90	1.33	56.49	42.35	1.47	3.57	952.0	713.6		
		1-13										4.78	1274.7	955.5		
		1-14										5.41	1442.7	1081.5		
		1-15										5.69	1517.3		1137.4	1109.4
		1-16										6.39	1704.0		1277.4	
		1-17										7.02	1872.0		1403.3	
		1-18	2.90	3.75	2.70	1.30	1.20	1.78	56.10	31.54	1.47	4.35	1160.0	652.2		
NA										5.73	1528.0	859.1				

		1-20										6.24	1664.0	935.5		958.8
		1-21										6.55	1746.7		982.0	
		NA										6.86	1829.3		1028.5	
		NA										7.18	1914.7		1076.5	
		1-24										8.67	2312.0		1299.8	
		2-31	6.00	3.75	2.70	1.30	0.60	0.89	96.87	108.92	1.50	4.34	1157.3	1301.3		
		NA	6.00	3.75	2.70	1.30	1.20	1.78	96.09	54.02	1.51	5.99	1597.3	898.0		
		2-33										7.55	2013.3	1131.9		1229.4
		2-34										8.85	2360.0		1326.8	
	series 2	2-35	6.00	3.75	2.70	1.30	1.80	2.67	95.31	35.72	1.51	6.94	1850.7	693.7		
	floor and ceiling	2-39										9.03	2408.0		902.5	946.0
	: concrete	2-36										9.90	2640.0	989.5		
	one wall	2-40										10.59	2824.0		1058.5	
	(6.0x2.7)	NA										11.11	2962.7		1110.4	
	: concrete	NA										12.93	3448.0		1292.3	
	other walls	2-41										13.54	3610.7		1353.3	
	: light weight	2-42	6.00	3.75	2.70	1.30	2.40	3.56	94.53	26.57	1.51	10.94	2917.3		820.1	
	concrete	2-43										15.02	4005.3		1125.9	
	(two window	2-44										18.92	5045.3		1418.3	
	openings)	2-45	6.00	3.75	2.70	1.30	3.00	4.45	93.75	21.08	1.52	10.50	2800.0	629.7		736.4
		2-47										14.06	3749.3		843.2	
		2-46										15.02	4005.3		900.7	
		NA										17.01	4536.0		1020.1	
		NA										19.01	5069.3		1140.0	

		2-50										11.63	3101.3	581.2		641.9	
		2-51										14.06	3749.3		702.6		
		NA										15.63	4168.0		781.1		
		NA										19.70	5253.3		984.5		
		2-54										21.01	5602.7		1050.0		
series 3 floor and ceiling : light weight concrete walls : light weight concrete (two window openings)	wood (100~365kg)	3-61	5.90	3.70	2.60	1.30	1.20	1.78	92.02	51.74	1.15	8.44	2250.7		1265.4		
		3-62	5.90	3.70	2.60	1.30	1.80	2.67	91.24	34.20	1.15	6.39	1704.0	638.7		768.6	
		3-63											8.99	2397.3		898.5	
		3-64											9.94	2650.7		993.5	
		NA											10.96	2922.7		1095.4	
		3-66	5.90	3.70	2.60	1.30	2.40	3.56	90.46	25.43	1.15		7.81	2082.7	585.5		644.3
		3-67											9.38	2501.3		703.1	
		3-68											10.80	2880.0		809.6	
		3-69											13.41	3576.0		1005.2	
		3-70											15.93	4248.0		1194.1	
		3-71	5.90	3.70	2.60	1.30	3.00	4.45	89.68	20.17	1.15		7.81	2082.7	468.4		
		3-72											8.44	2250.7	506.1		525.0
		3-73											9.07	2418.7		543.9	
		3-74											11.04	2944.0		662.1	
		NA	5.90	3.70	2.60	1.30	3.60	5.34	88.90	16.66	1.15		8.04	2144.0	401.8		
		NA											9.38	2501.3	468.8		524.2
3-77											10.33	2754.7		516.2			
3-78											10.65	2840.0	532.2				

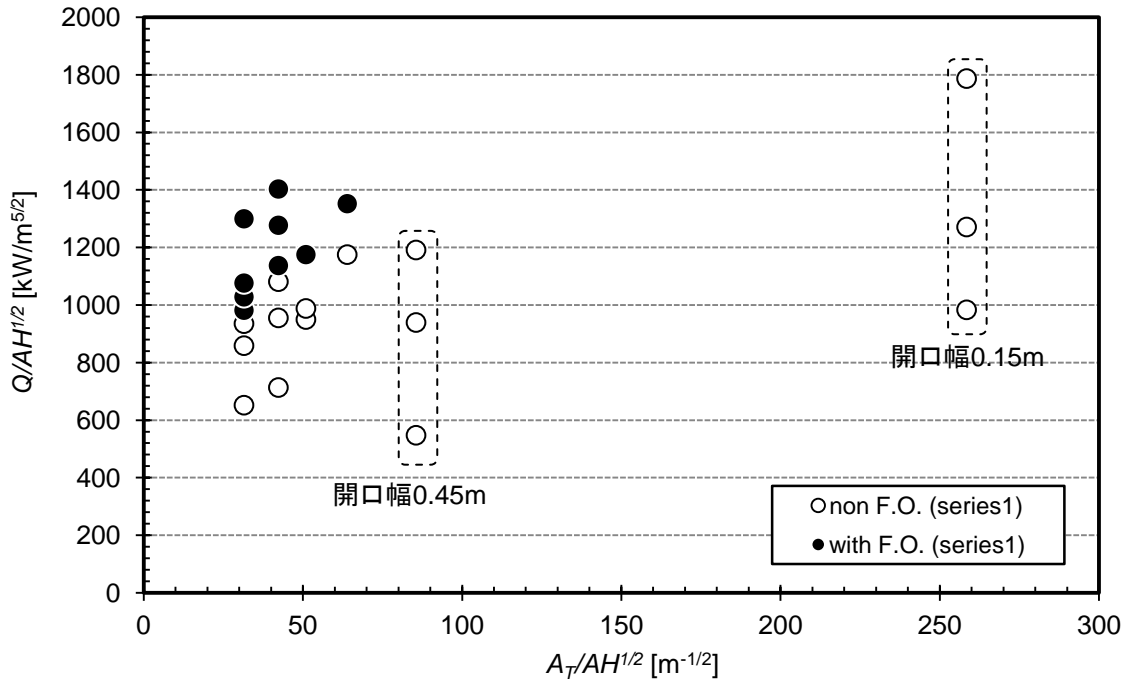


図2.9 Hägglundの実験シリーズ 1 における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係

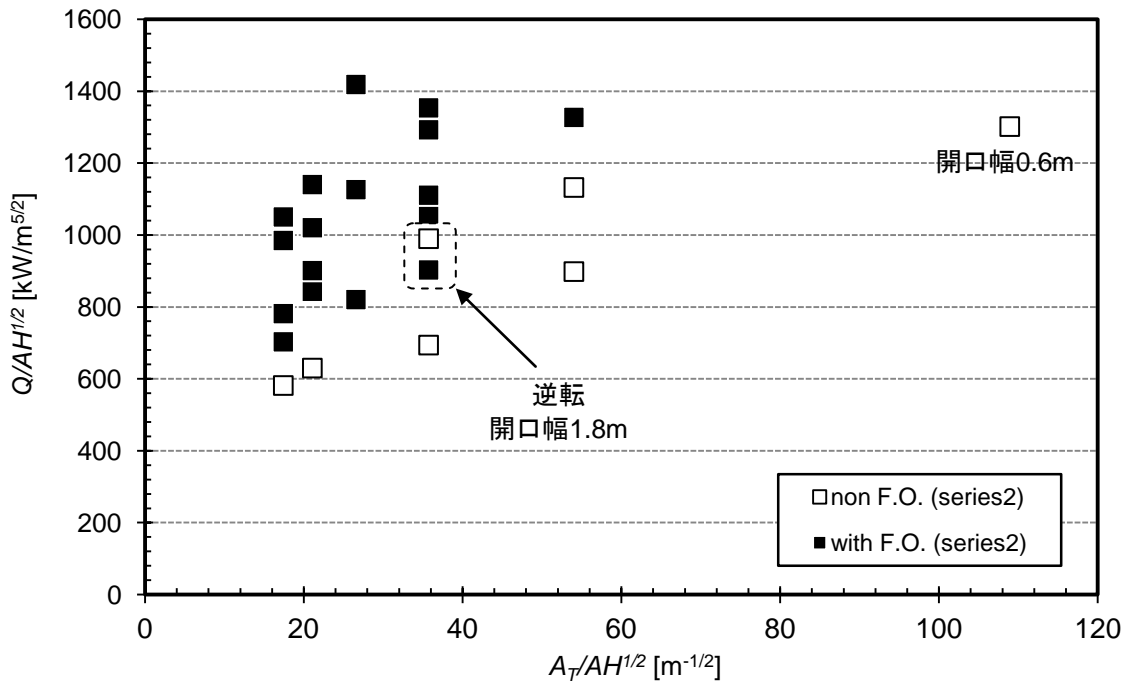


図2.10 Hägglundの実験シリーズ 2 における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係

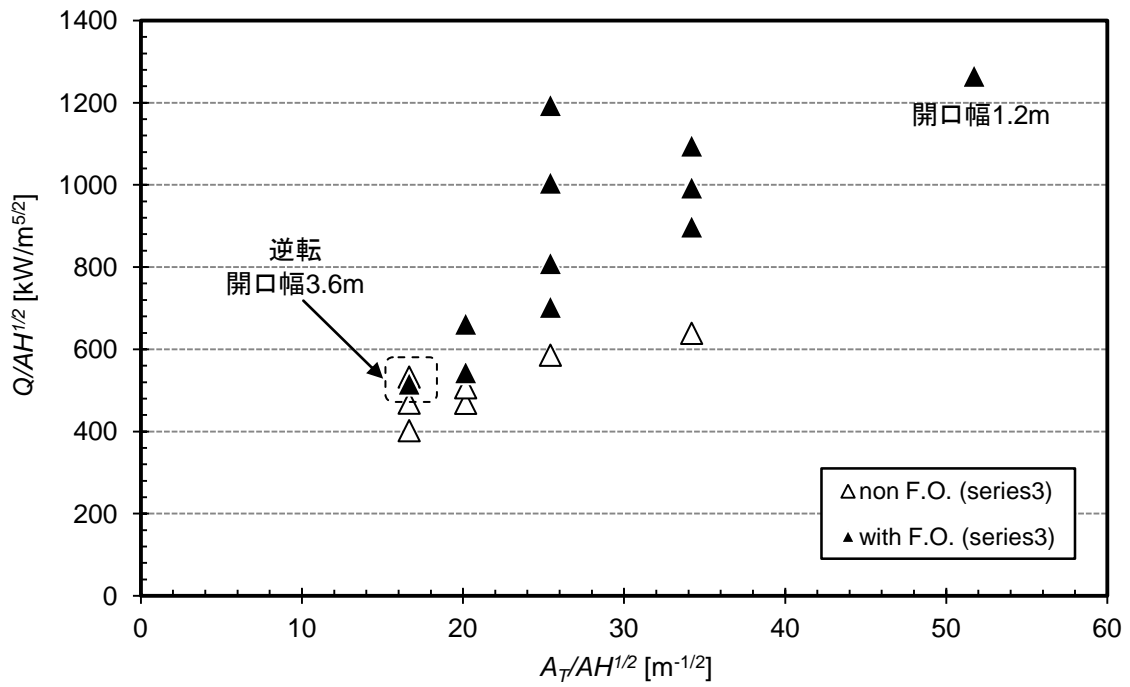


図2.11 Hägglundの実験シリーズ3における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

表 2.5 に整理した Hägglund の実験データから、「方法 1」で求めた F.O.発生限界発熱速度とそのデータの実験条件を表 2.6 に示す。シリーズ 1 の実験室はシリーズ 2 の実験室の約 60%程度の大きさで、周壁構成材料が同じなので、シリーズ 1 とシリーズ 2 の実験結果を比べると、火災室のスケールが F.O.に与える影響について確認することができる。また、シリーズ 2 とシリーズ 3 の実験室のスケールはほぼ一致して、周壁構成材料が異なるので、シリーズ 2 とシリーズ 3 の実験結果の比べると、周壁構成材料が F.O.発生に及ぼす影響について検討することができる。

図 2.12 に Hägglund の実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示して、それぞれのシリーズの F.O.発生限界発熱速度と F.O.発生限界を求めるときに使った F.O.発生したデータと F.O.が発生しないデータを作成する。図 2.12 を示すように、シリーズ 2 がシリーズ 1 より広い範囲の $A_T/A\sqrt{H}$ で F.O.発生限界発熱速度が現れるが、シリーズ 1 とシリーズ 2 の F.O.発生限界発熱速度は大きな差はない。従って、火災室のスケールが F.O.に及ぼす影響は小さい。

壁体構成材料の熱慣性が小さなシリーズ3の場合は、熱慣性が大きいシリーズ2より狭い範囲の $A_T/A\sqrt{H}$ で F.O.の限界発熱速度が現れて、シリーズ2の F.O.発生限界発熱速度がシリーズ3より 25%くらい高い。従って、Hägglundの実験結果では火災室のスケールよりも周壁構成材料の熱慣性が F.O.発生限界発熱速度に及ぼす影響が大きいことが示されている。

表2.6 Hägglundの実験におけるF.O.発生限界発熱速度

実験条件										実験結果		実験 番号
Scale	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度因子 の逆数	周壁材料 の熱慣性	F.O.発生限界 発熱速度		
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$A\sqrt{H}$	A_T	$A_T/A\sqrt{H}$	$\sqrt{k\rho c}$	Q_{FO}	$Q_{FO}/A\sqrt{H}$	
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$	$kWs^{1/2}/m^2K$	kW	$kW/m^{5/2}$	
M O D E L	2.90	3.75	2.70	1.30	0.60	0.89	56.88	63.96	1.47	1124.0	1263.9	1-8, 1-7
					0.75	1.11	56.69	50.99	1.47	1202.7	1081.9	1-11, 1-9
					0.90	1.33	56.49	42.35	1.47	1480.0	1109.4	1-14, 1-15
					1.20	1.78	56.10	31.54	1.47	1705.3	958.8	1-20, 1-21
	6.00	3.75	2.70	1.30	1.20	1.78	96.09	54.02	1.51	2186.7	1229.4	2-33, 2-34
					1.80	2.67	95.31	35.72	1.51	2524.0	946.0	2-36, 2-39
					3.00	4.45	93.75	21.08	1.52	3274.7	736.4	2-45, 2-47
					3.60	5.34	92.97	17.42	1.52	3425.3	641.9	2-50, 2-51
	5.90	3.70	2.60	1.30	1.80	2.67	91.24	34.20	1.15	2050.7	768.6	3-62, 3-63
					2.40	3.56	90.46	25.43	1.15	2292.0	644.3	3-66, 3-67
					3.00	4.45	89.68	20.17	1.15	2334.7	525.0	3-72, 3-73
					3.60	5.34	88.90	16.66	1.15	2797.3	524.2	3-78, 3-77

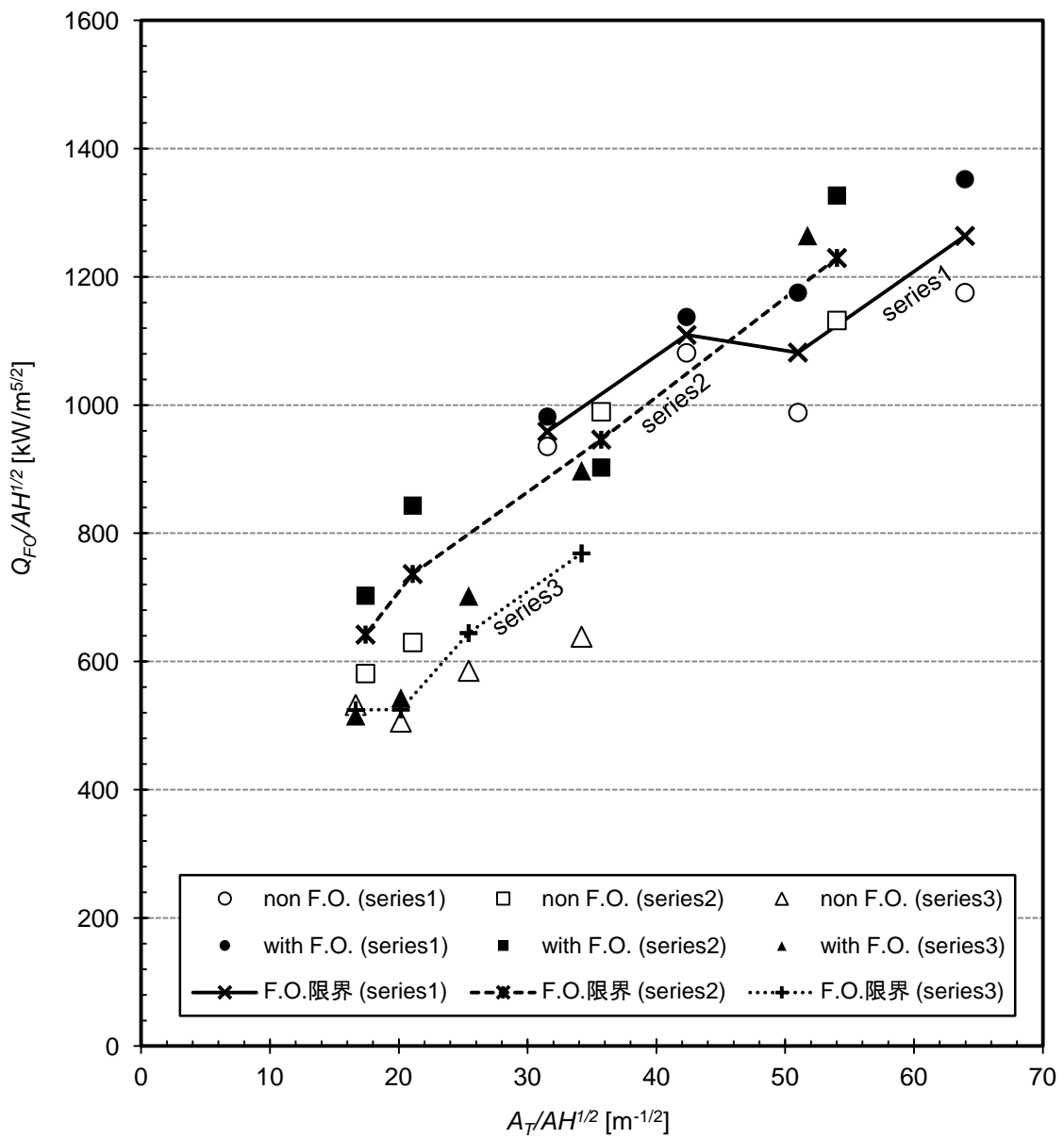


図2.12 Hägglundの実験のF.O.発生限界発熱速度の比較 ($A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係)

2. 4. 2. 3. Babrauskasの実験

(1) 実験概要

Babrauskas¹⁸⁾の実験は、寸法が2.26m×3.94m×2.31mの実大実験室が対象で、可燃物の種類と開口寸法を変更して行われた。図2.13に実験室の立面図と平面図を示す。

火災室の壁と天井は16mmのType X石膏ボード、床は普通コンクリートで構成された。全部で4回の実験が行われた。そのうち、室の寸法と開口寸法が同一な条件では可燃物を変更して2回、室の寸法と可燃物が同じ条件では開口寸法を変更して2回の実験を行った。可燃物は28.3kgの肘付き椅子と40kgの二人用ソファの2種類である。開口寸法は高さを1.13m~2.0m、幅を1.3m~2.0mの範囲で変更した。従って、Babrauskasの実験結果から、可燃物の種類と開口寸法がF.O.発生に及ぼす影響について検討することができる。

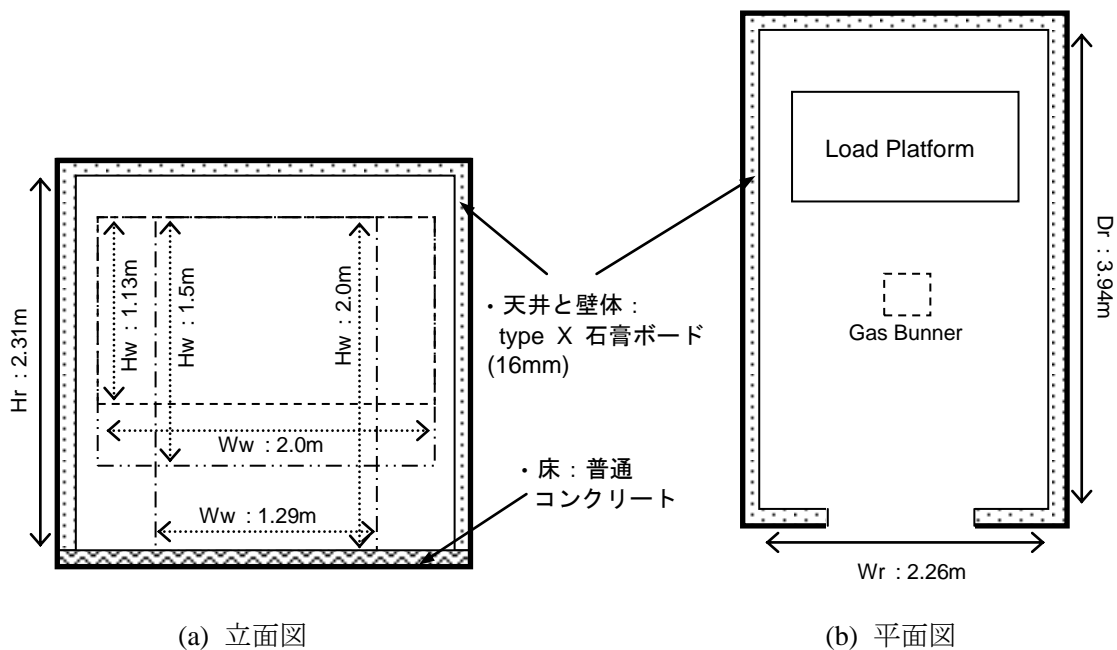


図2.13 Babrauskasの実験室の立面図と平面図

(2) 実験データの整理

Babrauskasの実験条件と実験結果を表2.7に示す。表2.7のデータはBabrauskasの文献に作成されている実験条件と実験結果から引用した。周壁材料の熱慣性は、天井、床、壁体の材料の熱特性値を考慮し求めた。ただし、文献に材料の熱特性値が明示されていない場合は、他の文献^{29-31,35,38,39)}を参照した。また、文献中ではF.O.が発生したデータのみが明記されているので、「方法2」を使ってF.O.発生限界発熱速度を求めた。

表2.7 Babrauskasの実験条件とF.O.発生限界発熱速度

実験条件									実験結果						
実験 番号	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度因子 の逆数	周壁 材料	可燃物	壁体材料 の熱慣性	F.O.時間	最大 発熱速度	F.O.限界 発熱速度	正規化 発熱速度
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$AH^{1/2}/A_T$			$k\rho c^{1/2}$	t_{FO}	Q_{MAX}	Q_{FO}	$Q_{FO}/AH^{1/2}$
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{1/2}$			$kWs^{1/2}/m^2K$	s	kW	kW	$kW/m^{-1/2}$
1	2.26	3.94	2.31	1.13	2.0	2.40	44.19	18.40	天井, 壁体 : type X gypsum wallboard (16mm) 床 : concrete	loveseat 40kg	1.106	373	2490	1200	499.5
2	2.26	3.94	2.31	1.50	2.0	3.67	43.45	11.83		loveseat 40kg	1.108	377	3550	1940	528.0
5	2.26	3.94	2.31	2.00	1.3	3.65	43.87	12.02		armchair 28.3kg	1.076	302	2260	1700	465.9
6	2.26	3.94	2.31	2.00	1.3	3.65	43.87	12.02		loveseat 40kg	1.076	410	2660	1390	381.0

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

図 2.14 に Babrauskas の実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。プロットされた黒点は F.O. 発生限界発熱速度で、それぞれの実験を区分できるように実験番号を作成した。図 2.14 に示すように、開口寸法が異なる実験 1 と実験 2 を比べると、開口が大きい実験 2 の F.O. 発生限界発熱速度が少し高いが、大きな差がない。可燃物が異なる実験 5 と実験 6 を比べると、可燃物が小さな条件の実験 5 の F.O. 発生限界発熱速度が 20% ぐらい大きい。従って、Babrauskas の実験では、開口寸法の条件より可燃物の条件が F.O. 発生限界発熱速度に及ぼす影響が大きいことを確認した。

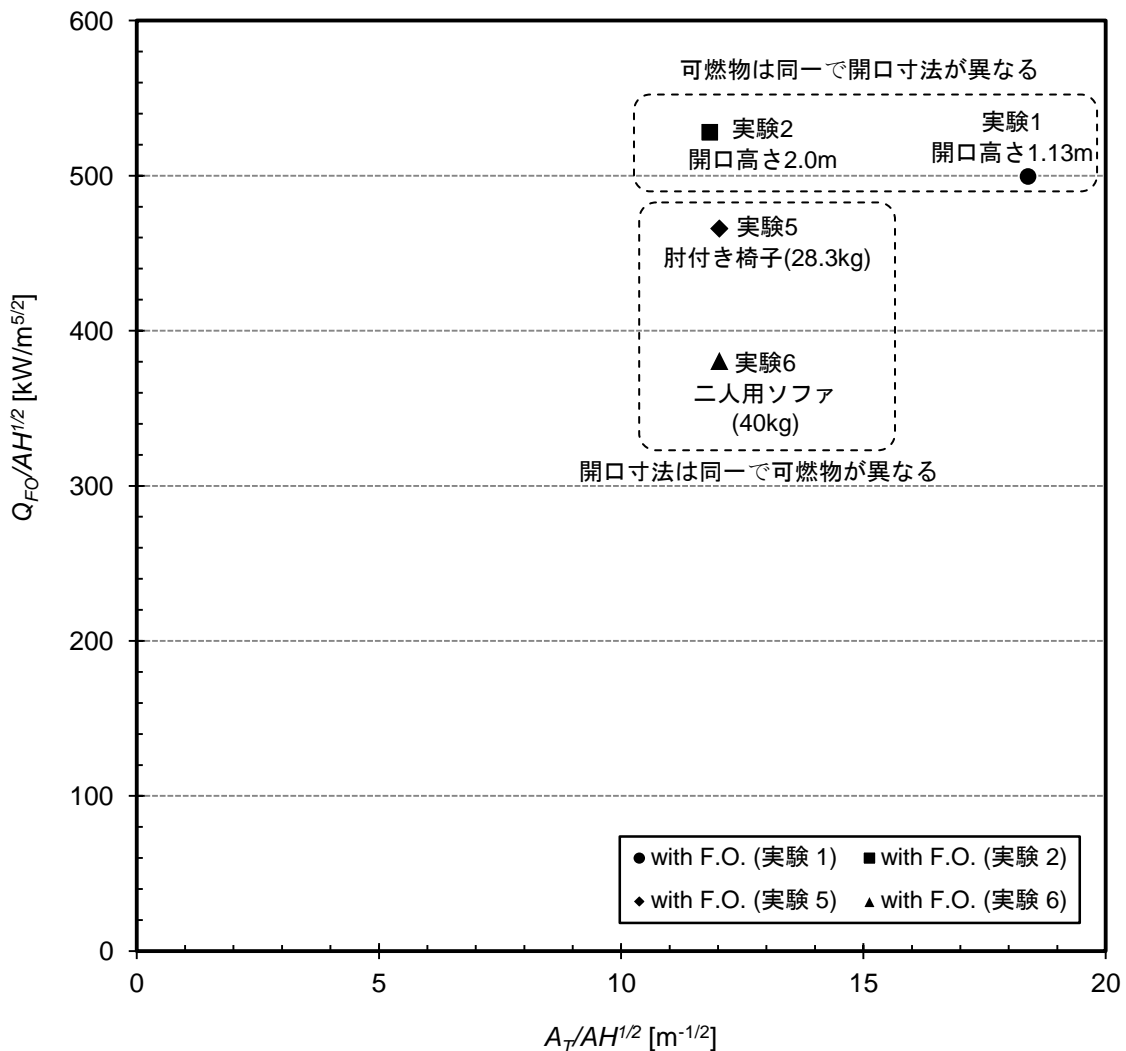


図2.14 Babrauskasの実験におけるF.O.発生限界発熱速度 ($A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係)

2. 4. 2. 4. Fangの実験

(1) 実験概要

Fang¹⁰⁾の実験は、室の寸法が $3.3\text{m}\times 3.3\text{m}\times 2.4\text{m}$ 、 $3.3\text{m}\times 4.9\text{m}\times 2.4\text{m}$ である2タイプの実大実験室を使って行われた。開口は一つの壁面の中央に1つあり、開口寸法は $0.76\text{m}\times 2.03\text{m}$ である。ただし、2つの実験では開口を閉鎖した条件で実験を行った。それぞれの火災室の断面図を図2.15に示す。床は普通コンクリートであるが、内側表面を 16mm のType Xの石膏ボードで被覆した。壁は厚さ 0.2m の軽量コンクリートブロックで構成されており、実験条件によって壁体をそのまま使用したり、 13mm の石膏ボードまたは 4mm の合板で内表面を覆ったりして、3種類の壁体材料を適用した。天井は、軽量コンクリートブロックで構成された壁体の上に $W6\times 12$ のI形鋼製梁を設置して、天井の内側表面を 16mm のType X石膏ボードと 13mm の鉱物繊維板で被覆した。また、実験条件によって、鋼製スタッドを介して天井の内側表面に $0.61\text{m}\times 1.22\text{m}\times 12.7\text{mm}$ の軟質繊維板または 16mm の石膏ボードで被覆したり、木製または鋼製のジョイストを介して 16mm の合板を覆ったりして、4種類の天井構成材料を適用した。可燃物は一般的な家具を使用し、同じ条件の火災室でも、単位発熱量を少し変更しながら実験を行った。

したがって、Fangの実験では、不燃と可燃内装材の様々な壁体材料と室のスケールがF.O.発生し及ぼす影響について検討することができる。

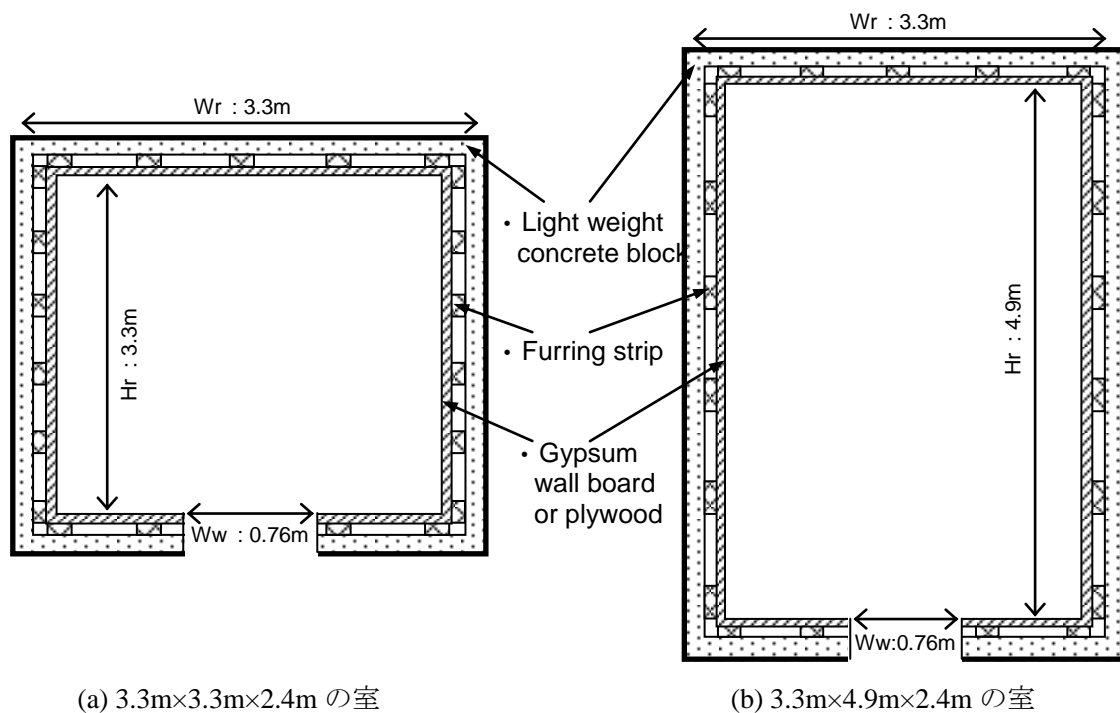


図2.15 火災室の形態と寸法

(2) 実験データの整理

Fangの実験条件と実験結果を表2.8に示す。表2.8のデータは、Fangの文献に作成されている実験条件と実験結果のテーブルデータから引用した。また、実験条件が同一なデータ（室の寸法、開口寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、実験データを整理した。周壁材料の熱慣性は、それぞれの実験室を構成している天井、床、壁体の材料の熱特性値を考慮して求めた。ただし、文献に材料の熱特性値が明示されていない場合は、他の文献^{1,27,38)}を参照した。

Fangの文献では、室の床面の放射熱流束が 20kW/m^2 以上になるとF.O.が発生すると見なして、その時の発熱速度をF.O.発生限界発熱速度とした「方法2」。実験条件のうち開口が閉鎖している実験ではF.O.が起きず、開口が開いている実験では全てF.O.が発生した。

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

図 2.16 に Fang の実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を示す。プロットされた点は F.O.発生限界発熱速度で、それぞれの実験の区別ができるように、周壁材料の熱慣性と発熱量密度の数値を作成した。

図 2.16 に示すように、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $23.62\text{m}^{-1/2}$ の場合（室の寸法が小さい）には、壁の内表面が可燃内装材で構成された実験が多く、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $31.92\text{m}^{-1/2}$ の場合（室の寸法が大きい）は、壁の内表面が不燃内装材で構成されている実験が多い。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $31.92\text{m}^{-1/2}$ で、不燃内装材を使った実験の場合は、周壁材料の熱慣性が大きくなるほど F.O.発生限界発熱速度も大きくなる傾向があるが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $23.62\text{m}^{-1/2}$ で、可燃内装材を使った実験の場合は、周壁材料の熱慣性や室寸法が及ぼす影響を確認することが難しい。

表2.8 Fangの実験条件と実験結果

実験条件									実験結果							
実験 番号	室の寸法			開口の寸法			内表面積	温度因子 の逆数	周壁材料 (壁 / 天井)	発熱量 密度	壁体材料 の熱慣性	F.O. 時間	F.O.時 発熱速度	F.O.限界 発熱速度	正規化 発熱速度	
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$A_T/AH^{1/2}$		q	$kpc^{1/2}$	t_{FO}	Q_{MAX}	Q_{FO}	$Q_{FO}/AH^{1/2}$	
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$		kg/m^2	$kWs^{1/2}/m^2K$	s	kW	kW	$kW/m^{-1/2}$	
1	3.3	3.3	2.4	2.03	0.76	2.20	51.92	23.62	Plywood / Gypsum Board	34.8	0.500	117	4170	1030	468.6	
3										37.2			–	–	–	–
4										29.2			101	3530	1190	541.4
5										50.7			108	4420	1880	855.3
9										36.7			106	5600	1610	732.4
10										36.8			104	–	1850	841.6
11A										37.1			225	6210	1470	668.7
2									Concrete Block / Gypsum Board	24.9	0.844	178	3590	1620	737.0	
6									Gypsum Board / Gypsum Board	31.0	0.762	100	5560	2420	1100.9	
8									Plywood / Suspended Tile	41.7	0.370	123	5590	1560	709.7	
7	3.3	3.3	2.4	close	close	–	53.46	–	Plywood / Gypsum Board	36.6	0.494	none	–	none	none	
11										37.1			none	–	none	none
12	3.3	4.9	2.4	2.03	0.76	2.20	70.16	31.92	Plywood / Gypsum Board	34.0	0.519	116	6240	1560	709.7	
13									Gypsum Board / Gypsum Board	30.2	0.762	121	5790	1130	514.1	
14									Plywood / Suspended Tile	37.4	0.376	130	6160	1390	632.3	
15									Concrete Block / Wood Joists	44.6	0.869	112	6050	2360	1073.6	
16									Concrete Block / Steel Joists	34.9			172	5300	2210	1005.4

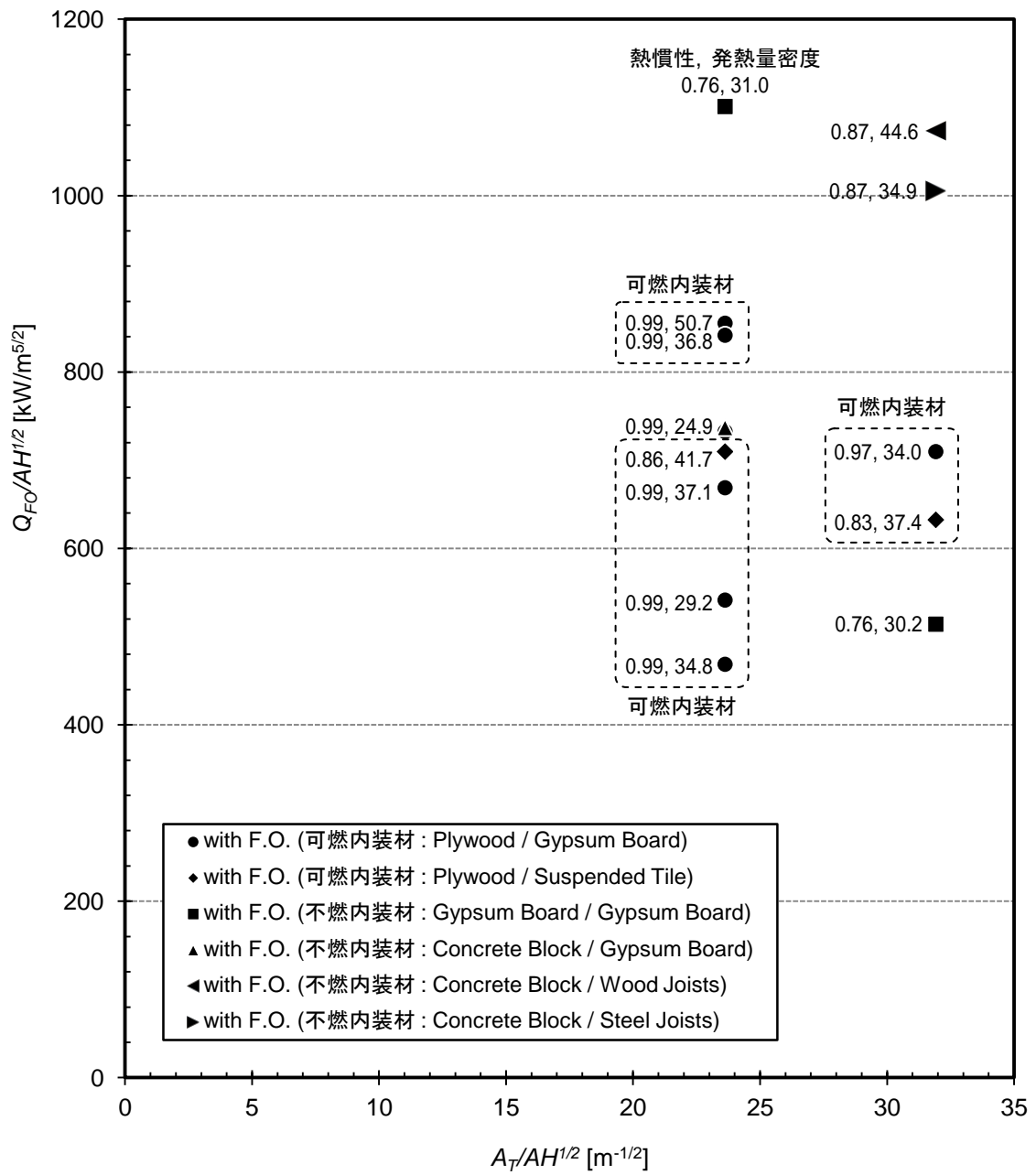


図2.16 Fangの実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係

2. 4. 2. 5. Leeの実験

(1) 実験概要

Lee²⁰⁾の実験は、寸法が2.44m×3.6m×2.44mの実験室で行われた。室の床と3面の壁は普通コンクリートで、天井と開口が設置されている1枚の壁体はケイ酸カルシウムボードで構成されている。また、壁の内側表面は13mmの厚さの石膏ボードで、天井と床は25mmの石膏ボードで覆った。開口は一方の壁体の中央に1つあり、寸法は0.76m×2.03mである。図2.17に火災室の断面図と立面図を示す。

火災室の壁体と天井は、構成材料の熱特性が異なる6種類の可燃内装材を適用して、3つのシナリオ（シナリオA、B、C）の火源を設定し、900秒にわたり実験を行った。実験に適用された火源の最大発熱速度は160kWである。シナリオAの実験では、実験開始から900秒まで一定の火源（160kW）を適用した。シナリオBの実験では、40kWの火源で開始して、30秒後からは80kW、60秒後からは120kW、90秒から900までは160kWとした。シナリオCの場合は、実験開始から300秒までは40kW、300~600秒では160kWの火源を維持し、600~900秒の間で徐々に火源を小さくして消火した。

Leeの実験では、室の寸法と開口寸法が一定で、周壁の内表面は様々な可燃内装材で構成したので、周壁の熱慣性がF.O.発生に及ぼす影響について検討することができる。

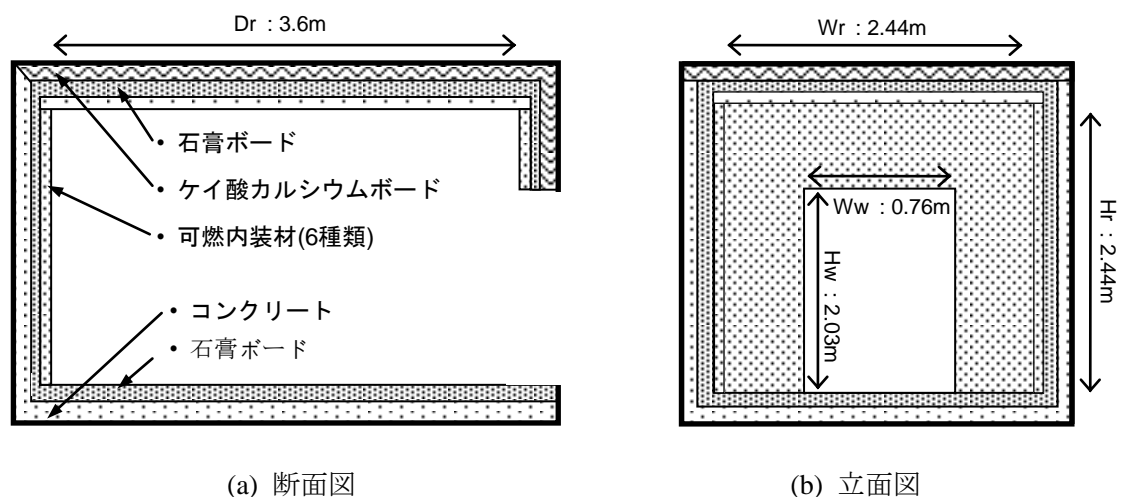


図2.17 Leeの実験室の断面図と立面図

(2) 実験データの整理

表2.9にLeeの実験条件と実験結果を示す。表のデータは、Leeの文献に作成されている実験条件と実験結果のテーブルデータから参照した。また、実験条件が同一なデータ（室の寸法、開口寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、実験データを整理した。周壁材料の熱慣性は、それぞれの実験室の天井、床、壁体の材料の熱特性値を考慮し求めた。ただし、文献に材料の熱特性値が明示されていない場合は、他の文献^{29-31,35,38,39)}を参照した。

Leeの文献には、実験条件によってF.O.が発生しない場合もあるが、その場合には実験データがなく、F.O.が発生したデータのみ明記されているので、「方法2」を用いF.O.発生限界発熱速度を求めた。

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

Leeの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を図 2.18 に示す。プロットされた黒点はそれぞれの実験の F.O.発生限界発熱速度で、実験ごとの区別ができるように周壁材料の熱慣性の数値を作成した。

図 2.18 に示すように、Leeの実験は $A_T/A\sqrt{H}$ が $20.97\text{m}^{-1/2}$ である単一規模の火災室の条件で、周壁材料の熱慣性が大きくなるほど、F.O.発生限界発熱速度は小さくなる傾向がある。その理由は、可燃内装材の熱慣性が大きくなると、材料の着火と燃焼拡大が速くなり、F.O.発生限界発熱速度が小さくなると考えられる。

表2.9 Leeの実験条件と実験結果

実験条件									実験結果					
実験 番号	室の寸法			開口の寸法			内表面積	温度因子 の逆数	周壁材料	シナ リオ	壁体材料 の熱慣性	F.O.時間	F.O.発生限界 発熱速度	正規化 発熱速度
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$A_T/AH^{1/2}$			$k\rho c^{1/2}$	t_{FO}	Q_{FO}	$Q_{FO}/AH^{1/2}$
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$			$kWs^{1/2}/m^2K$	s	kW	$kW/m^{-1/2}$
1B	2.44	3.66	2.44	2.03	0.76	2.198	46.086	20.97	Gypsum board	A	0.552	none	none	–
2										B	0.552	none	none	–
3B										C	0.552	none	none	–
15									Fire-retardnat treated plywood	A	0.362	847	2100	955.35
4										A	0.362	none	none	–
6										B	0.362	none	none	–
5										C	0.362	none	none	–
7									Plywood2	C	0.359	195	1700	773.38
8									Plywood1	B	0.372	140	1900	864.36
10									Polystyrene	A	0.154	–	–	–
12										C	0.154	101	3100	1410.28
11										B	0.154	71	4200	1910.70
9									Polyisocyanurate	A	0.133	19	2200	1000.84
13										B	0.133	42	2900	1319.29
14										C	0.133	315	3200	1455.77

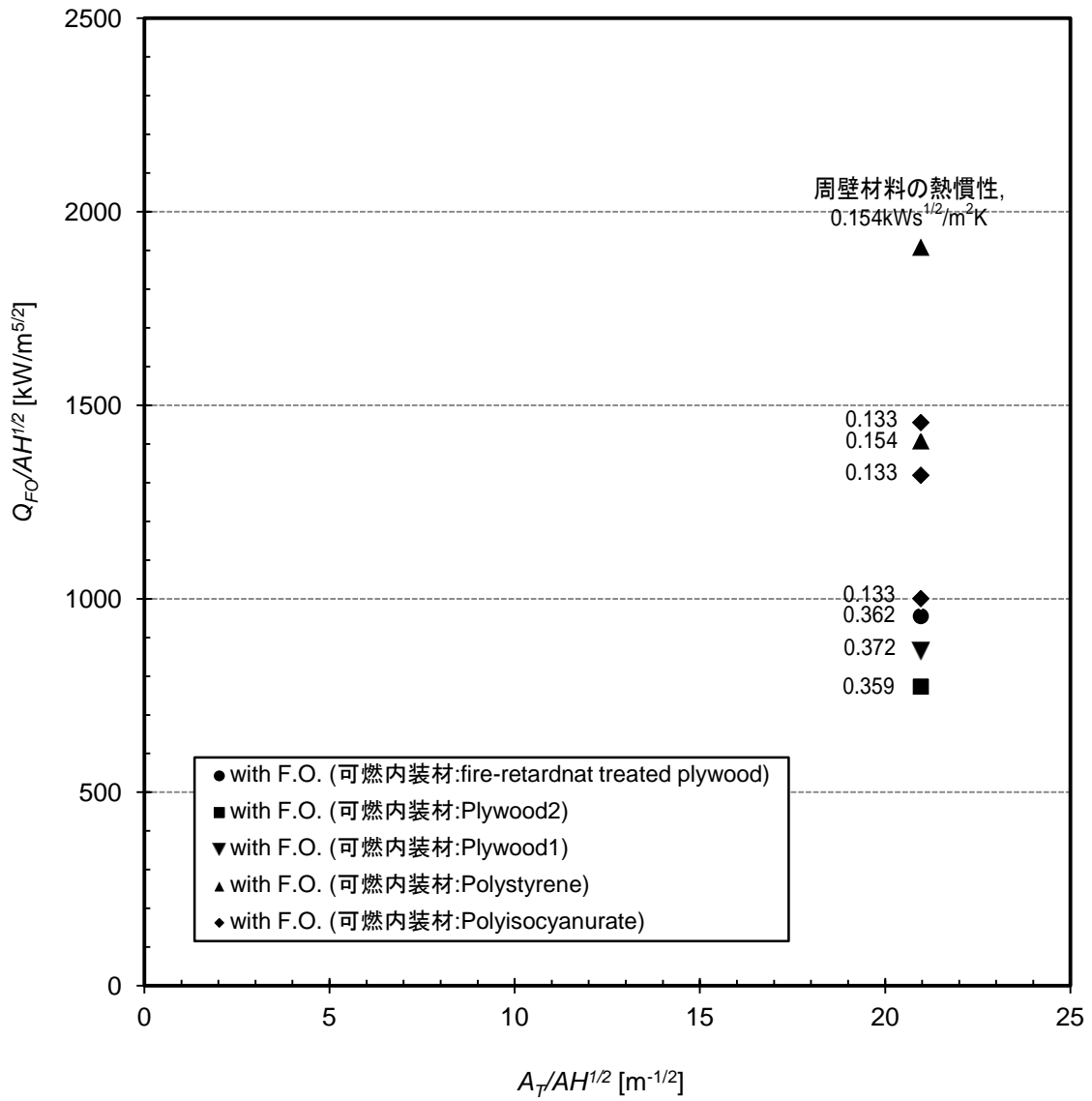


図2.18 Leeの実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係

2. 4. 2. 6. AlexとBwalya (DFCP-I、DFCP-II) の実験

(1) 実験概要

Alex²⁵⁾ (以下、DFCP-I) の実験は、ISO 9705 Fire tests - Full-scale room test for surface products に規定される室で行われた。9種類の物販店舗を想定して、それぞれの条件で1回ずつ、全部で9回の実験を行った。ただし、衣料品店 (CLO1) の場合は、可燃物のうち繊維と木材の割合を異にして3回の実験を行った。DFCP-Iの実験室の平面図を図2.19に示す。全ての実験室は同じ規模で、室の寸法は3.6m×2.4m×2.4mで、一方の壁に0.8m×2.0mの寸法の開口が1つ設置されている。室の天井と壁体は繊維セメント板 (熱慣性が約0.775kWs^{1/2}/m²K)、床はコンクリートスラブ (熱慣性が約0.922kWs^{1/2}/m²K) で構成された。火災室内の放射熱流と煙層温度を測定するため、室の床面の中央に熱流計を、中央の床面から0.46m、0.98m、1.46m、2.05m、2.16m、2.4mの高さで熱電対を設置した。また、それぞれの実験条件における可燃物の設定条件を表2.10に示す。実験の火災荷重密度は661MJ/m²~5305MJ/m²の範囲であるが、同一な火災荷重密度でも、火災室の用途によって可燃物の種類と量が異なる。点火源は5kWのT字型バーナーを4分間使用した。

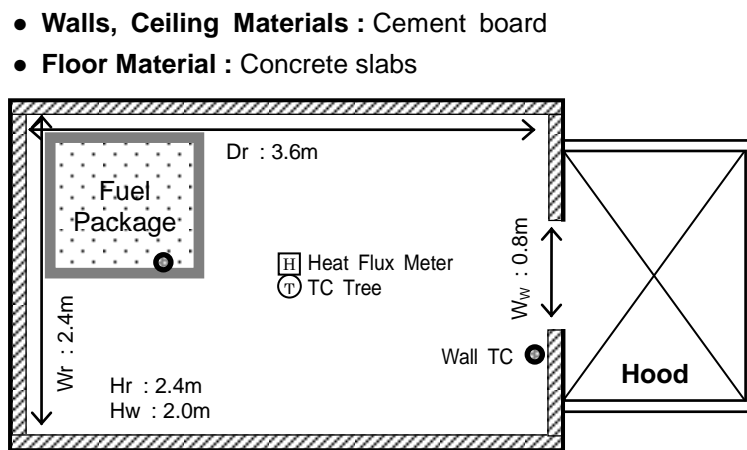


図2.19 Alex (DFCP-I) の実験室の平面図

Bwalya²⁶⁾ (以下、DFCP-II) の実験では、DFCP-Iの実験と同一の7種類の物販店舗を想定し、火災室の寸法を3.6m×2.75m×2.4mで、床面積を9.9m²にして、それぞれの火災室で1回ずつ総7回の実験を行った。DFCP-IIの実験室の平面図を図2.20に示す。室には0.9m×2.2mの寸法の開

口が 1 つ設置されている。DFCP-I の火災室よりも室の寸法と開口の寸法が少し大きい。また、開口に 1.2m×10.40m の U 字型の廊下が接続されている。

壁の構成材料はセラミックファイバー（熱慣性が約 $0.141\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ ）で被覆したセメント板、床はコンクリートスラブで（熱慣性が約 $0.608\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ ）ある。熱流束計は火災室の床面の中央に設置された。熱電対は開口の近くの床面から 0.67m、0.97m、1.42m、1.57m、1.72m、2.10m の高さに設置されて煙層温度を測定した。また、開口からの水平距離 0.0m～8.0m の範囲に 0.5m 間隔で廊下の天井中央に 15 個の熱電対を設置した。

それぞれの実験室の燃料条件を表 2.10 に示す。それぞれの実験条件での可燃物の総質量については、靴店（SHO）の場合は DFCEP-I 実験と総質量が同じであるが、他の実験条件では DFCEP-I 実験の 2 倍とした。点火源として 75kW の T 字型バーナーを使用し、4 分間適用した。

- **Walls, Ceiling Materials** : Ceramic fibers
- **Floor Material** : Concrete slabs

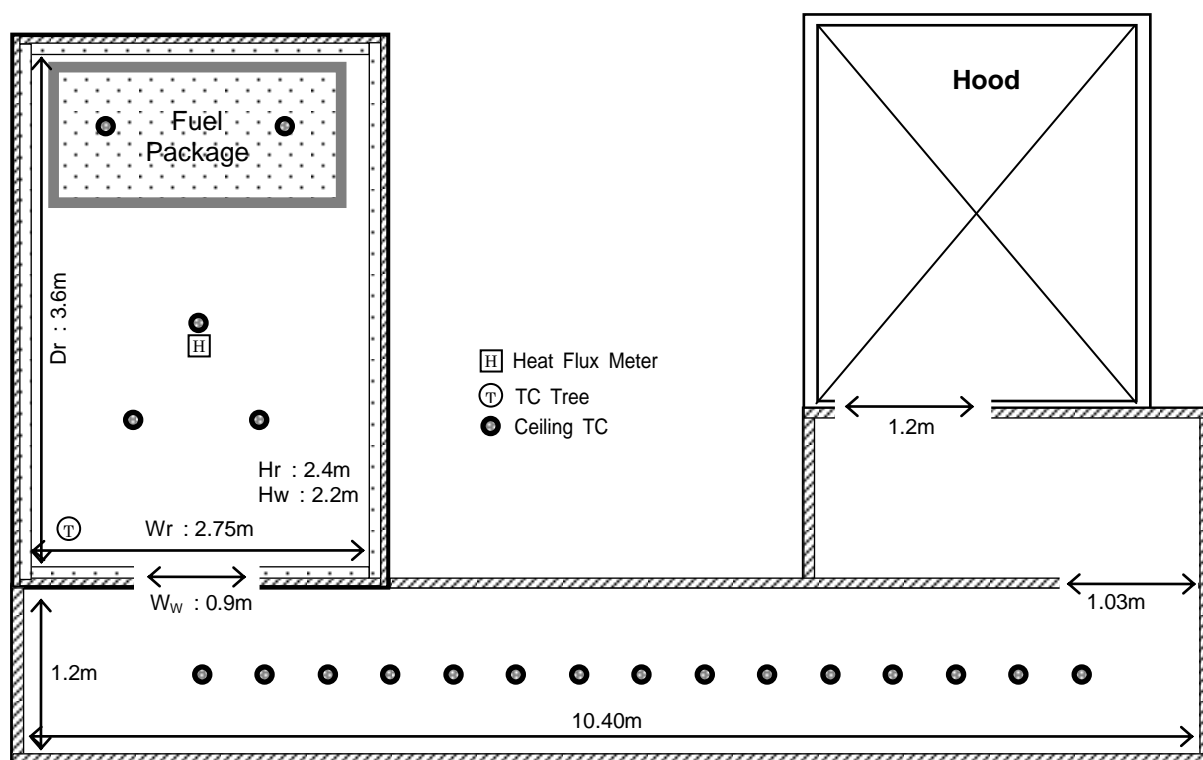


図2.20 Bwalya (DFCP-II) の実験室の平面図

表2.10 DFCP-I、DFCP-IIの実験の燃料条件

実験室		火災荷重密度 [MJ/m ²]	燃料の総質量 [kg]	燃料の構成材料 (%)				
				Textiles	Plastics	Wood/paper	Ruber/leather	Food
Alex (DFCP-I)	Computer showroom1	812	31.7	3.0	51.0	46.0	0.0	0.0
	Storage room1	2320	102.2	6.0	31.0	49.0	9.0	6.0
	Clothing store1-1	661	34.7	55.0	6.0	37.0	2.0	0.0
	Clothing store1-2	661	36.3	23.0	1.0	76.0	0.0	0.0
	Clothing store1-3	661	35.4	86.0	2.0	12.0	0.0	0.0
	Toy store1	1223	60.4	7.0	19.0	75.0	0.0	0.0
	Shoe storage1	4900	214.8	1.0	0.0	34.0	65.0	0.0
	Book store1	5305	303.0	0.4	0.0	99.6	0.0	0.0
	Fast food1	881	31.8	0.0	19.0	39.0	0.0	42.0
Bwalya (DFCP-II)	Computer showroom2	812	63.4	3.0	51.0	46.0	0.0	0.0
	Storage room2	2320	204.3	6.0	31.0	49.0	9.0	6.0
	Clothing store2-3	661	70.9	86.0	2.0	12.0	0.0	0.0
	Toy store2	1223	120.8	7.0	19.0	75.0	0.0	0.0
	Shoe storage2	4900	214.8	1.0	0.0	34.0	65.0	0.0
	Book store2	5305	605.8	0.4	0.0	99.6	0.0	0.0
	Fast food2	881	63.6	0.0	19.0	39.0	0.0	42.0

(2) 実験データの整理

表2.11にDFCP-I、DFCP-IIの実験条件と実験結果を示す。表2.11のデータは、AlexとBwalyaの文献に記述されている実験条件と実験結果のテーブルデータおよび図から抽出した。また、実験条件が同一なデータ（室の寸法、開口寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、実験データを整理した。

DFCP-IIの実験は開口と廊下が連結されているので、室の開口（1ヶ所）と廊下の開口（2ヶ所）を合成して開口因子を求めた。室からフードまで設置されている3つの開口を合成すると合成開口面積は

$$A_e = \frac{1}{\sqrt{\frac{1}{(0.9 \times 2.2)^2} + \frac{1}{(1.03 \times 2.2)^2} + \frac{1}{(1.2 \times 2.2)^2}}} = 1.30m^2 \quad (2.17)$$

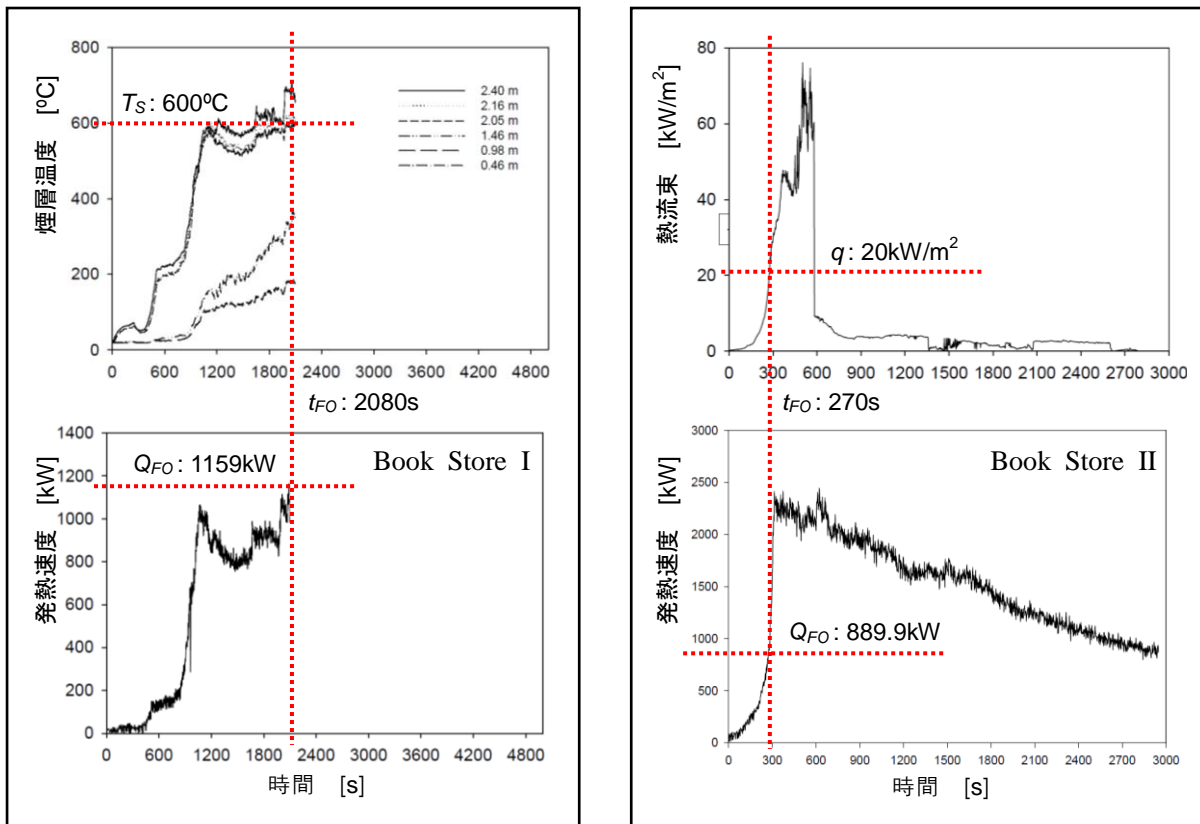
となる。開口因子は次式で求める。

$$A_e\sqrt{H} = A_e\sqrt{2.2} = 1.93m^{5/2} \quad (2.18)$$

ただし、文献中には、廊下側の開口の上端高さが明記されていないので、全ての開口の高さは2.2mで同じと仮定した。周壁材料の熱慣性は、それぞれの実験室を構成している天井、床、壁体の材料の熱特性値から求めた。

図2.21に示すように、DFCP-Iの実験の場合は、文献の中に煙層温度の結果があるので、煙層温度が600°Cを超えるとF.O.が発生すると仮定した。しかし、DFCP-IIの実験の場合は、煙層温度の結果がなく、室の床面の放射熱流束の結果があるので、床面への熱流束が20kW/m²を超えるとF.O.が発生すると仮定した「方法2」。

F.O.発生限界発熱速度を抽出する方法としては、図2.21の実験結果（図aの時間による煙層温度と発熱速度の変化と図bの時間による熱流束と発熱速度の変化）でF.O.が発生した時点を読み取って、その時間をF.O.発生時間、その時の発熱速度をF.O.発生限界発熱速度とした。DFCP-Iの実験では、全部で9回の実験のうち2つの実験（Shoe StorageとBook Store）でF.O.が発生した。DFCP-IIの実験では、7回の実験全てでF.O.が発生した。



(a) DFCEP-Iの実験結果（煙層温度）

(b) DFCEP-IIのBook Storeの結果（熱流束）

図2.21 DFCEP-I, IIの結果からF.O.発生限界発熱速度を求める方法

表2.11 DFCEP-I, IIの実験条件と実験結果

		実験条件									実験結果									
Test room	Test object	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度因子 の逆数	周壁 材料	壁体材料 の熱慣性	火災荷 重密度	燃料の 総質量	F.O. 時間	最大 発熱速度	F.O.限界 発熱速度	正規化 発熱速度			
		W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$A_T/AH^{1/2}$		$k\rho c^{1/2}$	q_l	m	t_{FO}	Q_{MAX}	Q_{FO}	$Q_{FO}/AH^{1/2}$			
		m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$		$kWs^{1/2}/m^2K$	MJ/m^2	kg	s	kW	kW	non F.O.	with F.O.		
I	Computer showroom(COM1)	2.4	3.6	2.4	2.0	0.8	2.26	44.48	19.66	天井, 壁体 : セメント ボード	0.803	812	31.7	—	404	—	178.5			
	Storage room (STO1)													2320	102.2	—	1388	—	613.4	
	Clothing store (CLO1-1)													661	34.7	—	720	—	318.2	
	Clothing store (CLO1-2)													661	36.3	—	750	—	331.5	
	Clothing store (CLO1-3)													661	35.4	—	1510	—	667.3	
	Toy store (TOY1)													1223	60.4	—	900	—	397.7	
	Shoe storage (SHO1)													4900	214.8	296	1947	1594.3		704.6
	Book store (BOO1)													5305	303.0	2080	1200	1159.7		512.5
Fast food (FAS1)	881	31.8	—	1592	—	703.6														
II	Computer showroom(COM2)	2.75	3.6	2.4	2.2	0.6	1.93	48.98	25.44	天井, 壁体 : セラミック ファイバー	0.237	812	63.4	156	2553	616.1		320.0		
	Storage room (STO2)													2320	204.3	93	2501	167.7		87.1
	Clothing store (CLO2-3)													661	70.9	97	2732	381.8		198.3
	Toy store (TOY2)													1223	120.8	305	2652	584.4		303.5
	Shoe storage (SHO2)													4900	214.8	220	2700	334.4		173.7
	Book store (BOO2)													5305	605.8	270	2444	889.9		462.2
	Fast food (FAS2)													881	63.6	188	2760	556.2		288.9

— : F.O.発生しない

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

図2.22にDFCP-I実験およびDFCP-II実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。F.O.が発生したデータは黒点で、F.O.が発生しないデータは白点でプロットし、それぞれの実験が区別できるように実験記号を作成した。

図2.22に示すように、DFCP-Iの実験は室の寸法、開口寸法、周壁の熱慣性が同じであるが、可燃物の種類と量によって $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が変化する。F.O.が発生した実験結果をみると、SHO1の実験の主な可燃物は革とゴムであり、とても速く燃焼が拡大して早い時間 (t_{FO} :296秒) にF.O.発生限界 ($Q_{FO}/A\sqrt{H}$:704.6kW/m^{2/5}) に到達した。BOO1の実験の場合は、木材と本が主たる可燃物で、SHO1の実験より熱慣性が大きい。そのため、F.O.発生限界 ($Q_{FO}/A\sqrt{H}$:512.5kW/m^{2/5}) に到達するまでの時間 (t_{FO} :2080秒) がかなり長くなった。

F.O.が発生しない実験結果を見ると、プラスチック類の可燃物を使用した実験での発熱速度は大きく、IT 機器を可燃物に使ったCOM1の実験は最も低い発熱速度である。室の用途と条件が同じCLO1-1、CLO1-2、CLO1-3の実験では、可燃物の繊維と木材の割合が異なるが、繊維が多い実験 (CLO1-3) での発熱速度が大きくなった。

DFCP-Iでは、F.O.が発生しない実験の発熱速度の最大値 (FAS1の実験) がF.O.が発生した実験の発熱速度の最小値 (BOO1の実験) よりも大きいという逆転現象が発生した。FAS1の実験はほとんどの燃料が食品で、火災成長が早く発熱速度も急増したが、煙層温度は600°Cに達しなかった。

DFCP-II の実験では、室寸法、開口寸法、周壁の熱慣性が同じで、可燃物の種類と量によって $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が変化する。全ての実験で F.O.が発生し、 $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の範囲は 87.1~462.2kW/m^{2/5} である。 Q_{FO} が大きい実験は、木材を可燃物に使った BOO2 の実験で、プラスチック種類を可燃物に使った STO2 の実験の Q_{FO} が最も小さい。着火と燃焼拡大が容易なプラスチック、ゴム、繊維の可燃物が多い火災室の場合、木材の可燃物が多い火災室よりも小さな発熱速度で、早く F.O.が発生する傾向がある。

DFCP-IとDFCP-IIの実験結果を比べると、DFCP-I実験より DFCP-IIの Q_{FO} が小さい。また、室の用途と可燃物の総質量が同じであるSHO1とSHO2を比べると、 $A_T/A\sqrt{H}$ が小さく熱慣性が大きいSHO1実験の $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ がSHO2より大きい。しかし、その結果からはどの因子が Q_{FO} に大きな影響を与えるのかを確認することは難しい。

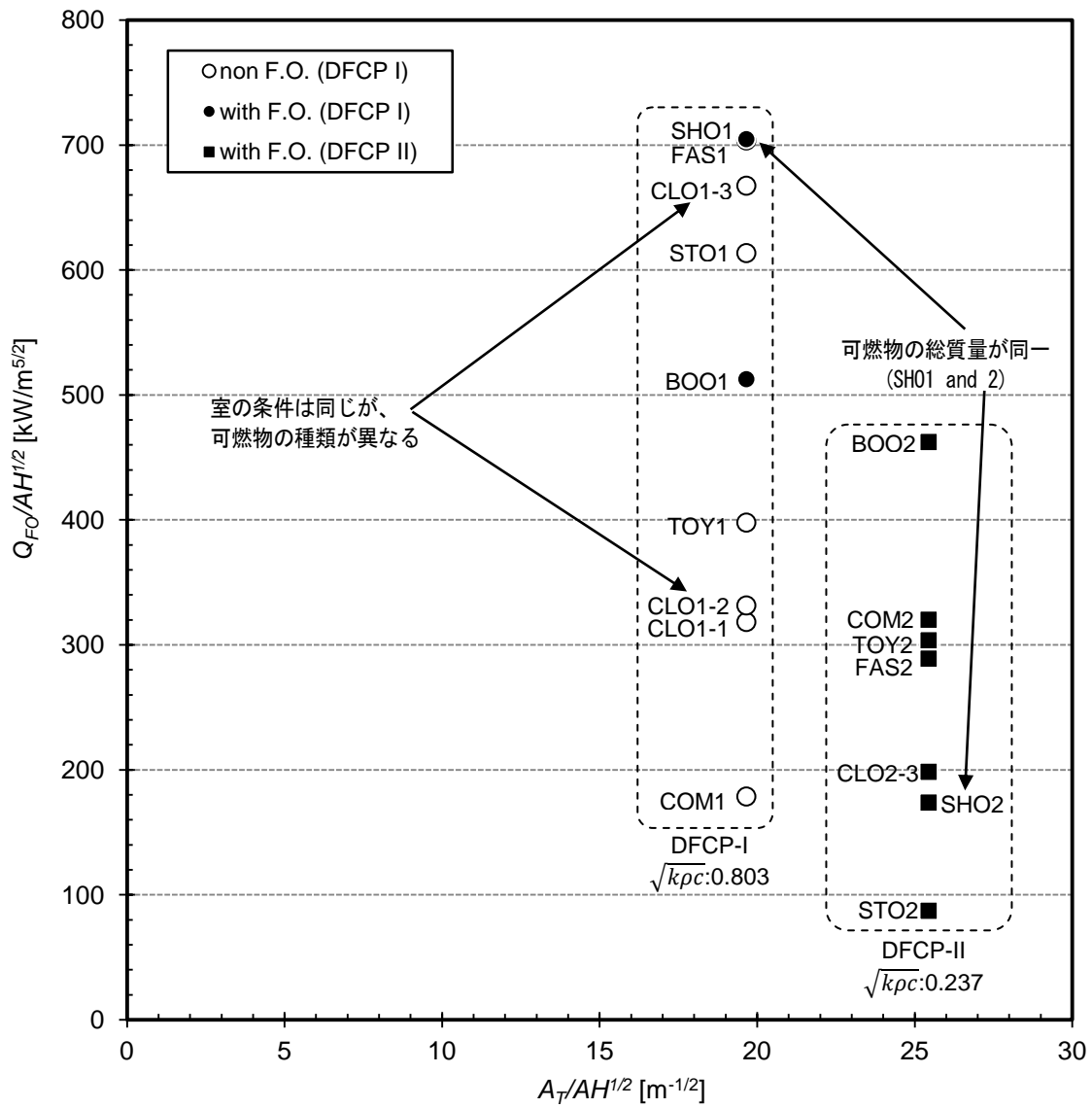


図2.22 DFCP-I, IIの実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{F0}/A\sqrt{H}$ の関係

2. 4. 3. 模型実験のデータ

2. 4. 3. 1. Quintiereの実験

(1) 実験概要

Quintiere⁷⁾の実験は、周壁を低密度セラミックファイバーブロックで構成した模型実験室を対象として実験を行なった。図2.23に実験室の断面図と立面図を示す。室寸法は $0.3\text{m}\times 0.56\text{m}\times 0.3\text{m}$ で、一方の壁に開口が1つ設置されている。開口の高さは 0.225m の一定値で、幅を $0.015\text{m}\sim 0.285\text{m}$ に変更した。可燃物は厚さが 0.013m で一定で、表面積 $0.0025\text{m}^2\sim 0.0225\text{m}^2$ の範囲で5種類の大きさのPMMAを使った。開口から 0.4m 入った地点で、床から 0.03m 上に設置されたプラットフォーム上に可燃物を設置した。同一の条件の実験が2回または3回行われ、開口寸法と可燃物量のか異なる46個の実験データが得られた。

Quintiereの実験では、室の寸法と周壁材料が一定で、開口幅のみ変更したので、開口寸法がF.O.発生に及ぼす影響について検討することができる。

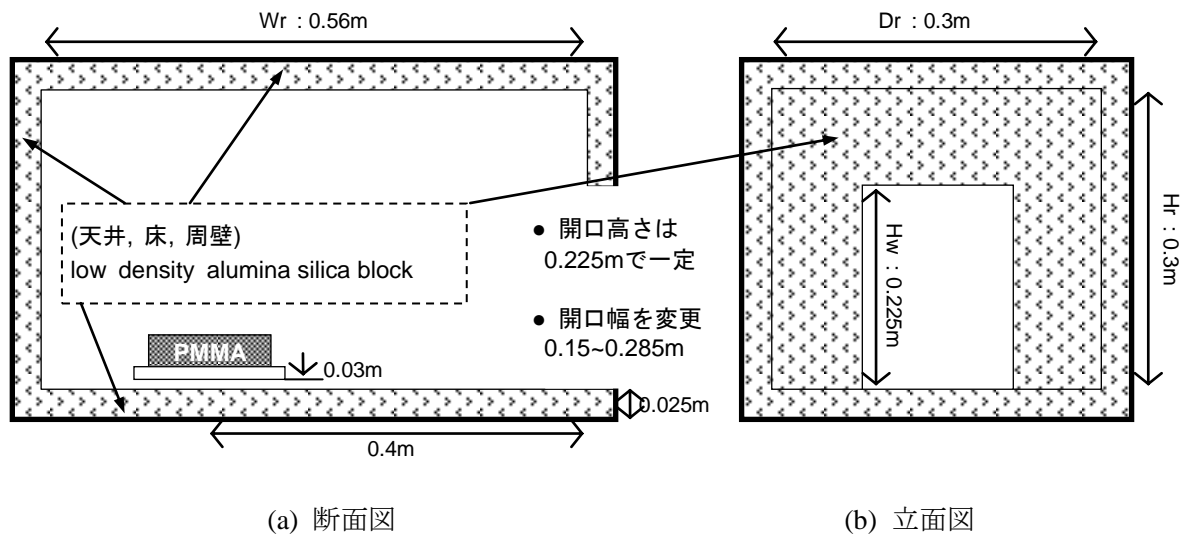


図2.23 Quintiereの実験室の断面図と立面図

(2) 実験データの整理

Quintiereの実験条件と実験結果を表2.12に示す。表2.12のデータは、Quintiereの文献に作成されている実験概要と実験結果をまとめたものである。文献に記述されたデータは定常燃焼期間に測定されたものである。また、実験条件が同一なデータ（室の寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、開口幅が小さい順に実験データを整列した。全ての実験室の周壁構成材料はセラミックファイバブロックであるが、文献には材料の熱特性値が明示されていないので、他の文献^{1,27,38)}を参照した。また、文献の実験結果テーブルに作成されたそれぞれの実験の燃焼速度と実験に使用された可燃物PMMAの単位発熱量（PMMAの単位発熱量は24,880kJ/kg）を利用して、各実験の発熱速度を算出した。また、同じ実験条件（室の寸法と周壁材料が同じ条件）で、F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値と発生しなかったデータの発熱速度の最大値の中央をF.O.発生限界発熱速度として「方法1」、それぞれの実験のF.O.発生限界発熱速度を求めた。

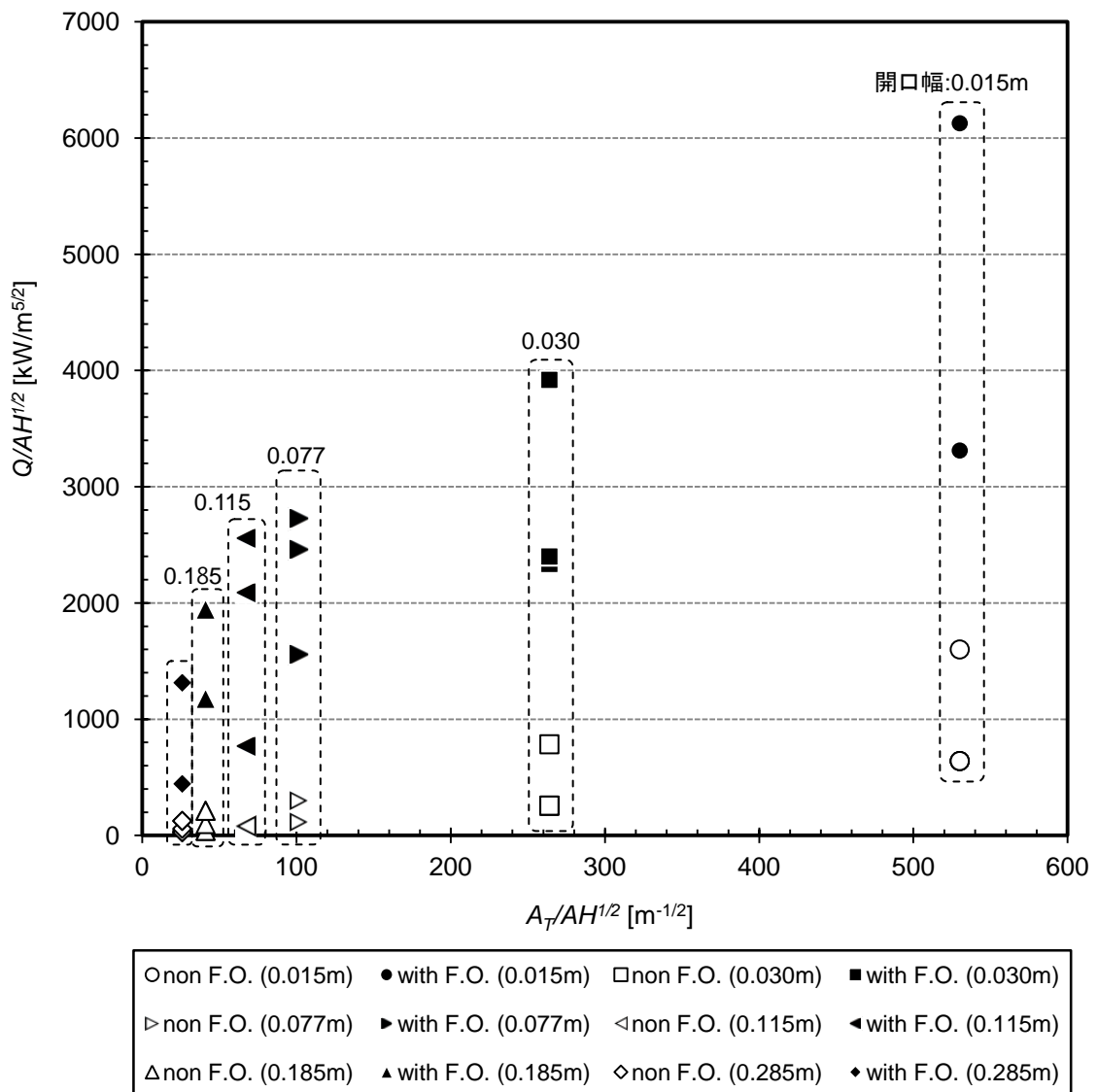
Quintiere 実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を図 2.24 に示す。F.O.が発生したデータは黒点、F.O.が発生しないデータは白点でプロットして、実験を区分できるように実験番号を作成した。

図 2.24 に示すように、実験室の $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど（開口の幅が小さくなるほど）F.O.発生限界発熱速度が大きくなる傾向がある。Quintiere の実験の場合は他の実験よりも広い範囲の $A_T/A\sqrt{H}$ （25.9~530.1m^{-1/2}）で F.O.が発生した。また、 $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が 1500kW/m^{5/2} が超えるデータは換気支配型火災で、1500kW/m^{5/2} より小さなデータは燃料支配型火災で F.O.が発生した。実験データのうち、発熱速度が最も大きなデータは開口が非常に小さな条件（開口幅:0.015m）で、室内に酸素が流入しにくい、室内の酸素が全て消費される直前に F.O.が発生したと考えられる。

表2.12 Quintiereの実験条件と実験結果

実験条件									実験結果										
実験 番号	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度因子 の逆数	周壁 材料	可燃物	燃料 面積	壁体材料 の熱慣性	ガス 温度	定常 燃焼 時間	燃焼 速度	発熱 速度	正規化 発熱速度		F.O. 限界
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$AH^{1/2}/A_T$			A_v	$k\rho c^{1/2}$	T_g	t_{steady}	R	Q	$Q/AH^{1/2}$		$Q_{FO}/AH^{1/2}$
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$			m^2	$kWs^{1/2}/m^2K$	°C	s	kg/min	kW	non F.O.	with F.O.	$kW/m^{-1/2}$
15	0.30	0.56	0.30	0.225	0.015	0.002	0.849	530.09	low density alumina silica block	PMMA	0.003	0.153	270	-	0.040	1.00	621.6		
14											0.003		280	-	0.040	1.00	621.6		
5A											0.003		315	390	0.040	1.00	621.6		
6A											0.006		522	300	0.100	2.49	1554.1		
4A											0.010		725	240	0.207	5.15		3217.0	2385.6
7A											0.023		645	360	0.383	9.53		5952.3	
1											0.30		0.56	0.30	0.225	0.030	0.003	0.845	263.99
2											0.003		275	-	0.032	0.80	248.7		
1A											0.003		285	540	0.032	0.80	248.7		
8A											0.006		463	240	0.098	2.44	761.5		
9A											0.010		732	180	0.292	7.26		2269.0	1515.3
2A											0.010		717	180	0.300	7.46		2331.2	
6											0.010		778	-	0.300	7.46		2331.2	
3A											0.023		730	120	0.490	12.19		3807.6	
10A											0.023		740	300	0.490	12.19		3807.6	
3											0.023		635	-	0.490	12.19		3807.6	
11A	0.30	0.56	0.30	0.225	0.077	0.008	0.835	101.57	low density alumina silica block	PMMA	0.003	0.153	210	360	0.037	0.92	112.0		
12A											0.006		378	240	0.097	2.41	293.7		
13A											0.010		960	60	0.500	12.44		1513.8	903.7
31A											0.016		910	120	0.790	19.66		2391.7	
15A											0.023		902	120	0.870	21.65		2633.9	
14A											0.023		902	180	0.875	21.77		2649.1	

4	0.30	0.56	0.30	0.225	0.115	0.012	0.826	67.31	low density alumina silica block	PMMA	0.003	0.153	188	-	0.038	0.95	77.0		
17A											0.003		195	360	0.038	0.95	77.0		
18A											0.010		371	-	0.367	1.94	158.1		
5											0.010		876	-	0.367	9.13		744.0	451.0
16A											0.010		741	90	0.367	9.13		744.0	
30A											0.016		993	90	1.000	24.88		2027.1	
7											0.023		927	-	1.225	30.48		2483.2	
23A											0.023		902	120	1.225	30.48		2483.2	
8	0.30	0.56	0.30	0.225	0.185	0.020	0.810	41.04	low density alumina silica block	PMMA	0.003	0.153	158	-	0.030	0.75	37.8		
19A											0.003		154	360	0.030	0.75	37.8		
20A											0.006		263	270	0.075	1.87	94.5		
21A											0.010		385	300	0.163	4.06	205.4		
9											0.010		415	-	0.163	4.06	205.4		
29A											0.016		973	60	0.908	22.59		1144.2	674.8
10											0.023		975	-	1.500	37.32		1890.1	
22A											0.023		950	120	1.500	37.32		1890.1	
11	0.30	0.56	0.30	0.225	0.285	0.030	0.788	25.90	low density alumina silica block	PMMA	0.003	0.153	139	-	0.033	0.82	27.0		
24A											0.003		146	360	0.033	0.82	27.0		
25A											0.006		220	300	0.068	1.69	55.6		
12											0.010		341	-	0.148	3.68	121.1		
26A											0.010		330	240	0.148	3.68	121.1		
28A											0.016		693	60	0.527	13.11		431.1	276.1
13											0.023		1034	-	1.560	38.81		1276.0	
27A											0.023		1022	120	1.560	38.81		1276.0	



(凡例の数値は開口の幅)

