

C. 防火分野

目次

1. はじめに	
1.1 木質系準耐火・耐火構造と他構造種別による混構造の防耐火設計法に関する検討の概要	C-3
1.2 混構造における延焼防止要素及び異種構造部材、接合部等の防耐火性能に関する検討	C-3
1.3 実施体制	C-3
2. 技術開発項目「防耐火性能に関する検討」	
2.1 混構造建築物の防耐火設計に関する試設計	C-5
2.1.1 混構造プロトタイプ建築物の概要	C-5
2.1.2 新たな木質材料を用いた混構造プロトタイプ建築物(タイプ I)の概要	C-6
2.1.3 新たな木質材料を用いた混構造プロトタイプ建築物(タイプ II 集合住宅、事務所)の概要	C-15
2.2 木質混構造建築物の防耐火性能に関する技術的検討	C-19
2.2.1 木材と異種構造を用いた接合部等の防耐火性能	C-19
2.2.2 RC 造部材と木質パネル接合部の防耐火性能	C-48
2.2.3 S 造部材と木質パネル接合部の防耐火性能	C-56
2.3 混構造建築物における壁等の防耐火設計技術の構築	C-60
2.3.1 外壁開口部を通じた上階延焼防止性能の検証	C-60
2.3.2 壁等の要求耐火性能(必要保有耐火時間)の評価方法検討	C-99
2.3.3 区画構成材料の実効熱慣性	C-137
2.3.4 天井への散水による延焼遅延技術に関する検討	C-151
2.3.5 木製柱の耐火試験における放冷時温度と燃え止まり性状	C-161

C.防火分野

1.はじめに

防火分野においては、① 木質系準耐火・耐火構造と他構造種別による混構造の防耐火設計法の検討、② 混構造における延焼防止要素および異種構造部材、接合部等の防耐火性能と構造方法等に関する検討を実施した。以下に検討内容の概要を示す。

1.1 木質系準耐火・耐火構造と他構造種別による混構造の防耐火設計法に関する検討の概要

木質系構造材料を活用した混構造建築物として、木造に比較して高い防耐火性能を期待する RC、S 等の構造形式を用いた構造体(メガストラクチャ)と CLT、LVL や集成材などの厚板木質パネルや木質系の柱・梁を用いた内部構造体等から構成される中層木造建築物の防耐火設計法の構築を目的に、火災時性能に関する解析モデルの構築と必要防耐火性能等に関する検討を行った。

混構造中層木造建築物としては、ラーメン構造のメガストラクチャのプロトタイプ(【Aタイプ等】)を想定し、「構造性能に関する検討」で明確化される構造性能と防耐火性能の調和を図りながら、木質構造部分の防耐火性能が建物全体の火災時性能に与える影響を考慮した防耐火設計法を構築することとした。また、混構造において、異種構造部材を複合した部材や合成構造の防耐火設計法の構築に向けて、木造部分と非木造部分の相互の高温時性能を考慮した部材・接合部等の構成要素のプロトタイプ的设计と防耐火設計手法を構築する。それぞれの防耐火設計法の構築にあつては、「耐久性能に関する検討」の成果を踏まえ検討した。

1.2 混構造における延焼防止要素及び異種構造部材、接合部等の防耐火性能に関する検討

混構造の木造部分において火災が発生したとしても、火災を区画内に封じ込め、建築物の他の部分に火災による建築物の木造部分の崩壊等の影響を生じさせない、高い防耐火性能を有するメガストラクチャを実験・解析的検討に基づき開発し、防耐火設計用の技術資料を整備することを目的とした。

3種類のプロトタイプ建築物に関して、建築基準法の改正を踏まえた各種納まりを考慮した防火措置の設計を行う。また、メガストラクチャを 3000 m²以内毎の壁等(法第 21 条 2 項)による区画と消火措置の効果を検討した木造部分の延焼遮断性能に関する防耐火設計・評価技術について検討を行うこととした。メガストラクチャ部分の防耐火性能の定量化に関して、混構造に適した防火被覆技術の開発、延焼防止対策技術の開発、木質構造部分と異種構造部分を組み合わせた部位の載荷加熱実験、解析的検討を実施する。

中層木造建築物プロトタイプ(袖壁タイプ、メガストラクチャータイプ、コアタイプ)の主要構造部の防耐火性能を把握するため、a.火災加熱を受ける異種構造と木質構造部分との熱的相互作用の定量化手法の構築、b.各構造に対する部材間接合部等の耐火設計技術について検討することとした。

各種プロトタイプと構造形式(RC系、S系)に必要な防耐火性能(延焼防止性能、荷重支持性能)に関して、a.火災外力に応じた木質構造部分の性能(準耐火～耐火性能)が異種構造部分の耐火性能に与える影響を中規模要素実験等により検討した。部材・接合部等に関して、木造部材に性能劣化や破壊等が生じたとしても、非木造の構造部材の性能を担保できる高度な防火被覆技術を、実験・解析的検討に基づき開発し、防耐火設計用の技術資料を整備することとした。なお、混構造プロトタイプ建築物に関しては、構造・耐久性・遮音性能の検討結果を踏まえ、性能検証を行った。

1.3 実施体制

本報告書は、国土交通省総合技術開発プロジェクト「新しい木質材料を活用した混構造建築物の設計・施

C.防火分野

「工技術の開発」(平成29年度～令和3年度)の中で設置された防火分科会で検討された内容を取りまとめたものである。防火分科会の委員構成(令和3年度版、敬称略、役職は当時)を示す。

主査

大宮 喜文 東京理科大学理工学部建築学科 教授

委員

泉 潤一 一般社団法人 日本ツーバイフォー建築協会

尾崎 文宣 名古屋大学大学院環境学研究科都市環境学専攻 准教授

加来 照彦 株式会社 現代計画研究所 代表取締役

上川 大輔 国立研究開発法人 森林研究・整備機構 森林総合研究所

成瀬 友宏 国立研究開発法人 建築研究所防火研究グループ グループ長

鍵屋 浩司 国立研究開発法人 建築研究所防火研究グループ(客員研究員)

(東北工業大学 建築学部 教授)

野秋 政希 国立研究開発法人 建築研究所防火研究グループ 主任研究員

西村 俊彦 一般社団法人 日本建設業連合会

村上 行夫 一般社団法人 日本鋼構造協会

森田 武 一般社団法人 日本建設業連合会

安井 昇 株式会社 桜設計集団一級建築士事務所 代表

事務局

岩見 達也 国土技術政策総合研究所 建築研究部 防火基準研究室 室長

鈴木 淳一 同 建築研究部 防火基準研究室 主任研究官

樋本 圭佑 同 建築研究部 防火基準研究室 主任研究官

水上 点晴 同 建築研究部 防火基準研究室 主任研究官

村田 英樹 同 建築研究部 建築災害対策研究官

犬飼 瑞郎 同 建築研究部 建築新技術統括研究官

阿部 一臣 同 建築研究部 基準認証システム研究室 室長

荒木 康弘 同 建築研究部 基準認証システム研究室 主任研究官

坂下 雅信 同 建築研究部 基準認証システム研究室 主任研究官

三木 徳人 同 建築研究部 構造基準研究室 研究官

三島 直生 同 建築研究部 材料・部材基準研究室 室長

2. 技術開発項目 「防耐火性能に関する検討」

2.1 混構造建築物の防耐火設計に関する試設計

2.1.1 混構造プロトタイプ建築物の概要

平成30年改正の建築基準法が令和元年6月に施行され、大規模木造建築物においても通常の火災において消火活動の効果が期待できれば、主要構造部を準耐火構造することが可能となった。それにより、従来、主要構造部を耐火構造とする必要があった中層建築物においても木質系材料を活用できる可能性が拡大された。また、法第21条および第27条に基づく、火災時倒壊防止性能検証法、避難時倒壊防止性能検証法が、令和2年2月26日に公布施行された。

これらの基準の整備状況を踏まえ、新たな木質材料を用いた混構造建築物の試設計や部材・接合部等に関する種々の実験・解析的検討を行い、所定の構造・防耐火性能等を期待できる集合住宅及び事務所建築物のプロトタイプ原案を提示することを目的とした。

大規模な木造建築物に関しては、倒壊防止対策や上階延焼対策、 3000m^2 以内毎の壁等による区画化が必要となるなど、純粋な木質構造部材のみで建築物を構成するのは火災安全上の課題の解決が困難な可能性もある。火災時の倒壊防止性能を確保するために、特に重要となる柱や梁やそのほか防火上十分に配慮すべき部分については、鉄骨造(S造)、鉄筋コンクリート造(RC造)等の不燃性の構造を活用しつつ、木質化が可能な部分は木造とするなど、木質構造と異種構造(S造、RC造等)とを併用した混構造建築物の採用が、建築物への木材利用を進める上で合理的と考えられる。

ここでは、 3000m^2 を超える大規模なプロトタイプとして、RCメガストラクチャを活用した庁舎用途の建築物(タイプI)と 3000m^2 以下の中規模の事務所、集合住宅用途の建築物を試設計の対象とした。

RCメガストラクチャを活用した庁舎用途の建築物(タイプI)は、木質構造建築物を将来的に高層化、大規模化する際に発生が想定される火災安全上の課題を明らかとするため、メガストラクチャ1層の内部に木質構造が2層設置された 10000m^2 超を試設計することとした。各課題を解決するための新たな評価方法を構築するための技術資料の蓄積を目的とした。

建築物の延べ面積を 3000m^2 以下程度となる規模の建築物を対象とし、木質混構造の集合住宅、中小規模事務所について、各課題等についての対策案を含めた試設計をとりまとめて提示することとした。特に、構造形式等の異なる複数の設計案を想定し、構造、防火、耐久性の側面から種々の課題を抽出しつつ、対策を講じることで、一定の安全性を期待できる設計案を技術資料として整備を目的とした。

2.1.2 新たな木質材料を用いた混構造プロトタイプ建築物(タイプI)の概要

(1) プロトタイプ建築物の想定規模等

本プロトタイプでは、地方都市(人口5~8万人規模)の市庁舎(事務用途)等を想定し、地上5階
建築面積 約25005 m²、延面積 約10700 m²の建築物を設定した。(図2.1.1~図2.1.7)

本プロトタイプにおける防火上の検討課題は以下の通りである。

- ① 混構造建築物における木造部分の寄与分を考慮した火災外力の設定方法
- ② 長時間準耐火構造を想定した際の木質系構造体、非木造系構造体、接合部への熱入力の評価
- ③ 消火上の区画の設定方法等
- ④ 上階延焼防止性能(上階への入射熱、火炎長さ、散水設備メガストラクチャーの延焼抑制効果)

(2) 混構造プロトタイプIにおける区画形成の考え方

混構造プロトタイプIの庁舎においては、延べ面積が3000m²を超える規模の建築物を想定し、またその主要構造部は、火災時倒壊防止構造・避難時倒壊防止構造を前提とすることから、200 m²以下ごとに長時間の遮炎性を有するシャッター等(随時閉鎖の防火設備)で区画をすることとする。(図2.1.6、図2.1.7)

本検討では、スプリンクラー設備の設置を前提として、200 m²以下での区画形成について、以下の方針により検討を進めた。

- ・混構造プロトタイプは、下部RC造-上部木造階、下部木造-上部RC造階があり、遮炎性を有するシャッターのシャッター本体及びシャッターケースの取り付けはそれぞれ木造、RC造の場合がある。
- ・RC柱は各階共通のため、原則としてRC柱にシャッター枠を取り付けることとする。
- ・混構造プロトタイプでは、上部木造階において大梁の荷重をピン柱(カラマツ集成材φ450 現し)で受ける構造となっているが、遮炎性を有するシャッターの区画形成部に干渉しない位置にピン柱を配置することとする。
- ・避難方向は混構造プロトタイプの用途を考慮し、市民利用エリアに近いバルコニー側、執務エリアに近い廊下側の2方向を想定して区画の検討を行う。ただし木造床の階はバルコニーがないため、シャッターを避難扉付きとする必要があることに留意する。

上記の方針を踏まえ、混構造プロトタイプの木造部の小梁方向についてX方向⇒Y方向とし、ピン柱(カラマツ集成材φ450 現し)とシャッターによる区画の位置が干渉しない構造として、混構造プロトタイプ及び防火設備等の納まり図の検討を進めた。

ただし、構造、プランニング、吹き抜け部(床木造部のみ)等は、詳細な検討を省略しており、今後の検討課題としている。一方、RC部については、RC梁に取り付けることを前提としているため、変更は生じないとして検討を進めた。また、高さ方向については変更なしとし、矩計図を用いて検討を実施した。



図 2.1.1 タイプ1(庁舎)の外観イメージ1



図 2.1.2 タイプ1(庁舎)の外観近景イメージ



図 2.1.3 タイプ1(庁舎)の内観イメージ



図 2.1.4 タイプ1(庁舎)の吹抜け空間の内観イメージ



図 2.1.5 タイプ1(庁舎)の最上階の内観イメージ

C.防火分野

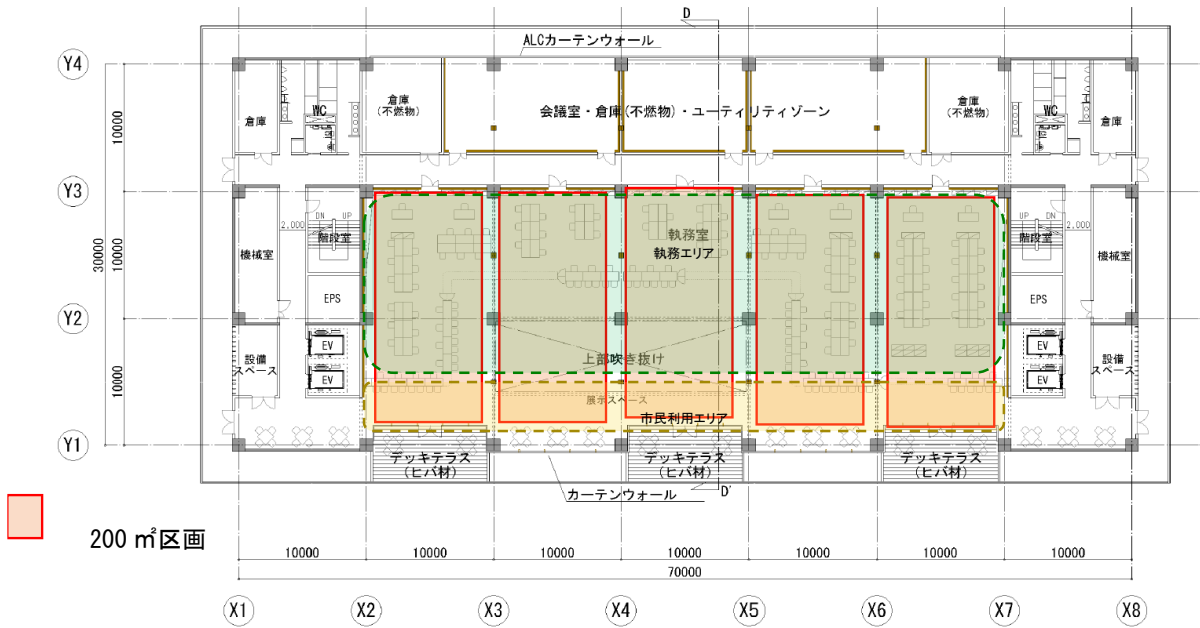


図 2.1.6 床 RC 造、天井木造階（シャッター取り付けW部）の 200㎡区画

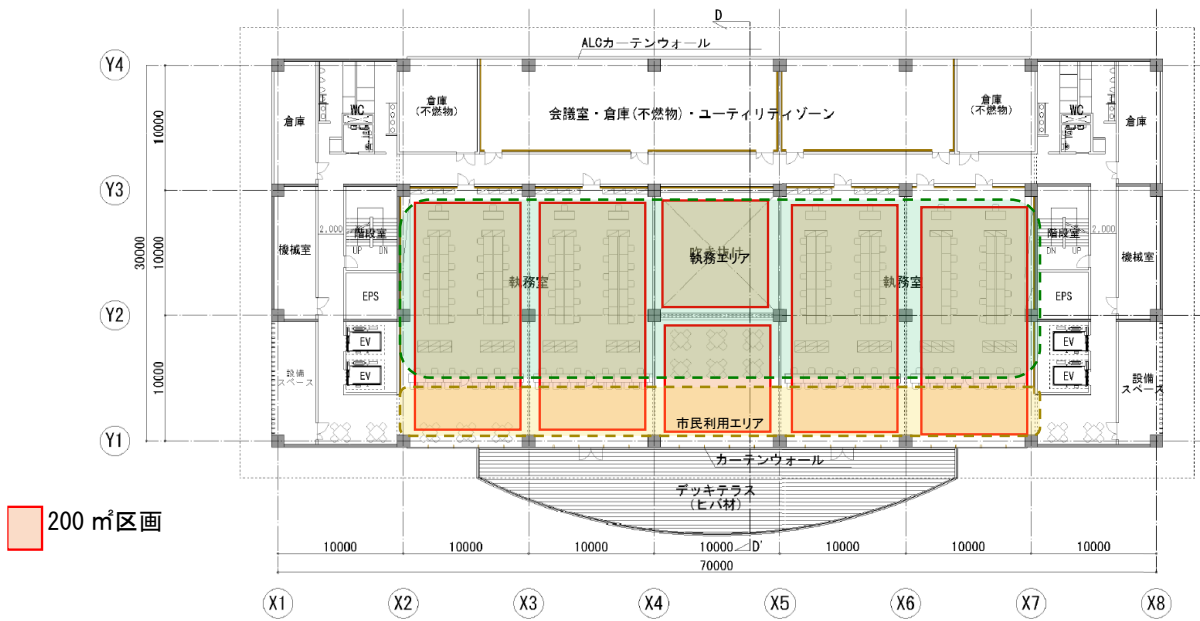


図 2.1.7 床木造、天井 RC 造階（シャッター取り付けRC部）の 200㎡区画

(3) 混構造プロトタイプへの通常火災終了時間防火設備等の納まり図検討

図 2.1.8～図 2.1.10 にプロトタイプにおける重量シャッターの納まりである、当該シャッターの関する検討の方針等を以下に示す。

① W 部（床 RC 造、天井木造階）

床 RC 造、天井木造階では、以下の方針で検討を行った。

- (a) シャッターの重量を木造部が負担することとした場合、荷重負担が大きくなることから、鋼材を用いた門型フレームを組み、ブラケットを取り付けることで、シャッター重量を木造部に負担させない納まりとする。
- (b) シャッターを取り付ける鋼材の被覆(けい酸カルシウム板厚さ15mm、強化せっこうボード厚さ21mm×2)による区画形成を原則とする。また、木造部分は準耐火構造(燃えしろ設計)の躯体による区画を原則とする。
- (c) 木造部の天井は現したが、今後の検討によっては内装として天井を設ける(梁底現し、全面天井等)ことも考慮する。
- (d) シャッターケースの幅はシャッター開口幅よりも広くなるため、RC柱間をシャッター開口幅とする場合は、ケースと躯体の取り合いが生じること、また、シャッター重量を支える壁柱が必要となることから、袖壁を設ける納まりとする。
- (e) 床下は空調用ダクトスペースとしているが、区画部は区画する必要があるため、立ち上がりを設けて区画を形成する。
- (f) シャッターはW:7,886mm、H:2,885mmとして検討する。

床 RC 造、天井木造階での防火設備等の納まり図の検討の結果、今後の課題、留意点等として以下が挙げられる。

- i) 取付部木梁側からの加熱に対しては、門型フレームの被覆により抵抗可能であるが、逆側からの加熱に対して十分に検討する必要がある。
- ii) 一定幅以上のシャッターは重量を支えるための吊アングルを用いるが、CLT 床版等荷重支持を木造部とする場合には、その取付等について十分に検討する必要がある。
- iii) 鋼材による門型フレームに取り付けることとしているが、シャッターに対して適切な寸法を確認する必要がある。
- iv) 開口幅が大きく、シャッターケースも大きくなるため、ケースと躯体のクリアランス寸法を十分に検討する必要がある。
- v) 床下は空調ダクトスペースとしており、区画貫通部が生じるが、立ち上がりの下地間をスリーブで抜ける十分な寸法を確保する必要がある。

②（床木造、天井 RC 造階）

床木造、天井 RC 造階では、以下の方針で検討を行った。

- (a) シャッターのブラケットはRC大梁に取り付ける。格子梁となっているため、甲乙梁下での取り付けとする。区画はスラット、大梁・下がり壁、スラブで形成する。
- (b) 混構造プロトタイプは、天井RC造のため、内装天井とする仕様(CH=2,800mm)であるが、格子梁下にシャッターを取り付けるため、シャッターケースが天井面よりも下に見える納まりとなる。
- (c) シャッターケースの幅は開口部よりも広くなるため、RC柱間で取り付ける場合は躯体との取り合いが生じることから、袖壁を設ける納まりとする。
- (d) 床下は空調用ダクトスペースとしているが、区画部は区画する必要があるため、立ち上がりを設けて区画を

C. 防火分野

形成する。

(e) シャッターはW:7,886mm、H:2,395mmとして検討する。

(f) RC部(床木造、天井RC造階)はバルコニーがないため、防火扉付きのシャッターとする必要があることから、防火扉付きシャッターの納まりも合わせて検討する。

床RC造、天井木造階での防火設備等の納まり図の検討の結果、今後の課題、留意点等として以下が挙げられる。

- i) 一般的なRC部への取付となるため、ケースと躯体のクリアランス寸法を十分に検討する必要がある。
- ii) 格子梁の下端で取り付け位置が決まるため、シャッター下の天井高さが一般部よりも低くなることに留意する必要がある。
- iii) 床下は空調ダクトスペースとしており、区画貫通部が生じるが、立ち上がりの下地間をスリーブで抜ける十分な寸法を確保する必要がある。

③ 吹き抜け部における区画ラインの形成

・吹き抜け部では一般に吹き抜け側に見せないようシャッターを取り付けるが、木造部に取り付けた場合、大梁が露出する位置に配置されるなど、シャッターの取り付け位置や木造床の区画ラインの形成について今後の検討が必要である。

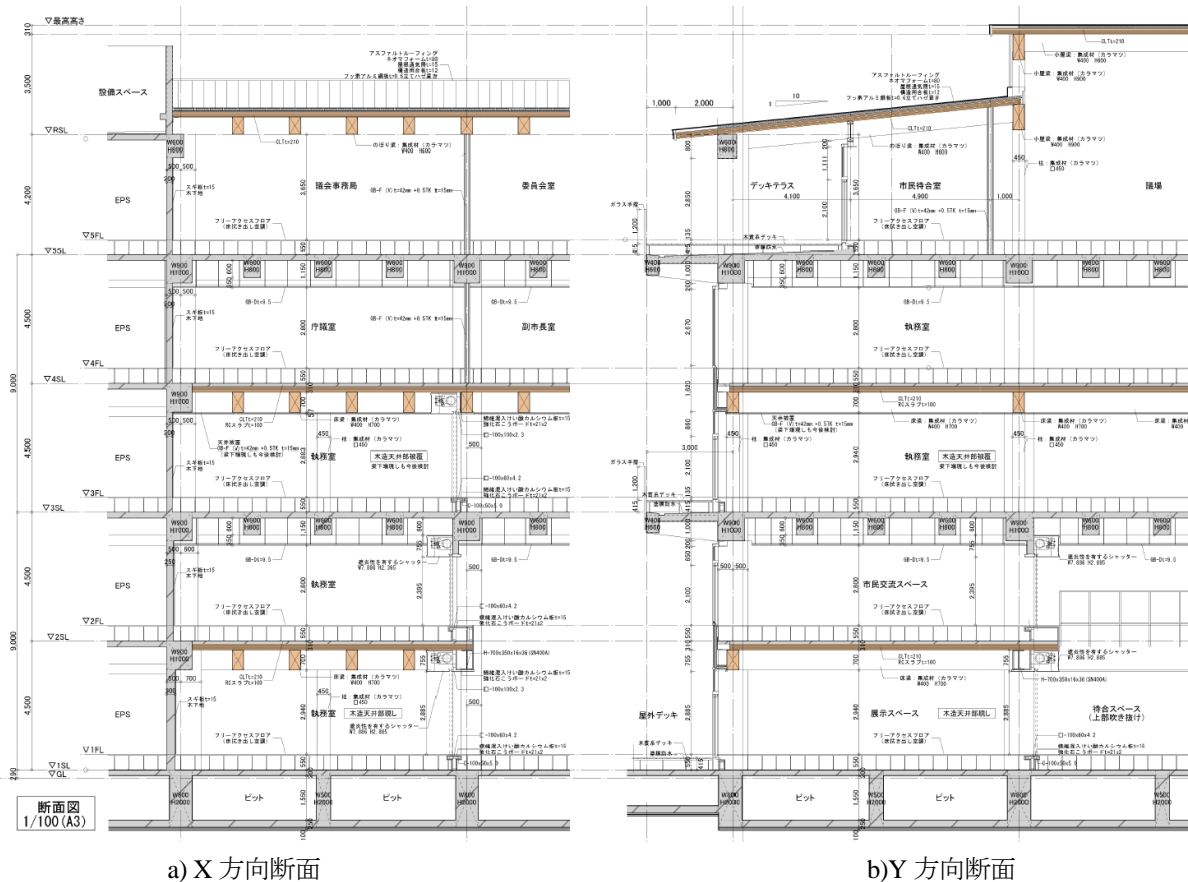


図 2.1.8 タイプ1(庁舎)の断面図

C.防火分野

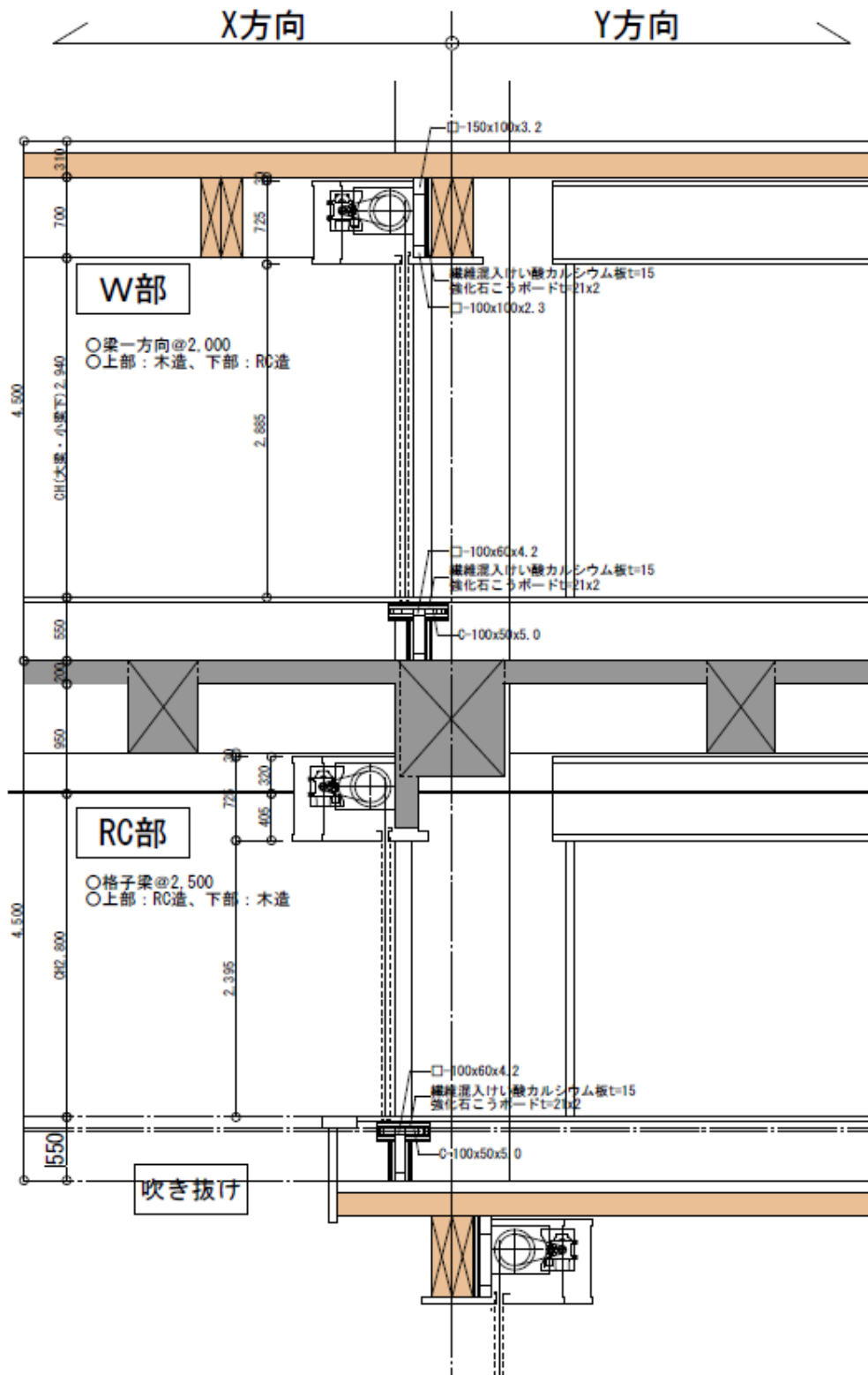


図 2.1.9 混構造建築物における重量シャッターの納まり図 (鉛直断面図)

C.防火分野

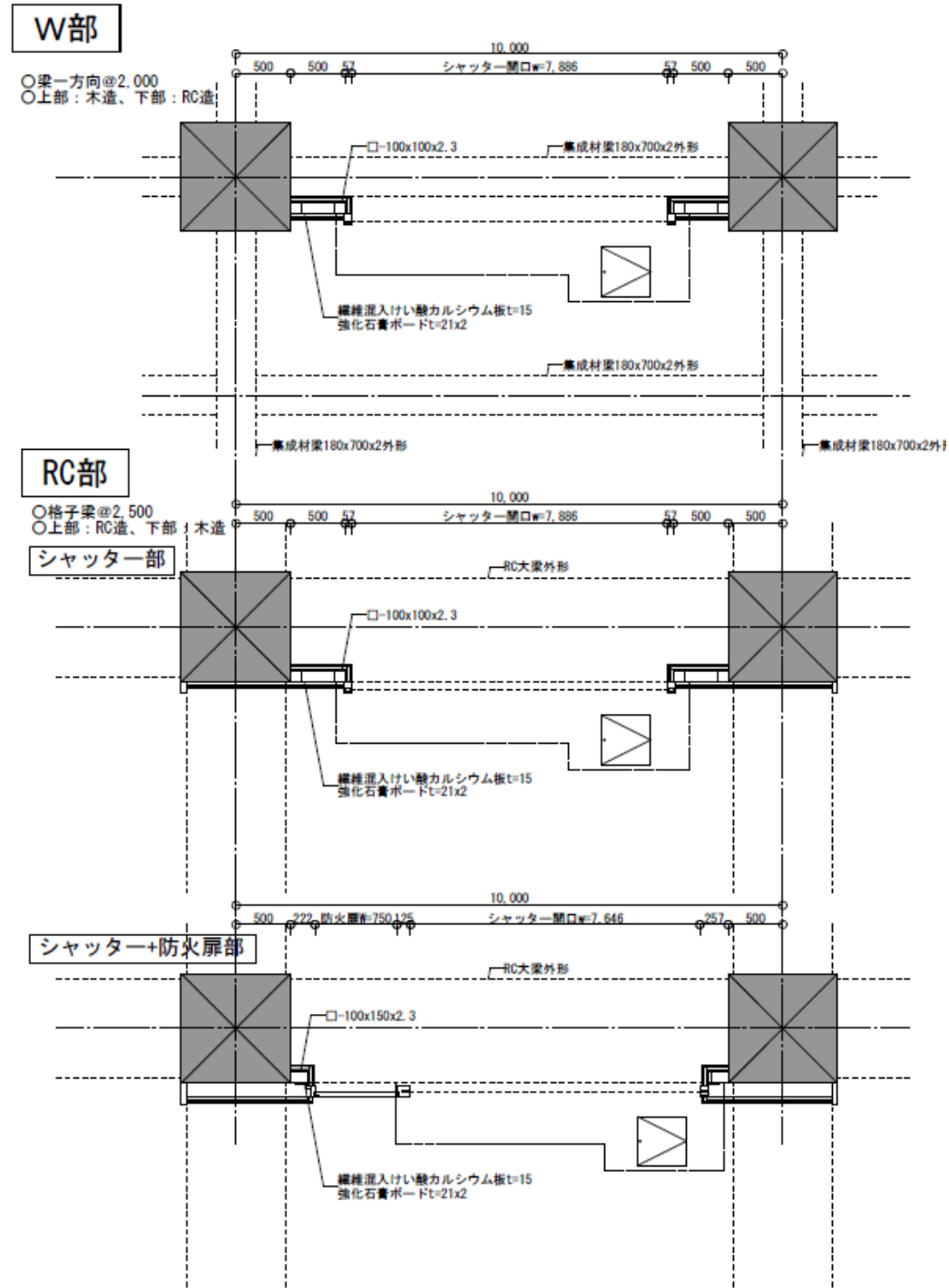


図 2.1.10 混構造建築物における重量シャッターの取付検討(水平断面図)

2.1.3 新たな木質材料を用いた混構造プロトタイプ建築物(タイプⅡ 集合住宅、事務所)の概要

(1) 建築物の立地の条件

試設計の対象とした建築物の立地は、用途地域内の 22 条区域を想定(防火地域、準防火地域以外)とする。防火地域・準防火地域内のプロトタイプの仕様については将来的な検討課題である。

*防火地域、準防火地域においては、敷地条件や建築物の条件を踏まえ、建築物の外殻(外壁及びその開口部)の性能向上等の対策の効果を組み入れることで、現行規定の要求性能との同等の延焼防止性能を確保すれば、耐火建築物以外でも建築可能となった。現時点では、防火・準防火地域内における 3 階建ての建築物の構造方法(例示仕様)が告示に規定されている。それ以外の階数の建築物は大臣認定による性能検証ルートが適用可能となっている。

(2) 試設計の方針、建築物の条件・構造の概要

試設計においては、最新の建築基準法令や告示等の状況を踏まえて、防火上の技術的課題を解決しやすい構造形式の建築物について試設計を行うこととした。プロトタイプの概要を表 2.1.1 に示す。CLT パネル等の木質構造材料を用いた混構造建築物の試設計の対象(プロトタイプ)は、柱・梁を RC 造とした集合住宅、S 造とした事務所である。建築物の規模は、延べ面積 3000m² 以下程度の中層建築物を想定し、集合住宅 6 階建て(図 2.1.11、図 2.1.12)、事務所 5 階建てとした(図 2.1.13、図 2.1.14)。

プロトタイプでは、各層を RC 造、S 造で構成し、CLT、LVL パネル等の木質パネルを壁や床材として組み込み、木質混構造建築物とすることとした。



図 2.1.11 タイプⅡ(集合住宅)の外観



図 2.1.12 タイプⅡ(集合住宅)の内観(木質化)



図 2.1.13 タイプⅡ(事務所)の外観



図 2.1.14 タイプⅡ(事務所)の内観(天井不燃化)

C.防火分野

表 2.1.1 プロトタイプの使用と混構造の種類

用途/階数	主構造の種類
集合住宅 6階建て	RC造 桁行：袖壁付きラーメン 梁間：(袖壁付きラーメン、CLT耐力壁) 防・耐火性能：準耐火構造(法第21条、第27条) 床：木質パネル+RCスラブ
事務所 (一部店舗等) 5階建て	桁行：CLT耐震壁 梁間：CLT耐力壁付き鉄骨骨組 防・耐火性能：準耐火構造 床：被覆型木質パネル(CLTパネル等)
部位	共通項目
壁	外壁：防火上の非耐力壁で耐震要素である壁、防火上の非耐力壁で非耐震要素である壁 間仕切壁：防火上の非耐力壁で耐震要素である壁、防火上の非耐力壁で非耐震要素である壁
開口部	上階延焼防止、火災外力抑制上必要な防火設備の設置

(3) 大規模木造の規制の概要と要求性能

主要構造部(柱、梁、耐力壁(床、屋根及び階段を除く))を木造とする場合には、法第21条第1項本則の規定が要求される。本プロトタイプは、柱、梁(防火上の耐力壁の設置はない)がRC、S造のため、法第21条第1項の制限は適用されないが、通常の火災に対する消火の措置の効果を考慮した建築物として成立させることとする。また、事務所、集合住宅ともに法第27条の特定避難時間に関する検証に基づく建築物として成立させることとする。

これは、一部の柱・梁、耐力壁を木造化すると法第21条の規制対象や用途等の変更によっても法第27条の規制対象となり得ること等を踏まえ、通常火災終了時間及び特定避難時間に関する検証法を適用し、その適合方法を検討することとした。以下に、主要構造部に関する規定の概要(表2.1.2、表2.1.3)を示す。

- ・法第21条第1項、令第109条の4、令第109条の5

- 規制対象となる建築物の主要構造部(床、屋根、階段、非耐力壁を除く)：可燃物を用いたもの

- 規制対象となる建築物の対象：高さ16m超又は4階建て以上の建築物

- 要求準耐火時間：通常火災終了時間(建築物の構造、建築設備、用途に応じて、通常の火災が消火の措置により終了するまでに通常要する時間)火災による倒壊及び延焼を防止する。

- 適用除外：敷地内に十分な空地がある場合

- ・法第21条第2項(壁等)、法第26条(防火壁、防火床)

- 壁等の設置要件：規制対象となる建築物の主要構造部(床、屋根、階段、非耐力壁を除く)：可燃物を用いたもので延べ面積3000m²超のもの

- 防火壁、防火床：耐火建築物、準耐火建築物以外の建築物1000m²以上のもの

- ・法27条、法別表第1、令第110条から110条の3：

C.防火分野

規制の対象：特殊建築物で用途に応じた規模、設置階を有するもの

要求準耐火時間：特定避難時間(通常の消火活動により倒壊を防止することの効果を含む)

表 2.1.2 プロトタイプ 集合住宅の要求性能等

共同 住宅	主要構造部 (21条指定)	主要構造部 (左列以外)	法21条第1項 大規模木造建築(高さ)		法21条第2項 規模(壁等)	法27条 用途	22条区域 屋根	令70条 鉄骨造
			高さ16m超 4階建て以上	建築物の高さ 以上の空地	延べ面積 3000m ² 超	3階以上の階	葺き材	柱の 防火被覆
No.1	柱：不燃 梁：不燃 耐力壁：無	床：可燃	要求無し (0分)	○	—	特定避難時間 外壁開口部 (防火設備等*)	通常火災 による火の粉	30分
No.2		屋根：可燃 非耐力壁：可燃 階段：不燃		×	—			

*法第27条の規定に基づく防火設備等は、屋内への火炎の進入を防止するもの

表 2.1.3 プロトタイプ 事務所(一部店舗)の要求性能

事務所	主要構造部 (21条指定)	主要構造部 (左列以外)	法21条第1項 大規模木造建築(高さ)		法21条第2項 規模(壁等)	法27条 用途	22条区域 屋根	令70条 鉄骨造
			高さ16m超 4階建て以上	建築物の高さ 以上の空地	延べ面積 3000m ² 超	3階以上の階 3000m ² 以上	葺き材	柱の 防火被覆
No.3	柱：不燃 梁：不燃 耐力壁：無	床：可燃	要求無し (0分)	○	—	特定避難時間 外壁開口部 (防火設備等*)	通常火災による 火の粉	30分
No.4		屋根：可燃 非耐力壁：可燃 階段：不燃		×	—			

(4) 通常の消火措置と区画等の設計方針

階段室や付室等の消火活動上の拠点は、2方向避難が可能となるように配置し、拠点用区画壁(通常消火時間の1.2倍(不燃系)、1.6倍(可燃系)の性能の壁)で区画する。それ以外の部分は、消火用の区画単位で区画する。要求性能は、通常火災終了時間、特定避難時間に適合する準耐火性能とする。

各階の床は、①非木造の床(RC造、デッキ合成スラブ)、②防火被覆した厚板の木質パネルの床、③ハイブリッド部材(CLTパネル等+鉄筋コンクリート)等によって区画を形成するものとする。

居室等の区画面積は、令和2年国土交通省告示第193号の規定に従い、消火活動の円滑さの確保を念頭におき、また、防火・消火計画(防火区画の構成、敷地内通路や消防車両の配置計画、消防活動拠点等)についても考慮し、表2.1.4の通りとした。

C.防火分野

表 2.1.4 混構造建築物の防火上の前提条件等の概要

	消防活動支援対策	6階建て共同住宅		5階建て事務所(一部店舗)		
		耐火建築物等(不燃構造) (法第27条)	準耐火建築物(木造) (法第21、27条)	耐火建築物等(不燃構造) (法第27条)	準耐火建築物(木造) (法第21、27条)	
1	主要構造部	・耐火構造 ・特定避難時間倒壊等防止構造(不燃) (消火措置：無)	・準耐火構造 (火災時対策) (避難時対策) (消火措置：有)	・耐火構造 ・特定避難時間倒壊等防止構造(不燃) (消火措置：無)	・準耐火構造 (火災時対策) (避難時対策) (消火措置：有)	
2	床の上面の性能	—	荷重支持部上面の着火防止 (上面の防火被覆)	—	荷重支持部上面の着火防止 (上面の防火被覆)	
3	階段室(消防活動拠点)	○	◎	○	◎	
4	付室(消防活動拠点)	—	特避階段2以上設置 区画性能の強化 付室:10m ² 以上 床面積の3/100m ² 以上	○ 1以上の特避階段	◎ 特避階段2以上設置 区画性能の強化 付室:10m ² 以上 床面積の3/100m ² 以上	
5	連結送水管(任意) (活動拠点内)	—	△	—	△	
6	自動火災報知設備	○	○	○	○	
7	消火設備(SP 80L/min)	△	△	△	△	
8	居室内装	—	◎	○	△	
9	防火区画	面積区画	○(1,500~3,000 m ²)	◎(100~600 m ²)	○(1,500~3,000 m ²)	◎(100~500 m ²)
		層間区画 (上階延焼等)	○ 耐火構造：庇長さ50cm等 倒壊防止構造：庇90cm、 防火設備等	◎ 放水開始までの 上階延焼対策 (庇、防火設備等)	○ 耐火構造：庇長さ50cm等 倒壊防止構造：庇90cm、 防火設備等	◎ 特定避難終了までの上階 延焼対策 (庇、防火設備等)
	壁等区画	3,000m ² 区画	—	○	—	—
	貫通部	配管、風道等	○	○	○	○
10	排煙設備	—	◎(廊下等)	—	◎(廊下等)	
11	非常用EV	—	△	—	△	
12	消防水利(敷地内)	—	△	—	△	
13	敷地内通路	—	◎3m以上	—	◎3m以上	

○：義務規定、◎：強化規定、△：任意規定、—：規制なし

2.2 木質混構造建築物の防耐火性能に関する技術的検討

2.2.1 木材と異種構造を用いた接合部等の防耐火性能

木造利用促進法の施行(平成 22 年)以降、国内では建築物の内装や木質部材に国産材の利用が積極的に進められている。平成 26 年、30 年の建築基準法改正により、木質部材を用いた準耐火構造による中層建築物が実現可能となった。しかしながら、建築物の中層化・大規模化するためには、不燃系の部材と木質系の部材を組み合わせた混構造建築物とすることで、火災安全性以外にも建築物に要求される性能を確保することがより合理的に可能となると考えられる。例えば、木材利用と建築物の耐震性、火災時の建築物の倒壊防止、施工性等を考慮すると、柱・梁といった架構に不燃構造である鉄骨造や RC 造等を用い、耐震壁や間仕切壁、床等に木質パネルを用いる混構造である。

火災時の安全性を確保するためには、耐力部材と防火区画を構成する壁や床等の区画部材相互の性能をバランス良く設計し、その接合部等に防火上の弱点となる熱橋や隙間等が生じないようにする必要がある。また、柱・梁を鉄骨造とし、木質パネルを耐震壁、床等に用いた混構造建築物等には、火災加熱による延焼・倒壊の防止に必要な準耐火性能を付与するため、耐火被覆された柱や梁等の耐力部材や各種防火措置等が必要となる。特に、木質パネルと鋼部材との接合部は、取り合い部や目地部の納まりが複雑なため、防火上の弱点となる可能性がある。そのため、耐熱性の高い無機系充填材等を用いた裏打ちや隙間塞ぎ等の防火措置の効果を把握する必要がある。

ここでは、図 2.2.1 に示すような鉄骨造のプロトタイプ建築物に用いられる CLT パネル壁と鉄骨梁の接合部に関して、火災時における各部の温度上昇特性を把握するため、一連の加熱実験等を実施した。

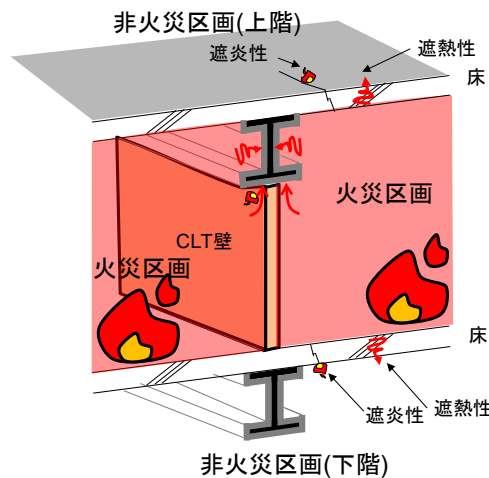


図 2.2.1 鉄骨系混構造の主要構造部の接合部

本資料は、今後の建築物の設計や開発に資するため、現時点で得られた結果をとりまとめ、技術資料として公表するものである。なお、今後の追加的な検討により、情報が更新される可能性がある。

C.防火分野

(1) 鉄骨梁と木質パネル壁の接合部仕様の抽出と再現

法第 21 条 1 項に規定される通常火災終了時間の準耐火性能を有する部材や、法第 21 条 2 項の壁等では、火災時に部材が焼失することで建築物が崩壊・倒壊し、延焼拡大することは許容されない。そのため、木造の耐震壁に燃えしろ設計や防火被覆等をしない場合には、当該壁は、地震時のみに荷重を負担する鉄骨ブレース等と同様な取り扱いとして設計がなされる必要がある。つまり、防火区画を構成しない非耐力間仕切壁又は雑壁として扱うためには、常時に生じる鉛直荷重を設計上負担させない構造とすることになる。

木質混構造建築物のプロトタイプでは、鉄骨骨組に CLT パネルを耐震要素として用いた構造の採用を検討している。ここでは、当該接合部の準耐火建築物及び壁等での利用を見据えて、火災盛期及び火災減衰期の木部の燃焼に伴う鋼部材への入熱による部材各部の温度上昇特性を実験及び数値解析により把握することとした。特に、CLT パネル壁と主要構造部である鉄骨梁及び RC スラブとの接合部（鋼板挿入型ドリフトピン）における熱影響を実験により把握し、火災時耐力、遮熱性、遮炎性等の評価のための知見を得る。

(2) 試験体の概要

表 2.2.1 に試験体の仕様一覧、図 2.2.2 に試験体図を示す。試験体(写真 2.2.1)には、けい酸カルシウム板で耐火被覆した H 形鋼梁(H400x200x8x13)を用い、梁の上部には RC スラブ(全乾比重：2.2、含水率：2.3%)を設置した。上面加熱試験体では梁の上部に、下面加熱試験体では下部には鋼板を介して CLT パネル(全乾比重：0.41、含水率：11.4%)を設置した。梁と CLT パネルの接合方法は、鋼板挿入型ドリフトピン工法として、CLT パネルを設置した後に無収縮モルタル(全乾比重：2.18、含水率：7.0%)を隙間に充填した。実験変数は、CLT パネル厚さ(150mm、270mm)及び挿入鋼板厚さ(12mm、16mm)、RC スラブ厚さ(100mm、200mm)、加熱方向(上面加熱、下面加熱)として、計 6 体の試験体を作製した。

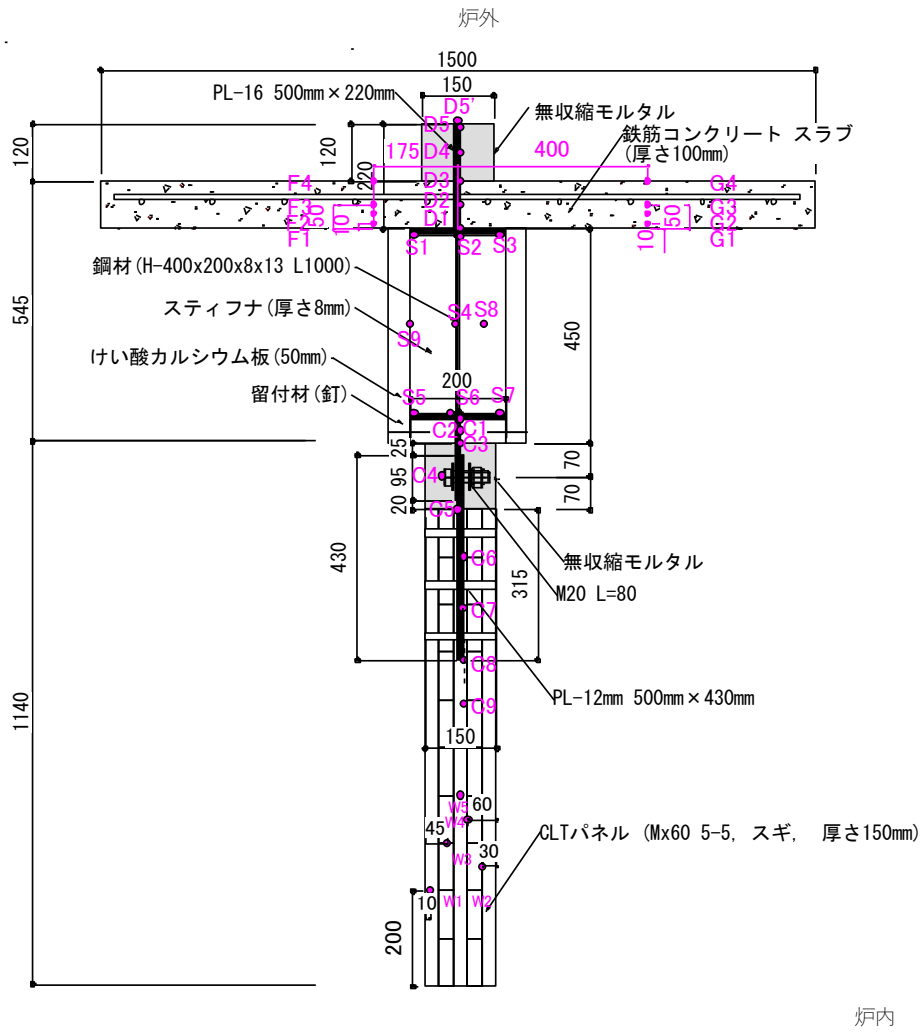
耐火被覆の厚さは、けい酸カルシウム板(0.5TK、厚さ 50mm、全乾比重：0.39、含水率：3.3%)とした。その選定にあたっては、梁単体の実験及び解析により、厚さ 35～50mm で耐火被覆した H 形鋼梁単体を 2 時間加熱し、炉内放冷した条件での温度履歴を参考にした。梁単体の温度履歴において、残存可燃物が存在しない条件で、鋼材平均温度を 350℃以下に抑制するには、43.5mm の被覆厚さが必要となった。ここでは、CLT パネルや炉内に落下した炭の赤熱等からの熱影響などを考慮し、安全側に 50mm の被覆厚さを設定した。

試験体内部の温度を測定するため梁(記号：S)、鋼板(C、D)、RC スラブ(F、G、A)、CLT パネル(W)に熱電対(K 熱電対又はシース熱電対)を設置した。

表 2.2.1 木質パネル鉄骨梁試験体一覧

No.	CLT パネル 構成/厚さ(mm) (樹種：スギ)	梁/耐火被覆/充填材	スラブ 厚さ (mm)	加熱 方向	鋼板 厚さ (mm)
ST1	Mx5-5/150	H400x200x8x12 けい酸カルシウム板 (0.5TK, 50mm) 無収縮モルタル (ラス網補強)	100	下面	12
ST2	Mx9-9/270				16
ST3	Mx5-5/150			上面	12
ST4	Mx9-9/270				16
ST5	Mx5-5/150		200	上面	12
ST6	Mx9-9/270				16

C.防火分野



a) STNo.1(下面加熱)

図 2.2.2 試験体図 (その1)

C.防火分野

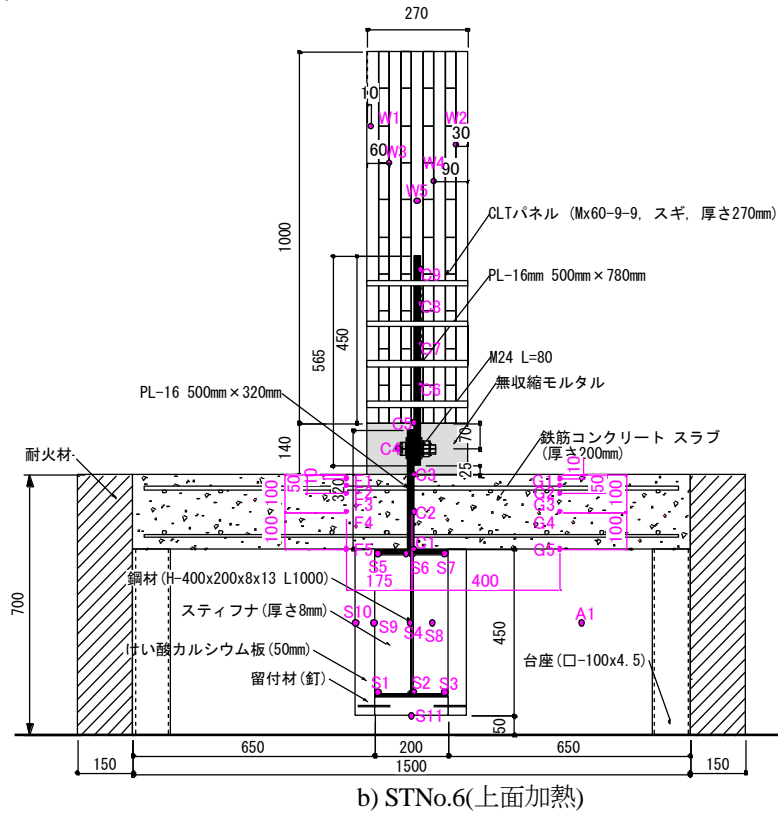


図 2.2.2 試験体図 (その2)



a) STNo.1(下面加熱 CLT150mm)



b) STNo.2(下面加熱 CLT270mm)



c) STNo.3(上面加熱 CLT150mm)



d) STNo.4(上面加熱 CLT270mm)

写真 2.2.1 試験体(加熱実験前)

(3) 実験方法

加熱実験には、(国研)建築研究所の水平炉を用いた。加熱は、炉内温度を ISO834-1 に規定される標準加熱温度曲線に沿って 2 時間制御し、その後、バーナを停止して放冷した。放冷時間は、木材が燃え尽き、鋼材温度や裏面温度が低下するまでとした。放冷時の炉内への空気供給量は、ガスバーナの開度を最小、耐火炉と大気との差圧を炉の上部で 0 Pa となるように設定した。なお、加熱実験は、可燃物量の条件を同じとするため、CLT パネル厚さ 150mm と 270mm の試験体を一組にして実施した。

(4) 鉄骨梁と木質パネル壁の接合部に関する加熱実験結果

① 試験体の状況と加熱温度

写真 2.2.2、写真 2.2.3 は、加熱中および加熱後の試験体の状況である。脱炉時には、CLT パネルは灰化していた。図 2.2.3 は、加熱試験時の炉内温度の推移である。図中には、不燃系の試験体の加熱実験時の炉内温度の推移も併記している。本試験体の加熱実験時の炉内温度は、バーナー停止後に急激に低下し、3～5 時間の範囲で最高温度が上昇する傾向があった。これは、残存した木材の急激な燃焼が熱電対の近傍で発生したためである。炉内の平均温度は、12 時間時点で 120～170°C に低下した。不燃系の試験体の放冷曲線に比較して、加熱開始から 4 時間時点で平均温度は約 200°C 高かった。これは、バーナー停止後も CLT パネルの有炎燃焼が継続すること、炭(熾き)の赤熱による発熱の影響によって高温化したものである。なお、加熱実験後の試験体は、CLT パネルが完全に焼失し、灰化していた。以上より、木質系部材が増加すると、冷却中における不燃構造の部材への入熱が増加することが明らかとなった。

C.防火分野

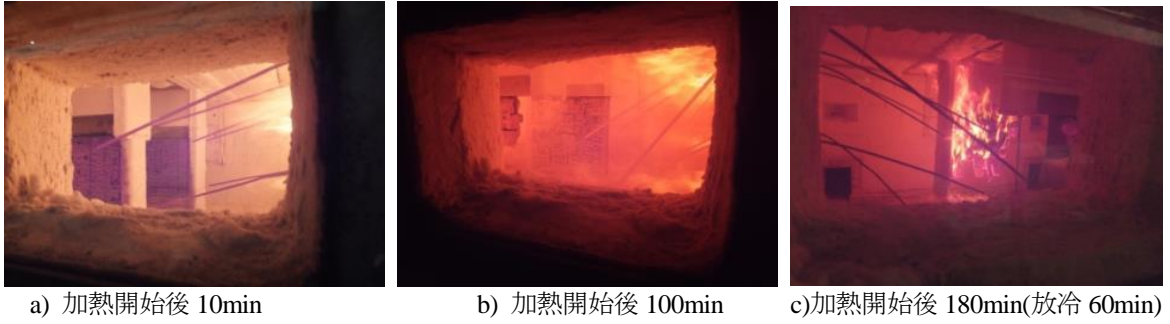


写真 2. 2. 2 加熱中の試験体の状況

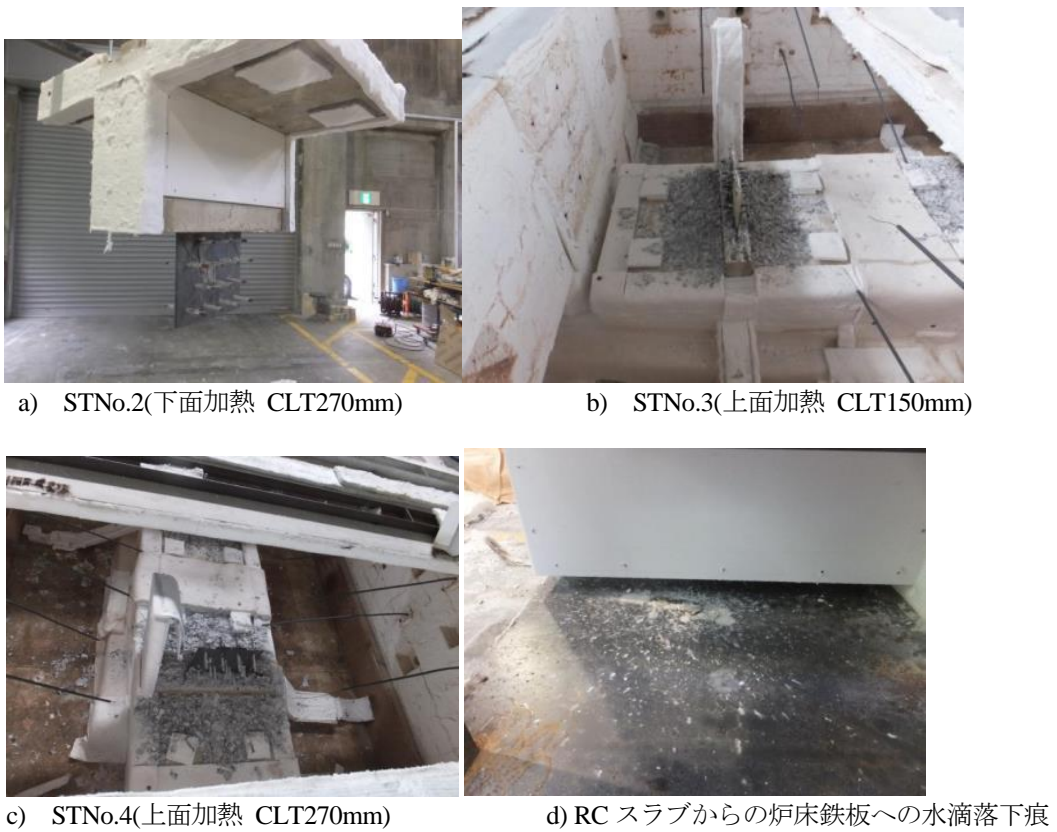


写真 2. 2. 3 加熱実験後の試験体の状況

C.防火分野

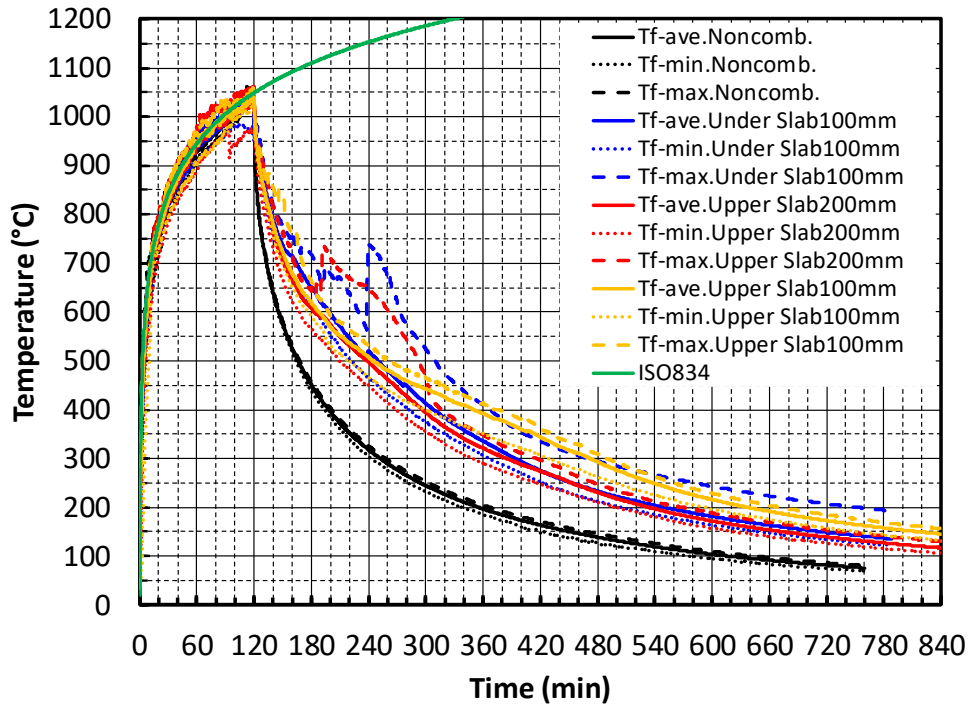


図 2. 2. 3 炉内温度の推移

(5) 試験体各部の温度上昇特性

図 2.2.4 の各グラフは、CLT パネル及び挿入鋼板(図 2.2.4.a)～f)、H 形鋼(図 2.2.4.g)～l)、挿入鋼板温度を併記)、RC スラブ(図 2.2.4.m)～r))の温度の推移である。以下に各部の温度上昇の特徴を示す。

① CLT パネル

CLT パネルの内部温度は、パネル内部ほど上昇開始が遅く、パネル厚さ 150mm の試験体の深さ 75mm(材厚の半分)の位置では 60 分超、パネル厚さ 270mm の試験体の 135mm の位置では、180 分頃に急激な温度上昇が確認された。木材の炭化速度は、加熱中は約 1mm/min であった。120 分以降の冷却中は、炭化速度が幾分緩やかとなるが、パネル厚さ 270mm の条件では残存断面が 30mm 程度であること、複数方向からの加熱となるため、約 0.3mm/min となった。

② 挿入鋼板

CLT パネルに挿入した鋼板温度は、パネル中央温度と概ね同様に上昇し、木材の炭化・燃焼後に上昇したことがわかる。下面加熱では、CLT パネル厚さ 150mm の試験体では 120 分、パネル厚さ 270mm の試験体では 240～360min に最高温度となる。上面加熱では、赤熱した炭が鋼板周辺とスラブ上面に堆積し、その燃焼に長時間高温に曝されたため、パネル厚さ 150mm の試験体では 2～3 時間程度、CLT270mm 試験体では 5 時間程度の間、400°C超の温度が継続した。

③ RC スラブ裏面温度

下面加熱の試験体(スラブ厚さ 100mm)では、スラブの裏面温度は 200°C程度に達した。スラブ下での燃焼が継続する CLT パネル厚さ 270mm の試験体ほうが裏面温度が高温となった。しかしながら、H 鋼上部の鋼板の温度は、上端付近(D5)で 150°C以下にとどまった。

上面加熱では、炭の堆積の影響により、スラブ厚さ 100mm の裏面温度は、350～400°C程度に、スラブ厚さ 200mm の裏面温度は、200～250°C程度に達した。

④ H 形鋼梁の最高温度

下面加熱では、CLT パネル厚さ 150mm の試験体の下フランジが約 385°C、上フランジが約 240°C、平均は 302°Cであった。パネル厚さ 270mm の試験体の下フランジは約 300°C、上フランジが約 200°C、平均は 252°Cであり、CLT パネルが厚いほうが温度の上昇が抑えられた。上面加熱では、スラブ 100mm の試験体の鋼材温度が約 320～345°Cとなり、スラブ 200mm の試験体の鋼材温度は約 200°Cに抑えられた。また、本実験の範囲では、CLT パネル等から発生した炭の赤熱等による影響を含めても、2 時間の標準加熱に対しては、バーナー停止後の放冷期間を含めても、平均温度(350°C)、最高温度(400°C)のクライテリアを超過しないことが明らかとなった。

C. 防火分野

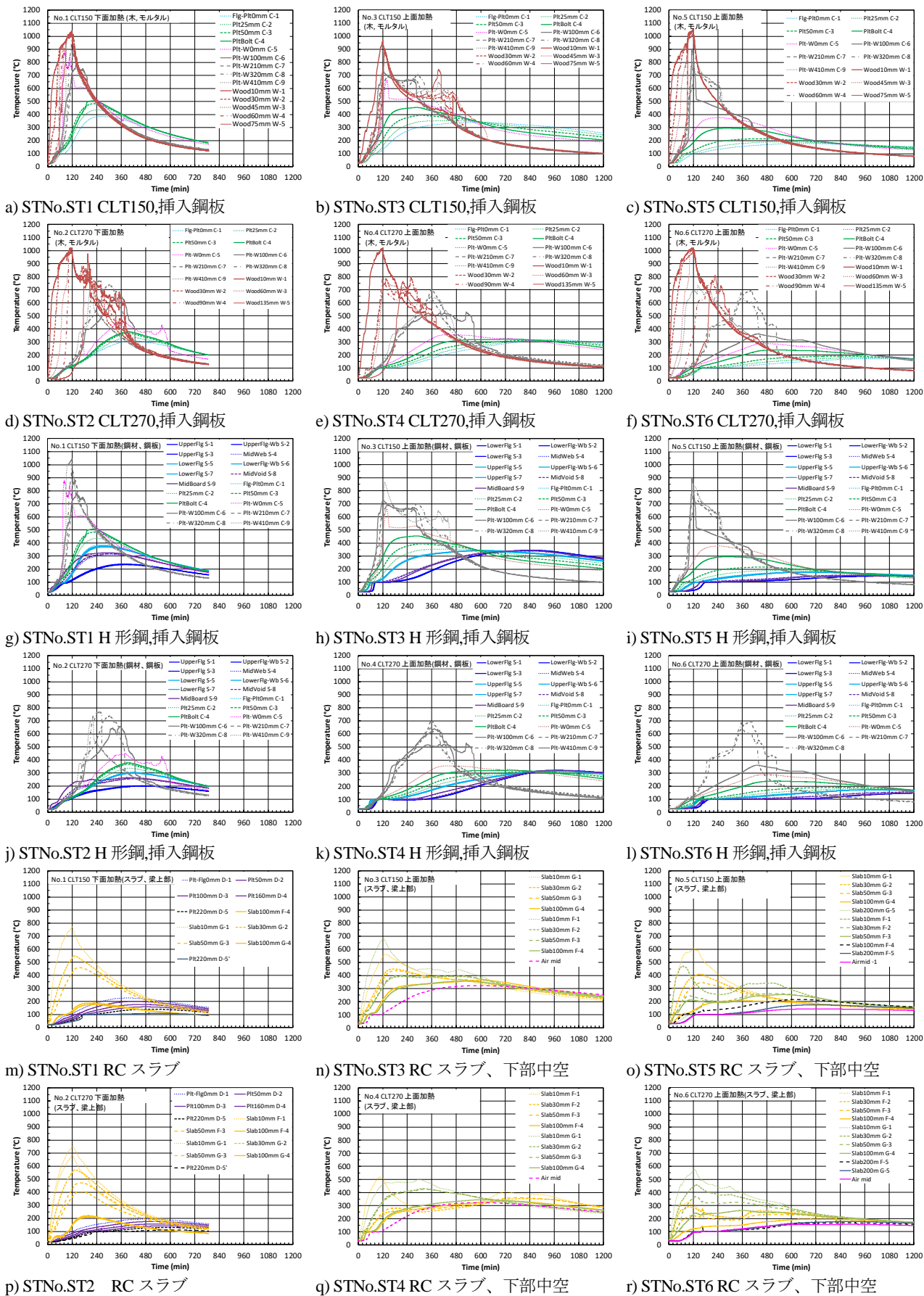


図 2.2.4 試験体各部の温度

(6) RC 梁と木質パネル壁の接合部の抽出と再現

木質混構造建築物における接合部の遮熱特性を明らかとするため、スラブ付き RC 梁と CLT パネル壁との接合部の対する加熱実験を実施した。加熱実験においては、集合住宅の住戸間の界壁として CLT パネルを用いた場合を想定し、試験体を設定した。

