

## 研究報告

### 合成鉄骨小梁の無耐火被覆設計に向けた接合法の開発

東京都立大学 高木次郎

#### 研究報告概要

大火災時に床架構が崩落する極限状態を想定したとき、梁端部の破壊が起点となることが考えられる。終局状態を評価して崩壊させない設計の基盤を整備することを目的として、鉄骨梁とコンクリートスラブで構成される合成梁端部の加熱加力実験を行った。鉄骨梁の接合部の破断やスラブの引張あるいはせん断破壊などの崩壊メカニズムを解明するために、精緻な有限要素法（FEM）による解析モデルを作成して実験結果と比較した。火災時に床架構がたわんでも崩落しない場合や、一部の柱が座屈しても代替荷重支持経路が存在する場合など、これまでに十分なされていない終局状態の評価を行い、安全性を確保しつつ合理的で自由度の高い鋼構造耐火設計整備のための研究を推進した。

#### (1) 実験概要

東京理科大学火災科学実験棟の多目的載荷装置を利用して図1と写真1のような実験を行った。梁端接合部の実大試験体に対して、火災時の梁端部の変形と応力の状態を鉛直と水平のジャッキで再現する形で加熱加力した。実験試験体の仕様および結果等を表1と写真2に示す。改良を加えつつ治具を使い続け、試験体の仕様を実験変数として、耐火性能を比較評価することを目的としている。

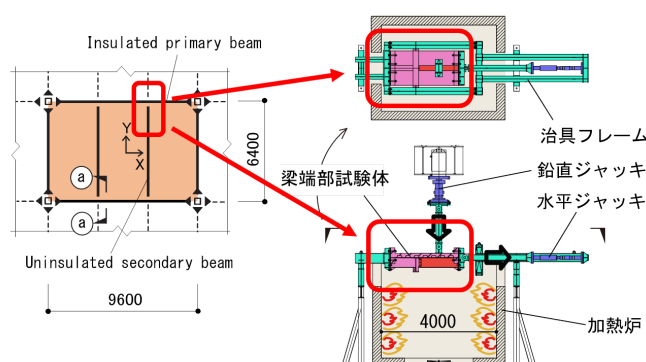


図1 多目的載荷装置による加熱加力実験の要領



写真1 多目的載荷装置取り付け前の試験体と治具の様子 (2021年2月)

表1 これまでに実施した試験体の仕様と結果等

実施年度	試験体のスラブ仕様	試験体構成の意図	結果概要（得られた知見等）
2018	スラブなし	スラブの寄与を評価するために、スラブのない試験体で高力ボルト接合された鉄骨梁端部の耐火性能を評価した。	<ul style="list-style-type: none"> <li>無耐火被覆小梁よりも高力ボルトの温度上昇が遅く、事前評価よりも長時間鉛直荷重支持能力を保持した。</li> <li>鉛直と水平の2軸載荷が計画通り実施可能であることを確認した。</li> </ul>
2019	等厚スラブ t=150 D13@200 <sup>メ</sup> ブル	2018年実験の対極として、強度の高いスラブを有するスラブつき鉄骨梁端部接合部の耐火性能評価を意図した。	<ul style="list-style-type: none"> <li>一部の治具と試験体の接合を十分ピンにできない不具合が発生し破壊に至らなかった。</li> <li>等厚スラブの高温時面内引張力下の終局曲げ耐力が事前評価よりも高いことが分かった。</li> <li>FEM解析モデルを改良し、スラブやボルトを含む実験時の温度分布を用いて、実験時の試験体挙動を評価できることを確認した。</li> </ul>
2020	合成スラブ 合成デッキ, 6φ@150 <sup>メ</sup> ッシュ	鉄骨構造で一般的な合成スラブ+メッシュ筋の梁仕様で端部接合部の耐火性能評価を意図した。	<ul style="list-style-type: none"> <li>合成スラブ+メッシュ筋の仕様では、火災時の梁のカテナリ効果を発揮する前に高力ボルトがせん断耐力を喪失して、メッシュ筋が破断して終局状態に至ることが分かった。</li> <li>本実験法で合成梁端部接合部が大変形を伴い、破壊に至る挙動を評価できることが実証できた。</li> <li>FEM解析でも終局状態を評価できた。</li> </ul>

(注) 太線枠内が本研究助成を受けて実施した実験である。



2018年度試験体  
(スラブ無し (上部ALC版) )



