

鋼構造建築物の耐火性能予測技術の高度化に関する研究
～耐火被覆の損傷を考慮した建築部材温度予測モデルの構築～

2019年9月

王 愈翔

-目次-

1	序論	1-1
1.1	研究背景	1-1
1.2	建築基準法における耐火要求性能	1-3
1.2.1	耐火設計の概要	1-3
1.2.2	仕様規定と性能規定	1-4
1.2.3	主要構造部の耐火性能	1-4
1.3	設計用の火災外力と標準加熱の関係	1-6
1.4	主要構造部に用いる耐火被覆材料と工法	1-8
1.4.1	構造部材	1-8
1.4.2	区画部材	1-15
1.5	耐火構造の被害	1-16
1.5.1	日本における事例	1-16
1.5.2	海外における事例	1-19
1.6	既往研究	1-20
1.6.1	耐火被覆の損傷が鋼構造の耐火性能に与える影響	1-20
1.6.2	耐火被覆の損傷が区画部材の耐火性能に与える影響	1-21
1.6.3	地震後の耐火被覆の損傷	1-23
1.6.4	建築部材の温度予測	1-24
1.7	本研究の目的	1-25
1.8	本論文の構成	1-26
1.9	本論文における主な用語	1-28
2	高温時における耐火被覆材の熱的性質	2-1
2.1	はじめに	2-1
2.2	耐火被覆材の熱的性質	2-2
2.2.1	熱的性質	2-2
2.2.2	熱収縮率の測定	2-5
2.2.3	標準加熱下における加熱実験	2-7
2.3	多様な加熱強度が柱・梁に与える影響	2-11
2.3.1	多様な加熱強度を受ける耐火被覆鋼板小規模加熱実験概要	2-12
2.3.2	強加熱下の耐火被覆鋼板の中規模加熱実験概要	2-21
2.3.3	熱劣化を考慮した耐火被覆材の同定熱伝導率	2-26
2.4	まとめ	2-30

3	区画部材の熱的損傷を考慮した温度予測	3-1
3.1	はじめに	3-1
3.2	せっこうボード内の水分移動を考慮した実効比熱	3-3
3.2.1	石膏の熱的性質と加熱温度の条件設定	3-3
3.2.2	石膏板及びせっこうボードの材料加熱実験	3-6
3.2.3	石膏板内の水分移動の影響	3-9
3.2.4	水分移動を考慮した実効比熱	3-12
3.3	多様な加熱強度下のスタッドの熱変形	3-16
3.3.1	軽量鉄骨下地乾式間仕切壁の加熱実験概要	3-16
3.3.2	目地等の隙間量と部材内部温度	3-19
3.3.3	乾式間仕切壁の変形と隙間量	3-22
3.4	隙間量を考慮した強化せっこうボードの実効熱伝導率	3-26
3.4.1	熱伝導解析モデル	3-26
3.4.2	隙間量を考慮した実効熱伝導率の同定結果	3-28
3.5	まとめ	3-30
4	構造部材の物理的損傷を考慮した温度予測	4-1
4.1	はじめに	4-1
4.2	耐火被覆の損傷を考慮した鋼柱・梁の温度上昇特性	4-2
4.2.1	隙間を有する耐火被覆鋼柱・梁の中規模加熱実験概要	4-2
4.2.2	耐火被覆の損傷状況と鋼部材の材軸温度分布	4-5
4.2.3	数値解析を用いた耐火被覆鋼柱の温度予測	4-12
4.2.4	耐火被覆の熱抵抗係数	4-19
4.3	耐火被覆の損傷を考慮した鋼板の温度上昇特性	4-21
4.3.1	隙間を有する耐火被覆鋼板小規模加熱実験の実験概要	4-21
4.3.2	鋼板の温度上昇性状	4-23
4.3.3	600°C到達時間	4-29
4.4	隙間を有する耐火被覆鋼板温度簡易予測モデル	4-31
4.4.1	簡易予測モデル	4-31
4.4.2	耐火被覆の小口面の代表位置と代表温度	4-36
4.4.3	耐火被覆の損傷を考慮した鋼板温度の予測結果	4-41
4.5	まとめ	4-43
5	総括	5-1

謝辞

研究業績

第 1 章

序論

1 序論

1.1 研究背景

建築基準法に基づく耐火性能検証法において、建築物の耐火性能は、火災外力の激しさ及び火災継続時間、構造体の受熱温度、高温時における構造体の耐力などの推定に基づき評価されている。火災外力については、建築基準法の防火規定で定義される標準火災(ISO834 標準加熱温度曲線, Fig. 1.1.1)に、入射熱流の等価性を保つように読み替えることで推定され、鋼構造物の受熱温度は、耐火構造の大臣認定を受けた構造を利用することになる。

近年の防耐火設計では、開口面積を大きくとることで、火災の継続時間を短くする事例が見られる。その結果、火災の激しさ(火災温度上昇係数 α)が大きくなり、火災温度が高温化する。2010年に「公共建築物等における木材利用に関する法律」が施行され、木材利用の促進により^[1.1]、通常の居室空間よりも木質面積が大きくなるため、火災時の火災室温度が高くなることが懸念される。耐火試験では1時間で945°Cとなる火災を想定しているのに対して、木造住宅火災では、火災が発生してから10分も経たずに約1200°Cまで温度上昇し、40分後には焼失している^[1.2]。また、木造火災のような急速に高温になる火災以外にも、実火災ではその場の可燃物量や開口条件によっても異なる、2012年に実施した木造3階建て学校の実大火災実験では、出火室が着火後3分でフラッシュオーバーとなり着火後5分に1000°Cを超えて、最大1200°C以上の温度を計測した^[1.3]。

火災外力の等価性が成立するためには、防火・耐火被覆の高温時熱特性変化や亀裂・溶融や脱落の劣化が著しくないことが条件となるが、熱伝導率、比熱に代表される高温物性値の把握は、「建築物の防火設計法の開発-耐火設計法の開発-」(建設省総合技術開発プロジェクト S57-61)で行われたが、1000°Cを大きく超えるような条件での耐火被覆材料の高温特性の知見は不十分な状況にある。

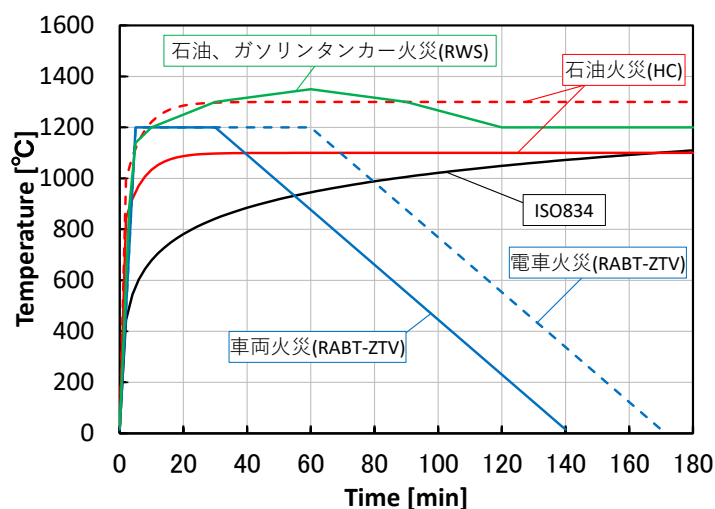
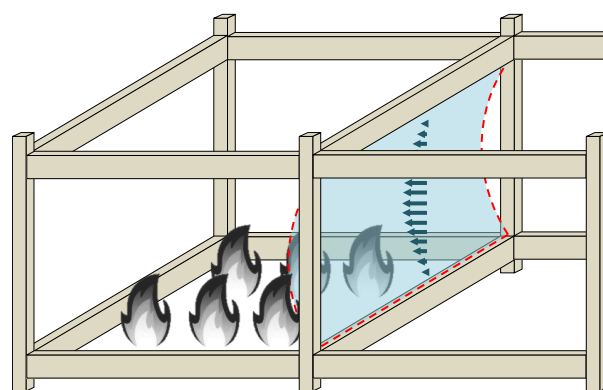
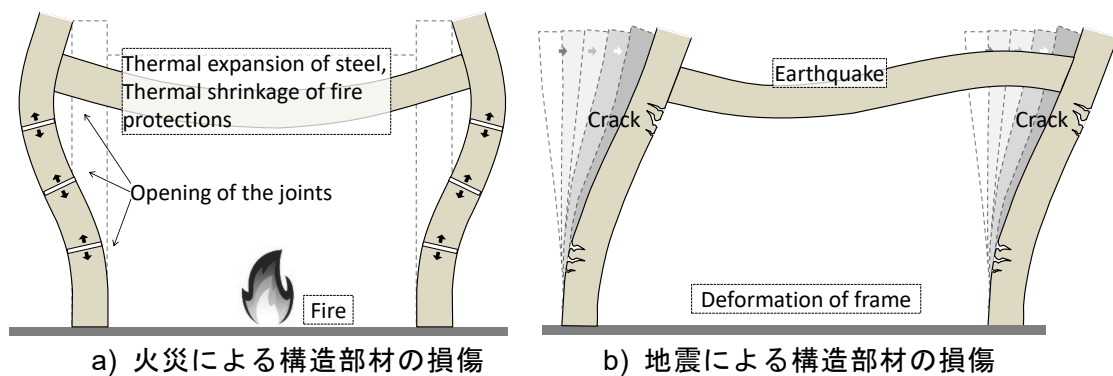


Fig. 1.1.1 火災温度-時間関係

一方、建築物の変形が過大になるとそれに起因する損傷は、柱・梁などの構造部材だけではなく、防耐火上の主要な要素である区画部材や耐火被覆材等の断熱部材にも及ぶ(Fig. 1.1.2)。火災時、熱に弱い耐力部材が荷重支持性能を発揮するためには断熱部材の健全性を必要とする。一方、変形追随性能に乏しい断熱部材がその性能を発揮するためには耐力部材の健全性を必要とする。そのため、仮に変形による建築部材(構造部材、区画部材等)の損傷を一定程度以下に抑えたとしても、それら部材に施した耐火被覆材が損傷を被ると、目地の開きや亀裂等によってその防耐火性能は低下する可能性がある。

耐火被覆材が損傷を受けた建築部材の温度は、損傷がない場合に比べて、大きく上昇する恐れがある。これらの損傷は、建築部材の温度上昇を助長し、さらに隙間が増加し、耐火被覆材の熱劣化をもたらすという悪循環を招く。地震時の架構の変形等により、耐火被覆材に亀裂等の損傷を被るとその耐火性能は著しく低下する^{[1.4], [1.5]}。

建築物の耐火性能を総合的に論じるためには、耐火被覆材の損傷と耐火性能の関係を定量的に把握することが必要不可欠であるが、研究成果の蓄積が乏しいのが現状である。



c) 熱応力による区画部材の損傷

Fig. 1.1.2 耐火被覆の損傷

1.2 建築基準法における耐火要求性能

1.2.1 耐火設計の概要

建築物の耐火設計において、建物内の延焼拡大及び躯体の崩壊の防止が目標となる。火災の拡大を防止する区画設計及び必要な構造耐力の確保の構造耐火設計の組み合わせによって安全性を担保するものである。

鋼構造などの耐火建築物内で発生した火災は、一定の範囲で火災が進展する、いわゆる区画火災とよばれ、一般的には Fig. 1.2.1 に示すように可燃物単体また限られた範囲での燃焼する初期火災から火災が急激に拡大するフラッシュオーバーを経て、室内の可燃物が全て燃焼する盛期火災に成長する [1.5] [1.6]。

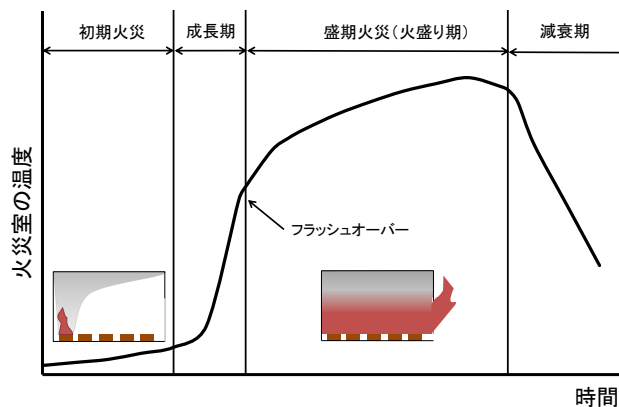


Fig. 1.2.1 区画火災の成長過程

盛期火災の火災性状(火災室温度、燃焼時間など)は区画内の可燃物条件、周壁(床、壁、天井)の材質、開口形状によって算定することが可能であり、通常の居室空間では火災室温度は 800~1200℃に達することもある。盛期火災では、大量の熱が壁や床などの区画部材や柱及び梁などの構造部材に流入し、過剰な区画部材の温度上昇や破損や構造部材の変形が生じる可能性がある。過剰な区画部材の温度上昇や破損が生じれば、火災が建物内に容易に拡大する。一方、過剰な構造部材の変形は区画部材の変形や破壊につながるとともに建物の構造耐力を低下させ、建物の倒壊につながる危険がある。これらの危険を防ぐための設計が耐火設計であり、建物内の延焼拡大を防止する防火区画設計と建物に必要とされる構造耐力を確保する構造耐火設計の組み合わせから成り立つ。

1.2.2 仕様規定と性能規定

建築物の防火基準は、過去の事例をもとに整備され材料や寸法などを具体的に規定し仕様書的に定められてきた。しかし、新たに開発された技術や材料などに対しては、従来の仕様書規定では利用できない、または認定までに長時間かかるとともに国際標準との整合に不具合が生じるなど、建築物の設計プロセスの制約になる場合がある。そのため、技術革新または国際標準との整合に対応すべく従来の仕様書規定から建築物が果たすべき目的や機能を規定する性能規定化の動きが高まり、2000年に改正された建築基準法の防火基準において従来の仕様書規定に加え性能規定が導入された。

(1) ルート A

建築基準法施行令(以下「令」という)第 107 条において、必要な性能項目を満たす構造が平成 12 年建告第 1339 号に定められており、この仕様書基準に適合させる方法をルート A とよばれる。

(2) ルート B

令第 108 条の 3 において、必要な性能項目を規定し、それぞれの性能を耐火関係の検証法（耐火性能検証法および防火区画検証法）と避難関係の検証法（階避難安全検証法および全館避難安全検証法）から検証する方法をルート B とよばれる。

ルート B による検証では、屋内火災、屋外火災に対する主要構造部、屋内火災に対する防火設備の遮炎性の検証が行われる。

(3) ルート C

ルート C とは、主要構造部ごとに求められている耐火性能を国土交通大臣が指定する評価機関が判断する方法である。判断基準は性能評価機関が定める評価業務方法書によって規定されている。

1.2.3 主要構造部の耐火性能

耐火性能とは令 107 条の一から三の各号に規定されている性能であり、非損傷性、遮熱性、遮炎性の 3 つである。非損傷性、遮熱性、遮炎性の概要は以下に示すとおりである。

(1) 非損傷性

非損傷性とは、火災時において、構造耐力上支障のある変形、熔融、破壊そのたの損傷を生じない性能と定義される。

(2) 遮熱性

遮熱性とは、火災時において、加熱面以外の面（非加熱面）の温度が可燃物燃焼温度*以上に上昇しない性能と定義される。

※可燃物燃焼温度

可燃物燃焼温度とは、可燃物が燃焼するおそれのある温度として、平成12年建設省告示（以下「建告」という。）1432号に以下のとおり定められている。

- 一 加熱面以外の面のうち最も温度が高い部分の温度 摂氏 200 度
- 二 加熱面以外の面の全体について平均した場合の温度 摂氏 160 度

(3) 遮炎性

遮炎性とは、火災時において、非加熱面側に火炎の出す原因となるき裂、その他の損傷を生じない性能と定義される。

建築基準法では、耐火構造、準耐火構造、防火構造および準防火構造において、耐火性能に関する技術的基準を設けている。Table 1.2.1、Table 1.2.2 に耐火構造および準耐火構造に関する技術的基準を示す。

Table 1.2.1 耐火構造に関する技術的基準

部分 耐火性能	最上階からの階数	壁					柱	床	梁	屋根	階段
		耐力壁		非耐力壁							
		間仕切壁	外壁	間仕切壁	外壁						
					延焼の恐れ						
有	無										
非損傷性	1~4	60	60	-	-	-	60	60	60	30	30
	5~14	120	120				120	120			
	14~						180		180		
遮熱性		60	60	60	60	30	-	60	-	-	-
遮炎性		-	60	-	60	30	-	-	-	30	-

単位:[分]

Table 1.2.2 準耐火構造に関する技術的基準

部分 耐火性能	壁					柱	床	梁	屋根			階段
	耐力壁		非耐力壁									
	間仕切壁	外壁	間仕切壁	外壁								
				延焼の恐れ								
有	無											
非損傷性	45	45	-	-	-	45	45	45	30	-	-	30
遮熱性	45	45	45	45	30	-	45	-	-	45	30	-
遮炎性	-	45	-	45	30	-	-	-	30	30	30	-

単位:[分]

1.3 設計用の火災外力と標準加熱の関係

建築構造部材の耐火性能評価試験では、ISO834 の標準加熱温度曲線(式(1.3.1))が用いられる。標準加熱温度曲線は耐火性能検証法および防火区画検証法における火災室温度曲線(式(1.3.2))として、火災温度上昇係数 α が 460 の場合に対応している^[1.5]。

$$T_f = 345 \log_{10}(8t + 1) \quad (1.3.1)$$

$$T_f = \alpha t^{1/6} + 20 \quad (1.3.2)$$

α は屋内火災の激しさを表す因子であり、これを用いて火災温度の時間的推移は、式(1.3.2)のようになる。

主要構造部を構成する部材の屋内火災保有耐火時間および開口部に設ける防火設備の保有遮炎時間を算出する際に必要となる。

α を求めるためには、可燃物の 1 秒間当たりの発熱量 q_b を求めた後に、式(1.3.3)にて算定する。

$$\alpha = 1280 \left(\frac{q_b}{\sqrt{\sum A_c I_h} \sqrt{f_{op}}} \right)^{2/3} \quad (1.3.3)$$

式(1.3.3)に示すように、区画火災における火災温度は、可燃物量、可燃物表面積、開口因子、区画の熱吸収特性等に依存して変化する。本研究では、建築基準法に基づく、耐火性能検証法を参照して、標準加熱を近似する $\alpha = 460$ を基準としつつ、Table 1.3.1 の区画条件、Fig. 1.3.1 の平面図を想定し、 $\alpha = 350$ は比較的緩やかな火災(廊下など)、 $\alpha = 550$ 、 650 は激しい火災(事務室相当)として、標準加熱曲線を包含するように設定した。

Fig. 1.3.2 に ISO834 標準加熱温度曲線及び本研究における各加熱強度の火災温度推移を示す。ここで、 $\alpha = 460$ の火災室温度が ISO834 に規定される標準加熱温度曲線と概ね等しい。 $\alpha = 650$ においては、 1250°C から一定加熱の場合と 1150°C から一定加熱の場合の 2 パターンを実施した。

1.4 主要構造部に用いる耐火被覆材料と工法

1.4.1 構造部材

耐火被覆工法とは、構造用部材を火災加熱から守るために施す代表的な対策である。本節では、工法別に4種類（吹き付け、成形板張り、巻き付け、シート張り）に分け、材料・施工・品質管理方法などについて述べる^[1.7]。

以下の Table 1.4.1 に耐火被覆工法の種類と特徴をまとめる。

Table 1.4.1 耐火被覆構造部材^[1.7]

項目	吹き付け	
	半湿式吹き付けロックウール	湿式吹き付け
構成・工法	ロックウールとセメントスラリーを別経路で施工階で圧送し、鉄骨に吹付ける吹付け耐火被覆材。比重・厚さを確保する為に、コテ押さえが必要。	ロックウール、せっこう、セメント、水酸化アルミ及び軽量骨材などを主成分とした吹付け耐火被覆材。ブレミックスされた材料を水と混合し、施工階まで圧送吹付け。
耐火1時間厚さ	25mm	25mm
発塵性	×	○
耐震性	△	○
養生	施工階に飛散防止の養生が必要外部養生が必要	施工階に飛散防止の養生が必要外部養生が必要
相番工事	×	×
リニューアル工事	×	×
リサイクル	×	×
備考	大・中現場に適す。 品質管理が難しい。	大型現場に適す。
項目	巻付け	成形板張り
	ロックウールフェルト	けい酸カルシウム板
構成・工法	着色不織物高耐熱ロックウールからなる巻き付け耐火被覆材。工場製品であり、厚さ・密度など品質が安定ピン溶接工法にて取り付けるワンタッチ工法。	ケイ酸質原料、石灰質原料及び補強繊維を主原料とした被覆材。スペーサーを下地とし、耐火密着材を併用し釘で留めつける。
耐火1時間厚さ	20mm	20mm
発塵性	◎	○
耐震性	◎	○
養生	特に必要なし	現場切断の場合、切断場所に飛散防止養生が必要
相番工事	○	◎
リニューアル工事	◎	◎
リサイクル	可能	未検討
備考	相番工事ができる為、工期短縮が可。	シーラー処理により、 表面塗装可。

(a) 吹き付け工法^[1.7]

吹き付け工法とは、ポンプまたは吹付け機により耐火被覆材料を施工場所まで圧送・吹き付ける工法である。

吹き付け工法の代表でもある吹き付けロックウールは、現在最も多く用いられている耐火被覆材料の一つである。特徴として、安価であり、ロックウール（粒状綿）とセメントを材料としているため、軽量で施工性に優れている。現場吹き付け施工のため、複雑な形状にも容易に適用でき、継ぎ目のない連続した被覆層が形成できる。また、施工時間・乾燥時間がともに短く、高層階への圧送もできるので、工期の短縮となり経済的である。

① 種類

・乾式

工場配合材料を用いる工法で、あらかじめ工場でロックウールとセメントを配合した材料を、吹き付け施工機械で圧送し、ノズル先端の周囲から噴霧される水で包み込み、材料で湿潤させながら均一に下地面に吹き付ける工法（小規模仕上げ工事）である。

・半乾式

この工法はセメントスラリーを用いる現場配合工法で「半湿式工法」と呼ばれることもあるが、日本建築学会建築工事標準仕様書 JASS6「鉄骨工事」では「半乾式工法」と呼んでいる。一般工法として普及し、大規模工事などに適用されている。

・湿式

あらかじめ工場でロックウールとセメントおよび他の材料を配合して製造した吹き付け材料に、水を加えて混練し、専用の吹き付け機でノズルの先端に圧送して吹き付ける工法である。エレベーターシャフト内のコアまわりなど風圧などで剥離の恐れのある場所、露出部などの人の接触により欠損のおそれがある部位、発塵を嫌う施工場所で使用される。

②問題点

・現場施工性

吹き付け工法であるため施工時に粉塵が発生し、他業社との相番工事が出来ない。

・品質の不均一

現場施工時に厚さと密度を確保するが、吹き付け後の設定や作業者の技量により品質のばらつきが発生しやすい。

③ 品質管理

吹き付け工法による吹き付け材の品質は、厚さならびにかさ比重により定まる。これらには、以下のような適正な管理がある。Fig. 1.4.1 に施工の様子を示す^[1.8]。

・吹き付け厚さの確認

指定の測定器により、各部部位ごと、耐火時間ごとに被覆厚さが定められているため、それに従った厚さが確保されているかを検査・確認する。

厚さ確認ピンを用い規定の位置、本数が埋め込まれていることを確認する。ピンに印されている色により被覆厚の分類がなされ、以下のように規定されている。

1 時間用：青、2 時間用：緑、3 時間用梁：赤、3 時間用柱：ベージュ

・かさ密度の確認

かさ密度の測定は次の方法がある。

主要な柱、梁から施工面積を代表するように均等に切り取る。切り取る箇所は、耐火性能別に規定されている。



a) 施工中



b) 施工後

Fig. 1.4.1 吹付ロックウールフェルトの施工^[1.8]

(b) 成形板張り工法^{[1.9] [1.10]}

材料は工場製造品のため、配合比率、製品厚さ、比重などの製品品質は安定している。特長として、成形板のため、施工現場では仕上がりを目視で確認するのみでばらつきがなく安定している。施工してからそのまま仕上げも可能なため、トータルコスト削減につながる。また、そのまま仕上げを行えることから、塗装、クロス張り、タイル張りなど各種の表面仕上げも選択できる。ここでは、けい酸カルシウム板を取り上げる。せんい強化セメント板協会加盟各社の連盟認定材料と個別認定を受けたものがあるが、薄型けい酸カルシウム板のシェアが大半を占める。

① 種類

Fig. 1.4.2 に分類について示す。

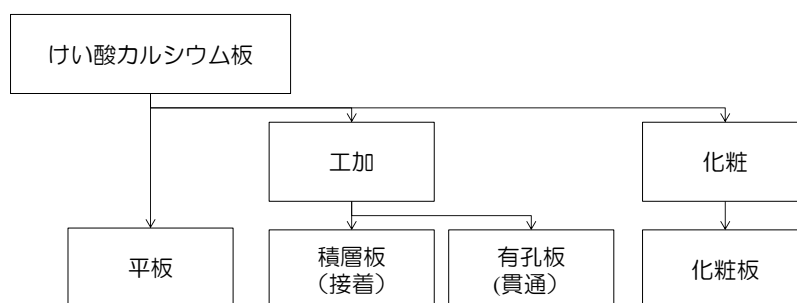


Fig. 1.4.2 けい酸カルシウム板の分類

② 材料組成

けい酸質原料と石灰質原料に水を加え、オートクレーブで生成したけい酸カルシウム板水和物スラリーに、補強繊維などを加え、プレス機で圧縮成形を行った後、乾燥し製造される。工業用に実用化されているけい酸カルシウム板水和物のうちでも耐熱性の高いゾノトライトを主成分としている。

JIS A 5430 に規定される物性は Table 1.4.2 のとおりで、耐火被覆にはタイプ 3 が用いられ、主に柱が 0.5TK、梁が 0.2TK として使用される。

Table 1.4.2 けい酸カルシウム板の物性

		見かけ密度 ρ [g/cm ³]	曲げ強さE [N/mm ²]	熱伝導率 λ [W/m \cdot K]	主な用途
タイプ2	0.8TK	$0.6 \leq \rho \leq 0.9$	$10 \leq E$	$0.18 \leq \lambda$	内装
タイプ3	0.5TK	$0.35 \leq \rho \leq 0.70$	$1.5 \leq E$	$0.14 \leq \lambda$	耐火被覆
	0.8TK	$0.15 \leq \rho \leq 0.35$	$0.39 \leq E$	$0.1 \leq \lambda$	耐火被覆

③ 用途

ビル、倉庫、工場、店舗、学校、病院、住宅などの内装の天井、壁、軒天井、特殊建築物および高層ビルなどの防火区画としての耐火間仕切り壁として用いられる。

④ 品質管理

施工現場での施工管理項目は、釘の留付けピッチと目地の隙間を目視で確認する。

⑤ 工法概要

取り付けは、同質のリブ材を鉄骨に耐火接着剤を用いて接着し、けい酸カルシウム板を箱状に組み上げて釘で留付けて施工する。接着剤は、耐水性に乏しいので、必ず釘で耐火板を留付けるようにする。Fig. 1.4.3 に柱仕上げの詳細を示す。

Fig. 1.4.4 に示すように、壁付の梁・柱の場合、外壁とけい酸カルシウム板とを取り合わせて耐火構造を構成できる設定がある。けい酸カルシウム耐火被覆板は、外壁をALC板、PC板、押出成形セメント板およびスパンクリートパネルとする場合の耐火構造認定を有しており、幅広いバリエーションに対応することができる。

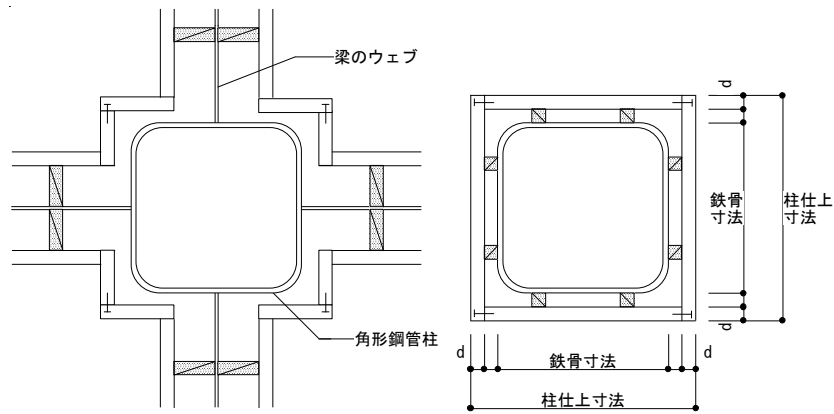


Fig. 1.4.3 耐火被覆柱の工法(単位: mm)

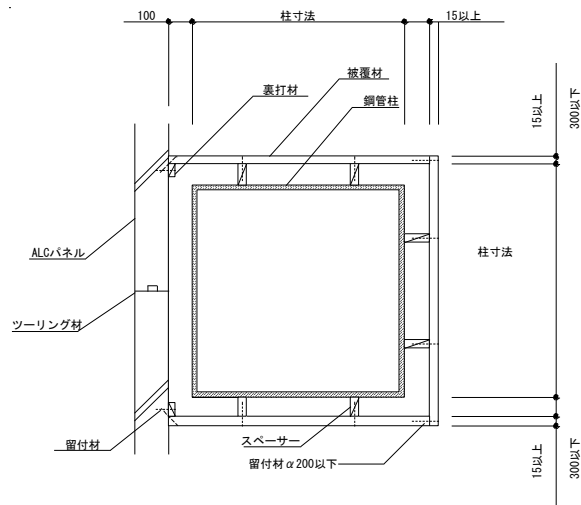


Fig. 1.4.4 耐火被覆合成柱の工法 (単位: mm)

(c) 巻き付け工法^[1.11]

巻き付け耐火被覆材は工場生産品のため品質が安定しており、材料はカッターナイフや裁縫はさみで簡単に加工が行える。施工は、鉄骨に後打ち溶接ピンで固定する簡便工法である。

特長として、表面に不織布を使用しているため、施工中の発塵が少なく、現場養生も必要ない。そのため、他作業との並行工事も可能となり、工期短縮が可能となる。また、材料に柔軟性があるので亀裂の発生、地震による振動にも強い。

(i) 耐熱ロックウールフェルト

巻き付け工法の代表である。前述したように原料の半分以上に再生原料のスラグを使用しており、環境負荷の低い耐火被覆材といえる。被覆材の目地部はアイジャクリ加工されたものが主流で、加熱収縮による目地開きの影響を低減させている。

① 材料組成

通常のロックウールより耐熱性が高く熱収縮が小さいロックウール繊維を、フェルト状にし表面材に不織布を使用している。

② 品質管理

工場製造段階で無機繊維フェルトの原料配合比率、厚さ、見かけの比重の管理が行われている。

③ 施工管理

目視によって外観のたるみ、よじれ欠損がないこと、目地に隙間が無いことを確認する。Fig. 1.4.5 に施工状況を示す。



Fig. 1.4.5 施工状況^[1.11]

(ii) セラミックファイバーブランケット

セラミックファイバーとは、アルミナ (Al_2O_3) とシリカ (SiO_2) を主成分とした人造鉱物繊維の総称で、非晶質 (ガラス質) の RCF (リフラクトリーセラミックファイバー) と結晶質のアルミナ繊維及びムライト繊維があり、アルミナ短繊維とアルミナ長繊維に区分される。

セラミックファイバーブランケットの一般的な化学組成は、 Al_2O_3 30~60 重量%、 SiO_2 40~60 重量%、 RnOm 0~20 重量% (R は Zr または Cr) である。

セラミックファイバーブランケットは繊維を層状に積層しながら、ニードルパンチングを行い、繊維を複雑に織り込んでブランケット上にした軽量で柔軟な耐火断熱材である。Fig. 1.4.6 にセラミックファイバーブランケットを示す。

① 物理的・化学的性状

無臭の繊維状の固体で、 1000°C を超えると結晶性物質となる。平均繊維径は $2\sim 4\ \mu\text{m}$ のウール状、繊維次で、白色であり、水、有機溶剤には不溶である。

② 用途

工業炉壁内張材、ボイラー・タービン断熱、石油加熱炉、パイプ類断熱に用いられる。

③ 特長

優れた耐熱性、遮熱性、耐スポーリング性、引張り強度により、工業炉の内張り炉材として使用されている。



Fig. 1.4.6 セラミックファイバーブランケット

1.4.2 区画部材

建築物には多種多様な材料が使用されており、間仕切壁における施工方法は湿式と乾式がある。湿式はコンクリート壁や左官工事のように、水を混合した材料で施工し、乾燥してはじめてその工事が完了する。これに対して、乾式はコンクリート工事や左官工事などの乾燥硬化を必要とする工事を排除し、組み立ての作業性を高める手法である。この乾式における下地への取り付け方法は釘、ねじ、ビスおよび接着剤等が使用されている。この乾式の間仕切り壁として特に用いられている材料がせっこうボードおよびけい酸カルシウム板である。

区画を構成する乾式間仕切壁の構法を Table 1.4.3 に示す。

Table 1.4.3 乾式間仕切壁の構法^{[1.12], [1.13]}

構法	材料	具体例	
湿式	コンクリート	無筋コンクリート	
		鉄筋コンクリート	
		鉄骨コンクリート	
		鉄骨鉄筋コンクリート	
	モルタル	モルタル	
		鉄網モルタル	
		鉄網パーライトモルタル	
	プラスター	せっこうプラスター	
	しっくい	しっくい	
		木ずりしっくい塗り	
土	土塗壁		
乾式	合板	難燃合板	
	コンクリート	気泡コンクリート	
		高温高圧養生された軽量気泡コンクリート	
		コンクリートブロック	鉄材補強あり
			鉄材補強なし
	中空鉄筋コンクリート製パネル (中空にパーライトまたは気泡コンクリート)		
	石膏	せっこうボード製品	せっこうボード
			強化せっこうボード
			せっこうラスボード
	セメント	繊維強化セメント板	スレート波板
スレートボード			
繊維混入ケイ酸カルシウム板			
木質系セメント板		木毛セメント板	
	木片セメント板		
ロックウール	ロックウール保温板		
金属	金属板		
	亜鉛鉄板		
湿式・乾式両方	粘土焼成品	れんが	鉄材補強あり
			鉄材補強なし
	タイル		
	石	石	鉄材補強あり
鉄材補強なし			

1.5 耐火構造の被害

1.5.1 日本における事例

(1) 平成7年兵庫県南部地震^[1.14]

この地震における被害状況として、火災によって、家屋の焼失 7444 棟(神戸市、西宮市、芦屋市)、焼失面積は 67.1ha という甚大な被害を受けた。これらの被害の大半は、老朽木造密集家屋群に集中していた。また、耐火建築物もボヤ程度のもも含めて、20 件の火災が発生した。耐火被覆の被害状況については様々な場所で剥離や脱落が確認された。

① 立体駐車場及び自転車駐車場(西宮市)

JR 西宮駅前の本駐車場は、柱・梁の耐火被覆にセラミック系吹付け工法であるセラタイカ工法を用いているが、一般部分の耐火被覆には被害は見られなかった。一部、成形板と外壁との取り合い部において、板目地部の被覆材にわずかな亀裂が見られた。

② 酒造倉庫(魚崎)

日本酒を貯蔵する平屋建ての倉庫で、柱を繊維混入ケイ酸カルシウム板で、ブレースをセラタイカで被覆していた。貯蔵品が転倒したことにより、一部の柱でケイ酸カルシウム板が割れ、鉄骨が露出した。セラタイカを使用した工法については、表面部分の剥離にとどまった。



Fig. 1.5.1 倉庫内の耐火被覆柱の損傷^[1.14]

③ ゴルフ練習場(新長田)

1階駐車場部分の柱にはセラタイカ、梁には軽量コンクリート吹付け工法であるアスガードが耐火被覆材として使われていた。どちらも無被害であった。特に柱のコンクリート立ちあがり部には亀裂が生じていた箇所もあったが、耐火被覆材に被害はなかった。



Fig. 1.5.2 コンクリート柱のひび割れ^[1.14]

セラタイカ工法とは別の成形版を使った耐火被覆工法では、耐火被覆の脱落が見られた。神戸市中央区のホテルでは、鉄骨梁の下端フランジに張り付けられていた成形版の耐火被覆材の一部が脱落した。

また、神戸市中央区の事務所ビルでも、鉄骨柱に張り付けられていた成形版の耐火被覆材の一部が脱落した。



a) 鋼梁

b) 鋼柱

Fig. 1.5.3 耐火被覆の損傷^[1.14]

(2) 平成28年熊本地震^[1.15]

この地震では、火災発生件数が兵庫県南部地震の293件に比べて、16件と少なかったことが明らかとなっている。炊飯の時間帯から外れ、春で暖房器具の使用が少なく、風が弱かったことが原因と考えられる。また、この地震でも部材の座屈による被覆材の損傷が各所で見られた。

①立体駐車場（その1）

4階建ての鉄骨造の立体駐車場である。構造形式はブレース付きラーメン構造であり、角形鋼管柱とH形鋼梁に、溝形鋼ブレースが用いられている。外観からは構造被害は観察されなかったが、内部の階段室コア部分を形成するブレースに座屈の被害が見られた。特に2階の階段室周りのブレースで比較的座屈が大きく、ブレース端部とブレース交差部のガセットプレートに座屈が生じていた。また、座屈が大きい部分ではブレースの耐火被覆材が剥離していた。



a) ブレースの座屈

b) 耐火被覆の脱落

Fig. 1.5.4 損傷状況^[1.15]

②立体駐車場（その2）

6階建ての鉄骨造の立体駐車場で耐火被覆材の剥離や亀裂が確認された。



a) 剥がれた耐火被覆

b) 耐火被覆の亀裂

Fig. 1.5.5 損傷状況^[1.15]

1.5.2 海外における事例

2001年9月11日、2機の航空機がWTCのツインタワーに突入し、大規模な火災の末にビルが完全崩壊するという悲劇が起きた。事件の詳細な時系列およびビルの崩壊については、米国政府調査局のFederal Emergency Management Agency 2、FEMA)によって2002年に、National Institute of Standards and Technology 3、NIST)によって2005年に報告書がまとめられた。

崩壊の原因は当然航空機の衝突ですが、崩壊が始まるまで50分以上の時間があり、衝突に伴う構造体へのダメージは直接建物の崩壊を起こすほど大きくなかった。さらに、航空機の燃料の大半は建物の外で燃焼して、航空機燃料による火災がビル内の各事務室の可燃物に燃え移り、強度が低下するレベルまで鉄骨が加熱された結果、衝突部より上の部分を支えられなくなり、上部が下部に衝突する形で崩壊が生じた。

一方、航空機衝突によって鉄骨柱周りの耐火被覆がはがれたことも一因といわれている。航空機の衝突により耐火被覆が剥された衝突部付近の鋼材は、大規模な火災により耐力を失っていたことが考えられる[1.16]。

また、WTC 1の崩壊後、WTC 7の複数の階で火災が発生した[1.17]。WTC7ビルは47階建てで、飛行機が突っ込んだWTC1やWTC2と異なり、火災の延焼により崩壊した。同時に複数のフロアにまたがる火災により、一般的な建物の火災で予想されるよりもはるかに厳しい火災状況が発生した[1.18]。WTC 7の火災で到達した最高火災温度は1,000°Cから1,100°Cの範囲であったと考えられる。Fig. 1.5.6に2種類の加熱温度曲線の標準を示す。WTC 7の後期火災の温度発生は、ASTM E-1529 曲線により近い可能性があった。

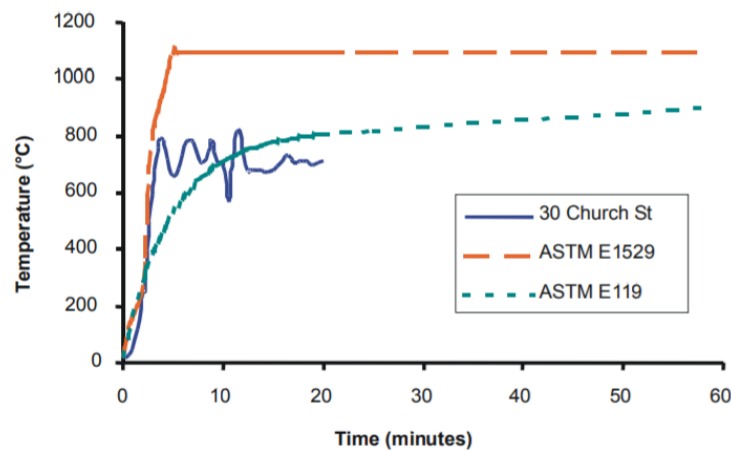


Fig. 1.5.6 WTC 7の後期火災温度の曲線及び標準加熱温度曲線

1.6 既往研究

1.6.1 耐火被覆の損傷が鋼構造の耐火性能に与える影響

鈴木弘之ら^[1.19]は、被覆材の変形追随能力・鋼材の温度上昇・鋼柱の崩壊モード・崩壊後の柱の残余耐力の間の関係を把握することを目的とし、耐火被覆された柱の高温耐力実験を行い、加熱・加力装置内に被覆鋼柱試験体を設置して、被覆材と鋼柱の相互作用を直接観察した。

試験体に用いる被覆材は、一般的な被覆材である吹き付けロックウール、けい酸カルシウム板および耐熱ロックウールフェルトによる巻き付け被覆材を対象とした。被覆材とこれらを取り付けられる鋼柱の相互作用を検討するため、鋼柱の荷重加熱実験および非荷重加熱実験を実施した。

荷重加熱実験後の試験体の状況を Fig. 1.6.1 に示す。図のとおり鋼柱の座屈変形が生じている付近で被覆材の亀裂などが生じていることがわかる。各試験体の横軸時間に対する鋼材温度の変化は、水平変形が部材角 1/50 に達するまでの鋼材の温度上昇を見ると、けい酸カルシウム板試験体(CSB1)を除き、顕著な温度上昇は確認されなかった。

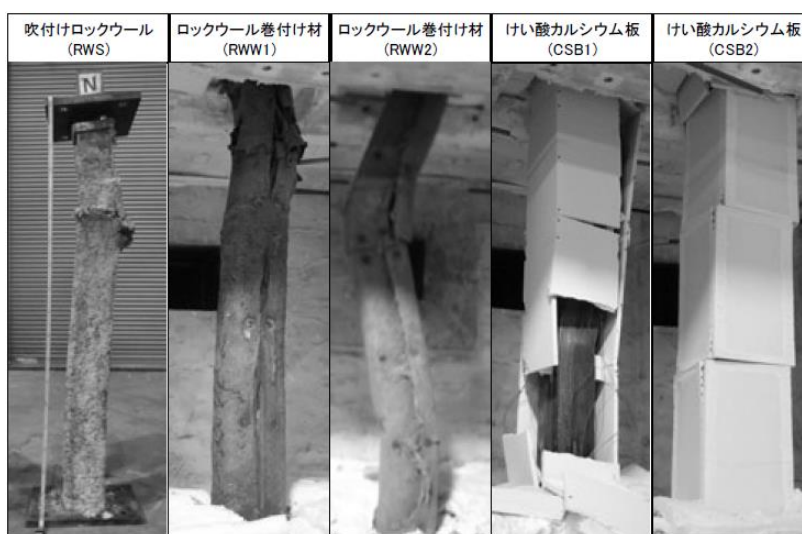


Fig. 1.6.1 荷重加熱実験後の試験体の状況

Fig. 1.6.2 は試験体の荷重-変形関係であり、図の横軸は試験体の鉛直変位、縦軸は基準強度に基づく降伏軸力比を示している。図中にある温度は、歪の大きい箇所の鋼材断面の平均値である。例えば CSB2 の鉛直変形 0~33mm の間で、軸力が一度下がった後に上昇し、再度低下する現象が見られる。この際、柱の軸力が除荷されたことにより、座屈発生に伴って生じていた局所的な塑性変形から、一旦、柱全体が安定的に塑性化するモードに移行し、その後耐力が回復してから再度、局所的に塑性化したものと考えられる。座屈後の耐力劣化勾配は、被覆材の剥離や脱落の影響が温度上昇に関わるのが鉛直変位 5%以降のため、試験体によらずほぼ変わらないことが明らかとなった。

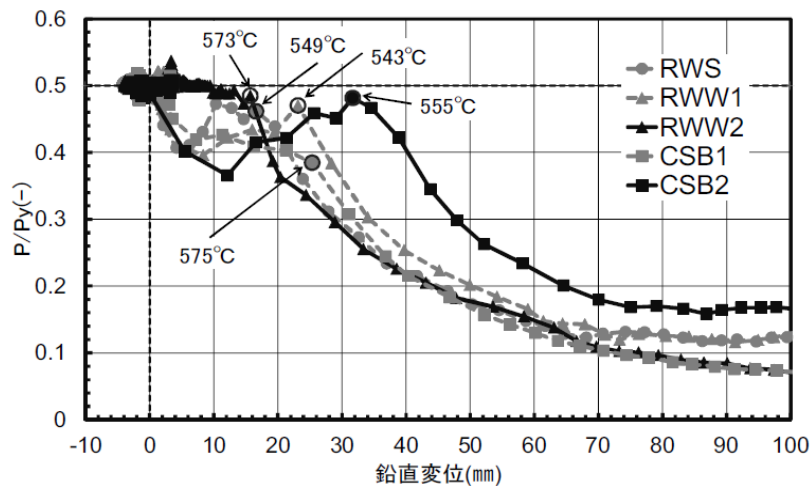


Fig. 1.6.2 試験体の荷重-変形関係

1.6.2 耐火被覆の損傷が区画部材の耐火性能に与える影響

鈴木ら^[1.20]は、面内せん断変形（強制変形）を被った乾式壁の加熱試験を実施し、間仕切壁の火災時の挙動、耐火性能を把握した。乾式間仕切り壁に対する実験では、標準的な方法およびせっこうボードの張付け方を改良した方法で施工した実大の乾式間仕切り壁を試験体（片面張り試験体、両面張り試験体）とした。まず、常温下で強制的に面内せん断変形を加えて、永久せん断角が残留するような損傷を与える。次に、この被災壁を大型壁炉に配置し、ISO834 標準火災温度曲線に従い炉内温度を上昇させて壁を加熱した。

片面張り試験体では、強制変形を受けることによって上張りせっこうボードと下張りせっこうボードとの接着性が低下し、耐火試験時には上張りせっこうボードは早期に脱落しやすくなり、その耐火性能は大幅に低下した。上張りせっこうボードの脱落を防止するには、Fig. 1.6.3、Fig. 1.6.4 のように、ステーブルによる留め付け力を割増す方法が有効であることが明らかとなった。ボード間の接着性の低下が壁の耐火性能に及ぼす影響に比べると、せっこうボードに生ずるひび割れや亀裂が及ぼす影響は、それが貫通しない限り小さく、ステーブルの留付け量を最適に設定すると、変形に適度なロッキングを起こすことで亀裂等の損傷を抑え、加熱時においても脱落を生じさせない性能の確保を可能とした。

両面張り間仕切壁においても、強制変形を受けると、その耐火性能は大幅に低下する。その主たる要因は、上張ボードの早期脱落、そして上張ボードの亀裂であった。ひび割れを抑えるために上張ボードに強度を持たせ、面外座屈を防ぐために下地材の剛性を増すなどの工夫を施せば、片面張り試験体と同様に、壁の耐火性能は大幅に改善されるはずであり、これを確認する実験をシリーズで行って、耐火性能改善のための方策の一端を明らかにしている。