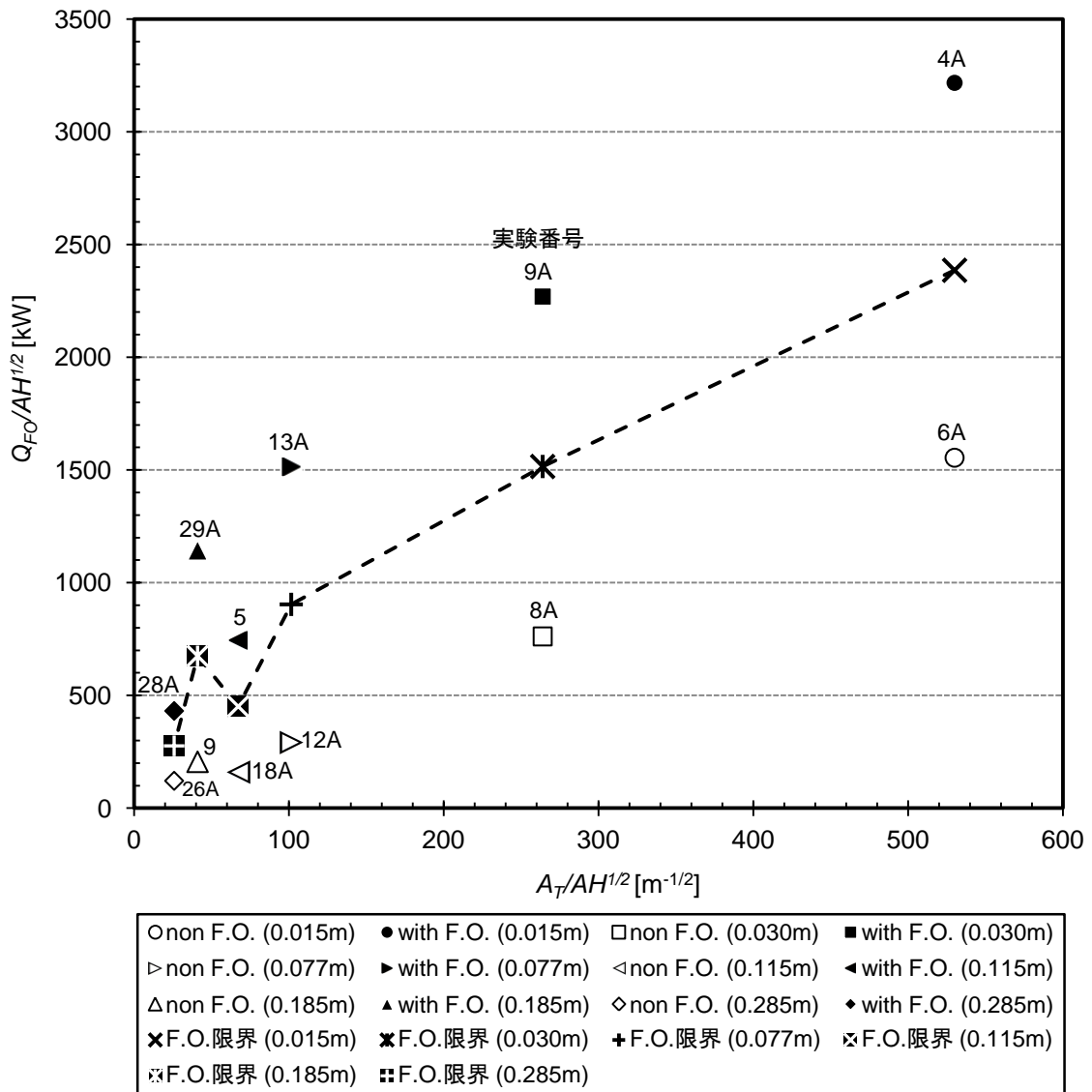
図2.24 Quintiereの実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

表 2.12 に示した Quintiere の実験データから、「方法 1」で求めた F.O.発生限界発熱速度のデータとそれに対応する実験条件を表 2.13 に示す。また、図 2.25 に Quintiere の実験の F.O.発生限界発熱速度と F.O.発生限界発熱速度を求めるときに使ったデータを示す。室の寸法と周壁材料が同じ条件で、開口の寸法が異なる実験を比べると、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど（開口の幅が小さくなるほど）F.O.発生限界発熱速度も大きくなる。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が広い範囲（25.9~530.1 $m^{-1/2}$ ）で F.O.発生限界発熱速度が得られた。F.O.発生限界発熱速度の最小値と最大値は約 8.6 倍の差があった。

表 2.13 Quintiere の実験における F.O.発生限界発熱速度

実験条件										実験結果		
Scale	室の寸法			開口寸法			室の 表面 積	温度 因子 の 逆数	周壁 材料の 熱慣性	F.O.発生限界 発熱速度		実験 番号
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$A\sqrt{H}$	A_T	$A_T/A\sqrt{H}$	$\sqrt{k\rho c}$	Q_{FO}	$Q_{FO}/A\sqrt{H}$	
M O D E L	0.30	0.56	0.30	0.23	0.02	0.002	0.85	530.09	0.153	3.93	2455.57	6A, 4A
					0.03	0.003	0.85	263.99		4.99	1559.73	8A, 9A
					0.08	0.008	0.83	101.57		7.64	930.23	12A, 13A
					0.12	0.012	0.83	67.31		5.54	451.03	18A, 5
					0.19	0.020	0.81	41.04		13.71	694.58	9, 29A
					0.29	0.030	0.79	25.90		8.64	284.16	26A, 28A



(凡例の数値は開口の幅)

図2.25 Quintiereの実験におけるF.O.発生限界発熱速度 ($A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係)

2. 4. 3. 2. Holbornの実験

(1) 実験概要

Holborn²²⁾の実験は、火災室の寸法を0.4m×0.4m×0.4mで一定にした模型室で行われた。図2.26に実験室の寸法と構成材料を示す。周壁は鉄骨と厚さ15mmのケイ酸カルシウム板で構成されている。火災室の壁体内部を25mmのセラミックファイバーボード（熱慣性： $0.19\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ ）で覆っている。開口は1つで、一面の壁体の中央に設置され、セラミックファイバーボードを用いて開口幅を50mm、100mmまたは150mmに変更した。可燃物はポリエチレンで、それぞれの模型室でF.O.発生の有無を確認できるように十分な量の可燃物を使用した。

Holbornの実験では、室の寸法と周壁材料を一定にして、開口の幅のみ変更したので、開口寸法がF.O.発生に及ぼす影響について検討することができる。

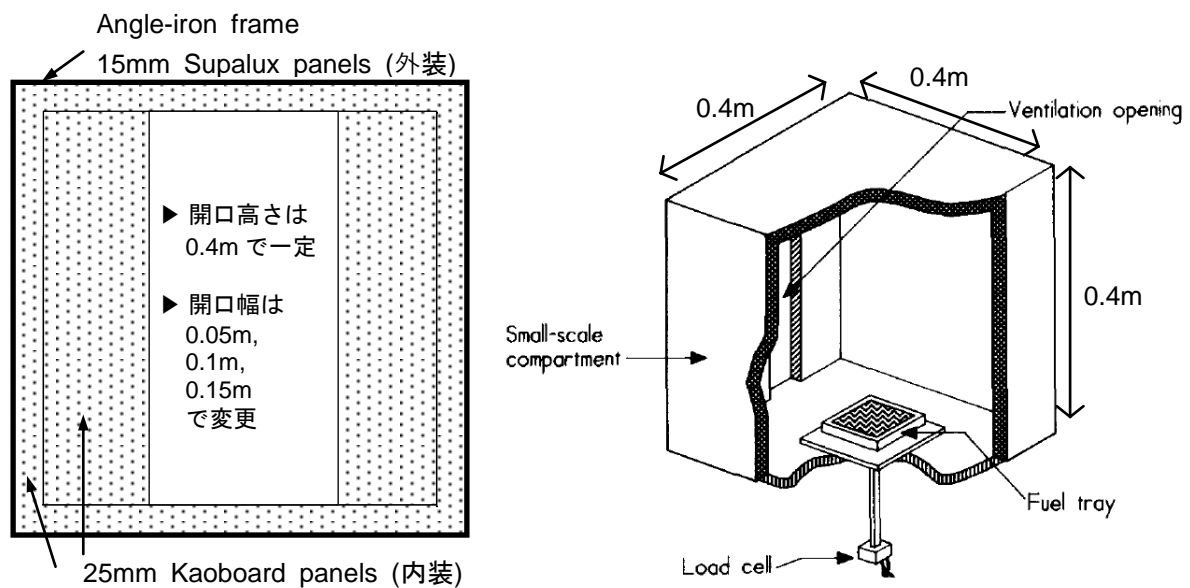


図2.26 Holbornの実験室の形態と寸法（図版出典：Holborn, B., Bishop, S., Drysdale, D., and Beard, A., “Experimental and Theoretical Models of Flashover”, Fire Safety Journal, vol.21, no.3, pp.257, 1993）

(2) 実験データの整理

Holbornの実験条件と実験結果を表2.14に示す。表2.14のデータは、Holbornの文献に作成されている実験条件と実験結果のテーブルデータから得られた。また、実験条件が同一なデータ（室の寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、開口の幅と燃料の表面積が小さい順に実験データを整列した。ただし、文献に作成されている実験結果のテーブルの数値とグラフの数値が一致しないデータ（開口の幅が1.5m、燃料表面積が0.0144m²の場合）は除いた。

実験結果においては、文献に明示された燃焼速度の値と実験に使用された可燃物であるポリエチレンの単位発熱量（ポリエチレンの単位発熱量³¹⁾は43100kJ/kg）を用いて発熱速度を算出した。また、同じ実験条件で、F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値と発生しなかったデータの発熱速度の最大値の中央をF.O.発生限界発熱速度として「方法1」、それぞれの実験のF.O.発生限界発熱速度を求めた。

Holborn 実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を図 2.27 に示す。図の中にプロットされた点は実験データで、F.O.が発生したデータは黒点、F.O.が発生しないデータは白点で区分した。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $36.37\text{m}^{1/2}$ の場合（開口の幅が 0.1m）は F.O.発生した発熱速度の最小値と発生しない発熱速度の最大値の間隔が小さいが、他の条件（ $A_T/A\sqrt{H}$ が $23.72\text{m}^{1/2}$ と $74.31\text{m}^{1/2}$ ）の場合は F.O.発生したデータと発生しないデータの隔たりは大きい。

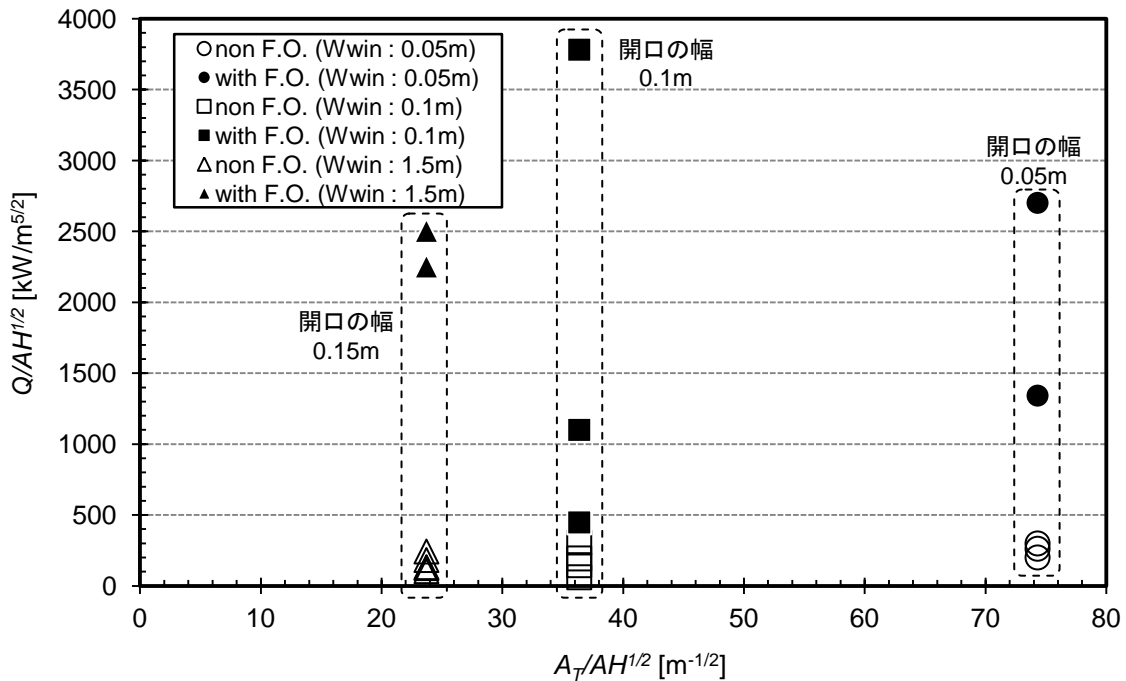


図 2.27 Holborn の実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係

表2.14 Holbornの実験条件と実験結果

実験条件									実験結果								
実験 番号	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度因子 の逆数	周壁 材料	可燃物	燃料 表面積	壁体材料 の熱慣性	燃焼 速度	発熱 速度	正規化 発熱速度		F.O. 限界
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$A_T/AH^{1/2}$			A_r	$k\rho c^{1/2}$	R	Q	$Q/AH^{1/2}$		$Q_{FO}/AH^{1/2}$
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{1/2}$			m^2	$kWs^{1/2}/m^2K$	g/s	kW	non flashed	flashed	$kW/m^{-1/2}$
	0.4	0.4	0.4	0.4	0.05	0.013	0.94	74.31	25mm Kaoboard panels	Polyethylene pellets	0.0064	0.190	0.059	2.54	201.03		
											0.0081		0.077	3.32	262.37		
											0.0081		0.088	3.79	299.85		821.17
											0.0081		0.394	16.98		1342.50	
											0.0100		0.793	34.18		2702.03	
	0.4	0.4	0.4	0.4	0.10	0.025	0.92	36.37	25mm Kaoboard panels	Polyethylene pellets	0.0056	0.190	0.036	1.55	61.33		
											0.0100		0.086	3.71	146.52		
											0.0121		0.114	4.91	194.22		
											0.0121		0.180	7.76	306.66		377.36
											0.0132		0.263	11.34		448.07	
											0.0132		0.646	27.84		1100.58	
											0.0342		2.220	95.68		3782.16	
	0.4	0.4	0.4	0.4	1.50	0.379	0.90	23.72	25mm Kaoboard panels	Polyethylene pellets	0.0081	0.190	0.092	3.97	104.49		
											0.0100		0.117	5.04	132.89		
											0.0121		0.111	4.78	126.07		
											0.0121		0.161	6.94	182.86		
											0.0169		0.214	9.22	243.06		1248.23
											0.0169		1.984	85.51		2253.40	
											0.0225		2.205	95.04		2504.41	

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

表 2.14 に整理した Holborn の実験データのから、「方法 1」で求めた F.O.発生限界発熱速度のデータとそのデータの実験条件を表 2.15 に示す。また、図 2.28 に Holborn の実験の F.O.発生限界発熱速度と F.O.発生限界を求めるときに使ったデータを示す。火災室の寸法と周壁材料が同じ条件で、開口の寸法が異なる実験を比較すると、実験データの数が少ないので、開口寸法が F.O.発生限界発熱速度に及ぼす影響については確認することが難しい。

表 2.15 Holborn の実験における F.O.発生限界発熱速度

実験条件										実験結果		実験 番号		
Scale	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度 因子 の逆数	周壁 材料の 熱慣性	F.O.発生限界 発熱速度				
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$A\sqrt{H}$	A_T	$A_T/A\sqrt{H}$	$\sqrt{k\rho c}$	Q_{FO}	$Q_{FO}/A\sqrt{H}$			
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$	$kWs^{1/2}/m^2K$	kW	$kW/m^{5/2}$			
Model	0.40	0.40	0.40	0.40	0.05	0.01	0.94	74.31	0.190	10.4	821.17			
					0.10	0.03	0.92	36.37				9.5	377.36	
					1.50	0.38	0.36	0.95				47.4	124.82	

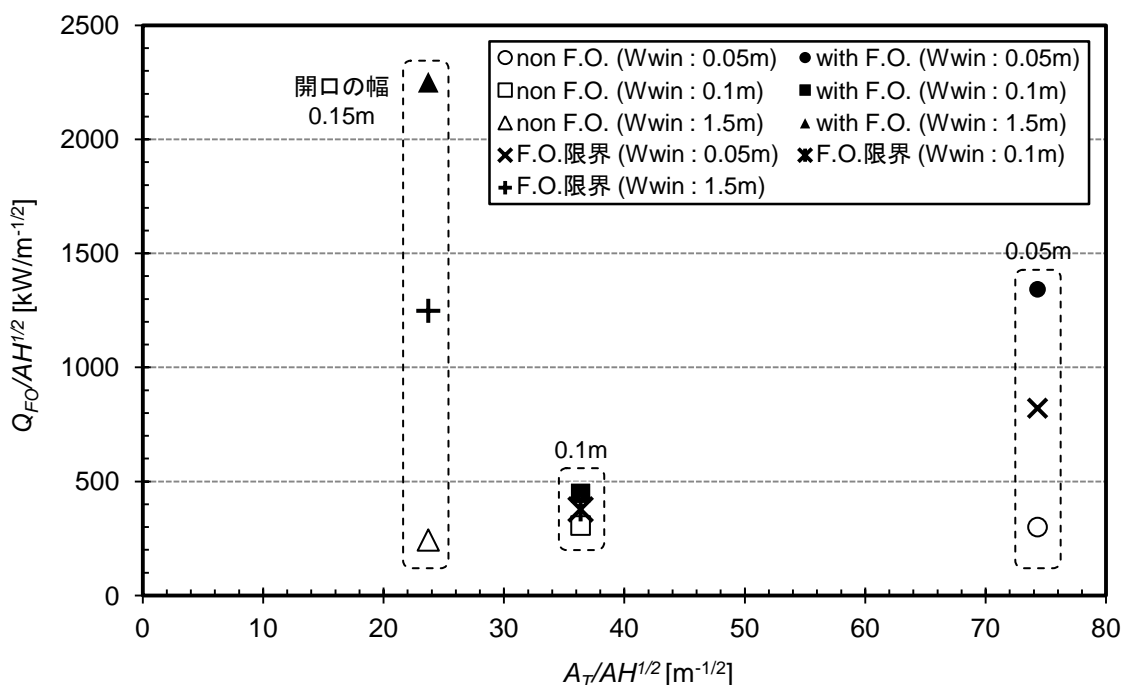


図2.28 Holbornの実験におけるF.O.発生限界発熱速度 ($A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係)

2. 4. 3. 3. Chenの実験

(1) 実験概要

Chen^{27,28)}の実験は、室の寸法が0.60m×0.33m×0.36mである一定の大きさの模型室を対象で行われた。実験室の形態と寸法を図2.29に示す。壁体材料は不明であるが、熱慣性が0.14~0.64kWs^{1/2}/m²Kの範囲で異なる5種類の材料を使った。壁体の厚さは30mm~44mmの範囲である。開口は1つ設置されている。開口高さは0.225mの一定で、開口の幅を0.005m~0.285mの範囲で変更した。燃料のトレイは開口から0.4mの離れた位置に設置した。可燃物はPMMAを使って、表面積を0.01m²~0.032m²に変更しながら実験を行った。

Chenの実験は、室の寸法は一定にして、開口の幅と周壁材料を変更したので、開口寸法と周壁の熱慣性がF.O.発生に及ぼす影響について検討することができる。

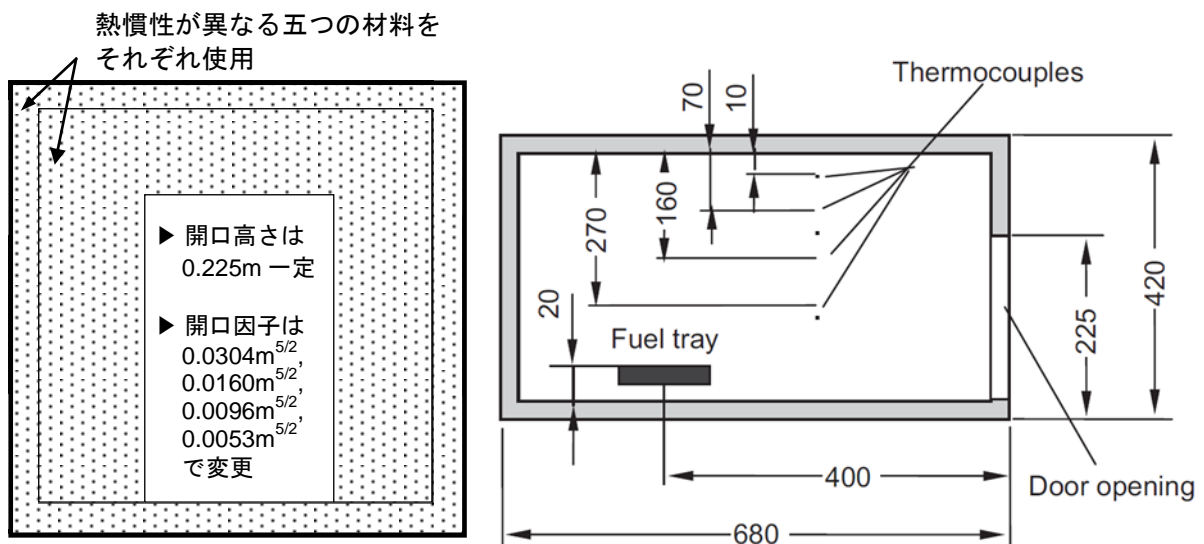


図2.29 Chenの実験室の形態と寸法 (図版出典 : Chen, A., Francis, J, Dong, X. and Chen, W., An experimental study of the rate of gas temperature rise in enclosure fires, Fire Safety Journal 46, pp.398, 2011)

(2) 実験データの整理

Chenの実験条件と実験結果を表2.16に示す。表2.16のデータはChenの文献に作成されている実験条件と実験結果のテーブルデータから得られた。それぞれの実験室の寸法及び開口寸法は文献の実験結果のテーブルに明示されている開口因子の値を用いて算出した。また、実験条件が同一なデータ（室の寸法、周壁材料が同じ）をグループ化して、開口の幅と可燃物の面積が小さい順に実験データを整列した。

実験結果においては、文献中に明示されたそれぞれの実験の燃焼速度と可燃物であるPMMAの単位発熱量³¹⁾ (24880kJ/kg) を用いて発熱速度を算出した。また、同じ実験条件で、F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値と発生しなかったデータの発熱速度の最大値の中央をF.O.発生限界発熱速度として「方法1」、それぞれの実験のF.O.発生限界発熱速度を求めた。

Chenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q/A\sqrt{H}$ の関係を周壁の熱慣性に区分して図2.30~図2.34に示す。図中にプロットされた黒点はF.O.が発生したデータ、白点はF.O.が発生しないデータである。また、黒点と白点の中央の点を結んだ線はF.O.発生限界発熱速度である。

周壁材料の熱慣性が最も小さな $0.14\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の実験データを図2.30に示す。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $32.9\sim 198.9\text{m}^{-1/2}$ の条件でF.O.が発生した。 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、発熱速度も大きくなる傾向があるが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $64.5\text{m}^{-1/2}$ の場合にF.O.発生限界発熱速度が最も大きい。

周壁材料の熱慣性が $0.34\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合の実験結果を図2.31に示す。図2.30と同様に $A_T/A\sqrt{H}$ が $32.9\sim 198.9\text{m}^{-1/2}$ の条件でF.O.が発生し、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほどF.O.発生限界発熱速度も大きくなった。

周壁材料の熱慣性が $0.41\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合の実験結果を図2.32に示す。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $64.5\sim 108.9\text{m}^{-1/2}$ の条件でF.O.が発生して、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなると、F.O.発生限界発熱速度がむしろ小さくなる傾向がある。ただし、データの間隔が広いこともあり、明確な傾向は判別が難しい。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $32.9\text{m}^{-1/2}$ と $198.9\text{m}^{-1/2}$ の場合には、F.O.が発生しなかった。

周壁材料の熱慣性が $0.54\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合の実験結果を図2.33に示す。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $32.9\sim 64.5\text{m}^{-1/2}$ の範囲でF.O.が発生して、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、F.O.発生限界発熱速度も大きくなる傾向がある。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $108.9\text{m}^{-1/2}$ の場合には、すべてのF.O.が発生したが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $198.9\text{m}^{-1/2}$ の場合には、F.O.が発生しなかった。

周壁材料の熱慣性が $0.64\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合の結果を図2.34に示す。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $32.9\sim 108.9\text{m}^{-1/2}$ の範囲でF.O.が発生して、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、F.O.発生限界発熱速度も大きくなる。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $198.9\text{m}^{-1/2}$ の場合には、F.O.が発生しなかった。

表2.16 Chenの実験条件と実験結果

実験 番号	実験条件										実験結果								
	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度因子 の逆数	周壁 材料	可燃物	壁体材料 の熱慣性	可燃物 の面積	ガス 温度	F.O. 時間	燃焼 速度	発熱 速度	正規化 発熱速度		F.O. 発生限界
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$AH^{1/2}$	A_T	$A_T/AH^{1/2}$			$k\rho c^{1/2}$	A_f	T_{MAX}	t_{FO}	R	Q	$Q/AH^{1/2}$		$Q_{FO}/AH^{1/2}$
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$	$kWs^{1/2}/m^2K$	m^2	℃	s	g/s	kW	non flashed	flashed	$kW/m^{-1/2}$		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.28	0.030	1.002	32.94	NA	PMMA	0.140	0.0104	303	–	0.14	3.48	114.6		478.37
												0.0164	782	1257	1.029	25.60		842.2	
												0.0231	938	631	1.479	36.80		1210.4	
												0.0317	934	472	2.24	55.73		1833.3	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.15	0.016	1.032	64.49	NA	PMMA	0.140	0.0104	407	–	0.36	8.96	559.8		1115.71
												0.0164	900	1131	1.075	26.75		1671.6	
												0.0231	893	454	1.176	29.26		1828.7	
												0.0317	872	661	1.455	36.20		2262.5	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.09	0.010	1.045	108.89	NA	PMMA	0.140	0.0061	248	–	0.058	1.44	150.3		607.75
												0.0104	688	1300	0.411	10.23		1065.2	
												0.0164	895	780	0.829	20.63		2148.5	
												0.0231	804	582	0.954	23.74		2472.5	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.05	0.005	1.054	198.95	NA	PMMA	0.140	0.0061	312	–	0.078	1.94	366.2		1058.57
												0.0104	669	1299	0.373	9.28		1751.0	
												0.0164	821	984	0.616	15.33		2891.7	
												0.0231	727	668	0.671	16.69		3149.9	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.28	0.030	1.002	32.94	NA	PMMA	0.341	0.0164	465	–	0.128	3.18	104.8		714.07

												0.0231	944	920	1.617	40.23		1323.4	
												0.0317	924	774	1.727	42.97		1413.4	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.15	0.016	1.032	64.49	NA	PMMA	0.341	0.0104	356	–	0.144	3.58	223.9		790.72
												0.0164	838	1370	0.873	21.72		1357.5	
												0.0231	880	775	1.293	32.17		2010.6	
												0.0317	831	490	1.357	33.76		2110.1	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.09	0.010	1.045	108.89	NA	PMMA	0.341	0.0104	382	–	0.153	3.81	396.5		1047.03
												0.0164	763	1093	0.655	16.30		1697.5	
												0.0231	724	829	0.857	21.32		2221.1	
												0.0317	709	534	0.971	24.16		2516.5	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.05	0.005	1.054	198.95	NA	PMMA	0.341	0.0104	440	–	0.179	4.45	840.3		1466.98
												0.0164	618	1270	0.446	11.10		2093.7	
												0.0231	640	1245	0.541	13.46		2539.6	
												0.0317	575	–	0.59	14.68		2769.7	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.28	0.030	1.002	32.94	NA	PMMA	0.405	0.0317	410	–	0.557	13.86	455.9		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.15	0.016	1.032	64.49	NA	PMMA	0.405	0.0164	560	–	0.302	7.51	469.6		1133.60
												0.0317	684	1141	0.991	24.66		1541.0	
												0.0231	773	1006	1.156	28.76		1797.6	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.09	0.010	1.045	108.89	NA	PMMA	0.405	0.0104	289	–	0.127	3.16	329.1		796.94
												0.0164	589	–	0.488	12.14		1264.7	
												0.0231	648	1108	0.8	19.90		2073.3	
												0.0317	627	946	0.846	21.05		2192.6	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.05	0.005	1.054	198.95	NA	PMMA	0.405	0.0317	562	–	0.469	11.67		2201.6	
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.28	0.030	1.002	32.94	NA	PMMA	0.536	0.0164	312	–	0.25	6.22	204.6		

												0.0231	564	–	0.473	11.77	387.1		825.4	
												0.0317	871	960	1.544	38.41		1263.6		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.15	0.016	1.032	64.49	NA	PMMA	0.536	0.0231	477	–	0.305	7.59	474.3		1057.40	
												0.0317	777	1051	1.055	26.25		1640.5		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.09	0.010	1.045	108.89	NA	PMMA	0.536	0.0231	730	1189	0.622	15.48		1612.0		
												0.0317	627	1059	0.773	19.23		2003.4		
												0.0164	490	–	–	–	–	–		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.05	0.005	1.054	198.95	NA	PMMA	0.536	0.0164	463	–	0.26	6.47	1220.5			
												0.0231	539	–	0.419	10.42	1966.9			
												0.0317	533	–	0.461	11.47	2164.1			
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.28	0.030	1.002	32.94	NA	PMMA	0.638	0.0231	513	–	0.476	11.84	389.6		634.69	
												0.0317	768	1368	1.075	26.75		879.8		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.15	0.016	1.032	64.49	NA	PMMA	0.638	0.0164	410	–	0.314	7.81	488.3		857.58	
												0.0231	717	1693	0.789	19.63		1226.9		
												0.0317	728	970	1.111	27.64		1727.6		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.09	0.010	1.045	108.89	NA	PMMA	0.638	0.0164	427	–	0.311	7.74	806.0		1251.78	
												0.0231	620	1477	0.655	16.30		1697.5		
												0.0317	649	1127	0.841	20.92		2179.6		
	0.6	0.33	0.36	0.225	0.05	0.005	1.054	198.95	NA	PMMA	0.638	0.0231	494	–	0.357	8.88	1675.9			

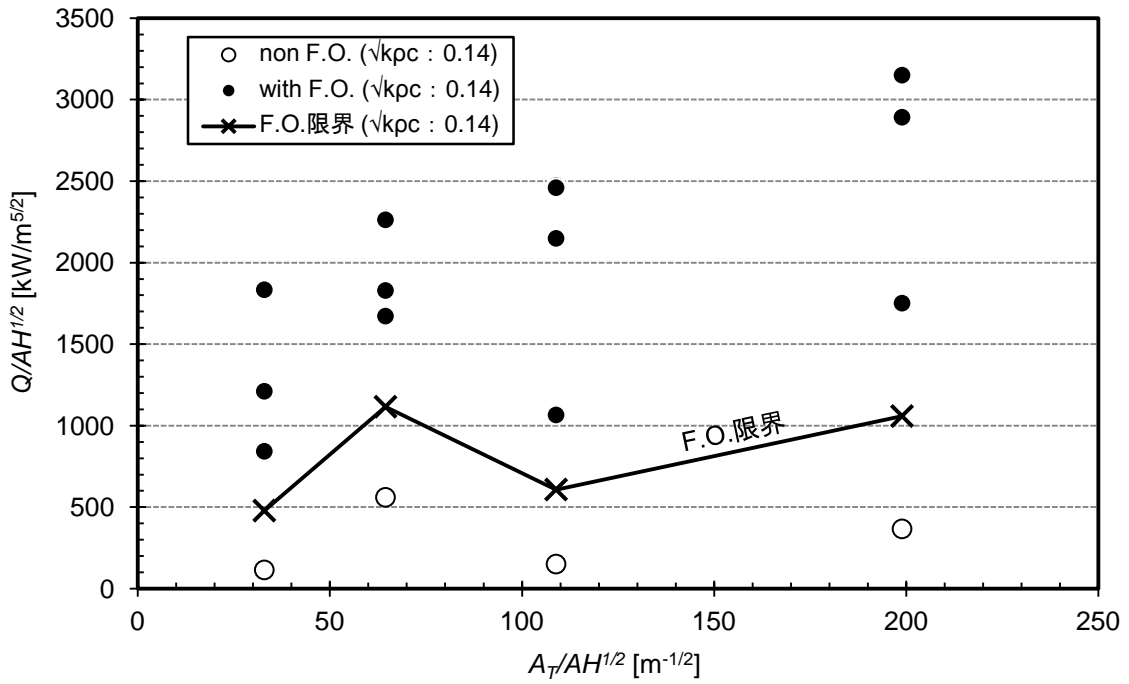


図2.30 Chenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (熱慣性が $0.14\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合)

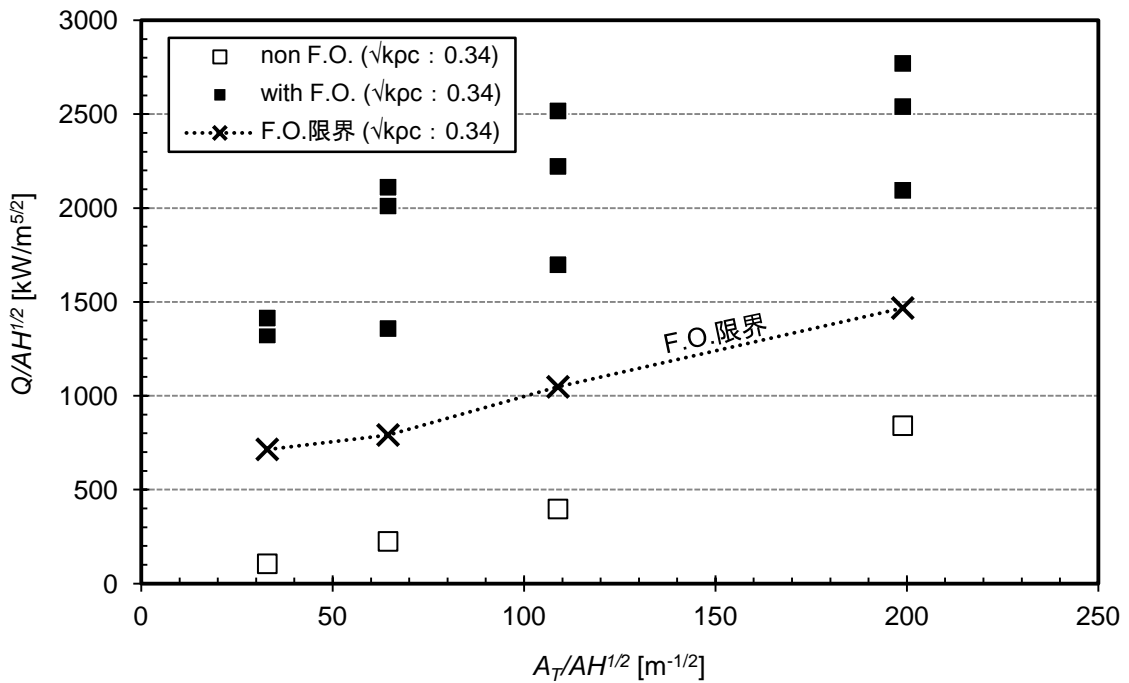


図2.31 Chenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (熱慣性が $0.34\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合)

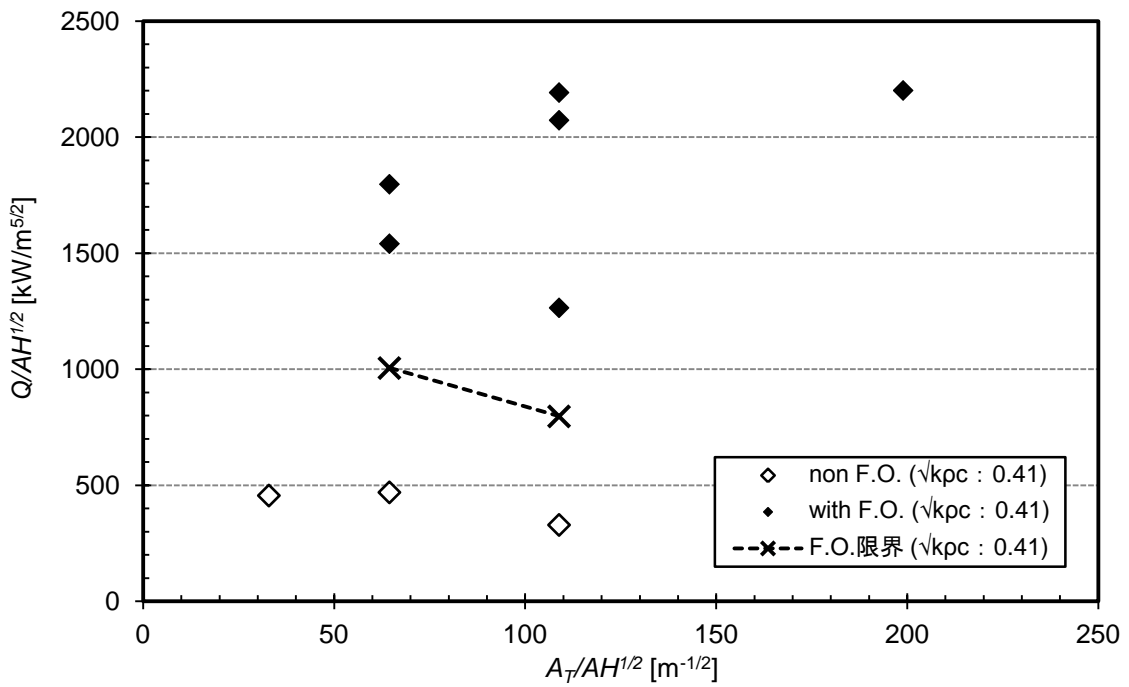


図2.32 Chenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (熱慣性が $0.41\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合)

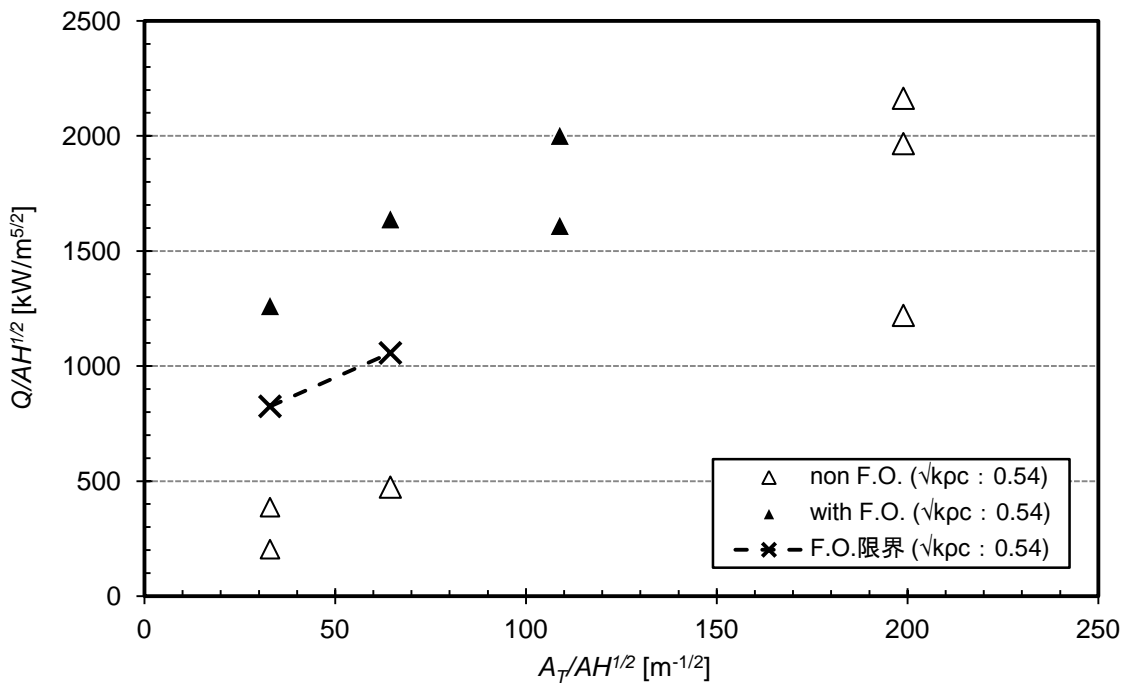


図2.33 Chenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (熱慣性が $0.54\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合)

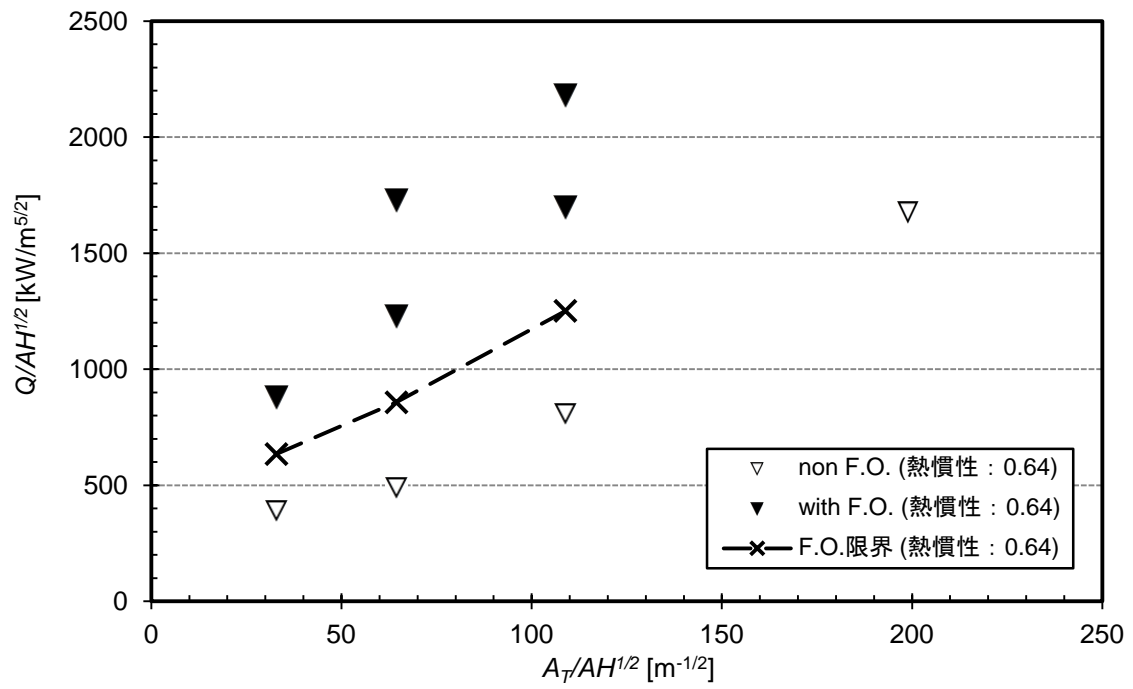


図2.34 Chenの実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (熱慣性が $0.64\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合)

(3) フラッシュオーバー発生限界発熱速度のまとめ

表2.16のChenの実験データのうち、「方法1」で求めたF.O.発生限界発熱速度のデータとそのデータの実験条件を表2.17に示す。また、F.O.発生限界発熱速度を求めるときに使ったデータを図2.35に示す。ここでは、周壁材料の熱慣性の影響を確認するため、F.O.発生限界発熱速度に熱慣性の数値を作成した。図2.35に示すように、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど全てのF.O.発生限界発熱速度も大きくなる傾向がある。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きい場合（開口が小さな場合）は、熱慣性が大きくなるほどF.O.発生限界発熱速度が大きくなり、熱慣性がF.O.発生限界発熱速度に及ぼす影響について明確に確認することができるが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が小さい場合（開口が大きな場合）は、熱慣性がF.O.発生限界発熱速度に及ぼす影響は確認することができない。

表 2.17 Holborn の実験における F.O.発生限界発熱速度

実験条件										実験結果		実験 番号
Scale	室の寸法			開口寸法			室の 表面積	温度因 子の 逆数	周壁材 料の熱 慣性	F.O.発生限界 発熱速度		
	W_r	D_r	H_r	H_w	W_w	$A\sqrt{H}$	A_T	$A_T/A\sqrt{H}$	$\sqrt{k\rho c}$	Q_{FO}	$Q_{FO}/A\sqrt{H}$	
	m	m	m	m	m	$m^{5/2}$	m^2	$m^{-1/2}$	$kWs^{1/2}/m^2K$	kW	$kW/m^{5/2}$	
M O D E L	0.60	0.33	0.36	0.23	0.28	0.030	1.002	32.94	0.140	14.54	478.4	
					0.15	0.016	1.032	64.49		17.85	1115.7	
					0.09	0.010	1.045	108.89		5.83	607.7	
					0.05	0.005	1.054	198.95		5.61	1058.6	
	0.60	0.33	0.36	0.23	0.28	0.030	1.002	32.94	0.341	21.71	714.1	
					0.15	0.016	1.032	64.49		12.65	790.7	
					0.09	0.010	1.045	108.89		10.05	1047.0	
					0.05	0.005	1.054	198.95		7.78	1467.0	
	0.60	0.33	0.36	0.23	0.15	0.016	1.032	64.49	0.405	18.14	1133.6	
					0.09	0.010	1.045	108.89		7.65	796.9	
	0.60	0.33	0.36	0.23	0.28	0.030	1.002	32.94	0.536	25.09	825.4	
					0.15	0.016	1.032	64.49		16.92	1057.4	
0.60	0.33	0.36	0.23	0.28	0.030	1.002	32.94	0.638	19.29	634.7		
				0.15	0.016	1.032	64.49		13.72	857.6		
				0.09	0.010	1.045	108.89		12.02	1251.8		

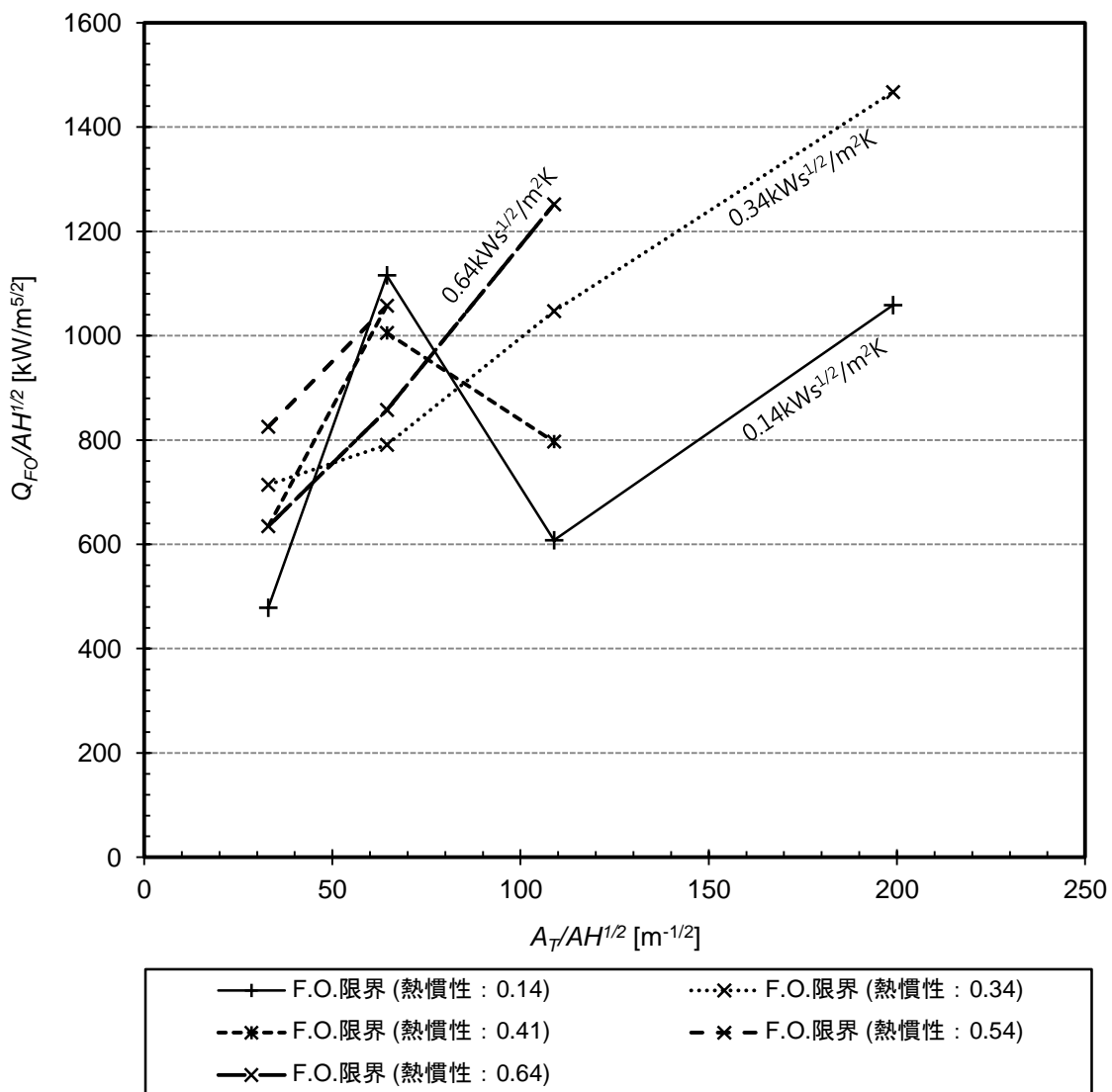


図2.35 Chenの実験のF.O.発生限界発熱速度の比較 ($A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{F0}/A\sqrt{H}$ の関係)

2. 5. 既往のフラッシュオーバー限界発熱速度の実験データのまとめ

表 2.18 と表 2.19 に実大実験と模型実験データからまとめた F.O.発生限界発熱速度と実験条件を示す。実大実験での F.O.発生限界発熱速度のデータは 51 個、模型実験のデータは 24 個で、全部で 75 個のデータを得た。模型実験では全て不燃の内装材が使われていたが、実大実験の場合は不燃内装材を使った実験データが 34 個、可燃内装材を使った実験データが 17 個である。

表 2.20 に全ての実験条件の室の面積、開口因子、温度因子の範囲を示す。また、図 2.36 に全ての実験データについて周壁の熱慣性に関するヒストグラムを作成して、周壁材料の熱慣性の 3 つのグループ（大、中、小）に区分した。それらの 3 つのグループの熱慣性の範囲を表 2.21 に示す。熱慣性が大きな（大）グループには、普通コンクリート、軽量コンクリート等の密度が高い材料で構成された火災室が主に使用された。熱慣性が（中）のグループには、軽量ボードで構成された火災室が多く、熱慣性が小さな（小）グループには、セラミックファイバーボードのような軽量断熱材で構成された火災室が分類される。

表 2.18 既往の実大実験における F.O.発生限界発熱速度のデータ

文献	内表面積	開口因子	温度因子の逆数	周壁構成材料	内装材の耐火性能	周壁材料の熱慣性	F.O.限界発熱速度
	A_T	$AH^{1/2}$	$A_T/AH^{1/2}$			$k\rho c^{1/2}$	Q_{FO}
	m ²	m ^{5/2}	m ^{-1/2}			kWs ^{1/2} /m ² K	kW
Heselden	114.5	14.49	7.9	天井,床:コンクリート/壁:石膏ボード,アスベスト板	不燃内装材	1.27	6180.8
	114.5	14.49	7.9	天井, 壁: 鈹物繊維板 / 床: コンクリート		0.53	7200.0
	119.9	7.24	16.6	天井,床:コンクリート/壁:石膏ボード,アスベスト板		1.27	5200.0
	119.9	7.24	16.6	天井, 壁: 鈹物繊維板 / 床: コンクリート		0.53	6533.3
Hägglund	56.88	0.89	64.0	天井, 床, 壁 1(2.9×2.7):コンクリート 壁 3: 軽量コンクリート	不燃内装材	1.47	1124.0
	56.69	1.11	51.0			1.47	1202.7
	56.49	1.33	42.3			1.47	1480.0
	56.10	1.78	31.5			1.47	1705.3
	96.09	1.78	54.0	天井, 床, 壁 1(6.0×2.7):コンクリート 壁 3: 軽量コンクリート	不燃内装材	1.51	2186.7
	95.31	2.67	35.7			1.51	2524.0
	93.75	4.45	21.1			1.52	3274.7
	92.97	5.34	17.4			1.52	3425.3
	91.24	2.67	34.2	天井, 床, 壁: 軽量コンクリート	不燃内装材	1.15	2050.7
	90.46	3.56	25.4			1.15	2292.0
	89.68	4.45	20.2			1.15	2334.7
	88.90	5.34	16.7			1.15	2797.3
Babrauskas	44.19	2.40	18.4	天井, 壁: Type X 石膏ボード(16mm)	不燃	0.79	1200.0

	43.45	3.67	11.8	床 : Concrete	内装材	0.79	1940.0
	43.87	3.65	12.0			0.77	1700.0
	43.87	3.65	12.0			0.77	1390.0
Fang	51.92	2.20	23.6	天井,床 : Type X 石膏ボード / 壁 : 合板	可燃 内装材	0.50	1030.0
	51.92	2.20	23.6	天井,床 : Type X 石膏ボード / 壁 : 合板		0.50	1190.0
	51.92	2.20	23.6	天井,床 : Type X 石膏ボード / 壁 : 合板		0.50	1880.0
	51.92	2.20	23.6	天井,床 : Type X 石膏ボード / 壁 : 合板		0.50	1610.0
	51.92	2.20	23.6	天井,床 : Type X 石膏ボード / 壁 : 合板		0.50	1850.0
	51.92	2.20	23.6	天井,床 : Type X 石膏ボード / 壁 : 合板		0.50	1470.0
	51.92	2.20	23.6	天井:軽量コンクリート / 壁, 床:石膏ボード	不燃 内装材	0.84	1620.0
	51.92	2.20	23.6	天井, 壁, 床 : 石膏ボード		0.76	2420.0
	51.92	2.20	23.6	天井:軟質繊維板 / 壁:合板 / 床:石膏ボード	可燃内装	0.37	1560.0
	70.16	2.20	31.9	天井,床 : 石膏ボード / 壁 : 合板	可燃内装	0.52	1560.0
	70.16	2.20	31.9	天井, 壁, 床 : 石膏ボード	不燃内装	0.76	1130.0
	70.16	2.20	31.9	天井:軟質繊維板 / 壁:合板 / 床:石膏ボード	可燃内装	0.38	1390.0
	70.16	2.20	31.9	天井:合板/壁:軽量コンクリート/床:石膏ボード	不燃 内装材	0.87	2360.0
	70.16	2.20	31.9	天井:合板/壁:軽量コンクリート/床:石膏ボード		0.87	2210.0
Lee	46.09	2.20	21.0	天井, 壁 : 難燃合板 / 床:石膏ボード	可燃 内装材	0.36	2100.0
	46.09	2.20	21.0	天井, 壁:合板 (12.8mm) / 床:石膏ボード		0.36	1700.0
	46.09	2.20	21.0	天井, 壁:合板 (5.6mm) / 床:石膏ボード		0.37	1900.0
	46.09	2.20	21.0	天井, 壁:ポリスチレン樹脂 / 床:石膏ボード		0.15	3100.0
	46.09	2.20	21.0	天井, 壁:ポリスチレン樹脂 / 床:石膏ボード		0.15	4200.0
	46.09	2.20	21.0	天井, 壁:硬質(ポリ)ウレタン / 床:石膏ボード		0.13	2200.0
	46.09	2.20	21.0	天井, 壁:硬質(ポリ)ウレタン / 床:石膏ボード		0.13	2900.0
	46.09	2.20	21.0	天井, 壁:硬質(ポリ)ウレタン / 床:石膏ボード		0.13	3200.0
Alex	44.48	2.26	19.7	天井, 壁 : セメントボード	不燃 内装材	0.80	1594.3
	44.48	2.26	19.7	床 : コンクリートスラブ		0.80	1159.7
Bwalya	48.98	1.93	25.4	天井, 壁 : セラミックファイバー 床 : コンクリートスラブ	不燃 内装材	0.24	616.1
	48.98	1.93	25.4			0.24	167.7
	48.98	1.93	25.4			0.24	381.8
	48.98	1.93	25.4			0.24	584.4
	48.98	1.93	25.4			0.24	334.4
	48.98	1.93	25.4			0.24	889.9
	48.98	1.93	25.4			0.24	556.2

表 2.19 既往の模型実験における F.O.発生限界発熱速度のデータ

文献	内表面積	開口因子	温度因子の逆数	周壁構成材料	内装材の耐火性能	周壁材料の熱慣性	F.O.限界発熱速度		
	A_T	$AH^{1/2}$	$A_T/AH^{1/2}$			$k\rho c^{1/2}$	Q_{FO}		
	m^2	$m^{5/2}$	$m^{-1/2}$			$kWs^{1/2}/m^2K$	kW		
Quintiere	0.85	0.002	530.1	天井, 壁, 床 : セラミックファイバーストック	不燃内装材	0.15	3.8		
	0.85	0.003	264.0			0.15	4.9		
	0.83	0.01	101.6			0.15	7.4		
	0.83	0.01	67.3			0.15	5.5		
	0.81	0.02	41.0			0.15	13.3		
	0.79	0.03	25.9			0.15	8.4		
Holborn	0.94	0.01	74.3	天井, 壁, 床 : セラミックファイバーストック (25mm)	不燃内装材	0.19	10.4		
	0.92	0.03	36.4			0.19	9.5		
	0.90	0.04	23.7			0.19	4.7		
Chen	1.002	0.03	32.9	NA	不燃内装材	0.14	14.5		
	1.002	0.03	32.9			0.34	17.9		
	1.002	0.03	32.9			0.54	5.8		
	1.002	0.03	32.9			0.64	5.6		
	1.032	0.02	64.5	NA	不燃内装材	0.14	21.7		
	1.032	0.02	64.5			0.34	12.7		
	1.032	0.02	64.5			0.41	10.1		
	1.032	0.02	64.5			0.54	7.8		
	1.032	0.02	64.5	NA	不燃内装材	0.64	18.1		
	1.045	0.01	108.9			NA	不燃内装材	0.14	7.7
	1.045	0.01	108.9					0.34	25.1
	1.045	0.01	108.9					0.41	16.9
	1.045	0.01	108.9	0.64	19.3				
	1.054	0.01	198.9	NA	不燃内装材	0.14	13.7		
1.054	0.01	198.9	0.34			12.0			

表 2.20 実大および模型実験データでの周壁の熱慣性の大きさによる区分

スケール	室の内表面積	開口因子	温度因子の逆数
	$A_T [m^2]$	$A\sqrt{H} [m^{5/2}]$	$A_T/A\sqrt{H} [m^{-1/2}]$
全ての実験	0.79 ~ 119.9	0.002 ~ 14.5	7.90 ~ 530.1
実大実験	43.5 ~ 119.9	0.89 ~ 14.5	7.90 ~ 64.0
模型実験	0.79 ~ 1.05	0.002 ~ 0.04	23.7 ~ 530.1

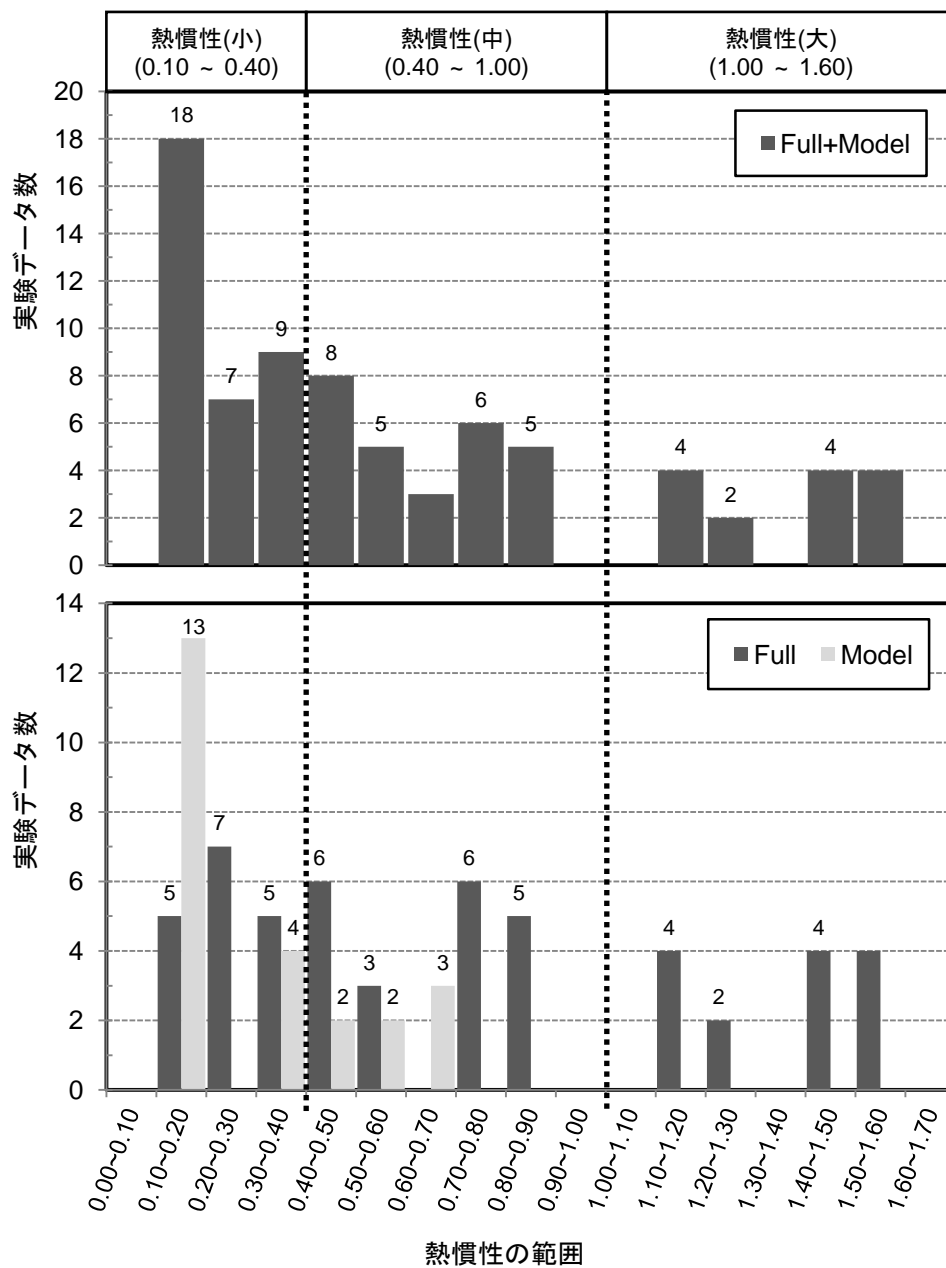


図 2.36 周壁の熱慣性毎の実験データ数 (可燃内装材を含む)

表 2.21 実大および模型実験データの周壁の熱慣性による区分

スケール	周壁の熱慣性 $\sqrt{k\rho c}$ [kW ^{1/2} /m ² K]		
	小 壁：セラミックファイバー等 床：コンクリート等	中 天井,壁：石膏ボード,合板等 床：コンクリート, タイプ X 石膏ボード等	大 天井, 壁, 床：普通コンクリート, 軽量コンクリート等
全ての実験	0.10 ~ 0.40	0.40 ~ 1.00	1.00 ~ 1.60
実大実験	0.24	0.53 ~ 0.87	1.15 ~ 1.52
模型実験	0.14 ~ 0.34	0.41 ~ 0.64	(該当無し)

2. 5. 1. フラッシュオーバー発生時間と発生限界発熱速度の相関

既往の実験データから F.O.発生時間 t_{FO} [s]と F.O.発生限界発熱速度[kW]を抽出して、F.O.発生時間が F.O.発生限界発熱速度に及ぼす影響について調べる。F.O.発生時間のデータが明記されている文献 (Heselden¹⁾、Babrauskas¹⁸⁾、Fang¹⁰⁾、Lee²⁰⁾、Chen²⁷⁾の実験) から得られた F.O.発生時間と F.O.発生限界発熱速度の関係を図 2.37~図 2.42 に実験ごとに作成する。また、温度因子と熱慣性が同じ条件のデータをグループにして、それぞれのグループごとに図を作成した。図の中の凡例の数値は温度因子と周壁材料の熱慣性である。

Heselden の実験は不燃内装材で構成された実大実験室が対象で、開口寸法と周壁材料を変更して実験を行った。図 2.37 に Heselden 実験における t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。温度因子が $7.9\text{m}^{-1/2}$ と周壁材料の熱慣性が $1.19\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の時の結果は▲で、温度因子が $16.55\text{m}^{-1/2}$ と周壁材料の熱慣性が $1.15\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の結果は●でプロットした。図 2.37 に示すように、各実験条件での F.O.発生時間と発熱速度との関係をみると、温度因子が $7.9\text{m}^{-1/2}$ の場合は、 t_{FO} の変化による $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の影響は少ない。また、温度因子が $16.55\text{m}^{-1/2}$ の場合にも t_{FO} の変化による $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が影響を確認することが難しい。

Babrauskas の実験は不燃内装材で構成された実大実験室で、室寸法と開口寸法が一定で可燃物が異なる実験と可燃物が同じで開口寸法が異なるものがある。図 2.38 に Babrauskas 実験における t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。プロットされた点の実験条件は温度因子が $12.02\text{m}^{-1/2}$ 、周壁材料の熱慣性が $0.77\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ である。図 2.38 に示すように、肘付き椅子(28.3kg)を使った実験が二人用ソファ(40kg)を使った実験より 108 秒早く F.O.が発生した。 $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が 20%ぐらい小さくなる。

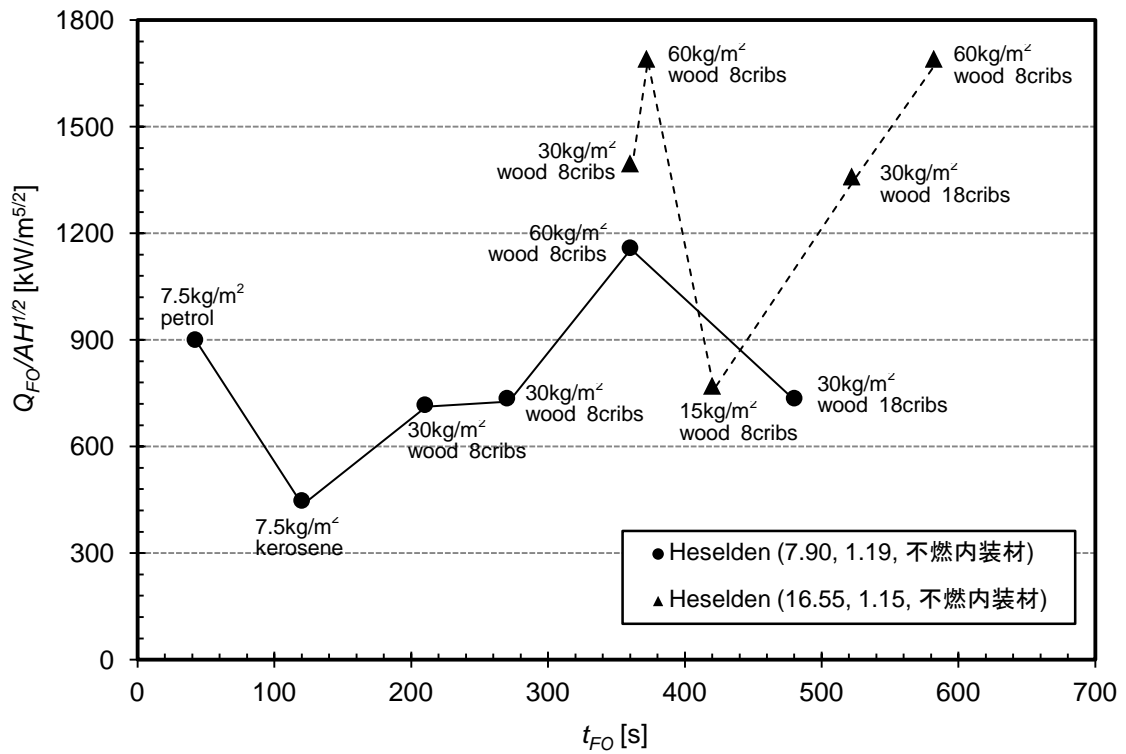


図 2.37 Heselden の実験における F.O.発生時間とその時の発熱速度との関係

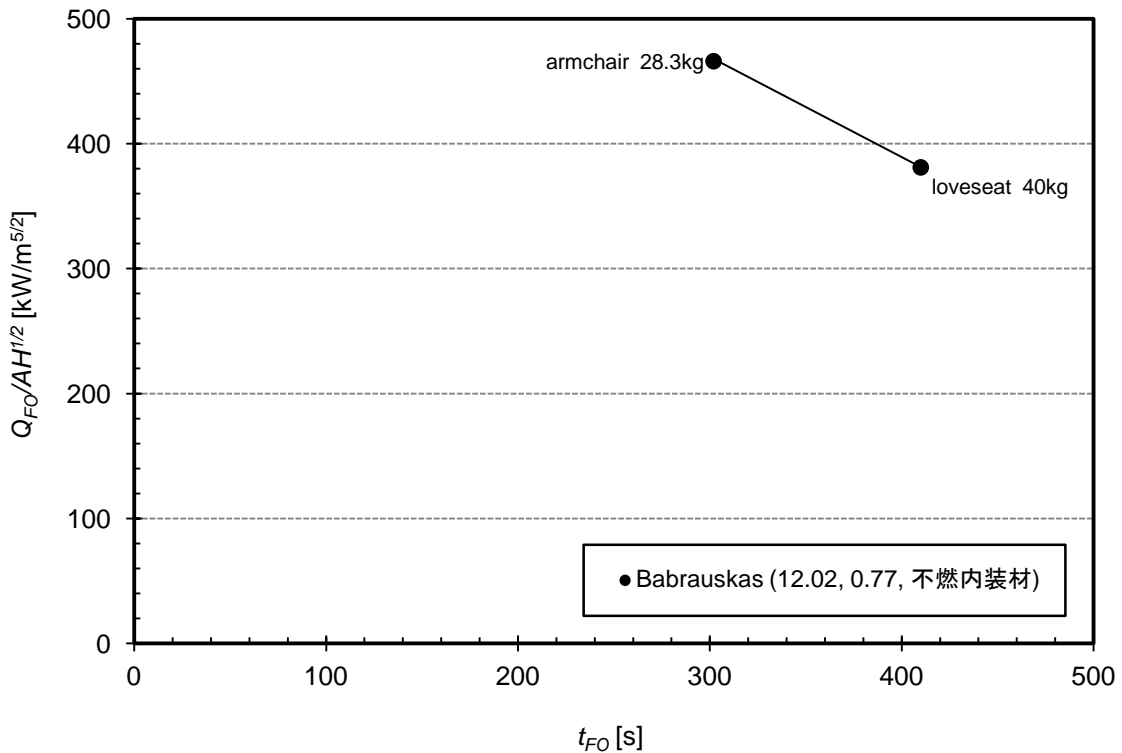


図 2.38 Babrauskas の実験における F.O.発生時間とその時の発熱速度との関係

Fang の実験は 2 つの実大実験室を対象で、周壁材料と可燃物の量を変更して実験を行った。周壁材料は不燃内装材または可燃内装材を使用した。同じ条件の火災室でも、発熱量密度を少し変更して実験を行った。図 2.39 に t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。温度因子が $31.92\text{m}^{-1/2}$ 、周壁材料が不燃内装材で熱慣性が $0.87\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ である実験データは▲、温度因子が $23.62\text{m}^{-1/2}$ 、周壁材料が可燃内装材で熱慣性が $0.99\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ である実験データは●でプロットした。図 2.39 に示すように、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $31.92\text{m}^{-1/2}$ で不燃内装材を使った場合は、発熱量密度が小さいデータが 60 秒遅く F.O.が発生し、 $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が約 7% 小さくなった。しかし、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $23.62\text{m}^{-1/2}$ で可燃内装材を使った場合は、発熱量密度が大きくなるほど $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が大きくなる傾向はあるものの、 t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の間に明確な関係を確認できない。

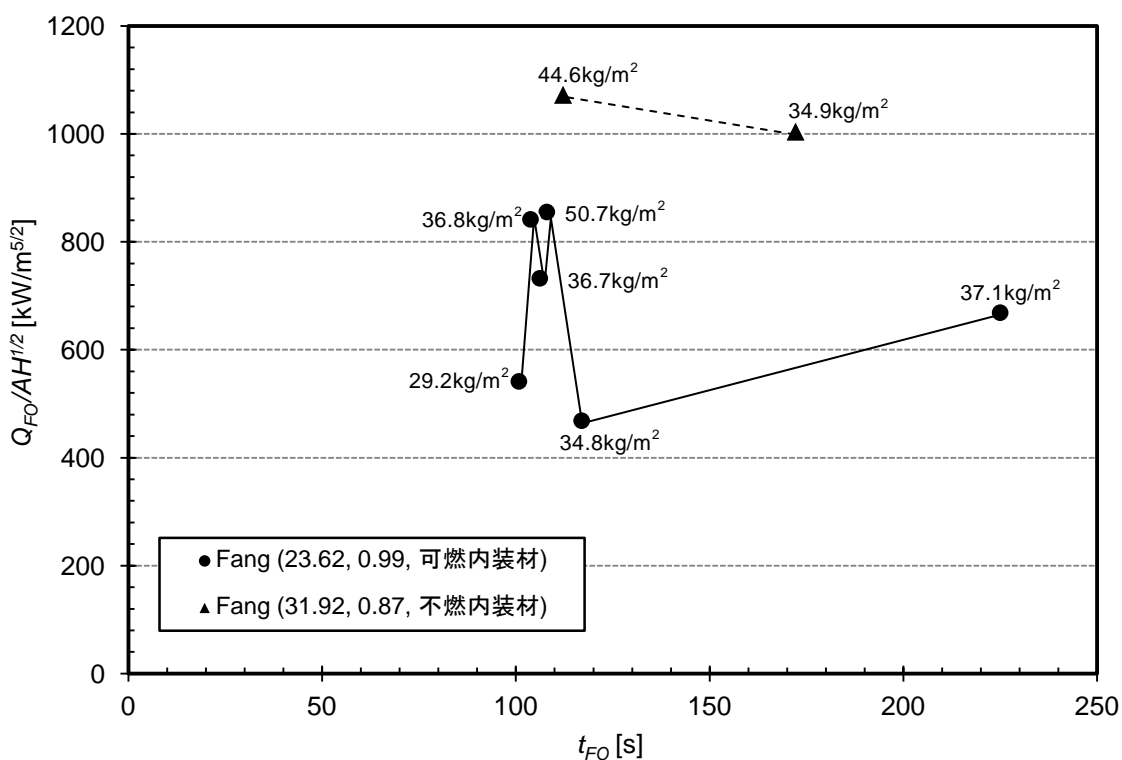


図 2.39 Fang の実験における F.O.発生時間とその時の発熱速度との関係

Lee の実験は実大実験で、室の寸法と開口寸法は変更せずに、周壁材料を熱特性が異なる 6 種類の可燃内装材で変更して実験を行った。また、内装材が可燃である。図 2.40 に t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。温度因子が $20.97\text{m}^{-1/2}$ 、周壁材料の熱慣性が $0.13\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ のデータは▲でプロットして、温度因子が $20.97\text{m}^{-1/2}$ 、周壁材料の熱慣性が $0.15\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ のデータは●でプロットした。熱慣性が $0.13\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合は、 t_{FO} に大きな変動があったが $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の変動は少なかった。一方で、熱慣性が $0.15\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の場合は、 t_{FO} が大きくなると $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が小さくなった。この実験においても、内装が可燃なので t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係は明確でない。

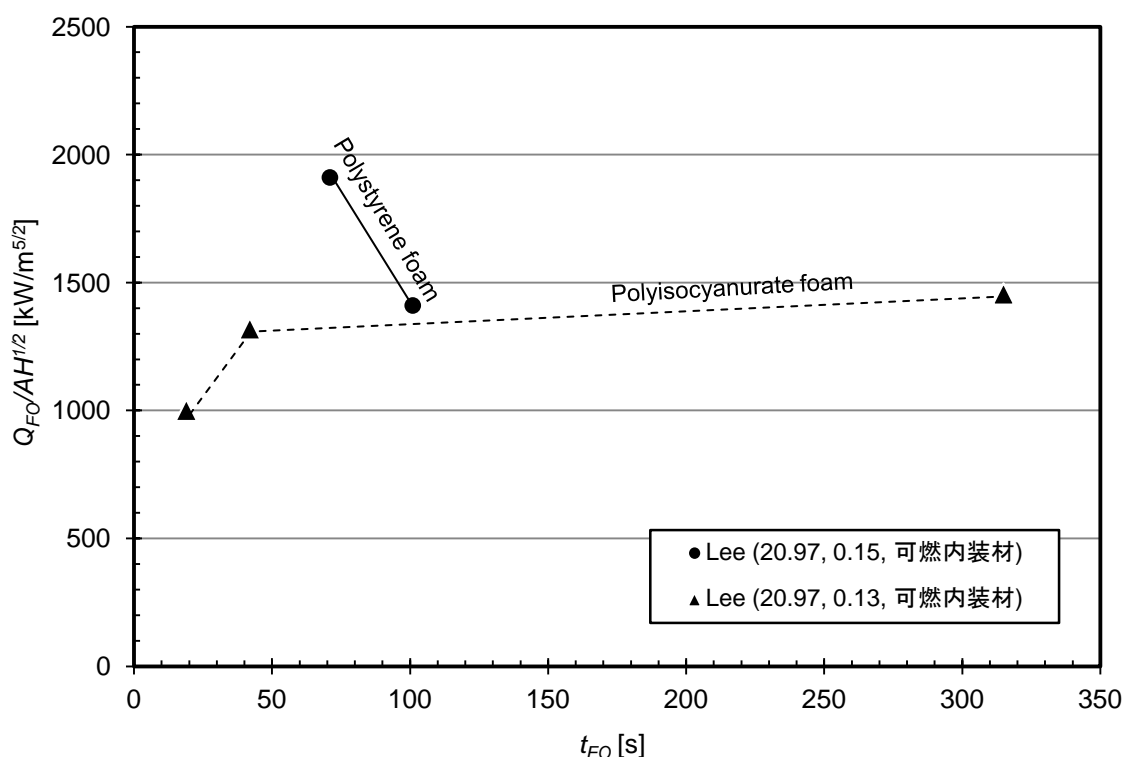


図 2.40 Lee の実験における F.O.発生時間とその時の発熱速度との関係

DFCP I, II の実験は周壁材料と僅かに寸法が異なる 2 種類の実大実験室で、可燃物量を変更して行われた。 t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を図 2.41 に示す。DFCP I の結果は●でプロットして、DFCP II の結果は▲でプロットした。DFCP I の結果では、 t_{FO} が大きくなると $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が小さくなる。DFCP II では早い時間で F.O. が発生しており $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ との関係は明確でない。

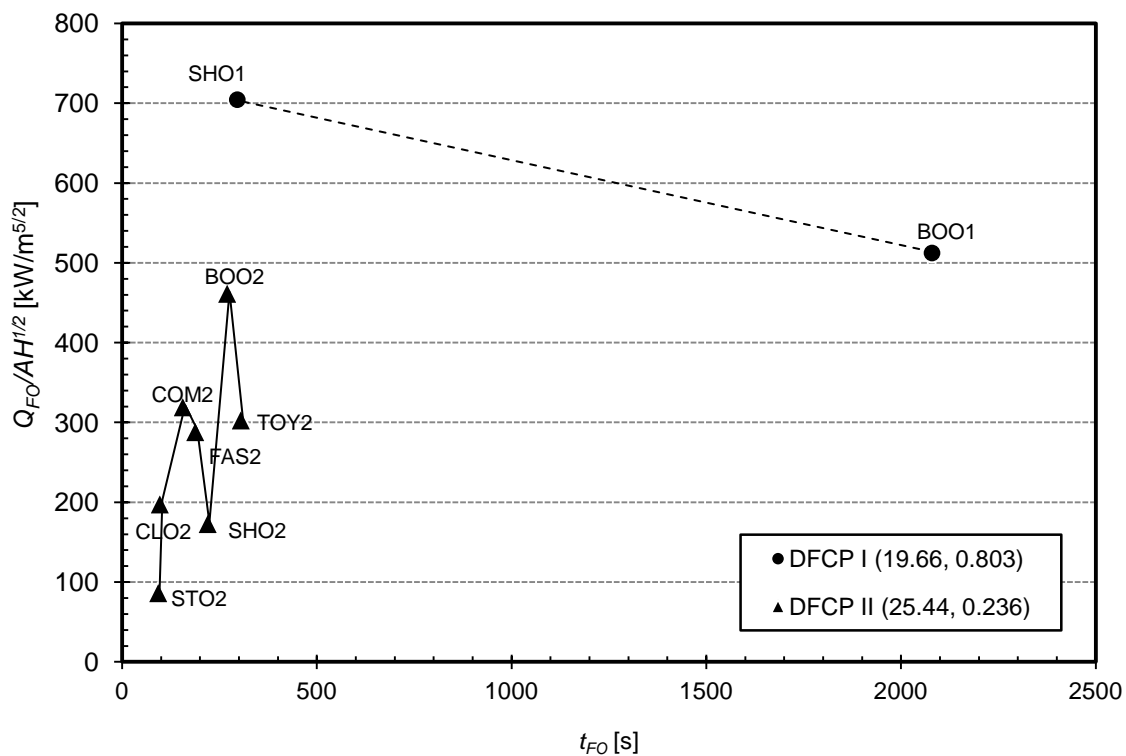
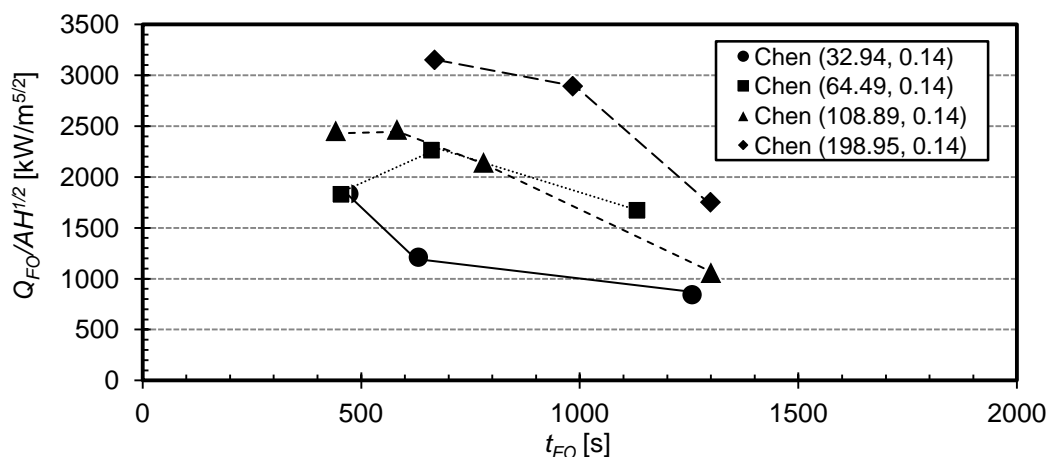
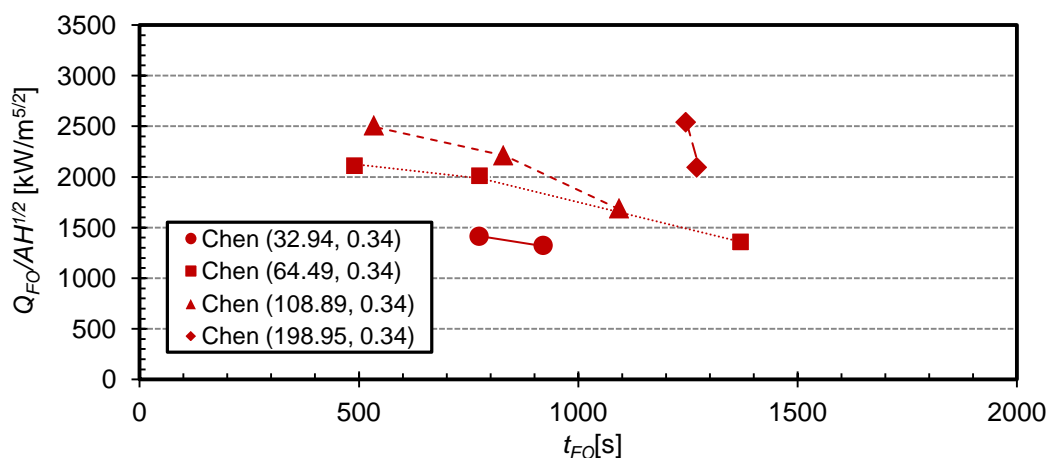


図 2.41 DFCP の実験における F.O.発生時間とその時の発熱速度との関係

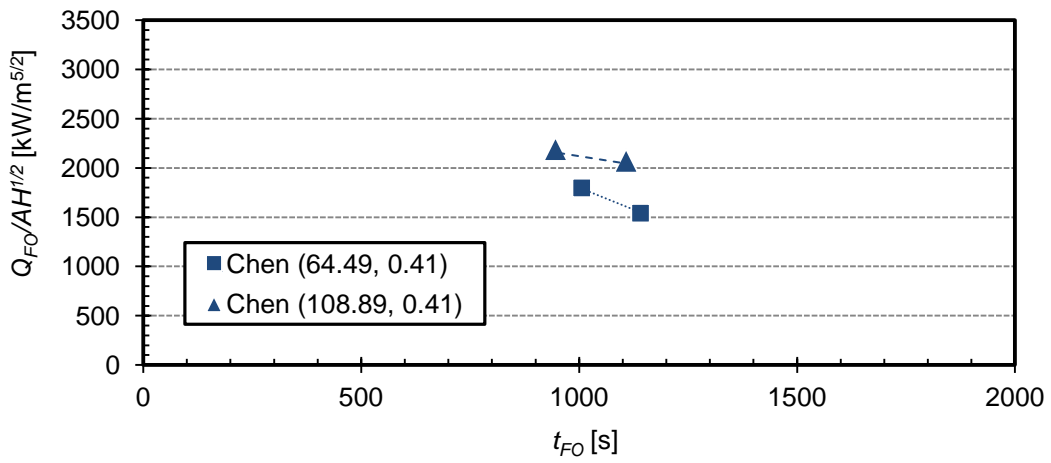
Chen の実験では一定の大きさの模型区画室を使って、壁体材料は熱慣性が $0.14\sim 0.64\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の範囲の 5 種類とした。また、開口寸法と可燃物の面積を $0.01\text{m}^2\sim 0.032\text{m}^2$ で変更した。図 2.42 に t_{FO} と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。図 2.42 の(a)~(e)は、熱慣性が同じ実験ごとに区分した実験結果である。また、それぞれの図の中に温度因子が異なるデータの区分ができるようにプロットした。全ての実験結果で t_{FO} が大きくなると $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が小さくなる傾向が見られた。また、(a)と(b)の結果をみると、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きい場合は t_{FO} の変化による $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の変化が比較的大きい。(c)、(d)と(e)の場合はデータが少ないので、その傾向は確認できない。従って、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きい場合は、 t_{FO} が Q_{FO} に及ぼす影響を明確に確認することができるが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が小さい場合にはその影響は明確でない。