2019年度試験体  
(等厚スラブ)



2020年度試験体  
(合成スラブ)

写真2 これまでに実施した実験の試験体

## (2) 合成スラブの無耐火被覆合成小梁接合部加熱加力実験

2020年度に実施した合成スラブつき無耐火被覆小梁端部の加熱加力実験の結果について、以下に報告する。

図2に試験体と治具の構成を示す。無耐火被覆小梁 (H-350x175x7x11) 端部が大梁 (H-500x200x10x16) に3本の高力ボルト (S10T-M20) で接合される。梁上部の1.2m×2.4mのスラブは小梁直交方向を主力方向とするデッキ合成スラブ (デッキ板厚1.2mm, 山間隔300mm, デッキせい50mm, 凹部コンクリート厚さ80mm, 溶接金網φ6@150) で、大梁を介して無耐火被覆小梁と連続する位置に大梁のねじれを拘束する小梁を有する。梁上部に頭付きスタッド (φ16-L80, 小梁方向ピッチ300mm, 大梁方向ピッチ200mm) を設け、デッキプレート (SDP2TG) を貫通させて溶接した。東京理科大学の多目的加熱載荷装置を利用し、IS0834標準加熱曲線に準拠して加熱した。加力は鉛直と水平二方向に対して行い、図2のような治具を用いた。鉛直荷重 $P_V$ は、積載荷重を含めた床重量を $w=4.0\text{kN/m}^2$ と仮定し、想定する梁のス

パン6.4mとピッチ3.2mから41.0kN (=4.0kN/m<sup>2</sup>×3.2m×3.2m)とした。試験体自重12.5kNを減じた28.5kNを鉛直ジャッキで一定加力した。水平荷重P<sub>H</sub>は、図3の3期に区分した加力則を設けた。無耐火被覆合成小梁の下フランジ温度に比例して圧縮力を与える熱膨張期、鉛直たわみに応じて加力を制御する移行期、一定引張力を与える大変形期である。