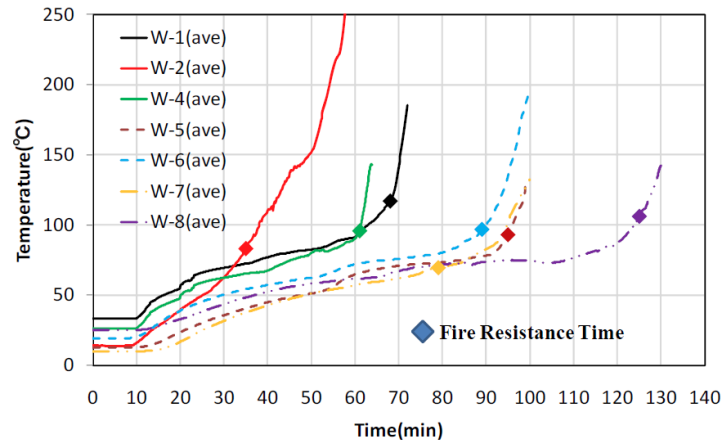


Fig. 1.6.3 温度推移

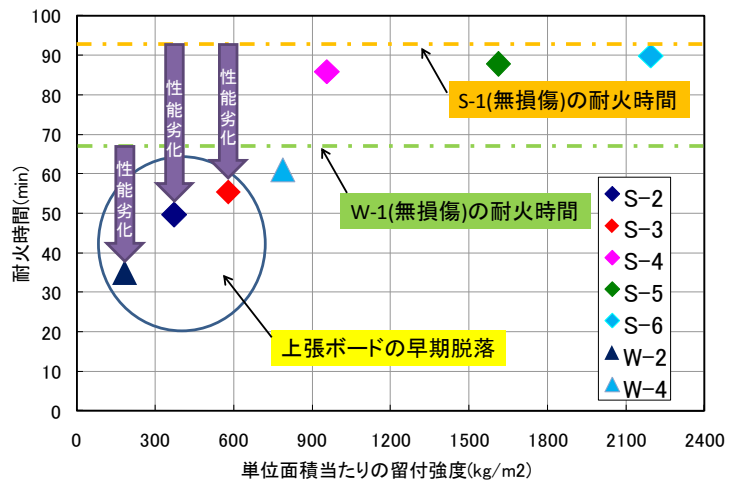


Fig. 1.6.4 単位面積当たりの留付強度と耐火時間の関係

1.6.3 地震後の耐火被覆の損傷

成瀬ら[1.21]は、鉄骨造試験体の溶接をすみ肉溶接として検討し、柱の純曲げによる加熱試験を行った。試験体は、鉄骨造高層建築物の上下階の下層1層分の中央から上層1層分の中央までの柱とし、梁の接合部分を想定した。

耐火試験後の観察から梁の下側ダイアフラムと角形鋼管との間の溶接が損傷したことを確認した。加力による高耐熱性無繊維フェルトの試験体の損傷は見られず、けい酸カルシウム板には、梁のない柱の2面と梁下部接合部で最大11mm幅の亀裂が生じた。

また、各断面の平均温度が350℃を超えた時間と最高温度が450℃を超えた時間に着目し、無加力の時間に対する加力後の時間の比率を算出した。高耐熱性無繊維フェルト($d_i = 40\text{mm}$)の比率では、ほぼ1.0であり、けい酸カルシウム板($d_i = 35\text{mm}$)では、1.03~1.56で加力後の方が無加力の時間を上回るようになった。

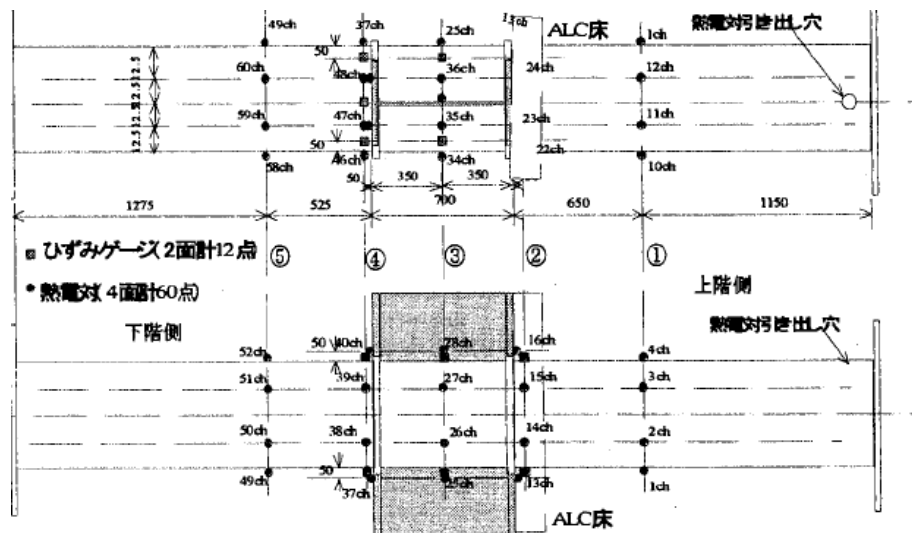


Fig. 1.6.5 試験体概要と測定位置

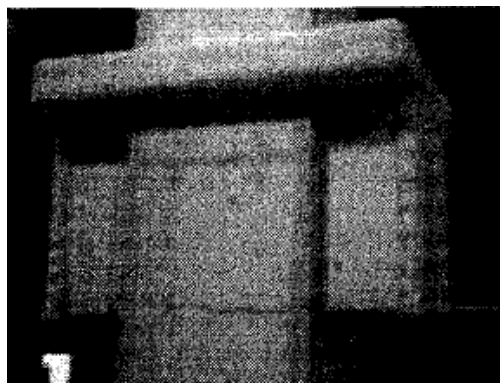


Fig. 1.6.6 試験体の外観

1.6.4 建築部材の温度予測

大村ら^[1.22]は、乾式間仕切壁の耐火性能をあらかじめ評価することを目的とし、熱伝導解析モデルを構築し、120分加熱実験結果との比較を行った。試験体は、軽量鉄骨下地材にけい酸カルシウム板(厚さ8mm)を両面1枚縦張りし、壁の中空層にロックウールフェルトを設置した乾式間仕切壁(H:2730mm, W:1820mm)とした。なお、本試験体は大小4枚の壁体で構成した。

解析モデルとして、被覆材の継ぎ目および軽量下地のスタッドを省略し、被覆材の表面を均一と考え、差分法による非定常一次元熱伝導解析モデルを用いた。時刻 $t=0$ で $x=0$ の加熱側からISO834標準火災温度曲線により加熱し、Fig. 1.6.7に示すように、各層に質点を設定し、式(1.6.1)に基づく陽解法により計算した。ここで、 ρ は密度、 c は比熱、 Δx は節点間の距離、 λ は熱伝導率、 Δt は刻み時間である。

$$\lambda \frac{T_{i-1} - T_i}{\Delta x} \Delta t - \lambda \frac{T_i - T_{i+1}}{\Delta x} \Delta t = \rho c \Delta x (T'_i - T_i) \quad (1.6.1)$$

Fig. 1.6.8に実験値と解析値の比較を示す。実験結果から、60分まではほぼ一致する結果を得たが、加熱80分を超えてから実験値は急激に上昇し、解析値との差が拡大した。この差の要因は加熱側の面材の亀裂、目地の開きとスタッドなどの影響が考えられる。

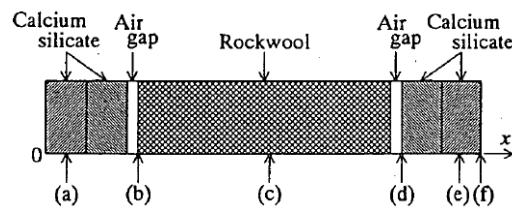


Fig. 1.6.7 解析モデル

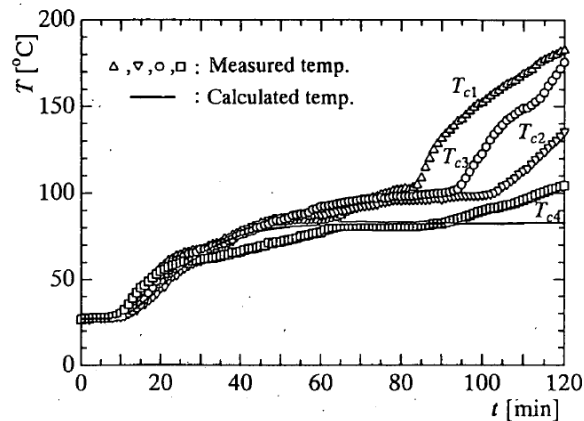


Fig. 1.6.8 実験値と解析値の比較

1.7 本研究の目的

建築物の耐火性能を総合的に論じるためには、耐火被覆材の損傷と耐火性能の関係を定量的に把握することが必要不可欠であるが、研究成果の蓄積が乏しいのが現状である。本論文では、鋼構造建築物を対象とした建築部材の耐火性能予測技術の高度化を目的として、主要構造部に用いられる耐火被覆材に着目した。

以下に本論の目的を要約する。

- (1) 素材実験により耐火被覆材の 1000℃以上の熱性質を明らかにし、加熱強度と鋼板に施された被覆材の熱的損傷の関係を把握する。
- (2) 区画部材として主に用いられる構成材料に着目して、せっこう系ボードやスタッドの熱変形等を定量化して、温度予測モデルを構築する。
- (3) 構造部材に用いられる耐火被覆材に着目して、被覆材の隙間、亀裂等の損傷が鋼材温度に与える影響を定量化し、損傷を考慮した温度予測モデルを構築する。

1.8 本論文の構成

本論文は、Fig. 1.8.1 に示すように全5章で構成されている。以下、各章の概要について記す。

第1章「序論」では、研究の背景および本研究の目的について記した。そして、本研究の構成について示した。

第2章「高温時における耐火被覆材の熱的性質」

本章では、耐火被覆材の高温時の性質や亀裂、脱落等の劣化を考慮する上で、等価火災時間に換算した耐火被覆の温度上昇特性を利用するには知見が不十分であるため、高温時の耐火被覆材の熱伝導率、比熱、熱収縮率に代表される熱的性質を把握した。

主に使用されている耐火被覆材料の熱的性質に関する知見を収集することを目的として、TG-DTA および DSC による重量減少率と比熱の測定、熱収縮測定実験、標準加熱における素材実験を行った。また、耐火被覆が施された鋼板を用い、多様な加熱強度を被る耐火被覆材の高温時の劣化特性や熱的物性を把握することを目的とし、電気炉を用いた小規模加熱実験、水平炉を用いた中規模加熱実験で得られたデータに基づき、材料のひび割れや熔融の状態を加味し、耐火被覆材の熱伝導率の同定を行った。

第3章「区画部材の熱的損傷を考慮した温度予測」

本章では、強化せっこうボードを用いた乾式間仕切壁の耐火性能に与える種々の因子のうち、主として加熱強度に着目して、せっこうの熱分解による吸熱作用及び熱劣化、軽量鉄骨下地の熱変形の影響を、一連の加熱実験により把握することを目的とした。加熱強度に関しては、耐火性能検証法で使用される火災温度上昇係数 α やせっこうの耐熱限界(脱水・分解温度)等を指標として、標準加熱を下回る条件から大きく超える範囲まで加熱条件を変化させることで、加熱強度に対する適用範囲を把握するとともに、強化せっこうボード等の素材実験、小規模・中規模の乾式間仕切壁を模擬した試験体の加熱実験等の結果を踏まえて、強化せっこうボードを用いた乾式間仕切壁の実効熱伝導率と実効比熱を定量化し、実効熱物性を用いて熱変形と熱劣化が生じた場合の乾式間仕切壁の温度予測モデルを構築した。

第4章「構造部材の物理的損傷を考慮した温度予測」

本章では、鋼部材の耐火被覆材に発生した亀裂や隙間等の部分的損傷や弱点部が鋼構造の温度上昇特性に与える影響を明らかにすることを目的とし、耐火被覆材を施された鋼柱、梁の中規模試験体を用い加熱実験を実施した。また、鋼柱の材軸方向温度分布を把握することを目的とし、有限要素法による熱伝導解析等により、損傷を模擬した隙間における鋼柱の温度上昇性状の再現を行った。また、簡易鋼材温度予測モデルを構築することを目的とし、構造部材の損傷部分を想定した小規模試験体を用い、加熱実験を行った。さらに、炉内、耐火被覆材の小口面から鋼材への入熱、隙間部鋼材から被覆部鋼材への失熱及び隙間形状に関する形態係数を考慮し、隙間部分が鋼材

温度に与える影響を考慮した簡易予測モデルを構築した。

第5章「総括」では、本研究の総括ならび本研究に残された課題および今後の展望について記した。

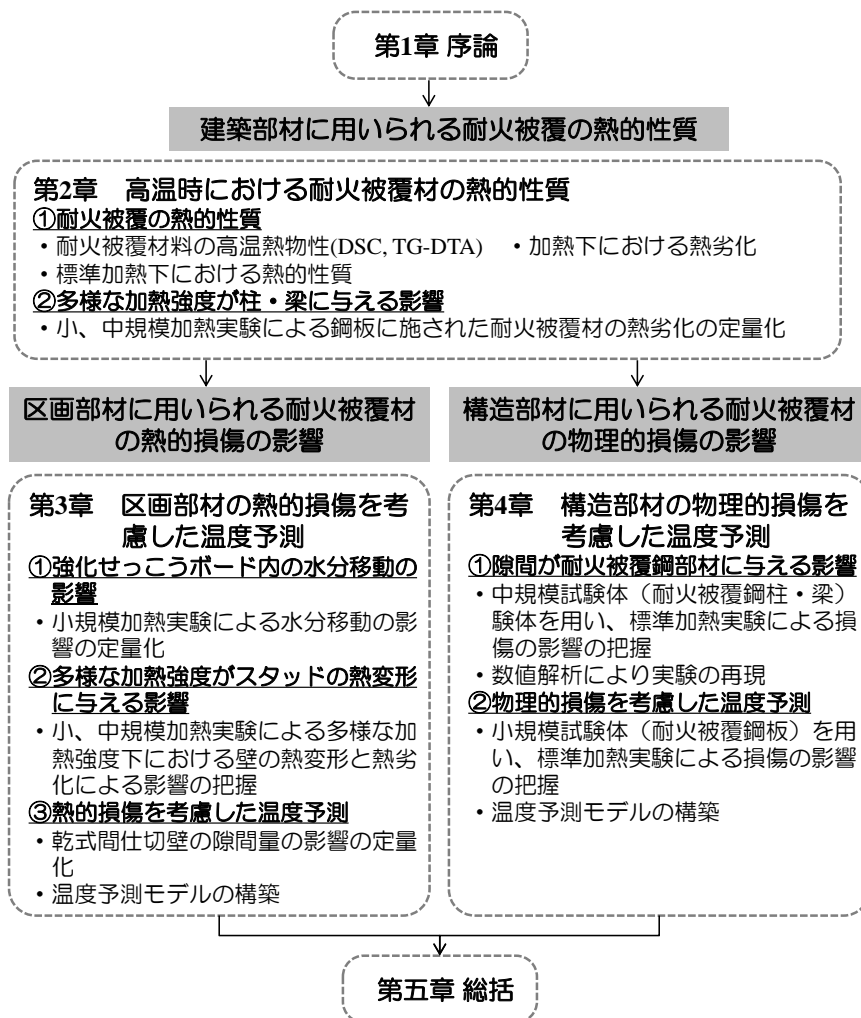


Fig. 1.8.1 本論文の構成

1.9 本論文における主な用語

本論文における主な用語を以下の通り整理する。

(1) 損傷

高温な加熱条件での被覆材の熱的劣化(熱的損傷)や地震等の外力による被覆材の亀裂、欠損等(物理的損傷)を対象とする。

(2) 隙間

本研究では、耐火被覆材に損傷を想定した隙間を設けた試験体を作成した。なお、実際に耐火被覆材に生じる亀裂は、破壊面が平滑ではなく、必ずしも表面に垂直に割れない。また、全く同じ亀裂を再現することが不可能であること、同一の亀裂幅であれば、被覆材に垂直に入り、かつ、表面が平滑な隙間の方が熱的には不利になると考えた。

(3) ISO834

現行の耐火性能の検証において設定する標準加熱温度曲線(式(1.3.1))は ISO834 国際標準規格で規定されている。

(4) 火災温度上昇係数 α

α は屋内火災の激しさを表す因子であり、これを用いて火災温度の時間的推移は、式(1.3.2)のようになる。また、主要構造部を構成する部材の屋内火災保有耐火時間および開口部に設ける防火設備の保有遮炎時間を算出する際に必要となる。 α を求めるためには、可燃物の1秒間当たりの発熱量を求めた後に、式(1.3.3)にて算定する。

(5) 標準加熱

耐火性能検証法では、火災室の壁面積、開口条件等の要因を考慮した火災温度上昇係数 α を用いて火災温度を計算している。標準加熱温度曲線(式(1.3.1))は耐火性能検証法および防火区画検証法における火災室温度曲線(式(1.3.2))として、火災温度上昇係数 α が460の場合に対応している(Fig. 1.3.2)。

(6) 多様な加熱強度

多様な加熱強度については、式(1.3.2)に示す加熱曲線に沿うように加熱した(Fig. 1.3.2)。火災温度上昇係数 α については、 $\alpha=350$ 、460、550、650の4種類の加熱条件で設定した。

(7) 熱重量示差熱分析装置(TG-DTA)

熱重量測定(TG)は、試料を一定速度で加熱しながらその重量変化を連続的に測定している。一方、示差熱分析(DTA)は、基準物質とともに試料を加熱したときの両者の温度差の変化を測定している。二つの装置を組み合わせ、同時に測ることによって試

料の熱的变化を推定する。

(8) 示差走査熱量測定(DSC)

示差走査熱量計(DSC)は、一定の熱を与えながら、基準物質と試料の温度を測定して、試料の熱物性を温度差として捉え、試料の状態変化による吸熱反応や発熱反応を測定する装置である。DSC による熱物性測定は、熔融のような単純な熱による状態変化の反応だけでなく、構造の相転移、結晶化などを把握することを可能とし、高分子材料、有機材料、金属、セラミックなどの物性評価に広く応用できる。

(9) 小規模加熱実験

本研究における小規模加熱実験では、Fig. 1.9.1 に示す国立研究開発法人建築研究所の電気炉（有限会社マテルズ製・急速加熱炉）を用いて水平加熱を行った。小規模実験の試験体の寸法は、(壁)W200mm×L200mm、(耐火被覆鋼板)W300mm×L300mm の2種類とした。



Fig. 1.9.1 電気炉

(10) 中規模加熱実験

本研究における中規模加熱実験では、国立研究開発法人建築研究所の大型水平炉 (Fig. 1.9.2)、または東京理科大学の中型複合炉 (Fig. 1.9.3) を用いて鉛直加熱を行った。



Fig. 1.9.2 水平炉



Fig. 1.9.3 中型複合炉

(11) 加熱面

加熱炉の炉内に向け加熱されるように設置された試験体の表面。

(12) 非加熱面

試験体の非加熱側表面。

(13) ABAQUS

ABAQUS は、市販の汎用モデルであり、自動車、航空、防衛、化学、家電などさまざまな分野で扱われている、高度なシミュレーション製品である。その機能は、モデリングから一般的な静解析、周波数応答、非線形解析などから、陽解法による衝突や圧延など高度な動的解析、さらにカスタマイズによる解析にまで対応している。

(14) FDS

FDS は米国商務省国立標準技術研究所 (NIST) が開発し、フリーウェアで公開している火災 CFD (Computational Fluid Dynamics) 計算コードである。計算領域寸法、計算格子数、建築物を構成する壁や天井、柱などの形状、それらの材質、火源条件などを入力することで温度や速度、そして燃焼生成物の濃度などの分布データや時系列データなどが出力データとして得られる。また、付属の SmokeView を用いて、それらの出力データを可視化し、グラフィック上で火災現象の検証が可能である。本研究では、FDS ver 5.5.3 を使用した。

<参考文献>

- [1.1] 林野庁：公共建築物等における木材の利用の促進に関する法律，2011.6
- [1.2] 上杉 三郎：在来工法木造住宅の実大火災実験，林試研報，1983
- [1.3] 蛇石 貴宏：木造3階建て学校の実大火災実験(予備実験)：(その7)建物内の温度記録～各部の温度推移～，日本建築学会学術講演梗概集，pp.299-300，2012.9
- [1.4] 井上書院：2001年版耐火性能検証法の解説および計算例とその解説，2001.3
- [1.5] 一般財団法人日本建築学会：建築物の火災荷重および設計火災性状指針(案)，2013.3
- [1.6] 萩原 一郎：火災リスク評価に基づく性能的火災安全設計法の開発－防火基準の現在・過去・未来－，建築研究所講演会，pp17-26，2010.3
- [1.7] 社団法人日本建築学会：構造材料の耐火性ガイドブック 2009第2版，丸善株式会社，p288-p319，2009
- [1.8] ロックウール工業会(<https://www.rwa.gr.jp/product/investment.html>)
- [1.9] せんい強化セメント板協会：技術資料 けい酸カルシウム板タイプ 2
- [1.10] せんい強化セメント板協会：技術資料 耐火被覆材 けい酸カルシウム板タイプ 3
- [1.11] ニチアス株式会社：巻き付け耐火被覆材マキベエ(改訂版)，2014.12
- [1.12] 国土交通省告示第 569 号：耐火構造の構造方法を定める件 2005.6:
- [1.13] 国土交通省告示 第 203 号：準耐火構造の構造方法を定める件，2017.3:
- [1.14] 鹿島技術研究所：平成 7 年兵庫県南部地震被害調査報告書，1995.2
- [1.15] 国土交通省 国土技術政策総合研究所平成：28 年（2016 年）熊本地震による建築物等被害第三次調査報告，2016.5
- [1.16] 磯部 大吾：WTC の崩壊要因とリダンダンシーについて，2008 年度日本建築学会大会(中国)構造部門(応用力学)パネルディスカッション「建築構造設計における冗長性と頑強性の役割」資料，pp.39-46，2008.9
- [1.17] Dennis Smith: Report From Ground Zero by Dennis Smith, 2002.2
- [1.18] FEMA 403, World Trade Center Building Performance Study, 2002
- [1.19] 足立 格，大熊 晃一路，鈴木 淳一，鈴木 弘之：梁の伸びだしを受ける耐火被覆鋼管柱の耐火性能，日本建築学会学術講演梗概集，pp.91-92，2011.7
- [1.20] 鈴木 淳一，市原 嵩紘，伊藤 卓，鈴木 弘之，大宮 喜文，小寺 賢，大熊 晃一路，足立 格：損傷を被った間仕切壁の耐火性能に関する実験：その 1 実験概要，日本建築学会学術講演梗概集，pp.145-146，2010.7
- [1.21] 成瀬 友宏ら：高層建築物の地震後の火災安全対策に関する研究，日本建築学会学術講演梗概集，pp.43-44，2010.7
- [1.22] 大村 高弘，坂倉 正年，坪井 幹憲，富村 寿夫：建築材料の耐火試験シミュレーション，日本機械学会九州支部講演論文集，pp.165-166，2001.3

第 2 章

高温時における耐火被覆材の熱的性質

2 高温時における耐火被覆材の熱的性質

2.1 はじめに

これまで被覆材等に関する物性値として 800℃程度までのデータは、日本建築学会等の文献で示されているが、それ以上の高温のデータが建築物の耐火性能検証等で必要な場合、適宜、800℃程度までのデータに基づき外挿して拡張した値を使用しているのが現状である。構造耐火に関わる耐火性能検証法等で、800℃以上の高温を想定する場合には、上記のような拡張ではなく、実験的なデータ収集が不可欠であると考えられる[2.1], [2.2], [2.3]。

一方、耐火被覆材の高温時の性質や亀裂、脱落等の劣化は、加熱温度に大きく影響を受ける。そのため、耐火試験で想定される温度を超えるような条件では、耐火被覆の特性が変化する可能性があるため受熱量の等価性に基づく等価火災時間の概念が適用できないおそれがある。しかしながら、標準加熱で想定される温度域の耐火被覆の特性については、技術的知見が不十分な状況にある。

本章では、現在、主に使用されている耐火被覆材の高温時の熱的特性に関する知見、適用限界温度を把握することを目的として、熱物性試験(TG-TDA、DSC 法)、熱収縮実験、電気炉を用いた標準加熱における加熱試験を行った。次に、鋼板に耐火被覆が施された条件で、多様な加熱を受ける耐火被覆材の高温時の劣化特性や熱的物性を把握することを目的とし、電気炉を用いた多様な加熱強度の小規模加熱実験、水平炉を用いた強加熱下の中規模実験を行った。さらに、加熱強度と被覆材の劣化状況を踏まえた、耐火被覆材の熱伝導率の同定を行った。

2.2 耐火被覆材の熱的性質

耐火性能を把握するためには、防火被覆等の材料の熱物性値が必要となる。材料の熱物性値は「建築物の防火設計法の開発」(総プロ S57～61年度)の一環で網羅的に取得された。その後、使用材料の制限等、社会的状況は変化したが、定期的な収集は行われていない。本節では、主に実建物で使用されている耐火被覆材料の熱的性質に関する知見を収集することを目的として、DSC (示差走査熱量測定) 及び TG-DTA (熱重量測定) による重量減少率と比熱の測定、熱収縮測定実験、標準加熱における素材実験を行った。

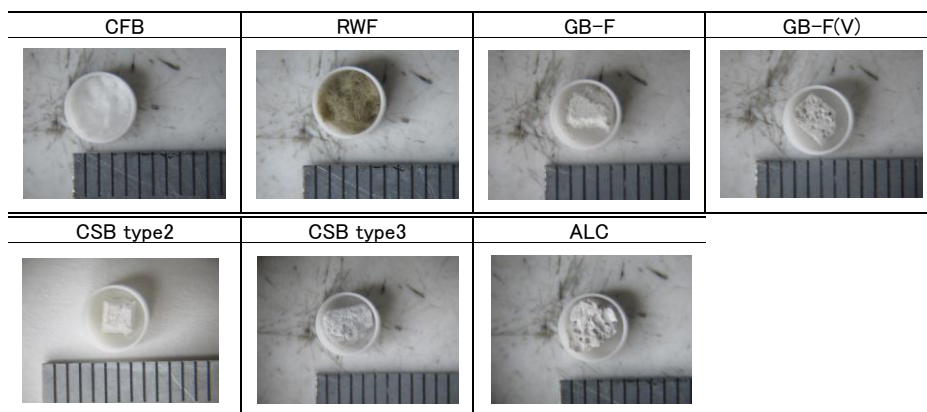
2.2.1 熱的性質

本測定では、一般的に被覆材として使用されている、けい酸カルシウム板タイプ 2 (内装用) (CSB type2)、タイプ 3 (構造用) (JIS A 5430) (CSB type3)、強化せっこうボード (GB-F、GB-F(V))、耐熱ロックウールフェルト (RWF)、セラミックファイバーブランケット (CFB)、ALC の 7 種類の材料から採取少量の試料(Table 2.2.2)を用い、DSC および TG-DTA から比熱、重量減少率を測定した。

Table 2.2.1 実験条件

Fire protection		Ceramic fiber blanket (CFB)	Rock wool felt (RWF)	Fire-Resistant Gypsum board (GB-F)	
Type and Thickness	d_i	12.5mm, 25mm	20mm	GB-F 15mm	GB-F(V) 21mm
Moisture content	w_0	0.10%	0.10%	0.3~1.3%	
Density	ρ_i	124~130[kg/m ³]	91~123[kg/m ³]	750~775[kg/m ³]	
Fire protection		Calcium silicate board type 2 (CSB)	Calcium silicate board type 3 (CSB)	ALC	
Type and Thickness	d_i	0.8FK 8mm	0.5TK 25mm	35mm	
Moisture content	w_0	1.90%	1.20%	1.0~2.3%	
Density	ρ_i	818[kg/m ³]	424[kg/m ³]	527~555[kg/m ³]	

Table 2.2.2 加熱前のサンプル写真



2.2.1.1 DSC 法による見かけ比熱測定^{[2.5]~[2.12]}

Fig. 2.2.1 に DSC 法による温度に対する見かけ比熱の変化と文献値^[2.3]を示す。なお、本測定における比熱は見かけ上の値である。見かけ上の比熱は熱分解反応や融解などの吸発熱反応を含む値であり、温度により大きく変化する。

CFB の比熱に関しては 1000°C前で大きく下降した。これはセラミックの組成変化により発熱反応が生じていると考えられる。

RWF においては、比熱は 1100°C超の温度域で大きく上昇した。これは、RWF が溶解したことなどが考えられる。

CSB type2、type3 とともに 100°C前後で比熱上昇が見られ、けい酸カルシウム板に含まれる水分蒸発の影響が考えられる。そして、600°C~700°Cで比熱の下降が見られる。これは、けい酸カルシウム板に含まれる炭酸カルシウム (CaCO₃) が熱分解 (脱炭酸) により酸化カルシウム (CaO) と二酸化炭素 (CO₂) に変化したためだと考えられる。また、けい酸カルシウム板や ALC の主成分はけい酸質であり、主にトバモライトやゾノトライトである。そのため、比熱は同じような変化が見られるが、ALC の方が全体として変化が小さい。

GB-F と GB-F(V)は、二水せっこうに含まれる結晶水の分解によって、比熱は 100°C~200°Cおよび約 400°Cにおいて変化が見られる。これは、せっこうが反応を起こしていると推測される。

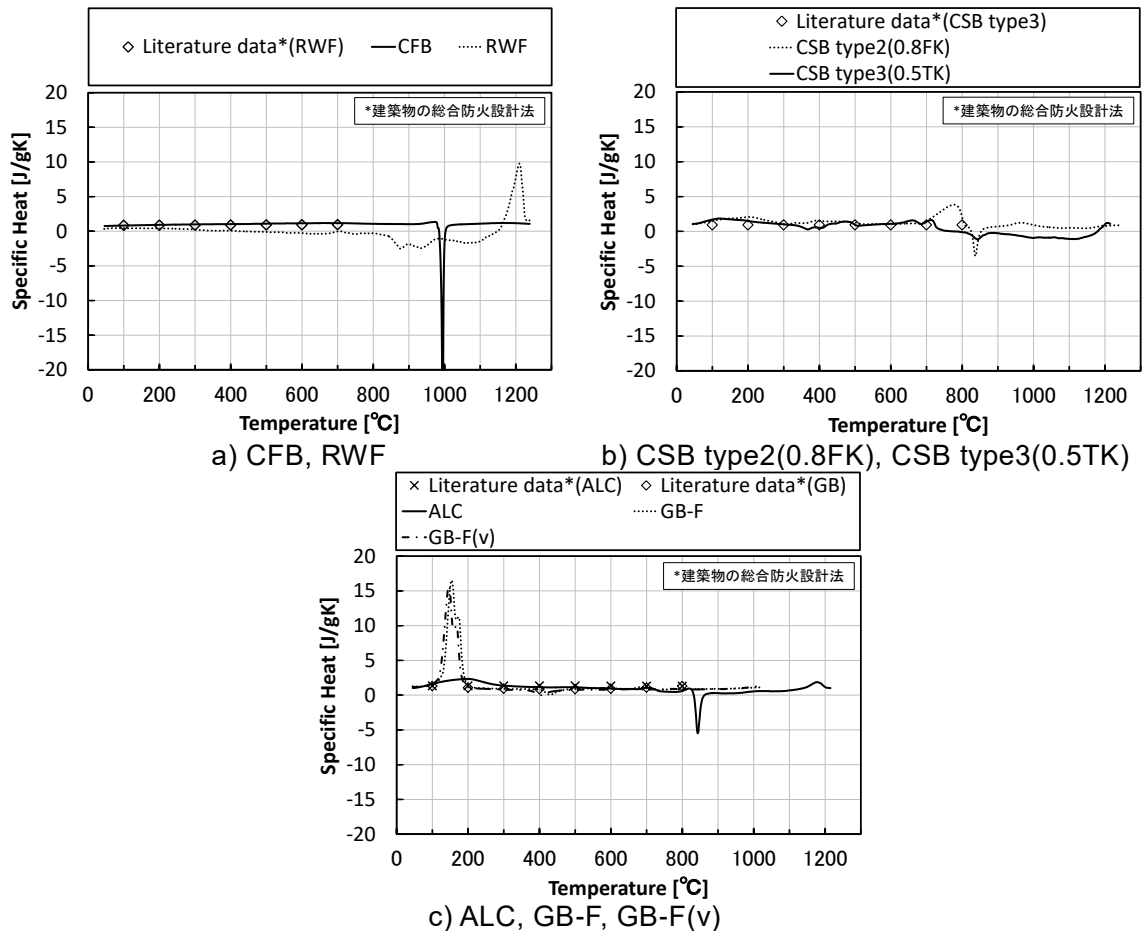


Fig. 2.2.1 見かけ比熱

2.2.1.2 TG-DTA による熱重量測定^{[2.5]~[2.12]}

Fig. 2.2.2 に温度による重量減少速度を示す。

CFB では 600°C 付近を超えると重量が減少をはじめ、800°C 前後で約 3% 減少し、それ以降は大きな変化は起きなかった。RWF においては、重量は大きく変化していない。

GB-F と GB-F(V) は、二水せっこうに含まれる結晶水の分解によって、200°C まで重量が顕著に減少し、その後緩やかに減少している。また、脱硫によって、1050°C 以上で急激な熱分解、重量が激しく減少している。

CSB type2、type3 ともに 100°C 前後で重量減少が見られる。600°C~700°C で CSB に含まれる炭酸カルシウム (CaCO₃) が熱分解 (脱炭酸) により酸化カルシウム (CaO) と二酸化炭素 (CO₂) に変化し、重量減少が見られた。また、けい酸カルシウム板や ALC の主成分はけい酸質であり、主にトバモライトやゾノトライトである。そのため、重量減少について同じような変化が見られるが、ALC の方が全体として変化は小さい。

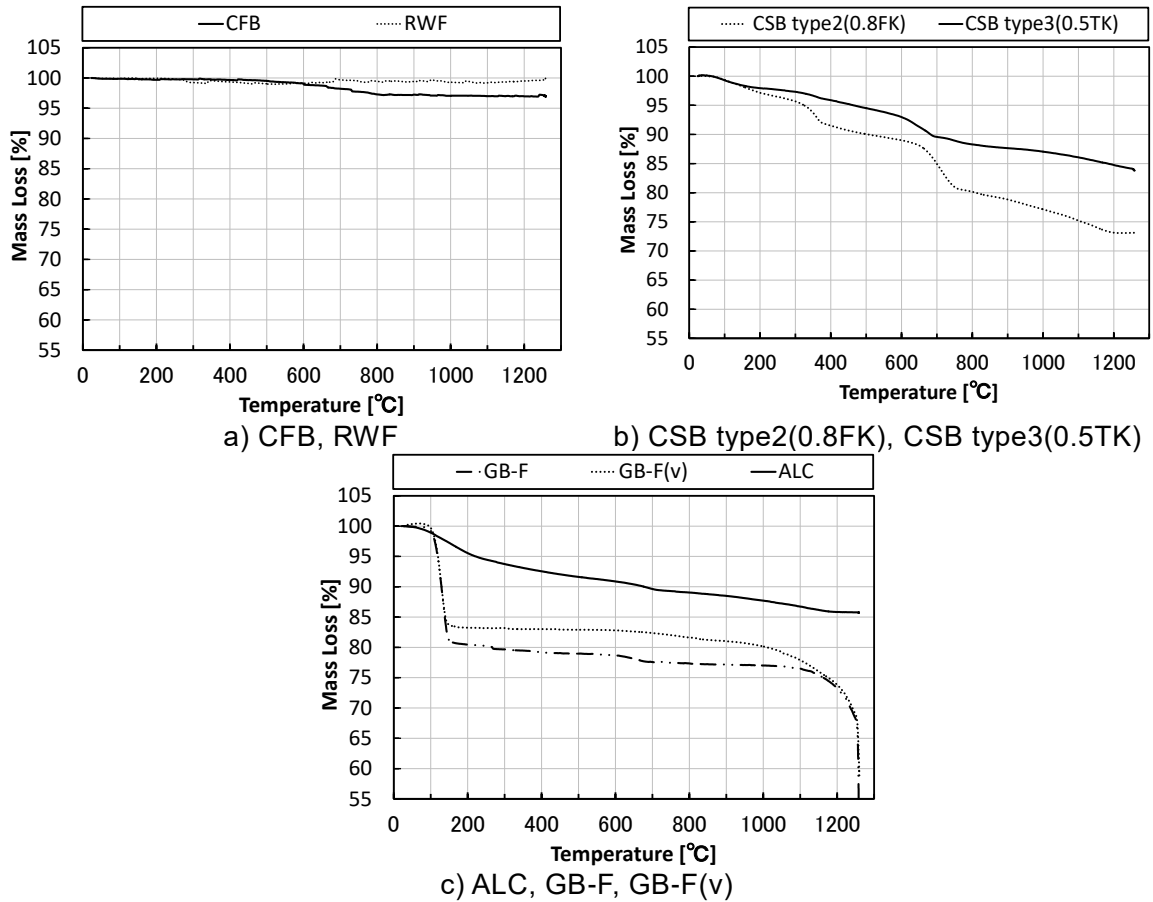


Fig. 2.2.2 重量減少

2.2.2 熱収縮率の測定

各温度における熱収縮率を測定するために加熱前後の試験体の寸法を測定した [2.5]~[2.12]。Fig. 2.2.3 に試験体の測定点を示す。長さ方向を 1~3 とし、幅は 4~6、厚みは a~d でそれぞれ計測した。試験体は 100mm×100mm とし、けい酸カルシウム板タイプ 2 (内装用) (CSB type2)、タイプ 3 (構造用) (JIS A 5430) (CSB type3)、強化せっこうボード (GB-F、GB-F(WR))、耐熱ロックウールフェルト (RWF)、セラミックファイバブランケット (CFB)、ALC の 7 種類について試験を行った。

試験体は気乾状態にするために養生し、その後、乾燥炉を用いて 105°C で絶乾状態にした。本研究では、高温時の熱収縮に着目し、400°C、600°C、800°C、1000°C、1100°C でそれぞれ 1 時間加熱を行い、収縮量を測定した。

Table 2.2.3 実験条件

Fire protection	Calcium silicate board type 2 (CSB)		Calcium silicate board type 3 (CSB)	
Type and Thickness d_i	0.8FK	1.0FK	0.2TK	0.5TK
	8mm	8mm	25mm	25mm
Moisture content w_0	1.90%		1.20%	
Density ρ_i	818[kg/m ³]	1064[kg/m ³]	333[kg/m ³]	424[kg/m ³]
Fire protection	Fire-Resistant Gypsum board		ALC	
Type and Thickness d_i	GB-F	GB-F(V)	35mm	
	15mm	21mm		
Moisture content w_0	0.3~1.3%		1.0~2.3%	
Density ρ_i	750~775[kg/m ³]		527~555[kg/m ³]	

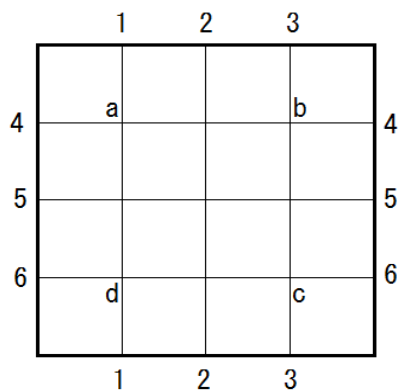
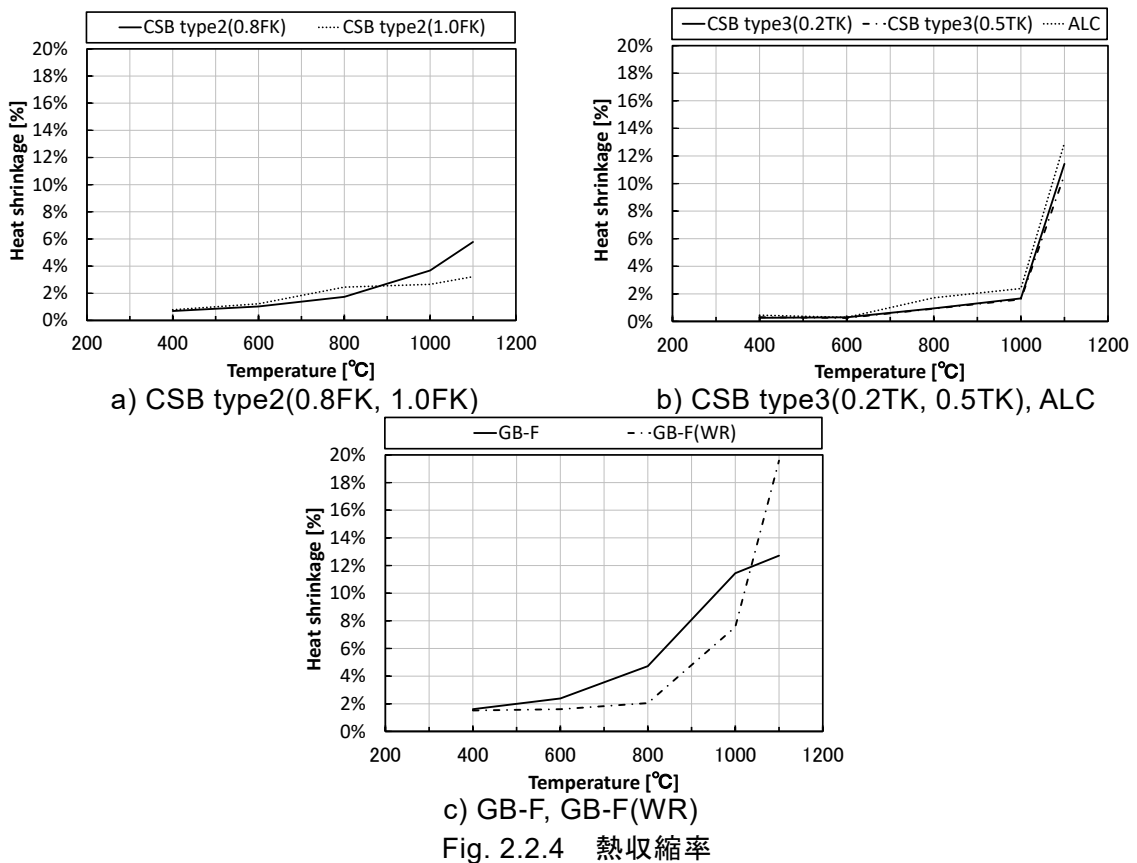


Fig. 2.2.3 測定点

Fig. 2.2.4 に各試験体の長さ方向の熱収縮率の平均値の推移を示す。

CSB type2、type3 では、400℃で 0.79%、0.5%収縮している。また、CSB のトバモライト結晶、ゾノトライト結晶が 1050℃以上で分解し、1100℃で最大 5.8%、13%収縮している。ALC では、400℃で 0.5%、1100℃で 12.9%収縮した。ALC と CSB は 1000℃~1100℃で大きく熱収縮することがわかった。

GB-F は 400℃で 1.6%、1100℃で 12.7%熱収縮している。また、GB-F(WR)では、400℃~1000℃までは、GB-F より、熱収縮していないが 1100℃では 19.6%と GB-F よりも大きく熱収縮している。



2.2.3 標準加熱下における加熱実験

Fig. 2.2.5 に試験体概要図および測定点を示す。試験体は、材料の内部の温度を段階的に測定するために寸法 300mm×300mm の各被覆材を 4 枚重ねたものとした。また、熱損失を最小限にするため、試験体周囲を断熱材で覆った。

本測定では、一般的に被覆材として使用されている、けい酸カルシウム板タイプ 2 (CSB type2)、タイプ 3 (JIS A 5430) (CSB type3)、普通せっこうボード (GB-R)、強化せっこうボード (GB-F)、セラミックファイバースランケット (CFB)、ALC の 6 種類について DSC 及び TG-DTA から比熱、重量減少率を測定した。

加熱は、式(2.2.1)に示した耐火性能評価試験で用いられる ISO834 の標準加熱温度曲線に従って行った。試験時間は、加熱を 2 時間、放冷を 2 時間の計 4 時間とした。測定項目は、炉内温度と試験体温度とした。試験体温度は、図に示す点 (加熱面、内部 3 点、非加熱面の計 5 点) で測定した。

$$T_f = 345 \log_{10}(8t + 1) \approx 460t^{1/6} + 20 \quad (2.2.1)$$

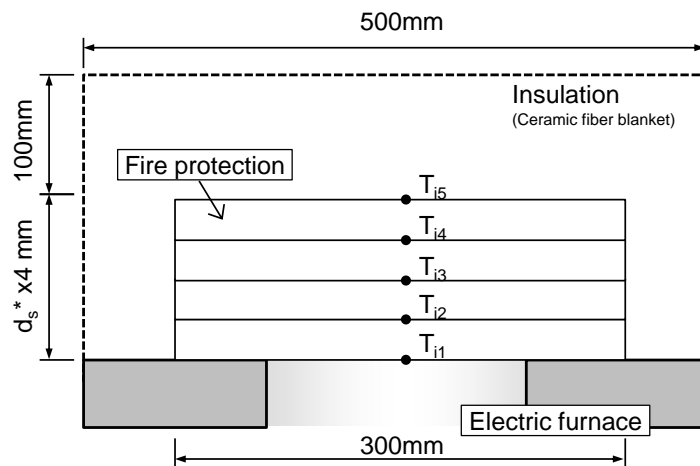


Fig. 2.2.5 試験体概要図及び温度測定位置

2.2.3.1 耐火被覆材の温度推移

Fig. 2.2.6 に温度推移を示す。CSB type3 では 100°C前後で温度の停滞が見られる。これは、DSC、TG-DTA の測定でも見られるように、ボードに含まれる水分の影響が考えられる。また、GB-F、GB-R にも、100°C前後で温度の停滞が見られるが、同様にボード内の水分の影響であると考えられる。CSB type2 では、DSC、TG-DTA の測定では水分蒸発による重量減少及び比熱の上昇が見られたが、素材実験では 100°Cの温度停滞が見られなかった。また、CFB と ALC では大きな変化が見られなかった。

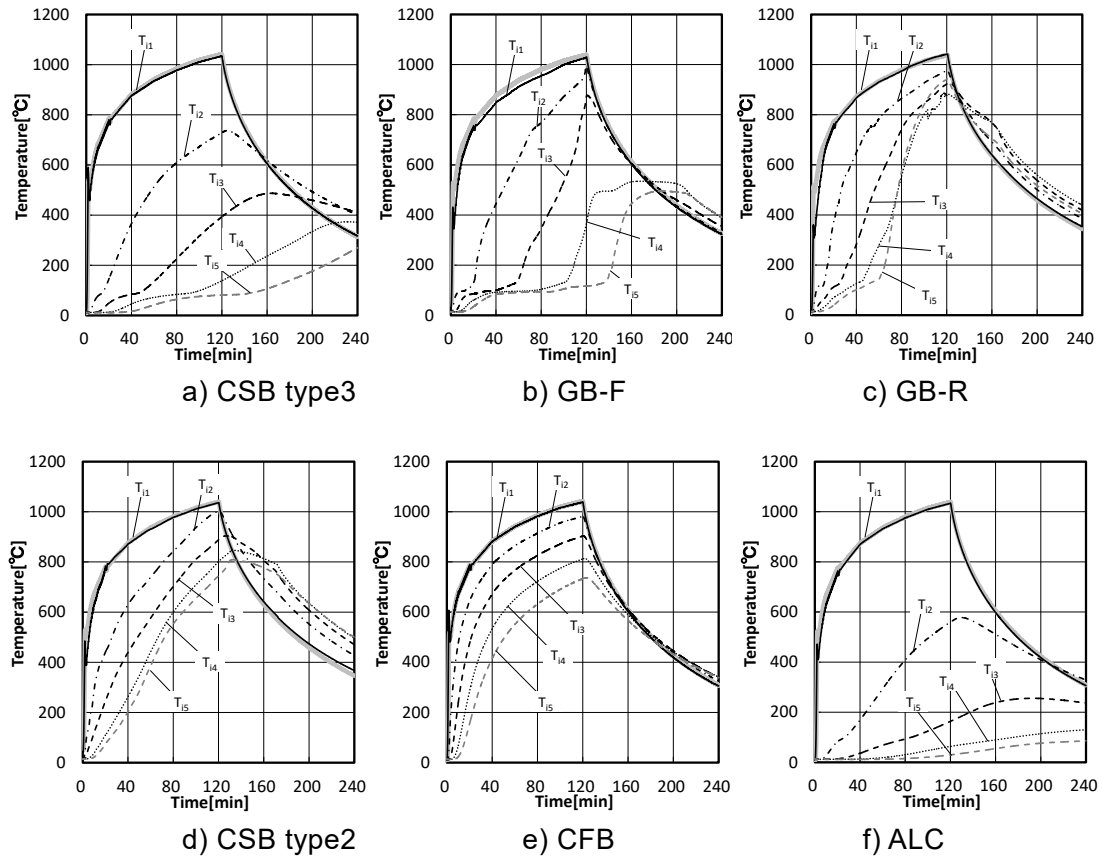


Fig. 2.2.6 耐火被覆材の温度推移

2.2.3.2 熱拡散率の検討^[2.13]

固体内部の温度 T は式(2.2.2)で表すことができる。ここで、 T は耐火被覆材の温度[K]、 T_0 は耐火被覆材の初期温度[K]、 T_{ii} は耐火被覆材の表面温度[K]、 α_w は熱拡散率[mm²/s]、 x は表面からの距離[m]である。

$$\frac{T - T_0}{T_{ii} - T_0} = \operatorname{erfc}\left(\frac{x}{2\sqrt{\alpha_w t}}\right) \quad (2.2.2)$$

式(2.2.2)を用いて、実験値と計算値を比較することにより熱拡散率 α_w の同定を行う。

Fig. 2.2.7 に熱拡散率 α_w の実験値（プロット）と計算値（実線）を比較した結果を示す。CFB において、無次元温度が 0.5 前後までは概ね実験値と計算値は一致しているが、0.5 を超えた付近から実験値は計算値よりも低い値となる傾向が見られる。CSB type2、CSB type3、ALC においては計算値と実験値が概ね一致した。GB-F、GB-R は、無次元温度が 0.1 付近で停滞は見られたが、実験値と計算値は概ね一致した。