プロトタイプ建築物における木質パネル壁は、RC 造建築物の耐震上の補強部材として取り扱われており、火災により木質部材が焼失しても地震力が作用しなければ、建築物全体として倒壊等の危険が無い架構を想定している。しかしながら、建築物の架構は、盛期火災時の直接的な影響に加え、木材の燃焼による炭化や炭化層の剥離後の赤熱による熱的影響を受ける。

木質混構造建築物において防火上の弱点となり得る可能性が高い箇所として、部材間の接合部に使用されるドリフトピンや鋼板などの接合金物が想定され、当該部分が熱橋部となり、遮熱性上、影響を及ぼすことが考えられる。

そこで、木質構造の接合部設計事例等を参考に、一般的であると考えられる鋼板挿入ドリフトピン接合による方法を用いた試験体を作製した。木材が接合部に使用されることで非加熱側への熱的影響や木材の炭化や炭化層の剥離による影響等を把握することを目的とした。

① 試験体の概要

表 2.2.2 に試験体の構成を示す。また、図 2.2.5 に試験体図（試験体 No.1～No.4）を、加熱前の試験体を写真 2.2.4 に示す。試験体は、CLT パネルが住戸間の界壁となること想定したものである。スラブ付き RC 梁と CLT パネル壁が鋼板挿入ドリフトピンにより接合された試験体を 2 体組み合わせ、火災室を模擬した面から加熱することとした。実験変数は、スギ材で構成された CLT パネルとして 150mm 厚及び 270mm 厚の 2 種類、スラブ付き梁の加熱面として床下からの加熱と床上からの加熱の 2 種類である。

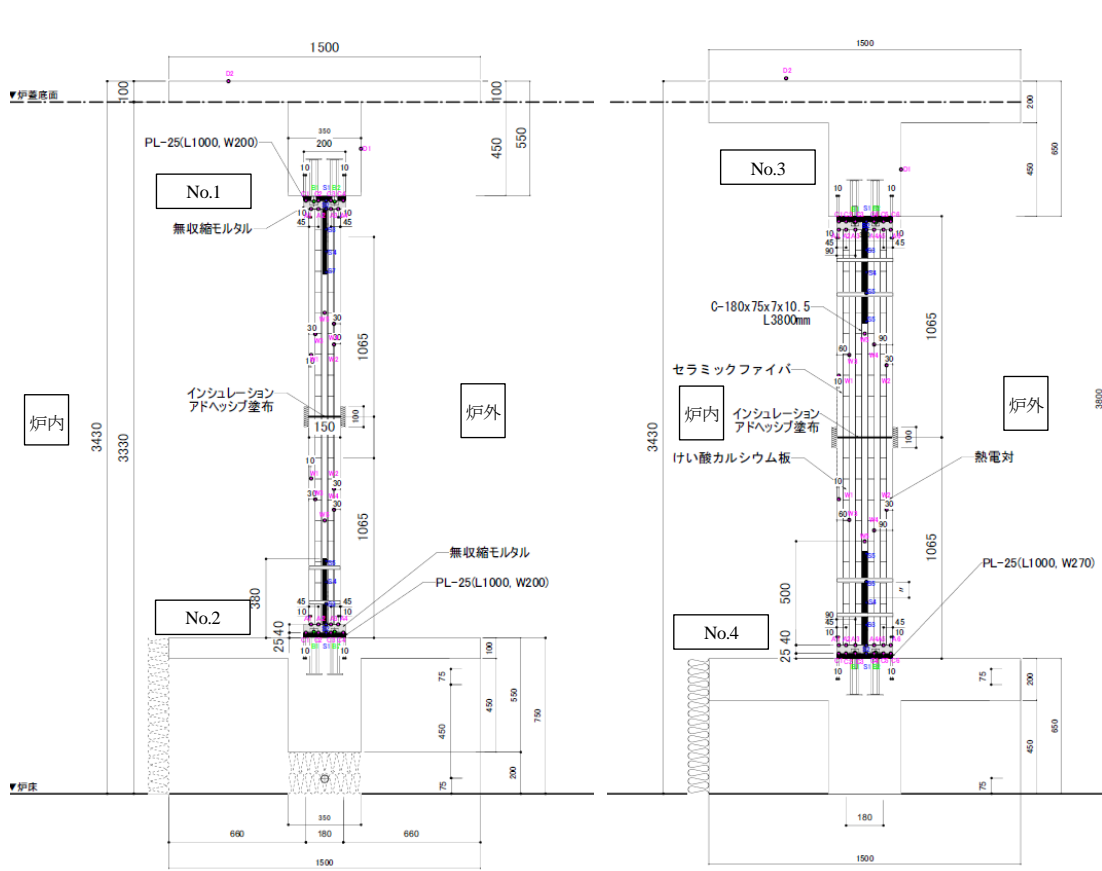
CLT パネルには API 樹脂系接着剤(使用環境 B)により接着されたスギ材の CLT パネルを用いた。CLT パネルの厚さは 150mm および 270mm の 2 種類とし、スラブ厚はそれぞれ、100mm、200mm とした。また、CLT パネル壁の接合方法は、ドリフトピンおよび T 型鋼板によるものとした。CLT パネル壁と RC 梁は、T 型の鋼板を介して接続し、RC 梁と鋼板はアンカーボルト (M24) により、CLT パネル壁と鋼板はドリフトピン (φ16mm) により接続した。特に、ドリフトピンについては、CLT パネル壁の厚さによりその数を変えており、CLT パネル壁の厚さ 150mm では 10 本、CLT パネル壁の厚さ 270mm では 14 本とした。図 2.2.5 に示すとおり、No.1 と No.2 試験体、No.3 と No.4 試験体を一組にして加熱した。

試験体各部の温度測定には、ガラス被覆 K 熱電対又はシース K 熱電対を使用した。図 2.2.5 に各試験体の熱電対の位置を示す。なお、熱電対 A, B, C, S については、梁方向中心及びその中心から 200mm 離れた位置の 2 カ所に設置した。

C.防火分野

表 2.2.2 試験体の構成

No.	CLT の構成 種類、厚さ、樹種	アンカーボルト の構成	ドリフトピン の構成	コンクリート スラブ厚	鋼板厚 (垂直方向)	加熱面
No.1	Mx60 5-5, 150mm, スギ	M24, 12 本	16×150mm, 10 本	100mm	12mm	床下
No.2	Mx60 5-5, 150mm, スギ	M24, 12 本	16×150mm, 10 本	100mm	12mm	床上
No.3	Mx60 9-9, 270mm, スギ	M24, 12 本	16×270mm, 14 本	200mm	16mm	床下
No.4	Mx60 9-9, 270mm, スギ	M24, 12 本	16×270mm, 14 本	200mm	16mm	床上



a) No.1, No.2

b) No.3, No.4

図 2.2.5 試験体図



a) No.2



b) No.4

写真 2.2.4 加熱実験前 試験体

(7) 実験方法

耐火実験は、(国研) 建築研究所の耐火水平炉にて実施した。加熱は、ISO-834-1 の標準加熱曲線に沿って行い、実験は遮熱性が失われるまで実施した。

(8) RC 梁と木質パネル壁の接合部に関する加熱実験結果

① 試験体の状況

(a) 試験体No.1、No.2

写真 2.2.5～写真 2.2.11 に加熱実験中の試験体の状況を、写真 2.2.12～写真 2.2.18 に加熱終了後の試験体の状況を示す。加熱開始 5 分程度から CLT パネル表面の炭化が確認され、加熱開始後 20 分には赤熱している状況が確認された。スラブの非加熱面では水分の漏出（加熱開始後 22 分～）が確認された。

加熱開始概ね 1 時間後においても、試験体 No.1、No.2 いずれも CLT パネル壁やドリフトピン、梁に大きな変化は見られなかった。しかしながら、無収縮モルタルにはひび割れの発生や鋼板との界面からは、水分の漏出が継続して発生した。

加熱開始後 120 分頃から、下面加熱を受ける No.1 試験体の無収縮モルタルと CLT パネル壁界面からの煙の漏出（写真 2.2.9）、梁及び鋼板の間に加熱側の赤熱が確認された。写真 2.2.10 にドリフトピン周囲の炭化状況を示す。加熱開始後 2 時間時点で試験体 No.1 および No.2 において、ドリフトピン周囲の CLT パネル壁が炭化し始めた。加熱開始後 144 分時点での試験体 No.1、No.2 の状況を写真 2.2.11 にそれぞれ示す。加熱開始後 144 分時点で試験体 No.1 では、CLT パネル壁と無収縮モルタルの間からの煙の漏出が著しくなった。試験体 No.2 の無収縮モルタルとスラブの間には水分の漏出が継続していた。いずれの試験体においてもドリフトピン周囲の CLT パネルが炭化した。

加熱終了後の炉内の状況を写真 2.2.12 に示す。加熱側では剥離した CLT パネルのラミナの堆積状況や挿入鋼板の赤熱が確認できる。散水により一時的に消炎しても炭や未炭化部は、挿入鋼板やドリフトピンが高温化していたため、継続的に再燃した。

C.防火分野

写真 2.2.13 はドリフトピン周囲の間隙（試験体 No.2）である。実験終了時、非加熱側への火炎の噴出は見られなかったものの、ドリフトピン周囲に間隙が生じており、加熱側の赤熱が確認できた。

写真 2.2.14 は試験体非加熱側全体の状況である。CLT パネル壁の燃え抜けは確認できなかったが、ドリフトピン周囲の炭化や無収縮モルタルとの接触面における炭化が著しいことがわかる。写真 2.2.15 は試験体加熱側全体の状況である。最も炭化が進んだ箇所ではラミナ 4 層（120mm）まで炭化し、挿入鋼板も全体的に露出していた。無収縮モルタル及びト梁は出隅部分が熱劣化により剥離などが生じたものの、著しい変化は見られなかった。

写真 2.2.16 に消火後のドリフトピン周囲の炭化状況を示す。試験体 No.1 では全てのドリフトピン周囲で炭化が確認できた。試験体 No.2 では、最下部のドリフトピン以外で炭化が確認された。写真 2.2.17 に CLT パネル壁-無収縮モルタル間状況を示す。CLT パネル壁と無収縮モルタル間に間隙が生じていた。木材の炭化が顕著であるが、いずれの試験体においても CLT パネル壁と無収縮モルタルとの隙間から水分が漏出した痕跡が試験体表面に確認された。

写真 2.2.18 は鉛直方向に梁方向の中心で切断した CLT パネル壁の炭化断面状況である。写真の左側が接合部側（ドリフトピン側）である。いずれも残存部分はラミナ 1 層分のみであった。



a) 炉内状況（加熱開始後 5 分）



b) 炉内状況（加熱開始後 20 分）

写真 2. 2. 5 加熱実験中の状況



写真 2. 2. 6 コンクリートからの水分の漏出
（加熱開始後 22 分）

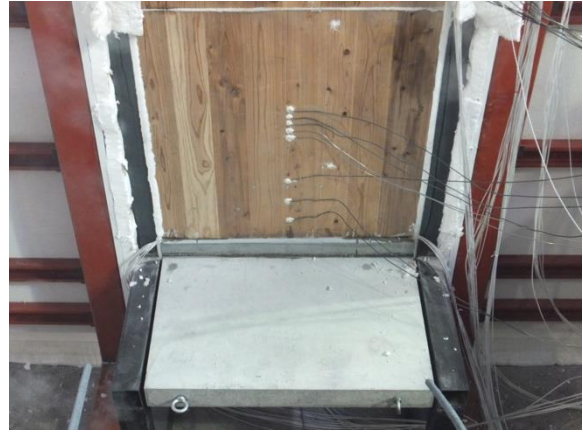


写真 2. 2. 7 無収縮モルタルのひび割れ
（加熱開始後 27 分）

C.防火分野



a) No.1



b) No.2

写真 2.2.8 加熱実験中の状況（加熱開始後 55 分）



写真 2.2.9 無収縮モルタルから煙の漏出
（加熱開始後 120 分）

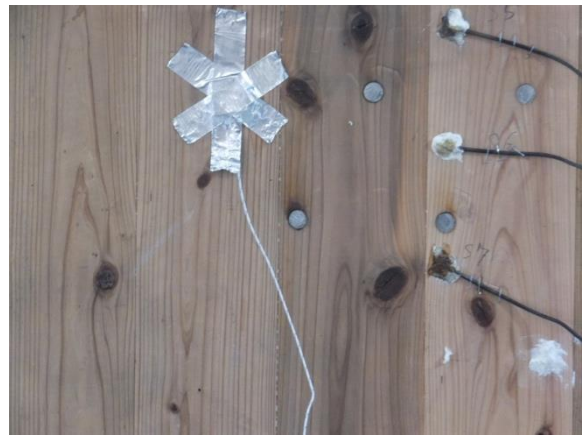
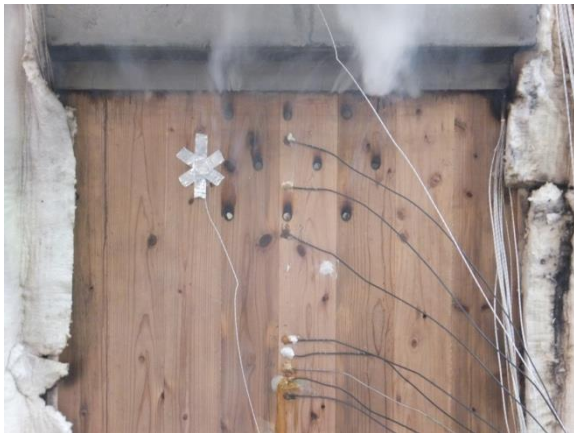


写真 2.2.10 ドリフトピン周囲の炭化
（加熱開始後 120 分）



a) No.1



b) No.2

写真 2.2.11 加熱実験中の状況（加熱開始後 144 分）

C.防火分野



写真 2. 2. 12 炭化した木材の堆積状況
(No. 2)



写真 2. 2. 13 ドリフトピン周囲の燃え抜け
(No. 2)

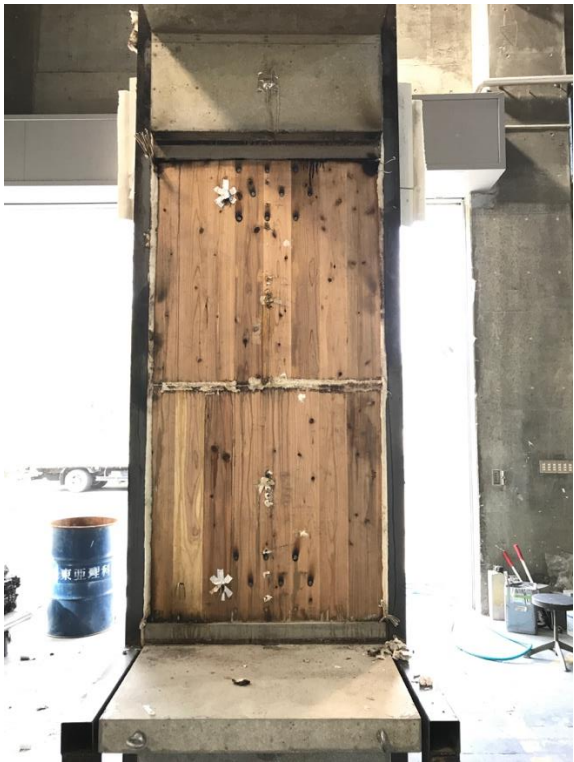


写真 2. 2. 14 非加熱側全体状況
(上 : No. 1、下 : No. 2)



写真 2. 2. 15 加熱側全体状況
(上 : No. 1、下 : No. 2)



a) No.1



b) No.2

写真 2. 2. 16 ドリフトピン周囲の炭化状況

C.防火分野



a) No.1



b) No.2

写真 2.2.17 CLT パネル壁-無収縮モルタル間状況



a) No.1



b) No.2

写真 2.2.18 CLT パネル壁の炭化断面状況

(b) 試験体No.3およびNo.4

写真 2.2.19 に加熱実験中の試験体の状況を、写真 2.2.20～写真 2.2.25 に加熱終了後の試験体の状況を示す。加熱開始後 5 分程度から CLT パネル表面の炭化が確認され、加熱開始後 40 分にはラミナの部分的な剥離が確認された。

No.3 では、加熱開始後 220 分頃から梁及び床からの水分の漏出が顕著に確認された。CLT パネル壁については、非加熱側については一般部に燃え抜け等は見られなかったものの、無収縮モルタル間やドリフトピン周囲の接合部に炭化が確認された。No.4 も同様の状況であったが、加熱側の剥離した炭の堆積により、CLT パネル表面の加熱が抑制されたことと、梁等の低温部の影響により下 2 段のドリフトピン周囲の木部には顕著な炭化が見られなかった。

耐火炉の加熱を終了した後も、CLT パネルの燃焼と剥離した炭の赤熱は継続した。また、写真に見られるように No.4 のスラブ上には CLT パネル壁から剥離した炭が高さ 50cm 程度まで堆積していた。散水による消火により木材の燃焼は抑制できたが、接合部の挿入鋼板は赤熱が長時間継続した。なお、写真 2.2.23、写真 2.2.24 において確認できる No.3 の CLT パネル壁の燃え抜けは、加熱終了後の再燃等によるものである。

写真 2.2.25 は試験体の中心位置で切断した CLT パネル壁の鉛直方向の断面の状況である。熱橋の影響によりドリフトピン側の方が炭化深さは深い。一般部における炭化深さは試験体 No.3 では、未炭化部分はラミナ 2 層程度、試験体 No.4 では、接合部側の未炭化部分はラミナ 4 層程度であった。

梁、スラブ、無収縮モルタル部分は、出隅の入熱が大きい部分が熱劣化により剥離していたが、それ以外の著しい損傷は見られなかった。

C.防火分野

② 梁、スラブ、無収縮モルタルからの水分の漏出

加熱実験をした全ての試験体で水分の漏出が発生した。特に水分の漏出が確認された部分は、非加熱側スラブ、梁、及び非加熱側の CLT パネル壁-無収縮モルタル間である。コンクリートは、内部に多くの水分と結晶水等を有しており、加熱により非加熱側へ移動し、鋼板等の低温部で結露し、漏出したと考えられる。この水分移動は各部の測定結果にも表れており、加熱側スラブ、梁内部温度では、100°Cの温度停滞が長くなっている。また、CLT パネル壁-無収縮モルタル間においても、CLT パネルと無収縮モルタルから発生した水分の漏出が発生している。



a) 炉内状況 (加熱開始後 5 分)



b) 炉内状況 (加熱開始後 40 分)

写真 2. 2. 19 加熱実験中の状況



a) No.3



b) No.4

写真 2. 2. 20 加熱実験中の状況 (加熱開始後 220 分)

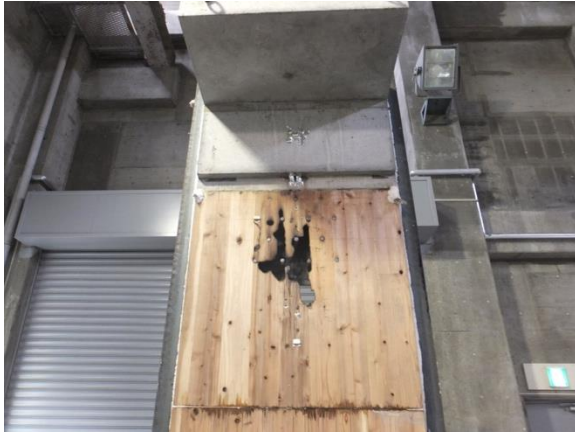


写真 2. 2. 21 加熱終了後の木材の燃焼状況



写真 2. 2. 22 消火時の燃焼状況

C.防火分野



a) No.3



b) No.4

写真 2. 2. 23 試験体の非加熱側の状況



a) No.3



b) No.4

写真 2. 2. 24 試験体の加熱側の状況



a) No.3



b) No.4

写真 2. 2. 25 CLT パネル壁炭化状況 (右側にドリフトピン設置)

(9) 試験体各部の温度上昇特性

① 梁、スラブ内部温度

図 2.2.6 に試験体各部の温度を示す。スラブの温度(F1~F4)では、試験体 No.1~4 のいずれにおいても、100°Cの温度停滞が生じ、非加熱側の位置の方が停滞時間が長くなることから、水分が非加熱側に移動していたことがわかる。試験体 No.2、4 では、剥離した炭化層がスラブ上に堆積したため、加熱開始後 60 分程度から温度上昇が緩慢となった。梁の内部温度 Y(梁中央部の水平方向)はスラブと類似の傾向であった。梁の内部温度 X(梁中央部の鉛直方向)は、CLT パネル壁と挿入鋼板等が設置されたため、表層近傍であっても 260°C程度にとどまった。

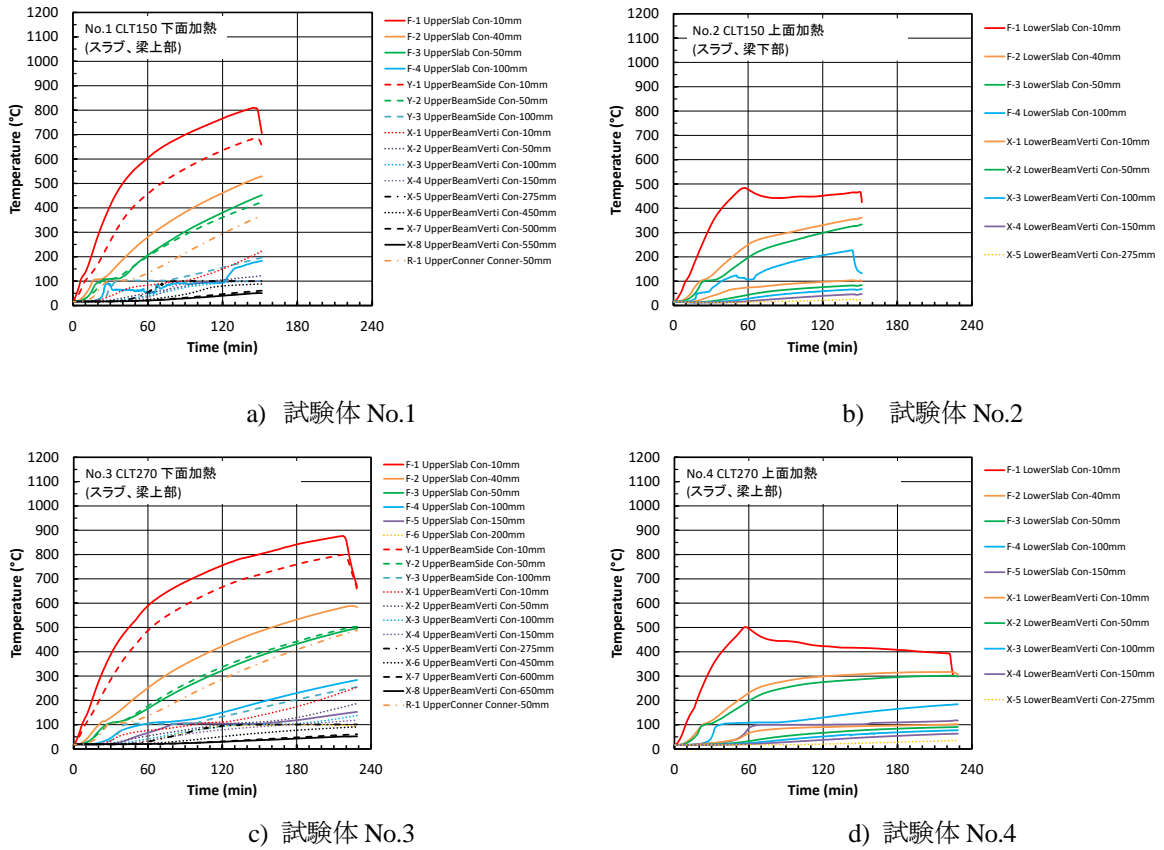
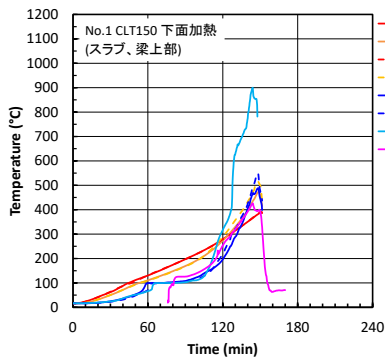


図 2.2.6 梁、スラブ内部温度

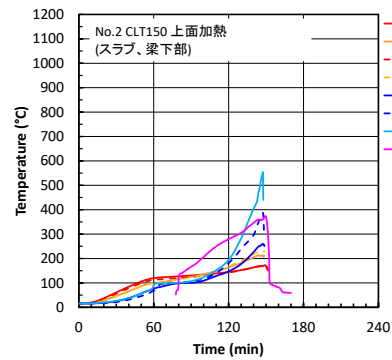
C.防火分野

② 鋼板およびドリフトピン温度

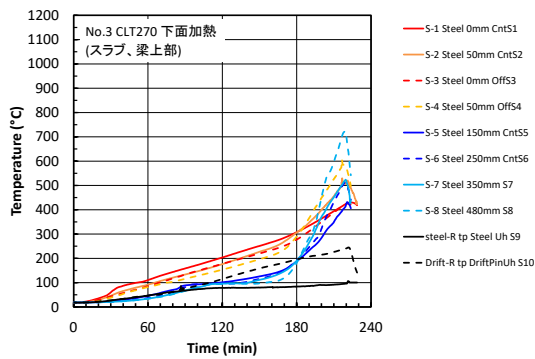
図 2.2.7 に鋼板およびドリフトピン温度を示す。鋼板部分に関して、下面加熱試験体では、無収縮モルタルに埋め込まれている熱電対 (S1~S4) の温度は、水分の蒸発に伴う温度停滞が短い傾向があるが、上面加熱では顕著に表れている。CLT パネルの中央にある挿入鋼板 (S6, S7) の温度は CLT パネルの炭化が進行した後に、急激に上昇する傾向が確認できる。ドリフトピン温度は、CLT パネルの厚さによって大きく異なり、厚さ 150mm では、加熱開始後 120 分時点で、上部が 300°C 超、下部で 200°C 程度であった。厚さ 270mm では、加熱開始後 180 分時点で 200°C 程度にとどまった。



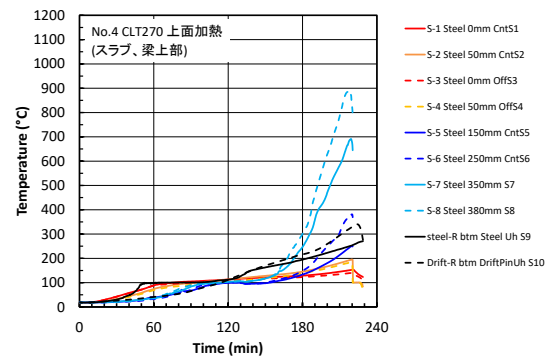
a) No.1



b) No.2



c) No.3



d) No.4

図 2.2.7 鋼板およびドリフトピン温度

③ 非加熱側への熱的影響

木材の炭化開始温度を 260°Cとして各試験体の炭化速度を算出した。図 2.2.8 に炭化時間と加熱側からの距離を、図 2.2.9 に加熱側からの距離と炭化速度を示す。実験時における CLT パネルの炭化速度は約 0.81mm/分となった。加熱側からの距離が近いほど炭化速度にばらつきが大きいのが、加熱側からの距離が大きくなるほど安定化する傾向がある。

CLT パネルの厚さとドリフトピンの熱橋に関して、CLT パネル厚さ 150mm の試験体では、実験終了後にはドリフトピンの周囲の隙間から加熱側の赤熱が確認されるなど、ドリフトピンが熱橋となっていることが明確となった。一方、CLT パネル厚さが 270mm であれば、加熱開始後 120 分でも温度履歴から炭化が中心まで進んでおらず、また、ドリフトピンの裏面温度も 100°C程度となっており、十分な遮熱性を有している。

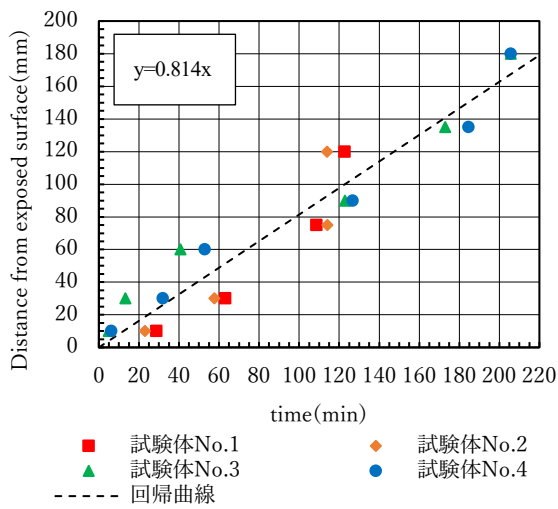


図 2.2.8 加熱時間と加熱側からの距離

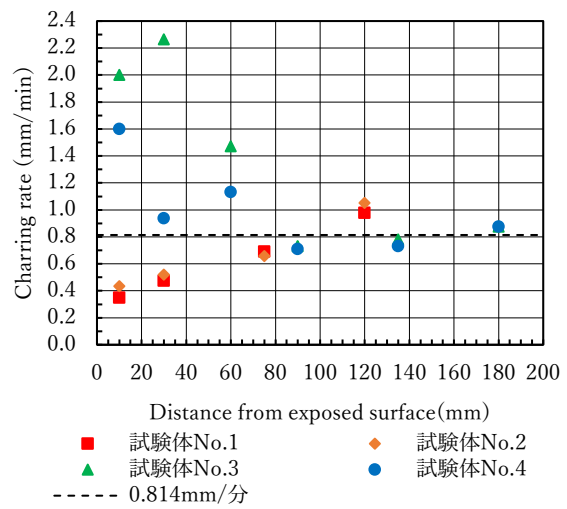


図 2.2.9 加熱側からの距離と炭化速度

(10) 木質混構造部材の接合部の温度上昇特性に関する数値解析

加熱実験結果より、木質混構造部材の接合部に使用されるドリフトピンや鋼板等の接合金物、ラミナの炭化による剥離や熱侵入等が遮熱性を確保する上での弱点部となる。ここで、木質混構造部材の接合部における火災時の伝熱性状を定量的に把握するため、実験結果より得られたデータを基に有限要素法による熱伝導解析により接合部の温度を再現することとした。

① 解析モデル概要

解析モデルは加熱実験で使用した試験体とした(図 2.2.10)。また、試験体の梁方向の対称性を考慮し、断面を断熱境界とする 1/2 モデルとした。解析モデル上の要素は、一辺を 1cm とする正六面体を基本とするソリッド要素で構成した。熱伝導解析には、汎用線形・非線形構造解析システム 3 次元非線形解析を用いた。

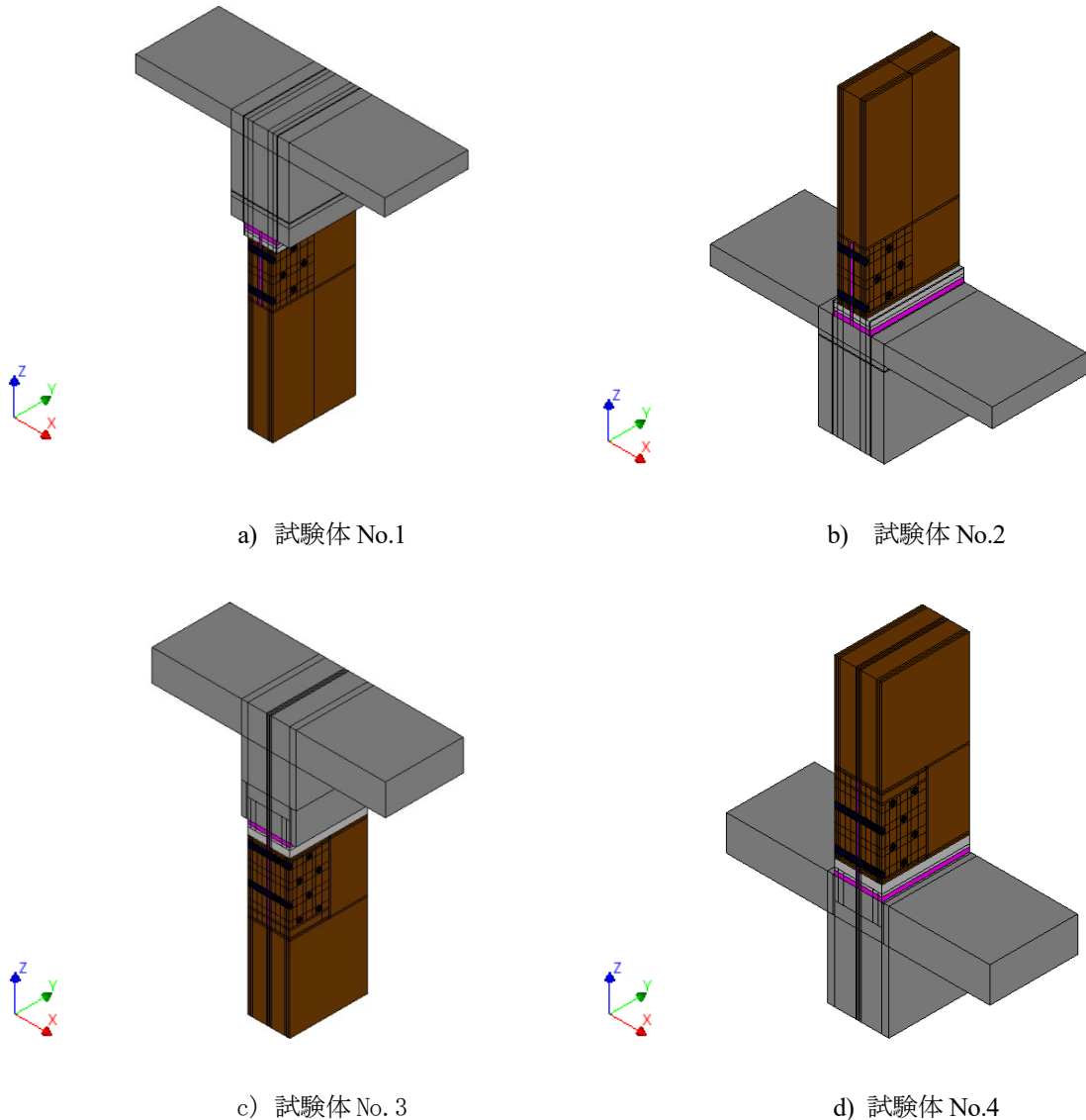


図 2.2.10 解析モデルの概要

② 解析条件

(a) 各部材の材料特性値

図 2.2.11、図 2.2.12 に各種部材の熱伝導率および比熱を示す。本研究では、Eurocode¹⁾⁴⁾および鋼構造耐火設計指針⁵⁾を参考とし、温度依存性を考慮した材料特性値とした。なお、いずれも安定した解析解を得るため、材料特性が急変する部分について一部を鈍化させる等の修正を加えた。

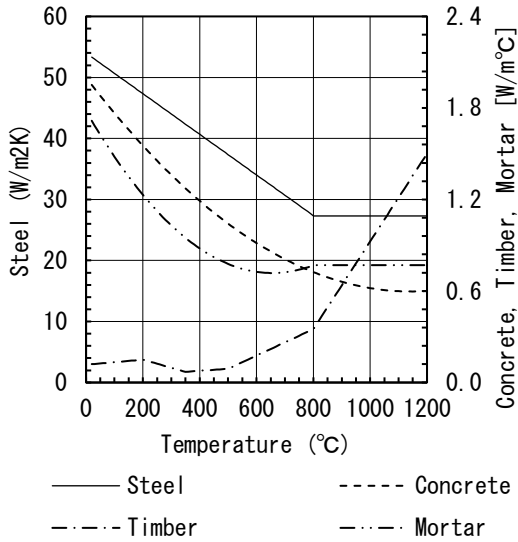


図 2.2.11 熱伝導率

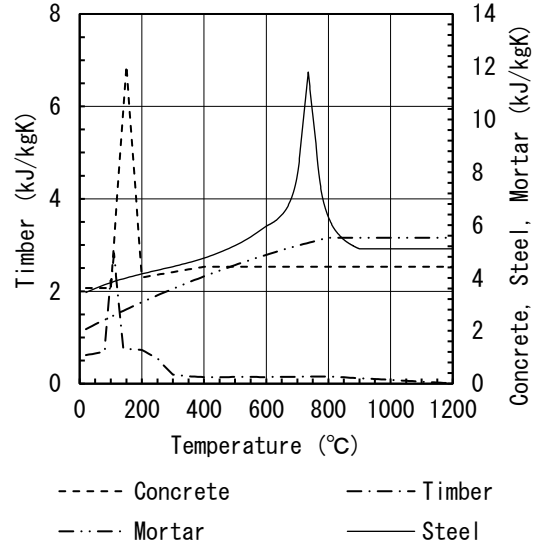


図 2.2.12 比熱

③ 初期条件および境界条件

初期条件および境界条件は、加熱実験時の条件を概ね再現するように設定した。加熱側の入熱条件として、ISO834-1 の炉内温度に対して、対流熱伝達率 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ および放射率 0.8 を設定した。非加熱面は 20°C の大気に開放されているものとし、対流熱伝達率 $10 \text{ W}/(\text{m}^2 \cdot \text{K})$ を設定した。その他の部分は断熱境界条件とした。

(11) 解析結果および考察

① 各時刻における温度推移

図 2.2.13～図 2.2.16 に試験体の温度の解析結果、図 2.2.17 に解析結果と実験結果の比較を示す。各図より、ドリフトピンおよび鋼板の非加熱側への温度上昇が確認できる。

CLT パネルの温度は加熱側から 80mm までは実験値を再現できているが、それ以上の深さでは、 260°C に達した時点を炭化とすると、解析結果が実験よりも炭化速度が遅くなった。これらは、解析上で炭化層の剥離による熱侵入等の影響を十分に再現できていないことが理由だと考えられる。

② 非加熱側ドリフトピン温度

図 2.2.18 に非加熱側ドリフトピン解析温度を示す。上面加熱の試験体 (No.2 および No.4) は、加熱実験において炭化したラミナがスラブ上に堆積し温度にばらつきが出たため、下面加熱の試験体 (No.1 および No.3) で比較している。No.1 は、実験値を良く再現できている。しかし、CLT パネル厚さが 270mm の No.3 では、木材の温度推定が低温となる影響により、100 分以降で解析値が幾分実験値を下回り、最大で約 40°C の差が生じた。

C.防火分野

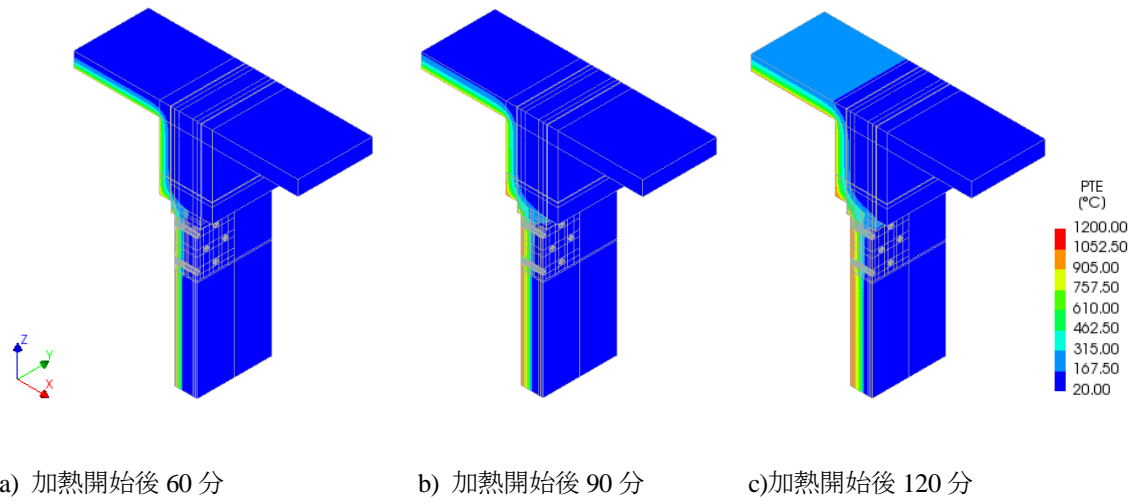


図 2. 2. 13 No. 1 の等温図

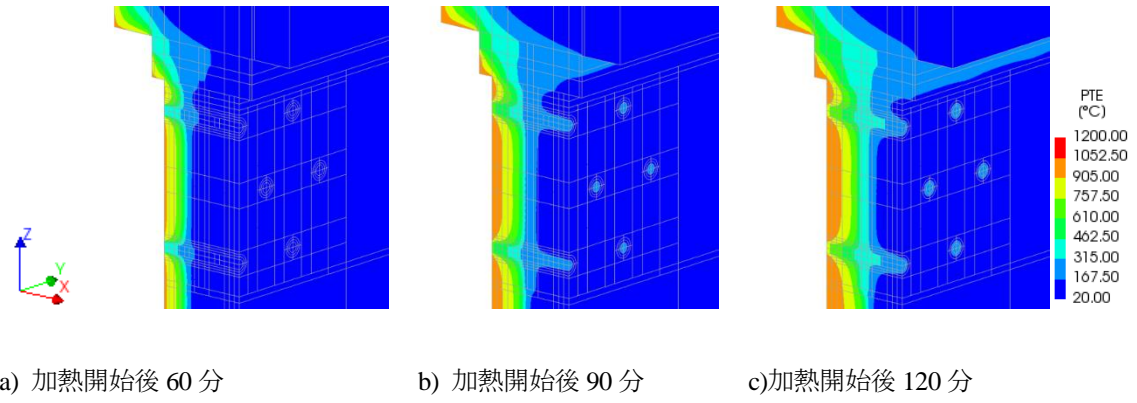


図 2. 2. 14 No. 1 の等温詳細図

C.防火分野

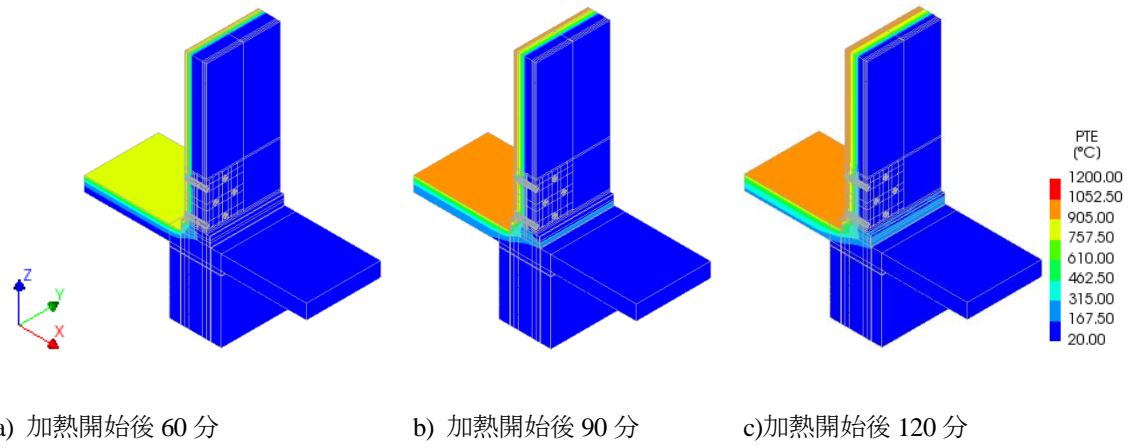


図 2. 2. 15 No. 2 の等温図

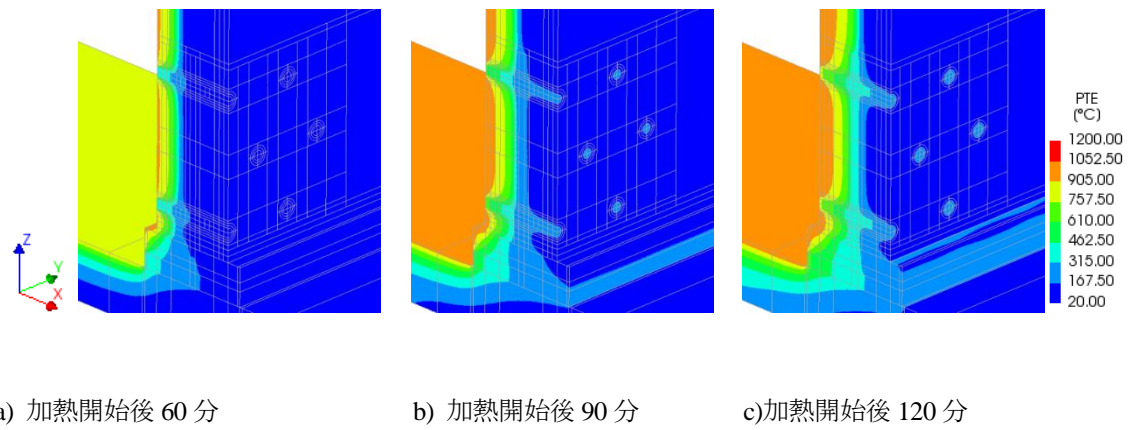


図 2. 2. 16 No. 2 の等温詳細図

C.防火分野

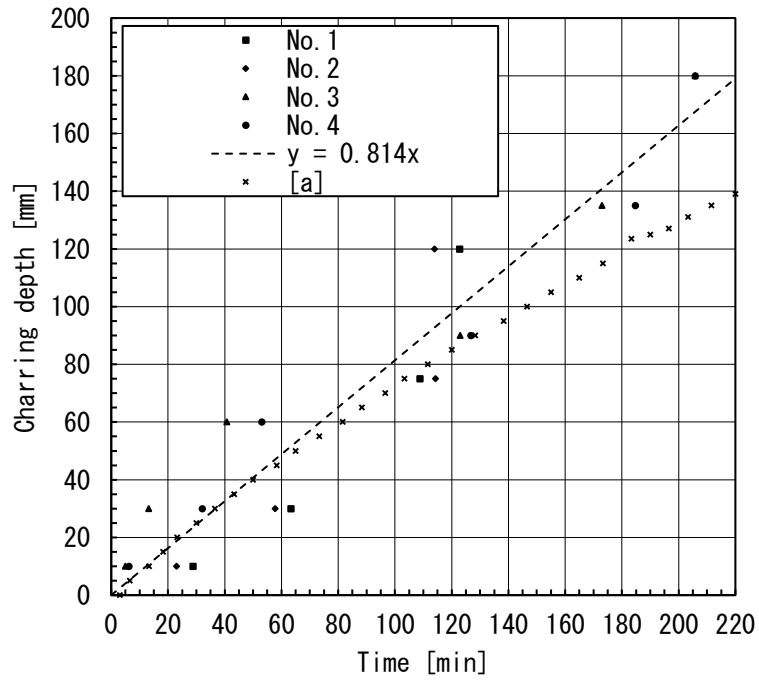


図 2.2.17 加熱時間に応じた CLT パネルの炭化深さ

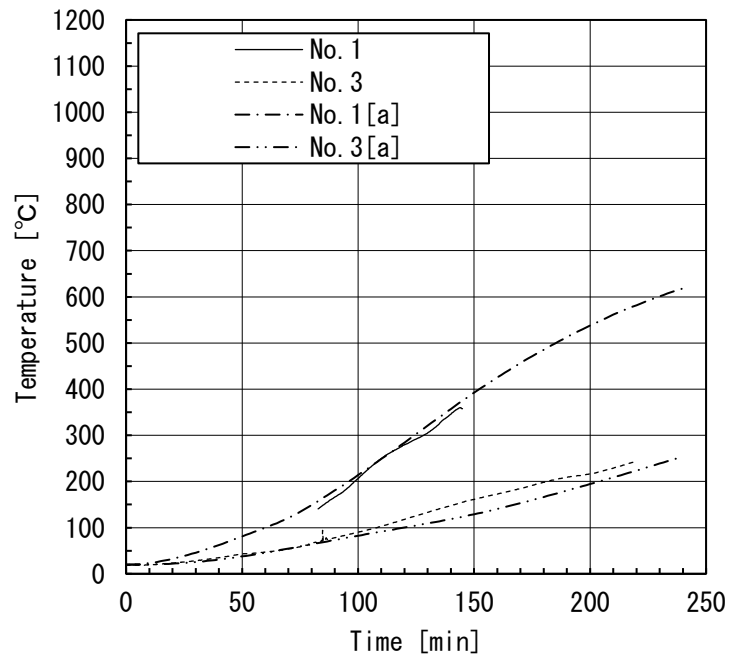


図 2.2.18 ドリフトピンの裏面温度の推定結果

C.防火分野

③ ドリフトピンの木栓等の効果

(a) 木栓によるドリフトピンの被覆のモデル化

ドリフトピンや鋼板の接合金物が木質混構造部材接合部における遮熱性の弱点部となる。ここでは、木栓などによる裏面温度の上昇を抑制するための防火対策として、解析によりその効果を検討することとした。解析モデルには、CLT パネル壁厚さ 150mm の試験体 No.1 のモデルを使用した(図 2.2.19)。

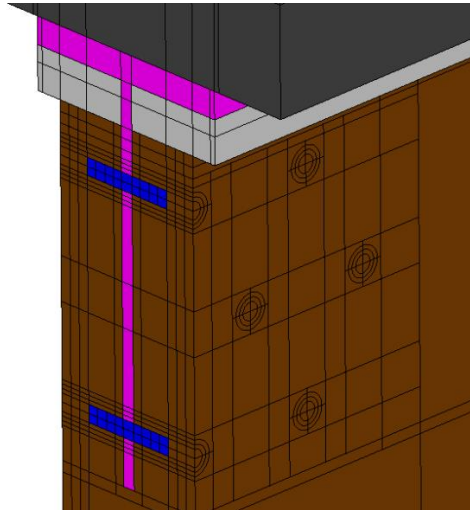


図 2.2.19 木栓のモデル(木栓 : 30mm)

④ 木栓の効果

図 2.2.20、図 2.2.21 に加熱時間ごとの木栓サイズと非加熱側温度を示す。木栓無しの場合は加熱開始後 120 分で 260°Cを超えたが、木栓による被覆を施すことで裏面温度上昇を抑制可能となり、特に木栓 30mm 以上では 3 時間の加熱においても 100°C以下程度となっている。

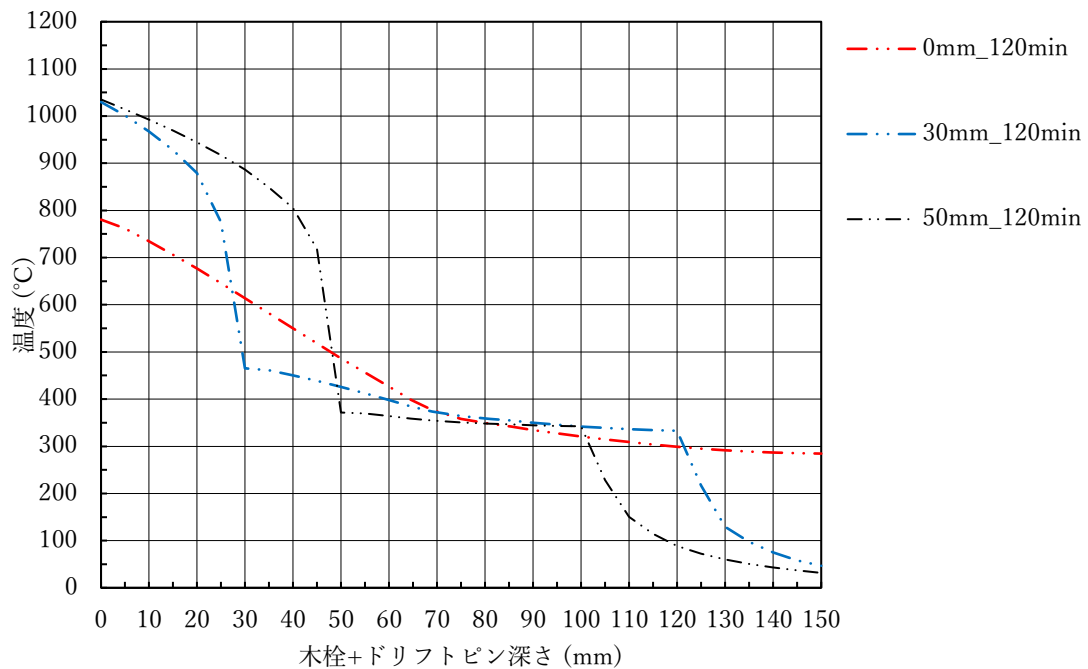


図 2.2.20 木栓+ドリフトピン深さと温度

C.防火分野

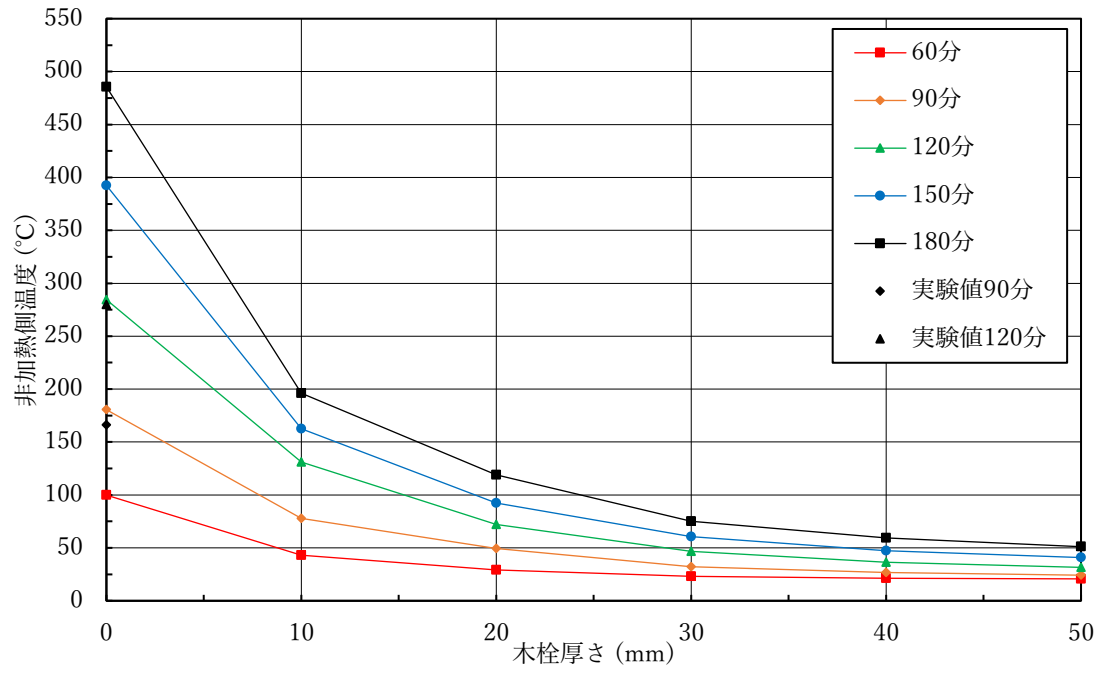


図 2.2.21 木栓厚さと非加熱側温度

⑤ まとめ

CLT パネル壁と鉄骨梁、RC 梁の接合部に関して、火災時の各部の温度上昇特性を把握するため、一連の加熱実験を実施した。得られた知見をいかにまとめる。

CLT パネル壁と鉄骨梁に関しては、以下の通りである。

- ・木質部材の増加により、冷却中のラミナ燃焼、炭の赤熱により、不燃構造の部材への入熱が増加する。
- ・加熱中は、挿入鋼板が保護されるため、CLT パネルが厚い方が鋼材温度は低くなる。
- ・2 時間の標準加熱に対して、放冷期間を含めても、鋼材温度は、平均温度(350°C)、最高温度(400°C)のクライテリアを下回る。

CLT パネル壁と RC 梁に関しては、以下の通りである。

- ・木質混構造接合部に使用されるドリフトピンや鋼板等の接合金物が非加熱側への熱橋部分となり、遮熱性を確保する上での弱点部となる。
- ・特に、CLT パネル壁の厚さが 150mm の場合、ドリフトピン周囲の木材は加熱開始後 2 時間で 260°C に達し、非加熱側への燃え抜けが生じる。
- ・CLT パネル壁厚 270mm の場合は 100°C を超える程度であり、2 時間の遮熱性を確保できる。
- ・ドリフトピンに対する木栓の効果に関して、2 時間程度の準耐火性能については、CLT パネルの厚さが 150mm である場合、木栓 30mm の厚さが穏当である。

[参考文献]

- 1) Eurocode 2: Design of concrete structures – Part 1-2: General rules – Structural fire design. European committee for standardization, EN 1992-1-2; 2004. pp26-29
- 2) Eurocode 3: Design of steel structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. European committee for standardization, EN 1993-1-2; 2005. pp25-26
- 3) Eurocode 4: Design of composite steel and concrete structures - Part 1-2: General rules - Structural fire design. European committee for standardization, EN 1994-1-2; 2005. pp36-41
- 4) Eurocode 5: Design of timber structures - Part 1-2: General - Structural fire design. European committee for standardization, EN 1995-1-2; 2004. pp48-50
- 5) 日本建築学会：鋼構造耐火設計指針 第3版、日本建築学会、2017

2.2.2 RC 造部材と木質パネル接合部の防耐火性能

(1) RC 梁と CLT 床との接合部に対する加熱実験

① 試験体および実験の概要

RC 梁(B×H : 350 mm×500 mm, L : 2.5 m)と CLT 床 (①CLT 厚さ 210 mm,②CLT 厚さ 150 mm+モルタル厚さ 50 mm) からなる接合部を再現した試験体 (図 2.2.22、表 2.2.3) を対象に加熱実験を行い、火災時の温度上昇特性等を把握することとした。接合金物(L-200×200×20)の設置方法は、CLT 床に対して①が 2 面、②が 1 面、接するように配置し、耐火被覆としてけい酸カルシウム板(0.2TK 55 mm)を用いた。①側 CLT パネル間の目地部には 5mm のクリアランスを設け、気密性を確保するために非加熱側にブチルテープを張り付けた合板を CLT にビス留めした。加熱は ISO834-1 の標準加熱曲線に準拠し、モルタルの非加熱面に亀裂が入るまで加熱を行った。

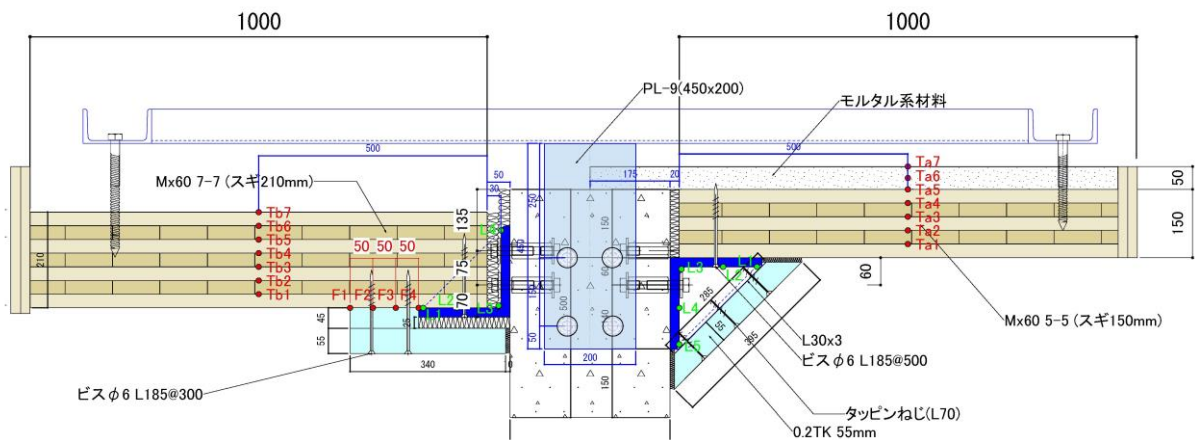


図 2.2.22 小規模加熱実験試験体断面詳細図 (左: ①、右: ②)

表 2.2.3 加熱実験 試験体の構成材料等

部材		仕様、構成等
床	パネル	①: CLT (スギ, Mx7-7 210mm, API接着剤) ②: CLT (スギ, Mx5-5 150mm, API接着剤) + 防水シート(0.2mm) + モルタル系材料(50mm)
	あて板	合板: スギ幅木 厚12mm, 幅120mm 留付材: Ø3.8 × 50 @200
接合部		Lアングル: 200×200×20 耐火被覆: けい酸カルシウム板 0.2TK55mm
梁		RC: B × H × L-350 × 500 × 2500

② 実験結果

(a) 炭化状況

加熱終了時 (165 分) に、①は 120mm まで、②は CLT が全て炭化し、モルタルが露出している部分もあった。また、①CLT の裏面温度は、目地部で約 65°C、一般部で約 31°C、②モルタルの裏面温度は 110°C であった。

図 2.2.23 に CLT の炭化速度を示す。1 層目のラミナの炭化速度は 0.6 mm/min 前後と経験的な炭化速度である 0.75 mm/min よりも緩やかだったが、1 層目剥離後の炭化速度は 0.9~1.0mm/min と増大した。これは、API 接着剤が約 200°C で接着力を失い、その後、炭化層が脱落することによって炭化層による断熱効

果が失われたためである。

既往文献 1)より、200°Cにおける木材のヤング係数と強度は、常温に対してそれぞれ 73%、46%に低下する。そのため、火災時には耐力上重要となる平行層の温度上昇に伴って変形が増大し、荷重支持能力が低下するものと考えられる。

(b) 接合金物(Lアングル)の温度上昇特性

図 2.2.24 に接合金物の温度履歴を示す。加熱終了時点の①と②の最高温度は、それぞれ 105°Cと 130°Cであり、鋼材の高温時降伏強度が低下し始める 300°C以下であることから荷重支持能力に影響はないといえる。

目地部と一般部を比較すると、目地部の方が温度が高い傾向にある。特に、②梁側の L アングルのフランジ先端では目地部における温度が 45 分頃から急上昇し、100°Cに達した。これは、けい酸カルシウム板と梁や床のなす角が 45 度であり、L アングル先端が①の接合形式と比較して被覆厚さが薄いため、CLT の目地から高温ガスが流入しやすいことが要因だと考えられる。

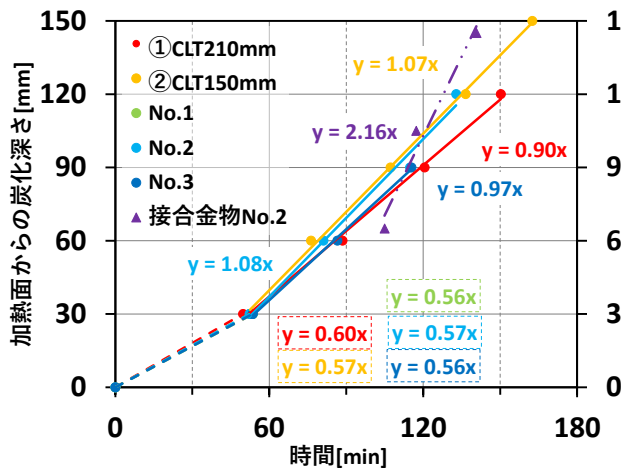


図 2.2.23 CLT の炭化速度と接合金物の温度上昇速度

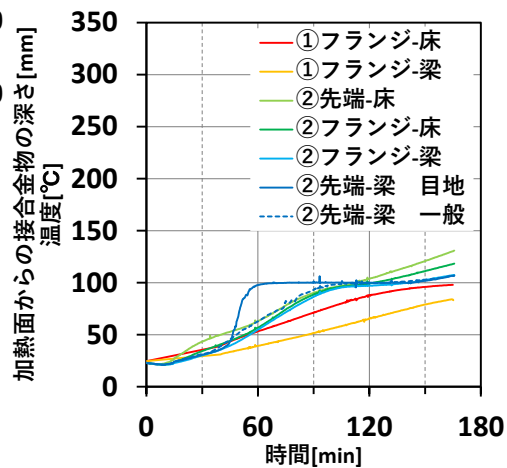


図 2.2.24 接合金物の温度履歴

(2) RC と CLT パネルの合成床版の荷重加熱実験

① 試験体および実験の概要

CLT 等を利用した合成床に関する技術的知見が不足していることから、加熱実験結果を踏まえて、コンクリートスラブ(以下、CS)と CLT との合成効果が火災時の変形挙動や荷重支持能力に与える影響を把握することを目的として荷重加熱実験を行った。図 2.2.25 に試験体を示す。試験体は CLT (厚さ 150mm) と CS (厚さ 100mm, $\sigma_b = 32.1\text{N/mm}^2$, $F_c = 21\text{N/mm}^2$) の合成床とし、コンクリートスラブ内には溶接金網($\phi 6 @ 100$)を補強に入れた。試験体 No.1、2 は、CLT とコンクリートスラブの接合に鋼板 (厚さ 3.2mm) に異形鉄筋(D25)を溶接した接合金物を用い、CLT パネルに 6mm のスリットを設けてエポキシ樹脂接着剤を注入して固定した。No.3 は接合金物を設置しない条件とした。荷重条件は既往研究 2)に基づき、当該試験体の破壊時の曲げモーメント $M_u (= 120\text{kN}\cdot\text{m})$ の 1/3 (長期荷重相当) 、1/6 を乗じた値に相当する荷重をした。加熱は ISO834-1 の標準加熱曲線に準拠し、荷重支持能力を失うまで行った。

C.防火分野

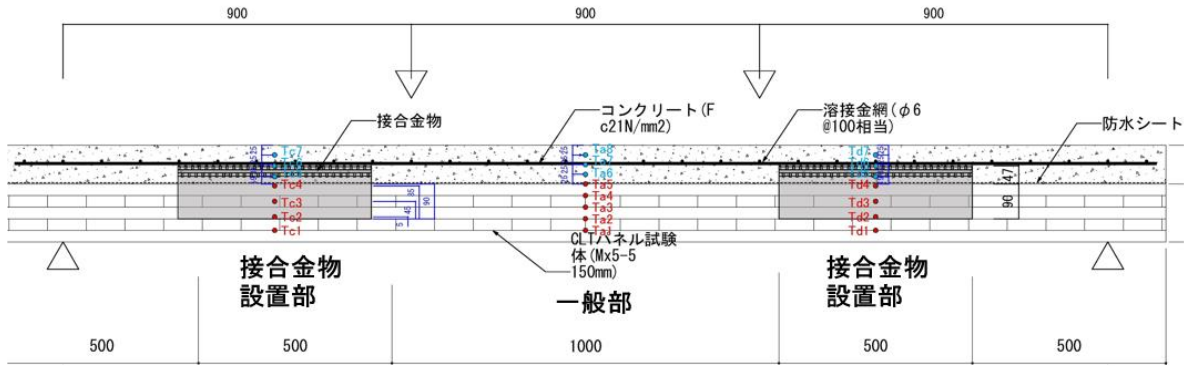


図 2.2.25 载荷加熱実験試験体詳細断面図

② 実験結果

(a) 合成床の温度上昇特性

No.1 では実験終了時点 (73 分) で、CLT は一層目のラミナ(30mm)が脱落し、60mm 位置では約 140°C まで上昇していた。No.2・3 では、141 分頃に実験を終了した。No.2 では 120mm、No.3 では 90mm まで炭化していた。

実験後の状況は No.2 を例にとると、CS と CLT の間には隙間が生じていた。接合金物の接着剤が焼失したことで一体性が失われ、変形が増大したこと等が原因と考えられる。