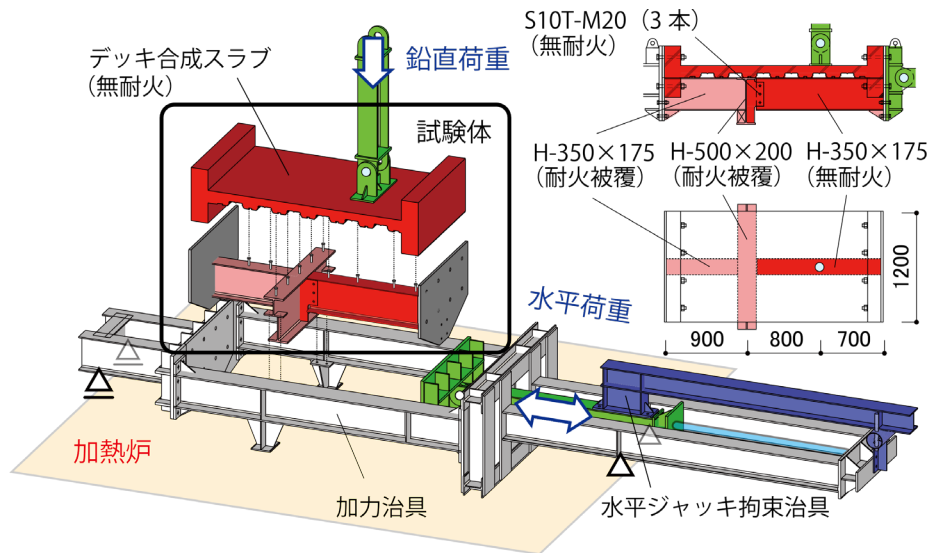


図2 試験体と加力治具の概要図

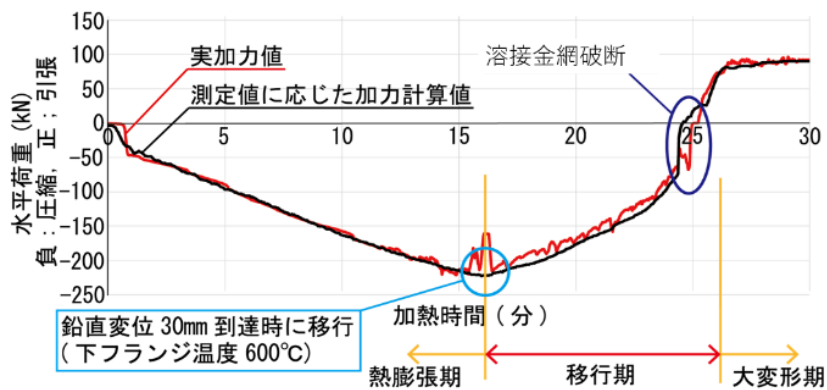


図3 水平加力概念図

### 温度推移

図4に各構成部材の温度推移を示す。無耐火被覆小梁と高力ボルトの温度上昇が激しい一方で、耐火被覆大梁やガセットプレートの温度上昇は緩やかで400℃を下回る。よって、本実験中の温度上昇による耐力低下は無耐火被覆小梁と高力ボルトにのみ発生し、特に高力ボルトの耐力低下は400℃を超えた加熱後約15分頃から進行したと考えられる。図5に溶接金網各部の温度推移を示す。溶接金網の温度は全て100℃未満であり、温度上昇による耐力低下は僅かであったと考えられる。また、大梁芯位置から±75mm部分は特に温度が低く、これは大梁に施した耐火被覆によるものだと考えられる。図6にスラブ断面方向の温度推移を示す。

全て300℃以下であり、強度低下の可能性は低いと考えられる。尚、コンクリートと鋼材の常温材料試験結果は表2の通りである。

表2 常温材料強度

	材齢 (日)	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )		降伏応力度 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )
普通コンクリート (Fc21-18-13N)	7	18.2	H型鋼 (SS400)	271	463
	28	23.5	高力ボルト (S10T-M20)	1005	1077
	60	28.0	溶接金網 (WFPΦ6)	635	635

### 変形推移

図7に試験体の加熱時間-鉛直変位関係を示す。加熱後約15分で鉛直変位が急増した。高力ボルトのせん断耐力が大きく低下する温度 (450℃) に到達しており、その影響と考えられる。16分で一時的に変形速度が低下した。小梁の下フランジとガセットプレートの接触が原因と考えられる。24分頃に溶接金網が破断して再び鉛直変位が急増して崩壊形に至った。

### 損傷状況

加熱開始後24分頃のスラブ上面のひび割れ状況と溶接金網の破断状況を写真2と5に示す。写真2の大きなひび割れは15分頃の鉛直変位の急増と共に発生し、その後変位増大に伴い、ひび割れ幅も増大した。溶接金網破断時のひび割れ幅は70mm程度であった。放射冷却後の接合部の損傷状況を写真3に示す。全ての高力ボルトは、破断には至っていないものの軸部が小梁材軸方向に大きくせん断変形しており、概ねせん断耐力を喪失していたと考えられる。また、上部ボルト位置では小梁ウェブの支圧変形が見られ、さらに小梁の下フランジはガセットプレートと接触して局部座屈が見られる。図7の15分頃の挙動を裏付けると考えられる。写真4に小梁ウェブの損傷状況を示す。小梁ウェブのせん断座屈が確認されており、ボルトのせん断耐力喪失とウェブの座屈に伴い、スラブには面外鉛直下方向のせん断力も作用したと考えられる。写真6に実験終了後のデッキプレートの損傷状況を示す。溶接金網破断部分のデッキプレートが局所的に小梁材軸方向に引き延ばされている。溶接金網破断後の変形と考えられる。