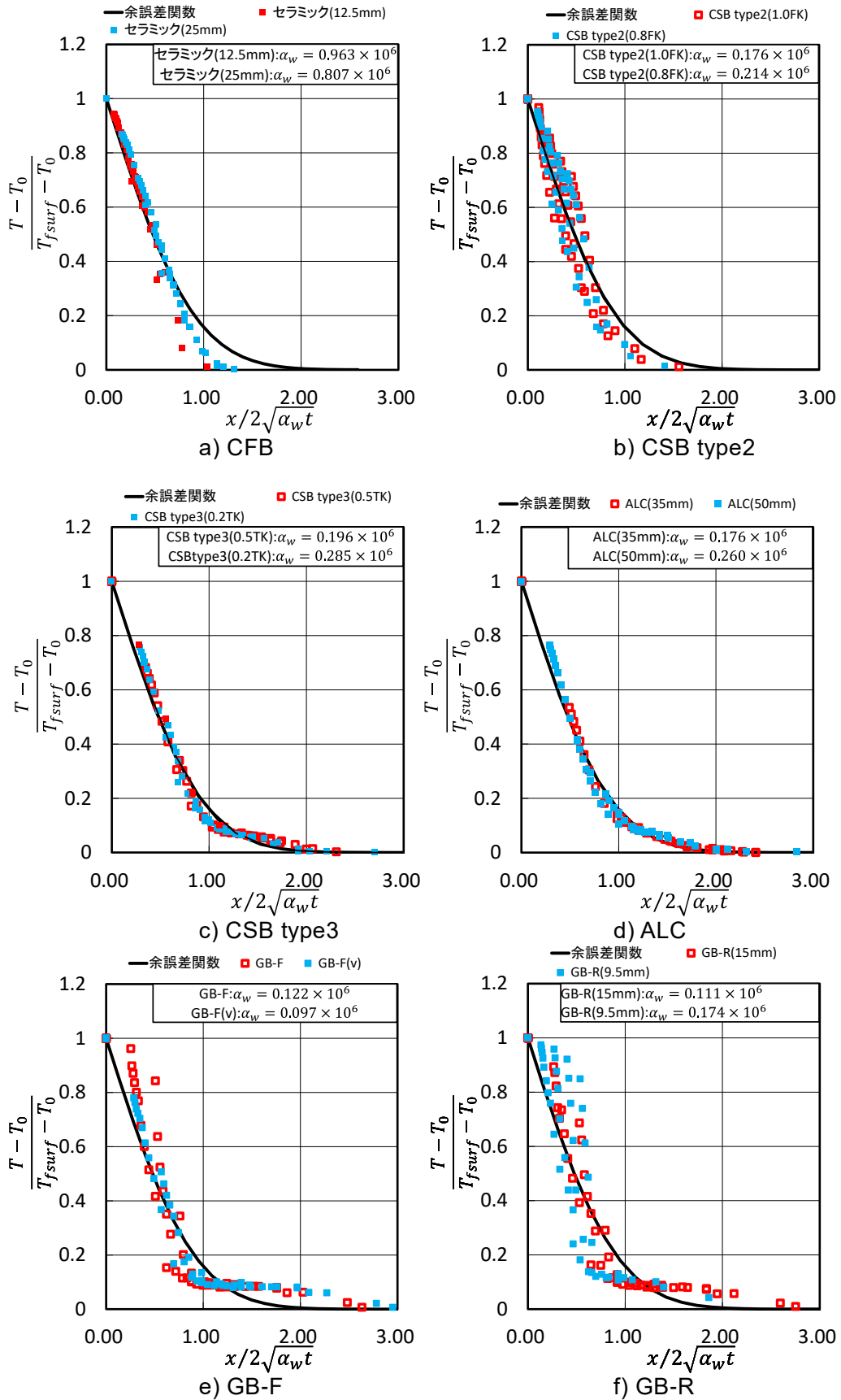


Fig. 2.2.7 計算値(余誤差関数)と実験値(プロット)の比較

2.3 多様な加熱強度が柱・梁に与える影響

耐火被覆が施された鋼板を用い、多様な加熱強度を被る耐火被覆材の高温時の劣化特性や熱的物性を把握することを目的とし、2.3.1節で多様な加熱強度を受ける耐火被覆を施された鋼板の小規模加熱実験、2.3.2節で強加熱を受ける各厚さ鋼板を被覆した柱と見立て中規模加熱実験を行った。

2.3.1 多様な加熱強度を受ける耐火被覆鋼板小規模加熱実験概要

多様な加熱強度を被る耐火被覆材の高温時の劣化特性や熱的物性を把握することを目的とし、鋼板に耐火被覆材を被覆した試験体を用い、多様な加熱強度の小規模実験を行い、耐火被覆材の劣化状況を把握と熱伝導率の同定を行った。加熱実験では、国立研究開発法人建築研究所所有の電気炉（有限会社マテルズ製・急速加熱炉）を用いて加熱を行った。

試験体は鋼材の加熱面側に耐火被覆材を被覆し、非加熱面側には断熱材を載せたものを使用した。Fig. 2.3.1、Fig. 2.3.2 に試験体図を示す。それらの試験体を電気炉に載せ、試験体周囲を断熱材で囲い、加熱試験を行った。

測定項目は炉内温度、被覆材温度（表面・裏面）、鋼板温度（表面・裏面）、断熱材温度とし、被覆材を2枚重ねて使用するケースについては内部温度、けい酸カルシウム板に関しては被覆材と鋼板の間に約10mmの中空層を設けたため、中空層温度も計測した。図に測定概要図（熱電対配置図）を示す。温度計測には主に熱電対（K型・ガラス被覆）を用いたが、高温となる炉内温度や被覆表面温度は熱電対（K型・シーstype）を用いた。

Table 2.3.1 に実験条件を示す。加熱条件（4種類）に加え、鋼材の厚み（6mm、16mm、24mm、31mm）、被覆材の種類：けい酸カルシウム板タイプ3 0.5TK（構造用）（JIS A 5430）（CSB type3）、強化せっこうボード（GB-F、GB-F(V)）、耐熱ロックウールフェルト（RWF）、セラミックファイバークラケット（CFB）、被覆材の厚み（12.5mm～50mm）をパラメータとして実験を行った。

Table 2.3.1 実験条件

Steel plate	d_s	6mm, 16mm, 24mm		
Fire protection		Ceramic fiber blanket (CFB)	Rock wool felt (RWF)	Calcium silicate board type 3
		Type and Thickness	d_i	d_i
		12.5mm, 25mm	20mm	0.5TK 25mm
Moisture content	w_0	0.10%	0.10%	w_0 1.20%
Density	ρ_i	124~130[kg/m ³]	91~123[kg/m ³]	ρ_i 424[kg/m ³]

加熱方法については、式(2.3.1)に示す加熱曲線に沿うように加熱した。火災温度上昇係数 α については、 $\alpha=350$ 、 460 、 650 の3種類の加熱条件で実施した。 $\alpha=650$ の場合には、電気炉の安全を確保するために、最高温度の上限を 1250°C とし、 1250°C から一定加熱の場合と 1150°C から一定加熱の場合の2パターンを実施した。

$$T_f = \alpha t^{1/6} + 20 \quad (2.3.1)$$

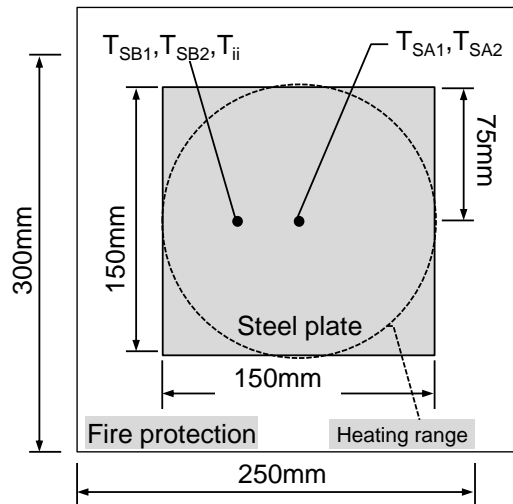


Fig. 2.3.1 試験体概要 (平面図)

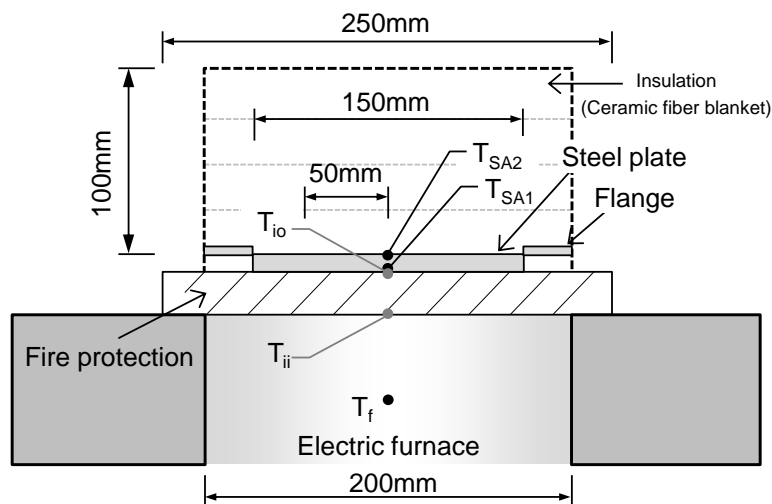


Fig. 2.3.2 試験体概要 (断面図)

2.3.1.1 耐火被覆の損傷状況

(1) セラミックファイバーブランケット(CFB)

Table 2.3.2、Table 2.3.2 に CFB の加熱後の損傷状況を示す。CFB はいずれの試験体においても、外見上の大きな損傷は見られなかった。しかし、CBF は加熱を受けた部分が硬質化した。

Table 2.3.2 損傷状況(CFB $d_i = 12.5\text{mm}$, $\alpha = 650$)

被覆厚 鋼板厚	12.5[mm]			
	6[mm]	16[mm]	24[mm]	31[mm]
$\alpha = 350$				
加熱時間	140[min]	190[min]	190[min]	200[min]
$\alpha = 460$				
加熱時間	75[min]	110[min]	120[min]	150[min]
$\alpha = 650$				
加熱時間	120[min]	90[min]	120[min]	130[min]

Table 2.3.3 損傷状況(CFB $d_i = 25\sim 50\text{mm}$, $\alpha = 650$)

被覆厚 鋼板厚	25[mm]			50[mm]	
	6[mm]	16[mm]	24[mm]	6[mm]	24[mm]
$\alpha = 350$					
加熱時間	190[min]	190[min]	190[min]		
$\alpha = 460$					
加熱時間	120[min]	165[min]	190[min]		
$\alpha = 650$					
加熱時間	120[min]	145[min]	190[min]	150[min]	190[min]

(2) 耐熱ロックウールフェルト(RWF)

Table 2.3.5～Table 2.3.6 に RWF の加熱後の損傷状況を示す。

RWF は $\alpha = 350, 460$ に関しては、表面の変色と硬化が確認されたが、被覆材の裏面では、著しい劣化は確認できなかった。

$\alpha = 650$ を受けた RWF では、設定した加熱上限温度により劣化の程度が大きく変化した。1150℃の条件では被覆材は収縮するものの、亀裂が見られる程度であった。しかし、1250℃の条件では、被覆材は熔融して、炉内に脱落した。




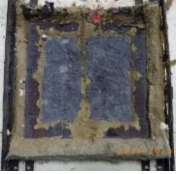


Table 2.3.4 損傷状況(RWF $d_i=20\text{mm}$, $\alpha = 350, 460$)

加熱強度 被覆厚 鋼板厚	$\alpha 350$			$\alpha 460$		
	6[mm]	16[mm]	24[mm]	6[mm]	16[mm]	24[mm]
加熱面		/				
非加熱面						
加熱時間	190[min]		190[min]	90[min]	125[min]	155[min]

Table 2.3.5 損傷状況(RWF $d_i = 20\text{mm}$, $\alpha = 650$)

加熱強度 被覆厚 鋼板厚	$\alpha 650 (1150)$			$\alpha 650 (1250)$		
	6[mm]	16[mm]	24[mm]	6[mm]	16[mm]	24[mm]
加熱面		/				
非加熱面						
加熱時間	55[min]		130[min]	55[min]	65[min]	70[min]

Table 2.3.6 損傷状況(RWF $d_i = 40\text{mm}$, $\alpha = 650$)

加熱強度	$\alpha 650(1150)$		$\alpha 650(1250)$	
被覆厚	20[mm] × 2枚		20[mm] × 2枚	
鋼板厚	6[mm]	24[mm]	6[mm]	24[mm]
加熱面				
非加熱面				
加熱時間	95[min]	125[min]	60[min]	

(3) けい酸カルシウム板(CSB)

Table 2.3.7～Table 2.3.10、Fig. 2.3.3 に CSB の加熱後の損傷状況を示す。

CSB は $\alpha = 350, 460$ で加熱した場合、大きな変化は見られなかったが $\alpha = 650$ においては、上限を 1250°C で設定し加熱した場合、浅い幅広の亀裂が生じ、褐色に変色した。厚さを $25\text{mm} \times 2$ 枚で加熱した場合、加熱面側の板は大きな破損が生じ、非加熱面側の板に大きな亀裂が見られた。しかし上限を 1150°C で設定した場合、微細な亀裂が見られただけで、大きな亀裂は生じていなかった。また、厚さ 50mm の場合、 $\alpha = 460$ と $\alpha = 650$ (1150) の場合は茶色に変色し、微細なひびが見られたが大きな損傷がなかったのに対して、 $\alpha = 650$ (1250) では大きく損傷し、大きな変形、亀裂がみられた。しかし、 $25\text{mm} \times 2$ 枚のときのような脱落や黒く溶解、貫通するような大きな亀裂はなかった。これは、 $25\text{mm} \times 2$ 枚の際は、非加熱面側ボードが加熱面側ボードの断熱材の役割を果たして、加熱面側の温度が大きく上昇したことが要因と考えられる。また、非加熱面側については、鉄板の錆汁がついている。これは、けい酸カルシウム板に含まれる水分が蒸発し、鉄板に付いた水滴が落下したためだと考えられる。

Table 2.3.7 損傷状況(CSB $d_i = 25, 50\text{mm}$, $\alpha = 350$)

被覆厚	25[mm]			50[mm]
鋼板厚	6[mm]	16[mm]	24[mm]	6[mm]
加熱面				
非加熱面				
加熱時間	190[min]		190[min]	

Table 2.3.8 損傷状況(CSB $d_i = 25, 50\text{mm}$, $\alpha = 460$)

被覆厚	25[mm]			50[mm]
鋼板厚	6[mm]	16[mm]	24[mm]	6[mm]
加熱面				
非加熱面				
加熱時間	175[min]	190[min]	190[min]	190[min]

Table 2.3.9 損傷状況
(CSB $d_i = 25, 50\text{mm}$, $\alpha = 650(\text{max}1150^\circ\text{C})$)

被覆厚 鋼板厚	25[mm]			25[mm]×2枚		50[mm]
	6[mm]	16[mm]	24[mm]	6[mm]	24[mm]	6[mm]
加熱面		/				
非加熱面						
加熱時間	190[min]		190[min]	160[min]	190[min]	185[min]

Table 2.3.10 損傷状況(CSB $d_i = 25, 50\text{mm}$, $\alpha = 650(\text{max}1250^\circ\text{C})$)

被覆厚 鋼板厚	25[mm]			25[mm]×2枚		50[mm]
	6[mm]	16[mm]	24[mm]	6[mm]	24[mm]	6[mm]
加熱面						
非加熱面						
加熱時間	135[min]	190[min]	150[min]	135[min]	190[min]	185[min]



Fig. 2.3.3 加熱後の断面状況(CSB $d_i = 25\text{mm}$, $d_s = 6\text{mm}$, $\alpha = 650$)

2.3.1.2 部材の温度上昇

(a) $\alpha = 350$ 、 $\alpha = 460$ の加熱時

Fig. 2.3.4、Fig. 2.3.5 に $\alpha = 350$ 、 460 における鋼板温度を示す。鋼板厚(d_s [mm])が厚くなるほど各被覆材における鋼板温度上昇は鈍くなる。また、被覆材厚み(d_i [mm])が厚くなれば、温度上昇が鈍くなる傾向が見られる。

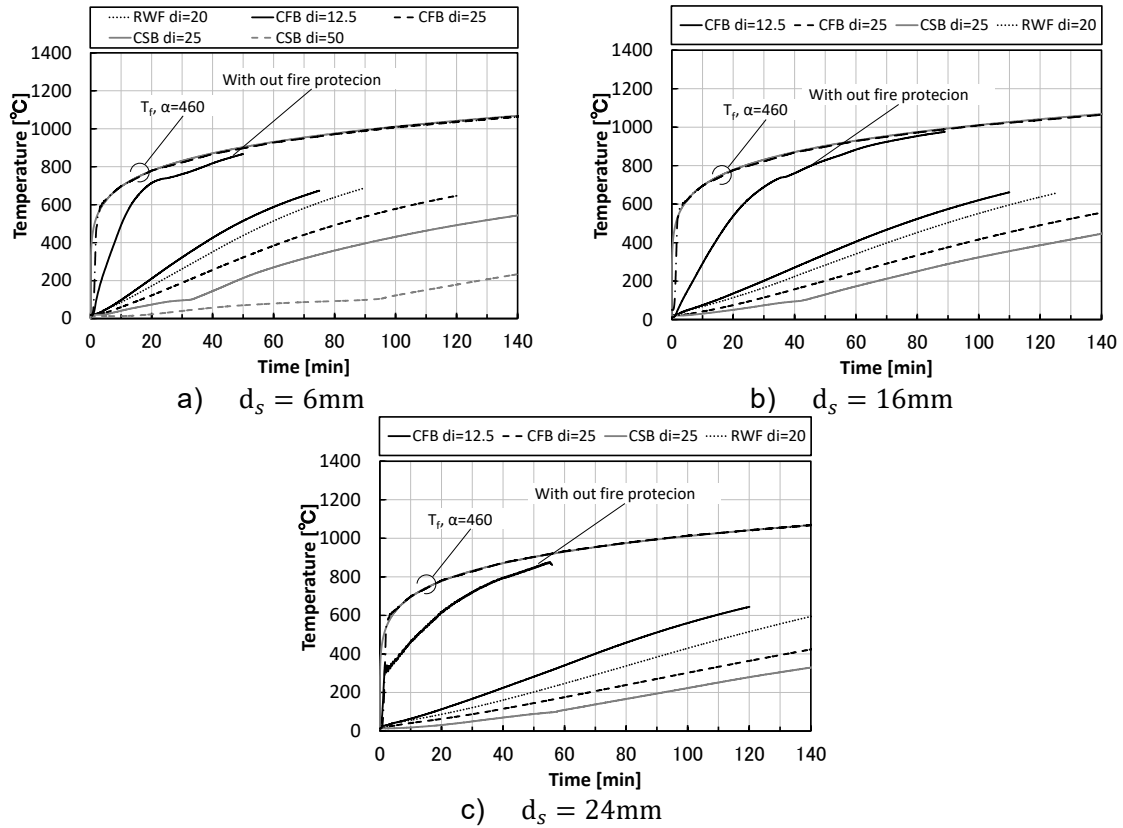


Fig. 2.3.4 鋼材温度($\alpha = 460$)

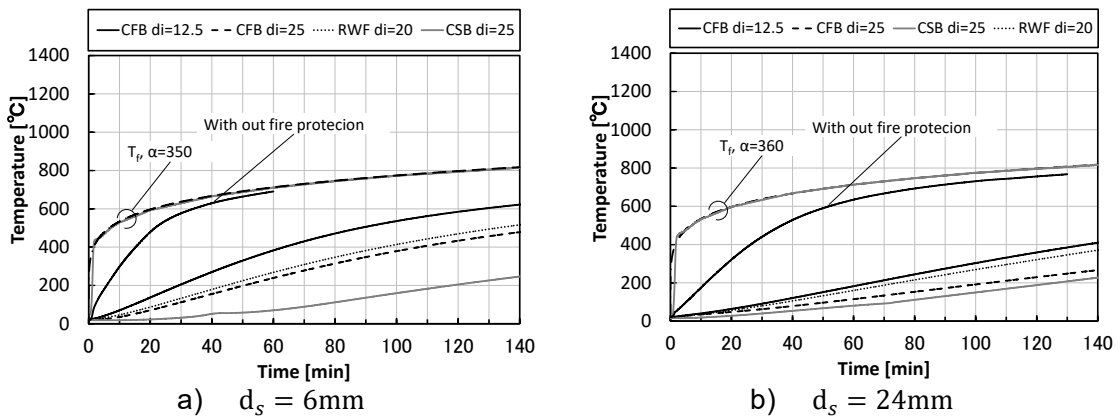


Fig. 2.3.5 鋼材温度($\alpha = 350$)

(b) $\alpha = 650$ (1150°C上限、1250°C上限)

Fig. 2.3.6 に $\alpha = 650$ の鋼板温度について示す。なお $\alpha = 650$ (1250°C)の場合を実線、 $\alpha = 650$ (1150°C)を破線で表す。

被覆材別の特徴を見ていくと、CFB についての温度上昇特性は $\alpha = 460$ とそれほど変わらない。RWF は上限 1150°C のときは温度上昇特性が $\alpha = 460$ と変わらなかったが、上限 1250°C の際は鋼板温度が 800°C を超える程度(炉内温度約 1200°C)で急激に温度が上昇している。これは損傷状況にもあるように、RWF が溶解、消失し、鋼板が暴露したためだと考えられる。CSB は 100°C 付近までは温度上昇は鈍いが 100°C を超えると徐々に温度上昇が速くなる傾向が見られる。

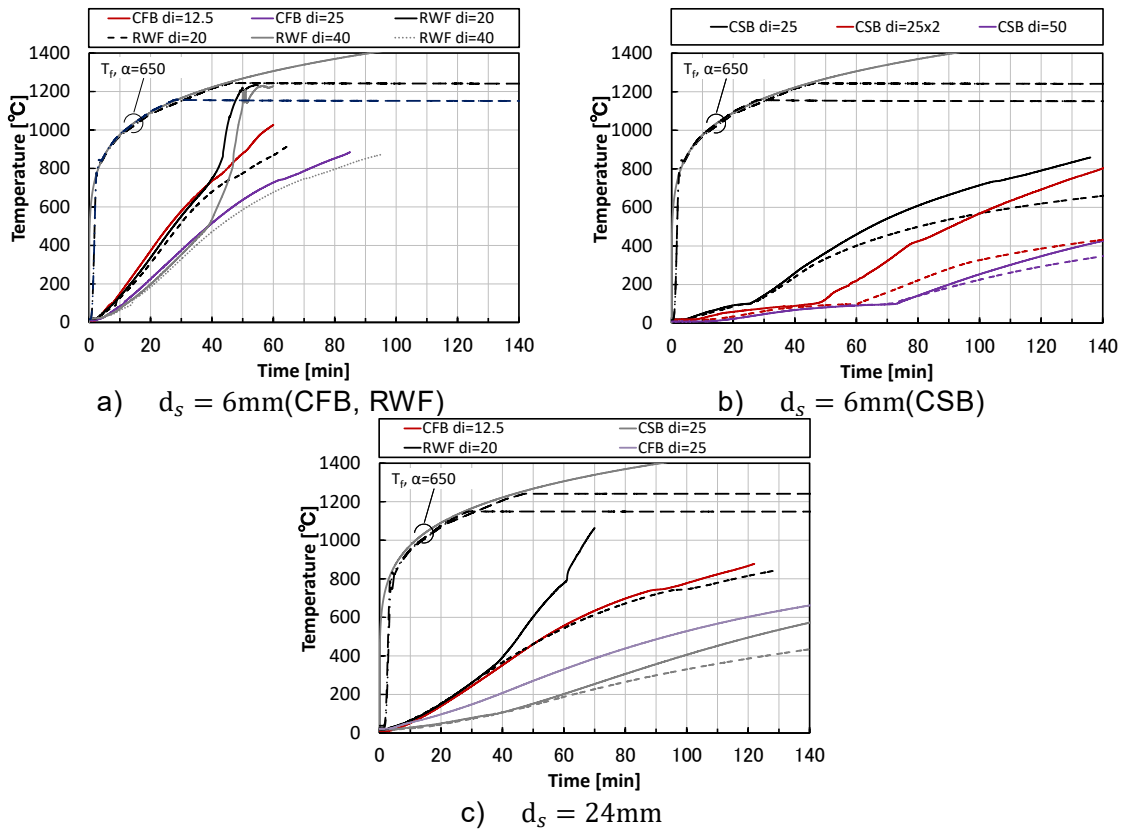


Fig. 2.3.6 鋼材温度($\alpha = 650$)

2.3.2 強加熱下の耐火被覆鋼板の中規模加熱実験概要

本節では、2.3.1節に引き続き、水平炉を用いた強加熱を受ける鋼板を被覆した柱に見立て中規模加熱実験を行い、強加熱($\alpha = 650$)における耐火被覆材の劣化状況の把握と熱伝導率の同定を行った。

Table 2.3.11、Table 2.3.12に実験条件と加熱前の試験体の状況を示す。鋼板は $d_s = 6\text{mm} \sim 50\text{mm}$ 、耐火被覆材の種類はセラミックファイバークラケット(CFB, 厚さ $d_i = 25, 12.5\text{mm}$)、耐熱ロックウールフェルト(RWF, 厚さ $d_i = 20\text{mm}$)とけい酸カルシウム板(CSB, 厚さ $d_i = 20\text{mm}$)とした。Fig. 2.3.7に試験体概要を示す。本実験では各厚さの鋼板に被覆し、柱に見立てて実験を行った。測定項目は炉内温度(12点)、試験体温度(鋼板温度6点、中空層1点)とした。




加熱実験は、示す国立研究開発法人建築研究所所有の水平炉を用いた。加熱条件は式(2.3.2)による加熱曲線を用い、 α は650とした。ただし、水平炉の安全の都合上 1200°C を上限とした。

$$T_f = \alpha t^{1/6} + 20 \quad (2.3.2)$$

Table 2.3.11 実験条件

Steel plate	d_s	6mm, 9mm, 16mm, 19mm, 30mm, 40mm, 50mm		
Fire protection		Ceramic fiber blanket (CFB)	Rock wool felt (RWF)	Calcium silicate board type 3
Type and Thickness	d_i	12.5mm($d_s=19\sim 50\text{mm}$) 25mm($d_s=6, 9\text{mm}$)	20mm	0.5TK 20mm
Moisture content	w_0	0.10%	0.10%	1.20%
Density	ρ_i	124~130[kg/m ³]	91~123[kg/m ³]	424[kg/m ³]

Table 2.3.12 加熱前の試験体

Fire Protection	CFB	RWF	CSB
Before Heating			

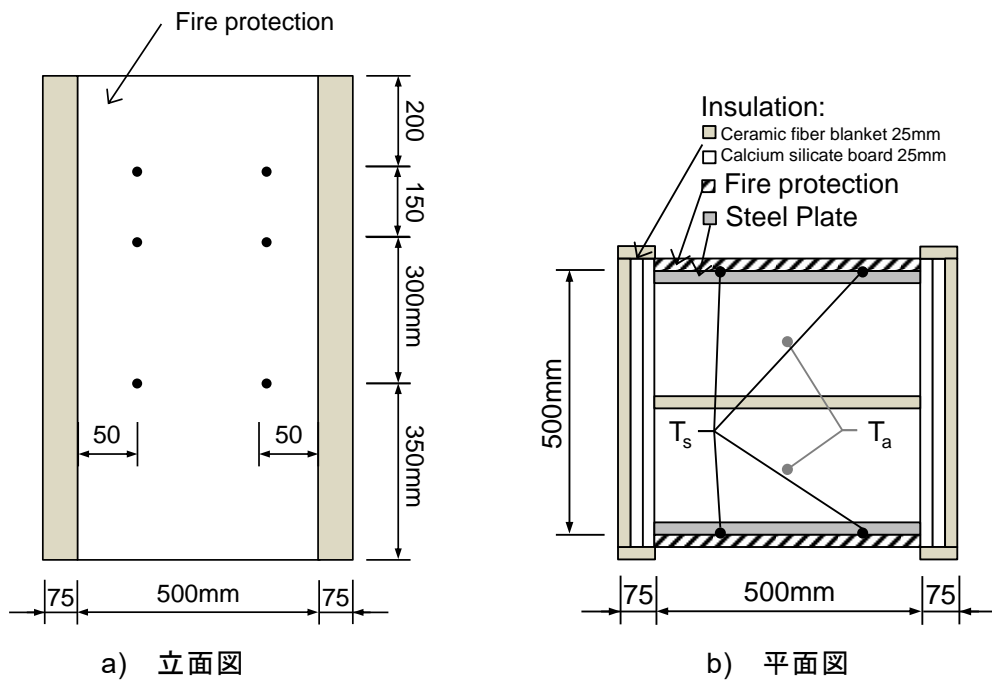


Fig. 2.3.7 試験体概要と測定位置

2.3.2.1 耐火被覆の損傷状況

Table 2.3.13～Table 2.3.15 に加熱後の損傷状況及び断面状況を示す。CFB に関してはあまり大きな変化はなく、CFB 自体が硬くなる程度であった。RWF では、軟化した耐熱ロックウールフェルトが垂れ下がると、下部のロックウールが厚くなる傾向が確認された。CSB では、亀裂が表面に生じたが、鋼板 16mm 以上の条件で表層のひび割れが生じた。被覆材の厚さは熱収縮により約 3mm 減少した。

耐火被覆材料自体が面的に収縮しなければ、拘束の影響を受けにくい、材料自体の収縮が大きい場合、拘束の影響が大きいとひび割れなどが生じる可能性がある。また、耐火被覆材の目地がある場合には、材料の亀裂自体は発生しにくくなる傾向がある。なお、今回実施した小規模と中規模の試験の結果を見ると、拘束条件は異なるが、亀裂に関して顕著な差は見られない。

Table 2.3.13 加熱後の損傷状況($d_s = 6, 9, 16, 19$)













Fire Protection	$d_s = 6\text{mm}$	$d_s = 9\text{mm}$	$d_s = 16\text{mm}$	$d_s = 19\text{mm}$
CFB				
d_s	25mm	25mm	12.5mm	12.5mm
Heating time	85mins		90mins	
RWF				
d_s	20mm	20mm	20mm	20mm
Heating time	85mins		90mins	
CSB				
d_s	20mm	20mm	20mm	20mm
Heating time	120mins		150mins	

Table 2.3.14 加熱後の損傷状況($d_s = 30, 40, 50$)




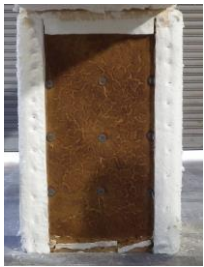
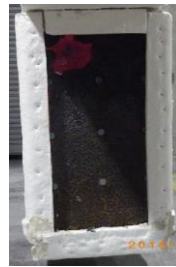







Fire Protection	$d_s = 30\text{mm}$	$d_s = 40\text{mm}$	$d_s = 50\text{mm}$
CFB			
d_s	12.5mm	12.5mm	12.5mm
Heating time	130分	120mins	
RWF			
d_s	20mm	20mm	20mm
Heating time	130mins	120mins	
CSB			
d_s	20mm	20mm	20mm
Heating time	210mins		

Table 2.3.15 加熱後の断面状況

		
上部(4.32mm)	下部(6.59mm)	1.7mm
RWFの断面状況($d_s=16\text{mm}$)		CSBの断面状況($d_s=6\text{mm}$)

部材の温度上昇

Fig. 2.3.8 に中規模実験の鋼板の表面温度を示す。

加熱後の観察において、CFB に関してはあまり大きな変化はなく、硬質化した程度であった。RWF の表面は、硬く、脆く変化した。鋼材厚さが薄い試験体では被覆材裏面温度の高温化により、大部分が溶融していた。被覆材の断面観察において、試験体上部の被覆厚さが薄く、下部が厚くなる傾向が確認された。これは、軟化した RWF が垂れ下がったためだと考えられる。CSB の場合、亀裂が表面に生じたが、鋼板 50mm で表層のひび割れが生じた。断面観察より、被覆材の厚さは熱収縮により約 3mm 減少した。

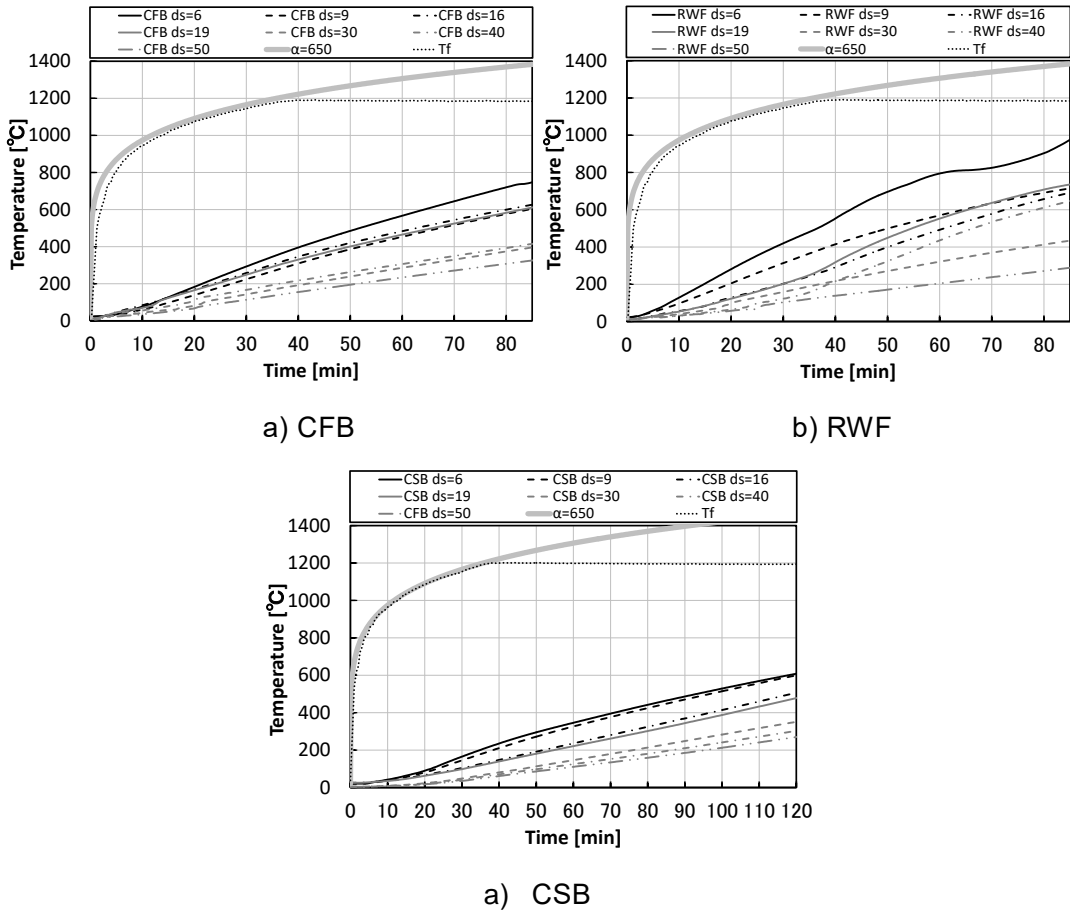


Fig. 2.3.8 鋼材温度

2.3.3 熱劣化を考慮した耐火被覆材の同定熱伝導率

800°Cを超える一定温度化での熱伝導率の測定には、熱線法を用いることもあるが、被覆材の形状などが変化すると測定不能になることなどを確認している。そこで、小規模、中規模の加熱実験結果を用いて、各被覆材の熱的性質として、集中容量法により各被覆材の熱伝導率の同定を行う。

特に、本節の小規模の試験体を使用した実験は、鋼板の非加熱面側を断熱条件で設定して実施している。従って、通常の耐火試験で用いられる耐火被覆を施した部材の温度に比べ、ここで得られた同定熱伝導率を用いることにより、耐火被覆材や鋼材の厚みが厚くなる側に変化しても、設計上は安全側の評価が可能になると考える。被覆厚さを薄く、また、鋼材厚さを薄くする方向は、危険側の拡張になる可能性がある。

耐火被覆材の厚みが変われば、被覆材内部の温度差も異なるが、現行の耐火性能検証法等の評価においてもその影響は無視して、熱抵抗という指標を用いている。しかしながら、これが適用できるのは、耐火試験で確認された範囲内限られるはずだが、暗黙的に無制限に拡張している実態が極めて、大きな問題であることも指摘できる。

それらを踏まえて、耐火検証法で用いられている火災温度上昇係数、適用可能な火災温度に着目しており、そのような加熱条件の場合に耐火被覆材の温度を指標とし、材料の物性値を代表させて同定熱伝導率を導出したことになる。

2.3.3.1 計算モデル概要^[2.14]

Fig. 2.3.9 に中規模加熱実験の熱伝導解析の概要図を示す。

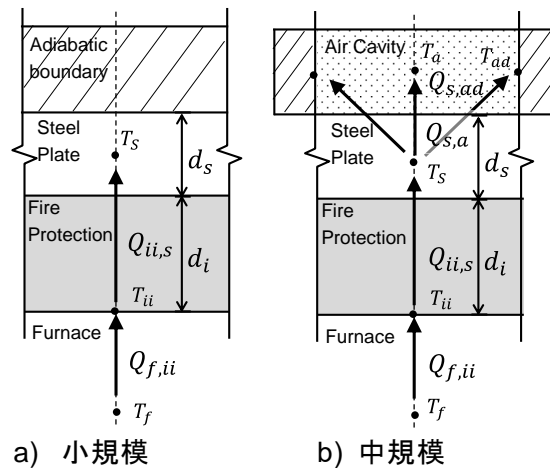


Fig. 2.3.9 解析モデル概要

小規模試験体は加熱を下面から受け、被覆材を通じて鋼材に入熱する。一方、鋼板の非加熱面には断熱材を設けたため、鋼板裏面への熱損失は無視する。よって、部材における熱収支は、式(2.3.3)となる。ここで、 T_{ii} は被覆材表面温度[K]、 T_s は鋼板温度[K]、 ρ_s は鋼材密度[kg/m³]、 c_s は鋼材比熱[kJ/kgK]、 A_s は鋼板断面積[m²]、 H_s は鋼板外周長[m]となる。

$$\rho_s c_s A_s \frac{dT_s}{dt} = Q_{ii,s} = \frac{\lambda_i}{d_i} H_s (T_{ii} - T_s) \quad (2.3.3)$$

式(2.3.3)を λ_i について解くと式(2.3.4)となる。

$$\lambda_i = \frac{\rho_s c_s A_s d_i}{H_s (T_{ii} - T_s)} \frac{dT_s}{dt} \quad (2.3.4)$$

中規模試験体の鋼板の非加熱面に空気層を設けたため、鋼板の熱損失 $Q_{s,a}$ 、 $Q_{s,ad}$ は鋼板非加熱面から空気層と両側の断熱材への放熱を考えるものとする。よって、部材における熱収支は、式(2.3.5)～式(2.3.8)となる。ここで、 T_f は炉内平均温度[K]、 T_a は空気層温度[K]、 h_a は空気層内の対流伝達率(10.0×10^{-3} [kW/(m²K)])、 T_{ad} は断熱材温度[K] (空気層温度 T_a と同等を想定する)、 F_{ad} は鋼板の非加熱面から両側の断熱材を見た時の放射形態係数(0.66)、 ε_r は鋼板と断熱材との総合放射率、 σ はステファン・ボルツマン定数($=5.67 \times 10^{-11}$ [kW/(m²K⁴)])である。

$$\rho_s c_s A_s \frac{dT_s}{dt} = Q_{ii,s} - Q_{s,a} - 2Q_{s,ad} \quad (2.3.5)$$

$$Q_{ii,s} = \frac{\lambda_i}{d_i} H_s (T_{ii} - T_s) \quad (2.3.6)$$

$$Q_{s,a} = h_a H_s (T_s - T_a) \quad (2.3.7)$$

$$Q_{s,ad} = \varepsilon_r \sigma F_{ad} H_{sr} (T_s^4 - T_{ad}^4) \quad (2.3.8)$$

式(2.3.5)～式(2.3.8)を λ_i について解くと式(2.3.9)となる。

$$\lambda_i = \frac{d_i}{H_s (T_{ii} - T_s)} \left[\rho_s c_s A_s \frac{dT_s}{dt} + h_a H_s (T_s - T_a) + 2\varepsilon_r \sigma F_{ad} H_{sr} (T_s^4 - T_{ad}^4) \right] \quad (2.3.9)$$

小規模実験結果により、被覆材の表面温度と炉内温度はほぼ同様になる。中規模実験の被覆材表面温度 T_{ii} は、炉内平均温度を代入し、耐火被覆材の熱伝導率を同定した。

2.3.3.2 熱伝導率の同定結果

Fig. 2.3.10 に小規模による被覆材表面温度と同定した熱伝導率 λ_i の関係に示す。いずれの耐火被覆材も温度が大きくなるにつれて、同定された熱伝導率が大きくなる傾向が確認できる。CFB は、加熱後の外観上の損傷は起きていなかったが、温度が 1150°C 程度を超えると、同定熱伝導率が急激に上昇するケースが見られる。これは、他の条件では見られない傾向であり、鋼板との剥離が生じたことなどが推察される。その条件を除外すると、1200°C 程度で 0.28[W/mk] 程度まで、熱伝導率は高くなる。RWF は、温度が 1150°C 程度を超えると、亀裂、熔融等の損傷が発生したため、1150°C までの値に着目すると、0.3~0.45[W/mk] 程度まで大きくなった。

一方、CSB の同定した熱伝導率は、ボードの含水及び被覆材と鋼材の間の空気層の影響を考慮した合成した熱伝導率となる。1200°C 程度で 0.2[W/mk] 程度まで大きくなり、その後、同定熱伝導率が減少するのは鋼板と CSB の間の隙間の影響等が考えられるため、本実験条件では概ね 1200°C で得られた同定熱伝導率が適用限界と考えられる。

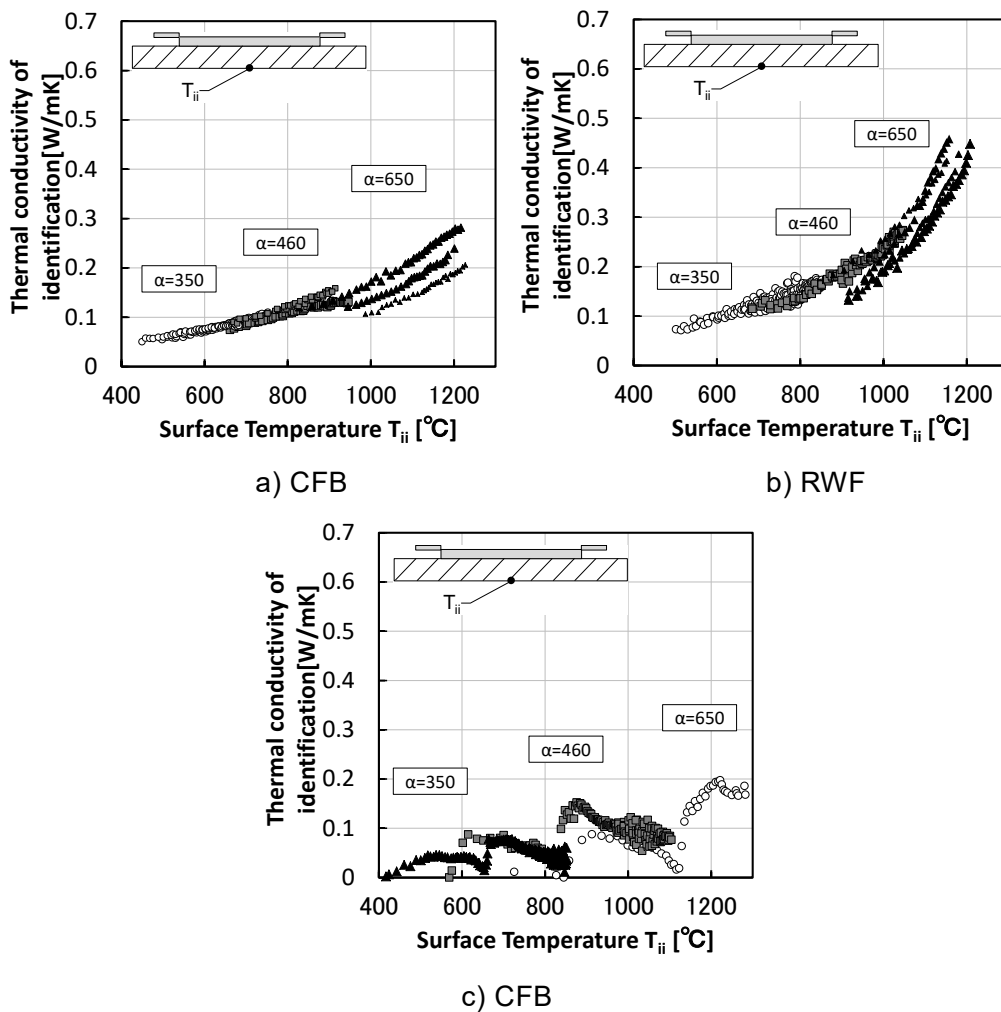


Fig. 2.3.10 耐火被覆材の表面温度と同定熱伝導率の関係(小規模)

Fig. 2.3.11 に中規模による被覆材表面温度と同定した熱伝導率の関係に示す。耐火被覆材表面温度が大きくなると、被覆材の劣化及び同定した熱伝導率が大きくなった。また、鋼板が厚い条件では、被覆材の裏面温度の上昇は緩やかとなるため、被覆材両面の劣化の程度は同程度であっても、被覆材の厚さ方向の劣化程度が薄いものに比べて小さくなる。そのため、同じ表面温度であっても熱伝導率が小さく同定されることになる。

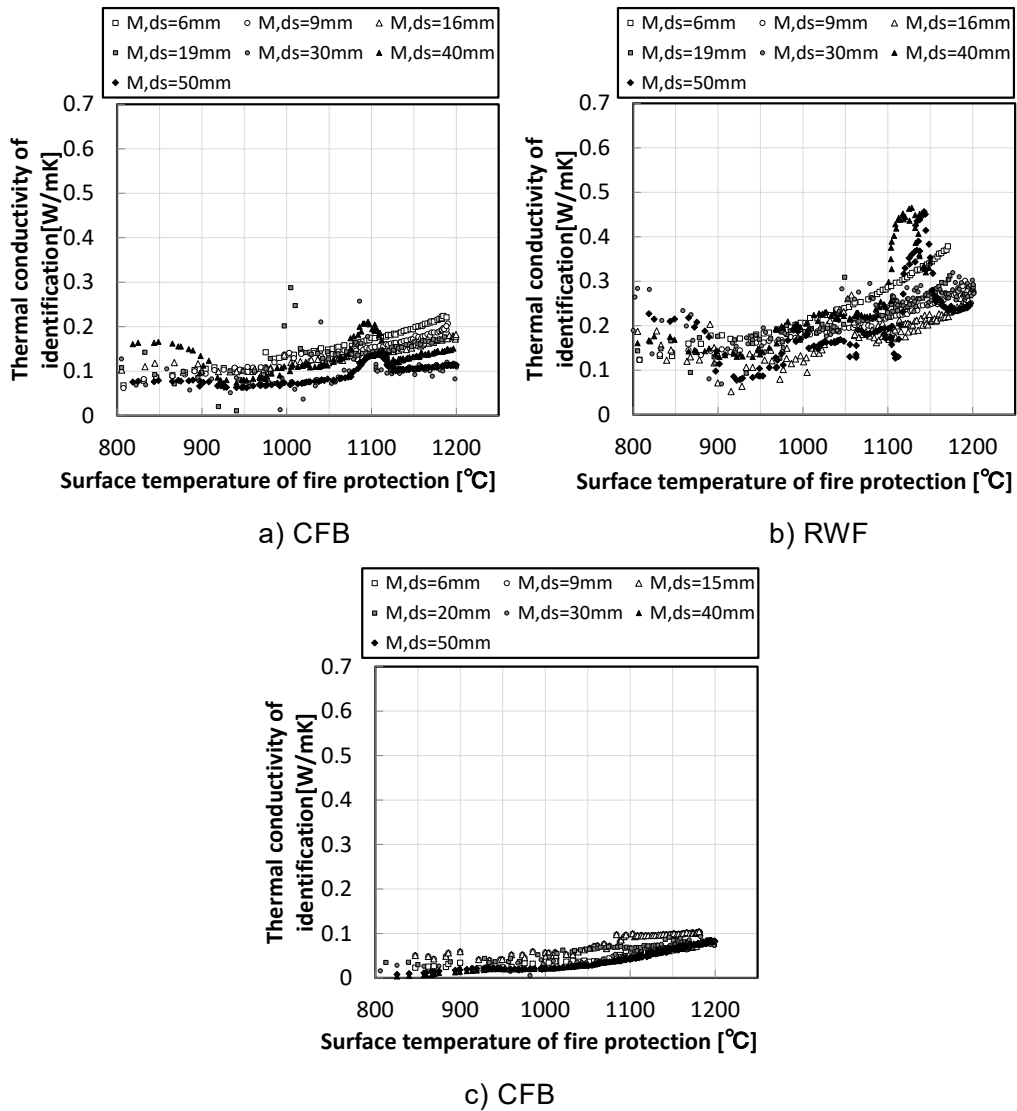


Fig. 2.3.11 耐火被覆材の表面温度と同定熱伝導率の関係(中規模)