CS と CLT の間に挿入した防水シートは 3 体とも熔融すらしておらず、非加熱面側の温度は実験初期の温度と比較しても全く上昇していなかった。

(b) CLTとCSとの接合金物

No.1 については接合金物が温度上昇するよりも早く、試験体が崩壊した。既往の文献3)より、接合に用いたエポキシ樹脂接着剤は 260°Cを境に大きく強度低下する。図 2.2.23 に No.2 の接合金物の温度が 260°Cに到達した時間と加熱面からの深さの関係を示す。接合金物の温度上昇速度は、CLT の炭化速度に対して約 2 倍速いことがわかる。そのため、加熱面から 60 mm 以上の位置では CLT が炭化するよりも早く接合金物の温度が上昇し、接着力が失われることになる。これにより、合成床の一体性が失われ、剛性が低下する要因になると考えられる。

(c) 合成床の変形挙動

実験終了後の No.2 の試験体では、目視観察により、コンクリートスラブの加熱側に 100~150mm 間隔で亀裂が入っていた。また、非加熱側では中央付近に亀裂が確認された (写真 2.2.26)。

図 2.2.26 に床中央の変位(No.1~3)を示す。No.1 では加熱開始から約 50 分に破壊音を伴い、中央たわみが 43mm まで急増した。その後、変位は緩やかに増加したが 65 分頃に再度急増し、加熱開始 72 分で除荷した。

No.2、3 は同じ載荷荷重であり、同程度の時間で崩壊をしたが、接合金物の効果によると考えられる変形挙動の差が確認された。No.2 では、接合金物が挿入されていたことにより、約 100 分ごろまでたわみは 11mm 程度に留まった。しかし、102 分頃に大きく変形した。この時、平行層 (3 層目) が炭化し始め、接合金物の下端の温度が 200°Cを超えつつあったことから、CLT と CS との一体性がなくなり始めたことが要因と考えられる。その後も変形が増加し、崩壊時には接合金物の設置のない No.3 の変形に漸近したと考えられる。

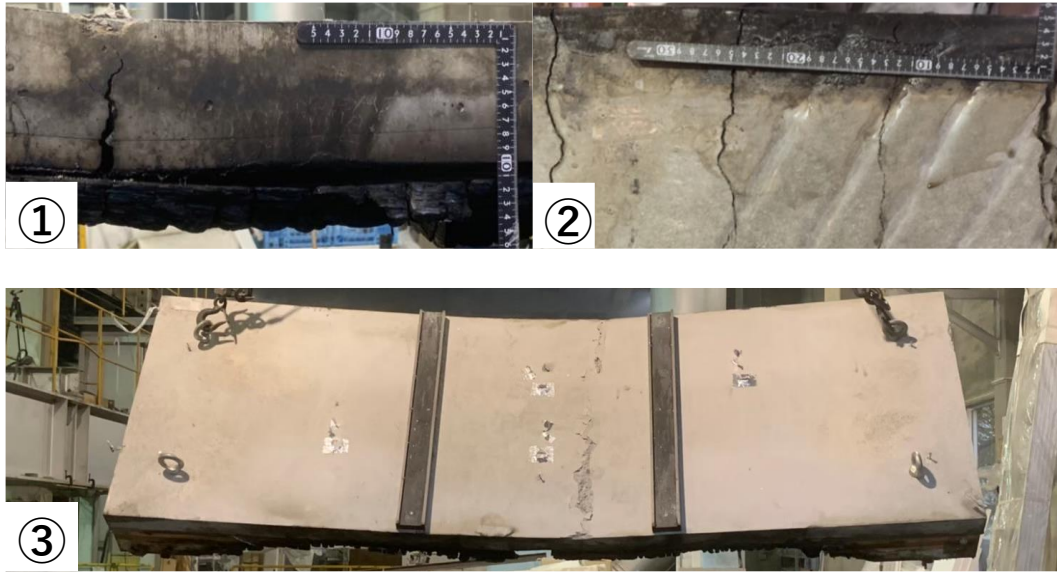


写真 2. 2. 26 実験終了後の試験体 No. 2

(①:断面、②:加熱側 RC スラブ、③:非加熱面)

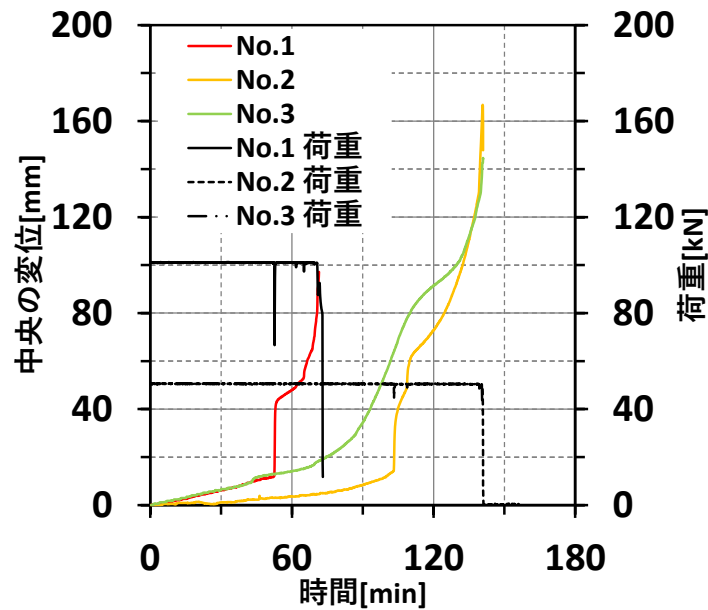


図 2. 2. 26 合成床版の中央変位

③ 部材内部温度及び中央たわみ解析

(a) 部材内部温度解析

CLT・CS 合成床版の載荷加熱実験時の部材内部温度の推移を一次元差分法を用いた熱伝導解析により再現する。図 2.2.27 に熱伝導解析モデルを示す。また、材料の含水率については見かけの比熱が上昇するものとし、図 2.2.28、図 2.2.29 の熱物性値を用いた。

CLT、CSへの熱収支式は、それぞれ式(2.2.1)、(2.2.2)とした。耐火炉からCLTへの入射熱量 Q_{in} に関しては、加熱時におけるラミナ積層面の接着力の低下による脱落等を考慮した²⁾。コンクリートについては、非加熱側の大気への失熱を考慮した。差分計算格子は、CLTでは2.5 mmとした。

$$\rho_w c_w V_w \frac{dT_w}{dt} = Q_{in} - \lambda_w(T_w) A_w \frac{dT_w}{dx} \quad (2.2.1)$$

$$\rho_c c_c V_c \frac{dT_c}{dt} = \lambda_c(T_c) A_c \frac{dT_c}{dx} \quad (2.2.2)$$

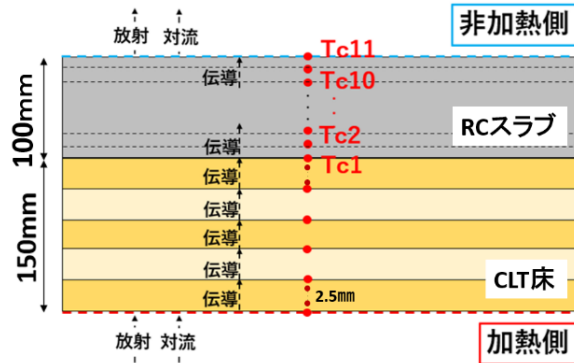


図 2. 2. 27 熱伝導解析モデル(差分法)

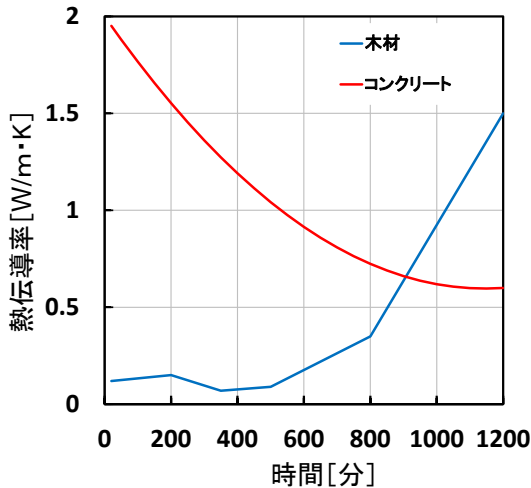


図 2. 2. 28 材料の熱伝導率

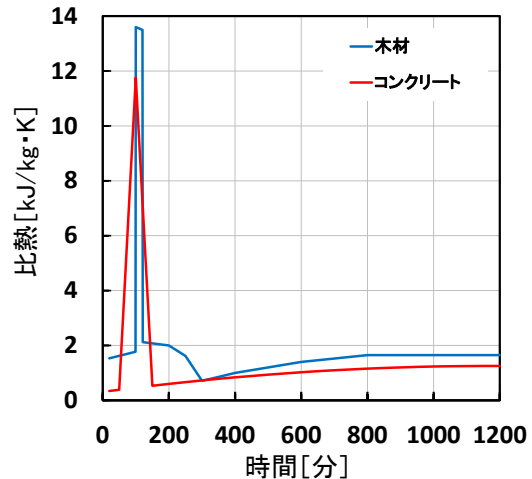


図 2. 2. 29 材料の比熱

(3) 等価断面法による床版の中央たわみの推定

① CLT 床版の中央たわみ

荷重加熱試験時における CLT・CS 合成床版の中央たわみを推定するにあたり、まず、CLT 床版単体のたわみ挙動の再現を試みる。単純支持梁の中央のたわみは式(2.2.3)、(2.2.4)で表せる。式(2.2.3)中の係数 C は、荷重方法で異なり、2 線荷重、3 線荷重で、それぞれ $C=1/24$ 、 $23/648$ となる。

解析対象は、図 2.2.30.a)に示す荷重 $P(P=73kN)$ が作用する CLT 床スラブ単体(スギ Mx60 7-7 210mm)とし、等価断面法による弾性解析により変形挙動を再現する。部材の曲げ剛性を算定するための断面モデルにおいては、断面方向の分割を 2.5mm とした。

部材や高温時の弾性係数を、木材のヤング係数に対する比率を用いて、常温時の木材と等価な断面に置き換えて曲げ剛性等を推定する方法である。木材については、常温時の弾性係数を基準として、高温時の残存率を図 2.2.32 のとおり設定し、高温時における残存率に応じて、木材の応力負担幅が減少するものとした。ここでは、CLT の並行層のヤング係数を $E_w(RT.)=7700 N/mm^2$ とした³⁾。なお、CLT の直交層は、応力を負担せず、曲げ剛性に寄与しないものとして取り扱った。

C.防火分野

② CLT・CS 合成床版の中央たわみ

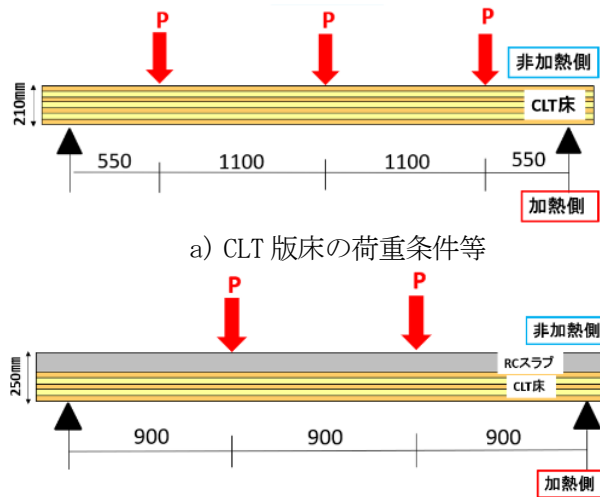
図 2.2.30.b)に示す CLT 床とコンクリートスラブとの合成床版について、等価断面法を用いた弾性解析によりの火災時変形挙動の再現を試みる。解析対象は、5 層 5 プライの CLT(150mm)、コンクリートスラブ(100mm)、接合金物（有り又は無し）から構成されるの試験体(No.2、No.3)とし、載荷荷重(2P=50.7kN)が作用するものとした。

図 2.2.31 に部材断面の解析モデルを示す。部材の曲げ剛性を算定するための断面モデルにおいては、断面方向の分割を 2.5mm とした。CLT の直交層、引張側のコンクリート、溶接金網は応力負担せず、曲げ剛性にも寄与しないものとした。

常温時におけるコンクリートの圧縮側のヤング係数は $E_c(R.T.) = 22,800(N/mm^2)$ とし、木材については、前節と同様とした。また、各材料の高温時のヤング係数の残存率は、図 2.2.32 に示す通りとした。

$$\delta = C \frac{PL^3}{E(T)I} \quad (2.2.3)$$

$$I_i = \sum \left\{ \frac{B_i H_i^3}{12} + B_i H_i (Y_i - dx_i)^2 \right\} \quad (2.2.4)$$



a) CLT 版床の荷重条件等

b) 合成床版の荷重条件等

図 2.2.30 試験体の荷重条件等

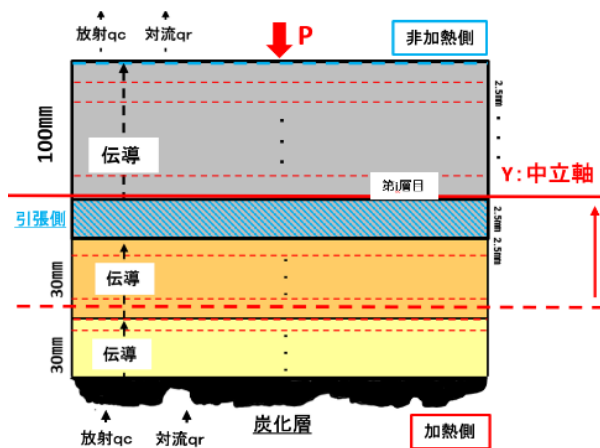


図 2.2.31 合成床の断面モデル(たわみ解析)

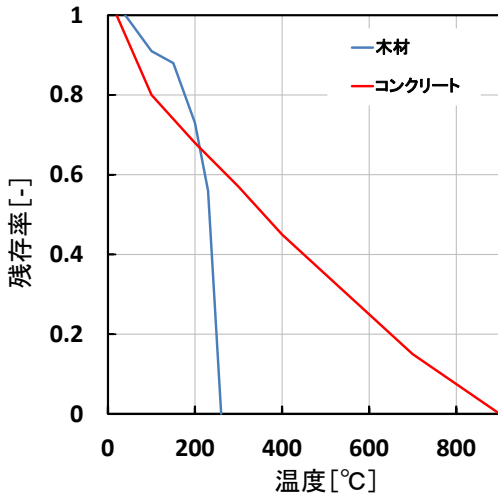


図 2.2.32 高温時弾性係数の残存率

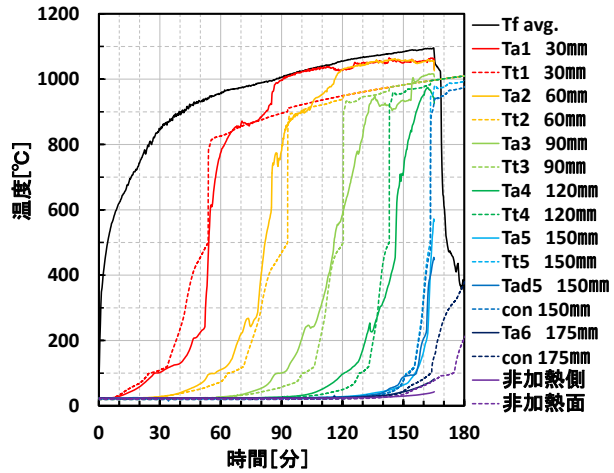


図 2.2.33 CLT・CS 部材内部温度

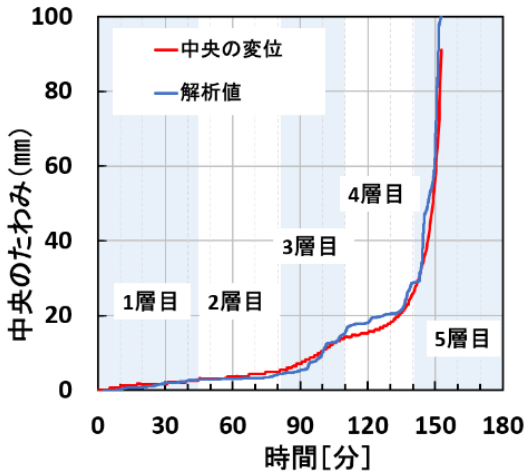


図 2.2.34 CLT 床のたわみの推移

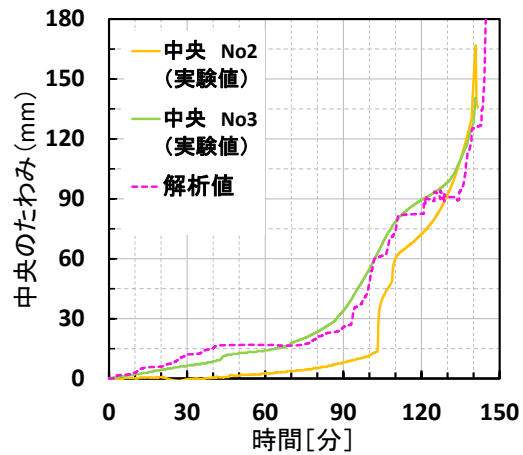


図 2.2.35 合成床版のたわみの推移

(4) 解析結果

① CLT・CS の内部温度

CLT・CS の内部温度の実験値と解析結果との比較を図 2.2.33 に示す。なお、図中の解析結果に関しては、標準加熱温度曲線による加熱時間を延長した場合の結果をプロットしている。解析結果についてみると、加熱側 1 層目のラミナについては、炭化層の脱落して炉内温度と同程度の指示値となるまでは、実験結果よりも高い温度となるが、概ね温度上昇の傾向を再現できていることがわかる。2 層目、3 層目では、ラミナの剥離までは解析結果の方が温度が幾分低めに推定されている。しかし、4 層目以降になると、解析結果と実験結果との差が小さくなる傾向が確認できる。長時間の加熱になると、ラミナの脱落が進行しやすい可能性がある。また、CS の内部温度・裏面温度は、CLT が全層炭化した後に温度上昇し始めるため、遮熱性は十分に確保されることがわかる。

② CLT 床版の中央たわみ

CLT 床中央のたわみの解析結果と実験結果の比較を図 2.2.34 に示す。図中の網掛けは、炭化中の層の位置を表すため、実験結果においてラミナの界面が 260°C に達した時点を境に塗り分けている。3 層目（平行層）が炭化完了するまでは、変形挙動を中実再現できるが、4 層目以降では解析結果の方が大きくなった。これは、直交層の応力負担を考慮していないこと等が要因と考えられる。また、90 分以降での解析結果にたわみに不連続な部分が見られるのは、断面の分割数や内部温度の非線形性の再現が不十分であるためだと考えられる。

③ CLT・CS 床版の中央たわみ

実験値と解析値の比較を図 2.2.35 に示す。解析結果は No.3 の変形挙動を捉えていることがわかる。部分的にたわみが減少する傾向が見られるが、CS 内部での中立軸位置の変動による断面 2 次モーメントの急変の影響であり、解析の分解能を増やすことで改善が期待できると考えられる。接合金物を設置した試験体 (No.2) の変形挙動については、接着剤の軟化などを考慮していないため、十分に再現ができていない。接合金物の合成効果を考慮したモデル化については、今後の検討課題である。

[参考文献]

- 1) 加來千紘他：火災加熱が木材の力学的性能に及ぼす影響 日本建築学会構造系論文集 第 79 巻 第 701 号,1065-1072,2014 年 7 月
- 2) 森田洋介他：RC 床版と CLT の合成床システムの開発 日本建築学会大会学術講演梗概集 (東北),2018 年 9 月
- 3) 伊藤 成胤他：加熱を被ったあと施工アンカーの接着および付着強度の関係 コンクリート工学年次論文集,2021 年
- 4) 川上 英男：コンクリートの弾性係数と圧縮強度の関係についての一考察 コンクリート工学年次論文集, Vol.28, No.1, 2006 年

C. 防火分野

2.2.3 S 造部材と木質パネル接合部の耐火性能

(1) 鋼梁と床 CLT パネル接合部の加熱実験

① 小規模試験体の概要

H 形鋼梁(長さ 2.0m)と床 CLT パネル(厚さ 210mm)からなる接合部を再現した小規模試験体に対して加熱実験を行い、火災時における温度上昇特性を把握することとした(図 2.2.36)。梁は、けい酸カルシウム板(0.2TK、55mm)で被覆した。CLT パネルは、鋼梁のスティフナにボルト接続された取付金物(山形鋼に鋼板を溶接したもの)に設置した。

表 2.2.4 試験体の構成材料等

種類	仕様、構成等
CLT パネル	小規模試験体:スギ、Mx5-7 210mm 接着剤 API 載荷加熱試験体:スギ、Mx7-7 210mm 接着剤 API
あて板	合板、スギ幅木:12mm 幅 120mm 留付材:φ3.8L50 @200 載荷加熱試験体の気密材:プチルテープ(厚さ幅)
鋼材等	梁:H400x200x8x13 L2000、取付金物:L-200x200x20 スティフナ:PL-12 @1000mm
耐火被覆	けい酸カルシウム板 0.2TK 55mm(比重:0.3、含水率:3.5%) 硬質木片セメント板:25mm(比重:1.1、含水率:7.8%)
充填材	AES ウールブランケット(128kg/m ³)

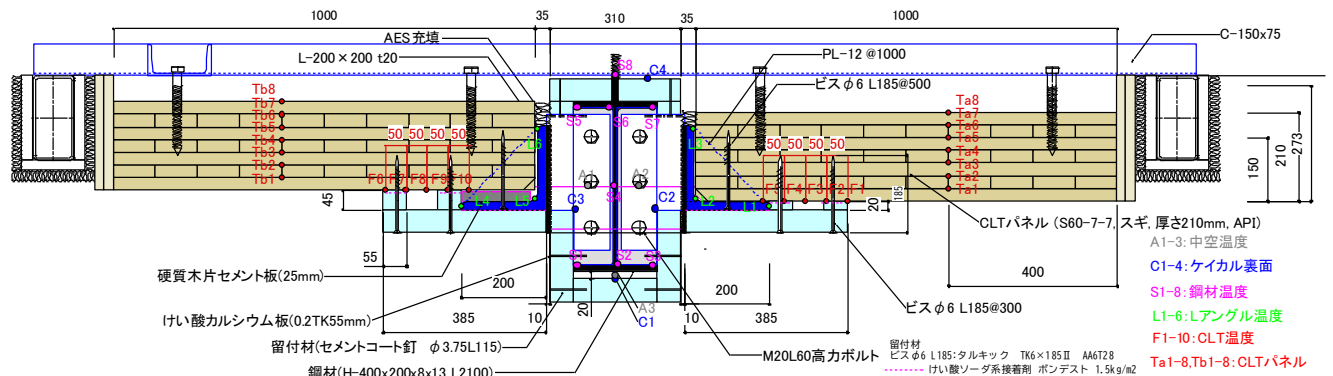


図 2.2.36 小規模接合部試験体(加熱実験)

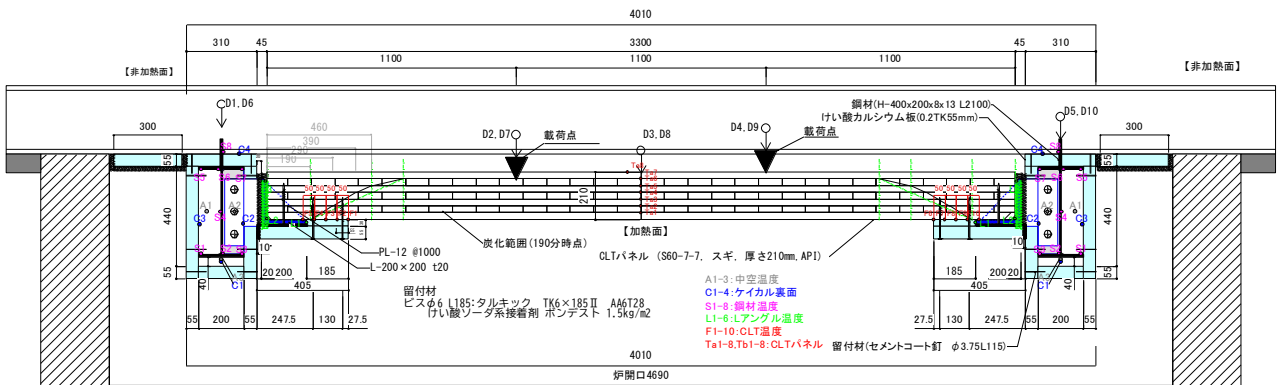


図 2.2.37 接合部試験体(載荷加熱実験)

CLT パネル間の目地部は、クリアランスを 5mm 設けて配置し、あて板として非加熱側に合板(12mm)をビス留めした。梁の片側の取付金物の上部には、加熱時における CLT パネルの炭化を抑制する効果を把握するため、硬質木片セメント板(25mm)を設置した。

C.防火分野

取付金物の下面についても、梁と同じ仕様のけい酸カルシウム板で被覆した。被覆は、CLT パネルが燃え込み、鋼材が昇温するのを防止するため、アングル先端から 185mm 延長し、下地を介して、CLT パネルにビスで留めつけた。梁側面のけい酸カルシウム板と取付金物との隙間は、AES を充填した。

試験体各部の温度を測定するため、CLT パネルの内部・非加熱面、取付金物、梁、耐火被覆、中空層に K 熱電対を設置した。加熱は、ISO834-1 の標準加熱温度に準拠し、遮熱性を喪失するまで加熱を行った。

(2) 鋼梁と床 CLT パネル接合部の荷重加熱実験の概要

荷重加熱実験には、長さ 3.3m の床 CLT パネル(厚さ 210mm)用い、その両端に H 鋼梁(長さ 2.4m)を設けた試験体を用いた(図 2.2.37)。床上荷重は、事務所で想定される積載及び固定荷重を包含できるように鋼製の錘(約 7.55kN/m²相当)を設置した。試験体の変形は、床中央及び端部、梁上部で測定した。各部の温度測定位置は、小規模試験体と同様である。

当該試験体では、小規模試験体の結果等を踏まえて、取付金物の周囲の被覆や納まりを変更した。取付金物の下部には、CLT パネルが変形した際にけい酸カルシウム板が追従可能なように、AES(25mm)を追加した。また取付金物と鋼梁被覆のクリアランスは、AES の施工性を考慮して 20mm 確保した。さらに、CLT パネル間の目地部のあて板は、気密性の向上のため、ブチルテープを併用してビス留めした。加熱は ISO834-1 に準拠し、荷重支持能力が失われるまで行った。

(3) 実験結果

① CLT パネルの遮熱性状等

目視観察より、小規模試験体では、加熱開始 5 分程度で CLT パネルの目地部及びあて板の周囲から、水蒸気を含む煙が漏出した。1 時間時点で燃え抜けの恐れがあったため、あて板周囲に隙間埋めをした。あて板の非加熱側は、180 分に変色、その約 3 分後に燃え抜けた。一方、あて板にブチルテープを併用した荷重加熱試験体では気密性が向上し、崩壊まで漏煙しなかった。しかし、CLT パネルの撓みが増加すると、取付金物と CLT パネル間や耐火被覆の隙間が増加し、パネル端部から大量の漏煙が発生した。

② CLT パネル一般部の炭化速度

CLT パネルの内部温度の推移から、内部温度が 260°C に到達した時間と深さの関係(傾き：炭化速度)を整理したものが図 2.2.38 である。図には荷重加熱試験体の結果も併記している。一層目(30mm)までの勾配は緩やかであった。一層目が剥離した後は、炭化速度が大きくなる傾向があり、概ね 1.0mm/min となった。

③ 被覆 CLT パネル、取付金物の温度上昇特性

耐火被覆と CLT パネルとの界面の温度推移を図 2.2.39 に示す。また、取付金物の温度を図 2.2.40 に示す。CLT パネルの界面温度は、小規模と荷重加熱試験体では傾向が異なった。150 分時点で比較すると、小規模試験体では、150mm の位置まで 150°C 程度に昇温したが、荷重加熱試験体では下地被覆を増し張りしたため、100mm の位置に留まった。

小規模試験体の CLT パネル目地部近傍における取付金物の温度は、硬質木片セメント板を設置していない条件でも、210 分時点で 160°C の上昇に留まっており、CLT パネルへの熱的影響は限定的であると考えられる。硬質木片セメント板を設置した条件は、無しの条件より、加熱終了時点で 10~18°C 程度低くなった。荷重加熱試験体では、小規模試験体よりも低温に推移したが、床の崩壊時に急激に温度上昇した。取付金物の加熱側先端(図中の「先」)よりも、非加熱側(図中の「上」)の温度が高いのは、目地部クリアランスから高温ガスが流出したためである。

C.防火分野

④ 中空層、耐火被覆裏面の温度上昇特性

中空層や耐火被覆の温度は、耐火被覆の表面が直接的に炉内に面するか、取付金物と CLT パネルで覆われているかによって大きく上昇の傾向が異なる。直接加熱を受ける耐火被覆の裏面温度の方が、150 分時点で 200°C 程度高くなった。

直接加熱を受けない部分は、耐火被覆の裏面と中空層の温度にほとんど差がなかった。これより、梁せいが大きい場合には、不利側の結果といえる。

⑤ 床の中央変形

図 2.2.42 に試験体中央部の変形量を示す。载荷加熱実験では、床中央の変形が急増したため 150 分で錘を除荷して実験を終了した。実験終了後の観察では、残存したラミナは 2 層のみとなっていた。

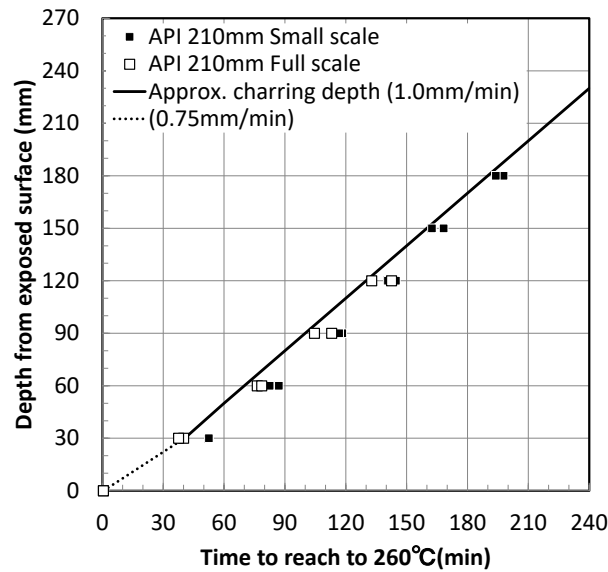
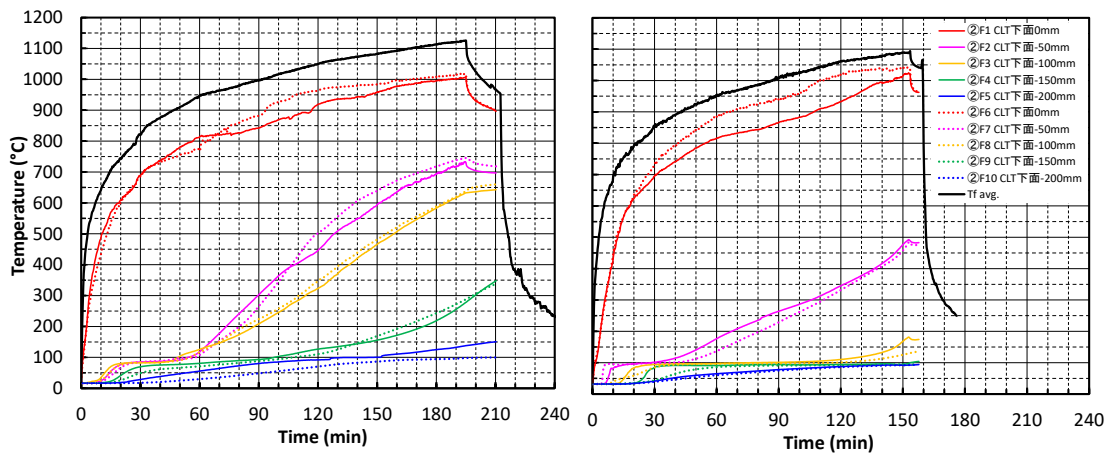


図 2.2.38 加熱時間と CLT の炭化深さ



a) 小規模試験体

b) 载荷加熱試験体

図 2.2.39 CLT パネルとけい酸カルシウム板の界面温度

C. 防火分野

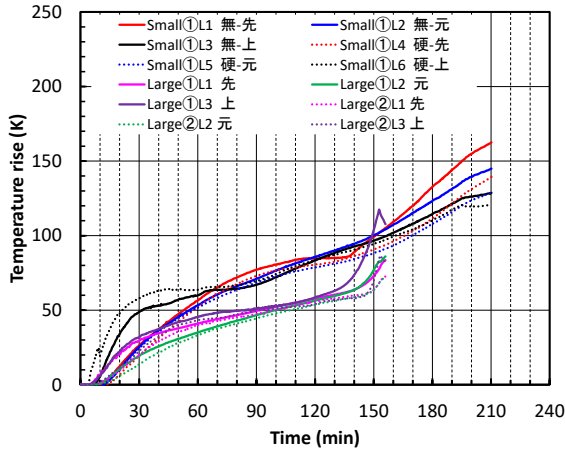


図 2.2.40 取付金物(L アングル)温度上昇

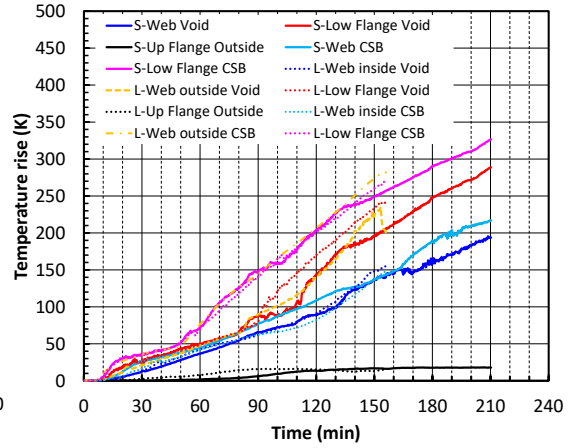


図 2.2.41 中空層、けい酸カルシウム板温度上昇

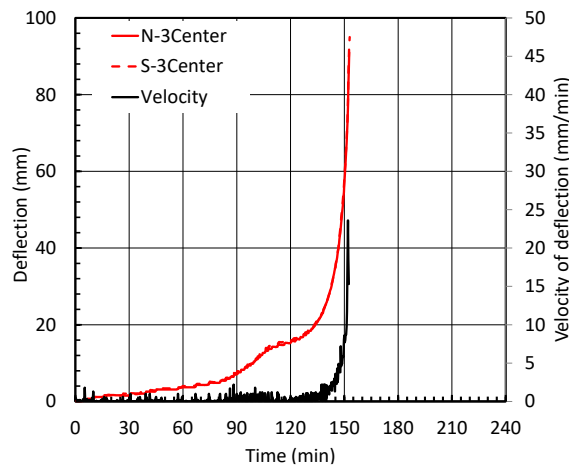


図 2.2.42 CLT パネルの中央部の変形挙動

(4) まとめ

鋼構造と木質構造を併用した混構造建築物の接合部等の耐火性能を把握するため、一連の加熱実験を実施し、120 分超の準耐火性能を有することが明らかとなった。

2.3 混構造建築物における壁等の防耐火設計技術の構築

2.3.1 外壁開口部を通じた上階延焼防止性能の検証

木質混構造の中層大規模建築物では、木造部分の構造体に使用される木材量(固定可燃物量)が増えることで、これまでの火災外力推定モデルで想定してきた火災性状(加熱強度および火災継続時間)よりも、その激しさが増大することが予想される。

建物内部での火災性状については、開口により流入空気が制限されることで換気支配型火災となるため、可燃物量の増大は火災継続時間の増大に帰結すると考えられるが、建物外部での火災性状については、開口より噴出する未燃ガスの増大により、噴出火炎長さが大きくなる可能性が考えられる。

そこで本章では、木質化が噴出火炎長さに与える影響を評価する枠組みについて検討を行う。

(1) 検討対象及び検討方針

木質化が噴出火炎長さに与える影響として、以下の3点が考えられる。

- ①木質化による区画内部でのガス発生量の増加
- ②区画内部で消費される分は温度上昇に寄与する一方で
- ③消費し切れずに区画外部に持ち出される分が噴出火炎長さを増加させる。

まず③について、既往研究に基づき、噴出火炎長さが、熱気流の保有熱量+未燃ガスの発熱量に依存すると考え、外部に持ち出される未燃ガス量をパラメータとした実験を行い、噴出火炎長さの予測式を提案した(2.3.1(2))。

その際、熱気流の保有熱量については②の区画内部温度は、実験で得られた値を代入していたが、任意の設計条件下での予測に当たり、既往の区画火災温度予測式(MQH式)の精緻化を行った(2.3.1(3))。

また①について、ガス供給量を強制的に与えた実験と異なり、実火災でのガス発生量は、区画火災からの熱伝達すなわち区画火災温度に依存する。換気支配火災では、このうちどのくらいが発熱するかは、換気による流入空気量に依存するが、ガス発生量が増加すれば流入空気量が制限される。よって発熱すなわち可燃物への熱伝達が制限され、結果的にガス発生量の抑制につながる自律作用が働くと考えられる。そこで木製クリブを用いた実験を通じてその効果を確認するとともに、予測式においてこれまで別々にまたアプリオリに、可燃物の総量から見積もっていたガス発生量と、開口因子にのみ比例する形で見積もっていた消費量について、発達していく区画火災温度を介して相互に連動させる形へと反映させた(2.3.1(4))。

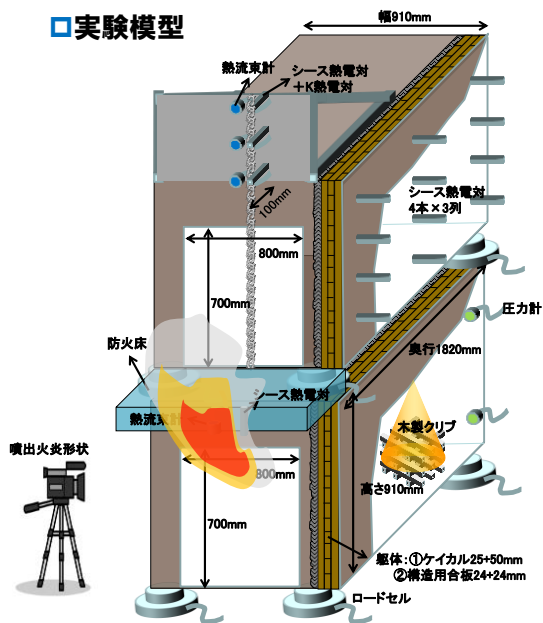
まとめとして、ガスを用いて供給量を調整しながら系統的に検討した、**A**ガス供給量に応じた噴出火炎高さの予測式と、木製クリブを用いて可燃内装面積をパラメータに検討した、**B**燃料のガス化速度および区画内消費量(区画内部温度)の予測式を用いて、任意の設計条件下での噴出火炎高さについて、ケーススタディを行った(2.3.1(5))。

(2) 未燃ガスを考慮した噴出火炎長さの予測式

① 予備実験

混構造建築物では、構造体に使用される木材量(固定可燃物量)が増えることが予想される。まず手始めにCLTパネルで構成された小規模模型区画を通じて、固定可燃物量(木質パネル面材の現わし面数)をパラメータとした区画火災実験を行った(図2.3.1)。その結果、固定可燃物量の増加に伴い、火災継続時間が延びることはもちろんのこと、開口から噴出する未燃ガスすなわち噴出火炎長さが増大することが確認された。

□ 実験模型



□ 実験概要

- 模型区画サイズ 910×910×1820mm
 - 開口サイズ 700×800mm (換気支配型火災)
 - 実験パラメータ 可燃物表面積、防火床のはね出し寸法
 - 測定項目 発熱速度、区画内部温度、防火床の受熱量
- 固定・積載可燃物それぞれの燃焼速度、噴出火炎形状

	天井	壁	床	防火床
1	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	なし
2	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	なし
3	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	90cm突出
4	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	50cm突出
5	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	30cm突出
6	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	90cm突出
7	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	50cm突出
8	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	30cm突出
9	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	(構造用合板24裏張り) ケイカル12.5+25	(ケイカル12.5裏張り) 構造用合板24+24	30cm突出
10	CLT90	CLT90	CLT90	-

図 2.3.1 小規模模型区画実験

② 木質化が区画内部に与える影響

図 2.3.2 に示すように、内装への木質パネル面材の現わし面数が増える程、重量減少速度が大きくなる結果となった。不燃区画と CLT 区画を比較すると、木製クリブ（積載可燃物）の重量減少速度は等しく、CLT 区画では FO 後およそ一定値で固定可燃物量の重量減少が加算されている。また収納可燃物の燃尽き後も固定可燃物の燃焼が継続するため、火災継続時間が長くなることが分かる。区画内部温度は、木質化することで不燃区画よりは高くなるが、木質化面積が増えるにつれて若干低くなる傾向にある。

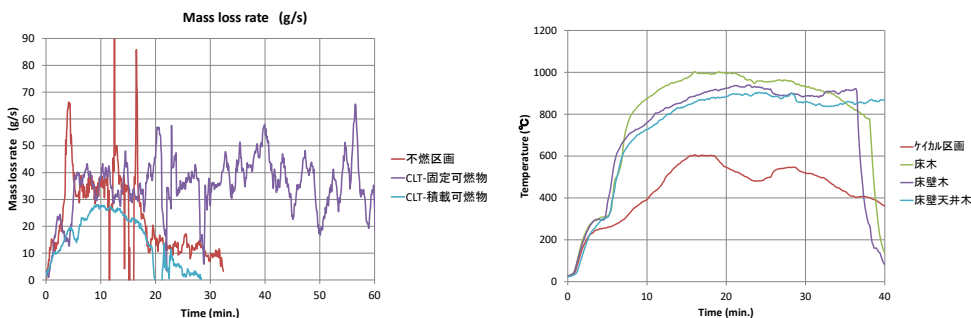


図 2.3.2 重量減少速度（左）、区画内部平均温度（右）

③ 木質化が区画外部に与える影響

図 2.3.3 に示すように、側面からの熱映像による噴出火炎形状を比較すると、固定可燃物量が増えると、噴出火炎高さ、開口部における火炎厚み共に大きくなる傾向にあり、区画内部で発生した可燃性ガスが燃焼されないまま、開口部を通じて区画外に放出され、開口噴出火炎として燃焼していることが分かった。

木材を現わしにする固定可燃物量の増加は、区画内部では火災継続時間の増加として、区画外部では噴出火炎の増大につながるという。

C.防火分野

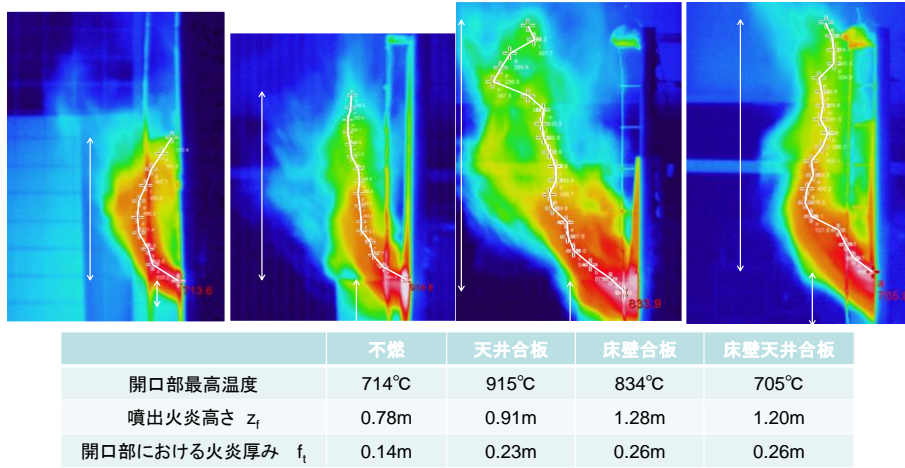


図 2.3.3 固定可燃物量と噴出火炎形状の比較

④ 上階延焼時の火炎形状に関する検討

不燃仕様では噴出火炎高さが抑えられ上階に延焼しないことが確認された。一方で木質内装仕様では庇を設置しないと噴出火炎により上階に延焼することが分かった。この場合、図 2.3.4 に示すように、上下の内部区画（床）が破られない場合は、上下階の開口より火炎が噴出し、それぞれの最大火炎高さは同程度とすることが分かった。一方で床が燃え抜ける場合は、不燃区画であっても、中性帯高さが下がることで火炎厚みが増し、火炎が前方に伸びることが確認された。

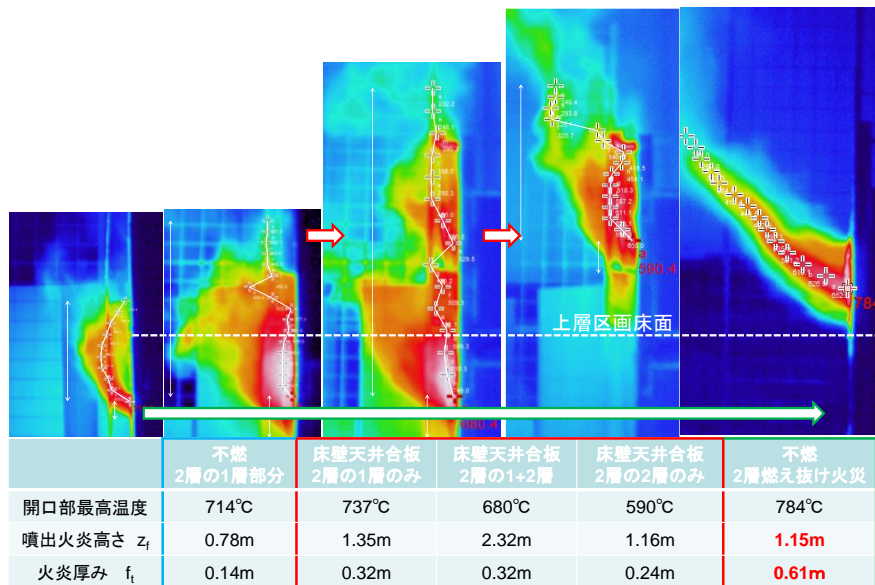


図 2.3.4 上階延焼時の火炎形状

⑤ 噴出火炎高さの測定

図 2.3.5 に示すように、噴出火炎高さの測定には、最高温度を記録した時間の熱映像と可視画像との比較から火炎境界温度を 260°C と仮定して、噴出火炎高さと開口部における火炎厚みを求めた。5 秒間隔で測定した熱映像の平均値をとることとした。

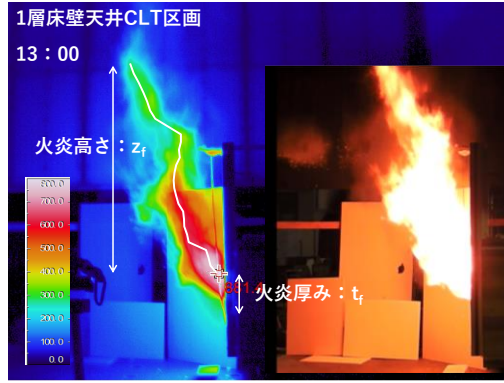


図 2.3.5 熱映像を用いた噴出火炎高さの算出

(3) 既往研究の整理

① 火災プルームの温度

点熱源の熱気流温度は、式(2.3.1)で表わされる¹⁾。

$$\frac{\Delta T}{T_{\infty}} \propto \left(\frac{Q}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g z} A(z)} \right)^{\frac{2}{3}} \quad (2.3.1)$$

ΔT :熱気流と雰囲気温度差(K)、 T_{∞} :雰囲気温度(K)、 Q :熱気流の保有熱量(kW)、 ρ_{∞} :雰囲気密度(kg/m³)、 c_p :比熱(kJ/kgK)、 g :重力(m/s²)、 z :高さ(m)

ここにプルームの断面積 $A(z)$ は、点熱源の場合は高さ z の 2 乗に比例する。また無限線熱源の場合は高さ z に比例し、 Q を火源の単位長さ辺りの発熱速度 Q_l (kW/m)として考えれば上式を適用できる。

$$A(z) \propto \begin{cases} z^2 & \text{点熱源} \\ z & \text{無限線熱源} \end{cases}$$

代入すると、式(2.3.2)に示すように、発熱速度の 2/3 乗に比例し、高さの-5/3 乗(点熱源)または-1 乗(無限線熱源)に反比例することが知られている。

$$\begin{aligned} \left(\frac{\Delta T}{T_{\infty}} \right) \propto \left(\frac{Q}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g z^2}} \right)^{\frac{2}{3}} &= \left(\frac{Q}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{3}} z^{-\frac{5}{3}} && \text{点熱源} \\ \left(\frac{\Delta T}{T_{\infty}} \right) \propto \left(\frac{Q_l}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g z}} \right)^{\frac{2}{3}} &= \left(\frac{Q_l}{\rho_{\infty} c_p T_{\infty} \sqrt{g}} \right)^{\frac{2}{3}} z^{-1} && \text{無限線熱源} \end{aligned} \quad (2.3.2)$$

② 開口噴出火炎における熱気流温度への応用

横井らは、式(2.3.2)のうち点熱源について火源の半径 r_0 を代表寸法として、高さ z を無次元化して整理し、以下の関係を得た(式 2.3.3)²⁾。

$$\begin{aligned} \frac{\Delta T_0^{\frac{5}{3}}}{\left(\frac{T_{\infty} Q^2}{c_p^2 \rho^2 g} \right)^{\frac{1}{3}}} &\propto \left(\frac{z}{r_0} \right)^{-\frac{5}{3}} && \text{点熱源} \\ \frac{\Delta T_0}{\left(\frac{T_{\infty} Q_l^2}{c_p^2 \rho^2 g} \right)^{\frac{1}{3}}} &\propto \left(\frac{z}{D} \right)^{-1} && \text{無限線熱源} \end{aligned} \quad (2.3.3)$$

それぞれの左辺は無次元なので、無次元温度 θ と置いて、距離 z/r_0 に対する無次元の気流軸温度 θ との関係を示した。これは無次元距離 z/r_0 が小さいとき θ は一定の値をとり、無次元距離 z/r_0 が大きいとき θ

C.防火分野

は z/r_0 に対して点熱源では $5/3$ の傾きを、無限線熱源では 1 の傾きをとることを意味する。

$$\theta \propto \left(\frac{z}{r_0}\right)^{-\frac{5}{3}} \quad \text{点熱源}$$

$$\left(\frac{z}{D}\right)^{-1} \quad \text{無限線熱源}$$

ここに

$$\theta \equiv \frac{\frac{\Delta T r_0^{\frac{5}{3}}}{\left(\frac{T_\infty Q^2}{c_p^2 \rho^2 g}\right)^{\frac{1}{3}}}{\frac{\Delta T D}{\left(\frac{T_\infty Q^2}{c_p^2 \rho^2 g}\right)^{\frac{1}{3}}}} \quad \begin{matrix} \text{点熱源} \\ \text{無限線熱源} \end{matrix}, \quad r_0 \equiv \sqrt{\frac{2\pi}{WH}}, \quad Q = C_p R_{fo} (T_f - T_\infty)$$

W:開口幅(m)、H:開口高さ(m)、 R_{fo} :噴出熱気流流量(kg/s)、 T_f :噴出熱気流温度(K)

噴出熱気流の等価半径 r_0 と熱量 Q は、開口寸法と火災室温度が与えられれば計算可能となる。そして様々な寸法の開口の実験と比較して、スケールの大きさによらず上式がよい一致を示すこと、縦長の開口では距離に対する温度の減少が大きい点熱源の温度分布に近く (図 2.3.6)、横長の開口では無限線熱源の温度分布と近くなることを確認した (図 2.3.7)。

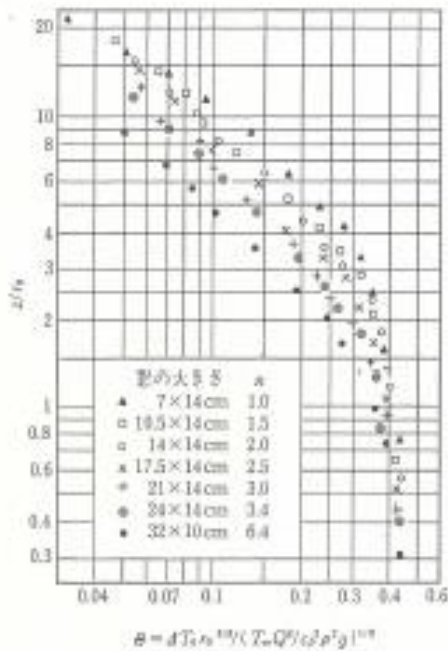


図 2.3.6 窓噴出気流軸上温度分布
(窓の上が自遊空間の場合)

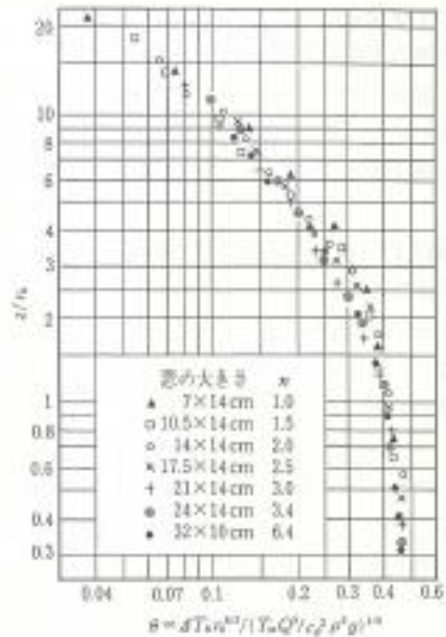


図 2.3.7 窓噴出気流軸上温度分布
(窓の上に壁がある場合)

これにより、①ある温度 ΔT になる高さ z を知りたいときには、その温度上昇 ΔT に対する無次元温度 θ を求め、図より対応する無次元高さ z/r_0 を得ることができる。反対に、②ある高さ z における温度 ΔT を知りたいときには、その z に対する z/r_0 を計算し、図から対応する θ を読み取った上で、以下の式(2.3.4)より計算すれば良い。

C.防火分野

$$\Delta T \equiv \begin{cases} \Theta \left(\frac{T_{\infty} Q^2}{c_p^2 \rho^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} / r_0^{\frac{5}{3}} = \Theta \left(\frac{T_{\infty} Q^2}{c_p^2 \rho_{\infty}^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\rho_{\infty}}{\rho} \right)^{\frac{2}{3}} / r_0^{\frac{5}{3}} & \text{点熱源} \\ \Theta \left(\frac{T_{\infty} Q_l^2}{c_p^2 \rho^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} / D = \Theta \left(\frac{T_{\infty} Q_l^2}{c_p^2 \rho_{\infty}^2 g} \right)^{\frac{1}{3}} \left(\frac{\rho_{\infty}}{\rho} \right)^{\frac{2}{3}} / D & \text{無限線熱源} \end{cases} \quad (2.3.4)$$

③ 余剰未燃ガスを考慮した開口噴出火炎の熱気流温度

大宮³⁾らは、上記の開口噴出火炎性状の評価を、余剰未燃ガスを生じる換気支配区画火災に適用するため、式(2.3.5)に示すように、噴出熱気流の保有熱量 Q_{ef} として、開口部から噴出する時点で噴出火炎が有するエンタルピー量 Q_e だけでなく、噴出火炎中に含まれる未燃ガスの発熱量 Q_f を足し合わせた値と定義し直している。

$$Q_{ef} = Q_e + Q_f = Q_e + Q_c - Q_{vcrit} \quad (2.3.5)$$

ここに Q_f を火災区画内で発生した可燃性ガス量から算定される発熱量 Q_c から、火災室内で燃焼可能なガスの発熱量 Q_{vcrit} を差し引いた値とし、 Q_{vcrit} の回帰式を以下の式(2.3.6)のように与えている。

$$Q_{vcrit} = 150 A_T^{\frac{2}{5}} (A\sqrt{H})^{\frac{3}{5}} \quad (2.3.6)$$

A_T :加熱表面積(m²)、 $A_T/A\sqrt{H}$:温度因子(m^{0.5})

さらに横長開口を対象として無限線熱源での式をもとに、図 2.3.8 に示すように、代表長さを火炎厚みでとることにより、燃料の種類、開口形状によらず、無次元高さとな次元温度の関係を示す式が実験とよい一致を示すことを確認している。

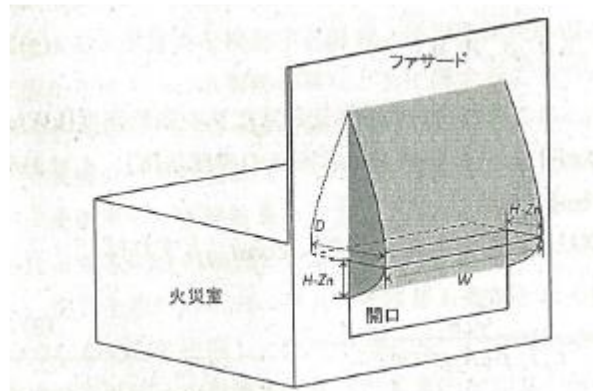


図 2.3.8 横長開口から噴出する熱気流の概念図

④ 開口噴出火炎高さの評価

開口を点熱源と見なした場合、以下の関係が得られている。

$$\frac{\Delta T r_0^{\frac{5}{3}}}{\left(\frac{T_{\infty} Q_{ef}^2}{c_p^2 \rho^2 g} \right)^{\frac{1}{3}}} \propto \left(\frac{z}{r_0} \right)^{-\frac{5}{3}} \quad (2.3.7)$$

上式で $T_{\infty}/(c_p^2 \rho^2 g)$ の部分は定数と見なしてよいので、

$$\frac{\Delta T r_0^{\frac{5}{3}}}{Q_{ef}^{\frac{2}{3}}} \propto \left(\frac{z}{r_0} \right)^{-\frac{5}{3}} \quad (2.3.8)$$

C. 防火分野

火炎の先端の温度が一義的に与えられれば、以下の関係が予測できる。

$$\frac{z}{r_0} \propto \left(\frac{Q_{ef}^{\frac{2}{5}}}{r_0^{\frac{3}{5}}} \right)^{\frac{3}{5}} = \frac{Q_{ef}^{\frac{2}{5}}}{r_0} \quad (2.3.9)$$

結局、開口からの噴出火炎高さは、熱気流の保有熱量 Q (kW)の 2/5 乗に比例することがわかる。

$$z \propto Q_{ef}^{\frac{2}{5}}$$

同様に開口を無限線熱源と仮定した場合、以下の関係が得られている。

$$\Theta_{H-Z_n} = \frac{\Delta T(H-Z_n)^{\frac{1}{3}}}{\left(\frac{T_{\infty} Q_l^2}{C_p^2 \rho^2 g} \right)^{\frac{1}{3}}} \propto \left(\frac{z}{(H-Z_n)} \right)^{-1} \quad (2.3.10)$$

上式で $T_{\infty}/(C_p^2 \rho^2 g)$ の部分は定数と見なしてよいので、

$$\frac{\Delta T(H-Z_n)^{\frac{1}{3}}}{Q_l^{\frac{2}{3}}} \propto \left(\frac{z}{(H-Z_n)} \right)^{-1} \quad (2.3.11)$$

火炎の先端の温度が一義的に与えられれば、以下の関係が予測できる。

$$\frac{z}{(H-Z_n)} \propto \frac{Q_l^{\frac{2}{3}}}{(H-Z_n)} \quad (2.3.12)$$

結局、開口からの噴出火炎高さは、単位開口幅あたりの熱気流の保有熱量 Q_l (kW/m)の 2/3 乗に比例することがわかる。

$$z \propto Q_l^{\frac{2}{3}}$$

大宮による既往の実験³⁾では、アスペクト比が比較的 1 に近い開口について、

$$\frac{z(+f_t)}{W} \propto Q_{ef}^* \frac{2}{3} \quad (2.3.13)$$

となることを確認している。ここに Q_{ef}^* は次式で定義される開口幅 W を代表長さとする無次元発熱速度である。

$$Q_{ef}^* = \frac{Q}{C_p \rho_{\infty} T_{\infty} \sqrt{g} W^{\frac{5}{2}}} \quad (2.3.14)$$

上式で $C_p \rho_{\infty} T_{\infty} \sqrt{g}$ の部分は定数とみなしてよいので、

$$\frac{z(+f_t)}{W} \propto \left(\frac{Q}{W^{\frac{5}{2}}} \right)^{\frac{2}{3}} = \frac{Q^{\frac{2}{3}}}{W^{\frac{5}{3}}} \quad (2.3.15)$$

結局、アスペクト比が比較的 1 に近い開口からの噴出火炎高さは、単位開口幅あたりの熱気流の保有熱量 Q_l (kW/m)の 2/3 乗に比例するという、無限線熱源を仮定したのと同じ結果となる。

$$z(+f_t) \propto \left(\frac{Q}{W} \right)^{\frac{2}{3}} = Q_l^{\frac{2}{3}} \quad (2.3.16)$$

そこで新たに横長開口の模型区画を用いて、未燃ガス発生量（燃料ガスの投入速度）と開口寸法をパラメータに、噴出火炎長さを測定することとした。実験によって得られた火炎高さと（単位開口幅あたりの）噴出熱気流の保有熱量の関係が、上記のいずれに近いかを確認する。

ここに

$$Q_l = \frac{Q_{ef}}{w} \quad : \text{単位開口幅当たりの噴出熱気流の保有熱量(kW/m),}$$

$$Q_{ef} = Q_e + Q_f = Q_e + Q_c - \gamma Q_a$$

[参考文献]

- 1) 横井鎮雄：熱源からの上昇気流について（流速および温度の鉛直分布式），日本火災学会論文集，Vol.3, No.1, 1953
- 2) 横井鎮雄：建築物の火災気流による延焼とその防止に関する研究（学位論文）
- 3) 大宮喜文、堀雄兒：火災区画外への余剰未燃ガスを考慮した開口噴出火炎性状

(4) 模型区画実験

① 実験の概要

図 2.3.9 に示す幅 2.15m、奥行き 1.85m、高さ 2.4m の区画模型を作成し、床面に設けた 0.9m 角のバーナーで都市ガスを供給する。都市ガスの発熱速度は、 $(1.25 \sim 2) \times 1500A\sqrt{H}$ で変化させる（赤字のみ流量調整計の容量の限度により 4093kW とする）。開口寸法はモデルプランを参考に高さを 0.8~0.3m で変化させ、幅は 2.0m の横長開口とする。実験条件を表 2.3.1 に示す。

表 2.3.1 実験条件

条件	開口条件(m)		発熱速度(kW)			
	幅	高さ	$1.25 \times 1500A\sqrt{H}$	$1.5 \times 1500A\sqrt{H}$	$1.75 \times 1500A\sqrt{H}$	$2.0 \times 1500A\sqrt{H}$
①	2	0.8	2683	3220	3757	4293 4093
②		0.6	1743	2091	2440	2789
③		0.5	1326	1591	1856	2121
④		0.4	949	1138	1328	1518
⑤		0.3	616	739	863	986

点火後 10 分間、発熱速度 1116KW ($1.25 \times 1500A\sqrt{H}$ の値がそれより低い場合はその値) にて区画内部をあたためた後、5 分間隔で発熱速度を上げて実験を行った。開口高さ 0.8m 以外の条件では、各条件の最大発熱速度まで連続した実験を行えたが、0.8m の条件では、排煙処理能力の限度により $1.75 \times 1500A\sqrt{H}$ で一旦実験を中断した後、区画内部が 50°C を下回るのを待って再点火し、10 分間 1116KW で維持した後、 $2.0 \times 1500A\sqrt{H}$ で 5 分間の測定を行う 2 段階で実施した。

試験体図を図 2.3.9、2.3.10 に示す。開口上部には壁を設け、その一部に耐熱結晶化ガラス 6mm 厚を設け、ガラスの表面から加熱側 100mm の位置で高さ方向に 250mm 間隔で温度を測定した他、ガラス中心部、非加熱側に 100mm の位置での熱流束を測定した。同様に耐熱結晶化ガラスを鋼板 3.2mm に入れ替えて開口条件②、③、⑤の実験を再度行っている。

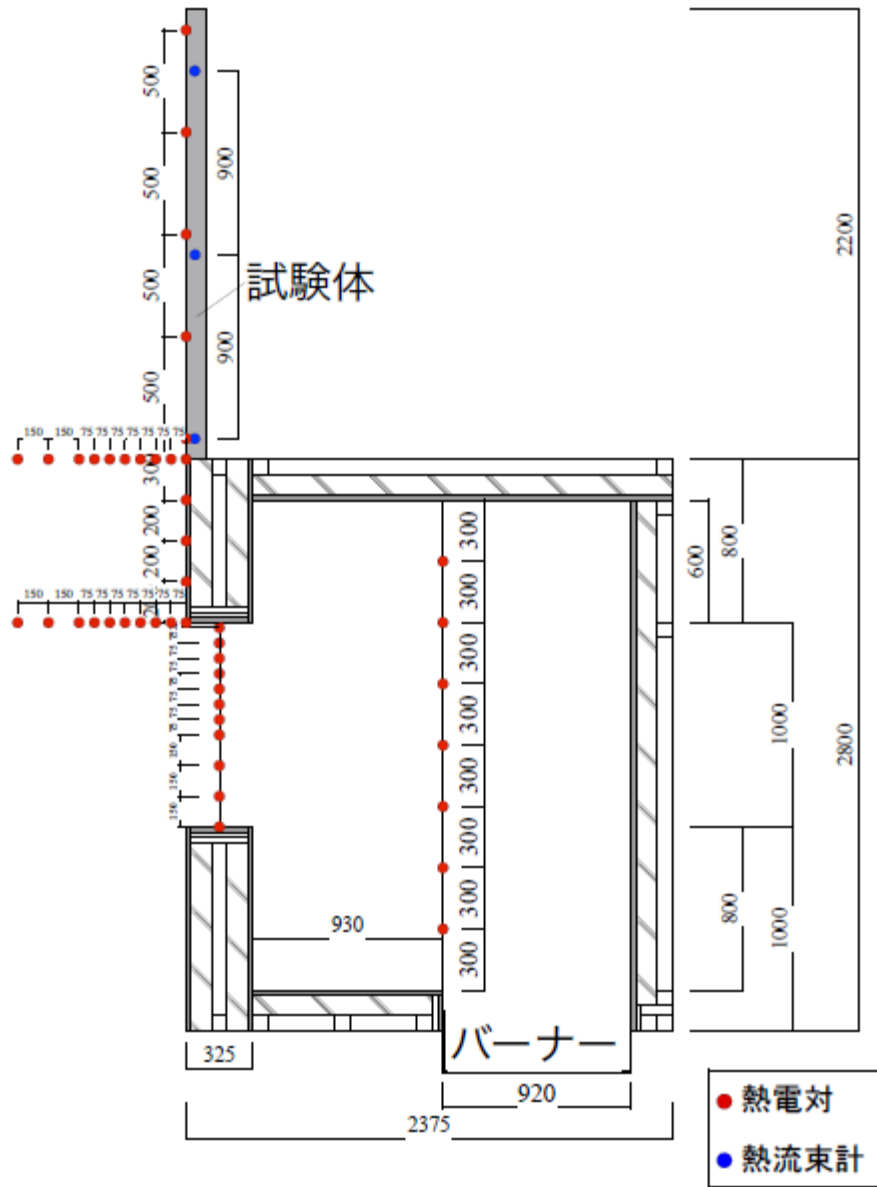


図 2.3.9 鉛直断面図(測定点)

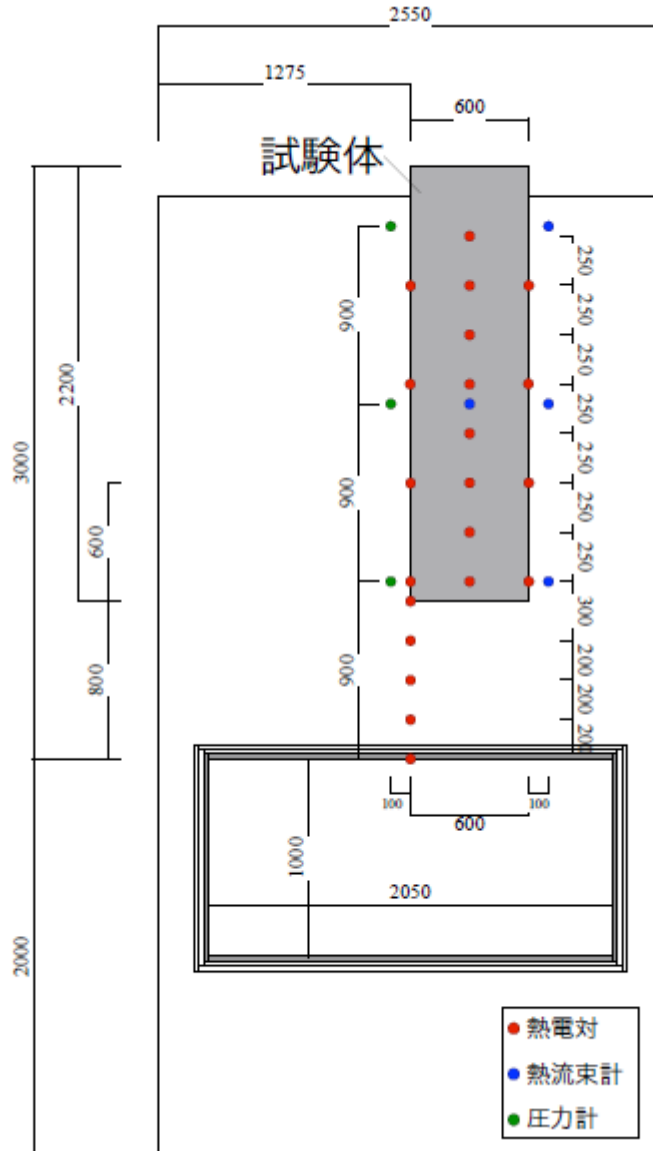


図 2. 3. 10 実験装置上部 (測定点)

