

無耐火被覆小梁を有する鋼構造床架構の火災高温時崩壊挙動評価

COLLAPSE BEHAVIOR EVALUATION OF STEEL FLOOR STRUCTURES

WITH UNINSULATED SECONDARY BEAMS UNDER ELEVATED TEMPERATURES IN FIRES

高木 次郎^{*1}, 王 松^{*2}, 栗原 純^{*2}, 河野 守^{*3}, 松山 賢^{*4}*Jiro TAKAGI, Song WANG, Jun KURIHARA,
Mamoru KOHNO and Ken MATSUYAMA*

The collapse behavior of steel floor structures under elevated temperatures in fires was investigated by detailed FEM analyses. The floor structure in the fire compartment is composed of uninsulated secondary-beams and steel-deck composite slabs, supported by insulated primary-beams, adjacent to unheated floor structures. Under the elevated temperatures, the secondary-beams and bolted simple connections lose strength and alternatively slabs carry the vertical load associated with large sagging deformation. The floor structure collapses when the reinforcement around the secondary-beam ends fails. The behavior and failure mechanism observed in the FEM analyses were confirmed by a simultaneous heating and two-directional loading experiment.

Keywords: steel structure, fire, floor structure, collapse mechanism, FEM analysis, heating and loading test
鋼構造, 火災, 床架構, 崩壊形, FEM 解析, 加熱加力実験

1. はじめに

鉄筋コンクリートスラブを有する鋼構造床架構は、一部の梁が無耐火被覆の場合でも一定の耐火性能を有することが知られている。加熱によって部材の曲げ剛性が低下しても、鉛直変位の増大に伴ってスラブや梁の床面内方向の軸力による鉛直荷重支持機構が形成されるためである。そのような現象は過去の鋼構造建物の火災事例^{1,2)}やCardingtonの大規模な耐火実験³⁻⁵⁾などでも確認されており、その挙動や機構を分析評価しようとする研究は数多く存在する。一つの視点として、これらの研究は、独立したスラブあるいは梁を有する部分床架構に対して実験と解析および理論から火災性状を把握しようとするもの⁶⁻¹⁰⁾と、建物中の床架構の火災時挙動を評価しようとするもの¹¹⁻¹⁴⁾に分類できる。前者では実験による耐火性状の評価が可能であるのに対し、後者では、実験は困難で数値解析が主体となる。そして、既往研究の数も比較的小さい。独立したスラブや部分床架構の耐火性状は周辺構造からの影響を受ける建物中の性状とは異なることが指摘されており⁵⁾、今後、耐火性能設計を推進する上でも、建物中の床架構の耐火性能と終局状態を評価していく

必要がある。建物の火災高温時の終局状態を数値解析により評価しようとする研究の多くで、柱の座屈が支配的な崩壊形である^{15,16)}。

著者らは、スラブと鉄骨梁をシェル要素でモデル化し、高力ボルトによる小梁と大梁の接合部に弾塑性ばねを用いた鋼構造床架構のFEMモデルを構築し、火災高温下の大変形挙動を評価した¹⁷⁾。そして、同モデルを発展させて、スラブ筋の破断を伴う床架構の火災時終局状態を解析と実験の両面から評価することを試みた¹⁸⁾。本研究では、検討床架構の仕様や境界条件を変化させて火災高温時の挙動評価を行い、FEMモデルを改良してその終局状態を分析する。具体的には、無耐火被覆小梁とスラブを有する鋼構造床架構中の一部の防火区画内で火災が発生した場合を考える。小梁が加熱されて耐力が低下してから、スラブと共に大変形を伴って鉛直荷重を支持する過程と崩壊までの挙動を有限要素法(FEM)解析と実験により評価する。梁の一部が無耐火被覆でも潜在的に高い耐火性能を保有しうる鋼構造床架構の終局状態を考えることで、火災安全性を定量的に評価し、経済的で自由度の高い耐火性能設計の体系を整備するための一資料を提示する。

*1 東京都立大学都市環境科学研究科 准教授・Ph.D.

*2 東京都立大学都市環境科学研究科 大学院生

*3 東京理科大学 教授・工博

*4 東京理科大学 教授・博士(工学)

Assoc. Prof., Tokyo Metropolitan University, Ph.D.

Grad. Student, Tokyo Metropolitan University

Prof., Tokyo University of Science, Dr.Eng.