一方、小規模と中規模の試験体の同定熱伝導率と比較すると、概ね同様の結果が得られておりますが、1150°C以上の温度域では、小規模の方が大きくなる傾向がみられました。これは、小規模の試験体の周囲を断熱材で囲ったことで、被覆材内部の温度分布が、定常よりになったことが要因と考えられる。また、同定熱伝導率を用い建築部材温度予測を行う場合、本章で実施した条件の範囲では、CFB と RWF は概ね 1150°C まで、CSB type3 は概ね 1200°C までが適応限界となる。

2.4 まとめ

耐火被覆材の熱的性質に関する知見の収集を目的として、小規模加熱実験及び中規模加熱実験を行った。以下に本実験条件の範囲で得られた知見を示す。

- (1) DSC、TG-DTA 及び熱収縮測定により、温度変化による材料の物性の変化が明らかとなった。RWF では、1100°C以上での熔融による潜熱が確認された。GB-F(V) は脱硫による 1050°C以上で急激な熱分解、CSB type2 と CSB type3 では 1050°C以上でトバモライト結晶、ゾノライト結晶の分解が確認された。
- (2) 小規模試験体の損傷状況は、RWF では、1150°Cでは被覆材は収縮するものの、亀裂が見られる程度であったが、1250°Cでは、被覆材は熔融して、炉内に脱落した。CSB type3 は、1150°Cで微細な亀裂が表面に生じたが、1250°Cで浅い幅広の亀裂が生じ、褐色に変色した。また、中規模試験体は、軟化した RWF が垂れ下がると、下部のロックウールが厚くなる傾向が確認された。CSB の厚さは熱収縮により約 3mm 減少した。
- (3) 同定熱伝導率は、CFB では、鋼板との剥離が生じた条件を除外すると、1200°C程度で 0.28[W/mk]程度まで、熱伝導率は高くなる。RWF は、温度が 1150°C程度を超えると、亀裂、熔融等の損傷が発生したため、1150°Cまでの値に着目すると、0.3~0.45[W/mk]程度(常温時の約 10 倍)まで大きくなった。CSB type3 の同定熱伝導率は、ボードの含水及び被覆材と鋼材の間の空気層の影響を考慮した合成した熱伝導率となる。 $\alpha=650$ の場合、温度が大きくなるにつれて、1200°C程度で 0.2[W/mk]程度まで大きくなった。
- (4) 同定熱伝導率は耐火被覆材の温度が大きくなると、温度上昇特性及び劣化状態により値は大きくなる。耐火被覆材温度が高くなると、被覆材の劣化及び同定した熱伝導率が大きくなる傾向が得られた。鋼板が厚くなると、被覆材の裏面温度の上昇が緩やかなるため、被覆材の厚さ方向の劣化程度を抑制できる可能性がある。
- (5) 同定熱伝導率を用い建築部材温度予測を行う場合、本章で実施した条件の範囲では、CFB と RWF は概ね 1150°Cまで、CSB type3 は概ね 1200°Cまでが適用限界となる。

<記号>

A_s	: 鋼板断面積 [m ²]
c_s	: 鋼材比熱 [kJ/kgK]
d_i	: 耐火被覆の厚み [mm]
d_s	: 鋼材の厚み [mm]
dt	: 刻み時間 [sec]
F_{ad}	: 鋼板の非加熱面から両側の断熱材を見た時の放射形態係数
H_s	: 鋼板外周長 [m]
h_a	: 空気層内の対流伝達率 (10.0×10 ⁻³ [kW/(m ² K)])
T_0	: 耐火被覆材の初期温度 [K]
T_a	: 空気層温度 [K]
T_{ad}	: 断熱材温度 [K]
T_f	: 炉内平均温度 [K]
T_{ii}	: 耐火被覆材の表面温度 [K]
T_s	: 鋼板温度 [K]
x	: 表面からの距離 [m]
ϵ_r	: 鋼板と断熱材との総合放射率
σ	: ステファン・ボルツマン定数 (=5.67×10 ⁻¹¹ [kW/(m ² K ⁴)])
ρ_s	: 鋼材密度 [kg/m ³]
α_w	: 熱拡散率 [mm ² /s]

<参考文献>

- [2.1] 国土開発技術研究センター 編集：建築物の総合防火設計法 第4巻 耐火設計法，日本建築センター，1989.4
- [2.2] 日本建築学会 編集：鋼構造設計指針，日本建築学会，2017.6
- [2.3] 日本建築学会 編集：構造材料の耐火性ガイドブック，日本建築学会，2017.2
- [2.4] 原田和典，辻本誠，細沢貴史：熱流時間面積が等しい等価火災時間，日本火災学会研究発表会概要集，1998.5
- [2.5] 国土開発技術研究センター 編集：建築物の総合防火設計法，日本建築センター，1989.4
- [2.6] 日本熱物性学会：新編熱物性ハンドブック 2008，養賢堂，2008
- [2.7] 遠藤利二，橘高義典：ALC パネルの各種強度性状に及ぼす加熱の影響，その1 加熱後のALC パネルの曲げ強さ及びX線回折によるALC結晶構造の分析，日本建築学会構造系論文集第73巻第633号，2008.11
- [2.8] 無機マテリアル学会：セメント・セッコウ・石灰ハンドブック編，技報堂，1995.11.
- [2.9] せんい強化セメント板協会：技術資料 けい酸カルシウム板タイプ2
- [2.10] せんい強化セメント板協会：技術資料 耐火被覆材 けい酸カルシウム板タイプ3
- [2.11] J. R. Mehaffey, P. Cuerrier, G. Carisse: A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood stud walls exposed to fire, Fire and Materials, Vol.18 ,pp. 297-305, 1994.09.
- [2.12] G. Thomas: Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures, Fire and Materials, Vol.26, pp. 37-45, 2002.1
- [2.13] 国土交通省：2001年版 耐火性能検証法の解説及び計算例とその解説，2013.2
- [2.14] 田中哮義：建築火災安全工学入門 日本建築センター，2002.1

第 3 章

区画部材の熱的損傷を 考慮した温度予測

3 区画部材の熱的損傷を考慮した温度予測

3.1 はじめに

鉄骨構造等の建築物において、せっこうボード製品(強化せっこうボード、せっこうボード等)^[3.1]やけい酸カルシウム板等の面材と軽量鉄骨下地によって構成された乾式間仕切壁は、施工性に優れ、所定の板厚を確保することで耐火性能を確保することができるため、建築物の区画部材等に多く使用されている。その中でもせっこうボード製品は、耐火性能に優れた材料として、区画部材となる壁や天井等を構成する材料として用いられている^{[3.2]、[3.3]}。

一般に乾式間仕切壁の耐火性能は、主として高温時における面材の材料の熱劣化と面材の目地部の間隙や亀裂の増加に大きく依存すると考えられる。せっこうボード製品には多くの種類があるが、耐熱性に配慮した強化せっこうボードは、一般的なせっこうボードと比較して比重を増加させ、ガラス繊維や蛭石等の骨材を練り混ぜることで高温時の耐熱性を改良している。これらは基本的に芯材の主成分である石膏(二水石膏 $\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$)に多く含まれる結晶水(石膏重量の約2割)が火災時に熱分解する際の吸熱作用に期待した材料であり、火災時には加熱によって結晶水が熱分解して大量の水分が発生する^[3.4]。また、加熱温度の上昇に伴う熱分解の進行により、収縮や亀裂が発生することになる。しかしながら、熱分解により発生した水分や亀裂等の挙動が、部材の耐火性能にどの程度の影響を与えるかについては工学的に説明が十分できていない。

火災時には被覆材料の熱劣化に加えて、軽量鉄骨下地の壁は、鋼材の熱膨張に伴う熱変形が発生する。そのため面材の一般部や目地部には、加熱による材料自体の熱収縮と、軽量鉄骨下地のスタッドの熱変形により生じた隙間や亀裂が複合して発生することになる。つまり、目地部等に大きな隙間が発生すると、壁内部の温度が上昇しやすくなり、火災加熱による熱劣化に加え変形の影響が重畳して作用することで乾式間仕切壁の耐火性能の低下が早期に発生する恐れがある。

火災時には被覆材料の熱劣化に加えて、軽量鉄骨下地の壁は、鋼材の熱膨張に伴う熱変形が発生する。そのため面材の一般部や目地部には、加熱による材料自体の熱収縮と、軽量鉄骨下地のスタッドの熱変形により生じた隙間や亀裂が複合して発生することになる。つまり、目地部等に大きな隙間が発生すると、壁内部の温度が上昇しやすくなり、火災加熱による熱劣化に加え変形の影響が重畳して作用することで乾式間仕切壁の耐火性能の低下が早期に発生する恐れがある。

一方、耐火設計における火災外力に関して、火災区画内の温度上昇特性や火災継続時間は、開口部や可燃物量、周壁の熱慣性等に基づき推定することが可能となっている^{[3.5]、[3.6]}。建築物の開口部の条件等によっては、火災区画温度は、耐火試験で用いられている標準加熱温度曲線^[3.7](以下、標準加熱)よりも著しく高温化することもある^[3.8]。標準加熱と異なる火災外力下における耐火性能の等価性については幾つかの実験^[3.9]で確認された例はあるものの、被覆材料の耐熱性を考慮した適用範囲については十分に明確になっていない。

これまで材料の水分移動や亀裂が伝熱に与える影響を考慮した実効熱物性に着目する研究としては、単一材料の特性や標準加熱下での温度上昇特性の推定を目的とした論文が多くみられる^{[3.10], [3.11], [3.12]}。しかしながら、加熱を受ける乾式間仕切壁の耐火性能を推定する場合、壁の構成材である面材と軽量鉄骨下地の相互の作用の影響を考慮しないと、単一材料に基づき同定した実効的な熱物性では推定誤差が大きくなる恐れがある。また、標準加熱を超える条件では、その影響が大きくなり、十分に推定精度を確保できない可能性が危惧される。

そこで、本章ではせっこうボード系面材を用いた乾式間仕切壁の耐火性能に与える種々の因子のうち、主として火災の激しさ(以下、加熱強度)に着目して、せっこうの熱分解による吸熱作用及び熱劣化、軽量鉄骨下地の熱変形の影響を、一連の加熱実験により把握することを目的とした。

加熱強度に関しては、耐火性能検証法^[3.13]で使用される火災温度上昇係数 α やせっこうの耐熱限界(脱水・分解温度)等を指標として、標準加熱を下回る条件から大きく超える範囲まで加熱条件を変化させることで、加熱強度に対する適用範囲を把握するとともに、示差走査熱量測定(DSC)や熱重量・示差熱分析(TG/DTA)等による材料の熱物性分析、強化せっこうボード等の材料加熱実験、小規模・中規模の乾式間仕切壁を模擬した試験体の加熱実験等の結果を踏まえて、せっこうボード系面材を用いた乾式間仕切壁の実効熱伝導率と実効比熱を同定し、その妥当性を熱伝導解析により確認することとした。

3.2 せっこうボード内の水分移動を考慮した実効比熱

3.2.1 石膏の熱的性質と加熱温度の条件設定

せっこうボードの芯材の主成分は、二水石膏($\text{CaSO}_4 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$)であり、温度上昇に伴って熱分解し、結晶水が脱水する。文献^{[3.1]・[3.3]・[3.4]}等によれば、一般に、石膏系材料の全乾重量を測定する約40°Cの温度では、二水石膏の結晶水は安定しているが、それ以上の温度になると徐々に脱水反応が活性化し、半水石膏($\text{CaSO}_4 \cdot 1/2\text{H}_2\text{O}$)となる。Fig. 3.2.1、Fig. 3.2.2 に示す見かけ比熱 (DSC 法(2章))や加熱時の重量変化 (TG-DTA(2章))をみると100~200°Cの範囲で急激な変化が生じることが分かる。また、200°C程度まで加熱されるとⅢ型無水石膏(Ⅲ CaSO_4)に、400°C程度ではⅡ型無水石膏になる。火災区画内で想定される温度域での反応についてみれば、1180°C程度でⅠ型無水石膏へ変化するとされる^[3.4]。しかし、Ⅰ型無水石膏は準安定相として存在するとされ、実際には、1000°C超の温度で無水石膏 CaSO_4 は、酸化カルシウム CaO と無水硫酸 SO_3 とに分解することになる^[3.4]。これは、Fig. 3.2.2 において、1000°C超から重量減少が大きくなることから分かる。

また Fig. 3.2.2 は、縦軸に強化せっこうボードから切り出した試験片の200mm×200mmの加熱後の収縮率と、加熱温度に伴う重量変化(TG)の2軸で整理した結果であるが、せっこうボードの収縮率は、二水石膏がⅢ型無水石膏になる範囲では1%程度に留まるが、Ⅱ型無水石膏になる時点で2~3%に達し、相変化は発生しないものの800°C超で顕著に収縮することが分かる。走査型電子顕微鏡による観察結果によれば、せっこうの特徴である柱状結晶の無水石膏が800°C以上では徐々に溶解して粒径が大きくなることから、このような挙動を示すものと考えられる。また、重量が減少せず熱収縮率が増加することもこの溶解の影響であると考えられる^[3.14]。

上記の通り、二水石膏の加熱に伴う変化を踏まえると、800°C以下で長時間加熱を受ける条件と1000°C超に早期に至るような加熱を受ける条件では、材料熱劣化の状況が異なるため、単純には等価火災時間などの熱的等価性の考えが適用できない可能性もある。

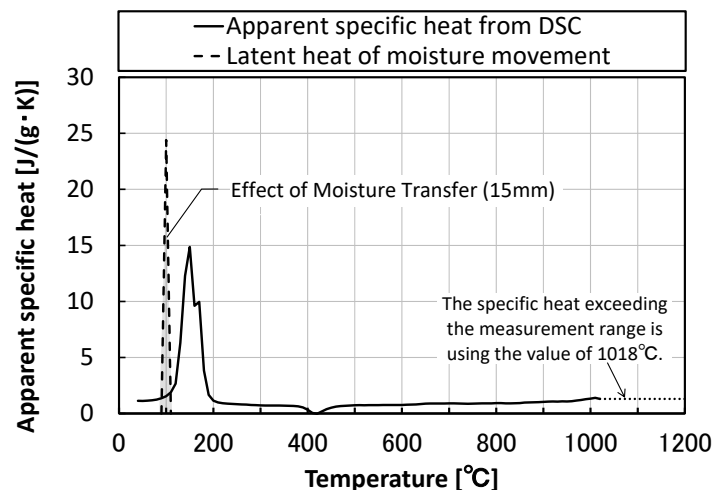


Fig. 3.2.1 DSC で測定した見かけ比熱と水分移動による蒸発潜熱

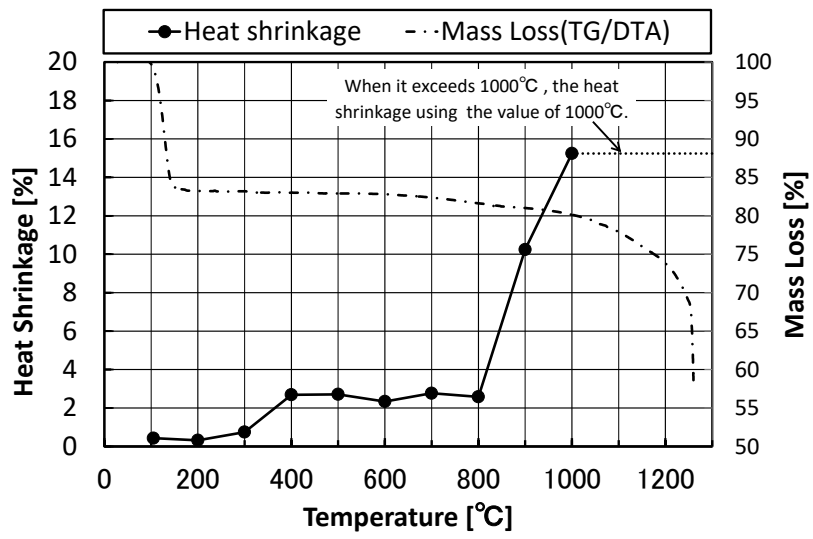


Fig. 3.2.2 強化せっこうボードの熱収縮率と重量減少

本研究では、標準加熱として耐火試験等で一般に採用されている加熱温度曲線 (ISO834-1)を、耐火性能検証法の火災温度上昇係数を式(3.2.1)において $\alpha = 460$ とすることで近似し、それを包含する範囲で Fig. 3.2.3 に示すように、複数の加熱強度を設定する。先の石膏の熱劣化に基づき、比較的緩やかに 800℃に到達する火災を再現する加熱強度として $\alpha = 350$ を下限、フラッシュオーバー後 10 分程度で 1000℃超に上昇する激しい火災の条件となる加熱強度として $\alpha = 650$ を上限として設定する。一般的な事務所建築物では、開口条件等にもよるが $\alpha = 350$ は廊下等の用途、 $\alpha = 550$ 、 650 の条件は事務室における火災が概ね想定されることになる。ただし、実際の建築物の条件では、 $\alpha = 650$ を超える条件もあり得る。しかしながら、実験装置の能力や安全上の理由により、火災温度上昇速度 $\alpha = 650$ と加熱温度の上限を 1250℃とした。

$$T_f = \alpha t^{1/6} + 20 \quad (3.2.1)$$

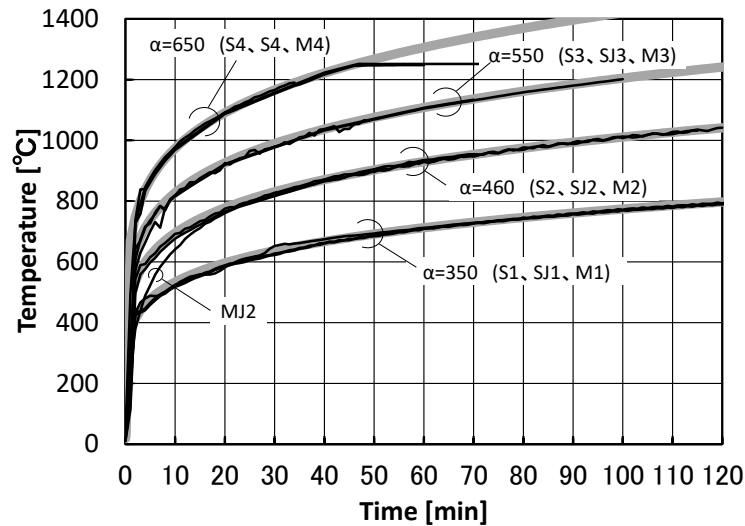


Fig. 3.2.3 炉内温度 T_f
(灰線：加熱温度曲線、黒線：実験値)

3.2.2 石膏板及びせっこうボードの材料加熱実験

3.2.2.1 加熱時の二水石膏の熱分解と温度停滞

火災加熱を受けて熱分解したせっこうボード内部の水分の多くは、コンクリート等の部材と同様に、ボード内部に発生した微細な亀裂や細孔等を介して加熱面側から非加熱面側に移動する可能性がある。一般的な熱物性の測定(DSC、TG/TDA)では、材料から採取した少量の試料を用いることにより、熱分解による吸熱作用や発熱作用、重量減少等を把握することが可能である。しかしながら、これらに基づく物性値を用いて、熱伝導解析により、乾式間仕切壁の部材温度を推定したとしても、結晶水の熱分解や水分の蒸発の影響と考えられる80~140°C付近での温度上昇の停滞が実測値よりも短くなることが既往の研究においても指摘されている[3.12]、[3.15]。水分蒸発の停滞時間の差は、ボード厚さや加熱強度にもよるが、後述する熱伝導解析によれば標準加熱時であれば強化せっこうボード15mmでは、停滞時間が3分程度短く推定されることになる(Fig. 3.2.4)。これは、熱物性測定(DSC法)によって得られる吸熱反応等を含む比熱(以下、見かけ比熱)では、ボードの厚さ方向の水分移動の影響が考慮されないためである。また、この水分移動の影響はボードの厚さが厚いほど水分量が増加するため、より大きくなると考えられる。

ここでは、多様な加熱強度を受ける乾式間仕切壁のせっこうボード内部の水分移動を再現するため、ボード用原紙や骨材等を含まない石膏板や強化せっこうボードに対して材料単材の加熱実験を実施し、試験体の温度停滞等からせっこうボードの実効比熱の定量化を試みた。定量化にあたっては、石膏板内部に設置した熱電対の測定結果をもとに、熱収支から石膏板内の各位置における蒸発潜熱の増分を算出した。その結果を、強化せっこうボード単板に適用し、水分移動にかかる比熱の定量化の妥当性を検証することとした。

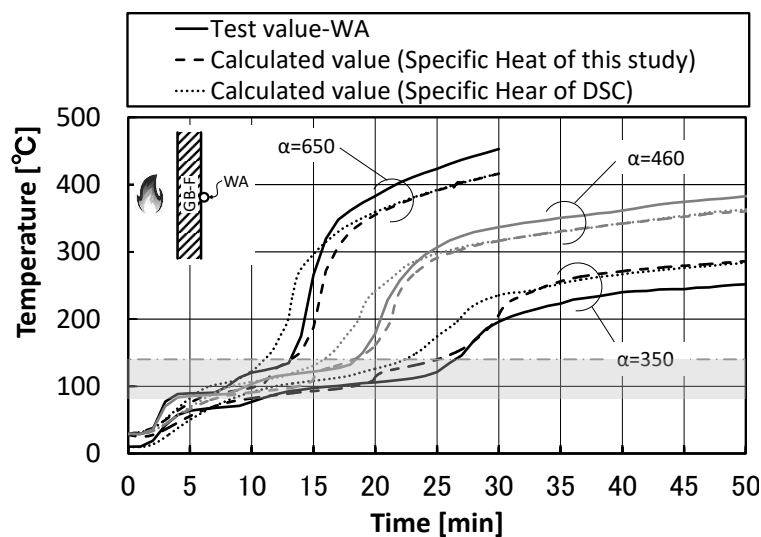


Fig. 3.2.4 WA 温度の実験値と解析値の比較

3.2.2.2 実験概要

試験体は、加熱時における乾式間仕切壁の加熱側の面材の状態のみを再現するため、以下の通り設定した。実験条件を Table 3.2.1 に示す。Fig. 3.2.5 に示す軽量鉄骨下地材(角スタッド：65mm×45mm t=0.6mm、ランナー：67mm×40mm t=0.8mm)の枠組に加熱側に面材 1 枚(300mm×300mm)を設置した。

非加熱側は、石膏の熱分解により発生した水分の状況を把握するため、「中空層有り」(閉鎖状態)と「中空層無し」(開放状態)の二種類の条件を設定した。「中空層有り」の場合は非加熱側に耐熱ガラスを設置し、「中空層無し」の場合には何も設置しなかった。

試験体の面材には、焼石膏を原料として水と練り混ぜて製作した厚さ 30mm の石膏板(GB)、及び厚さ 15mm の強化せっこうボード(GB-F(V))を用いた。Table 1 のとおり、各試験体の含水率は、自由水の水分量に相当する含水率が 0.3~0.4%、結晶水を含む含水率が約 20%であった。含水率は、含水率測定用の試験片(100mm×100mm)を、恒温器内で 40℃、220℃の条件で重量が平衡状態となるまで保持して、その重量変化に基づき算出した。

試験体各部の温度測定には K 熱電対(φ 0.65mm)を用い、Fig. 3.2.5 に示すとおり、加熱側面材の加熱面と非加熱面に各 1 点(WZ、WA)、中空層に 1 点(a)の位置に、それぞれ設置した。ただし、石膏板(GB)にあつては、板の内部温度を測定するため、加熱表面から 2mm、10mm、20mm、28mm の位置(図中の z1~z4)に設置した。また、高温湿度計(Galltec KZC2.H/9)を中空層(Air cavity)に設置し、加熱時の相対湿度 Rh の変化を測定した。実験は、国立研究開発法人 建築研究所の高速昇温電気炉(以下、電気炉)を用いて加熱を行った。炉内温度は式(3.2.1)に示す加熱温度曲線に従い制御した。加熱強度は $\alpha = 350$ 、460、650 の 3 水準を設定した。

Table 3.2.1 実験条件

Test	α [°C/min ^{1/6}]	Air Cavity	L×W×T [mm]	Density [kg/m ³]	Moisture content [%]	
					40°C dried	220°C dried
GB	350	○ ×	300×300×30	1214	0.31	20.50
	460	○ ×		1160		
	650	○ ×		1160		
GB-F(V)	350	○	300×300×15	778	0.38	20.00
	460	○				
	650	○				

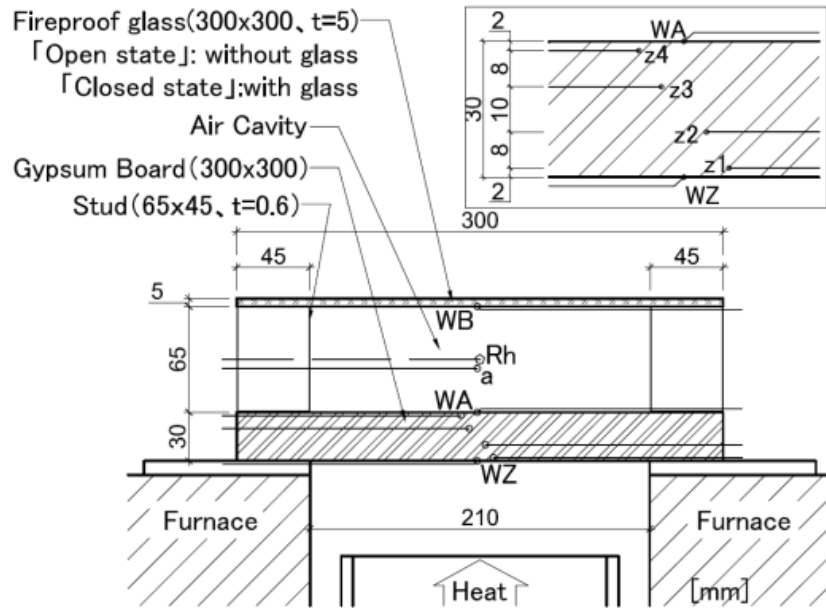


Fig. 3.2.5 実験体概要と測定位置(断面図)

3.2.3 石膏板内の水分移動の影響

3.2.3.1 試験体(閉鎖状態)の中空層の相対湿度

Fig. 3.2.6 に閉鎖状態の試験体の中空層の相対湿度の測定結果、Fig. 3.2.7 に加熱時の非加熱側の写真を示す。Fig. 3.2.6 に示したとおり、いずれの加熱強度の条件でも、加熱開始から約4分で中空層の相対湿度が増加し始めた。これは、二水石膏の熱分解によって発生した水分(水蒸気を含む)がボード裏面に達して中空層に放出されたためである。Fig. 3.2.7 から分るとおり、約5分以降には非加熱側に設置したガラスの中空層側の表面に水分の結露による曇りが顕著となり、徐々に水滴が大きくなった。

また、 $\alpha = 460$ 、 650 の条件では、5~10分頃から中空層の温度が上昇したことで、飽和水蒸気量が増加し、相対湿度が幾分減少、又は停滞することも計測された。その後、中空層の温度が停滞すると、水蒸気の放出が優位となって相対湿度は再び増加する傾向が見られた。なお、Fig. 3.2.6における相対湿度100%超の範囲は参考値である。

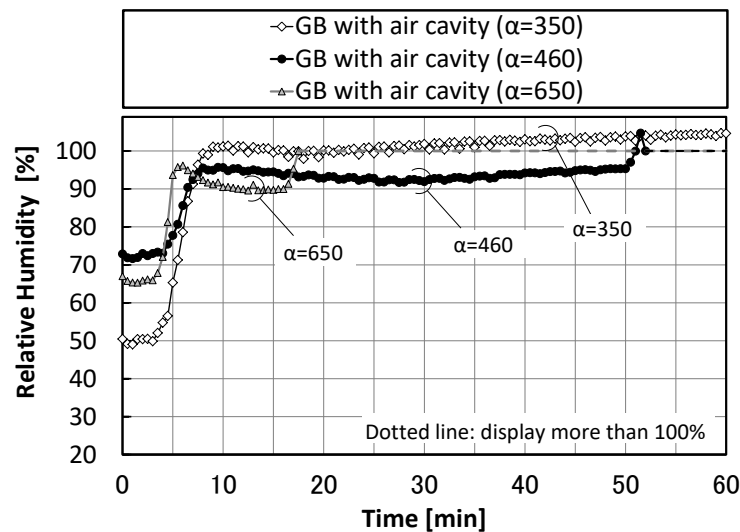


Fig. 3.2.6 閉鎖状態の試験体の中空層の相対湿度

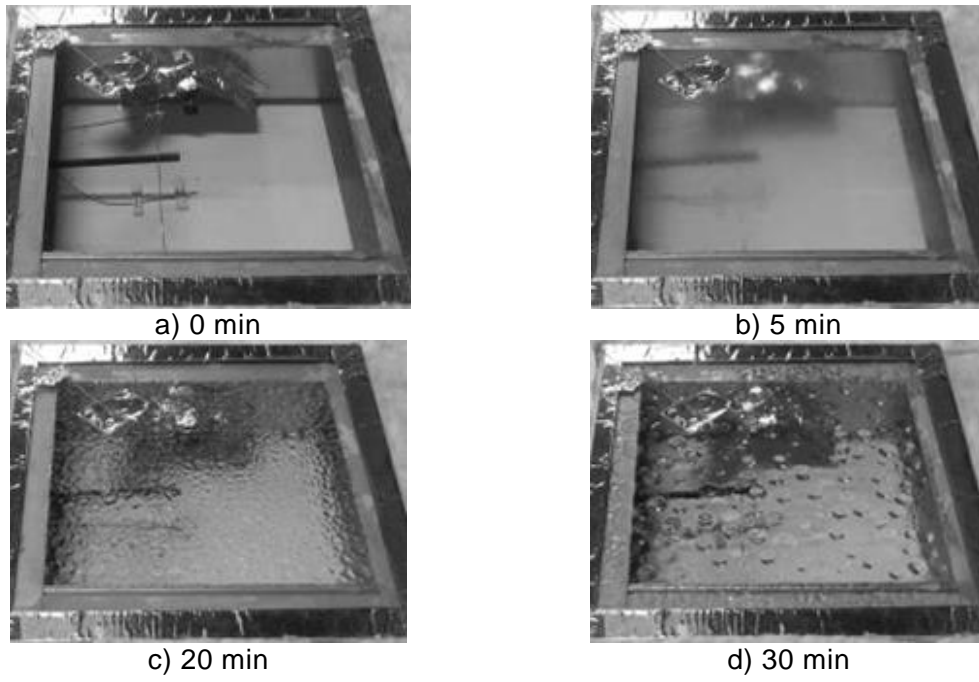


Fig. 3.2.7 加熱時の非加熱側の写真($\alpha=350$)

3.2.3.2 加熱時の試験体内部温度の停滞

Fig. 3.2.8 は、加熱実験から GB、GB-F(V)試験体の内部、加熱側裏面に設置した熱電対の温度が 80~140°Cで停滞した時間、すなわち温度停滞時間と加熱面からの深さの関係を整理した結果である。なお、図の縦軸は、停滞時間を材料の密度で除した値である。また、実線は差分法による熱伝導解析(式(3.2.2)、式(3.2.3))の計算結果から得た温度停滞時間である。解析条件の詳細は後述するが、DSC 法による GB-F(V) 芯材の見かけ比熱(Fig. 3.2.1 中の実線)を用いた。

$$T_1^{n+1} = T_1 + \frac{\Delta t}{\rho_i C p_i A_i} \left\{ H_i q_c + H_i q_r - \frac{H_{1,2} k_{1,2}}{\Delta x_{1,2}} (T_1 - T_2) \right\} \quad (3.2.2)$$

$$T_j^{n+1} = T_j + \frac{\Delta t}{\rho_i C p_i A_i} \left\{ \frac{H_{j-1,j} k_{j-1,j}}{\Delta x_{j-1,j}} (T_{j-1} - T_j) - \frac{H_{j,j+1} k_{j,j+1}}{\Delta x_{j,j+1}} (T_j - T_{j+1}) \right\} \quad (3.2.3)$$

図から分かるとおり、加熱面からの距離が長くなるほど、停滞時間が増加した。しかし、実験と解析の停滞時間を比較すると、実験値の方が長くなるのが分かる。この要因として、加熱実験時に加熱側(高温側)から非加熱側(低温側)への水分が移動する影響を解析では考慮していないことが考えられる。各加熱強度での温度停滞時間の実験値を比較すると、加熱強度が小さいほど、非加熱側の温度上昇を遅延する効果がより顕著となり、 $\alpha = 350$ では、 $\alpha = 650$ の約2倍になった。中空層の有無に着目すると、ボード裏面近傍の温度に関しては、開放状態の条件の方が温度停滞時間は長くなる傾向がみられるものの、ボード内部で大きな差はないことも分かる。GB-F(V)については、非加熱側表面温度の測定結果のみであるが、GB と同様に解析値に対して実験値の温度停滞時間が長くなった。

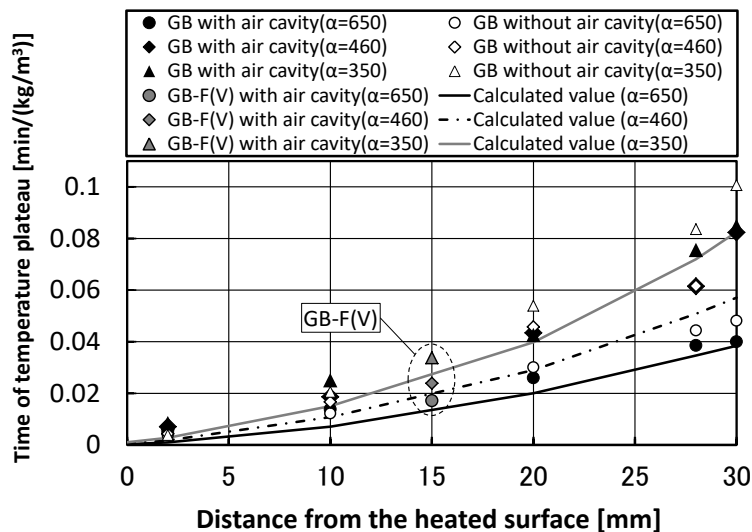


Fig. 3.2.8 温度停滞時間

3.2.4 水分移動を考慮した実効比熱

3.2.4.1 水分移動による見かけの比熱の増加

前節までの実験結果を踏まえ、試験体の見かけの比熱 Cp^* を一次元差分法の熱伝導解析モデル(式(3.2.2),(3.2.3))と試験体の温度測定を用いて算出する。ここでは試験体を厚さ方向に4層に分割し、各層の熱収支に基づき、式(3.2.4)により Cp^* を算出した。

$$Cp^* = \frac{\Delta t}{\rho_i A_i (T_j^{n+1} - T_j)} \left\{ \frac{H_{j-1,j} k_{j-1,j}}{\Delta x_{j-1,j}} (T_{j-1} - T_j) - \frac{H_{j,j+1} k_{j,j+1}}{\Delta x_{j,j+1}} (T_j - T_{j+1}) \right\} \quad (3.2.4)$$

ここで、 k は試験体内の熱伝導率[W/m·K]、 Cp^* は見かけ比熱[kJ/kg·K]、 Δx は各層の距離[m]、 H は単位長さあたりの加熱面積[m]である。

また、ボードの基準比熱 Cp_{BV} と式(3.2.4)で得た見かけ比熱 Cp^* を用い、Fig. 3.2.9に示すように、温度幅 T_e を挟む T_{e1} から T_{e2} で相変化による蒸発潜熱が発生するとして、式(3.2.5)により脱水と蒸発に関するエンタルピー ΔH を計算する。

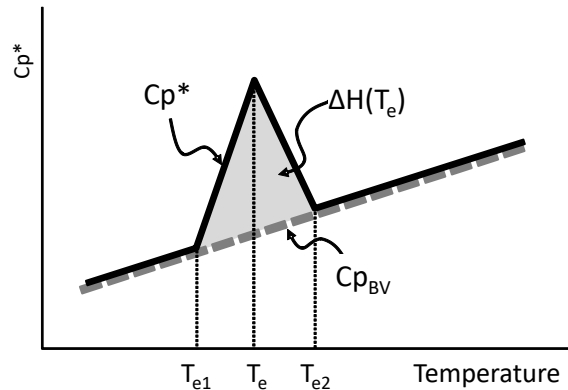


Fig. 3.2.9 エンタルピー法の見かけ比熱 Cp^*

$$\Delta H = \int_{T_{e1}}^{T_{e2}} (Cp^* - Cp_{BV}) \Delta T \quad (3.2.5)$$

ここで、熱分解反応がほとんどない 20℃～50℃の平均比熱を基準比熱 Cp_{BV} [kJ/kg·K]とすると、せっこうボードの脱水と蒸発に必要な蒸発潜熱は、基準比熱を上回る部分($Cp^* - Cp_{BV}$)となる。Fig. 3.2.10、Fig. 3.2.11に両エンタルピーの算出結果を示す。なお、熱分解に伴う脱水と蒸発の影響のある温度範囲は、エンタルピーの変化が概ね一定になるまでの範囲と考えられる。加熱面からの距離によって幾分異なるが加熱実験結果では240～400℃程度、DSC法の測定結果では200℃であった。ここでは、400℃近傍でのII型無水石膏への変化前までが当該範囲であるとし、350℃でのエンタルピーを加熱実験結果の指標として用いる。図において、z2 (10mm)と

z3(20mm)の位置の平均エンタルピー(細実線)を比較すると、試験体の厚さ方向の位置で異なることが分かる。

加熱実験に基づく算出結果と DSC 法の算出結果との差が、水分移動の影響であるから、z2 (10mm)の位置では約 141[kJ/kg]、z3(20mm)の位置では約 369[kJ/kg]となり、この値が水分移動による蒸発潜熱の増加分となる。

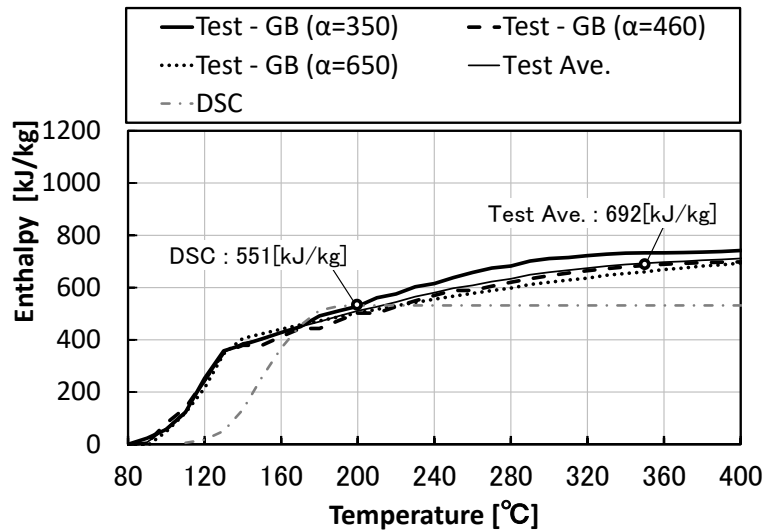


Fig. 3.2.10 石膏板のエンタルピー曲線(z2 layer)

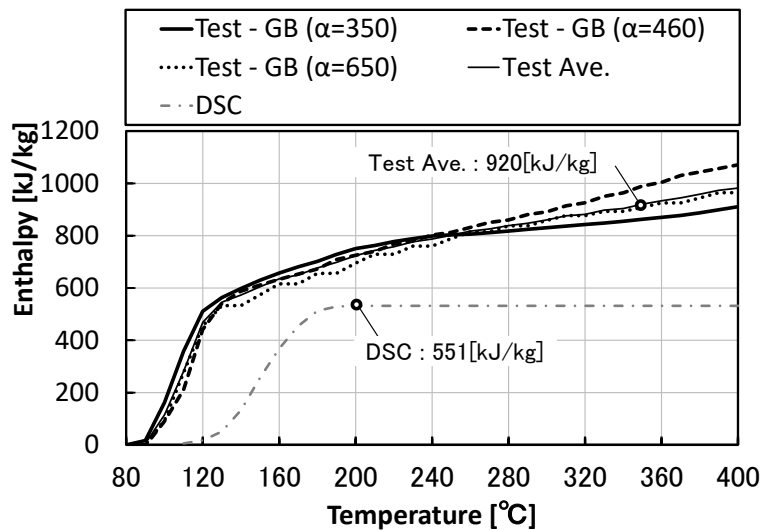


Fig. 3.2.11 石膏板のエンタルピー曲線(z3 layer)

3.2.4.2 強化せっこうボードの実効比熱

(1) 水分移動による実効比熱

ボード内の水分移動の影響を、ボードの各位置の蒸発潜熱が増加したとして実効比熱をモデル化する。前節で算出した各位置での水分蒸発によるエンタルピー ΔH は、Fig. 3.2.12 の通りである。ここで、ボードの加熱側表面の蒸発潜熱の増分は零とし、水分移動の影響はないものとした。これらを再現する近似曲線(式(3.2.6))を導出して、加熱面からの各位置の蒸発潜熱の増分を推定する。

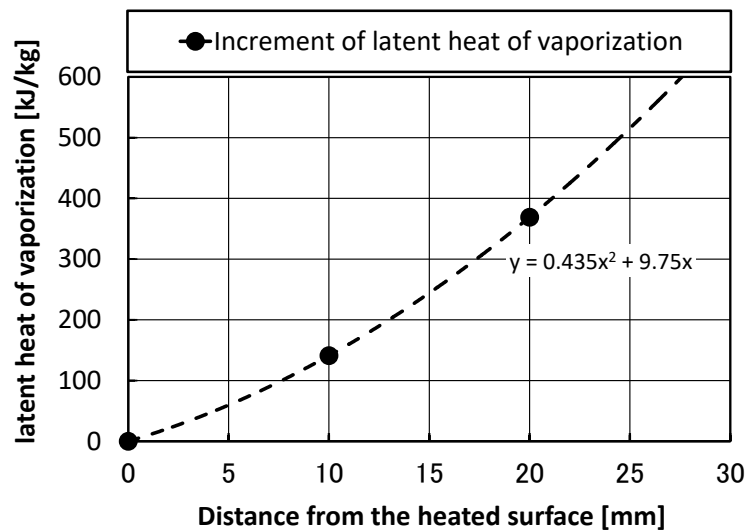


Fig. 3.2.12 各位置での水分蒸発によるエンタルピー

$$\Delta H(x) = \int_{T_{ev1}}^{T_{ev2}} L_w(T) dT = 0.435x^2 + 9.75x \quad (3.2.6)$$

$$C_i = C_p + L_w(T) \quad (90^\circ\text{C} \leq T \leq 110^\circ\text{C}) \quad (3.2.7)$$

ここで、 x は加熱面からの位置[mm]、 C_i は実効比熱[kJ/kg·K]、 C_p はDSC法による見かけ比熱(2章)[kJ/kg·K]、 L_w は水分移動による蒸発潜熱の増分[kJ/kg·K]である。

また、一般に熱伝導解析等で含水性材料の蒸発潜熱を考慮するために用いられる比熱のモデル化(Fig. 3.2.9)にならい、式(3.2.7)を用いて、各位置での水分移動の効果 $\Delta H(x)$ を蒸発潜熱が増加したとして再現する。加熱実験ではボード内の移動した水分の結露や再蒸発による潜熱の増加により、温度上昇が100°C近傍の温度で遅延する。これを考慮するため、式の第二項(L_w)により、 $\Delta H(x)$ に対応する蒸発潜熱 L_w を100°Cを頂点とし、90~110°Cを蒸発範囲とする三角形分布によって、増加させて実効比熱をモデル化する。

(2) 実効比熱を用いた熱伝導解析

水分移動の影響を含んだ実効比熱の再現性を検証する。ボード各層の含水率変化による算出した実効比熱を用いて、非定常一次元熱伝導計算式(式(3.2.8)、式(3.2.9))によりボードの非加熱面温度 T_{WA} を計算し、GB-F(V)の実験結果をもとに実効比熱が温度停滞時間に与える影響を検討する。

Fig. 3.2.13 に GB-F(V)の実験結果、及び見かけ比熱と上記の実効比熱による解析値を示す。見かけ比熱を用いると、前述したとおりボードの 80~140°C近傍での停滞時間は、加熱強度にもよるが 3~5 分程度の差として現れる。一方、水分移動の影響を考慮した実効比熱を用いると、80~140°Cの温度停滞時間が増加し、温度上昇の再現性が向上していることが分かる。

$$\rho_p C_i V_p \frac{dT_{WA}}{dt} = \lambda_p \frac{(T_{WZ} - T_{WA})}{d} A - Q_{out} A \quad (3.2.8)$$

$$Q_{out} = h_c(T_{WA} - T_{air}) + \sigma \varepsilon_g \varepsilon_w (T_{WA}^4 - T_{air}^4) \quad (3.2.9)$$

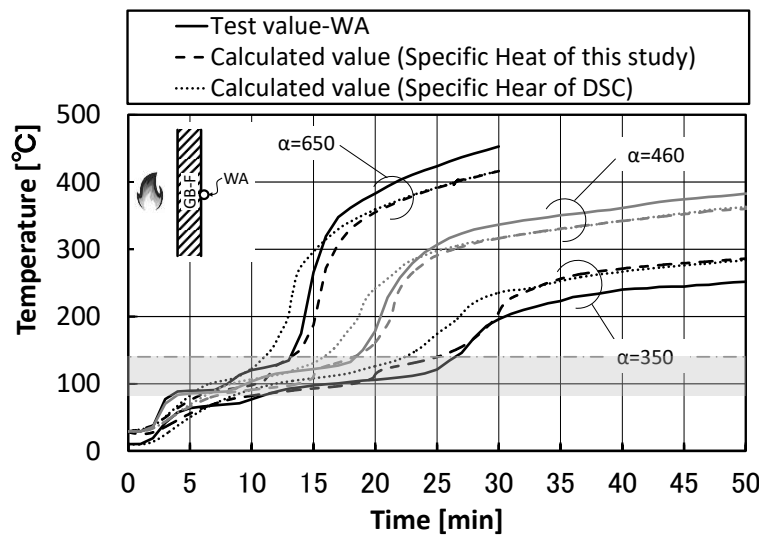


Fig. 3.2.13 GB-F(V)温度の実験結果、及び見かけ比熱と実効比熱による解析値の比較

3.3 多様な加熱強度下のスタッドの熱変形

本章では加熱によるスタッド等の軽量鉄骨下地の熱変形と面材の熱収縮が乾式間仕切壁の温度上昇特性加熱性状に与える影響を検討する。加熱による熱変形の影響が無視できる小規模試験体(H0.29m×W0.29m)と面外変形が生じると考えられる中規模試験体(H1.5m×W1.5m)を用い、4水準の加熱強度を設定し実験を行う。乾式間仕切壁の温度上昇に影響を与える因子として、被覆面材の隙間量等の挙動に関係する要因を把握し、伝熱に与える影響を分析する。

3.3.1 軽量鉄骨下地乾式間仕切壁の加熱実験概要

試験条件を Table3.3.1 に示す。中規模試験体(MJ1～MJ4, Fig. 3.3.1) は、寸法を H1.5m×W1.5m とし、軽量鉄骨下地材に強化せっこうボード(GB-F(V) 厚さ 15mm)を両面 1 枚縦張りした乾式間仕切壁とした。目地処理にはグラスメッシュテープと目地処理剤(ジョイントコンパウンド)を用いた。スタッドには、C-65mm×45mm t=0.6mm を用いた。小規模試験体(S1～S4, SJ1～SJ4, Fig. 3.3.2)の工法は、中規模試験体と同一の構成とし、寸法を H290mm×W290mm とした。また、小規模試験体では目地処理の影響を把握するために目地無し(S1～S4)と目地有り(SJ1～SJ4)の2種類の試験体を用意した。