② 実験結果

表 2.3.2 に各条件における開口最上部温度、火炎高さ、中性帯高さ、火炎厚みの実測値を示す。火炎高さの算定は、5 秒間隔で測定した熱映像で約 260°C となる最高高さの平均値を示す。発熱速度を次の段階へ変化させる 30 秒前～2 分前の測定値を平均したものである。開口高さ 0.8m での条件の内、 $2.0 \times 1500A\sqrt{H}$ の条件については、流量調整計の上限のため予定した発熱速度が得られなかったことに加え、試験体上部に設けられた火災フード内に溜まった煙の排出が追いつかず、火炎がフード天井に接するか煙に包まれていて火炎高さが判別困難であったため、低い値となっている。

区画内部温度は開口高さ 0.3m で約 700°C 程度であったものが、0.8m では約 1350°C まで上昇していた。同じく開口部温度も 0.3m で約 700°C であったものが、0.8m では約 1100°C まで上昇していた。開口部熱流束については、0.3m で約 40kW/m² であったものが、0.8m では最大約 120kW/m² まで上昇していた。

C.防火分野

表 2.3.2 火炎高さ等の測定結果

開口高さ (m)	Qc:供給燃料の発熱速度 (kW)		ΔT_f :開口最上部 温度上昇(K)	Z:連続火炎 高さ(m)	H-Z _N : 実測値(m)	開口上端部 火炎厚み(m)	最大 火炎厚み(m)
0.3	1.25	$\times 1500A\sqrt{H}$	616	649	1.694	0.112	0.163
	1.5	$\times 1500A\sqrt{H}$	739	692	1.946	0.142	0.185
	1.75	$\times 1500A\sqrt{H}$	863	727	2.325	0.138	0.223
	2.0	$\times 1500A\sqrt{H}$	986	750	2.325	0.115	0.158
0.4	1.25	$\times 1500A\sqrt{H}$	949	719	1.825	0.150	0.154
	1.5	$\times 1500A\sqrt{H}$	1138	764	2.473	0.154	0.208
	1.75	$\times 1500A\sqrt{H}$	1328	805	2.760	0.154	0.323
	2.0	$\times 1500A\sqrt{H}$	1518	801	2.940	0.158	0.329
0.5	1.25	$\times 1500A\sqrt{H}$	1326	894	2.475	0.200	0.381
	1.5	$\times 1500A\sqrt{H}$	1591	910	3.079	0.221	0.421
	1.75	$\times 1500A\sqrt{H}$	1856	907	3.292	0.213	0.471
	2.0	$\times 1500A\sqrt{H}$	2121	913	3.588	0.213	0.525
0.6	1.25	$\times 1500A\sqrt{H}$	1743	989	3.013	0.248	0.583
	1.5	$\times 1500A\sqrt{H}$	2091	1004	3.538	0.281	0.538
	1.75	$\times 1500A\sqrt{H}$	2440	994	3.517	0.277	0.667
	2.0	$\times 1500A\sqrt{H}$	2789	990	3.650	0.296	0.712
0.8	1.25	$\times 1500A\sqrt{H}$	2683	1099	3.683	0.437	0.831
	1.5	$\times 1500A\sqrt{H}$	3220	1118	4.300	0.448	0.825
	1.75	$\times 1500A\sqrt{H}$	3757	1117	4.217	0.483	0.917
	2.0	$\times 1500A\sqrt{H}$	4293	1097	3.777	0.442	1.146

③ 火炎高さについての考察

表 2.3.3 に実験条件ごとに火炎高さの考察に必要なパラメータについて、実験で得られた開口最上部温度上昇を用いて計算した結果を示す。噴出熱気流の保有熱量 Q_{ef} は、開口部から噴出する時点で噴出火炎が有するエンタルピー量 Q_e に、火災区画内で発生した可燃性ガス量から算定される発熱量 Q_c から、火災室内で燃焼可能なガスの発熱量 Q_{crit} を差し引いた値を加えている。

C.防火分野

表 2.3.3 火炎高さのパラメータ

開口高さ (m)	Qc:供給燃料の発熱速度 (kW)		Qv,crit:区画内 消費発熱量(kW)	Qa,exhaust=300 0x0.85x0.45xA√ H	ΔTf:開口最上部 温度上昇(K)	Qef(Qa) (kW)	Qef (kW)	Qef/W (kW/m)	Z:連続火炎 高さ(m)
0.3	1.25 × 1500A√H	616	285	377	649	345	437	219	1.694
	1.5 × 1500A√H	739	285	377	692	476	568	284	1.946
	1.75 × 1500A√H	863	285	377	727	605	697	348	2.325
	2.0 × 1500A√H	986	285	377	750	733	824	412	2.325
0.4	1.25 × 1500A√H	949	369	581	719	548	762	381	1.825
	1.5 × 1500A√H	1138	369	581	764	750	963	482	2.473
	1.75 × 1500A√H	1328	369	581	805	951	1163	582	2.760
	2.0 × 1500A√H	1518	369	581	801	1141	1352	676	2.940
0.5	1.25 × 1500A√H	1326	449	811	894	826	1193	596	2.475
	1.5 × 1500A√H	1591	449	811	910	1098	1464	732	3.079
	1.75 × 1500A√H	1856	449	811	907	1364	1728	864	3.292
	2.0 × 1500A√H	2121	449	811	913	1633	1995	997	3.588
0.6	1.25 × 1500A√H	1743	528	1067	989	1127	1674	837	3.013
	1.5 × 1500A√H	2091	528	1067	1004	1484	2030	1015	3.538
	1.75 × 1500A√H	2440	528	1067	994	1830	2374	1187	3.517
	2.0 × 1500A√H	2789	528	1067	990	2179	2721	1360	3.650
0.8	1.25 × 1500A√H	2683	680	1642	1099	1805	2790	1395	3.683
	1.5 × 1500A√H	3220	680	1642	1118	2358	3341	1670	4.300
	1.75 × 1500A√H	3757	680	1642	1117	2897	3876	1938	4.217
	2.0 × 1500A√H	4293	680	1642	1097	3425	4399	2199	3.777

図 2.3.11 に横軸に Q_{ef} および Q_{ef}/w 、縦軸に噴出火炎の高さ z をとり、整理した結果を示す。前章で得られた仮定に基づき、対数軸座標の傾きを比較すると、点熱源と近似した方が実験結果とよい一致を見せるように思われる。

$$z = 0.162Q_{ef}^{\frac{2}{5}} \quad (2.3.17)$$

ただし、無限線熱源と近似した場合も噴出熱気流の保有熱量 Q_{ef} が小さいときは、 Q_{ef}/B の 2/3 乗に比例する関係がみられ、 Q_{ef} が大きくなるにつれ Q_{ef}/B の 2/5 乗に比例することがわかる。単位開口幅当たりの保有熱量の方が、既往の実験で噴出熱気流の温度算定を精度よく再現しており、また実建物で想定される極端に幅の大きい開口条件の際には妥当な近似であると考えられるため、実験式から得られた以下の回帰式 (2.3.18) を用いて火炎高さを算定することとする。

$$z = \begin{cases} 0.043 \times \left(\frac{Q_{ef}}{w}\right)^{\frac{2}{3}} & \left(\frac{Q_{ef}}{w} < 600\right) \\ 0.237 \times \left(\frac{Q_{ef}}{w}\right)^{\frac{2}{5}} & \left(600 \leq \frac{Q_{ef}}{w}\right) \end{cases} \quad (2.3.18)$$

C.防火分野

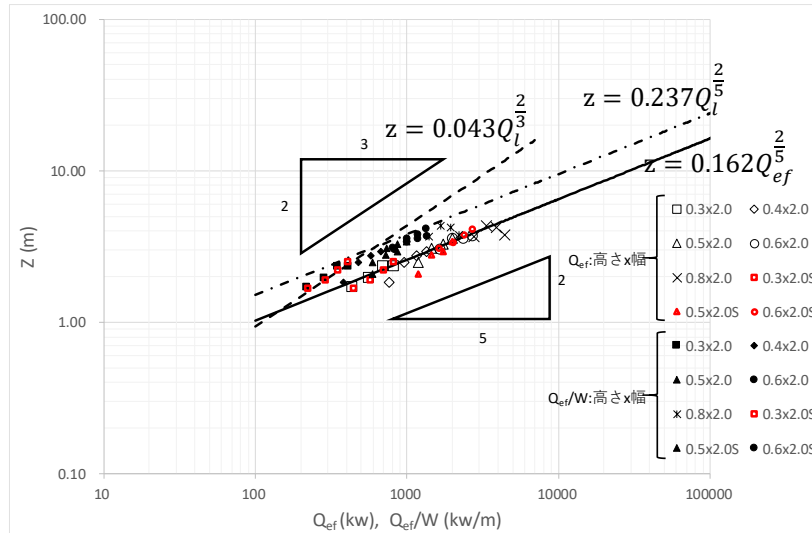


図 2.3.11 噴出熱気流の保有熱量に対する噴出火炎高さの関係

表 2.3.4 に、供給ガスの流入速度と開口上端から中性帯までの高さ $H-Z_N$ の実測結果と計算結果を示す。計算値の方が噴出熱気流流量は若干大きめの値となっているが、傾向は掴めている。また実測値は火炎の端部を中性帯高さとして計算しているが、開口部付近の傾きは必ずしも水平とは言えず誤差を一定程度含んでいると考えられるため、上記の火炎高さの考察においては計算値を用いた。

また開口噴出気流の保有エンタルピー量の計算において、表 2.3.5 に示すように、中性帯高さをもとに詳細に計算した Q_{e3} と、盛期火災時を想定した簡易式で求めた Q_{e2} を比較すると、大きな差はみられなかった。そのため今後は簡易式を用いて計算することとする。

表 2.3.4 中性帯高さ

開口高さ (m)	Q_c :供給燃料の発熱速度 (kW)	m_b :都市ガスの質量供給量 (kg/s)	m_a :空気の流れ速度 $0.5A\sqrt{H}$ (kg/s)	$\beta : m_b/m_a$	H-Z _N : 計算値 (m)	H-Z _N : 実測値 (m)	開口上端部 火炎厚み (m)	最大 火炎厚み (m)	
0.3	$1.25 \times 1500A\sqrt{H}$	616	0.011	0.164	0.068	0.173	0.112	0.077	0.163
	$1.5 \times 1500A\sqrt{H}$	739	0.013	0.164	0.082	0.175	0.142	0.077	0.185
	$1.75 \times 1500A\sqrt{H}$	863	0.016	0.164	0.095	0.177	0.138	0.077	0.223
	$2.0 \times 1500A\sqrt{H}$	986	0.018	0.164	0.109	0.178	0.115	0.071	0.158
0.4	$1.25 \times 1500A\sqrt{H}$	949	0.017	0.253	0.068	0.234	0.150	0.100	0.154
	$1.5 \times 1500A\sqrt{H}$	1138	0.021	0.253	0.082	0.237	0.154	0.100	0.208
	$1.75 \times 1500A\sqrt{H}$	1328	0.024	0.253	0.095	0.239	0.154	0.129	0.323
	$2.0 \times 1500A\sqrt{H}$	1518	0.028	0.253	0.109	0.240	0.158	0.104	0.329
0.5	$1.25 \times 1500A\sqrt{H}$	1326	0.024	0.354	0.068	0.301	0.200	0.213	0.381
	$1.5 \times 1500A\sqrt{H}$	1591	0.029	0.354	0.082	0.303	0.221	0.231	0.421
	$1.75 \times 1500A\sqrt{H}$	1856	0.034	0.354	0.095	0.304	0.213	0.202	0.471
	$2.0 \times 1500A\sqrt{H}$	2121	0.039	0.354	0.109	0.305	0.213	0.223	0.525
0.6	$1.25 \times 1500A\sqrt{H}$	1743	0.032	0.465	0.068	0.366	0.248	0.323	0.583
	$1.5 \times 1500A\sqrt{H}$	2091	0.038	0.465	0.082	0.368	0.281	0.312	0.538
	$1.75 \times 1500A\sqrt{H}$	2440	0.044	0.465	0.095	0.369	0.277	0.296	0.667
	$2.0 \times 1500A\sqrt{H}$	2789	0.051	0.465	0.109	0.370	0.296	0.285	0.712
0.8	$1.25 \times 1500A\sqrt{H}$	2683	0.049	0.716	0.068	0.495	0.437	0.477	0.831
	$1.5 \times 1500A\sqrt{H}$	3220	0.059	0.716	0.082	0.498	0.448	0.458	0.825
	$1.75 \times 1500A\sqrt{H}$	3757	0.068	0.716	0.095	0.499	0.483	0.433	0.917
	$2.0 \times 1500A\sqrt{H}$	4293	0.078	0.716	0.109	0.500	0.442	0.429	1.146

表 2.3.5 開口噴出気流の保有エンタルピー量

開口高さ (m)	Qc:供給燃料の発熱速度 (kW)		Qe1, H-Zn実測値 (kW)	Qe2, 0.5A√H× cp×ΔT(kW)	Qe3, H-Zn計算値 (kW)
0.3	1.25 × 1500A√H	616	55	107	106
	1.5 × 1500A√H	739	83	114	113
	1.75 × 1500A√H	863	83	120	120
	2.0 × 1500A√H	986	65	123	124
0.4	1.25 × 1500A√H	949	93	182	180
	1.5 × 1500A√H	1138	101	193	193
	1.75 × 1500A√H	1328	105	204	204
	2.0 × 1500A√H	1518	109	203	204
0.5	1.25 × 1500A√H	1326	169	316	312
	1.5 × 1500A√H	1591	199	322	319
	1.75 × 1500A√H	1856	188	321	319
	2.0 × 1500A√H	2121	189	323	323
0.6	1.25 × 1500A√H	1743	251	459	450
	1.5 × 1500A√H	2091	306	467	459
	1.75 × 1500A√H	2440	297	462	457
	2.0 × 1500A√H	2789	328	460	458
0.8	1.25 × 1500A√H	2683	632	786	764
	1.5 × 1500A√H	3220	666	800	780
	1.75 × 1500A√H	3757	744	799	783
	2.0 × 1500A√H	4293	644	785	774

④ 開口からの輻射失熱を考慮した区画火災温度の予測式

既往研究としては、McCaffrey 等により以下の式(2.3.19)で示されている、区画火災温度の上昇が時間の1/6 乗に比例する関係式が、耐火試験の標準温度時間曲線や耐火性能検証法で用いられている。

$$\frac{\Delta T_F}{T_\infty} \approx 3.0 \left(\frac{\Phi}{I_b} \right)^{1/3} t^{1/6} \quad (2.3.19)$$

ここに $\Phi = \frac{A_w \sqrt{H_w}}{A_T}$: 区画の温度因子[m^{1/2}], $I_b = \sqrt{k\rho c}$: 区画壁の熱慣性[kWs²K], $A_w \sqrt{H_w}$:

区画の換気因子[m^{3/2}], A_T : 区画の周壁面積の合計[m²], k, ρ, c : 区画周壁の熱伝導率[kW/mK], 密度[kg/m³], 比熱[kJ/kgK], t : 時間[min.]

しかし同式のキャリブレーションに使われたのは、温度上昇が 600°C程度以下の実験結果であったため、無視されていた開口部からの輻射熱損失を補い、区画内部温度の精緻な予測式を提案した。

⑤ 区画火災の熱量保存

区画火災の熱量保存関係は下式で表すことができる。

$$Q = Q_m + Q_b + Q_r \quad (2.3.20)$$

ここに

Q 火災区画内における燃焼発熱

C. 防火分野

$$Q = \Delta H_{\text{air}} m_a \approx 3000 m_a \text{ (換気支配)} \quad (2.3.21)$$

$$m_a = 0.45 A_w \sqrt{H_w}^* \quad (2.3.22)$$

※質量保存を $m_a = m_s$ として求められる $m_a \approx 0.5 A_w \sqrt{H_w}$ は少し過大見積りとなる。区画火災の盛期には室内可燃物の熱分解ガス発生速度 m_b も無視できないので、質量保存式は $m_a + m_b = m_s$ と書かねばならない。熱分解ガスが燃焼ガスや未燃ガスとして開口からの流出ガスに加わることにより、開口部での流出ガスの領域が広がり、その分空気の流入領域が狭められる。概算として

$$\frac{m_a + m_b}{2} = 0.5 A_w \sqrt{H_w}, \quad m_b = m_s - m_a = 0.1 A_w \sqrt{H_w} \quad (2.3.23)$$

とすれば、 m_a, m_s が次のように得られる

$$m_s = 0.55 A_w \sqrt{H_w}, \quad m_a = 0.45 A_w \sqrt{H_w} \quad (2.3.24)$$

Q_m 換気による失熱

$$Q_m = c_p m_s (T - T_\infty) \quad (2.3.25)$$

Q_b 壁への伝達熱

壁・床・天井などの熱的に厚い区画壁への熱伝達については、半無限固体の熱伝導理論における表面での熱伝達式を用いて計算する。

$$Q_B \approx \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} (T - T_\infty) A_c \quad (2.3.26)$$

ここに $\sqrt{k\rho C}$: 区画壁の熱慣性 ($\text{kW}^{1/2}/\text{m}^2\text{K}^{1/2}$) t : 時間 (sec) A_c : 区画壁の面積 (m^2)

Q_r 区画開口からの輻射失熱

窓開口からの輻射失熱は火災区画から外気への空洞輻射のみを扱う。

$$Q_r = \sigma (T^4 - T_\infty^4) A_w = h_r (T - T_\infty) A_w \quad (2.3.27)$$

ここに A_w : 窓開口の面積 (m^2),

$$h_r = \sigma (T^4 - T_\infty^4) / (T - T_\infty) = \sigma (T^2 + T_\infty^2) (T + T_\infty) \text{ : 輻射熱伝達率} \quad (2.3.28)$$

この h_r は絶対温度 T の関数となっているが、後述の計算の簡便性のため h_r が $T - T_\infty$ の値に対してどのように変化をするか調べると図 2.3.12 のように、下式で概ね良く近似されることが知られる。

$$h_r = 1.6 \times 10^{-7} (T - T_\infty)^2 \quad (2.3.29)$$

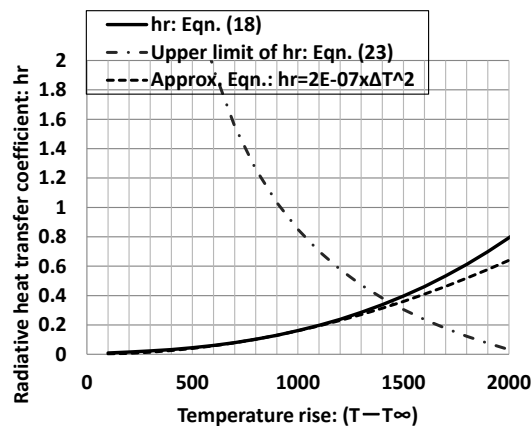


図 2.3.12 h_r と $T - T_\infty$ の関係

簡単のため、 $\Delta T \equiv T - T_\infty$ として熱量保存式を解くと

C.防火分野

$$\Delta H_{\text{air}} m_a = c_p m_s \Delta T + \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T A_c + h_r \Delta T A_w \quad (2.3.30)$$

ここに $m_a = 0.45 A_w \sqrt{H_w}$, $m_s = 0.55 A_w \sqrt{H_w}$, $\Delta H_{\text{air}} \approx 3000$ を代入して整理すると、

$$(1350 - 0.55 c_p \Delta T) A_w \sqrt{H_w} = \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T A_c + h_r \Delta T A_w \quad (2.3.31)$$

$$\Delta \text{厚さ} \frac{1350 A_w \sqrt{H_w}}{c_p 0.55 A_w \sqrt{H_w} + \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} A_c + h_r A_w} \approx \frac{2450}{1 + \frac{1.8}{\frac{A_w \sqrt{H_w}}{A_c} \sqrt{\frac{\pi t}{k\rho C}} + h_r \frac{1.8}{\sqrt{H_w}}}} \quad (2.3.32)$$

⑥ 窓開口からの輻射熱損失

火災区画開口からの輻射熱損失は当然火災温度の上昇とともに増加するが、失熱量は燃焼発熱量を超えることは出来ないから、温度上昇には上限がある。式(2.3.32)で $t \rightarrow \infty$ のとき、右辺分母の第2項は0となり、失熱は開口からの輻射と換気による失熱のみとなるが、この合計の失熱は発熱を超えられないことから

$$T - T_\infty < \frac{2450}{1 + (1.8 / \sqrt{H_w}) h_r} \quad (2.3.33)$$

あるいは

$$h_r > \left(\frac{2450}{T - T_\infty} - 1 \right) \frac{\sqrt{H_w}}{1.8} \quad (2.3.34)$$

図 2.3.13 には $H_w = 2m$ として式(2.3.34)で求められる輻射熱損失率 h_r の上限を破線でプロットしている。これと式(2.3.29)で求められる上限を考慮しない輻射熱損失率 h_r との交点を求めると、概ね 1450°C 、 $h_r = 0.4$ の前後となる。これらが区画火災温度上昇と h_r の上限である。勿論これは火災区画壁が完全に断熱状態に至ったとしたときの極限值であり、実際の火災継続時間中には区画火災温度がこれほど迄高くなることはない。またこのような高温に耐える建築材料も事実上存在しないと見て良い。

⑦ 区画火災温度の予測式

次に式(2.3.32)を変形し、

$$\frac{T - T_\infty}{T_\infty} = \frac{T - 300}{300} \approx \frac{8.2}{1 + \frac{I_b t^{-1/2}}{\Phi} + h_r \frac{1.8}{\sqrt{H_w}}} \quad (2.3.35)$$

ただし、 $\sqrt{\pi} = 1.772 \dots \approx 1.8$ と見なした。

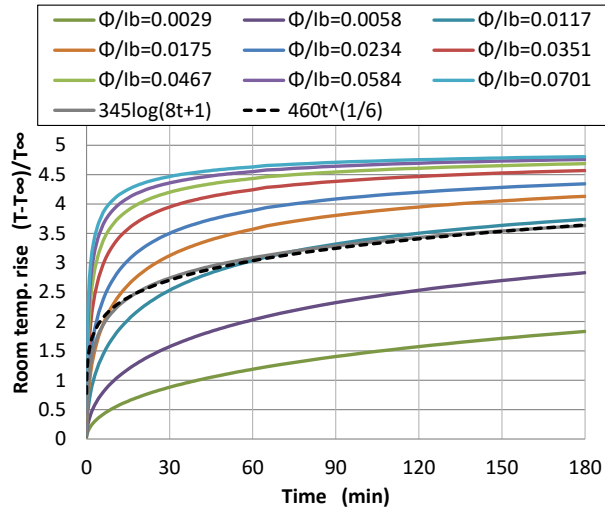


図 2.3.13 火災継続時間と無次元温度 1

図 2.3.13 に見られるように、換気支配の区画火災温度は温度因子 Φ （あるいは Φ/I_b ）が小さい範囲で低くまた上昇速度も緩やかであり、逆に大きくなるほど高くまた上昇速度が速い。この傾向は数値解析により区画火災温度を予測した既往研究でも見られていることであり、これが当然であることは、区画内で発熱速度が小さい場合と大きい場合を想像してみれば容易に納得出来る。

温度因子 Φ （あるいは Φ/I_b ）が大きいほど、逆に言えば I_b/Φ が小さいほど、式(2.3.35)の右辺分母に占める第 2 項の値の割合は小さいが、時間とともに更に減少する。一方第 3 項は時間とともに温度が上昇するに従い割合が増加する。その結果として、 Φ/I_b が大きいほど温度は燃焼発熱と開口からの熱損失がバランスする定常値に速やかに達することになる。上図で Φ/I_b の値により温度上昇の傾向が異なるように見えるのは、 Φ/I_b の値により定常に達する速さの違いに依っている。

上図では Φ/I_b の値が大きいとき、 1450°C にもなる温度が予測されている。しかし、これほどの高温は今迄の火災実験では測定されていない。また実際の火災では温度測定が行われている筈もないので不明とは言いながら、建築材料がこのような高温に曝された痕跡も報告されていないように思う。実際の火災の温度が今回の予測より低くなる理由としては

- ・ 温度因子 Φ が大きいときは換気因子が大きいので燃料支配火災になることが多い
- ・ 温度が高くなるに従い可燃物の熱分解が促進され、熱分解ガスの発生が増加するので空気の流入が減少する
- ・ 換気で流入した酸素の全てが区画内での燃焼に消費されず、一部は燃焼ガスとともに区画外に排出される

などが考えられる。

耐火設計用の区画火災温度としては、これらの要因を考慮しながら現実との乖離が大きくないような調整を導入する必要があるが、例えば換気で流入した酸素の 15% が区画内の燃焼に参加しないまま区画外に排出されるとすれば、式(2.3.35)の分子の 8.2 は $8.2 \times 0.85 \approx 7$ となる。すなわち

$$\frac{T - T_{\infty}}{T_{\infty}} = \frac{7}{1 + \frac{I_b}{\Phi} t^{-1/2} + h_r \frac{1.8}{\sqrt{H_w}}} \quad (2.3.36)$$

C.防火分野

こうして計算した結果は、図 2.3.14 に見られるように、温度が 1 割方低下し、最高で 1300°C程度と現実と大きな乖離が無い値になる。参考に窓開口からの輻射失熱を考慮しない MQH 式での算定結果を図 2.3.15 に示す。左右の温度は Φ/I_b の値が、耐火試験時の標準加熱曲線を示す $\Phi/I_b = 0.018$ の周辺で比較的に近似が良いが、それより大きい場合も小さい場合も乖離が大きくなる。

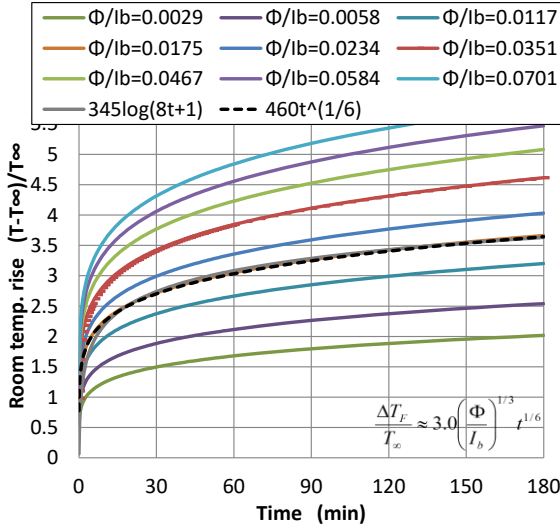


図 2.3.14 火災継続時間と無次元温度 2

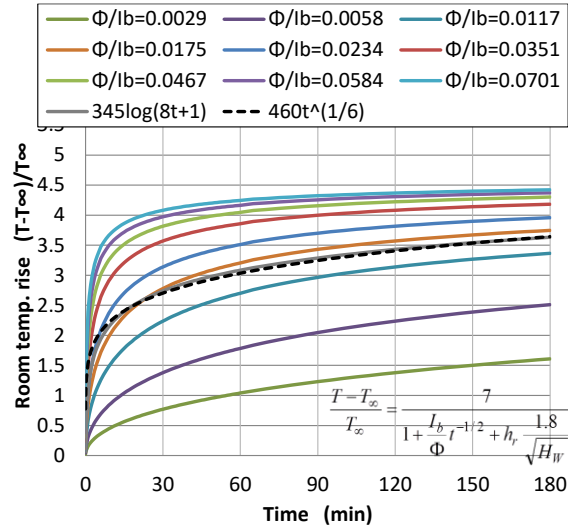


図 2.3.15 火災継続時間と無次元温度 3

(5) 区画火災温度の測定実験

① 実験概要

前節と同じ区画模型を用いて、表 2.3.6 で示すように都市ガスの発熱速度を抑えた条件で実験を行い、ガスの供給量を段階的に変化させることで、燃料支配火災から換気支配火災まで連続して測定を行った。

また開口高さ 0.5m×開口幅 2.0m の開口条件下で、ガスの供給量を $Q_{v,cri}$ 厚さ 450kW に固定した条件下で、区画内部の木質内装化の程度（壁床と壁床天井の 2 種類）をパラメータに実験を行った。内装には構造用合板 24mm を 2 枚重ね張りすることとし、下張りを 300mm 間隔で ALC 下地にビス留めし、上張りはウレタン系接着剤 150g/m² を併用して、壁床は 600mm 間隔で天井は 400mm 間隔で下張り合板にビス留めとした。床のバーナー開口部分および開口側の壁面については構造用合板を張らないこととした。

C.防火分野

表 2.3.6 実験条件

	開口条件				区画規模			可燃物条件		
	幅B (m)	開口高 さ(m)	AH ^{1/2} (m ^{2/2})	アスペ クト比(-)	区画内寸法 (m)	区画内面積 (開口部含 む) (m ²)	At (mf)	発熱速度(kW)		加熱時間 (m)
①	2	0.3	0.33	13.33	奥行き：1.85 幅：2.15 高さ：2.4	27.16	26.56	Qv,crit	285.6	10
								(Qv,crit+Qv,max)/2	389.3	5
								1500AH ^{1/2}	493.0	
1800AH ^{1/2}		591.5								
②		0.4	0.51	8			26.36	Qv,crit	368.9	10
	(Qv,crit+Qv,max)/2							563.9	5	
	1500AH ^{1/2}							758.9		
1800AH ^{1/2}	910.7									
③	0.5	0.71	8	26.16			Qv,crit	449.6	10	
							(Qv,crit+Qv,max)/2	755.1	5	
							1500AH ^{1/2}	1060.7		
1800AH ^{1/2}	1272.8									
④	0.6	0.93	6.67	25.96			Qv,crit	528.1	10	
							(Qv,crit+Qv,max)/2	961.2	5	
							1500AH ^{1/2}	1394.3		
1800AH ^{1/2}	1673.1									
⑤	0.8	1.43	5	25.56	Qv,crit	680.0	10			
					(Qv,crit+Qv,max)/2	1413.3	5			
					1500AH ^{1/2}	2146.6				
1800AH ^{1/2}	2576.0									

ガス供給量を段階的に変化させる場合は、点火後 10 分間、発熱速度 $Q_{v,crit}$ にて区画内部をあたためた後、5 分間隔で発熱速度を上げて実験を行った。ただし発熱速度を抑えると、ガスがバーナー開口より均一に拡がらず、区画内部にガスが充満して危険なため、1000L/分で点火を確認した後、所定の発熱速度に下げた実験を実施した。

試験体図を図 2.3.16、2.3.17 に示す。開口上部には壁を設け、開口上端より上方に 200~300mm 間隔で温度を測定した他、900mm 間隔で熱流束を測定した。

C.防火分野

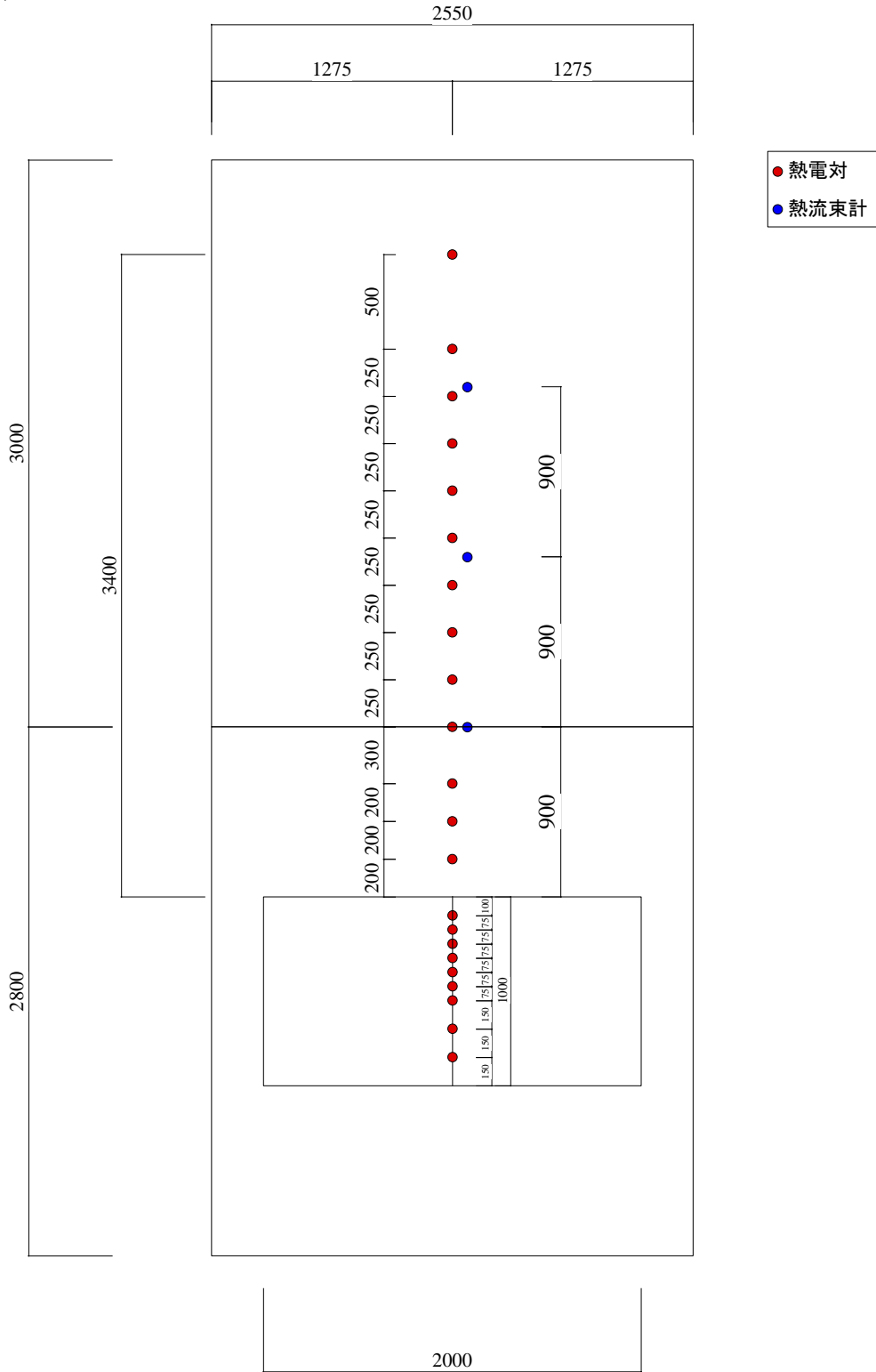


図 2.3.16 立面図

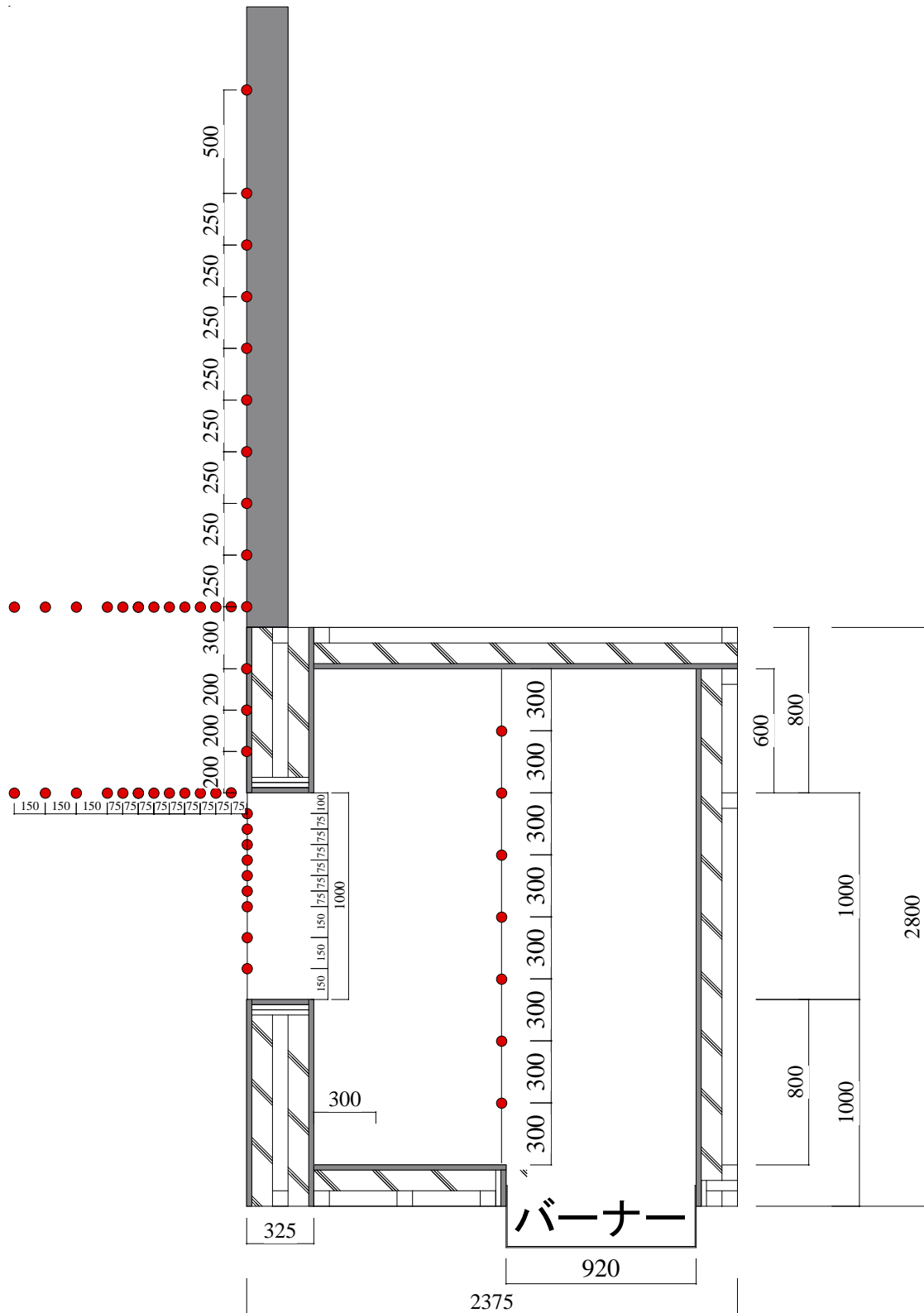


図 2.3.17 断面図

② 実験結果

表 2.3.7 に各条件における中性帯高さ、火炎厚み、火炎高さの実測値を示す。火炎高さの算定は、5 秒間隔で測定した熱映像で約 260℃となる最高高さの平均値を示す。発熱速度を次の段階へ変化させる 30 秒前～2 分前の測定値を平均したものである。

表 2.3.7 火炎高さなどの測定結果

開口高さ (m)	Qc:供給燃料の発熱速度 (kW)		H-Zn 実測値(m)	開口上端部 火炎厚み(m)	Z: 連続火炎 高さ(m)
0.3	Qv,crit	286	0.000	0.000	0.000
	(Qv,crit+Qv,max)/2	389	0.099	0.090	0.137
	1500AH ^{1/2}	493	0.120	0.120	0.551
	1800AH ^{1/2}	592	0.150	0.150	1.126
0.4	Qv,crit	369	0.000	0.000	0.000
	(Qv,crit+Qv,max)/2	564	0.100	0.070	0.100
	1500AH ^{1/2}	759	0.200	0.184	0.892
	1800AH ^{1/2}	911	0.200	0.200	1.544
0.5	Qv,crit	450	0.000	0.000	0.000
	(Qv,crit+Qv,max)/2	755	0.200	0.200	0.545
	1500AH ^{1/2}	1061	0.252	0.249	1.208
	1800AH ^{1/2}	1273	0.253	0.268	1.780
0.6	Qv,crit	528	0.000	0.000	0.000
	(Qv,crit+Qv,max)/2	961	0.250	0.250	0.767
	1500AH ^{1/2}	1394	0.296	0.292	1.600
	1800AH ^{1/2}	1673	0.300	0.277	2.108
0.8	Qv,crit	680	0.000	0.000	0.000
	(Qv,crit+Qv,max)/2	1413	0.392	0.255	0.854
	1500AH ^{1/2}	2147	0.395	0.396	1.928
	1800AH ^{1/2}	2576	0.392	0.417	2.678

③ 区画内部での酸素消費率についての考察

噴出熱気流の保有熱量 Q_{ef} は、開口部から噴出する時点で噴出火炎が有するエンタルピー量 Q_e と、噴出火炎中に含まれる未燃ガスの発熱量 Q_f の和で示される。

$$Q_{ef} = Q_e + Q_f \quad (2.3.37)$$

Q_e は区画内部温度に比例するため、区画内部温度を精緻に見積もることが必要となる。そのため、開口からの輻射熱損失を考慮して McCaffrey 式を改良した火災室温度の算定式を用いる。

火災室温度の算出式：

$$\frac{T-T_{\infty}}{T_{\infty}} = \frac{8.2 \times \gamma}{1 + \frac{l}{\phi} t^{-\frac{1}{2}} + h_r \frac{1.8}{\sqrt{H}}} \quad (2.3.38)$$

ここに γ は流入空気の消費率であり、流入空気が区画内部で消費された場合は温度上昇に寄与し、区画内部で消費されず未燃ガスとして流出した場合は、開口噴出火炎の増大を招くこととなる。すなわち

$$Q_f = Q_c - \gamma \times Q_a \quad (2.3.39)$$

これより実験時の区画内部温度から、区画内部での酸素消費率を推定すると図 2.3.18 のようになる。

C.防火分野

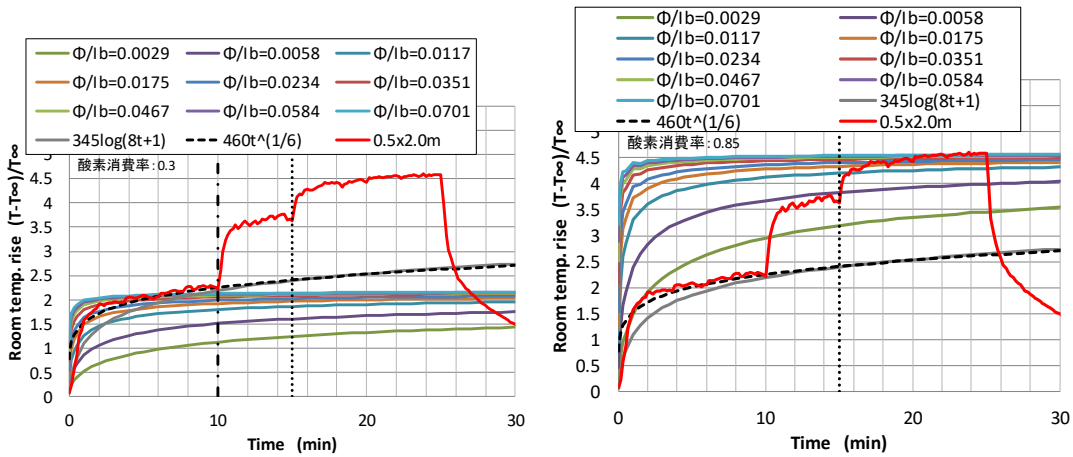


図 2.3.18 火災室温度測定結果と予測値から酸素消費率の推定

図 2.3.18 の赤線は開口 0.8×2.0m の追加実験時における火災室内部温度の測定値を示している。10 分時までは $Q_{v,cri}$ 厚さ 680kW、10-15 分は 1413kW と燃焼支配型火災となる条件であり、15-20 分は $1500A\sqrt{H}=2147kW$ 、20-25 分時は $1800A\sqrt{H}=2576kW$ と換気支配型火災となる条件である。

これに対し、左図は酸素消費率を 0.3 としたときの、右図は 0.85 としたときの火災室温度予測値を重ね合わせている。

表 2.3.8、2.3.9 に示す温度因子、周壁の熱慣性より、模型区画の温度上昇係数は、断熱性が高いセラミックボードが使用されていることもあり、約 0.396 と非常に高いが、図に示す温度上昇係数を超える値においては、燃焼発熱と開口からの熱損失のバランスにより定常値に収束することを考慮すると、火災室温度は精度よく予測できているといえる。

また燃焼支配型火災の条件下で噴出火炎が発生する場合、酸素消費率は約 0.3 から換気支配型火災に近づくにつれ 0.85 まで変化するとみられるが、換気支配型火災では区画内部温度上昇の変化がなくなることから 0.85 で一定とみなせる。

表 2.3.8 模型区画に用いた材料の物性値

物性値等	セラミックボード*
熱慣性 $\sqrt{k\rho C}(\text{kWs}^{1/2}/\text{m}^2\text{K})$	0.14
熱伝導率 $k(\text{kW}/\text{mK})$	0.00016
密度 $\rho(\text{kg}/\text{m}^3)$	128
比熱 $C(\text{kJ}/\text{kgK})$	1

表 2.3.9 模型区画の温度上昇係数

開口高さ:H(m)	0.3	0.4	0.5	0.6	0.8
温度因子:Φ	0.012	0.019	0.027	0.036	0.056
周壁の熱慣性:lb	0.14	0.14	0.14	0.14	0.14
Φ/lb	0.0875	0.1357	0.1911	0.2532	0.3959

(6) 可燃物の発熱が火災温度に依存するとした燃料のガス化速度の予測式

① 区画火災の熱量保存

これまでの実験では、ガス供給量 m_g を強制的に与えた実験を行ってきた。一方で、実火災においてはガス発生量 m_b は区画火災からの熱伝達すなわち区画火災温度に依存すると考えられる。換気支配火災では、このうちどのくらいが発熱するか（発熱速度）は、換気による流入空気量 m_a に依存し、また開口面積は限られているので m_a は m_b が増加すれば減少する。相互に影響し合っているため、質量保存と熱量保存を前提にその影響度合いを検討すると、質量燃焼速度 m_b の増加に伴い、空気流入量 m_a は m_b のおよそ 6 割減少、煙流出量は m_b のおよそ 4 割増加することが分かった。

$$\frac{m_a}{A_w \sqrt{H_w}} = 0.5 - 0.6 \frac{m_b}{A_w \sqrt{H_w}} \quad (2.3.40)$$

$$\frac{m_s}{A_w \sqrt{H_w}} = 0.5 + 0.4 \frac{m_b}{A_w \sqrt{H_w}} \quad (2.3.41)$$

つまり質量燃焼速度が増加するに伴い⇒中性帯高さが下がるため⇒空気量の流入が制限され⇒発熱速度が低くなる。すると区画火災温度が下がり質量の燃焼速度が減少するという風に、自律作用が働くことで、木質化による未燃ガス発生量は思ったほどには大きくならない可能性が考えられた（火災継続時間は伸びるであろうが最大値として）。

そこで前節で挙げた区画火災の熱量保存式に、上記の作用を考慮すると共に、火災区画内可燃物のガス化（熱分解）速度を、放射受熱量と可燃物表面積に比例する形で与えつつ、熱分解潜熱による吸熱効果を加味した形に修正した。

$$Q = Q_g + Q_m + Q_b + Q_r \quad (2.3.42)$$

ここに

Q 火災区画内における燃焼発熱

$$Q = \Delta H_{\text{air}} m_a \approx 3000 m_a \text{ (換気支配)} \quad (2.3.43)$$

$$m_a = 0.5 A_w \sqrt{H_w} - 0.6 (m_b + m_g) \quad (2.3.44)$$

Q_g 火災区画内可燃物のガス化（熱分解）潜熱

$$Q_g = L_g m_b \approx 2350 m_b \text{ (} \because L_g \text{ として杉とベイマツの平均値を与える)} \quad (2.3.45)$$

$$m_b = 0.45 \frac{q_r}{L_g} A_f \quad (2.3.46)$$

※放射受熱量の内、何割が可燃物のガス化に寄与するかは実験による校正が必要。

ここに L_g : 燃料の気化潜熱(kJ/kg) $q_r = \sigma(T^4 - T_\infty^4) \approx 1.6 \times 10^{-7} (T - T_\infty)^3$: 木材の炭化総表面への入射熱流束(kW/m²) A_f : 可燃物の総表面積(m²) T : 火災温度(K) T_∞ : 雰囲気温度(K)

Q_m 換気による失熱

$$Q_m = c_p m_s (T - T_\infty) \quad (2.3.47)$$

Q_b 壁への伝達熱

壁・床・天井などの熱的に厚い区画壁への熱伝達については、半無限固体の熱伝導理論における表面での熱伝達式を用いて計算する。

$$Q_b \approx \sqrt{\frac{k\rho c}{\pi t}} (T - T_\infty) A_c \quad (2.3.48)$$

ここに $\sqrt{k\rho c}$: 区画壁の熱慣性(kW^{1/2}/m²K^{1/2}) t : 時間(sec) A_c : 区画壁の面積(m²)

C.防火分野

Q_r 区画開口からの輻射失熱

窓開口からの輻射失熱は火災区画から外気への空洞輻射のみを扱う。

$$Q_r = \sigma(T^4 - T_\infty^4)A_w \approx 1.6 \times 10^{-7}(T - T_\infty)^3 A_w \quad (2.3.49)$$

ここに A_w :窓開口の面積(m²)

簡単のため、 $\Delta T \equiv T - T_\infty$ として熱量保存式を解くと

$$\Delta H_{\text{air}} m_a = L_g m_b + c_p m_s \Delta T + \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T A_c + q_r'' A_w \quad (2.3.50)$$

ここに $m_a = 0.5A_w\sqrt{H_w} - 0.6m_b$ 、 $m_s = 0.5A_w\sqrt{H_w} + 0.4m_b$ 、 $\Delta H_{\text{air}} \approx 3000$ を代入して整理すると、

$$(1500 - 0.5c_p\Delta T)A_w\sqrt{H_w} = (L_g + 1800 + 0.4c_p\Delta T)m_b + \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T A_c + q_r'' A_w \quad (2.3.51)$$

この式の多くの項に ΔT が現れているが、この他にも次の形で ΔT が含まれている。

$$q_r'' = 1.6 \times 10^{-7}\Delta T^3, m_b = 0.45 \frac{q_r''}{L_g} A_f = m_b = 0.45 \frac{1.6 \times 10^{-7}\Delta T^3}{L_g} A_f \quad (2.3.52)$$

このため温度 ΔT を時間 t の関数として陽に解くのは困難であるため、温度 ΔT の関数としてその温度 ΔT をもたらず時間 t を計算し、その後軸を入れ替えて時間 t に対する温度 ΔT を把握することを考える。

$$\sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T A_c = (1500 - 0.5c_p\Delta T)A_w\sqrt{H_w} - \left(1 + \frac{1800 + 0.4c_p\Delta T}{L_g}\right) \times 0.45q_r'' A_f - q_r'' A_w \quad (2.3.53)$$

実際の計算では、区画のスケールに関係しない式の方が一般性があるので、両辺を区画の総面積で除した上で、時間 t に対して整理したものが次式である。

$$\text{厚さ} \left\{ \frac{\sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T \frac{A_c}{A_T}}{(1500 - 0.5c_p\Delta T) \frac{A_w\sqrt{H_w}}{A_T} - \left(1 + \frac{1800 + 0.4c_p\Delta T}{L_g}\right) \times 0.45q_r'' \frac{A_f}{A_T} - q_r'' \frac{A_w}{A_T}} \right\}^2 \quad (2.3.54)$$

上式より、区画の火災性状には、区画境界を構成する各面積の区画境界の総面積 A_T に対する比が関係することが分かる。

C.防火分野

② パラメータの感度分析

図 2.3.19 に示すような建物を例にして、表 2.3.10 に示すような直方体空間で試計算を行う。

事務所

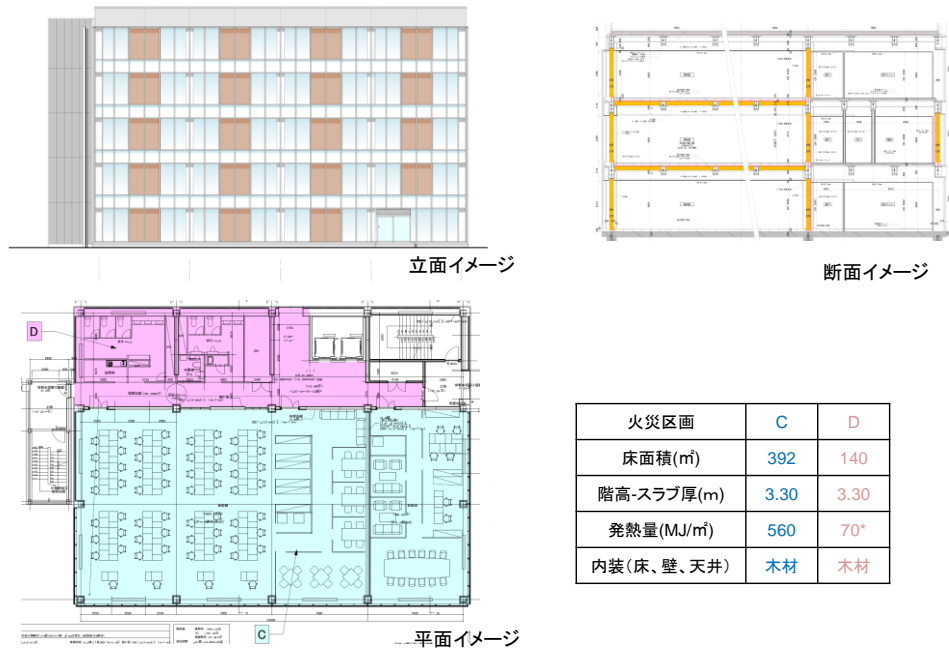
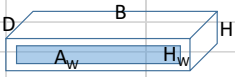


図 2.3.19 モデル建築物

C.防火分野

表 2.3.10 実大規模の区画条件

実大規模		開口幅を変化			木質内装割合を変化		
		Case1-1 開口幅20m	Case1-2 開口幅14m	Case1-3 開口幅7m	Case2-1 壁3面木質	Case2-2 不燃	Case2-3 壁床木質
開口面積	A_w	60	42	21	60	60	60
開口高さ	H_w	3	3	3	3	3	3
幅	B	20	20	20	20	20	20
奥行	D	20	20	20	20	20	20
高さ	H	3	3	3	3	3	3
床面積	A_{FLR}	400	400	400	400	400	400
区画表面積	A_T	980	998	1019	980	980	980
開口因子	$A_w \sqrt{H_w}$	104	73	36	104	104	104
熱的に厚い壁： 軽量コン	$k \rho C$	1.32	1.32	1.32	1.32	1.32	1.32
温度因子	$A_w \sqrt{H_w} / A_T$	0.11	0.07	0.04	0.11	0.11	0.11
開口面積/区画表面積	A_w / A_T	0.06	0.04	0.02	0.06	0.06	0.06
積載可燃物	$A_{f,i} / A_{FLR}$	1.77	1.77	1.77	1.77	1.77	1.77
可燃内装/区画表面積	$A_{f,w} / A_T$	0.00	0.00	0.00	0.18	0.00	0.59
可燃物の総表面積/区画表面積	$(A_{f,i} + A_{f,w}) / A_T$	0.72	0.71	0.69	0.90	0.72	1.31
熱的に厚い壁(不燃)/区画表面積	A_c / A_T	0.94	0.96	0.98	0.76	0.94	0.35

※区画壁は軽量コンクリートを想定、積載可燃物表面積は $A_{f,i} = 0.54w^{1/3} A_{FLR}$ で求めた

図 2.3.21 は内装を不燃に固定して、開口幅を変化させて区画火災温度を計算したものである。換気支配火災の条件下では、開口幅が大きくなるほど火災温度が高くなっている。

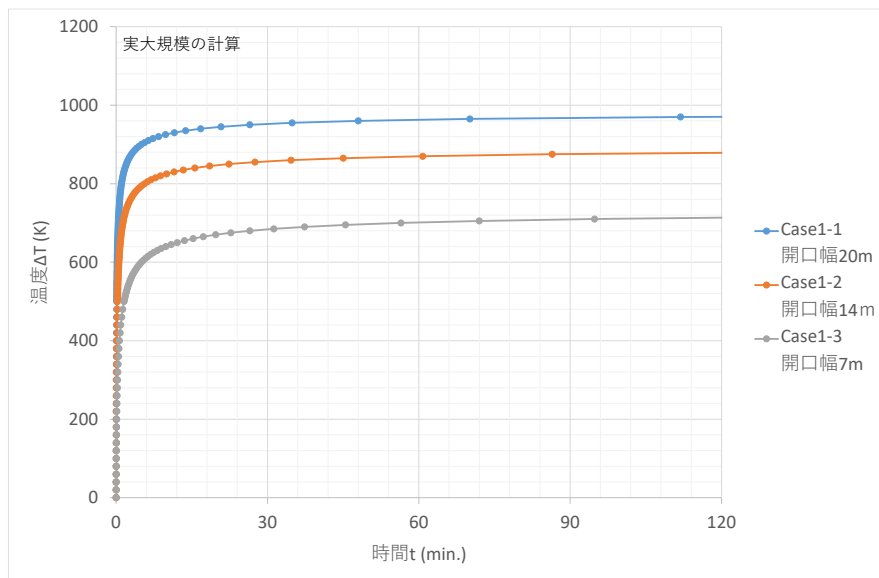


図 2.3.20 開口幅を変化させた区画火災温度

図 2.3.21 は開口幅を 20m に固定して、木質化した内装面積を変化させたケーススタディである。不燃区画に比べて、壁 3 面木質、壁天井木質の順に、木質化した面積が増える程、火災温度は低下する。ベースとなる積載可燃物が床面積の約 1.8 倍と大きく、温度上昇に与える影響が大きいと考えられる。全可燃物に占

C.防火分野

める固定可燃物の割合が、約 20%となる壁 3 面木質のケースでは、60 分時点で 50°C程度の低下であるのに対し、その比重が約 45%と大きくなる壁天井木質のケースでは、60 分時点で 120°C程度の低下となっている。

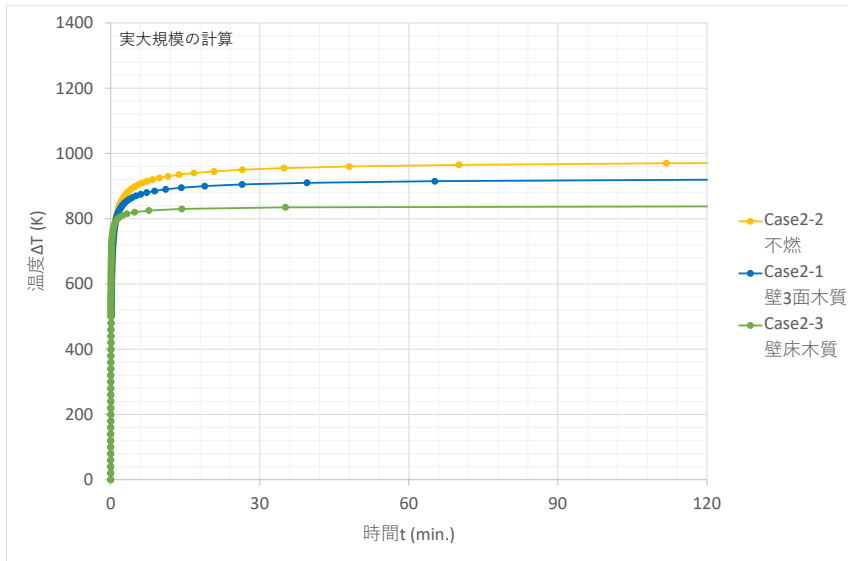


図 2.3.21 木質化面積を変化させた区画火災温度

区画火災温度はいずれも、初期には変化が大きいものの比較的速やかにほぼ定常状態に達する。時間により変化する熱移動は周壁への失熱であり、区画内での燃焼による発熱と次第に平衡することで定常状態に達する。この定常状態における性状に焦点をおいて、温度因子を横軸に定常到達温度を縦軸に整理することを試みる。その際、換気因子 $A_w\sqrt{H_w}$ および開口面積 A_w は、それぞれ開口部を通る気体量および輻射熱量に関係するが、両者は全く独立ではなく、1つの開口があれば気体も輻射熱も通す。

そこで開口面積を

$$\frac{A_w}{A_T} = \frac{1}{\sqrt{H_w}} \times \frac{A_w\sqrt{H_w}}{A_T} \quad (2.3.55)$$

また熱的に厚い区画壁の面積を

$$\frac{A_c}{A_T} = \left(1 - \frac{A_w}{A_T} - \frac{A_{f,w}}{A_T}\right) = \left(1 - \frac{A_{f,w}}{A_T}\right) - \frac{1}{\sqrt{H_w}} \times \frac{A_w\sqrt{H_w}}{A_T} \quad (2.3.56)$$

として式(2.3.53)を整理すると

$$(1500 - 0.5c_p\Delta T) \frac{A_w\sqrt{H_w}}{A_T} = (L_g + 1800 + 0.4c_p\Delta T) \times 0.45q_r'' \frac{A_{f,l} + A_{f,w}}{A_T} + \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T \frac{A_c}{A_T} + q_r'' \frac{A_w}{A_T} \quad (2.3.57)$$

$$\frac{A_w\sqrt{H_w}}{A_T} = \frac{\left(1 + \frac{1800 + 0.4c_p\Delta T}{L_g}\right) \times 0.45q_r'' \frac{A_{f,l} + A_{f,w}}{A_T} + \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T \left(1 - \frac{A_{f,w}}{A_T}\right)}{(1500 - 0.5c_p\Delta T) - \frac{q_r'' - \sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} \Delta T}{\sqrt{H_w}}} \quad (2.3.58)$$

ここで定常状態を代表する時間として厚さ 3600sec(1 時間)を仮定すると

$$\sqrt{\frac{k\rho C}{\pi t}} = \sqrt{\frac{1.32}{3.14 \times 3600}} = 0.0108 \quad (2.3.59)$$

温度因子 $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ を横軸に定常到達温度 ΔT を縦軸にとって図 2.3.22 に示す。

C.防火分野

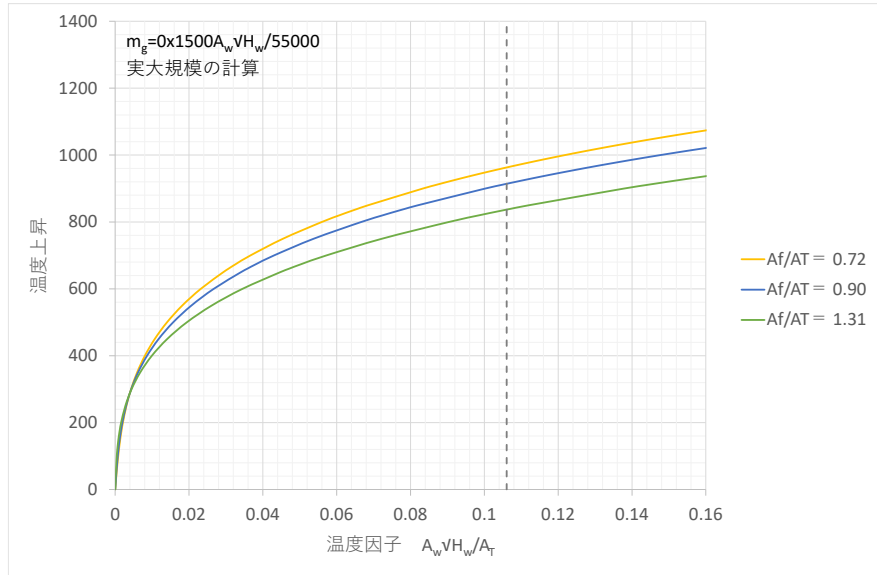


図 2.3.22 定常時区画火災温度と温度因子の関係

図 2.3.22 は収納可燃物の他に可燃内装がない場合 (Af/A 厚さ 0.72) およびある場合 (Af/A 厚さ 0.90, 1.31 の 2 段階) の定常温度の計算結果である。区画火災の温度は基本的に温度因子 $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ に支配されるが、木質内装面積が多いほど温度が低下するのは、区画内部での可燃物の熱分解ガスの発生が空気の流入を減少させるためである。

燃焼速度については、

$$q_r'' = 1.6 \times 10^{-7} \Delta T^3, \quad m_b = 0.45 \frac{q_r''}{L_g} A_f = 0.45 \frac{1.6 \times 10^{-7} \Delta T^3}{L_g} A_f \quad (2.3.60)$$

によって与えている。

区画火災温度が、図 2.3.22 のように $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ で定まるのであるから、燃焼速度 m_b も $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ によって定まる。これを計算したものが図 2.3.23 であり、区画全表面積当りの燃焼速度 m_b/A_T で示している。

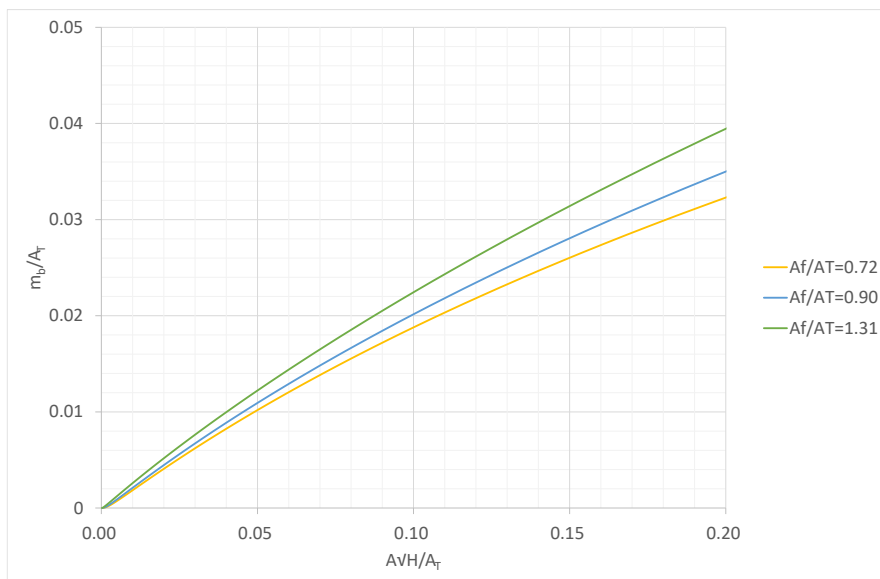


図 2.3.23 燃焼速度と温度因子

C.防火分野

川越・関根式の燃焼速度関係式は開口因子当りで示されており、図 2.3.24 はこれを今回の区画火災モデルによって計算したものである。 $m_b/A_w\sqrt{H_w}$ は川越・関根の式では 0.1 で一定であるが、今回の計算結果では一定でなく、可燃物表面積が大きくなるとガス発生量も大きくなると考えられる。一方で区画温度上昇を左右する温度因子 $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ が増加しても、開口因子当たりのガス発生量で見れば徐々に低下すると考えられる。

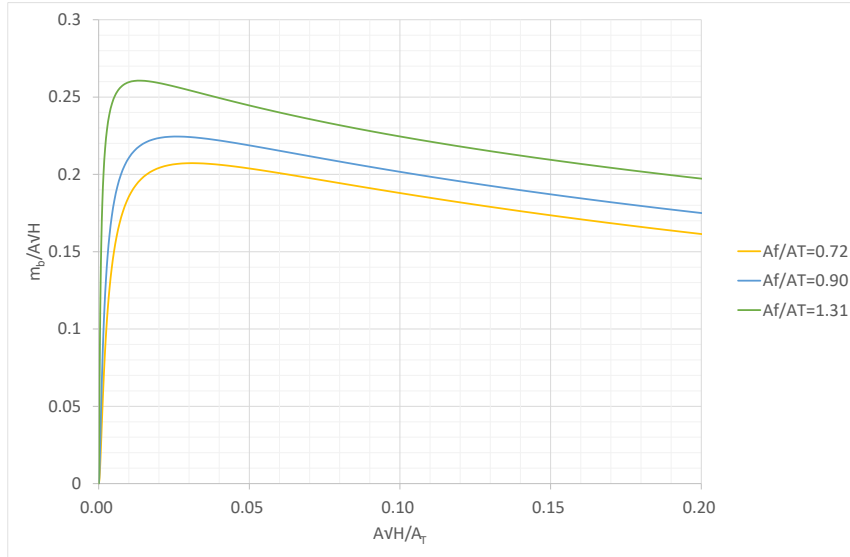


図 2.3.24 開口因子当たりの燃焼速度

図 2.3.25 は $m_b/A_w\sqrt{H_w}$ への可燃物表面積 A_f の影響を見るために、可燃物が有る場合 (A_f/A 厚さ 0.90, 1.31 の 2 段階) の $m_b/A_w\sqrt{H_w}$ と無い場合 (図で A_f/A 厚さ 0.72 の場合) の比を取ったものである。これらの値は、それぞれ $0.90/0.72 \approx 1.25$ および $1.31/0.72 \approx 1.82$ である。