Prof., Tokyo University of Science, Dr.Eng.

2. 床架構の FEM 解析

2.1. 検討床架構

事務所用途を想定した検討対象の鋼構造床架構を図 1 に示す。図中の Y1 通りと Y2 通り上に 6.4m 間隔で柱が存在し、両通りの間隔は 12.8m である。大梁は両端で柱に接続し、図中の X 方向と Y 方向の大梁長さはそれぞれ 6.4m と 12.8m である。Y 方向の 12.8m スパンの大梁を 4 分割する位置に小梁があり、同大梁によって小梁は両端をピン支持される。いま、柱で囲まれる 6.4m×12.8m の矩形平面が防火区画であると、柱と大梁には耐火被覆があり、小梁には耐火被覆がないと仮定する。そして、中央の防火区画の温度が IS0834 加熱曲線に従って上昇した場合を考える。ここで、IS0834 加熱曲線は、実火災現象に基づいた温度と時間の関係を与えるものではないが、耐火性能を評価する尺度として同曲線を採用した。柱と大梁の耐火被覆によって、防火区画は保持されると仮定して、加熱される防火区画（「火災区画」と呼ぶ）内部の小梁とその接合部およびスラブの温度上昇に伴う損傷と床架構の終局状態を評価する。中央の防火区画だけでなく、加熱されない隣接区画もモデル化する理由は、周辺架構による加熱部の拘束効果を評価するためである。

火災区画の長辺（12.8m）の短辺（6.4m）に対する比（辺長比）は 2.0 である。比較的大きい辺長比のために、温度上昇によって無耐火被覆小梁の耐力が低下して、大変形と共にスラブが主たる鉛直荷重支持部材になる状態では、長辺の大梁に流れる力の割合が大きい。すなわち、大変形後にスラブ中央部の張力場と外周部のコンプレッションリング（圧縮輪）が形成され、鉛直荷重支持能力を保持する機構（膜作用効果）のように火災区画周囲の大梁に鉛直荷重が分散する機構よりも、小梁構面内のカタナリー状の大変形を伴った張力機構（カタナリー機構）により鉛直荷重を支持する機構の寄与が大きくなる可能性がある。カタナリー機構が成立するためには、周辺床架構によってカタナリー一端部の水平変位が抑制される必要があるが、本検討架構には火災区画の長辺側に同形の常温を保持する区画が隣接することで、その役割を担うと思われる。火災区画の辺長比が比較的大きく、平面的に連続する床架構が存在する鋼構造床架構と防火区画の組合せは実建物でも多く見られ、図 1 の例を検討することで、火災高温時の鋼構造床架構の崩壊挙動を数値解析的に評価することを意図する。

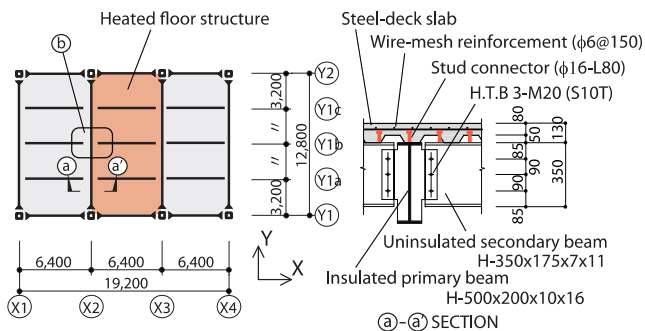


Fig. 1 Examined steel floor structure

表 1 に、床架構を構成する部材の仕様とモデル化の概要を示す。無耐火被覆小梁は H-350x175x7x11 とし、大梁は H-500x200x10x16 で耐火被覆によって柱と共に常温弾性を保持すると仮定する。耐火