小規模加熱実験は電気炉を、中規模加熱実験は東京理科大学火災科学研究センターの中型複合炉を用いた。加熱強度は、式(3.2.1)により $\alpha = 350, 460, 550, 650$ の4水準を設定した。ただし、 $\alpha = 650$ の条件では、安全上の観点から上限温度を 1250°C とした。また、前章の結果等より、 $\alpha = 460$ と $\alpha = 650$ の条件では、劣化の程度に大きな差が生じる可能性があったため、それらの中間値として $\alpha = 550$ を追加した。加熱実験は、原則として、試験体非加熱面に設置した熱電対の測定値のいずれかが可燃物燃焼温度の最高温度を想定した 200°C に達するまで継続した。なお、安全上、最長で2時間の加熱時間を上限とした。

Table3.3.1 実験条件

Symbol	α [°C/min ^{1/6}]	Heating	Specimen (W×H)	Constitution	Joint	Joint cover
S1	350	Horizontal	290×290 [mm]	【Gypsum Board】 GB-F(V)、 t=15 [mm]、 Density: 762-774 [kg/m ³]、 Moisture: 24% 【LGS】 C Stud: 65×45、 t=0.6 [mm] U track: 67×40、 t=0.6 [mm]	X	—
S2	460					
S3	550					
S4	650					
SJ1	350				○	FIBER GLASS MESH TAPE (S350-NN)
SJ2	460					
SJ3	550					
SJ4	650					
MJ1	350	Vertical	1.5×1.5 [m]	○		
MJ2	460					
MJ3	550					
MJ4	650					

Fig. 3.3.1～Fig. 3.3.3 に示す試験体各部の位置の温度を K 熱電対で測定した。加熱側のボードの表裏面温度(WZ、WA)、非加熱側のボードの表面温度(WB、WC)を主な測定箇所とし、目地部、一般部の温度を測定した。小規模試験体では中空層の温度も測定した。

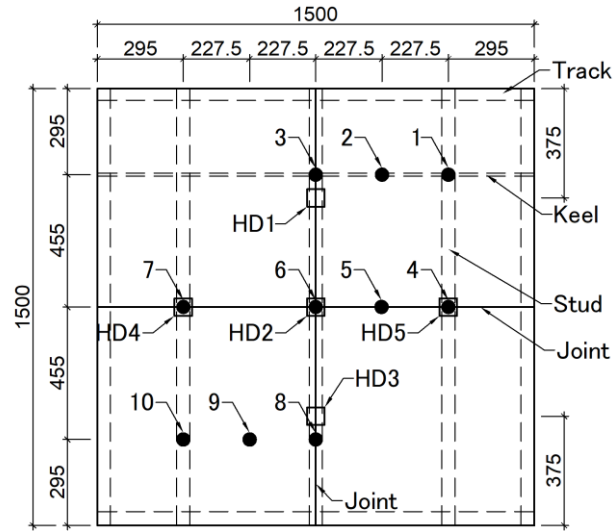


Fig. 3.3.1 中規模試験体(単位 : mm)

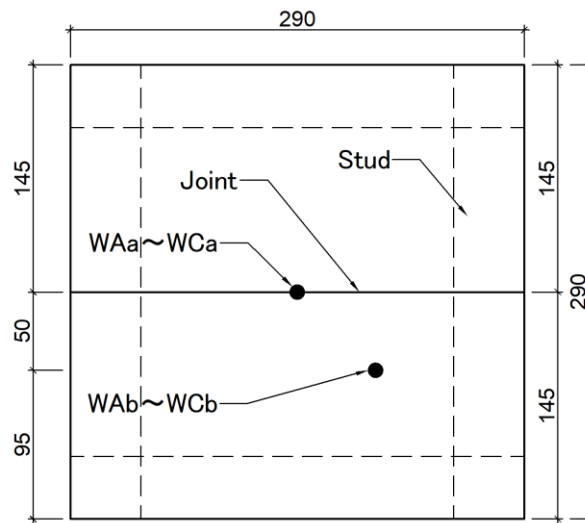


Fig. 3.3.2 小規模試験体(単位 : mm)

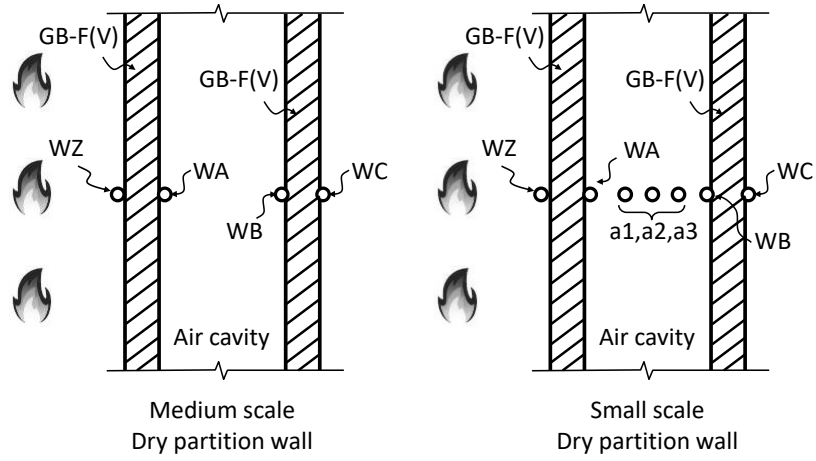


Fig. 3.3.3 間仕切壁の断面図(温度測定位置 : WZ,WA,a1,a2,a3,WB,WC)

3.3.2 目地等の隙間量と部材内部温度

3.3.2.1 実験後の損傷状況

Fig. 3.3.4 に加熱実験後の試験体を示す。加熱側の面材は加熱強度が大きいほど熱劣化が顕著になることが分かる。目地無しの小規模試験体では $\alpha = 550$ 以上で収縮による10mm程度の亀裂が発生し、目地有りの小規模試験体では、 $\alpha = 550$ では目地部の隙間幅が41mm程度に達した。また、せっこうボードの目地に直交する方向にも亀裂が発生した。

中規模試験体でも加熱強度が大きいほど目地の開きや亀裂が大きいことが分かる。なお、MJ3の加熱側面材の脱落は、試験終了後に発生したものである。中規模試験体の $\alpha \geq 460$ の条件ではスタッドに局部座屈による変形が見られた。ただし、中規模試験体の $\alpha = 350$ の条件や小規模実験では、スタッドの熱変形は確認できなかった。

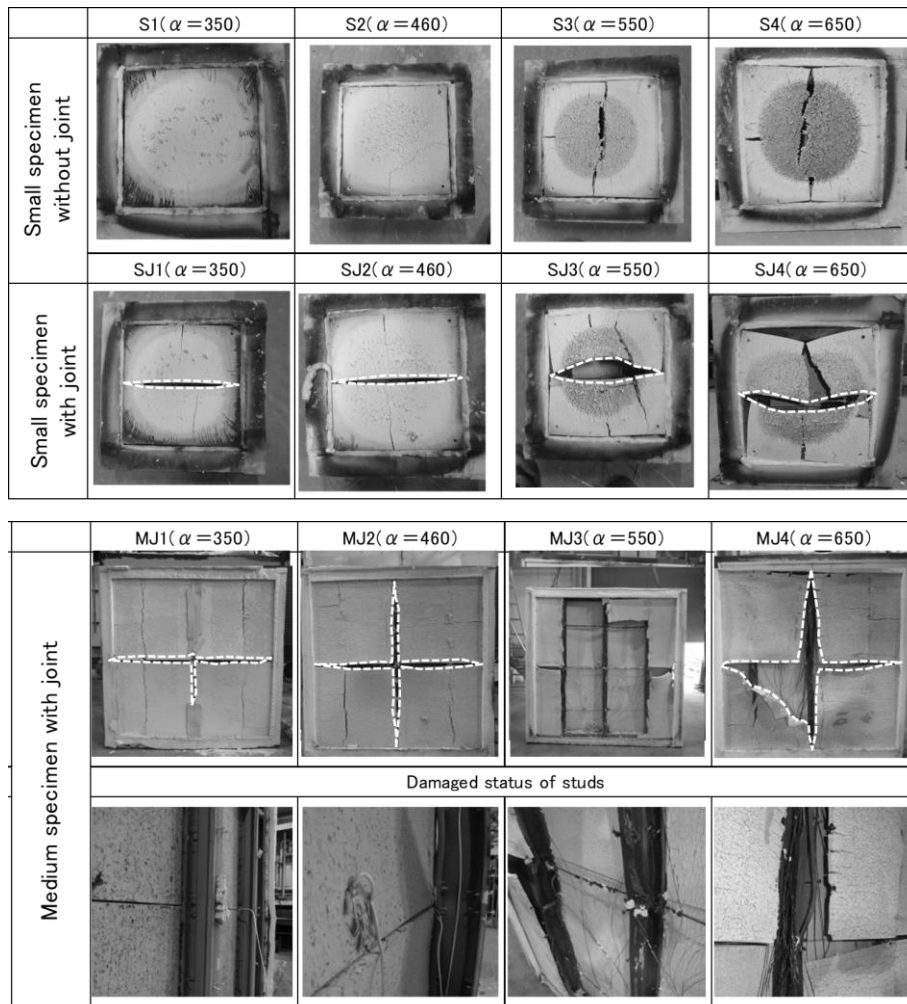


Fig. 3.3.4 試験体の加熱面の損傷状況

3.3.2.2 目地等が中空層温度に与える影響

Fig. 3.3.5 は目地等に発生する隙間の影響を比較するため、各種試験体の中空層温度を整理した結果である。小規模試験体の温度は、測定点 a1~a3 の平均温度、中規模試験体の温度は横目地に設置した測定点 4~7 の WA、WB の平均温度である。図より、目地有りの試験体(小規模試験体(SJ1~SJ4)、中規模試験体(MJ1~MJ4))と目地無しの試験体(S1~S4)の温度は、200℃を超えたあたりから分岐し、目地有りの試験体の方が温度上昇が速くなるのが分かる。これは、前述したとおり、目地部に発生した隙間からの流入熱の影響であると考えられる。

目地有りの条件で、小規模試験体と中規模試験体の温度を比較すると、中規模試験体の方がより温度上昇が速くなる。目地の有無、試験体寸法の変化に伴う温度上昇の増加は、加熱強度が大きいほど顕著になっている。これは、面材の収縮と軽量鉄骨下地の熱変形が重畳し、試験体寸法が増加することにより隙間量が大きくなるためと考えられる。

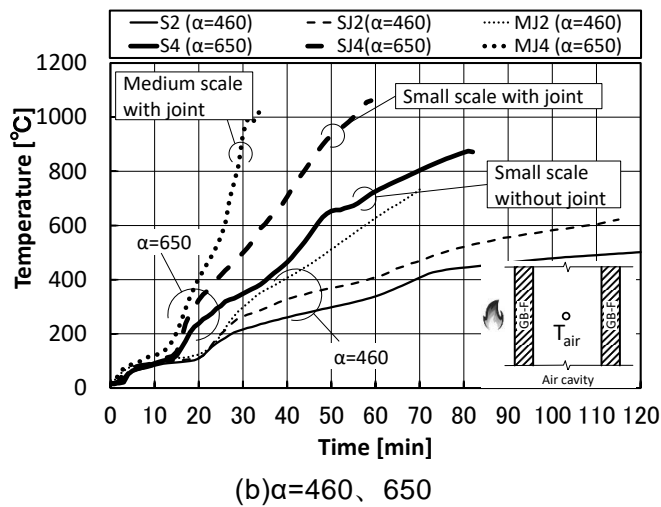
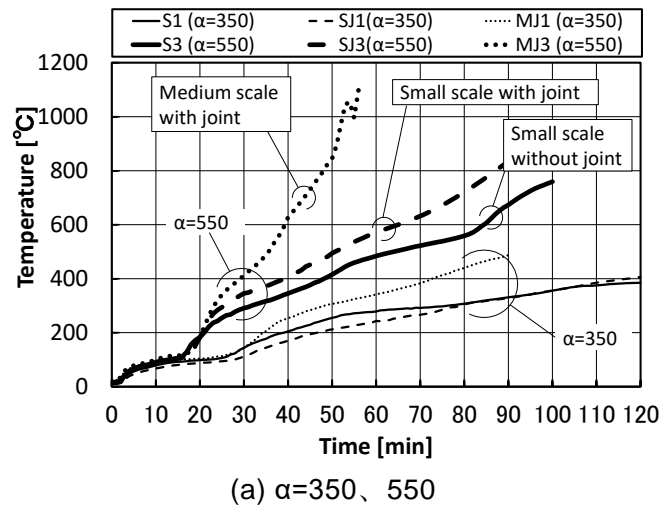


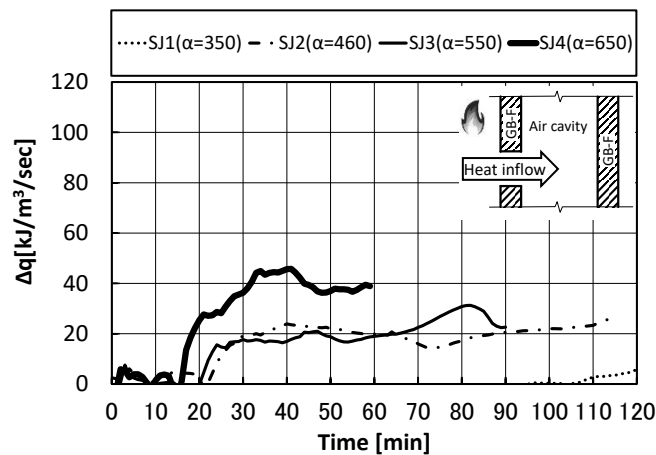
Fig. 3.3.5 中空層温度の比較

目地部の隙間量の増加は、高温ガスの乾式間仕切壁の中空層への流入量を増加させ、中空層の温度上昇に影響を大きく与えている。中空層温度の測定結果を式(3.3.1)に代入し、中空層への流入する熱量を推定する。

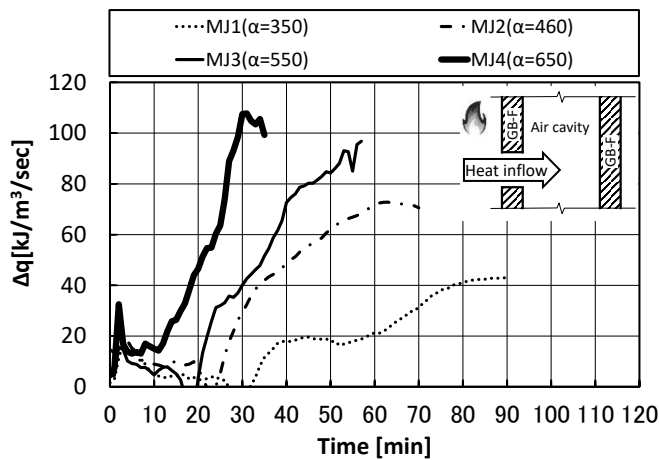
$$q = \rho_m c_m T_a(t) / \Delta t \quad (3.3.1)$$

ここで、 q は単位時間、単位体積あたりの流入する熱量[kJ/m³/sec]、 ρ_m は密度[kg/m³]、 c_m は比熱[kJ/kg・K]、 T_a は中空層の温度[°C]である。

目地無しの小規模試験体では、目地部を通じて流入する熱量がないものとし、その差分 Δq が隙間から流入する熱量であると考えられる。小規模試験体及び中規模試験体に関する Δq の算出結果をそれぞれ Fig. 3.3.6(a)、(b)に示す。Fig. 3.3.6(a)において小規模試験体(目地有り)の隙間を通じて流入する熱量は、時間経過とともに一定値になる。一方、Fig. 3.3.6(b)において中規模試験体(目地有り)では、加熱初期(ボードの温度停滞期)を除けば、加熱強度が大きいほど単調に増加する傾向がみられる。このことから、スタッドの熱変形や面材の収縮により面材の隙間量の増加が推察される。



(a) Small scale



(b) Medium scale

Fig. 3.3.6 隙間から目地部を通じて流入する熱量

3.3.3 乾式間仕切壁の変形と隙間量

3.3.3.1 中規模試験体の面外変形

壁の面外変形量 δ_h は、主としてせい方向に温度差を有する部材の曲げ変形と考え、Fig. 3.3.7のようにモデル化すれば、式(3.3.2)で表現できる[3.16]。

$$\delta_h = \frac{(\alpha_t \times H^2 \times \Delta T_{WA-WB})}{8d_s} \times \gamma \quad (3.3.2)$$

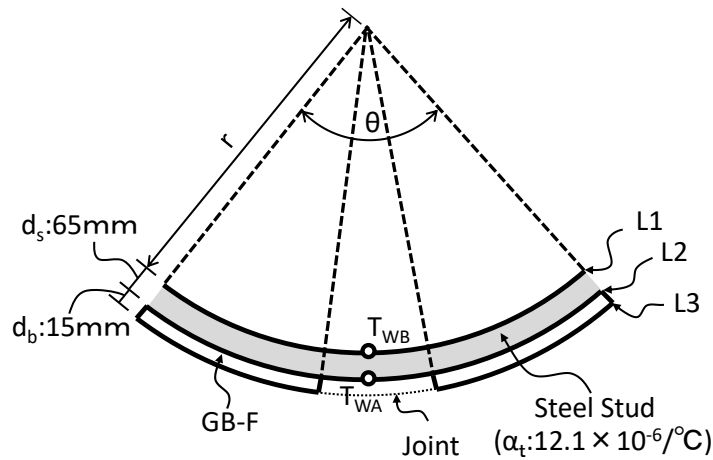


Fig. 3.3.7 表面の熱膨張による隙間の推定の概念図

ここで、スタッドの表裏温度差 ΔT_{WA-WB} 、試験体の高さ $H=1.5\text{m}$ 、スタッドのせい $d_s=65\text{mm}$ 、鋼材の熱膨張係数 $\alpha_t=12.1 \times 10^{-6}/\text{C}$ である。 γ は上下端の回転拘束とボードの曲げ剛性の影響を評価する係数であるが、全ての試験体の変形挙動を概ね再現できる値として、実験結果に基づき、ここでは係数 $\gamma = 0.75$ とした。 γ の大きさの決定に必要となる詳細な分析は、今後の課題である。

Fig. 3.3.8 は面外変形の測定結果(W-HD2、実線)を示している。Fig. 3.3.8 に併記した式(3.3.2)による面外変形の推定結果(破線)は、実験結果を概ね再現していることが分かる。壁の面外変形は、スタッドの表裏温度差に大きく依存することから、加熱強度が大きくなり、スタッドの表裏面の温度差が大きくなると、面外変形も増加することになる。また、変形の増加により面材や目地部がスタッドの熱変形に追従できなくなると、亀裂と目地の開き(以下、隙間)が増加して、隙間から流入する高温ガスによって中空層と非加熱側ボードの温度が上昇するものと考えられる。

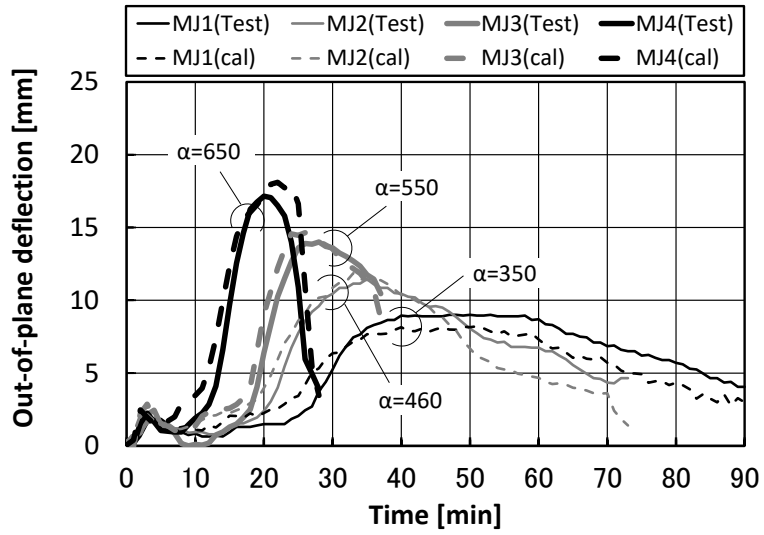


Fig. 3.3.8 加熱強度と面外変形の関係
(実線：実験値 HD , 点線：解析値 Δm)

3.3.3.2 面材とスタッドの軸方向の変形による隙間量

ここで、スタッドの軸方向の熱膨張変形により試験体中央の目地部に隙間が集中すると仮定する。曲げ変形等を考慮すると Fig. 3.3.7 のようにモデル化できるが、一般に軸方向の熱膨張変形が支配的であると考え、スタッドの加熱側表面の熱膨張量 ΔL_2 は、初期温度からの熱膨張による軸方向伸びとして式(3.3.3)で近似する。

$$\Delta L_2 = \alpha_t(T_2 - T_0)L_0 \quad (3.3.3)$$

Fig. 3.3.9 は実験結果に基づいて推定したスタッドの変形による目地部の隙間量の経時変化を示しているが、加熱強度が高いほど隙間量は大きくなるのが分かる。加熱を受ける強化せっこうボードは熱収縮に伴い、下地の留め付け部分や面材全体にひび割れが発生するが、ここでは全ての亀裂が面材の目地に集約するものとして、面材の収縮量 $\Delta L_s(T_{WA})$ を推定する。

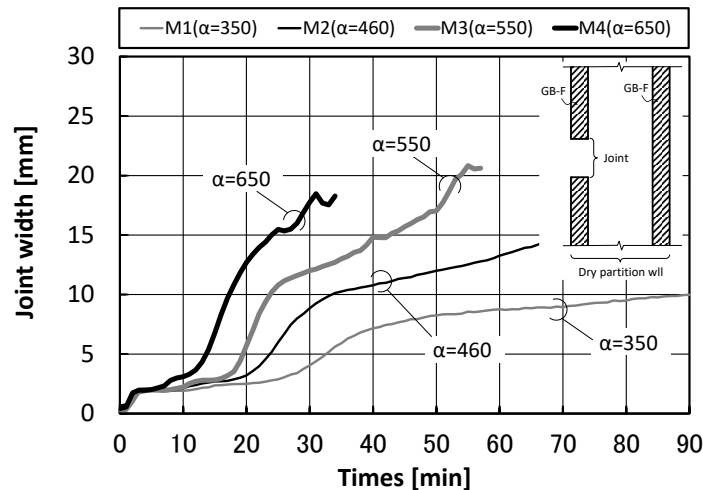


Fig. 3.3.9 スタッドの変形による隙間幅

高さ 1500mm の試験体の中央に水平目地を設けた中規模試験体を例に、面材の収縮量を算出すると Fig. 3.3.10 中の破線が得られる(式(3.3.4))。なお、強化せっこうボードの WA 面の目地部の平均温度 T_{WA} (測定点 4,5,6,7 の平均) を用い、強化せっこうボードの収縮率 ε_{shrink} は 2 章に示した測定結果を用いた (Fig. 3.2.2)。

$$\Delta L_s(T_{WA}) = L_0 \times \varepsilon_{shrink}(T_{WA}) \quad (3.3.4)$$

Fig. 3.3.10 において加熱強度 $\alpha = 350$ 、 460 の条件では約 30mm の隙間量に留まるが、加熱強度 $\alpha = 550$ 、 650 の条件では、収縮による隙間量は 200mm を超えている。また、加熱中の壁全体の隙間量の総計 J_{all} は、スタッドの熱変形による隙間 ΔL_2 、強化せっこうボードの熱収縮による隙間 $\Delta L_s(T_{WA})$ の合計であるから式(3.3.5)となり、隙間量の総計 J_{all} を Fig. 3.3.10 中に実線で示している。図より、隙間の総量はスタッドの熱変形に比べ、加熱強度が大きい条件では強化せっこうボードの熱収縮が支配的であることが分かる。部材端部やボードの拘束の影響を適切に設定すれば、スタッドの加熱側と非加熱側の温度差、幾何学的条件等により、変形量は推定できる。

$$J_{all} = \Delta L_2 + \Delta L_s(T_{WA}) \quad (3.3.5)$$

ここで、 ΔL_2 は軽量下地の熱膨張量[mm]、 T_0 は軽量下地の初期温度[°C]、 T_2 は軽量下地の加熱後温度[°C]、 $\Delta L_s(T_{WA})$ は面材の収縮量[mm]、 L_0 は面材の総高さ[mm]、 ε_{shrink} は強化せっこうボードの収縮率[%]、 J_{all} は壁全体の隙間量の総計[mm]である。

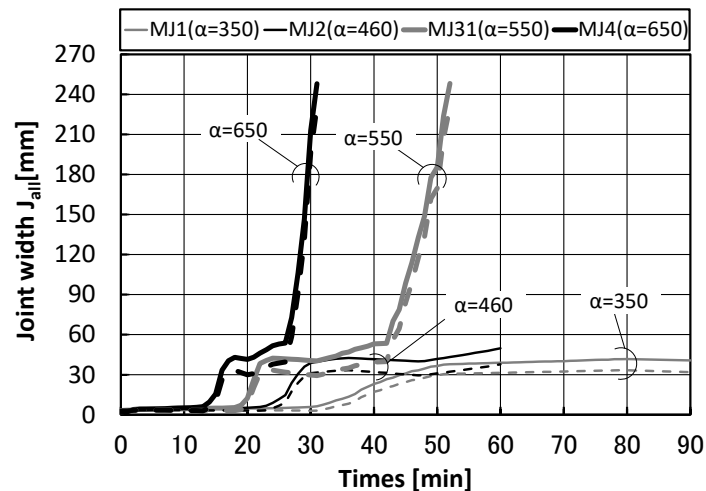


Fig. 3.3.10 推定隙間幅

(破線 : $\Delta L_s(T_{WA})$, 実線 : $J_{all} = \Delta L_3 + \Delta L_s(T_{WA})$)

3.4 隙間量を考慮した強化せっこうボードの実効熱伝導率

スタッドの熱変形と強化せっこうボードの熱収縮による隙間の影響を解析上考慮するため、炉内から隙間を介して中空層へ流入する熱量を強化せっこうボードの熱伝導率が見かけ上増加したものと考え、中規模試験体の加熱実験結果から実効熱伝導率 λ_{eff} の同定を試みる。また、実効熱伝導率と 3.2 節の水分移動の影響を含む実効比熱を用いて中規模の乾式間仕切壁の熱伝導解析を行い、その妥当性を検証する [3.16] ~ [3.19]。

3.4.1 熱伝導解析モデル

Fig. 3.4.1 にボードの隙間からの入熱を含む乾式間仕切壁の熱収支モデルを示す。図において、乾式間仕切壁の中空層への入熱は、炉からの入熱によって昇温する加熱側ボード裏面 (T_{WA}) からの対流成分 $Q_{c,WA}$ と隙間からの高温ガスの流入による熱量 Q_{conv} である。また、失熱は、加熱側ボードから非加熱側ボードへの放射成分 Q_{rad} 、中空層から非加熱側ボード表面 (T_{WB}) への対流成分 $Q_{c,WB}$ である。なお、中空層から非加熱側の大気への漏気は無視する。

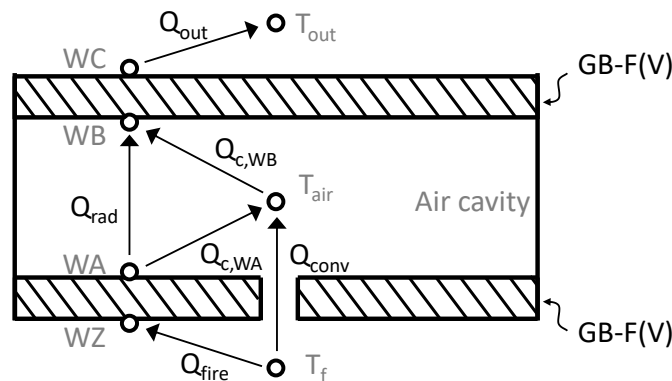


Fig. 3.4.1 乾式間仕切壁の熱収支モデル

支配方程式はボード表面温度が式(3.4.1)、中空層温度が式(3.4.2)で表される。 $Q_{in(out)}$ は周辺部からの入熱(放熱)とし雰囲気温度 T_a を用いて式(3.4.3)で表される。せっこうボードの比熱は 3.2 節で同定したせっこうボード内の水分移動を考慮した実効比熱 C_i である。

$$\rho_p c_p V_p \frac{dT_{surf}}{dt} = Q_{in(out)} A - \lambda_{eff} \frac{(T_{surf} - T_i)}{d} A \quad (3.4.1)$$

$$\rho_a c_a V_a \frac{dT_{air}}{dt} = h_c (T_{WA} - T_{air}) A + Q_{conv} - h_c (T_{air} - T_{WB}) A \quad (3.4.2)$$

$$Q_{in(out)} = h_c(T_a - T_{surf}) + \sigma \varepsilon_g \varepsilon_w (T_a^4 - T_{surf}^4) \quad (3.4.3)$$

一方、隙間を介して流入する熱量 Q_{conv} (式(3.4.4))は、質量流量 M (式(3.4.5))がわかれば定量化が可能となる。しかしながら、加熱時にボード全体に生じる隙間(隙間面積 A_g)や高温ガスが隙間を通過する際の抵抗(流量係数 α_d)は壁やボードの熱変形等によって変化するため、現時点では定量化が困難である。ここでは、この影響をせつこうボードの熱伝導率が見かけ上増加したのものとして、実効熱伝導率を同定する。つまり、解析上は、加熱側ボードの裏面温度 T_{WA} を上昇させることで、熱収縮による隙間量の大きさを考慮する。Table3.4.1 に解析に用いる各種条件を示す。

$$Q_{conv} = c_{air} M (T_f - T_{air}) \quad (3.4.4)$$

$$M = \alpha_d \rho_a \sqrt{2\Delta P / \rho_a A_g} , \quad (\alpha_d = \frac{V_f}{\sqrt{2\Delta P / \rho_a A_g}}) \quad (3.4.5)$$

Table3.4.1 解析条件

Time step dt [sec]		0.5
Split width d [m]	Heating side board	0.0025
	Air cavity	0.065
	Non-heated side board	0.0025
Convection heat transfer coefficient h_c [W/(m ² ·K)]	Furnace	23
	Air cavity	10
	Open air	10
Ambient temperature [°C]	Compartment T_f	$T_f = \alpha t^{1/6} + 20$
	Open air T_{out}	20
Stefan-Boltzmann law σ [W/m ² K ⁴]		5.67×10^{-8}
Emissivity(Furnace) ε_g [-]		1.0
Thermal conductivity λ_p [W/m·K]		Fig. 24
Specific heat c_p [J/(kg·K)]		Corrected values
Density ρ_p [kg/m ³]		880
Emissivity(Gypsum board) ε_w [-]		0.9

3.4.2 隙間量を考慮した実効熱伝導率の同定結果

中規模試験体の加熱実験結果を用いて、隙間の影響を考慮した強化せっこうボードの実効熱伝導率 λ_{eff} の同定を行った。具体には、加熱実験の各時刻で解析結果と実験結果が一致するように λ_{eff} を繰り返し計算により求めた。

Fig. 3.4.2 は強化せっこうボードの λ_{eff} の同定結果の平均値である。図には熱線法により計測したボード単体の熱伝導率を併記している^[3.14]。 λ_{eff} は熱線法の熱伝導率より大きく、1200°Cで約2倍(3.1 [W/m·K])となった。500°C程度までは両者に大きな差はないが、特にボードの温度が約600°Cを超える付近から大きく上昇することが分かる。せっこうボードの収縮が顕著となる800°Cよりも上昇し始める温度が低いのは、軽量下地の熱変形の影響と考えられる。

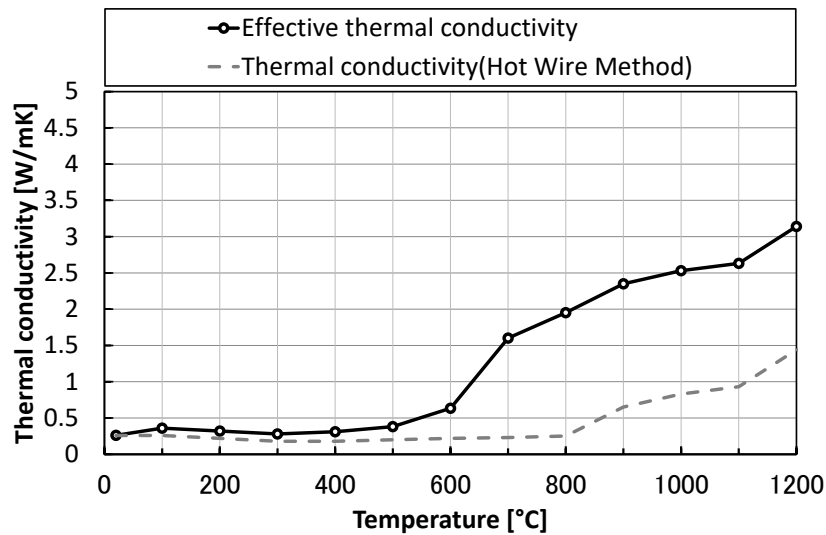
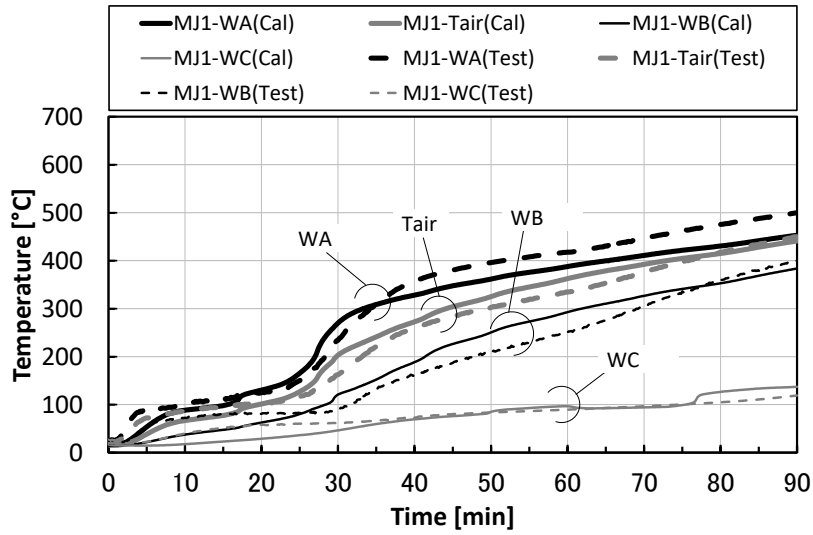
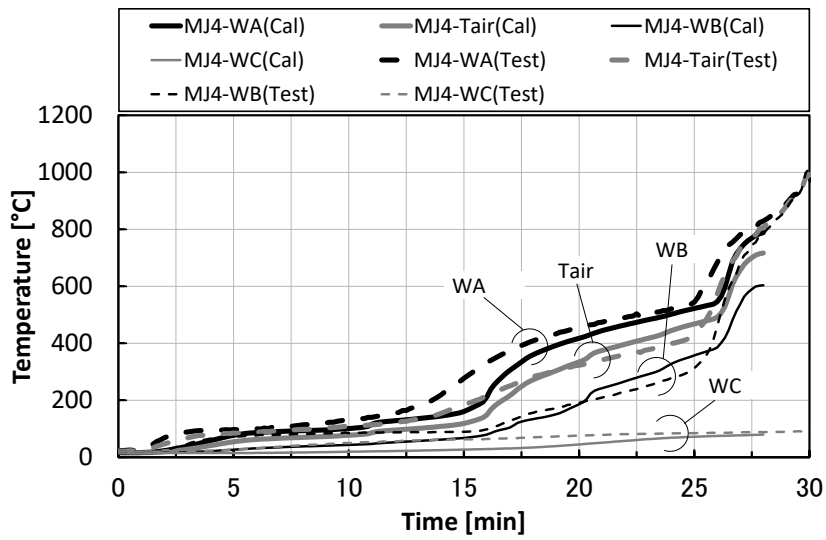


Fig. 3.4.2 強化せっこうボードの実効熱伝導率 λ_{eff} と熱線法の熱伝導率^[3.14]

Fig. 3.4.3 は実効比熱と実効熱伝導率を用いた熱伝導解析結果と実験結果を比較した結果である。ボードの熱劣化と軽量鉄骨下地の熱変形の影響を含んだ実効的な熱物特性を用いることで、解析により実験時の各部の温度停滞期や温度上昇特性を概ね再現できること分かる。



(a) MJ1(Medium scale, $\alpha=350$)



(b) MJ4(Medium scale, $\alpha=650$)

Fig. 3.4.3 解析結果

3.5 まとめ

本章では、せっこうボード系面材を用いた乾式間仕切壁の耐火性能を明らかにするために、せっこうの熱分解による吸熱作用及び熱劣化、軽量鉄骨下地の熱変形等に着眼し、素材レベルから中規模レベルまでの一連の加熱実験及び実効的な熱物性値の同定を行った。以下に本実験条件の範囲で得られた知見を示す。

- (1) 水分移動の影響はボードの厚さが大きいほど長く、素材実験で得られた熱物性を用いた厚さ 15mm GB-F(V)の解析値と比べて、実験値は、80~140℃で温度上昇の停滞時間が約3~5分長くなる。水分移動の影響は、実効比熱として加熱面からの位置に応じた蒸発潜熱の増分を考慮することで再現できた。
- (2) 加熱強度が大きい場合、スタッドの加熱側と非加熱側の温度差が大きくなるため、壁の面外変形が大きい。隙間の総量はスタッドの熱変形に比べ、加熱強度が大きい条件では強化せっこうボードの熱収縮が支配的である。スタッド端部やボードの拘束の影響を適切に設定すれば、スタッドの加熱側と非加熱側の温度差、幾何学的条件等により、変形量は推定できる。
- (3) 加熱時に生じる隙間や高温ガスが隙間を通過する際の抵抗は壁やボードの熱変形等によって変化し、この影響をせっこうボードの熱伝導率が見かけ上増加したものとして、実効熱伝導率を同定した。乾式間仕切壁に生じる隙間の影響を考慮した実効熱伝導率は、ボード単体の熱伝導率に対して、1200℃で2倍程度となった。
- (4) 材料の熱的損傷として、隙間の影響を考慮した実効熱物性値(実効比熱、実効熱伝導率)を用いることで、解析により実験結果を概ね再現することができた。

<記号>

d_s	: スタッドのせい [mm]
d_t	: 刻み時間 [sec]
Q_{out}	: WC 面からの放熱 [J/sec]
Q_{rad}	: WA 面から WB 面への放射熱 [J/sec]
Q_{fire}	: 炉内から WC 面への放熱 [J/sec]
c_{air}	: 空気の定圧比熱 [J/(kg·K)]
ρ_a	: 空気の密度 [kg/m ³]
d	: ボード厚さ [mm]
λ_{eff}	: 強化せっこうボードの熱伝導率 [W/m·K]
H	: 試験体の高さ [m]
h_c	: 対流熱伝達率 [W/m ² ·K]
J_{all}	: 壁全体の隙間量の総計 [mm]
L_0	: 面材の総高さ [mm]
M	: 質量流量 [kg/s]
T_0	: 軽量下地の初期温度 [°C]
T_2	: 軽量下地の加熱後温度 [°C]
V_f	: 体積流量 [L/min]
α	: 火災温度上昇係数 [°C/min ^{1/6}]
α_d	: 流量係数 [-]
α_t	: 鋼材の熱膨張係数(12.1×10 ⁻⁶ [1/°C])
γ	: 上下端の回転拘束とボードの曲げ剛性の影響を評価する係数[-]
ε_g	: 放射率(ガス) [-]
ε_{shrink}	: 強化せっこうボードの収縮率 [%]
ε_w	: 放射率(せっこうボード) [-]
ΔL_2	: 軽量下地の熱膨張量 [mm]
$\Delta L_s(T_{WA})$: 面材の収縮量 [mm]
ΔP	: 圧力差 [Pa]
ΔT_{WA-WB}	: スタッドの表裏温度差 [°C]

<参考文献>

- [3.1] JIS A 6901:2014 Gypsum boards
- [3.2] 日本建築学会：せっこうボードドライウォール設計・施工指針(案)・同解説 日本建築学会, 1995.12
- [3.3] 石膏ボード工業会：石膏ボードハンドブック, 石膏ボード工業会, 2016.4
- [3.4] 無機マテリアル学会：セメント・セッコウ・石灰ハンドブック編, 技報堂, 1995.11.
- [3.5] 日本建築学会：鋼構造耐火設計指針, 日本建築学会, 2017.6
- [3.6] 日本建築学会 編集：火災性状予測計算ハンドブック, 日本建築学会, 2018.4
- [3.7] JIS A 1304:2017 Method of fire resistance test for elements of building construction
- [3.8] Samuel L. Manzello, Richard G. Gann, Scott R. Kukuck, David B. Lenhart: Influence of gypsum board type (X or C) on real fire performance of partition assemblies, *Fire and Materials*, Vol.31, pp. 425-442, 2007.11
- [3.9] 原田 和典, 辻本 誠, 細沢 貴史：熱流時間面積が等しい等価火災時間, 日本火災学会研究発表会概要集, pp. 112-115, 1998.5
- [3.10] M. Feng, Y.C.Wang: An experimental study of loaded full-scale cold-formed thin-walled steel structural panels under fire conditions, *Fire Safety Journal*, Vol.40, pp. 43-63, 2005.2
- [3.11] J. T. Gerlich, P. C. R. Collier, A. H. Buchanan: Design of Light Steel-framed Walls for Fire Resistance, *Fire and Materials*, Vol.20, pp. 61-63, 1996.3
- [3.12] J. R. Mehaffey, P. Cuerrier, G. Carisse: A model for predicting heat transfer through gypsum-board/wood stud walls exposed to fire, *Fire and Materials*, Vol.18 ,pp. 297-305, 1994.09.
- [3.13] 国土交通省：2001年版 耐火性能検証法の解説及び計算例とその解説, 2013.2
- [3.14] 柳橋 拓, 大宮 喜文, 山本 弘樹, 鈴木 淳一, 鈴木 弘之, 菅原 進一：乾式間仕切壁の加熱性状 その1 研究背景および素材実験, 日本建築工学会大会学術講演会研究発表論文集, pp. 09, 2013.10
- [3.15] G. Thomas: Thermal properties of gypsum plasterboard at high temperatures, *Fire and Materials*, Vol.26, pp. 37-45, 2002.1.
- [3.16] G. M. E. Cooke: Thermal bowing and how it affects the design of fire separating construction, *Fire and Materials*, Vol.13, pp. 230-236, 1988
- [3.17] 小川 邦男：見える伝熱工学, 2011.10
- [3.18] 庄司 正弘：伝熱工学, 1995.3
- [3.19] 小平 康智, 鈴木 淳一, 成瀬 友宏, 王 兪翔, 富山 涼, 大宮 喜文：火災時における乾式間仕切壁の温度上昇推定モデルの構築, ～温度上昇に与える目地部からの熱侵入の影響～, 日本火災学会研究発表会概要集, pp. 68-69, 2017.5

第 4 章

構造部材の物理的損傷を 考慮した温度予測

4 構造部材の物理的損傷を考慮した温度予測

4.1 はじめに

火災における建築物の鋼構造部材の変形は、加熱された鋼材の熱膨張および高温での材料の機械的特性の劣化のために増加する。火災加熱による鋼部材の温度上昇は、鋼材の降伏強度や弾性率の低下^{[4.1], [4.2]}だけでなく、耐火被覆の高温時の熱収縮や熱分解等のために耐火被覆材の取り合い部や目地などの接合部の隙間が拡大したり、ひび割れなどが発生するなど、部分的ではあるが防火上大きな影響がある損傷を引き起こしたりする^{[4.3]~[4.7]}。これらの耐火被覆の損傷は鋼の温度を局所的に上昇させるため、柱、梁もしくは架構といった構造体の崩壊までの時間が短くなる可能性がある。

火災加熱に曝される建築構造物の構造要素を対象とした現在の試験方法では、ISO-834 または JIS A 1301 に従い、単純に支持された構造要素が試験体として使用されている。しかし、実際の鉄骨造建築物で火災が発生した場合、加熱された鋼部材は周囲の構造部材によって拘束されており、熱応力及び単純支持要素とは異なる変形を増大させる可能性がある。一方、地震による鋼架構の変形は、鋼部材の耐火被覆の健全性を損なう場合があり^[4.8]、耐火被覆に隙間や亀裂などを生じさせることがしばしばある。その様な状況で火災加熱を受けた場合、鋼材の温度上昇は、鋼材が無損傷の状態よりも高くなることが考えられる。

鈴木弘之ら^[4.9]は、加熱された梁の熱膨張の影響を受ける耐火被覆柱の熱的挙動および構造挙動を明らかにするために実験を行った。実験では、耐火試験において加熱による梁の伸びにに応じて柱が変形した場合、柱が大きく変形した部分の周囲の耐火被覆にひび割れや隙間などの損傷が見られ、鋼材の温度が急激に上昇する結果を得ている。

さらに、河野^[4.6]、Amir Arablouei^[4.10]らは、地震による耐火被覆の脱落や部分的な損傷の影響を検討している。これらの研究によって、耐火被覆の25%が失われた場合、部材の保有耐火時間が半分以下に減少することが示された。また、地震による耐火被覆の部分的な損傷は、柱の近くの梁に発生した塑性ヒンジ領域で発生することも示している。しかし、耐火被覆の亀裂や隙間による耐火性能への影響を定量化するための十分な知見がない。

本章では、耐火被覆の亀裂や接合部の隙間などの物理的損傷の影響を定量化することを目的とし、加熱実験と数値解析を行った。耐火被覆に亀裂を模擬した隙間を設けた柱・梁試験体の非載荷中規模加熱実験が実施し、有限要素法による熱伝導解析(ABAQUS)等により、損傷を模擬した隙間における鋼部材の温度上昇性状を再現し、鋼柱の材軸方向温度分布を把握した。

また、簡易に耐火被覆の物理的損傷の影響を推定可能な温度予測モデルを構築するため、耐火被覆を施した構造部材の損傷部分を想定した試験体を用い、耐火被覆材の種類、鋼板厚み及び隙間幅等をパラメータに加え、小規模加熱実験を実施した。そして、実験結果を踏まえて、被覆材の隙間幅、深さ等の影響を定量化し、損傷を考慮した簡易鋼材温度予測モデルを構築した。

4.2 耐火被覆の損傷を考慮した鋼柱・梁の温度上昇特性

本節では、耐火被覆の亀裂等の損傷を模擬した隙間を有する鋼柱・梁の中規模試験体(柱：□-300×300×9、梁：H-400×200×8×13、H1.8m)を用い、ISO834の加熱強度を設定した実験を行い、耐火被覆の隙間の影響を明らかにし、鋼材温度分布及び上昇特性を把握する。

4.2.1 隙間を有する耐火被覆鋼柱・梁の中規模加熱実験概要

Table 4.2.1 に実験条件を示す。本実験は国立研究開発法人建築研究所所有の水平炉(幅×奥行×深さ：4 m×4 m×2 m)を用いて行った。

Table 4.2.1 実験条件

Building element	Column □-300×300×9	Beam H-400×200×8×13
Type of Fire protection	Calcium silicate board type 3 0.5TK (CSB)	Rock wool felt (RWF)
Fire protection thickness d_i	20mm	20mm
Gap width of fire protection W_{gap}	0mm, 2.5mm, 5mm, 10mm	
Moisture content	2.0~2.3 %	0.1%
Density ρ_i	400~420 [kg/m ³]	97~120 [kg/m ³]

Fig. 4.2.1 に柱試験体、梁試験体の概要図を示す。試験体は、けい酸カルシウム板タイプ 3(JIS A 5430 0.5TK)(CSB)と耐熱ロックウールフェルト^[4.11](RWF)により耐火被覆した鋼柱及び梁(柱: □-300×300×9、梁: H-400×200×8×13、L: 1.8m)とした。耐火被覆材の厚さは20mmとした。試験体中央部が耐火被覆の目地となるように、被覆材を割り付けた。

耐火被覆の隙間幅の大きさは、地震動によって生じる部材断面寸法や層間変形角や部材角等によって変化するため、一義的には定まらない。本実験では、既往の実験及び前節の小規模加熱実験等から亀裂による損傷等の影響を包含できる寸法として、0、2.5、5、10mmの4水準を設定した。