もし m_b が単純に A_f に比例するならば、各ケースの $m_b/A_w\sqrt{H_w}$ もこの比になる筈であるが、計算結果の比はこれより遥かに小さい。これは $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ の増加と共に区画火災温度が高まることで、熱分解ガスの発生が増加し、これによって $A_w\sqrt{H_w}$ が同じであっても空気の流入量が減少するためと考えられる。なお、空気流入が減少すれば温度が下がり、熱分解ガスの発生量が減少することになるから、これらの複合的なバランスによって燃焼速度は定まっていると考えられる。

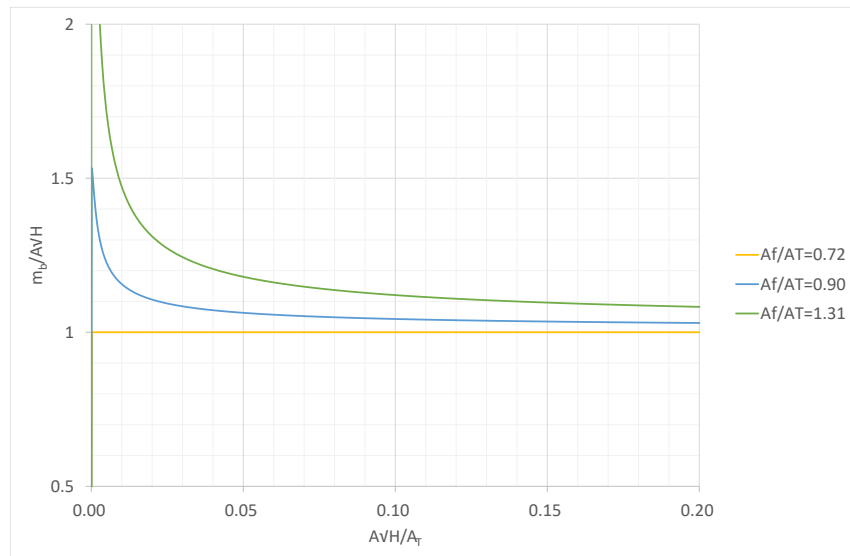


図 2.3.25 $m_b/A_w\sqrt{H_w}$ の A_f への依存

(7) 木製クリブを用いた区画火災実験

ガス供給量を強制的に与えた実験と異なり、実火災でのガス発生量は、区画火災からの熱伝達すなわち区画火災温度に依存する。そこで木製クリブを用いた実験を通じて、その効果を確認した。

① 実験概要

区画の火災性状には、開口因子 $A\sqrt{H}$ の区画境界の総面積 A_T に対する比が関係する。壁・床・天井といった部位毎の木質化がガス発生量に与える影響についても、区画境界を構成する各面積の比率が関係する。そのため、床面積 400 m²の実建物の区画条件に対し、まずは温度因子が等しくなるように区画および開口の幅・奥行・高さ、それぞれの規模を 1/5 スケールに縮小した区画模型を考えた。しかし開口因子のみは高さの 1/2 乗に比例するため、便宜的に区画高さおよび開口高さのみ 2/5 スケールとして $A\sqrt{H}/A_T$ を実建物と揃えつつ、 $A_{f,w}/A_T$ も等しくなるよう内装木質化面積については、区画高さの半分まで施工することとした(図 2.3.26)。

実験は大きく分けて 3 種類ある。まず実験 A として、表 2.3.11 に示す小クリブを床面に設置するとともに、木質内装面積をパラメータに区画内部温度と噴出火炎高さを比較した。開口条件は幅 1.3m 高さ 1.2m で換気支配条件下である。次に実験 B として、火災継続時間が長くなるよう、クリブの表面積は同一に保ったまま、木片の断面寸法を 120x120mm と大きくして、区画内部での温度分布やその時間変化を測定した。この際、木質内装面積は壁と床を木質化した 1 種類で固定したが、開口幅を 1.3m と 3.9m で比較した。区画内部の奥行き方向への温度測定点を増やし、またロードセルによる重量減少速度の測定も行った。最後に実験 C として、大クリブを用いつつ、木質内装面積を変化させた 2 種の区画に対し、火災継続期間中に開口幅を徐々に拡大させた実験を行った(10 分迄：幅 1.3m、25 分迄：幅 2.0m、40 分迄：幅 2.6m、55 分迄：幅 3.2m)。

積載可燃物量については、表面積を $A_{f1} = 0.54w^{1/3}A_{FLR}$ で求め、区画表面積に対する割合が実大規模と等しくなるようにクリブの寸法と数を調整した。クリブは表 2.3.11 に示す 2 種類を用いた。表 2.3.12 に実験条件と結果一覧を示す。

表 2.3.11 木製クリブ

	木材寸法(mm)			クリブ構成		1 実験当たり の設置数
	幅	高さ	長さ	本数/段	段数	
小クリブ	30	40	520	7	9	8
大クリブ	120	120	3000	8	3	1

C. 防火分野

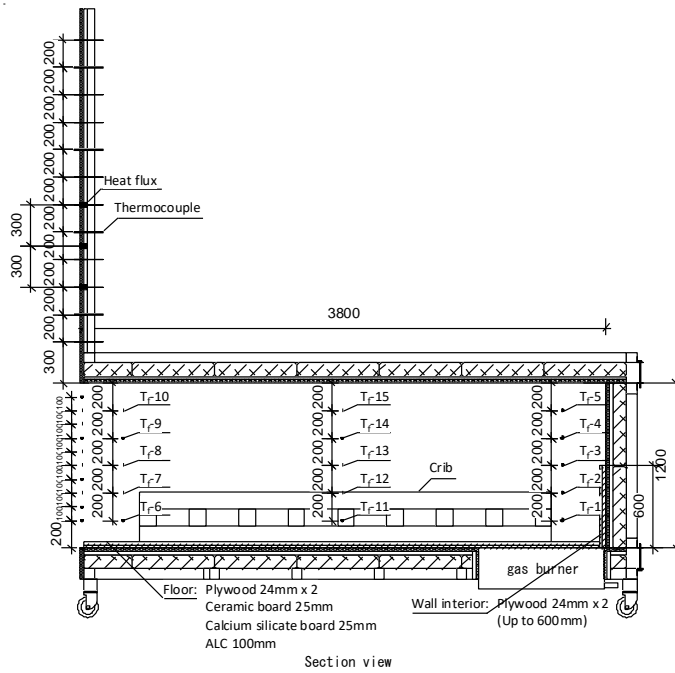


図 2.3.26 区画模型断面図

区画内部温度は床面から高さ方向に 200mm 間隔で 5 点ずつ、開口近傍と奥壁、奥行き方向中央部の側壁から 100mm 離れた位置の計 3 カ所、15 点で測定した。開口部廻りは天井面から高さ方向に 100mm 間隔で 10 点、質量減少速度は区画下部にロードセル 6 点を設置した。区画上部に設けた 8m フードで燃焼ガスを採集して発熱速度を求めた。可燃物への着火は、ガスバーナーより 931kW の火源を約 100 秒間与え、設置した可燃物の表面全体が炎に包まれたことを確認して、ガスの供給を停止した。質量減少速度 m_b は、実験 A については、発熱速度がピーク値の 1/3 に減少するまでの時間を火災継続時間 t_b と定め、投入した可燃物総量をこれで除した平均値を用いた。平均化に用いた時間は、実験 B でロードセル測定値と同算定値がおよそ等しくなるように定めた。火炎高さ h_f は側面から熱映像で測定し、区画内部温度が準定常状態に達してからの 1 分間の平均値とした。

表 2.3.12 実験条件と結果一覧

No.	Fuel load		Opening (m)		A _f /A _T			Experimental result			
	Crib	Wood Lining	Height	Width	A _f /A _T	A _f √H/A _T	A _f √H/A _T	ΔT(K)	t _b (min.)	m _b (kg/s)	h _f (m)
A-1	S-crib x8	None	1.2	1.23	0.68	0.05	0.035		24.2	0.11	2.61
A-2	S-crib x10	None			0.85	0.04	0.035		27.0	0.12	2.73
A-3	S-crib x8	Wall			0.83	0.04	0.035		29.7	0.14	2.93
A-4	S-crib x8	Floor			1.00	0.03	0.035		41.8	0.14	3.12
A-5	S-crib x8	Wall + Floor			1.15	0.03	0.035		46.5	0.16	3.33
B-1	L-crib	Wall + Floor	1.2	1.23	1.12	0.03	0.035	962	104.5	0.17	3.26
B-2	L-crib	Wall + Floor	1.2	3.9	1.20	0.10	0.118	794	92.7	0.20	2.71
C-1	L-crib	None	1.2	1.3	0.66	0.06	0.037	904	—	—	2.85
				2.0	0.67	0.09	0.058	1101	—	0.18	2.58
				2.6	0.68	0.11	0.076	1064	—	0.18	2.09
				3.2	0.69	0.14	0.095	624	—	0.14	0.00
C-2	L-crib	Floor	1.2	1.3	0.97	0.04	0.037	769	—	—	3.14
				2.0	0.99	0.06	0.058	827	—	0.27	3.03
				2.6	1.01	0.08	0.076	845	—	0.25	2.96
				3.2	1.02	0.09	0.095	956	—	0.19	2.67

C.防火分野

② 実験結果及び考察

図 2.3.27～2.3.29 に実験 A～C の開口部における煙層平均温度と、区画内部全体の平均温度、奥壁付近のみの平均温度を示す。まず開口部煙層平均温度に着目すると、クリブ着火後 10 分程度で準定常状態に至る。木質化面積に影響は受けず、開口条件に応じて変化する。区画内部平均温度を見ると、内装の木質化面積が増えるにつれ減少する傾向が見られる一方、開口条件に対しては火災初期から開口幅を上げた B-2 と段階的に上げた C-2 で大きな差は見られない。火災継続時間については、表 2.3.12 で実験 A の各条件を比較すると、内装の木質化面積が増えるにつれ、火災継続時間は延びることが分かった。これらより、区画内部での燃焼ガスの発生により、同一開口を通して流入する空気量が制限され、その発熱による影響も開口部付近と奥壁付近で異なっていることが読み取れる。目視でも立ち上がる火炎が、時間の経過に従って奥に向かって進んでいく現象が見受けられた。

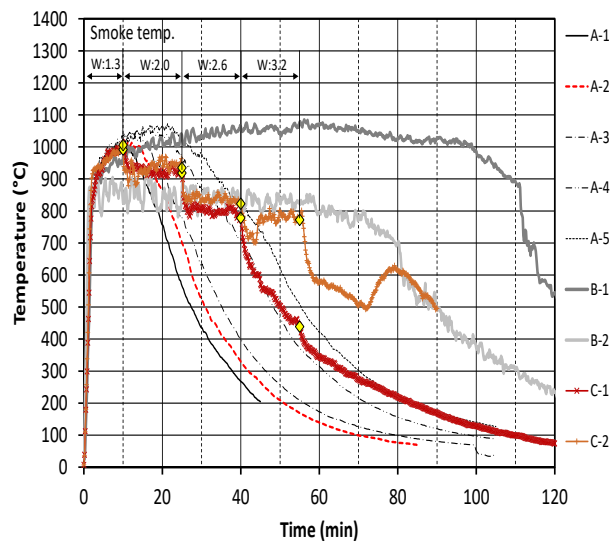


図 2.3.27 開口部煙層温度

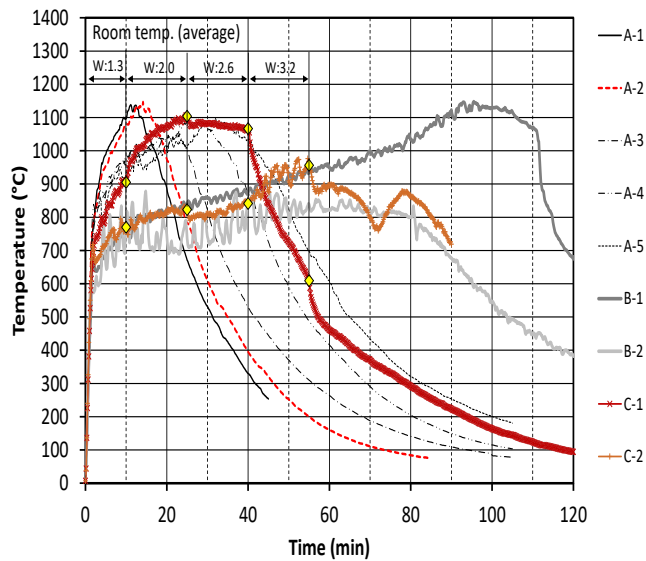


図 2.3.28 区画内部平均温度 (全体)

C. 防火分野

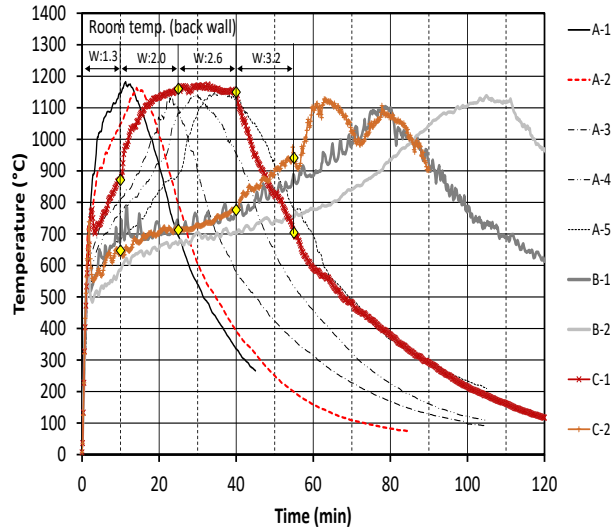


図 2.3.29 区画内部平均温度（奥壁付近のみ）

図 2.3.30, 2.3.31 に示すのは、実験 C-1, 2 で開口幅毎の区画内部温度分布を示したものである。火炎先端の侵入位置は、開口部から区画奥行方向に向かって可燃物が様な速度で消費されていくと見なして、経過時間に応じて算出した点である。これと開口部での火炎形状から読み取った中性帯高さと結んだ火炎面と内部の温度分布が概ね沿うこと、また流入空気と反応して発熱する開口部の煙層温度上昇に比べ、木質化によりガス化潜熱の影響を受ける奥壁付近の温度上昇が低く抑えられることが分かる。図 2.3.32 には区画内部温度の予測結果と実験結果（平均値）を比較する。内装の木質化に伴い区画内部温度が低下する傾向が見られる。これらより木質化された区画内部での温度上昇並びにガス化速度には、①燃焼ガスの発生に伴う流入空気の制限と、②木材のガス化潜熱の影響を加味する必要がある。

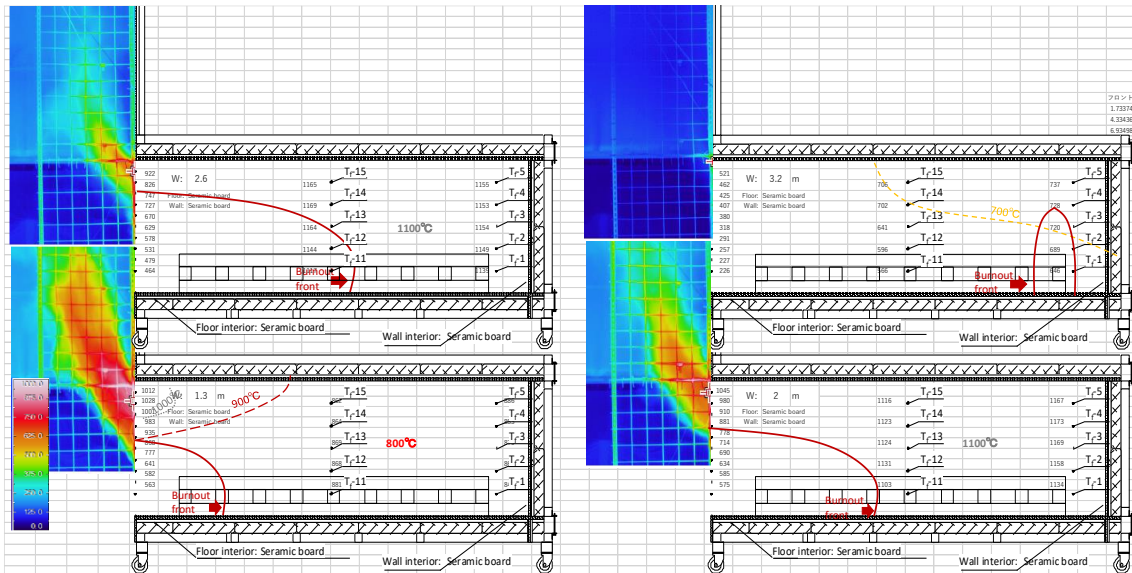


図 2.3.30 区画内部温度分布 (C-1 : 開口幅 1.3m→2.0m→2.6m→3.2m)

C. 防火分野

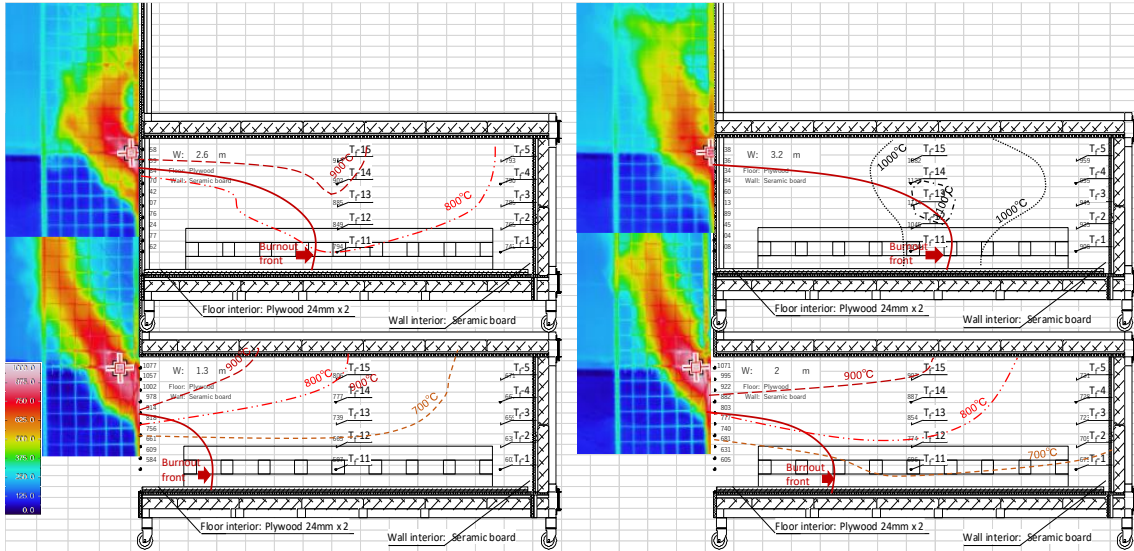


図 2.3.31 区画内部温度分布 (C-2 : 開口幅 1.3m→2.0m→2.6m→3.2m)

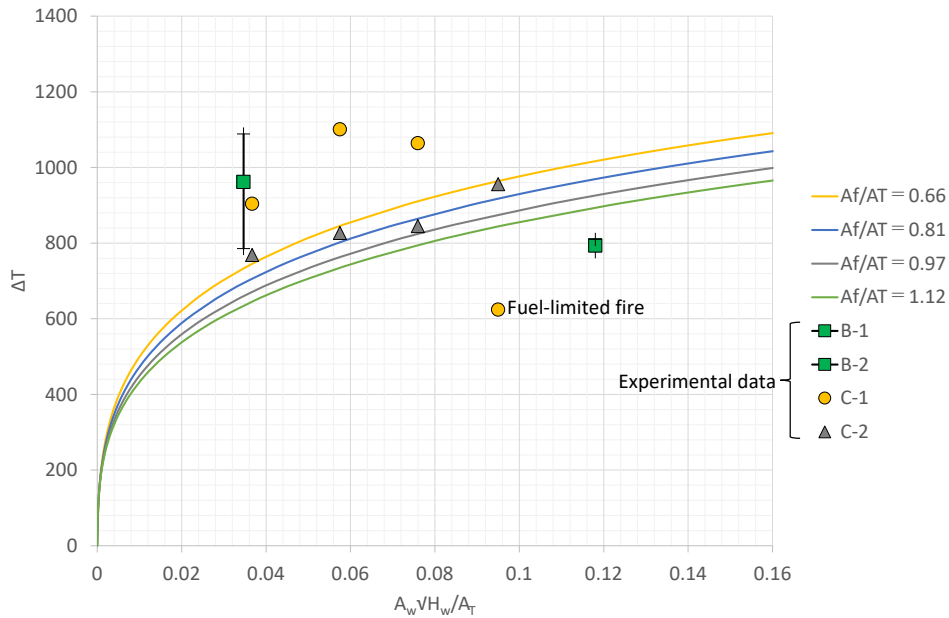


図 2.3.32 温度因子と区画内部温度

図 2.3.33 は、これらの影響を見込んだモデルで、木質化面積を変化させた場合の温度因子に対する換気因子当たりの燃料のガス化速度を算出し、記号で示す実験結果と比較したものである。理論式で実験による校正が必要と考えられていた可燃物への入射熱流束のうち熱分解層に到達する割合 χ_p については、0.18 と算定した。

$$m_b = \chi_p \times \frac{q_r^*}{L_g} A_f = 0.18 \times \frac{1.6 \times 10^{-7} \Delta T^3}{L_g} A_f \quad (2.3.61)$$

C.防火分野

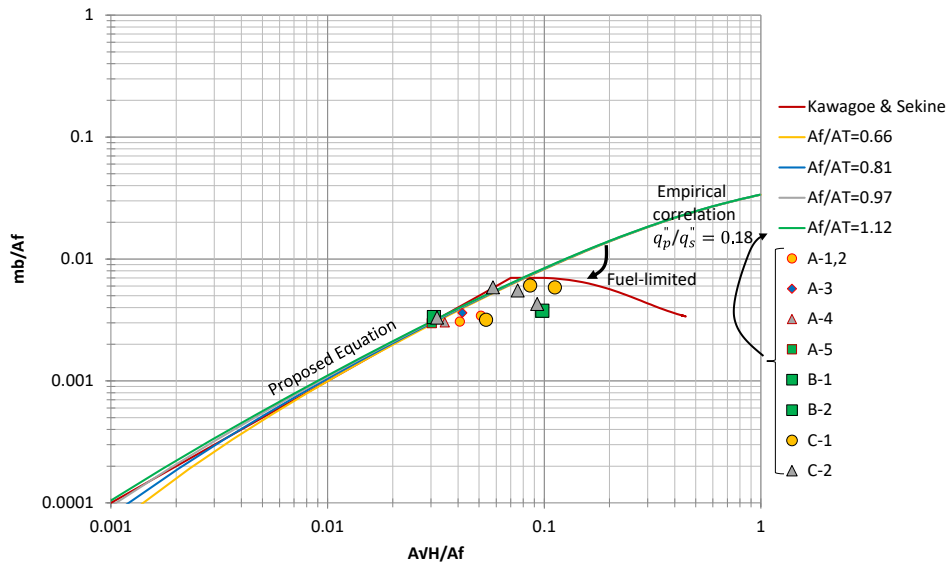


図 2.3.33 可燃物表面積当たりの開口因子と熱分解速度の関係

図 2.3.34 は横軸を温度因子とした図である。 $m_b/A_w\sqrt{H_w}$ は川越・関根の式では 0.1 で一定であるが、今回の計算結果では一定でなく、温度因子の上昇に伴う熱分解の促進によりガス発生量は大きくなり、開口から供給される酸素と反応可能な化学量論を超過するようになる。この超過分が開口で火炎として噴出すると見られる。そしてこの傾向は、区画表面積に占める可燃物表面積の割合が大きくなるほど顕著となる。一方で、 $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ の増加と共に上昇する区画火災温度によって、熱分解ガスの発生量は右肩上がりに増加するのではなく、減少に転じる。これは熱分解ガスの発生に伴う、流入空気量の減少によって、区画内部での熱分解ガスの燃焼量が減少するためであり、これらの複合的なバランスによって燃焼速度は定まっていると考えられる。

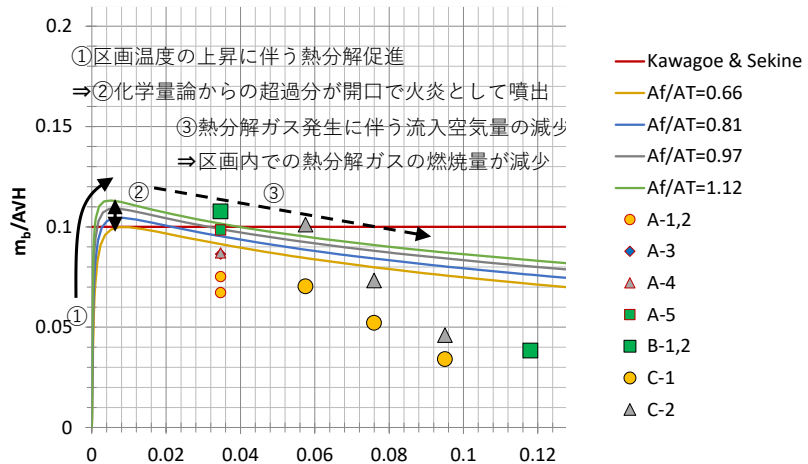


図 2.3.34 温度因子と熱分解

現行の川越・関根式と比較して本モデルでは区画周壁からの放射熱の影響を考慮することが出来る。そのため換気支配火災時の内部温度を規定する温度因子 $A_T/A\sqrt{H}$ によって、燃料のガス化速度が変化するという実験での傾向をある程度表わすことが出来ている。また単位開口因子当たりの燃焼ガスの発生は流入空気とのバランスにより、比較的開口が小さい条件でピークを示し、漸減することが分かった。

(8) まとめ

① 温度因子と噴出火炎の発熱速度との関係

前節での検討をもとに、区画外部への影響として、噴出火炎高さに与える影響を考える。噴出火炎の発熱速度は以下の式で与えられ、基本的には図 2.3.35 の熱分解速度と同様の傾向となる。

$$Q_{wf} = 17400m_b - 3000m_a + c_p m_s \Delta T \quad (2.3.62)$$

$$\text{ここに } m_a = 0.5A_w\sqrt{H_w} - 0.6m_b \quad m_s = 0.5A_w\sqrt{H_w} + 0.4m_b$$

$$Q_{wf} = (19200 + 0.4c_p\Delta T)m_b - (1500 - 0.5c_p\Delta T)A_w\sqrt{H_w} \quad (2.3.63)$$

開口因子当たりの噴出ガスの保有熱量は

$$\frac{Q_{wf}}{A_w\sqrt{H_w}} = (19200 + 0.4c_p\Delta T) \times \frac{m_b}{A_w\sqrt{H_w}} - (1500 - 0.5c_p\Delta T) \quad (2.3.64)$$

ここに $m_b = m_b'' A_f$ より

$$\frac{Q_{wf}}{A_w\sqrt{H_w}} = (19200 + 0.4c_p\Delta T) \times m_b'' \frac{A_f/A_T}{A_w\sqrt{H_w}/A_T} - (1500 - 0.5c_p\Delta T) \quad (2.3.65)$$

ここで温度 ΔT 、 m_b'' 、 $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ は、式(2.3.52)、(2.3.58)よりいずれも温度 ΔT の関数である。温度因子 $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ を横軸に、換気因子当たりの噴出ガスの保有熱量 Q_{wf} を縦軸にとって示す。

噴出ガスの発熱速度は $A_w\sqrt{H_w}/A_T = 0.02 \sim 0.04$ でピークを示し、その後漸減する傾向が見られる。

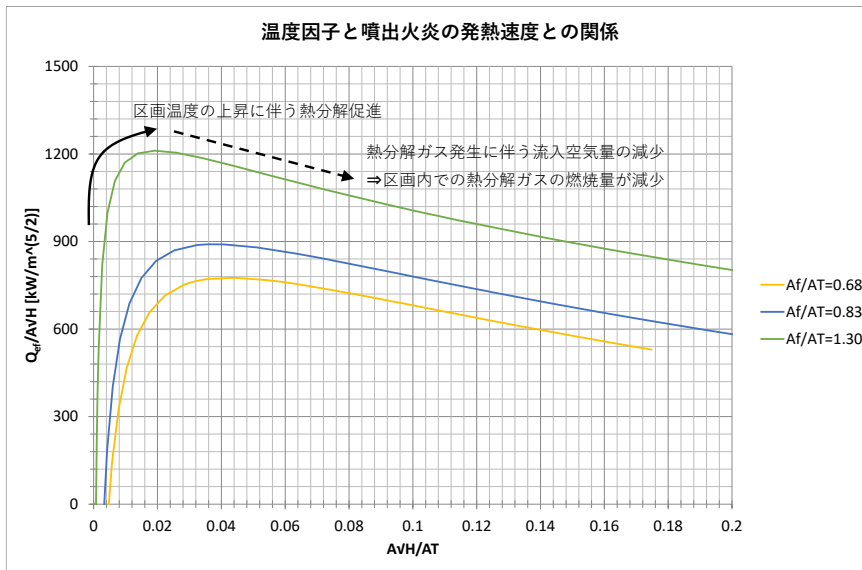


図 2.3.35 温度因子と噴出火炎の発熱速度との関係

② 温度因子、木質化面積と火炎高さとの関係

(3)、(4)で得られた噴出火炎の発熱速度と、(2)で都市ガスを強制的に与えた実験で得られた火炎高さの予測式を用いて、噴出火炎高さを算出し、(4)の実験で得られた値と比較する。図 2.3.36 より、 $A_w\sqrt{H_w}/A_T$ を $0.035 \rightarrow 0.118$ に増加させると、火炎高さは減少するという傾向は一致した。また木質化面積を増やすに従い、火炎高さが高くなる傾向も一致した。都市ガスの実験式で検討した火源モデル間での比較では、実線で示す点熱源の予測式の方が、点線で示す線熱源の予測式より実験結果により良い一致が見られるのは、開口形状が横長ではなく正方形に近いためであると考えられる。

C.防火分野

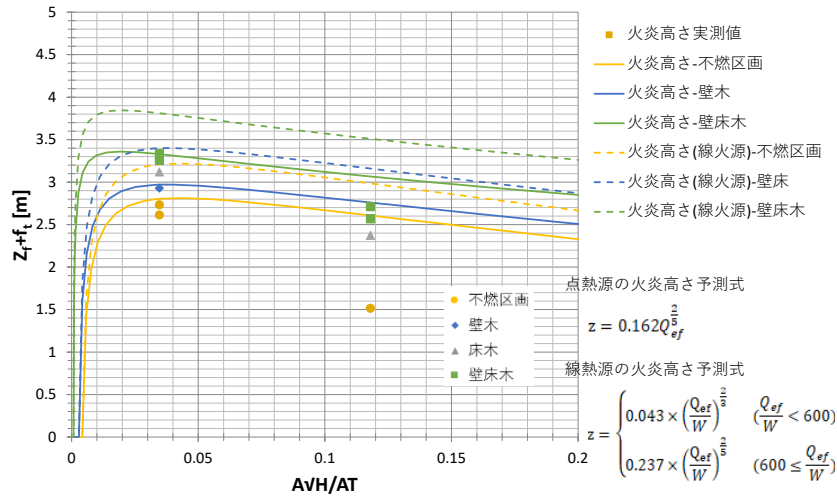


図 2.3.36 温度因子、木質化面積と火炎高さとの関係（模型区画）

③ 実規模での噴出火炎高さの予測

模型実験ではスケール効果を出来得る限り排除するために、パラメータの無次元化を行ったが、木質化面積比率 A_f/A_T と温度因子 $A\sqrt{H}/A_T$ の両者を、区画や開口の形状そのままに縮小して合わせることは、 \sqrt{H} があるため難しく、そこで模型実験では基本的には1/5スケールを採用しつつも、区画・開口共に高さ方向のみ幅や奥行きに対して2倍の値（実大の2/5）としながら、内装の木質化面積は高さ方向も幅や奥行きと同じ1/5スケールで施工することで、両者を実大の比率に近づけて実施した。

区画内部温度や可燃物の熱分解速度など、区画内部の減少については、これでスケールの影響を排除することができるが、噴出火炎高さの計算については、点火源および線火源のいずれで計算する場合も、開口因子当たりの噴出火炎の保有発熱量ではなく、開口全体からの噴出火炎の保有発熱量および開口幅当たりの噴出火炎の保有発熱量がパラメータとなるため、実大スケールでの値に変換する必要がある。図2.3.37は変換後の噴出火炎高さの予測値であり、実大スケールでの開口形状は、意図的に高さ方向を2倍として実験した模型区画と異なり横長開口となる場合が多いことから、線火源での値を参照して7m以下に収まることが分かった。

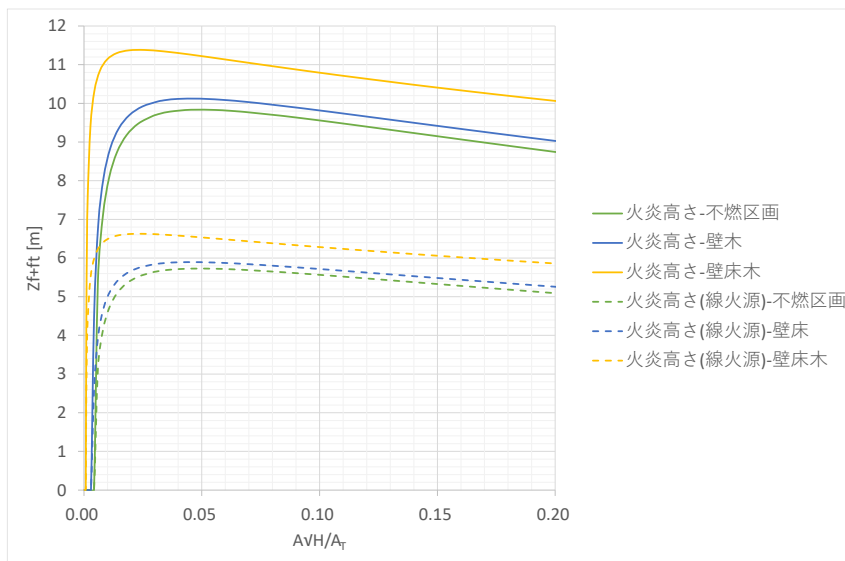


図 2.3.37 温度因子、木質化面積と火炎高さとの関係（実大スケール）

2.3.2 壁等の要求耐火性能(必要保有耐火時間)の評価方法検討

(1) 検討の背景および目的

建築基準法第21条第2項において、主要構造部の一部に木材その他の可燃材料を用いた延べ面積3000m²以上の建築物はその主要構造部を耐火構造とするか、3000m²以内毎に強力な延焼遮断帯(壁等)を配置する必要がある。これは、壁等で囲まれた領域以上の火災の拡大を防ぐ目的であり、壁等を構成する部材は壁等で囲まれた領域内で発生した火災が終了するまで建ち続ける必要がある。

一方、木材利用促進に伴い、建物に利用される可燃物量が増加している可能性が高まっていることから、木材利用を促進していない建物に比べ、壁等で囲まれた領域内で発生した火災が終了するまでの時間が長期化している可能性がある。特に近年では、CLTパネルをはじめとした厚い木製の面材を耐震要素やコンクリートの型枠兼用仕上げ等に利用する需要も見込まれている。

そこで本検討では、減衰過程を含む火災性状や部材への受熱量に及ぼす柱梁および周壁の木質化の影響に関する技術的知見の収集を目的とした区画火災実験を実施した。また、熱流時間面積の等価性を指標とした壁等の要求耐火時間の評価方法案を検討すると共に、当該方法を用いたケーススタディを行った。

(2) 厚板木材の利用が区画内火災性状に及ぼす影響に関する区画火災実験

① 実験概要

区画構成部材の一部に厚板の木材や木製の柱梁が利用された室の火災の減衰過程も含めた火災性状および木部材の炭化・温度性状に関する技術的知見の収集を目的とした実大規模実験を実施した。

(a) 想定する火災条件

区画火災性状は区画周壁の構成材料・表面積、開口条件および可燃物条件に応じて異なる。実際の建築空間ではこれらの条件は多岐にわたるが、実大規模実験によって網羅的に実験を実施することは困難であるため、ここでは1時間耐火構造の性能評価試験における加熱条件を念頭に置き、盛期火災時の昇温過程における温度曲線がISO834に規定される標準加熱温度曲線と同等となり、昇温過程が概ね1時間継続する放任火災を対象とした。したがって、以下の条件を満足するよう区画周壁の構成材料・表面積、開口条件および可燃物条件を設計した。

- ・区画内の盛期火災中の昇温性状は主に、収納可燃物の表面積、開口寸法、周壁の表面積及び熱特性が影響することを踏まえ、昇温中の区画内温度履歴がISO834に規定される標準温度曲線と同程度となるよう収納可燃物の露出表面積および開口寸法を調整した。
- ・火災継続時間が1時間程度となるよう収納可燃物の量を開口寸法に応じて決定した。
- ・実験中、区画内への流入空気は開口部からの自然換気によるもののみとし、換気支配型火災となるよう収納可燃物の露出表面積および開口寸法を調整した。

(b) 収納可燃物の露出表面積・量と開口寸法の決定

火災時の収納可燃物の燃焼速度および火災継続時間は収納可燃物の露出表面積、開口条件および重量に応じて概ね決定する。本実験では、火災中、露出表面積が大きく変化せず、露出表面積と重量の組合せの調整が容易な木材クリブを収納可燃物として用いた。

大宮らによれば、燃焼支配型因子 χ （開口因子 $A_{op}\sqrt{H_{op}}$ に対する収納可燃物の露出表面積 A_{fuel} の比）の値に応じて、区画火災の種類（燃料支配型か換気支配型か）を判別している¹⁾（図2.3.38）。本実験では、区画内を一律の火災とすることを目的としたため、換気支配型火災となるよう χ が0.07以下となるよう収納可燃物の露出表面積を定めた。

$$A_{op}\sqrt{H_{op}} \leq 0.07 \cdot A_{fuel} \tag{2.3.66}$$

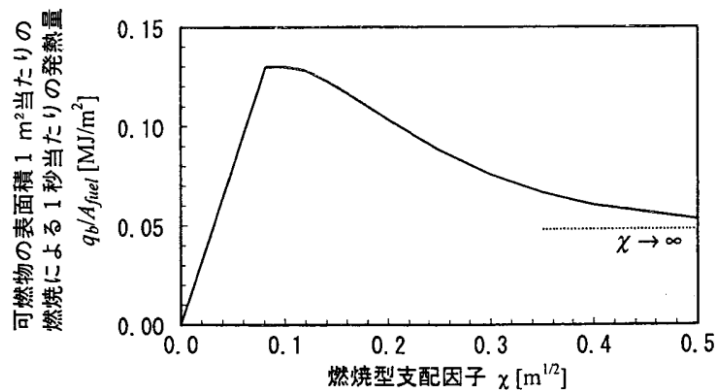


図 2.3.38 燃焼型支配因子と単位面積当たりの燃焼速度¹⁾

C.防火分野

また、川越らの検討により換気支配型火災時には、可燃物の燃焼速度が $0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}$ [kg/s]程度であることから1時間(3600秒)の火災継続に要する収納可燃物の重量 M_{fuel} [kg]は次式で計算される値となる。

$$M_{fuel} = 3600 \times 0.1A_{op}\sqrt{H_{op}} \quad (2.3.67)$$

なお、木材クリブを60分で燃え尽きさせるため、木材の炭化速度が $0.6\sim 0.75$ mm/min程度であることを考慮し、木材クリブの断面寸法を90mm角または75mm角とした。

(c) 開口寸法と周壁面積の決定

耐火性能検証法では、火災区画の温度の上がりやすさ(火災温度上昇係数 α [K/min^{1/6}])を可燃物の発熱速度 q_b 、開口因子 $A_{op}\sqrt{H_{op}}$ 、周壁(天井および床含む、以下同じ)面積 A_T および周壁の熱慣性 I_h に応じて次式のように定めている。

$$\alpha = 1280 \cdot \left(\frac{q_b}{\sqrt{A_{op}\sqrt{H_{op}} \cdot A_T \cdot I_h}} \right)^{2/3} \quad (2.3.68)$$

火災温度上昇係数 $\alpha=460$ K/min^{1/6}がISO834の標準加熱曲線に概ね等しいとされている。耐火性能検証法に依れば換気支配型火災における可燃物の発熱速度 q_b は開口因子 $A_{op}\sqrt{H_{op}}$ に依存することを考慮すると、火災温度上昇係数 α が460となるための開口因子 $A_{op}\sqrt{H_{op}}$ と周壁面積 A_T の比がおのずと与えられる。

(d) 実験条件

上記(a)(b)を考慮し、標準加熱温度曲線($\alpha=460$)かつ加熱時間1時間相当の火災を想定となるよう、木材クリブを構成する杉角材(密度:平均447kg/m³、含水率:平均10.3%)の本数および段数を算定した。なお、実験用区画は、図2.3.39に示すように外側から鋼製フレーム、けい酸カルシウム板25mm厚(JISA5430タイプ3 2号品)を2枚、鋼板1.6mm厚で構成されたルームコーナー試験装置と同程度の区画を使用し、鋼板にLGSを留め付けた上で、このLGSを下地として仕上げ材を貼り、内寸幅約1.9m、奥行3.6m、高さ1.95mの区画とした。本実験では、木造の1時間耐火構造を想定し、木質化した部分以外の周壁の材料は防火区画の構成部材として一般的に用いられる材料であり、木造の1時間耐火構造の例示仕様でもある強化せっこうボード(タイプV)21mm2枚張りを標準とした。ただし、実験装置の制約上、床の燃え抜けを防止する観点から床においてはセラミックファイバースランケット25mm厚を敷いた。なお、熱慣性 I_h は事前の予備実験の結果から実効値として与えた。

実験条件を表2.3.13に示す。各実験条件の構成概要は下記のとおりである。

- No.1: 火源を木材クリブ、柱梁部材を木製とし、壁を強化せっこうボードのみで構成した仕様
- No.2: 火源や部材等の条件をNo.1と等しくし、壁の一面を木質化した仕様
- No.3: 区画構成部材や開口をNo.1と同条件とし、火源:木材クリブの量を3/4とした仕様
- No.7: 柱梁以外の条件をNo.3と同条件とし、柱をAEST25被覆角型鋼管とした仕様(梁は無し)
- No.4: 1時間耐火構造の性能評価試験における加熱条件を目指していたが、実験No.1やNo.3では区画内温度が標準加熱曲線を幾分上回っていたことや火災継続時間が長かったことを考慮し、No.1から開口寸法と木材クリブの断面寸法および量を低減した仕様

C.防火分野

・No.5 : No.4 の条件から、壁の一面を木質系材料（構造用合板 24mm 厚 5 枚張り）に変更した仕様
 なお、No.2 の火災継続が非常に長く、高温状態が長期化し、安全上の観点で実験を途中で中止せざるを得なかったことから、No.5 での木質化した壁は短辺方向の壁の一面とした。

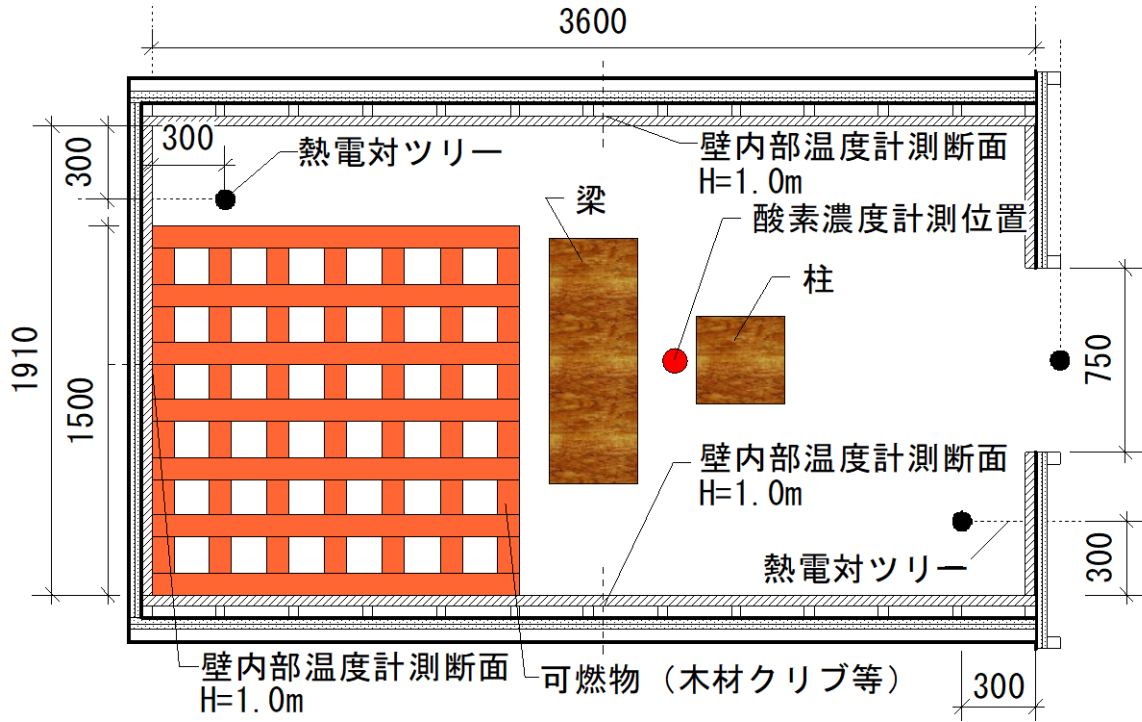
・No.6 : 開口および区画構成部材の条件を No.4 と等しくし、収納可燃物を事務室で想定される可燃物：事務機ユニットとした条件である。事務機ユニットの構成材料は掛川らによる実測調査²⁾の結果を参考とした。

表中の総発熱量は構成される可燃物の重量(不燃部分も含む実測値)と各可燃物の主材質の燃焼熱の積和である(木材の燃焼熱は 16MJ/kg)。No.1・No.2 の収納可燃物の発熱量密度は約 720MJ/m²、であり、平成 12 年建設省告示第 1433 号に定められている住宅の発熱量密度に近い。同様に No.3・No.6・No.7 は事務室(560MJ/m²)に近く、No.4・No.5 は寝室・病室・博物館等(280MJ/m²)に近い。

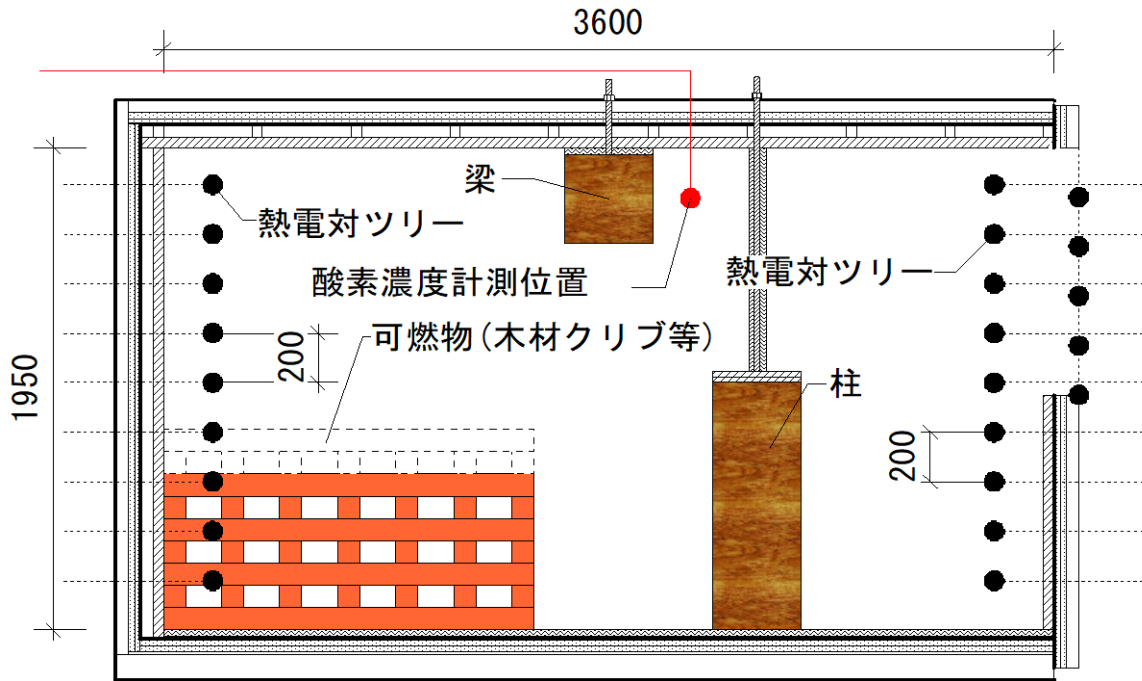
表 2.3.13 区画および開口の条件

No.	収納可燃物						柱梁	室内側仕上			壁の木部	
	仕様	THR*1 [MJ]	発熱量 密度 [MJ/m ²]	露出表面 積*2 [m ²]	開口 幅 [m]	開口 高さ [m]		壁	天井	床	露出表 面積 [m ²]	THR*1 [MJ]
1	木材クリブ 90mm角1.5m長 7本8段	4989	726	20.7	0.75	1.0	カラマツ集 成材柱梁	GB-F(V)t21 ×2	GB-F (V)t21×2	AES t25 ×2	0.0	0
2	木材クリブ 90mm角1.5m長 7本8段	4824	702	20.7	0.75	1.0	カラマツ集 成材柱梁	GB-F(V)t21 ×2、合板 t24×5(壁長 辺)	GB-F (V)t21×2	AES t25 ×2	6.9	6597
3	木材クリブ 90mm角1.5m長 7本6段	3674	534	16.3	0.75	1.0	カラマツ集 成材柱梁	GB-F(V)t21 ×2	GB-F (V)t21×2	AES t25 ×2	0.0	0
4	木材クリブ 75mm角1.0m長 6本7段	1924	280	9.1	0.75	0.8	カラマツ集 成材柱梁	GB-F(V)t21 ×2	GB-F (V)t21×2	AES t25 ×2	0.0	0
5	木材クリブ 75mm角1.0m長 6本7段	1701	247	9.1	0.75	0.8	カラマツ集 成材柱梁	GB-F(V)t21 ×2、合板 t24×5(壁短 辺)	GB-F (V)t21×2	AES t25 ×2	3.3	3113
6	事務機ユニット	3236	471	12.7	0.75	0.8	カラマツ集 成材柱梁	GB-F(V)t21 ×2	GB-F (V)t21×2	AES t25 ×2	0.0	0
7	木材クリブ 90mm角1.5m長 6本7段	3969	613	13.8	0.75	1.0	耐火被覆 鉄骨柱	GB-F(V)t21 ×2	GB-F (V)t21×2	AES t25 ×2	0.0	0

THR: 総発熱量, *1: 重量と燃焼熱の積和(木材の燃焼熱は16MJ/kg) *2: 柱梁の表面積を含む
 壁天井の室内側仕上以外は屋外側から鋼製枠組み、ケイカル0.2TK t25×2、AES t25、鋼板 t1.6



(a) 平面図



(b) 鉛直断面図

図 2.3.39 実験装置概要図

C.防火分野



(a) 木材クリブ 90mm 角 7 本 8 段



(b) 木材クリブ 75mm 角 6 本 7 段



物品	主材質	外形寸法	重量 [kg]*1	数量
木製机	木材	幅1.4m×長0.7m×高0.7m	27.2	1
椅子	ウレタンフォーム	幅0.6m×長0.44m×高0.96m	10.8	1
PC	ABS樹脂	幅0.19m×長0.044m×高0.42m	14.3	1
モニター	ABS樹脂	幅0.43m×長0.23m×高0.41m	7.1	1
キーボード	ABS樹脂	幅0.45m×長0.16m×高0.04m	0.7	1
書類A4束	木材	幅0.21m×長0.3m×高0.1m	4	32
段ボール(書類入り)	木材	幅0.23m×長0.22m×高0.41m	6	5
ゴミ箱(紙屑入り)	ポリプロピレン	幅0.25m×長0.25m×高0.31m	0.6	1

*1 不燃部分も含む

(c) 事務機ユニット

図 2.3.40 収納可燃物

C.防火分野

② 柱梁部材

火災減衰過程における木造部材の炭化性状が把握できるよう予備実験の結果を考慮し、カラマツ集成材（薬剤処理無し）断面寸法 360mm 角とした。試験体と同ロットのサンプルの比重は 0.50~0.53、含水率は 13.0~13.5%であった。断面構成は幅 120mm 厚さ 30mm のカラマツをレゾルシノール・フェノール系接着剤で張り付けたものとし、長さは施工性等に配慮し 1m とした。試験体の中央には図 2.3.42 に示すように K 型熱電対 $\phi 0.65\text{mm}$ を設置し、内部温度を計測した。区画内への試験体の設置状況を図 2.3.41 に示す。なお、柱・梁は落下および倒れ抑制のため、上端をボルトまたはアングルで天井から吊り下げた。



(a) 実験前

(b) 実験中

図 2.3.41 実験区画の状況

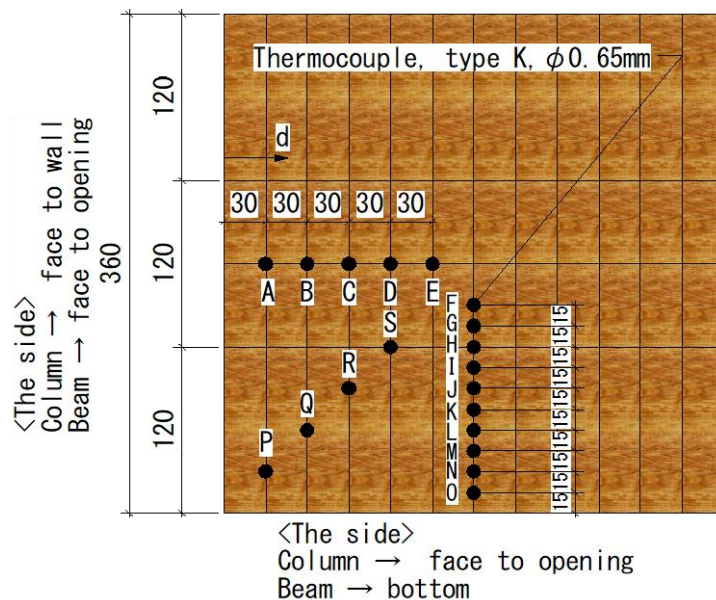


図 2.3.42 木製柱および梁の断面詳細および温度測定位置図

③ 測定項目

(a) 区画内温度

区画内の隅角部 2 か所に K 型シース熱電対 φ3.2mm を高さ 200mm 間隔に設置し、区画内温度を計測した。

(b) 発熱速度

酸素消費法により発熱速度を計測した。

(c) 壁体内温度

周壁を構成する板材の裏面に K 型ガラス被覆熱電対素線径 0.65mm を設置し、周壁を構成する板材の裏面を計測した。

(d) 木製部材の内部温度および炭化深さ

部材内部に図 2.3.42 に示す通り、K 型ガラス被覆熱電対素線径 0.65mm を設置し、部材の内部温度を計測した。また、実験終了後の部材の中央を輪切りし、未炭化部の残存断面厚さを計測することにより、炭化深さを算出した。

(3) 実験結果

① 観察記録

図 2.3.43 は開口部から区画内を撮影した様子を実験条件ごとに整理した結果である。

<No.1～3 および 7 について>

点火後 3 分程度で開口噴出火炎が発生し、No.1 では 75 分程度、No.2 では 90 分程度、No.3 では 70 分程度、No.7 では 50 分程度で開口噴出火炎の勢いが弱まり始めた。No.2 においては開口噴出火炎の勢いが収まった後も合板の燃焼が継続しており、合板が時間と共に剥がれ落ち、点火後 100 分過ぎには 24mm 厚 5 枚張り全ての合板が剥落し、下地が露わとなった。開口噴出火炎の勢力の衰え以降、木造梁および柱は表面で部分的に有炎燃焼と赤熱が混在していたが、次第に有炎燃焼が無くなり、赤熱のみとなった。ただし、No.2 では実験終了まで有炎燃焼し続け、柱・梁共に全て焼失した。No.1～3 はいずれの実験においても柱試験体が柱脚部の焼け細り伴い次第に傾き始め、最終的には転倒し、全断面が燃え尽きた。梁試験体は、No.2 のみ燃え尽きたが、No.1 および No.3 は燃え残った。同時刻における梁および柱の様子を図 2.3.44 に示す。梁は局所的に炭化層が赤熱しているのに対し、柱は脚部が全体的に赤熱し、焼け細っている様子がわかる。

<No.4～6 について>

一方、No.1～3 および No.7 に比べて開口高さが幾分小さい No.4～No.6 について、

壁が強化せつこうボードのみで構成されている No.4 においては、点火後 7 分程度で木製の梁に着火し 10 分程度で柱に着火した。点火後 15 分程度で開口噴出火炎が発生し、45 分頃から開口噴出火炎の勢いが弱まり、50 分頃には開口からの火炎の噴出はほとんど確認できなくなった。点火後 70 分頃までは柱梁・クリブ共に有炎燃焼を部分的に継続していたが、点火後 75 分頃には全体的に赤熱のみとなった。点火後 10 時間経過した以降も局所的に赤熱が残るものの柱梁は原型をとどめていた。

壁一面を木質化した No.5 においては、点火後 3 分程度で木質壁が着火し、点火後約 6 分以降から赤熱した煤および火炎が開口から噴出した。その後、区画内は全体的に不透明な赤橙色となり盛期火災の様相を呈した。その後、点火後約 26 分、約 62 分、約 75 分、約 89 分に物が落下するような音が発生した。これは合板が表層から一枚ずつ剥落することによると思われる、この音の発生直後に火勢が一

C.防火分野

時的に増す様子が確認された。本実験の木質壁は構造用合板 24mm 厚 5 枚張りであったが顕著な音の発生は計 4 回であった。後述の構造用合板の温度では加熱側から 4 枚目裏面温度と 5 枚目の裏面温度の 260°C（木材の着火危険温度の慣用値）に達する時間が概ね等しく、4 枚目と 5 枚目が同時に剥落した可能性がある。開口噴出火炎は点火後 50 分頃から勢力が衰え始め、合板の剥落に伴う一時的な勢力の増加はあるものの、点火後 84 分程度から開口噴出火炎の発生は見られなくなった。点火後 157 分経過時点で柱梁の有炎燃焼は停止し、赤熱していた。その後、赤熱が継続するが柱脚の焼け細りが顕著であり、点火後 6 時間経過時点でほぼ焼失しており、暫くして柱が転倒し焼失した。梁は局所的な赤熱が散見され、12 時間経過頃から再燃し始めた。点火後 22 時間経過時点では梁はほぼ焼失した。

また、収納可燃物を事務机ユニットとした No.6 では、ゴミ箱から出火させ、点火後 3 分半に机の天板および椅子の背もたれに着火以降、大量の煙の発生により区画内の視認が困難となった。点火 5 分程度で梁が着火し、点火 7 分後には概ね可燃物の露出部分全体が燃焼に至り、その 2 分後には開口噴出火炎が発生した。点火 28 分後には開口噴出火炎が弱まった。点火後 22 時間経過した以降も局所的に赤熱が残るものの柱梁は原型をとどめていた。収納可燃物の残渣はほとんど灰化し床に堆積していたが、一部分については表層の灰を払いのけると赤熱した可燃物が顕わとなり、埋火となっていたと考えられる。

C.防火分野

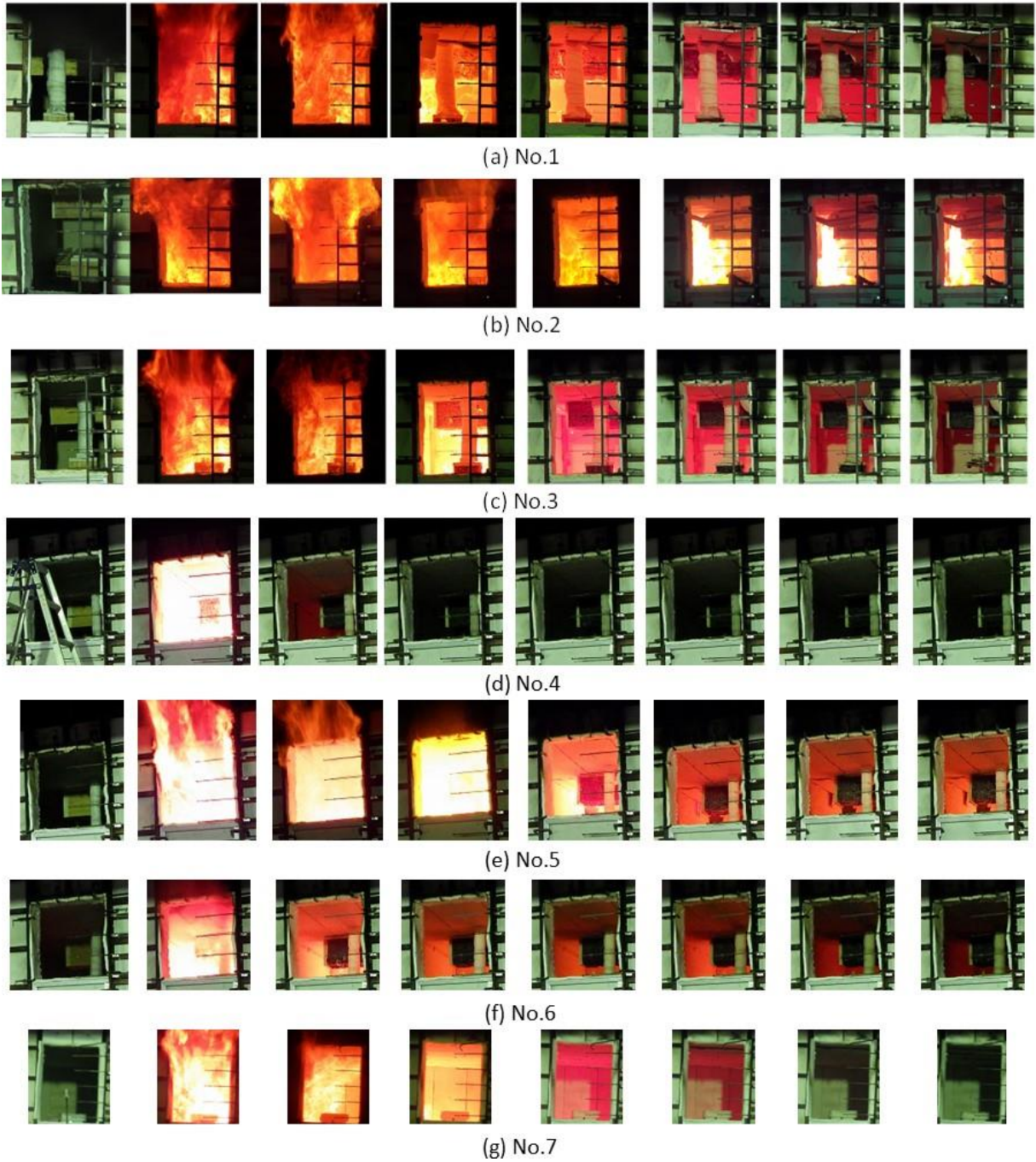


図 2.3.43 実験状況の様子（開口外から区画内を撮影、左から右に点火から 30 分毎）

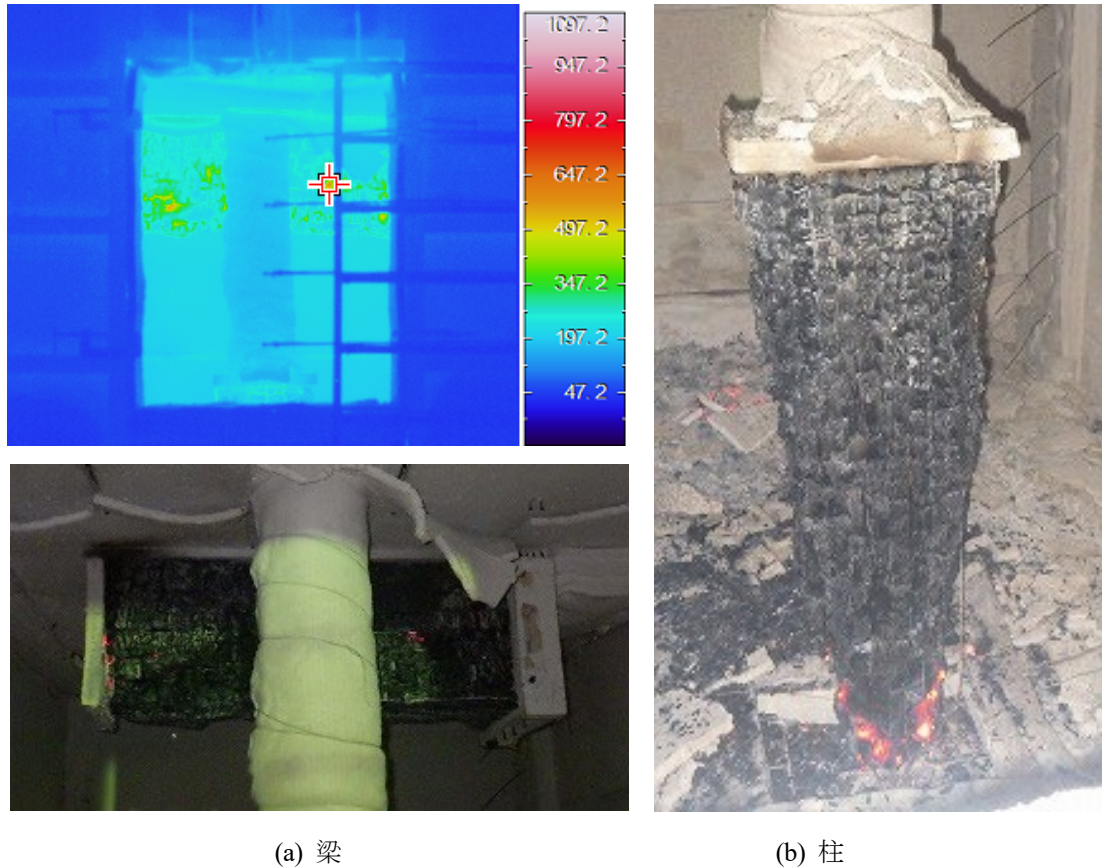


図 2.3.44 実験時の柱・梁の状況の例 (No.1 の点火から約 340 分経過時)

② 区画内温度

図 2.3.45 は区画内温度の経時変化を実験条件ごとに整理した結果である。図 2.3.45(a)~(c)より、区画内温度は火源（木材クリブ）の着火直後から急激に昇温した。区画内奥（FOP）の方が区画手前（NOP）より温度が高く、上下方向の温度分布が小さい傾向にある。60 分時点における区画内温度は最高値が平均+100°C 程度、最低値が平均-200°C程度であるものの全体の平均値は概ね ISO834 と同程度である。

また、図 2.3.46 は No.1~No.7 の区画内平均温度履歴を比較した結果である。なお、図中には木質ハイブリッド総プロにおける実大火災実験²⁾（図中の「木質 HB 総プロ(実大区画)」）および柱用耐火炉・水平炉を用いた実験（図中の「耐火炉実験(BRI)：本報告書の 2.3.4 節 機関 A」・「耐火炉実験(千葉大実験)³⁾」）の結果を併記している。図より、No.1 では加熱開始から約 80 分、No.2 では約 120 分、No.3 では約 70 分、No.4 では約 50 分、No.5 では約 80 分、No.6 では約 45 分、No.7 では約 50 分から温度が下がり始めた。温度の低下勾配は温度低下開始からの時間に対し概ね指数関数的に減少する傾向にある。柱用耐火炉・水平炉を用いた実験の加熱開始から 60 分~120 分における温度低下傾向は本実験の No.4 と概ね同様である。