被覆を施した場合でも、これらの部材の温度上昇の可能性はあるがそれによる熱膨張や耐力低下の影響を無視して、小梁とスラブおよび小梁接合部の火災高温時挙動に着目する。小梁端部の大梁との接合要領は図 1 の通りであり、3 本の高力ボルト M20 (S10T) により小梁ウェブがガセットプレートに接合される。デッキスラブは 50mm の高さ凹凸のデッキ型枠 (SDP2TG, 板厚 1.2mm, 山間隔 300mm) と溶接金網 φ6@150 のスラブ筋により構成され、スラブ厚さは 130mm で、かぶり厚さは上端から 30mm である (図 1)。大梁と小梁の上フランジには 200mm 間隔で頭付きスタッド (φ16-L80) を設ける。ただし、頭付きスタッドは梁上フランジとスラブとを連結する剛材としてモデル化しており、その仕様は解析結果には影響しない。以上の構成部材の仕様は後述の実験試験体と同じであり、材料強度は試験体の材料試験結果に基づく。400N/mm² 級の小梁の降伏強度は 270N/mm² で高力ボルトの引張強度は 1077N/mm² である。また、スラブコンクリートの圧縮強度は 28N/mm² でスラブ筋の降伏強度は 635N/mm² である。鉛直荷重は、終局状態の積載荷重を少なめに評価して、梁やスラブの固定荷重と積載荷重の和として 4kN/m² を仮定する。

Table 1 Material properties and FEM Modeling

	Section/ Material	Strength *1 (N/mm ²)	FEM element	Insu- lation *2
Primary- beam	H-500x200x10x16	elastic	Shell	Y
Secondary- beam	H-350x175x7x11 (SS400)	$\sigma_y=270$ $\sigma_u=460$	Shell	N
Slab	Concrete	28	Shell	N
	Steel-deck SDP2TG (Z12)	-	Neglected	N
	Wire-mesh reinforcement (WFP φ6@150)	$\sigma_y=\sigma_u=635$	Re-bar	N
Column	BX-400x400x19	elastic	Wire	Y
Connection	Stud connector φ16@200	-	Rigid link	N
	High strength bolted conn. M20 (S10T)	$\sigma_y=1005$ $\sigma_u=1077$	Radial- thrust spring	N

*1: σ_y =yield strength, σ_u =tensile strength

*2: Y=insulated, N=uninsulated

2.2. 解析モデル

汎用有限要素法解析ソフトウェアの ABAQUS¹⁹⁾ を用いて解析モデルを作成した (図 2)。検討床架構は 8 本の角形鋼管柱 (BX-400x400x19) で支持される。柱の長さは床架構高さから上下に一層 4m 分ずつの合計 8m で、最下部の 6 自由度を固定し、最上部の鉛直方向の並進以外の 5 自由度を固定した。柱は常温を保持すると仮定し、弾性線材 (wire 要素) でモデル化した。大梁と小梁はウェブとフランジをそれぞれシェル要素 (S4R) でモデル化した。要素の節点数は四隅の 4 つで面内 1 積分点、板厚方向に 5 積分点を有する。1 辺の大きさは約 100mm である。大梁は常温弾性を維持することから線材によるモデル化も考えられるが、小梁やスラブ、柱との接合条件を精緻に行う目的で、小梁と同様にシェル要素でモデル化した。固定荷重と積載荷重の和としての 4kN/m² はスラブのシェル要素上に一様に与えた。

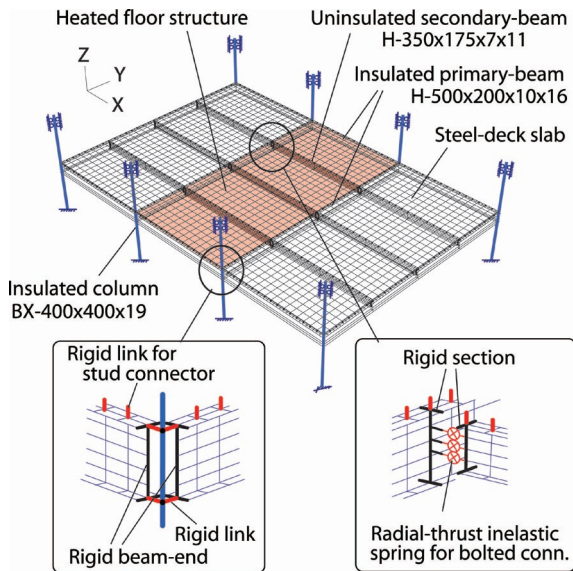


Fig. 2 FEM model of steel floor structure

デッキ合成スラブは凸部とデッキプレートを無視して凹部の厚さの等厚 80 mm のシェル要素でモデル化した。メッシュの大きさは 100mmx100mm とし、スラブ筋は既往研究¹⁷⁾と同様にスラブのシェル要素内に rebar 要素として層を形成して鉄筋の方向性を評価した。ここで、スラブの凸部を無視して凹部の厚さの等厚シェル要素でモデル化することの妥当性については議論の余地がある。ただし、以下の2つの理由によりモデル化の一例としては無理がないと考える。(1)本床架構の検討では、火災高温下でスラブの張力場が形成されて配筋筋が降伏するが、その場合はスラブ凹部の耐力が支配的となる。(2)仮定したモデル化で Lim らによるデッキスラブの載荷加熱実験⁹⁾の温度とスラブ中央の鉛直変位関係を妥当な精度で評価できることを確認している。