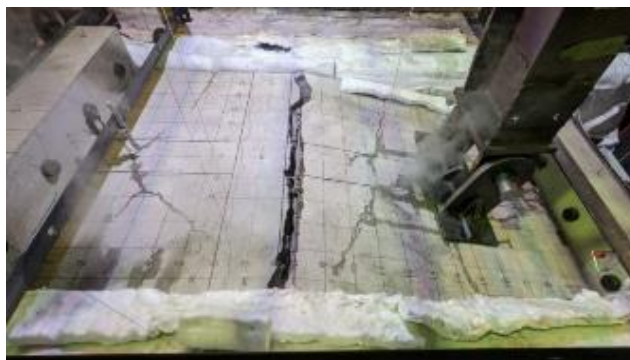


写真2 スラブ上面のひび割れ状況



写真3 接合部の損傷状況



写真4 小梁ウェブの損傷状況

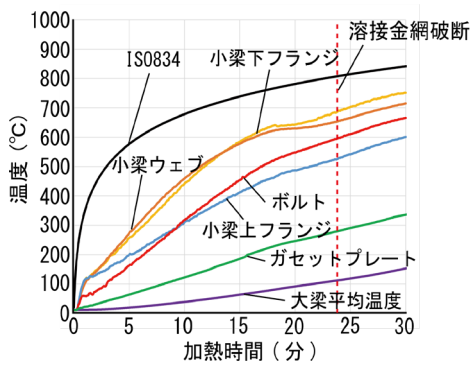


図4 各部材の加熱時間-温度関係

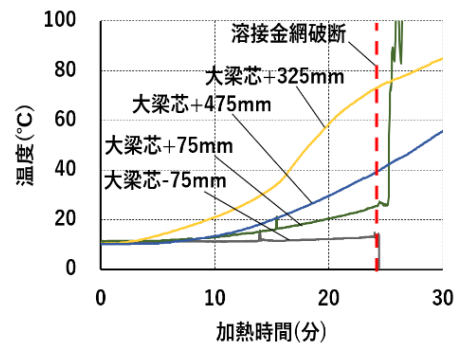


図5 溶接金網の加熱時間-温度関係

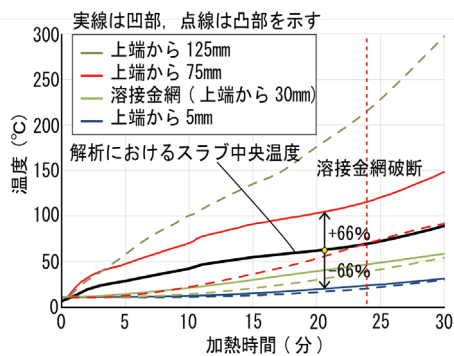


図6 スラブ断面方向の加熱時間-温度関係

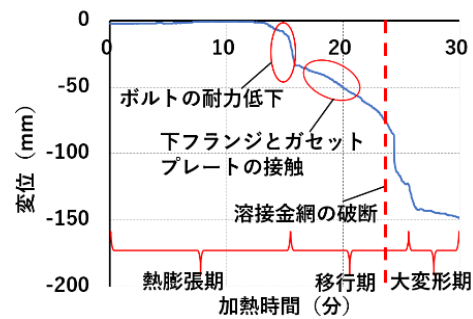


図7 加熱時間-鉛直変位関係



写真5 溶接金網の破断状況



写真6 溶接金網破断部分のデッキプレートの損傷状況

### (3) FEM解析による実験の分析

#### 合成梁の解析に基づく水平加力計画の策定

図8の合成小梁のFEM解析モデルを用いて梁周辺架構による材軸方向の反力を評価する。同梁は図9の6.4m×6.4mの床架構中央の無耐火被覆小梁（有効幅1.6m）を想定した。梁端部には、周辺架構による小梁材軸方向の変位を拘束する弾性ばね（「伸縮拘束ばね」と呼ぶ）を設ける。同ばねの剛性は10kN/mmと仮定した。小梁端部の高力ボルトをモデル化したせん断ばねは図8中左側で固定し、右側を図中の剛体（「支持剛体」と呼ぶ）に接続した。デッキ合成スラブの端部についても、左側を固定し、右側を支持剛体に接続した。支持剛体は小梁材軸方向の並進のみ自由とし、伸縮拘束ばねに接続する。鉄骨小梁とスラブの端部はそれぞれ剛体変形を仮定した。梁の全長6.4mに対してスラブ全長を6.6mとして片側100mmずつ拡張した。これにより、加熱によるボルト接合部のせん断耐力喪失後にスラブが面外方向に局所的に変形する現象を評価することを意図した。スタッドは、せん断剛性50kN/mmで材軸方向に剛なばねとし300mm間隔でスラブと梁上フランジを接続した。部材温度は図10のように与えた。床荷重は4.0kN/m<sup>2</sup>とし、小梁直上スラブ節点に梁の支配幅3.2m相当の荷重12.8kN/mを作用させて温度を上昇させた。