C.防火分野

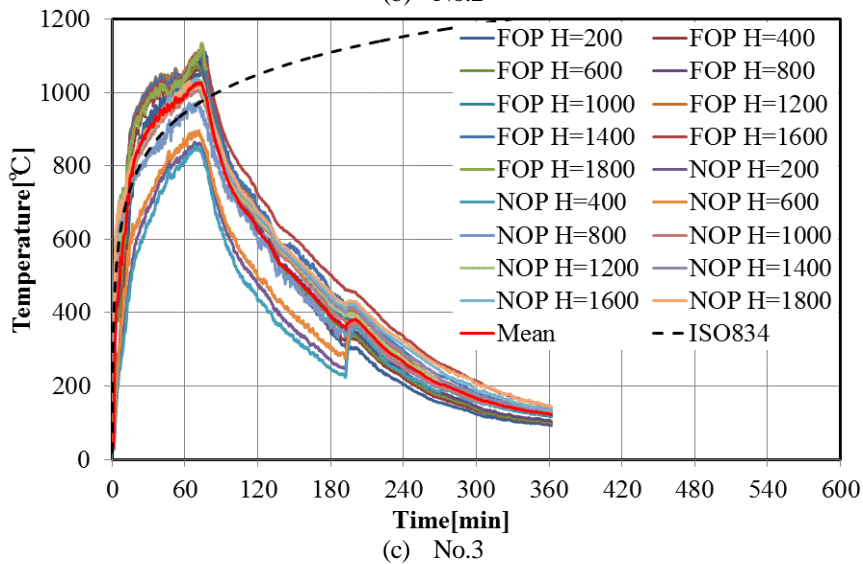
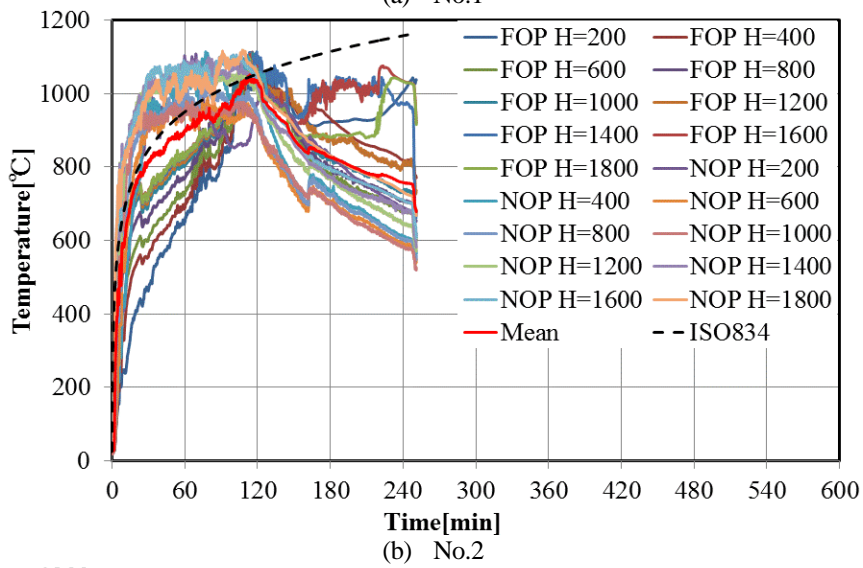
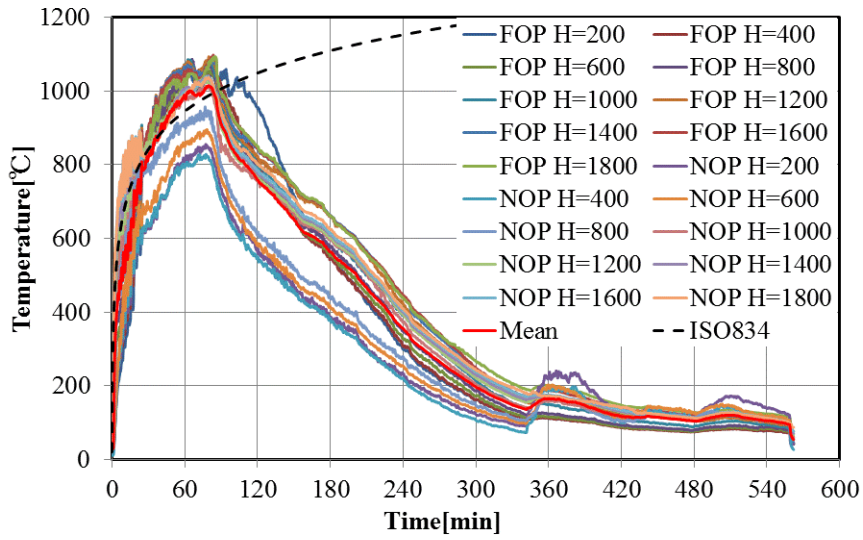
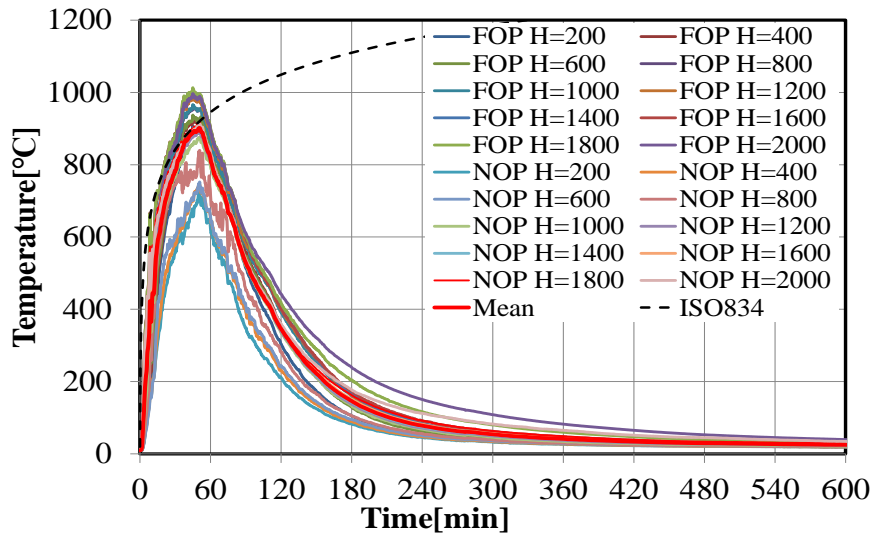
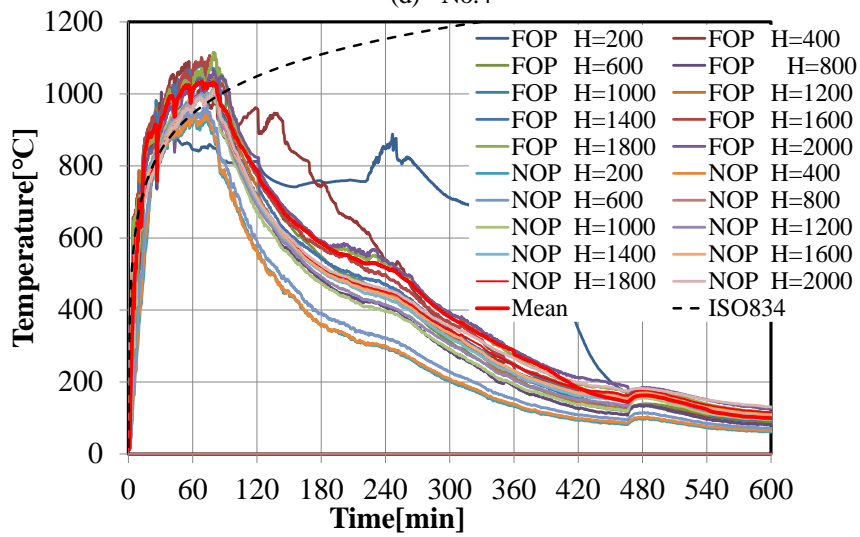


図 2.3.45 区画内平均温度履歴 (その1)

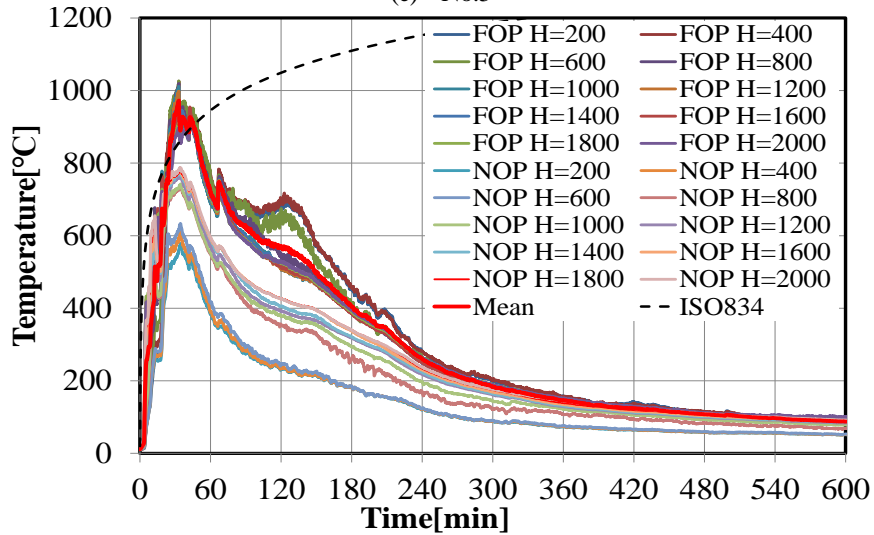
C.防火分野



(d) No.4



(e) No.5



(f) No.6

図 2.3.45 区画内平均温度履歴 (その2)

C.防火分野

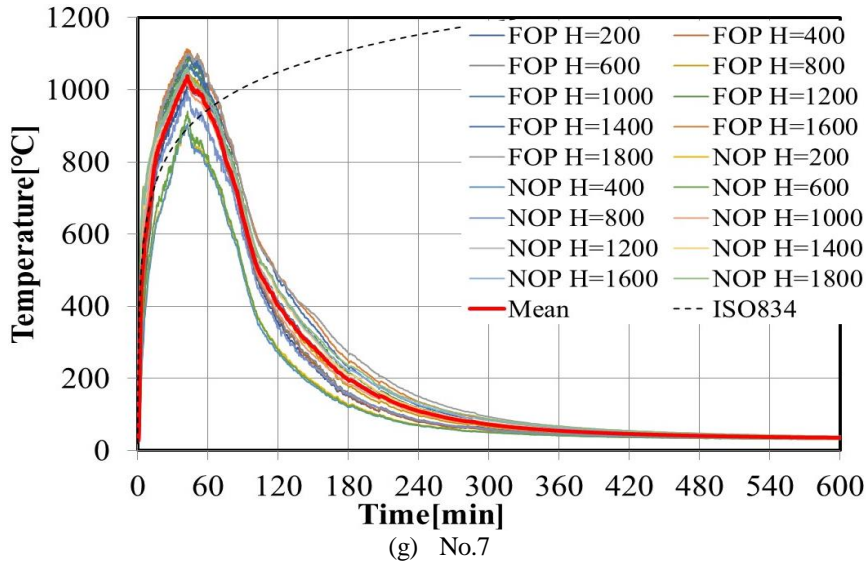


図 2.3.45 区画内の各位置の温度履歴 (その3)

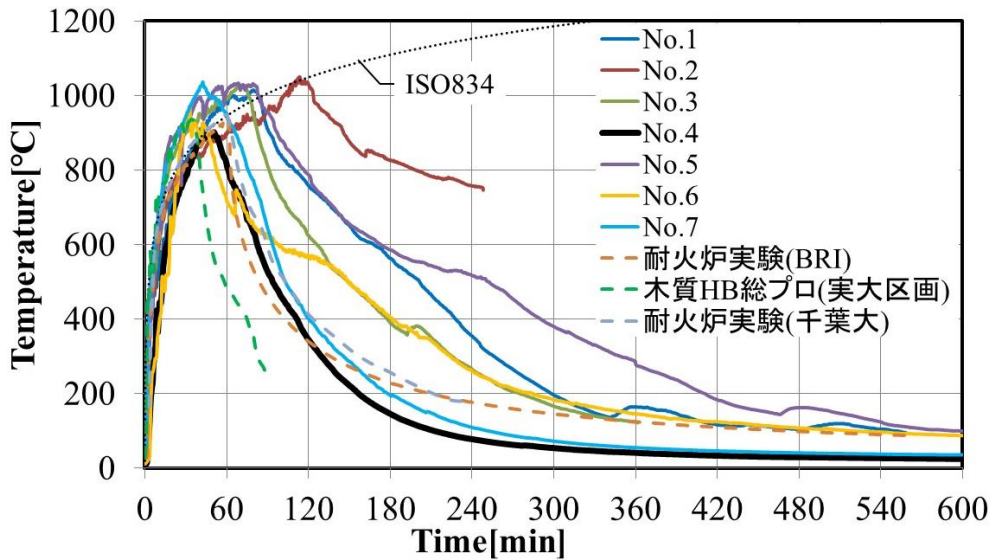


図 2.3.46 区画内平均温度履歴

③ 発熱速度

図 2.3.47 は発熱速度の経時変化を実験条件ごとに整理した結果である。まず、開口高さが 1.0m の No.1～3 および No7 に着目する。No.1 の発熱速度は点火後急激に上昇し、No.1 では点火約 80 分後までは 800～1100kW の間で推移し、その後次第に減衰し、点火約 300 分後で収納可燃物（木材クリブ）はほぼ鎮火に至った。No.3 および No.7 の発熱速度は No.1 と概ね同様の傾向をたどるが、発熱速度が減少し始める時間は No.3 で点火後 70 分程度、No.7 で約 40 分であった。火災盛期の発熱速度（800～1100kW）は式 2.3.67 に示した換気支配型火災時の可燃物の重量減少速度 ($0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}$) に木材の燃焼熱 ΔH （本実験で用いたクリブは約 13kJ/g）と概ね同様の値であった。No.2 は No.1 および No.3 に比べ発熱速度の増加が大きく、最大で約 1700kW 程度まで上昇した。これは収納可燃物（木材クリブ）の燃焼に、壁の一面に使用した合板による燃焼発熱が加算されたためと考えられる。

一方、開口高さが 0.75m の No.4～6 に着目すると、No.4 の発熱速度は上記に比べ発熱速度の上昇が緩やかであり、点火後約 15 分でピーク値 600kW 程度に増加した。その後点火後 50 分頃から減衰しはじめ、

C.防火分野

概ね指数関数的に減少した。No.5の発熱速度は点火後20分程度で800kWに達し、壁の合板の剥落に伴い一時的な発熱速度の急増減を繰り返した。点火後85分頃から発熱速度が減少し始めた。減衰過程における発熱速度の経時的な変化は概ね指数関数的である。No.6の発熱速度は椅子の背もたれの着火以降、急激に上昇し点火後10分程度で最大値600kWに達した。点火後30分程度で発熱速度が減少し始めた。

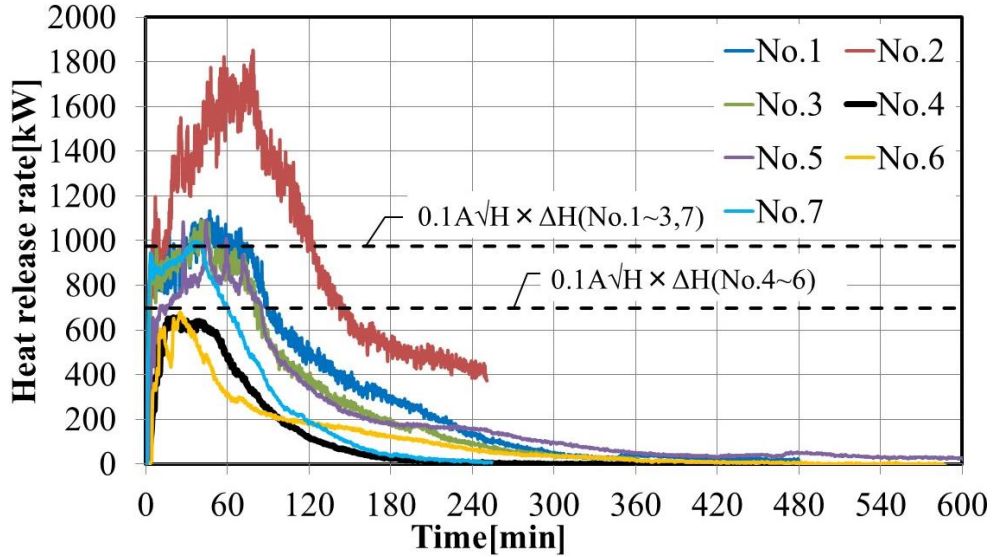


図 2.3. 47 発熱速度履歴

④ 区画内酸素濃度

図 2.3.48 は区画内温度の酸素濃度の経時変化を実験条件ごとに整理した結果である。同図における黒い破線は耐火炉を用いた実験における区画内の酸素濃度の一例（木造試験体有り）を表している。図より、いずれも点火直後から酸素濃度は急激に減少し、区画内温度が低下し始める時点付近まではほぼ0%で推移している。その後は徐々に回復し、No.1 および No.3 は最終的に初期値（約 21%）まで漸近した。その速度は、耐火試験、No.1 ≒ No.3、No.4 の順に早く、可燃物の熾火の燃焼量が多いほど燃焼が長期化するためと考えられる。

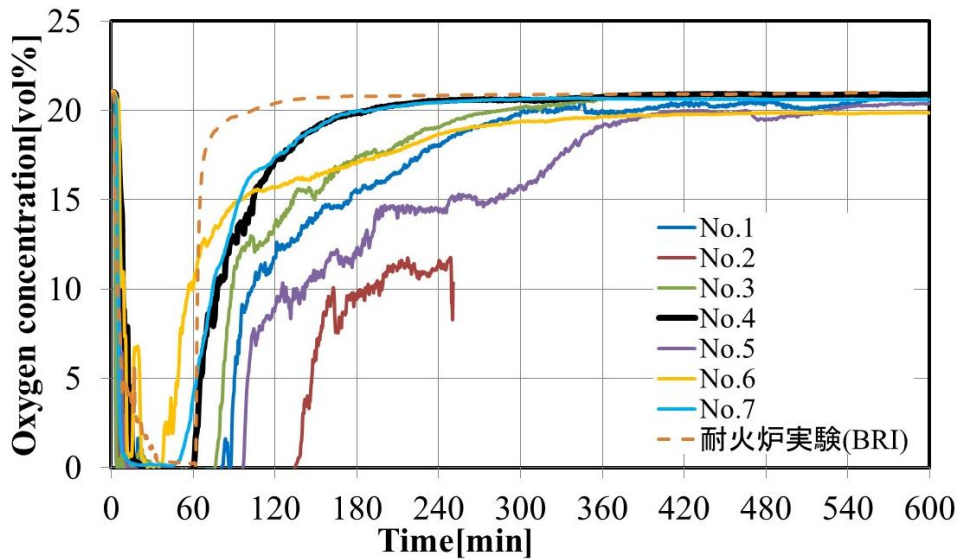


図 2.3. 48 区画内の酸素濃度履歴

⑤ 周壁内部温度

図 2.3.49 は周壁を構成する強化石膏ボード 21mm 厚 2 枚張りのうち下張りの裏面温度の経時変化を整理した結果である。図より、実験 No.1~3 および No.5 では、強化石膏ボード下張り裏面温度の最高値が木材の着火危険温度である 260°Cを超えているのに対し、No.4 および No.6 では 200°C程度までは到達するものの 260°Cを下回っている。また、実験後の観察記録より、No.6 では石膏ボード下張り裏面に焦げが見られた。強化石膏ボード 21mm² 枚張りは木造 1 時間耐火構造(壁)の例示仕様であり、荷重支持部である木材の加熱側表面、すなわち強化石膏ボード 21mm² 枚の下張りの裏面の炭化を許容していないことを考慮すると、実験 No.4 が木造 1 時間耐火構造の性能評価試験時の加熱条件と同等であると言える。

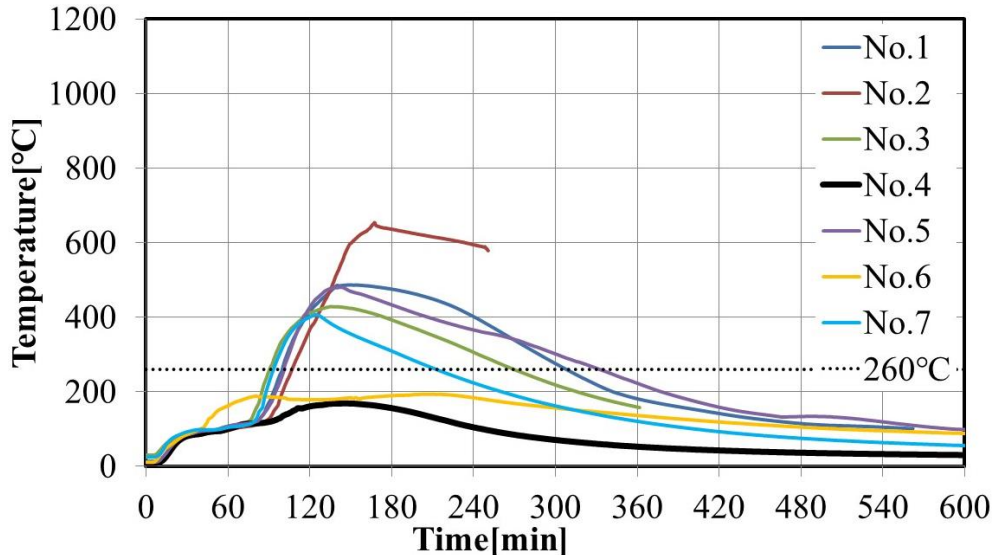


図 2.3.49 強化石膏ボード下張り裏面（壁）の温度履歴

⑥ 部材内部温度および炭化深さ

図 2.3.50~2.3.53 はそれぞれ梁と柱の一般部（隅角部以外）の内部温度の経時変化を実験条件別に整理した結果である。また、No.4 および No.6 以外の柱においては柱脚部が赤熱し焼け細るにつれて柱全体が傾き、熱電対の防火被覆の隙間から火熱が侵入したことにより、熱電対が欠損し、計測値に異常な振動が見られた条件においては、それ以降の温度は掲載していない。図より柱・梁いずれも加熱表面から浅い位置から徐々に昇温し始め、加熱表面からの深さ $d=15\text{mm}$ や 30mm では最高で $800\sim 900^\circ\text{C}$ まで上昇している。また、図 2.3.45(a)より、点火後 240 分程度経過すると、深さ 45mm の温度が深さ 15mm や 30mm の温度を超過するようになる。これは、炭化層の表面や亀裂部における赤熱が継続している影響と考えられる。なお、No.4 の柱梁と No.6 の梁以外は安定した温度低下になっておらず燃え止まらなかった。

C.防火分野

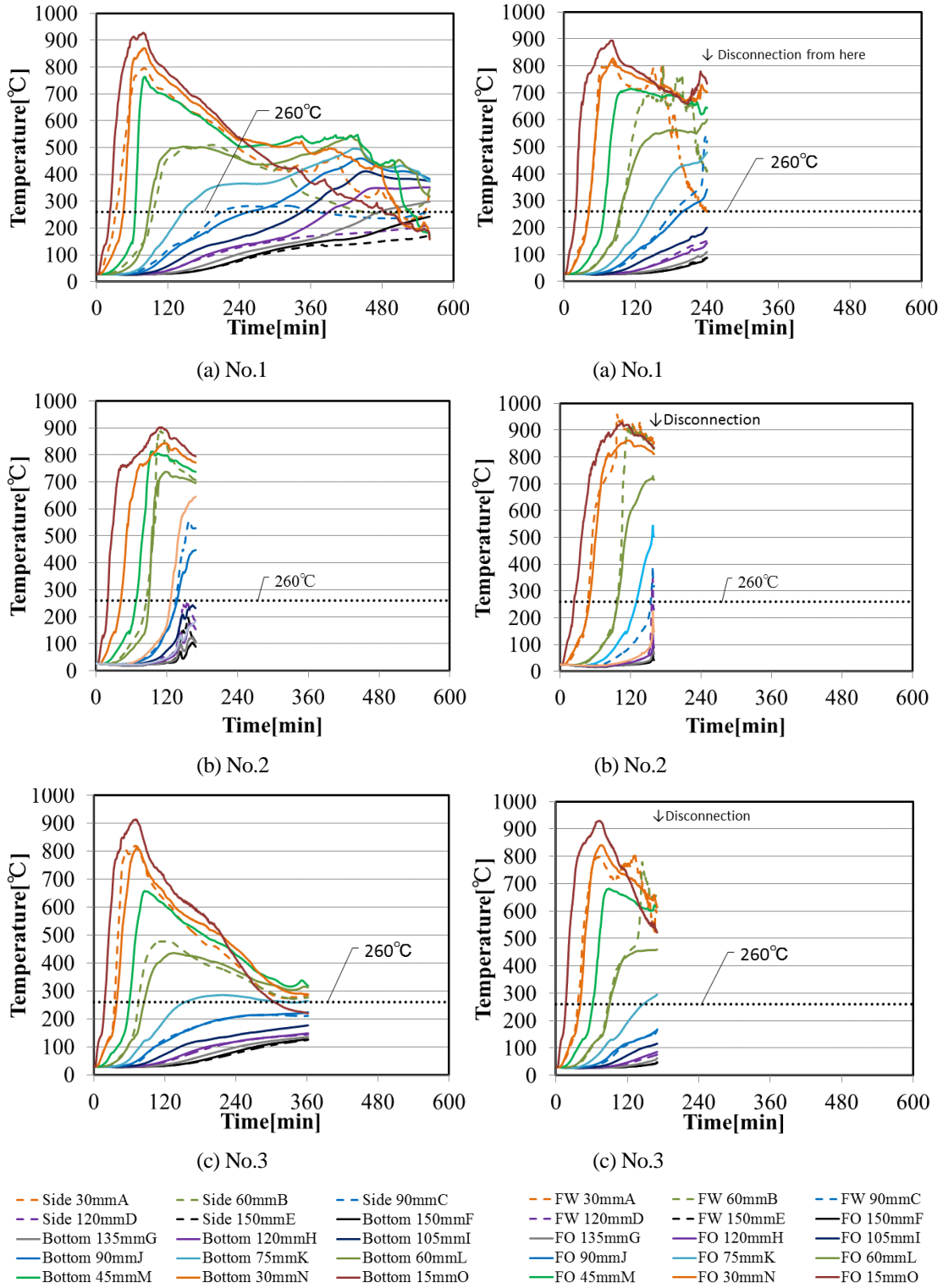
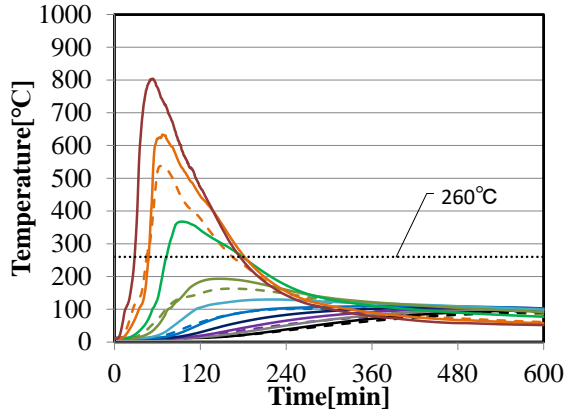


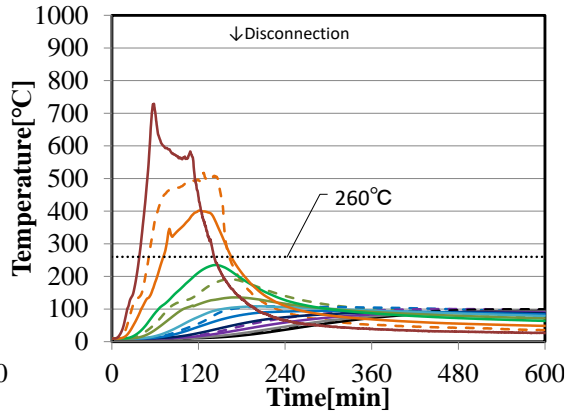
图 2.3.50 梁内温部温度 (No. 1~3)

图 2.3.51 柱内部温度 (No. 1~3)

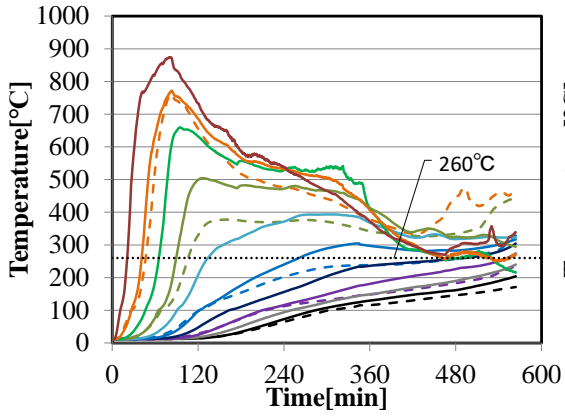
C.防火分野



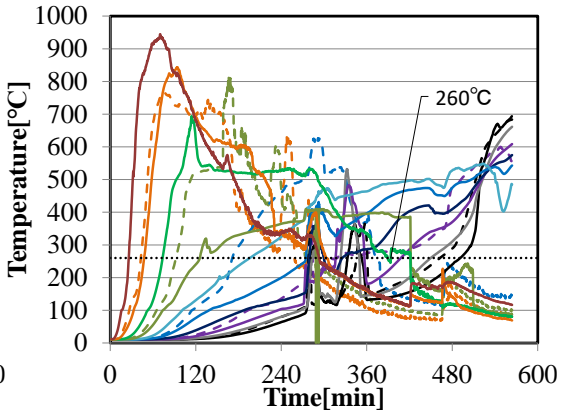
(d) No.4



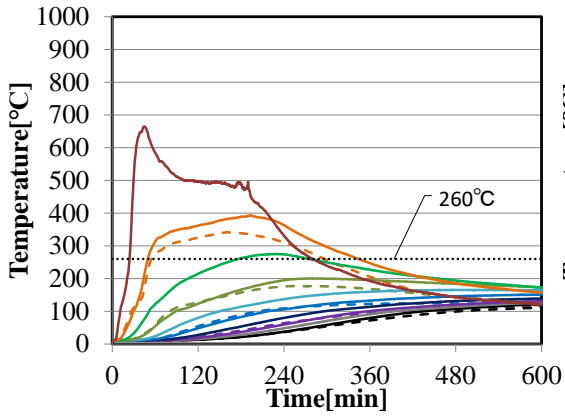
(d) No.4



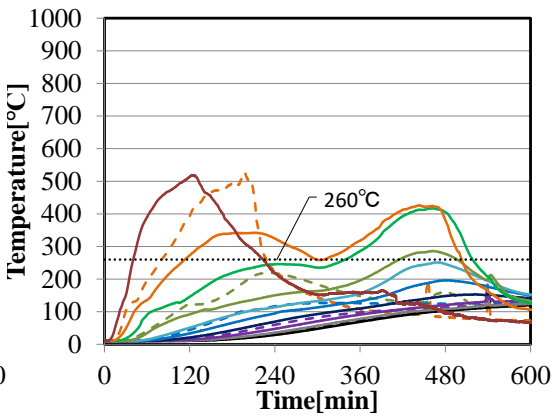
(e) No.5



(e) No.5



(f) No.6



(f) No.6

- Side 30mmA Side 60mmB Side 90mmC
- Side 120mmD Side 150mmE Bottom 150mmF
- Bottom 135mmG Bottom 120mmH Bottom 105mmI
- Bottom 90mmJ Bottom 75mmK Bottom 60mmL
- Bottom 45mmM Bottom 30mmN Bottom 15mmO

图 2.3.52 梁内部温度 (No. 4~6)

- FW 30mmA FW 60mmB FW 90mmC
- FW 120mmD FW 150mmE FO 150mmF
- FO 135mmG FO 120mmH FO 105mmI
- FO 90mmJ FO 75mmK FO 60mmL
- FO 45mmM FO 30mmN FO 15mmO

图 2.3.53 柱内部温度 (No. 4~6)

C.防火分野

図 2.3.54 は内部温度が木材の代表的な熱分解温度である 260°Cに到達した時間から推定した炭化深さと実験終了後の試験体の断面(図 2.3.55)から計測した炭化深さを実験条件ごとに整理した結果である。なお、図中のプロットには試験体を輪切りにした断面から計測した炭化深さを併記している。また、図中の細かい実線は耐火試験 (ISO834 加熱) における木材の炭化速度の慣用値を示しており、太い実線が本実験の各条件において区画内温度が低減し始めるまでの炭化深さの実験値(壁を除く)を線形回帰させた直線である。図より、壁(合板)を除き、炭化深さの実験値は耐火試験における炭化速度の範囲(0.6~0.8mm/min)に概ね収まっている。一方、壁(合板)は実験値から推定される炭化速度は約 1mm/min 程度であり、柱や梁の炭化速度よりも速い。これは、炭化後の合板が表面に近い方から次第に剥がれ落ちるため、炭化層による断熱効果が弱まったためと考えられる。

一方、区画内温度が低減した以降は No.2 を除き、炭化の進行が遅くなることがわかる。区画内温度が低下し始めてからの炭化速度の低下の程度は実験条件により異なり No.1、No.3、No.5 では 210 分までは約 0.3mm/min、それ以降は約 0.15mm/min 程度であり、No.4 および No.6 では炭化の進行が概ね停止している。ただし、試験終了時まで炭化層表面の赤熱が局所的に残っており、完全な燃え止まりには至っていない。

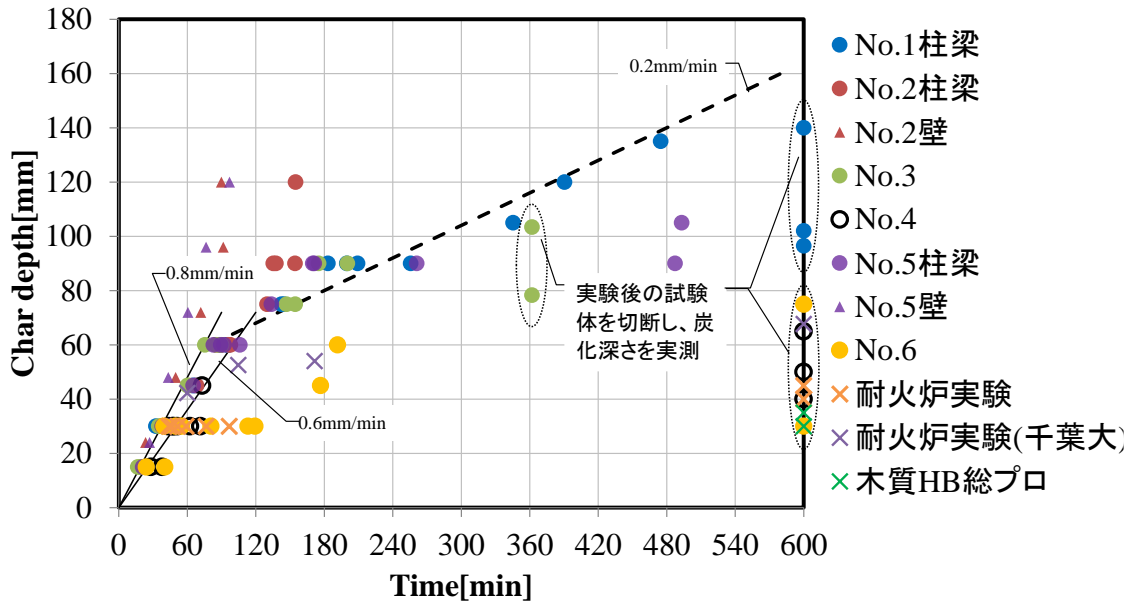
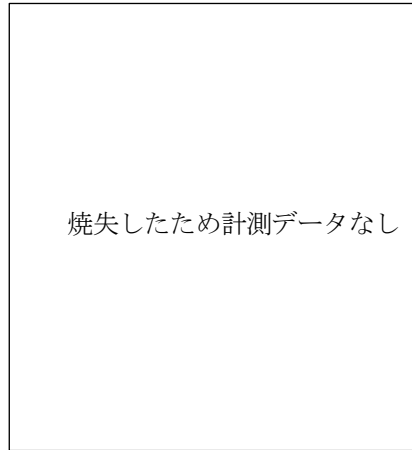


図 2.3.54 炭化深さ

C.防火分野



(a)No.1



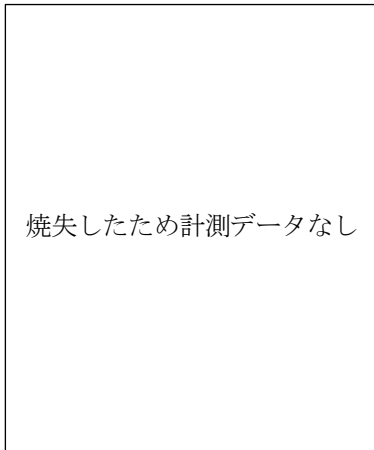
(b) No.2



(c)No.3



(d) No.4



(e)No.5



(f) No.6

図 2. 3. 55 実験後の梁中央の断面状況

(4) 考察

① パラメータ毎の比較

(a) 壁の木質化の影響

開口条件、収納可燃物、柱梁の条件が同様で、壁の木質化の有無が異なる No.1 と No.2 または No.4 と No.5 の実験結果を比較することで、壁の木質化による火災性状等の違いを考察する。ここで示す発熱速度および区画内温度は前節に示した結果と同じである。

図 2.3.56 は No.1 (壁全面強化石膏ボード) と No.2 (壁一部木質化) の発熱速度および区画内温度の経時変化を重ね合わせた結果である。図より、No.1 の最大発熱速度は 1100kW 程度で有るのに対し、No.2 は 1700kW 程度であり No.2 より高い。これは収納可燃物 (木材クリブ) の燃焼に、壁の一面に使用した合板による燃焼発熱が加算されたためと考えられる。また、発熱速度が減衰し始める時間は点火から約 80 分であり、区画内温度が減少し始める時間より 35 分程度早い。このとき、区画内温度が低減し始める時点から発熱速度が $0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}\times\Delta H$ ($\approx 975\text{kW}$) を下回り始めており、昇温過程における区画内温度に大きな差異が無いことを考慮すると、 $0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}\times\Delta H$ 以上の発熱は区画外で燃焼している分に寄与していると考えられる。

発熱速度の減衰は No.2 の方が急激であり、No.1 と No.2 の発熱速度の差は点火後 80 分時点で 700kW 程度であったが、120 分時点で 500kW 程度、180 分時点で 250kW 程度となっている。しかし、いずれの時刻においても発熱速度は No.2 の方が高く、区画内温度の減衰は No.2 の方が緩やかである。

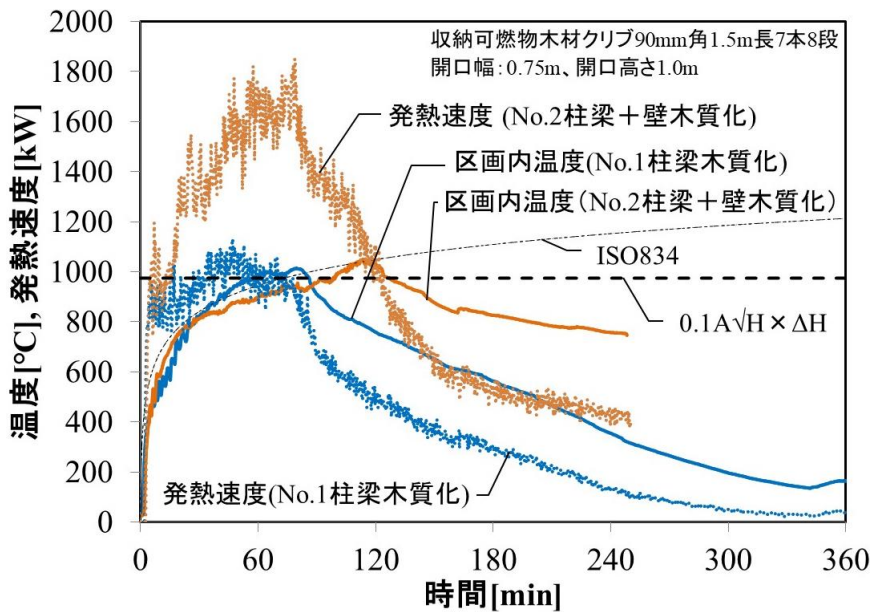


図 2.3.56 No. 1 と No. 2 の発熱速度および区画内温度の経時変化の比較

また、図 2.3.57 は No.4 と No.5 の発熱速度および区画内温度の経時変化を重ね合わせた結果である。図より、発熱速度の上昇が No.4 に比べ No.5 の方が速いため、区画内の昇温も No.5 の方が急速であり、発熱速度がピークを迎えている時間帯においても区画内温度は No.5 の方が高い。また、No.5 における区画内温度が低下し始める時間と発熱速度が低下し始める時間が概ね等しい。換気支配型火災であれば No.1 と No.2 の対比のように火災盛期における区画内での燃焼発熱は開口部からの流入空気に支配され、区画内温度は概ね同等となるはずである。しかし、No.4 は燃焼型支配因子 (換気因子を可燃物表面積で除した値) が 0.07 を下回っているものの、収納可燃物の表面積のみで考えると 0.082 であり、燃料支配型火災と

C.防火分野

換気支配型火災の遷移域にあったことから、可燃物表面積の増加が火災室内の燃焼発熱の増分に寄与した可能性がある。なお、図 2.3.58 のとおり、昇温過程における開口噴出火炎は No.4 に比べ No.5 の方が大きく、区画外へ持ち出される未燃ガスの量は No.5 の方が多いと言える。

発熱速度の減衰は No.5 の方が急激であり、No.1 と No.2 の発熱速度の差は時間の経過とともに小さくなっている。しかし、いずれの時刻においても発熱速度は No.2 の方が高く、区画内温度の減衰は No.2 の方が緩やかである。

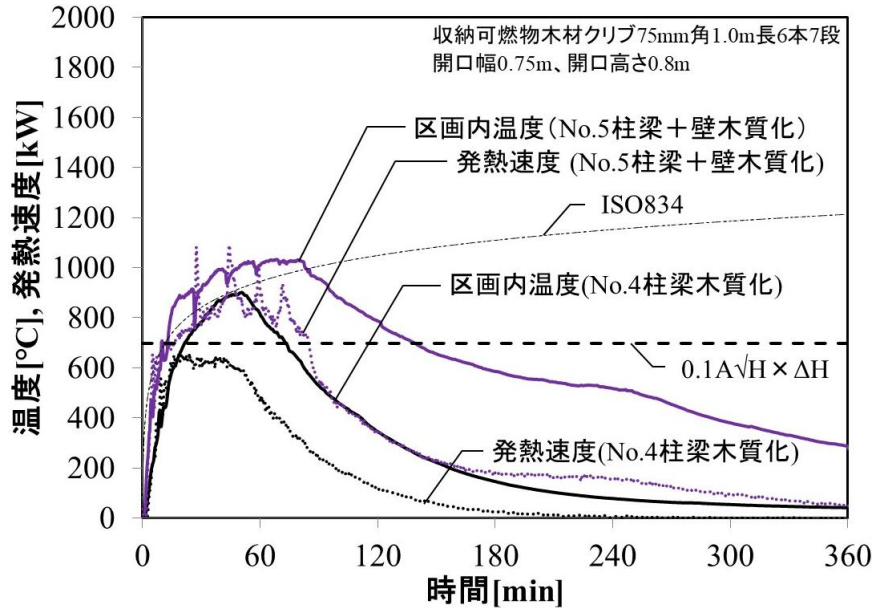


図 2.3.57 No. 4 と No. 5 の発熱速度および区画内温度の経時変化の比較



(a) 壁全面不燃 : No.4

(b) 壁一部木質化 : No.5

図 2.3.58 壁の木質化の有無による開口噴出火炎の発生状況の比較 (点火開始 30~35 分後)

C.防火分野

(b) 柱梁の木質化の影響

開口条件、収納可燃物、壁の条件が同様で、柱梁の木質化の有無が異なる No.3 と No.7 の実験結果を比較することで、壁の木質化による火災性状等の違いを考察する。ここで示す発熱速度および区画内温度は前節に示した結果と同じである。

図 2.3.59 は No.3 と No.7 の発熱速度および区画内温度の経時変化を重ね合わせた結果である。図より、昇温過程における区画内温度および発熱速度の履歴は概ね等しいが、柱梁を木質化した No.3 の方が昇温が長く継続し、区画内温度および発熱速度の減衰開始は No.3 で点火後約 70 分、No.7 で点火後約 40 分である。また、No.3 においても点火後 50 分程度で可燃物の燃焼の勢いが弱まり、発熱速度も一時的に提言していることから収納可燃物の燃焼性状は柱梁の木質化の有無に依らず概ね同程度であったと考えられる。

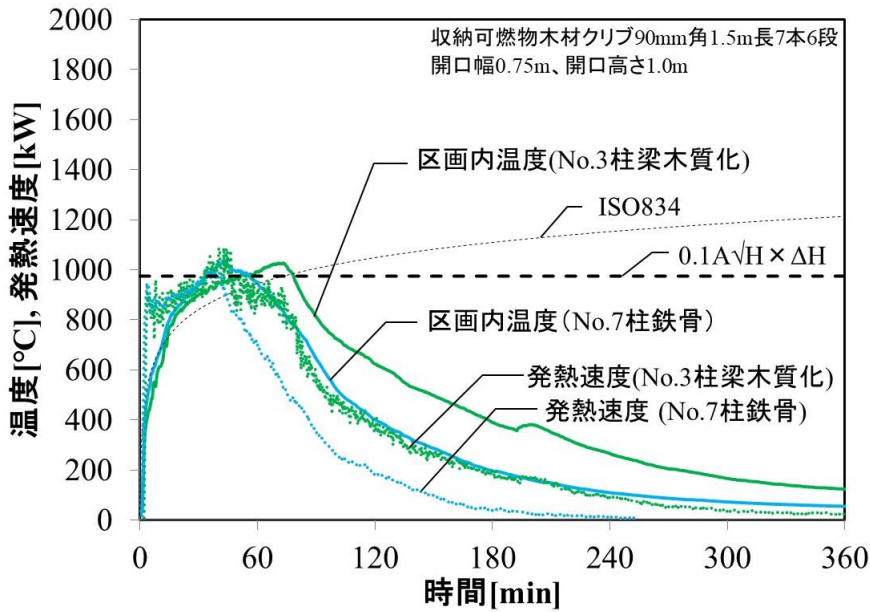


図 2.3.59 No. 3 と No. 7 の発熱速度および区画内温度の経時変化の比較

C.防火分野

(c) 収納可燃物の影響

開口条件、柱梁および壁の条件が同様で、収納可燃物の仕様が異なる No.4 と No.6 の実験結果を比較することで、収納可燃物の仕様による火災性状等の違いを考察する。ここで示す発熱速度および区画内温度は前節に示した結果と同じである。

図 2.3.60 は No.4 と No.6 の発熱速度および区画内温度の経時変化を重ね合わせた結果である。図より、昇温過程における区画内温度および発熱速度の上昇傾向および最大値は両者概ね等しいが、発熱速度の減衰開始は No.6 の方が可燃物量が多いにも関わらず 20 分程度早い（開口噴出火炎の激しさも同様）。これは、事務机ユニットを構成する可燃物のうち、特に高い発熱を生じる木製の机と椅子のウレタンフォームがいずれも燃え尽き始めたためと考えられる。しかし、No.6 の発熱速度の減衰勾配は No.3 に比べ緩やかである。これは事務机ユニットの大半を占める紙類が燃焼の経過とともに灰の下で埋もれ、埋火として緩やかに燃焼を継続したためと考えられる。

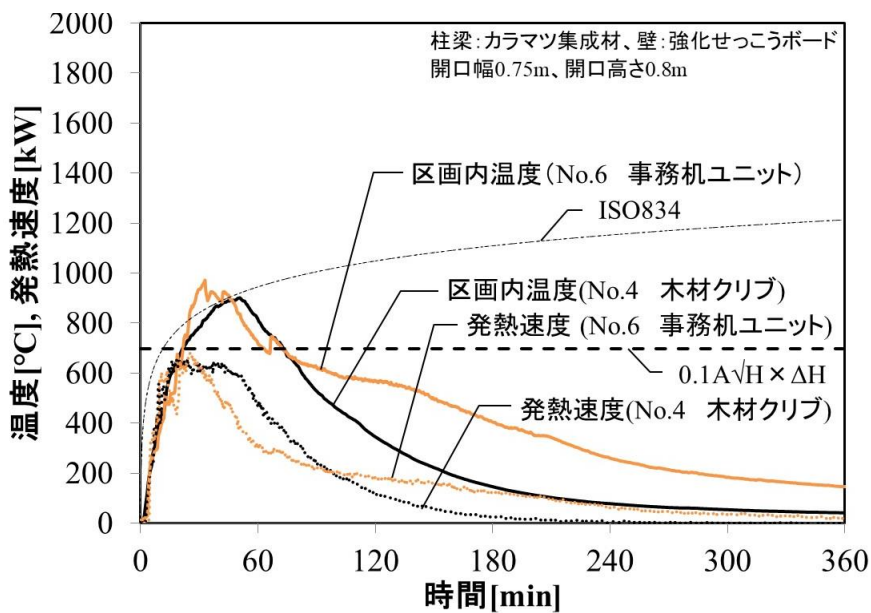


図 2.3.60 No. 4 と No. 6 の発熱速度および区画内温度の経時変化の比較

② 総発熱量

図 2.3.61 は各実験条件における総発熱量（酸素消費法による発熱速度の時間累積値）と可燃物の重量に各可燃物の主要構成成分の燃焼熱を乗じた値の和を整理した結果である。このとき、後者の算定において石膏ボードの表面紙は1m²当たり4MJとし、木造柱梁の総発熱量は炭化深さの実測値に木材の加熱側周長、木材と木炭の密度差および16MJ/kg(木材の燃焼熱の慣用値)を乗じた値とした。No.6の収納可燃物は事務机ユニットを構成する各可燃物の重量と主材質の燃焼熱の積和とした。

図より、柱梁以外の木材部分の燃焼熱を慣用値16MJ/kgとすると総発熱量は重量と燃焼熱の積和より低いのに対し、木材の燃焼熱を18.7MJ/kgとするとNo.2を除き両者は概ね等しくなった。この燃焼熱の増分は木炭の発熱量によるものである。

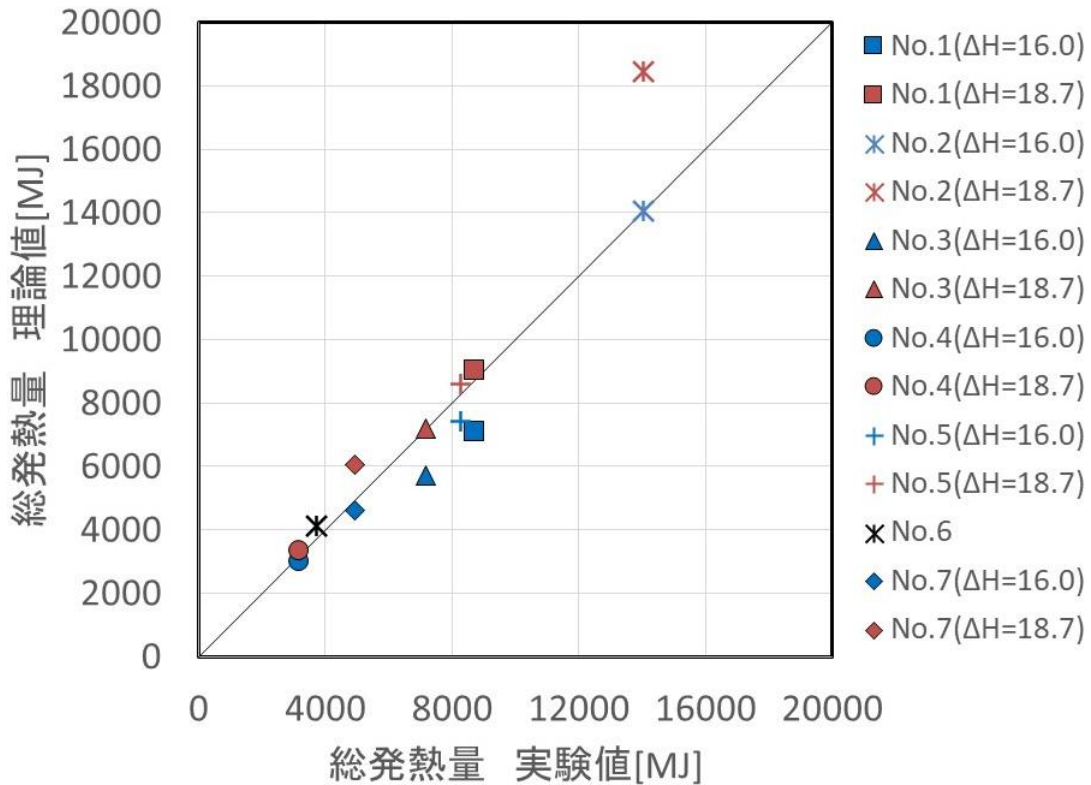


図 2.3.61 各実験条件における総発熱量と重量と燃焼熱の積和の比較

図 2.3.62 は100mm角30mm厚のスギ材をコーンカロリメータ試験装置で加熱した場合のスギ材の重量と燃焼熱の経時変化である。図より、有炎燃焼期では燃焼熱が12~13MJ/kgで推移するのに対し、無炎燃焼（木炭の赤熱）時には30~35MJ/kgとなる。有炎燃焼時を13MJ/kg、無炎燃焼時を32MJ/kgとし、初期重量の30%で無炎燃焼に移行すると仮定すると、平均燃焼熱は18.7MJ/kgとなる。

したがって、木炭の赤熱による木材の燃焼熱の増分を加味すれば、木質化された区画内の可燃物の総発熱量を適切に算定できる。なお、No.2において総発熱量が重量と燃焼熱の積和を超過したのは、安全上の理由から可燃物が燃え尽きる前に区画内を強制消火したためと考えられる。

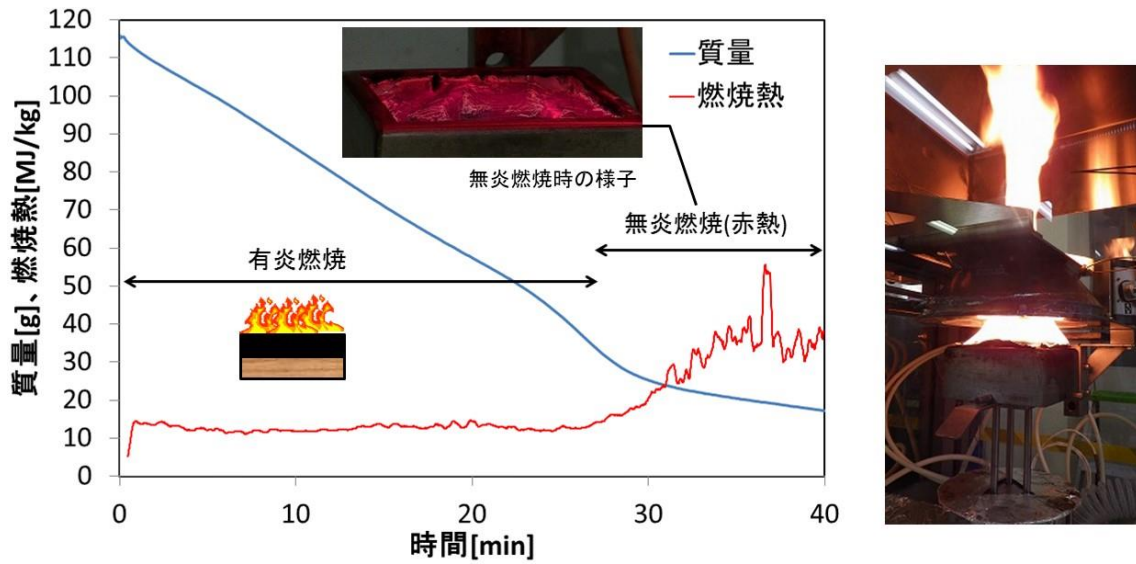


図 2.3.62 コーンカロリメータ試験におけるスギ材の重量変化と燃焼熱の計測結果

(5) 壁等の必要保有耐火時間の評価方法案

① 熱流時間面積の等価性による評価

盛期火災時の区画内性状は可燃物および周壁の仕様や開口条件によって変化する。耐火性能検証法では、様々な温度履歴の火災性状の危険度（部材の熱損傷の度合い）を火災に曝される部材が吸収する熱流の時間累積値（これを熱流時間面積と呼ぶ）で評価する手法が導入されている。本節ではこの概念を踏襲し、2節の実験で得られた区画内温度データを用いて部材が吸収する熱流時間面積を算出し、比較を行った。

熱流時間面積は部材の加熱側表面の伝導熱流束の時間累積値であるため、フーリエの法則から次式で求める。

$$Q = \int -k \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} dt \quad (2.3.69)$$

Q は熱流時間面積[kJ/m²]、 k は部材の熱伝導率[kW/(m K)]、 T は部材内温度[K]、 x は部材の区画内表面からの深さ[m]である。

耐火性能検証法では火災室温度が時間の1/6乗に比例して単調に上昇すると想定しているため、熱慣性を用いた簡易式で評価されているが、本節では火災減衰過程の温度履歴の違いによる部材の受熱量の違いを比較することを趣旨としていることから、一次元熱伝導方程式（式2.3.70）を差分法により計算した結果より求めた。このとき、部材表面に入射する熱流束は火災区画内からの放射および対流による熱伝達であることから部材表面の熱的境界条件を次式のように与えた。

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} \quad (2.3.70)$$

$$\sigma \varepsilon_s (T_f^4 - T_s^4) + h(T_f - T_s) = -k \left(\frac{\partial T}{\partial x} \right)_{x=0} \quad (2.3.71)$$

② 検討結果

本節の実験で得られた区画内温度データを用いて部材が吸収する熱流時間面積を当該手法で算出した結果が図2.3.63である。本検討は実験条件ごとの相対比較であり、熱物性値はその結果に影響を及ぼさないため、ここでは代表的な耐火構造部材として鉄筋コンクリートの値とした。なお、図中の破線は本実験と同じ断面寸法（高さは2m）の木造柱試験体を建築研究所の多目的水平炉（内寸4m×4m×2mH、2.3.4節 機関A参照）で加熱した場合の炉内温度の計測値から同様の手法で求めた値である。図2.3.63より、いずれも火災初期における熱流時間面積の増加勾配は高いものの次第に緩やかとなり、火災区画内の昇温が終了してからしばらく経過するとピークを迎え減少に転じる。これは、周壁表面温度が区画内温度よりも高くなり、周壁表面から区画内側へ放熱しているためである。

C.防火分野

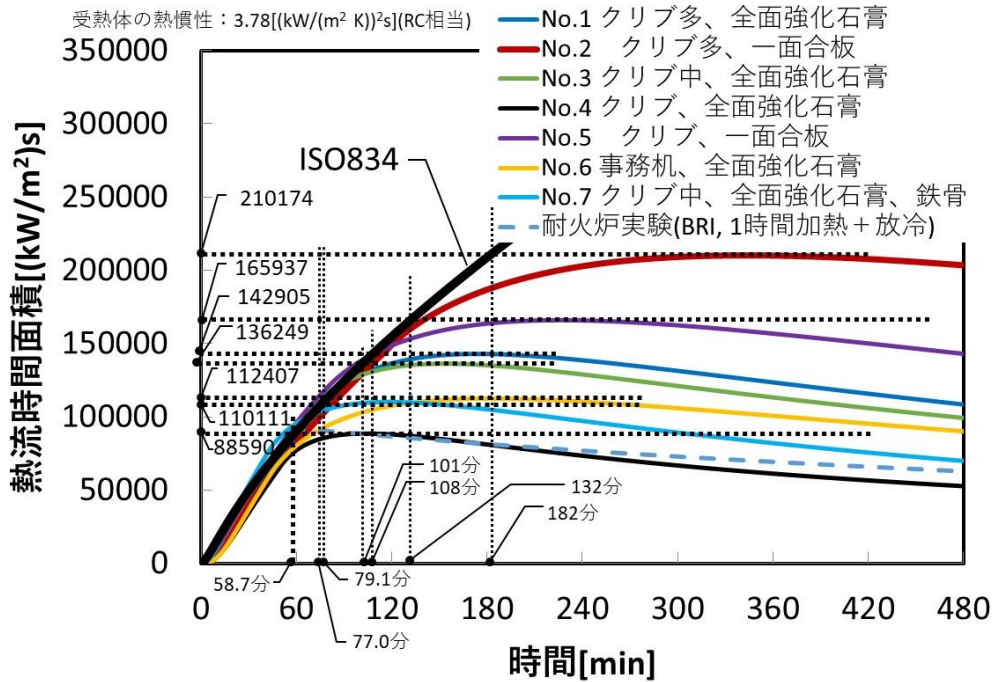


図 2.3.63 熱流時間面積の算出結果

また、図中の黒い太実線は ISO834 に規定される標準加熱温度曲線に相当する火災を受け続けた場合の部材の熱流時間面積であり、各実験条件の熱流時間面積の最大値が ISO834 の熱流時間面積に相当する時間（等価火災時間(熱流時間面積)と呼ぶ）を求めた結果が図中の点線である。この等価火災時間(熱流時間面積)と耐火性能検証法において室内の可燃物量および開口条件および火災温度上昇係数から算定される等価火災時間（等価火災時間(耐火性能検証法)）を比較した結果が図 2.3.64 である。このとき、等価火災時間の算定に用いた総発熱量は図 2.3.61 の実測値を用いた。図 2.3.64 より、No.2 と No.5 以外では等価火災時間(熱流時間面積)と等価火災時間(耐火性能検証法)が概ね等しい値となった。一方、No.2,5 においては等価火災時間(耐火性能検証法)が等価火災時間(熱流時間面積)を超過する結果となった。No.2 および No.5 については実験時に開口部から大きな噴出火炎が発生しており、多くの可燃性ガスが区画外で燃焼したため、これが区画内温度の上昇に寄与しなかったのに対し、等価火災時間(耐火性能検証法)では室内の総発熱量が火災区画内で燃焼したものと想定したためと考えられる。

また、本実験では壁仕上が木造の 1 時間耐火構造の例示仕様と等しく(強化せっこうボード 21mm2 枚張り)、耐火性能評価試験においては強化せっこうボードの下地の表面が焦げてはならないこととされている。本実験の No.4 では下張りボードの裏面温度が木材の着火危険温度の 260℃に達しない程度であり、実験 No.4 の加熱条件が 1 時間耐火構造の耐火性能評価試験の条件と同等であったと考えられる。一方、図 2.3.64 より、No.4 においてはいずれの算定方法においても等価火災時間が 60 分程度であることから、等価火災時間の算定結果が妥当であることも確認できた。

C.防火分野

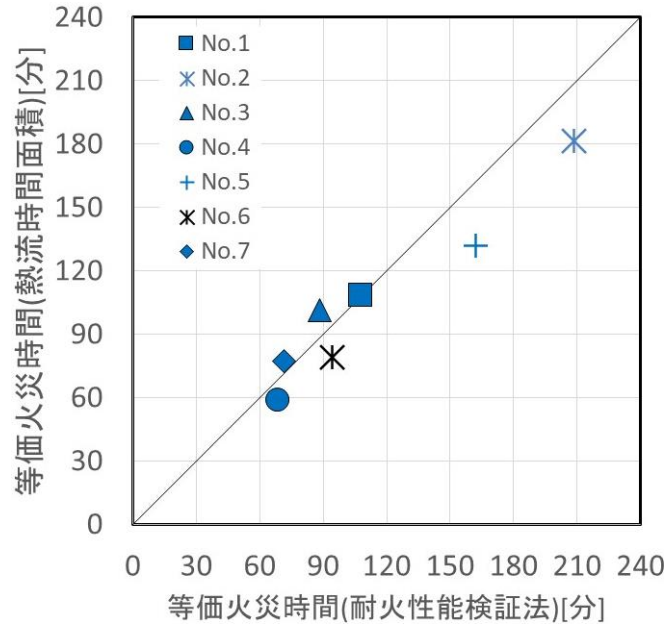


図 2.3.64 等価火災時間(熱流時間面積)と等価火災時間(耐火性能検証法)の比較

以上の検討より、木材の単位重量当たりの発熱量に木炭の発熱を含めた正味の値(18.7MJ/kg)とすれば、耐火性能検証法の等価火災時間の算定方法で不燃系材料の区画構成部材の要求耐火時間を求めることができる。ただし、壁に木材を利用した条件においては開口から噴出する未燃ガスが多く、発熱が区画内で全て消費されたことを想定している耐火性能検証法の算定方法では等価火災時間が過大に評価されることとなる。当該未燃ガスの影響は加熱条件、開口条件、可燃物表面積等に影響を受けるため、この影響を考慮するには次節に示す区画内温度算定モデルのように精緻な計算を要する。

一方、図 2.3.65 は熱流時間面積と各条件における柱梁の炭化深さを整理した結果である。図中の色塗りのプロットが火災減衰過程を含めた実験時の炭化深さの実測値であり、×プロットが耐火実験において加熱を継続した条件(放冷なし)における木材(松系)の炭化深さ(既往の実験)である。図より、同じ熱流時間面積であっても火災減衰過程を含めた炭化深さ(色塗りのプロット)は継続加熱時の炭化深さ(×プロット)に比べて大きく、特に熱流時間面積が高いほどその傾向が顕著である。これは炭化深さが木質系部材の内部に入射する熱流束は火災室内からの放射熱や対流熱のみでなく、自己燃焼に伴う発熱が加算されるためと考えられる。同一条件であっても炭化深さのばらつきが大きく、火災減衰過程を含めた木質系部材の損傷状況を適切に推定するには部位による対流熱伝達や赤熱の影響等を精緻に検討する必要があると考えられる。

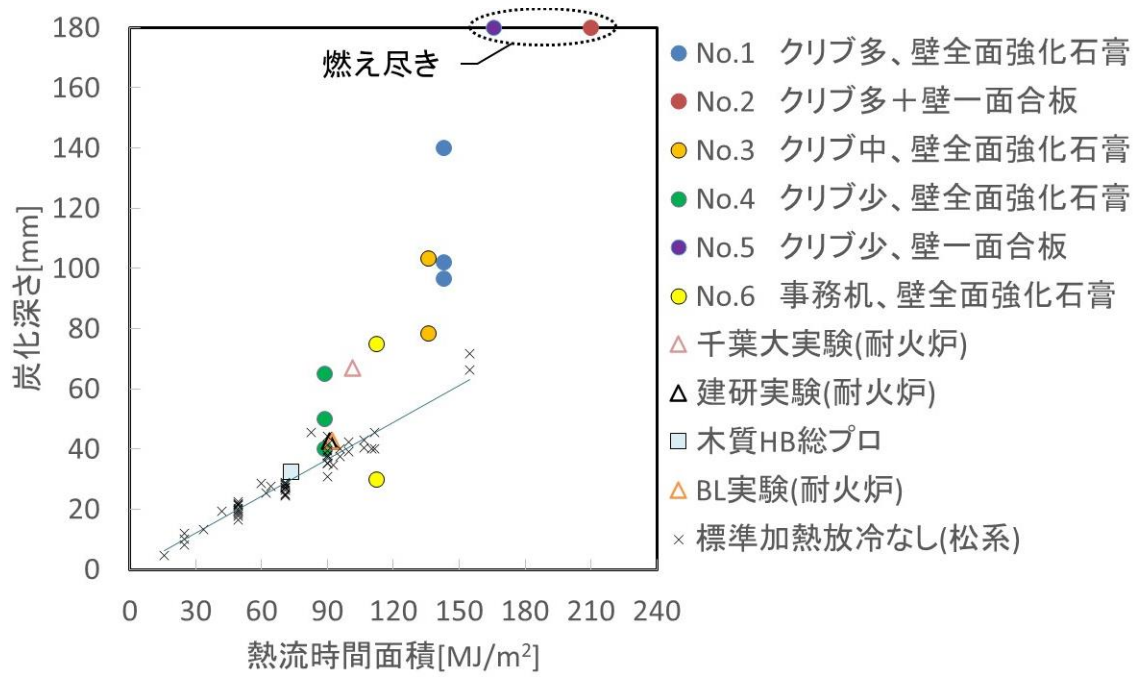


図 2. 3. 65 熱流時間面積と木製柱梁の炭化深さ

C.防火分野

③ ケーススタディ

前節の検討結果に基づき、木炭の赤熱による木材の燃焼熱の増分を考慮した等価火災時間の概念を用いて、不燃系構造の壁等に要求される耐火時間の試算を行った。

(a) 供試建物および可燃物仕様

本節では、木質混構造建物のプロトタイプ I・庁舎仕様（地上 5 階建て、延べ面積 10853m²）を供試建物とし（図 2.3.66、図 2.3.67）、2 階～3 階間の床および 4 階～5 階間の床を壁等（RC 造）と想定し、壁等で囲われる空間（2 層分全体）を一体の火災室として壁等に必要とされる保有耐火時間＝等価火災時間を計算した。当該建物は各階の東西端部のコア部以外が約 1500m²であるため 2 層で 3000m²以下となる（法 21 条第 2 項では 3000m²以内に壁等を設けることとなっている）。1～2 階間および 3～4 階間のスラブが CLT で構成されており、これらが燃えぬけた 2 層同時火災を想定している。なお、5 階も火災室となりうるが、屋根の燃えぬけ後に伴う失熱の評価が困難であるため本計算では計算していない。