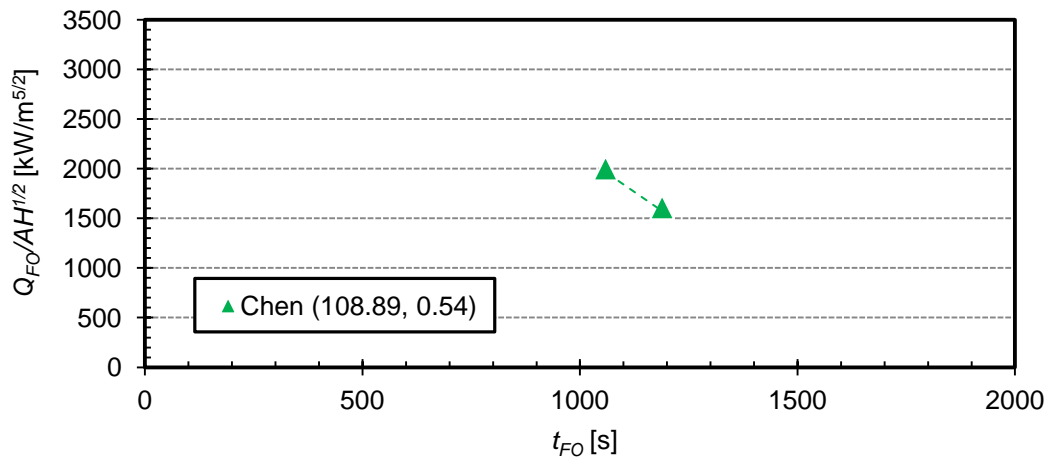
(a) 熱慣性 $0.14\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$



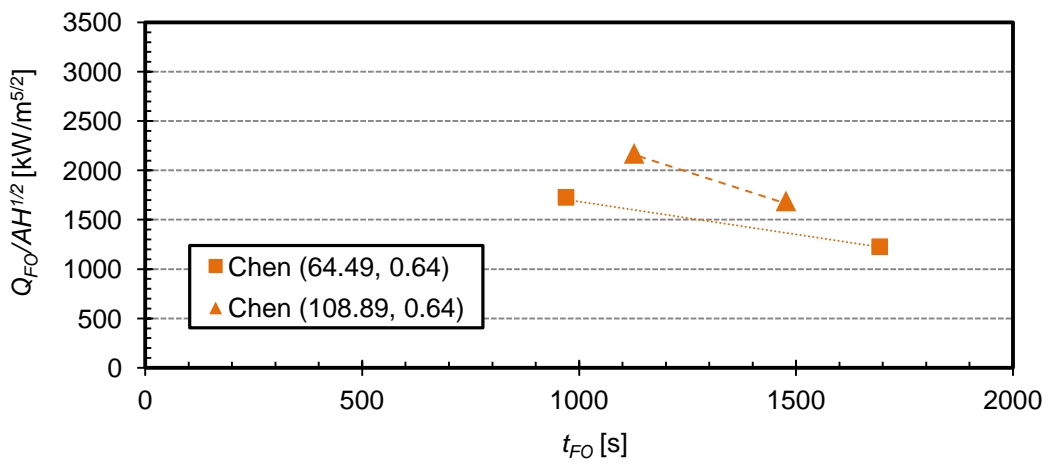
(b) 熱慣性 $0.34\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$



(c) 熱慣性 0.41kW s^{1/2}/m²K



(d) 熱慣性 0.54kW s^{1/2}/m²K



(e) 熱慣性 0.64kW s^{1/2}/m²K

図 2.42 Chen の実験における F.O.発生時間とその時の発熱速度との関係

2. 5. 2. 室寸法と周壁材料の熱慣性がフラッシュオーバーに及ぼす影響

2. 5. 2. 1. 室の寸法と開口寸法の影響

(1) 実大実験におけるフラッシュオーバー発生限界発熱速度

実験データから F.O.発生限界発熱速度を求める方法を明確にするために、図 2.43 に不燃内装材を使った実大実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。F.O.が発生したデータは黒点、F.O.が発生しなかったデータは白点でプロットして、F.O.発生の有無を識別できるようにした。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $120\text{m}^{-1/2}$ より大きい条件では、F.O.が発生したデータがないので、F.O.発生限界発熱速度をもっと明確に確認できるように、横軸を $0\sim 120\text{m}^{-1/2}$ の範囲に拡大した。また、 $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が $1500\text{kW}/\text{m}^{5/2}$ より大きくなると全て F.O.が発生したので、縦軸を 1500kW 以下の部分までとした。F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値を実線で、F 発生しなかったデータの発熱速度の最大値を破線で結んで比較した。

図 2.43 に示すように、実大実験では $A_T/A\sqrt{H}$ が $16\text{m}^{-1/2}$ から $35\text{m}^{-1/2}$ までの範囲で実線と破線の逆転が発生したが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $16\text{m}^{-1/2}$ より小さい場合と $35\text{m}^{-1/2}$ より大きい場合には逆転はない。逆転が発生したデータは、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $16\text{m}^{-1/2}$ の場合は Hägglund のシリーズ 3 の実験、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $25\text{m}^{-1/2}$ の場合は Hägglund のシリーズ 3 と DFCP II の実験で、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $32\text{m}^{-1/2}$ の場合は Hägglund のシリーズ 1 と Fang の実験で、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $35\text{m}^{-1/2}$ の場合は Hägglund のシリーズ 2 の実験である。

図 2.44 に可燃内装材を使った実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。可燃内装材を使った実験の場合、F.O.が発生しなかったデータについては文献に記載が無かったので、F.O.が発生したデータのみプロットした。図 2.43 の不燃内装材を使った実大実験と比べると、可燃内装材を使った実験で F.O.が発生したときの下限値が、不燃内装材を使った実験での F.O.が発生しない場合の発熱速度の最大値よりも小さい。

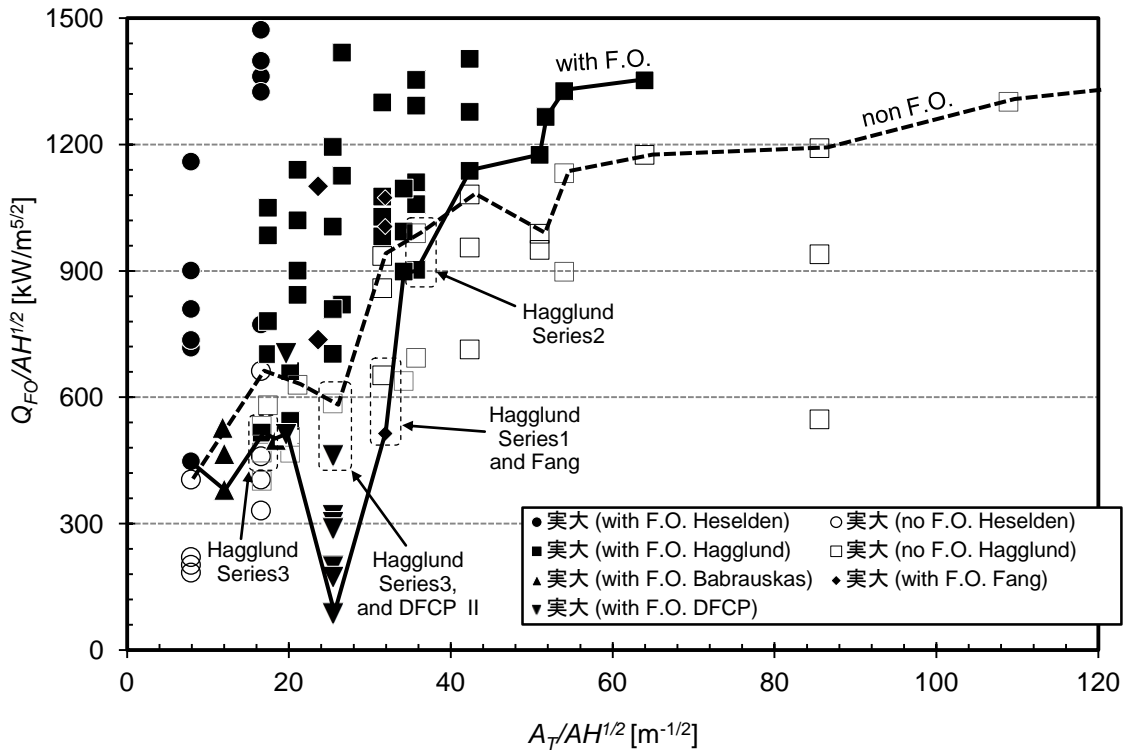


図 2.43 実大実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (不燃内装材を使った実験)

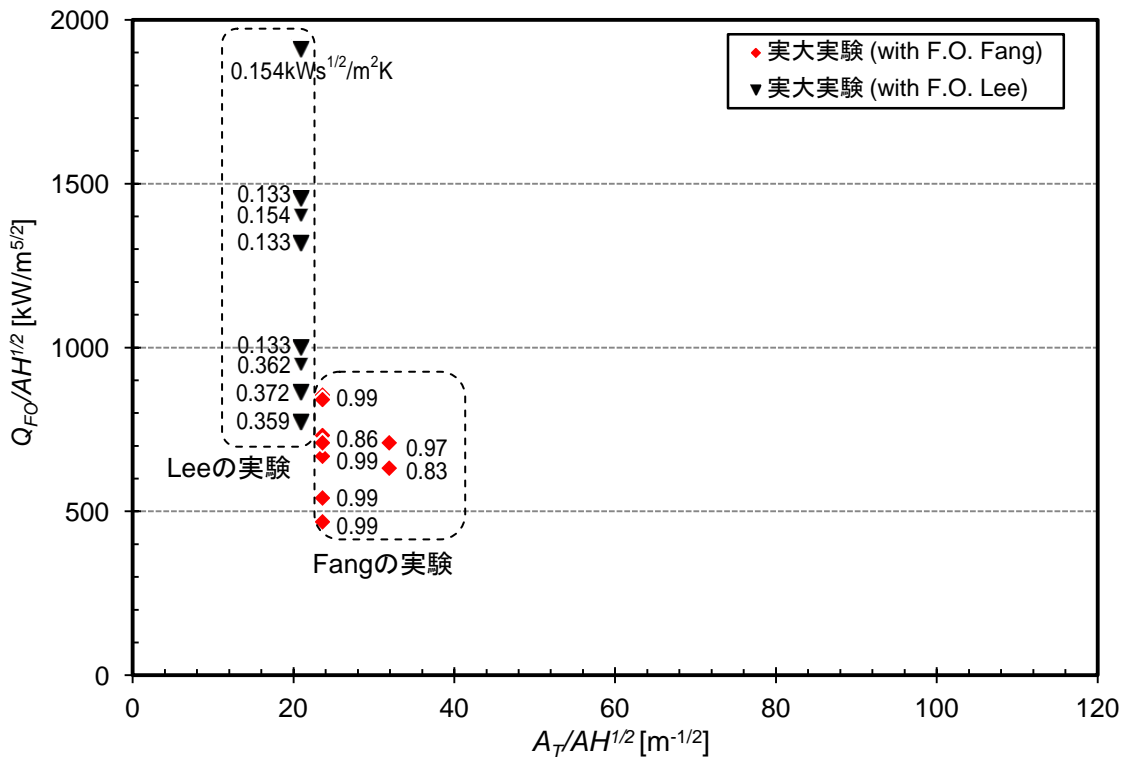


図 2.44 実大実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係 (可燃内装材を使った実験)

(2) 模型実験におけるフラッシュオーバー発生限界発熱速度

図 2.45 に模型実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。前項の図 2.44 と同様に F.O.が発生したデータは黒点、F.O.が発生しなかったデータは白点でプロットした。また、 $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ が $4000\text{kW}/\text{m}^{5/2}$ より大きくなると全て F.O.が発生したので、縦軸を 4000kW 以下の部分まで示した。

F.O.発生したデータの発熱速度の最小値を実線で、F.O.発生しなかったデータの発熱速度の最大値を破線で結んで比較した。

図 2.45 に示すように、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $33\text{m}^{-1/2}$ と $199\text{m}^{-1/2}$ の場合に逆転現象が発生した。そのデータは全て Chen の実験データである。 $A_T/A\sqrt{H}$ が $33\text{m}^{-1/2}$ の場合は、熱慣性が $0.405\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ と $0.536\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ の条件のデータが逆転した。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が $199\text{m}^{-1/2}$ の場合は、熱慣性が $0.536\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ と $0.140\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ のデータが逆転した。同一の温度因子の実験でも周壁材料の熱慣性と可燃物の燃焼面積の変化によって逆転が発生することを確認した。

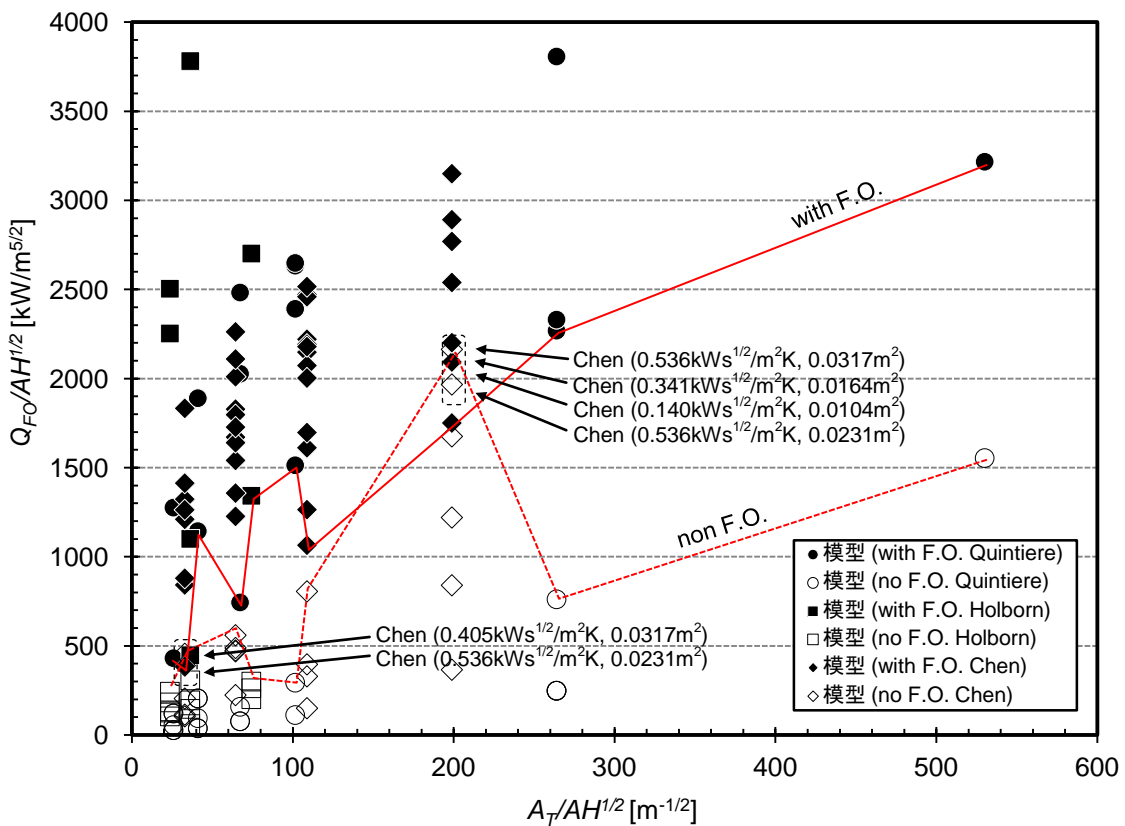


図 2.45 模型実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係（不燃内装材を使った実験）

(3) 実大実験と模型実験の比較

図 2.46 に実大実験と模型実験を合わせた全ての実験における $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。図中に実大実験データは丸い点、模型実験データは四角でプロットして、実大と模型のデータを区別できるようにした。また、F.O.が発生したデータは黒点で、F.O.が発生しなかったデータは白点でプロットした。 $A_T/A\sqrt{H}$ が同じ実験での F.O.が発生した発熱速度の最小値は実線で結んで、F.O.が発生しなかったデータの発熱速度の最大値は破線で結んだ。

実大実験より模型実験データのばらつきが大きい。実大と模型実験の F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値（実線）を比べると、実大実験の発熱速度が大きい。実大と模型実験の F.O.が発生しなかったデータの発熱速度の最大値（破線）を比べると、実大実験の発熱速度が大きい。また、F.O.が発生したデータと発生しなかったデータの間隔は実大実験より模型実験が大きく、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほどその間隔がもっと大きくなる。

したがって、温度因子のみ考慮し、模型実験と実大実験の F.O.発生限界発熱速度を比べると、模型より実大実験での F.O.発生有無のデータの間隔が狭いので、実大実験における F.O.発生限界発熱速度が正確である。また、ほとんどの実大実験のデータが模型実験データより大きいので、模型実験データの数が将来的に充実して F.O.発生限界発熱速度が正確になったとしても、実大実験における F.O.発生限界発熱速度が模型よりも実大実験の方が大きいと判断される。

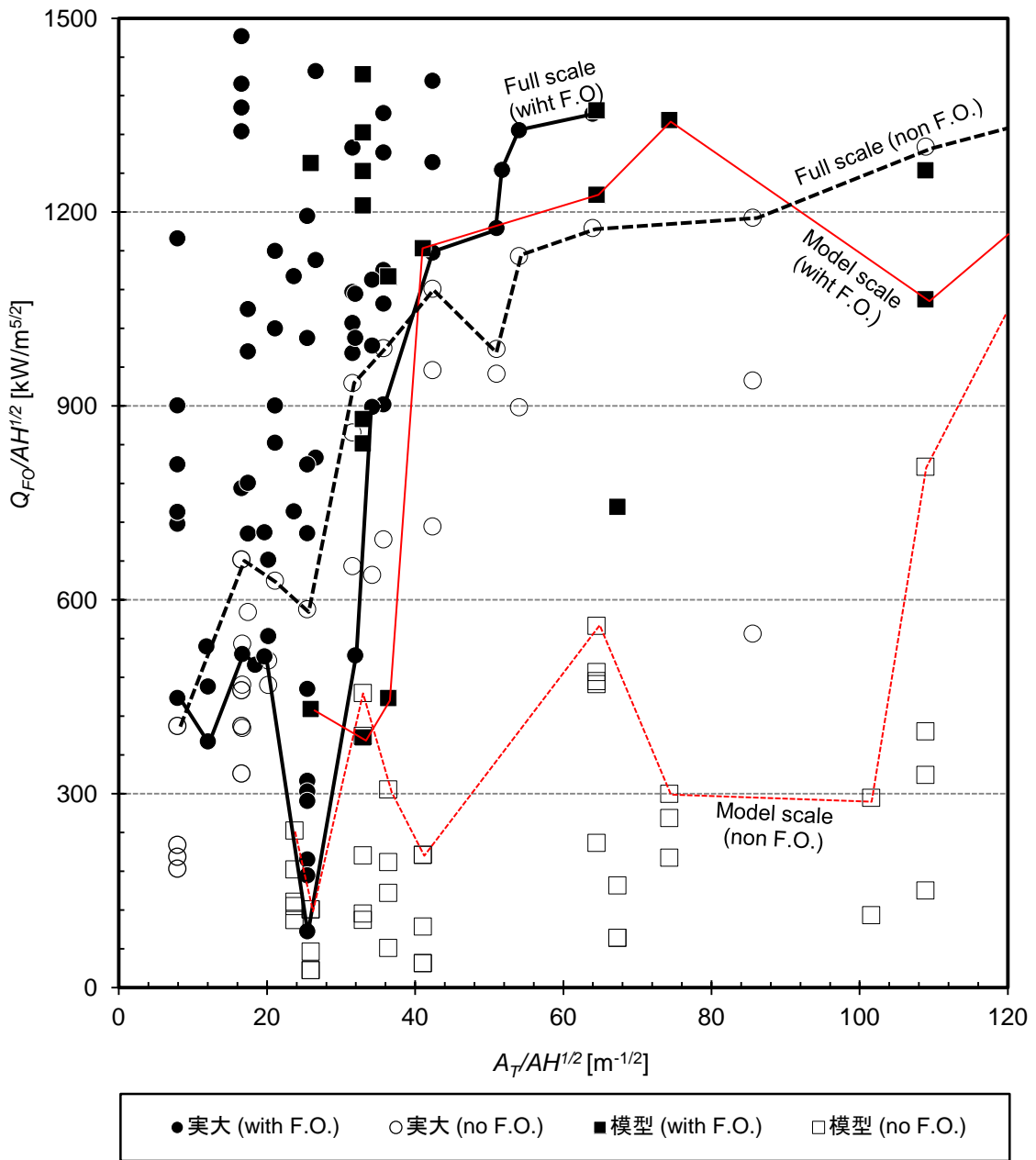


図 2.46 実大実験と模型実験における F.O.発生限界発熱速度の比較 ($A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係)

2. 5. 2. 2. 壁体構成材料の熱慣性の影響

(1) 実大実験におけるフラッシュオーバー発生限界発熱速度

周壁材料の熱慣性の影響を確認できるように上記の図 2.44 (不燃内装材を使った実験の結果) と図 2.45 (可燃内装材を使った実験の結果) の横軸、縦軸を $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/1500A\sqrt{H}$ に変更して図 2.47 と図 2.48 を作成した。F.O.が発生したデータは黒点、F.O.が発生しなかったデータは白点でプロットして、F.O.発生有無が識別できるようにした。F.O.発生した発熱速度 (黒点) の最小値を実線で、F.O.発生しなかったデータ (白点) の発熱速度の最大値を点線で結んで比較した。

図 2.47 に示すように、 $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ が 19 において Babrauskas と Heselden のデータで、 $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ が 40 において Hägglund のシリーズ 3 の実験データで、 $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ が 100 において Hägglund のシリーズ 2 の実験データで逆転が発生した。しかし、図 2.45 の温度因子のみ考慮した場合と比べると逆転は少なく、実線と破線がほぼ一致して正確な F.O.発生限界発熱速度を求めることができた。

図 2.48 に示す可燃内装材を使った実験結果は、図 2.47 の不燃内装材を使った実大実験と比べると、可燃内装材で使った Lee の実験の F.O.発生限界発熱速度は、不燃内装材を使った実験より大きくなることを確認できる。Fang の実験では、不燃内装材と可燃内装材を使った実験の結果の差はあまり大きくない。

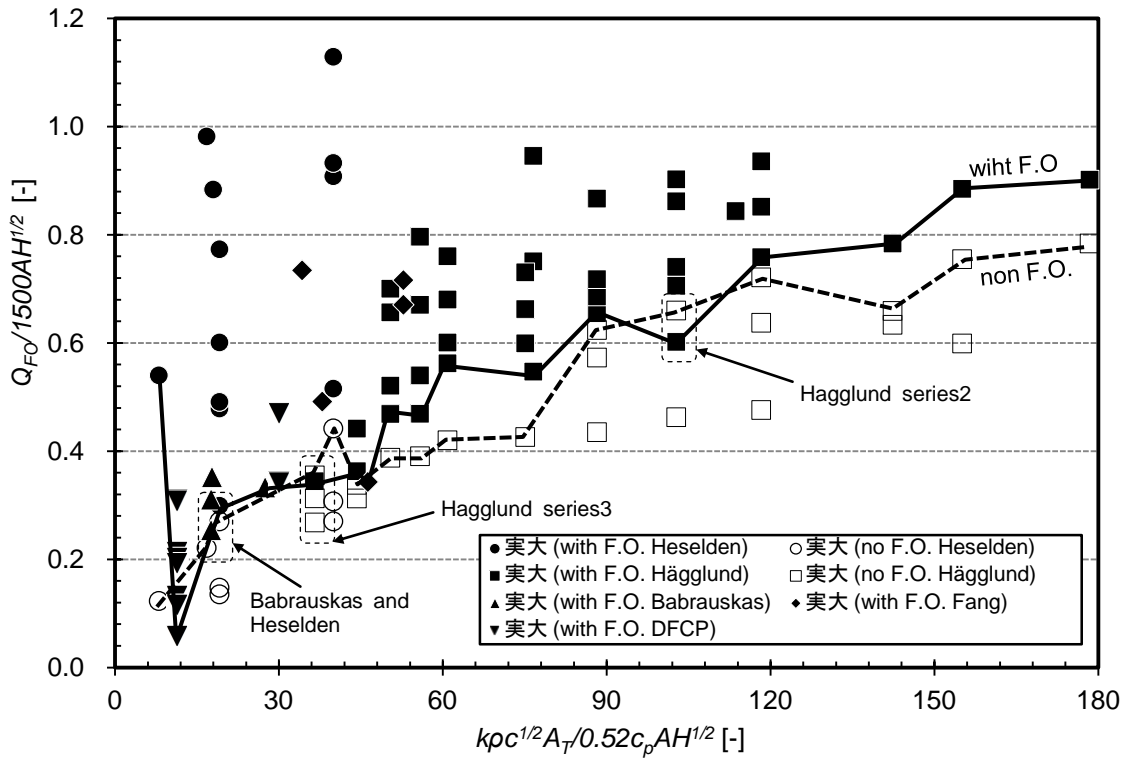


図 2.47 実大実験における $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ と $Q/1500A\sqrt{H}$ の関係 (不燃内装材を使った実験)

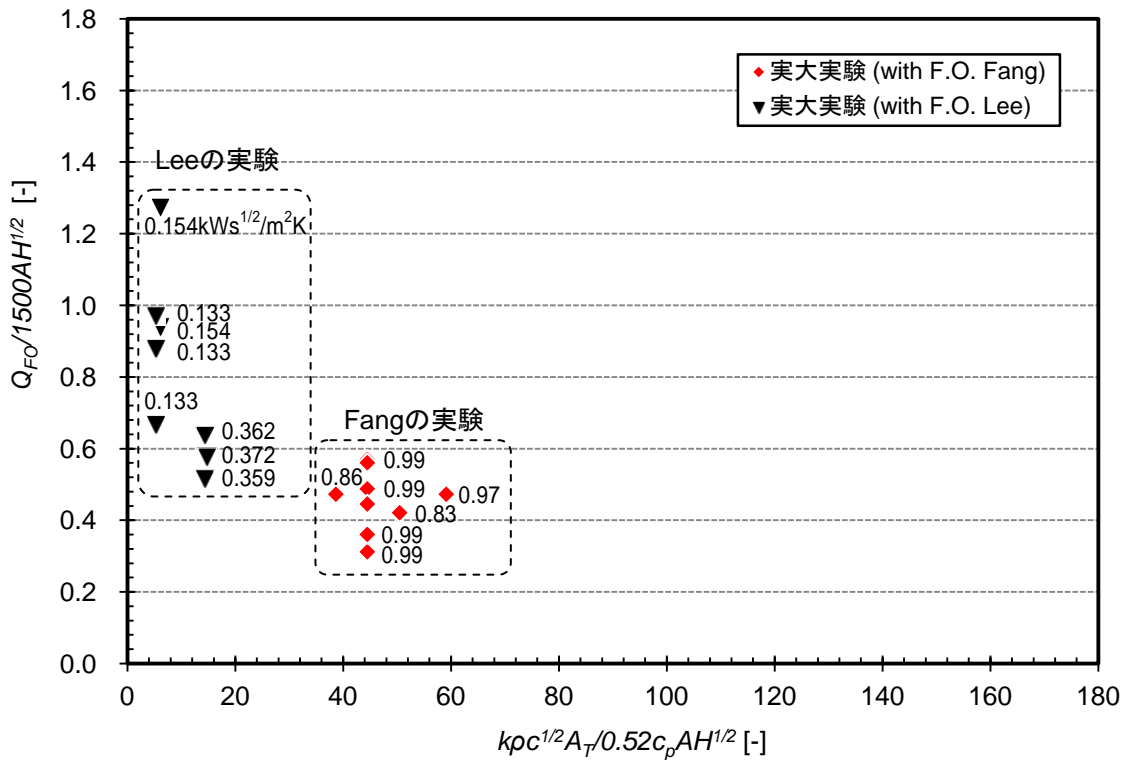


図 2.48 実大実験における $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ と $Q/1500A\sqrt{H}$ の関係 (可燃内装材を使った実験)

(2) 模型実験におけるフラッシュオーバー発生限界発熱速度

図 2.49 に模型実験の $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/1500A\sqrt{H}$ の関係を示す。図 2.47 と同様に F.O. が発生したデータは黒点で、F.O. が発生しなかったデータは白点でプロットした。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が同じ実験で F.O. が発生した発熱速度の最小値を実線で結んで、F.O. が発生しなかったデータの発熱速度の最大値は破線で結んで比較した。

図 2.49 に示すように、図 2.45 の温度因子のみ考慮した模型実験の結果と比べると、Chen の実験で発生した逆転現象がなくなった。また、熱慣性を考慮すると実線と破線が交差する部分は生じなかった。

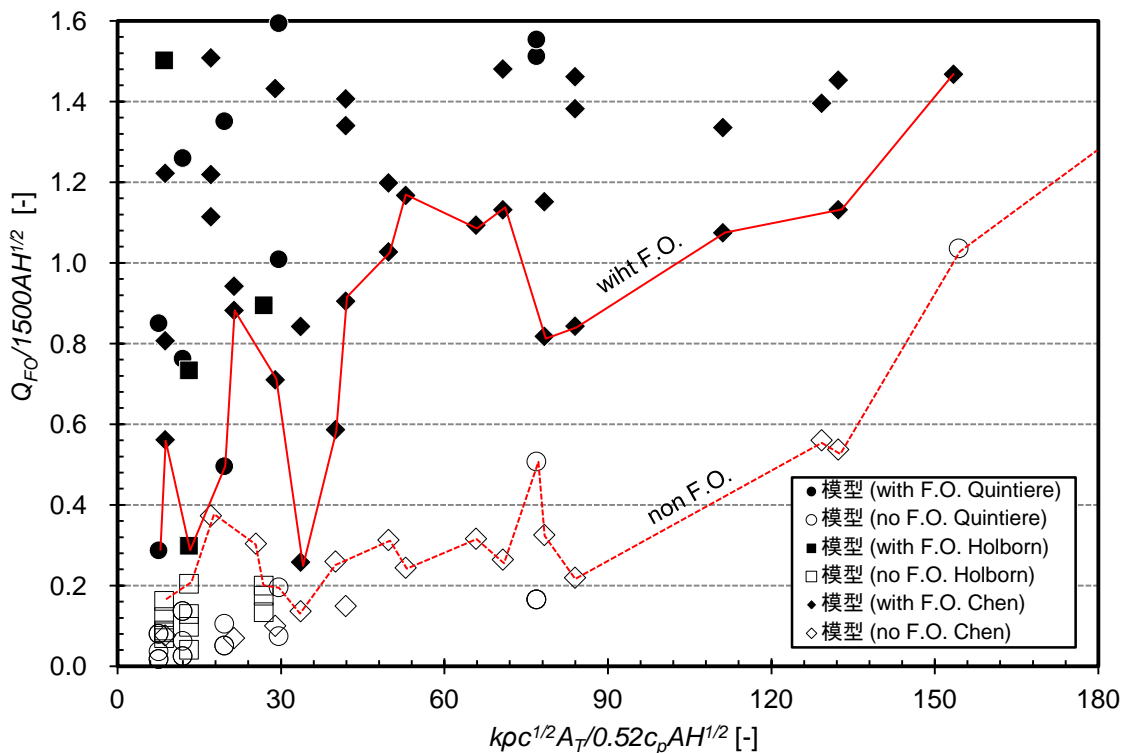


図 2.49 模型実験における $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ と $Q/1500A\sqrt{H}$ の関係(不燃内装材を使った実験)

(3) 実大実験と模型実験の比較

図 2.50 に実大実験と模型実験の結果を合わせて全ての実験の $A_T\sqrt{k\rho c}/0.52A\sqrt{H}$ と $Q_{Fo}/1500A\sqrt{H}$ の関係を示す。図の中に実大実験データは丸い点、模型実験データは四角な点でプロットして、実大と模型のデータを識別できるようにした。また、F.O.が発生したデータは黒点で、F.O.が発生しなかったデータは白点でプロットした。 $A_T/A\sqrt{H}$ が同じ実験での F.O.が発生した発熱速度の最小値は実線で、F.O.が発生しなかったデータの発熱速度の最大値は破線で結んで比較した。

図 2.50 に示すように、実大実験より模型実験の方が実線と破線の差が大きい。実大と模型実験の F.O.が発生したデータの発熱速度の最小値（実線）を比べると、模型実験の発熱速度が大きい。実大と模型実験の F.O.が発生しなかったデータの発熱速度の最大値（破線）を比べると、実大実験の発熱速度が大きい。模型実験の実線と破線の中央に実大実験の F.O.発生限界発熱速度が含まれる。すなわち、周壁材料の熱慣性を考慮すると、模型実験と実大実験では F.O.発生限界発熱速度に大きな差がないことを確認できる。模型実験と実大実験の両者のスケールでの F.O.発生限界発熱速度を予測するためには、温度因子のみを考慮すると模型実験と実大実験を分けて予測式を造る必要があるが、熱慣性を考慮すると、模型から実大実験までに適用可能な F.O.発生限界発熱速度予測式を作成できる可能性がある。

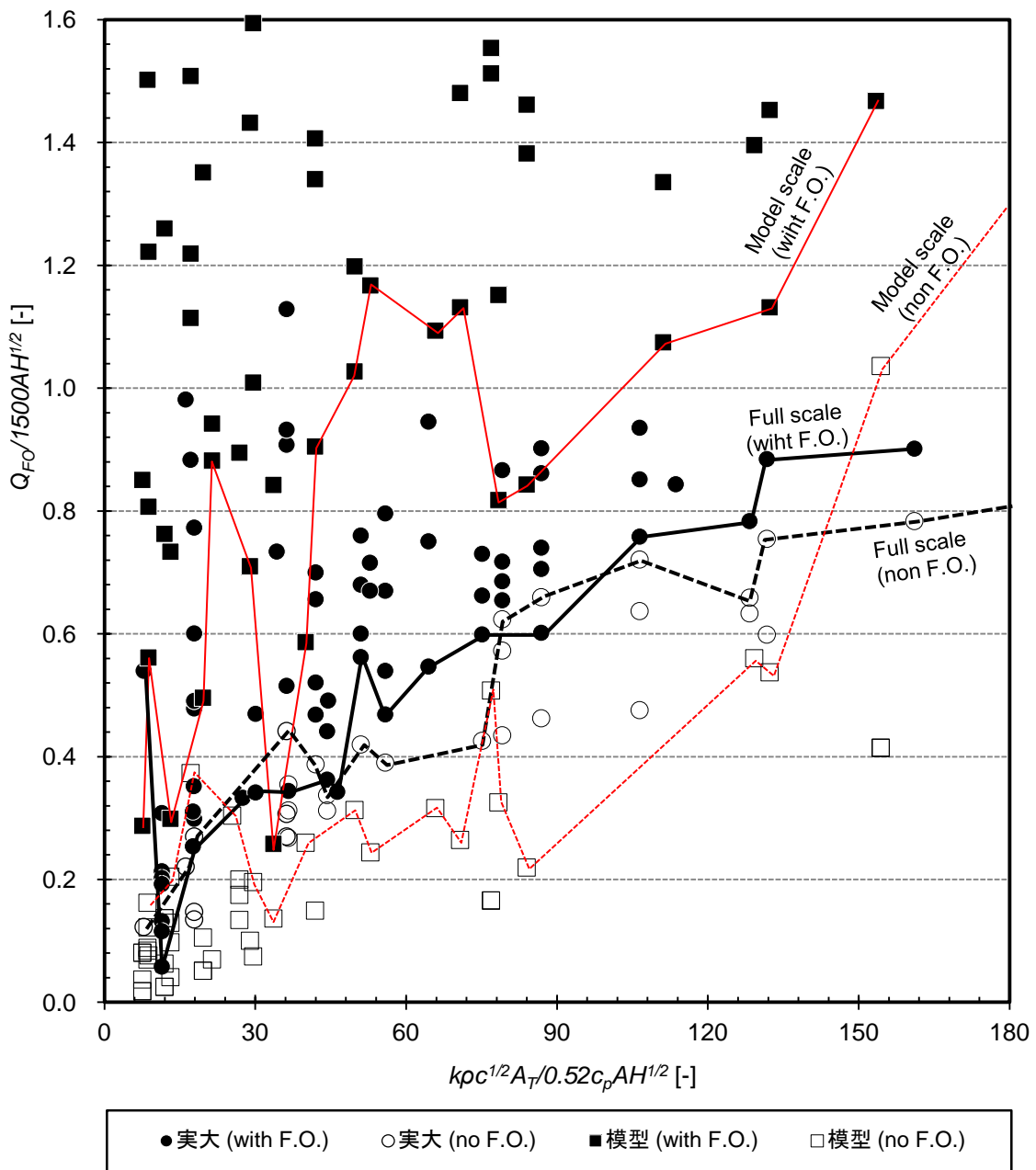


図 2.50 全ての実験の F.O.発生限界発熱速度の比較 ($A_T\sqrt{kpc}/0.52A\sqrt{H}$ と $Q/1500A\sqrt{H}$ の関係)

2. 6. 既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式と実験データとの比較

2. 2節に記述した既往のF.O.発生限界発熱速度の予測式は、特定の実験データとの相関によって導出された。表2.22に各予測式を導出する時に参照した実験のスケールと周壁材料の熱慣性を示す。それぞれの予測式においては、どの条件の実験データが適用されたかによって、予測式の適用範囲が決定される。例えば、比較的熱慣性が大きい実大実験データのみを適用して予測式を導出した予測式は、熱慣性が小さな模型実験には適用できない可能性が大きい。また、2. 5節に記述されたように、予測式の変数に熱慣性が含まれていない予測式は、適用できる周壁材料に限界があることが予想される。したがって、既往の予測式のうち熱慣性を無視した予測式と熱慣性を考慮した予測式を、収集した実験データと比較して、既往の予測式の適用範囲を検討する。

表 2.22 既往の予測式を導出する時に参照したデータの実験条件の範囲

既往の 予測式	室のスケール	周壁の熱慣性 [kW ^s ^{1/2} /m ² K]
		大: 1.00 ~ 1.60 中: 0.40 ~ 1.00 小: 0.10 ~ 0.40
Babrauskas	実大	大、中（主な材料：普通コンクリートなど）
	模型	小（主な材料：アスベスト板）
Thomas	実大	大（主な材料：普通コンクリート、軽量コンクリート）
Hägglund		
McCaffrey (MQH)	実大	大、中（主な材料：普通コンクリートなど）
	模型	中、小（主な材料：セラミックファイバーなど）
Chen	実大	大、中（主な材料：普通コンクリートなど）
	模型	中、小（主な材料：不明）

2. 6. 1. 周壁材料の熱慣性を無視した予測式

既往の予測式のうち周壁の熱慣性を考慮せず、火災室の寸法のみを考慮した予測式は Babrauskas、Thomas、Hägglund の式である。これらの予測式が模型実験及び実大実験と様々な周壁材料で構成された火災室に適用できるが検討するため、図2.51~図2.53にそれぞれの予測式と実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/A\sqrt{H}$ の関係を示す。図にプロットされた点は不燃内装材を使った実験の F.O.発生限界発熱速度で、丸い点が実大実験データ、四角い点が模型実験データである。実験データは熱慣性の大きさによって3つのグループ（大、中、小）で区分して、周壁の熱慣性が大きいデータは大きい点、熱慣性が小さなデータは小さな点で、熱慣性によって点の大きさを異にした。実験データのうち予測式を導いた際に使った実験データがある場合はそのデータは黒い点でプロットした。また、既往の予測式は曲線で描いた。

図2.51は Babrauskas の予測式と実験データを比べた結果である。Babrauskas の予測値は、式を導出する際に参照したデータ（黒い点）を含めた実大実験データよりは小さいが、模型実験データの中央よりは少し大きい。また、熱慣性が中の模型実験データの下限值とほぼ一致するが、熱慣性が小さな実大実験の場合は、予測値が実験値より過大となるので、予測式は適用できない。 $A_T/A\sqrt{H} < 20$ では予測値が実験データの中央とほぼ一致するが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど実験データのばらつきが大きくなって、実験値と予測値の差も大きくなる。Babrauskas の予測式は、既往の実験データ全体との差が大きい。その理由としては、予測式を導出する際に参照したデータの範囲が狭いためと判断される。

図2.52は Thomas の予測式と実験データを比べた結果である。Thomas の式は Babrauskas の式と同様に、 $A_T/A\sqrt{H}$ が20より小さい場合は予測値が実験データの中央とほぼ一致するが、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなると、実験値と予測値の差が大きくなる。また、予測式を導出する際に参照したデータ（黒い点）よりは小さいが、模型実験データの中央より少し大きい。また、熱慣性が中の模型実験データの下限值とほぼ一致するが、熱慣性が小さな実大実験の場合は、実験データが予測値より過小となり適用できない。Babrauskas 式と同様に Thomas 式を導出する際には熱慣性が大きい実大実験データが主に参照されたためである。

図2.53は Hägglund の予測式と実験データを比べた結果である。Hägglund の式も Thomas の式と同様に式を導出する際に熱慣性が大きい実大実験データが主に参照された。図2.53に示すように、Hägglund の予測値は熱慣性が大きい実大実験データとはよく一致するが、模型実験データと熱慣性が小さな実大実験データに対しては過大となる。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が20より大きくなると、予測値と実大実験データの傾きがほぼ一致するが、模型実験データの傾きとは一致せず、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなると予測値と模型実験データとの誤差がさらに大きくなる。したがって、

Hägglund の予測値は熱慣性が大きい実大実験の場合には予測できるが、熱慣性が小さな実大実験と模型実験には適用できない。

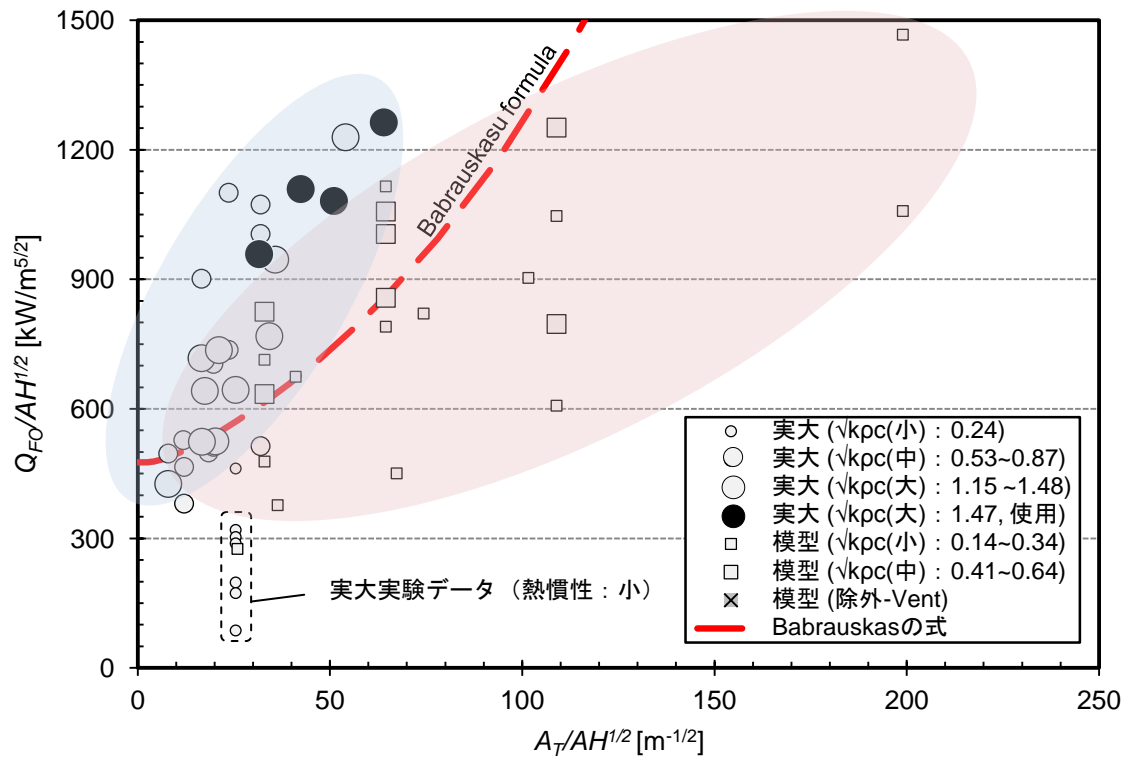


図2.51 Babrauskasの予測式と実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{F0}/A\sqrt{H}$ の関係

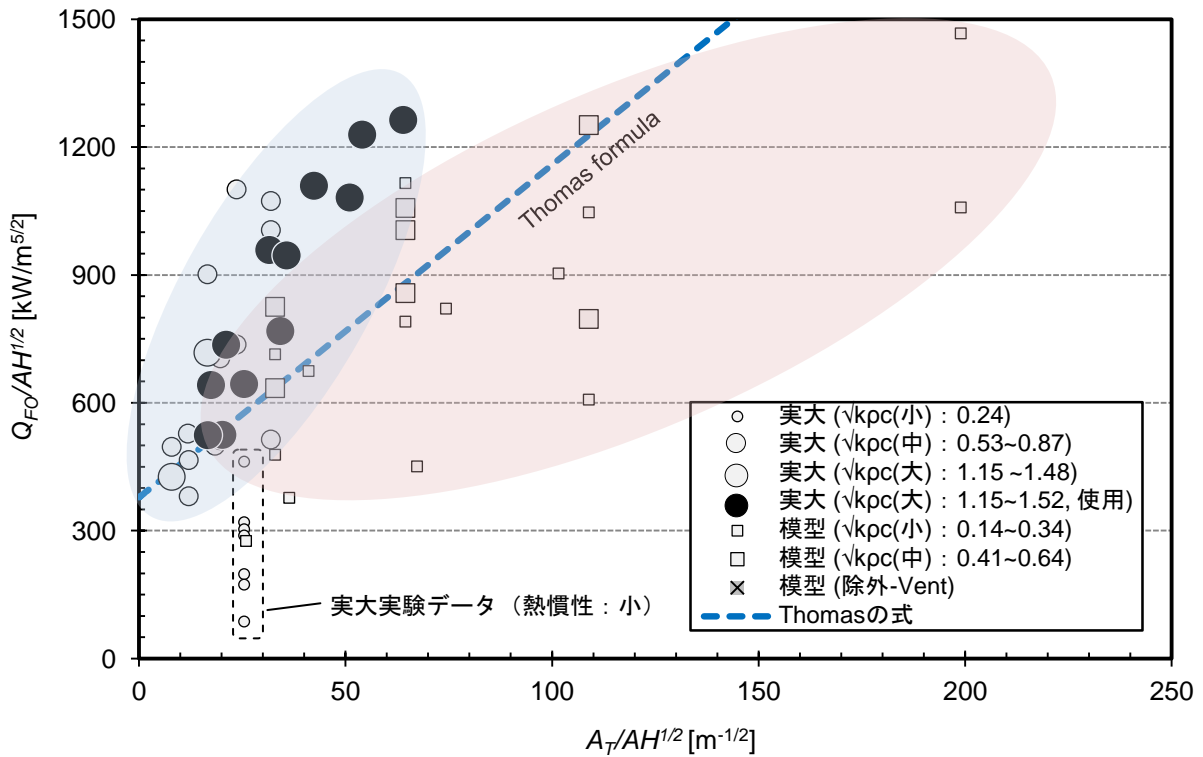


図 2.52 Thomas の予測式と実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{F0}/A\sqrt{H}$ の関係

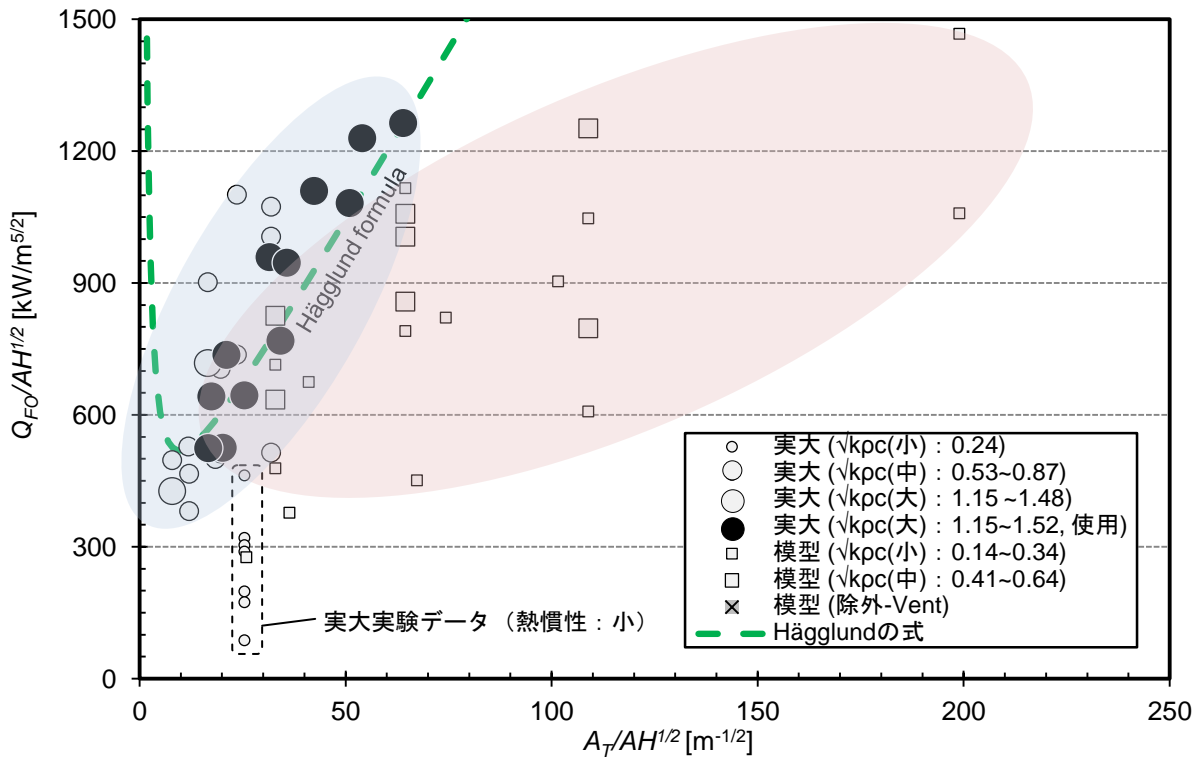


図 2.53 Häglund の予測式と実験の $A_T/A\sqrt{H}$ と $Q_{F0}/A\sqrt{H}$ の関係

2. 6. 2. 周壁材料の熱慣性を考慮した予測式

既往の予測式のうち変数に周壁の熱慣性を考慮したものは McCaffrey、Chen の予測式である。それら2つの予測式の適用範囲を検討するため、図2.54に McCaffrey の予測式と実験の $\sqrt{k\rho c}A_T/0.52c_pA\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/1500A\sqrt{H}$ の関係を、図2.55には Chen の予測式と実験の $\sqrt{k\rho c}^{0.07}A_T^{0.7}/A\sqrt{H}^{0.52}$ と $Q_{FO}/1500A\sqrt{H}$ の関係を示す。図にプロットされた点は既往の実験データで、上記の図2.53と同様に実験のスケールと周壁の熱慣性の大きさによって点の形と大きさを異にして区分した。また、実験データのうち予測式を導いた際に使った実験データがある場合はそのデータは黒い点でプロットした。ただし、McCaffrey 式では特性時間 t_c も変数に使っているため、 t_c に適当な数値を代入する必要がある。したがって、既往の実験データのうち F.O.発生時間が明記された実験データを用い、既往の予測式と実験データを比べて、最も適する t_c を求める。まず、図2.54に McCaffrey の予測式と F.O.発生時間が明記された実験データの $\sqrt{k\rho c/t_c}A_T/0.52c_pA\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/1500A\sqrt{H}$ の関係を示す。また、実験データの F.O.発生時間を点の隣に記載した。ただし、McCaffrey の予測式を導出する際に参照した実験データは F.O.発生時間が明示されておらず、図2.54ではそれらのデータを除外した。図2.54に示すように、実験データのばらつきが大きく、模型実験データは予測式よりも過大となって一致が悪い。実大実験の場合、予測式は熱慣性が大の実験データの下限に、熱慣性が中の実験データの中央とほぼ一致するが、熱慣性が小の実験データより大きい。予測式とよく一致する実験データの F.O.発生時間は100秒~420秒の範囲のものである。予測式と実大実験データの下限は良く一致している。下限付近の実大実験データについて、F.O.発生時間の平均値を求めると340秒となった。これを McCaffrey の予測式の特性時間 t_c に適用する。

図2.55の McCaffrey の予測式は式の t_c に既往の実大実験データの F.O.発生時間の平均値（340秒）を使った場合と、McCaffrey の原著で使われた1000秒を代入した場合の2本の曲線を描いた。熱慣性の影響を考慮した場合は実大と模型実験のデータの傾向はほぼ一致し、模型実験データが実大実験より少し大きい。ただし、McCaffrey の予測式は熱慣性が中と小である実大実験データとは誤差が大きい。McCaffrey の式を導出する際に熱慣性が小さな実大実験データはあまり参照されなかったためだと考えられる。

t_c に340秒を代入した場合は、熱慣性が大きい実大実験データと熱慣性が中である模型実験データの中央とほぼ一致する。特に McCaffrey の予測式を作成時に参照された実大実験データとよく一致することを見られる。熱慣性が小さい模型実験データに対しては、予測値が実験データの下限とほぼ一致するがデータのばらつきが大きいので、予測の精度は悪い。以上より、特性時間に340秒を代入した McCaffrey 式は熱慣性が大きい実大実験と熱慣性が中である模型実験には適用できる。

t_c に1000秒を代入した場合は、熱慣性が大きい実大実験データと熱慣性が中である模型実験データの下限とほぼ一致するので、設計用の予測式として使うことができる。しかし、それ以外の条件で実験値と予測値の誤差が大きい。

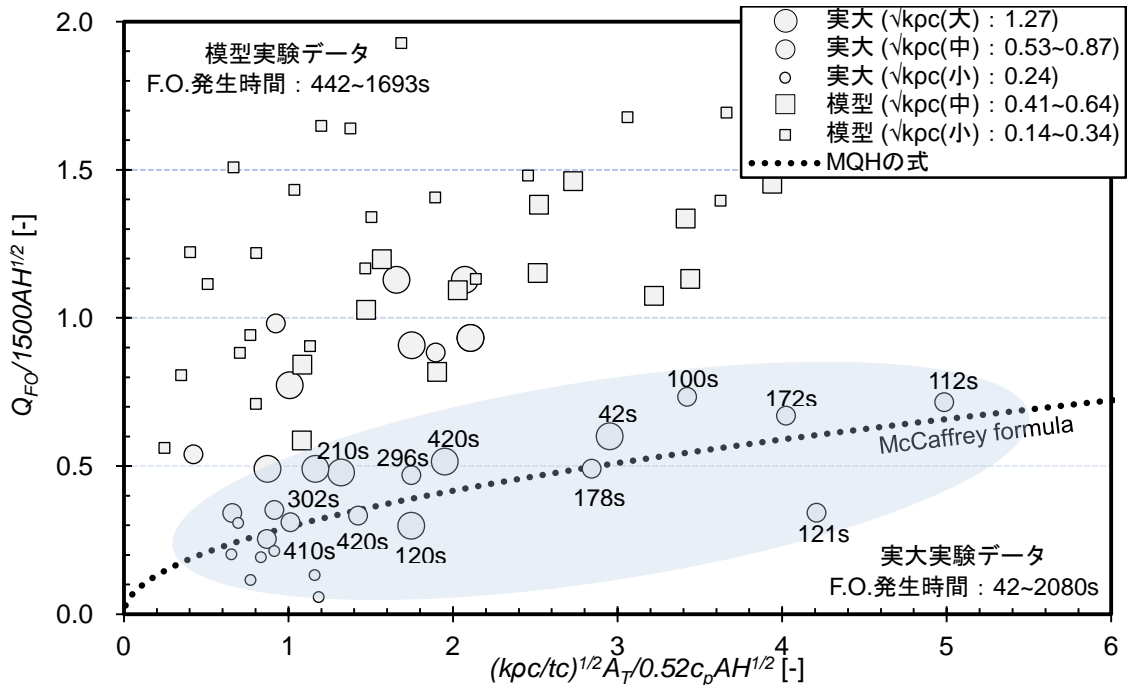


図2.54 McCaffrey の予測式と実験の $\sqrt{kpc/tc}A_T/0.52c_pA\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/1500A\sqrt{H}$ の関係

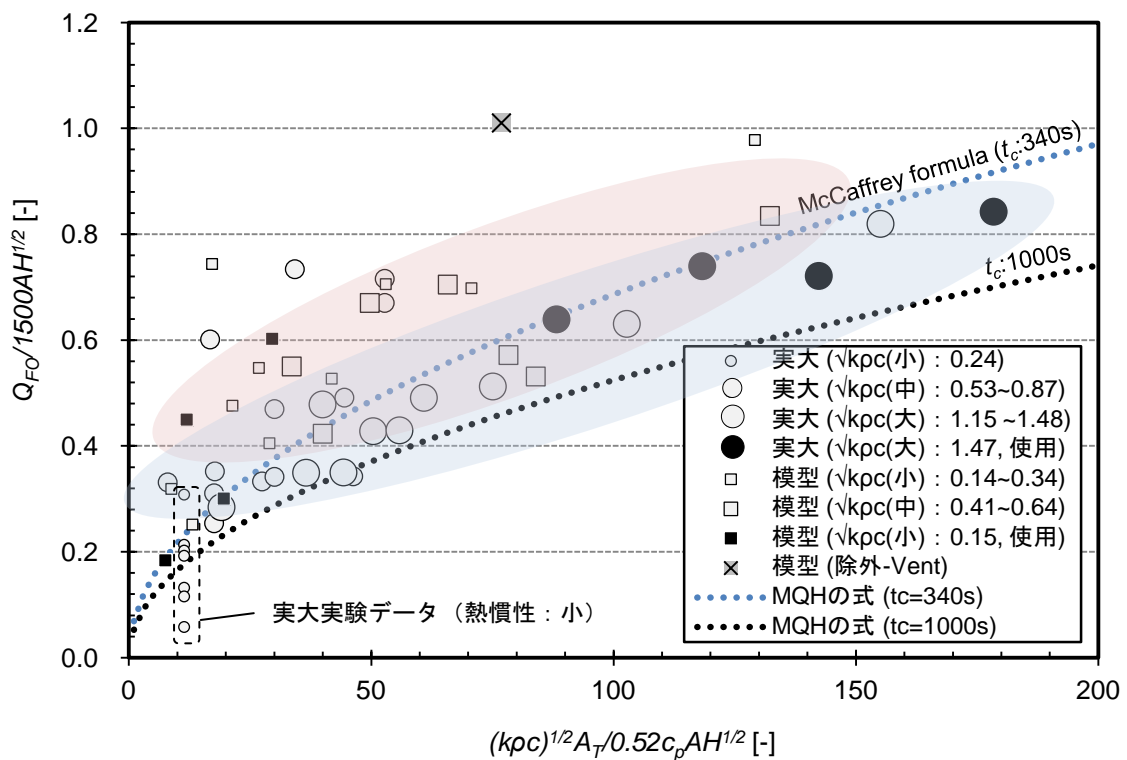


図 2.55 McCaffrey の予測式と実験の $\sqrt{kpc}A_T/0.52c_pA\sqrt{H}$ と $Q_{FO}/1500A\sqrt{H}$ の関係

図2.56はChenの予測式と実験データを比べた結果である。実大実験と模型実験のデータ群の傾きはほぼ一致し、模型実験データ群が実大実験データ群よりも少し大きい。Chenの予測式は実大実験より模型実験データとよく一致する。式を導出する際に実大実験よりも模型実験データが主に参照されたためである。また、熱慣性が小さな実大実験とは誤差が大きい。

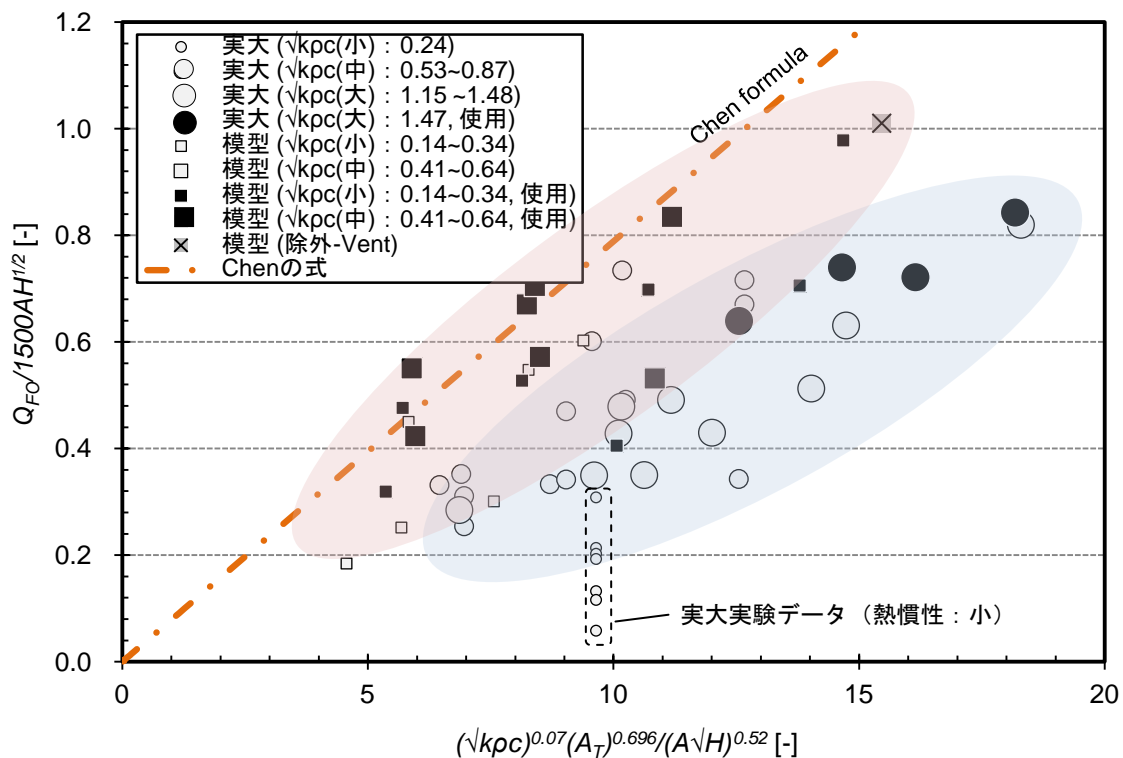


図 2.56 Chen の予測式と実験の $\sqrt{kpc}^{0.07} A_T^{0.7} / A\sqrt{H}^{0.52}$ と $Q_{F0} / 1500A\sqrt{H}$ の関係

2. 6. 3. 比較結果のまとめ

既往の予測式と実験データを比較した結果を表2.23に総括する。Babrauskas と Thomas の予測式は、熱慣性の大きさと関係なく実大実験とは一致しない。模型実験では熱慣性が中のデータとの下限に一致するので、設計用に使用が可能である。しかし、熱慣性が小の模型実験データの場合ばらつきが大きいので予測式の適用が難しい。

Hägglund の予測式は、熱慣性が大きい実大実験データとはよく一致する。しかし、熱慣性が中の実大データは予測値より大きく、熱慣性が小の実大データは予測値より過小となる。模型実験の場合は熱慣性の大きさに関係なく、予測値よりも実験データが小さく、データのばらつきも大きいので予測式を使用できない。

McCaffrey の予測式は、特性時間 t_c を含めた場合、模型実験データとはあまり一致しない。実大実験の場合、予測式は熱慣性が大の実験データの下限に、熱慣性が中の実験データの中央とほぼ一致するが、熱慣性が小の実験データとは一致が良くない。特性時間として実大実験データ群の平均値である340秒を用いると、熱慣性が大きい実大実験のデータと熱慣性が中である実験データとの一致は良くなるが、その他の条件では誤差が大きい。したがって、特性時間を340秒とした McCaffrey の予測式は熱慣性が大きい実大実験と熱慣性が中である模型実験に適用可能である。原著に従って特性時間に1000秒を代入すると、熱慣性が大きい実大実験と熱慣性が中の模型実験の下限値に一致するので、設計用の予測式として使用可能であるが、それ以外の条件では実験データと予測値の誤差が大きいので使うことが難しい。

Chen の予測式は、実大実験データとは一致せず、熱慣性が中の模型実験データの中央、熱慣性が小さな模型実験データの上限にほぼ一致する。

表2.23 既往の予測式と実験データとの比較

予測式		既往の実験データとの比較			
		室のスケール	熱慣性 (小)	熱慣性 (中)	熱慣性 (大)
Babrauskas	実大実験	△	▽	▽	
	模型実験	●	▼	/	
Thomas	実大実験	△	▽	▽	
	模型実験	●	▼	/	
Hägglund	実大実験	△	▽	●	
	模型実験	△	△	/	
McCaffrey	t_c 含む	実大実験	△	●	▼
		模型実験	▽	▽	/
	$t_c : 340s$	実大実験	△	▼	●
		模型実験	▽	●	/
	$t_c : 1000s$	実大実験	△	▼	▼
		模型実験	▽	▼	/
Chen	実大実験	△	△	△	
	模型実験	▲	●	/	

- : 予測値が実験データの中央と一致
- ▼ : 予測値が実験データの下限と一致
- ▲ : 予測値が実験データの上限と一致
- ▽ : 予測値が実験データより小さい
- △ : 予測値が実験データより大きい
- / : 実験データなし

2. 7. 本章の結論

本章では、既往の F.O.に関する研究を収集して、実験データの F.O.発生限界発熱速度を整理した。実験データ群から F.O.発生限界発熱速度に対する室のスケールと周壁の熱慣性の影響について検討した。また、既往の予測式と整理された実験データを比べて、既往の予測式の適用範囲を検討した。本章で検討した結果は以下のように要約される。

- (1) F.O.発生時間と発熱速度の関係を検討した結果、不燃内装材を使った実験のうちに室の内表面積が大きい場合は、F.O.発生時間が大きくなるほど F.O.発生限界発熱速度は小さくなって、周壁材料の熱慣性が大きくなると F.O.発生限界発熱速度が大きくなることを確認した。しかし、可燃内装材を使った実験または室の寸法が小さな実験の場合は、F.O.発生時間が F.O.発生限界発熱速度に及ぼす影響は確認することができなかった。
- (2) 熱慣性を無視して模型実験と実大実験の F.O.発生限界発熱速度を比べた結果、実大実験で F.O.が発生するときの発熱速度の最小値と発生しないときの発熱速度の最大値の隔たりが模型実験よりも実大実験の方が狭かった。また、実大実験における F.O.発生限界発熱速度が模型実験の F.O.発生限界発熱速度よりも大きいと判断される。
- (3) 熱慣性を考慮して模型実験と実大実験の F.O.発生限界発熱速度を比べた結果、模型実験で F.O.が発生するときの発熱速度の最小値と発生しないときの発熱速度の最大値の間の中央に実大実験の F.O.発生限界発熱速度が含まれる。模型実験データの数が多くなって、F.O.発生限界発熱速度が正確に測定されるようになると、模型と実大実験の F.O.発生限界発熱速度が一致することが予想される。
- (4) 既往の予測式と実験データ群の比較を行い、予測式の適用範囲を考察した。Babrauskas と Thomas の予測式は、熱慣性が中の模型実験のデータの下限と一致するが、実大実験と熱慣性が小さな模型実験とは一致しないので予測式の適用は難しい。Hägglund の予測式は、Hägglund の予測式は熱慣性が大きい実大実験にのみ適用できる。McCaffrey の予測式は、特性時間として実大実験データの平均値である 340 秒を適用すると、熱慣性が大きい実大実験と熱慣性が中である模型実験と良く一致する。特性時間に 1000 秒を適用した場合は、熱慣性が中、大である実大実験と模型実験の下限值に一致し、設計用の計算式として使用可能である。Chen の予測式は、熱慣性が中の模型実験に対してデータ群の中央とほぼ一致した。

【参考文献】

1. Heselden, A. J. M., Smith, P. G., and Theobald, C.R., "Fires in a Large Compartment Containing Structural Steelwork, Detailed Measurements of Fire Behaviour", F.R.Note646, Fire Research Station Borehamwood, 1966
2. Nilsson, L., "The Effect of Porosity and Air Flow on the Rate of Combustion of Fire in an Enclosed Space." Bulletin 18, Division of Structural Mechanics and Concrete Construction, Lund Institute of Technology, Lund, Sweden, 1971
3. Hägglund, B., Jansson, R., and Onnermark, B., "Fire Development in Residential Rooms after Ignition from Nuclear Explosions", FOA Report C20016-D6 (A3), Forsevarets Forskingsantalt, Stockholm, 1974
4. McCaffrey, B.J., "Static Pressure Measurements of Enclosure Fires", Journal of Research of the National Bureau of Standards, Vol82, No.2, 107-117, 1977
5. Bohm, B., "Fully Developed Polyethylene and Wood Compartment Fires with Application to Structural Design", Ph.D, dissertation, Technical University of Denmark, Lyngby, 1977
6. Alpert, R.L., "Influence of Enclosures on Fire Growth", Vol11, Tests1, 2, 6, and 7, Serial OAOR2.BU-1, 2, 6, 7, Factory Mutual Research Corporation, NorWood, Mass, 1977
7. Quintiere, J. G., McCaffrey, B. J. and DenBraven, K., "Experimental and Theoretical Analysis of Quasi-steady Small-scale Enclosure Fires", NBSIR 78-1511. National Bureau of Standards, 1978
8. Tu, King-mon and Babrauskas, V., "The Calibration of a Burn Room for Fire Test on furnishings", NBS TN 981, National Bureau of Standards, Washington, D.C., 1978
9. Emmons, H. W., "The prediction of fires in buildings", Seventeenth Symposium (Int) on Combustion, Vol17, Issue1, 1101-1111, 1979
10. Fang, J. B. and Breese, J. N., "Fire development in residential basement rooms", (NBSIR 80-2120).Gaithersburg, MD: [US] Natl. Bur. Stand., 1980
11. Babrauskas, V., "Estimating Room Flashover Potential", Fire Technology 16: 94-103, 1980
12. Hägglund, B., "Estimating Flashover Potential in Residential Rooms", FOA Rapport C 20369-A3, Forsvarets Forkningsanstalt, Stockholm, 1980
13. Quintiere, J. G., "The Burning of Wood and Plastic Cribs in an Enclosure", Vol.1, NISTIR 80-2054,1980
14. Sensenig, D., "An Oxygen Depletion Technique for Determining the Contribution of Interior Wall Finishes to Room Fires", NBS Technical Note 1128, Nat. Bur. Stand., Washington, 1980
15. McCaffrey, B. J., Quintiere, J. G. and Harkleroad, M. F., "Estimating Room Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Data Correlations", Fire Technology 17, p.98-119, 1981
16. Thomas, P., "Testing Products and Materials for their Contribution to Flashover in Room", Fire and Materials 5: p.103-111, 1981

17. Steckler, K. D., "Fire Induced Flows through Room Openings – Flow Coefficients", Twentieth Symposium (International) on Combustion The Combustion Institute, p. 1591-1600, 1984
18. Babrauskas, V., "Upholstered Furniture Room Fires - Measurements, Comparison with Furniture Calorimeter Data, and Flashover Predictions", Journal of Fire Sciences, vol. 2, p. 5-19, 1984
19. Lee, B. T., "Quarter-scale Room-fire Tests of interior finishes", Fire and Materials, Volume 9, Issue 4, pages 185–191, December, 1985
20. Lee, B. T., "Standard room fire test development at the National Bureau of Standards", In: Fire safety: Science and Engineering, T.Z. Harmathy, ed. (ASTM STP 882). Philadelphia, PA: American Society for Testing and Materials, p. 29–44, 1985
21. Sundstrom, B., "Full scale fire testing of surface materials", (SP-RAPP 1986:45). Bor(as: Swedish National Testing Institute, 1986
22. Holborn, B., Bishop, S., Drysdale, D., and Beard, A., "Experimental and Theoretical Models of Flashover", Fire Safety Journal, vol. 21, no. 3, pp. 257-266, 1993
23. Thureson, P., "Fire tests of linings according to room/corner test", ISO 9705 (Client report 95R22049). Bor(as: Swedish National Testing and Research Institute, 1996
24. Babrauskas, V., Peacock, R.D. and Reneke, P.A., "Defining flashover for fire hazard calculations Part II", Fire Safety Journal 38, 613-622, 2003
25. Alex, C., Bwalya, A.C., Design Fires for Commercial, Premises - Results of Phase I, Internal Report 868, Project Number B4231, September, 2005
26. Bwalya, A.C., Zalok, E., Hadjisophocleous, G., Design Fires for Commercial Premises - Results of Phase 2, Institute for Research in Construction, National Research Council Canada, 2006
27. Chen, A., Francis, J, Dong. X. and Chen. W., "An experimental study of the rate of gas temperature rise in enclosure fires", Fire Safety Journal, 46, pp. 397–405, 2011
28. Chen, A., Yang, S., Dong, X., "Studies of the combined effects of some important factors on the likelihood of flashover", Fire and Materials, Volume 35, Issue 2, p.105–114, 2011
29. 田中哮義：改訂版建築火災安全工学入門，日本建築センター，p351，2002.
30. 銚井修一：建築環境工学Ⅱ－熱,湿気，換気－，朝倉書店，p34，2002
31. THE SFPE handbook of Fire Protection Engineering, 2nd Edition, NFPA, pp.A36-44, 1995
32. イソライト工業，「<http://www.isolite.co.jp/info/ceramicfiber/seihin2-6/index.html>」
33. イソライト工業，「<http://www.isolite.co.jp/info/ceramicfiber/seihin2-3/index.html>」
34. EN1995-1-2:2004(E), Eurocode5-Design of timber structures, Part1-2:General-Structural design, 2004
35. 熱物性資料集：日本熱物性研究会，養賢堂，pp123，1983

36. 日本火災学会：火災と建築, 共立出版株式会社, p138-139, 2002
37. 砥石と研削研磨の情報サイト, 「<http://www.toishi.info/sozai/plastic/pu.html>」
38. Babrauskas, V.:Ignition Handbook, FSP SFPE, pp1073, 2003
39. 日本機会学会：伝熱工学資料JSME DATA Book Heat Transfer 4th Edition, 丸善株式会社, pp321, 1986

第3章

フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式の導出

第3章 フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式の導出

3. 1. 目的

既往の研究ではF.O発生限界を解明するため、多くの実験が行なわれ、様々な予測式が提案されてきた。F.O発生限界を測定するための実験は相当な危険が伴うことや、経済的な制約もあり十分な数の実験は行われていない。そのため、限定された条件での実験結果により導出された予測式は実際の色々な建築物の条件で発生する火災に対応することができない場合もある。

第2章では実験から導出された既往の予測式と実験データを比較して、それぞれの予測式の適用範囲を検討した。制限された実験条件から導いた予測式¹⁻⁸⁾は、その式を導出する際に参照した実験データとはよく一致するが、それ以外の規模の区画室や他の周壁材料の条件では、予測式が実験データと一致しない場合が多い。

そのため、様々な火災室の情報、壁の特性、火源の性状、燃料の配置などの条件で数値計算を通じてF.O発生を予測する試みが行われてきた。Peacockら⁹⁾は、ゾーンモデルを用い室の壁が熱的薄い壁の場合にはMcCaffreyら⁴⁾の式（以下、MQH式）の熱吸収速度が過大になることを示した。また、Babrauskasら¹⁰⁾は、ゾーンモデルを用いて、時間の二乗で成長する火源に対するF.O発生時間とF.O発生時の発熱速度を計算し、F.O発生時間が短い場合にF.O限界発熱速度が大きくなることを示した。しかし、まだ設計実務で簡易に使える予測式を提案されていない。また、MQH式では開口因子が小さくなる時、意味のある解を与えないことも実用上不便である。

本章では、様々な危険性と制約のために既往の研究では実施されていない比較的広い空間の区画室を対象として二層ゾーンモデル^{11,12)}により数値計算を行ない、周壁の構成材料、開口寸法、発熱量密度などの様々な条件の影響を検討した。そして、様々な条件での数値計算結果から、火災室と開口の面積、周壁材料の熱慣性を変数にした簡易なF.O限界発熱速度予測式を提案する。また、数値計算結果から導いた予測式と既往の実験データを比較して、予測式の有効性を検討する。

3. 2. 数値計算に基づくフラッシュオーバー発生限界発熱速度

3. 2. 1. 計算方法

本章では、種々の条件での火災室を想定し、二層ゾーンモデル^{11,12)} を使って数値計算を行う。二層ゾーンモデルは、火災室の空気を上部の高温層（煙層）と下部の空気層に分けて、各層の温度と境界面の高さを求める方法である。

火源の発熱速度または燃焼速度については、初期火災は避難安全検証法¹³⁾、盛期火災は耐火性能検証法¹⁴⁾で想定される火源を与える。出火後の初期火災では発熱速度が時間の二乗で成長する。

$$Q = \alpha t^2 \quad (3.1)$$

ただし、火災成長率 α [kW/s²]は、次式によって設定される¹³⁾。

$$\alpha = 2.64 \times 10^{-6} q_l^{5/3} \quad (3.2)$$

ここで、 q_l [MJ/m²] は積載可燃物の発熱量密度で、室の床面積1m²当たりの室内の可燃物が完全燃焼したときに発生する熱量である。

盛期火災では、可燃物の違いによる燃焼性状の差は小さく、開口からの空気流入により燃焼性状が支配される。開口が大きく空気の流入が十分であれば、燃料支配型火災に、開口が小さく空気の流入が不十分な場合には、換気支配型火災になる。開口からの流入空気の最大質量流量 m_a [kg/s]は、

$$m_a = 0.52A\sqrt{H} \quad (3.3)$$

となる。流入した全ての酸素が消費され、換気支配型火災になると、ほとんどの燃料の単位空気消費量当りの発熱量が、約3000kJ/kg-airなので、室内での最大発熱速度は、次式で計算される。

$$Q_{vent} = 3000 \times 0.52A\sqrt{H} \approx 1500A\sqrt{H} \quad (3.4)$$

また、空気の流入が十分な場合、燃料支配型火災の発熱速度は、次式で計算できる。

$$Q_{fuel} = q_0 \min(A_b, A_{fuel}) \quad (3.5)$$

ここで、 q_0 [kW/m²]は単位面積当たりの発熱速度、 A_b [m²]は燃焼面積、 A_{fuel} [m²]は可燃物の表面積である。

数値計算のため想定した火災室の概要を図3.1に示す。条件として火災室の床面積、開口の幅、周壁構成材料、発熱量密度を変更し、数値計算を行いどのような変化が発生するかを調べた。火災室の高さは5m、開口は1ヶ所で高さは2mとして固定した。室内外の初期温度は20°Cで、計算時間は2,000秒である。

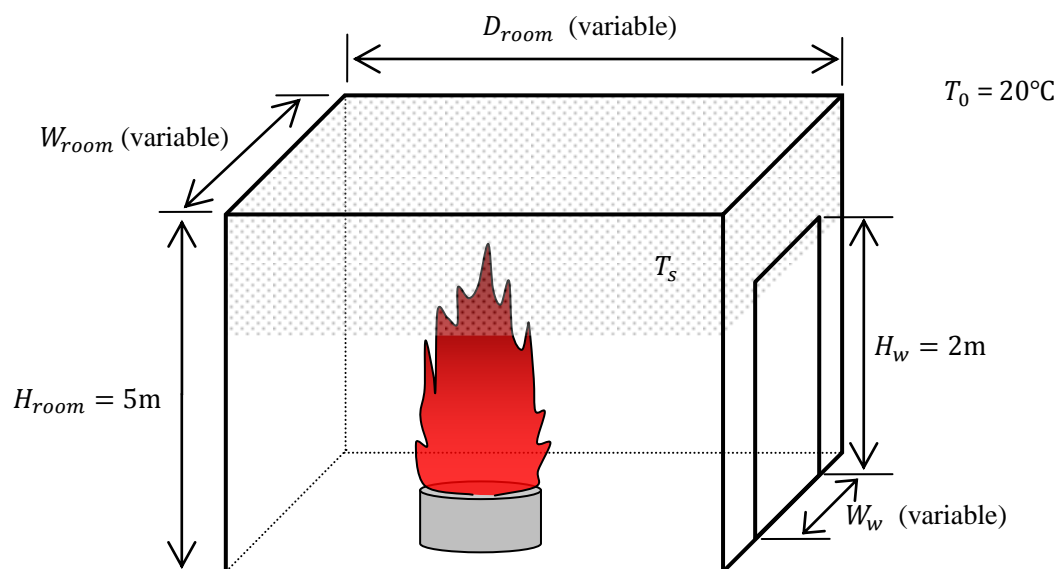


図3.1 火災室の形状

3. 2. 2. 計算条件

3. 2. 2. 1. 区画室の内表面積と開口寸法

標準条件の区画室として、室の高さを5m、壁体を構成する材料はALC（Autoclaved Lightweight Concrete）に設定して、室の床面積、開口幅、発熱量密度を変更して計算する。計算条件を表3.1に示す。

室の床面積が5m×5mである標準室の場合、開口の幅は最小0.1mから最大9.0mまでの範囲で、0.1mから1.0mまでは0.1m間隔、1.0mから9mまでは0.5m間隔で変更して計算する。室の床面積が5m×7mの場合、開口の幅は0.1mから20.0mまでの範囲で、0.1mから1.0mまでは0.1m間隔、1.0mから10.0mまでは1.0m間隔、10.0mから20.0mまでは2.0m間隔に変更して計算する。床面積が5m×10mの場合は、開口の幅が0.1mから30.0mまでの範囲で、0.1mから1.0mまでは0.1m間隔、1.0mから10.0mまでは2.0m間隔、10.0mから20.0mまでは3.0m間隔、20.0mから30.0mまでは5.0m間隔で変更する。床面積が10m×10mの場合は、開口の幅が0.1mから40.0mまでの範囲で、0.1mから1.0mまでは0.1m間隔、1.0mから10.0mまでは2.0m間隔、10.0mから20.0mまでは3.0m間隔、20.0mから40.0mまでは5.0m間隔に変更して計算する。

各条件の発熱量密度は80MJ/m²から960MJ/m²までの範囲で、80MJ/m²間隔で変更して計算する。室の床面積が5m×10mの場合は、60MJ/m²から400MJ/m²までの範囲で、床面積が10m×10m場合は、30MJ/m²から240MJ/m²まで計算した。

室の床面積が5m×10m以上の場合、標準条件より発熱量密度が小さな場合も計算する。一方、発熱量密度がある値以上になると、開口幅に関わらず全てF.O.が発生するので計算を省略する。

表3.1 区画室の床面積による計算条件

周壁構成材料	床面積 [m ²]	開口の幅 [m]	発熱量密度 [MJ/m ²]
ALC（標準）	5×5	0.1~9.0	80~960
ALC	5×7	0.1~20.0	80~960
ALC	5×10	0.1~30.0	60~480
ALC	10×10	0.1~40.0	20~240

3. 2. 2. 2. 区画室の壁体構成材料

区画室の壁体を構成する材料は、標準の条件で使われたALCに加えて、石膏ボード(GB, Gypsum Board)とコンクリート(RC, Reinforced Concrete)を使う。区画室の規模は、標準の条件と同様に5m×5m×5mで一定とし、開口の幅と発熱量密度を変更し計算する。それぞれの計算条件は表3.2で、各材料の熱特性値を表3.3に示す。

室の開口の幅は、0.1mから9.0mまでの範囲で、0.1mから1.0mまでは0.1mの間隔、1.0mから9.0mまでは1.0mの間隔に変更する。ただし、F.O.が発生有無の境界を明確にする必要があれば、開口幅の間隔が十分小さくなるまで計算を行う。

発熱量密度は、80MJ/m²から960MJ/m²までの範囲で、80MJ/m²の間隔に変更して計算する。

表3.2 区画室の壁体構成材料による計算条件

周壁構成材料	床面積 [m ²]	開口の幅 [m]	発熱量密度 [MJ/m ²]
ALC (標準)	5×5	0.1~9.0	80~960
石膏ボード (GB)	5×5	0.1~9.0	80~960
コンクリート (RC)	5×5	0.1~9.0	80~960

表3.3 各壁体構成材料の熱特性値

周壁構成材料	熱伝導率 k [kW/m·K]	比熱 c [kJ/kg·K]	密度 ρ [kg/m ³]	熱慣性 $\sqrt{k\rho c}$ [kW·s ^{1/2} /m ² ·K]
ALC	0.00008	0.9218	1000	0.272
GB	0.00031	0.90	1208	0.581
RC	0.0015	0.95	2400	1.849

3. 2. 3. 計算結果

3. 2. 3. 1. 開口寸法の影響

それぞれの火災室の条件がF.O.発生に及ぼす影響を確認するため、数値計算結果からF.O.が発生する時間とそのときの発熱速度を求める必要がある。フラッシュオーバーの発生条件で考慮すべき現象は種々のものがあるが、本研究では、第2章の「方法2」と同様に火災室の煙層温度が600°Cを超えるとF.O.が発生すると仮定して、その時間をF.O.発生時間、そのときの発熱速度をF.O.が発生した時の発熱速度とする。

区画室の壁体構成材料がALC、床面積が5m×5mである標準火災室において、発熱量密度が480MJ/m²の場合について、時間による煙層温度の変化を図3.2、発熱速度の変化を図3.3に示す。開口幅が0.6m以上の場合は、燃料支配型火災に維持されるが、0.6mより小さな場合は、火災成長の途中で燃料支配型から換気支配型火災に遷移する。また、開口幅が小さくなるほど、F.O.発生時間が短くなる。

F.O.が発生する条件のうち、F.O.発生時間が最も遅いもの（開口幅3.25mの場合182秒にF.O.発生）の直後である183秒での煙層温度を開口幅との関係で図3.4に示す。開口の幅が0.47m~3.25mの場合はF.O.が発生する。換気支配型火災の場合は、開口寸法が大きくなるほど、煙層温度が高くなり、燃焼支配型火災の場合は、開口寸法が大きくなるほど、煙層温度が低くなる。