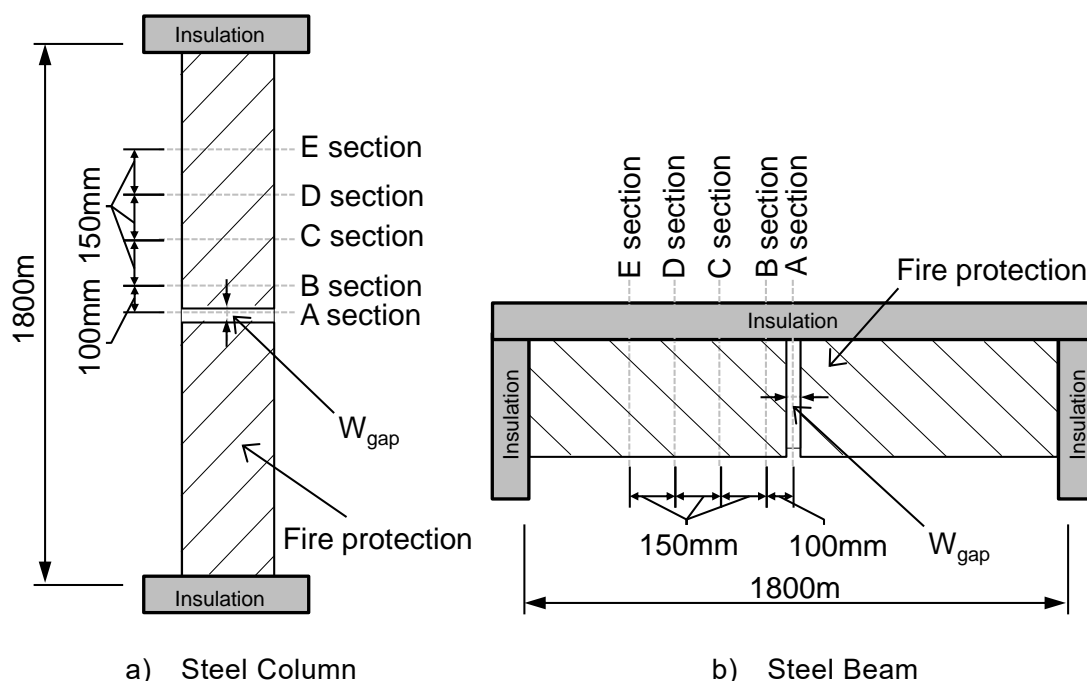


Fig. 4.2.1 耐火被覆鋼柱・梁の試験体概要

Fig. 4.2.2 に柱・梁試験体の耐火被覆の断面図を示す。RWFは巻き付け工法により耐火被覆材を施した。また、CSBは成形板張り工法により、同質のスペーサー(以下、中空層)を角形鋼管柱に耐火接着材を用いて接着し、CSBを箱状に組み上げて釘で留め付けて施工した。H形鋼梁試験体においては、RWFは一般的な仕様と同じように、耐火被覆材を施し、CSBは成形板張り工法で施工した^{[4.1], [4.12]}。

鋼材温度は、Fig. 4.2.2に示すように隙間設置位置(A断面)、隙間から100mm(B断面)、250mm(C断面)、400mm(D断面)、550mm(E断面)離れた位置に熱電対(K型、φ0.65mm)を設置して測定した。熱電対の設置位置は、ISO834-5、-6^[4.13]を参考に設定した。なお、試験体端部は加熱面以外からの入熱を防ぐために耐火材で被覆した。

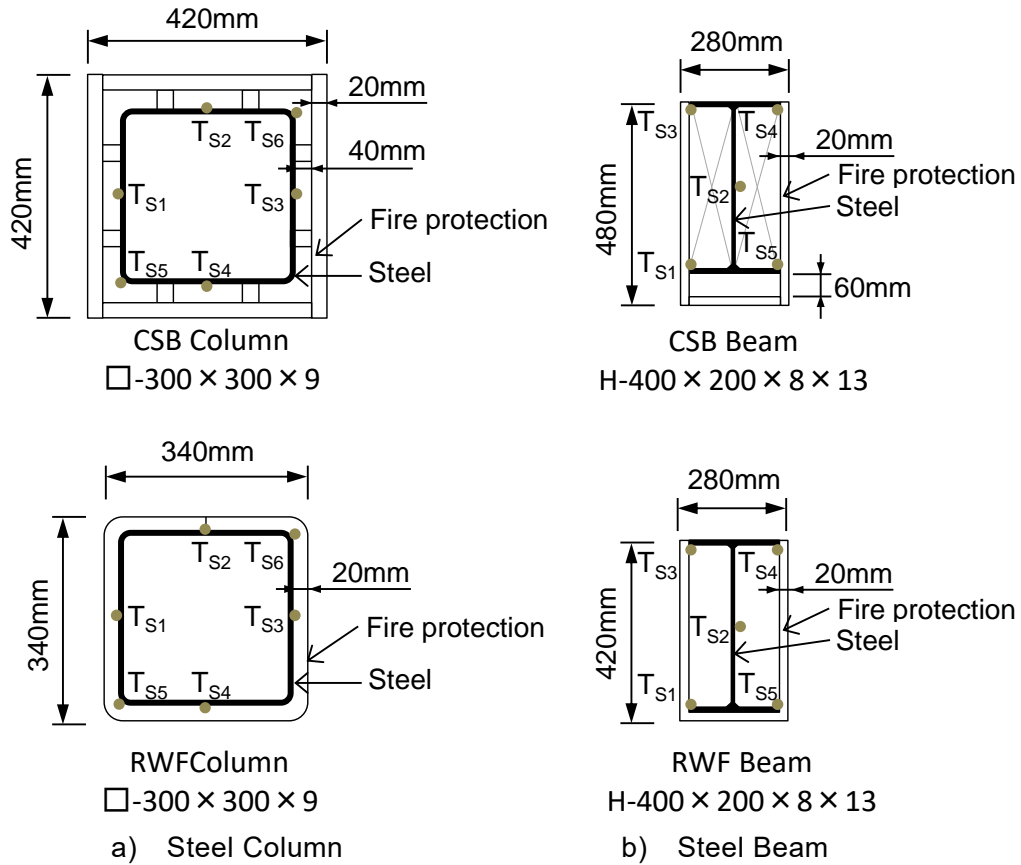


Fig. 4.2.2 試験体の断面状況と測定位置(単位: mm)

加熱温度は式(4.2.1)に示す ISO834 に規定される標準加熱温度曲線とし、加熱は原則として、鋼材温度が 600℃に達するまで継続した。

$$T_f = 345 \log(8t + 1) \approx 460t^{1/6} + 20 \quad (4.2.1)$$



Fig. 4.2.3 試験体の設置状況

4.2.2 耐火被覆の損傷状況と鋼部材の材軸温度分布

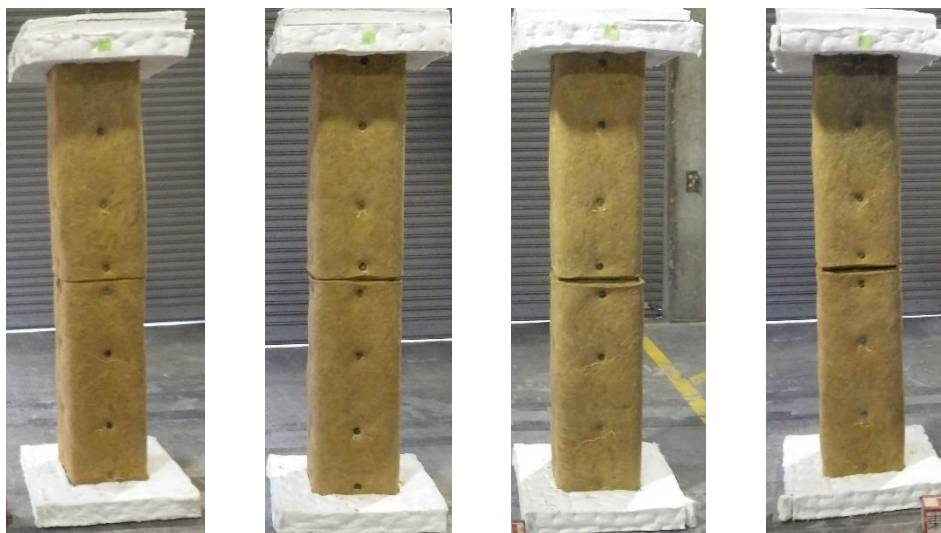
4.2.2.1 実験後の損傷状況

Fig. 4.2.4、Fig. 4.2.5 に柱試験体の実験後の損傷状況を示す。CSB では、いずれの試験体においても縦目地の開きとボードの表面に横方向のひび割れが発生した。RWF では、いずれの試験体においても大きな損傷等は確認されなかった。しかし、隙間幅 5mm 及び 10mm は、隙間の上下側の RWF の目地部では、熱収縮による隙間の拡張が見られた。



a) $W_{gap} = 0mm$ b) $W_{gap} = 2.5mm$ c) $W_{gap} = 5mm$ d) $W_{gap} = 10mm$

Fig. 4.2.4 CSB 柱の損傷状況



a) $W_{gap} = 0mm$ b) $W_{gap} = 2.5mm$ c) $W_{gap} = 5mm$ d) $W_{gap} = 10mm$

Fig. 4.2.5 RWF 柱の損傷状況

Fig. 4.2.6 に梁試験体の実験後の損傷状況を示す。CSB は、いずれの試験体においても縦目地の開きとボードの表面にひび割れが発生し、加熱終了直前、部分的にボードが脱落した。RWF は、隙間幅 5mm 及び 10mm の試験体では、加熱終了直前にほぼ脱落した。

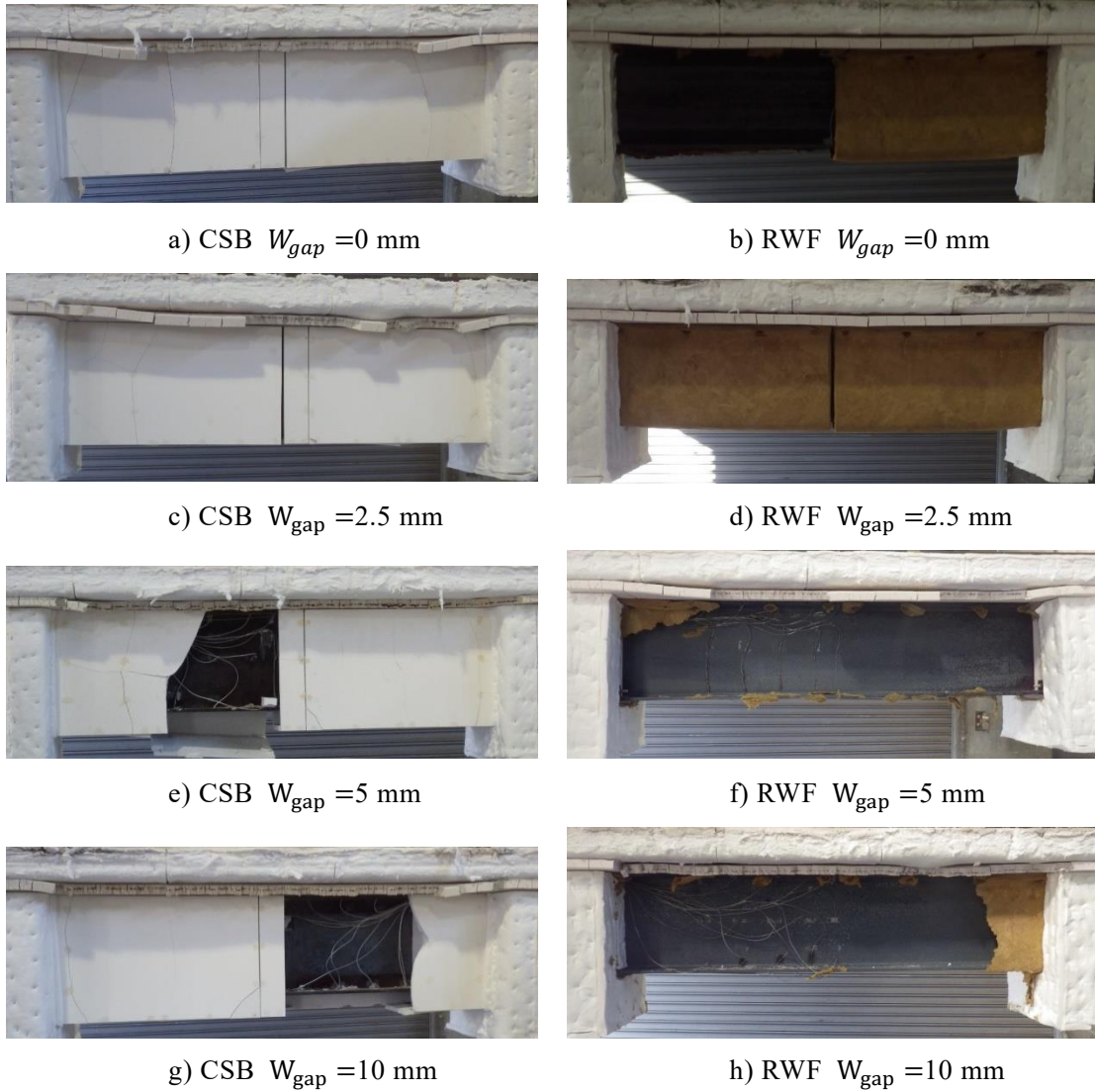


Fig. 4.2.6 梁の損傷状況

4.2.2.2 隙間等が鋼材の材軸温度分布に与える影響

(1) 耐火被覆柱

Fig. 4.2.7 に柱試験体の温度推移(A、B、E断面)を示す。隙間付近のA断面とB断面では、隙間幅が大きいと耐火炉からの放射や対流の影響を受けやすくなるため、温度上昇が速くなることがわかる。

また、鋼材と耐火被覆との間に中空層を有する場合、温度上昇の傾向が異なる。隙間位置から550mm離れたE断面の温度は、中空層を有するCSB試験体では隙間が大きいほど温度が高い。一方、中空層のないRWF試験体では、CSB試験体に比べて温度差が小さい。

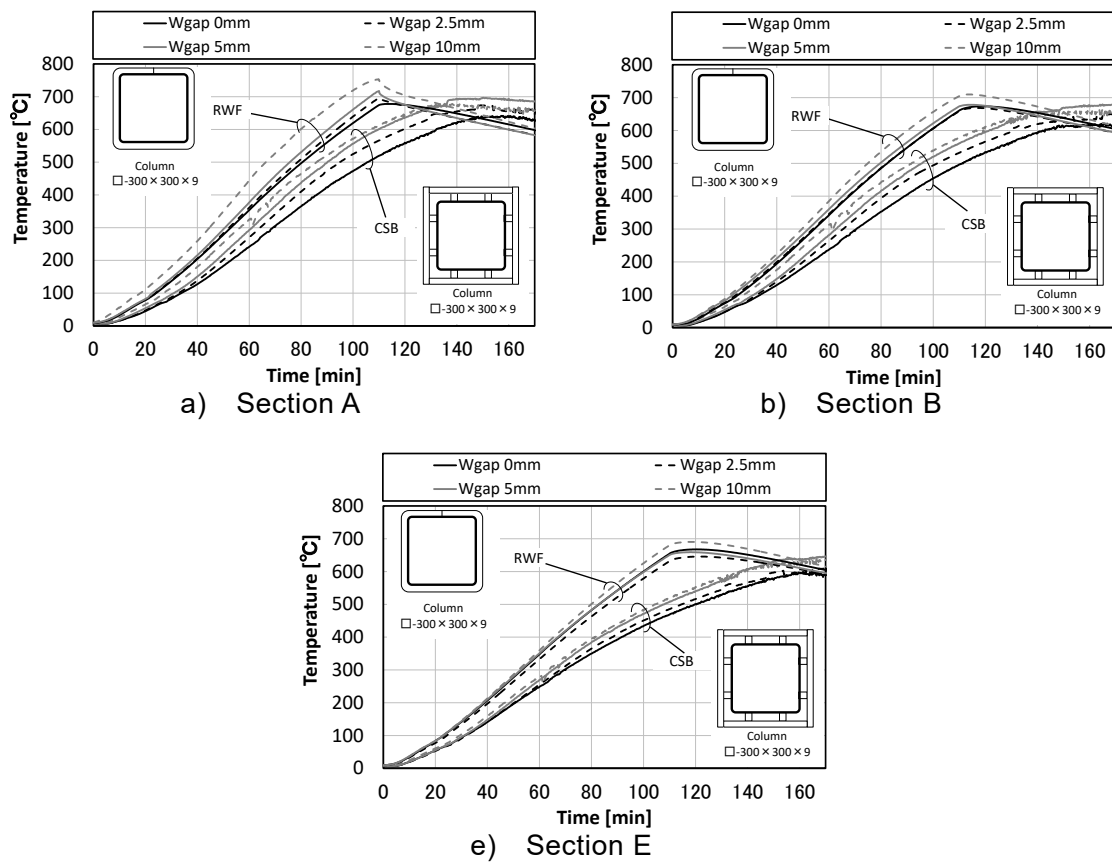
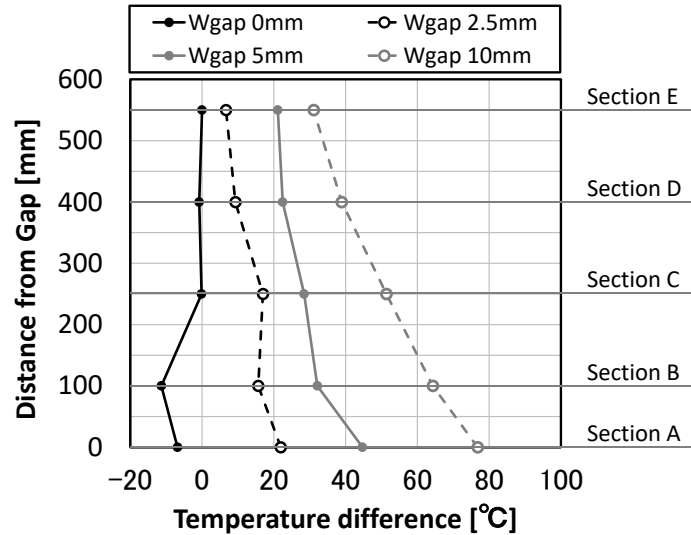
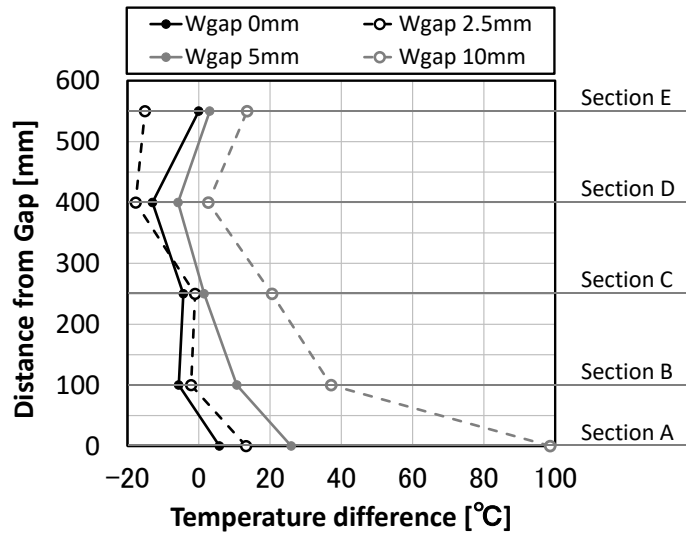


Fig. 4.2.7 耐火被覆柱の鋼材温度(A、B、E断面)

中空層がある場合(CSB)には、隙間から流入した高温ガスが試験体の上部に伝播し、鋼柱の全体温度が上昇しやすくなると考えられる。Fig. 4.2.8 に隙間 0mm 試験体の E 断面の平均温度を基準として、試験体の各断面の鋼材温度の差をプロットした結果を示す。図より、一部例外はあるものの CSB、RWF 試験体ともに E 断面よりも隙間を設けた目地部(A 断面)に近い方の温度が高くなる。隙間 10mm の条件では、加熱 60 分時点の CSB、RWF 試験体の鋼材温度は、それぞれ 80°C、100°C 程度高くなった。中空層がない場合(RWF)には、隙間部付近の鋼材温度が局部的に高くなる傾向が見られる。



a) CSB column



b) RWF column

Fig. 4.2.8 各断面の鋼材温度と E 断面の温度差(加熱 60 分)

(2) 耐火被覆梁

Fig. 4.2.9、Fig. 4.2.10 に梁試験体の隙間幅と上フランジ(細線)及び下フランジ(太線)の平均温度推移の関係(A、B、E 断面)を示す。

柱試験体と同様に、いずれの試験体においても、隙間幅が大きいほど、早期に温度上昇することがわかる。隙間幅 0mm(突付け)試験体以外の隙間位置(A 断面)の温度をみると、加熱開始から 50 分頃までは、上フランジの温度が下フランジよりも高くなった。これは、耐火炉の圧力が上部ほど高いことなどから、上フランジ周辺に高温ガスがより多く流入したことが推察される。

隙間位置の鋼材温度(A 断面)を見ると、CSB 試験体では含水の蒸発による 100°C 弱での温度停滞の影響は見られるが、隙間 5mm 及び 10mm の試験体の上フランジでは炉内からの流入ガスの影響により、その影響は顕著でなくなった。

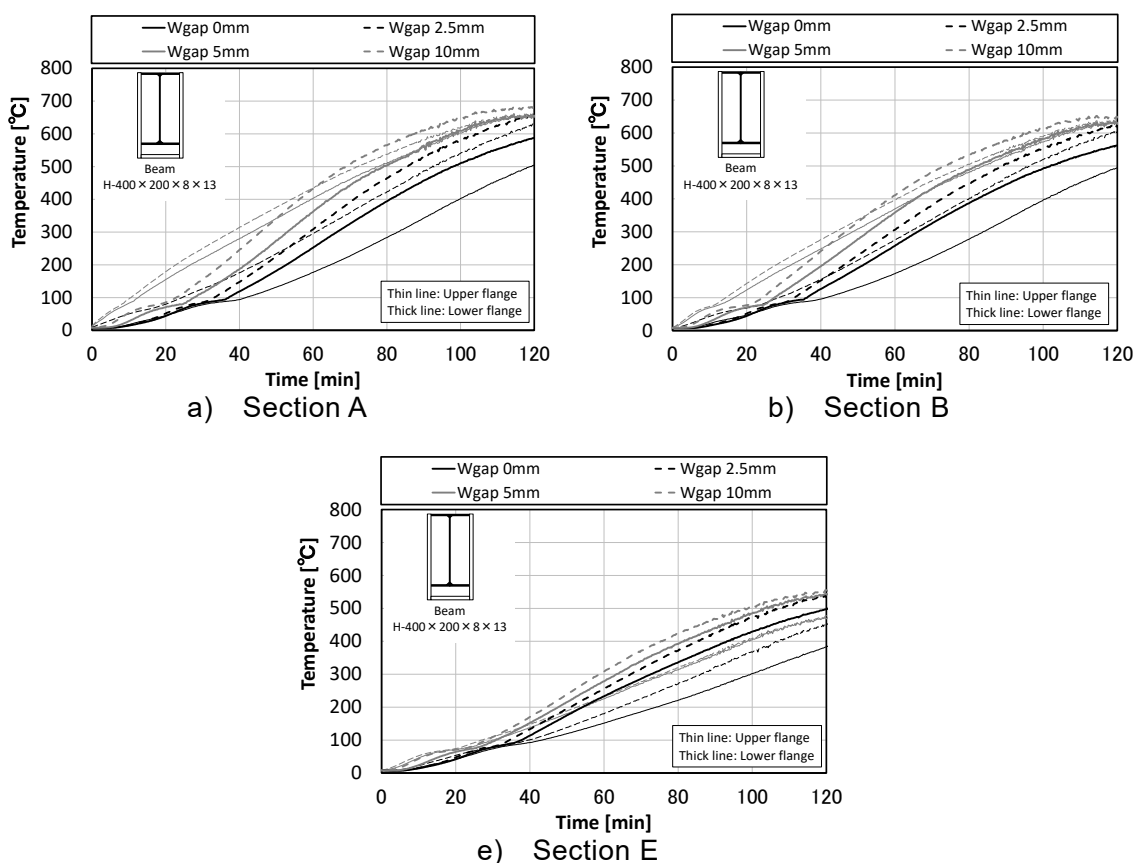


Fig. 4.2.9 CSB 梁の鋼材温度

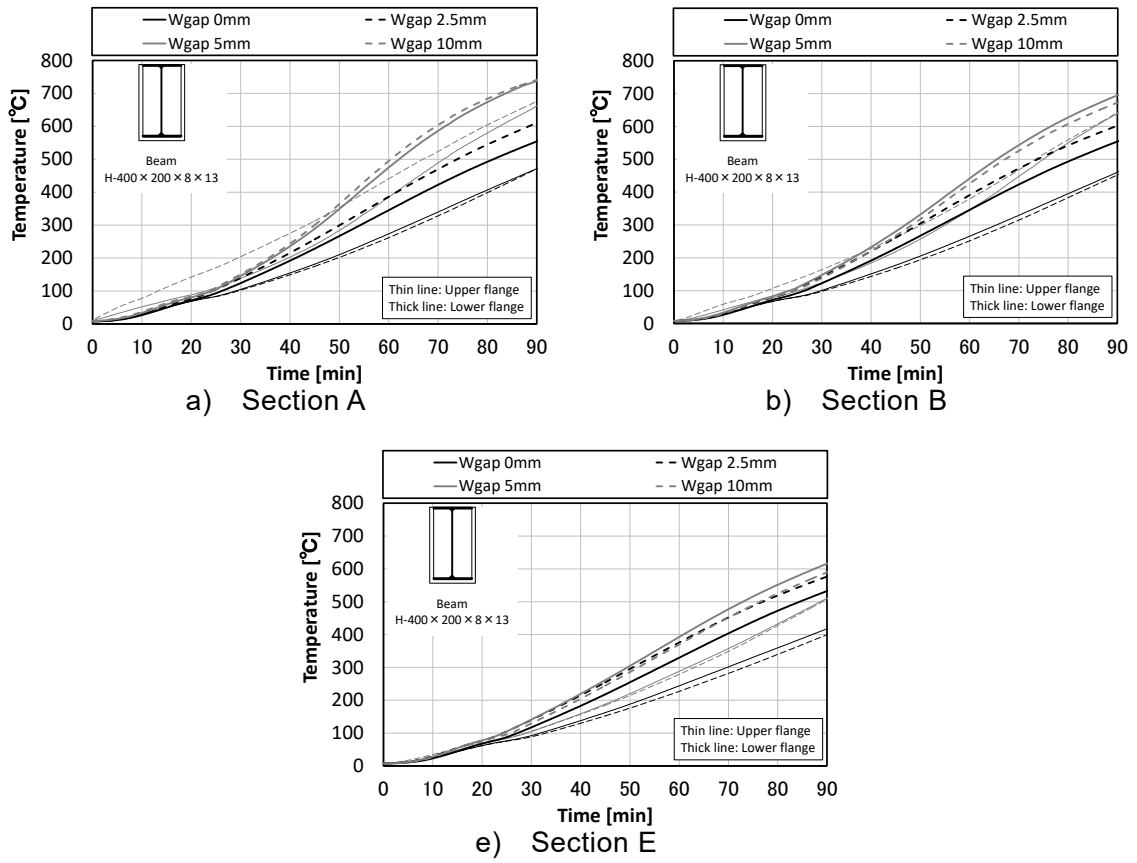
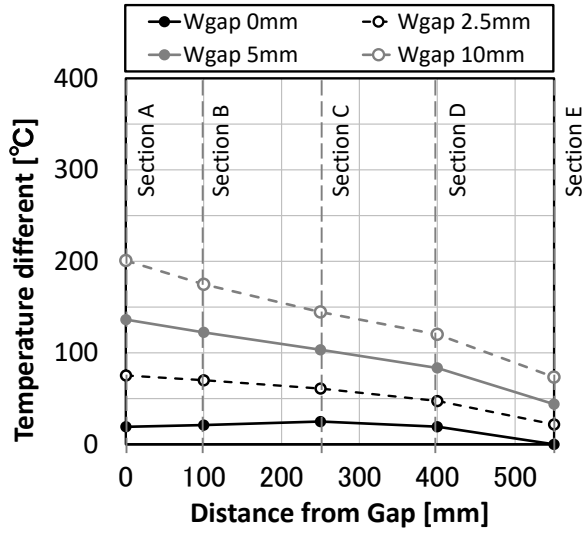
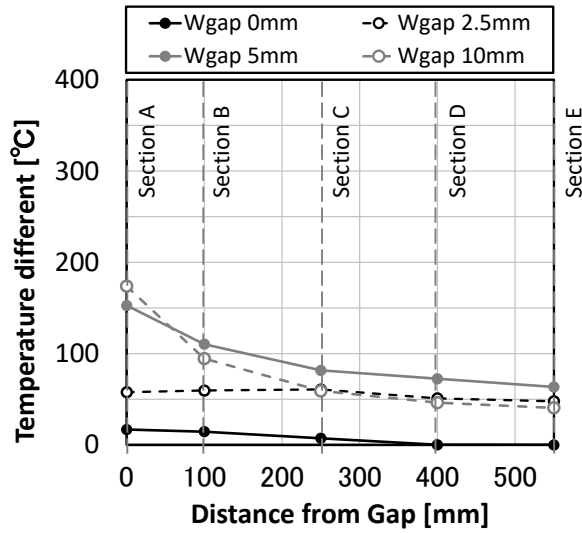


Fig. 4.2.10 RWF 梁の鋼材温度

Fig. 4.2.11 に隙間 0mm 試験体の E 断面の平均温度を基準として、試験体の各断面の鋼材温度の差をプロットした結果を示す。図より、CSB、RWF 試験体ともに E 断面よりも隙間を設けた目地部(A 断面)に近い温度が高くなる傾向が見られる。隙間 10mm の条件では、加熱 60 分時点の CSB、RWF 試験体の鋼材温度は、それぞれ 200°C、180°C 程度高くなった。



a) CSB beam



b) RWF beam

Fig. 4.2.11 各断面の鋼材温度と E 断面の温度差(加熱 60 分)

4.2.3 数値解析を用いた耐火被覆鋼柱の温度予測

これまでの加熱実験結果を踏まえて、有限要素法による熱伝導解析等により、中空層無しの耐火被覆鋼柱の工法を着目し、損傷を模擬した隙間における鋼部材の温度上昇性状を再現し、鋼柱の材軸方向温度分布を把握する。

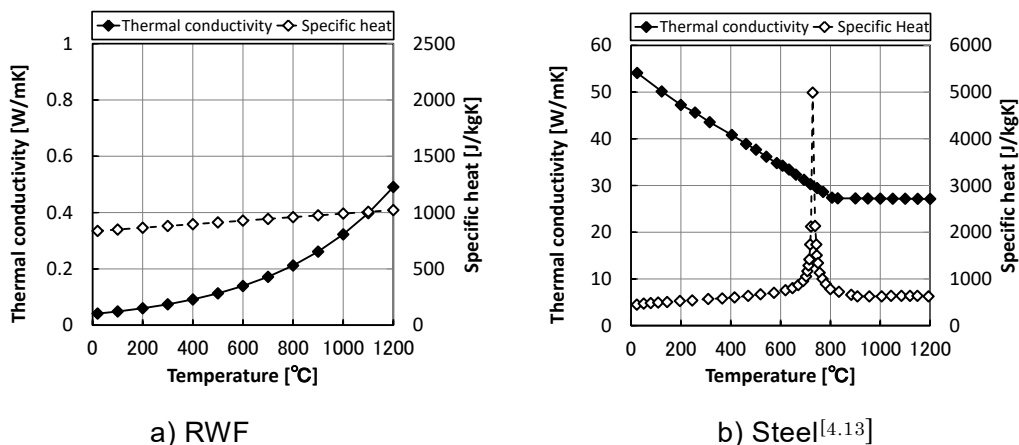
(1) ABAQUS 解析モデルの概要

前述の実験における鋼材温度推移の再現し、柱の耐火被覆に生じた亀裂・隙間による影響を定量化することを目的として、有限要素法による熱伝導解析を行った。本研究では、汎用解析ソフト ABAQUS を用いて解析を行った。当該解析の条件を Table 4.2.2 に示す。

Fig. 4.2.12 に熱伝導解析用の熱物性、Fig. 4.2.13 に解析モデルの概要を示す。解析モデルは鋼柱を想定し、柱の断面寸法は加熱試験体と同様とした。解析では柱の一部を抽出し、解析の範囲は隙間から 1200mm までとした。隙間は 0~300mm の 9 種類を設定した (Table 4.2.2)。ここで、耐火被覆材の RWF の熱物性値は、文献値^[4.1]および 2.2 章で測定した熱物性値から導出した Fig. 4.2.12 a) を用いた。

Table 4.2.2 解析条件

Building element	Column □ - 300×300×9
Type of Fire protection	Rock wool felt (RWF)
Fire protection thickness d_i	20mm
Gap width of fire protection W_{gap}	0mm, 2.5mm, 5mm, 10mm, 20mm, 40mm, 100mm, 200mm, 300mm, No fire protection
Moisture content	0.1%
Density ρ_i	97~120 [kg/m ³]



a) RWF

b) Steel^[4.13]

International Standards Organization (ISO) ISO834: Fire Resistance Tests- Elements of Building Construction, Geneva, 2000.8

[4.14]

Fig. 4.2.12 解析用の熱物性

解析要素はソリッド要素を用いた。要素分割は、Fig. 4.2.13 のように材軸方向は温度変化の大きい隙間部分とその周辺部を細かく分割し(0.625~2.5mm)、隙間部分から離れるほど粗く要素分割した(5~100mm)。鋼柱の断面方向は、1面につき6分割とした。また、鋼材と被覆材の厚さ方向は、それぞれ2分割とした。

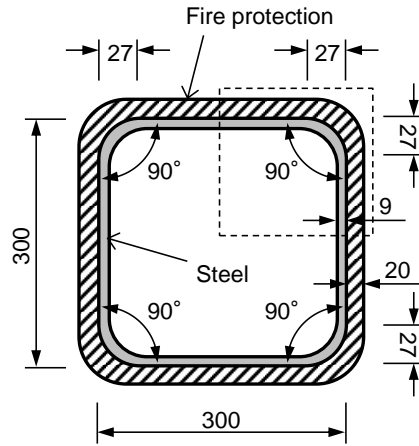
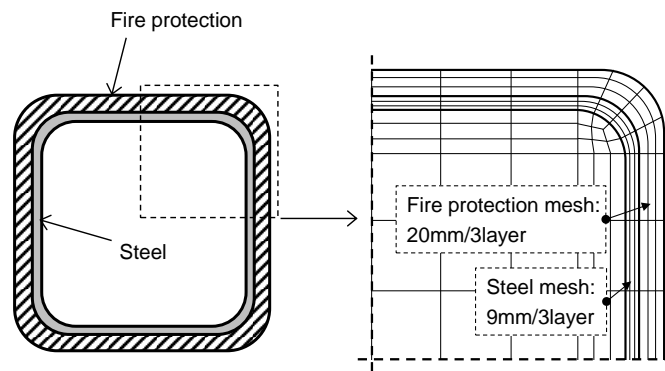
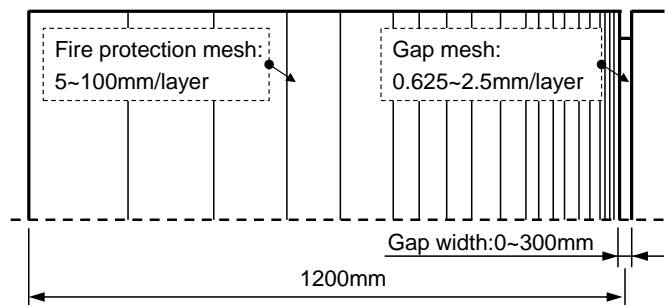


Fig. 4.2.13 試験体の断面寸法(単位 : mm)



a) 断面図



b) 立面図

Fig. 4.2.14 RWF 柱の ABAQUS 解析モデル

Table 4.2.3 に境界条件として解析において設定した物理定数と雰囲気温度の値を示す。部材の境界条件は一般部の被覆材表面は標準加熱曲線からの総合熱伝達、隙間部分は隙間の形状を形態係数として考慮した総合熱伝達、鋼材の裏面と柱端部を断熱境界とした。加熱面の雰囲気温度は、火災温度 T_f として ISO834 で用いられる火災温度上昇の推移式(式(4.2.1))を与え、加熱側においては、対流熱伝達と放射熱伝達による伝熱が行われていると設定し、境界条件として加熱面と非加熱面における総合熱伝達率 h を式(4.2.2)でそれぞれ与えた。

$$h = h_c + \varepsilon\sigma F(T_f^2 + T_{surf}^2)(T_f + T_{surf}) \quad (4.2.2)$$

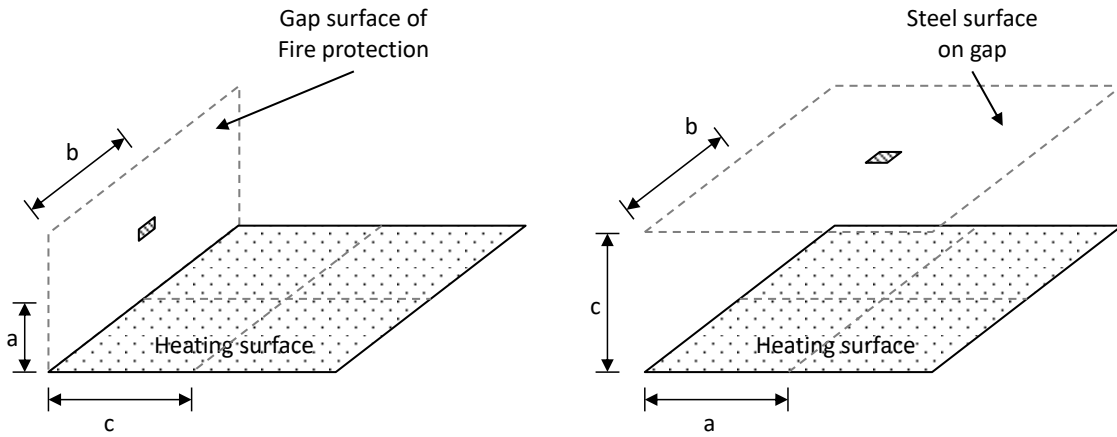
ここで、 T_f は加熱温度、 T_{surf} は加熱側耐火被覆表面の温度を表している。また、 h_c は対流熱伝達率、 ε は合成放射率、 σ はステファン・ボルツマン定数を表しており、それぞれ表 4.2.3 に示す値を与えた。非加熱側の雰囲気温度は 20°C一定と設定した。

Table 4.2.3 入力条件

Emissivity [-]	Heating side	1.0
	RWF	0.9
	Steel	0.8
Heating temperature [°C]	Heating side	$T_f=345\log_{10}(8t+1)+20$

既往の研究より、隙間部への入射熱流束は形態係数を用いて再現できる。そこで、本隙間モデルも形態係数の概念を用いて、加熱面の熱流束を算出した。加熱表面の熱流束は総合熱伝達率 h を用いて設定し、それにより加熱面から隙間部への熱移動を再現する。

隙間部鋼板および隙間部被覆材の側面は熱流束が低減されることが考えられるので、形態係数を考慮して熱流束を計算する。Fig. 4.2.15 に形態係数の算出モデルを示す。隙間部と対面した平行面を放射面、隙間部の鋼板又は被覆材の側面を受熱面となるこのモデルより形態係数の算出を行った。算出結果を Fig. 4.2.16 に示す。



a) 加熱表から耐火被覆材の小口面

b) 加熱表面から隙間部の鋼材表面

Fig. 4.2.15 形態係数の考え方

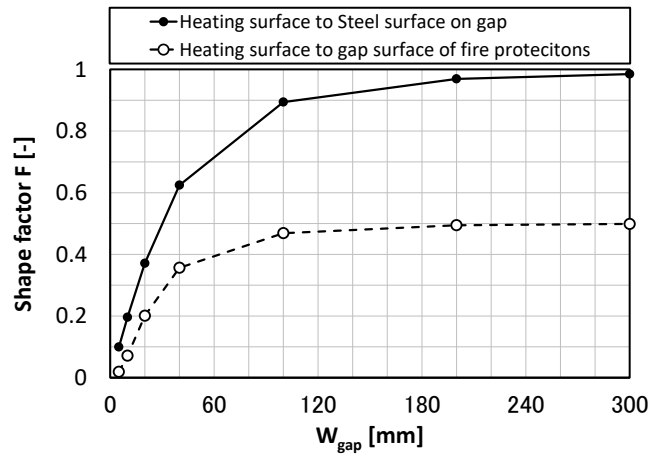


Fig. 4.2.16 隙間を考慮した形態係数

(2) 材軸方向温度分布の解析結果

Fig. 4.2.17 に隙間幅 W_{gap} 2.5、5、10mm における鋼材温度の計算値と実験値を示す。どちらの断面も加熱初期において解析値の方が先行して高くなったが、鋼材の耐力低下が顕著となる $600\sim 700^{\circ}\text{C}$ 付近は計算値と実験値は同様の値を示し、このモデルが概ね妥当であることが確認された。

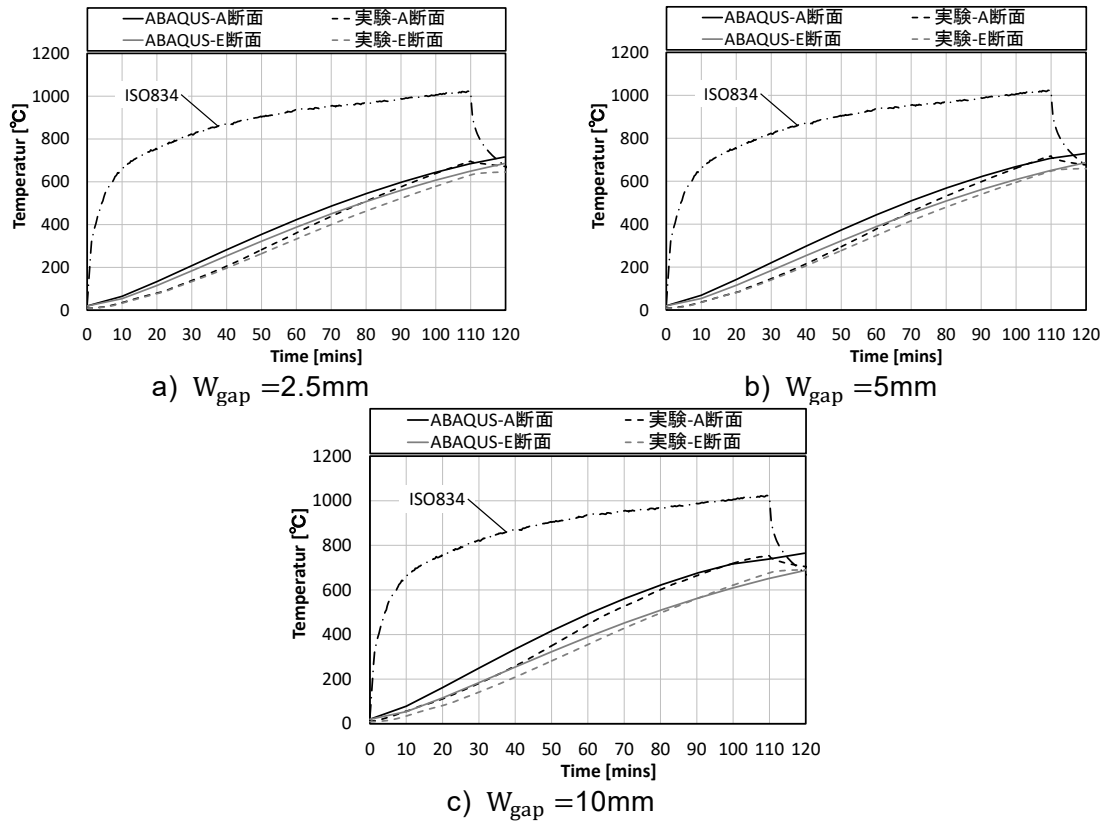


Fig. 4.2.17 実験値と計算値の比較

Fig. 4.2.18 に加熱開始から 30 分ごとの隙間 0~300mm の温度分布を示す。図中の点線（赤）は、無耐火被覆鋼材の温度上昇の推定値を示している。図より、隙間幅が大きくなると、鋼材温度は上昇しやすくなる。加熱時間 120 分では隙間幅 40mm 以上になると隙間部温度が 700°C を超えた。また、加熱時間 90 分から隙間幅が 100mm 以上になると、隙間部の鋼材温度が無耐火被覆の値に近づく傾向が見られる。

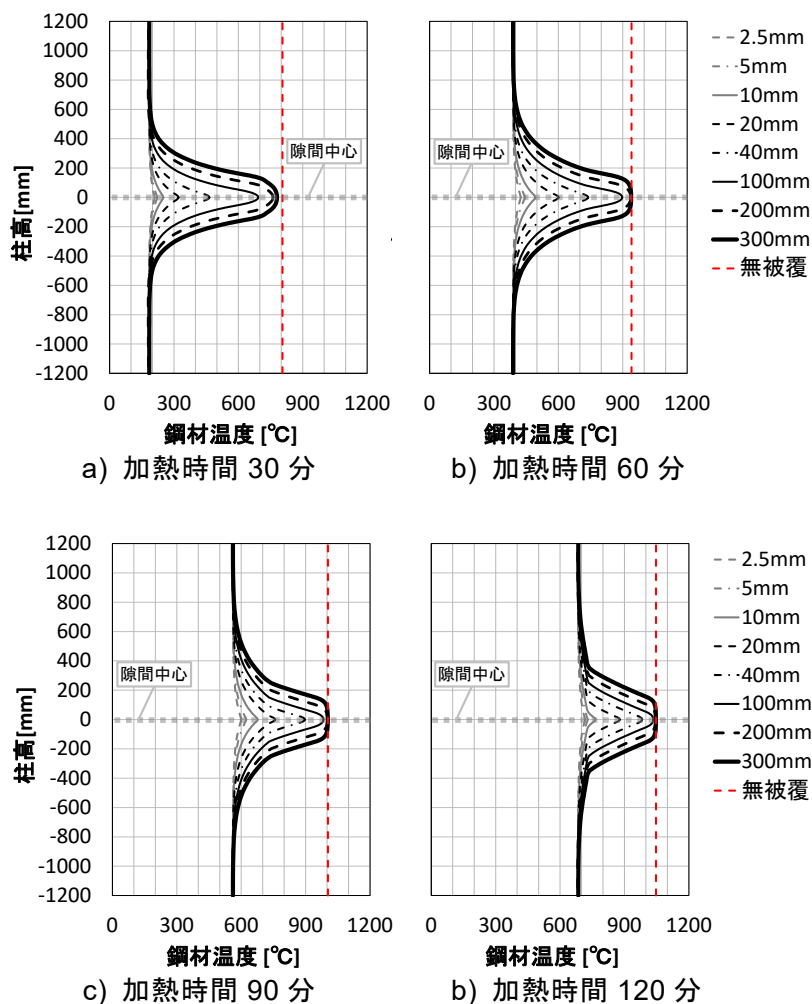


Fig. 4.2.18 柱の温度分布

(3) 強度残存率の軸方向分布

耐火被覆に隙間等を有する柱の軸方向の強度分布を把握するため、温度の解析結果から式(4.2.3)を用い鋼材の有効降伏強度残存率^{[4.15] [4.16]} $\kappa(T)$ の分布を算出した。

$$\kappa(T) = \sigma_y(T)/F_{str} = \begin{cases} 1 & RT \leq T \leq 350 \\ \frac{850-T}{850-350} & 350 < T < 850 \end{cases} \quad (4.2.3)$$

Fig. 4.2.19 に各時刻の軸方向の $\kappa(T)$ 分布を示す。350°Cを上回る温度域においては鋼材の降伏強度は大きく低下するが、図より、耐火被覆の隙間幅が大きくなるほど、部材の温度上昇が早くなるため、強度低下も早期に発生することがわかる。

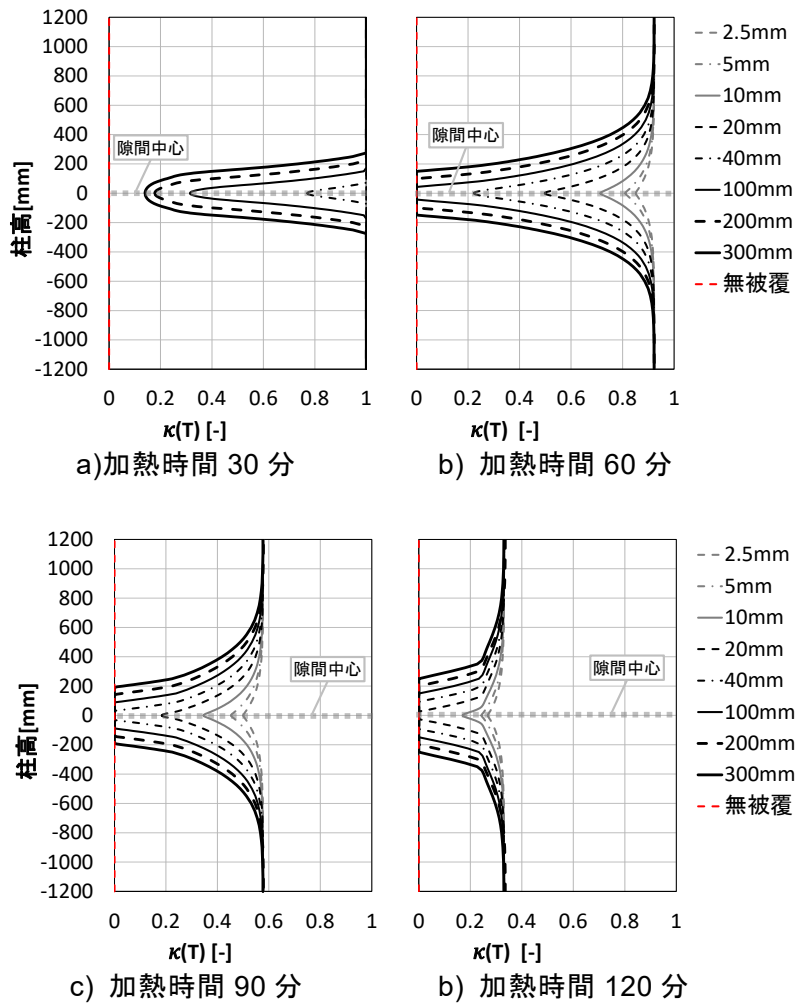


Fig. 4.2.19 有効降伏強度残存率 $\sigma_y(T)/F$
(無被覆の場合は、10分加熱後は0になる)