伸縮拘束ばねの水平反力と下フランジ温度 ( $T_b$ ) および接合部から800mm点の鉛直変位の関係を図11に示す。加熱初期は熱膨張による圧縮力が生じ、ボルトは、 $T_b=300^{\circ}\text{C}$  [ボルト温度 $330^{\circ}\text{C}$ ] 程度から最大せん断耐力に達する。500 $^{\circ}\text{C}$  [530 $^{\circ}\text{C}$ ] で下段ボルトのせん断耐力が喪失し700 $^{\circ}\text{C}$  [710 $^{\circ}\text{C}$ ] で全てのボルトの耐力が喪失した。梁端部の回転拘束力が低下し、変形が増大して水平反力は圧縮から引張へ転じた。これらより、実験時の水平加力計画を表3のように3期に区分した。加熱初期の熱膨張期は下フランジ温度との比例関係（比例係数0.37kN/ $^{\circ}\text{C}$ ）で圧縮力を与え、移行期は鉛直変位が顕著に増大することに着目して鉛直変位の1次関数で加力する（1次係数2.8kN/mm）。大変形期は引張力が90kNに達した時点で一定を保持する。

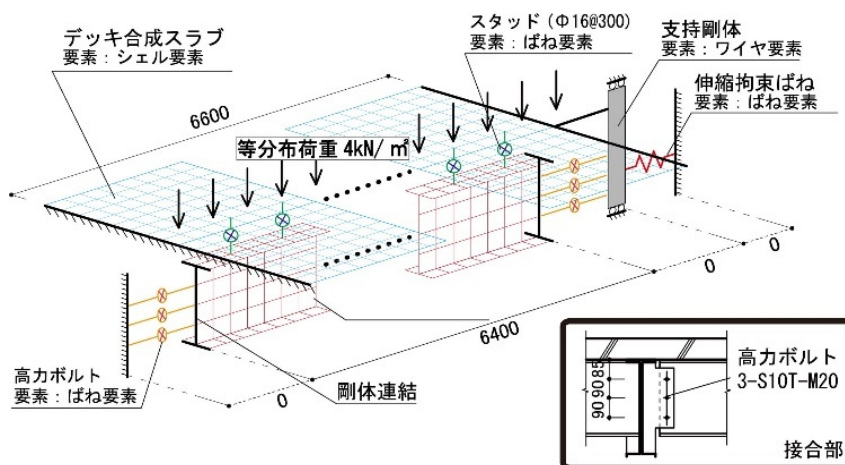


図8 水平加力計画策定用のFEM解析モデル

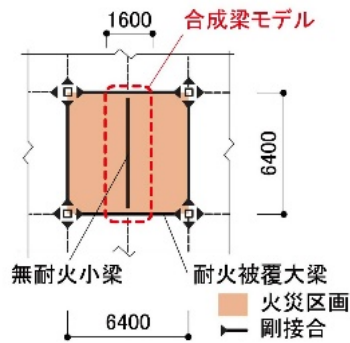


図9 対象架構

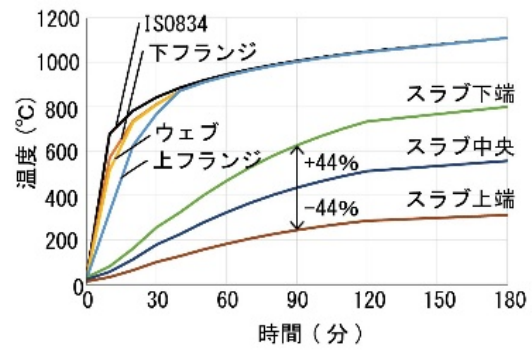


図10 各部材の加熱時間-温度関係

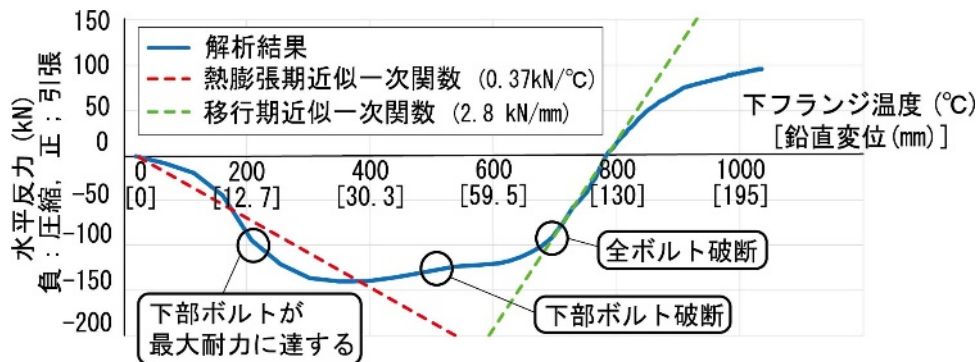


図11 伸縮拘束ばねに生じる水平反力の推移

表3 水平加力計画

状態		水平加力測	次の状態への移行条件
1	熱膨張期	下フランジ温度に比例させ漸増させる (比例係数: 0.37kN/°C)	鉛直載荷点の鉛直変位が 30mmに到達