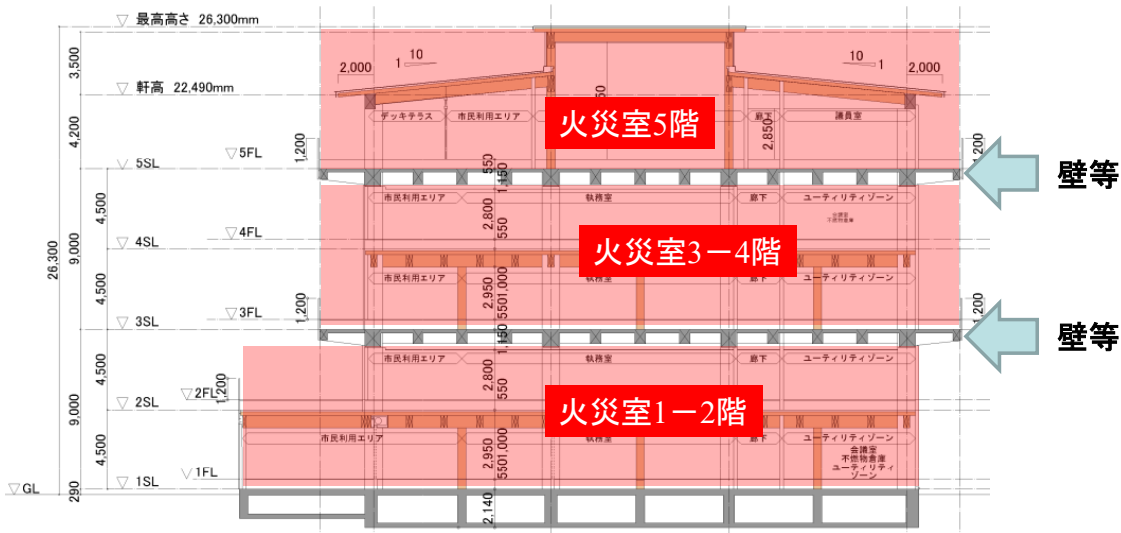


図 2.3.66 供試建物概要

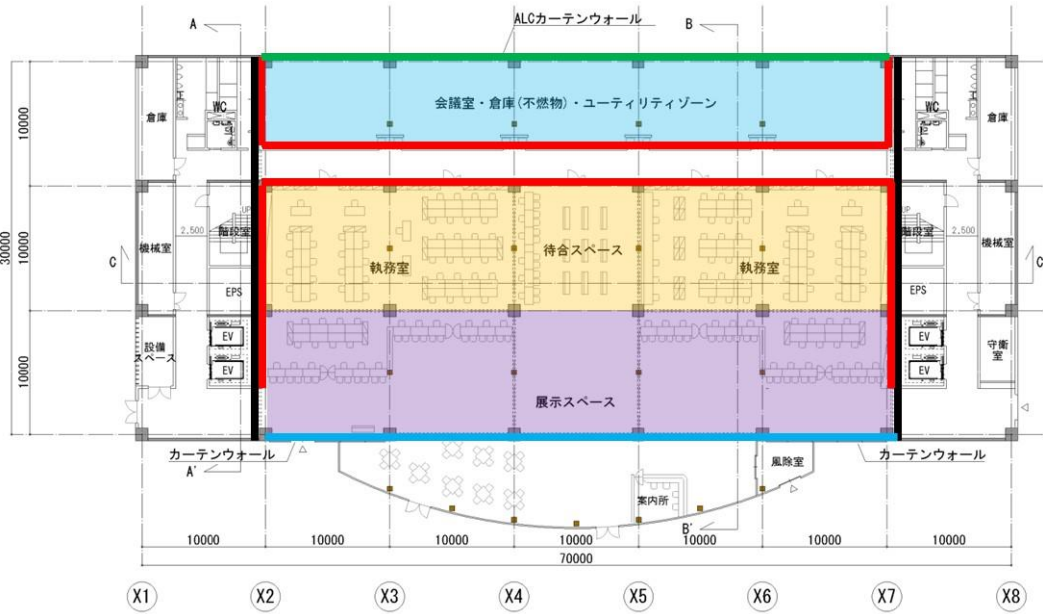
室内の収納可燃物の発熱量は耐火性能検証法と同様に室の用途に応じた固有値（表 2.3.14）に室の床面積を乗じた値とした。各階各室の用途および壁の材料および開口条件は図 2.3.67 の通り定めた。

C.防火分野

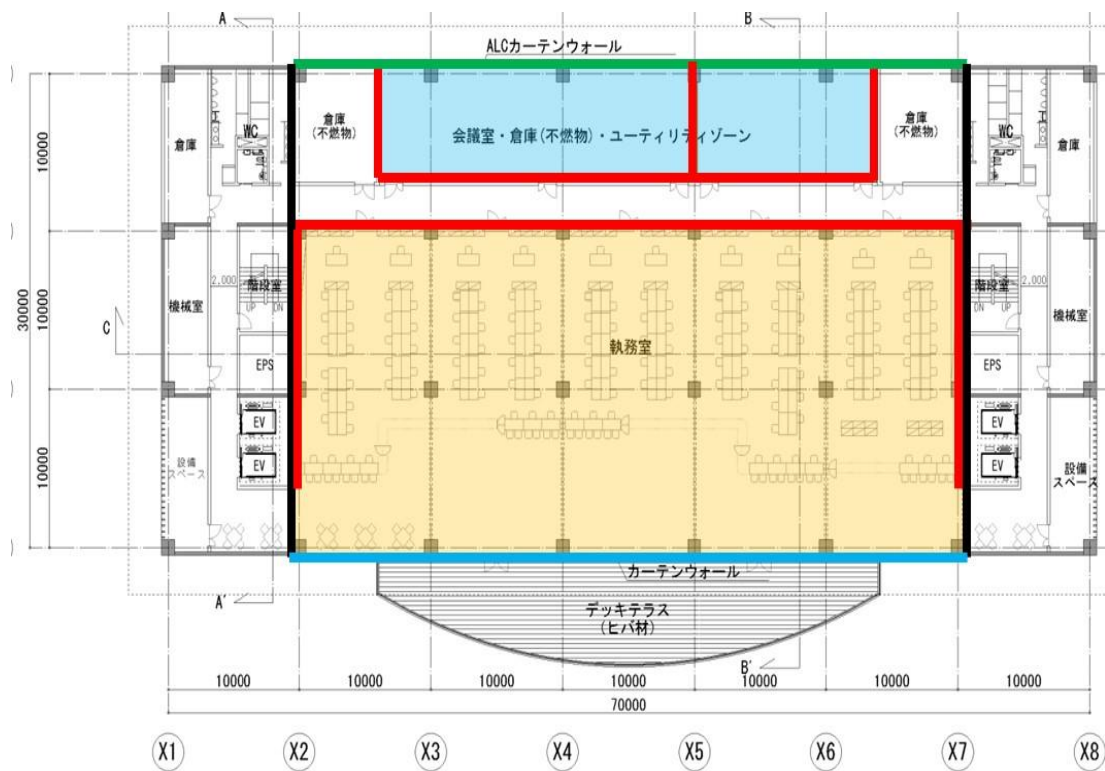
表 2.3.14 室内の収納可燃物の単位床面積当たりの発熱量（平成 12 年建告 1433 号）

	室の種類		発熱量（単位 1 平方メートルにつきメガジュール）
(一)	住宅の居室		720
	住宅以外の建築物における寝室又は病室		240
(二)	事務室その他これに類するもの		560
	会議室その他これに類するもの		160
(三)	教室		400
	体育館のアリーナその他これに類するもの		80
	博物館又は美術館その他これらに類するもの		240
四	百貨店の売場又は物品販売業を営む店舗その他これらに類するもの	家具又は書籍の売場その他これらに類するもの	960
		その他の部分	480
	飲食店その他の飲食室	簡易な食堂	240
		その他の飲食室	480
(五)	劇場、映画館、演芸場、観覧場、公会堂、集会場その他これらに類する用途に供する室	客席部分 固定席の場合	400
		客席部分 その他の部分	480
		舞台部分	240
(六)	自動車車庫又は自動車修理工場	車室その他これに類するもの	240
		車路その他これに類するもの	32
(七)	廊下、階段その他の通路		32
	玄関ホール、ロビーその他これらに類するもの	劇場、映画館、演芸場、観覧場、公会堂若しくは集会場その他これらに類する用途又は百貨店若しくは物品販売業を営む店舗その他これらに類する用途に供する建築物におけるもの	160
		その他のもの	80
(八)	昇降機その他の設備の機械室		160
(九)	屋上広場又はバルコニー		80
(十)	倉庫その他の物品の保管の用に供する室		2,000

C.防火分野



(a) 1階



(b) 2階

<室の色と室用途>

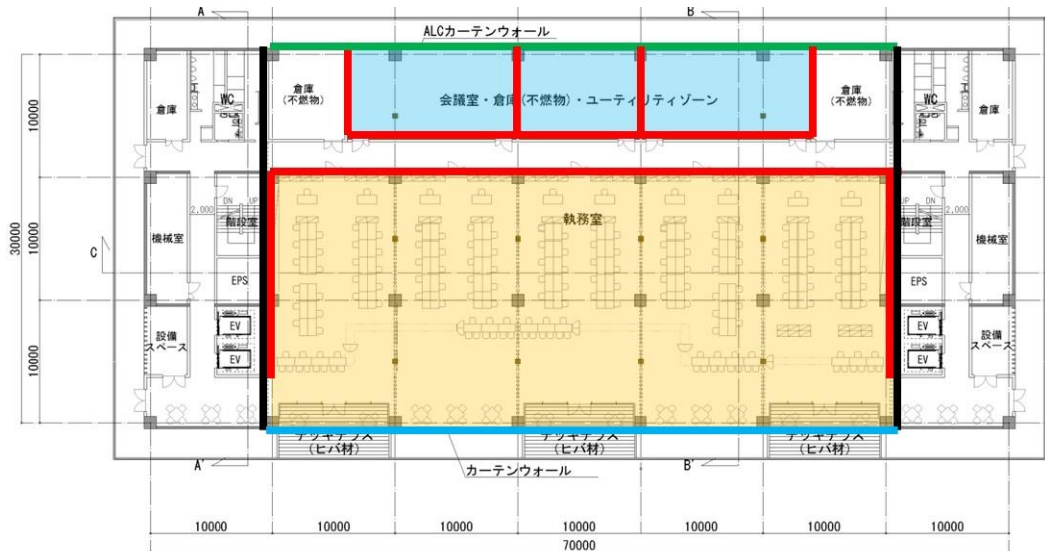
青：会議室、赤：倉庫、橙：事務室、紫：玄関・ホール、緑：機械室、無色：廊下・階段

<壁の色と材質>

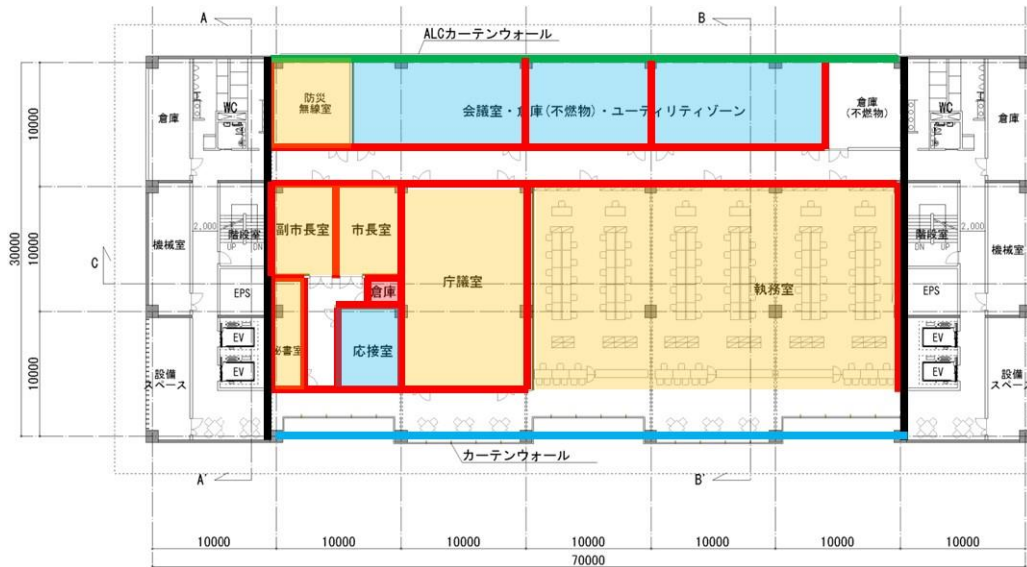
黒：RC、緑：ALC、赤：CLT、青：開口部

図 2.3.67 各階平面図と各室の用途（その1）

C.防火分野



(c) 3階



(d) 4階

<室の色と室用途>

青：会議室、赤：倉庫、橙：事務室、紫：玄関・ホール、緑：機械室、無色：廊下・階段

<壁の色と材質>

黒：RC、緑：ALC、赤：CLT、青：開口部

図 2.3.67 各階平面図と各室の用途（その2）

C.防火分野

また、各室の内装材は図 2.3.68 のように想定し、CLT で構成される部分（図 2.3.67 の赤線部の壁および 1-2 階間の床および 3-4 階間の床）においては、木材の単位重量当たりの発熱量を木炭の発熱量を含めた正味の値として 18.7MJ/kg とし、木材周壁の単位面積単位厚さ当たりの発熱量を $9(\text{MJ}/(\text{m}^2 \text{mm}))$ とした。また、CLT 以外の壁・天井は壁紙仕上げ（ 1.5mm 厚）とし、床面はタイルカーペット仕上げ（ 7mm 厚）とし、単位面積単位厚さ当たりの発熱量は耐火性能検証法で想定される値とした。

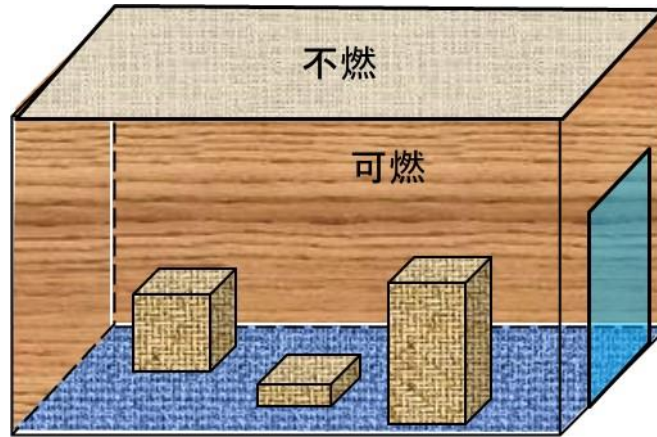


図 2.3.68 各室の内装材の想定条件（壁が CLT で構成されている場合）

C.防火分野

(b) 算定結果

表 2.3.15 は 2-3 階間および 4-5 階間の壁等の要求耐火時間を算定した結果である。いずれも等価火災時間（要求耐火時間）は 150 分程度となった。なお、火災区画全体の総発熱量÷床面積は約 3600MJ/m²であり、耐火性能検証法における収納可燃物の発熱量密度の最大値 2000MJ/m²（倉庫相当）の約 1.8 倍、事務室相当 560MJ/m²の 6 倍以上であり、木造化に伴う可燃物量の増加が著しいことが確認できる。なお、軸組工法または枠組壁工法の木造に用いられる木材量を床面積当たり 0.1~0.2m³/m²程度であるとの報告があり、木材の密度を 500kg/m³、燃焼熱を 18.7MJ/kg とすると、0.2m³/m²で発熱量密度は 1870MJ/m²となる。

表 2.3.15 総発熱量および等価火災時間の算定結果

	1-2階	3-4階
合計総発熱量[MJ]	5934015	5490447
合計可燃物表面積[m ²]	12686	10628
合計開口因子fop[m ^{5/2}]	1076	1015
燃焼型支配因子[m ^{1/2}]	0.085	0.096
発熱速度qb[MW]	1649	1382
火災継続時間tf[min]	60.0	66.2
床面積[m ²] ^{※1}	1500	1500
高さ[m]	9	9
外壁面積(RC)[m ²]	540	540
周壁面積AT(RC)[m ²]	3540	3540
熱慣性Ih(RC)[(kW/(m ² K))s ^{0.5}]	1.75	1.75
外壁面積(ALC)[m ²]	450	450
周壁面積AT(ALC)[m ²]	450	450
熱慣性Ih(ALC)[(kW/(m ² K))s ^{0.5}]	0.26	0.26
火災温度上昇係数α[K/min ^{1/6}]	871	789
等価火災時間teq[min]	156.3	148.9

(6) まとめ

本検討では、CLT パネルをはじめとした厚い木製の面材を耐震要素やコンクリートの型枠兼用仕上げ等に利用する需要も見込まれていることを踏まえ、減衰過程を含む火災性状や部材への受熱量に及ぼす柱梁および周壁の木質化の影響に関する技術的知見の収集を目的とした区画火災実験を実施した。当該実験では、区画構成部材の一部に厚板の木材や木製の柱梁が利用された室において、昇温過程が概ね 1 時間継続する放任火災を対象とし、区画周壁の構成材料・表面積、開口条件および可燃物条件を設計した。実験の結果、以下の知見を得た。

① <壁の木質化の影響>

柱梁のみを木質化した条件 (No.1 や No.4) では換気支配型火災時の可燃物の重量減少速度 ($0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}$) に木材の燃焼熱 ΔH (本実験で用いたクリブは約 13kJ/g) と概ね同様の値であったのに対し、壁を木質化した条件 (No.2 や No.5) はこれを大きく上回った。これは収納可燃物 (木材クリブ) の燃焼に、壁の一面に使用した合板による燃焼発熱が加算されたためと考えられる。

また、換気支配となった No.1 および No.2 では発熱速度が減衰し始める時間は点火から約 80 分であり、区画内温度が減少し始める時間より 35 分程度早い。このとき、区画内温度が低減し始める時点から発熱速度が $0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}\times\Delta H$ ($\approx 975\text{kW}$) を下回り始めており、昇温過程における区画内温度に大きな差異が無いことを考慮すると、 $0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}\times\Delta H$ 以上の発熱は区画外で燃焼している分に寄与していたと考えられる。なお、No.4 では燃料支配型火災となっていた可能性があり、木質化した No.5 の方が昇温過程の時点から区画内温度が高くなる結果となった。

② <柱梁の木質化の影響>

柱梁を木質化した No.3 の方が昇温が長く継続し、区画内温度および発熱速度の減衰開始は No.3 で点火後約 70 分、No.7 で点火後約 40 分である。また、No.3 においても点火後 50 分程度で可燃物の燃焼の勢いが弱まり、発熱速度も一時的に提言していることから収納可燃物の燃焼性状は柱梁の木質化の有無に依らず概ね同程度であったと考えられる。

③ <収納可燃物の影響>

収納可燃物を木材クリブとした No.4 と事務机ユニットとした No.6 の比較において、昇温過程における区画内温度および発熱速度の上昇傾向および最大値は両者概ね等しいが、発熱速度の減衰開始は No.6 の方が可燃物量が多いにも関わらず 20 分程度早かった (開口噴出火災の激しさも同様)。これは、事務机ユニットを構成する可燃物のうち、特に高い発熱を生じる木製の机と椅子のウレタンフォームがいずれも燃え尽き始めたためと考えられる。しかし、No.6 の発熱速度の減衰勾配は No.3 に比べ緩やかである。これは事務机ユニットの大半を占める紙類が燃焼の経過とともに灰の下で埋もれ、埋火として緩やかに燃焼を継続したためと考えられる。

④ 各実験条件における総発熱量 (酸素消費法による発熱速度の時間累積値) と可燃物の重量に各可燃物の主要構成成分の燃焼熱を乗じた値の和を整理した結果、木炭の赤熱による木材の燃焼熱の増分を加味すれば (木材の燃焼熱 = 18.7MJ/kg)、木質化された区画内の可燃物の総発熱量を適切に算定できる。

また、熱流時間面積の等価性を指標とした壁等の要求耐火時間の評価方法案を検討した結果、下記の知見を得、木質混構造建物のプロトタイプ I ・庁舎仕様を対象としたケーススタディを行った。

① 不燃系耐火構造部材が対象であれば、熱流時間面積の等価性を指標とした方法により壁等の要求耐

C.防火分野

火時間を推定することが可能である。ただし、壁を木質化した条件では開口噴出火炎により多くの可燃性ガスが区画外で燃焼したため、これが区画内温度の上昇に寄与しなかったため、実態よりも過大評価となった。

- ② 一方、木質系部材においては、同じ熱流時間面積であっても火災減衰過程を含めた炭化深さは継続加熱時の炭化深さに比べて大きく、特に熱流時間面積が高いほどその傾向が顕著であった。同一条件であっても炭化深さのばらつきが大きいことも踏まえると熱流時間面積による単純な評価が困難であり、火災減衰過程を含めた木質系部材の損傷状況を適切に推定するには部位による対流熱伝達や赤熱の影響等を精緻に検討する必要があると考えられる。

[参考文献]

- 1) Ohmiya Y., Tanaka T., Wakamatsu T.: Burning Rate of Fuels and Generation Limit of the External Flames in Compartment Fire, Fire Science and Technology, Vol. 16 No.1 & 2, pp.1-12, 1996
- 2) 掛川秀史：事務所の避難安全設計火源に関する研究，2002
- 3) 山下平祐、市川萌都、馬場重彰、片岡辰幸、染谷朝幸、平島岳夫：火災時における構造用集成材の断面内温度と炭化性状 —その3 カラマツ構造用集成材による柱の加熱実験結果—、日本火災学会研究発表会、pp.90-91、2018.5

2.3.3 区画構成材料の実効熱慣性

(1) 検討の背景・目的

壁等を含む建築物の主要構造部の耐火性能を検討する上では、区画内の可燃物全てが燃焼している状態、いわゆる区画内全体火災を想定するのが一般的である。当然ながら火災区画内温度が高温であり、高温となっている時間が長期化するほど、主要構造部の熱的な損傷が大きくなるため、要求レベルに応じた主要構造部の耐火被覆を過不足なく検討する上では、火災区画内温度の経時変化を可能な限り正確に予測することが重要である。

現行の耐火性能検証法^リでは火災区画内温度の算定式として、区画内の可燃物の燃焼発熱、開口の大きさ、周壁（床や天井を含む。以下、本節において同じ）の面積および材質に応じて定まる火災温度上昇係数 α を用いた式(2.3.72)が規定されている。

$$T_f = \alpha \cdot t^{1/6} + T_\infty$$

$$\alpha = 1280 \cdot \left(\frac{q_b}{A_{op} \sqrt{H_{op}}} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{A_{op} \sqrt{H_{op}}}{A_w \cdot I_h} \right)^{1/3} \quad (2.3.72)$$

式(2.3.72)では区画内から周壁への吸熱を周壁表面から周壁内部への熱伝導とみなしているが、石膏ボードや木材など含水が多いまたは熱分解が活発に生じる材料においては、水分の蒸発や熱分解の潜熱により周壁への吸熱が促進される可能性がある。

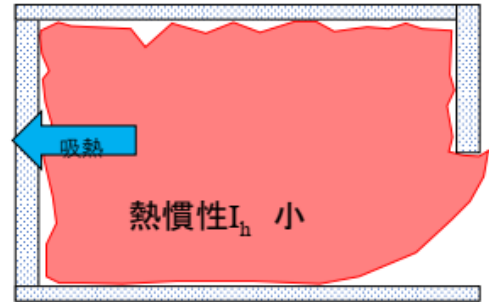
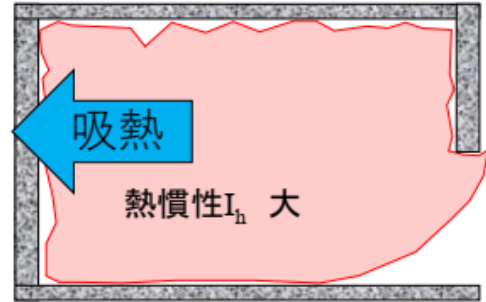
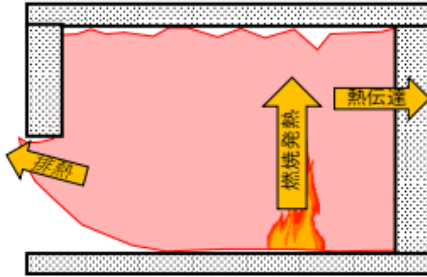
そこで本検討では式(2.3.72)の概念を踏襲した上で、水分を多く含むまたは熱分解が活発となる材質の熱慣性 I_h の実効値を実験的に把握することを目的とした区画火災実験を実施した。

耐火設計で用いられる火災室温度計算式

$$T_f = \alpha \cdot t^{1/6} + T_0$$

$$\alpha = 1280 \cdot \left(\frac{q_b}{A_{op} \sqrt{H_{op}}} \right)^{2/3} \cdot \left(\frac{A_{op} \sqrt{H_{op}}}{A_w \cdot I_h} \right)^{1/3}$$

周壁(壁・天井・床)への熱の伝わりを表す係数:
熱慣性=熱伝導率×密度×比熱



T_f : 火災室温度 [°C]、 T_0 : 初期温度 [°C]、 t : 時間 [min]、 q_b : 可燃物の燃焼発熱速度 [MW]、 $A_{op} \sqrt{H_{op}}$: 開口因子 [$m^{5/2}$]、 A_w : 周壁面積 (床・天井含む) [m^2]、 I_h : 熱慣性 [$kWs^{0.5}/m^2K$]

周壁(壁・天井・床)への熱の伝わりを表す係数:
熱慣性 I_h =熱伝導率×密度×比熱
⇒ 周壁に水分・揮発成分が含まれている場合にはその蒸発・気化・熱分解に伴う潜熱によって熱吸収が促進される(I_h がみかけ上高い)可能性

○そこで、周壁の材質をパラメータとした区画火災実験を実施し、**区画内温度の実験値**から求めた火災温度上昇係数 α を用いて、下式から**熱慣性 I_h の実効値**を求めた。

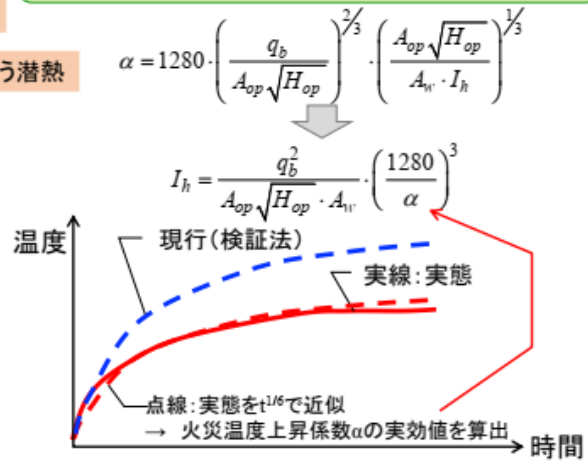
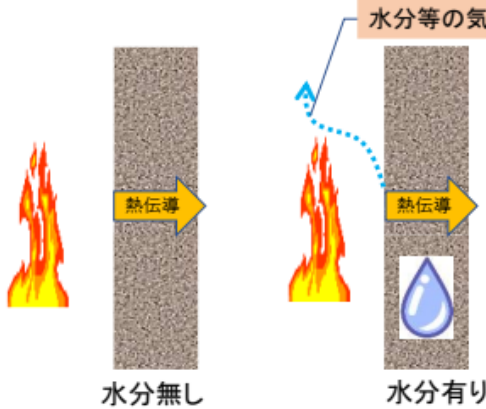


図 2.3.69 本検討の概念図

(2) 実効熱慣性推定のための区画模型実験

① 実験概要

壁の一面に単一の開口を設けた小規模区画模型を用い、床面中央に設置したガスバーナー (0.17m×0.17m、燃料:LPG) にて盛期火災を発生させ、当該区画模型の周壁の材料をパラメータとして区画内温度性状を確認した。本実験では、区画の周壁 6 面全てを同一の材料とする実験 (六面壁実験と呼ぶ) を基本とし、一部の条件においては区画の壁一面の仕様のみを変化させ他の 5 面を AES ファイバークラウド 25 厚 2 枚張り (下地: けい酸カルシウム板 0.2TK25mm 厚) で統一した実験 (一面壁実験と呼ぶ) の 2 種類を実施した。区画の製作の都合上、六面壁実験の区画内寸は 800mm×800mm×910mmH、一面壁実験の区画内寸は 780mm×780mm×800mmH とした。

ガス供給量は完全燃焼で換算した発熱速度が、一般的な換気支配型火災における可燃物の燃焼速度 $0.1A_{op}\sqrt{H_{op}}[\text{kg/s}]$ に木材の燃焼熱 $\Delta H_w=16000\text{kJ/kg}$ を乗じた値となるよう、マスフローコントローラにて自動制御した。

また、式(2.3.72)に示す通り、火災温度上昇係数 α は温度因子 $A_{op}\sqrt{H_{op}}/A_w$ に影響を受けることから、0.25m×0.65m と 0.2m×0.4m の 2 種類の開口条件で実験を実施した。また、実験は区画内温度が十分に定常状態となった時点、または局所的な燃え抜けの発生等により安全に実験を遂行できないと判断した時点をもって終了した。実験区画の概要図を図 2.3.70、図 2.3.71 に示す。

測定項目および計測手法は以下に示すとおりである。

- (a)区画内温度: 区画の隅角部 2 カ所の近傍に高さ方向に 5 点シース熱電対 (タイプ K、シース外径 3.2mm) を設け、区画内部温度を計測した。
- (b)周壁内部温度: 周壁を構成する板材の界面にシース型熱電対 (タイプ K、シース外径 1.0mm) を設置し周壁の内部温度を計測した。また、周壁の裏面にガラス被覆型熱電対 (タイプ K、素線径 0.32mm) を設置し、裏面温度を計測した。
- (c)発熱速度 (木質系材料のみ): 燃焼生成ガスをフードにて集煙し、当該ガスの濃度、ダクト、体積流量等のデータから酸素消費法により発熱速度を求めた。
- (d)炭化深さ (木質系材料のみ): 実験後の周壁材料 (試験体) を輪切りにし、炭化部を削り取り、未炭化部の厚さを計測した。当該未炭化部の厚さを試験体の初期厚さから減じることにより炭化深さを求めた。

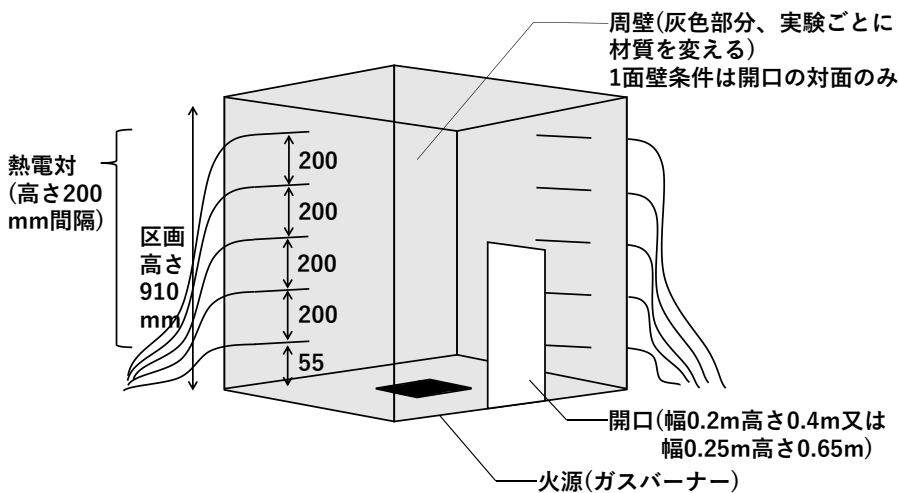


図 2.3.70 実験区画概要

C.防火分野

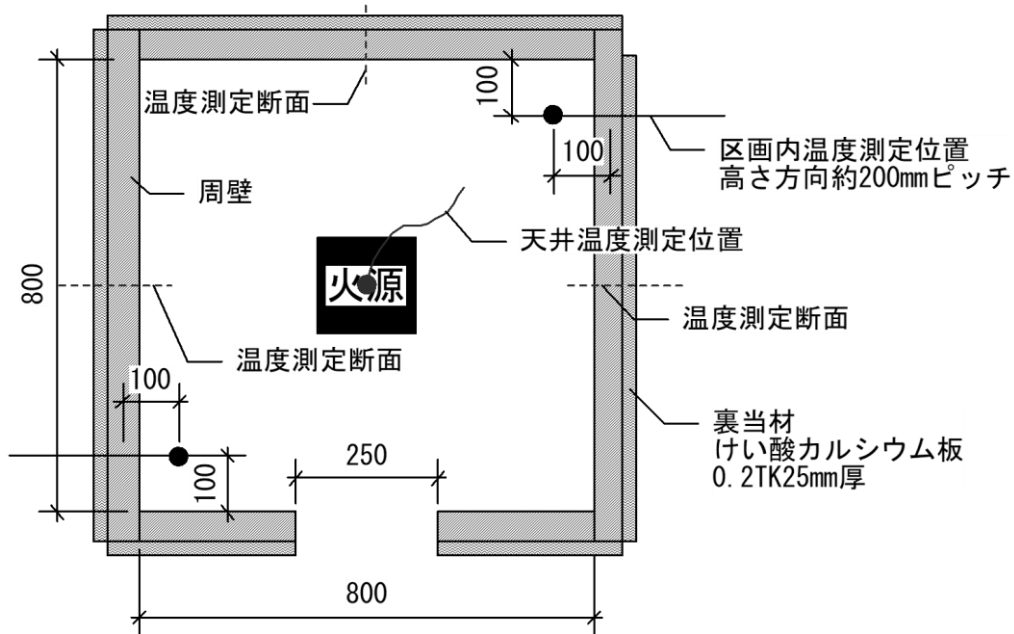


図 2.3.71 実験区画平面図

② 周壁の材質（試験体仕様）

本実験では一般的な建築空間の区画部材の材料のうち、以下の3種類のタイプに分け、周壁の試験体を選定した。周壁の厚さは1時間準耐火～2時間耐火構造として想定される厚さを材料毎に選定した。

(1)水分および揮発成分をほとんど含まない材料

- ・けい酸カルシウム板 0.5TK25mm 厚 2 枚貼り
- ・けい酸カルシウム板 0.2TK25mm 厚 2 枚貼り
- ・AES ファイバーブランケット 25mm 厚 2 枚貼り
- ・鋼板 1.6mm 厚

(2)水分および揮発成分を含む材料

- ・強化石膏ボード（タイプ V） 21mm 厚 2 枚貼り

(3)木質系材料（水分および揮発成分を含む材料）

既往の実験より、木材の積層の仕方によって炭化性状（熱分解性状）が異なることが知られているため、積層方法の違いを設けた。なお、いずれも気乾材料である。

- ・構造用合板（特類 2 級） 24mm 厚 3 枚貼り・ビス止め
- ・構造用合板（特類 2 級） 24mm 厚 3 枚貼り・ウレタン系接着剤張り
- ・集成材（樹種：スギ） 105mm 厚・水性高分子イソシアネート系接着剤（使用環境 C）
- ・集成材（樹種：スギ） 105mm 厚・レゾルシノール・フェノール系接着剤（使用環境 A）

このうち、鋼板と構造用合板については区画の1面を試験体とし、残り5面をAESファイバーブランケット25mm厚（けい酸カルシウム板0.2TK25mm厚裏当て）とした条件も併せて実施した（鋼板は1面壁の条件のみ）。

本実験で採用した周壁の材料および熱物性を表 2.3.16 に示す。このうち、密度は実測値であり、熱伝導率および比熱は各種文献または JIS 規格等に記載の値である。なお、実験終了から消火まで周壁が燃え抜け、周辺への火害が生じないように周壁の非加熱面にはけい酸カルシウム板 0.2TK25mm 厚を張り付けた。ただし、鋼板については非加熱側への放熱を加味するため、けい酸カルシウム板は設けていない。

表 2.3.16 試験体一覧

材質	構成	熱伝導率 [W/m/K]	密度(実測) [kg/m ³]	比熱 [kJ/kg/K]
強化石膏ボード(V)	21mm厚×2	0.24 ^{*1}	778	1.13 ^{*2}
ケイカル0.5TK	25mm厚×2	0.14 ^{*2}	415	0.92 ^{*2}
ケイカル0.2TK	25mm厚×2	0.14 ^{*2}	316	0.92 ^{*2}
AESブランケット	25mm厚×2	0.05 ^{*3}	128	1
鋼板	1.6mm厚	80 ^{*2}	7870	0.44 ^{*2}
構造用合板	24mm厚×3	0.12 ^{*2}	501	1.25 ^{*2}
集成材パネル(API)	105mm厚	0.12 ^{*2}	426	1.25 ^{*2}
集成材パネル(RPF)	105mm厚	0.12 ^{*2}	396	1.25 ^{*2}

*1 石膏ボード工業会HPより、*2 建築火災安全工学入門より

(3) 実験結果

① 観察記録

図 2.3.72 は各実験の火災盛期中の外観と実験終了後の区画内観の例を整理した結果である。

(a) けい酸カルシウム板・AESファイバーブランケット

けい酸カルシウム板においては、開口幅 0.25m 開口高さ 0.65m の場合、火源点火直後から開口から火炎が継続的に噴出した。点火 28 分頃から床面に破片が剥落する様子が確認された。実験終了後の観察より、開口と逆側の面および天井面が褐色に変色し、部分的に剥落する様子が見られた。一方、開口幅 0.2m 開口高さ 0.4m の場合、火源点火後は開口から火炎が噴出しなかったものの 10 分程度経過すると次第に火炎が噴出し始め、約 15 分で火炎の大きさが概ね安定した。実験中、破片等の剥落は見られなかった。実験終了後の観察では、全体的に周壁表面に変色し、多数のひび割れが確認できた。また、AES ファイバーブランケットについては、けい酸カルシウム板に見られた周壁の破片の脱落や変色が無いものの、目地部に一部隙間が生じ、区画内が高温の状態において赤燈色に変色していたが、開口噴出火炎の性状についてはけい酸カルシウム板の条件と概ね同様であった。

(b) 強化石膏ボード

開口幅 0.25m 開口高さ 0.65m の場合、火源点火約 1 分後から開口から火炎が噴出し始めた。点火約 3 分の時点で床面のボード原紙が着火し、6 分程度で開口噴出火炎の大きさが概ね安定した。実験後の観察より、強化石膏ボードに剥落は見られず、2 層目の加熱面側のボード原紙が炭化し、非加熱側は留め具の部分のみ変色がみられた。一方、開口幅 0.2m 開口高さ 0.4m の場合、火源点火後は開口から火炎が噴出せず約 12 分経過時点で床表面のボード原紙が焦げ始めた。27 分程度経過すると赤熱した煤が開口からの噴出し、55 分経過時点で間歇火炎が開口から噴出した。実験終了後の観察では、強化石膏ボードに剥落は見られず、2 層目の加熱面側のボード原紙が炭化し、非加熱側は留め具の部分のみ変色がみられた。

(c) 構造用合板(6 面壁)

開口幅 0.25m 開口高さ 0.65m の場合、火源点火約 40 秒後から開口から火炎が継続的に噴出し、1 分 30 秒後には床面が着火した。点火 19 分頃から床面の合板が部分的に割れている様子が確認され、22 分頃から炭化した破片が剥落する様子が確認されはじめた。実験終了後の観察より、2 層目の合板まで脱落している様子が見られ、3 層目は加熱側から 2mm 程度まで炭化していた。一方、開口幅 0.2m 開口高さ 0.4m の場合、火源点火開始から 1 分～2 分に掛けて床、開口正面の壁の順に着火し、5 分程度経過すると次第に火炎が噴出し始め、区画内側の合板表面全体が燃焼した。区画内が全体的に燃焼したため、加熱開始 30 分程度でガ

C.防火分野

スバーナーを停止したが、火勢は衰えなかった。32分後には床中央に大きな亀裂が確認され、55分ごろから破片等の剥落がみられた。実験終了後の観察では、1層目は全体的に剥落したものの2層目は部分的な脱落に留まっており、3層目の表面付近が炭化する様子が確認された。構造用合板がビス留であるかウレタン系接着剤であるかの違いについて、区画内が火炎で充満していたため区画内の状況が視認できなかったが、炭化層の脱落と思われる断続的な音の発生状況からすると、ビス留条件の方が幾分脱落が緩慢であったと推測される。火盛り期における開口噴出火炎はけい酸カルシウム板や強化せっこうボードなどの不燃系材料の実験時に比して大きかった。

(d)集成材

接着剤が水性高分子イソシアネート系（API）において、開口幅 0.25m 開口高さ 0.65m の場合、火源点火 30 秒後から開口から火炎が継続的に噴出し、1 分後には集成材パネルの区画内表面全面が燃焼した。点火 53 分頃から断続的に炭化した破片が剥落する様子が確認された。実験終了後の観察より（点火後 93.5 分で加熱を終了）、集成材パネルは加熱側表面から約 80mm まで炭化していた。一方、開口幅 0.2m 開口高さ 0.4m の場合、火源点火開始から約 2 分半で床、壁の順に着火し、4 分程度経過すると次第に火炎が噴出し始め、区画内側の集成材パネル表面全体が燃焼した。加熱開始 60 分程度から炭が剥落する様子がみられた。実験終了後の観察では（点火後 145 分で加熱を終了）、加熱側表面から 60~70mm まで炭化している様子が確認された。

一方、接着剤がレゾルシノール・フェノール樹脂系（RPF）の場合、観察時の様子は接着剤が API の実験と概ね同様であったが、炭化層の剥落がほとんど見られなかった。また、実験終了後に観察した集成材の炭化深さは、開口幅 0.25m 開口高さ 0.65m で 60~70mm（点火後 75 分で加熱停止）、開口幅 0.2m 開口高さ 0.4m で 50~55mm（点火後 110 分で加熱停止）であった。



(a)けい酸カルシウム板 0.2TK 加熱中 (b)けい酸カルシウム板 0.2TK 実験後

図 2.3.72 観察記録の例（開口幅 0.2m 開口高さ 0.4m） 試験体別（その 1）

C.防火分野



(c)強化せっこうボード (V) 加熱中



(d)強化せっこうボード (V) 実験後



(e)構造用合板 (6面ビス留) 加熱中



(f)構造用合板 (6面ビス留) 実験後



(g)集成材 (API) 加熱中



(h)集成材 (API) 実験後

図 2.3.72 観察記録の例 (開口幅 0.2m 開口高さ 0.4m) 試験体別 (その2)

② 区画内温度

区画内温度の測定結果を図 2.3.73、2.3.74 に示す。なお、図中の赤線は区画内の高さ方向中央 3 点の平均温度を示しており、点線は当該平均温度の特に昇温が顕著な時間帯を式(2.3.72)でカーブフィットさせた曲線である。なお、火災温度上昇係数は昇温過程における平均温度と加熱開始からの経過時間の 1/6 乗を最小二乗法で近似した直線の比例係数とした。

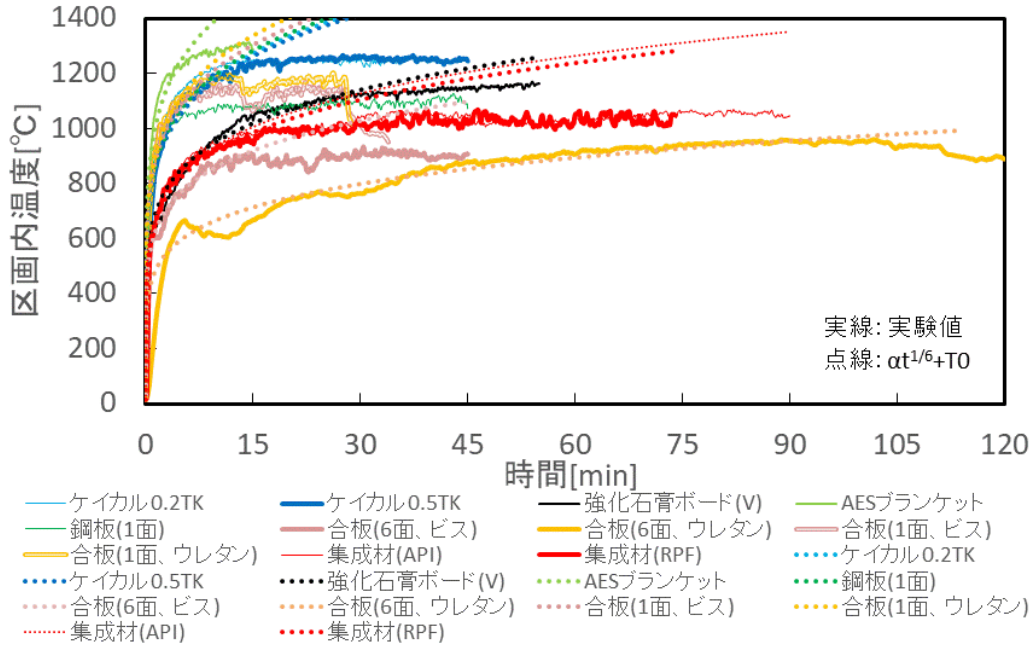


図 2.3.73 区画内平均温度 開口幅 B0. 25m 開口高さ H0. 65m

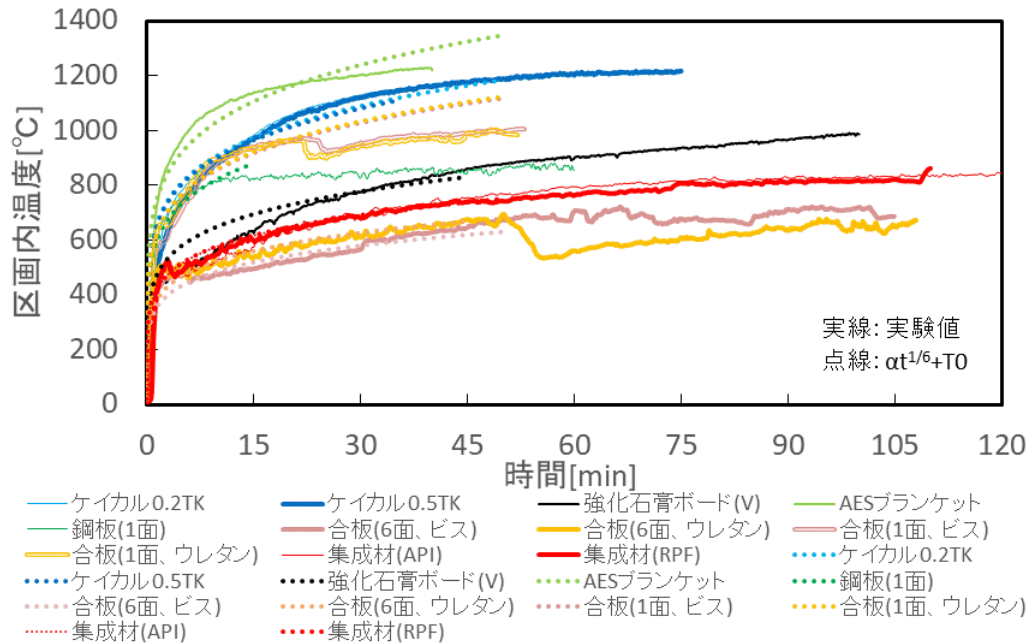


図 2.3.74 区画内平均温度 開口幅 B0. 2m 開口高さ H0. 4m

(4) 実効熱慣性の推定手法および推定結果

式(2.3.72)を熱慣性 I_h について整理すると、

$$I_h = \frac{q_b^2}{A_{op} \sqrt{H_{op}} \cdot A_w} \cdot \left(\frac{1280}{\alpha} \right)^3 \quad (2.3.73)$$

となる。したがって、ある周壁の材質を用いた区画火災実験を実施し、当該実験における区画内の発熱速度、開口因子、周壁の内表面積をそれぞれ式(2)の q_b 、 $A_{op} \sqrt{H_{op}}$ 、 A_w に代入し、当該実験における区画内温度計測値から求めた α を用いれば、当該材質の熱慣性 I_h の実効値を求められる。ただし、試験体を区画の壁一面にのみ設置し、その他5面を AES ファイバーブランケットとした条件については、AES ファイバーブランケットの推定値 $I_{h,aes}$ と5面の区画内表面積 $A_{w,aes}$ を用いて以下の式で求めた。

$$I_{h,t} = \frac{q_b^2}{A_{op} \sqrt{H_{op}} \cdot A_{w,t}} \cdot \left(\frac{1280}{\alpha} \right)^3 - I_{h,aes} A_{w,aes} \quad \text{式(2.3.74)}$$

火災温度上昇係数 α の実験結果を用いて、当該方法により実効熱慣性 I_h を算定した結果を表 2.3.17 に示す。なお、カーブフィットのさせ方によって火災温度上昇係数が若干変化するため精緻な検討は今後の課題である。また、表中には耐火性能検証法解説書²⁾に記載の熱慣性の数値（以降、文献値と呼ぶ）を併記している。表より、けい酸カルシウム板 0.2TK および 0.5TK は文献値と概ね等しいのに対し、強化石膏ボードの実効熱慣性の推定値は文献値の約 1.5 倍、木材は文献値の 1.5~3 倍程度の値となった。これは、強化石膏ボード内部の水分の蒸発に伴う潜熱や木材の熱分解に伴う潜熱により火災区画内から周壁への吸熱が促進された影響などが原因と考えられる。また、水分および揮発成分が少ない AES が文献値の約 2 倍となった理由については定かではないが、空隙を多く含む材料の場合、空隙を介して放射熱および対流熱伝達が生じている可能性がある。さらに、鋼板については $I_h=1.23\sim 1.61$ となり、耐火性能検証法で想定される防火シャッターの値 0.64 を超え、薄板材料の値 2.84 より低い値となった。周壁が一定程度の熱的な厚さを有する材料であれば区画内から周壁への伝熱は主に、周壁内への熱伝導によるものであるが、熱的に薄い材料の場合は材料から非加熱側への放射および対流熱伝達となるため、伝熱機構の違いがこのような差異が生じたと考えられる。

また、木質系材料および鋼板を除くと、開口条件の違いにより火災温度上昇係数 α は 1.25~1.5 倍ほどの違いがあるものの、実効熱慣性の推定値には大きな差異がみられなかった。一方、木質系材料においては開口条件の違いにより熱慣性の算定値に大きな差異が見られる。ただし、区画周壁の一面のみが木質系材料である条件においては開口条件における熱慣性の差異が少ない。また、同じ材料（構造用合板のビス止めまたはウレタン接着剤）においては、周壁 6 面が木質系材料で構成される場合よりも 1 面のみの場合の方が熱慣性が低くなる傾向にある。これは、材料内部に含まれる水分の蒸発や熱分解に伴う潜熱が火災区画から周壁への吸熱を促進している（潜熱による吸熱促進と呼ぶ）ほか、水分の蒸発や熱分解ガスの発生により区画内の内部圧力が上昇することで区画内への流入空気量ひいては区画内での発熱速度が低減した（内圧増加による発熱抑制と呼ぶ）影響も含まれていると推測される。

表 2.3.17 実効熱慣性 I_h の算定結果

材質	火災温度上昇係数 α [K/min ^{1/6}]		実効熱慣性 [(kW/m ² /K)・s ^{0.5}]		熱慣性 (文献値) [(kW/m ² /K)・ s ^{0.5}]
	B0.25H0.65	B0.20H0.40	B0.25H0.65	B0.20H0.40	
強化石膏ボード(V)	632	430	0.61	0.73	0.40
ケイカル0.5TK	788	602	0.31	0.27	0.27
ケイカル0.2TK	794	607	0.31	0.26	0.27
AESブランケット	945	692	0.20	0.19	0.08
鋼板	804	548	1.23	1.61	0.64, 2.84
構造用合板(6面ビス)	564	318	0.86	1.81	0.21~0.3
構造用合板(6面ウレタン)	442	344	1.78	1.43	0.21~0.3
構造用合板(1面ビス)	814	572	1.16	1.35	0.21~0.3
構造用合板(1面ウレタン)	839	575	1.01	1.32	0.21~0.3
集成材パネル(API)	633	380	0.60	1.06	0.21~0.3
集成材パネル(RPF)	618	381	0.65	1.05	0.21~0.3

B : 開口幅、H : 開口高さ

(5) 木質系周壁の熱分解に伴う区画内圧力の増加の影響に関する考察

(2)の実験より、木質系材料の周壁においては潜熱による吸熱促進と内圧増加による発熱抑制が区画内の昇温を抑制している可能性が示唆された。内圧増加による発熱抑制は開口部の大きさによって昇温抑制に与える影響度が異なり、先に示した式(2.3.72)にこの影響を加味することは難しいため、内圧増加による発熱抑制の効果を火災区画内の熱収支および質量収支に基づく物理モデルにより推定し、潜熱による吸熱促進効果のみが火災区画内温度に与える影響について検討した。なお、特に火災加熱によるガスの発生が特に顕著と思われる木質系材料を対象とした。

(6) 木質系周壁の熱分解に伴う区画内圧力の増加を考慮した火災区画内温度計算モデル

火災区画内では、区画内での可燃性ガスの燃焼発熱 Q_{fire} と区画内から周壁への熱伝達 Q_{wall} 、開口を通じた換気 Q_{conv} および放射 Q_{rad} ($=\sigma T_f^4 A_{op}$) による失熱のバランスにより区画内の昇温速度が決まる。これを定式化したものが次式である。

$$c_p \rho_f V_f \frac{dT_f}{dt} = Q_{fire} - Q_{wall} - Q_{rad} - Q_{conv} \quad (2.3.75)$$

このうち、区画内の燃焼発熱 Q_{fire} は区画内で発生した可燃性ガスが全て燃焼した場合の発熱と開口部から流入する空気が全て燃焼した場合の発熱のいずれか小さい方で決定されるものとした。

$$Q_{fire} = \min(m_b \Delta H_c + \dot{m}_p A_w \Delta H_w, m_a \Delta H_a) \quad (2.3.76)$$

また、区画内から壁への失熱は木質系材料の熱分解に伴う潜熱とした。

$$Q_{wall} = \dot{m}_p L_p A_w \quad (2.3.77)$$

ここで、 \dot{m}_p は木質系材料の周壁の単位面積当たりの熱分解速度を意味しており、炭化層及び未炭化部の境界面の熱収支より導かれた以下の式で求めた³⁾。

$$m_p'' = \frac{1}{L_p} \left\{ \sigma T_f^4 \exp(-\delta_c^{0.27}) - \sqrt{\frac{k\rho c}{\pi t}} (T_p - T_\infty) \right\} \quad (2.3.78)$$

また、熱分解速度は木質系材料の気化成分の密度で除すことで炭化速度 $d\delta_c/dt$ となることから、炭化深さはその時間累積値として次式で求められる。ただし、炭化層の剥落の影響は考慮しない。

$$\delta_c = \int_0^{\delta_c} \frac{d\delta_c}{dt} dt = \int_0^{\delta_c} \frac{m_p''}{(1-\phi)\rho_w} dt \quad (2.3.79)$$

一方、 Q_{conv} は開口部からの換気に伴う失熱であり、次式で求める。

$$Q_{conv} = c_p m_s (T_f - T_0) \quad (2.3.80)$$

図 2.3.75 は当該モデルの概念図を整理した結果である。

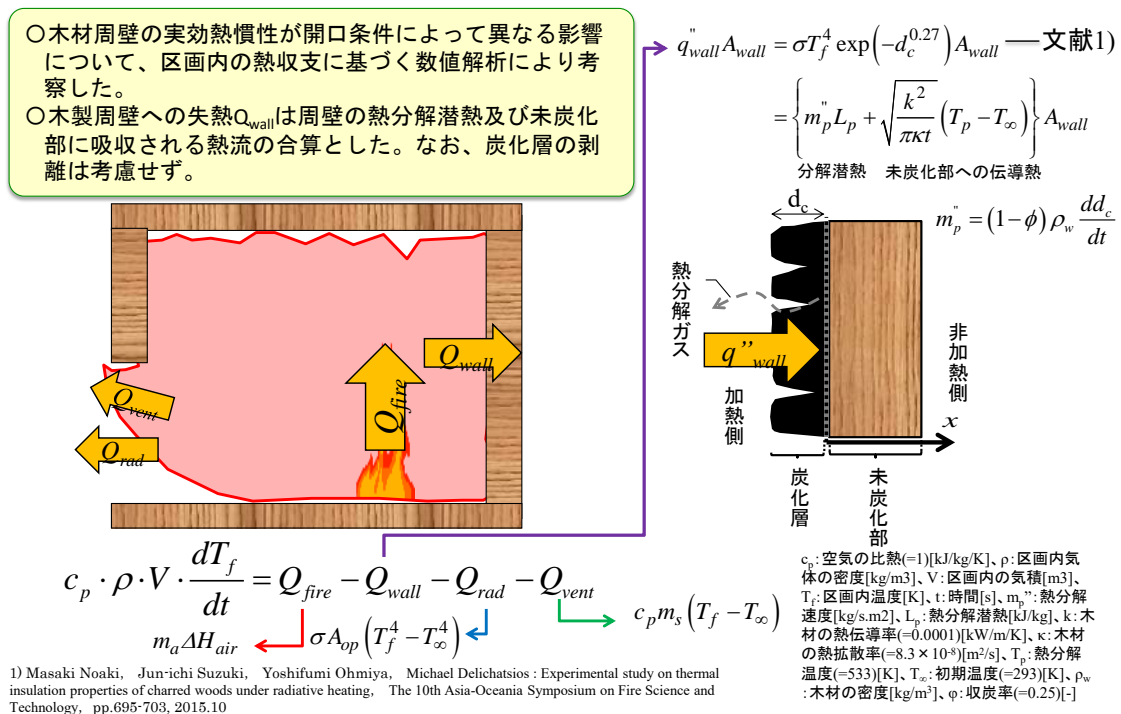


図 2.3.75 火災区画内および周壁の熱収支の概要図

開口部から区画外に排出される気体の質量 m_s および区画内に流入する気体の質量 m_a は開口部における密度差換気概念より次式で求められる。

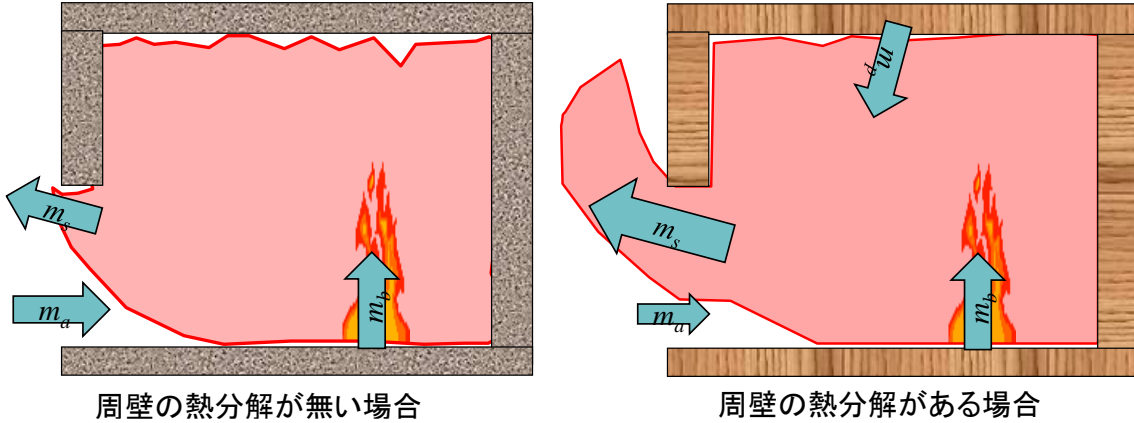
$$m_s = \frac{2}{3} \gamma B_{op} \sqrt{2g\rho_f \Delta\rho} (H_{op} - Z_n)^{3/2} \quad (2.3.81)$$

$$m_s = \frac{2}{3} \gamma B_{op} \sqrt{2g\rho_\infty \Delta\rho} Z_n^{3/2} \quad (2.3.82)$$

このとき、中性帯高さ Z_n が必要となるが、火災区画内で質量保存が成立するよう求める。図 2.3.76 のように木質系材料の周壁が熱分解を生じると周壁の熱分解ガスによる区画内圧力の増加の影響を考慮する場合、区画内の質量収支は式(2.3.83)で成り立つことから開口部における密度差換気を考慮すると Z_n は式(2.3.84)のように表すことができる⁴⁾。

$$m_s = m_a + m_b + m_p \quad (2.3.83)$$

$$Z_n = \frac{H_{op}}{1 + \left\{ (1 + 1/r)^2 (T_f/T_\infty) \right\}^{1/3}} \quad (2.3.84)$$



周壁の熱分解が無い場合

周壁の熱分解がある場合

図 2.3.76 周壁の熱分解の有無による火災区画内の質量収支の概念図

ここで、 r は火源の燃焼速度 m_b 及び熱分解ガスの発生量 m_p の和に対する流入空気量 m_a の割合である。

$$r = m_a / (m_b + m_p) \quad (2.3.85)$$

(7) 熱分解に伴う区画内圧力の増加の影響を補正した木材の実効熱慣性

集成材パネル(RPF)の条件を対象とし、初期条件 (20°C) から前進差分による時間増分解析にて、開口寸法 0.2m×0.4m および 0.25m×0.65m における区画内温度を算出した。図 2.3.77 は熱分解ガスによる内部圧力の増加を考慮した場合と考慮しない場合の区画内温度の計算値および各条件の実験値を比較した結果である。図より、内部圧力の増加を考慮する場合は実験値と計算値が概ね一致しており、内部圧力の増加を考慮しない場合に比べ 200°C 程度低い傾向にある。また、図中の一点鎖線は熱分解ガスによる内部圧力の増加を考慮しない場合 (すなわち、周壁の熱分解に伴う潜熱の影響のみを考慮した場合) において昇温が顕著な時間帯における区画内温度を時間の 1/6 乗でカーブフィットさせた結果である。この結果より木質系材料の周壁の熱分解に伴う潜熱を考慮した I_h は 0.40~0.46[kW/(m² K)s^{0.5}] であり、耐火性能検証法における木材の熱慣性 (0.21~0.30) の 1.5~2 倍程度である。

C.防火分野

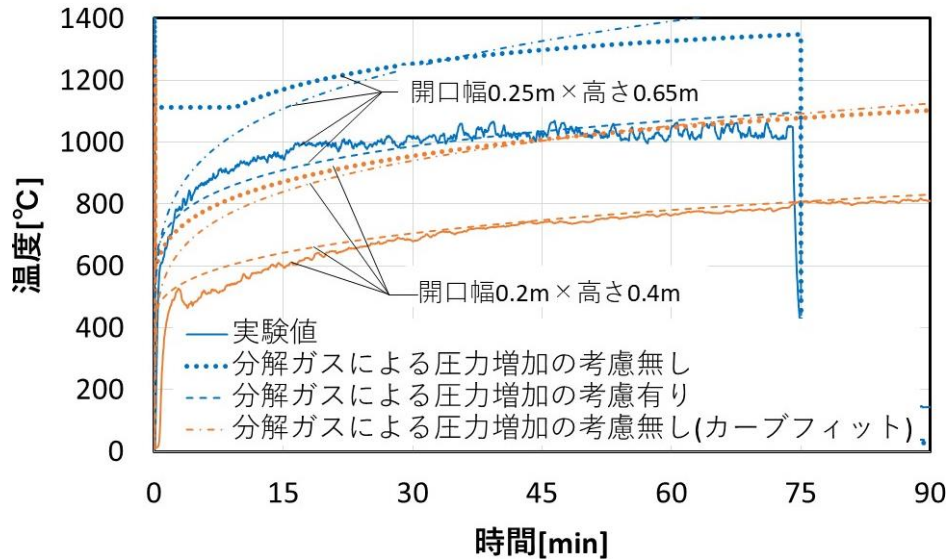


図 2.3.77 熱分解に伴う区画内圧力増加の有無による火災区画内温度

(8) まとめ

現行の耐火性能検証法では、区画内の可燃物の燃焼発熱、開口の大きさ、周壁の面積および材質に応じて火災区画内温度を算定することとなっている。当該算定式では区画内から周壁への吸熱を周壁表面から周壁内部への熱伝導とみなしているが、石膏ボードや木材など含水が多いまたは熱分解が活発に生じる材料においては、水分の蒸発や熱分解の潜熱により周壁への吸熱が促進される可能性があることから、本検討では、水分を多く含むまたは熱分解が活発となる材質の熱慣性 I_h の実効値を実験的に把握することを目的とした区画火災実験を実施した。その結果、以下の知見を得た。

- ① 区画火災実験のデータから熱慣性の実効値を推定した結果、けい酸カルシウム板 0.2TK および 0.5TK は文献値と概ね等しいのに対し、強化石膏ボードの実効熱慣性の推定値は文献値の約 1.5 倍、木材は文献値の 1.5~3 倍程度の値となった。これは、強化石膏ボード内部の水分の蒸発に伴う潜熱や木材の熱分解に伴う潜熱により火災区画内から周壁への吸熱が促進された影響などが原因と考えられる。
- ② 木質系材料および鋼板を除くと、開口条件の違いにより火災温度上昇係数 α は 1.25~1.5 倍ほどの違いがあるが、実効熱慣性の推定値には大きな差異がみられなかったのに対し、木質系材料においては開口条件の違いにより熱慣性の算定値に大きな差異が見られる。また、構造用合板の実験において、周壁 6 面が木質系材料で構成される場合よりも 1 面の場合の方が熱慣性が低くなる傾向にある。これは、材料内部に含まれる水分の蒸発や熱分解に伴う潜熱が火災区画内から周壁への吸熱を促進している（潜熱による吸熱促進と呼ぶ）ほか、水分の蒸発や熱分解ガスの発生により区画内の内部圧力が上昇することで区画内への流入空気量ひいては区画内での発熱速度が低減した（内圧増加による発熱抑制と呼ぶ）影響も含まれていると推測される。
- ③ 内圧増加による発熱抑制の効果を火災区画内の熱収支および質量収支に基づく物理モデルにより推定し、潜熱による吸熱促進効果のみが火災区画内温度に与える影響について検討した結果、木質系材料の周壁の熱分解に伴う潜熱を考慮した I_h は 0.40~0.46[kW/(m²K)s^{0.5}]であり、耐火性能検証法における木材の熱慣性 (0.21~0.30) の 1.5~2 倍程度であることを確認した。

C.防火分野

記号

q_b	発熱速度[MW]	ΔH_w	木材の燃焼熱[kJ/kg]
$A_{op}\sqrt{H_{op}}$	開口因子[m ^{5/2}]	m_a	開口部から区画内に流入する空気量 [kg/s]
A_w	周壁の内表面積[m ²]	ΔH_a	空気の燃焼熱[kJ/kg]
I_h	周壁の熱慣性の平方根[kW/m ² /K・s ^{0.5}]	L_p	木材の熱分解潜熱[kJ/kg]
c_p	空気の比熱[kJ/(kg K)]	σ	ステファン・ボルツマン定数[kW/(m ² K ⁴)]
Q_{fire}	区画内での可燃性ガスの燃焼発熱[kW]	d_c	木材の炭化深さ [mm]
Q_{wall}	区画内から周壁への熱伝達[kW]	$k\rho c$	木材の熱慣性[kW/(m ² K)s ^{0.5}]
Q_{conv}	開口部を通じた換気による失熱[kW]	T_p	木材の熱分解温度[K]
Q_{rad}	開口部を通じた放射による失熱[kW]	T_∞	雰囲気温度[K]
ρ_f	区画内高温ガスの密度[kg/m ³]	f	収炭率[-]
ρ_∞	大気密度[kg/m ³]	m_s	開口から区画外への排出気体量[kg/s]
$\Delta\rho$	区画内外の気体の密度差 ($\rho_f - \rho_\infty$) [kg/m ³]	γ	流量係数[-]
V_f	火災区画内の気積[m ³]	B_{op}	開口幅[m]
T_f	区画内温度[K]	g	重力加速度[m/s ²]
m_b	火源の燃焼速度[kg/s]	Δr	区画内外の気体の密度差[kg/m ³]
ΔH_c	火源の燃焼熱[kJ/kg]	r_∞	大気の密度[kg/m ³]
m_p''	木材周壁単位面積当たり熱分解速度[kg/s]	H_{op}	開口高さ [m]
A_w	周壁の面積[m ²]	Z_n	中性帯高さ [m]