4.2.4 耐火被覆の熱抵抗係数

隙間が鋼材の温度上昇に与える影響を把握するため、耐火性能検証法において簡易温度計算に使用される熱抵抗係数 R の算出は式(4.2.4)を用い行う[4.16], [4.17]。ここで、 ϕ ($\equiv H_i/H_s$)は加熱を受ける部分の被覆材と鋼材の周長比[-]、 C は被覆材と鋼材の熱容量比[-]である。鋼材の断面形状に対する基本温度上昇速度 K_0 は式(4.2.5)となる。

$$\frac{\phi K_0 (H_i/A_i)}{1 + \phi C (H_s/A_s)/2(H_i/A_i)h} \frac{1}{h} = \frac{\phi}{(H_i/A_i)} R + 1 \quad (4.2.4)$$

$$K_0 = \begin{cases} 0.00116 & (\text{角形鋼管柱}) \\ 0.00089 & (H\text{形鋼柱}) \\ 0.00067 & (H\text{形鋼梁}) \end{cases} \quad (4.2.5)$$

Fig. 4.2.20 に中規模加熱実験において A、B、E 断面の温度について算出し、隙間幅 0mm の試験体の E 断面の値と比較した結果を示す。中空層を有する試験体の目地部近傍(B 断面)の熱抵抗係数は、目地が突き付けであったとしても、隙間の影響が小さい一般部の 0.65~0.75 倍程度に低下する可能性がある。隙間幅 10mm 程度まで大きくなると 0.5 倍程度に低下した。一方、中空層がない場合には、目地部近傍は、隙間からの伝熱の影響を受けるもののその影響の程度は相対的に小さく、熱抵抗係数は 0.8 倍程度に留まった。また、中空層がある場合には、隙間から流入した高温ガスが試験体の上部に伝播し、鋼柱の全体温度が上昇しやすくなったが、中空層がない場合には、隙間部の鋼材等の局所的な鋼材温度が高くなる。

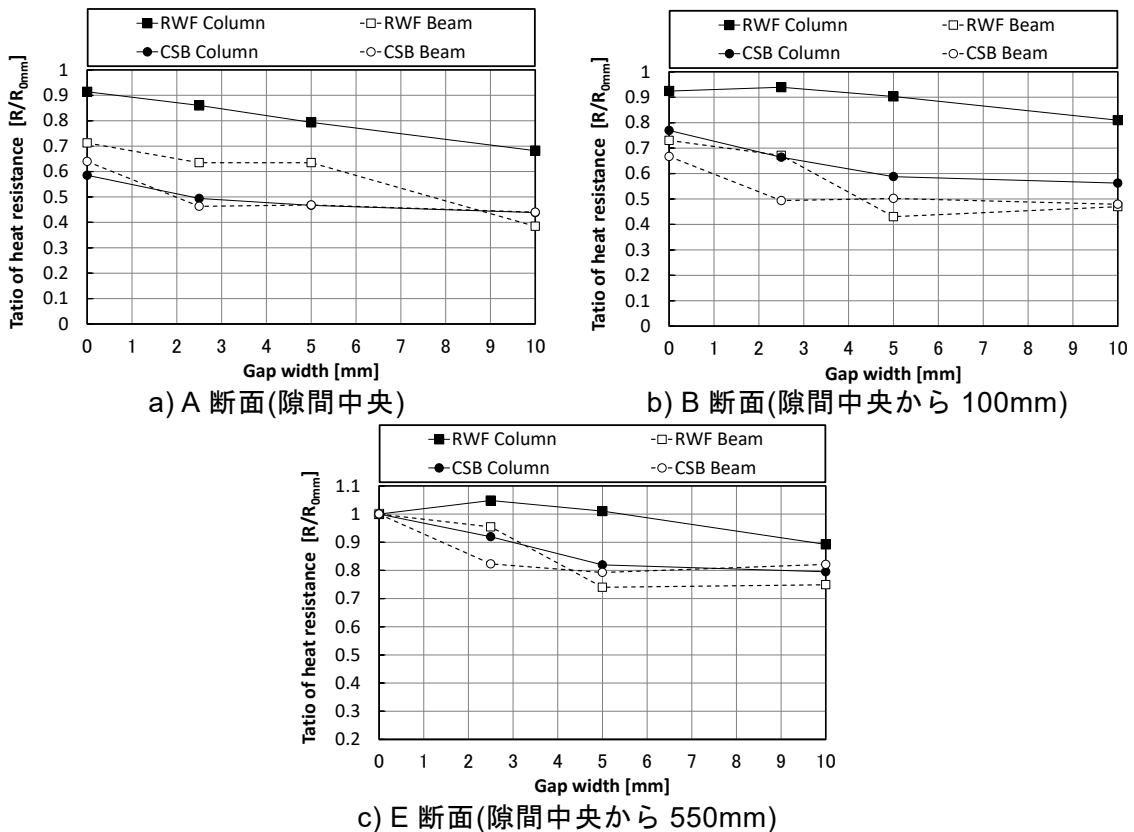


Fig. 4.2.20 熱抵抗係数の減少率(中規模加熱実験)

Fig. 4.2.21 に ABAQUS の RWF 柱解析において各条件の A 断面、B 断面、隙間幅 0mm の E 断面の熱抵抗係数を比較した結果を示す。図に示すように、隙間部近傍の熱抵抗係数は実験から算出した結果と概ね一致した。隙間 0mm の実験結果は、ABAQUS の解析結果とは異なり、熱を受ける鋼材が膨張し、隙間の開きが発生するため、隙間部付近の鋼材温度が上昇しやすく、熱抵抗係数が 0.9 程度まで低下した。

隙間からの伝熱の影響を受けるため、隙間幅が大きくなると鋼材温度が上昇しやすくなり、熱抵抗係数は低下する傾向が見られる。A 断面は隙間幅 10mm では 0.5 倍程度まで低下し、隙間幅 100mm になると 0.1 倍程度まで低下することが確認できる。隙間幅が 2.5~20mm 程度では熱抵抗係数の低下割合が大きくなり、隙間幅 200mm になると無耐火被覆の熱抵抗係数と同程度となる傾向が見られる。

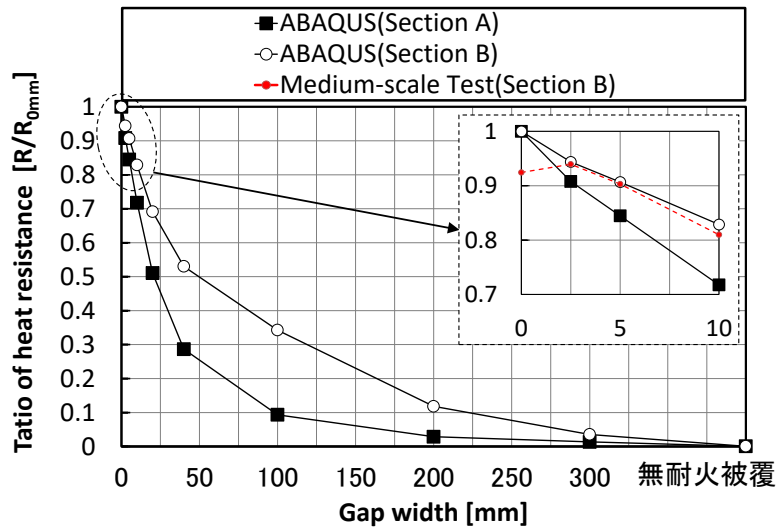


Fig. 4.2.21 熱抵抗係数の減少率(ABAQUS)
(A 断面：隙間中央, B 断面：隙間中央から 100mm)

4.3 耐火被覆の損傷を考慮した鋼板の温度上昇特性

本節では、耐火被覆の損傷を模擬した隙間等を有する柱・梁の損傷部分を想定した小規模試験体(W150mm×L150mm)を用い、ISO834の加熱強度を設定した実験を行い、耐火被覆の隙間の影響を明らかにし、鋼材温度分布及び上昇特性を把握する。

4.3.1 隙間を有する耐火被覆鋼板小規模加熱実験の実験概要

Table 4.3.1 に実験条件を示す。実験は国立研究開発法人建築研究所所有の電気炉を用いて行った。Fig.4.3.1 に示すように、試験体は電気炉上に水平に設置し加熱を行った。

試験体に用いた鋼板の寸法は、W150mm×L150mm とし、厚さは 6、9、16mm の 3 種類とした。耐火被覆材は、けい酸カルシウム板タイプ 3(JIS A 5430 0.5TK)(CSB)、セラミックファイバークラケット(CFB)、耐熱ロックウールフェルト(RWF)、吹付ロックウールとした(SRW)。また、耐火被覆を設けない条件でも鋼板を加熱した。

耐火耐火被覆材は、幅 300mm×長さ 150mm を 2 枚用意し、その中間に隙間を設けた。隙間幅は、隙間無し(0mm)、5、10、20、40、100mm とした。試験体の加熱温度は、式(4.3.1)に示す ISO834 標準火災温度曲線とした。加熱は、鋼板温度が 600℃を超えるまで継続した。

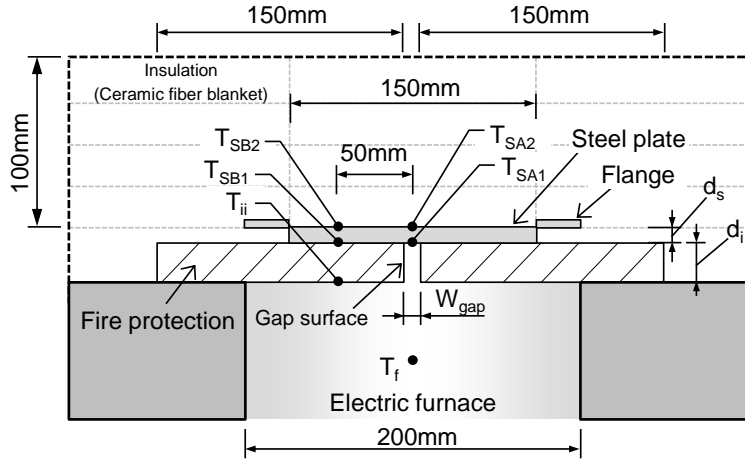
$$T_f = 345 \log(8t + 1) \approx 460t^{1/6} + 20 \quad (4.3.1)$$

Table 4.3.1 実験条件

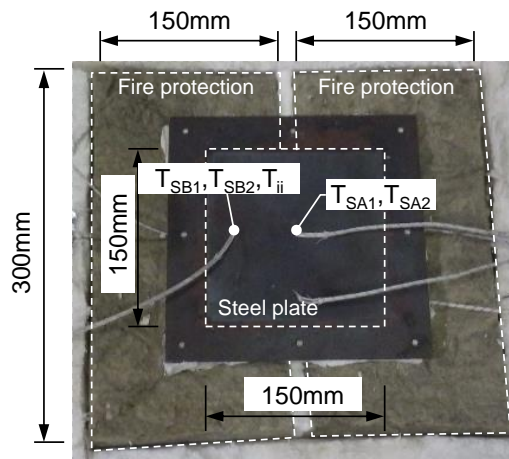
Steel plate thickness	d_s	6mm, 9mm [※] , 16mm	
Type of Fire protection		Calcium silicate board type 3 (CSB)	Rock wool felt (RWF)
Fire protection thickness	d_i	25mm	20mm
Gap width of fire protection W_{gap}		0mm, 5mm, 10mm, 20mm, 40mm, 100mm	
Moisture content		2.0~4.2 %	0.1%
Density	ρ_i	410~485 [kg/m ³]	91~123 [kg/m ³]
Type of Fire protection		Spray Rock Wool (SRW)	Ceramic fiber blanket (CFB)
Fire protection thickness	d_i	25mm	12.5mm, 25mm
Gap width of fire protection W_{gap}		0mm, 5mm, 10mm, 20mm, 40mm, 100mm	
Moisture content		2.1~2.9 %	0.1%
Density	ρ_i	283~485 [kg/m ³]	124~136 [kg/m ³]

※The tests of steel plate 9 mm were except CFB12.5mm, RWF 20mm, SRW 20mm.

測定点は、炉内温度4点、Fig. 4.3.1に示すように被覆材の加熱側表面温度(T_{ii})、鋼板加熱側表面温度(T_{SA1}, T_{SB1})、非加熱側表面温度(T_{SA2}, T_{SB2})とし、隙間部(無被覆部分)及び隙間の直行方向に50mm離れた一般部(被覆部分)の温度を測定した。



(a)断面図



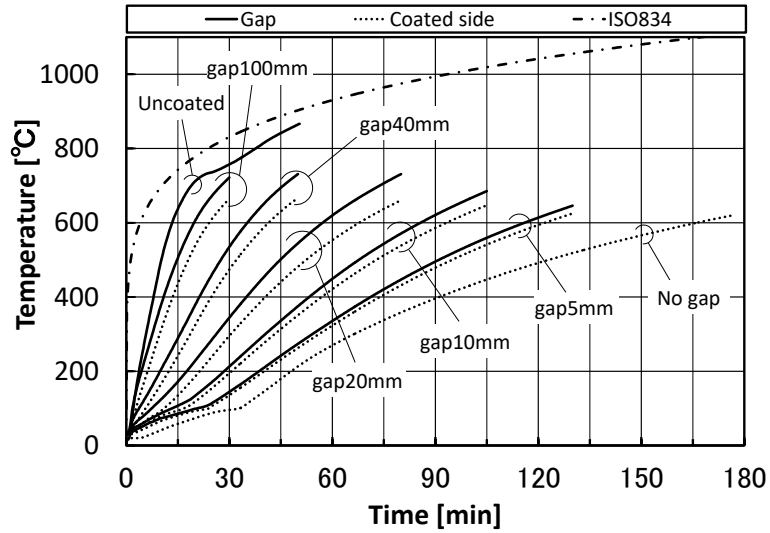
(b)平面図(非加熱面)

Fig. 4.3.1 試験体概要と温度測定位置

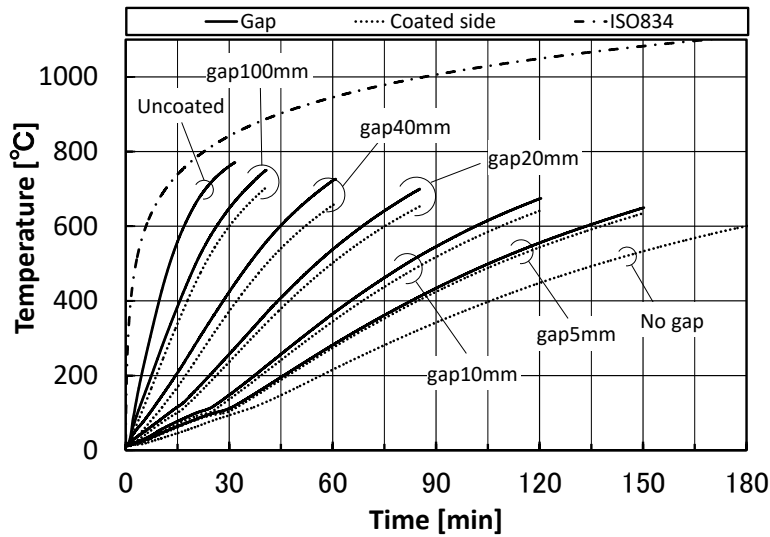
4.3.2 鋼板の温度上昇性状

Fig. 4.3.2～Fig. 4.3.6 に鋼板厚さ 6、9、16mm の隙間部の鋼板裏面温度 T_{SA2} (実線)及び一般部の鋼板裏面温度 T_{SB2} (点線)を示す。いずれの試験体においても隙間幅が大きくなるほど、より短時間で鋼板温度が上昇することがわかる。隙間部、一般部の温度を比較すると、一般部は被覆材に覆われ、直接加熱されていないため、隙間部と比較して温度が低くなる。よって、鋼板の水平方向に温度分布が生じている。鋼板の厚みが厚いほど温度上昇速度が異なる傾向が見られた。これは、鋼板が厚いほど熱容量が大きくなるためと考えられる。

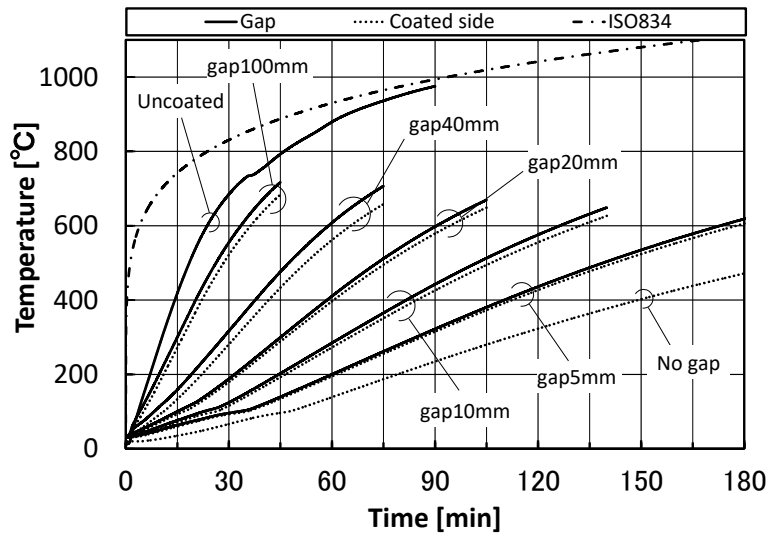
また、隙間が大きい場合には、相対的に低温となる一般部分が少なくなり、隙間形状により、隙間部分の鋼板への入射熱量が変化し、鋼板の温度上昇に影響を与えていると考えられる。



a) $d_s = 6\text{mm}$

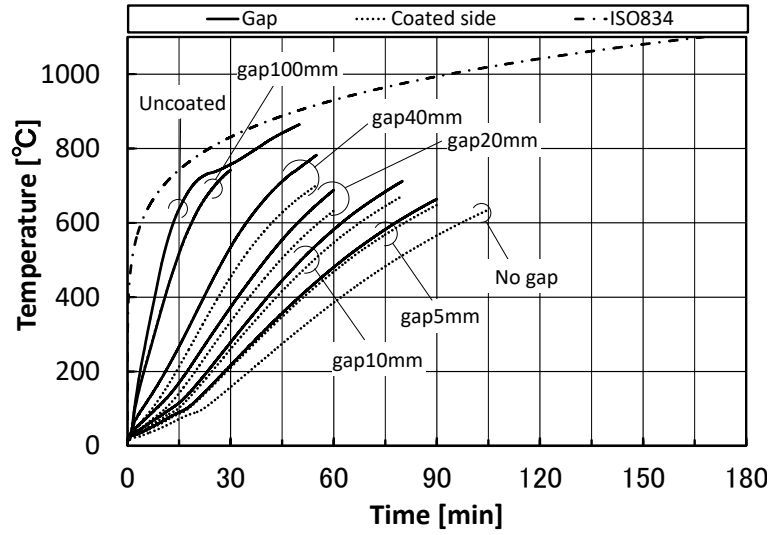


b) $d_s = 9\text{mm}$

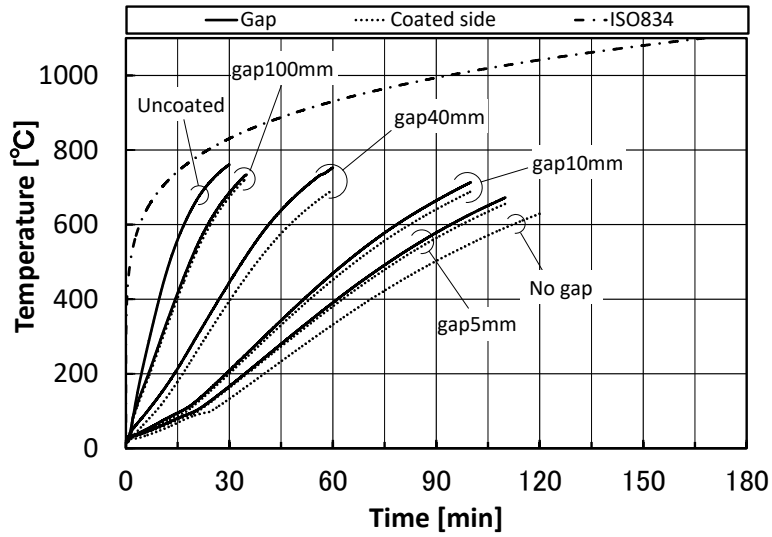


c) $d_s = 16\text{mm}$

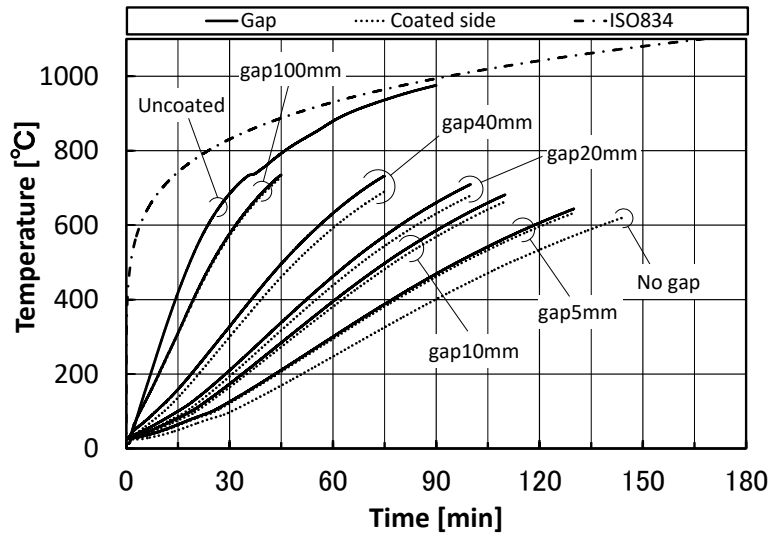
Fig. 4.3.2 隙間部と一般部の鋼材温度(CSB $d_i = 25\text{mm}$)



a) $d_s = 6\text{mm}$

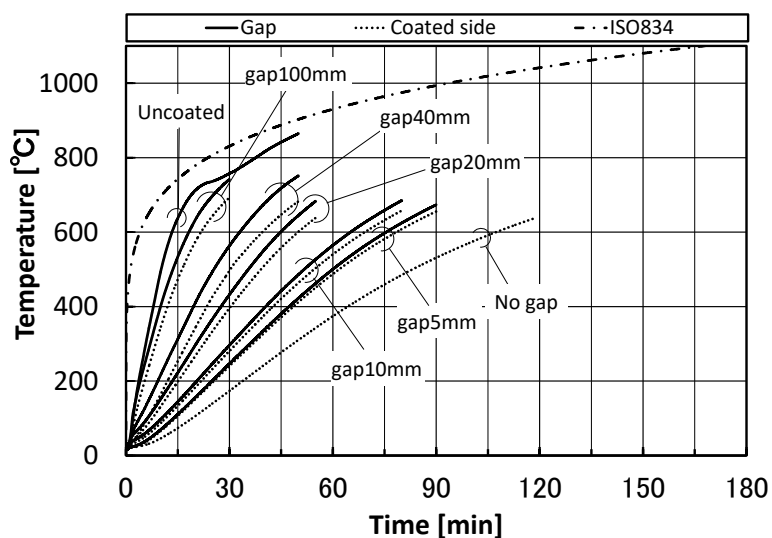


b) $d_s = 9\text{mm}$

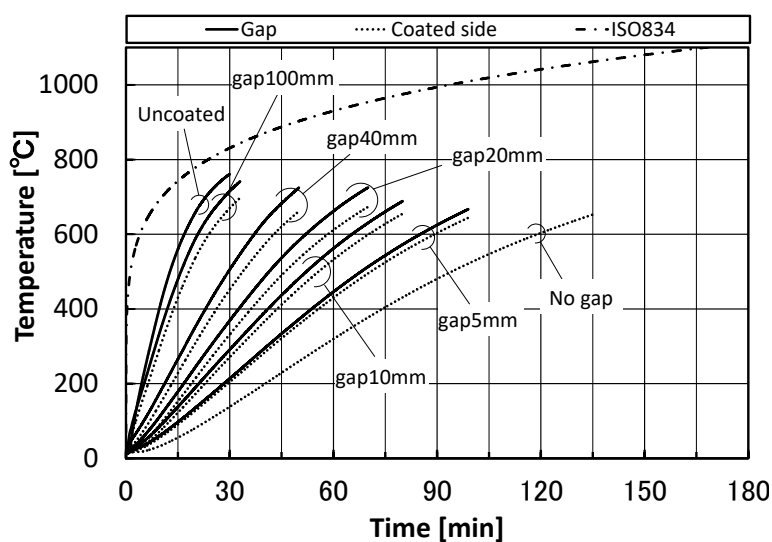


c) $d_s = 16\text{mm}$

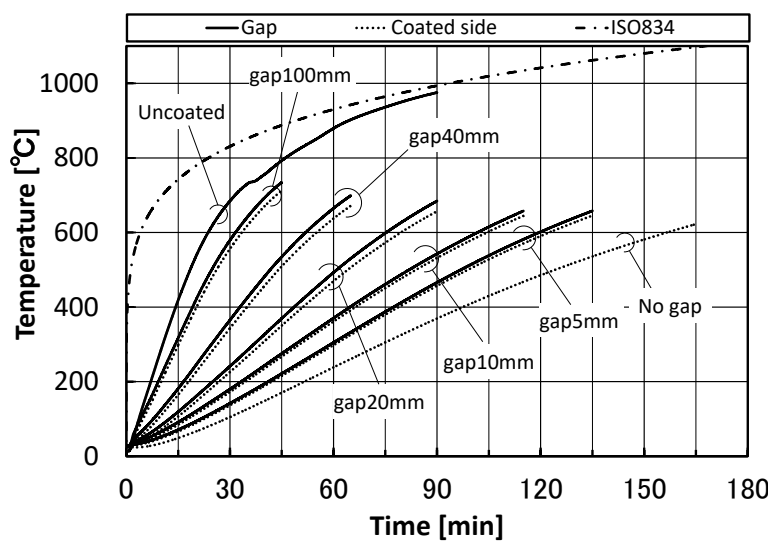
Fig. 4.3.3 隙間部と一般部の鋼材温度(SRW $d_i = 25\text{mm}$)



a) $d_s = 6\text{mm}$

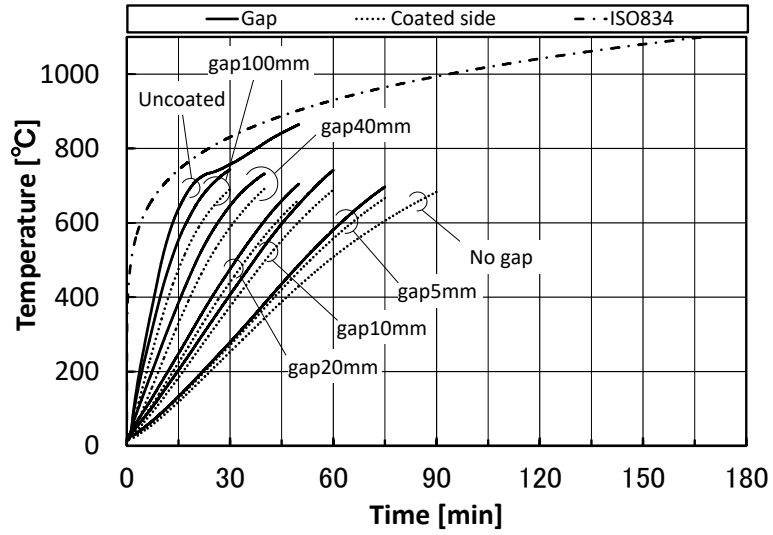


b) $d_s = 9\text{mm}$

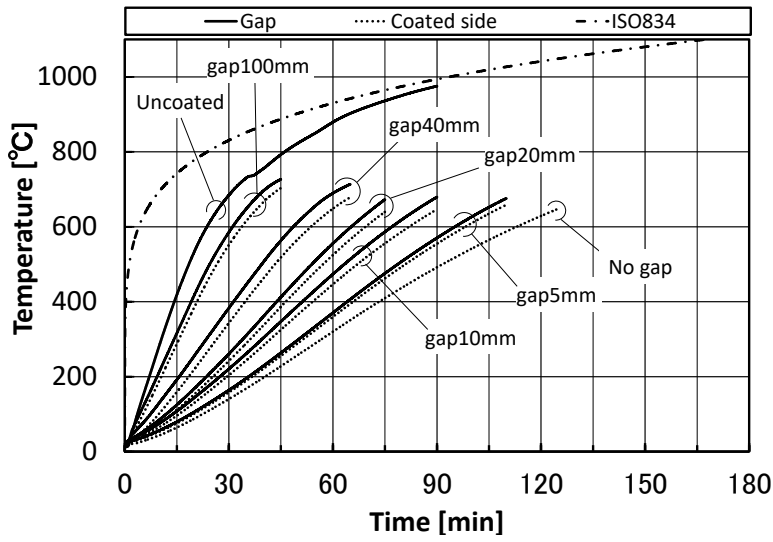


c) $d_s = 16\text{mm}$

Fig. 4.3.4 隙間部と一般部の鋼材温度(CFB $d_i = 25\text{mm}$)

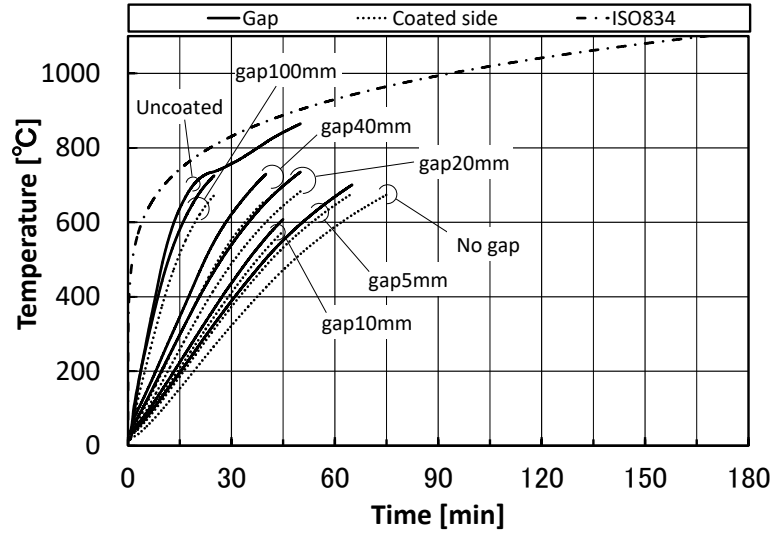


a) $d_s = 6\text{mm}$

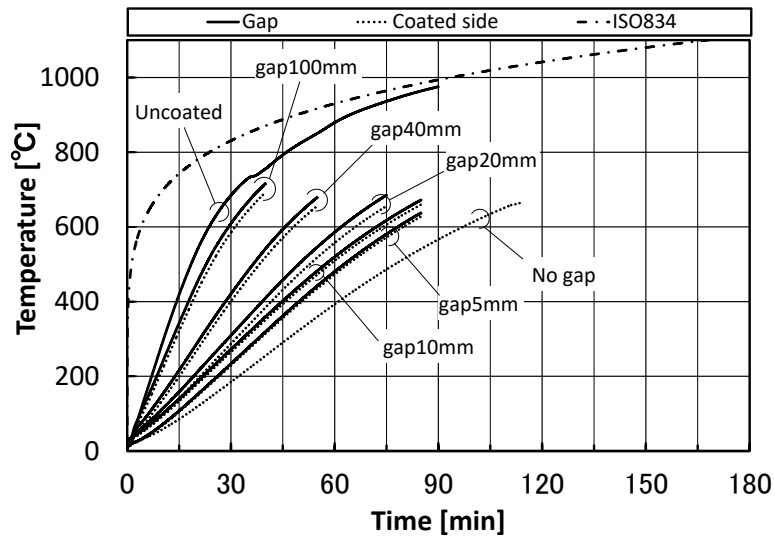


b) $d_s = 16\text{mm}$

Fig. 4.3.5 隙間部と一般部の鋼材温度(RWF $d_i = 20\text{mm}$)



a) $d_s = 6\text{mm}$



b) $d_s = 16\text{mm}$

Fig. 4.3.6 隙間部と一般部の鋼材温度(CFB $d_i = 12.5\text{mm}$)

4.3.3 600°C到達時間

鋼材の降伏強度は約 600°C で常温の半分程度に低下するため、600°C を基準として鋼板裏面温度 T_{SA2} の到達時間について比較を行う。Table 4.3.2 に各条件において 600°C 到達時間を示す。

各被覆材において被覆厚さ 25 mm、鋼板厚さ 16 mm、隙間 0 mm の結果を比較すると、CSB(252 分)、CFB(140 分)、SRW(138 分)の順となる。いずれの被覆材についても隙間 100mm では 30 分程度となっている。

Table 4.3.2 鋼材非加熱面温度 T_{SA2} の 600°C 到達時間(単位 : min)

Fire protection	di [mm]	ds [mm]	Wgap					
			0mm	5mm	10mm	20mm	40mm	100mm
CFB	13	6	62	51	44	35	28	16
		16	97	78	72	62	46	29
	25	6	106	73	63	44	31	18
		9	107	75	65	45	33	18
		16	140	108	91	68	47	28
	RWF	20	6	74	62	50	40	26
16			113	95	77	65	49	31
CSB	25	6	166	116	86	57	35	20
		9	180	133	101	69	45	26
		16	252	173	126	90	59	33
SRW	25	6	98	81	67	56	42	19
		9	113	97	82	0	48	25
		16	138	120	96	84	61	31

式(4.3.2)を用い、被覆材において隙間 0mm の 600°C 到達時間を耐火時間の基準とし、隙間が生じた際の到達時間を割合として算出した（以下、600°C 到達時間比）結果を、Fig. 4.3.7 に示す。

$$TR = Time_{with\ gap} / Time_{no\ gap} \times 100 \quad (4.3.2)$$

全体的な傾向としては、被覆材の種類、厚さが同じであれば、鋼板厚さが異なっても減少割合は概ね一致している。同様な厚さの被覆材(25mm)を比較すると、CFB と SRW の減少割合は概ね同じ傾向を示し、CSB は最も大きい減少割合を示している。CSB では、隙間幅 20mm になると 0.35 倍程度まで低下し、隙間幅 40mm になると 0.22 倍程度まで低下することを確認した。

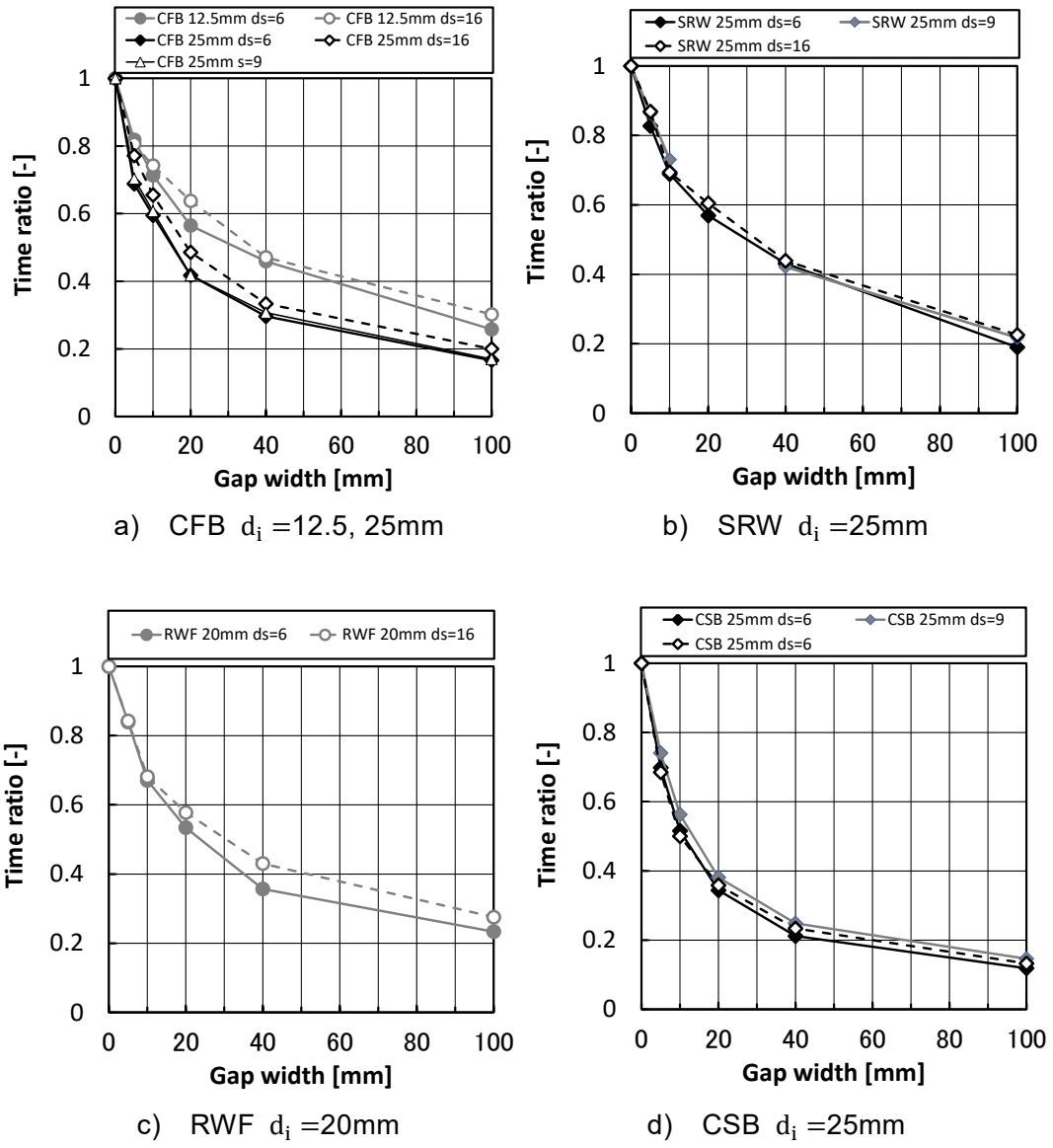


Fig. 4.3.7 隙間幅と600°C到達時間率の関係

4.4 隙間を有する耐火被覆鋼板温度簡易予測モデル

小規模加熱実験では、被覆された鋼材部分よりも隙間部の鋼材が高温となる傾向を示した。以下では、実験の結果に基づき、耐火被覆の損傷を考慮した鋼材温度予測モデルの構築を試みる。ここでは、有限要素法や差分法などによる厳密な伝熱モデルではなく、集中熱容量法による簡易な温度予測モデル[4.18]を用い、小規模加熱実験及び中規模加熱実験の結果と比較し、構築したモデルの妥当性を検討する。

4.4.1 簡易予測モデル

Fig. 4.4.1 に耐火被覆鋼板に関する集中熱容量法による温度予測モデルを示す。ここでは、試験体を隙間部(無被覆部分)と一般部(被覆部分)の2質点で代表し、各部材の重心に質点を設ける[4.19], [4.20]。熱移動のモデルはこの質点を用い構築する。各断熱材と鋼材の熱物性値は、第2章の測定結果及び文献値[4.1]を参照した値を用い Table 4.4.1 に示す。

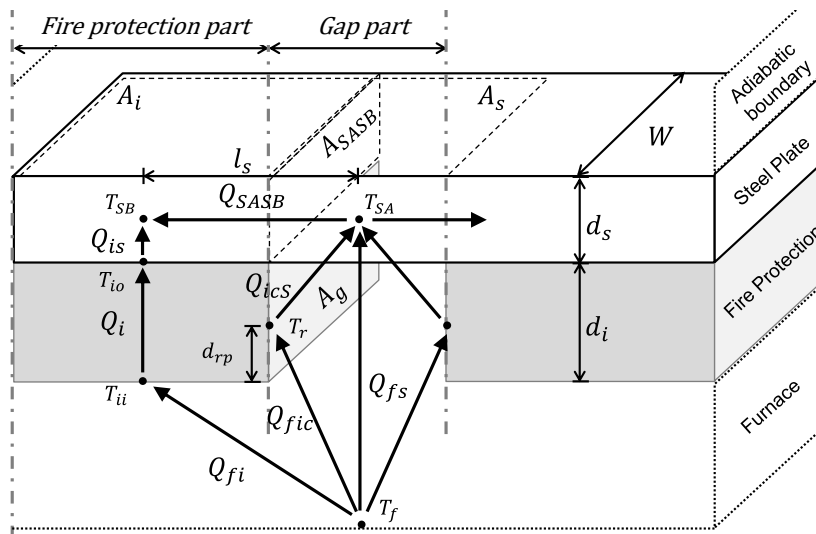


Fig. 4.4.1 耐火被覆鋼板の簡易鋼材温度予測モデル

Table 4.4.1 解析条件

Steel	Density[kg/m ³]	7850
	Thermal conductivity[W/mK]	80.3
CSB	Density[kg/m ³]	400
	Thermal diffusivity[m ² /s]	0.196×10^{-6}
RWF	Density[kg/m ³]	91
	Thermal diffusivity[m ² /s]	1.856×10^{-6}
SRW	Density[kg/m ³]	354.9
	Thermal diffusivity[m ² /s]	0.896×10^{-6}
CFB	Density[kg/m ³]	130
	Thermal diffusivity[m ² /s]	0.807×10^{-6}

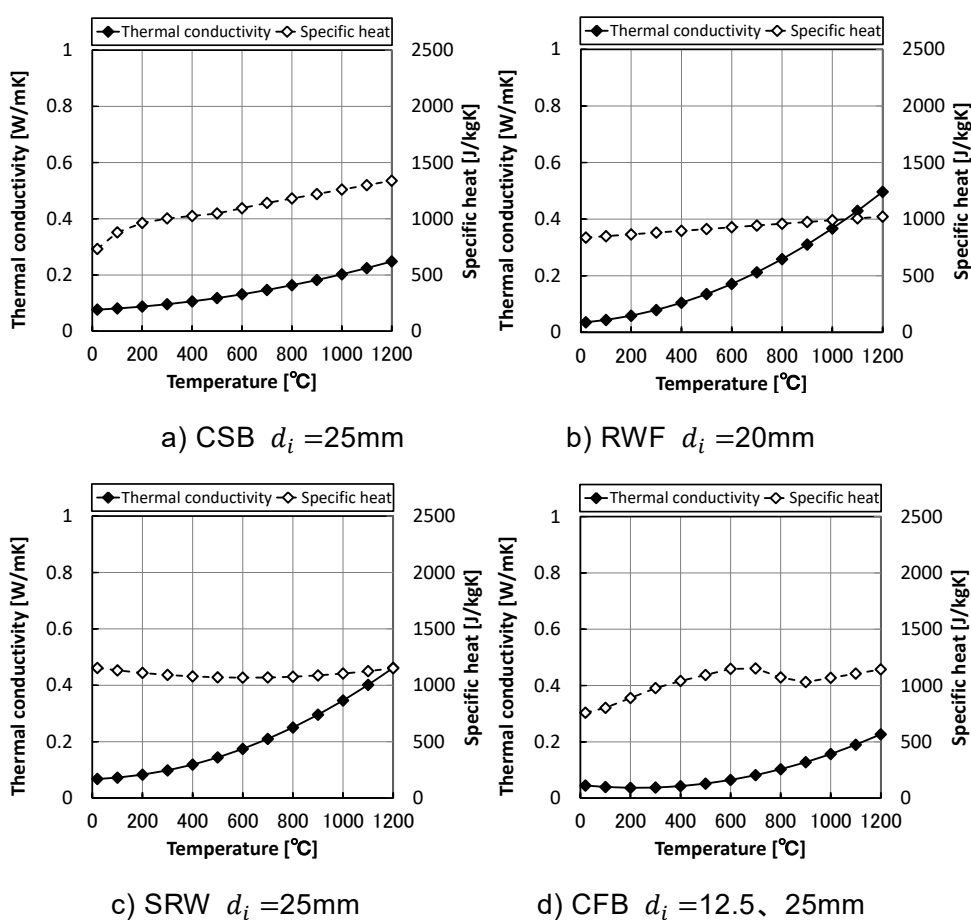


Fig. 4.4.2 耐火被覆材の解析で用いた熱物性値

4.4.1.1 隙間部の熱収支式

隙間部の鋼材の熱収支において、入熱として炉内、耐火被覆小口面から鋼材に流入する熱量 Q_{fs} 、 Q_{ics} 、失熱として隙間部から一般部への伝導熱 Q_{SASB} を考える。 Q_{fs} は式(4.4.1)で表される。

$$Q_{fs} = h_{fs}(T_f - T_{SA})A_s \quad (4.4.1)$$

ここで、 T_f は炉内温度、 T_{SA} は隙間部分の鋼材温度、 A_s は隙間部分の受熱面面積である。また、 h_{fs} は炉内から隙間部鋼板への総合熱伝達率であり、式(4.4.2)で近似する。

$$h_{fs} = h_c + \varepsilon_f \varepsilon_s F_{fs} \sigma (T_f^2 + T_{SA}^2) (T_f + T_{SA}) \quad (4.4.2)$$

ここで、 h_c は対流熱伝達率であり、実験結果により算出した値を用いる。形態係数 F_{fs} については後述する。また、耐火被覆小口面から無被覆の鋼材に流入する熱量 Q_{ics} は式(4.4.3)で表される。

$$Q_{ics} = h_{ics}(T_r - T_{SA})A_g \quad (4.4.3)$$

ここで、 T_r は小口面の代表温度、 A_g は小口面面積である。また、 h_{ics} は小口面から隙間部鋼板への総合熱伝達率であり、式(4.4.4)で近似する。

$$h_{ics} = \varepsilon_i \varepsilon_s F_{ics} \sigma (T_r^2 + T_{SA}^2) (T_r + T_{SA}) \quad (4.4.4)$$

小口面の代表温度 T_r は、1次元の半無限固体で近似し、炉内から小口面への熱伝達率 h_{fic} 、熱拡散率 κ を用い、式(4.4.5)～式(4.4.7)より算出する。

$$\frac{T_r^t - T_r^0}{(\varepsilon q/h)} = 1 - \exp\left(\frac{\kappa h^2 t}{\lambda^2}\right) \cdot \operatorname{erfc}\left(\frac{h\sqrt{at}}{\lambda}\right) \quad (4.4.5)$$

$$\varepsilon q = q_{fic} - q_{ics} = h_{fic}(T_f - T_r) - \varepsilon_{ic} \varepsilon_s F_{ics} \sigma (T_r^4 - T_{SA}^4) \quad (4.4.6)$$

$$h_{fic} = h_c + \varepsilon_f \varepsilon_{ic} F_{fic} \sigma (T_f^2 + T_r^2) (T_f + T_r) \quad (4.4.7)$$

ここで、 F_{fic} は炉内から小口面の代表位置 d_{rp} に対しての形態係数である。次に、隙間部から一般部への伝導熱 Q_{SASB} は式(4.4.8)で表される。

$$Q_{SASB} = \frac{\lambda_s}{l_s} (T_{SA} - T_{SB}) A_{SASB} \quad (4.4.8)$$

ここで、 l_s は重心間距離を、 A_{SASB} は鋼板の断面積を示す。以上より、隙間部の鋼板の熱収支は式(4.4.9)のようになる。

$$\rho c V_{SA} \frac{dT_{SA}}{dt} = h_{fs} (T_f - T_{SA}) A_g - 2 \frac{\lambda_s}{l_s} (T_{SA} - T_{SB}) A_{SASB} + 2 h_{ics} (T_r - T_{SA}) A_g \quad (4.4.9)$$