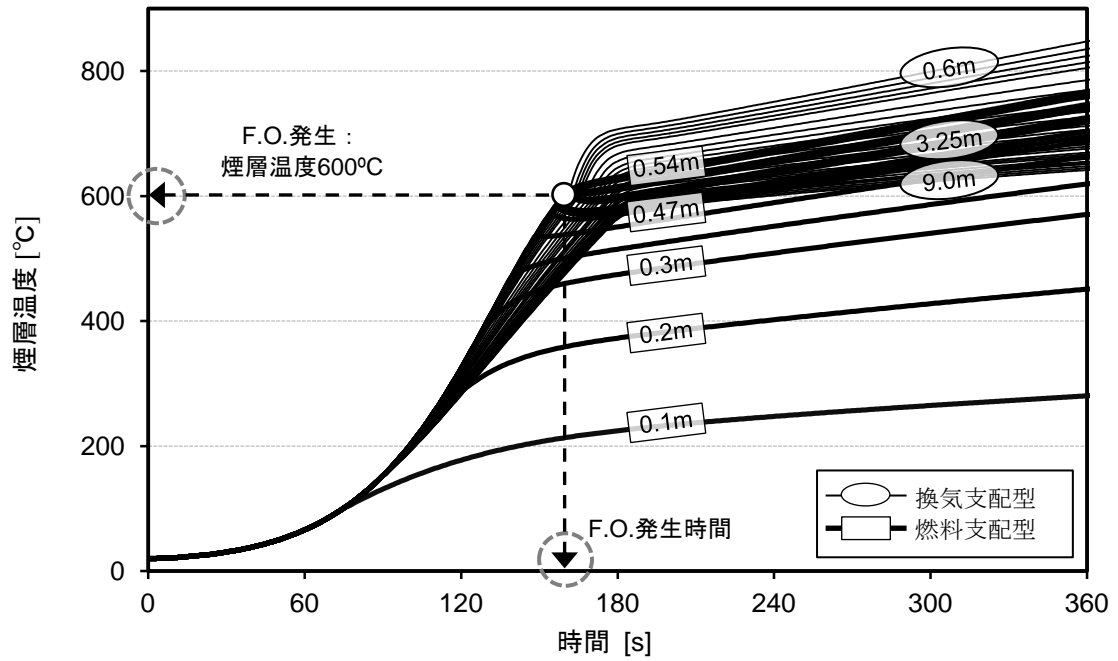


図3.2 標準火災室の煙層温度の変化（発熱量密度480MJ/m²）

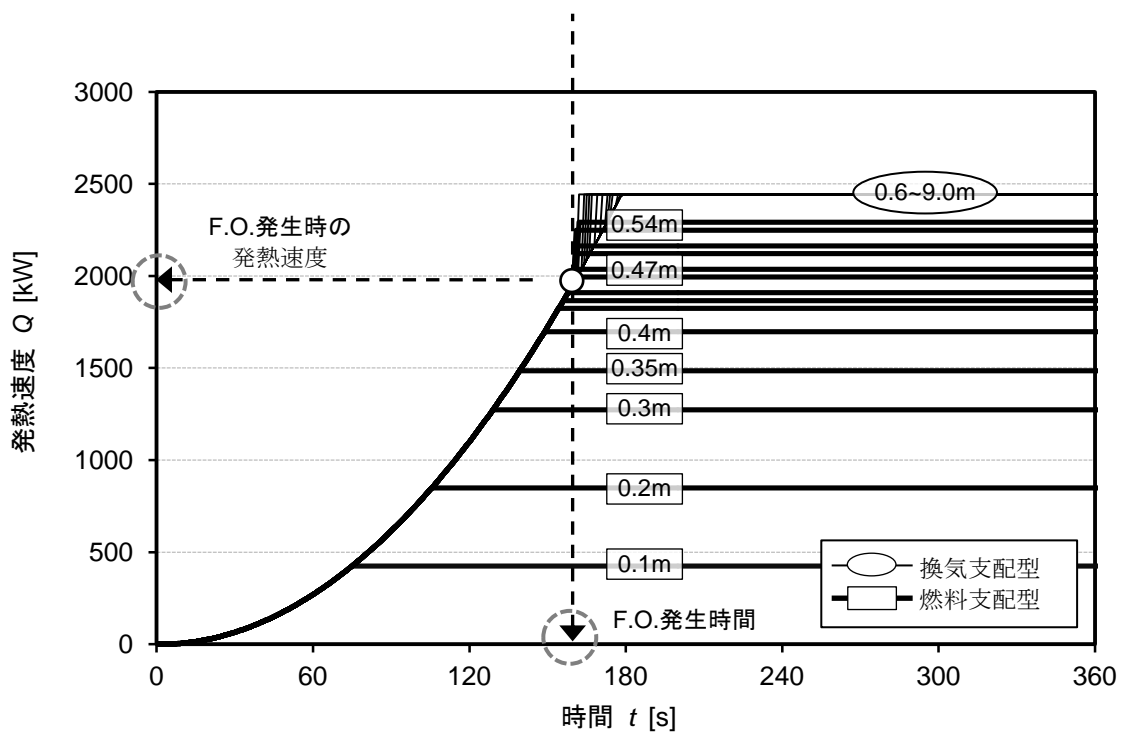


図3.3 標準火災室の発熱速度の変化（発熱量密度480MJ/m²）

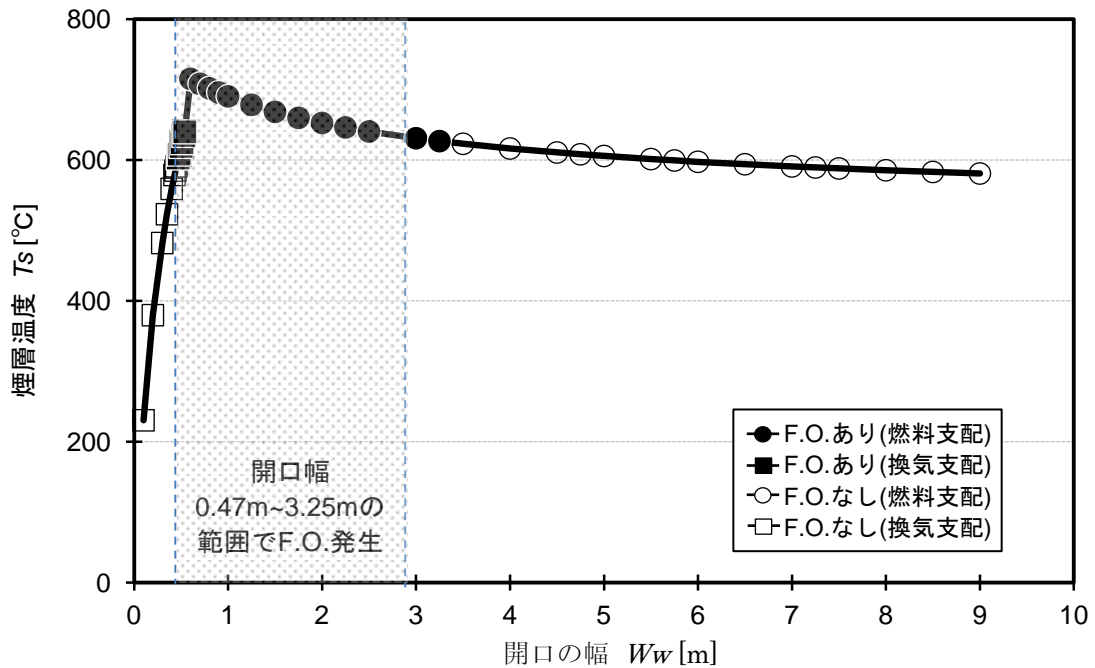


図3.4 計算時間183秒の開口幅と煙層温度の関係

3. 2. 3. 2. 区画室の内表面積の影響

区画室の壁体構成材料がALCで、発熱量密度が 240MJ/m^2 、開口の幅が 0.46m の条件において、室の床面積がそれぞれ $5\text{m}\times 5\text{m}$ 、 $5\text{m}\times 7\text{m}$ 、 $5\text{m}\times 10\text{m}$ 、 $10\text{m}\times 10\text{m}$ である火災室の煙層温度の時間変化を図3.5、発熱速度の時間変化を図3.6に示す。

床面積が小さいほど煙層温度が最も早く上昇する。また、それぞれの火災室での発熱速度が最大になる前は、急激に煙層温度が上昇するが、発熱速度が最大になった後には、温度上昇が緩やかになる。床面積 $5\text{m}\times 5\text{m}$ の火災室は燃料支配型火災で269秒にF.O.が発生して、その時の発熱速度は 1757kW になる。しかし、床面積が $5\text{m}\times 7\text{m}$ 火災室の場合は、F.O.が発生するよりも先に換気支配型火災となり、293秒に発熱速度が 1952kW で最大になる。同様に、床面積がこれより大きい室ではF.O.が発生する前に換気支配型の燃焼となる。

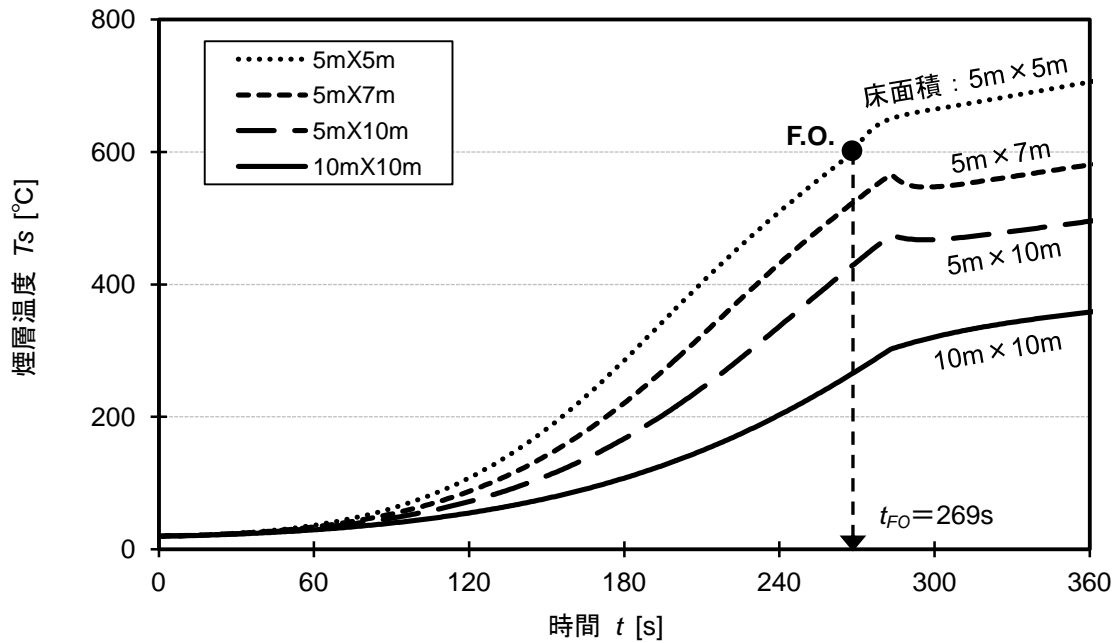


図3.5 床面積（5m×5m、5m×7m、5m×10m、10m×10m）による煙層温度の変化
 （壁体構成材料：ALC、発熱量密度：240MJ/m²、開口幅：0.46m）

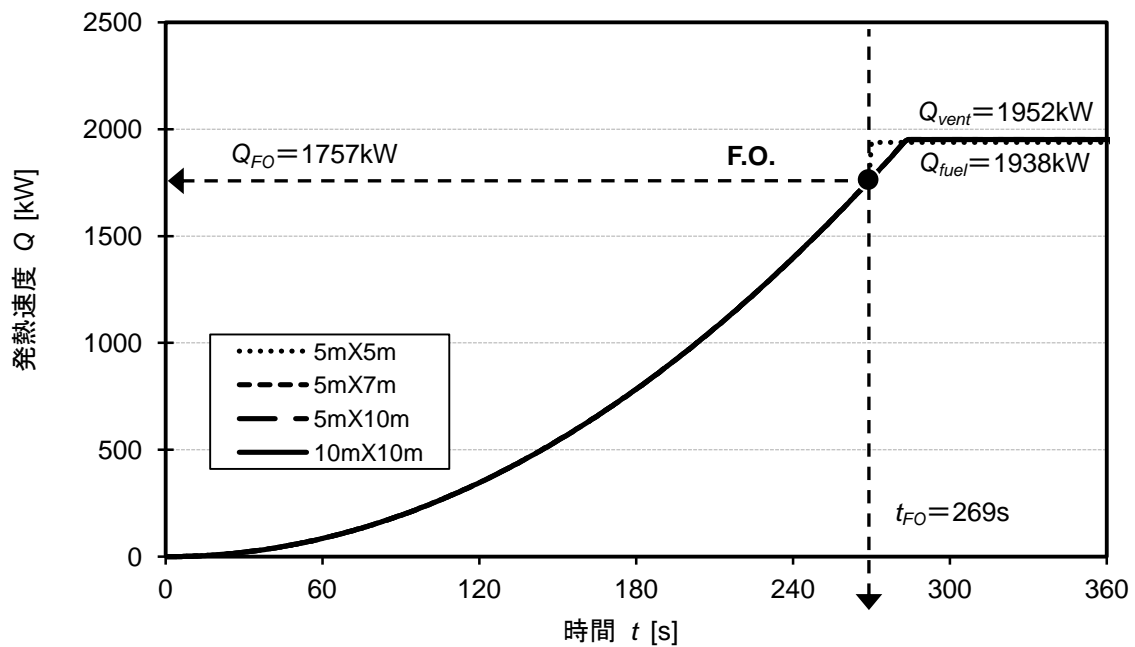


図3.6 床面積（5m×5m、5m×7m、5m×10m、10m×10m）による発熱速度の変化
 （壁体構成材料：ALC、発熱量密度：240MJ/m²、開口幅：0.46m）

3. 2. 3. 3. 壁体構成材料の影響

室の床面積が $5\text{m}\times 5\text{m}$ 、発熱量密度が $480\text{MJ}/\text{m}^2$ 、開口幅が 3.25m の条件において、周壁がALC、石膏ボード、コンクリートで構成された火災室の時間による煙層温度の変化を図3.7、発熱速度の変化を図3.8に示す。

図3.7に示すようにそれぞれの火災室の出火直後からF.O.発生以前までの温度上昇はほぼ一致するが、F.O.発生以後には熱慣性が小さいALC、石膏ボード、コンクリートの順に煙層温度が高くなる。また、図3.8に示すように、全て燃料支配型火災となり、ALCの火災室は178秒にF.O.が発生するが、石膏ボード、コンクリートの火災室はF.O.が発生しないまま178秒後から発熱速度が 2443kW で一定になる。

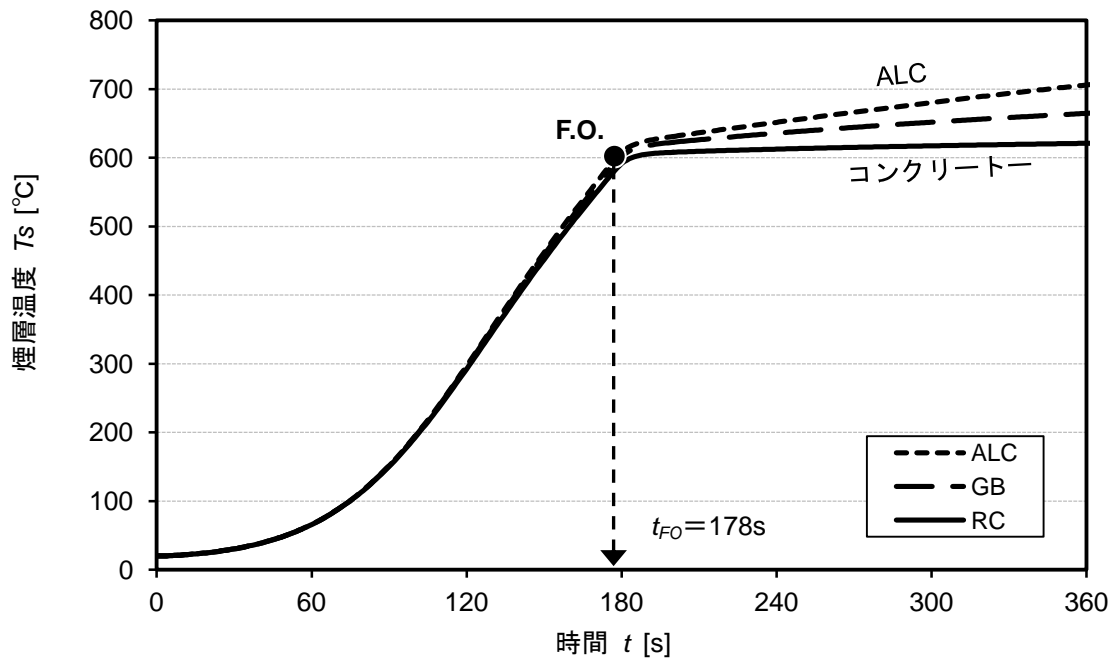


図3.7 ALC、石膏ボード、コンクリート火災室の煙層温度の時間変化
(床面積： $5\text{m}\times 5\text{m}$ 、発熱量密度： $480\text{MJ}/\text{m}^2$ 、開口幅： 3.25m)

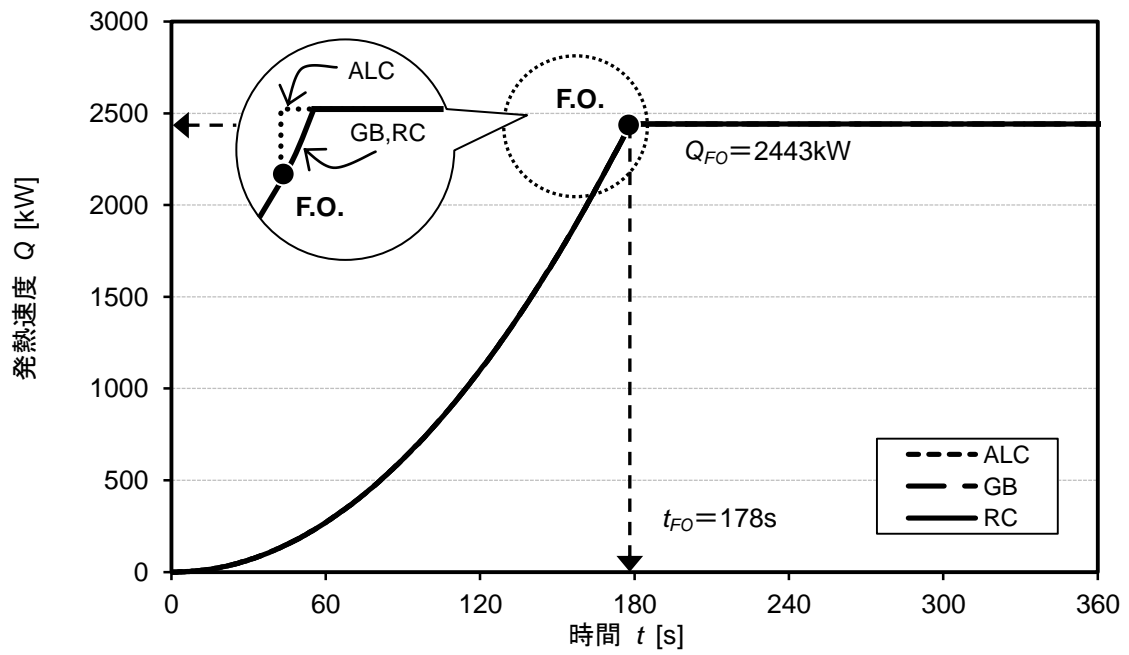


図3.8 ALC、石膏ボード、コンクリート火災室の発熱速度の時間変化
 (床面積：5m×5m、発熱量密度：480MJ/m²、開口幅：3.25m)

3. 3. フラッシュオーバー発生有無の予測式

3. 3. 1. 告示による可燃物表面積と火災成長率の設定

現行の設計法では、出火後は告示^{13,14)}によって火源が想定して、室の用途と形態から可燃物の燃焼面積 A_{fuel} [m²] と火災成長率 α [kW/s²]が計算される。火災成長率は3. 2節の式(3.2)によって計算されて、可燃物表面積 A_{fuel} は、室の用途によって決められた発熱量密度と、室の床面積 A_{room} [m²]によって次式で設定される。

$$A_{fuel} = 0.26q_l^{1/3}A_{room} \quad (3.6)$$

床面積が100m²である区画室を想定した場合の発熱量密度 q_l と可燃物表面積 A_{fuel} 、火災成長率 α の関係を図3.9に示す。図3.9に示すように、区画室の発熱量密度が大きくなると、火災成長率と可燃物表面積も大きくなる。したがって、室の用途と形態によってF.O.の有無を判定する方法を作成すると、実務的な設計に適用することができる。

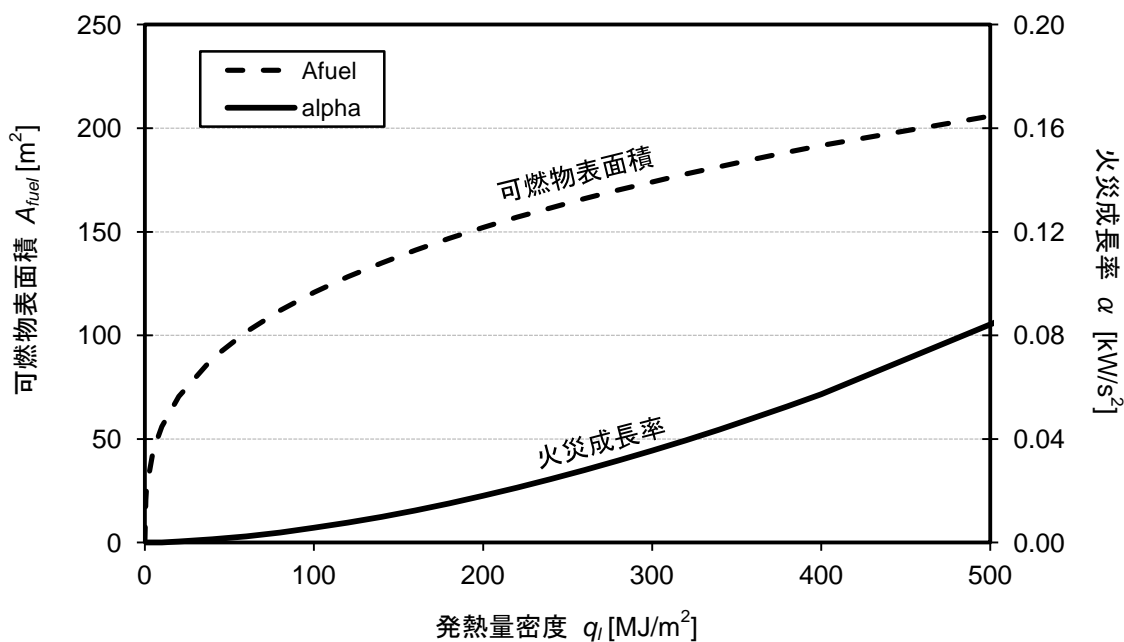


図3.9 発熱量密度と燃焼面積と火災成長率の関係

3. 3. 2. 開口因子と発熱量密度の相関

壁体構成材料がALC、床面積が5m×5mである標準火災室について、開口因子 $A\sqrt{H}$ [$m^{5/2}$]と発熱量密度 q_t [MJ/m^2]の組み合わせに対して計算を行った結果を図3.10に示す。F.O.が発生した結果は黒点(●)、F.O.が発生しない結果は白点(○)でプロットした。また、図3.10に示すように、開口因子と発熱量密度の関係から火災室での燃料支配型火災でのF.O.発生境界、換気支配型火災でのF.O.発生境界、換気支配型と燃料支配型の境界の4つの領域が明確に確認できる。

第2章の「方法1」と同様に、F.O.が発生した結果の $A\sqrt{H}$ とF.O.が発生しない結果の $A\sqrt{H}$ の中央をF.O.発生有無の境界とする。また、これらのF.O.発生境界を結んだ線が図の中の3本の直線である。

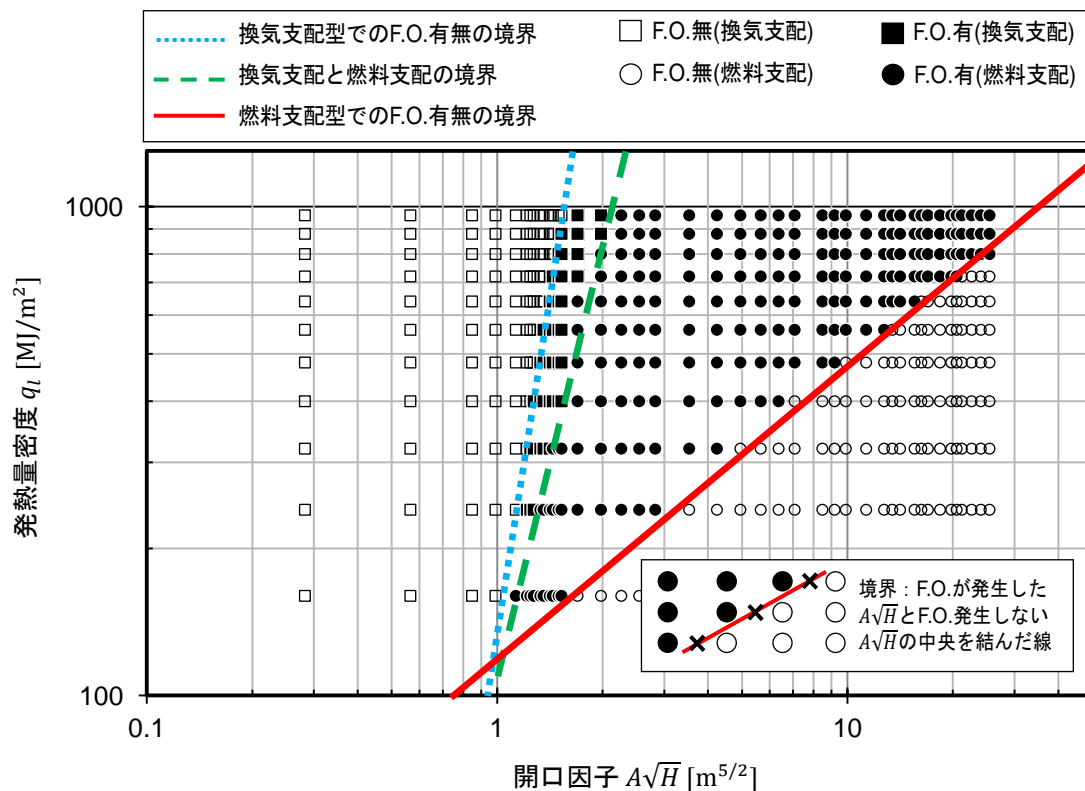


図3.10 開口因子と発熱量密度の関係（壁体構成材料がALC、床面積が5m×5m）

図3.10と同様に、それぞれの火災室の周壁構成材料と床面積の組み合わせに対して燃料支配型火災でのF.O.発生境界を図3.11、換気支配型火災と燃料支配型火災の境界を図3.12、燃料支配型火災でのF.O.発生境界を図3.13に直線で示す。図に示すように、周壁構成材料が変わっても、F.O.発生限界に及ぼす影響は小さい。しかし、床面積が大きくなるほど、F.O.の発生に必要な発熱量密度は小さくなる。

各火災室毎にF.O.発生有無の境界は、次のような近似式で表すことができる。また、それぞれの火災室の近似式の右辺の係数 C と指数 n は表3.4に示す。

$$q_{l,cr} = C(A\sqrt{H})^n \quad (3.7)$$

ここで、 $q_{l,cr}$ [MJ/m²]は、室のF.O.発生有無および燃料支配型と換気支配型を決める発熱量密度の臨界値である。これらの近似式から、開口寸法からそれぞれの火災室におけるF.O.発生に必要な発熱量密度の臨界値が計算できる。

表3.4 各火災室でのF.O.発生有無の境界の近似式 ($q_{l,cr}$ と $A\sqrt{H}$ の関係式) の係数と指数

F.O.発生有無の境界	周壁材料	室内表面積	C	n
燃料支配型火災での F.O.発生有無の境界	ALC	5m×5m	127.9	0.59
		5m×7m	73.5	0.45
		5m×10m	24.6	0.50
	GB	5m×5m	155.3	0.52
	RC	5m×5m	202.8	0.45
燃料支配型と 換気支配型の境界	ALC	5m×5m	134.1	2.67
		5m×7m	69.0	2.25
		5m×10m	13.9	2.91
		10m×10m	2.3	2.82
	GB	5m×5m	12.9	2.64
	RC	5m×5m	146.2	2.49
燃料支配型火災での F.O.発生有無の境界	ALC	5m×5m	129.2	4.64
		5m×7m	45.9	4.74
		5m×10m	19.8	4.14
		10m×10m	1.2	5.42
	GB	5m×5m	136.6	4.29
	RC	5m×5m	70.8	5.89

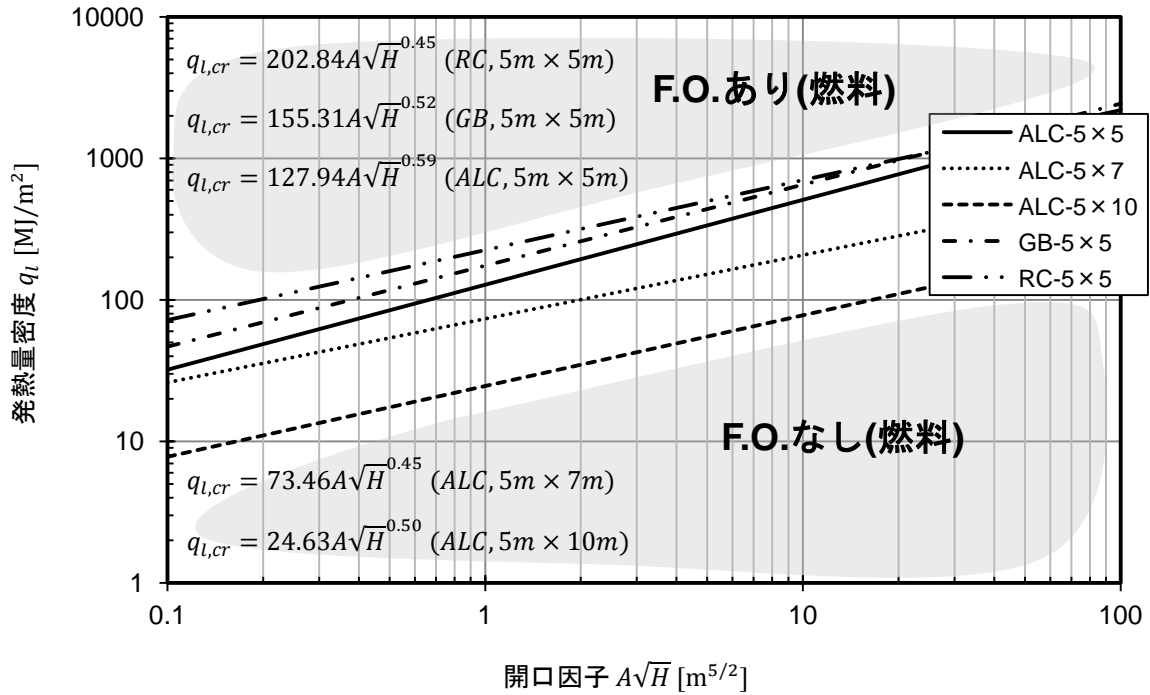


図3.11 燃料支配型火災でのF.O.発生の境界（凡例の数値はそれぞれの火災室の床面の寸法）

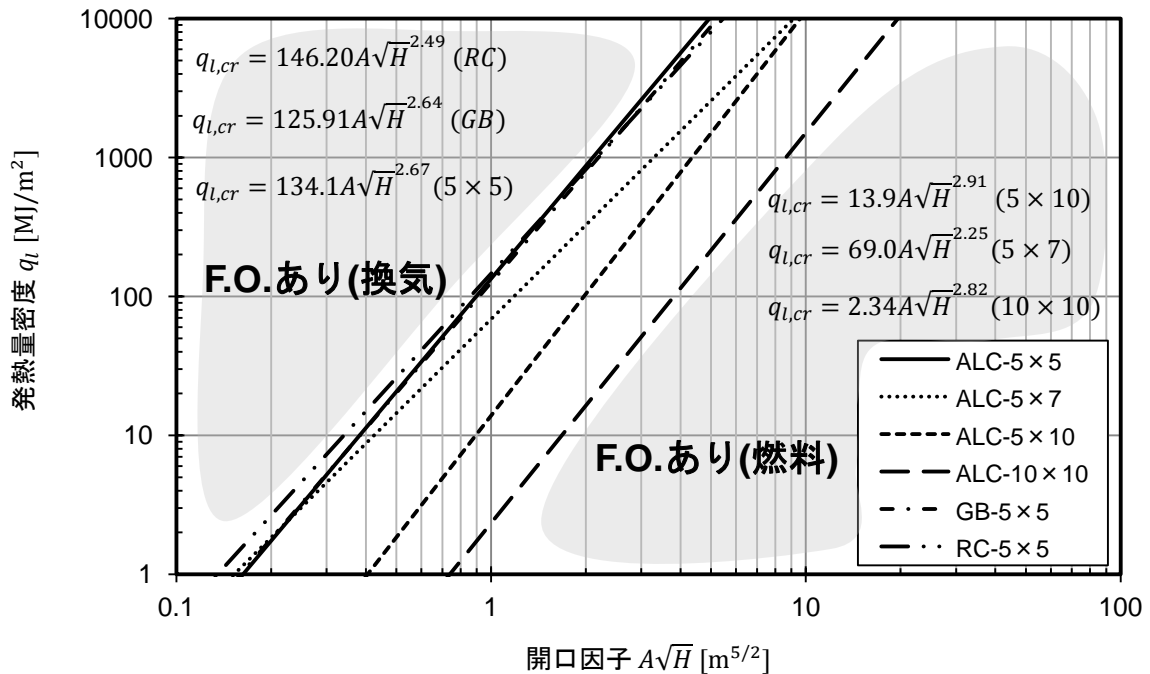


図3.12 換気支配型と燃料支配型の境界（凡例の数値はそれぞれの火災室の床面の寸法）

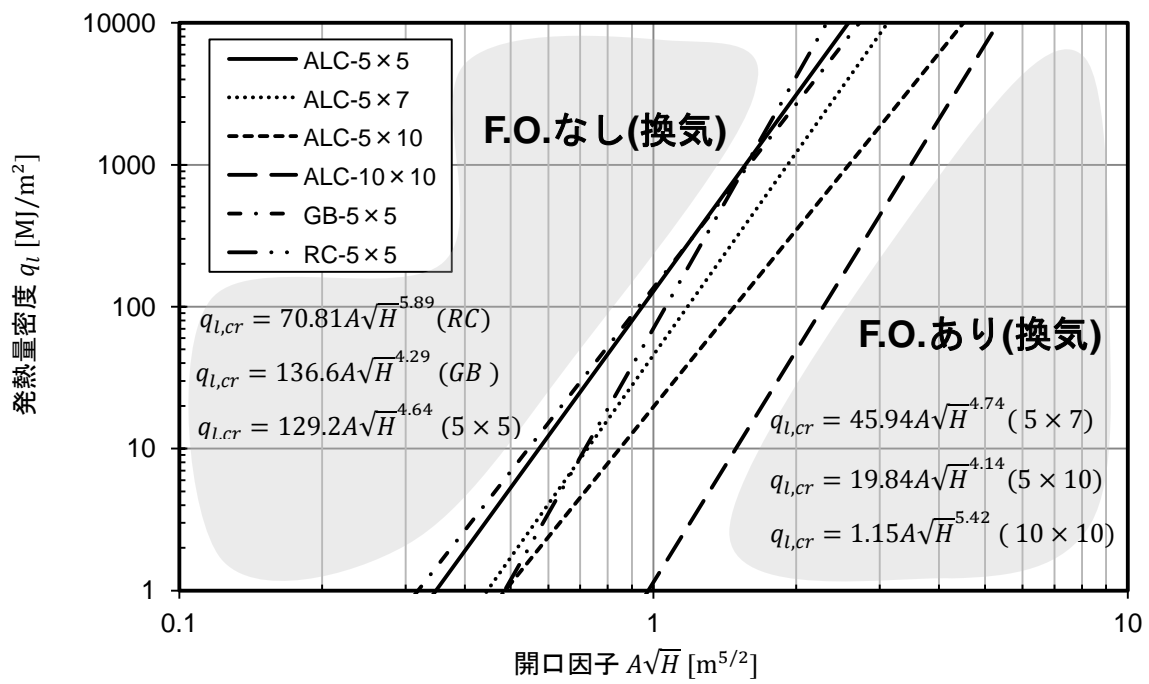


図3.13 換気支配型火災でのF.O.発生の境界 (凡例の数値はそれぞれの火災室の床面の寸法)

3. 3. 3. 燃料支配型火災でのフラッシュオーバー発生有無の予測式

式(3.7)の発熱量密度と開口因子の相関式を使うことにすると、上記の図3.11~図3.13に示すように、それぞれの火災室のF.O.発生有無の境界は差が大きいので、それぞれの火災室に対する式を使用しなければならない。火災室の条件ごとに異なる式を使うのは不便なので、全ての火災室に対応できる簡易な予測式を作成する必要がある。従って、次のように、室と開口寸法のみを変数にした式を作成する。

発熱量密度と開口因子の相関式(3.7)を、告示式(3.6)の q_l に代入すると、次式となる。

$$\begin{aligned} A_{fuel} &= 0.26q_l^{1/3}A_{room} & (3.8) \\ &= 0.26\{C(A\sqrt{H})^n\}^{1/3}A_{room} \\ &= 0.26A_{room}C^{1/3}(A\sqrt{H})^{n/3} \end{aligned}$$

ここで、式(3.8)の右辺をの変数を温度因子の逆数 $A_T/A\sqrt{H}$ に対して整理すると、次式となる。

$$A_{fuel,cr} = 0.26A_{room}C^{1/3}A_T^{n/3}(A_T/A\sqrt{H})^{-n/3} \quad (3.9)$$

ここで、式(3.9)の右辺の $0.26A_{room}C^{1/3}A_T^{n/3}$ にそれぞれの火災室の寸法と表3.4の C 、 n の数値を代入し定数にすると、表3.5に示すように火災室ごとの燃料支配型火災のF.O.発生有無を決める可燃物表面積の臨界値 $A_{fuel,cr}$ [m²]が計算できる。

表3.5 各火災室での燃料支配型火災のF.O.発生有無の境界の $A_{fuel,cr}$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の関係式

周壁材料	室内表面積	近似式
ALC	5m×5m	$A_{fuel,cr} = 87.7(A_T/A\sqrt{H})^{-0.20}$
	5m×7m	$A_{fuel,cr} = 83.7(A_T/A\sqrt{H})^{-0.15}$
	5m×10m	$A_{fuel,cr} = 94.9(A_T/A\sqrt{H})^{-0.17}$
GB	5m×5m	$A_{fuel,cr} = 83.3(A_T/A\sqrt{H})^{-0.17}$
RC	5m×5m	$A_{fuel,cr} = 81.0(A_T/A\sqrt{H})^{-0.15}$

燃料支配型火災のF.O.発生境界の $A_{fuel,cr}$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の関係を図3.14に示す。全ての火災室でのF.O.発生有無の境界がほぼ一致する。また、 $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほどF.O.発生臨界の可燃物表面積 $A_{fuel,cr}$ が小さくなる。表3.5のそれぞれの火災室のF.O.発生有無の境界がほぼ一致するので、全ての近似式の係数と指数を下限に設定すると、次式となる。

$$A_{fuel,cr} = 81.0(A_T/A\sqrt{H})^{-0.18} \quad (3.10)$$

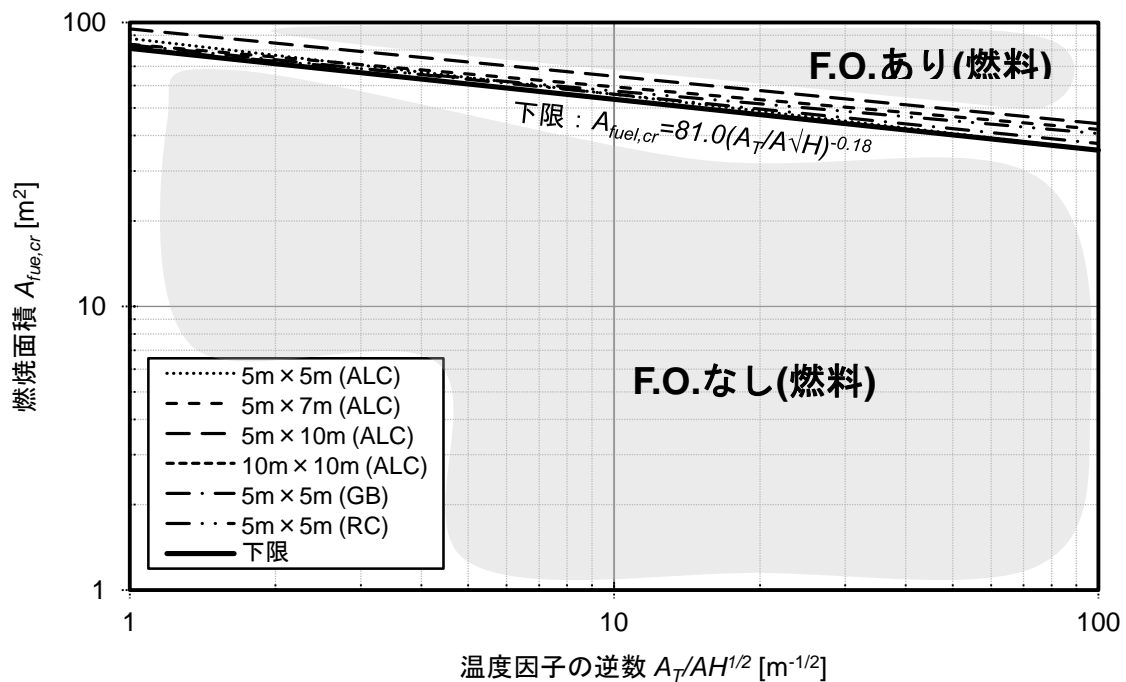


図3.14 全ての火災室の燃焼面積と温度因子の関係（燃料支配型火災のF.O.限界）

3. 3. 4. 燃料支配型火災と換気支配型火災の境界の予測式

燃料支配型火災と換気支配型火災の境界の場合は、 $A_{fuel,cr}$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の関係を整理しても、それぞれの境界の変動が大きいので、室内表面積当たりの可燃物表面積 $A_{fuel,cr}/A_T[-]$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の相関式を作成する。そのため、式(3.9)の両辺を室内表面積 A_T で割ると次式となる。

$$A_{fuel,cr}/A_T = 0.26C^{1/3}A_{room}A_T^{n-3/3}(A_T/A\sqrt{H})^{-n/3} \quad (3.11)$$

式(3.11)の右辺の $0.26C^{1/3}A_{room}A_T^{n-3/3}$ に各火災室の寸法と表3.4の C 、 n の数値を代入し定数にすると、表3.4に示すように火災室ごとの燃料支配型火災と換気支配型火災の境界の近似式を得る。

表3.6 各火災室での燃料支配型火災と換気支配型火災の境界の $A_{fuel,cr}/A_T$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の関係式

周壁材料	室内表面積	近似式
ALC	5m×5m	$A_{fuel,cr}/A_T = 19.2(A_T/A\sqrt{H})^{-0.89}$
	5m×7m	$A_{fuel,cr}/A_T = 10.1(A_T/A\sqrt{H})^{-0.75}$
	5m×10m	$A_{fuel,cr}/A_T = 26.5(A_T/A\sqrt{H})^{-0.97}$
	10m×10m	$A_{fuel,cr}/A_T = 12.0(A_T/A\sqrt{H})^{-0.94}$
GB	5m×5m	$A_{fuel,cr}/A_T = 8.4(A_T/A\sqrt{H})^{-0.88}$
RC	5m×5m	$A_{fuel,cr}/A_T = 14.6(A_T/A\sqrt{H})^{-0.83}$

各火災室の換気支配型と燃料支配型の境界での $A_{fuel,cr}/A_T$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の関係を図3.15に示す。全ての火災室での換気支配型と燃料支配型の境界がほぼ一致する。換気支配型から燃料支配型に変更する境界は $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、それぞれの火災室の境界の差が小さくなる。

また、表3.6のそれぞれの火災室のF.O.発生有無の境界がほぼ一致するので、全ての近似式の係数と指数を平均すると、次式となる。

$$A_{fuel,cr}/A_T = 15.1(A_T/A\sqrt{H})^{-0.88} \quad (3.12)$$

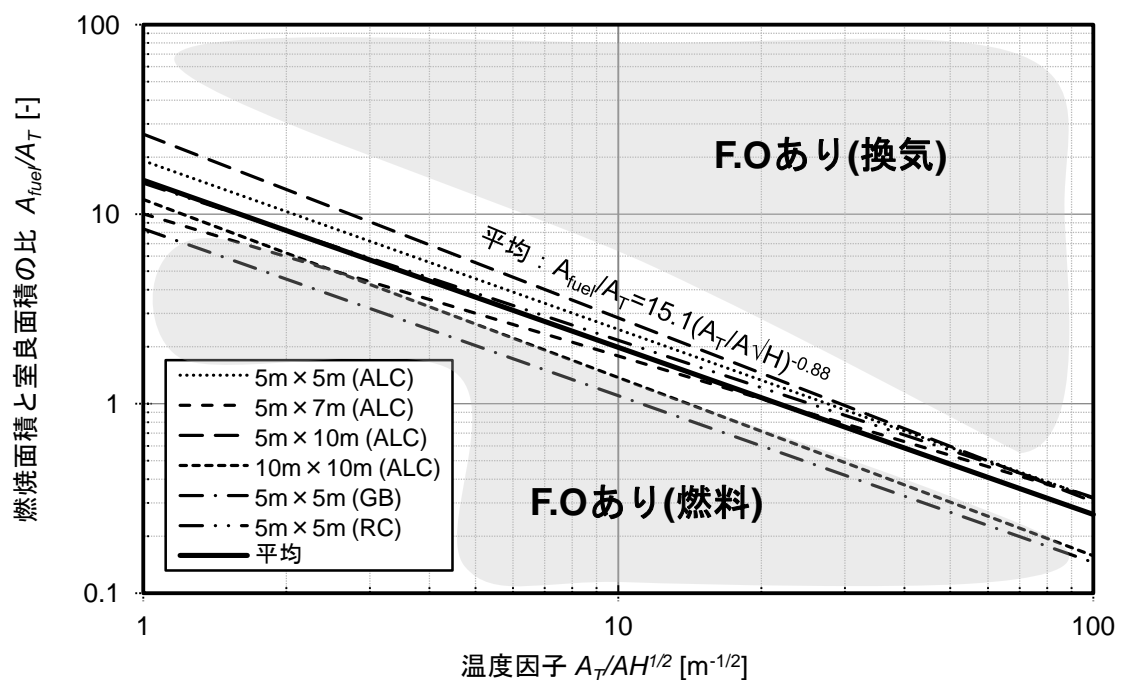


図3.15 室内表面積当たりの可燃物表面積と温度因子の関係（換気支配型と燃料支配型の境界）

3. 3. 5. 換気支配型火災でのフラッシュオーバー発生有無の予測式

各火災室での換気支配型火災のF.O.発生有無の境界の予測式も、式(3.12)と同様に式(3.11)の右辺にそれぞれの火災室の寸法と表3.4のC、nの数値を代入し定数を求めると、表3.7に示すように火災室ごとの換気支配型火災のF.O.発生有無の境界の近似式を得る。

表3.7 各火災室での換気支配型火災のF.O.発生有無の境界の $A_{fuel,cr}/A_T$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の関係式

周壁材料	室内表面積	近似式
ALC	5m×5m	$A_{fuel,cr}/A_T = 508.5(A_T/A\sqrt{H})^{-1.55}$
	5m×7m	$A_{fuel,cr}/A_T = 683.4(A_T/A\sqrt{H})^{-1.58}$
	5m×10m	$A_{fuel,cr}/A_T = 286.7(A_T/A\sqrt{H})^{-1.38}$
	10m×10m	$A_{fuel,cr}/A_T = 1735.1(A_T/A\sqrt{H})^{-1.81}$
GB	5m×5m	$A_{fuel,cr}/A_T = 288.7(A_T/A\sqrt{H})^{-1.43}$
RC	5m×5m	$A_{fuel,cr}/A_T = 3356.5(A_T/A\sqrt{H})^{-1.96}$

各火災室の換気支配型火災のF.O.発生有無の境界での $A_{fuel,cr}/A_T$ と $A_T/A\sqrt{H}$ の関係を図3.16に示す。全ての火災室における $A_T/A\sqrt{H}$ が大きくなるほど、換気支配型火災でのF.O.の発生境界の差が小さくなる。また、各火災室のF.O.発生有無の境界がほぼ一致するので、全ての近似式の係数と指数を上限に設定すると、次式となる。

$$A_{fuel,cr}/A_T = 3356.5(A_T/A\sqrt{H})^{-1.91} \quad (3.13)$$

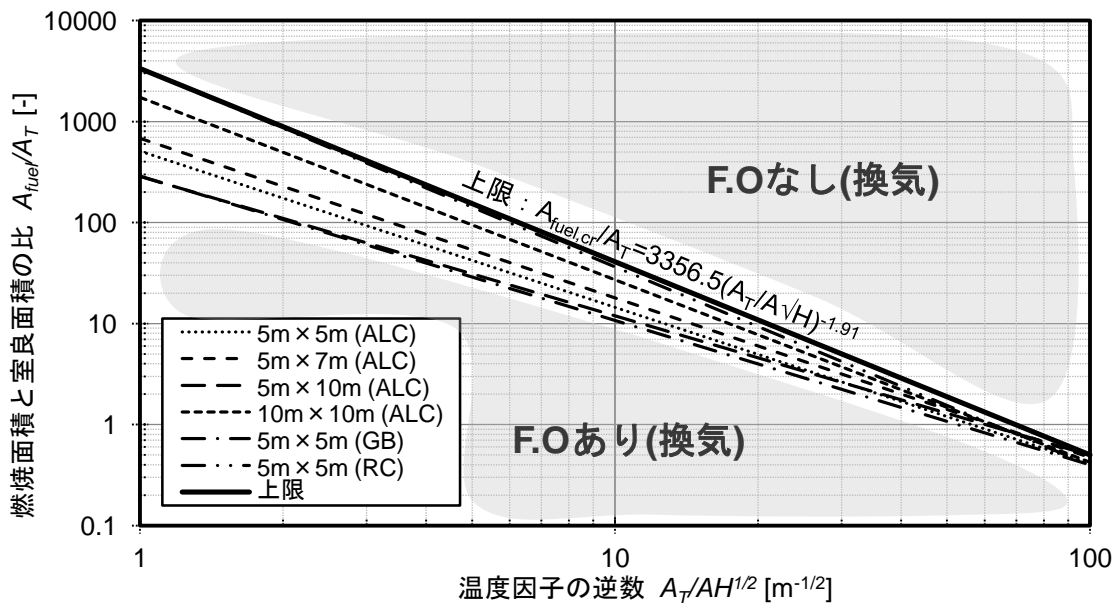


図3.16 室内表面積当たりの可燃物表面積と温度因子の関係（換気支配型火災のF.O.限界）

3. 3. 6. 火災室のフラッシュオーバー発生有無の判別

実際の建築物には、それぞれの室の用途に応じて多数の可燃物が様々な配置で存在する。実務的な設計では、室の用途によって可燃物の量を定め、火災性状を予測する。室の用途による積載可燃物量は、避難安全検証法¹³⁾で定められた標準値を使用する。

本章で作成したF.O.発生の有無の予測式を実際の建築空間に使用する場合を想定し、火災室のF.O.の発生の有無を判別するプロセスを図3.17に示す。火災室の用途が決まると、告示式(3.6)を用い、収納可燃物の発熱量密度から可燃物の表面積を計算することができる。従って、告示式による火災室の可燃物表面積 A_{fuel} と、それぞれの予測式(3.10)、式(3.12)、式(3.13)から計算した値を比較して、F.O.発生の有無および換気支配型または燃料支配型の火災タイプを判別することができる。

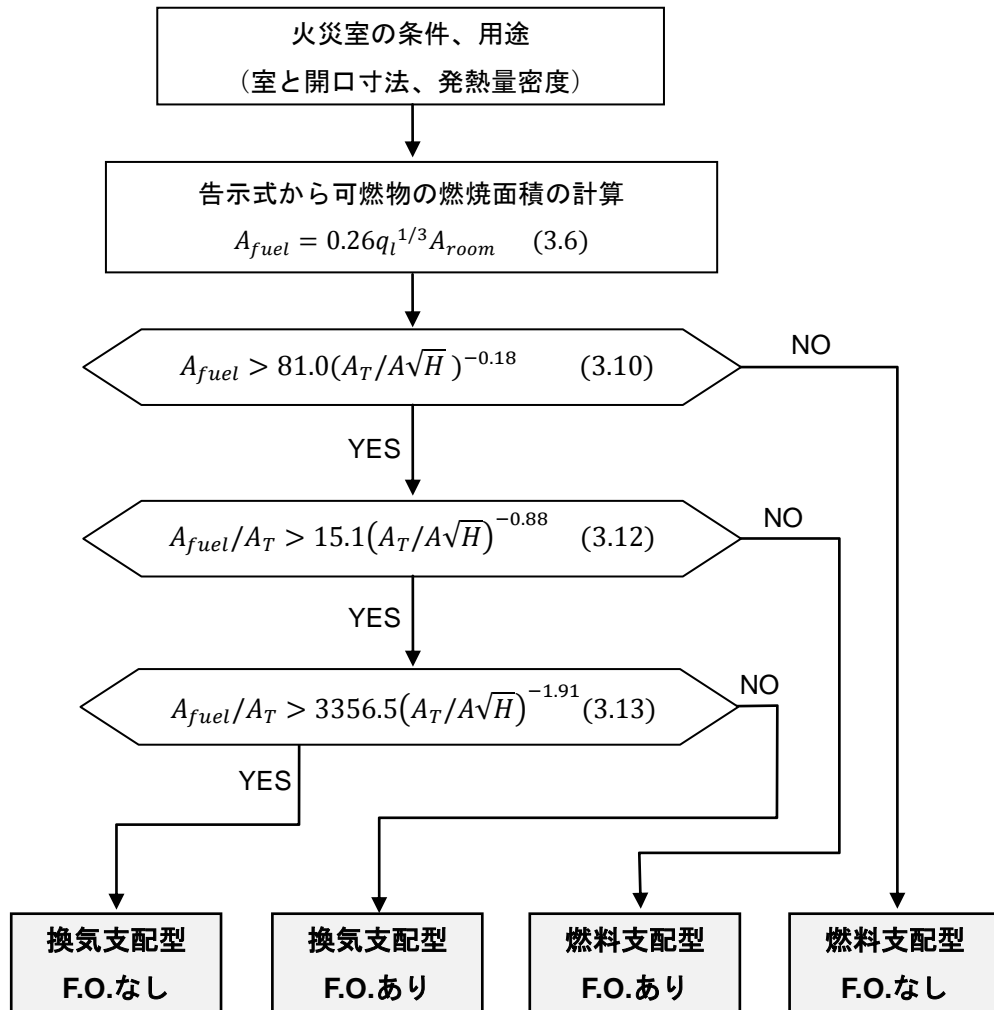


図3.17 火災室のF.O.発生有無を判別する方法

3. 4. フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式の導出

3. 4. 1. 理論

本研究と同一な変数を使ったMcCaffreyら(McCaffrey, Quintiere and Harkleroad's Method)の理論⁴⁾の場合、初期火災での室上部の煙層温度を T_s が均一仮定すれば、煙層温度は燃焼による発熱速度と熱損失のバランスで決められる。発熱速度は上昇気流により運搬されて煙層に到達するが、その一方で、開口からの流出気流による熱放出と周壁による熱吸収によって熱損失が生じる。従って、煙層の熱収支は次式で表すことができる。

$$Q = Q_W + Q_L \quad (3.14)$$

ここで、 Q [kW]は発熱速度、 Q_W [kW]は熱吸収速度、 Q_L [kW]は熱放出速度である。

熱吸収速度 Q_W の計算は、一般的には壁体の表面温度を知る必要があるが、半無限体近似が成立する範囲では実効熱伝達係数 h_k [-]

$$h_k = \sqrt{\frac{\rho c k}{t}} \quad (3.15)$$

を用いて、次式(3.16)で、熱吸収速度を近似することができる。

$$Q_W = A_T h_k (T_s - T_o) = A_T \sqrt{\frac{k \rho c}{t}} (T_s - T_o) \quad (3.16)$$

ここで、 A_T [m²]は火災室の有効伝熱面積（室内表面積）である。また、熱放出速度 Q_L は、次のように書ける。

$$Q_L = m_s c_p (T_s - T_o) = 0.52 A \sqrt{H} (T_s - T_o) \quad (3.17)$$

3. 4. 2. 数値計算結果から導出した予測式

数値計算結果からF.O.発生限界発熱速度の予測式を導出するためには、それぞれの火災室のF.O.発生限界発熱速度が必要である。本研究では、火災室の煙層温度が600°Cになる時の発熱速度をF.O.が発生した時の発熱速度にしたので、第2章の「方法1」と同様に、F.O.が発生する瞬間の発熱速度の最小値と、F.O.が発生しない発熱速度の最大値の中央値をF.O.発生限界発熱速度 Q_{FO} [kW]に仮定する。

F.O.発生限界発熱速度を求める方法を図3.18に示す。F.O.が発生する結果は黒点（●）で、F.O.が発生しない結果を白点（○）で表す。火災室の条件が同一な場合での、F.O.が発生する発熱速度の最小値 Q_{min} [kW]と、F.O.が発生しない発熱速度の最大値 Q_{max} [kW]の中央値を Q_{FO} とする。

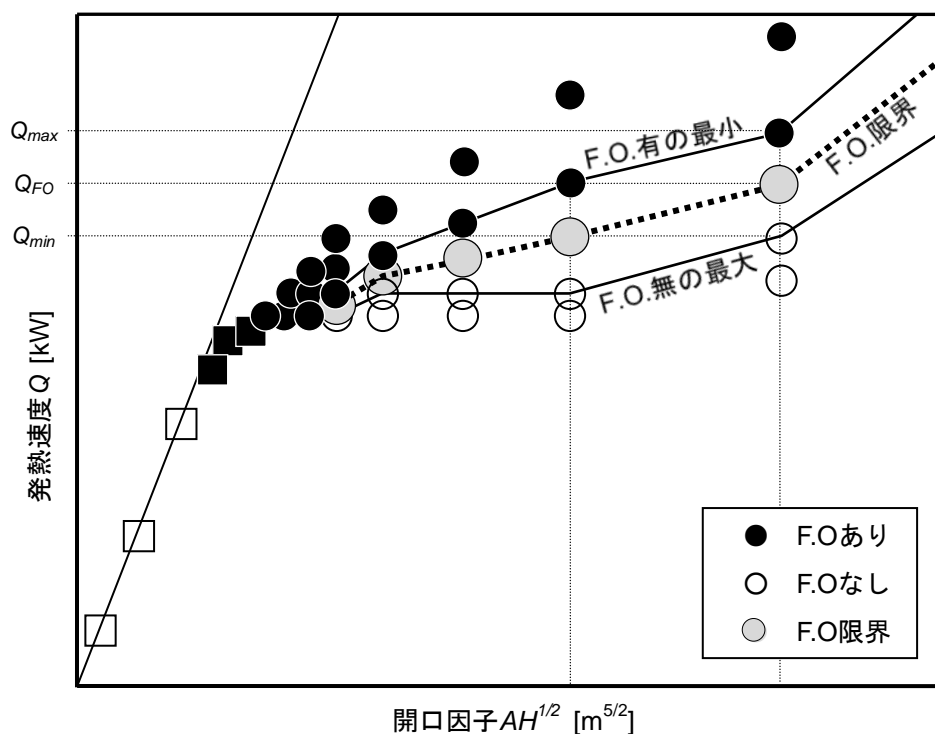


図3.18 F.O.発生限界発熱速度の求め方

3. 4. 2. 1. フラッシュオーバー発生時刻を含んだ予測式

上記の方法で求めたF.O.の限界における、それぞれの火災室の数値計算結果の周壁への熱吸収速度 Q_w [kW]とF.O.発生時間 t_{FO} [s]の関係を図3.19に示す。図にプロットされた点が数値計算結果で、曲線が室の周壁構成材料ごとの近似式である。

3. 4. 1節に示したMQHの熱吸収速度 Q_w の計算式と同様に、3. 2. 節のそれぞれの条件による数値計算結果と一致が最も良くなるように、式(3.16)の係数と指数を探索すると、周壁構成材料ごとの熱吸収速度の近似式を得ることができる。図3.19に示すように、計算結果からの熱吸収速度の近似式とMQHの式は、F.O.発生時間が長くなるほど、熱吸収速度が小さくなる傾向がある。周壁材料がALC材料の場合は、近似式とMQH式とほぼ一致するが、石膏ボードとコンクリートの場合は、近似式がMQH式よりも小さく計算される。

$$[ALC] \quad Q_w = \frac{0.35\sqrt{k\rho c A_T}(T_s - T_o)}{t_{FO}^{0.35}} \quad (3.18a)$$

$$[GB] \quad Q_w = \frac{0.15\sqrt{k\rho c A_T}(T_s - T_o)}{t_{FO}^{0.35}} \quad (3.18b)$$

$$[RC] \quad Q_w = \frac{0.055\sqrt{k\rho c A_T}(T_s - T_o)}{t_{FO}^{0.35}} \quad (3.18c)$$

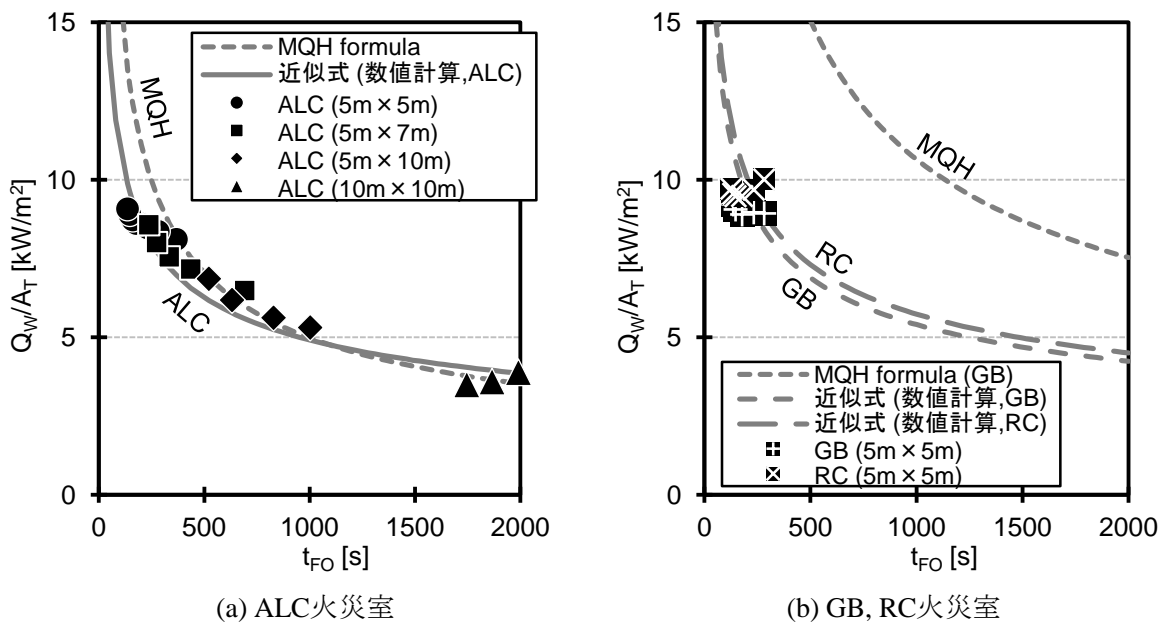


図3.19 周壁への熱吸収速度 Q_w とF.O.発生時間 t_{FO} の関係

それぞれの火災室の数値計算結果から、開口からの熱放出速度 Q_L [kW]とF.O.発生時間 $A\sqrt{H}$ の関係を図3.20に示す。熱放出速度の計算式は、MQHの熱放出速度 Q_L [kW]の計算式と同様に、それぞれの条件の数値計算結果と一致が最も良くなるように、式(3.17)の係数を探索すると、周壁構成材料ごとの熱放出速度の近似式を得ることができる。図3.20に示すように、計算結果からの熱放出速度の近似式とMQHの式は、開口が大きくなるほど、熱放出速度が大きくなる傾向がある。また、周壁構成材料による3つの近似式は大きな差はないが、MQHの式は開口が大きくなると($2 < A\sqrt{H}$)、近似式よりも過大に計算される。

$$[ALC] \quad Q_L = 425(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.19a)$$

$$[GB] \quad Q_L = 400(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.19b)$$

$$[RC] \quad Q_L = 405(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.19c)$$

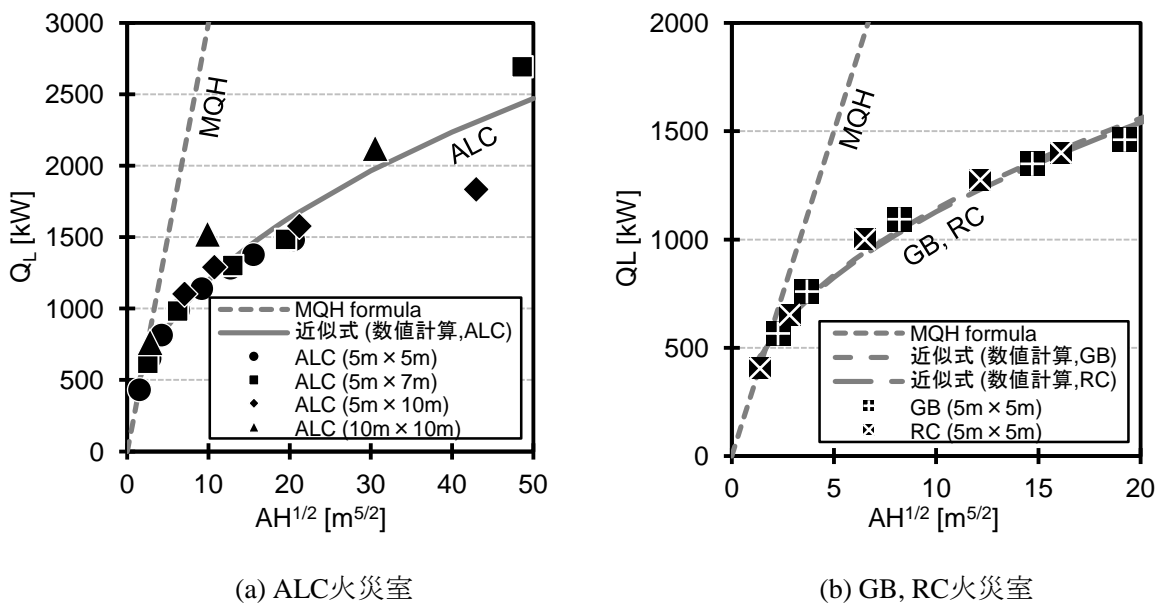


図3.20 開口からの熱放出速度 Q_L と開口因子 $A\sqrt{H}$ の関係

F.O.発生限界発熱速度 Q_{FO} [kW]は、熱吸収速度と熱放出速度を合算すると得られる。ここで、 T_s はF.O.が発生する煙層の温度(=600°C)、 T_0 は外部温度(=20°C)を適用する。周壁構成材料ごとのF.O.発生限界発熱速度の予測式は、次のようになる。

$$[ALC] \quad Q_{FO} = 203(\sqrt{k\rho c}A_T/t_{FO}^{0.35}) + 425(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.20a)$$

$$[GB] \quad Q_{FO} = 87(\sqrt{k\rho c}A_T/t_{FO}^{0.35}) + 400(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.20b)$$

$$[RC] \quad Q_{FO} = 32(\sqrt{k\rho c}A_T/t_{FO}^{0.35}) + 405(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.20c)$$

3. 4. 2. 2. 数値計算に基づくフラッシュオーバー発生時刻を導入

数値計算結果から導出されたF.O.発生限界発熱速度の予測式の場合、式の右辺にF.O.発生時間 t_{FO} [s]が含まれているので、そのまま使うのは不便である。従って、使用上の便宜のため、数値計算から得られた t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ [kWs²/K] の関係を考慮する。

それぞれの火災室の周壁材料と室の寸法による条件での数値計算結果から、F.O.が発生した時の t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ の関係を図3.21に示す。図の中にプロットされた点は数値計算結果で、3本の曲線は、周壁構成材料ごとの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ の相関式である。

ALC壁体の火災室の場合は、室の内表面積 A_T [m²]が大きくなるほど、 t_{FO} も大きくなる。しかし、石膏ボードとコンクリートの場合は、火災室の寸法が5m×5m×5mの結果のみので、 t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ 相関式を作ることが難しい。したがって、ALCの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ 相関と同様に、二次曲線を仮定して相関式を作成した。図3.21に示すように、ALCの曲線が、石膏ボードおよびコンクリートのそれぞれのデータ群の中央を通過するように、ALCの相関式の係数を修正すると、それぞれの壁体構成材料ごとの相関式を得られる。

$$[ALC] \quad t_{FO} = 0.14(\sqrt{k\rho c A_T})^{2.0} \quad (3.21a)$$

$$[GB] \quad t_{FO} = 0.022(\sqrt{k\rho c A_T})^{2.0} \quad (3.21b)$$

$$[RC] \quad t_{FO} = 0.0020(\sqrt{k\rho c A_T})^{2.0} \quad (3.21c)$$

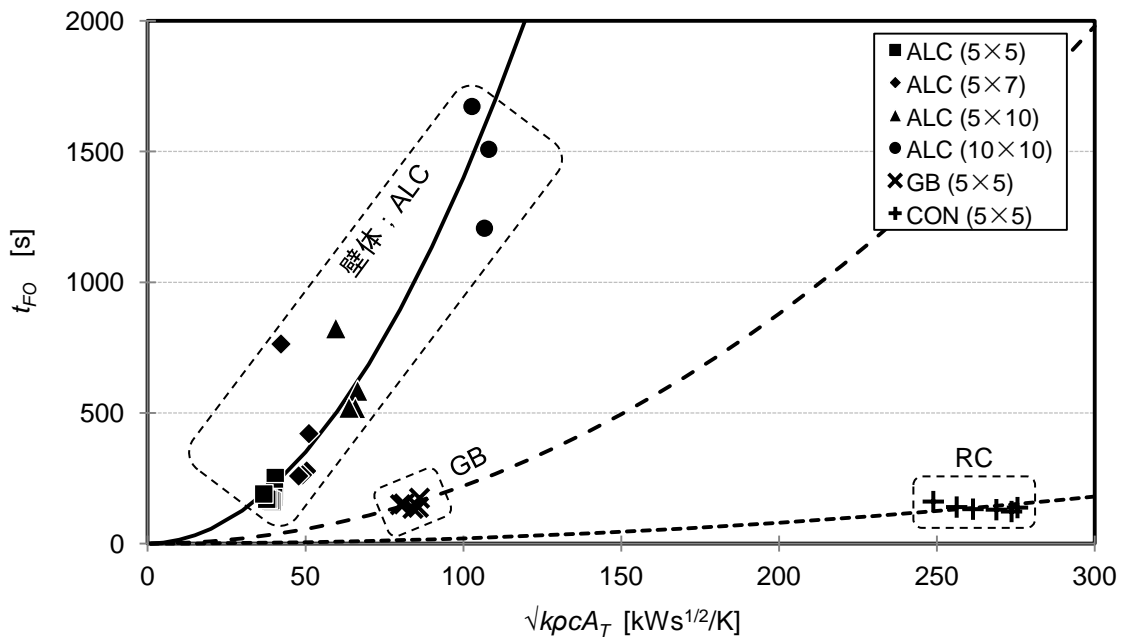


図3.21 数値計算結果から得られた t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ の関係
(凡例の数値はそれぞれの火災室の床面積)

F.O.発生時間 t_{FO} が含まれている3つの予測式にそれぞれの壁体材料の区画室の t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ の関係を適用すると、周壁構成材料の熱慣性、室寸法および開口寸法を説明変数にしたF.O.発生限界発熱速度の予測式を得る。

$$[ALC] \quad Q_{FO} = 404(\sqrt{k\rho c A_T})^{0.3} + 425(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.22a)$$

$$[GB] \quad Q_{FO} = 331(\sqrt{k\rho c A_T})^{0.3} + 405(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.22b)$$

$$[RC] \quad Q_{FO} = 281(\sqrt{k\rho c A_T})^{0.3} + 400(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.22c)$$

また、上記の3つの予測式の右辺の係数を平均すると次式となる。

$$[\text{平均}] \quad Q_{FO} = 339(\sqrt{k\rho c A_T})^{0.3} + 410(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.23)$$

数値計算結果から導出された予測式は、比較的大きな火災室を対象で計算した結果から得られたものなので、一般の実大スケールの室より小さな模型スケールの室にも予測式を適用できるのか検討が必要である。そのため、予測式の精度と実験データとの誤差を調査するため、第2章で収集した既往の実験データとの比較を行った。

予測式の室寸法、開口寸法、周壁材料の熱慣性がF.O.限界に及ぼす影響を確認するため、図3.22に既往の実験の $(\sqrt{k\rho c A_T})^{0.3}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ と $Q_{FO}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ の関係を示して、数値計算結果から導出したF.O.発生限界発熱速度の予測式と実験データを比較する。図中の破線は、それぞれの周壁構成材料ごとのF.O.発生限界発熱速度の予測式で、実線は3つの式の右辺の係数を平均した予測式(3.23)である。図の中にプロットされた点は第2章で整理した不燃内装材を使った実験のF.O.発生限界発熱速度である。実大実験データは丸点(●)、模型実験データは四角点(■)でプロットして、実大と模型のデータを区別できるようにする。また、第2章で実験データの熱慣性を3つのグループ(小、中、大)で整理したことと同様に、周壁の熱慣性が大きなデータは大きい点、熱慣性が小さなデータは小さな点で、熱慣性によって点の大きさを異にする。

図3.22に示すように、予測式(3.23)と実大実験データは $(\sqrt{k\rho c A_T})^{0.3}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ が大きくなるほど、 $Q_{FO}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ も大きくなる。 $(\sqrt{k\rho c A_T})^{0.3}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ が2より大きい場合は、予測値(3.20)が実大実験データ群の中央とほぼ一致する。しかし、2より小さな場合は、熱慣性が小さなBwalya¹⁹⁾の実験データより大きいく、Heselden¹⁷⁾の実験データより小さくて、予測値と実大実験データとの一致が良くない。実験データの中で、Heselden¹⁷⁾の実験データは実験回数が少なく、F.O.発生限界発熱速度は正確ではないので、他の実験データと差が大きい。Bwalya¹⁹⁾の実験データは、周壁材料がセラミックファイバーボードで、周壁の熱慣性が非常に小さいので、他の実大実験データより過小になる。また、周壁構成材料による3つのF.O.発生限界発熱速度の予測式を比べると、熱慣性が大きい順でF.O.発生限界発熱速度が小さくなるが、その差は比較的小さい。

予測式の精度を検討するため、既往の実験データと予測式の Q_{FO} を図3.23に示す。実験と予測式

の Q_{FO} が一致する直線を描いた。ただし、開口が非常に小さくて換気支配型火災になった Quintiere¹⁵⁾の模型実験データと、F.O.の発生有無の境界が大きくて Q_{FO} が不正確なHeselden¹⁶⁾と Holborn¹⁷⁾の一部のデータ、他の実験に比べて Q_{FO} が大きくて過大となるFang¹⁸⁾の一部のデータを他の形の点でプロットして区別ができるようにしている。平均予測式(3.23)は、全ての実大実験データ群の中央に設定されるが、模型実験データとの一致は良くない。予測値は模型実験よりも過大に計算される。

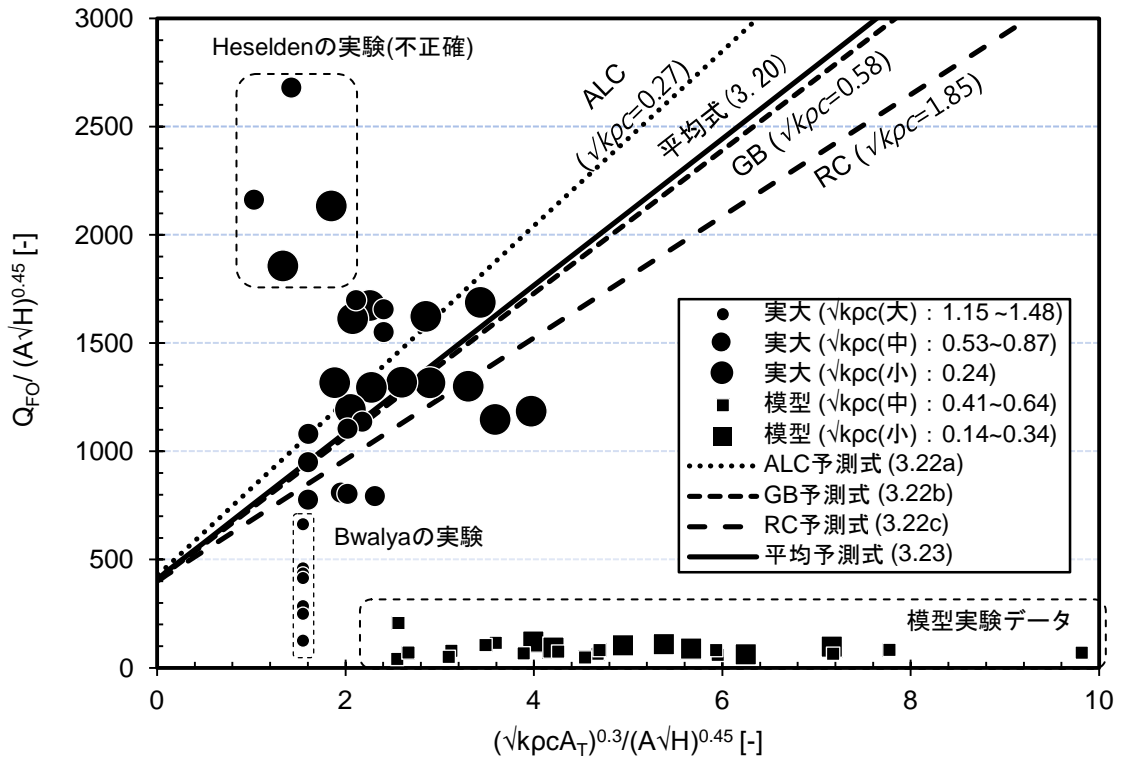


図3.22 式(3.22)、式(3.23)と全ての実験データの比較

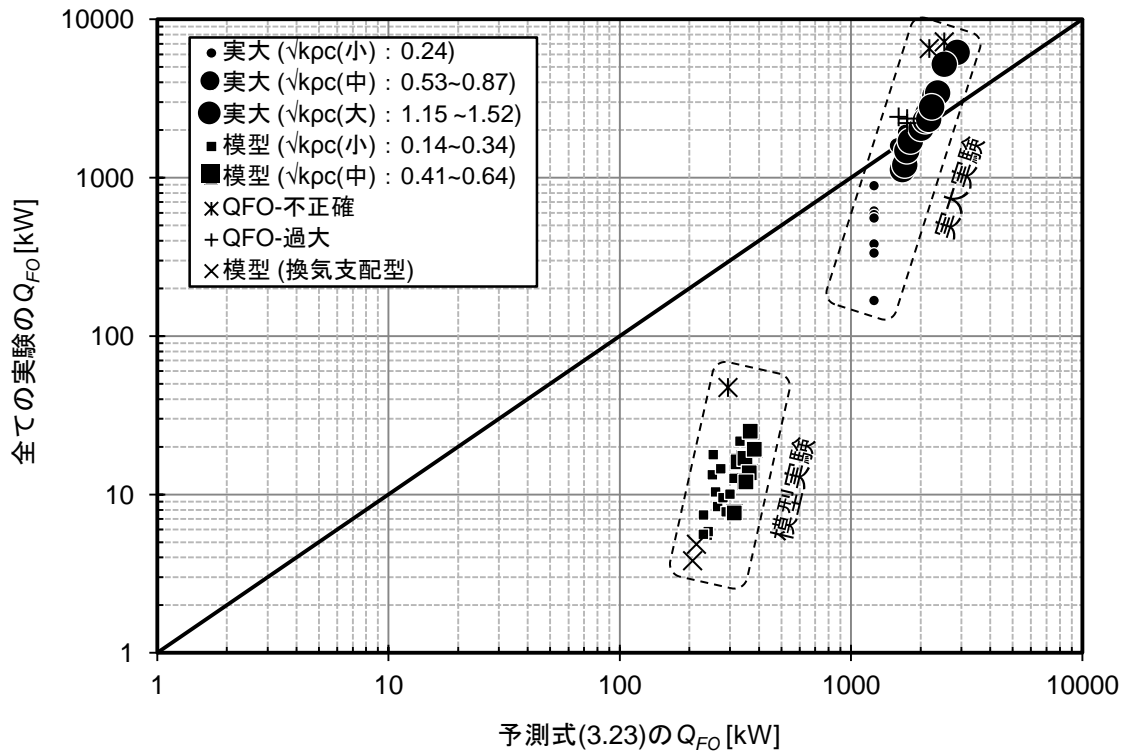


図3.23 予測式(3.23)と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

3. 4. 3. 実験的相関による予測式の補正

3. 4. 3. 1. フラッシュオーバー発生時刻と室寸法および熱慣性の相関

数値計算の場合は、実大規模の火災室のみを条件として、時間の二乗で成長する火災を設定し、煙層温度が600°C到達する時間をF.O.発生時間とした。しかし、実験では必ずしもこの関係が成り立たないので、熱吸収速度が正しく考慮されない可能性がある。

第2章の収集した既往の実験データにおける、不燃内装材を使った全ての実験（不燃内装材の実大実験+不燃内装材の模型実験）の t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ との関係を調べると図3.24を得る。これより次式の相関を得る。

$$t_{FO} = 647(\sqrt{k\rho c A_T})^{-0.2} \quad (3.24)$$

数値計算結果から導びかれた t_{FO} を含む予測式(3.20)に、数値計算結果からの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ との関係の代わりに、実験データの相関式(3.24)を適用すると、次の3つの式が得られる。

$$[ALC] \quad Q_{FO} = 21.1(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07} + 425(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.25a)$$

$$[GB] \quad Q_{FO} = 9.0(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07} + 405(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.25b)$$

$$[RC] \quad Q_{FO} = 3.3(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07} + 400(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.25c)$$

また、上記の3つの予測式の右辺の係数を平均すると次式となる。

$$[\text{平均}] \quad Q_{FO} = 11.1(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07} + 410(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.26)$$

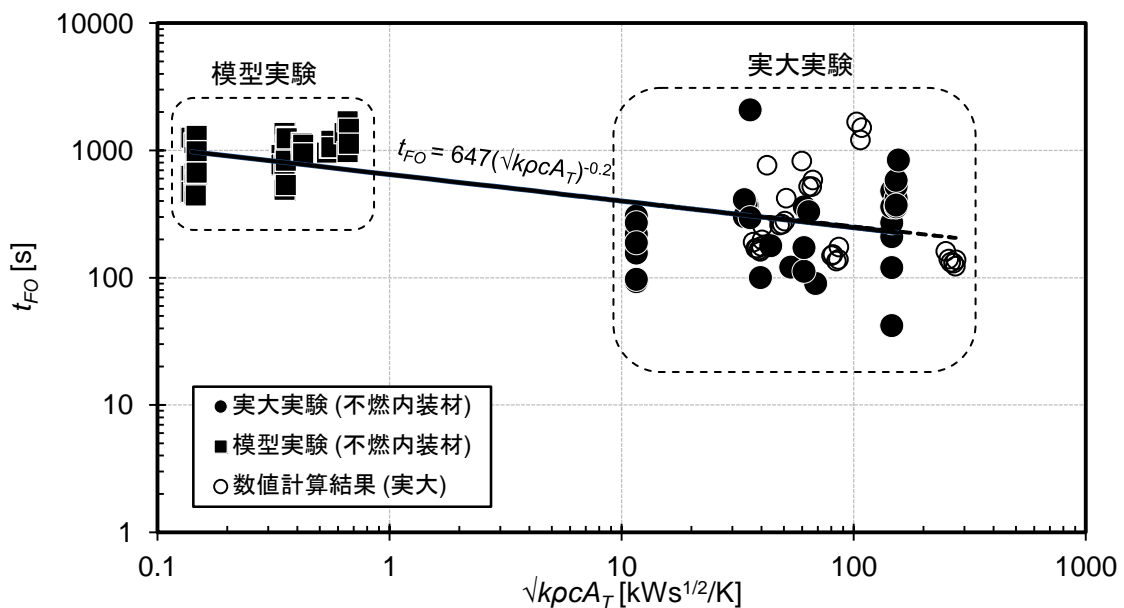


図3.24 t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ の実験的関係

予測式(3.26)の室寸法、開口寸法、周壁材料の熱慣性がF.O.に及ぼす影響を検討するため、図3.25に既往の実験の $(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ と $Q_{FO}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ の関係を示して、実験からの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ との相関を導入した予測式(3.26)と実験データを比較する。図の中の実線は予測式(3.26)である。図中にプロットされた点は第2章で整理した不燃内装材を使った実験のF.O.発生限界発熱速度である。点の型によって実大実験(●)と模型実験データ(■)を区別できるようにする。実験データの周壁材料の熱慣性が区分できるように、熱慣性によって点の大きさを異にする。

図3.25に示すように、予測式(3.26)と実大実験データは $(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ が大きくなるほど、 $Q_{FO}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ も大きくなる。予測式に実験の t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ との相関を導入することで、全ての実大実験データ群の中央とほぼ一致する。Bwalya¹⁹⁾の実験データとHeselden¹⁶⁾の実験データは、他の実験データとも離れている。Heselden¹⁶⁾の実験は他の実験データと傾向を異にする。Bwalya¹⁹⁾の実験は、周壁材料がセラミックファイバーボードで、周壁の熱慣性が非常に小さいので、他の実大実験データより横軸の左側に集まっている。模型実験データも、室の内表面積が小さいので、全てのデータが横軸の10以下の部分に集積される。

予測式の精度を検討するため、既往の実験データと予測式の Q_{FO} を図3.26に示す。ただし、開口が非常に小さくて換気支配型火災になったQuintiere¹⁵⁾の模型実験データと、F.O.の発生有無の境界が大きくて Q_{FO} が不正確なHeselden¹⁶⁾とHolborn¹⁷⁾の一部のデータ、他の実験に比べて Q_{FO} が大きくて過大となるFang¹⁸⁾の一部のデータを他の形の点でプロットして区別ができるようにした。予測式(3.26)は、全ての実大実験データ群の中央に設定されたまま、模型実験データとの一致が改善されている。