[参考文献]

- 1) 平成 28 年国土交通省告示第 258 号 耐火性能検証法に関する算出方法等を定める件
- 2) 日本建築センター：2001 年版 耐火性能検証法の解説及び計算例とその解説、海文堂出版、2001.3
- 3) Masaki Noaki et.al.: Experimental study on thermal insulation properties of charred woods under radiative heating, The 10th Asia-Oceania Symposium on Fire Science and Technology, pp.695-703, 2015.10
- 4) 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、2002.1

2.3.4 天井への散水による延焼遅延技術に関する検討

(1) 検討の背景・目的

近年、管理のしやすさや意匠上等の観点から天井面への木材利用に対するニーズが高まっている。特にCLTやLVLをはじめとする大平面かつ大断面の木製パネルであればRCの型枠兼仕上として利用することにより施工コストを削減できるという利点もある。しかし、火災時における天井面の木材の燃え広がりには非常に速いため、避難安全や消防活動に支障をきたす恐れがある。

天井面に多くの木材が利用された場合の燃え広がり抑制対策は、①木材自身の難燃化と②設備等による燃焼抑制に大別される。前者①はこれまで防火材料としての大臣認定が数多く取得されており、コストや管理上の課題があるものの、課題を解消した企業努力が続けられている現状にあるため、本検討では後者②に着目する。燃焼抑制を行う代表的な消火設備として消防法で規定されるスプリンクラー設備があるが、スプリンクラー設備は主に天井にヘッドを設け、下方に向けて水を散布するため、天井面が直接散水されないりといった特徴がある。

そこで本検討では、鉛直上向き型の散水設備を用いて、天井面の木製内装材の燃焼・燃え広がりを積極的に抑制する手法に着目し、燃焼抑制に有効な散水設備の構造及び設置条件の検討を目的として、天井木製内装材が一方向に火炎伝播する条件を対象とした実大規模実験を実施した。

なお、本実験は官民研究開発投資拡大プログラム（Public/Private R&D Investment Strategic Expansion PrograM: PRISM）のバイオ技術領域のうち木の構造材を表面に見せて『ぬくもり』を感じさせる大型建築物の普及のための技術開発に係る成果の一部である。

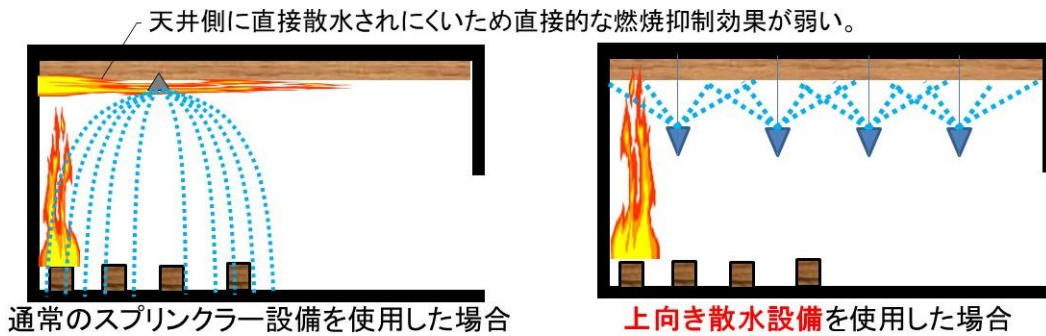


図 2.3.78 通常のスプリンクラー設備と上向き型散水設備の違い

C.防火分野

(2) 実験概要

国立研究開発法人建築研究所の実大火災実験棟の8mフードの下に図2.3.79に示す区画を設置し、一端に設置したラインバーナーを用いて天井の木製内装材を幅方向に概ね均一に燃焼させ、一方向の燃え広がりを生じさせ、当該燃え広がり性状に及ぼす上向き型の散水設備の影響を確認した。

区画は平面寸法1.83m×5.46m、高さ2.2mであり、一の短辺に天井から床まで到達する壁（奥壁と呼ぶ）を設け、長辺方向の両辺に天井から約90cm下方まで突出した垂れ壁（側壁と呼ぶ）を設けた。天井及び奥壁は角型鋼管を下地とし、下張りをけい酸カルシウム板0.2TK25mm厚、上張りを鋼板1.6mm厚とした構成であり、側壁は角型鋼管下地の上に鋼板1.6mm厚を張ったものである。

実験の主なパラメータは、表2.3.18に示すように散水ヘッドの仕様および散水開始時間である。散水ヘッドには、図2.3.80に示す広角かつ比較的均一な散水分布となるいけうち社製SSXP060（角型噴霧、噴角：95°、粒子径：360～490μm、散水量：7.53～7.62L/min(1ヘッド当たり、実測値)）およびBBXP015（円形噴霧、噴角：120°、粒子径：300～340μm、実測散水量：1.22～1.85L/min(1ヘッド当たり、実測値)）を使用した。天井全面に水が散布されるよう3個のヘッドを図2.3.79に示す位置に設置し、水槽内の貯水をポンプにて圧送した。また、散水開始時間は天井の木製内装材が着火した時点と木製内装材の燃焼が最盛期の時点の2種類とした。

天井の木製内装材には構造用合板12mm厚または24mm厚（特類2級、密度：502kg/m³(サンプル平均)、含水率：7%(サンプル平均)）を使用し、天井全面にビス止めした。

火源はガスバーナー（幅1.8m、奥行0.15m）であり、都市ガス13Aを燃料として供給量をマスフローコントローラにて自動制御した。燃料の供給量は後述(3)の実験結果より概ね平均火炎が天井に届き、天井面の入射熱流束が発熱性試験の加熱強度50kW/m²と同程度となる条件として、火源の発熱速度が600kWとなる流量とした。

表 2.3.18 実験条件

実験 No.	火源	内装材	散水装置	平均実測散水量 [L/min]	平均散水密度※ ² [g/(s m ²)]	散水開始時間
1	600kW	構造用合板12mm厚	無し	0	0	—
2	600kW	構造用合板12mm厚	SSXP060	7.58	38.5	火災盛期時
3	600kW	構造用合板12mm厚	SSXP060	7.58	38.5	天井着火時
4	600kW	構造用合板12mm厚	BBXP015	1.51	3.9	天井着火時
5	600kW	構造用合板12mm厚※ ¹	BBXP015	1.51	3.9	天井着火時

※1 火源側から1.82mまでを24mm厚とした。

※2 平均実測散水量を天井面における有効散水面積で除した値

主な測定項目は下記であり、各種温度の計測位置は図2.3.79に示すとおりである。

- ・発熱速度：燃焼生成ガスをフードおよび排煙機で捕集し、当該ガスの濃度、温度、体積流量等の計測値から酸素消費法により発熱速度を算定した。
- ・床面近傍に設置した可燃物片（杉材100mm角30mm厚、着火マーカーと呼ぶ）の表面温度：K型熱電対・ガラス被覆・素線径0.32mmにより計測した。
- ・天井近傍の気流温度：K型熱電対・シース型・シース外径1.0mmにより計測した。
- ・木製内装材表面温度：K型熱電対・シース型・シース外径1.0mmにより計測した。

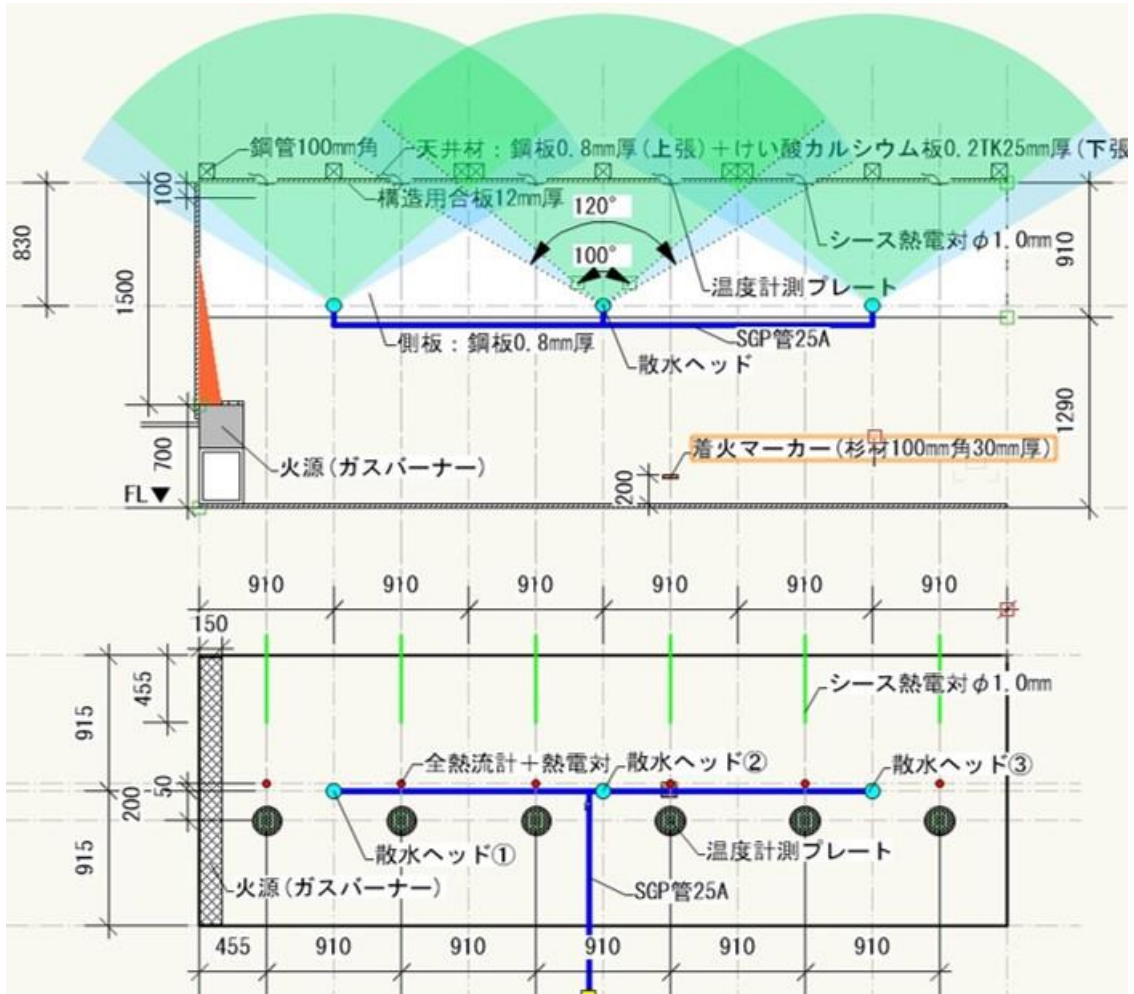


図 2.3.79 熱実験概要図 (上：鉛直断面、下：平面)




図 2.3.80 実験区画概要



図 2.3.81 散水時の状況

C. 防火分野



特長


- スプレーパターンが正方形で、均等な流量分布の充角錐ノズル。
- 対面噴霧角度が90°~100°の広角噴霧により、広い面積をカバーできる。
- スプレーパターンが円形の充円錐ノズルでの、複数配列時に生じる「すきま」問題を解消。
- 異物通過径を大きくするため、ワローにX形の構造を採用。このため目詰まりしにくい。

標準圧力
 SSXP:0.2MPa
 SSXP-HTPVC:0.15MPa

主用途
 洗浄：ガス、焼却煙、機器装置、エリミネーター、スクリーン、部品、砕石、土砂
 冷却：ガス、機器装置、タンク、鋼板
 散布：汚水処理、消泡、防火、消火、鎮塵

噴量の区分	ネジサイズ		噴角(°)			噴量(ℓ/min)										平均粒子径(μm)	異物通過径(mm)
	R1/8	R1/4	0.05 MPa	0.2 MPa	0.5 MPa	0.03 MPa	0.05 MPa	0.1 MPa	0.15 MPa	0.2 MPa	0.3 MPa	0.5 MPa	0.7 MPa	1 MPa			
020	○		86	90	81	—	1.06	1.46	1.75	2.00	2.36	2.91	3.34	3.86	330	0.9	
030	○		86	90	81	—	1.59	2.18	2.63	3.00	3.54	4.36	5.00	5.79	380	1.2	
040		○	90	95	85	—	2.12	2.91	3.51	4.00	4.72	5.81	6.67	7.72	360	1.3	
050		○	91	95	86	—	2.65	3.64	4.38	5.00	5.90	7.27	8.34	9.64	?	1.7	
060		○	91	95	86	2.51	3.18	4.37	5.26	6.00	7.08	8.72	10.0	11.6	490	1.7	

(a) SSXP060



特長

- スプレーパターンが円形で均等な流量分布の広噴角充円錐ノズル。
- 噴霧角度が120°のため、他のどのノズルよりも広い噴霧面積をカバーできる。
- 小噴量から中噴量までシリーズ化。
- 異物通過径を大きくするため、ワローにX形の構造を採用。このため目詰まりしにくい。

標準圧力
 0.2MPa(噴霧流量の区分008~060)
 0.35MPa(噴霧流量の区分10以上)

主用途
 洗浄：ガス、焼却煙、機器装置、エリミネーター、スクリーン、タンク、部品、砕石、土砂
 冷却：ガス、機器装置、タンク、鋼板
 散布：汚水処理、バツ気、消泡、防火、消火、鎮塵、海水淡水化装置

噴量の区分	ネジサイズ		噴角(°)			噴量(ℓ/min)										平均粒子径(μm)	異物通過径(mm)
	R1/8	R1/4	0.05 MPa	0.2 MPa	0.5 MPa	0.03 MPa	0.05 MPa	0.1 MPa	0.15 MPa	0.2 MPa	0.35 MPa	0.5 MPa	0.7 MPa	1 MPa			
015	○	○	—	120	112	—	—	1.09	1.32	1.50	1.88	2.18	2.50	2.89	300	0.7	
020	○	○	110	120	112	—	1.06	1.46	1.75	2.00	2.51	2.91	3.34	3.86	?	0.9	
030	○	○	112	120	113	—	1.59	2.18	2.63	3.00	3.77	4.36	5.00	5.79	340	1.3	
040		○	110	120	112	—	2.12	2.91	3.51	4.00	5.03	5.81	6.67	7.72	350	1.4	
050		○	112	120	113	—	2.65	3.64	4.38	5.00	6.28	7.27	8.34	9.64	?	1.7	
060		○	114	120	114	2.51	3.18	4.37	5.26	6.00	7.54	8.72	10.0	11.6	430	1.7	

(b) BBXP015

図 2.3.82 熱散水ヘッドの仕様

(3) 火源による加熱条件の検討

天井木内装の燃え拡がり実験に先立ち、火源による天井面の加熱条件を検討した。当該実験では天井面に熱流束計（水冷式シュミットボエルター型、最大レンジ：200kW/m²）を図 2.3.79 に示す位置に設置し、入射熱流束を計測するとともに、K 型熱電対（シースタイプ、シース外径：3.2mm）を用いて火源直上（壁近傍）の熱気流温度の高さ分布を計測した（計測位置は火源の幅方向の中心とし、ガスバーナー上端から 400mm、600mm、800mm、1000mm、1200mm、1400mm の位置）。

火源の発熱速度は 200kW から 100kW ずつ段階的に増加させ、連続火炎が天井に達する 1000kW まで実験を継続した。

火源直上（壁際）の熱気流温度および天井面の入射熱流束をそれぞれ図 2.3.83、図 2.3.84 に示す。また、図 2.3.85 には火源の発熱速度別の燃焼の様子を示している。図より、火源直上（壁際）の熱気流温度は火源上端からの高さ H が大きいほど低く、いずれの H においても発熱速度の増加に伴い高くなるが、800～900℃に収斂する傾向を示した。天井近傍（H=1400）が平均火炎温度の慣用値 500+雰囲気温度に到達するのは火源の発熱速度が 500kW 以上であり、連続火炎温度の慣用値 800~900+雰囲気温度に達するのが 900~1000kW である。目視観察においても、火源の発熱速度 600kW 付近で平均火炎が天井に接する程度、火源の発熱速度 900kW 付近で火炎が継続的に天井に達している様子が確認され、温度計測値は妥当と言える。

また、天井面の入射熱流束は天井の火源側端部から熱気流の下流方向の水平距離 R が大きいほど低く、いずれの R においても発熱速度の増加に伴い高くなる傾向を示した。火源直上の天井面（R=455）に入射する熱流束が防火材料の性能評価試験方法の一つである発熱性試験における試験体への加熱強度：50kW/m²に達するのは 600kW 以上であった。

C.防火分野

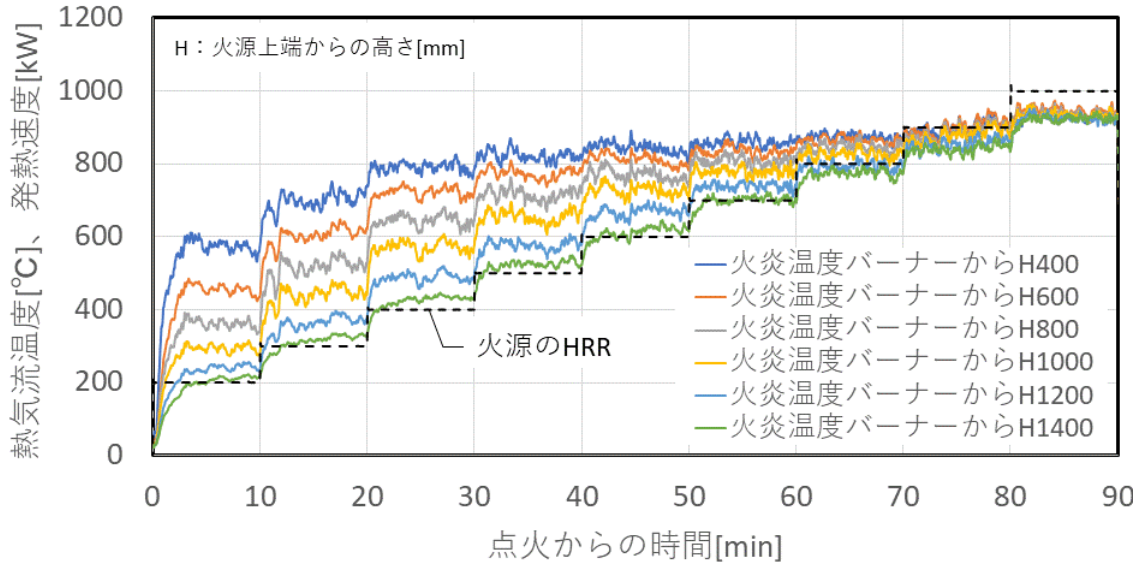


図 2.3.83 火源直上の熱気流温度の経時変化

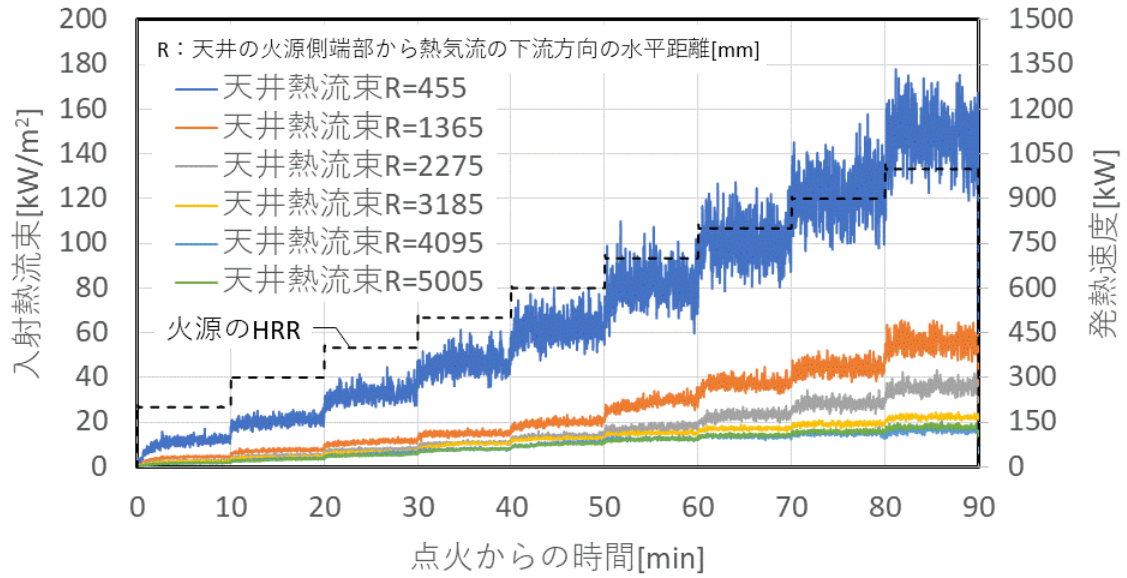


図 2.3.84 天井面の入射熱流束の経時変化

C.防火分野



図 2. 3. 85 加熱時の様子

(4) 天井木製内装材を用いた実験の結果

① 可視画像および熱画像

図 2.3.86 に各条件の天井木製内装材の燃え拡がりの状況を点火後 1 分毎に撮影した可視画像および熱画像、図 2.3.87 に発熱速度の経時変化を示す。また、図 2.3.88 に示すように、天井面からの放射熱による収納可燃物への延焼を検討するために床面近傍に設置した木材片の表面温度の経時変化を図 2.3.89 に示す。

< 散水無し(No.1) > 点火後 1 分程度で木製内装材が着火すると急激に燃え拡がり、点火後約 1 分半には火炎先端が天井区画の長辺端部まで到達した。この間発熱速度が急激に増加し、約 1MW に到達した。その後、木製内装材が炭化により一旦燃焼が弱まり、発熱速度が一旦低下するものの点火後 4 分頃に再燃すると発熱速度が再度上昇し、点火後 11 分頃には火源直上の合板が一部脱落し燃え抜けた。

< SSXP060 (No.2,3) > 天井着火後、散水設備を作動させると木製内装材の表面に水膜が形成されて早期に消炎し、散水開始直後から木製内装材が早期に消火し、発熱速度が火源と同程度まで低下した。なお、No.2 では散水開始 5 分後に散水を停止し、再燃状況を確認したが、散水停止から 10 分経過しても再燃せず実験を終了した。

< BBXP015 (No.4, 5) > 天井着火後、散水設備を作動させると散水ヘッド直上には局所的に水膜が形成されるもののそれ以外の範囲には形成されず、主に天井の短辺の両端側で火炎伝播が緩やかに継続し、発熱速度は 700~800kW (木製内装材の燃焼による発熱速度は 100~200kW) 程度で推移した。

また、図 2.3.89 より床近傍に設置した着火マーカー(杉材小片)の最高表面温度は散水無し(No.1)で 345°C であり表面に焦げが見られたのに対し、SSXP060(No.2,3)では散水中において 30°C 程度、BBXP015(No.4,5)では 50~60°C で推移しており、焦げは見られなかったことから、上向き散水による収納可燃物への延焼抑制効果も期待できることがわかる。これは、天井木製内装材の燃焼抑制に伴い、燃焼中の天井木製内装材から下方への放射熱が低減した影響に加え、天井面で跳ね返った、もしくは滴り落ちた水滴による床面側の可燃物の直接的な冷却が影響していると考えられる。

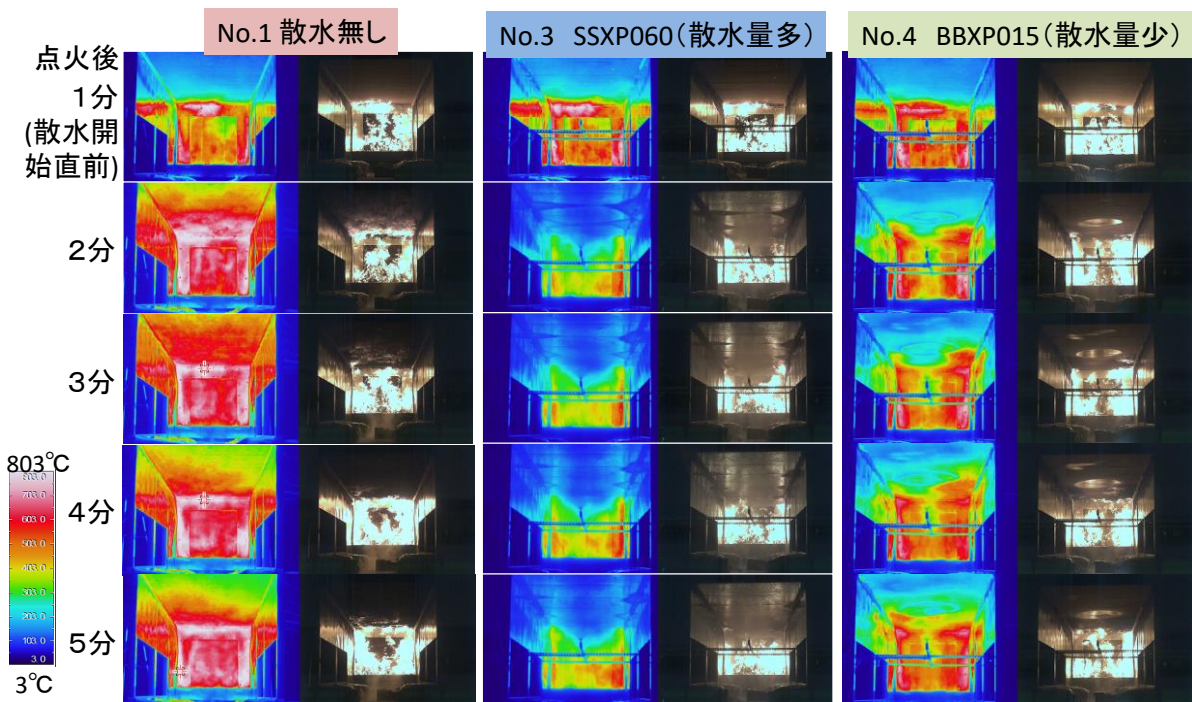


図 2.3.86 可視画像および熱画像の一例

C.防火分野

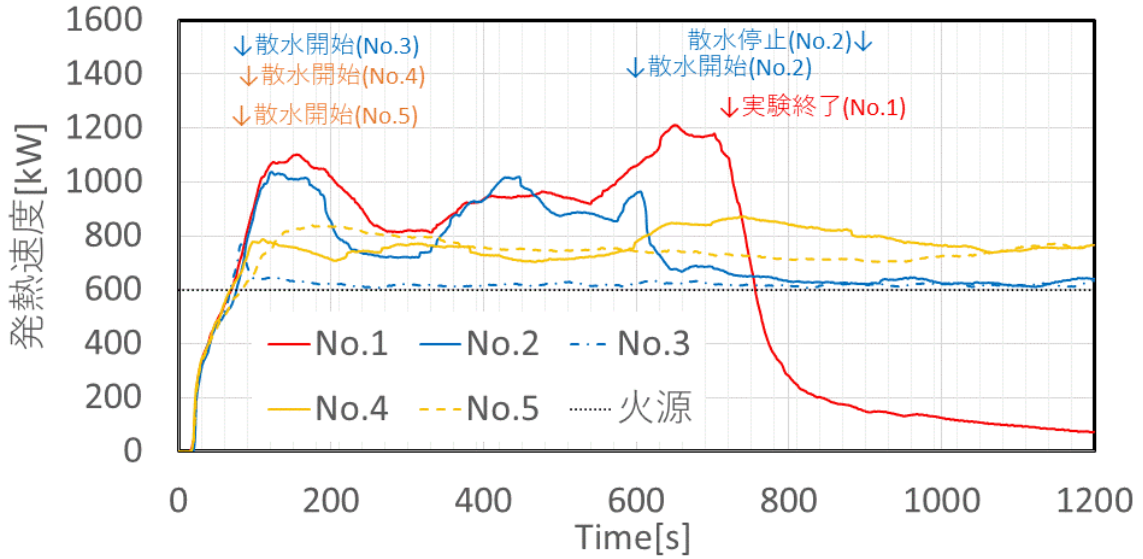


図 2.3.87 熱発熱速度の経時変化



図 2.3.88 床面に設置した杉材小片の設置状況

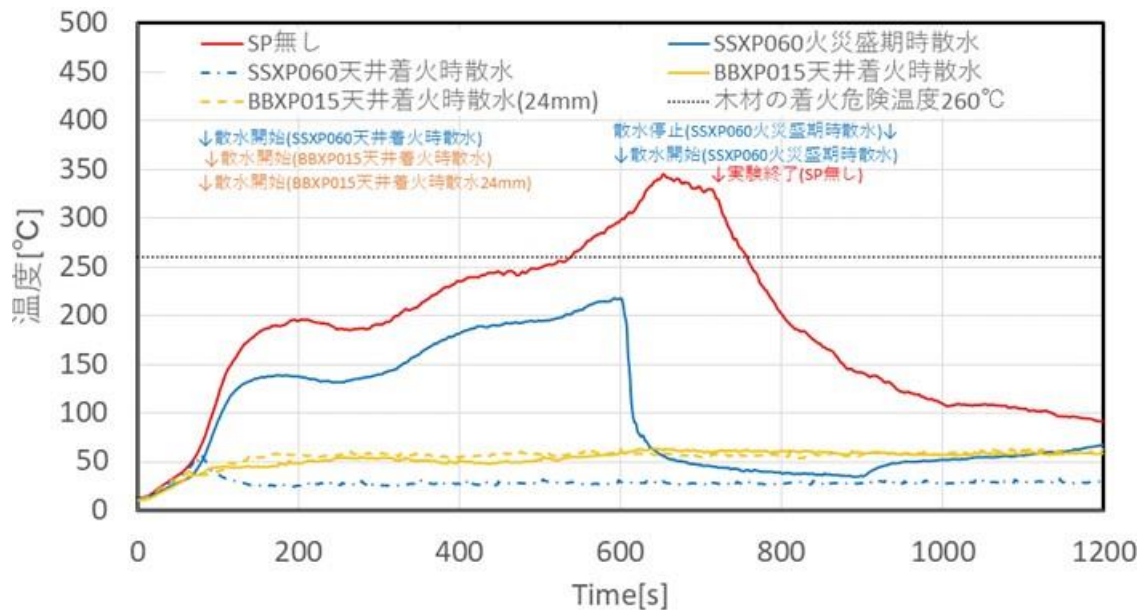


図 2.3.89 床面に設置した杉材小片の表面温度

C.防火分野

(5) まとめ

本研究では、鉛直上向き型の散水設備の作動が一方に火炎伝播する天井面の木製内装材の燃焼・燃え広がり性状に及ぼす影響の把握を目的とした実大規模実験を実施した。その結果、本実験装置の範囲で以下の知見を得た。

- ・散水量 7.5L/min(SSXP060、38.5 g/s m²)では天井木内装の燃焼を完全に消火し、燃え広がりが発生せず、散水停止後も再燃しないことを確認した。
- ・散水量 1.5L/min(BBXP015、3.9 g/(s m²))では天井木内装の燃え広がりを完全には防止できず、幾分燃え広がった。ただし、散水無しに比べ燃え広がり抑制され、床面の可燃物への延焼防止も期待できることを確認した。

(6) 今後の展望

本実験では市販の散水スプレーにより天井木製内装材の燃え広がり抑制効果を確認したが、今後は下記の点を検討する必要があると考えられる。

- ・本節の実験では散水ヘッドを天井下約 90cm に設置したが、天井高さが低い室においては配管が空間の利用の妨げになりかねないことや火災初期において散水ヘッドが天井面下を這う熱気流に晒されにくい位置にある場合は、一般的なスプリンクラーヘッドで採用されている熱による火災の感知・作動が期待できない可能性があるため、天井とヘッドの距離を可能な限り近づけた条件で消火・燃え広がり防止を期待できる散水方式とすることが望ましい。
- ・散水ヘッドが天井面下を這う熱気流に晒されにくい位置となる場合は煙感知器との連動により作動するなど、作動条件に対する配慮が必要である。
- ・消火、延焼防止に最適な散水条件（散水密度等）として、ヘッド一個当たりの放水量、放水圧を低く抑えつつ、水道連結型スプリンクラーヘッドのように当該散水設備の配管として上水道の配管を準用できれば、当該散水設備の導入に伴うコストの極小化を図ると共に、設備配管の煩雑さを回避できると考えられる。

[参考文献]

- 1) 野秋政希：散水設備による木質内装空間の延焼拡大抑制、火災誌 第 70 巻、第 2 号、pp.23-28、2020 年 4 月

2.3.5 木製柱の耐火試験における放冷時温度と燃え止まり性状

(1) 目的

耐火試験の放冷過程における木造試験体の燃え止まり性状に及ぼす耐火炉の仕様の影響を確認することを目的とし、同一仕様の試験体を構造の異なる耐火炉で加熱する試験を実施する。

(2) 実験概要

実施機関および使用炉の仕様を表 2.3.19 に示す。

表 2.3.19 実施機関および使用炉仕様

実施機関	使用炉	加熱炉内寸法(m)	燃料
機関 A	水平炉	w4.0×d4.0×h2.0	都市ガス
機関 B	水平炉	w2.0×d4.0×h2.0	都市ガス
機関 C	水平炉	w2.4×d4.0×h2.0	灯油
	柱炉	w2.0×d3.0×h3.58	都市ガス
機関 D	柱炉	w2.5×d2.5×h3.4	都市ガス

① 実験条件

(a) 温度および炉圧

通常の耐火試験時と同様に制御する。加熱は耐火構造の性能評価・試験業務方法書に倣い、試験体から 10cm 離れた位置に熱電対を設置して、炉内温度が ISO834 に規定される温度曲線に沿うように制御する。炉圧は以下のイ～ハに規定する圧力条件となるよう給排気量を制御する。

- イ. 加熱炉内の高さ方向の圧力勾配は、1000mm の高さ当り平均 8Pa とする。
- ロ. 試験面の圧力の誤差は、試験開始から 5 分までに±5Pa となり、試験開始から 10 分までに±3Pa とするよう調整する。
- ハ. 垂直部材の試験面の圧力は、試験体下端から 500mm の高さで 0Pa となるような勾配を有するものとする。ただし、試験体の上端で 20Pa を超えないように中立軸高さを調整する。

加熱終了後の放冷時においては、ガスの供給を止めて空気のみを供給し、給気量は通常の試験通り電子的なシステム上の出力を 0%（給気量は試験炉により異なる）とし、炉内圧力が 0Pa 程度となるよう排気量を調整する。

【特記事項】

- ・機関 D 柱炉では、試験体の燃焼により炉内温度が標準加熱温度曲線を上回る場合、必要に応じて一部のバーナーを消火(間引き)する。間引き操作は履歴を記録する。

(b) 試験時間

加熱時間は 1 時間、加熱停止から脱炉までの時間は 7 時間～8 時間を基準としたが、機関 A では 24 時間まで継続した。

(c) 載荷

試験体への載荷は行わないものとする。

② 測定項目

(a) 炉内温度および炉圧

使用する計器や測定位置は通常の耐火試験と同様とする。

(b) 試験体内部温度

試験体内部に K 型熱電対(素線径 0.65mm)を設置し、試験体の内部温度を測定する。測定位置は図 2.3.71 に示す。

(c) 試験体の炭化深さ

脱炉後、試験体の断面を切断し、炭化深さを計測する。また、脱炉時に発煙または赤熱等が生じているか否かを確認する。

(d) 酸素濃度

試験中、試験体近傍の酸素濃度を測定する。

(e) 燃料の供給量

炉内に供給した燃料の量を計測した。計測機器および計測手法は機関により異なる。

C.防火分野

(3) 試験体

一般的に構造部材として使用される範囲内で燃え止まり性状を比較するのに適した試験体として断面寸法 360mm 角、高さ 2000mm のカラマツ集成材を用いた。柱を構成するラミナは強度等級：E95-F315、比重 0.54 程度の気乾材とし、断面寸法 120mm×30mm のものをレゾルシノール・フェノール樹脂接着剤で接着した。試験体の概要および内部温度測定位置を図 2.3.90、2.3.91 に示す。また、比重および含水率測定結果を表 2.3.20 に示す。

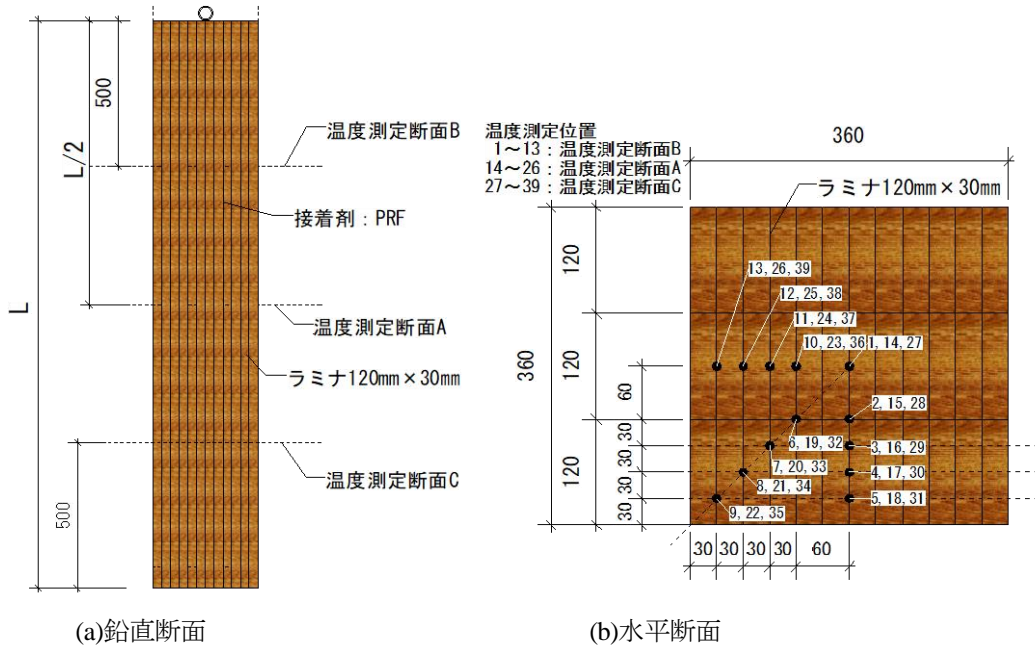


図 2.3.90 試験体概要図および温度測定位置図（機関 A）

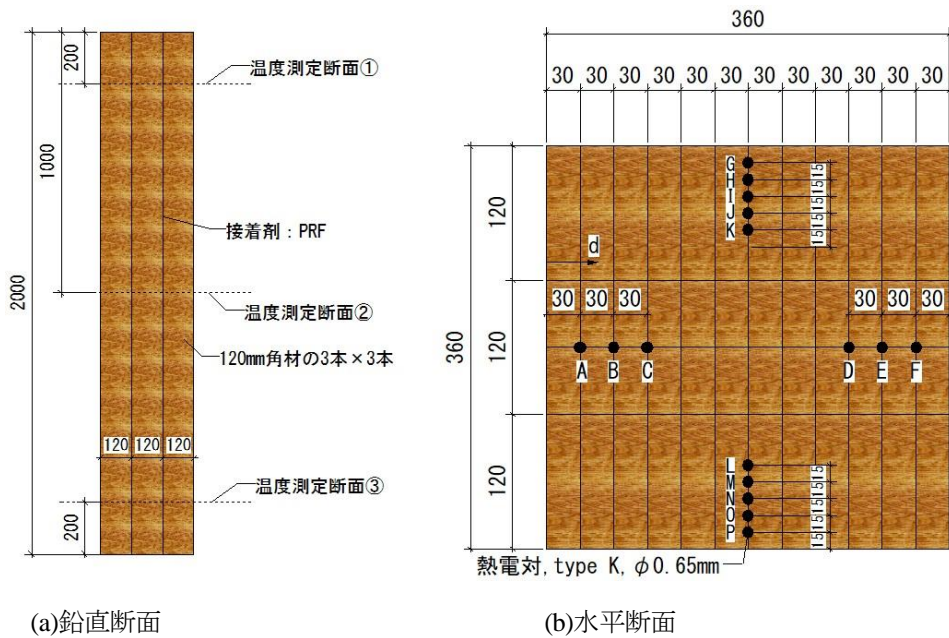


図 2.3.91 試験体概要図および温度測定位置図（機関 B～機関 E）

表 2.3.20 比重・含水率の測定結果

実施機関	使用炉	比重 (-)		含水率 (%)	
		気乾比重	全乾比重	全乾法	電気式木材水分計
機関 A	水平炉	0.56	—	—	12~13
機関 B	水平炉	0.48	0.44	11.1	11.1
機関 C	水平炉	0.51	0.45	11.5	11.9
	柱炉	0.50	0.45	11.5	10.1
機関 D	柱炉	0.52	0.46	11.5	13.7

注) 測定に用いた水分計は機関により異なる。

(4) 加熱炉と試験体配置

加熱炉と試験体の配置を図 2.3.92~2.3.96 に示す。

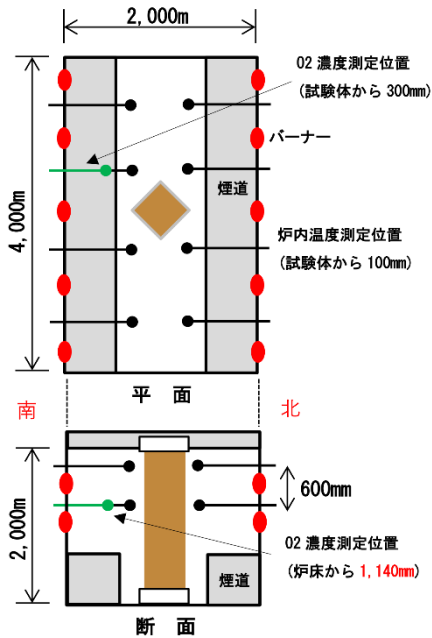


図 2.3.92 加熱炉と試験体の配置
(機関 A・水平炉)

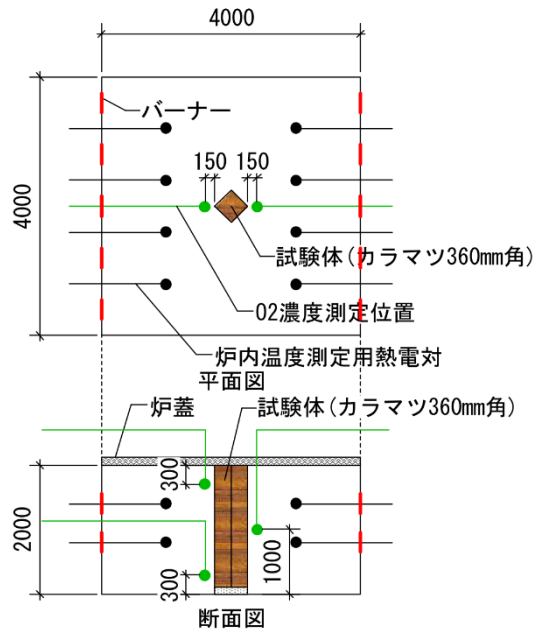


図 2.3.93 加熱炉と試験体の配置
(機関 B・水平炉)

C.防火分野

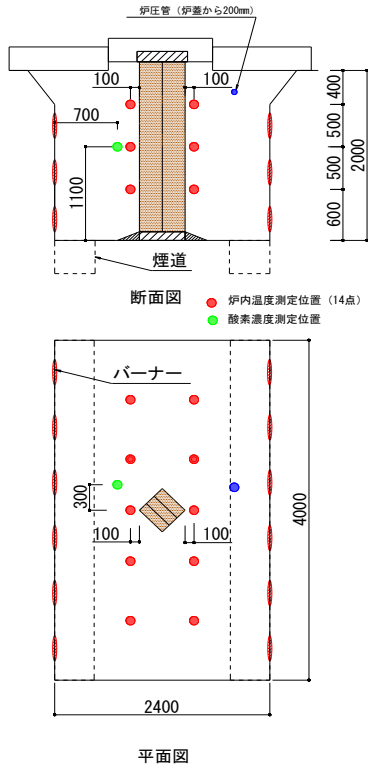


図 2.3.94 加熱炉と試験体の配置 (機関 C・水平炉)

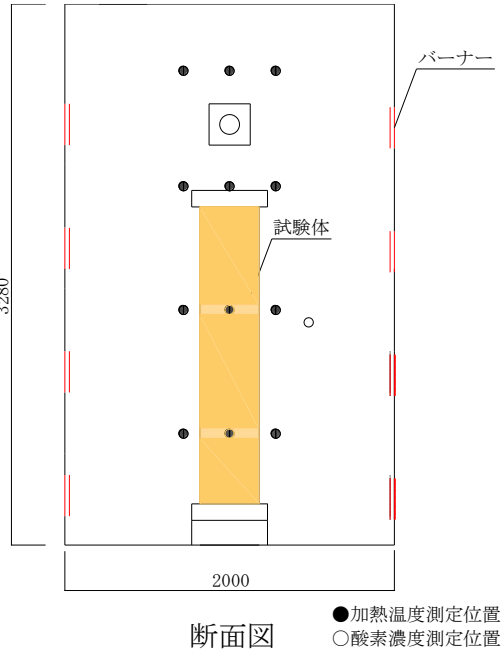


図 2.3.95 加熱炉と試験体の配置 (機関 C・柱炉)

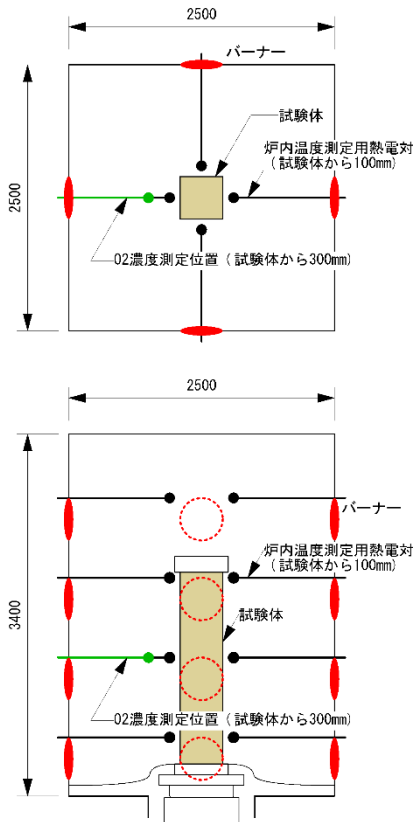


図 2.3.96 加熱炉と試験体の配置 (機関 D・柱炉)

(5) 試験結果

炉内温度、試験体温度、酸素濃度、残存断面の比較を以下に示す。

① 炉内温度

炉内温度の測定結果を図 2.3.97、2.3.98 に示す。加熱中は各機関とも ISO834 の標準加熱温度曲線に沿った加熱が実施できている。放冷温度の下降は、機関 C の水平炉が最もはやく、機関 C の柱炉が最も緩やかであった。

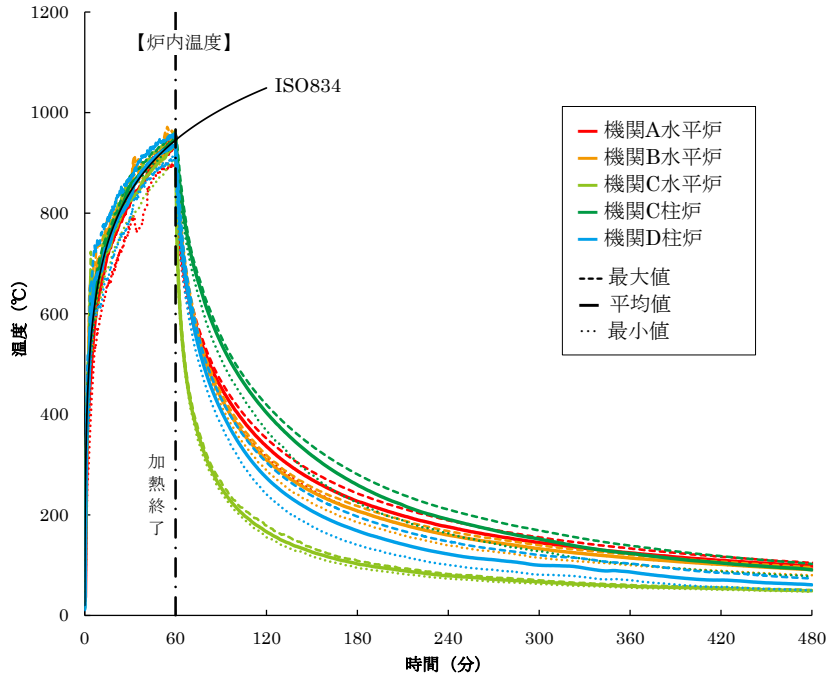


図 2.3.97 炉内温度の測定結果 (480 分まで)

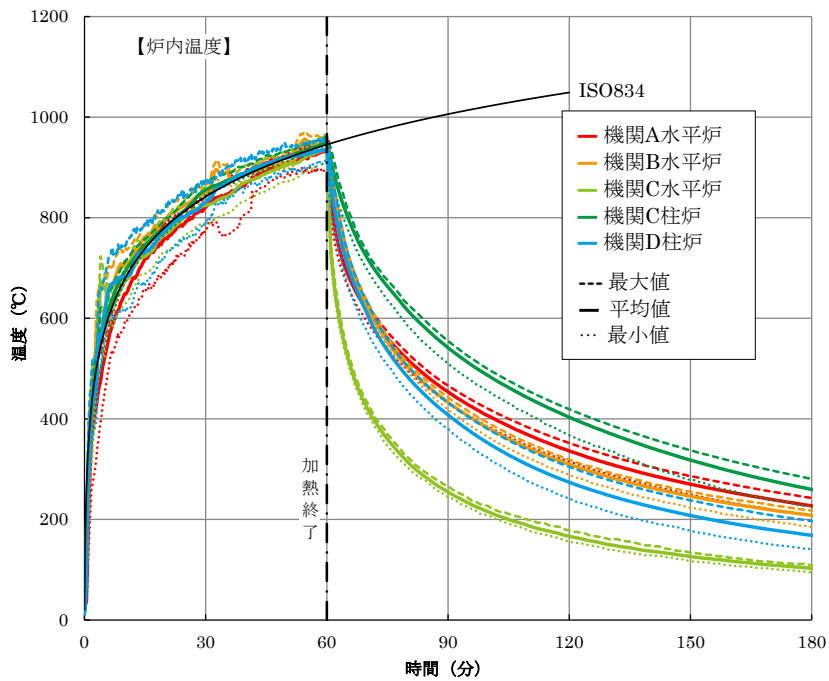


図 2.3.98 炉内温度の測定結果 (180 分まで)

C.防火分野

② 酸素濃度

酸素濃度の測定結果を図 2.3.99 に示す。いずれも 120 分程度で酸素濃度が約 20%程度まで回復しているため、時刻を 180 分までとした。機関 C の水平炉と機関 D の柱炉で加熱中の酸素濃度が比較的高かった。

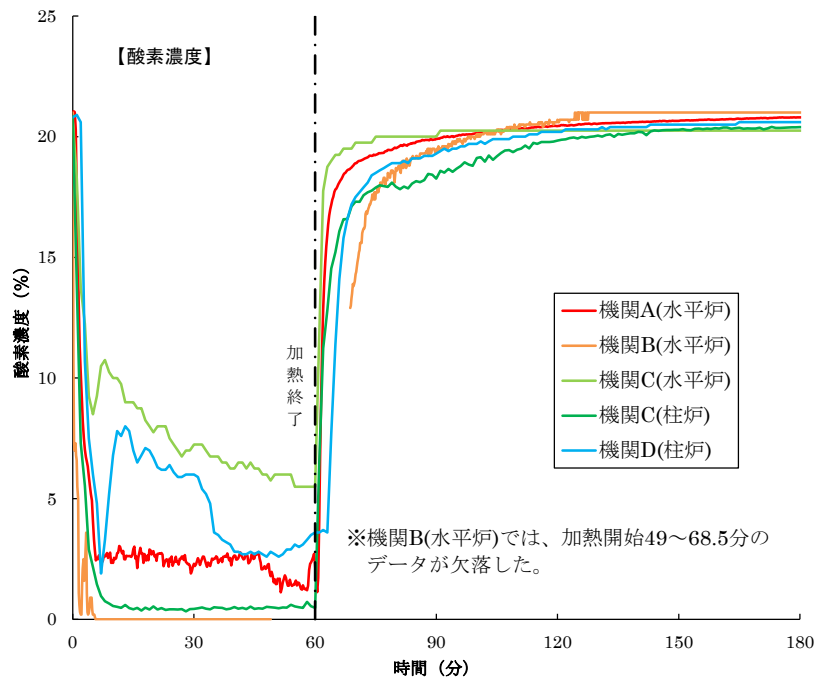


図 2.3.99 酸素濃度の測定結果 (180 分まで)

C.防火分野

③ 試験体温度

試験体内部温度の測定結果を測定位置の試験体表面からの深さごとに図 2.3.100～2.3.105 に示す。ただし、機関 A では表面から 15、45、75mm では測定しておらず、また隅角部の温度(6～9, 19～22, 32～36)は平均の対象から除外した。加熱中の推移は各機関で顕著な差は認められなかった。放冷中については、機関 C の柱炉、機関 C の水平炉で内部温度の上昇が認められた。

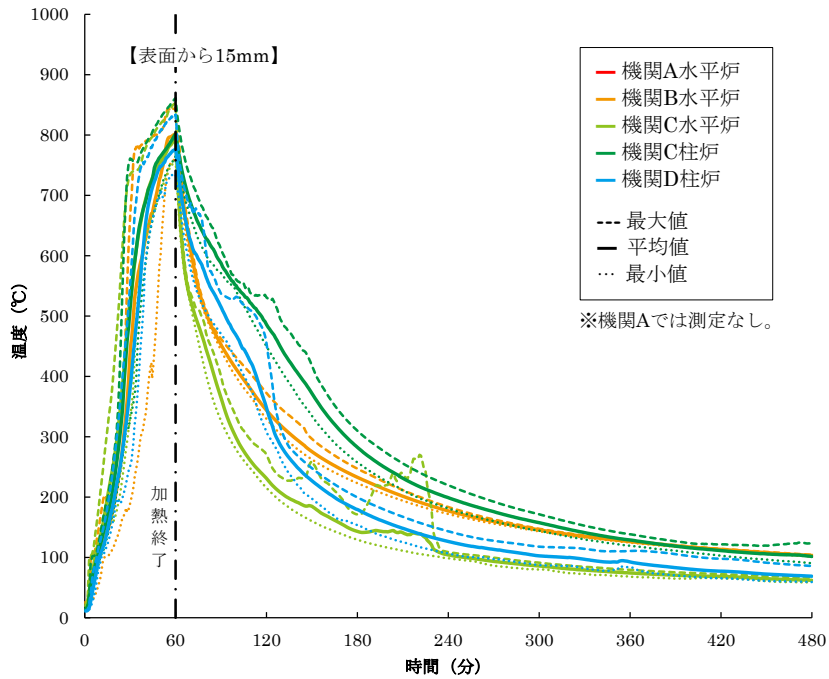


図 2.3.100 試験体内部温度 (表面から 15mm)

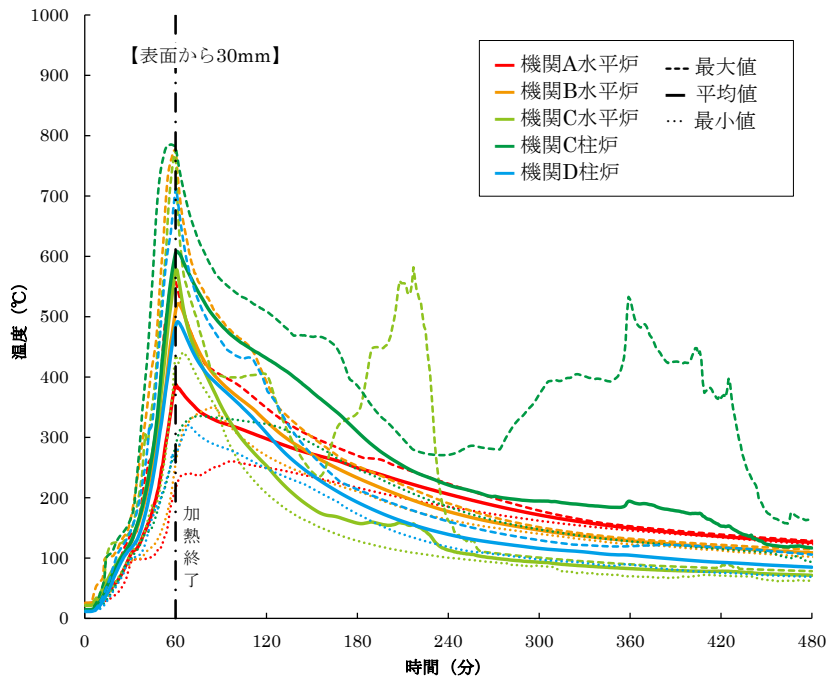


図 2.3.101 試験体内部温度 (表面から 30mm)

C.防火分野

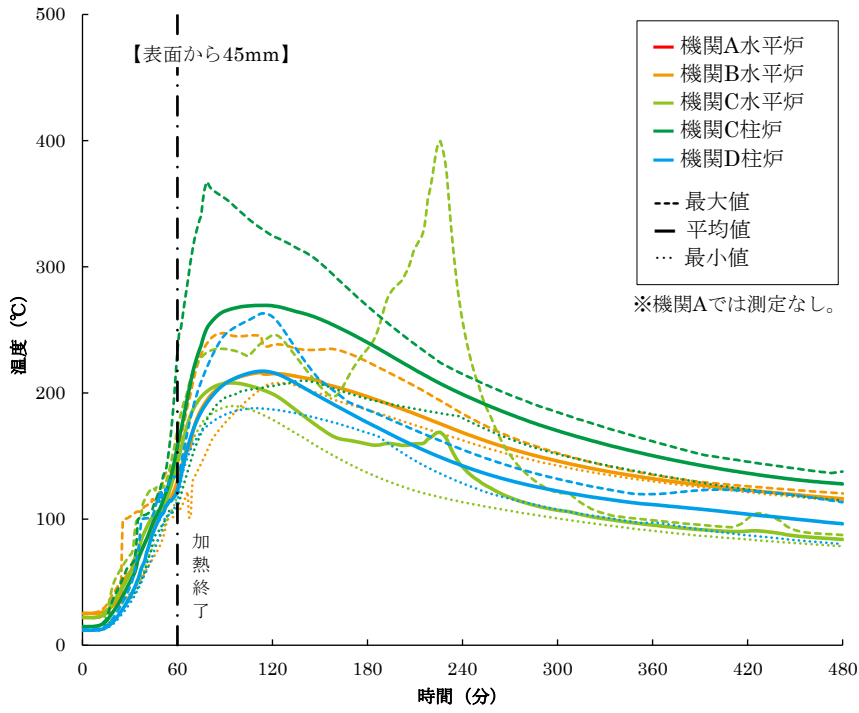


図 2. 3. 102 試験体内部温度 (表面から 45mm)

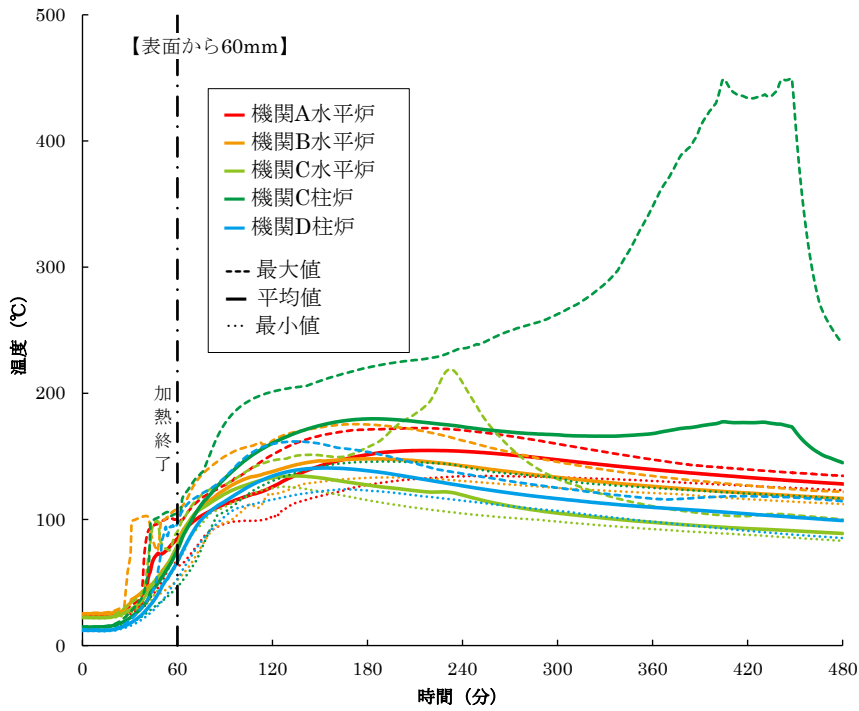


図 2. 3. 103 試験体内部温度 (表面から 60mm)

C.防火分野

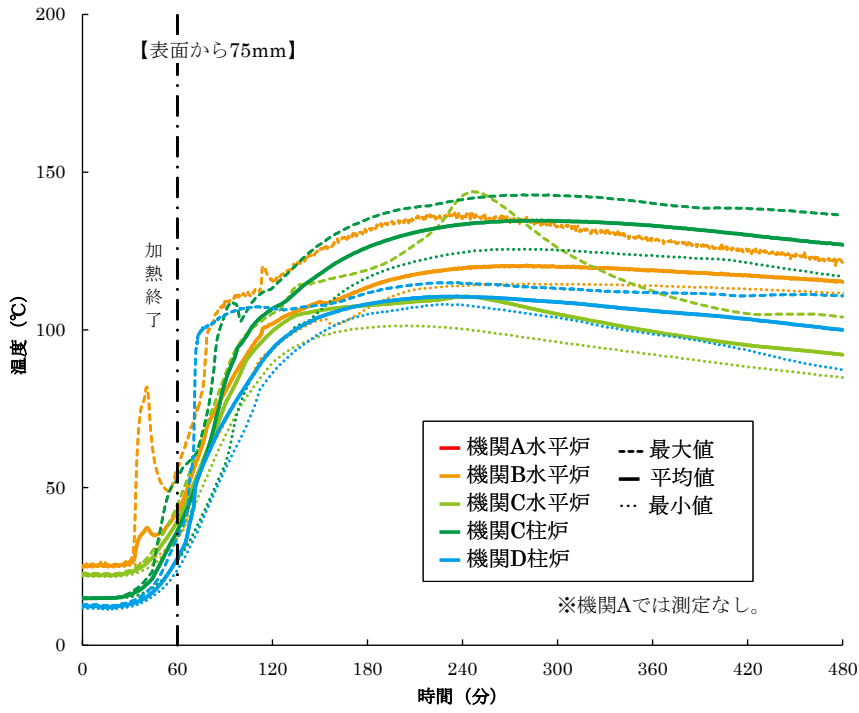


図 2. 3. 104 試験体内部温度 (表面から 75mm)

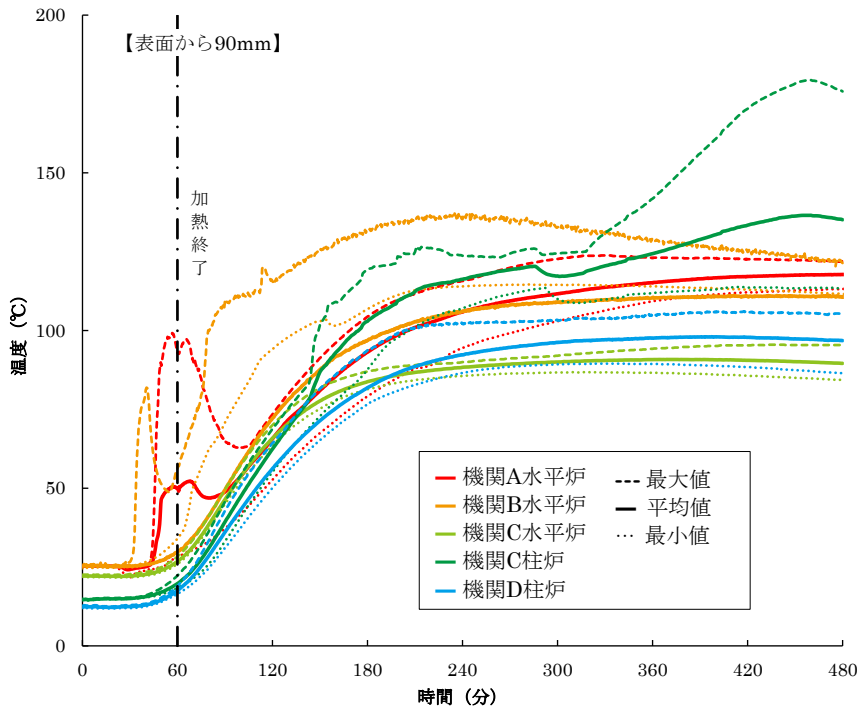


図 2. 3. 105 試験体内部温度 (表面から 90mm)

C.防火分野

(6) 残存断面

試験後の残存断面寸法を表 2.3.21 および図 2.3.106 に示す。各機関ともおおよそ近い結果となった。加熱終了後 420 分間の温度-時間面積と残存断面寸法を図 2.3.107 に示す。加熱終了後の温度-時間面積が大きいほど残存断面寸法が小さくなる傾向が認められた。

表 2.3.21 残存断面寸法

部位	試験体上端からの距離 (mm)	残存断面寸法 (mm)				
		機関 A 水平炉	機関 B 水平炉	機関 C 水平炉 柱炉		機関 D 柱炉
上部	200~300	273	280	284	269	285
中央	900~1000	277	275	290	265	285
下部	1700~1800	268	278	282	272	280
平均		273	278	285	269	283

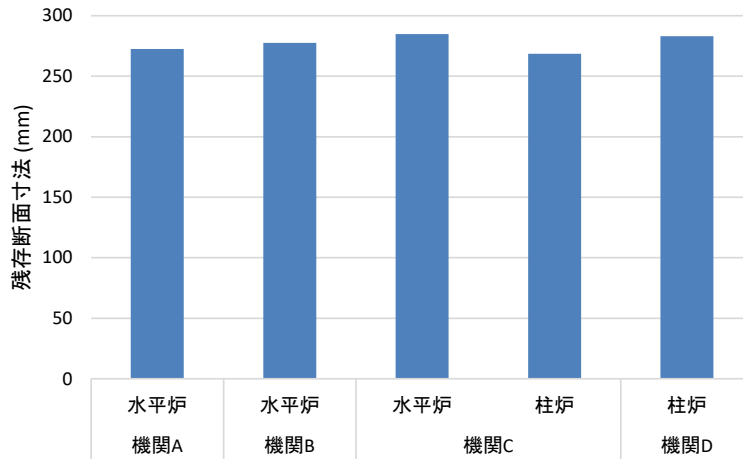


図 2.3.106 残存断面寸法

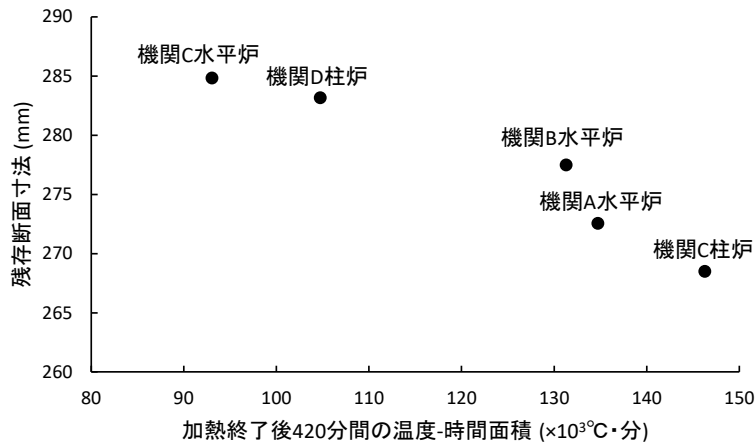


図 2.3.107 加熱終了後 420 分間の温度-時間面積と残存断面寸法の関係

(7) まとめ

同一仕様の試験体を異なる耐火炉で加熱する試験を実施し、炉内温度、酸素濃度および試験体内部温度のデータを得た。加熱後の残存断面寸法を比較すると、加熱終了後の炉内温度-時間面積が大きいほど残存断面寸法が小さくなる傾向が認められた。