小梁鋼材の高温時の応力-歪関係は Eurocode3 (EC3)²⁰⁾に準拠し、歪硬化を考慮せず、耐力低下開始時の歪(「降伏強度限界歪」あるいは単に「限界歪」と呼ぶ)を 15%として耐力喪失時歪を 20%とした。一方、スラブ筋の応力-歪関係も同様に EC3 に準拠したが、降伏強度限界歪を 8%、耐力喪失時歪を 10%とした。これは、スラブシェル要素の大きさとの関係から設定したものである。すなわち、100mm 角の要素内のスラブ筋の歪が一樣な場合に約 10mm の変形で破断する仮定である。スラブ要素を細分化することによる解析負荷は大きいので、実用的な大きさに留めて、スラブ筋の破断を評価することを意図した。鉄筋の材料試験の結果を見ても、塑性軸変形量が 10 mm 程度で破断する設定に無理はないと考える。コンクリートの圧縮側と引張側の高温時応力-歪関係は Eurocode2 (EC2)²¹⁾に準拠したが、単純化を目的として最大応力度までを割線剛性で評価した。引張強度は圧縮強度の 1/10 とした(図 3)。スタッドは剛材とし、梁の上フランジ中央の節点と直上のスラブ節点を接続した。

柱と大梁の接合部については、図 2 のように上下のフランジ中央の節点と同高さの柱節点を剛材で接続した。また、小梁と大梁の高力ボルトピン接合部については、図 2 のようにガセットプレートを剛として、個々の高力ボルト接合部を主せん断力方向に相対せん断変位の絶対値に応じた反力を返すばね要素(Radial-thrust)でモ

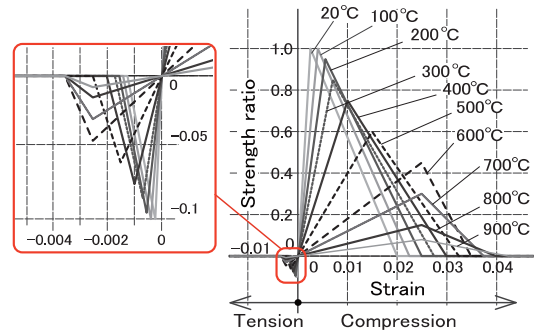


Fig. 3 Concrete properties at elevated temperatures

デル化した。それらの復元力特性はボルト接合部のボルト軸部のせん断変形のばね(軸部せん断ばね)と接合板の支圧変形のばね(支圧ばね)を直列し、それらに対して摩擦によるせん断耐力を評価するばね(摩擦ばね)を並列した Component-based Model とした(図 4)。いずれのばねのせん断力-せん断変形の復元力特性も温度の関数として文献²²⁾に基づいて設定した。ただし、軸部せん断ばねの復元力特性に関しては、著者らの既往研究²³⁾も参考に、ボルト孔のクリアランスなどを考慮してせん断変位 2-6mm で最大耐力に到達し、20 mm で耐力を喪失するバイリニアとした。小梁のボルト接合部のガセットプレートの板厚は 9mm とし、その温度をボルトと同じとして材料強度を小梁ウェブと同じと仮定した。500°C 時の CB モデル中の各ばねの組合せのせん断力-せん断変形関係を図 5 に示す。軸部せん断ばねよりも支圧ばねの耐力が低いことから、両ばねが直列する合成ばねの復元力特性としては支圧ばねの影響が大きく、最大耐力後の耐力低下が比較的小さくせん断変形が進行する。それに摩擦ばねの耐力が付加される形である。解析モデル中の各ボルト位置には、図 4 の 4 つのばねを全て設けるのではなく、図 5 の合成した 1 つのばねを設けた。