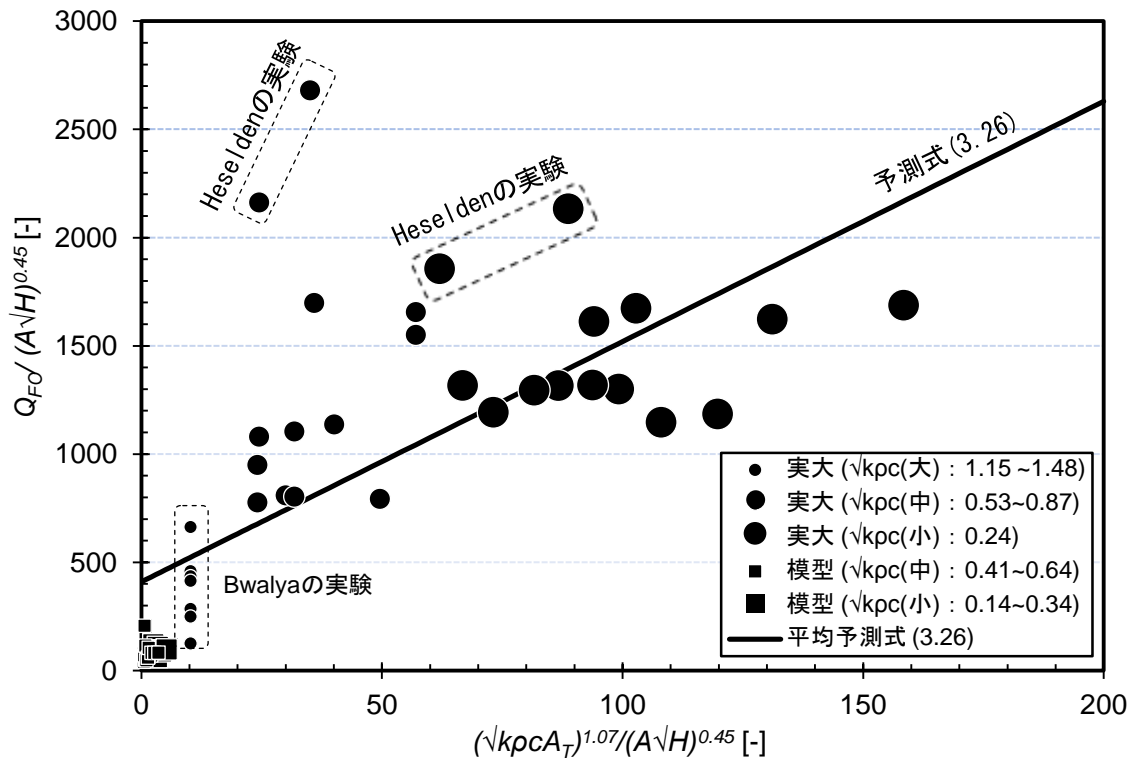


図3.25 予測式(3.26)と全ての実験データの比較

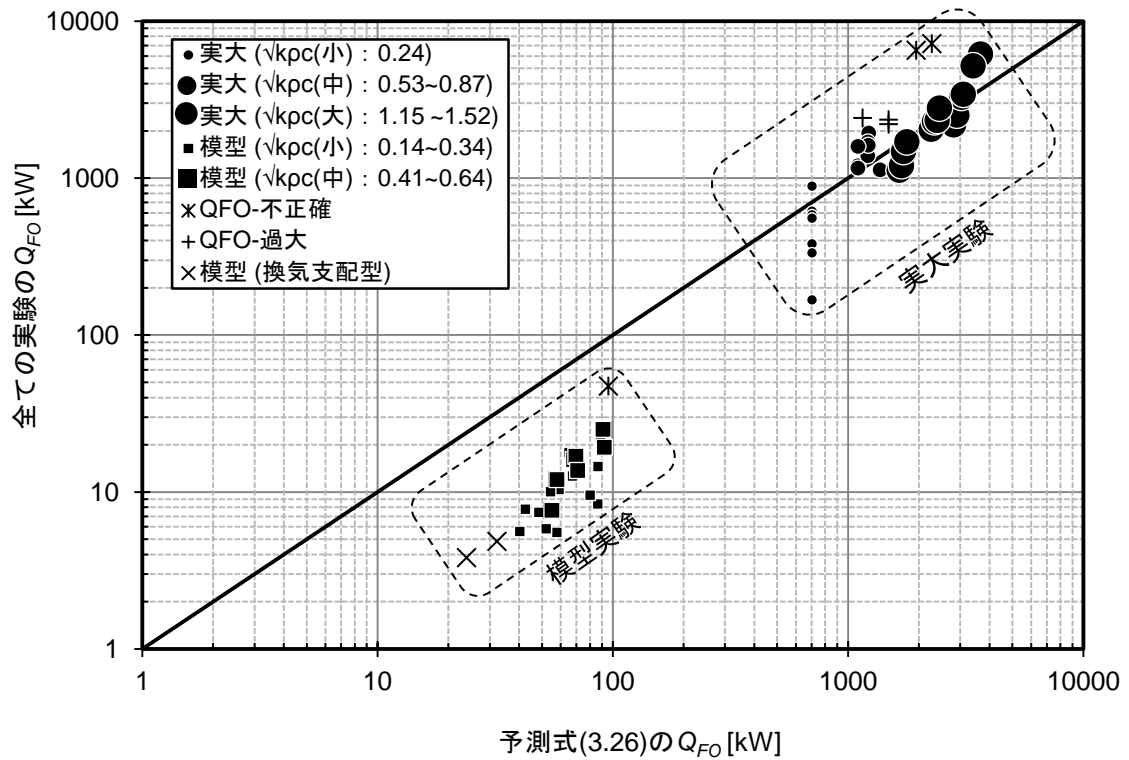


図3.26 予測式(3.26)と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

3. 4. 3. 2. 実験データの組み合わせによる係数補正

実験からの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ との相関を導入した予測式(3.26)は、全ての実験データ群の傾きとほぼ一致するが、 A_T が0に近い非常に小さくなる時（模型実験の場合）には、予測値と実験データが一致しない。従って、予測式と模型実験との一致を考慮し、図3.27に示すように、予測式(3.26)の右辺の第二項の係数410を60に合わせると、次式となる。

$$Q_{FO} = 11.1(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07} + 60(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.27)$$

図3.27に示すように、予測式の係数を60に補正した予測値(3.27)と実大実験データは $(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ が大きくなるほど、 $Q_{FO}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ も大きくなる。また、予測値の第二項の係数が小さくなり、予測値が少し下がって、実大実験データ群の下限とほぼ一致する。また、予測値は、 A_T が非常に小さいときの全ての模型実験データ群の中央とほぼ一致する。

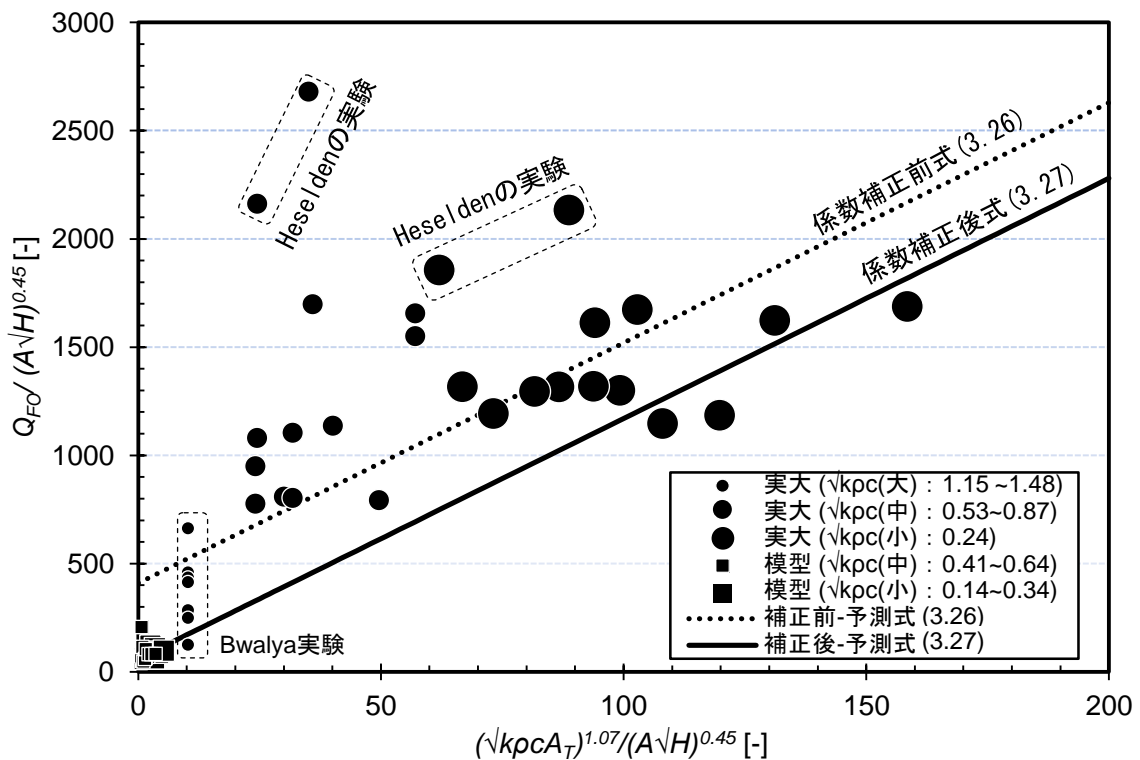


図3.27 予測式(3.27)の右辺の第二項の補正

予測式(3.27)の精度を検討するため、既往の実験データと予測式の Q_{FO} を図3.28に示す。図の中にプロットされた点は既往の実験データで、点の型によって実大実験(●)と模型実験データ(■)を区別できるようにした。ただし、開口が非常に小さくて換気支配型火災になったQuintiere¹⁵⁾の模型実験データと、F.O.の発生有無の境界が大きくて Q_{FO} が不正確なHeselden¹⁶⁾とHolborn¹⁷⁾の一部のデータ、他の実験に比べて Q_{FO} が大きくて過大となるFang¹⁸⁾の一部のデータを他の形の点でプロットして区別ができるようにした。

図3.28に示すように、予測式(3.27)は、全ての実験データ群の中央とほぼ一致するように設定されている。また、壁材の熱慣性が小さい実大実験データのほぼ下限値を通る。

同様に、第2章で検討した既往の予測式と全ての実験データを比べた結果を図3.29～図3.33に示す。図3.29に示すBabrauskas式では、熱慣性が $0.5\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ 以上の実大実験データの下限と、熱慣性が $0.4\sim 0.64\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ である模型実験データとほぼ一致する。しかし、熱慣性が小さい模型実験および実大実験データとの一致が不十分である。同様に、Thomas式(図3.30)、Hägglund式(図3.31)でも熱慣性が小さい模型実験および実大実験データとの一致が不十分である。McCaffrey式(図3.32)およびChen式(図3.33)は、熱慣性が小さいデータについて模型実験との一致は良いが実大実験との一致は不十分である。

それぞれの予測式の相対誤差の標準誤差を次式で計算して表3.8に示す。

$$\sigma_{error} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n \left(\frac{Q_{FO,calc} - Q_{FO,exp}}{Q_{FO,exp}} \right)^2} \quad (3.28)$$

ただし、 $Q_{FO,calc}$ [kW]は各々の式による計算値、 $Q_{FO,exp}$ [kW]は実験データ、 n はデータの個数である。

McCaffrey式の標準誤差が0.102となり誤差が最も小さい。本章で導いた式(3.27)はMcCaffrey式の次に小さい。続いて、Thomas、Chen、Babrauskas、Hägglundの順に誤差が大きくなる。標準誤差のみで比較すれば、式(3.27)はMcCaffrey式よりも劣るが、図(3.28)に示したように壁材の熱慣性が小さい実大実験との一致が式(3.27)の方が良いので、適用範囲が広いと考えられる。

表3.8 既往の予測式と本章の予測式の予測精度

予測式	式(3.27)	Babrauskas	Thomas	Hhomassk	McCaffrey	Chen
標準誤差	0.153	0.956	0.305	1.226	0.102	0.682

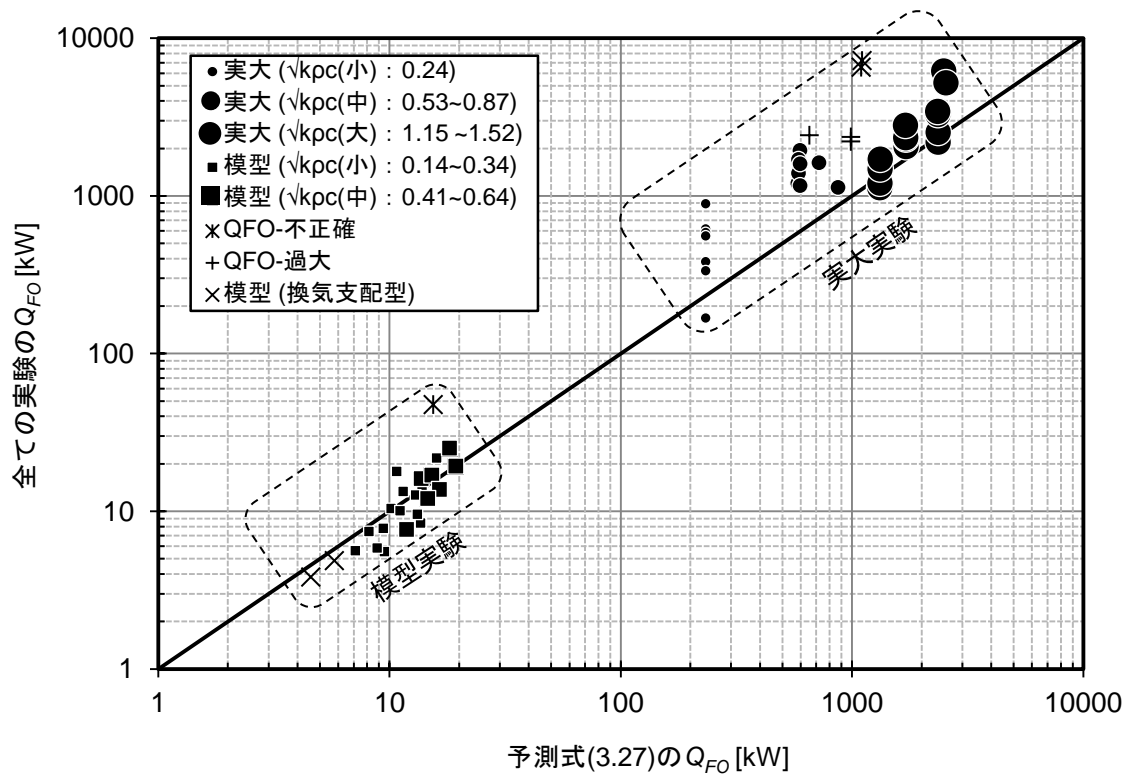


図3.28 予測式(3.27)と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

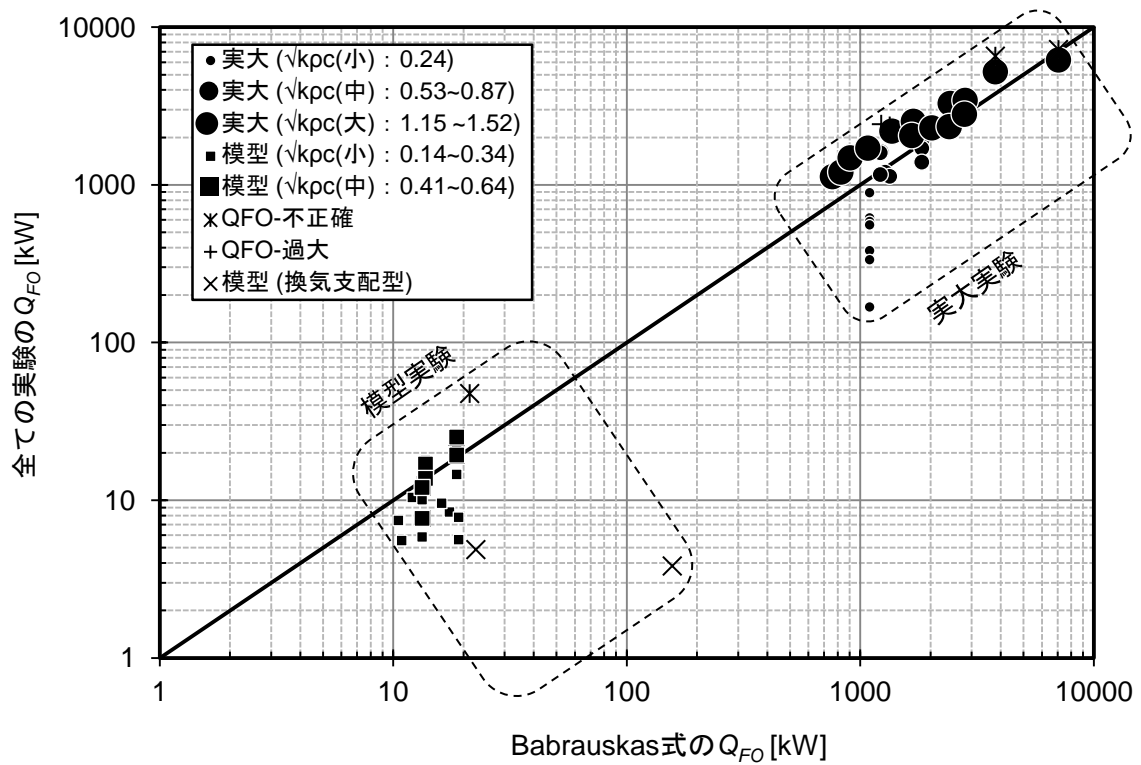


図3.29 Babrauskasの予測式と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

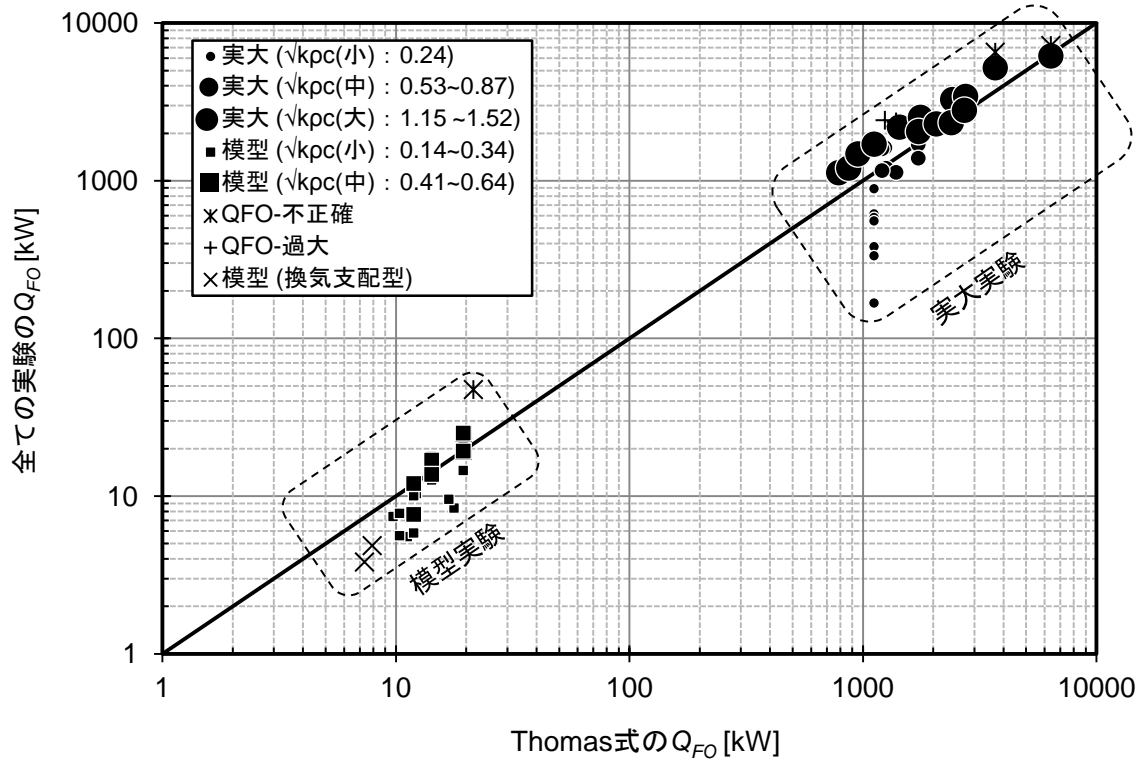


図3.30 Thomasの予測式と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

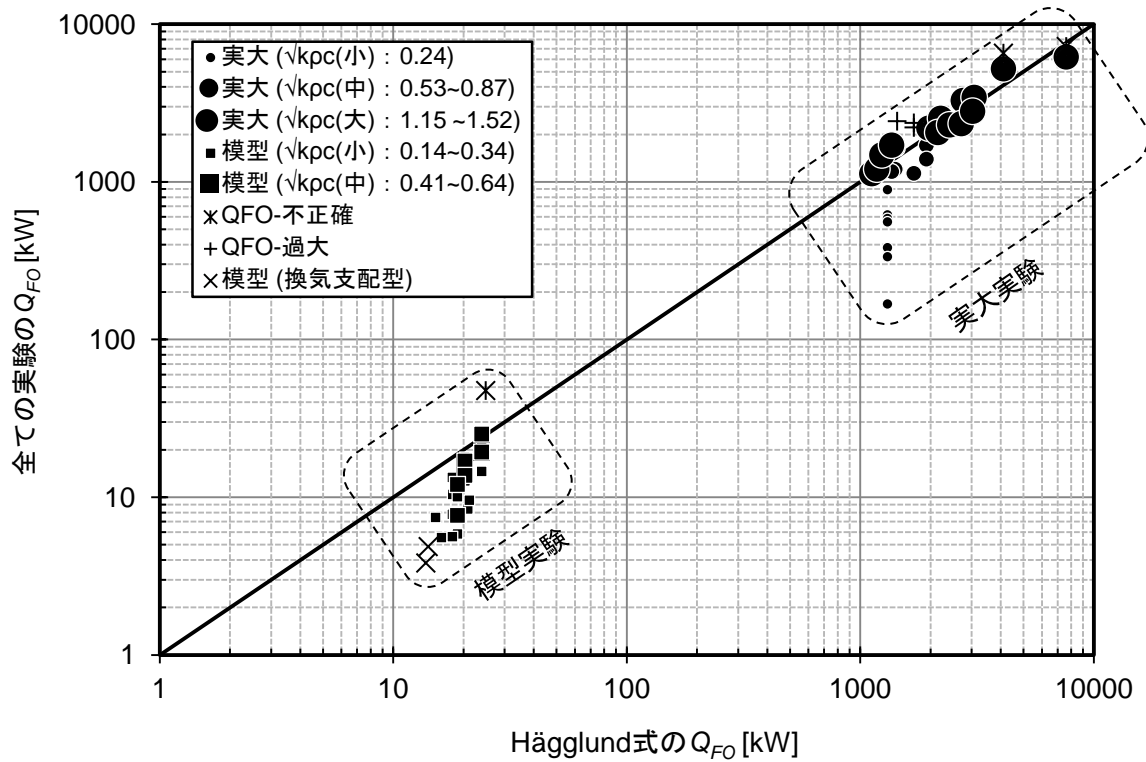


図3.31 Hägglundの予測式と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

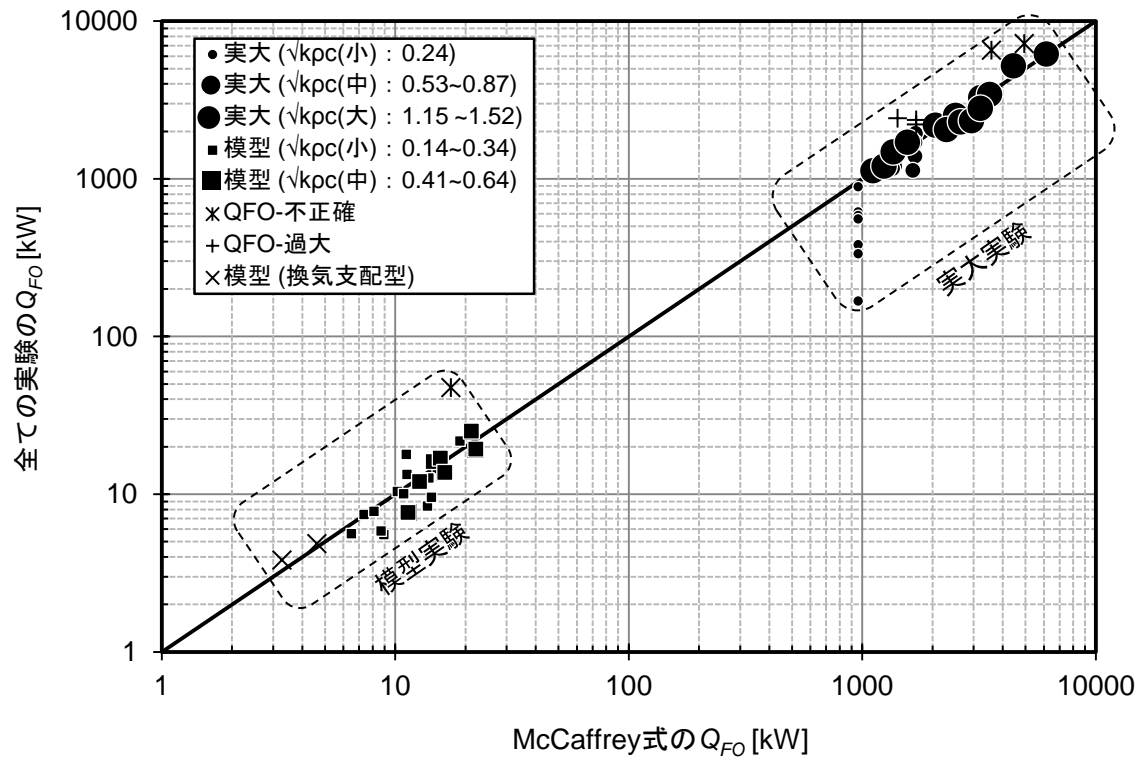


図3.32 McCaffreyの予測式と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

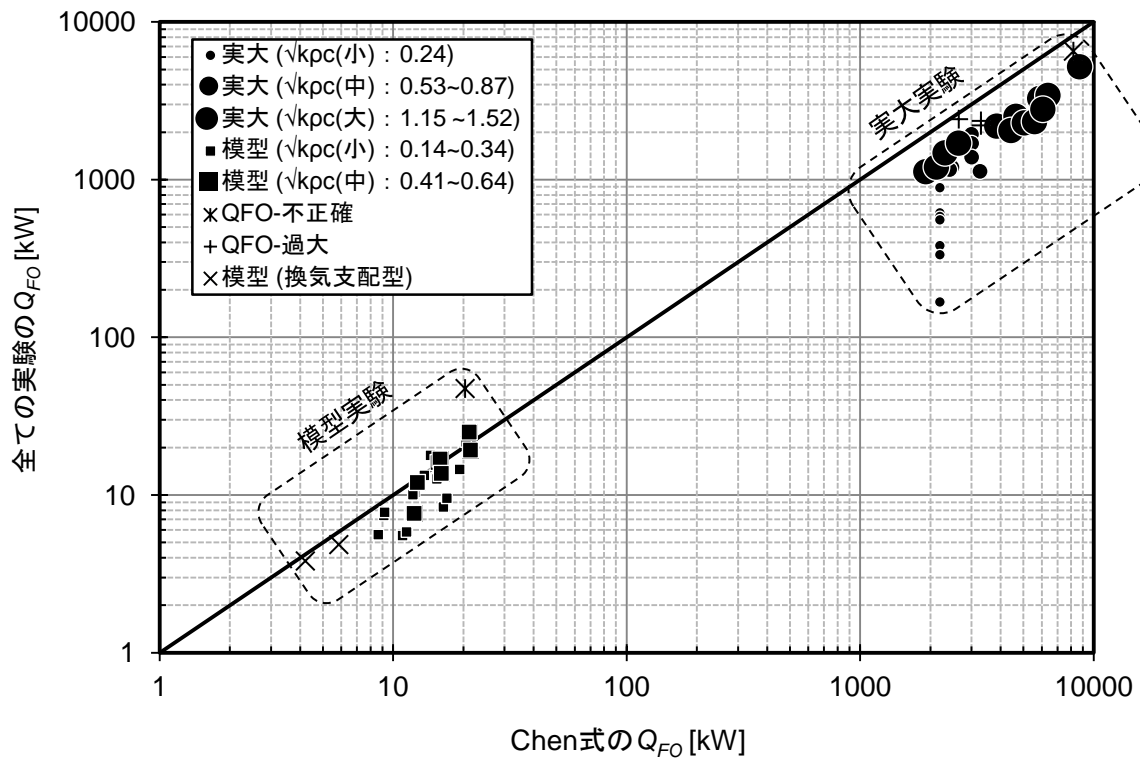


図3.33 Chenの予測式と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

3. 4. 4. 設計用予測式の作成

設計用予測式を作成するためには割り引いて考える必要がある。どこまで割り引くかは任意性があるが、本研究では95%タイル値を選ぶ。従って、図3.27の実験データ（58個）のうち95%に相当するデータ（55個）が、予測値を上回るように、予測式(3.27)の右辺の係数のみを調整する。

図3.28の Q_{FO} における、実験値と計算値との比（ $Q_{FO,meas}/Q_{FO,calc}$ ）を計算して、95%に該当するデータの比（ ≈ 0.65 ）を予測式(3.27)の各係数に適用すると、次式を得られる。

$$Q_{FO} = 7.22(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07} + 39(A\sqrt{H})^{0.45} \quad (3.29)$$

図3.34に既往の実験の $(\sqrt{k\rho c A_T})^{1.07}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ と $Q_{FO}/(A\sqrt{H})^{0.45}$ の関係を示して、設計用予測式(3.29)と実験データを比較する。図の中の実線は予測式(3.29)で、プロットされた点は既往の実験データである。

図3.34に示すように、予測式(3.27)の各係数が0.65倍小さくなることによって、全ての実験データの95%(55個)が予測値を上回ることになった。周壁材料の熱慣性が $0.5\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ 以上の実大実験の場合は、実験値より計算値が小さく、熱慣性が小さい実大実験および模型実験の場合は、予測値が実験データの下限とほぼ一致する。ただし、予測値よりF.O.発生限界発熱速度が小さな3つの実験データは、Quintiere¹⁵⁾とChen^{7,8)}の模型実験である。

図3.35に既往の実験データと予測式(3.29)の Q_{FO} を示す。予測式(3.29)がほとんど（=95%）の実験データの下限に設定され、実験データが予測値を上回ることになった。

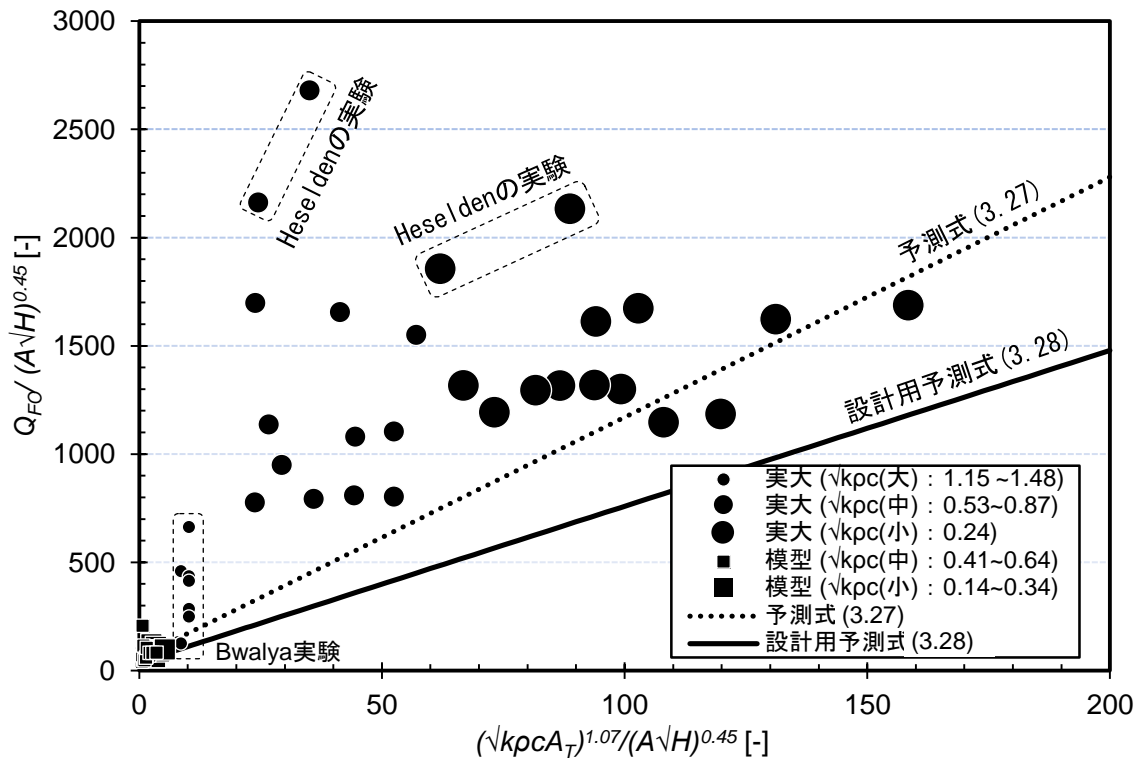


図3.34 予測式(3.27)の右辺の各係数の補正

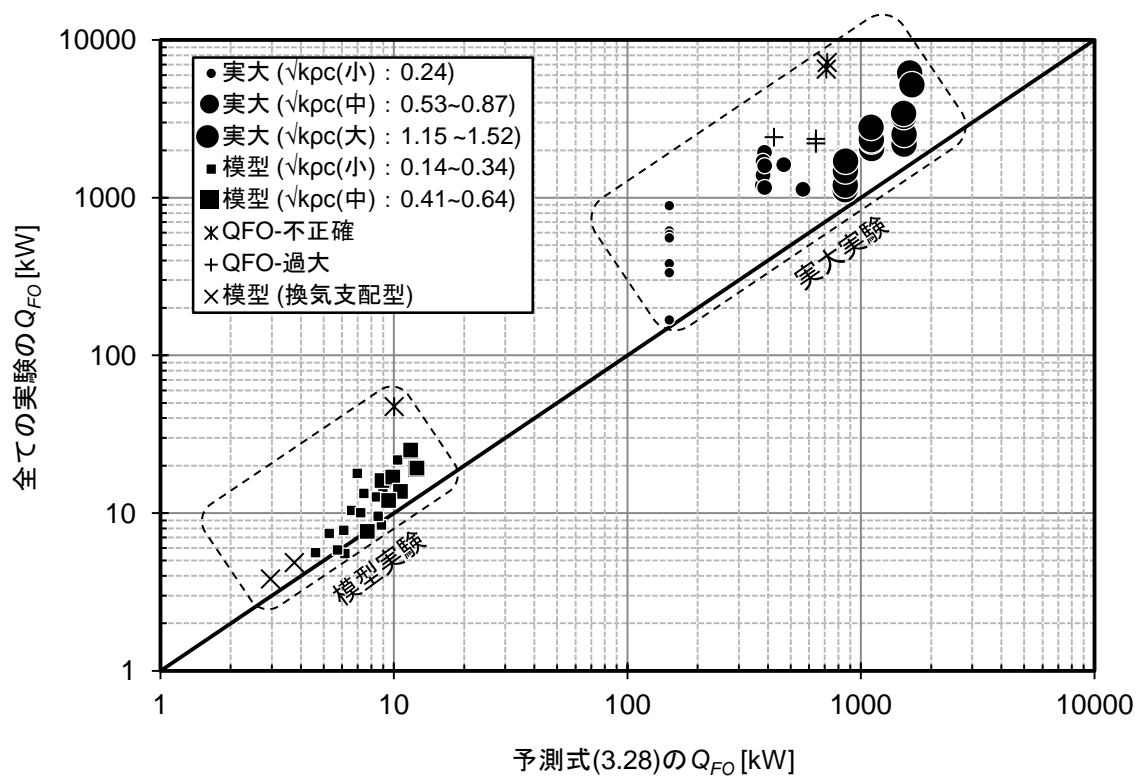


図3.35 予測式(3.29)と全ての実験データのF.O.発生限界発熱速度の比較

3. 4. 5. フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式のまとめ

本章で導出したF.O.発生限界発熱速度の予測式と全ての実験データを比較した結果を表3.9に示す。

予測式(3.23)は、 t_{FO} を含んだ予測式に数値計算からの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ との相関を適用し導いた予測式である。この予測式は、実大実験データ群の中央とほぼ一致したが、室の周壁材料の熱慣性が小さな実大実験データと全ての模型実験データより予測式が過大に計算され、一致が良くない。

予測式(3.27)は、 t_{FO} を含んだ予測式に実験データからの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c A_T}$ との相関を適用して、模型実験データとの一致を向上させるため、第二項の係数のみを少し小さく調節した予測式である。この予測式は、全ての実大実験データ群の下限に設定されているが、全ての模型実験データ群の中央とほぼ一致する。

予測式(3.29)は、全ての実験データの95%が予測値を上回るように、式(3.27)の係数のみを補正した予測式である。この予測式は、全ての実験データ群の下限とほぼ一致するが、周壁材料の熱慣性が大きな実大実験データよりも小さい。

表3.9 本研究の予測式の適用範囲と予測精度

室の規模と熱慣性の範囲			数値計算結果から導いた予測式 (3.23)	実験データとの一致を考慮した予測式 (3.27)	設計用の予測式 (3.29)
適用範囲	実大実験 43.5~120m ²	熱慣性 (大) 1.15~1.48kWs ^{1/2} /m ² K	●	●	▼
		熱慣性 (中) 0.53~0.87kWs ^{1/2} /m ² K	●	▼	▽
		熱慣性 (小) 0.24kWs ^{1/2} /m ² K	△	▼	▼
	模型実験 0.79~1.05m ²	熱慣性 (中) 0.41~0.64kWs ^{1/2} /m ² K	△	●	▼
		熱慣性 (小) 0.14~0.34kWs ^{1/2} /m ² K	△	●	▼

- ：予測値が実験データの中央と一致
- ▼：予測値が実験データの下限と一致
- ▲：予測値が実験データの上限と一致
- ▽：予測値が実験データより小さい
- △：予測値が実験データより大きい

3. 5. 本章の結論

本章では、第2章で検討したF.O.発生限界発熱速度の予測式より精度と適用範囲が向上させた予測式を作成するため、既往の文献の実験条件よりもっと広い範囲の火災室を対象で数値計算を行った。数値計算条件として、F.O.発生の主な要因と考えられる区画室の寸法、開口寸法、発熱量密度、周壁の構成材料を変更し、その計算結果から火災室の各条件がF.O.に及ぼす影響を検討して、区画火災におけるF.O.発生を予測する簡易な予測式を作成した。

- (1) 数値計算結果から、それぞれの火災室のF.O.発生有無の境界に対する、発熱量密度と開口因子の相関式を得られた。また、その相関を $A_T/A\sqrt{H}$ に対して整理し、全ての火災室でのF.O.発生有無を予測できる臨界燃焼面積の予測式を作成した。この式を実務的な設計に使うことによって、室の用途と室の寸法を分かると、簡易に火災室のF.O.発生の有無および換気支配型または燃料支配型の火災のタイプを予測できる。
- (2) 数値計算結果から、煙層温度が600°C過ぎればF.O.が発生すると仮定し、区画室の熱収支を用いF.O.発生限界発熱速度の予測式を作成した。この式に含んだF.O.発生時間に、実験からの t_{FO} と $\sqrt{k\rho c}A_T$ の実験的相関を代入して、 $A\sqrt{H}$ との関係を模型実験とも一致するように、係数を調節し、周壁材料の熱慣性、室の寸法、開口寸法を変数にした簡易な予測式を導出した。この式の適用範囲は、実大実験の場合は室内表面積が43.5~120m²、周壁材料の熱慣性が1.15~1.48kW^s^{1/2}/m²Kの範囲で、実大実験の場合は室内表面積が0.79~1.05m²、熱慣性が0.14~0.64kW^s^{1/2}/m²Kの範囲で適用できる。また、予測式の予測精度は、標準誤差が0.15で、実大実験の場合には、McCaffrey式より精度が少し低い、適用範囲が広いので、さまざまな規模や材料で構成された全ての区画室に対して適用可能である。

【参考文献】

1. Hägglund, B., Jansson, R., and Onnermark, B., “Fire Development in Residential Rooms after Ignition from Nuclear Explosions”, FOA Report C20016-D6 (A3), Forsevarets Forskingsantalt, Stockholm, 1974
2. Babrauskas, V., “Estimating Room Flashover Potential”, *Fire Technology* 16: 94-103, 1980
3. Hägglund, B., “Estimating Flashover Potential in Residential Rooms”, FOA Rapport C 20369-A3, Forsvarets Forkningsanstalt, Stockholm, 1980
4. McCaffrey, B. J., Quintiere, J. G. and Harkleroad, M. F., “Estimating Room Temperatures and the Likelihood of Flashover Using Fire Data Correlations”, *Fire Technology* 17, p.98-119, 1981
5. Thomas, P., “Testing Products and Materials for their Contribution to Flashover in Room”, *Fire and Materials* 5: p.103-111, 1981
6. Babrauskas, V., “Upholstered Furniture Room Fires - Measurements, Comparison with Furniture Calorimeter Data, and Flashover Predictions”, *Journal of Fire Sciences*, vol. 2, p. 5-19, 1984
7. Chen, A., Francis, J, Dong. X. and Chen. W., “An experimental study of the rate of gas temperature rise in enclosure fires”, *Fire Safety Journal*, 46, pp. 397–405, 2011
8. Chen, A., Yang, S., Dong, X., “Studies of the combined effects of some important factors on the likelihood of flashover”, *Fire and Materials*, Volume 35, Issue 2, p.105–114, 2011
9. Peacock R. D., Peacock, R.D. and Richard. W., “Defining flashover for fire hazard calculations”, *Fire Safety Journal* 32, pp.331-345, 1999
10. Babrauskas, V., Peacock, R.D. and Reneke, P.A., “Defining flashover for fire hazard calculations:Part II”, *Fire Safety Journal* 38, pp.613-622, 2003
11. Tanaka, T., Nakamura, K., A Model for predicting smoke transport in buildings-Based on Two layer Zone Concept, Report of the building research institute, No123, Building Research institute, ministry of construction, 1989
12. Tanaka, T., An Introduction to Building Fire Safety Engineering, the Building Center of Japan, 2002
13. Building guidance division, Guideline for Performance Verification Methods of Fire Resistance and Examples, Inoue Shoin, 2001
14. Building guidance division, Guideline for Performance Verification Methods of Evacuation Safety and Examples, Inoue Shoin, 2001
15. Quintiere. J.G. McCaffrey. B.J. and Den Braven. K., Experimental and theoretical analysis of quasi-steady small-scale enclosure fires, Symposium (International) on Combustion, Volume 17, Issue 1, 1125-1137, 1979

16. Heselden, A. J. M., Smith, P. G., and Theobald, C.R., "Fires in a Large Compartment Containing Structural Steelwork, Detailed Measurements of Fire Behaviour", F.R.Note646, Fire Research Station Borehamwood, 1966
17. Holborn. B, Bishop. S, Drysdale. D. and Beard. A., Experimental and Theoretical Models of Flashover, Fire Safety Journal, vol. 21, no. 3, pp. 257-266, 1993
18. Fang, J.B. and Breese, J.N., "Fire development in residential basement rooms", (NBSIR 80-2120).Gaithersburg, MD: [US] Natl. Bur. Stand., 1980
19. Bwalya. A.C., Zalok. E., and Hadjisophocleous. G., "Design Fires for Commercial Premises-Results of Phase II", Institute for Research in Construction, National Research Council Canada, 2006

第4章

天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度の予測

第4章 天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度の予測

4. 1. 目的

建築空間内の火災では、火炎、高温の煙層、煙層に接する壁体と天井などから可燃物への放射（以下、外部放射と呼ぶ）が入射し、燃焼速度が増加する。従って、同一の可燃物であっても、自由空間での燃焼よりも発熱速度が大きくなる。また、発熱速度の増加によって区画室の煙層温度も上昇し、それに伴う外部放射がさらに増加して、可燃物の発熱速度が増加さらに増加する。このように、燃焼する可燃物への外部放射は室内での火災成長を支配する主な要因の一つであり、区画火災での燃焼性状を検討する上では無視できない。従って、周壁と天井などからの外部放射を考慮し、火源の発熱速度を精度良く予測することは非常に重要である。

既往の研究では、燃料を自由空間および周壁や天井が存在する空間内で燃焼させ、周辺からの熱フィードバックの検討が行われている。

Nasrら¹⁾は、コンクリートで構成された2m×2m×2mの区画内でヘプタンの燃焼実験を行い、燃料表面への入射熱流、室内温度、燃焼速度などを測定した。その結果、燃焼速度と室内温度は、区画内の周壁と煙層などからの外部放射の影響と流入空気量の変化に強く依存していることを明らかにした。また、実験結果から火炎温度の予測式を提案した。

Paulsenら²⁾は、室の寸法が2.4m×3.6m×2.4m、開口が0.8m×2.0mであるISO 9705 ルームコーナー試験室でヘプタンの燃焼実験を行い、自由空間の実験結果との比較により区画内の熱フィードバックの影響を検討した。実験結果からは、発熱速度は燃焼初期に急激に増加し、壁体の熱慣性に関係なく、上部層の温度上昇に応じて発熱速度が増加することを確認した。また、区画内の熱フィードバックの影響を受け、自由空間よりも燃焼速度が増加することが確認されているが、定量化には至っていない。

Kokkalaら³⁾は、12.7mmのケイ酸カルシウムボードで構成された1.0mの直径の円形の天井下の空間で、2.9kW~10.5kWの火源（天然ガス）の燃焼実験を行い、天井に衝突する火炎から天井面への放射熱流を測定した。その結果、火炎長さと火炎温度の測定値が、他の研究者から提案されていた予測式よりも大きくなることを示した。しかし、その差が発生する原因は不明である。

新谷ら⁴⁾は、自由空間と天井が存在する空間で、都市ガス13Aの燃焼実験を行って、床面への放射熱流を測定した。また、天井下の展炎を考慮した火炎長さと火炎からの放射を予測するモデルが提案されている。このモデルは、火炎の形を連続火炎高さと平均火炎高さまでの二つの円柱で、展炎する場合には連続火炎と平均火炎の展炎部分を二つの円盤で近似して、床面に対する火炎の形態係数を用い、火炎からの放射熱を計算するモデルである。ただし、この実験では、燃料としてプロパンガスを使ったので、燃焼面への外部放射による燃焼速度の増加は測定

されていない。

火源の発熱速度を計算するためには、燃料の物性値である単位質量当たりの燃焼熱と熱分解潜熱（液体燃料では気化熱）が必要である。燃料の物性値は燃料によって異なり、SFPEハンドブックを始めとする文献⁵⁻⁷⁾に記述されている。しかし、建築火災では、色々な材料が可燃物として想定される。文献には、代表的な物質の物性値のみ記述されているので、実際の可燃物の物性値については、燃焼実験から得ることを基本とする必要がある。

本章では、自由空間ならびに天井下空間において、潤滑油の燃焼実験を行って、天井高さによる燃焼性状を調べる。また、自由空間の燃焼実験から燃料の物性値を抽出する方法について検討する。また、自由空間および天井が存在する場合の火炎長さに対する既往の提案式の適用性を検討する。さらに、新谷らによって提案された天井下の展炎を考慮した火炎の放射予測モデルに修正を加えて、天井下の火炎とその火炎に接する天井部から可燃物へ入射する熱流および発熱速度を予測するモデルを作成する。このモデルに実験の条件を適用し、天井高さによる燃焼性状の実験値と計算値を比較して、予測モデルの有効性を検討する。

4. 2. 既往のモデル

4. 2. 1. 火炎長さの予測モデル

火炎長さを求める方法については、既往の研究者によって発熱速度と火源直径の実験的な相関から様々な予測式が提案されてきた。

長谷見ら⁸⁾は、自由空間において火源として直径が0.2m~0.5mである円形のガスバーナーを用い発熱速度を20kW~120kWの範囲で実験を行い、その実験結果から次のように無次元発熱速度と火炎直径を用い、平均火炎長さ $L_{m,free}$ [m]と連続火炎長さ $L_{c,free}$ [m]の予測式を作成した。

$$L_{m,free} = \begin{cases} 3.4Q_D^{*2/3}D & (Q_D^* \leq 1) \\ 3.4Q_D^{*2/5}D & (Q_D^* > 1) \end{cases} \quad (4.1)$$

$$L_{c,free} = 0.53L_{m,free} \quad (4.2)$$

ここで、 D [m]は火源直径、 Q_D^* [-]は無次元発熱速度 ($= Q/1116D^{5/2}$) である。

Heskestadら⁹⁾は、自由空間で行った自身の実験データと他の研究者の実験データを用い、次式を導出した。

$$L_{m,free} = 0.23Q^{2/5} - 1.02D \quad (4.3)$$

Heskestadの自身の実験⁹⁾は、直径が0.1m、0.2m、0.3m、0.5mであるガスバーナーを使用して、発熱速度はバーナーの直径によって変更した。また、他の実験データとしては、火源直径が0.051m、0.102m、0.279mで、ガス燃料を使ったVienneauとMcGuireの実験データ^{10,11)}、火源直径が0.102m、0.279mである木材クリップを使ったBlock¹²⁾の実験データ、火源直径が0.3m~23mであるガソリンを使ったBlinov¹³⁾のデータ、トレイの寸法が1m×1m ~ 10m×10mで、JP-4 fuelを使用したHägglund¹⁴⁾のデータである。

McCaffreyら¹⁹⁾は、様々な実験から火炎の中心軸上の温度を測定し、火炎軸上の温度の予測式を提案した。この式によれば、火源の発熱速度が異なっても、 $z/Q^{2/5}$ を共通の指標として、火炎領域を連続火炎域、間欠火炎域、浮力プルーム域の3つに分類することができる。

$$\Delta T = \begin{cases} 800 & (z/Q^{2/5} < 0.08) & : \text{連続火炎域} \\ 64(z/Q^{2/5})^{-1} & (0.08 \leq z/Q^{2/5} < 0.2) & : \text{間欠火炎域} \\ 21.9(z/Q^{2/5})^{-5/3} & (0.2 \leq z/Q^{2/5}) & : \text{浮力プルーム域} \end{cases} \quad (4.4)$$

ここで、 z [m]は温度を測定した火炎軸上の高さ、 Q [kW]は発熱速度である。McCaffreyらが提案した相関式(4.4)における、3つの領域から火炎長さ z [m]について整理すると、次式となる。

$$z = \begin{cases} 0.08Q^{2/5} & : \text{連続火炎長さ } (L_{c,free}) \\ 0.128Q^{2/5} & : \text{平均火炎長さ } (L_{m,free}) \end{cases} \quad (4.5)$$

ただし、間欠火炎域の ΔT の範囲は800K~360Kであるが、平均火炎長さにおいて500Kを適用した。

火源の直径が0.1mと0.5mの場合、長谷見式、Heskestad式、McCaffrey式から求めた火炎長さの計算値を図4.1に示す。図4.1に示すように、火源の直径が小さく、発熱速度が大きくなるほど、火炎長さも大きくなる。火源の直径が0.1mの場合、Heskestad式の計算値が長谷見式の計算値より約1.1倍大きくなるが、火源の直径が0.5mで大きくなると、長谷見式の計算値がHeskestad式の計算値より約1.2倍大きくなる。長谷見式の場合、無次元発熱速度 Q_D^* が1より小さい場合には、火源直径が小さくなるほど火炎長さが高くなるが、 Q_D^* が1より大きい場合には、火炎長さに及ぼす火源直径の影響はない。McCaffrey式の計算値は、他の式より過小となる。

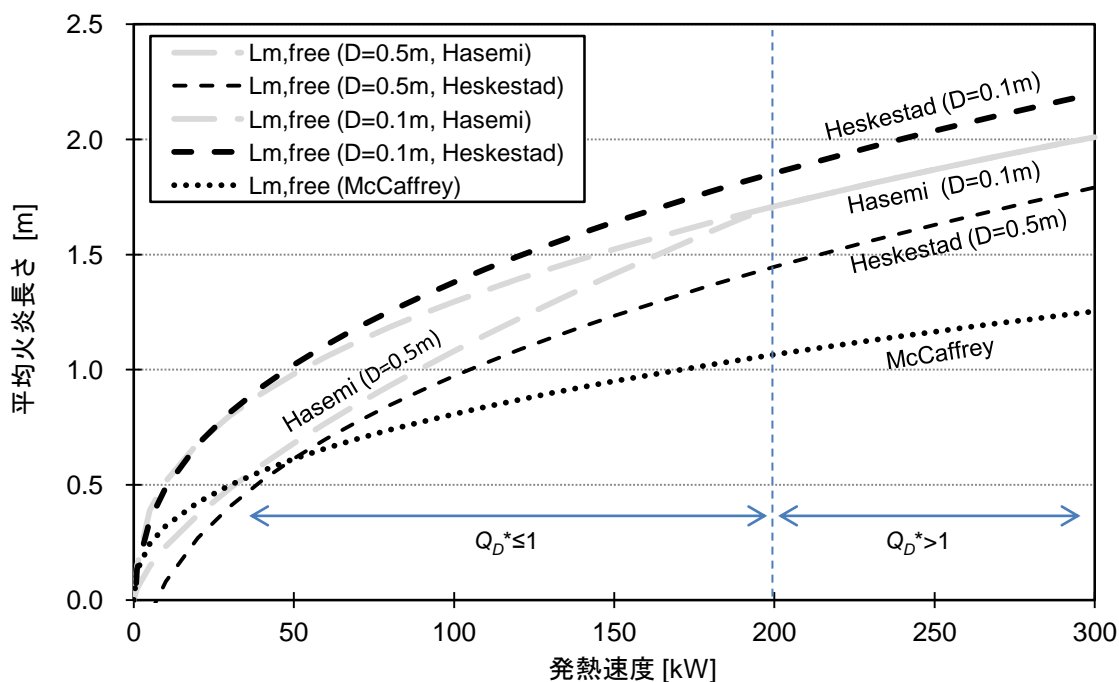


図4.1 長谷見、Heskestad、McCaffreyの予測式の比較

火炎が大きくなって天井に衝突すると、水平方向に展炎する。展炎長さについては、いくつかの予測式が提案されている。

Feathら¹⁷⁾は、天井が存在する空間の実験として、9.5mm厚さの銅版をFiberfrax Lo-Con Blanketで覆った660mm×660mmの正方形の天井を使用した。また、天井の高さは、58mm~940mmの範囲で変更した。火源は円筒形で、液体メタノール、エタノール、プロパンなどを用いた。その結果から水平方向への展炎長さの予測式を提案した。

$$L_m = 0.5D \left((L_{m,free} - H) / D \right) + H \quad (4.6)$$

ここで、 L_m [m]は展炎するときの平均火炎長さの全長、 H [m]は天井高さである。

横林ら¹⁸⁾は、1.82m×1.82mの正方形の厚さ12mmの無繊維維板を2重にした天井を設置して展炎長さを測定した。天井高さは、0.4m~1.2mの範囲で、実験ごとに変更した。火源は、直径0.3m、0.5mの円形と1辺1.0mの正方形の拡散型バーナーで、燃料はプロパンを使用した。その実験から、天井に接炎した火炎長さについて次式を導出した。

$$L_m = 2.58Q_{DH}^{*2/5} H \quad (4.7)$$

ここで、 L_m [m]は平均火炎の全長、 H [m]は天井の高さ、 Q_{DH}^* [-]は無次元発熱速度（= $Q/1116DH^{3/2}$ ）である。また、展炎時の連続火炎の長さ L_c [m]は、既往の実験結果⁴⁾によって次式となる。

$$L_c = 0.6L_m \quad (4.8)$$

4. 2. 2. 天井下の展炎を考慮した火炎からの放射熱流の予測モデル

天井下の展炎を考慮した火炎の放射予測モデルは、新谷ら⁴⁾により提案されている。新谷の天井下の火炎からの放射予測モデルの計算流れを図4.2に示す。

天井下に火炎が存在する場合、火炎が天井に展炎しない時は長谷見ら⁸⁾の式、展炎する時は横林ら¹⁷⁾の式を用いて火炎長さを求めている。図4.3に示すように、火炎の形を連続火炎高と平均火炎高さまでの二つの円柱で、さらに、展炎する場合には連続火炎と平均火炎の各々について、展炎部分を二つの円盤で近似し、それぞれの火炎の表面積を求める。また、それぞれの火炎の表面からの放射率と床面に対する形態係数を計算する。

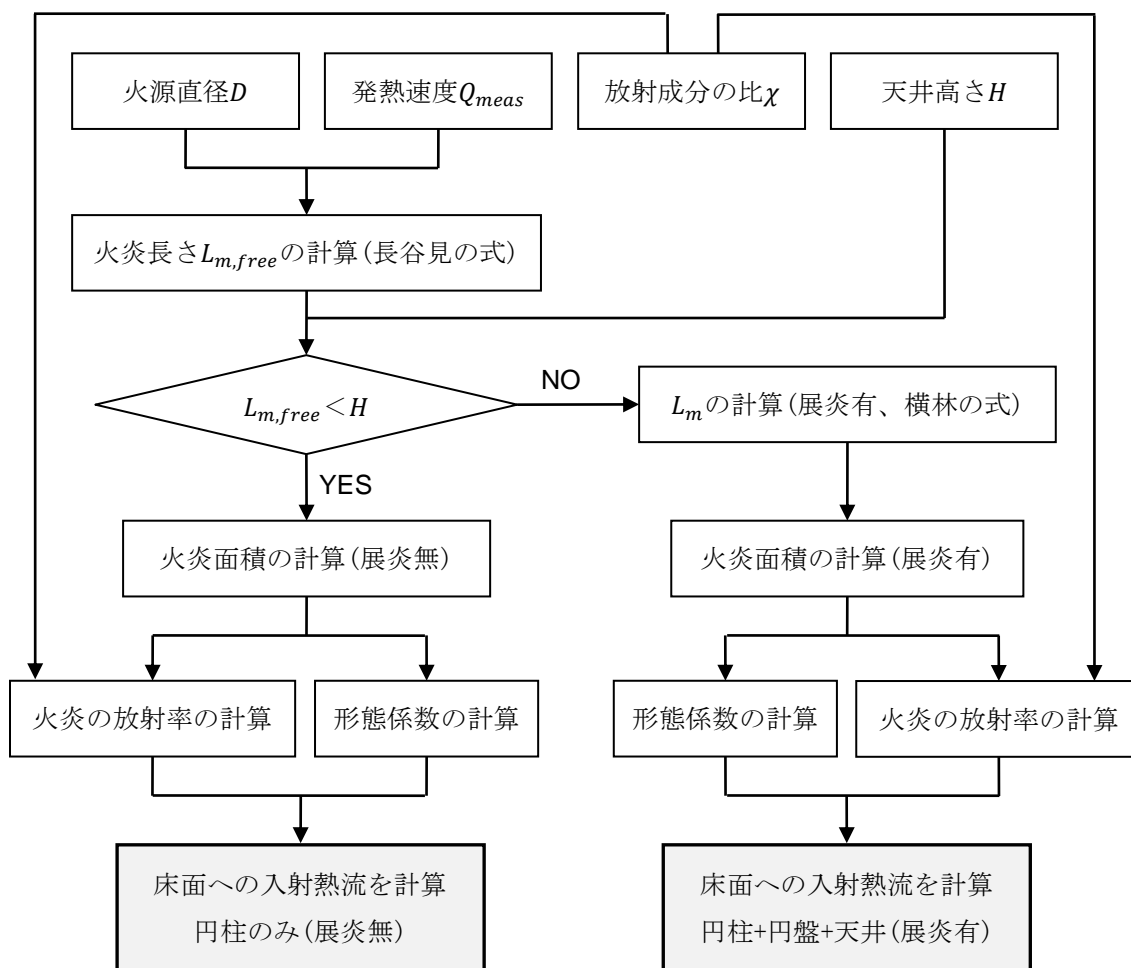


図4.2 新谷モデルの計算の流れ

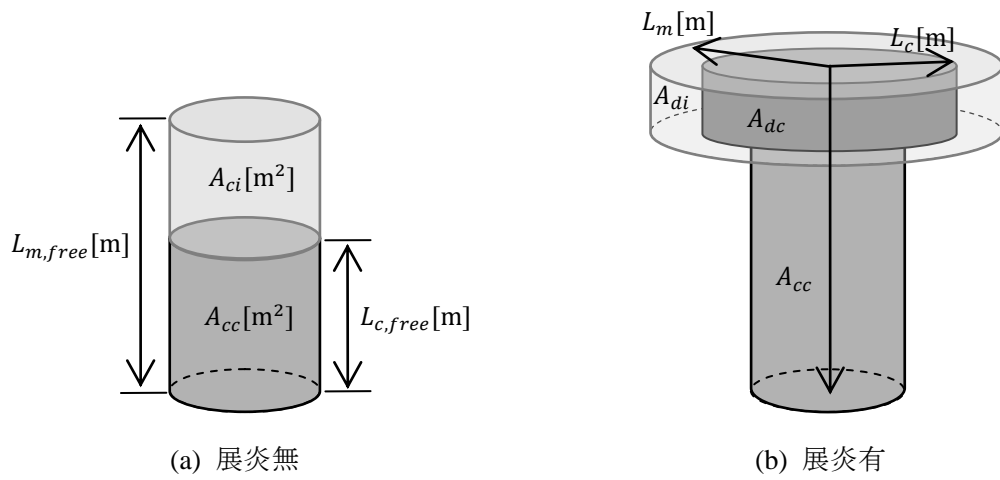


図4.3 火炎の形状

図4.4に示すように、天井下の展炎を考慮した火炎からの放射熱流は、円柱領域の火炎と円盤領域の火炎および火炎が接する天井部分からの放射熱流の和とした。

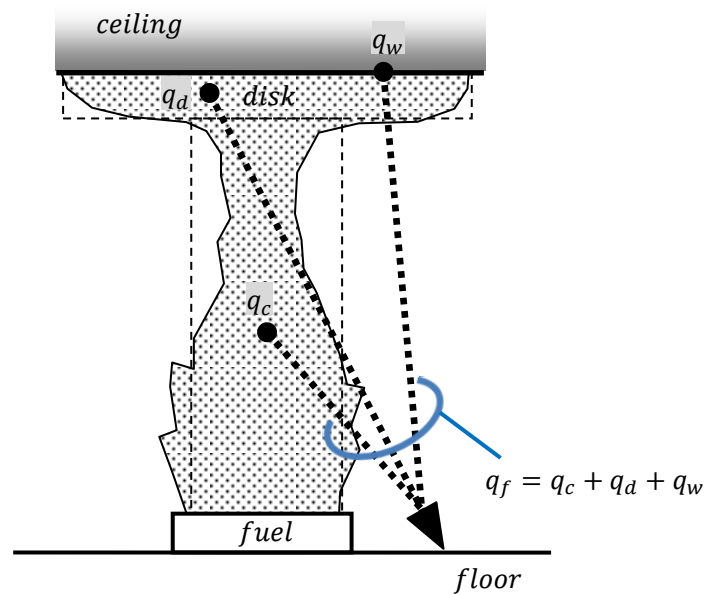


図4.4 天井下の火炎からの放射

4. 3. 天井下の火源の発熱速度の計算方法

4. 3. 1. 計算の流れ

新谷ら⁴⁾の天井下の展炎を考慮した火炎からの放射予測モデルは、火源の直径、天井高さ、発熱速度から火炎の形状を求めて、火炎表面の温度と放射率から火源以外の床面への入射熱流を求めるものである。火源から周辺の可燃物への延焼を考慮するためのものであり、燃料の燃焼面への熱フィードバックを考慮するものではない。そのため、本章では、既往の火炎長さの予測式と新谷らのモデルを参照し、火炎の形状と火炎から燃料の燃焼面への放射熱流を計算する。また、自由空間の燃焼実験から燃料の物性値を推定し、天井高さによる火源の発熱速度までの計算する方法を検討する。

天井下の火源の発熱速度の計算方法の流れを図4.5に示す。新谷らのモデルから変更および追加された部分は、灰色ボックスで区別して示している。図4.5に示すように、本章のモデルでは、火炎長さを予測する既往の様々な方法を適用して、比較している。火炎の放射率を求める方法は、新谷モデルを参照する。さらに、自由空間の燃焼実験から燃料の燃焼熱と気化熱の比を推定して、その燃料の物性値と、天井及び火炎から可燃物の燃焼面への入射熱流の計算値を用い、火源の発熱速度まで計算する。

4. 3. 2. 火炎の形状の計算

新谷らのモデルでは、火炎が天井に届かない場合は、自由空間での火炎とみなして、火炎長さを長谷見の式を用い計算する。しかし、火炎長さの測定値と予測値の一致を検討するため、本章のモデルでは、長谷見の式(4.1)とHeskestadの式(4.3)、McCaffreyの式(4.5)を全て適用する。また、火炎が成長して天井に衝突した時は、Faethの式(4.6)または横林の式(4.7)を用いて火炎長さを計算する。

新谷らのモデルと同様に、火炎の形を連続火炎と平均火炎の二つの領域に分けて、それぞれを二つの円柱と二つの円盤で近似する。火炎長さと火源直径から、それぞれの火炎の表面積は幾何的に計算される。

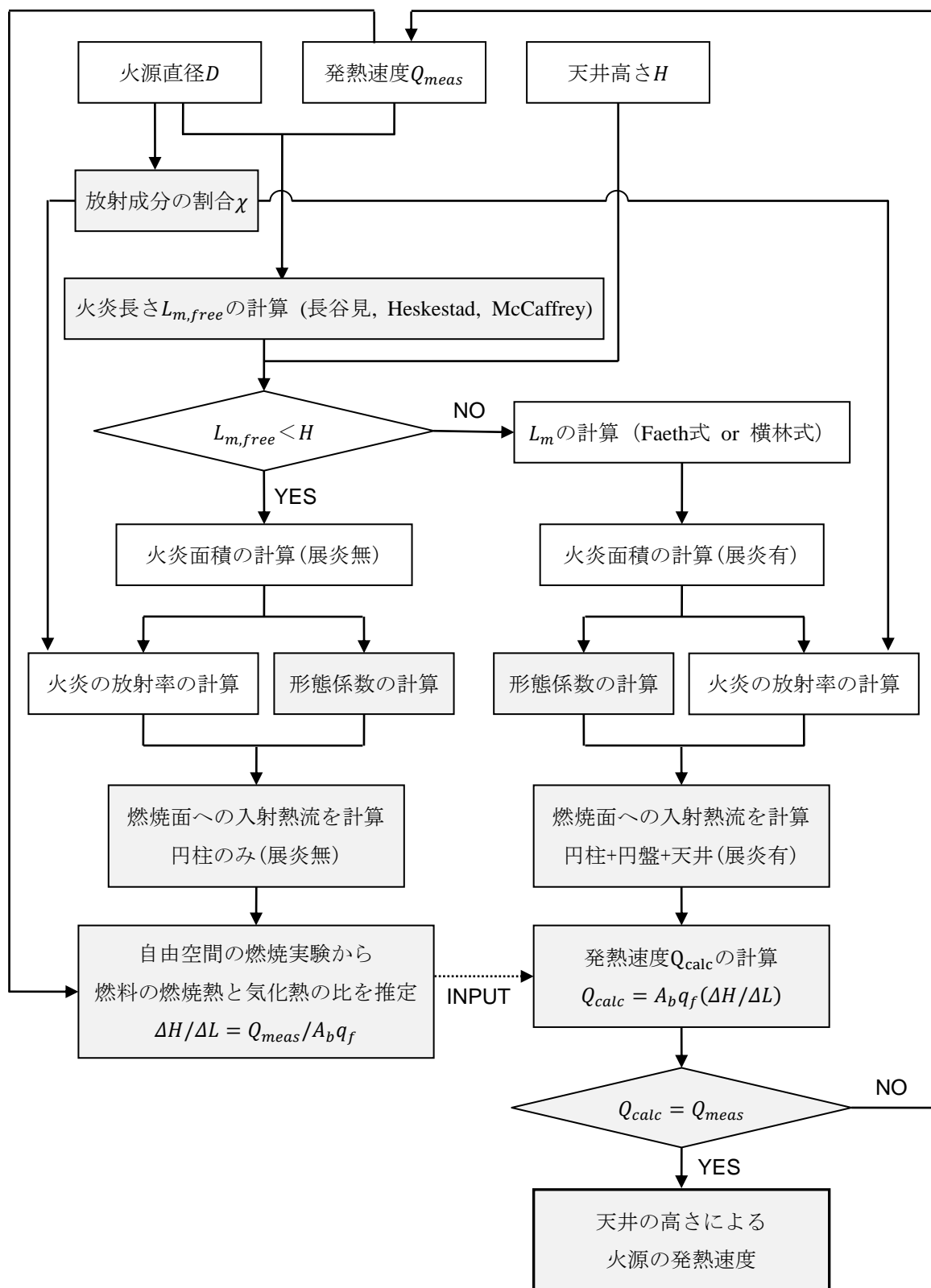


図4.5 天井下の火源の発熱速度の予測計算の手順

4. 3. 3. 火炎の放射率の計算

新谷らのモデルでは、発熱速度のうち放射で放散する成分が火炎表面から射出される放射熱流と等しいと仮定し、次式で円柱火炎の放射率 ε_c [-]を計算した。

$$\varepsilon_c = \chi Q / (A_{cc} E_{cc} + A_{ci} E_{ci}) \quad (4.9)$$

ここで、 A_{cc} [m^2]は円柱領域のうちの連続火炎の表面積、 A_{ci} [m^2]は円柱領域のうちの間欠火炎の表面積、 E_{cc} [kW/m^2]は円柱領域の連続火炎の放射発散度 ($= \sigma T_f^4 = 5.67 \times 10^{-11} \times (820 + 273)^4 = 81 \text{kW}/\text{m}^2$)、 E_{ci} [kW/m^2]は円柱領域の間欠火炎の放射発散度 ($= \sigma T_f^4 = 5.67 \times 10^{-11} \times (704 + 273)^4 = 52 \text{kW}/\text{m}^2$)である。ただし、それぞれの領域の火炎の温度 T_f は、McCafferyら¹⁹⁾の実験的な相関によって既知である。

式(4.9)の右辺の火源の発熱速度のうち放射成分の割合 χ [-]は、既往のさまざまな実験結果から0.3~0.4の値を適用するケースが多いが、ここではMcGrattanら²⁰⁾の提案式を適用し、火源直径 D [m]から χ を計算する。

$$\chi = 0.35 \exp(-0.05D) \quad (4.10)$$

天井下に展炎する場合には、円盤で近似した火炎表面の放射射出量が、自由空間とみなしたときの火炎のうち天井以上の部分に該当する部分からの放射射出量と等しいと仮定して、円盤部分の放射率を計算する。

$$\varepsilon_d = \frac{\varepsilon_c (A_{cc}^* E_{cc} + A_{ci}^* E_{ci})}{(A_{dc} E_{dc} + A_{di} E_{di})} \quad (4.11)$$

ここで、 A_{cc}^* [m^2]は高さ0.9H以上の円柱領域の連続火炎の表面積、 A_{ci}^* [m^2]は0.9H以上の円柱領域の間欠火炎の表面積、 A_{dc} [m^2]は円盤領域の連続火炎の表面積、 A_{di} [m^2]は円盤領域の間欠火炎の表面積、 E_{dc} [kW/m^2]は円盤領域の連続火炎の放射発散度 ($= 81 \text{kW}/\text{m}^2$)、 E_{di} [kW/m^2]は円盤領域の間欠火炎の放射発散度 ($= \sigma T_f^4 = 5.67 \times 10^{-11} \times (687 + 273)^4 = 48 \text{kW}/\text{m}^2$)である。

4. 3. 4. 燃料の燃焼面への入射熱流の計算

天井下の火炎から可燃物の燃焼面へ入射する熱流 q_f [kW/m²]の計算は、新谷らの方法を参照して、受熱面の位置を変更して求めた。図4.6に示すように、火炎のそれぞれの部分から受熱面への形態係数を求め、火炎の円柱領域からの放射熱流 q_c [kW/m²]と円盤領域からの放射熱流 q_d [kW/m²]、火炎が接する天井部分からの放射熱流 q_w [kW/m²]を合計して、可燃物の燃焼面への放射熱流を計算する。

$$\begin{aligned}
 q_f = & \varepsilon_c E_{cc} F_{cc} + (1 - \varepsilon_c) \varepsilon_c E_{ci} F_{ci} \\
 & + (1 - \varepsilon_c) \varepsilon_d (E_{dc} F_{dc} + E_{di} F_{di}) \\
 & + (1 - \varepsilon_c) (1 - \varepsilon_d) \varepsilon_w (E_{wc} F_{dc} + E_{wi} F_{di})
 \end{aligned} \tag{4.12}$$

ここで、形態係数の計算に使用した式を表4.1に示す。受熱面が円盤の場合は、Buraczewski²¹⁾とNaraghi²²⁾の方法を使用する。

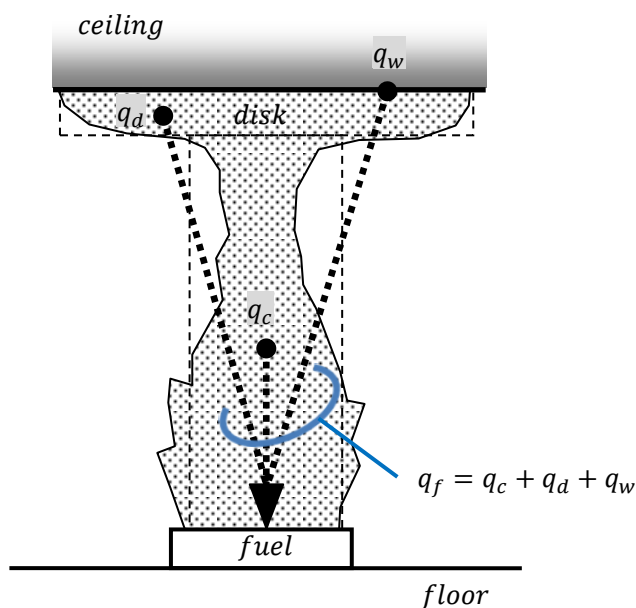
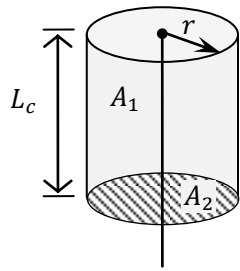
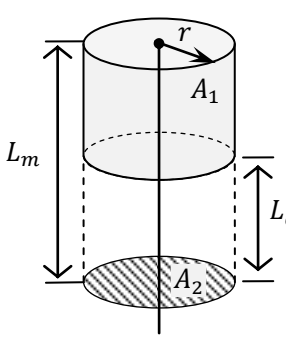
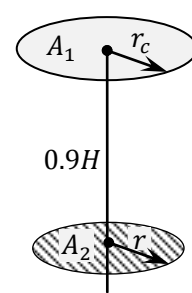
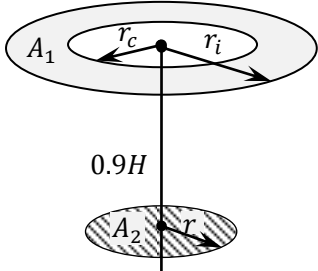


図4.6 可燃物の燃焼面へ入射する熱流の計算方法（新谷ら⁴⁾のモデルを改訂）

表4.1 受熱面（円盤）から火炎を見たときの形態係数

形態	連続火炎	間欠火炎
円柱 火炎 ²¹⁾	 $R_1 = L_c/2r$ $F_{cc} = 2R \left[\sqrt{1 + R^2} - R \right]$	 $R_1 = L_c/2r, \quad R_2 = L_m/2r$ $F_{ci} = 2R_2 \left[\sqrt{1 + R_2^2} - R_2 \right]$ $- 2R_1 \left[\sqrt{1 + R_1^2} - R_1 \right]$
円盤 火炎 ²²⁾	 $H = r/0.9H, \quad R_1 = r_c/0.9H$ $X_1 = 1 + (1 + R_1^2)/H^2$ $F_{dc} = \frac{1}{2} \left[X_1 - \{X_1^2 - 4(R_1/H)^2\}^{\frac{1}{2}} \right]$	 $H = r/0.9H$ $R_1 = r_c/0.9H, \quad R_2 = r_i/0.9H$ $X_1 = 1 + (1 + R_1^2)/H^2$ $X_2 = 1 + (1 + R_2^2)/H^2$ $F_{di} = \frac{1}{2} \left[X_2 - \{X_2^2 - 4(R_2/H)^2\}^{\frac{1}{2}} \right]$ $- \frac{1}{2} \left[X_1 - \{X_1^2 - 4(R_1/H)^2\}^{\frac{1}{2}} \right]$

4. 3. 5. 燃料の物性値と火源の発熱速度の計算

火源の発熱速度は、燃焼速度 m_b [kg/s]と可燃物の単位発熱量 ΔH [kJ/kg]が既知であれば、計算できる。燃焼速度 m_b は、燃焼面への入射熱流を単位重量あたりの熱分解潜熱（液体の場合は気化熱）で割った値($q_f/\Delta L$)となる。従って、燃焼面への入射熱流 q_f と火源の燃焼面積 A_b [m²]から、発熱速度は次式で求められる。

$$Q = m_b \Delta H = A_b q_f (\Delta H / \Delta L) \quad (4.13)$$

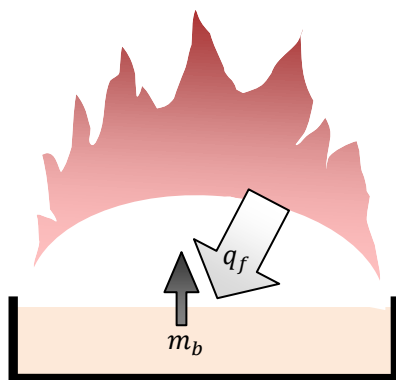


図4.7 可燃物への入射熱流と燃焼速度の関係

単位質量あたりの発熱量と熱分解潜熱の比($\Delta H/\Delta L$)は材料の物性値であり、純物質等ではハンドブック⁵⁻⁷⁾などの数値を引用できる。しかし、一般の実用的な可燃物を考えると、単位発熱量と気化熱などの物性値が不明ことが多い。そのために、自由空間での燃焼実験から燃料の物性値を推定する。式(4.13)を($\Delta H/\Delta L$)に対して整理すると、

$$(\Delta H / \Delta L) = Q / (A_b q_f) \quad (4.14)$$

となる。この式の右辺の発熱速度と燃焼面積には、自由空間において酸素消費法²³⁾による測定で求められる。これを利用して、火炎から燃料表面への放射熱流を推定すれば、燃料の燃焼熱と気化熱の比($\Delta H/\Delta L$)を求めることができる。

天井が存在する場合の火源の発熱速度は、式(4.13)に自由空間の実験から推定した燃料の物性値($\Delta H/\Delta L$)を適用して計算する。発熱速度 Q を仮定して火炎長さ等の火炎形状を設定し、火炎から燃料面へ入射する熱流束を求める。これを式(4.13)に用いて得られる発熱速度が仮定した値と一とするまで反復計算をして、最終的に収束した値が火源の発熱速度となる。

4. 4. 天井下の潤滑油の燃焼実験

4. 4. 1. 実験概要

自由空間での油火災では、火炎からの放射熱流を受けて油が蒸発して燃焼が持続する。しかし、可燃物の周辺に天井や壁が存在する場合は、周壁と火炎からの放射熱によって燃焼速度（燃料の気化速度）が増加して、燃焼がさらに激しくなる。本節では、自由空間と天井下の空間で潤滑油の燃焼試験を行い、天井高さによる燃焼性状の変化を調べた[注1]。

4. 4. 2. 実験条件

実験装置を図4.8に、実験条件一覧を表4.2に示す。実験は全て5つの条件で、天井がない自由空間での実験を1回と、天井下空間で4回の実験を実施した。case1は天井なしの自由空間、case2～case5は天井下空間で、天井高さを1.42m、0.91m、0.7m、0.49mとした。天井板は厚25mmのセラミックファイバーボードで、寸法は1200mm×1200mmである。

火皿は直径 500mm、深さ 100mm の鋼製容器で、天井の下部中央の床に設置した。燃焼物は潤滑油（モービル DTE オイルメディアム、ISO 粘度グレード 46、引火点 221℃）を使用した。この試験体の単位発熱量は、コンカロリーメーターでの測定結果では約 38.5MJ/kg である。また、潤滑油の沸点が高く、通常の方法では着火ができないので、200℃まで予熱してからガストーチで着火した。

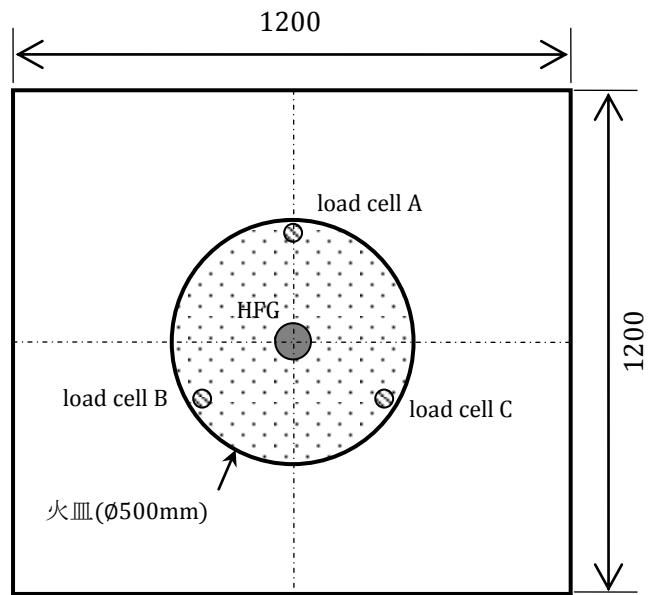
表4.2 実験条件

項目		case1	case2	case3	case4	case5
天井高さ	H [m]	天井無し	1.42	0.91	0.7	0.49
実験体重量	$mass$ [kg]	7.44	7.56	7.52	7.46	7.79

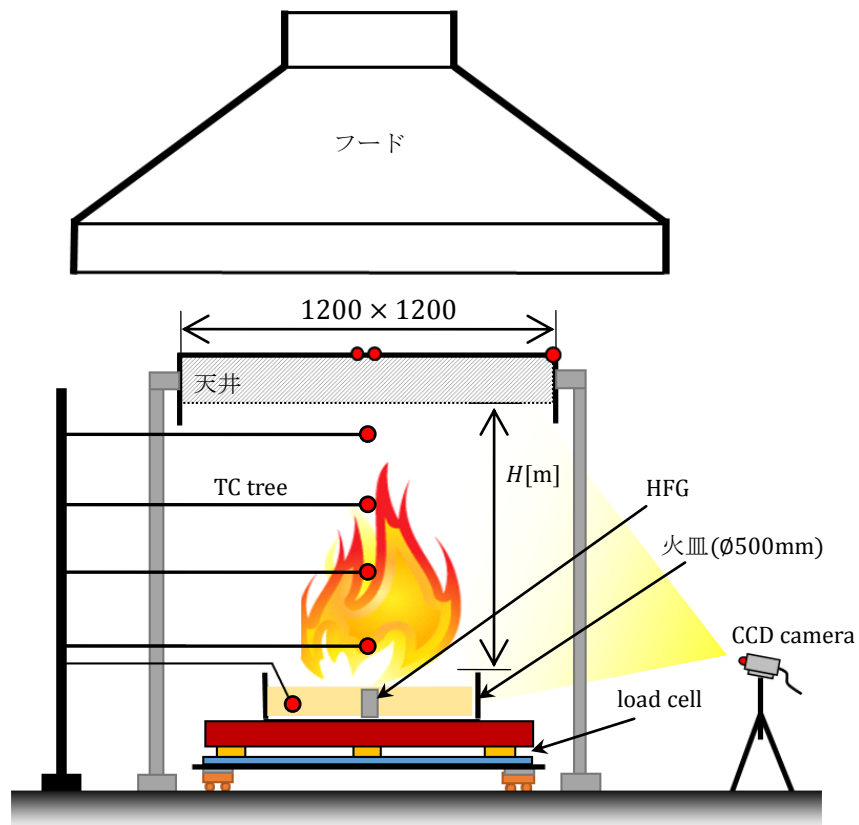
注1 本節の実験は、一般財団法人電力中央研究所と共同で実施したものである。



(a) 実験装置の写真(case2)



(b) 実験装置の平面図



(c) 実験装置の断面図

図4.8 補機油の燃焼実験装置の概要

4. 4. 3. 測定項目

火炎長さの測定のため、実験装置の側面にビデオカメラ（60fps）を2台設置して、装置の正面と天井下面を撮影した。また、各条件の火炎長さを比較するため、実験が50~60%くらい進行して燃焼が安定した段階で適切な時間帯を決めた。case1は1420秒、case2は1590秒、case3は1570秒、case4は1200秒、case5は1200秒を選んだ。選んだ時間帯で、連続する99フレームの画像を撮影したビデオから抽出して火炎長さ（天井高さ+水平方向展炎半径）を読み取った。ここで、最も高くなる瞬間の火炎の高さを「間欠火炎長さ L_i 」、火炎が存在する時間が50%となる位置に対応する高さを「平均火炎長さ L_m 」、最も低くなる瞬間の火炎の高さ「連続火炎長さ L_c 」とする。

試験体の燃焼速度（質量減少速度）を測定するため、図4.8(b)に示すように、火皿下部にロードセルを3点設置した。

火皿の内部温度、天井の温度、火炎の鉛直温度を測定するため、図4.8(c)に示すように、熱電対を火皿内部に1点、火皿の上部に4点、天井に3点設置した。

試験体の燃焼面に入射する熱流を測定するため、火皿の上面の中央に熱流計を設置して、火炎から燃焼面へ入射する熱流を測定した。

実験装置の上端に大型フードを設置して、燃焼生成ガスを集煙し、酸素消費法によって発熱速度、総発熱量を求めた。

4. 4. 4. 実験方法

潤滑油を予熱して、ガストーチで着火させることで実験を開始した。ただし、潤滑油の引火点が221°Cから着火まで時間がかかるので、データロガーとビデオカメラなどの実験装置は油を火皿に注入する前からデータを記録した。