2	移行期	鉛直変位の増分に応じて制御する (1次係数: 2.8kN/mm)	引張荷重が90kNに到達
3	大変形期	引張荷重90kNを一定載荷する	-

### 無耐火被覆合成小梁端部の加熱加力実験の再現解析

前述の水平加力計画策定用のFEM解析モデルと同様に要素をモデル化し、治具を剛棒として試験体のFEM解析モデルを作成した(図12)。材料試験結果からH形鋼と鉄筋の降伏強度をそれぞれ270と635N/mm<sup>2</sup>、コンクリートの圧縮強度を28N/mm<sup>2</sup>、高力ボルトM20の引張強度を1007N/mm<sup>2</sup>とした。ジャッキと試験体との接合はジャッキの材軸直交2軸回りの回転を自由とした。図中の鉛直と水平の加力治具端部にそれぞれの方向の荷重を与える。試験体自重は、鉛直加力点と水平ジャッキ側スラブ端部の2点に集中荷重として与えた。大梁の端部をピン支持し、小梁とスラブの図中左端を固定した。各部材の温度は実験の温度計測値に準じ、大梁は常温とした。

はじめに、実験で測定した部材の温度分布を設定した解析（「基本モデル」と呼ぶ）の結果を述べる。鉛直荷重点の加熱時間と鉛直変位（ $\delta v$ ）関係を図13に示す。実験と解析の両方で加熱開始から約10分〔ボルト温度400℃〕まで梁とスラブの温度差によって鉛直上方への変形が確認された。実験では加熱15分で鉛直変位が増大した後に、変位30-90mmで変位速度が低下している。これは、小梁下フランジとガセットプレートが接触したことによる影響と考えられる。解析では同現象を評価していないため、ボルト破断後に鉛直方向の変形が急増し鉄筋が破断して不安定になった。終局状態の様子を図14に示す。ボルトと鉄筋の耐力喪失が確認されており、実験の損傷の様子に一致する。