4.4.1.2 一般部の熱収支式

一般部の鋼材の熱収支に着目すると、炉内から被覆材 Q_{fi} 、被覆材から鋼材への入熱 Q_i と Q_{SASB} が考えられる。入熱はそれぞれ以下のように表される。

$$Q_{fi} = h_{fi}(T_f - T_{io})A_i \quad (4.4.10)$$

$$Q_i = \frac{\lambda_i}{d_i}(T_{io} - T_{ii})A_i \quad (4.4.11)$$

$$Q_{is} = h_{is}(T_{ii} - T_{SB})A_i \quad (4.4.12)$$

式(4.4.10)、(4.4.11)、(4.4.12)をそれぞれ加算し、 T_{io} と T_{ii} を消去すると、伝熱量 Q_{is} は T_f と T_{SB} の式とすることができる。

$$Q_{is} = h_{is}(T_f - T_{SB})A_i \quad (4.4.13)$$

ただし、熱貫流率 k は式(4.4.14)で表される。

$$k^{-1} = \frac{1}{h_{fi}A_i} + \frac{1}{\frac{\lambda_i}{d_i}A_i} + \frac{1}{h_{is}A_i} \quad (4.4.14)$$

吹付ロックウール(SRW)に関しては、被覆材と鋼板の間に空隙は無く密着している状態にあると考え、被覆材から鋼板への熱移動は熱伝導と考え、式(4.4.11)、(4.4.12)を式(4.4.15)、式(4.4.14)を式(4.4.16)とし、モデル化する。

$$Q_i = \frac{\lambda_i}{d_i}(T_{io} - T_{SB})A_i \quad (4.4.15)$$

$$k^{-1} = \frac{1}{h_{fi}A_i} + \frac{1}{\frac{\lambda_i}{d_i}A_i} \quad (4.4.16)$$

以上より、一般部の鋼板の熱収支は式(4.4.17)のようになる。

$$(\rho_{SB}c_{SB}V_{SB} + \rho_i c_i V_i) \frac{dT_{SB}}{dt} = k(T_f - T_{SB}) - 2 \frac{\lambda_s}{l_s}(T_{SB} - T_{SA})A_{SASB} \quad (4.4.17)$$

4.4.2 耐火被覆の小口面の代表位置と代表温度

耐火被覆の小口面の表面温度には、炉内からの深さ方向に温度分布が生じる。温度分布がある面からの放射熱の算出は煩雑であるため、小口面の平均的な温度で代表できると簡便である。ここでは、次のモデル化を試みる。温度分布がある小口面から鋼板への放射熱を考える。小口面に温度分布がないと仮定した場合に、それと等価な放射熱になる温度を小口面の代表温度 T_r と定義する。また、温度分布がある場合において代表温度となる炉からの深さを代表位置 d_{rp} とする。次節以降、数値計算(Fire Dynamics Simulator(以下 FDS))を用いて、深さ方向に分布を有する小口面からの隙間部鋼板への放射熱等を算出し、小口面の代表温度と代表位置の関係を把握する。

4.4.2.1 小口面の代表位置の解析方法

解析条件を Table 4.4.2 に示す。耐火被覆材はけい酸カルシウム板とし、深さ方向の影響を把握するため 25, 50, 75mm の厚さを設定した。隙間幅は 5, 10, 20, 40mm として、加熱は一定温度(800°C)で加熱されるものとした。解析時間は温度分布が安定するまでとした。Fig. 4.4.3 は隙間を有する耐火被覆鋼板の数値計算モデルの概要である。小口面の温度分布は、Fig. 4.4.4 に示すように 20~30 点(炉内側から $T_{ic-1} \sim T_{ic-n}$)の温度測定位置を分析対象とした。

Table 4.4.2 解析条件

Temperature of furnace	T_f	[°C]	800
Thicknesses of fire protection	d_i	[mm]	25, 50, 75
Gap width	W_{gap}	[mm]	5, 10, 20, 40

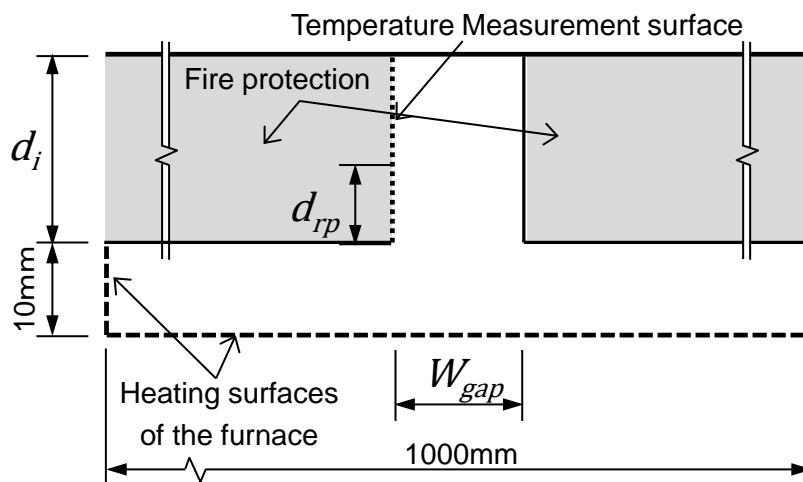


Fig. 4.4.3 FDS 解析モデル(隙間幅 W_{gap} 、耐火被覆の厚み d_i)

4.4.2.2 小口面の代表温度と代表位置

小口面は深さ方向に温度分布があるため、代表温度 T_r は各位置の温度 T_{fic-n} と形態係数を考慮し、各部の温度を式(4.4.18)から算出した。

$$T_r = \left(\sum_{n=1}^n \frac{T_{ic-n}^4 F_{fic-n}}{F_{ic-n}} \right)^{-4} \quad (4.4.18)$$

ここで、形態係数 F_{fic-n} は、鋼材の中央位置に対する深さ方向の部分との関係を表す形態係数であり、小口面を測定点ごとに Fig. 4.4.4 の断面図中の点線のとおり分割し、式(4.4.19)で算出した。

$$F_{fic} = 2 \times \frac{1}{2\pi} \left(\tan^{-1} \frac{1}{Y} - \frac{Y}{\sqrt{X^2 + Y^2}} \tan^{-1} \frac{1}{\sqrt{X^2 + Y^2}} \right) \quad (4.4.19)$$

次に、Fig. 4.4.5 に耐火被覆の小口面の深さ方向の温度分布を示す。図には各隙間幅の代表温度も併記している。図に示したとおり、隙間幅が大きく、炉側に近いほど温度が高いことがわかる。

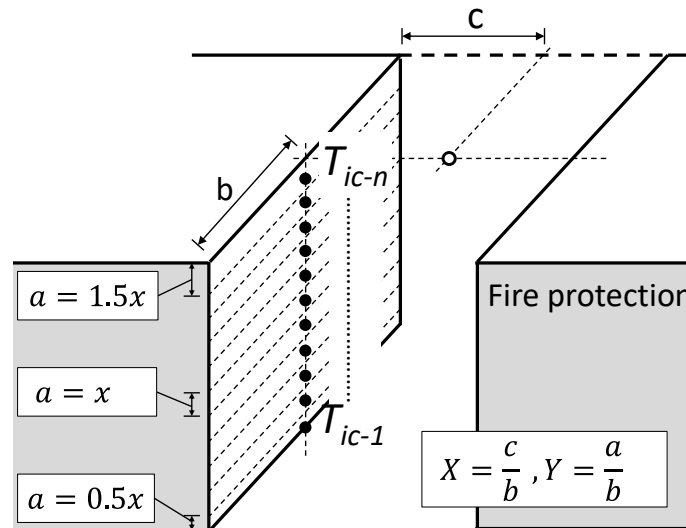
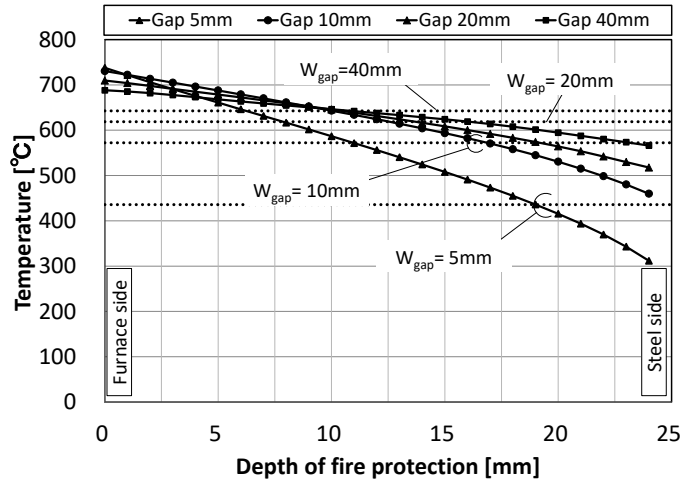
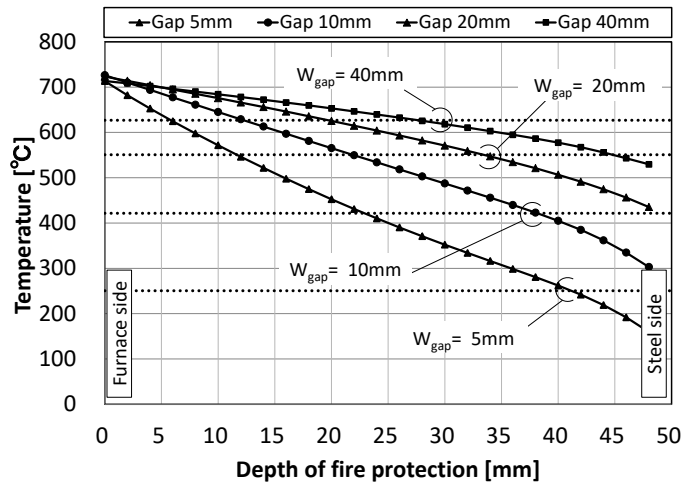


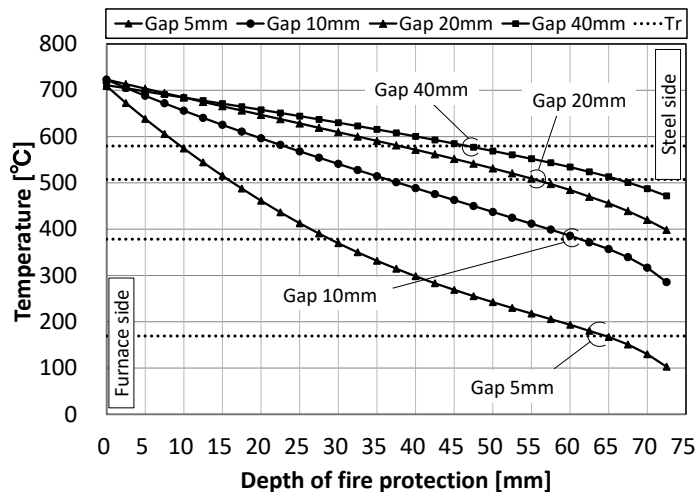
Fig. 4.4.4 加熱面(炉内)→耐火被覆材の小口面の形態係数
(x: 測定点間の距離)



(a) CSB, $d_i = 25\text{mm}$



(b) CSB, $d_i = 50\text{mm}$



(c) CSB, $d_i = 75\text{mm}$

Fig. 4.4.5 小口面の温度分布 T_{ic} と代表温度 T_r の関係
(点線：代表温度 T_r , $x=0$ ：炉側, $x=25, 50, 75$ ：鋼板側)

また、代表温度に対応する位置と隙間幅との関係を整理した結果を Fig. 4.4.6 に示す。各被覆厚さについてみると、隙間幅 5~40mm の範囲では、代表位置は隙間幅の増加に伴って炉側に移動することがわかる。以上の結果に基づき、小口面の代表位置を、耐火被覆の厚さ d_i と隙間幅 W_{gap} を用いて式(4.4.20)により近似することとした。なお、近似結果を Fig. 4.4.6 に併記する。

$$d_{rp} = 0.3909 \times \exp(-0.011 \times W_{gap}) * d_i^{1.2} \quad (4.4.20)$$

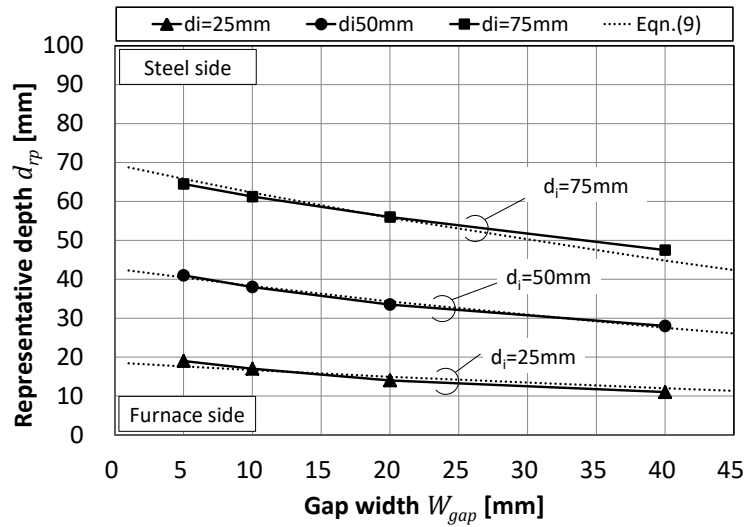


Fig. 4.4.6 隙間幅 W_{gap} と被覆材厚み d_i による代表位置 d_{rp}

4.4.2.3 簡易予測モデルにおける代表温度の妥当性

式(4.4.5)~(4.4.7)により算出した耐火被覆小口面の代表温度と FDS による解析結果を Fig. 4.4.7 に示す。図より、耐火被覆の厚さ d_i を変化させた場合であっても、半無限固体による近似により概ね推定できることがわかる。

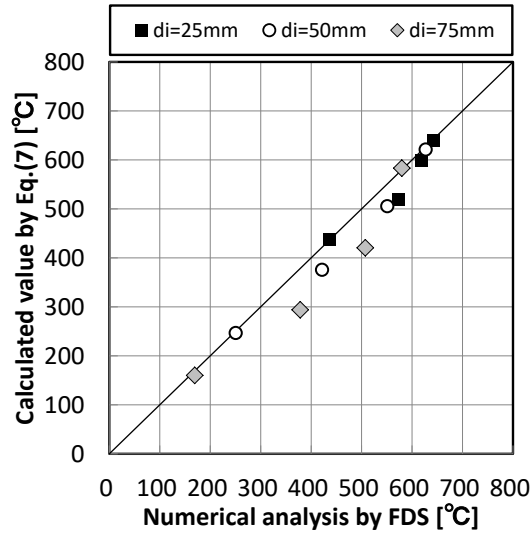


Fig. 4.4.7 FDS 解析と熱伝導解析の代表温度の比較

4.4.3 耐火被覆の損傷を考慮した鋼板温度の予測結果

鋼板温度の実験値（実線）と分析値（破線）の比較を Fig. 4.4.8～Fig. 4.4.11 に示す。図より、簡易モデルを用いた計算結果は実験結果と概ね同様の値を示しており、隙間部分等のモデル化が妥当であったと考えられる。

隙間部と一般部分に分離した集中熱容量法に基づき、鋼板の温度予測モデルを構築した。耐火被覆材の小口面の深さ方向の温度分布の影響を、代表温度・代表位置として近似することで、隙間の影響を概ね再現できることがわかった。

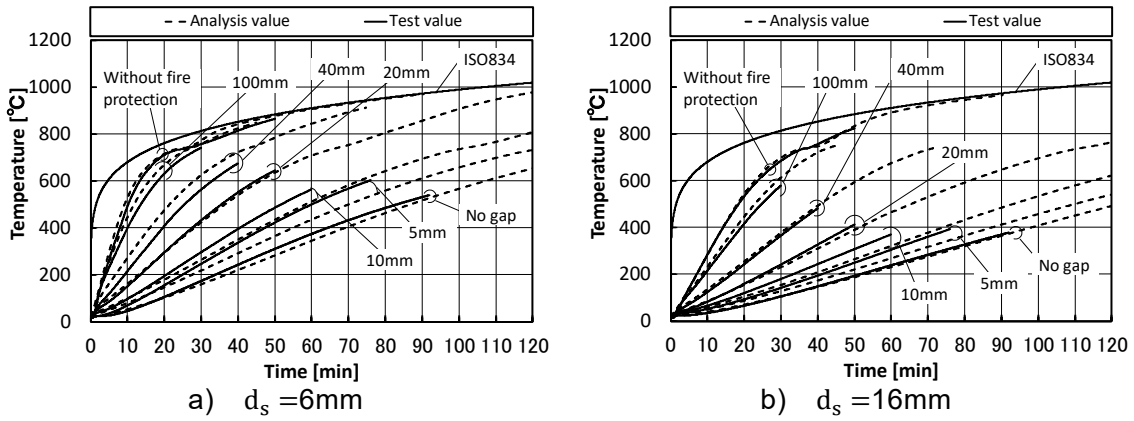


Fig. 4.4.8 CFB $d_i = 25\text{mm}$

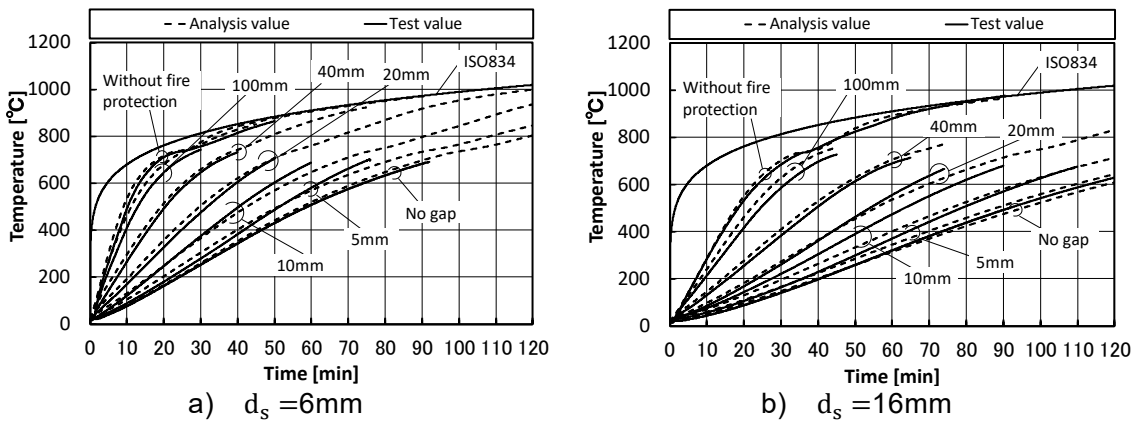


Fig. 4.4.9 RWF $d_i = 20\text{mm}$

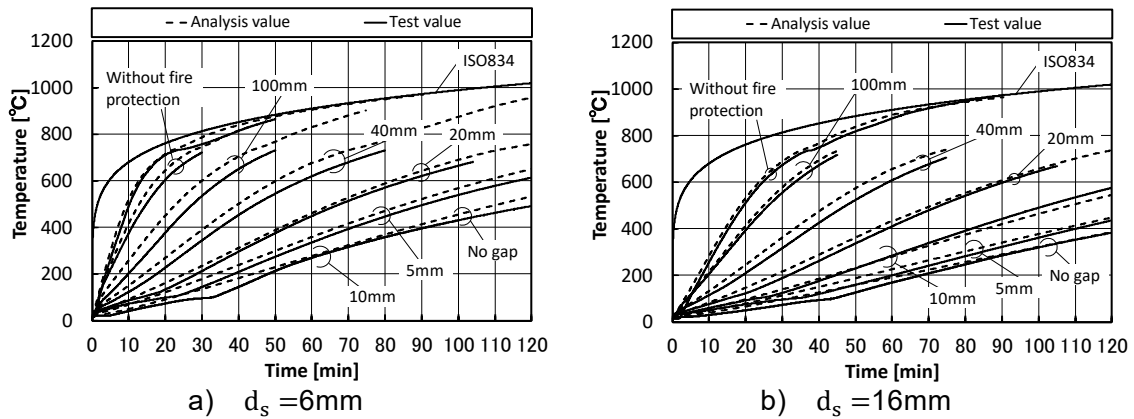


Fig. 4.4.10 CSB $d_i = 25\text{mm}$

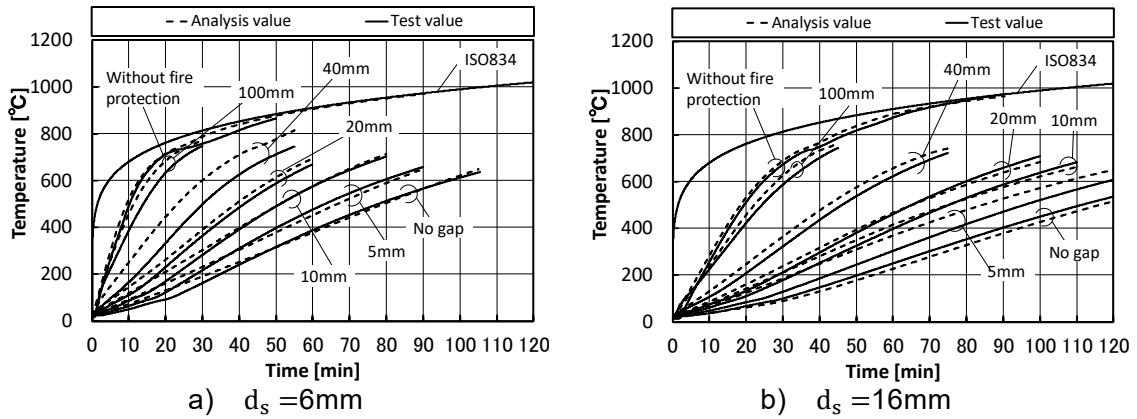


Fig. 4.4.11 SRW $d_i = 25\text{mm}$

更に Fig. 4.4.12 は RWF $d_i = 20\text{mm}$ 、 $W_{\text{gap}} = 5, 10\text{mm}$ の条件における中規模柱を対象とした実験値(4.2.2 節)、ABAQUS の解析値(4.2.3 節)、構築した簡易温度予測モデルの計算値(4.4 節)を比較した結果である。構築した簡易温度予測モデルの算出値は ABAQUS の結果より若干、高い温度を示すが、同様の温度変化の傾向が見られる。構築したモデルは、鋼材の耐力低下が顕著になる 600°C 付近の範囲では実験値との差が小さくなり、簡易なモデルとして十分有用であると考えられる。

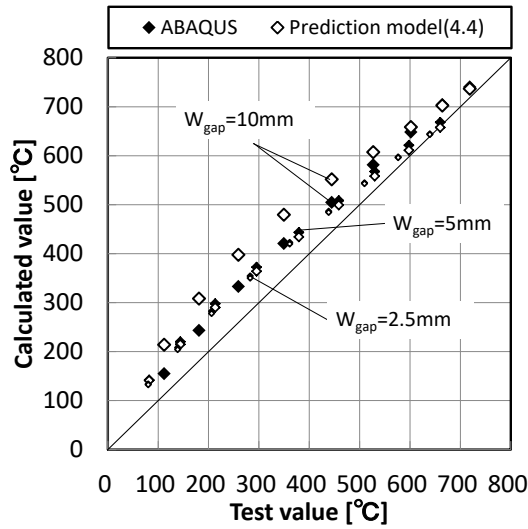


Fig. 4.4.12 簡易な鋼材温度予測モデルの計算値の比較

4.5 まとめ

本章では、火災や地震被害に伴う建築物の鋼構造部材の変形による耐火被覆の物理的損傷の影響を明らかとするため、耐火被覆鋼板の温度上昇の再現と隙間幅と深さの影響の定量化を目的とした。耐火被覆に隙間を有する小規模及び中規模加熱実験を実施し、数値解析により鋼柱・梁の温度再現及び鋼材温度の簡易予測モデルの構築を行った。以下に本実験条件の範囲で得られた知見を示す。

- (1) 中規模加熱実験により、耐火被覆柱・梁の中空層がある場合には、隙間から流入した高温ガスが試験体の上部に伝播し、鋼柱の全体温度が上昇しやすくなったが、中空層がない場合には、隙間部の鋼材等の局所的な鋼材温度が高くなることを確認した。
- (2) 熱伝導解析を用いて隙間を有する耐火被覆鋼柱の実験結果を再現した。耐火被覆の隙間幅が大きくなると、隙間部の鋼材温度が上昇しやすくなる。隙間幅 100mm 程度になると熱抵抗係数が 0.1 倍程度にまで低下し、隙間幅 200mm 程度になると無耐火被覆柱の熱抵抗係数と同程度となる。
- (3) 鋼材温度の 600℃に到達する時間率は、同様な厚さの被覆材を比較すると、CFB と SRW の減少割合は概ね同じ傾向を示し、CSB が最も大きい減少割合を示している。CSB では、隙間幅 20mm になると 0.35 倍程度まで低下し、隙間幅 40mm になると 0.22 倍程度まで低下することを確認した。
- (4) 耐火被覆の亀裂や隙間は、被覆厚さが薄いほど、鋼材の温度上昇に対して、大きな影響を与える。また、隙間部(無被覆部分)と一般部(被覆部分)分に分離した集中熱容量法に基づき、鋼板の温度予測モデルを構築した。耐火被覆材の小口面の深さ方向の温度分布の影響を、代表温度・代表位置として近似することで、隙間の影響を概ね再現できることがわかった。
- (5) 構築した簡易鋼材温度予測モデルは、鋼材の耐力低下が顕著になる 600℃付近の範囲では実験値との差が小さくなり、簡易なモデルとして十分有用であると考えられる。

<記号>

A_s	: 隙間部受熱面面積 [m ²]
A_i	: 一般部受熱面面積 [m ²]
A_g	: 小口面受熱面面積 [m ²]
A_{SASB}	: 隙間部鋼材から一般部鋼材への受熱面面積 [m ²]
c	: 比熱 [J/kgK]
d_i	: 耐火被覆厚さ [m]
d_s	: 鋼材厚さ [m]
d_{rp}	: 耐火被覆の小口面の代表位置(炉内側から) [m]
F	: 形態係数 [-]
F_{str}	: 常温時の基準強度[N/mm ²]
h	: 総合熱伝達率 [W/m ² K]
K_0	: 基本温度上昇係数[-]
l_s	: 重心間距離 [m]
R	: 熱抵抗係数[-]
Q_{fs}	: 炉から隙間部鋼材への熱入量 [kW]
Q_{fii}	: 炉から被覆材への熱入量 [kW]
Q_{SASB}	: 隙間部鋼材から一般部鋼材への熱入量 [kW]
Q_{ics}	: 小口面から隙間部鋼材への熱入量 [kW]
q_{fic}	: 炉から耐火被覆の小口面への熱流束 [kW/m ²]
q_{ics}	: 耐火被覆の小口面から一般部鋼材への熱流束 [kW]
T_f	: 炉内温度 [K]
T_{SA}	: 隙間部鋼板温度[K]
T_{SB}	: 一般部鋼板温度[K]
T_r	: 被覆材小口面の代表温度[K]
T_{io}	: 被覆材加熱面温度[K]
T_{ii}	: 被覆材非加熱面温度[K]
t	: 実時間 [min]
W	: 幅[m]
W_{gap}	: 隙間幅 [m]
α	: 火災温度上昇係数 [°C/min ^{1/6}]
ε	: 放射率 [-]
ρ	: 密度 [kg/m ³]
σ	: ボルツマン係数=5,68×10 ⁻⁸ [W/m ² K ⁴]
λ	: 熱伝導率 [W/mK]
κ	: 熱拡散率 [mm ² /s]
$\sigma_y(T)$: 鋼材温度 T°Cにおける有効降伏強度[N/mm ²]

$\phi(\equiv H_i/H_s)$: 加熱を受ける部分の被覆材と鋼材の周長比[-]

$C(\equiv \rho_i c_i / \rho_s c_s)$: 被覆材と鋼材の熱容量比[-]

<参考文献>

- [4.1] 日本建築学会 編集：構造材料の耐火性ガイドブック，日本建築学会，2017.2
- [4.2] 日本建築学会 編集：鋼構造設計指針，日本建築学会，2017.6
- [4.3] 日本学術会議：安全工学シンポジウム 2018，2018.7
- [4.4] 近藤 史朗：地震被害を受けた鋼架構の崩壊温度，筑波大学博士学位論文，2010.3
- [4.5] FEMA 403: World Trade Center Building Performance Study, 2002
- [4.6] 河野 守：超高層建築物に用いられる大断面鋼柱の耐火性能に関する実験，日本建築学会学術講演梗概集，pp.267-270，2003.7
- [4.7] 平島 岳夫：火災加熱を受ける鋼構造部材の変形性状に関する実験的研究，東京大学工学部博士論文，2003
- [4.8] 成瀬 友宏，石原直，増田秀昭，河野守：高層建築物の地震後の火災安全対策に関する研究，日本建築学会学術講演梗概集，pp.43-44，2010.7
- [4.9] 足立 格，大熊 晃一路，鈴木 淳一，鈴木 弘之：梁の伸びだしを受ける耐火被覆鋼管柱の耐火性能，日本建築学会学術講演梗概集，pp.91-92，2011.7
- [4.10] A. Arablouei, “Effect of fire insulation delamination on structural performance of steel structures during fire following an earthquake or an explosion,” Fire Safety Journal.
- [4.11] ニチアス：梁・柱用巻き付けタイプ マキベエ カタログ，
<https://www.nichias.co.jp/products/download/PDF/B35.PDF>
- [4.12] 日本建築学会 編集：鉄骨工事技術指針・工事現場施工編，日本建築学会，2018.1
- [4.13] International Standards Organization (ISO) ISO834: Fire Resistance Tests- Elements of Building Construction, Geneva, 2000.8
- [4.14] Eurocode 3: Design of steel structures Part 1-2: General rules - Structural fire design, prEN 1993-1-1, 2005.4
- [4.15] 中川 弘文：鋼梁の崩壊温度に関する実験，構造工学論文集，pp.531-539，1998.3
- [4.16] 日本建築センター：2001 年度版耐火性能検証法の解説及び計算例とその解説，日本建築センター，2001.3
- [4.17] 鈴木 淳一，水上点晴，林吉彦，成瀬友宏，富山涼，王兪翔，大宮喜文：損傷した耐火被覆鋼部材の温度上昇特性，火災学会研究発表会，pp.296-297，2017.20
- [4.18] 庄司 正弘：伝熱工学，東京大学出版会，2016.1
- [4.19] 鈴木 淳一，島村 誠：裸鉄骨の耐火試験(その 1，その 2)，日本火災学会研究発表会概要集，pp.354-359，2000.5
- [4.20] 王 兪翔，鈴木 淳一，富山 涼，水上 点晴，林 吉彦，成瀬 友宏，大宮 喜文：耐火被覆の損傷を考慮した鋼材温度上昇特性に関する研究～耐火被覆の隙間の影響～，日本建築学会学術講演梗概集，pp.189-190，2016.7

第 5 章

総括

5 総括

本論文では、主要構造部に用いられる耐火被覆材に着目し、鋼構造建築物を対象とした建築部材(構造部材、区画部材)の耐火性能予測技術の高度化を目的とし、第2章で素材実験により耐火被覆材の1000℃以上の熱的性質を明らかにし、多様な加熱強度を受ける鋼板に施された耐火被覆材の熱伝導率の同定を行い、第3章で区画部材に主に用いられる構成材料に着目して、せっこう系ボードやスタッドの熱変形等を定量化して、簡易温度予測モデルを構築し、第4章で構造部材に用いられる耐火被覆材に着目して、被覆材の目地部の隙間や亀裂等の損傷が鋼材温度に与える影響を定量化し、当該損傷を考慮した温度予測モデルを構築した。以下に本論文の第2章から第4章で得られた知見を示す。

【第2章】高温時における耐火被覆材の熱的性質

第2章では、多様な加熱強度の火災における建築部材への熱入力を適切に評価するため、耐火被覆材の熱的性質とその損傷状況をDSC、TG-DTA、熱収縮測定実験、標準加熱下における素材実験によって把握した。耐火被覆材の高温熱的性質により、温度変化による材料の物性の変化が明らかとなった。RWFでは、1100℃以上での熔融による潜熱が確認された。GB-F(V)は脱硫による1050℃以上での急激な熱分解、CSBでは1050℃以上でトバモライト結晶、ゾノライト結晶の分解が確認された。

一方、耐火被覆材が施された鋼板を用い、多様な加熱強度を被る耐火被覆材の高温時の劣化特性や熱的物性を把握することを目的とし、電気炉を用いた小規模加熱実験、水平炉を用いた中規模加熱実験を行い、耐火被覆材の劣化状況を把握と熱伝導率の同定を行った。同定熱伝導率は、CFBでは、鋼板との剥離が生じた条件を除外すると、1200℃程度で0.28[W/mk]程度まで、熱伝導率は高くなる。RWFでは、温度が1150℃程度を超えると、亀裂、熔融等の損傷が発生したため、1150℃までの値に着目すると、0.3~0.45[W/mk]程度(常温時の約10倍)まで大きくなった。CSB type3の同定熱伝導率は、ボードの含水及び被覆材と鋼材の間の空気層の影響を考慮した合成した熱伝導率となる。 $\alpha=650$ の場合、温度が大きくなるにつれて、1200℃程度で0.2[W/mk]程度まで大きくなった。

耐火被覆材表面温度が大きくなると、被覆材の劣化及び同定した熱伝導率が大きくなった。また、鋼板が厚い条件では、被覆材の裏面温度の上昇は緩やかとなるため、被覆材両面の劣化の程度は同程度であっても、被覆材の厚さ方向の劣化程度は鋼材厚さが薄いものに比べて小さくなる。一方、中規模試験体と比較すると、小規模の試験体の周囲を断熱材で囲ったことで、被覆材内部の温度分布が、定常よりになっているため、耐火被覆材の劣化程度及び同定熱伝導率が大きくなったと考えられる。

また、同定熱伝導率を用い建築部材温度予測を行う場合、本章で実施した条件の範囲では、CFBとRWFは概ね1150℃まで、CSB type3は概ね1200℃までが適用限界となる。

【第3章】区画部材の熱的損傷を考慮した温度予測

第3章では、強化せっこうボードを用いた乾式間仕切壁の耐火性能に与える種々の因子のうち、主として加熱強度に着目して、せっこうの熱分解による吸熱作用及び熱劣化、軽量鉄骨下地の熱変形の影響を、一連の加熱実験により把握した。

石膏の熱分解により発生した水分の状況を把握するため、石膏板(GB)及び強化せっこうボード(GB-F(V))を用い、中空層の湿度やボード内部の温度を測定し、多様な加熱強度を設定した加熱実験を行った。水分移動の影響はボードの厚さが大きいほど長く、素材実験で得られた熱物性を用いた厚さ15mm GB-F(V)の解析値と比べて、実験値は、80~140℃で温度上昇の停滞時間が約3~5分長くなる。また、水分移動の影響は、実効比熱として加熱面からの位置に応じた蒸発潜熱の増分を考慮することで再現できた。

加熱によるスタッドの熱変形の影響が無視できる小規模試験体と面外変形が生じると考えられる中規模試験体を用い、4水準の加熱強度を設定して実験を行った。加熱強度が大きい場合、スタッドの加熱側と非加熱側の温度差が大きくなるため、壁の面外変形が大きい。隙間の総量はスタッドの熱変形に比べ、加熱強度が大きい条件では強化せっこうボードの熱収縮が支配的であることが分かる。また、スタッド端部やボードの拘束の影響を適切に設定すれば、スタッドの加熱側と非加熱側の温度差、幾何学的条件等により、変形量は推定できる。

加熱実験等の結果を踏まえて、加熱時に生じる隙間や高温ガスが隙間を通過する際の抵抗は壁やボードの熱変形等によって変化し、この影響をせっこうボードの熱伝導率を見かけ上増加したものとして、実効熱伝導率を同定した。乾式間仕切壁に生じる隙間の影響を考慮した実効熱伝導率は、ボード単体の熱伝導率に対して、1200℃で2倍程度となった。材料の熱的損傷として、隙間の影響を考慮した実効比熱、実効熱伝導率を用いることで、熱伝導解析により実験結果を概ね再現することができた。

【第4章】構造部材の物理的損傷を考慮した温度予測

第4章では、火災時および地震時の架構の変形等により、耐火被覆材の亀裂などの物理的損傷による耐火性能が低下した構造部材を対象とし、耐火被覆の亀裂や接合部の隙間などの部分損傷の熱的影響を定量化し、鋼柱、梁の温度予測モデルを構築した。

中規模加熱実験では、部材の耐火被覆部分に発生した亀裂を再現した隙間を耐火被覆に設けて加熱を行い、鋼柱・梁の材軸方向の温度分布を測定した。実験結果により、耐火被覆柱・梁の中空層がある場合には、隙間から流入した高温ガスが試験体の上部に伝播し、鋼柱の全体温度が上昇しやすくなったが、中空層がない場合には、隙間部の鋼材等の局所的な鋼材温度が高くなることを確認した。また、損傷を模擬した隙間における鋼柱の温度上昇性状を再現し、RWFを施された鋼柱の材軸方向温度分布を把握した。隙間幅100mm程度になると熱抵抗係数が0.1倍程度にまで低下し、隙間幅200mm程度になると無耐火被覆柱の熱抵抗係数と同程度となる。

一方、簡易鋼材温度予測モデルを構築するため、耐火被覆を施した構造部材の損傷部分を想定した小規模試験体を製作し、加熱実験を行った。鋼材温度の600℃に到達する時間率は、同様な厚さの被覆材を比較すると、CFBとSRWの減少割合は概ね同じ傾向を示し、CSBが最も大きい減少割合を示している。CSBでは、隙間幅20mmに

なると 0.35 倍程度まで低下し、隙間幅 40mm になると 0.22 倍程度まで低下することを確認した。

さらに、隙間部(無被覆部分)と一般部(被覆部分)に分離した集中熱容量法に基づき、鋼板の温度予測モデルを構築した。耐火被覆材の小口面の深さ方向の温度分布の影響を、代表温度・代表位置として近似することで、隙間の影響を概ね再現できることがわかった。また、耐火被覆柱を対象として簡易鋼材温度予測は、鋼材の耐力低下が顕著になる 600℃付近では実験値との差が小さくなり、簡易なモデルとして十分有用であると考えられる。

最後に、第2章から第4章で実施した実験から得られた結果及び構築したモデル等の流れを整理すると Fig.5.1.1 の通りとなる。

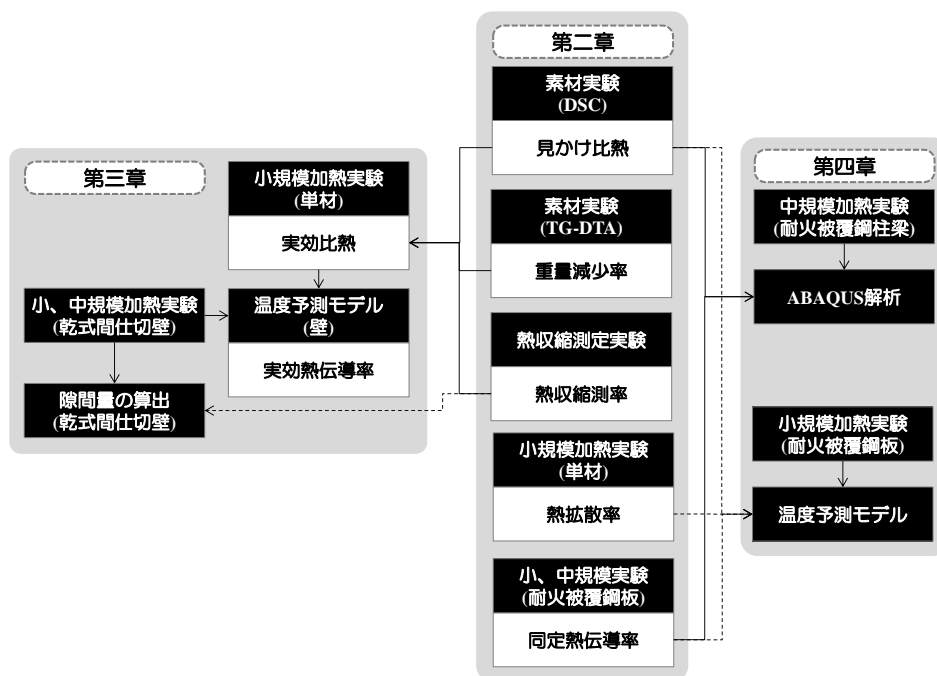


Fig. 5.1.1 第2章から第4章の関連

謝辞

本論文を纏めるに当たり、東京理科大学 理工学部 建築学科 教授 大宮喜文博士には終始にわたり懇切なご指導、ご教示を賜りました。先生のご指導から多くのことを学び、先生の研究に対する並々ならぬ情熱、研究者としての姿勢や考え方に接することができたのは、極めて幸せなことでした。暖かい激励と便宜を図っていただいたことを心より感謝いたします。

本研究における実験、解析、考察全般において懇切丁寧なご指導を賜るとともに、未熟な私に惜しめない協力をして頂きました国土交通省 国土技術政策総合研究所 建築研究部 防火基準研究室 主任研究官 鈴木淳一博士には心より感謝申し上げます。

研究を進めるにあたり、ご助言、ご指導を頂くなど甚大なるご協力を頂きました筑波大学システム情報工学研究科 構造エネルギー工学専攻 名誉教授 鈴木弘之博士には深く感謝申し上げます。

私達を見守って下さいました元東京理科大学 理工学部 建築学科 助教 野秋政希博士、李在永博士に心から感謝申し上げます。

本論文の審査に当たり、ご多忙な中、貴重なご指導、ご教示を頂きました東京理科大学工学部第二部 建築学科 教授 河野守博士、理工学研究科 国際火災科学専攻 教授 松山賢博士、理工学部 建築学科 教授 衣笠秀行博士、兼松学博士に深く御礼申し上げます。

本論文をまとめるにあたり、共に研究を行ってきた元東京理科大学 山本弘樹氏、藤田航平氏、種子田翔一氏、富山涼氏、杉本伊峰輝氏、小平康智氏、小角崇峰氏、堀井怜央氏には甚大なるご協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

最後に常日頃から深い愛情で支援、協力をして頂いた両親、家族ならびに多くの友人に感謝するとともに、この大宮研究室で学び、感じたことを今後の人生の更なる発展に繋げていくことを誓い、謝辞とさせていただきます。

2019年9月

研究業績

1. 審査付き論文(Journal)

- 1) 王愈翔, 小平康智, 鈴木淳一, 大宮喜文: 多様な火災加熱に曝される乾式間仕切壁の温度上昇特性 ～せっこうボードの熱劣化及び軽量鉄骨下地の熱変形の影響～, 日本建築学会環境系論文集 第 84 巻 第 757 号, pp.215-224, 2019.3

2. 参考論文

- 1) 王愈翔, 鈴木淳一, 富山涼, 種子田翔一, 藤田航平, 成瀬友宏, 大宮喜文: 多様な加熱温度における耐火被覆部材の温度上昇特性 ～その 3 中規模加熱実験～, 日本火災学会研究発表会概要集, pp.146-147, 2015.5
- 2) 王愈翔, 鈴木淳一, 富山涼, 水上点晴, 林吉彦, 成瀬友宏, 大宮喜文: 耐火被覆の損傷の影響を考慮した鋼材温度上昇に関する研究—耐火被覆の隙間の影響—, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.189-192, 2016.8
- 3) 王愈翔, 鈴木淳一, 小平康智, 大宮喜文: 耐火被覆に損傷等を有する鋼構造架構の耐火性能に関する研究 ～その 1 損傷を模擬した隙間と部材の材軸方向温度分布～, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.299-300, 2018.9
- 4) YH Wang, Y Ohmiya, JI Suzuki, H Yamamoto and K Fujita: Study of Fire Resistance of Drywall –Development of Prediction Model of Drywall based on Heating Experiment, Proceedings of Structural Safety under Fire & Blast CONFAB 2015, pp.392-399, 2015.9

3. 審査無し論文(First author)

- 1) 王愈翔, 鈴木淳一, 成瀬友宏, 小平康智, 大宮喜文: 隙間からの流入熱を考慮した乾式間仕切壁の加熱実験 ～流入熱量に基づく温度予測モデルの構築～, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.217-218, 2017.7
- 2) 王愈翔, 鈴木淳一, 成瀬友宏, 小平康智, 大宮喜文: 多様な加熱を被るせっこうボード乾式間仕切り壁の温度上昇特性 その 3 水分移動が強化せっこうボードの熱伝導に与える影響, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.217-218, 2017.8
- 3) 王愈翔, 鈴木淳一, 小平康智, 大宮喜文: 多様な加熱を被る乾式間仕切り壁の温度上昇特性～スタッドの変形が強化せっこうボードの熱伝導に与える影響～, 日本建築仕上学会大会学術講演会研究発表論文集, 2017.10

4. 審査無し論文(First author 以外)

- 1) 大宮喜文, 種子田翔一, 鈴木淳一, 柳橋拓, 藤田航平, 王兪翔: 乾式間仕切壁の加熱性状: その4 電気炉を用いた小規模加熱実験, 日本建築仕上学会大会学術講演会研究発表論文集, pp.191-194, 2014.10
- 2) 種子田翔一, 大宮喜文, 鈴木淳一, 柳橋拓, 藤田航平, 王兪翔: 乾式間仕切壁の加熱性状: その5 小規模加熱実験結果および数値シミュレーションを用いた検討, 日本建築仕上学会大会学術講演会研究発表論文集, pp.195-198, 2014.10
- 3) 種子田翔一, 鈴木淳一, 王兪翔, 富山涼, 藤田航平, 成瀬友宏, 大宮喜文: 多様な加熱温度における耐火被覆部材の温度上昇特性 ~その1 耐火被覆材の高温熱物性~, 日本火災学会大会梗概集, pp.142-143, 2015.5
- 4) 富山涼, 鈴木淳一, 王兪翔, 種子田翔一, 藤田航平, 成瀬友宏, 大宮喜文: 多様な加熱温度における耐火被覆部材の温度上昇特性 ~その2 小規模加熱実験~, 日本火災学会大会梗概集, pp.144-145, 2015.5
- 5) 大宮喜文, 富山涼, 鈴木淳一, 王兪翔, 成瀬友宏: 被覆の熱特性を考慮した区画構成部材の耐火性能: その1 防火被覆の熱特性, 日本建築仕上学会大会学術講演会研究発表論文集, pp.59-62, 2015.10
- 6) 富山涼, 鈴木淳一, 王兪翔, 大宮喜文: 防火被覆の熱特性を考慮した区画構成部材の耐火性能: その2 温度予測モデルの構築, 日本建築仕上学会大会学術講演会研究発表論文集, pp.63-66, 2015.10
- 7) 鈴木淳一, 成瀬友宏, 水上点晴, 富山涼, 王兪翔: 火災時における強化せっこうボードの遮熱特性に関する研究, 日本建築仕上学会大会学術講演会研究発表論文集, pp.67-70, 2015.10
- 8) 高山哲大, 安井昇, 鈴木淳一, 原崇之, 長谷見雄二, 水上点晴, 成瀬友宏, 宮林正幸, 塩崎征男, 李元羽, 原田浩司, 王兪翔, 加來千紘: 仕上げ被覆された木質パネルの火災加熱時における炭化性状, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.725-728, 2016.3
- 9) 富山涼, 鈴木淳一, 王兪翔, 水上点晴, 林吉彦, 成瀬友宏, 大宮喜文: 耐火被覆の損傷を考慮した鋼材の温度上昇特性, 日本建築学会関東支部研究報告集, pp.729-732, 2016.3
- 10) 安井昇, 王兪翔, 鈴木淳一, 成瀬友宏, 宮林正幸, 長谷見雄二, 遊佐秀逸: 防火被覆による木質部材の炭化抑制効果に関する研究 その5 柱 - 壁取り合い部の加熱実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.71-72, 2016.8
- 11) 門岡直也, 小宮祐人, 王兪翔, 宮林正幸, 鈴木淳一, 成瀬友宏, 安井昇, 遊佐秀逸, 長谷見雄二: 防火被覆による木質部材の炭化抑制効果に関する研究 その6 準耐火構造の壁が取り付く柱の載荷加熱実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.73-74, 2016.8
- 12) 富山涼, 鈴木淳一, 王兪翔, 成瀬友宏, 大宮喜文: 被覆材料の目地等の損傷を考慮した間仕切壁の温度上昇特性, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.223-224, 2016.8

- 13) 富山涼, 鈴木淳一, 小平康智, 王兪翔, 大宮喜文, 河野守: 火災時における有孔鋼梁の温度上昇特性, 日本火災学会研究発表会概要集, pp.300-301, 2017.5
- 14) 小平康智, 鈴木淳一, 成瀬友宏, 王兪翔, 大宮喜文: 隙間からの流入熱を考慮した乾式間仕切壁の加熱実験 ～流入熱量に基づく温度予測モデルの構築～, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.215-216, 2017.7
- 15) 小平康智, 鈴木淳一, 王兪翔, 大宮喜文: 耐火被覆に損傷等を有する鋼構造架構の耐火性能に関する研究 ～その2 ト型架構の火災応答解析～, 日本建築学会大会梗概集, pp.301-302, 2018.8