4. 4. 5. 実験結果

4. 4. 5. 1. 火炎の形状

(1) 概要

それぞれの実験について、ビデオカメラから撮影された燃焼性状の映像から 120 秒、600 秒、1200 秒、1800 秒の画像を抽出して、表 4.3、表 4.4 に示す。

表 4.3 は、実験装置の正面を撮影したビデオカメラ (camera 1) の結果、表 4.4 は実験装置の天井下部を撮影したビデオカメラ (camera 2) の結果である。表 4.3 に示すように、全ての実験で、時間の経過によって火炎が若干大きくなる傾向が見られる。天井がない条件の case1 の場合は、着火初期には火炎長さが小さいが、600 秒以後、燃焼が 15%以上進行すると、火炎長さが徐々に増加する。また、1800 秒で燃焼が 80%くらい進行した時が、火炎長さの最大値となった。

天井高さが 1.42m である case2 では、火炎は天井に届かないので、case1 とほぼ同じ性状であった。

天井高さが 0.9m である case3 では、燃焼初期から 600 秒経過するまでは、case2 と同様に、火炎が天井に接触しない。しかし、1200 秒が経過して燃焼進行が 50%以上になると、天井下面に火炎が近接する。間欠的に火炎が天井に届く瞬間もあるが、連続火炎と平均火炎は天井に届かない。

天井高さが 0.7m である case4 では、燃焼初期の 120 秒から火炎が間欠的に天井に接触して、600 秒以後では継続的に火炎が天井に接触する。

天井高さが 0.41m の case5 では、燃焼初期から火炎が天井に接触して、平均火炎が天井端よりも大きくなる。600 秒以後では、連続火炎も天井端より大きくなり、天井に接触した火炎が天井に沿って広がって、火炎が伸張する瞬間が断続的に発生する。また、実験装置の撮影範囲を越えて奥側の天井外部に伸張しているので、火炎長さの最大値は明確には測定出来なかった。

全ての実験で約 2200 秒が経過すると、油が燃え尽きて鎮火に至る。天井が低い条件では、燃焼終了時間が短くなり、case5 の場合は、約 1900 秒に燃焼が終了した。

表4.3 case1~case5における燃焼性状 (camera 1 火炎の正面から撮影)







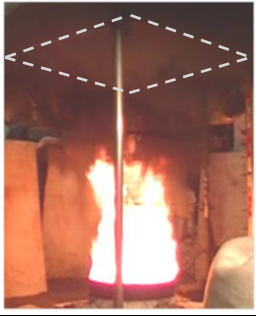
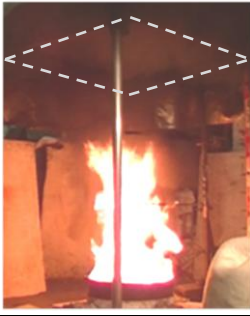

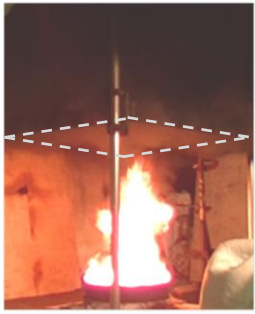
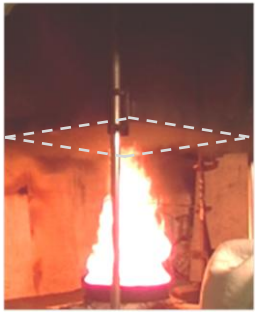
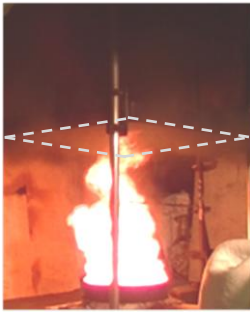

















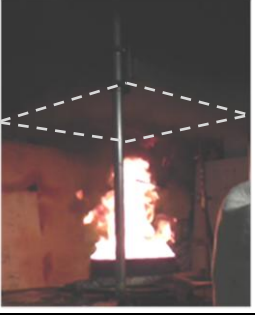
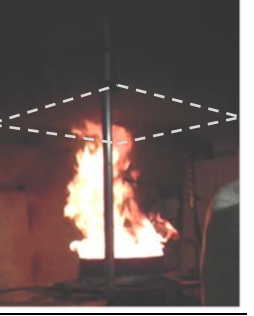




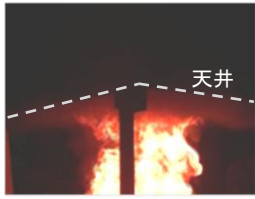
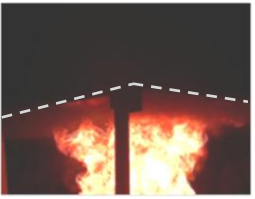
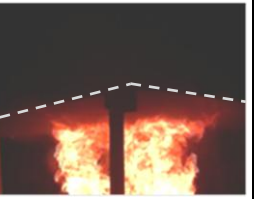
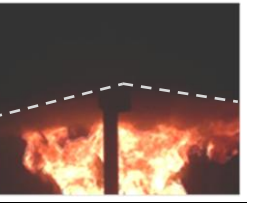
実験	時間			
	120s	600s	1200s	1800s
case1 天井なし				
case2 H=1.42m				
case3 H=0.91m				
case4 H=0.70m				
case5 H=0.49m				

表4.4 case1~case5における燃焼性状 (camera 2 天井下面を撮影)

実験	時間			
	120s	600s	1200s	1800s
case1 天井なし				
case2 H=1.42m				
case3 H=0.91m				
case4 H=0.70m				
case5 H=0.49m				

(2) case1 (天井なし)

燃焼がある程度安定した時間帯として 1420 秒を選んで火炎長さを分析した。99 フレームから読み取った連続火炎長さ、平均火炎長さ、間欠火炎長さを表 4.5 に示す。また、火炎長さの時間変動を図 4.9 に示す。平均火炎長さは、連続火炎長さの約 1.4 倍大きく、間欠火炎長さは連続火炎長さの約 2 倍大きくなる。

表 4.5 火災の形状 (case1, 1420 秒)

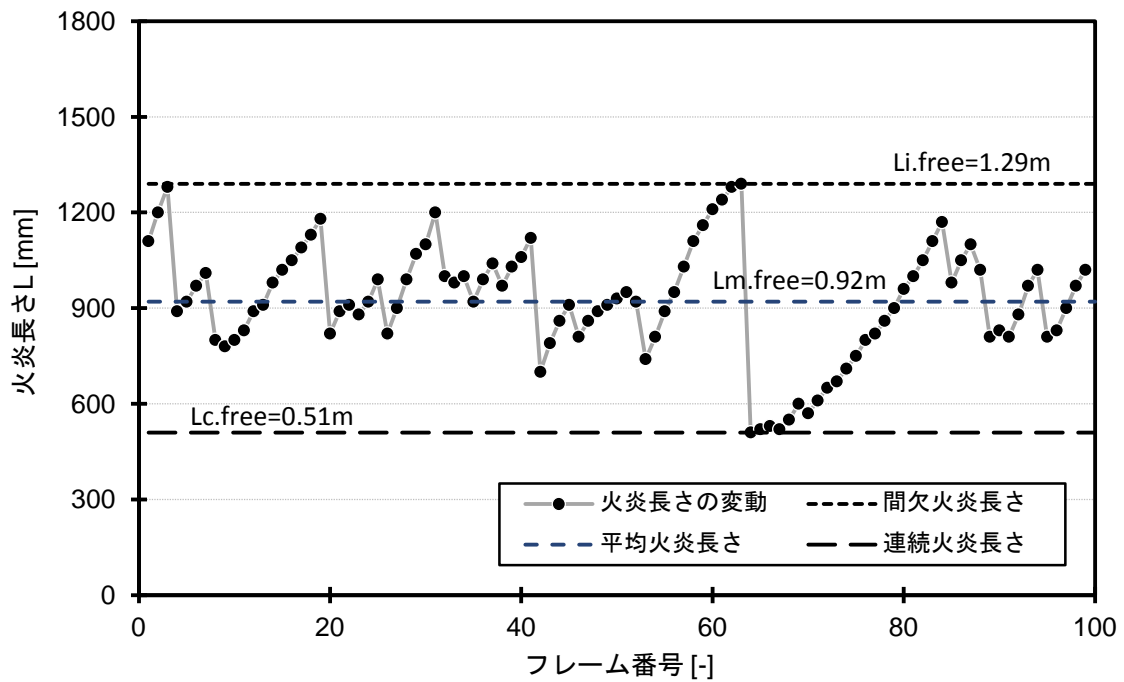
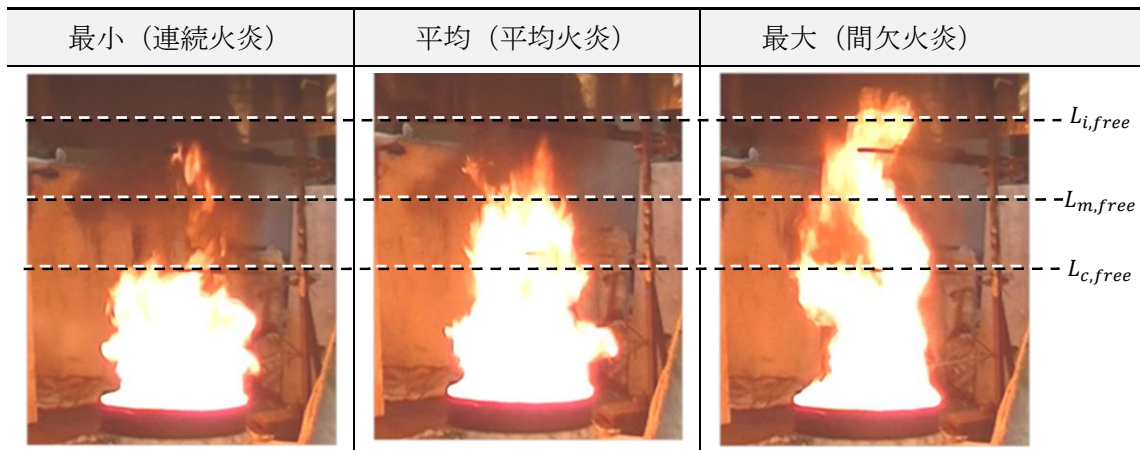


図 4.9 火炎長さの時間変動 (case1, 1420 秒)

(3) case2 (H=1.42m)

時間帯 1590 秒の 99 フレームから読み取った連続火炎長さ、平均火炎長さ、間欠火炎長さを表 4.6 に示す。また、火炎長さの時間変動を図 4.10 に示す。case2 は天井を設置したが、火炎は天井に届かず、火炎長さは平均火炎の廻りをほぼ対称に変動している。図 4.10 に示すように平均火炎長さは、連続火炎長さの約 1.5 倍大きく、間欠火炎長さは平均火炎長さの約 1.45 倍大きくなる。

表 4.6 火災の形状 (case2, 1590 秒)

最小 (連続火炎)	平均 (平均火炎)	最大 (間欠火炎)
		L_i
		L_m
		L_c

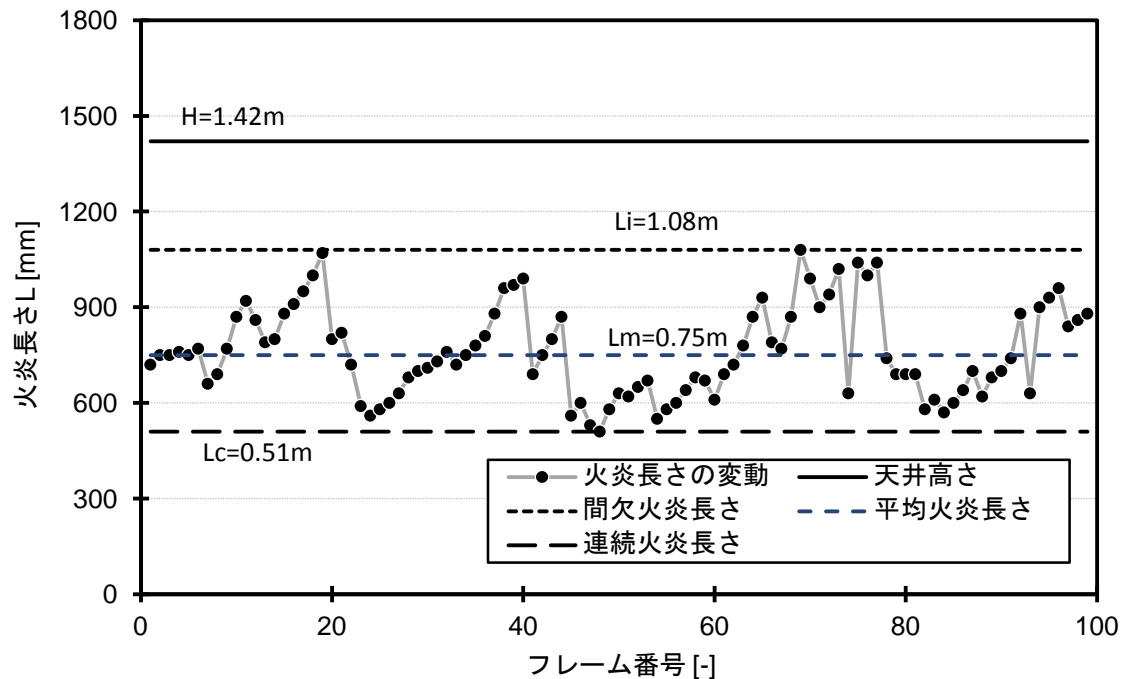


図 4.10 火炎長さの時間変動 (case2, 1590 秒)

(4) case3 (H=0.91m)

時間帯 1570 秒の 99 フレームから読み取った連続火炎長さ、平均火炎長さ、間欠火炎長さを表 4.7 に示す。また、火炎長さの時間変動を図 4.11 に示す。case3 の場合は、間欠火炎が天井に接炎するが、連続火炎と平均火炎は天井に届かない。図 4.11 に示すように平均火炎長さは、連続火炎長さの約 1.2 倍大きく、間欠火炎長さは平均火炎長さの約 1.7 倍大きくなる。

表 4.7 火炎の形状 (case3, 1570 秒)

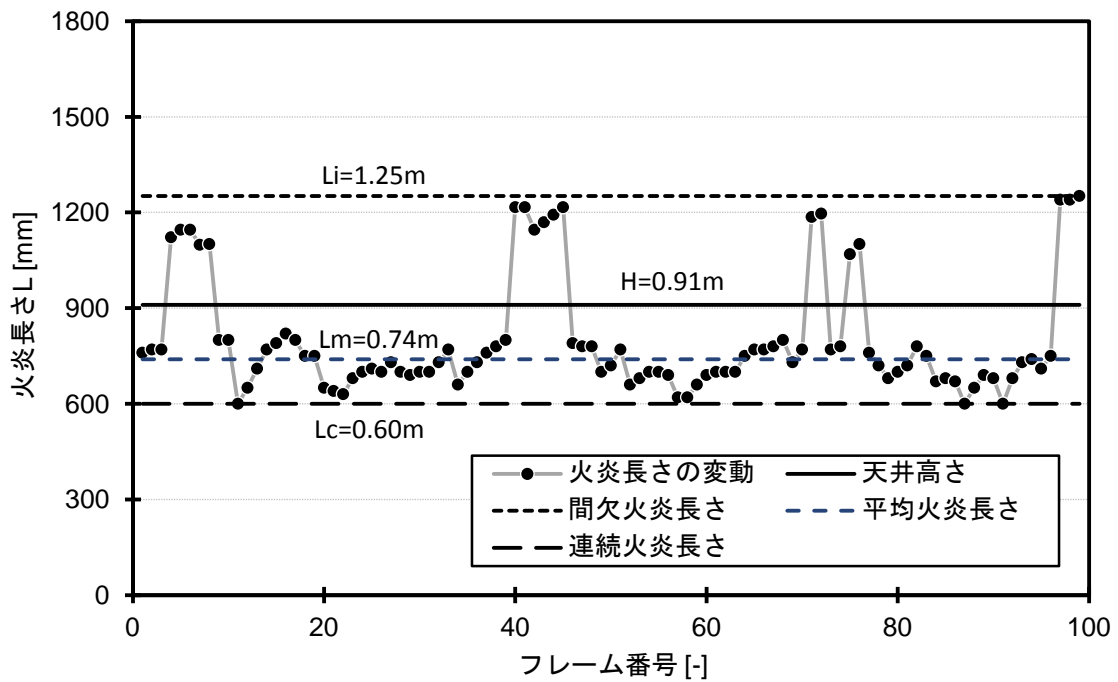
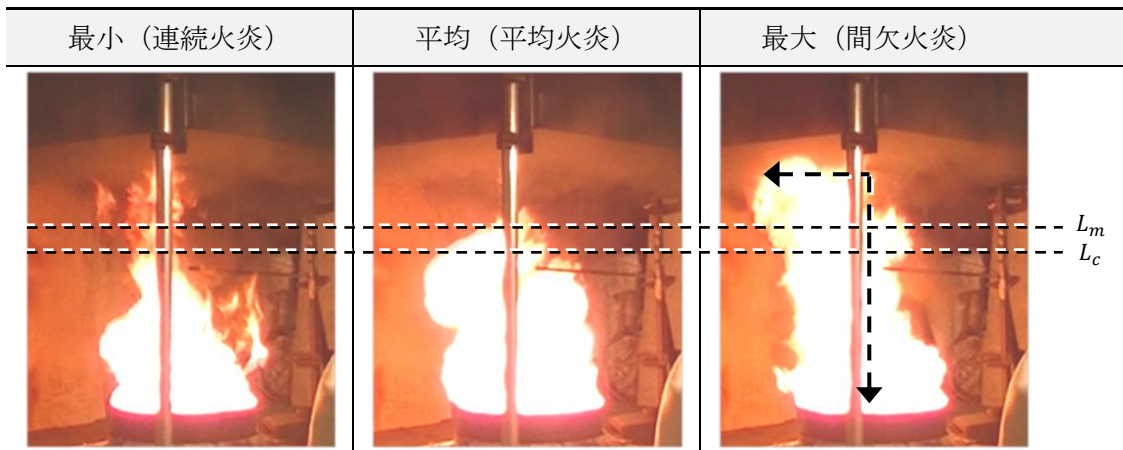


図 4.11 火炎長さの時間変動 (case3, 1570 秒)

(5) case4 (H=0.70m)

時間帯 1200 秒の 99 フレームから読み取った連続火炎長さ、平均火炎長さ、間欠火炎長さを表 4.8 に示す。また、火炎長さの時間変動を図 4.12 に示す。case4 の場合は、平均火炎と間欠火炎が天井に接炎するが、連続火炎は天井に届かない。また、火炎が天井下に接炎して伸張する期間と、天井に届かず短くなる期間とが比較的明瞭に分かれた。図 4.12 に示すように平均火炎長さは、連続火炎長さの約 1.3 倍大きく、間欠火炎長さは平均火炎長さの約 2.2 倍大きくなる。

表 4.8 火炎の形状 (case4, 1200 秒)

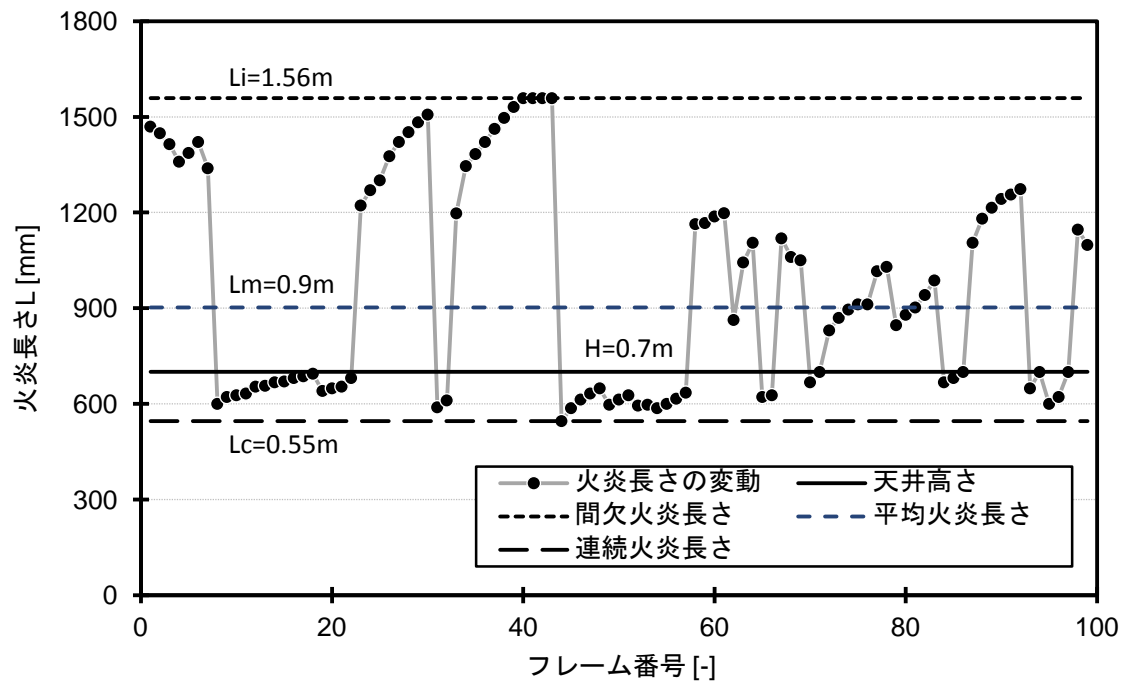
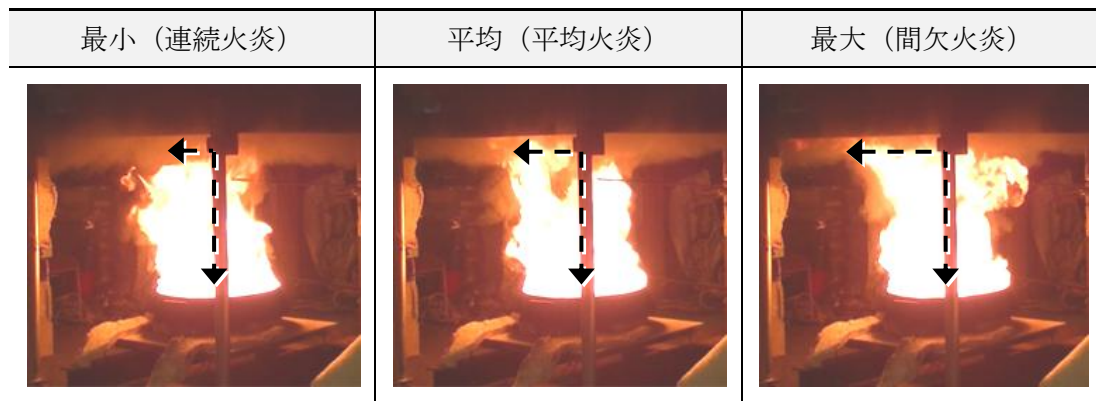





図 4.12 火炎長さの時間変動 (case4, 1200 秒)

(6) case5 (H=0.70m)

時間帯 1200 秒の 99 フレームから読み取った連続火炎長さ、平均火炎長さ、間欠火炎長さを表 4.9 に示す。また、火炎長さの時間変動を図 4.13 に示す。case5 の場合は、全ての火炎が天井に接炎する。図 4.13 に示すように平均火炎長さは、連続火炎長さの約 1.3 倍大きく、間欠火炎長さは平均火炎長さの約 1.27 倍大きくなる。

表 4.9 火炎の形状 (case5, 1200 秒)

最小 (連続火炎)	平均 (平均火炎)	最大 (間欠火炎)
		

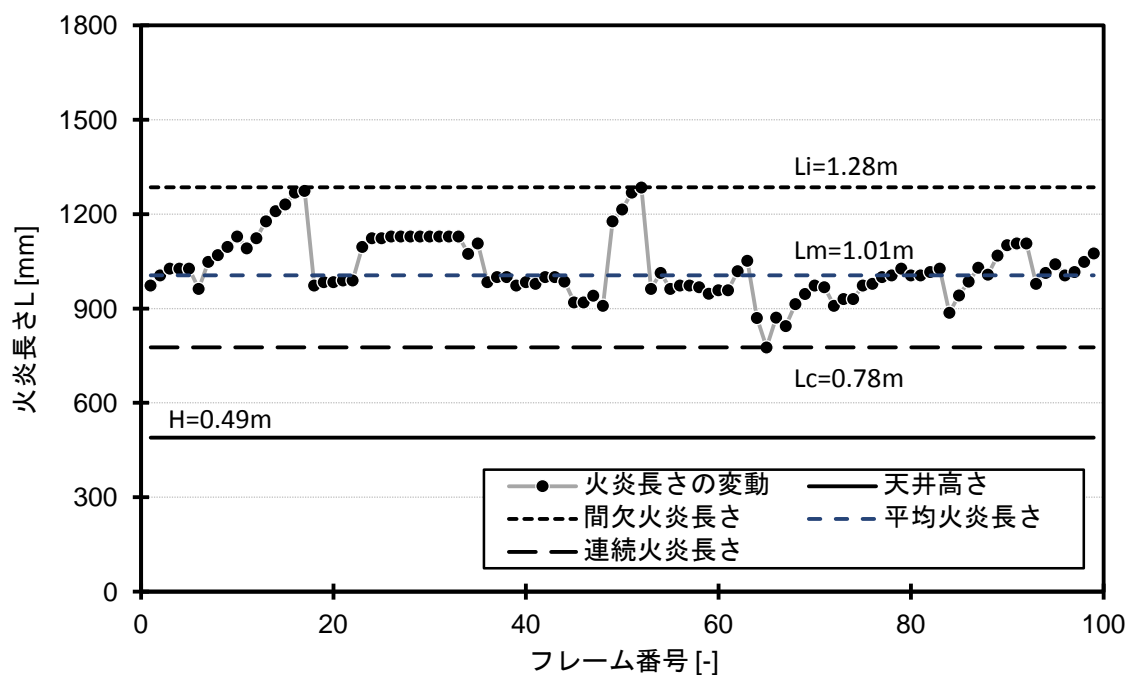


図 4.13 火炎長さの時間変動 (case5, 1200 秒)

(7) 火炎長さのまとめ

各実験での火炎長さ（火炎本体の長さ）を検討するため、それぞれの実験において選んだ時間帯の発熱速度、火炎本体の火炎長さを表 4.10 に示す。また、火炎長さの比較結果を図 4.14 に示す。若干の不確かさがあるが、天井高さが低く、天井下に展炎すると火炎が長くなる傾向にある。火炎が天井に届いていない場合は、天井がない条件の case1 の火炎長さとはほぼ一致する。従って、火炎が天井より小さい場合は天井の有無と関係なく、火炎長さはほぼ一定になることを確認した。しかし、火炎が天井に接炎すると伸びる傾向が顕著である。また、展炎する場合には、天井高さが低くなるほど、全体の火炎長さが長くなる傾向がある。

表 4.10 それぞれの実験の天井高さによる火炎長さの比較

項目		case1	case2	case3	case4	case5
天井高さ	H [m]	∞	1.42	0.91	0.70	0.49
時間	t [s]	1420	1590	1570	1200	1200
発熱速度	Q [kW]	160.9	169.1	181.0	177.2	196.6
間欠火炎長さ	L_i [m]	1.25	1.08	1.25	1.56	1.29
平均火炎長さ	L_m [m]	0.69	0.75	0.74	0.90	1.01
連続火炎長さ	L_c [m]	0.50	0.51	0.60	0.55	0.78

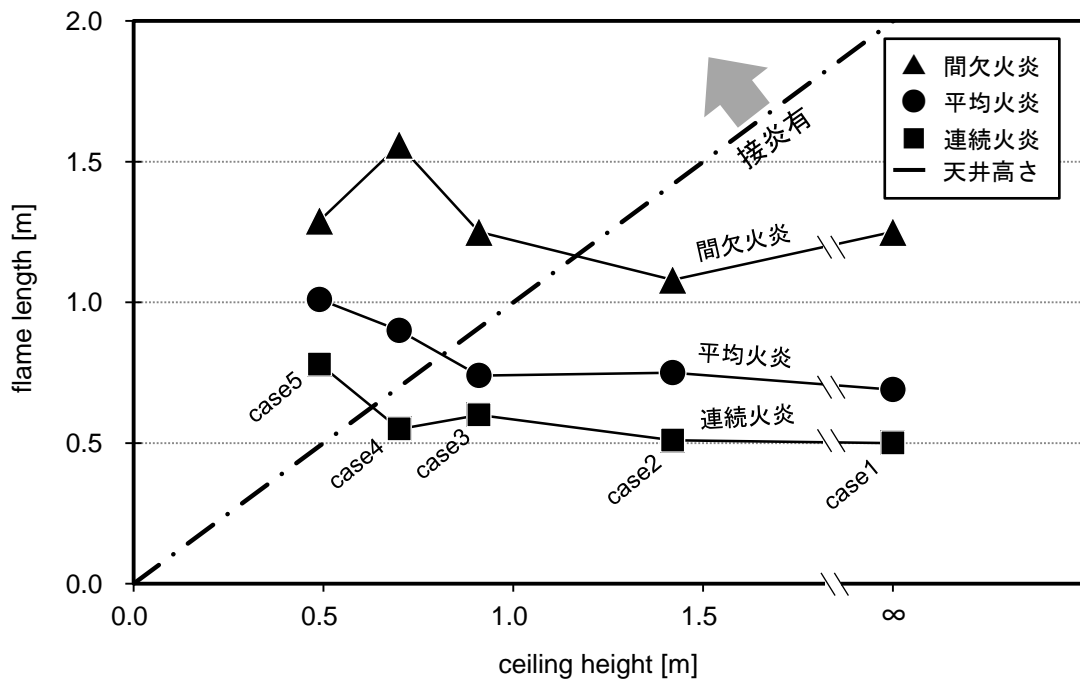


図 4.14 火炎長さと天井高さの関係

4. 4. 5. 2. 燃焼速度

ロードセルで測定した燃料の質量の時間変化を図4.15に示す。図4.15に示すように、case1の質量減少速度が一番小さく、天井が低くなる程、質量減少速度が大きくなる。ただし、case1~case3の場合は、実験の途中で熱流計の冷却水配管が破裂して、水が火皿の中に流入したのでロードセルの測定値が不確実である。

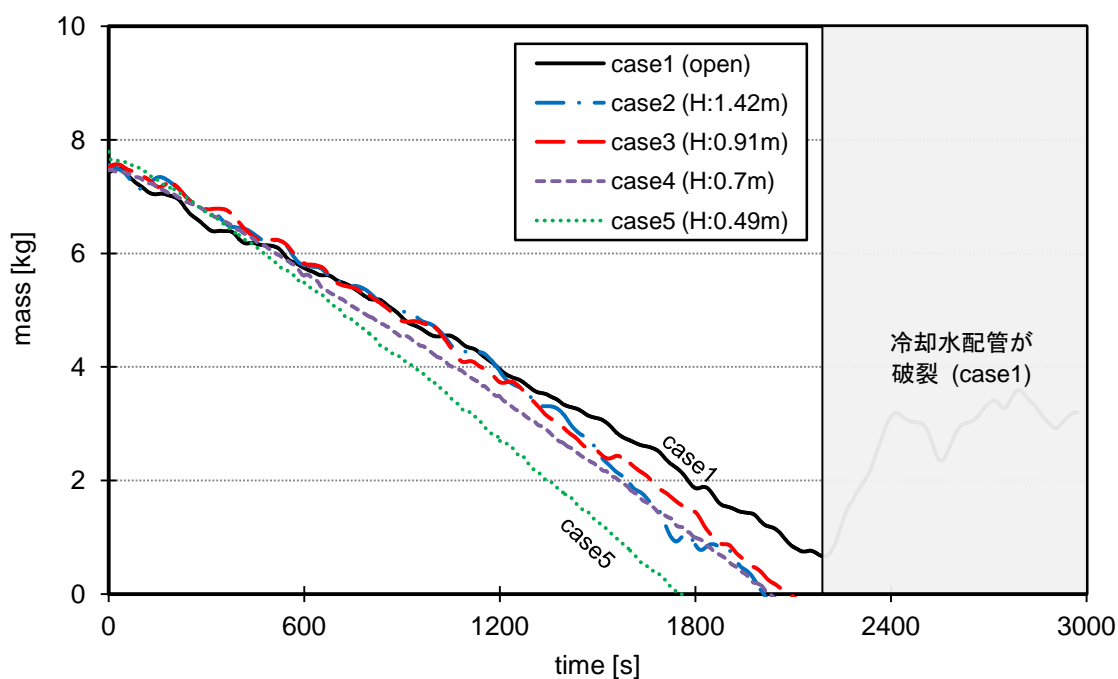


図 4.15 各実験における燃料の質量の時間変化

図4.15のロードセルから測定した燃料の重量の時間変化を微分して、それぞれの実験の単位時間当たりの質量減少速度（燃焼速度）を求めた。ただし、ロードセルから測定した燃料の重量が振動するので、その値から求めた燃焼速度も振動が激しくなる。従って、その振動を減らすために、±30秒の移動平均をした。各実験の燃焼速度を図4.16~図4.20に示す。図中の直線は、各実験の燃焼速度の平均値である。図に示すように、case1~case3の場合は、熱流計の配管漏水による水の流入によって、30秒ごとに移動平均しても、case4とcase5の実験に比べて振動が激しくなる。また、天井高さが小さくなるほど、燃焼速度が大きくなる傾向である。ただし、熱流計の冷却水配管が破裂してロードセルの測定値が大きく振動するまでの部分のみを有効とし、着火から燃焼が85%進行されたときまでの燃焼速度の平均値を使用した。平均した結果を表4.11に示す。

表 4.11 各実験の天井高さによる燃焼速度

項目		case1	case2	case3	case4	case5
時間範囲	t [s]	0 ~ 2090	0 ~ 2015	0 ~ 1920	0 ~ 1895	0 ~ 1625
燃焼速度の平均値	m_b [kg/s]	0.0032	0.0038	0.0036	0.0037	0.0044

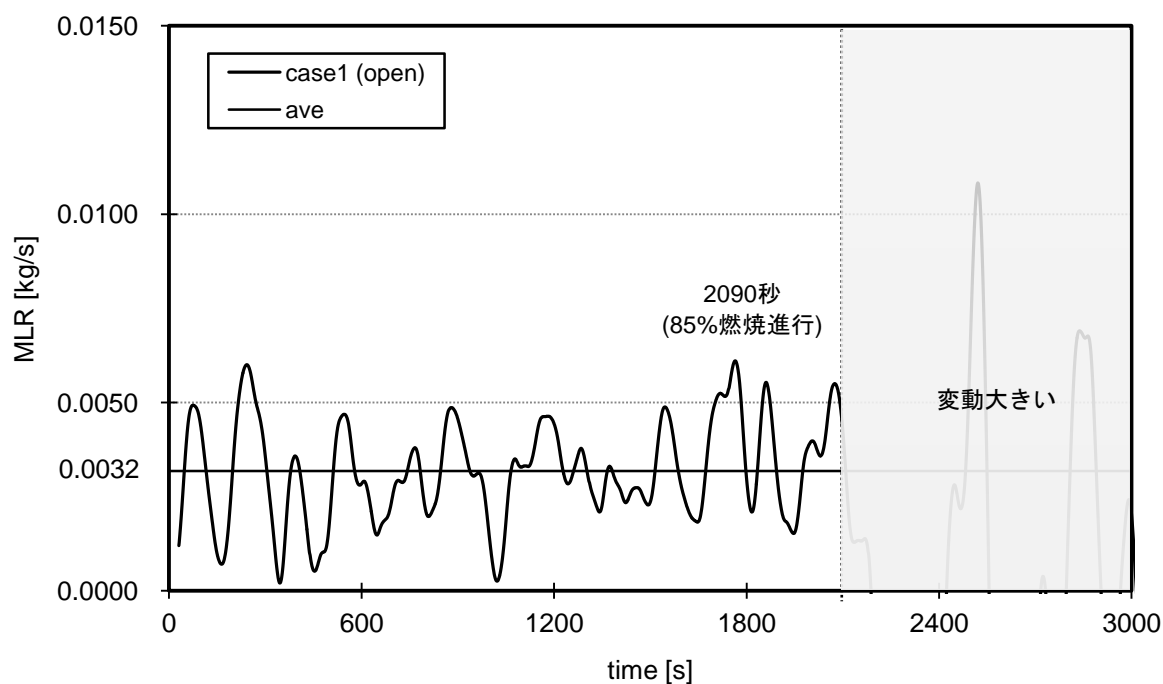


図 4.16 case1 実験の燃焼速度

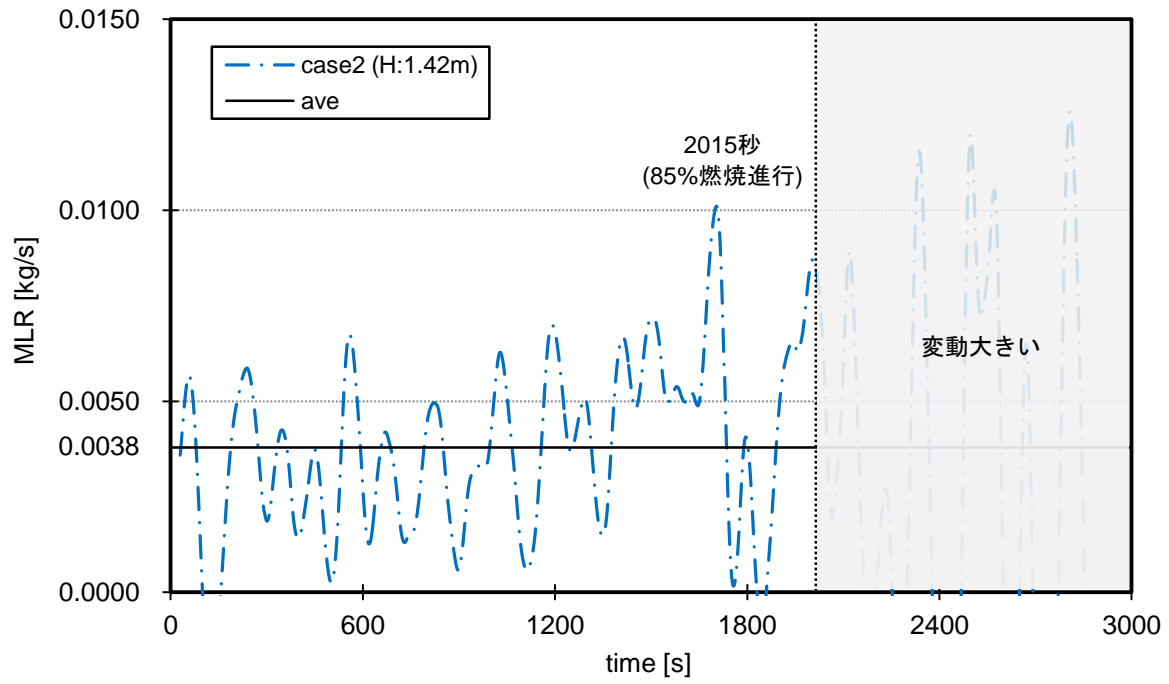


図 4.17 case2 実験の燃焼速度

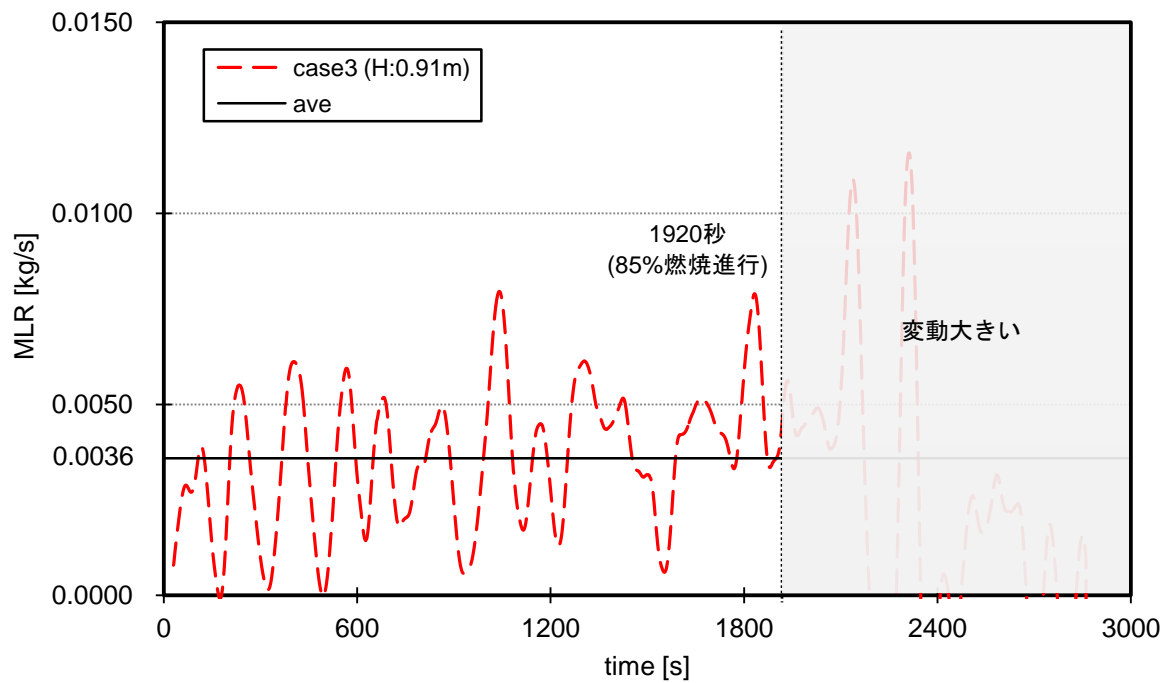


図 4.18 case3 実験の燃焼速度

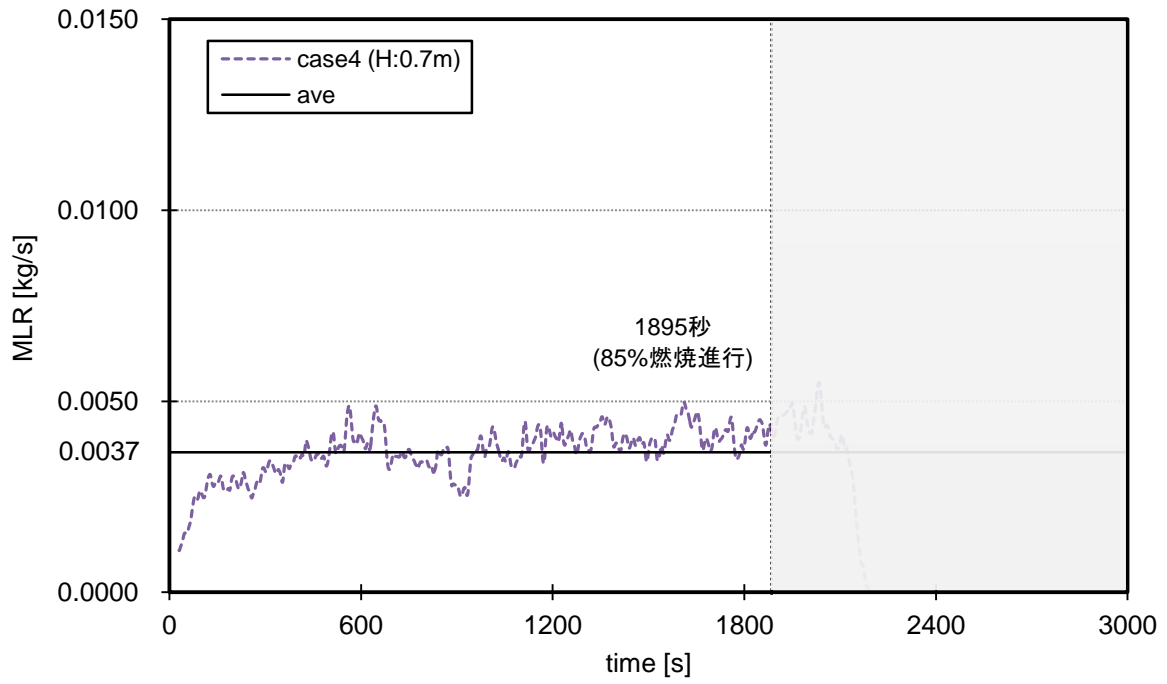


図 4.19 case4 実験の燃焼速度

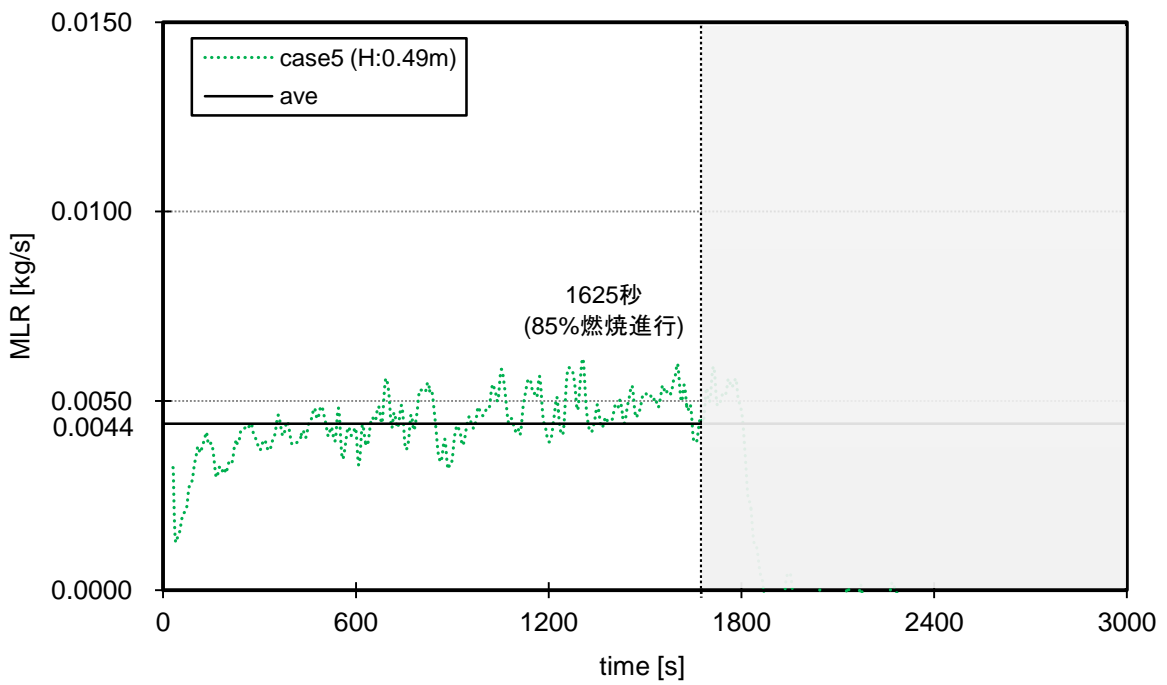


図 4.20 case5 実験の燃焼速度

4. 4. 5. 3. 発熱速度

全ての実験における発熱速度の時間変化を図4.21に示す。それぞれの実験の発熱速度の測定値は振動が激しくなって、各実験の結果を比べることが難しいので、その振動を減らすために、±30秒の移動平均をした。

この燃料の単位重量当たりの発熱量については、フードから測定された値は52.0MJ/kgであるが、同じ燃料の燃焼実験をコーンカロリメータ（以後、CCM）で行ったところ38.5MJ/kgであった。CCMの測定値を正として、単位重量当たりの発熱量の比（ $38.5 / 52.0 = 0.74$ ）を図4.21の発熱速度に掛けて補正した。その結果を図4.22に示す。

天井高さが高い実験（case2、case3）の発熱速度は、自由空間のcase1との差は小さいが、天井高さが一番低いcase5の場合は、連続火炎と平均火炎が天井に接炎し、天井からの放射が増加するので、発熱速度が全般に増加している。自由空間のcase1と天井高さが0.49mのcase5を比べると、case5の結果が約20%大きくなる。従って、天井の高さが低くなるほど、発熱速度は大きくなって、燃焼終了時間が早くなる傾向が明確に見られた。

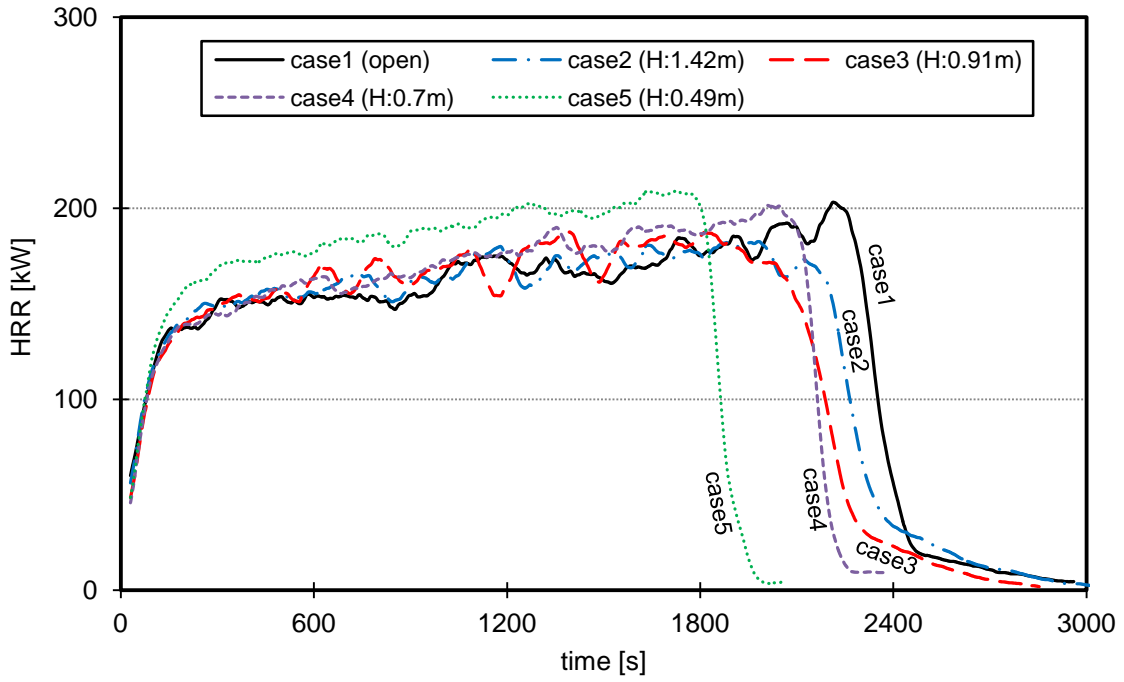


図4.21 各実験での発熱速度の変化

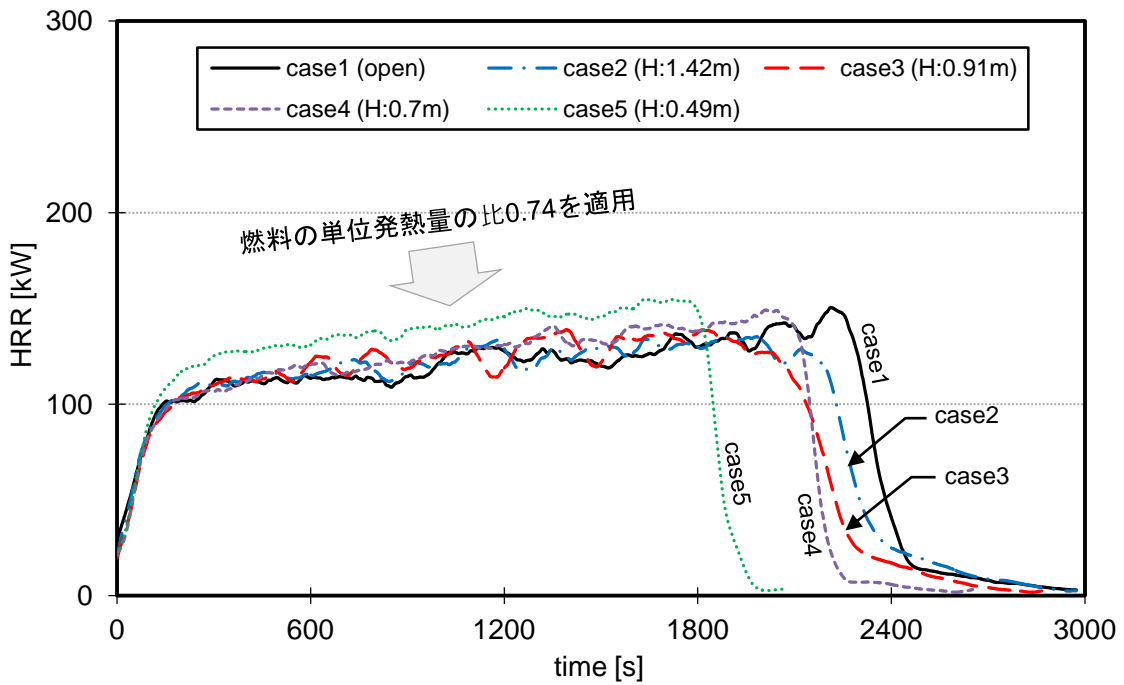


図4.22 発熱速度の補正（燃料の単位発熱量の比0.74を適用）

4. 4. 5. 4. 火炎温度

実験で測定した火炎軸上の温度変化と、McCaffrey式(4.4)の予測値を比較した結果を図4.23~図4.32に示す。McCaffreyの予測値と測定値を比較した図の場合、横軸 $z/Q^{2/5}$ での高さ z は、熱電対の設置高さ（火皿上面から0.15m、0.55m、0.95m、1.35m）、発熱速度 Q は図4.22のCCMで補正した値を使用した。縦軸の ΔT は、それぞれの熱電対で測定した火炎中心軸の温度（=火炎温度－外気温度）である。図にプロットされた点は300秒ごとの火炎温度の測定値、実線はMcCaffreyの予測値である。

図4.23~図4.32に示すように、連続火炎領域の温度は約800°Cで一定あるが、間欠火炎の領域の温度は、300°C~800°Cの範囲で測定位置が低くなるほど、火炎温度が高くなる。また、火炎高さによる各火炎領域の温度の測定値とMcCaffreyの予測値はほぼ一致する傾向である。火炎が天井に届かないcase1とcase2の場合は、連続火炎の温度は測定値がMcCaffreyの予測値より少し高いが、間欠火炎領域の温度は測定値と予測値がほぼ一致した。間欠火炎のみ天井に届くcase3の場合は、連続火炎の温度と間欠火炎の温度の測定値が計算値より少し高いが、連続火炎と間欠火炎の境界の付近の温度は測定値が少し低い。平均火炎と間欠火炎が天井に届くcase4の場合は、連続火炎と間欠火炎の温度の測定値が計算値より少し高い。連続火炎を含めた全ての火炎の領域が天井に届くcase5の場合は、火炎温度の測定値と計算値がよく一致する傾向である。

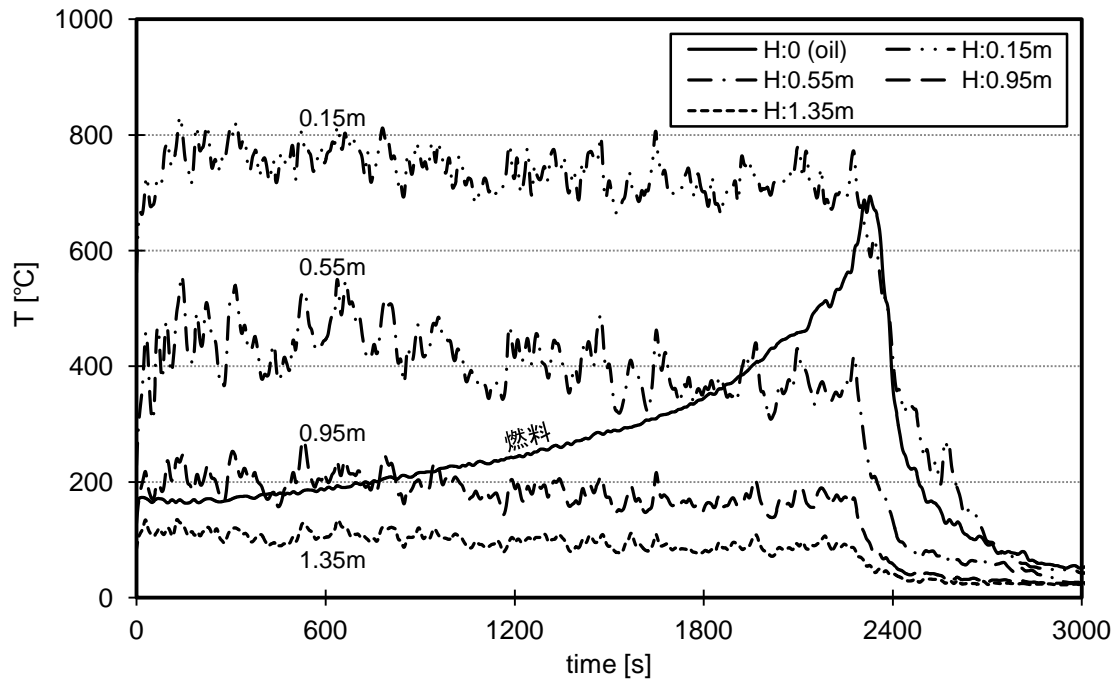


図4.23 case1の火災中心軸上の温度

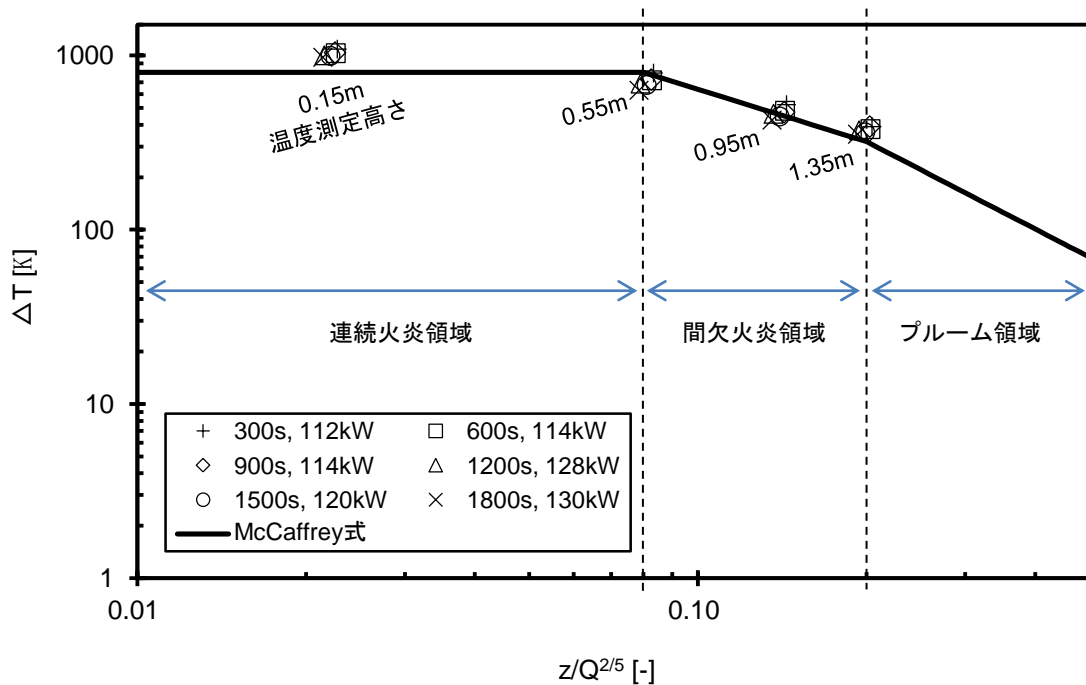


図4.24 case1の火災中心軸上の温度の測定値と McCaffrey 式との比較

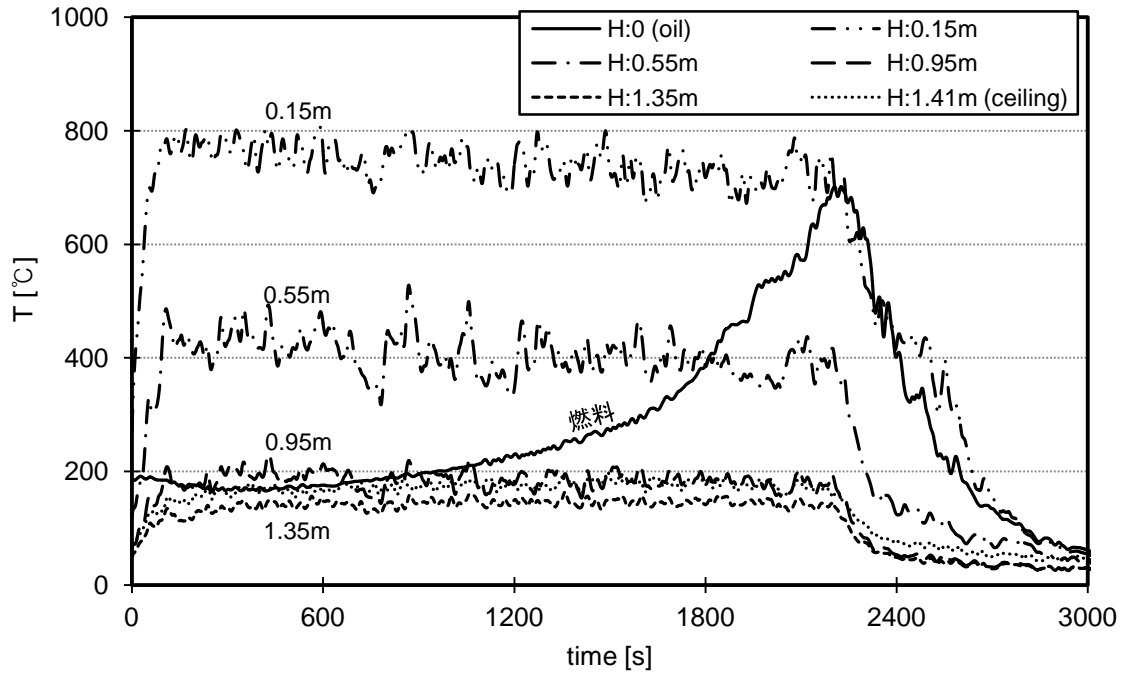


図4.25 case2の火災中心軸上の温度

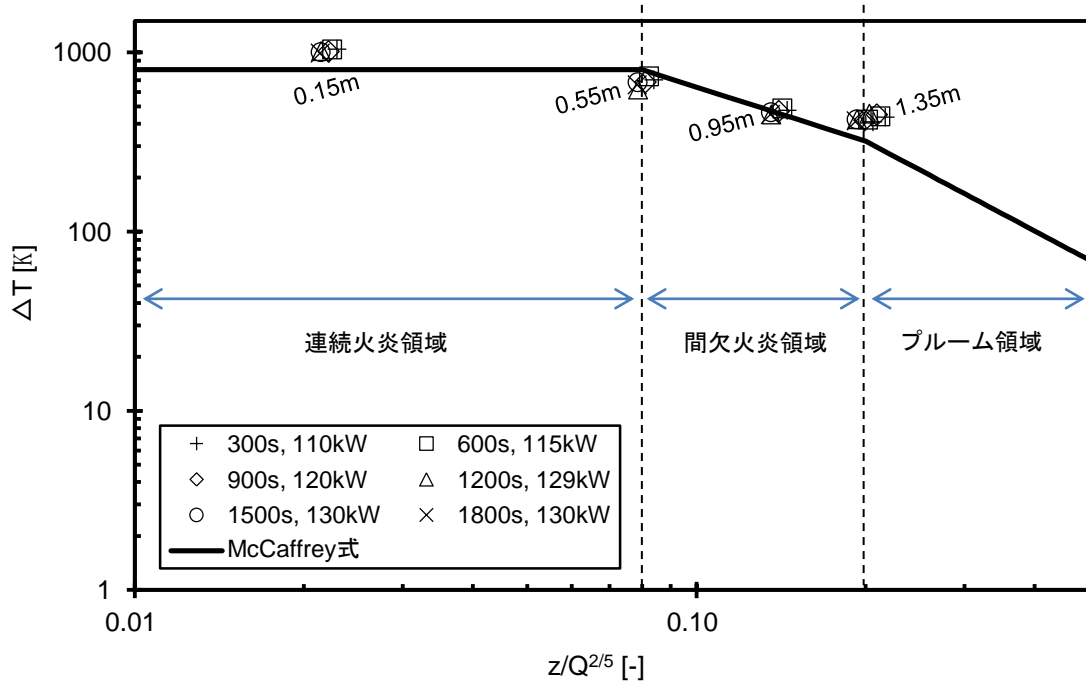


図4.26 case2の火災中心軸上の温度の測定値と McCaffrey 式との比較

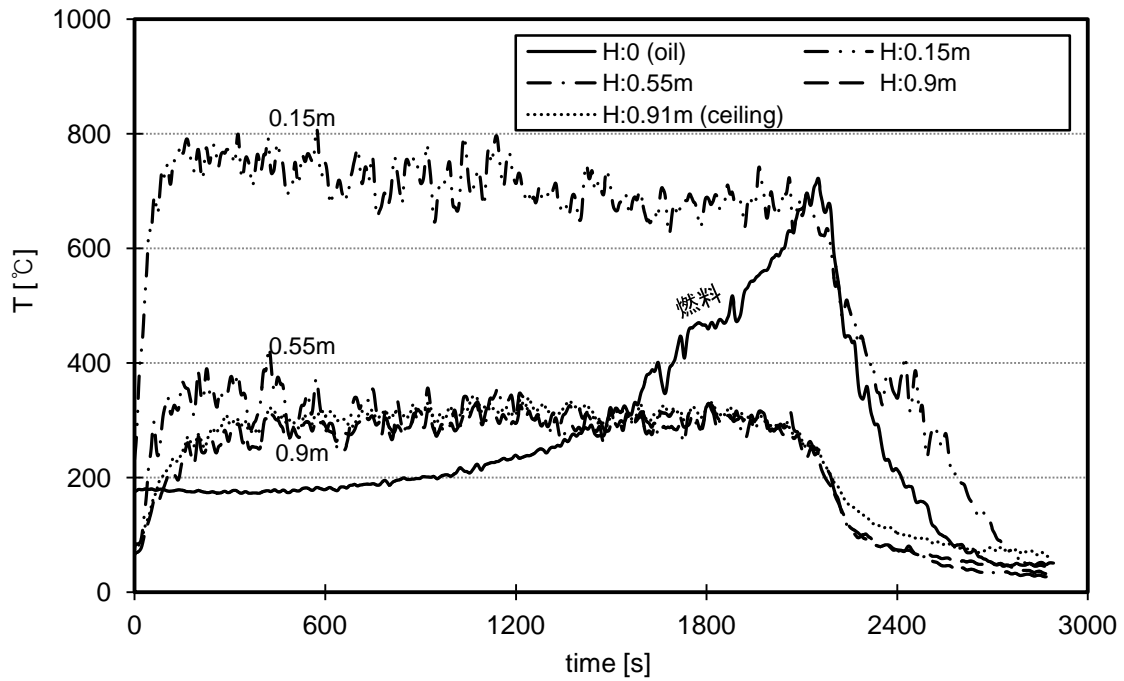


図4.27 case3の火災中心軸上の温度

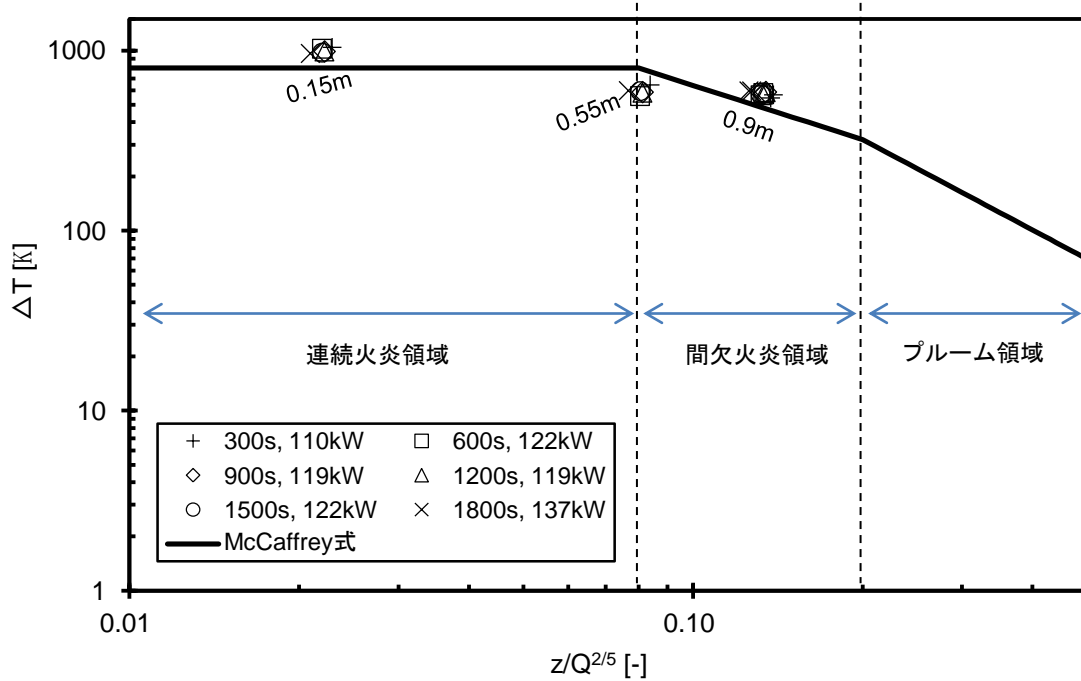


図4.28 case3の火災中心軸上の温度の測定値と McCaffrey 式との比較

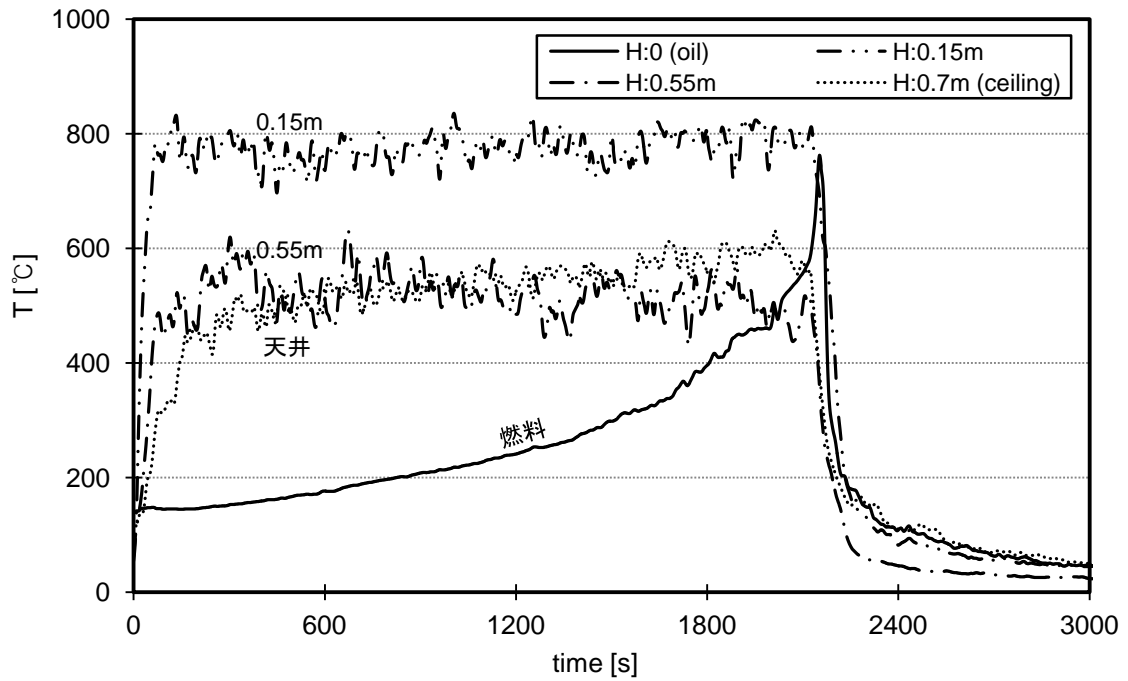


図4.29 case4の火災中心軸上の温度

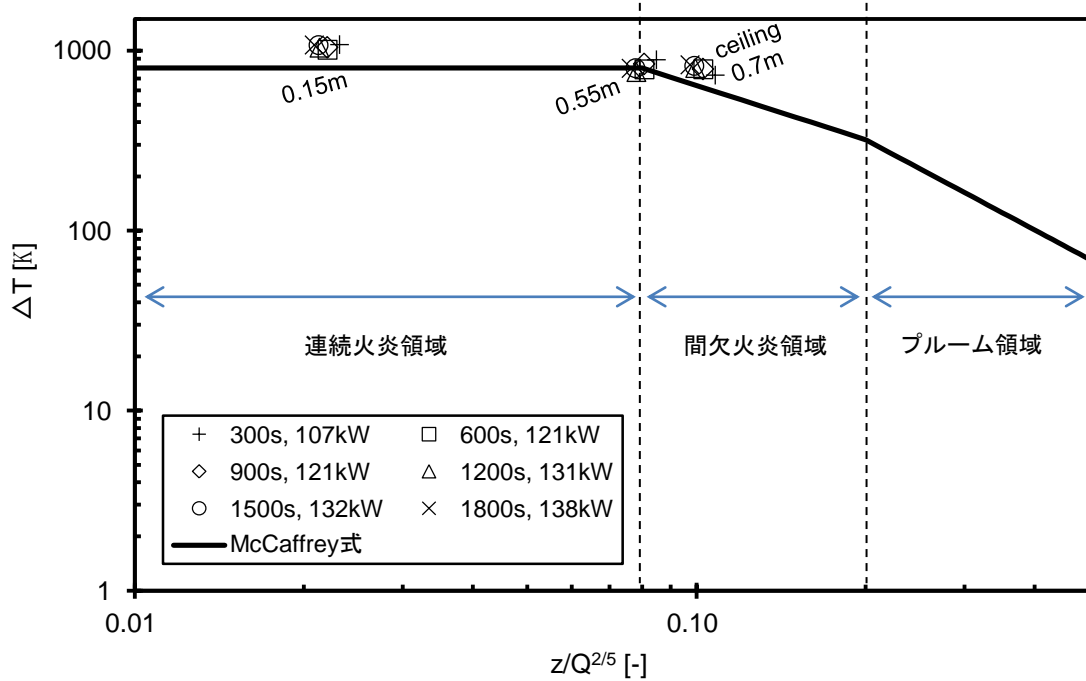


図4.30 case4の火災中心軸上の温度の測定値と McCaffrey 式との比較

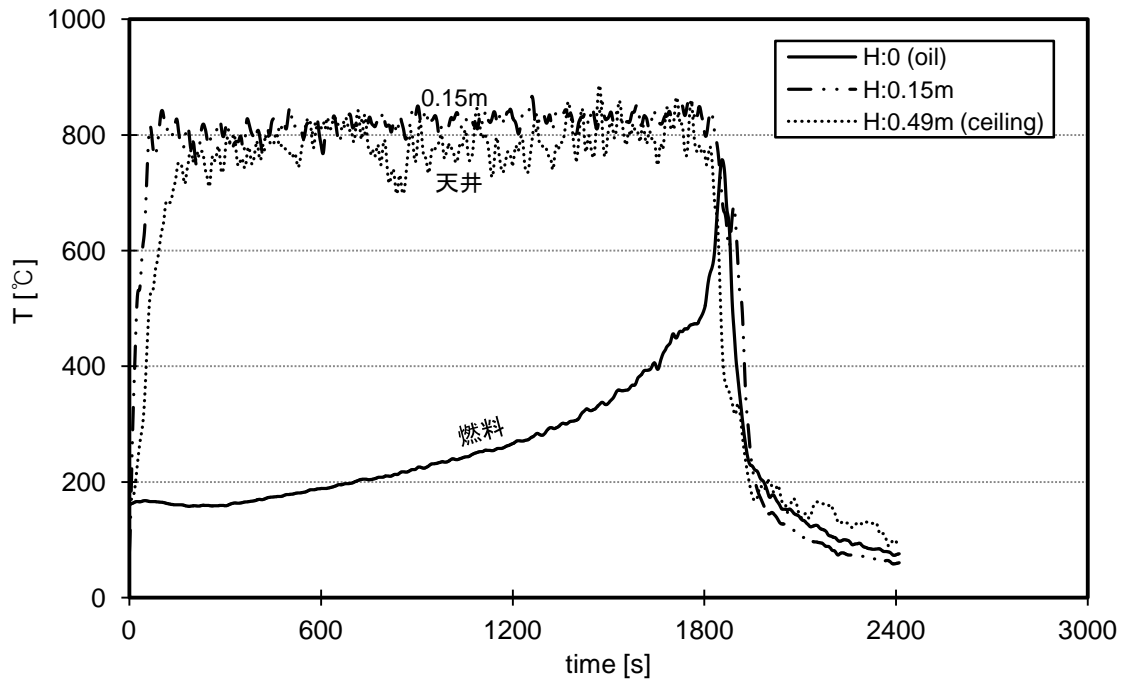


図4.31 case5の火災中心軸上の温度

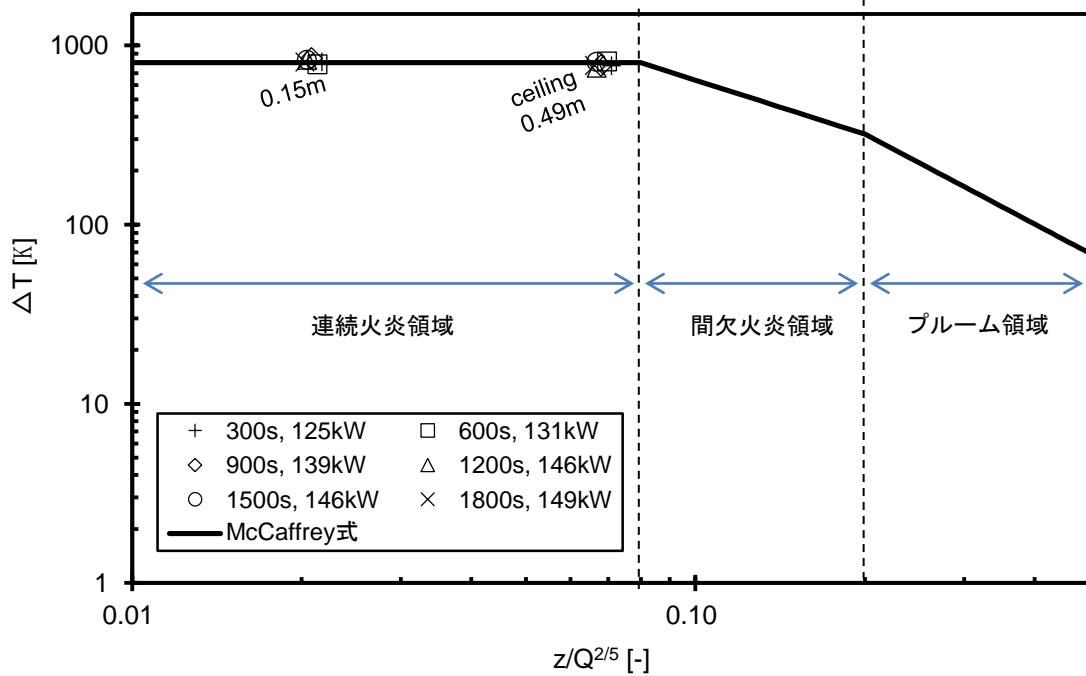


図4.32 case5の火災中心軸上の温度の測定値と McCaffrey 式との比較

4. 4. 5. 5. 燃焼面への入射熱流

火皿上面の中央に設置した熱流計から測定したそれぞれの実験での燃焼面への入射熱流の変化を図4.33に示す。図4.33に示すように、case1とcase2の場合は、実験途中で熱流計の冷却水配管が破裂して、測定値が不正となった。

測定値の振動がない部分（着火から1900秒まで）のみでの、それぞれの実験の放射熱流を比較すると、天井高さが比較的高い場合（case2, case3）の放射熱流は、天井無し（case1）との違いは少ない。また、天井高さが低いcase4とcase5の場合は、連続火炎と平均火炎が天井に接炎するので、天井からの放射が全般に増加すると考えられるが、測定値はcase1より半分ぐらい小さくなる結果となった。さらに、全ての実験はほぼ同じ量の実験体を燃焼したが、図4.33に示すように、放射熱流が最も小さなcase5の燃焼終了時間が一番早い。従って、火炎からの熱流束の測定値については、測定方法も含めて再検討の余地が残る。

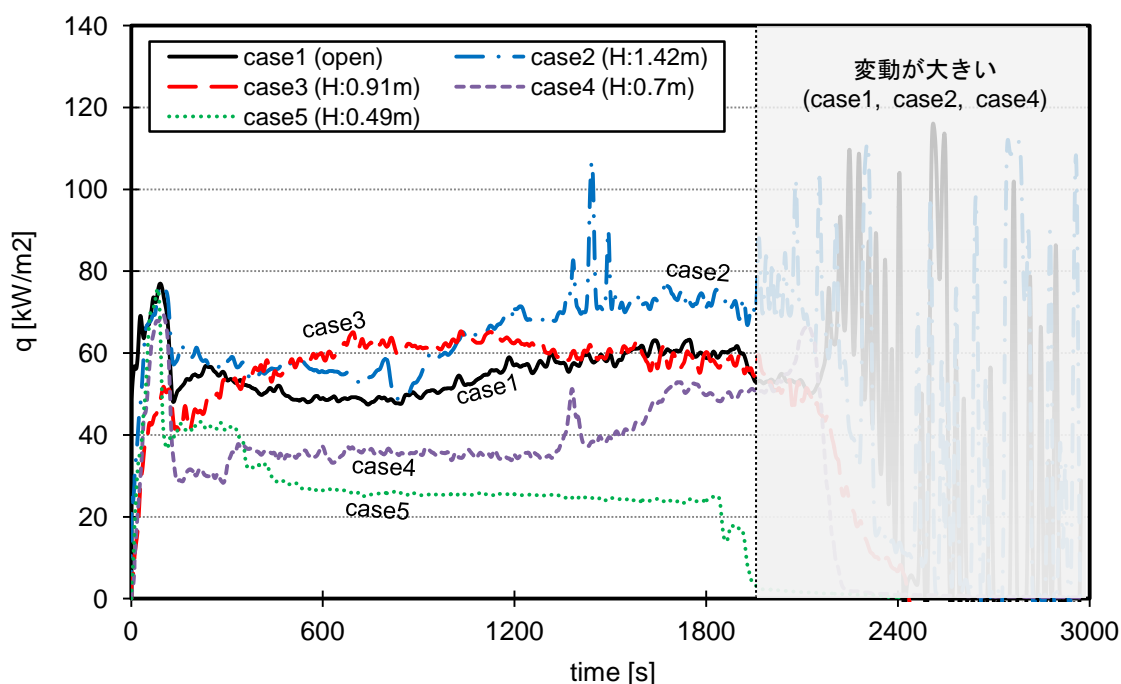


図4.33 各実験での燃焼面への入射熱流の変化

4. 4. 6. まとめ

天井下空間での油燃焼実験から、天井高さと燃焼性状の変化を測定した。

- ・天井高さと火炎長さの関係を検討した結果、火炎が天井に届かない場合は、天井の有無にかかわらず、火炎長さはほぼ一致することを確認した。しかし、火炎が天井に接炎すると、天井高さが低いほど火炎長さが長くなる傾向があった。
- ・各実験の燃焼速度を比較した結果、自由空間 case1 実験の燃焼速度が最も小さく、天井高さが低い条件の順に燃焼速度が大きくなる傾向が。
- ・各実験の火炎高さによるそれぞれの火炎領域の温度の測定値と McCaffrey 予測値を比較した結果、測定値と予測値がほぼ一致した。
- ・火炎から燃料表面への熱流束を測定した結果、天井高さが比較的に高く火炎が天井に届かない場合 (case2、case3) は自由空間の測定値と大きな差がない。天井高さが比較的低い case4 と case5 の場合、連続火炎と間欠火炎が天井に接炎するので、熱流束が増加することが予想されるが、case1 の測定値よりも小さくなった。
- ・各実験の発熱速度は、平均火炎が天井に届かない場合には、自由空間の実験値とほぼ一致した。しかし、天井高さが最も低い case5 の場合、連続火炎と間欠火炎が天井に接炎して、天井からの放射熱流が増加するので、発熱速度も全体的に増加した。自由空間の実験値と case5 の実験値を比較すると、case5 の発熱速度が約 20%大きくなった。
- ・それぞれの実験の測定結果から、天井高さによる燃焼性状の変化を比較すると、天井高さが低くなるほど、天井に展炎する火炎長さが増加して、火炎と天井からの放射の影響を受けて、燃焼速度も増加する。また、天井が非常に低く、連続火炎と間欠火炎がすべて天井に接触する場合は、自由空間に比べて発熱速度の増加が顕著に現れる。

4. 5. 天井下の油燃焼実験の測定値と計算値の比較

本節では、4. 3節の実験の条件を4. 2節の天井下の火源の発熱速度の予測モデルに適用し、火炎が天井下に衝突する状況での火炎長さと燃料面への入射熱流、発熱速度の変化を予測して、実験値と比較する。

4. 5. 1. 火炎長さの比較

各実験の火炎長さの測定値と既往の予測式から求めた計算値を表4.12に示す。火炎長さの測定値は、各実験での燃焼が50~60%くらい進行された段階での任意の時間帯の平均火炎長さ（火炎片を含む）の測定値である。ここで、火炎片を含む火炎長さの測定値については、case1の1300秒の実験結果から得られた火炎本体と火炎片を含む火炎長さの比を利用する。平均火炎の場合は、火炎本体と火炎片を含む火炎長さの比は1.0 : 1.19である。他の時間帯での火炎長さもその割合を用いて測定値を補正する。火炎長さの計算値は、4. 2節に作成した方法によって、Heskestad、長谷見、McCaffrey式から求めた自由空間での平均火炎長さが、天井高さより大きい場合は、横林またはFaathの式から求めた。ただし、火炎長さを計算する時には、火炎長さの測定値と同じ時間帯での発熱速度の測定値とし、火源直径と天井高さは油燃焼実験と同じ寸法を適用した。

それぞれの実験において火炎片を含む平均火炎長さの測定値と既往の予測式から求めた火炎長さの計算値の比較結果を図4.34に示す。平均火炎長さの測定値は火炎片を含む火炎の長さをプロットした。火炎長さの計算値は、各実験の火炎長さの測定値と同じ時間帯での発熱速度の測定値と、各実験と同じ寸法の天井高さを適用した。