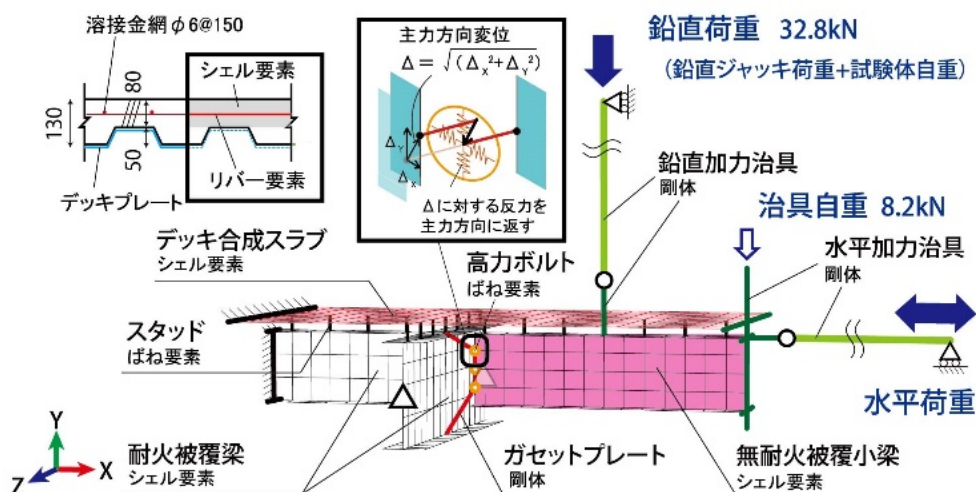


図12 実験再現用のFEM解析モデル

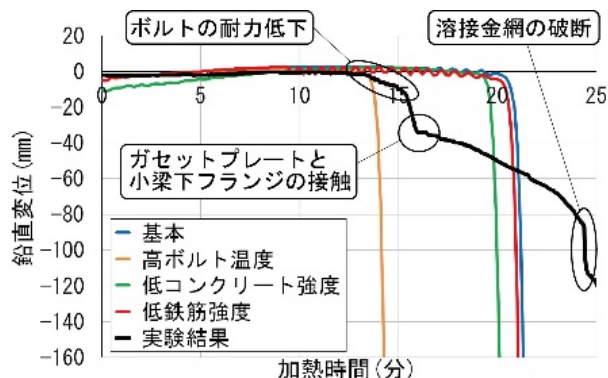


図13 加熱時間-鉛直変位関係

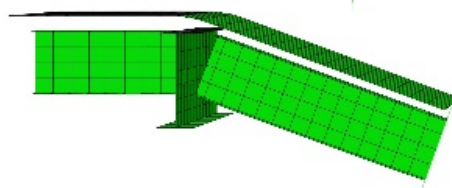


図14 架構崩壊時変形の様子

次に、終局状態を決定する要因について考察する。表4のように、ボルトの温度やスラブ曲げ耐力を変数とした複数のモデルを作成した。実験と基本モデルの解析とでは、 $\delta v$ の増大開始時間が約16分と21分とで差があるのに対し、ボルト温度を測定値よりも高くした場合（「高ボルト温度モデル」） $\delta v$ 増大時間が早まり実験値に近づいた。一方で、コンクリートや鉄筋の強度を低下させた場合（「低コンクリート強度モデル」と「低鉄筋強度モデル」） $\delta v$ 増大時間への影響は限定的であった。従って、実験では、ボルトの破断に伴って変形が増



大して鉄筋が破断することで終局状態に至るが、ボルト破断後のスラブによる抵抗は限定的であり、ボルト接合部の破断が終局状態を決定する主要因と考えられる。従って、実験と基本モデルの $\delta_v$ の増大時間に差がある原因として、実験での高温時ボルト耐力を基本モデルではやや大きめに評価している可能性がある。これは、ボルト（軸部）の温度評価や高温時のせん断耐力のモデル化などに起因することが推察される。

表4 解析モデル一覧

モデル名	基本モデルからの変更点
基本	
高ボルト温度	ボルト温度をウェブ温度に変更
低コンクリート強度	コンクリート強度1/10に変更
低鉄筋強度	鉄筋強度を約1/3 (235N/mm <sup>2</sup> )に変更

#### (4) 今後の課題

これまでの実験（表1）では、火災時に無耐火被覆小梁端部が破壊に至る過程を分析し、解析的に再現するためのモデル構築に有用な情報が得られたものの、大変形を伴い鉛直荷重支持能力を保持する梁のカテナリー効果を実現するための接合部詳細の提案や条件整理には至っていない。今後は、小さな改良で火災時に大変形を伴い鉛直荷重支持能力を保持できる無耐火被覆合成小梁端部の接合部仕様を提案して、その火災時の挙動を実験と解析の両面から評価する。

#### (5) 発表論文

- ・ 栗原純，舎川将太郎，高木次郎，河野守，松山賢：無耐火被覆合成小梁接合部の2方向加力加熱実験 その1 実験計画と結果，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp137-138，2020.9
- ・ 舎川将太郎，栗原純，高木次郎，河野守，松山賢：無耐火被覆合成小梁接合部の2方向加力加熱実験 その2 FEM解析による挙動分析，日本建築学会大会学術講演梗概集（関東），pp139-140，2020.9
- ・ 王松，高木次郎，舎川将太郎，栗原純，河野守，松山賢：デッキ合成スラブと無耐火被覆鉄骨小梁を有する床架構の火災時崩壊形評価 その1 床架構解析による崩壊形の推定，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），2021.9
- ・ 大山昇，舎川将太郎，高木次郎，栗原純，王松，河野守，松山賢：デッキ合成スラブと無耐火被覆鉄骨小梁を有する床架構の火災時崩壊形評価 その2 合成小梁接合部の加熱加力実験，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），2021.9
- ・ 栗原純，舎川将太郎，高木次郎，大山昇，王松，河野守，松山賢：デッキ合成スラブと無耐火被覆鉄骨小梁を有する床架構の火災時崩壊形評価 その3 実験加力計画と再現解析，日本建築学会大会学術講演梗概集（東海），2021.9