図4.34に示すように、天井が存在する実験でも平均火炎が天井に届かない場合は、自由空間の平均火炎長さとはほぼ一致する。測定値の場合はcase2とcase3、計算値の方はcase2で平均火炎が天井に届かず、case1の平均火炎長さとはほぼ一致した。火炎が天井に接炎しないときの火炎長さは、長谷見らの計算値は測定値より約1.45倍、Heskestadの計算値は約1.3倍大きくなるが、McCaffreyの計算値はほぼ一致した。火炎が天井に接炎する場合の火炎長さは、Faathの計算値が横林の計算値より小さい。また、天井が低いほど火炎長さが小さくなるが、測定値は大きくなる逆の傾向となった。

表 4.12 それぞれの実験の天井高さによる火炎長さの測定値と計算値

項目		case1	case2	case3	case4	case5		
測定値	天井高さ	H [m]	∞	1.42	0.91	0.70	0.49	
	時間	t [s]	1420	1590	1570	1200	1200	
	発熱速度	Q [kW]	165.1	169.1	181.0	177.2	196.6	
	火炎 本体	平均火炎	L_c [m]	0.50	0.51	0.60	0.55	0.78
		連続火炎	L_m [m]	0.69	0.75	0.74	0.90	1.01
	火炎片 含む	平均火炎	L_c [m]	0.50	0.51	0.60	0.55	0.78
連続火炎		L_m [m]	0.82	0.89	0.88	1.07	1.19	
計算値	Heskestad + Yokobayashi	L_c [m]	0.58	0.59	0.84	0.75	0.68	
		L_m [m]	1.10	1.12	1.40	1.25	1.13	
	Hasemi + Yokobayashi	L_c [m]	0.65	0.67	0.84	0.75	0.68	
		L_m [m]	1.24	1.27	1.40	1.25	1.13	
	McCaffrey + Yokobayashi	L_c [m]	0.55	0.55	0.84	0.75	0.68	
		L_m [m]	0.88	0.89	1.40	1.25	1.13	
	Heskestad + Faeth	L_c [m]	0.58	0.59	0.62	0.55	0.51	
		L_m [m]	1.10	1.12	1.04	0.92	0.85	
	Hasemi + Faeth	L_c [m]	0.65	0.67	0.67	0.60	0.56	
		L_m [m]	1.24	1.27	1.11	1.00	0.93	
	McCaffrey + Faeth	L_c [m]	0.55	0.55	0.57	0.48	0.43	
		L_m [m]	0.88	0.89	0.91	0.80	0.72	

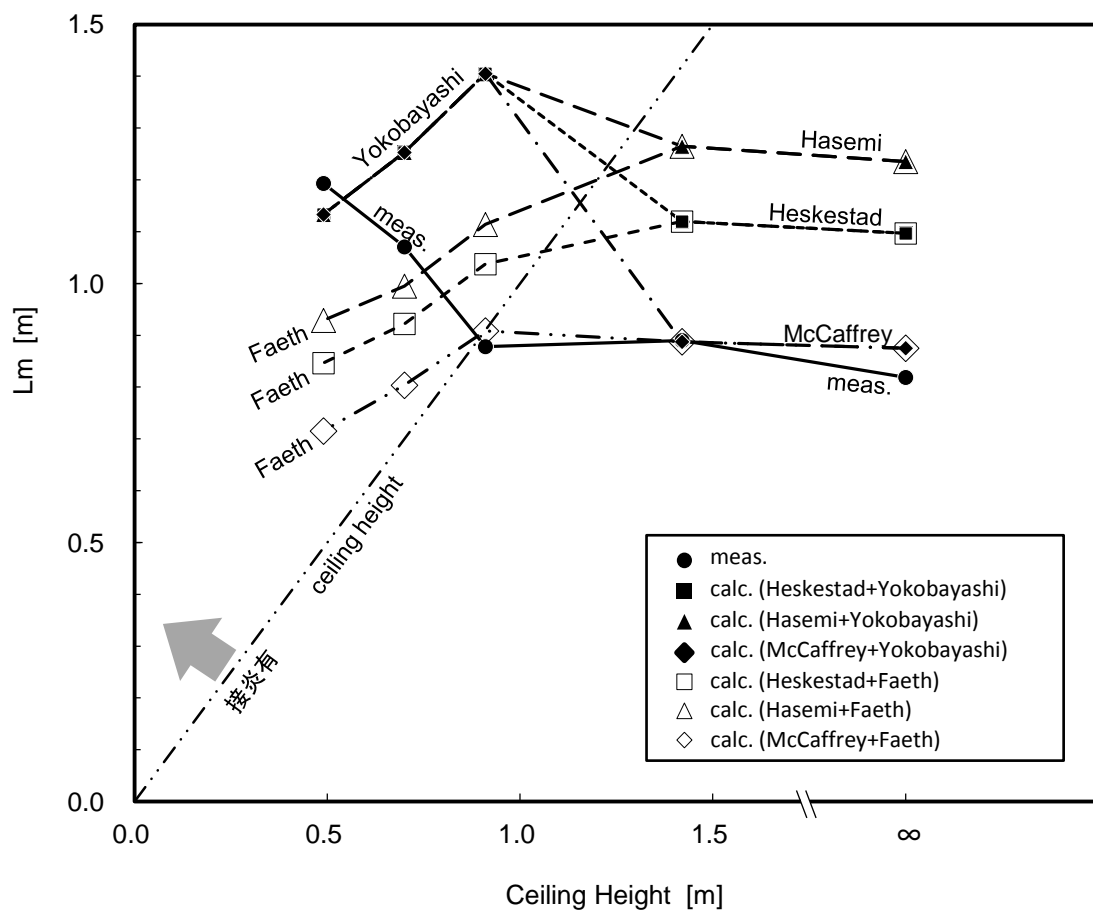


図 4.34 各実験の火炎長さの測定値と計算値の比較

4. 5. 2. 火源の発熱速度の比較

4. 5. 2. 1. 燃料の熱物性値の推定

4. 3節の天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度予測モデルを用い、それぞれの実験の発熱速度を計算するためには、自由空間の実験結果から燃料の物性値である単位重量当たりの燃焼熱 ΔH [kJ/kg]と単位重量当たりの気化熱 ΔL [kJ/kg]の比率が必要となるので、4. 3節の実験結果から燃料の燃焼熱と気化熱の比($\Delta H/\Delta L$)を抽出する。抽出手順を図4.35に示す。

4. 3. 5節の記述された式(4.12)の右辺の発熱速度に自由空間の発熱速度の測定値を代入すると次式となる。。

$$(\Delta H/\Delta L) = Q_{meas.}/(A_b q_f) \quad (4.12a)$$

ここで、右辺の q_f には、自由空間における燃焼実験での燃料表面への入射熱流の測定値を使うのが良いが、4. 4. 5. 4節に記述したように、燃焼面への入射熱流の測定値を使用出来ないので、4. 3. 4節の式(4.10)の計算値を適用する。ここで、 q_f を計算するために必要な火炎長さは、既往の予測式である長谷見式、Heskestad式またはMcCaffery式のいずれかとする。また、自由空間実験での測定値を使った場合も検討に加えた。

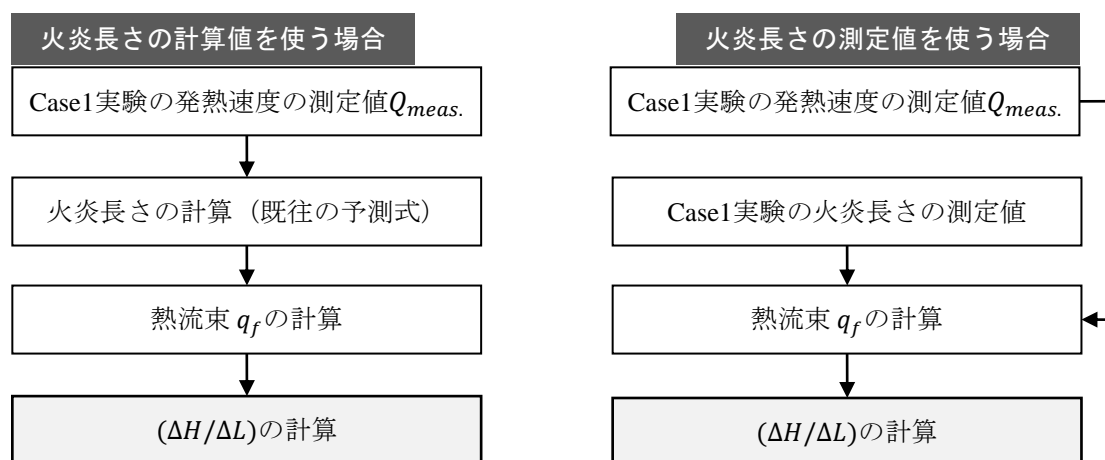


図4.35 燃料の燃焼熱と気化熱の比($\Delta H/\Delta L$)を抽出する方法

上記の方法で得られた燃料の燃焼熱と気化熱の比($\Delta H/\Delta L$)の値を表4.13に示す。 $(\Delta H/\Delta L)$ を求めるため使った発熱速度は、自由空間の実験case1での燃焼が15%から85%まで進行された範囲(448秒~2290秒)で、特定の5つの時間帯を選んで、それぞれの時間帯での発熱速度の測定値を利用した。火炎長さの測定値は、選んだ5つの時間帯の火炎片を含む火炎長さの測定値である。火炎長さの計算値は、長谷見の式(4.1)とHeskestadの式(4.3)、McCaffreyの式(4.14)を用いて求めた値である。熱流束は、火炎長さの測定値と計算値の両者を使って求めた値である。

自由空間の燃焼実験の場合は、発熱速度の増加によって $(\Delta H/\Delta L)$ が大きくなる傾向がある。Heskestad式の火炎長さの計算値が測定値より約1.3倍大きいので、その火炎長さの計算値を用い得られた $(\Delta H/\Delta L)$ が火炎長さの測定値から得られた $(\Delta H/\Delta L)$ より約1.07倍大きくなった。任意の5つの時間帯でのHeskestad式の火炎長さの計算値からの $(\Delta H/\Delta L)$ の平均値は28.9、長谷見式の火炎長さの計算値からの $(\Delta H/\Delta L)$ は31.3、McCaffrey式の火炎長さの計算値からの $(\Delta H/\Delta L)$ は25.5、火炎長さの測定値からの $(\Delta H/\Delta L)$ の平均値は27.1である。ただし、McCaffrey式を使った場合の各時間帯での $(\Delta H/\Delta L)$ 差が他の式を使った場合よりも小さい。

表 4.13 自由空間の燃焼実験から抽出した燃料の燃焼熱と気化熱の比 $(\Delta H/\Delta L)$

項目		case1 (自由空間の実験)					平均		
		448	550	1300	1420	2105			
計算対象	時間	<i>Time</i> [s]	448	550	1300	1420	2105	-	
	発熱速度	<i>HRR</i> [kW]	111.1	111.3	125.8	122.2	139.2	121.9	
計 算 方 法	火炎 長さの 測定値 を適用	連続火炎長さ	$L_{c,free}$ [m]	0.51	0.56	0.54	0.50	0.60	0.54
		平均火炎長さ	$L_{m,free}$ [m]	1.00	0.93	1.06	0.82	1.08	0.98
		火炎の放射率	ϵ_c [-]	0.29	0.30	0.31	0.36	0.34	0.32
		熱流束	q_f [kW/m ²]	20.8	21.6	22.6	25.3	24.6	23.0
		燃焼熱/気化熱	$\Delta H/\Delta L$ [-]	27.3	26.3	28.3	24.6	28.9	27.1
	火炎 長さの 計算値 を適用 (Heskestad の式)	連続火炎長さ	$L_{c,free}$ [m]	0.55	0.55	0.59	0.58	0.63	0.58
		平均火炎長さ	$L_{m,free}$ [m]	1.04	1.04	1.12	1.10	1.18	1.09
		火炎の放射率	ϵ_c [-]	0.28	0.28	0.30	0.29	0.31	0.29
		熱流束	q_f [kW/m ²]	20.3	20.3	21.9	21.5	23.2	21.4
		燃焼熱/気化熱	$\Delta H/\Delta L$ [-]	27.9	28.0	29.3	29.0	30.5	28.9
	火炎 長さの 計算値 を適用 (長谷見 の式)	連続火炎長さ	$L_{c,free}$ [m]	0.61	0.62	0.67	0.65	0.71	0.65
		平均火炎長さ	$L_{m,free}$ [m]	1.16	1.16	1.26	1.24	1.35	1.23
		火炎の放射率	ϵ_c [-]	0.25	0.26	0.27	0.27	0.28	0.27
		熱流束	q_f [kW/m ²]	18.9	18.9	20.2	19.9	21.3	19.8
		燃焼熱/気化熱	$\Delta H/\Delta L$ [-]	30.0	30.0	31.8	31.4	33.4	31.3
	火炎 長さの 計算値 を適用 (McCaffrey の式)	連続火炎長さ	$L_{c,free}$ [m]	0.53	0.53	0.55	0.55	0.58	0.55
		平均火炎長さ	$L_{m,free}$ [m]	0.84	0.84	0.89	0.88	0.92	0.87
		火炎の放射率	ϵ_c [-]	0.32	0.32	0.35	0.34	0.37	0.34
		熱流束	q_f [kW/m ²]	22.7	22.7	24.9	24.4	26.9	24.3
		燃焼熱/気化熱	$\Delta H/\Delta L$ [-]	25.0	25.0	25.7	25.6	26.4	25.5

4. 5. 2. 2. 天井下の火炎からの放射熱と発熱速度

各実験における火炎長さ、火炎の放射率、放射熱流、発熱速度の測定値と計算値を表4.14に示す。表4.14の発熱速度の測定値は、それぞれの実験での火炎長さを測定するとき選んだ時間帯（燃焼進行が50~60%程度）の値である。火炎の放射熱流と発熱速度の計算値は、図4.34の火炎長さの計算値（Heskestad式+横林式、Heskestad式+Faeth式、長谷見式+横林式、長谷見式+Faeth式、McCaffrey式+横林式、McCaffrey式+Faeth式）を用いて計算された場合と、火炎長さの測定値から求めた場合を区分して作成した。ここで、発熱速度の計算に必要な燃料の $(\Delta H/\Delta L)$ は、表4.13のそれぞれの場合の $(\Delta H/\Delta L)$ の平均値を使用した。ただし、Faethの式を使った場合、間欠火炎の展炎長さが小さいときに、円盤部分の火炎の放射率が1よりも見かけ上大きくなる。これは物理的には生じないが、放射熱の収支から生じてしまうことである。

各実験での火炎の放射熱流の計算値を図4.36、発熱速度の計算値と測定値の比較を図4.37に示す。図4.36に示すように、火炎が天井に届かない場合の放射熱流は、自由空間とほぼ一致する。しかし、天井に接炎する場合は、天井が低くなるほど火炎からの放射熱流が大きくなる。火炎長さの測定値から求めた放射熱流は、天井高さが低いほど緩やかに増加するが、火炎長さの計算値から求めた場合は、変化が顕著である。

図4.37に示すように、天井が低くなるほど放射熱流が大きくなるので、発熱速度も大きくなる。測定値の場合、case 1からcase 4までは発熱速度が緩やかに成長するが、case 5はcase 4と比べて大きく増加している。case 2からcase 4の場合は、連続火炎が天井高さより低くて、天井下に火炎が間欠的に接触するが、case 5は連続火炎が天井に接炎するので発熱速度が他の実験に比べて著しく大きくなる。

発熱速度の計算値では、自由空間のcase1と火炎長さが天井に届かないcase2での発熱速度の計算値が、測定値とほぼ一致した。火炎長さの計算値を用いて求めた発熱速度は、case3、case4、case5の火炎が天井に接炎するので、急激に増加した。接炎する場合の発熱速度の測定値と比べると、横林の火炎長さの計算値を使った場合は測定値より約1.35倍、Faethの火炎長さの計算値を使った場合は、測定値より約1.3倍大きくなった。天井に展炎する場合の発熱速度の実験値と計算値との一致はあまり良くないが、天井が低いほど放射熱が大きくなり発熱速度も増加する傾向は予測式で再現された。また、火炎長さの測定値を用いて求めた発熱速度は、測定値の1.1倍でほぼ一致する傾向となった。火炎が天井に接炎する場合の火炎長さの予測精度を改良すると、発熱速度の予測精度も良くなることが予想される。

表 4.14 各実験の火炎長さ、火炎の放射率、熱流束、発熱速度の測定値と計算値の比較

		項目		case2	case3	case4	case5
計算対象		天井高さ	H [m]	1.42	0.91	0.70	0.49
		発熱速度	Q [kW]	126.6	134.2	131.0	145.6
計 算 方 法	火炎長さ の測定値 を適用 ($\Delta H/\Delta L = 27.1$)	連続火炎長さ	L_c [m]	0.51	0.60	0.55	0.78
		平均火炎長さ	L_m [m]	0.89	0.88	1.07	1.19
		火炎の放射率	ε_c [-]	0.35	0.37	0.32	0.31
		展炎の放射率	ε_d [-]	0.00	0.00	0.37	0.17
		熱流束	q_f [kW/m ²]	25.07	26.49	26.87	31.86
		発熱速度	Q [kW]	133.3	140.8	142.8	169.3
	火炎長さ の計算値 を適用 (Heskestad + 横林) ($\Delta H/\Delta L = 28.9$)	連続火炎長さ	L_c [m]	0.58	0.95	0.87	0.78
		平均火炎長さ	L_m [m]	1.09	1.58	1.45	1.30
		火炎の放射率	ε_c [-]	0.29	0.36	0.37	0.38
		展炎の放射率	ε_d [-]	0.00	0.14	0.16	0.20
		熱流束	q_f [kW/m ²]	21.4	31.5	33.3	35.8
		発熱速度	Q [kW]	121.7	178.8	189.0	203.6
	火炎長さ の計算値 を適用 (Heskestad + Faeth) ($\Delta H/\Delta L = 28.9$)	連続火炎長さ	L_c [m]	0.58	0.63	0.61	0.58
		平均火炎長さ	L_m [m]	1.09	1.05	1.01	0.97
		火炎の放射率	ε_c [-]	0.29	0.31	0.35	0.39
		展炎の放射率	ε_d [-]	0.00	1.89	0.94	0.63
熱流束		q_f [kW/m ²]	21.4	24.2	30.1	36.5	
発熱速度		Q [kW]	121.7	137.5	171.2	207.6	
火炎長さ の計算値 を適用 (長谷見 + 横林) ($\Delta H/\Delta L = 31.3$)	連続火炎長さ	L_c [m]	0.65	0.93	0.87	0.79	
	平均火炎長さ	L_m [m]	1.23	1.56	1.45	1.31	
	火炎の放射率	ε_c [-]	0.27	0.31	0.32	0.34	
	展炎の放射率	ε_d [-]	0.00	0.16	0.19	0.22	
	熱流束	q_f [kW/m ²]	19.8	28.2	30.6	34.2	
	発熱速度	Q [kW]	121.8	173.1	188.3	210.3	
火炎長さ の計算値 を適用 (長谷見 + Faeth) ($\Delta H/\Delta L = 31.3$)	連続火炎長さ	L_c [m]	0.65	0.69	0.68	0.67	
	平均火炎長さ	L_m [m]	1.23	1.15	1.13	1.11	
	火炎の放射率	ε_c [-]	0.27	0.29	0.31	0.35	
	展炎の放射率	ε_d [-]	0.00	1.06	0.54	0.42	
	熱流束	q_f [kW/m ²]	19.8	23.9	29.0	35.8	
	発熱速度	Q [kW]	121.8	147.0	178.3	220.2	

火炎長さ の計算値 を適用 (McCaffrey + 横林) ($\Delta H/\Delta L = 25.5$)	連続火炎長さ	L_c [m]	0.55	0.97	0.88	0.77
	平均火炎長さ	L_m [m]	0.87	1.62	1.46	1.28
	火炎の放射率	ε_c [-]	0.34	0.46	0.46	0.47
	展炎の放射率	ε_d [-]	0.00	0.08	0.11	0.17
	熱流束	q_f [kW/m ²]	24.29	38.01	38.53	39.20
	発熱速度	Q [kW]	121.7	190.5	193.1	196.4
火炎長さ の計算値 を適用 (McCaffrey + Faeth) ($\Delta H/\Delta L = 25.5$)	連続火炎長さ	L_c [m]	0.55	0.55	0.49	0.48
	平均火炎長さ	L_m [m]	0.87	0.87	0.82	0.79
	火炎の放射率	ε_c [-]	0.34	0.34	0.38	0.50
	展炎の放射率	ε_d [-]	0.00	0.00	2.83	1.66
	熱流束	q_f [kW/m ²]	24.29	24.29	28.49	43.54
	発熱速度	Q [kW]	121.7	121.7	142.8	218.2

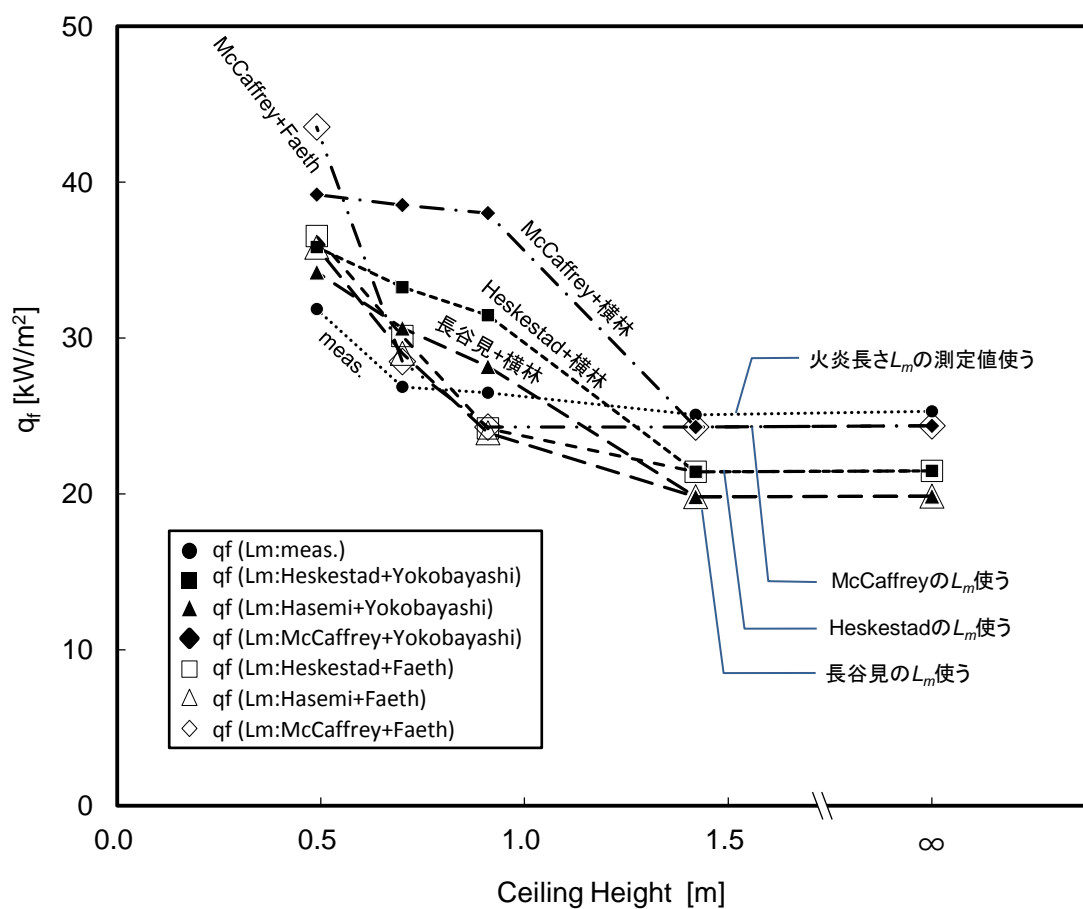


図 4.36 各実験における燃料面への入射熱流の計算値

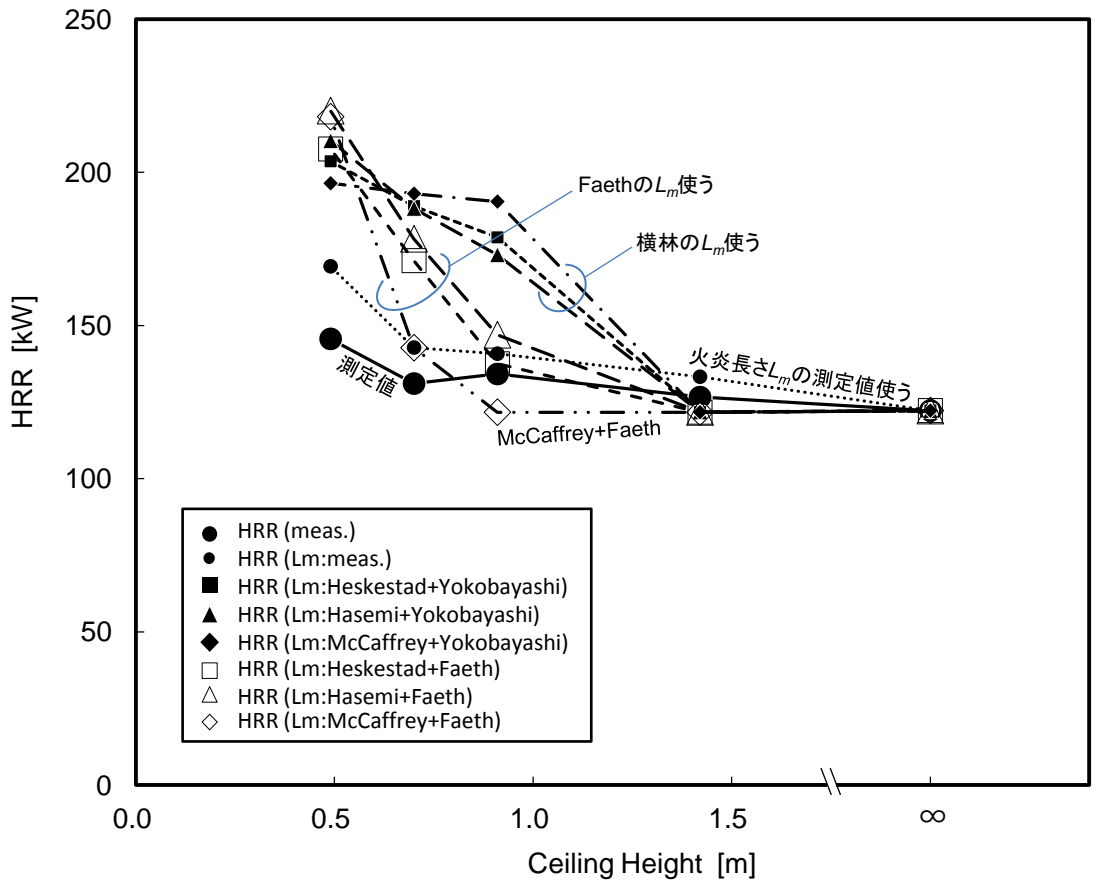


図 4.37 各実験における発熱速度の計算値と測定値との比較

4. 6. 本章の結論

本章では、天井下の展炎による火炎長さ、放射熱流と発熱速度の増加を調べるため、自由空間及び天井下空間で油燃焼実験を行った。また、天井下に火炎が接触するときの火炎の長さとおよび火炎の放射を予測する既往のモデルを参照し、天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度を予測するモデルを構築した。モデルに油燃焼実験と同じ条件を適用し、火炎からの放射熱流と火源の発熱速度を計算した。天井下の油燃焼実験の測定値とモデルからの計算値を通じて、次のような結果を得た。

- (1) 天井下の空間で油燃焼試験を行ない、天井高さによる燃焼性状の変化を比較した結果、天井高さが低くなるほど、火炎長さが増加して火炎が天井下に展炎した。また、天井に接炎することによって、火炎および加熱された天井からの放射熱流が燃料の燃焼面に入射して、燃焼速度および発熱速度が増加することを確認した。なお、天井が最も低いcase5 (H=0.49m) では、連続火炎と間欠火炎がすべて天井に展炎し、自由空間に比べて発熱速度の増加が顕著に増加した。
- (2) 天井下の展炎を考慮した火源の発熱速度予測モデルに天井下の油燃焼実験の条件を適用し、火炎長さ、火炎の放射熱流と発熱速度を計算した。モデルの計算値と実験の測定値を比べた結果、天井が存在しても火炎が天井に届かない場合は、天井下の火炎長さとおよび自由空間の火炎長さとおよびほぼ一致するので、天井高さが火炎長さに与える影響はほとんどない。既存の予測式による火炎長さの計算値は、測定値よりもやや過大となり、自由空間の場合は、Heskestadの計算値が長谷見の計算値よりも測定値に近かった。火炎が天井に展炎する場合には、天井が低いほど火炎長さの測定値が大きくなるが、横林とFaethの計算値は天井が低いほど小さくなるという逆の傾向を示した。

発熱速度については、天井高さが低いほど天井からの放射が増加されるので、燃料の燃焼面に入射熱流と発熱速度も大きくなる。天井高さが低く火炎が持続的に天井に接触するcase5の場合は、他の実験よりも放射熱流と発熱速度が顕著に増加した。火炎長さの計算値を用いて計算された発熱速度は、火炎が天井に接炎しない条件では発熱速度の測定値とおよびほぼ一致するが、火炎が天井に接炎すると、測定値より1.3倍以上大きくなった。しかし、火炎長さの測定値を用いて発熱速度を計算すると測定値とおよびほぼ一致した。従って、展炎する火炎長さを計算する方法を改善すればより正確な発熱速度の計算が可能と予想される。

【参考文献】

1. Nasr, A., Suard, S., El-Rabii, H., Garo, J.P., Gay, L., Rigollet, L., “Heat feedback to the fuel surface of a pool fire in an enclosure”, *Fire Safety Journal*, Vol.60, pp. 56-63, 2013
2. Poulsen, A. and Jomaas, G., “Experimental study on the burning behavior of pool fires in rooms with different wall linings”, *Fire Technology*, Vol.48, pp. 419-439, 2012
3. Kokkala, M.A., “Experimental study of heat transfer to ceiling from an impinging diffusion flame”, *Fire Safety Science*, 3rd IAFSS Symposiums, pp. 261-270, 1991
4. Shintani, Y., Nagaoka, T., Deguchi, Y. and Harada, K., “Simple Method to Predict Downward Heat Flux from Flame to Floor”, *Fire Science and Technology*, Vol33, No.1, 2014
5. The SFPE handbook of Fire Protection Engineering, 5th Edition, vol.3, NFPA, pp. A3440-3447, 2016
6. Babrauskas, V., *Ignition Handbook*, Fire Science Publishers, SFPE, pp.1024-1054, 2001
7. *Fire Protection Handbook*, 8th Edition, NFPA, pp. A1-7, 1997
8. Hasemi, Y. and Tokunaga, T., “Flame Geometry Effects on the Buoyant Plumes from Turbulent Diffusion Flames”, *Fire Science and Technology*, Vol.4, No.1, 1984
9. Heskestad, G., “Luminous heights of turbulent diffusion flames”, *Fire Safety Journal*, Vol.5, pp103-108, 1983
10. Vienneau, H., *Mixing controlled flame heights from circular jets*, BSc Thesis, Dept. Chem. Eng., Univ. New Brunswick, Fredericton, N. B., 1964
11. D'Souza, M.V. and McGuire, J.H., “ASTM E84 and the Flammability of Foamed Thermosetting Plastics”, *Fire Technology*, 13, pp85-94, 1977
12. Block, J. A., *A theoretical and experimental study of nonpropagating free-burning fires*, Ph.D. Thesis, Harvard University, 1970
13. Blinov, V.I. and Khudiakov, G.N., “Certain Laws Governing Diffusive Burning of Liquids”, *Dokl. Acad. Nauk SSSR*, 113, pp1094–1098, 1957
14. Häggglund, B and Persson, L.E., “The heat radiation from petroleum fires”, FDA Rep. C20126-D6, A3, *Försvarets Forskningsanstalt*, Stockholm, 1976
15. Akao, S., Lee, S.C., Kondo, S., Shirai, K. and Harada, K., “The burning rate of lubricant oil under ceiling (part-1 Experiments)” , *Summaries of technical papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan.*, pp.373-374, 2016
16. Lee, S.C., Akao, S., Kondo, S., Shirai, K. and Harada, K., “The burning rate of lubricant oil under ceiling (part-2 Prediction of heat release rate considering the effect of ceiling flame)” , *Summaries of technical papers of Annual Meeting Architectural Institute of Japan.*, pp.375-376, 2016
17. You, H. Z. and Faeth, G. M., “Ceiling heat transfer during fire plume and fire impingement”, *Fire and Materials*, vol. 3, No.3, pp140-147, 1979

18. Yokobayashi, Y., Hasemi, Y. and Wakamatsu, T., "Heating mechanism of flat ceiling exposed to localized fire", J. Structure & Construction Engineering, Architectural Inst. of Japan, No.484, pp149-156, 1996
19. McCaffery, B. J., "Purely buoyant diffusion flames: some experimental results", Final report. Washington (DC), National Bureau of Standards, US Department of Commerce. NBSIR 79-1910 1979
20. McGrattan, B., K., Baum, R., H. and Hamins, A., "Thermal Radiation from Large Pool Fires", NISTIR 6546, 2000
21. Buraczewski and Czeslaw, "Contribution to radiation theory configuration factors for rotary combustion chambers", Pol. Akad. Nauk Pr. Inst. Masz Przeplyw, no.74, pp.47-73, 1977 (in Polish.)
22. Naraghi, M.H.N. and Warna, J.P., "Radiation configuration factors from axisymmetric bodies to plane surfaces", Int. J. Heat Mass Transfer, vol.31, no.7, pp1537-1539, 1988
23. ISO 24473 : Fire tests – Open calorimetry – Measurement of the rate of production of heat and combustion products for fires of up to 40MW, 2008

第5章

天井下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大モデル

第5章 天井下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大モデル

5. 1. 目的

区画火災の場合、火災室内の収納可燃物で着火が起こると、時間の経過によって可燃物の燃焼面積と発熱速度が増加する。可燃物の上面から燃焼が始まると上面の燃焼面は着火点を基準にして円型を維持したまま水平方向に拡大する。時間が経過すると、着火点付近で燃え尽きが始まる。燃え尽き面も、燃焼面の拡大と同様に拡大する。燃え尽き面が拡大して可燃物の燃焼面積が減ることによって、発熱速度も減る。その後、可燃物が全部燃えて、燃焼する可燃物がなくなると発熱速度はゼロになる。可燃物の燃焼による発熱速度の経過を知るためには時間の経過に伴う可燃物の燃焼面積の変化を考慮しなければならない。

一方、区画内の火災は、可燃物の周辺の天井と壁体や上部に形成された煙層、天井下を展炎する火炎から放射熱を受けて成長する。既往の研究では、区画内の周囲から放射熱を受ける場合は、自由空間で燃焼する場合よりも発熱速度が増加することが報告されている。

若月ら¹⁾は、ISO9705規格²⁾の火災室（幅2.4m×奥行3.6m×高さ2.4m）を使用し、区画正面の中央部に開口（幅0.8m×高さ2m）を設けた。可燃物の主要部がポリウレタンフォームで構成された座椅子と2人掛けソファを用い、自由空間と区画内でそれぞれの燃焼実験を行った。その結果、周壁や煙層の熱フィードバックにより、室内温度と可燃物に入射する熱流束が増加して自由空間よりも火災成長率が約2倍、発熱速度が約1.35倍大きくなることを明らかにした。

Takedaら³⁾は、一辺の長さがそれぞれ0.15m、0.25m、0.4m、0.5m、0.6m、および0.7mである6つの立方体の箱内でメタノールの燃焼実験を行った。箱の正面中央に1つの開口部と、床面の中央に火皿（幅0.15m×奥行0.15m×深さ0.05m）を設置した。室の寸法と開口寸法を変更し、約200回の実験を実施した。その結果、区画火災の燃焼速度は、自由空間に比べて最大7.2倍まで増加することを確認した。

Nasrら⁴⁾は、区画内でヘプタンの燃焼実験を行い、火源直径と空気流入量の違いによる燃料表面への入射熱流、室内温度、燃焼速度などの影響を測定した。その結果、燃焼速度と室内温度は、区画内の周壁や煙層などから燃料面への外部放射と流入空気量の影響が大きいことを示し、実験結果に基づき火炎温度の計算式を提案した。

Paulsenら⁵⁾はISO9705規格の火災室でヘプタンの燃焼実験を行い、自由空間の実験結果との比較から区画内の熱フィードバックの影響を検討した。実験結果から、発熱速度は、燃焼初期に急激に成長し、壁体の熱慣性に関係なく、上部層の温度上昇に応じて発熱速度が増加することを確認した。また、区画内の熱フィードバックを受けて、自由空間の火災よりも発熱速度が増加することが確認されているが、定量化には至っていない。

筆者ら⁶⁾は、区画室の出火直後の可燃物の表面での燃え広がり速度を予測するモデルを二層ゾーンモデル^{7,8)}に組み込み、成長火源に対して可燃物の単位面積当たりの燃焼速度と表面の火炎伝播速度の室内での増加を考慮するモデル化を行った。このモデルは、室の積載可燃物を表面積と総発熱量が等しい円筒形可燃物に置換し、自由空間で外部放射がゼロの場合に告示式^{9,10)}と同等の燃え広がり速度となるように材料の特性値を与えるものである。室内での燃焼では、室上部の煙層や高温になった壁面からの放射熱を受けることで燃え広がり速度が増加することを考慮し、室の温度や周壁の温度が上昇するにしたがって燃え広がりが加速するモデルである。しかし、このモデルでは、燃焼がある程度大きくなっても天井に展炎することを考慮していないので、燃焼速度および発熱速度を過小に予測する可能性がある。また、実際の実験との比較がまだ行われていないので、実験値との比較によりモデルを検証する必要がある。

本章では、第4章で検討した天井下の展炎を考慮した火炎からの放射モデル¹¹⁾を可燃物表面の燃え広がりを導入した二層ゾーンモデルに組み込んで、区画内での初期火災時の燃え広がりにおける火炎と外部放射の影響を考慮し、燃焼性状を定量的に予測できるようにする。また、自由空間と区画室でウレタンクッションの燃焼実験を行って、区画室の燃焼性状が自由空間に比べどのくらい増加するかを検討する。

先行のモデル⁶⁾では、初期火災の時に室内の可燃物の発熱速度は時間の二乗で成長する設計火源を想定していたが、本章では自由空間での実験から得られた発熱速度の時間変化から火災成長率などの可燃物の燃焼に関わる物性値を求める。これをモデルの初期値として入力して、区画室で同一な可燃物が燃焼する場合に、区画内で生じる煙層、展炎部の火炎、高温化した壁面などから可燃物表面への放射熱（以下、これらを外部放射と呼ぶ。）によって自由空間と比べてどれほど加速されるかを検討する。さらに、区画実験の測定値とモデルの計算値を比較して、本モデルの効用性を検証する。

5. 2. 天井下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大モデルの構築

区画火災の場合は、火災プルームからの放射および高温の煙層と加熱された周壁からの放射熱により可燃物の燃焼拡大が加速される。従って、火炎内部の直接的な放射熱流だけでなく、煙層からの放射熱流、煙層（以下、上部層）および下部層（以下、下部層）に接する壁面からの放射熱流などの外部放射を考慮する必要がある。

二層ゾーンモデル^{7,8)}では、火源の燃焼速度を時間の関数としてあらかじめ入力し、これを用いて上部層と下部層の温度と境界面の高さ、層の相互間及び各層と壁面との放射および対流熱伝達を計算する。放射に関しては、各室内の放射伝熱系を構成する上部層及び、これらの各々に接触する壁面がそれぞれに一樣な温度の灰色体であると仮定し、放射伝熱をNet-Radiation法を用いて計算する。

先行研究⁶⁾では、火災プルームからの放射と上部層や周壁からの放射を一緒に受けて、可燃物表面の燃え広がり速度と単位面積当たりの質量減少速度（以下、燃焼速度）が加速するモデルが二層ゾーンモデルに組み込まれた。しかし、このモデルには、火炎が十分に成長し天井下に展炎する場合を考慮しなかった。従って、第4章で記述した天井下の展炎を考慮した火炎の放射モデルから展炎部分から放射される熱流の計算方法をこのモデルに組み込んで、区画火災での展炎と可燃物の燃焼拡大速度を考慮した燃焼性状予測モデルを構築する。また、室内の積載可燃物の熱物性値を自由空間の燃焼実験から抽出し、その可燃物が燃焼する場合の室内の燃焼拡大性状を明らかにして、モデルの予測精度を改良する。

本章で検討する天井下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大モデルの流れを図5.1に示す。

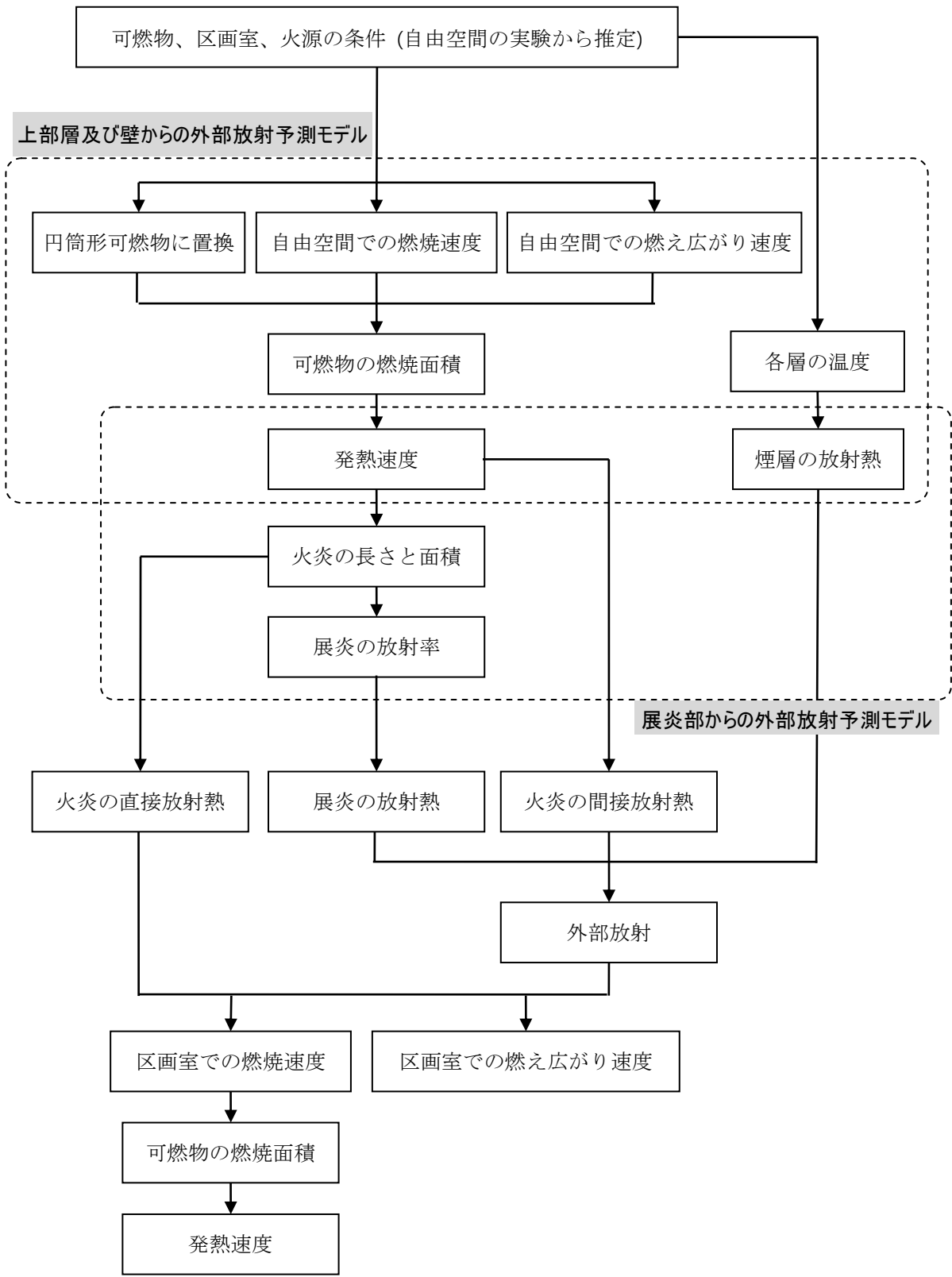


図5.1 天井下の展炎を考慮した区画火災における燃焼性状予測モデルの流れ

5. 2. 1. 可燃物への入射熱流

5. 2. 1. 1. 火災プルームからの直接放射

火災プルームから可燃物へ入射する直接放射を図5.2に示す。火災プルームから可燃物への入射熱流 q_f [kW/m²]は、第4章の天井下の展炎を考慮した火炎の放射予測モデルでの、円柱領域の火炎の放射 q_c [kW/m²]と同様な方法で計算する。

$$q_f = \varepsilon_c E_{cc} F_{cc} + (1 - \varepsilon_c) \varepsilon_c E_{ci} F_{ci} \quad (5.1)$$

ここで、 ε_c [-]は火炎の放射率、 E_{cc} [kW/m²]は連続火炎の放射発散度(= 81kW/m²)、 E_{ci} [kW/m²]は間欠火炎の放射発散度(= 52kW/m²)、 F_{cc} [-]は燃焼面から連続火炎を見た時の形態係数、 F_{ci} [-]は燃焼面から間欠火炎を見た時の形態係数である。

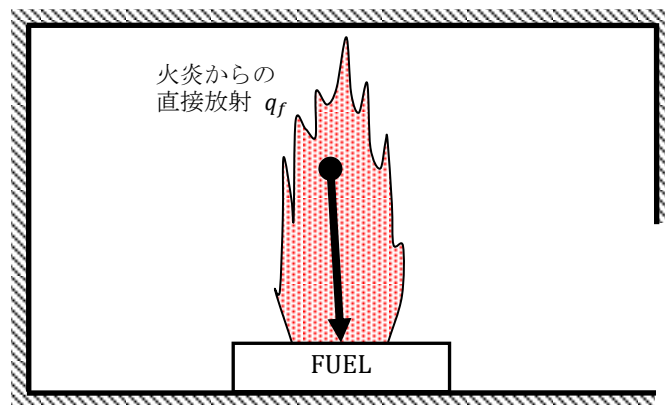


図 5.2 火災プルームから可燃物への入射熱流（内部放射）

5. 2. 1. 2. 天井下の展炎からの放射

区画火災の場合、火源が成長して天井に火炎が到達すると、天井下で円盤形を維持しながら広がる。したがって、可燃物への入射熱流は、火炎本体からの放射と、天井に展炎する円盤からの放射を同時に考慮する必要がある。図5.3に示すように、円盤領域の火炎から燃焼面に入射する放射熱流 q_d [kW/m²]と、火炎が接する天井部分から燃焼面に入射する放射熱流 q_w [kW/m²]は、第4章で記述した天井下の展炎を考慮した火炎の放射予測モデルを用いて計算する。

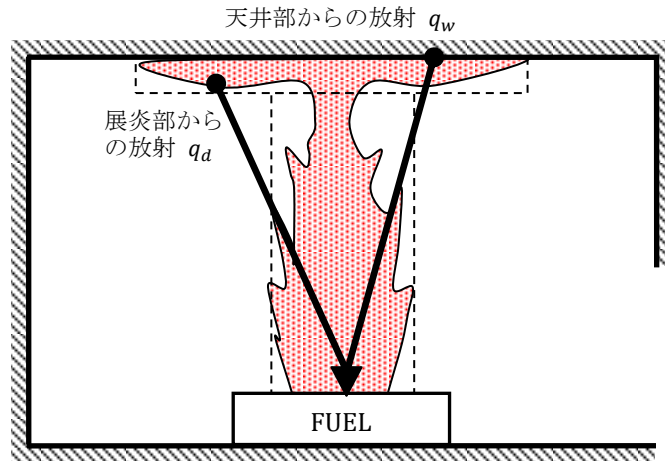


図 5.3 可燃物に入射する火炎からの間接熱流

5. 2. 1. 3. 上部層からの放射

図5.4に示すように、二層ゾーンモデルで^{7,8)}は、上部には高温の煙層、下部に低温の空気層が形成され、上部層と下部層の相互間及び各層と壁面との放射のみを考え、上部層と下部層及び、これらの各々に接触する壁面がそれぞれに一樣な温度であると仮定する。

下部層に接する周壁への正味吸収量 Q_{warad} [kW/m²]は、上部層、下部層および各層に接する壁体の放射熱の収支を連立して解いて計算される。公開版のプログラムでは、図5.4に示すように下部層に接する壁体表面への入射熱流 q_s [kW/m²]のうち吸収されるものから、表面温度 T_{wa} [K]を応じて放出するものを差し引いたものが Q_{warad} として計算される。

$$Q_{warad} = \varepsilon_{wa}q_s - \varepsilon_{wa}\sigma T_{wa}^4 \quad (5.2)$$

上式(5.2)を q_s について整理すると、上部層などから可燃物に入射する放射熱流 q_s [kW/m²]は、

$$q_s = \frac{Q_{warad} + \varepsilon_{wa}\sigma T_{wa}^4}{\varepsilon_{wa}} \quad (5.3)$$

となる。ただし、 ε_{wa} [-]は下部層に接する周壁の放射率、 σ [kW/m²K⁴]はステファン-ボルツマン定数、 T_{wa} [K]は下部層に接する周壁の温度である。

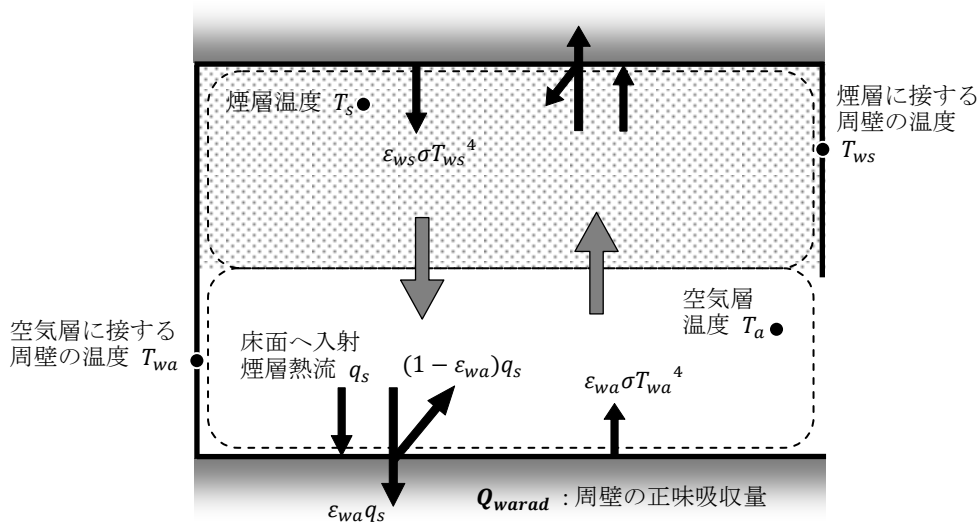


図 5.4 区画室の熱収支

5. 2. 1. 4. 火源からの間接放射

可燃物へ入射する火炎からの間接放射を図5.5に示す。火源の発熱速度のうち放射比率に相当する放射熱流は、室の内表面で反射した後に面積 A_T [m²]に均等に入射すると仮定して、火炎からの間接放射 $q_{f,re}$ [kW/m²]を次式で求める。

$$q_{f,re} = (1 - \varepsilon_{wall})\chi Q/A_T \quad (5.4)$$

ここで、 χ [-]は放射成分の割合、 ε_{wall} [-]は周壁の放射率である。

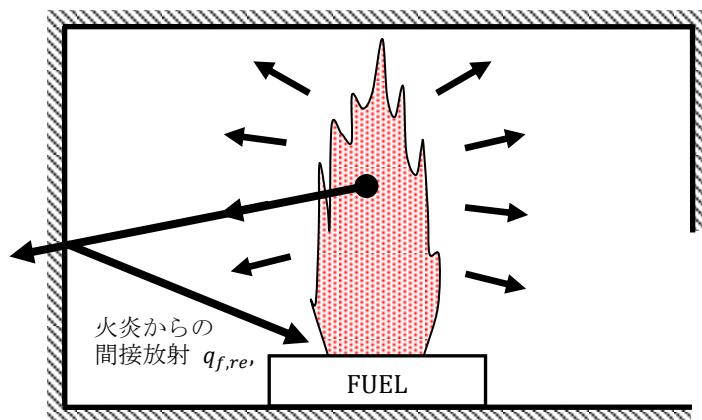


図 5.5 可燃物に入射する火炎からの間接熱流

5. 2. 2. 区画火災での可燃物表面の燃え拡がり速度

可燃物表面の燃え拡がりを表すため、図5.6に示すように、室内の積載可燃物を総発熱量が同じ円筒形可燃物に置換し、可燃物の表面積を一括してとらえて、燃焼面積の変化の計算が容易にする手法を用いる⁶⁾。

自由空間における燃焼で自らの火炎から入射する内部放射のみを考慮した可燃物の燃焼性状を考えると、可燃物の燃焼面積 $A_{f,free}$ [m²]は、可燃物上面の中心から出火し、一定の速度で同心円を維持しながら拡大する。従って、火災が時間の二乗(= αt^2)で成長することを想定すると、発熱速度 Q [kW]は、燃焼面積 $A_{f,free}$ と単位面積あたりの発熱速度 $q_{o,free}$ [kW/m²]を用いて表すことができる。

$$Q = \alpha t^2 = q_{o,free} A_{f,free} \quad (5.5)$$

燃え拡がり面は円形で成長するので、円形火源で近似し、上式を燃焼面積 $A_{f,free}$ について整理すると、次式となる。

$$A_{f,free} = \pi r_{f,free}^2 = \alpha t^2 / q_{o,free} \quad (5.6)$$

自由空間での可燃物表面の燃え拡がり速度 $v_{f,free}$ [m/s]は $r_{f,free}/t$ なので、次式で表すことができる。

$$v_{f,free} = \sqrt{(\alpha/q_{o,free})/\pi} \quad (5.7)$$

ここで、 α [kW/s²]は火災成長率、 $q_{o,free}$ [kW/m²]は単位面積当たりの発熱速度である。ただし、その物性値は、自由空間での燃焼実験に基づいて値が決定される。

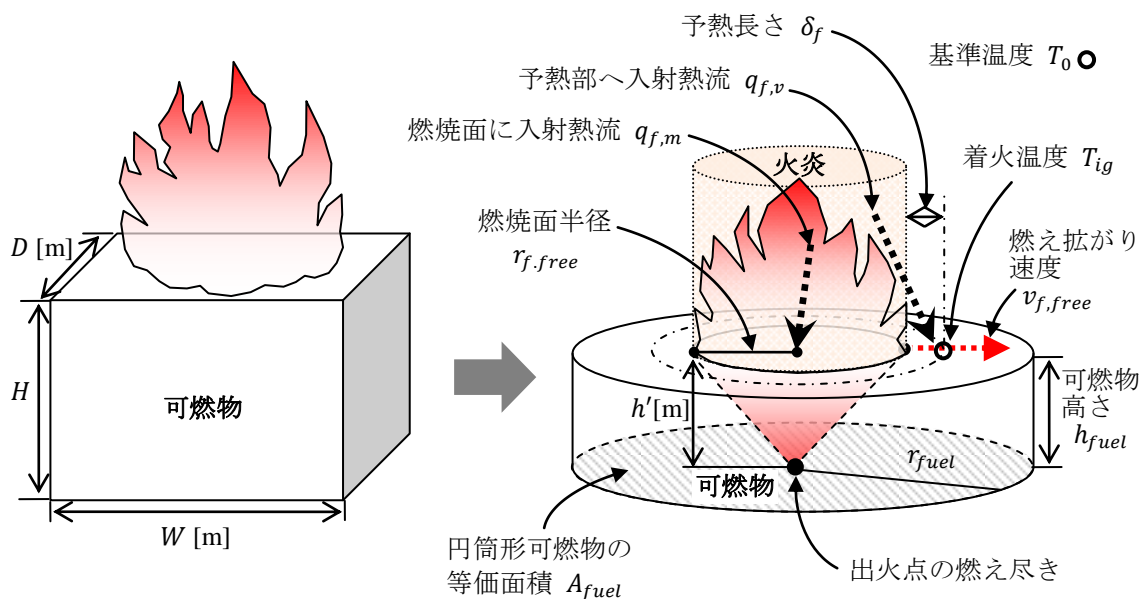


図5.6 自由空間の火炎伝播モデル

一方、Quintiere¹²⁾による火災伝播速度式を用いると、自由空間における均質な厚い可燃性材料の場合、火災からの熱流によって着火するまでの時間 t_{ig} [s]は、次式となる。

$$t_{ig} = \frac{\pi k \rho c}{4} \left[\frac{(T_{ig} - T_0)}{q_f} \right]^2 \quad (5.8)$$

また、可燃物表面の燃え拡がり速度 $v_{f.free}$ は、火災からの放射を受ける予熱長さ δ_f [m]と t_{ig} の比(δ_f/t_{ig})なので、着火時間に式(5.8)を使うと、 $v_{f.free}$ は次式となる。

$$v_{f.free} = \delta_f/t_{ig} = \left[\frac{4\delta_f}{\pi k \rho c (T_{ig} - T_0)^2} \right] q_{f,v}^2 \quad (5.9)$$

ただし、 T_{ig} [°C]は可燃物の着火温度、 T_0 [°C]は基準温度（初期温度）、 $q_{f,v}$ [kW/m²]は火災から可燃物の予熱部分に入射する熱流である。火源が十分大きくなれば、予熱部分から火炎を見たときの形態係数は0.5となる。よって火災から予熱部分に入射する熱流 $q_{f,v}$ は、次式となる。

$$q_{f,v} = 0.5q_f \quad (5.10)$$

可燃物に入射する放射熱流のうち、火炎プルームからの直接放射の以外のすべての放射熱流（上部層からの放射、天井下の展炎部と火炎が接する天井からの放射、火炎からの間接放射）の和を外部放射 q_{inc} [kW/m²]とすると、次式で表すことができる。

$$q_{inc} = q_d + q_w + q_s + q_{f,re} \quad (5.11)$$

式(5.9)の右辺の[]の中は可燃物の材質によって決まる物性値なので、定数で近似できる。一方、区画火災の場合は図5.7に示すように、可燃物の予熱部分が火炎からの放射 $q_{f,v}$ と外部放射 q_{inc} を一緒に受けるので、可燃物の燃焼拡大速度が加速化される。したがって、区画内の可燃物表面の燃え拡がり速度 $v_{f.comp}$ [m/s]は、次式で表すことができる。

$$v_{f.comp} = \left[\frac{4\delta_f}{\pi k \rho c (T_{ig} - T_0)^2} \right] (q_{f,v} + q_{inc})^2 \quad (5.12)$$

また、式(5.9)と式(5.12)の比をとれば、燃え拡がり速度 $v_{f.comp}$ は次式となる。

$$v_{f.comp} = \frac{(q_{f,v} + q_{inc})^2 v_{f.free}}{q_{f,v}^2} = \left[1 + \frac{q_{inc}}{q_{f,v}} \right]^2 v_{f.free} \quad (5.13)$$

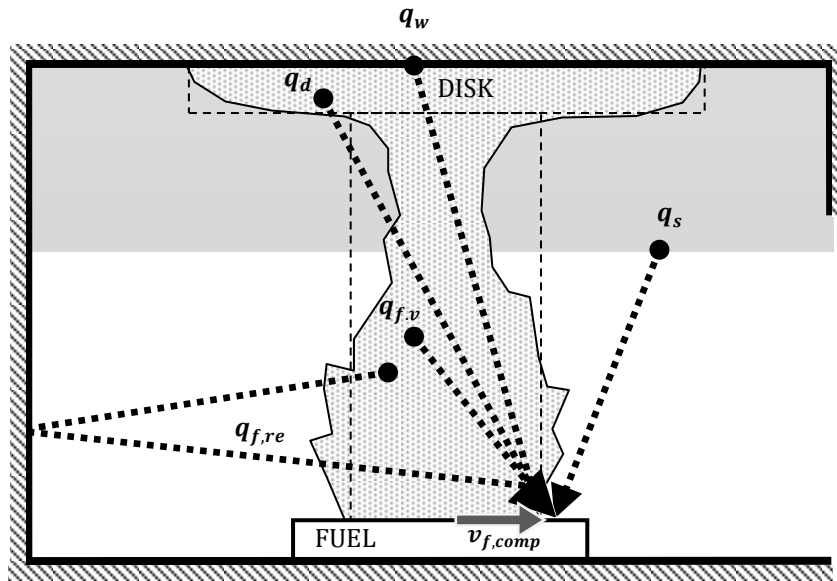


図5.7 区画室での可燃物の燃焼面に入射する熱流

5. 2. 3. 区画火災での可燃物の燃焼速度

上部層等からの放射を受けない状態での単位面積当たりの燃焼速度 m_0 [kg/m²s]は、

$$m_0 = \frac{q_{0,free}}{\Delta H} \quad (5.14)$$

となる。ここで、 $q_{0,free}$ [kW/m²]は単位面積当たりの発熱速度、 ΔH [kJ/kg]は可燃物の単位質量当たりの発熱量である。ただし、その物性値は、自由空間での燃焼実験に基づいて値が決定される。

区画火災における燃焼で、火炎からの直接放射とともに上部層などからの外部放射が可燃物の燃焼面へ入射する場合は、図5.8に示すように、外部放射 q_{inc} は燃焼面に入射する放射熱流に火炎の放射透過率を掛けたものなので、 $(1 - \epsilon_{flame})q_{inc}$ となる。従って、区画火災における単位面積当たりの燃焼速度 m_{comp} [kg/m²s]は、次式となる。

$$m_{comp} = \frac{q_{f,m} + (1 - \epsilon_{flame})q_{inc}}{\Delta L} \quad (5.15)$$

ここで、 $q_{f,m}$ [kW/m²]は火炎から可燃物の燃焼面に入射する熱流（燃焼面に対する形態係数が 1 なので、 q_f と同じ）、 ΔL [kJ/kg]は可燃物がガス化する時に必要な熱分解潜熱、 ϵ_{flame} [-]は火炎の放射率である。

式(5.15)の右辺の $q_{f,m}/\Delta L$ は、自由空間における単位面積当たりの燃焼速度 m_0 を表しているの
で、 m_0 を使うと、区画火災での燃焼速度 m_{comp} は次式で整理できる。

$$m_{comp} = \left[\frac{\Delta L}{q_{f,m}} \right] \left[\frac{q_{f,m} + (1 - \varepsilon_{flame})q_{inc}}{\Delta L} \right] m_0 = \left[1 + \frac{(1 - \varepsilon_{flame})q_{inc}}{q_{f,m}} \right] m_0 \quad (5.16)$$

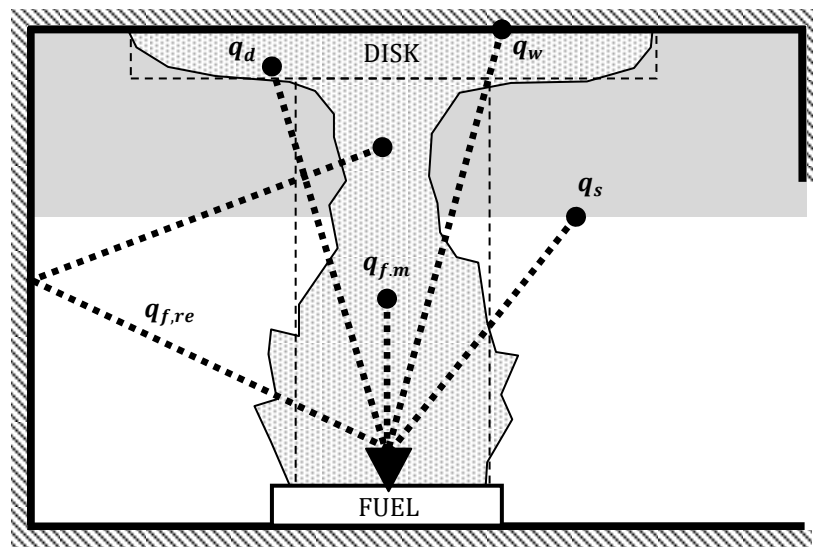


図5.8 区画室での可燃物の燃焼面に入射する熱流

5. 3. 自由空間と模型区画内での燃焼実験

5. 3. 1. 実験概要

自由空間での火災では、時間の経過によって火炎が成長し、その火炎から直接に放射熱を受けて可燃物の燃焼が拡大される。しかし、区画火災では、区画内の上部層や周壁からの放射熱の影響も一緒に受けるので、自由空間に比べて火災成長速度がより早くなる。

本節では、Tarumotoら¹³⁾が行った自由空間でのウレタンマット燃焼実験と同一な可燃物を、模型区画内で燃焼させた時、区画内の各要素が火災成長速度にどのくらい影響を及ぼすかについて検討を行う。また、可燃物の量を増やして燃焼実験を進め、可燃物の量が燃焼性状に及ぼす影響についても検討する。

5. 3. 2. 実験条件

実験条件の一覧を表 5.1 に示す。本章の実験は全部で 4 種類の実験で、区画内実験が 3 条件、自由空間実験が 2 条件である。区画内実験では可燃物の量により 3 種類の実験、自由空間の実験では 2014 年 11 月に Tarumoto らが行った Open1、Open2、Open3 の実験に続いて 1 種類の実験を追加した。全ての実験では可燃物として寸法が W500mm×D500mm×H50mm、質量が 186.9～190.6g で普通密度（約 16kg/m³）のウレタンマットを用いた。実験 Open1～3 と MB-1 はウレタンマットの 1 枚、MB-2 は 2 枚、MB-3 は 3 枚、Open4 の実験は 2 枚を重ねて使用した。着火位置はウレタンマットの上面の中央である。

表5.1 実験条件

日付	実験No.	可燃物の条件	可燃物の質量 [g]	着火位置
2014年 11月 ¹³⁾	Open1	1枚設置	190 (着火)	上面中央
	Open2	"	190 (着火)	"
	Open3	"	190 (着火)	"
2015年 2月	Open4	2枚設置 (2枚重ね)	187.7 (着火)、190.6	"
	MB-1	"	187.6 (着火)	"
	MB-2	2枚設置 (2枚重ね)	186.9 (着火)、188.4	"
	MB-3	3枚設置 (3枚重ね)	189.5 (着火)、187.4、188.7	"

MB: model box test as determined by ISO/TS 17431 Fire Tests

OPEN: 周壁と上部層の放射がない自由空間での実験

5. 3. 3. 実験装置

実験で使用した装置の概要を図5.10に示す。区画実験はISO17431の模型箱試験¹⁴⁾の模型区画室を用いた。模型区画室の寸法はW840mm×D1680mm×H840mmである。開口は寸法がW 300mm×H670mmを1つ設置されている。模型区画室の天井と壁体の材料は厚さが25mmであるセラミックファイバーボード（密度250kg/m³、熱伝導率0.1~0.15W/mK）¹⁵⁾を使用した。ウレタンマットは床の中央に位置して、厚さ12.5mmのセラミックファイバーボード上にアルミ箔を重ね、その上に実験条件によってマットの数量を変更し設置した。

5. 3. 4. 測定項目

5. 3. 4. 1. 室内温度と煙層高さ

実験装置内の鉛直温度分布を測定するため、図5.10に示すように2本の熱電対ツリーを設置した。各々の熱電対ツリーは、床から100mmの間隔に8個、天井に1個を設置した熱電対により構成した。図5.9に示すように、温度分布の中で最高温度と最低温度の差の10%を最低温度に加えた値を上部層温度、その時の床面からの距離を煙層の高さとした。

下部層の温度を求める方法は、上記の方法により、室内の鉛直温度分布から求めた上部層温度より低い温度の平均値を下部層の温度とした。

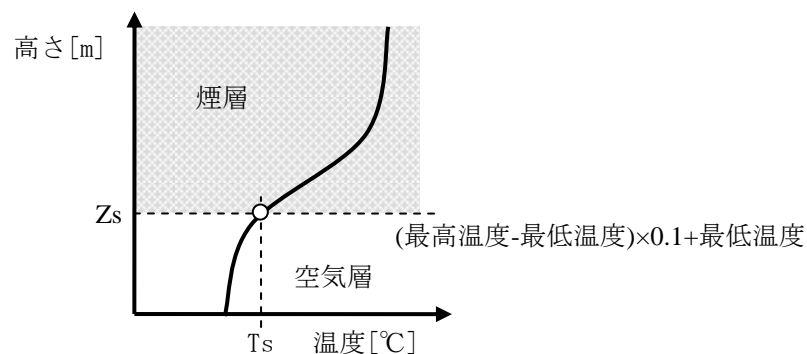


図5.9 煙層高さの算出方法（Nパーセント法）

5. 3. 4. 2. 床面への入射熱流

床面に入射する熱流束を測定するため、模型区画内の床面に1点の水冷熱流計（hfg）を設置した。熱流計のレンジは 50kW/m^2 である。

5. 3. 4. 3. 可燃物表面の燃え拡がり速度

ウレタンマットの上面の燃え拡がり速度を測定するため、模型区画内と外部にビデオカメラを1つずつ設置しマットの上面を撮影した。その撮影した映像を5秒のインターバルで画像をt李込み、燃え拡がり直径の変化を測定した。また、映像からウレタンマットの燃焼拡大の性状を10秒から20秒ごとに取り込み、燃焼性状の時刻歴を整理した。

5. 3. 4. 4. 可燃物の質量減少速度

各ウレタンマットの質量減少速度を測定するため、ウレタンマットを設置したセラミックファイバーボードの下に定格容量50Nのロードセルを3点設置した。

5. 3. 4. 5. 発熱速度

区画室の開口の上端に大型フードを設置して、開口から噴出した燃焼生成ガスを集煙し、酸素消費法による発熱速度、総発熱量を求めた。区画室の実験の場合は、開口から煙が放出されるまでのタイムラグが発生するので、実験前に区画室と自由空間でそれぞれメタノール2Lを燃焼して区画室で測定される発熱速度のタイムラグ（15秒）を求めた。

5. 3. 5. 実験方法

ウレタンマットの上面の中心にガスライターで着火させることで実験を開始された。ただし、データロガーとビデオカメラなどの実験装置は着火 1 分前からデータを測定した。実験装置内の鉛直温度分布と熱流束は2秒間隔でデータロガーにより記録した。

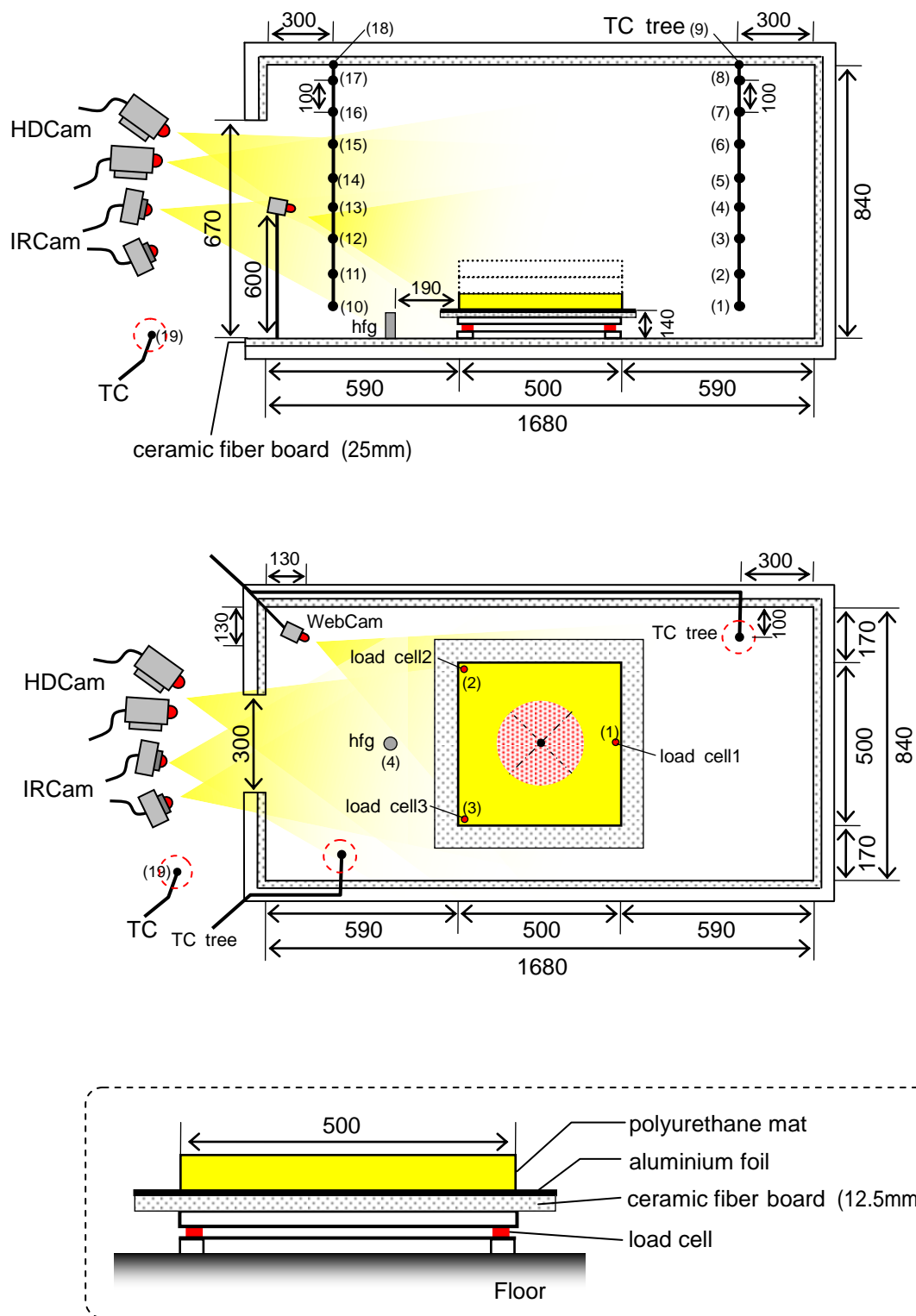


図5.10 実験装置の概要

5. 3. 6. 実験結果

5. 3. 6. 1. 室内温度と煙層高さ

(1) MB-1の室内温度

MB-1実験の室内の温度変化を図5.11と図5.12に示す。天井に近いほど温度が高くなる。区画室内の上部の温度は室の奥より手前の方が高い。また、手前の方が下部と上部の温度差も大きい。奥の最高温度は569.6°Cで、手前の最高温度は709.7°Cである。奥と手前の最高温度の差は140°Cである。

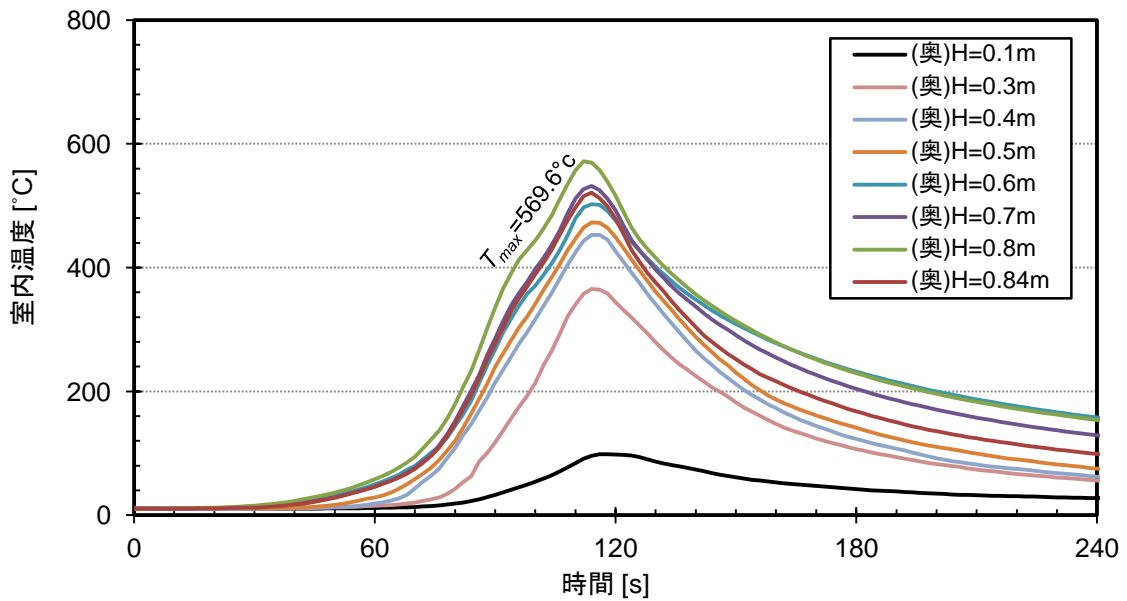


図5.11 MB-1実験の室内温度の変化（奥）

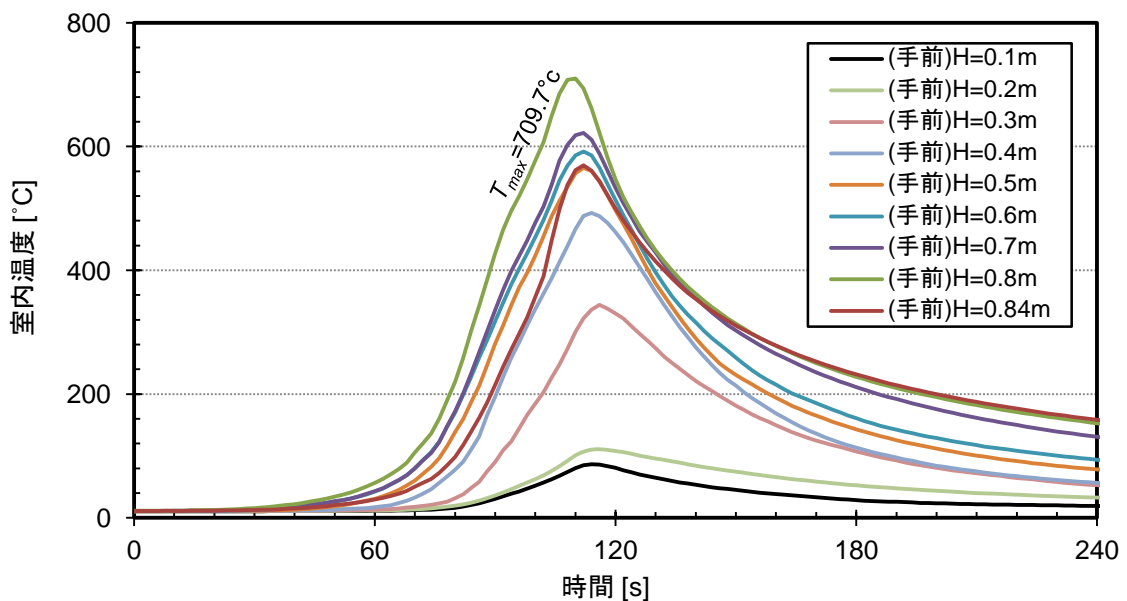


図5.12 MB-1実験の室内温度の変化（手前）

(2) MB-2実験の室内温度

MB-2実験の室内の温度変化を図5.13と図5.14に示す。天井に近づくほど、温度が高くなる。室の奥より手前の方の温度が高い。また、手前の方の下部と上部の温度差も大きい。奥の最高温度は681.6°Cで、手前の最高温度は844.2°Cである。奥と手前の最高温度の差は163°Cである。MB-1の実験より最高温度が135°Cくらい高い。

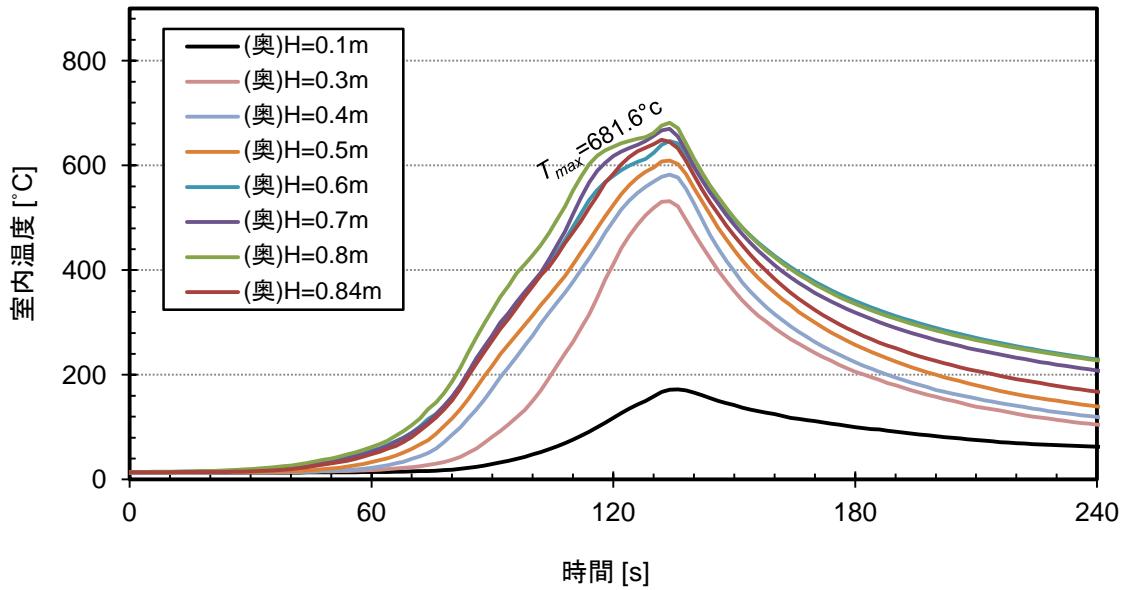


図5.13 MB-2実験の室内温度の変化（奥）

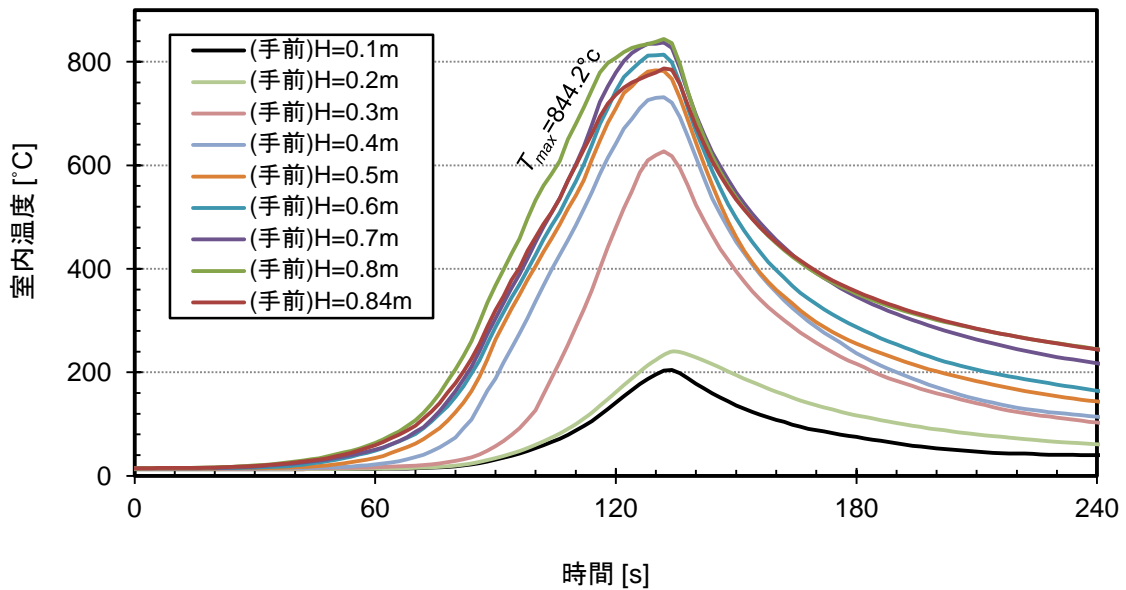


図5.14 MB-2実験の室内温度の変化（手前）

(3) MB-3実験の室内温度

MB-3実験の室内の温度変化を図5.15と図5.16に示す。天井に近づくほど、温度が高くなる。室の奥より手前の方の温度が高い。また、手前の方の下部と上部の温度差も大きい。奥の最高温度は704.6°Cで、手前の最高温度は855.9°Cである。奥と手前の最高温度の差は152°Cである。MB-1の実験より最高温度が146°Cくらい大きい。

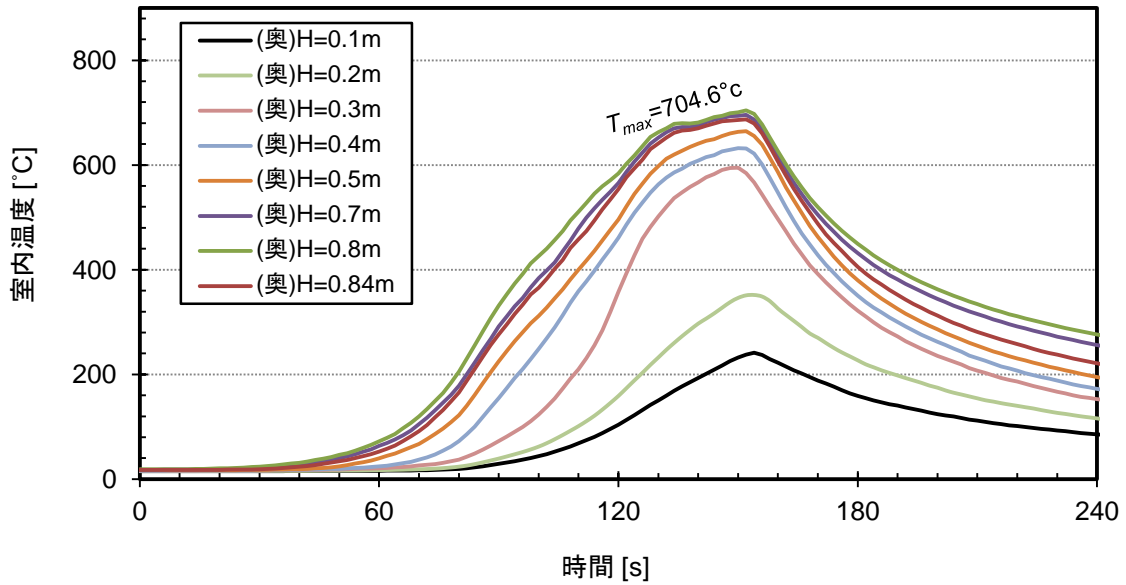


図5.15 MB-3実験の室内温度の変化（奥）

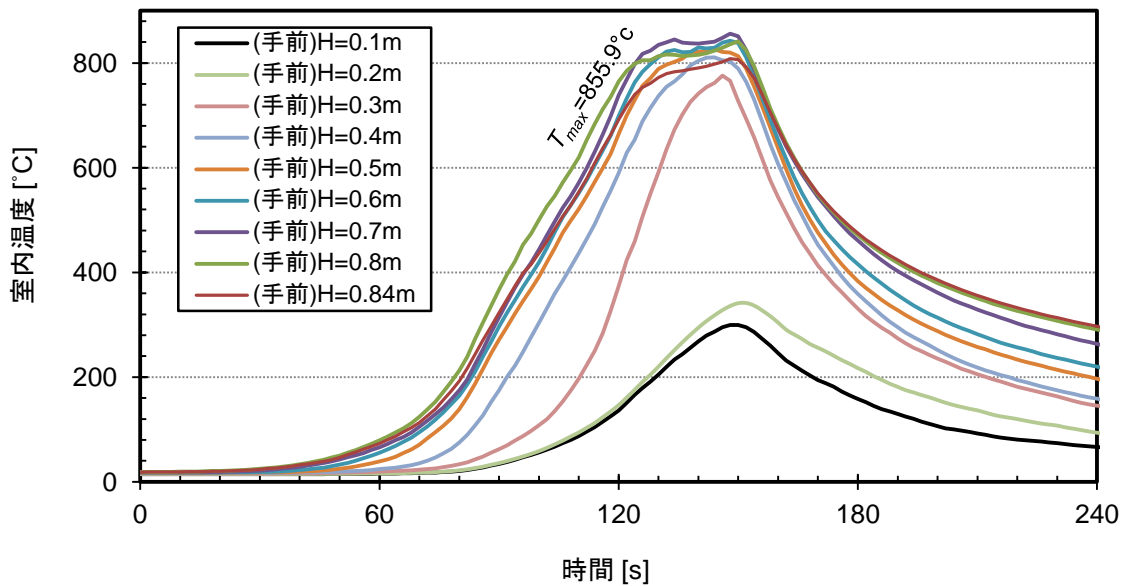


図5.16 MB-3実験の室内温度の変化（手前）

(4) 上部層温度と煙層高さ

室内の上部層温度と煙層の高さの変化を図5.17と図5.18に示す。図5.17に示すように、MB-1の実験と同じ区画室で可燃物の量を2倍にしたMB-2の実験の上部層の最高温度を比べると、MB-2の実験がほぼ1.4倍に大きくなるが、可燃物量を3倍にしてもMB-3ではMB-2とほとんど変わらなかった。MB-2とMB-3は、最高温度時に換気支配型の燃焼となったためである。

図5.18に示すように、煙層の高さは、時間の経過によって徐々に小さくなる。それぞれの実験の煙層高さの変化はほぼ一致する。ただし、燃焼初期には室内の鉛直温度の差が小さいので、Nパーセント法から求めた煙層高さは不安定になる。

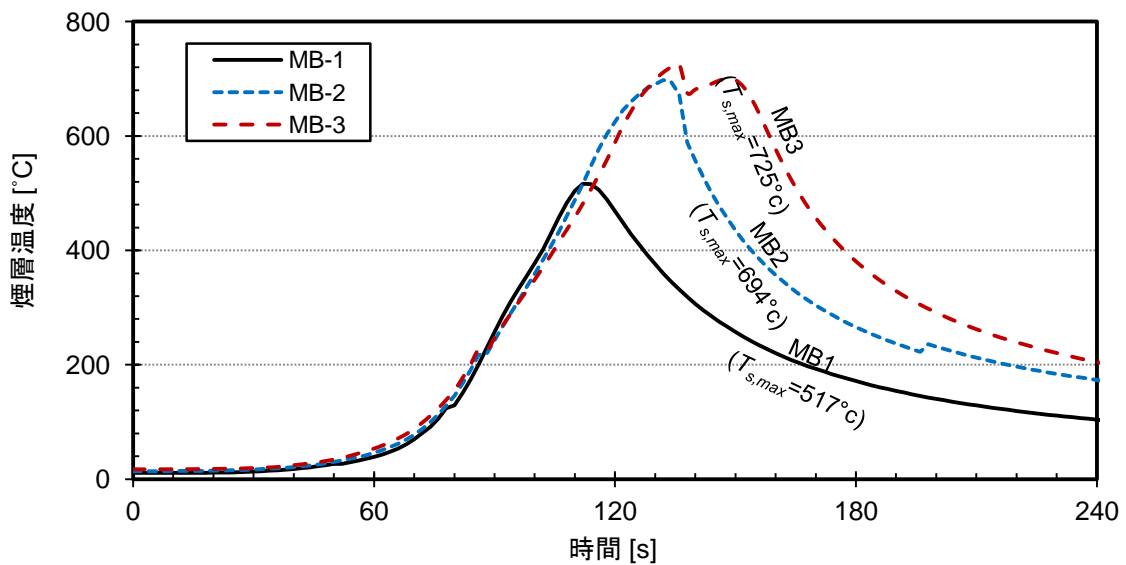


図5.17 上部層温度の変化

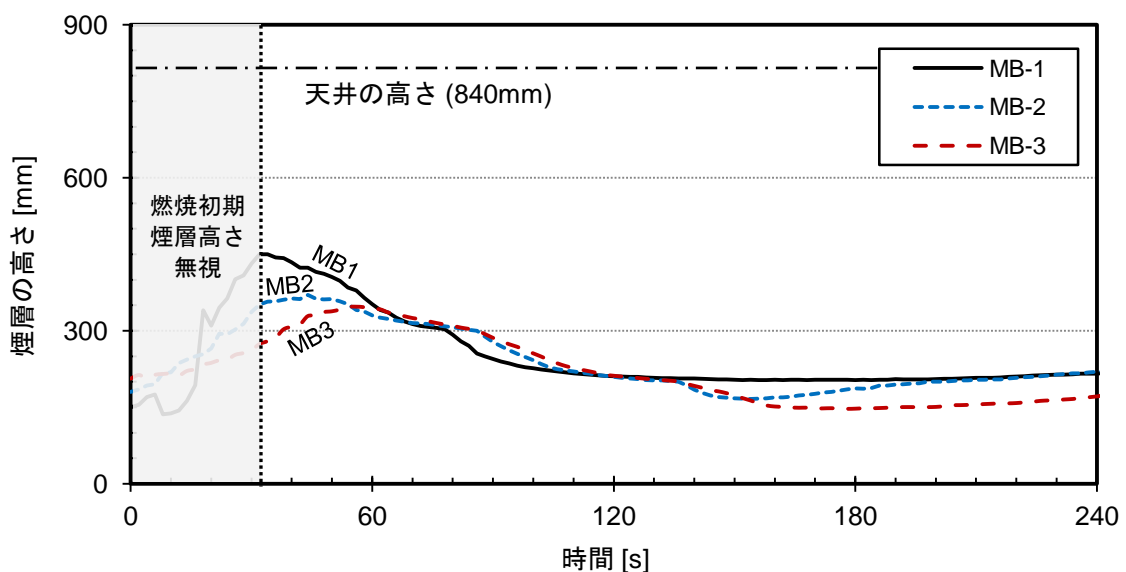


図5.18 煙層の高さの変化

5. 3. 6. 2. 床面への入射熱流

床面に入射する熱流束の変化を図5.19に示す。MB-1の実験と同じ区画室で可燃物の量を2倍にしたMB-2の実験の最大熱流束を比べると、MB-2の実験がほぼ2倍に大きくなるが、可燃物量を3倍にしたMB-3の場合はMB-1より約2.4倍大きくなった。従って、熱流束は可燃物量が増えると徐々に大きくなるが、その増加する割合は小さくなる。

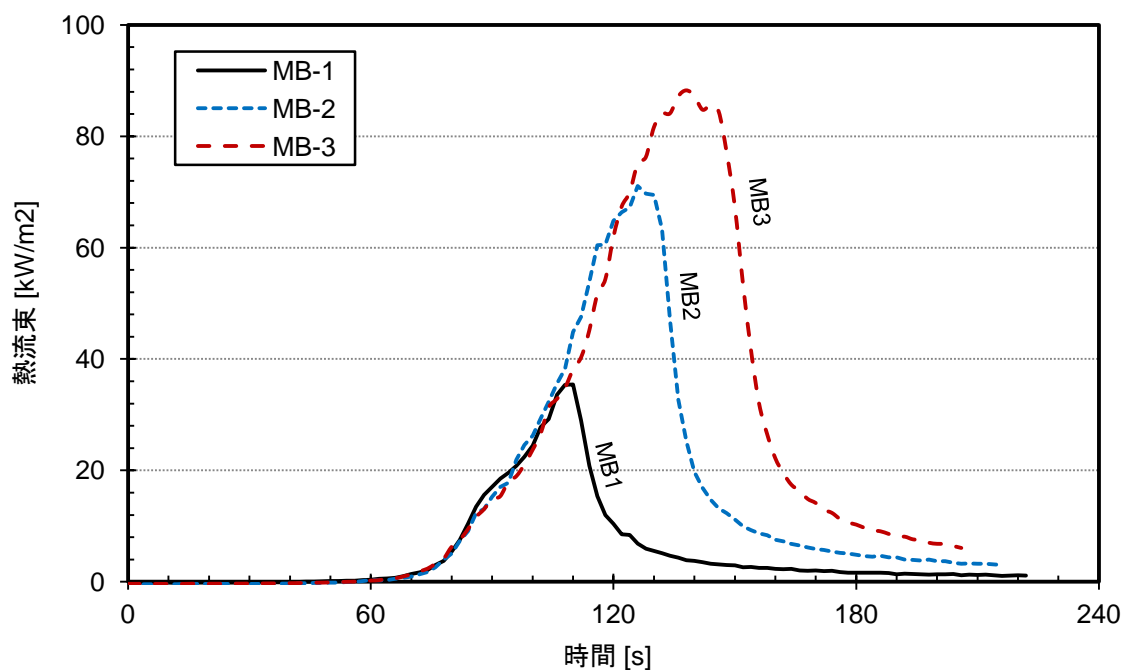


図5.19 床面に入射する熱流束の変化

5. 3. 6. 3. 可燃物表面の燃え拡がり速度

室内に設置したウェブカメラから測定したデータを、着火後 10 秒を起点としてウレタンマットの上面の燃焼性状の時刻歴を表 5.2 に 20 秒ごとに示す。また、室外に設置したビデオカメラからの燃焼性状の時刻歴を表 5.3 に示す。それぞれの実験での火炎の燃え拡がり速度は大きな差はない。しかし、区画火災では 70 秒以後に F.O.が発生してウレタンマットの全体に火炎が拡大する。

各実験の可燃物の上面の火炎直径の変化を図 5.20 に、燃え拡がり速度を図 5.21 に示す。燃焼初期には、周辺からの熱フィードバックがあまりないので、それぞれの実験の燃え拡がり速度はほぼ一致した。しかし、火炎が上面全体に拡大するほど、区画実験の方が自由空間の実験より火炎伝播速度が少し速くなる傾向がある。

表5.2 ウレタンマットの燃焼性状 (Web Camera)



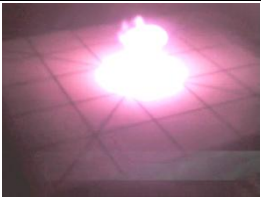
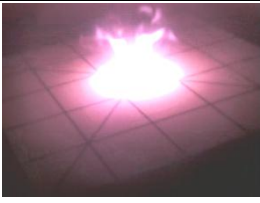






















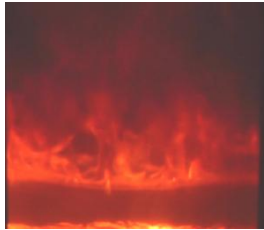



時間	MB-1	MB-2	MB-3	Open-4
10秒			不良	なし
30秒			不良	なし
50秒			不良	なし
70秒			不良	なし
90秒			不良	なし

表5.3 ウレタンマットの燃焼性状 (HD Camera)

時間	MB-1	MB-2	MB-3	Open-4
10秒				
30秒				
50秒				
70秒				
90秒				

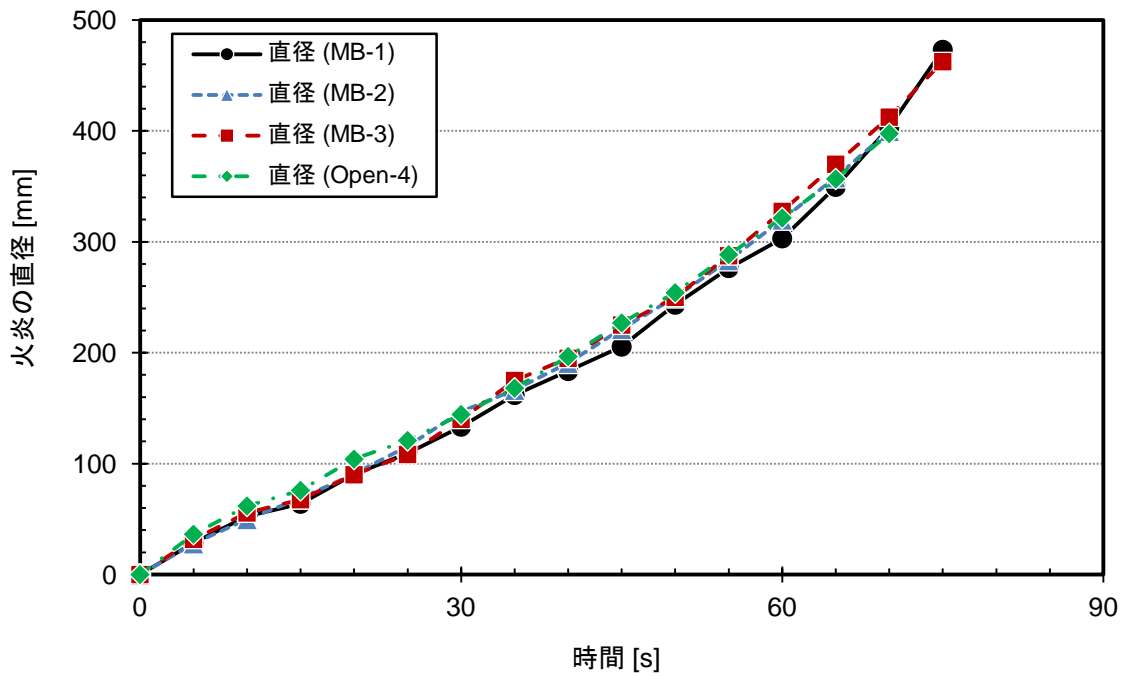


図5.20 可燃物の上面の火炎直径の変化

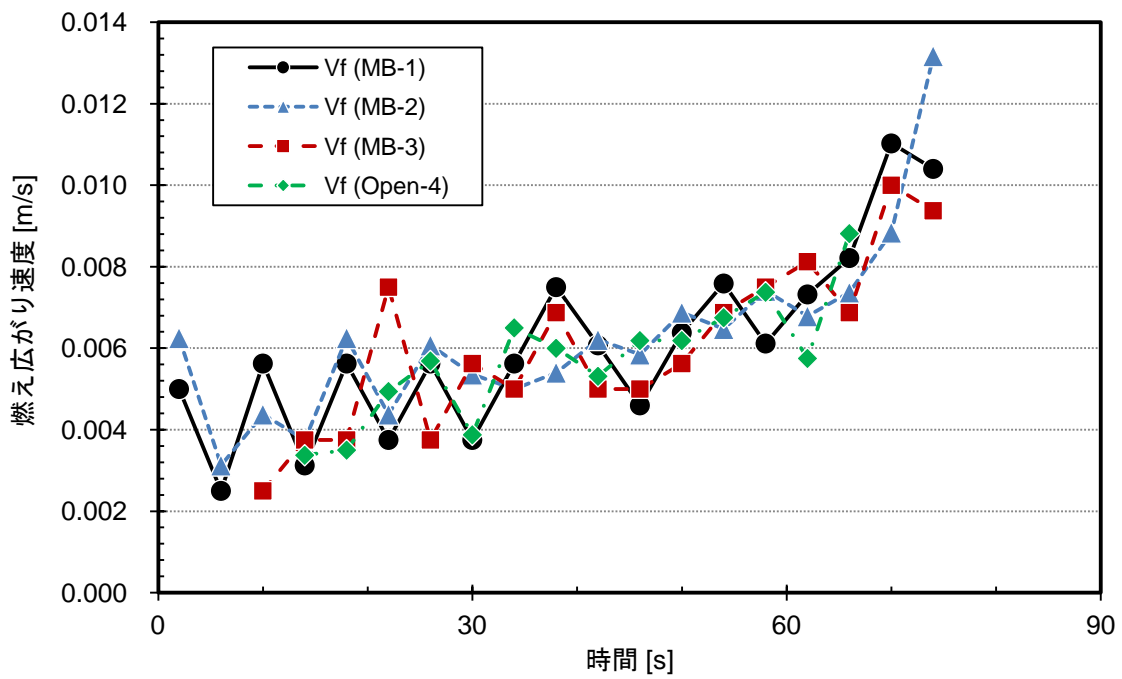


図5.21 可燃物の上面の燃え広がり速度

各実験の可燃物の上面の燃え広がり速度と床面への入射熱流の関係を図 5.22 に示す。可燃物の上面の全体が燃える直前までの燃焼初期の結果である。図 5.22 に示すように、火炎および上部から可燃物への入射熱流が大きくなるほど、可燃物表面の燃え広がり速度は速くなる。

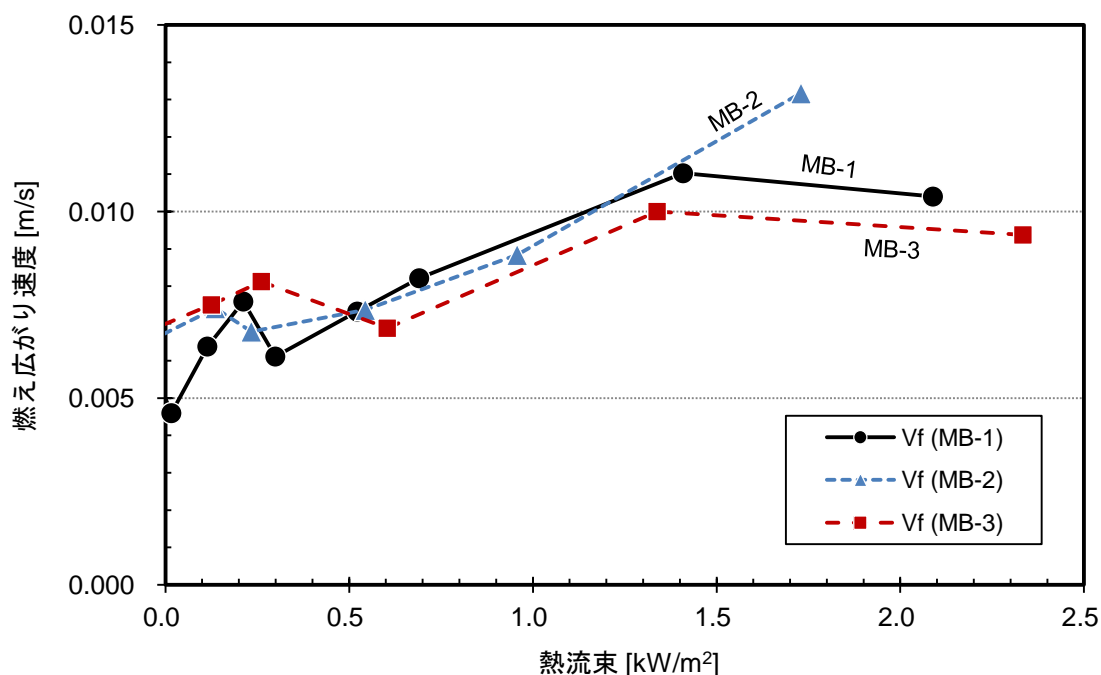


図5.22 可燃物表面の燃え広がり速度と燃料への入射熱流の関係

5. 3. 6. 4. 可燃物の質量減少速度

ロードセルで測定した可燃物の質量減少速度の変化を図5.23に示す。同じ量の可燃物を用いた自由空間 (Open-4) と区画火災 (MB-2) を比べると、区画火災の場合は自由空間の火災より2倍くらい最大燃焼速度が大きくなった。MB-1の実験と同じ区画室で可燃物の量を2倍にしたMB-2の実験を比べると、最大燃焼速度もほぼ2倍に大きくなるが、可燃物量を3倍にしたMB-3の場合はMB-1より約2.6倍大きくなった。

可燃物の質量減少速度と床面への入射熱流の関係を図5.24に示す。(a)は各実験での質量減少速度が最大値となる時点までの結果、(b)は可燃物の上面が全て燃焼する直前までの、単位面積当たりの質量減少速度と熱流束の関係である。図5.24の(a)に示すように、可燃物への入射熱流が大きくなるほど、質量減少速度も大きくなる。MB-1とMB-2では傾向はほぼ一致するが、MB-3の場合は約1.2倍大きい。単位面積当たりの質量減少速度の場合は、(b)に示すようにMB-3については、床面への熱流束が増えると単位面積当たりの燃焼速度が増加する傾向が見られるが、MB-1とMB-2では明らかでない。

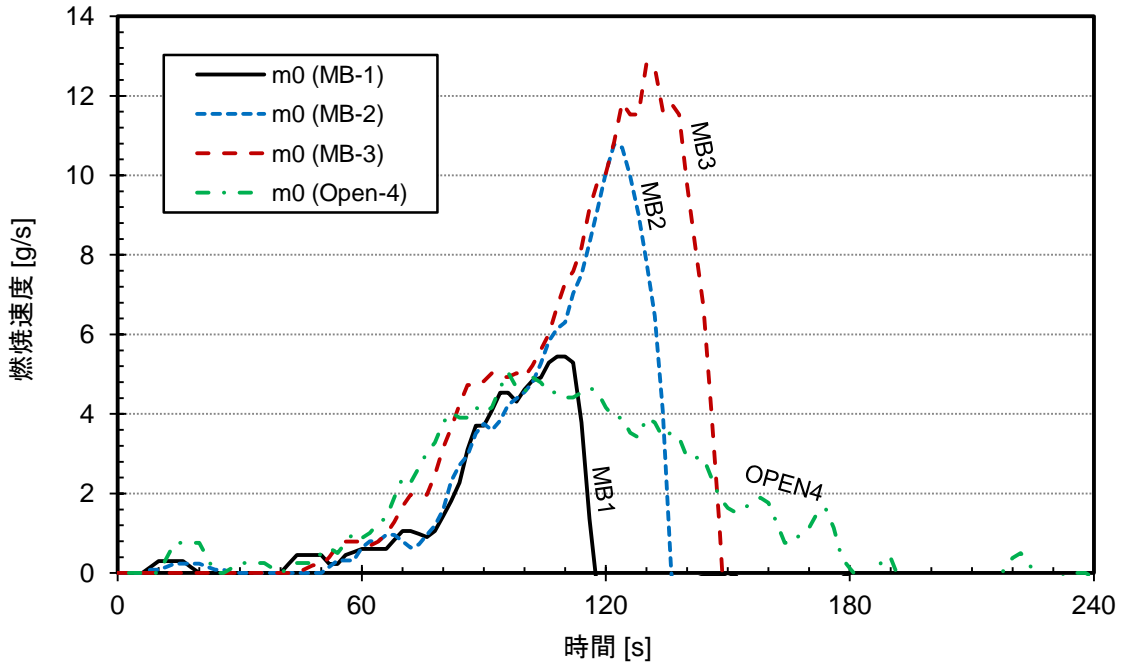


図 5.23 燃焼速度の変化

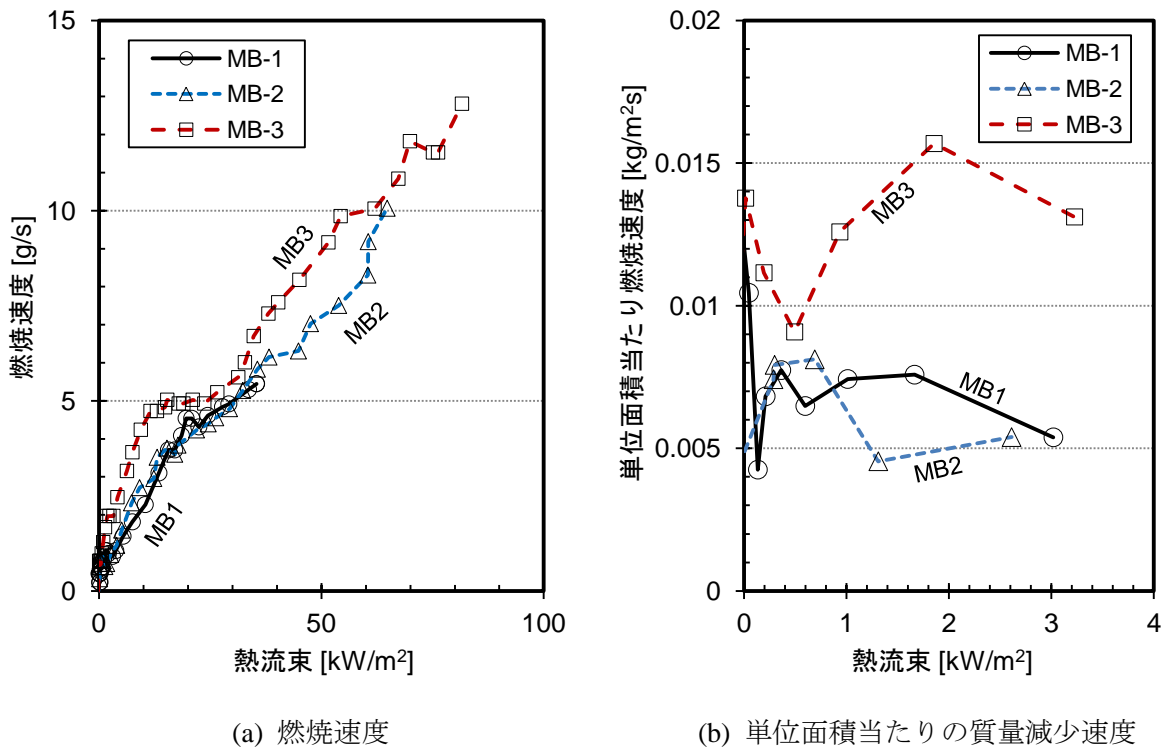


図 5.24 可燃物の燃焼速度および単位面積当たりの質量減少速度と可燃物への入射熱流の関係

5. 3. 6. 5. 発熱速度

酸素消費法で測定された発熱速度の変化を図5.25に示す。同じ量の可燃物を用いた自由空間 (Open-1~Open-3) と区画火災 (MB-1) を比べると、区画火災の場合は自由空間の火災より2倍くらい最大発熱速度が大きくなり、燃焼終了時間 (約160秒) は半分くらいに短くなった。同一な区画室で可燃物の量を2倍 (MB-2)、3倍 (MB-3) に増やした実験を比べると、可燃物量が増加するほど発熱速度も同じ割合で増加した。MB-3の実験のみ換気支配型火災の限界($Q_{vent} = 1500A\sqrt{H} = 247kW$)を越えた。また、自由空間でも可燃物の量を2倍にした実験 (Open-4) の場合、1枚のマットを使った実験 (Open-1~Open-3) より最大発熱速度がほぼ2倍になった。

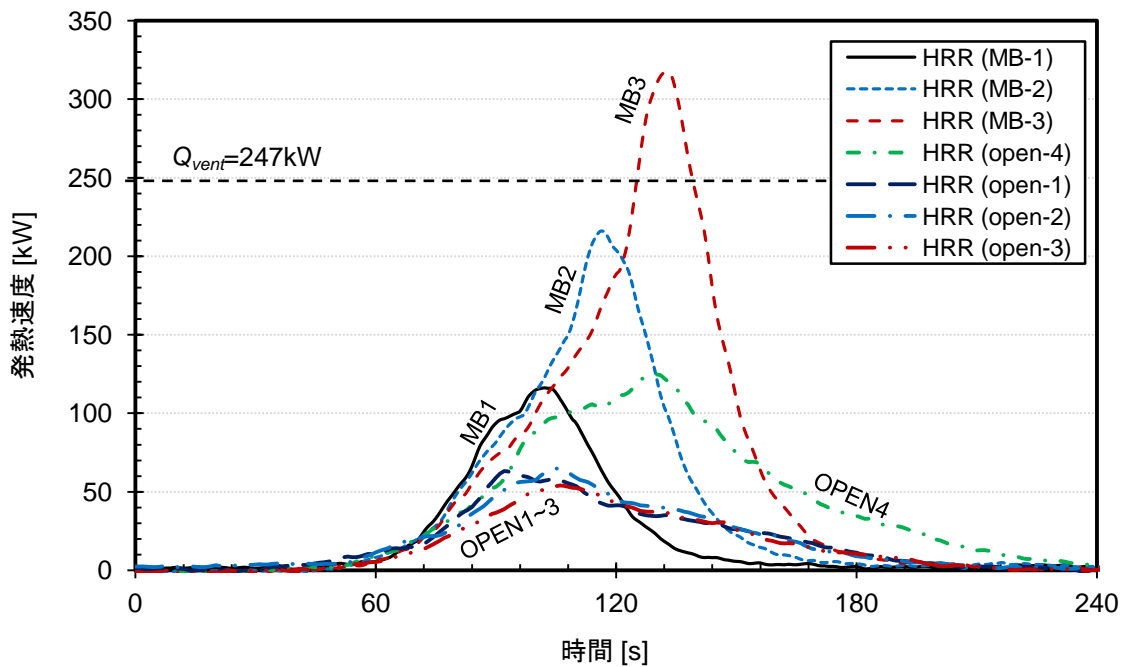


図5.25 各実験の発熱速度の変化

5. 4. モデルの計算値と実験の測定値の比較

5. 4. 1. 計算方法

5. 4. 1. 1. 自由空間の燃焼実験から計算に必要なパラメーターの抽出

計算の準備として、自由空間のウレタンフォーム燃焼実験の測定結果から初期火源の入力条件を求める。Tarumotoらが実施した自由空間におけるウレタンフォームの燃焼実験（Open-1~3）の可燃物の条件と測定結果を表5.4に示す。全ての実験の可燃物は、寸法がW500mm×D500mm×H50mm、質量が0.19kgの普通密度（約16.0kg/m³）のウレタンマットである。

全ての自由空間の燃焼実験（Open-1~3）の発熱速度の結果を図5.26に示す。図5.26の発熱速度の測定値を積分して総発熱量 THR [MJ]を求める。

それぞれの実験での発熱速度が最大値 Q_{max} [kW]になる時点で可燃物の全体が燃えていると仮定する。また、その時までは燃え尽きが生じていないとみなす。

燃え尽きが生じていない時間帯の発熱速度は、時間の二乗で成長する。従って、発熱速度の測定値の平方根を時間に対してプロットすれば、データの傾きから火災成長率 α [kW/s²]および火災成長が開始する時間 t_0 [s]を求めることができる。

$$\sqrt{Q} = \sqrt{\alpha} \times \max[0, (t - t_0)] \quad (5.17)$$

その結果を表5.4の右側に示す

表5.4 open-1~3の実験の可燃物条件と測定結果

実験 No	可燃物の条件					測定値から抽出			火災成長 開始時間
	幅	奥行き	高さ	密度	質量	総発熱量	最大HRR	火災成長率	
	W_{fuel} [m]	D_{fuel} [m]	H_{fuel} [m]	ρ [kg/m ³]	w [g]	THR [MJ]	Q_{max} [kW]	α [kW/s ²]	t_0 [s]
open1	0.5	0.5	0.05	15.2	190.0	4.41	63.1	0.017	35.1
open2	0.5	0.5	0.05	15.2	190.0	4.66	64.7	0.013	31.5
open3	0.5	0.5	0.05	15.2	190.0	3.81	54.1	0.013	38.6
平均	0.5	0.5	0.05	15.2	190.0	4.29	60.6	0.014	35.1

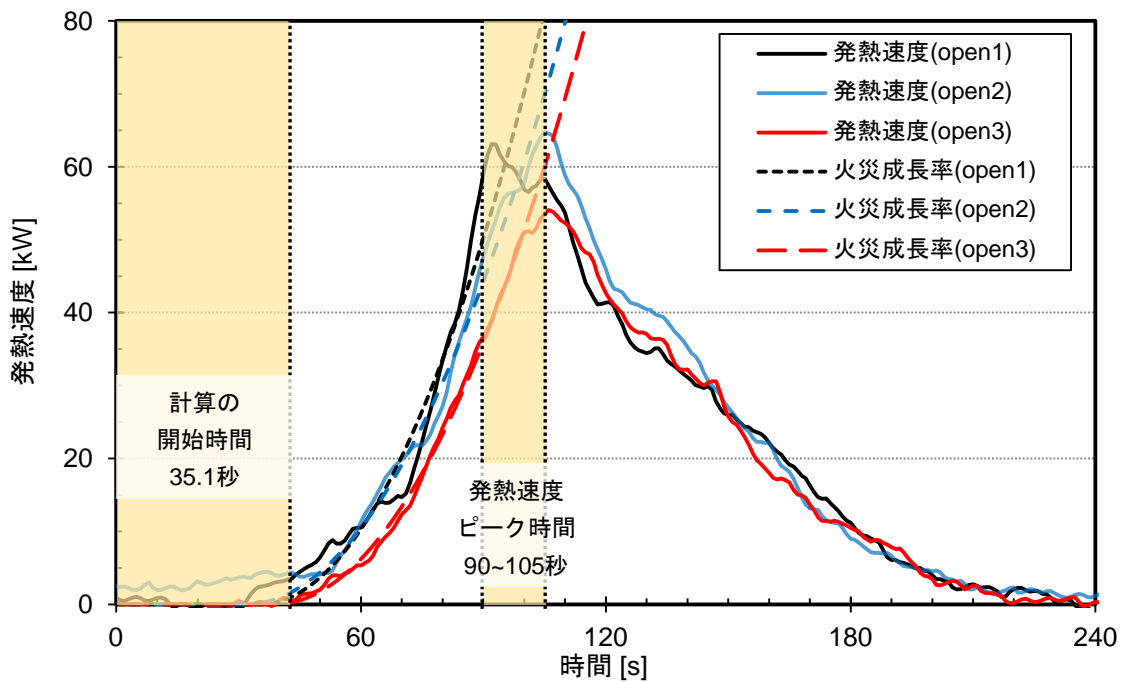


図5.26 自由空間での発熱速度の変化（ウレタンマット1枚）

5. 4. 1. 2. 可燃物の燃焼拡大モデルの入力条件

計算に必要な入力条件は、下記の式で求めることができる。ただし、その入力条件を求める際には、表5.4のOpen-1~3実験結果の平均値を用いた。

収納可燃物の総表面積の A_{fuel} [m²]は、円筒形で近似した可燃物の上面の面積とすると、試験体の形状（幅 W [m]，奥行き D [m]，高さ H [m]）から求められる。

$$A_{fuel} = WD + 2(W + D)H = 0.35\text{m}^2 \quad (5.18)$$

可燃物の表面積 V_{fuel} [m³]は、次式となる。

$$V_{fuel} = WDH = 0.0125\text{m}^3 \quad (5.19)$$

また、円筒形可燃物の高さ h_{fuel} [m]は、 A_{fuel} と V_{fuel} を用い、次式で求めることができる。

$$h_{fuel} = \frac{V_{fuel}}{A_{fuel}} = 0.036\text{m} \quad (5.20)$$

また、円筒形可燃物の等価半径 r_{fuel} [m]は、次式となる。

$$r_{fuel} = \sqrt{\frac{A_{fuel}}{\pi}} = 0.334\text{m} \quad (5.21)$$

発熱速度が最大になる時点で、燃え尽きがなければ、可燃物の総面積が燃焼していると考えられる。従って、自由空間における単位面積あたりの発熱速度 $q_{0,free}$ [kW/m²]は、次式となる。

$$q_{0,free} = \frac{Q_{max}}{A_{fuel}} = 173.2\text{kW/m}^2 \quad (5.22)$$

総発熱量 THR を試験体の初期質量 w [kg]で割ると、単位質量あたりの発熱量 ΔH [kJ/kg]が求められる。

$$\Delta H = THR/w = 22579\text{kJ/kg} \quad (5.23)$$

自由空間における単位面積あたりの燃焼速度 m_0 [kg/m²s]は、単位面積あたりの発熱速度 $q_{0,free}$ を単位質量あたりの発熱量 ΔH で割ると求められる。

$$m_0 = \frac{q_{0,free}}{\Delta H} = 0.0077\text{kg/m}^2\text{s} \quad (5.24)$$

自由空間での可燃物の燃え拡がり速度 $v_{f,free}$ [m/s]は、式(5.7)を用い得られる。

$$v_{f,free} = \sqrt{(\alpha/q_{0,free})/\pi} = 0.0049\text{m/s} \quad (5.25)$$

上記の方法を用い、自由空間の実験結果から推定した初期火源の条件を4. 2節の天井の下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大モデルに入力する。室の寸法と開口寸法などは模型区画の火災実験MB-1の条件を適用する。ただし、以下の条件を仮定する。

- (1) 区画内の初期火災の可燃物の燃焼に関わる熱物性は、自由空間の燃焼実験でのフードから測定した結果から抽出する。
- (2) 火炎プルームからの放射熱が周壁に反射して可燃物に再入射する火炎の間接放射において、周壁への吸収は考慮しない。
- (3) 火炎プルームから燃焼面へ入射する火炎の直接放射には、実験値との一致を考慮し、調節値として補正係数 (=0.6) を適用する。
- (4) 計算では、着火直後から火源が成長するが、表5.4に示すように実験では、火源の成長が始まるまでに時間遅れが発生する。従って、計算の開始時間を45秒に設定する。

5. 4. 2. 計算結果

5. 4. 2. 1. 火炎長さ

区画火災 (MB-1) での火炎長さの計算値を図5.27に示す。区画内の熱のフィードバックを考慮した区画火災における火炎長さは実線で、熱のフィードバックを無視した自由空間での火炎長さは破線で区分する。

図5.27に示すように、区画内の放射を受けて燃焼性状が加速されている場合は、火炎が急に成長し、約95秒に平均火炎が天井に接触する。一方、自由空間での火災の場合は、火炎長さが徐々に増加するが、区画内の放射を受ける場合より半分程度にとどまっている。

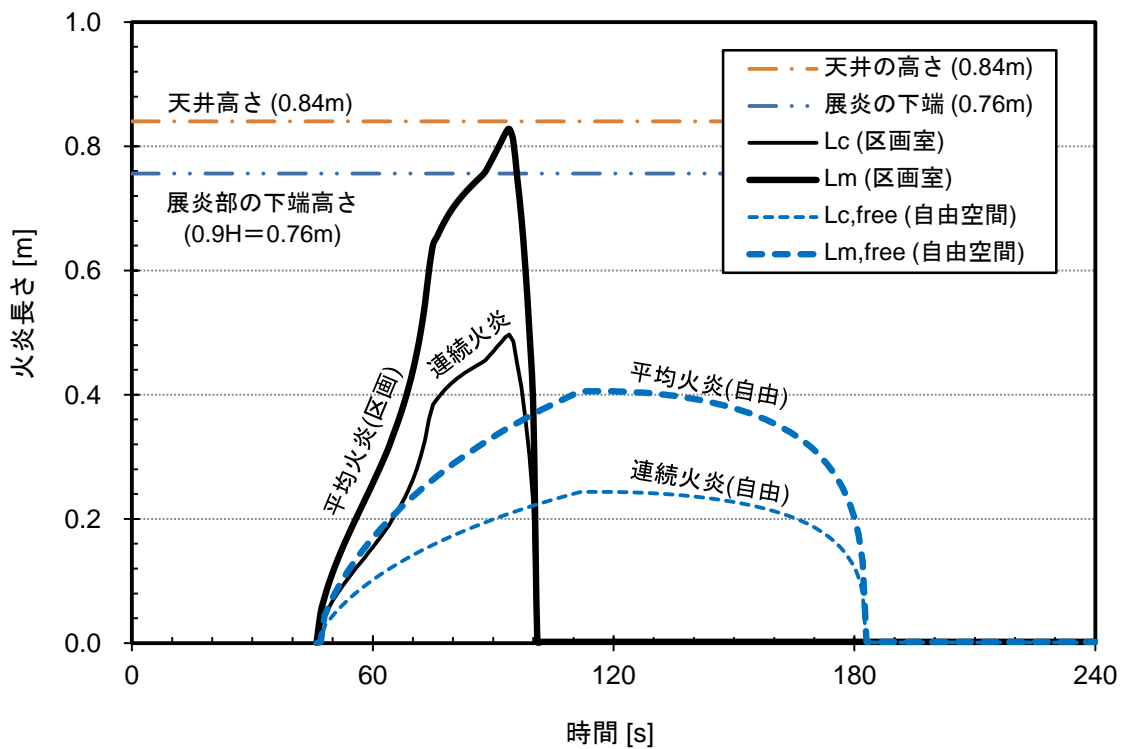


図5.27 火炎長さの変化

5. 4. 2. 2. 室内温度と煙層高さ

区画火災 (MB-1) での室内の各層の温度の計算値と測定値を比較した結果を図5.28に示す。上部層温度の測定値は○、下部層の温度の測定値は×でプロットしている。区画内の各層の温度の計算値は実線で作成する。

図5.28に示すように、上部層温度の場合は、計算値が測定値より速く上昇し、上部層温度がピークとなる時点は測定値より約15秒速い。しかし、上部層の最大温度は、約500°Cでほぼ一致する。一方で、下部層の温度は、計算値が実験値の半分程度になる。

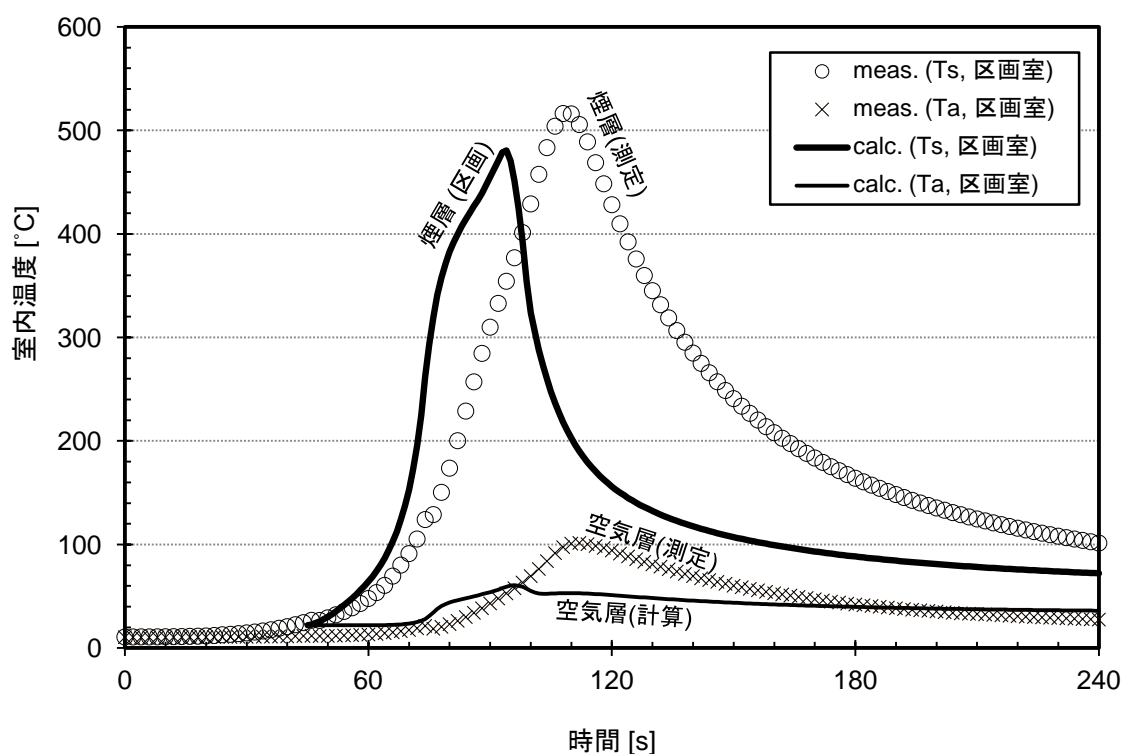


図5.28 MB-1実験の各層温度の計算値と測定値の比較

区画火災（MB-1）での煙層下端高さの計算値と測定値を比較した結果を図5.29に示す。煙層高さの測定値は○でプロットしている。ここで、測定値は、Nパーセント法を用いた求めた値である。区画内の熱のフィードバックを考慮した場合の煙層高さの計算値は実線で作成する。

図5.29に示すように、区画内の内部放射と外部放射を一緒に考慮した場合の煙層下端の高さの計算値は、約45秒から急に下降し最低で約0.15mとなる。実験値における最低煙層高さは約0.2mで、計算値よりも0.05mぐらい高い。

なお、計算値の場合は、燃え尽きが始まると、生成された煙が区画室から急激に放出されるが、測定値の場合は燃焼終了時間（約160秒）が遅くなるので、区画内の煙層高さが見かけ上回復する時間が長くなる。

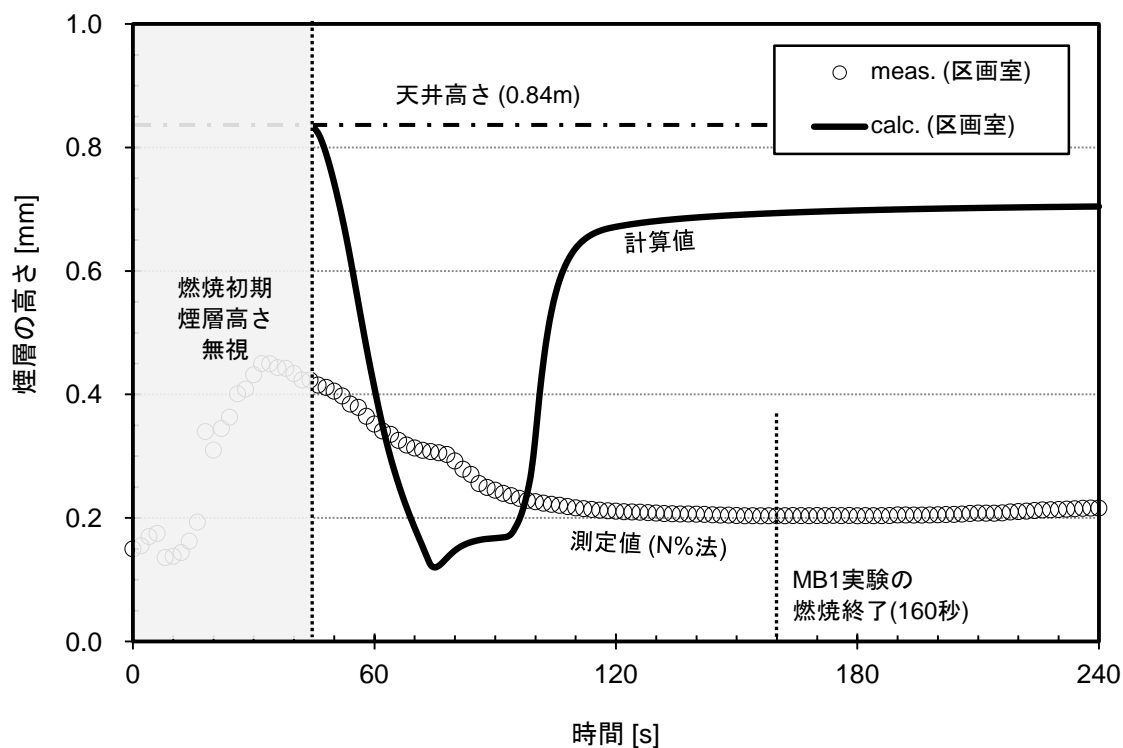


図5.29 MB-1実験の煙層高さの計算値と測定値の比較

5. 4. 2. 3. 火炎および上部層からの放射熱流

区画火災 (MB-1) における可燃物へ入射する火炎と上部層などのそれぞれの放射熱流の計算値と測定値の比較結果を図5.30に示す。床面に設置した熱流計から測定した入射熱流の測定値を○でプロットして、火炎プルームの直接放射の計算値を実線で、その他の区画内の外部放射の計算値は破線で区分する。

図5.30に示すように、計算値の場合、火炎プルームからの直接放射は緩やかに成長し、約95秒に 8kW/m^2 でピークとなる。区画内の放射を受ける場合、火炎長さが天井に接触する時間が短いので、展炎部分からの放射熱は非常に小さい。また、火炎からの間接放射の最大値が約 5kW/m^2 であり、上部層からの放射は約 8kW/m^2 である。火炎からの直接放射より外部放射が約2倍大きい。火炎の直接放射と区画内の外部放射を合わせた総放射熱流の最大値は、測定値が約 35kW/m^2 、計算値が約 15kW/m^2 で、測定値が約1.4倍大きくなる。

なお、測定値は、火炎柱部分から直接熱流計に入射する分も含まれるので直接比較することはできないが、外部放射が増加するときの傾向は類似している。

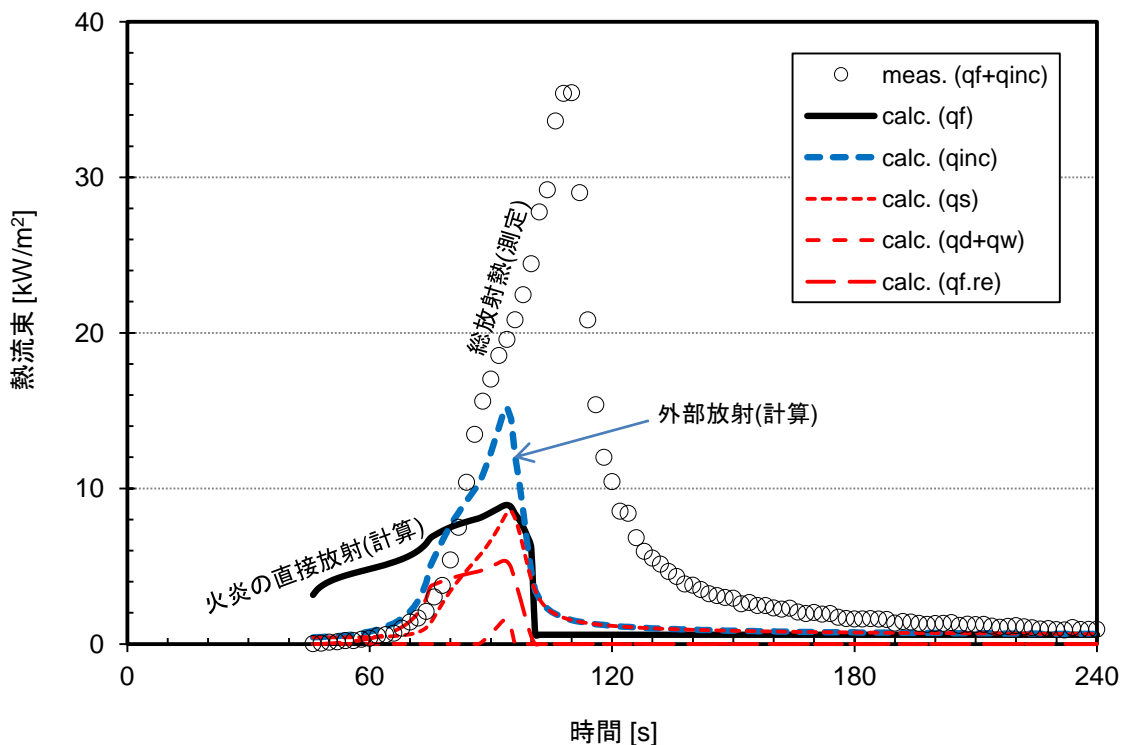


図5.30 MB-1実験の火炎と上部層からの放射熱流の比較

5. 4. 2. 4. 可燃物表面の燃え広がり速度

区画火災 (MB-1) および自由空間 (Open-4) で測定した可燃物の上面の燃え広がり速度の実験値と計算値の比較結果を図5.31に示す。区画火災での燃え広がり速度の測定値は○、自由空間の燃焼実験での測定値は×にプロットして、区画火災での計算値は実線、自由空間での計算値は破線で区分する。

燃え広がり速度の測定値は、区画室と自由空間の両者が、ほぼ同じ速度で徐々に増加する傾向である。可燃物の上面が燃えるまでの燃焼初期の測定値なので、区画室の場合も外部放射がまだ小さく、燃え広がり速度は自由空間と大差ない。区画内における燃え広がり速度の計算値は、時間の経過に応じて加速され、燃焼初期には徐々に増加するが、70秒以後には急増加する。自由空間での計算値の場合は、外部放射を考慮していないため、一定値0.0048m/sを維持する。

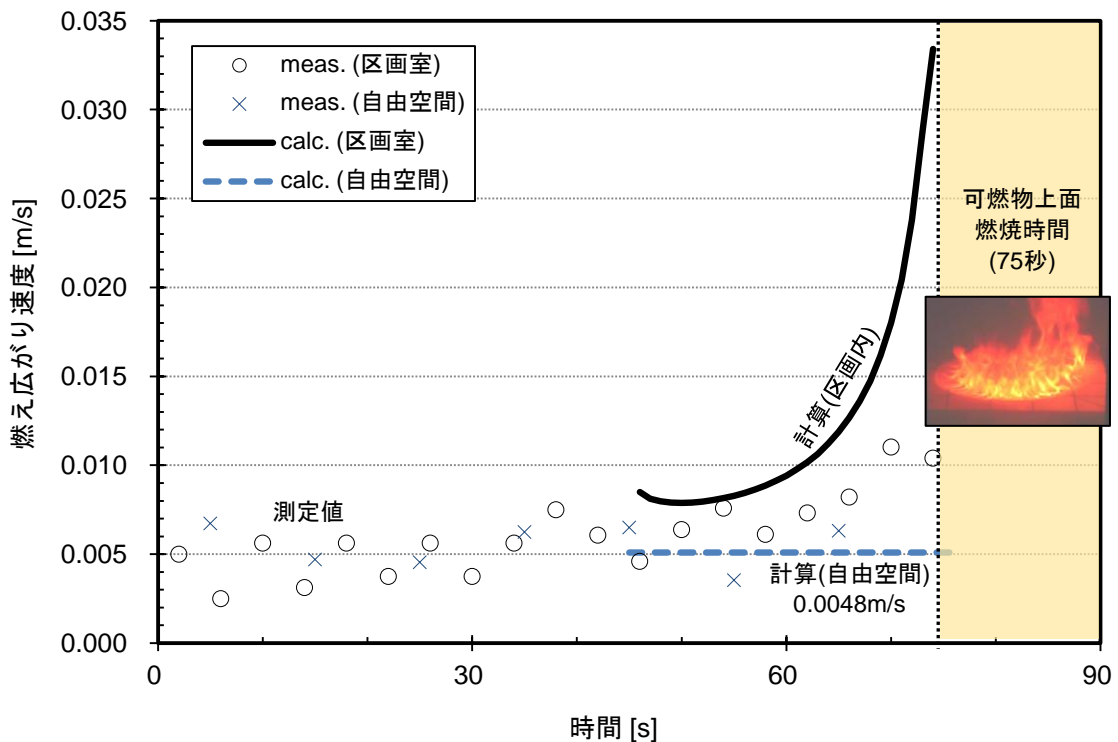


図5.31 可燃物の上面の燃え広がり速度の計算値と測定値の比較

5. 4. 2. 5. 可燃物の質量減少速度

区画火災 (MB-1) と自由空間での可燃物の質量減少速度 (燃焼速度) の計算値と測定値の比較結果を図5.32に示す。MB-1の燃焼速度の測定値は○でプロットして、区画火災での計算値は実線で、外部放射を無視した自由空間での計算値は破線で区分する。

図5.32に示すように、外部放射を受けて燃焼性状が加速される区画火災の場合、燃焼速度の計算値が測定値より15秒くらい早く成長して、燃焼速度の最大値は測定値の約0.9倍となる。また、自由空間の場合は、外部放射が無視されているので、燃焼速度が緩やかに増加し、燃焼速度の最大値が区画火災の場合より半分程度に小さくなる。

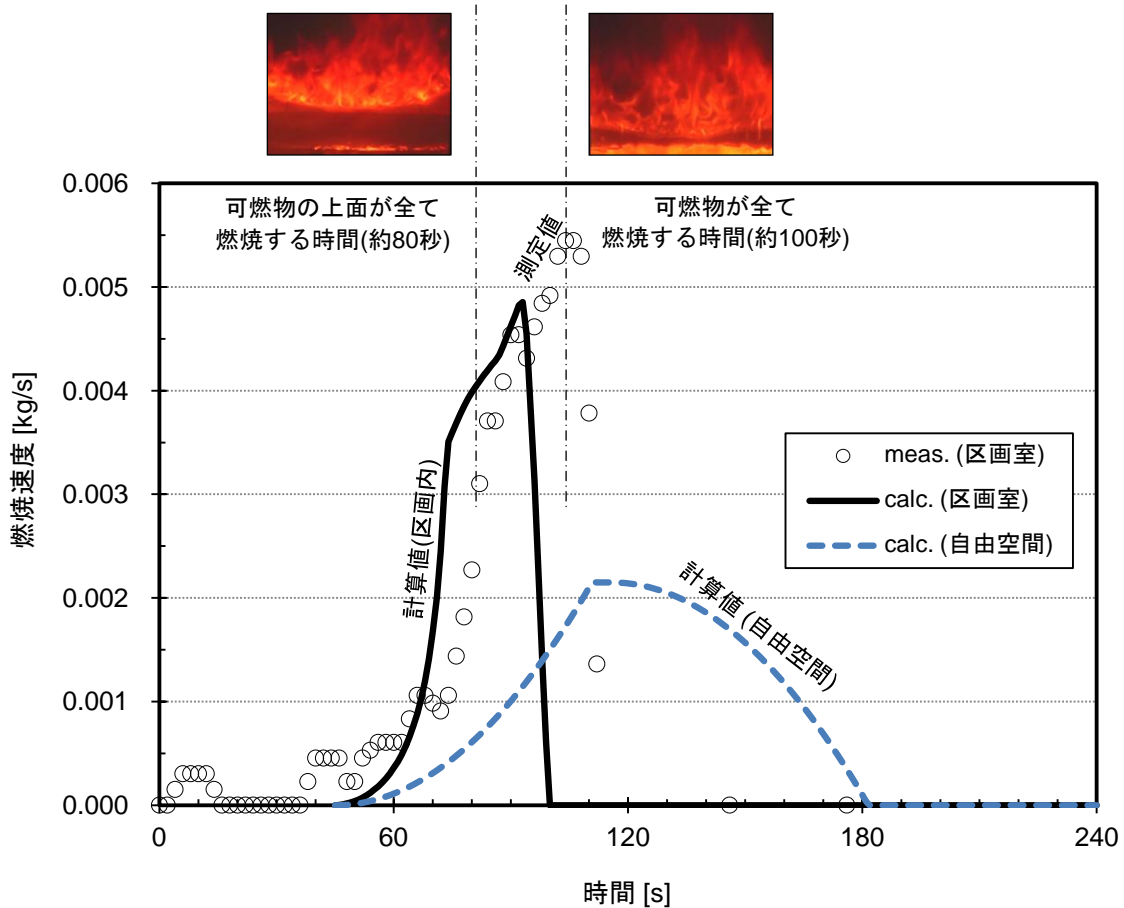


図 5.32 MB-1 実験の可燃物の燃焼速度の計算値と測定値の比較

5. 4. 2. 6. 可燃物の燃焼面積

区画火災 (MB-1) における可燃物の燃え広がり面積、燃え尽き面積、燃焼面積の計算値を図5.33に示す。

図5.33に示すように、燃え広がり面積は急に成長し、約75秒に燃焼面積が最大 (=0.35m²) となる。また、約90秒からは燃え尽きが始まって、燃焼面積が減少し約100秒で燃焼が終了する。燃焼面積と図5.32の燃焼速度の変化を比較すると、燃焼が開始して、燃焼面積が最大となる直前までの燃焼性状は時間の経過によって急に成長することを確認できる。

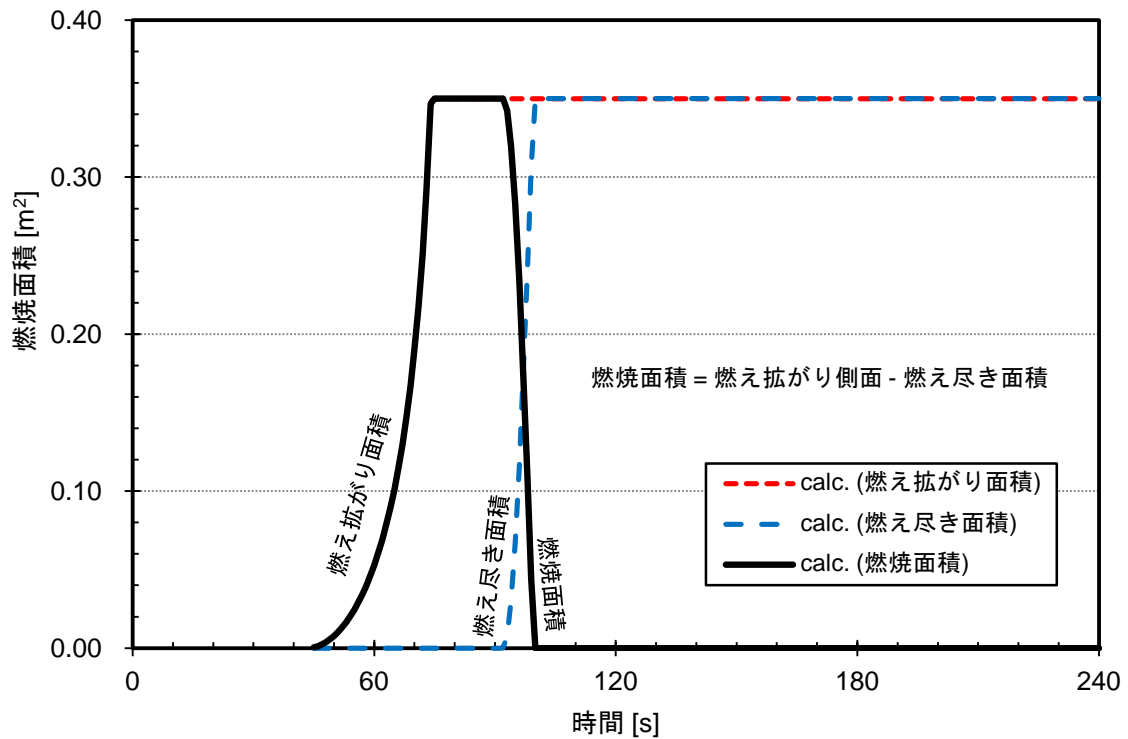


図5.33 MB-1実験の可燃物の燃焼面積の変化

5. 4. 2. 7. 発熱速度

区画火災 (MB-1) と自由空間 (Open-4) における、発熱速度の測定値と計算値の比較結果を図5.34に示す。MB-1の実験の発熱速度の測定値は○、Open-4実験の発熱速度の測定値は×でプロットして、区画火災での計算値は実線、外部放射を受けない自由空間での計算値は破線で区分する。

図5.34に示すように、区画内の熱フィードバックを受けて燃焼性状が加速される場合の発熱速度の計算値は、MB-1の測定値より成長速度が10秒程度速くなるが、発熱速度の最大値はおおむね一致する傾向である。外部放射を無視した自由空間での発熱速度の計算値は、自由空間の実験Open-3の測定値より成長速度がやや遅いが、最大値は約60kWでほぼ一致する。しかし、区画内の発熱速度の最大値は約120kWであるので、区画内の熱フィードバックを受ける場合は、自由空間に比べて2倍ぐらい発熱速度が大きくなることを再現できた。

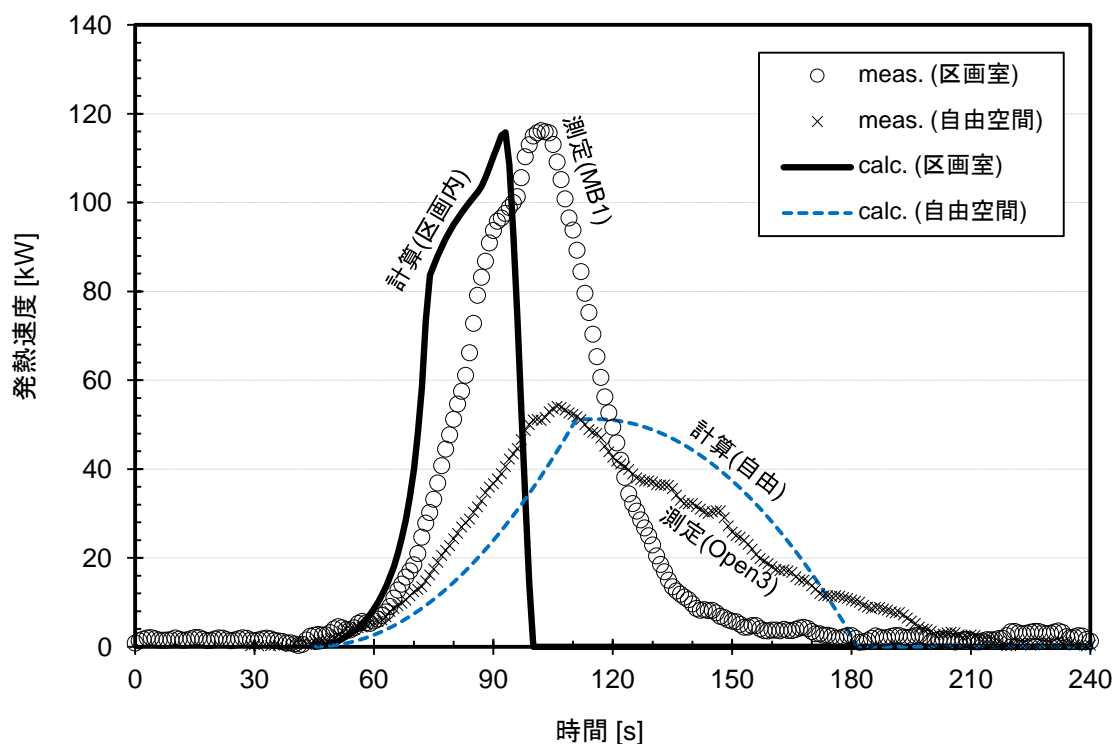


図5.34 発熱速度の計算値と測定値の比較

5. 5. 本章の結論

本章では、区画火災における火炎および上部層などから熱フィードバックを受け、可燃物の燃え拡がり速度と燃焼速度が加速される二層ゾーンモデルと、第4章で記述した火炎が成長し天井下に展炎の放射モデルを組み合わせ、天井下の展炎を考慮した区画火災の燃焼拡大予測モデルを構築した。

また、自由空間と模型区画内でウレタンマットの燃焼実験を行い、自由空間の実験から計算に必要な可燃物の熱物性値を抽出して、区画実験の条件を燃焼拡大予測モデルに適用し、区画火災と自由空間の燃焼性状の比較を通じて、区画内の熱フィードバックの影響を検討した。

(1) 自由空間と模型区画内でのウレタンマットの燃焼実験から、次のような結果を得た。

燃焼初期には、周辺からの熱フィードバックがあまりないので、自由空間と区画内の燃え拡がり速度はほぼ一致した。しかし、火炎が可燃物の全体に拡大するほど、可燃物へ入射する熱流束が大きくなり、区画実験の方が自由空間の実験より火炎伝播速度が少し速くなった。また、燃焼速度と発熱速度は、区画室の方が自由空間より2倍程度大きくなった。

(2) 区画火災の燃焼拡大予測モデルの計算値と模型区画内の燃焼実験の測定値の比較によって、次のような結果を得られた。

可燃物へ入射する熱流束の計算値の場合、火炎からの直接放射より外部放射が約2倍大きい。また、入射熱流の測定値の場合は、計算値より1.4倍大きい。燃え拡がり速度の計算値は、自由空間の場合は0.0048m/sの一定な速度を維持するが、区画内の場合は、燃焼初期には徐々に増加するが、70秒以後には急成長した。燃焼速度と発熱速度の計算値は、測定値より成長速度が10秒程度速く、最大値が僅かに小さいが全般的には傾向を良く表している。区画内では熱フィードバックを受けて、自由空間より発熱速度が約2倍に増加した実験結果を再現することができた。

【参考文献】

1. 若槻薫, 抱憲誓, 城明秀, 織戸貴之, 大宮喜文, “区画火災における可燃物への熱フィードバックが及ぼす発熱速度への影響”, 消防研究所報告, 第103号, pp.9-17, 2007
2. ISO 9705 Fire Tests – Full-scale room test for surface products, International Standardization Organization TC92/SC1, 1993
3. Takeda H., Akita K., “Critical phenomena in compartment fires with liquid fuels”, 18th Symposium(International) on Combustion, pp.519-527, 1981
4. Nasr, A., Suard, S., El-Rabii, H., Garo, J.P., Gay, L., Rigollet, L., “Heat feedback to the fuel surface of a pool fire in an enclosure”, Fire Safety Journal, Vol.60, pp.56-63, 2013
5. Poulsen, A. and Jomaas, G., “Experimental study on the burning behavior of pool fires in rooms with different wall linings”, Fire Technology, Vol.48, pp. 419-439, 2012
6. Harada, K., Tanimichi, Y. and Lee. S., “Introduction of Flame Spread Model into Two-Layer Zone Fire Model”, summaries of technical papers, Architectural Institute of Japan, pp.233-234, 2015
7. Tanaka, T. and Nakamura, K., “A Model for predicting smoke transport in buildings-Based on Two layer Zone Concept”, Report of the building research institute, No123, Building Research institute, ministry of construction, 1989
8. Tanaka, T., An Introduction to Building Fire Safety Engineering, the Building Center of Japan
9. 建設省告示第1442号、全館避難安全検証法に関する算出方法を定める件, 2010
10. 建設省告示第1433号、耐火性能検証法に関する算出方法等を定める件, 2010
11. Shintani, Y., Nagaoka, T., Deguchi, Y. and Harada, K., “Simple Method to Predict Downward Heat Flux from Flame to Floor”, Fire Science and Technology, Vol33, No.1, 2014
12. Quintire J. G., Harkleroad M., Walton D.: Measurement of Material Flame Spread Properties, Combustion Science and Technology Vol.32, 1983
13. Tarumoto, T., Ji, J. and, Harada, K., “A procedure for measuring flame spread properties of materials by cone calorimeter”, 10th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, pp.587-595, 2015, Tsukuba
14. ISO/TS 17431 Fire Tests - reduced scale model box test, International Standardization Organization, 2014
15. 新日本サーマルセラミックス株式会社 「http://www.thermalceramics.co.jp/product/text/f_pro08.html」, メーカーのカタログ値

第 6 章

結 論

第6章 結論

6. 1. 本研究の結論

本論文は、様々な条件の火災室を対象とした数値計算結果と、既往の実験データを用い、区画火災でのフラッシュオーバー発生に影響を与える重要な要因である室寸法、開口寸法、壁材の熱慣性をパラメータとしたフラッシュオーバー発生条件の予測式を提案したものである。また、初期火災からフラッシュオーバー発生に至るまでの間における区画内の火災からの内部放射その他の外部放射などを考慮して可燃物の燃え広がり速度と燃焼速度の増加に及ぼす影響を定量化し、区画内の燃焼拡大性状を予測するモデルを提案した。論文は6章からなっている。

第1章では、本研究の背景とフラッシュオーバーおよび室火災の燃え広がりに関連する既往の研究を概説し、論文の構成を述べている。

第2章では、フラッシュオーバーに関する既往の実験データを収集し、フラッシュオーバー発生限界発熱速度を再整理した。周壁材料の熱慣性を無視して既往のデータを整理すると、フラッシュオーバー発生限界は実大実験と模型実験で分離してしまうが、周壁材料の熱慣性を考慮して整理すると、模型実験および実大実験のデータを統一的に表すことに成功した。

さらに、既往の研究から提案されたフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式と実験データの比較を通じて、各々の予測式の適用範囲と有効性を検討した。既往の研究者がそれぞれの予測式を作成する際に参照された実験以外のデータとの一致が必ずしも良くないこと、既往の予測式は、火災室の規模や壁体材料が限定された実験範囲のみ適用できることを示した。

第3章では、既往のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式よりも適用範囲が広く、精度を向上した予測式を作成するため、様々な条件の火災室を対象として数値計算を実施した。計算には二層ゾーンモデルを用い、煙層温度が600°Cになる時の火源の発熱速度を求めた。数値計算で求められたフラッシュオーバー発生時の発熱速度の結果から、火災室の面積、開口寸法、周壁材料、可燃物密度などの条件がフラッシュオーバー発生に及ぼす影響を検討し、区画火災におけるフラッシュオーバー発生の有無を予測する簡易な予測式を導出した。

また、第2章で収集された既往の様々な実験データとの整合性を考慮し、数値計算から導出された予測式の補正を行い、模型規模及び実大規模の様々な壁材で構成された区画室に適用可能なフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式を提案した。作成した予測式は、既往の模型実験および実大実験の両者と良好な対応が見られた。さらに、実験データのばらつきを考慮して、フ

ラッシュオーバー発生限界発熱速度の下限を予測するための設計用予測式を提案した。

第4章では、天井下の展炎により可燃物にフィードバックされる熱流束の影響を考慮し、天井高さに応じた火炎長さと燃焼性状を調べるため、自由空間と天井下空間で油燃焼実験を実施した。また、天井下の展炎を考慮して火源の発熱速度を予測するモデルを構築して実験と比較した。

その結果、火炎が天井に届かない場合は、自由空間での火炎長さとほぼ一致し、天井が火炎長さに与える影響はほとんどないことを確認した。火炎が天井に接炎する場合は、天井高さが低いほど火炎長さは測定値では大きくなった。しかし、既往の予測式では逆に小さくなることを示した。発熱速度については、天井高さが低くなるほど、天井の展炎部および高温化した天井から燃料面への熱流束が増加して、燃料の蒸発速度が増加し、結果的に発熱速度が増加した。予測モデルでは天井に展炎する場合の発熱速度の増加傾向を示すことができたが、展炎時の火炎長さについては良い一致が見られなかった。ただし、火炎長さに測定値を用いると、発熱速度などが実験値に近くなったので、火炎長さ予測式の精度向上が望まれることを示唆した。

第5章では、区画火災において火炎と上部層などから外部放射を受ける可燃物の燃え広がり速度と単位面積あたりの燃焼速度の増加を考慮した燃焼拡大予測モデルを構築した。また、自由空間と模型区画内でウレタンマットの燃焼実験を実施して予測モデルとの比較を行った。区画火災と自由空間の燃焼性状を比較することで区画火災の熱フィードバックの影響を検討した結果、自由空間に比べて燃え広がり速度は僅かに増加したのに対して、燃焼速度は2倍ほどに増加した。

予測モデルにおいては、天井に展炎した火炎および高温化した天井下面からの放射熱、煙層からの放射熱、火炎から周壁へ放射されて反射する熱流束を考慮して、燃焼面先端の燃え広がり速度および単位面積あたりの燃焼速度の増加を考慮した。予測モデルの計算に必要な可燃物の熱物性値は、自由空間での燃焼実験結果から抽出し、これを模型区画での条件に適用した。燃焼速度および発熱速度の計算値は、測定値よりも成長が僅かに早く、最大値が少し小さいが全般的な傾向は一致した。また、区画室内の燃焼速度は、自由空間に比べて約2倍に増加することを再現した。

6. 2. 今後の課題

本研究を行った結果、今後の研究課題として以下の項目を指摘できる。

(1) フラッシュオーバー発生限界

第3章で作成したフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式は、全ての条件の区画室では、実験データ群の中央とほぼ一致したが、壁体構成材料の熱慣性が $1.0\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}$ 以下の実大区画室の条件での一致が不十分である。 $\sqrt{k\rho c}A_T/A\sqrt{H}$ が小さい、すなわち熱慣性が小さく、窓が比較的大きい室での実験を蓄積し、フラッシュオーバー発生限界を明らかにする必要がある。

(2) 天井下の展炎長さ

火炎が天井面に接炎する場合における、火炎長さを予測する既往の予測式（Faethの式、横林の式）は、天井高さが低くなると、火炎長さの全長が短くなり実験値とは逆の傾向となった。天井面に火炎が接炎する場合、火炎長さの計算値を用い火源の発熱速度を計算すると、測定値より1.3倍以上に過大となった。しかし、火炎長さを計算値ではなく、測定値を用い火源の発熱速度を計算すると、測定値とほぼ一致した。したがって、接炎する条件の近傍における火炎長さの予測式を改善すれば全体の青銅が向上する。一つの方法としては、火炎領域の温度の予測に広く使われているMcCaffreyの式は、第4章の油燃焼実験の測定値とほぼ一致する傾向であるので、McCaffreyの式を拡張して展炎分の温度分布および火炎長さの予測式を作成することも可能性がある。

(3) 火炎からの間接放射

火炎の放射熱が室内の壁体表面に均等に入射すると仮定しているが、周壁への吸収率は考慮されていない。正確には相互反射計算が必要になるので、適切な計算方法を考えておく必要がある。

(4) 火炎からの内部放射

火炎から燃焼面への直接放射（内部放射）は、本モデルではやや大きく計算されるので、実験値との一致を考慮し、調整値として0.6の補正係数を設定した。しかし、その妥当性については検討の余地が残っている。様々な規模や火源の実験条件をモデルに適用して、精度を検証する必要がある。

謝 辭

謝 辞

本論文をまとめるにあたり、研究に挑戦する機会と環境を与えていただくとともに、研究に対する姿勢・考え方で多くのことを学ばせていただいた、京都大学教授・原田和典博士に心より感謝を申し上げます。特に、筆者が研究生から修士課程、博士学位論文の完成までの9年間の日本の留学期間中に困難な状況に直面したときは、暖かい励ましのお言葉と貴重なご助言を頂き、研究を進行する上で大きな力になりました。筆者は、韓国での学部時代には消防防災工学を専攻して、建築については何も知らない状態でしたが、大学院（京都大学大学院工学研究科建築学専攻）に入学するため、基礎知識から建築の全般的なことについて多くのことを学ばせていただきました。この論文をまとめることができましたのは、先生のご指導ご鞭撻の賜物であり、もう一度、ここに厚く御礼申し上げます。

本論文の調査委員である京都大学教授・高橋大弐博士には、毎年、博士セミナーで鋭い御指摘と貴重なご助言を頂きました。研究を進めるにあたり大変な助力となりましたので、ここに心から感謝の意を表します。

本論文の調査委員である京都大学教授・西山峰広博士には、論文の全体的な構成と本研究の位置づけについてご助言を下さり、各章の内容に対して具体的なご指導をしていただきました。研究を進める上で多大なご支援を頂きましたので、ここに心から感謝の意を表します。

同じ研究室の指導教員である京都大学准教授・上谷芳昭博士と、京都大学助教・仁井大策博士には、研究初期からいつも研究に専念することができるように、多大なるご支援とご指導をしていただきましたので、ここに深く感謝の意を表します。

筆者の修士課程のとき、同じ研究室の指導教員である京都大学教授・銚井修一博士、京都大学准教授・小椋大輔博士、京都大学技官・木内隆子氏には、初めて日本に来て研究室に配属された頃から楽しい研究生活を送ることができるように、たくさんの手助けをいただきましたので、深く感謝申し上げます。

本研究に必要な天井下の油燃焼実験と区画室での燃焼実験の実施にあたり、多大なるご支援とご協力を頂いた電力中央研究所の近藤俊介氏、白井孝治氏、日本建築総合試験所(GBRC)・土橋常登博士、並びに GBRC 職員の皆様、京都大学大学院修士課程・赤尾捷氏に心よりお礼を申し上げます。

毎年、日本火災学会及び日本建築学会に参加する際に、暖かい励ましのお言葉と貴重なご助言を頂いた湖西大学教授・権寧璣博士、湖西大学消防防災学科の皆様心より感謝申し上げます。

日本での留学を決定して、日本に渡航前から京都大学の入学書類などを直接準備していただいた龍仁大学教授・金泰煥博士には深く感謝申し上げます。特に、初期の日本での生活全般と本論文をまとめるまで、終始暖かい激励と、惜しみない協力を頂きましたので、重ねてお礼申し上げます。

建築学専攻の先輩である金貞坤博士、李俊錫博士は、本研究を行うにあたり、多くのアドバイスとご指導をしてくださいました。更に、初期の日本での生活面や学習面でも多くのご協力を賜りましたので、深く感謝を申し上げます。

同じ研究室の留学生である東京理科大学助教・李在永博士、京都大学大学院博士課程・池正熏氏とは、留学期間中常に一緒に生活して、大変なことや苦しいことがあるときは、何度も助けていただいたので感謝を申し上げます。

日本での留学期間中、一緒に生活した同じ研究室の皆様には、研究室ゼミの際に貴重なコメントやご質問を頂き、研究を進めるにあたり大変な助力となりました。ここに心から感謝の意を表します。

長い海外生活の間に離れて暮らす家族と友達を懐かしみ、孤独感を感じる時、韓国人留学生の皆様のおかげで楽しい生活を送ることができました。ここに感謝の意を表します。

最後になりましたが、常に私のために苦勞をして、大学院の入学から博士学位の取得まで惜しみない支援と温かい励ましの言葉をかけてくださって、いつも私の大きな支えになってくださった両親と家族に心より感謝申し上げます。

研究業績

本研究に関連した発表成果（発表年次順）

A. 審査付き論文

- A1. Sungchan Lee, Kazunori Harada, “A Simple Formula for Room Flashover Possibility”, 9th International Symposium on Architectural Interchanges in Asia, 2012, Gwang-Ju, Korea (reviewed by Abstract)
- A2. Sungchan Lee, Kazunori Harada, “A Simplified Formula for Occurrence of Flashover and Corresponding Heat Release Rate”, Procedia Engineering, Vol.62, 9th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, pp.292-300, 2013, Hefei, China (reviewed by full paper)
- A3. SungChan Lee, Kazunori Harada, “A Validation Study of Existing Formulas for Determining the Critical Heat Release Rate for Flashover”, Chapter 64, Fire Science and Technology 2015 - the Proceedings of 10th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, Springer, pp. 631-638, 2016, Tsukuba, Japan (reviewed by full paper)

B. 口頭発表

- B1. 李成璨, 原田和典, “盛期火災への遷移を考慮した二層ゾーンモデルの改善方法に関する研究”, 日本火災学会研究発表会概要集, pp.390-391, 2010
- B2. 李成璨, 原田和典, “盛期火災への遷移を考慮した二層ゾーンモデルの改善方法に関する研究”, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 防火, pp.221-222, 2010
- B3. 李成璨, 原田和典, “フラッシュオーバー発生限界発熱速度の近似式の提案”, 日本火災学会研究発表会概要集, pp.308-309, 2011
- B4. 李成璨, 原田和典, “フラッシュオーバー発生限界発熱速度の近似式の提案”, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第51号, 環境系, pp.105-108, 2011
- B5. 李成璨, 原田和典, “フラッシュオーバー発生限界発熱速度の近似式の提案”, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (防火), pp. 289-290, 2011年
- B6. 李成璨, 原田和典, “二層ゾーンモデルによるフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測と簡易式の提案”, 第13回近畿環境工学シンポジウム, 日本建築学会近畿支部環境工学部会, pp.1-8, 2011
- B7. 李成璨, 原田和典, “室のフラッシュオーバー発生条件の相関式の提案”, 平成24年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.106-107, 2012
- B8. 李成璨, 原田和典, “フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式と既往の実験データとの比較”, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第52号・環境系, 日本建築学会近畿支部, pp.97-100, 2012
- B9. 李成璨, 原田和典, “フラッシュオーバー発生条件の相関式と建物への適用”, 日本建築学会大会学術講演梗概集A, pp.167-168, 2012

- B10. 李ソンチャン, 原田和典, “フラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式の比較考察”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), 防火, pp.223-224, 2013
- B11. 李ソンチャン, 原田和典, “室のスケールを考慮したフラッシュオーバー発生限界発熱速度の予測式”, 日本火災学会研究発表会概要集, pp.54-55, 2014
- B12. 李ソンチャン, 原田和典, “フラッシュオーバー 限界予測式の比較検討”, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第54号<環境系>, pp.337-340, 2014
- B13. 李ソンチャン, 原田和典, “室のフラッシュオーバー発生限界発熱速度の設計用予測式”, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿) 防火, pp.51-52, 2014
- B14. 李ソンチャン, 池正熏, 土橋常登, 高山真吾, 原田和典, “模型箱試験区画内におけるウレタンマットの燃焼性状”, 平成27年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.114-115, 2015
- B15. 李ソンチャン, 池正熏, 土橋常登, 高山真吾, 原田和典, “模型箱試験区画内におけるウレタンマットの燃焼性状”, 日本建築学会近畿支部研究報告集<環境系>, 2015
- B16. 李成璨, 谷道雄太, 池正熏, 土橋常登, 原田和典, 模型箱試験区画内におけるウレタンマットの燃焼性状の予測, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), 防火, pp.227-228, 2015
- B17. 原田和典, 谷道雄太, 李成璨, 二層ゾーン火災モデルへの可燃物の燃え広がりモデルの導入, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (関東), 防火, pp.233-234, 2015
- B18. 赤尾捷, 李ソンチャン, 近藤俊介, 白井孝治, 原田和典, “補機油火災の燃焼速度 (その1 燃焼実験)”, 平成28年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.26-27, 2016
- B19. 李ソンチャン, 赤尾捷, 近藤俊介, 白井孝治, 原田和典, “補機油火災の燃焼速度 (その2 燃焼性状の予測)”, 平成28年度日本火災学会研究発表会概要集, pp.28-29, 2016
- B20. 赤尾捷, 李ソンチャン, 近藤俊介, 白井孝治, 原田和典, “補機油火災の燃焼速度 (その1 燃焼実験)”, 日本建築学会近畿支部研究報告集<環境系>, pp.253-256, 2016
- B21. 李ソンチャン, 赤尾捷, 近藤俊介, 白井孝治, 原田和典, “補機油火災の燃焼速度 (その2 燃焼性状の予測)”, 日本建築学会近畿支部研究報告集<環境系>, pp.257-260, 2016
- B22. 赤尾捷, 李ソンチャン, 近藤俊介, 白井孝治, 原田和典, 天井下での補機油火災の燃焼速度 (その1 燃焼実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州) 防火, pp. 373-374, 2016
- B23. 李成璨, 赤尾捷, 近藤俊介, 白井孝治, 原田和典, 天井下での補機油火災の燃焼速度 (その2 天井下の燃焼を考慮した発熱速度の予測), 日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州) 防火, pp.375-376, 2016