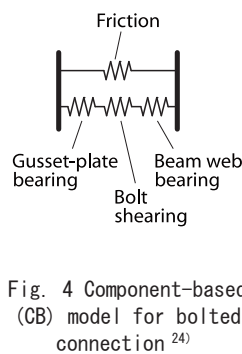


Fig. 4 Component-based (CB) model for bolted connection²⁴⁾

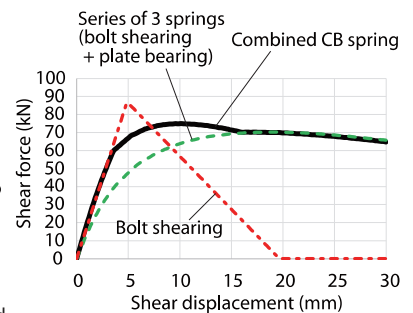


Fig. 5 Shear deformation relationships in CB model at 500°C

部材の温度と時間の関係を図 6 に示す。240 分までは既往実験を参考に設定し、それ以降については IS0834 曲線との関係を考慮して仮定した。240 分までについては、無耐火被覆小梁と高力ボルトの温度は著者らの既往実験²⁴⁾の結果に基づき、同実験の試験体は等厚スラブであったことから、デッキスラブのコンクリートと鉄筋の温度は文献²⁶⁾を参考に設定した。既往実験²⁴⁾では、無耐火被覆小梁の上下フランジとウェブそれぞれの温度を測定したが、加熱時間が長くなるとそれらの温度差は比較的小さくなることから小梁温度は

一様に与えた。一方、スラブについては、断面中央と上下端の3つの温度点を定義して図7のような温度勾配を与えた。鋼材とコンクリートの熱膨張係数は共に $1.4 \times 10^{-5} (1/^\circ\text{C})$ として、温度に対して一定とした。

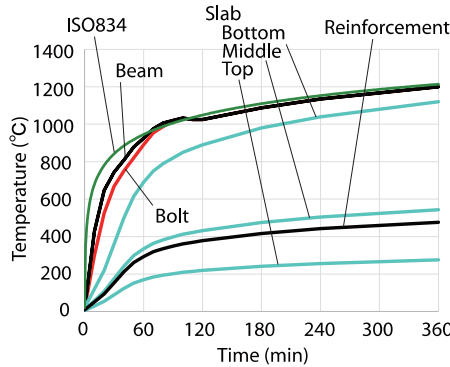


Fig. 6 Time-temperature relationships of floor structure

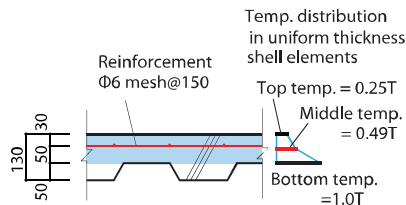


Fig. 7 Deck-slab temperature distribution

2.3. 解析結果

火災区画中央のたわみ量および周囲の大梁スパン中央のスラブ筋の歪と時間の関係を図8に「SL」の表記で示す。同図中に後述の境界条件を変えた解析モデルの結果も「NL」の表記で示す。加熱開始後約10分から平面図(図1)のX2通りの12.8mスパンの大梁中央のX方向のスラブ筋歪(以降「短辺方向歪」と呼ぶ)が増えはじめ、10分と20分とで同歪が約0.3%と3%になる。このとき、無耐火被覆小梁とボルトの温度は約430°Cと650°Cであり、中央のたわみ量は約80mmから200mmである。小梁の曲げ剛性とボルトのせん断耐力が低下してスラブ張力により鉛直荷重を支持する機構へと推移したと考えられる。一方、この間、平面図のY1通りの大梁中央のY方向のスラブ筋歪(「長辺方向歪」と呼ぶ)は、あまり増大していない。短辺方向歪の増大はスラブの面外曲げ変形の影響もあるが、X方向の1方向のカテナリー機構が形成されたことにも起因すると推察できる。加熱約45分時のスラブ筋の温度は約250°Cで、耐力はほとんど低下していないが、短辺方向歪が8%の限界歪に到達し、応力歪関係の負剛性域に入ることによって同歪は急激に増大した。また、たわみ量の増加速度も増大した。その後、約90分でたわみ量は640mm(小梁スパンの1/10)になった。

加熱約50分で図9のようにX2通りとX3通りの大梁近傍のスラブが局所的に変形し、実現象としては破断したと考えられる。層間区画を保持できない状態と思われ、床架構の終局状態と判断できる。すなわち、隣接する床架構による拘束効果があり、区画の辺長比が比較的大きい場合に、区画端部の長辺側の鉄筋破断を伴い終局状態に至る可能性が確認された。

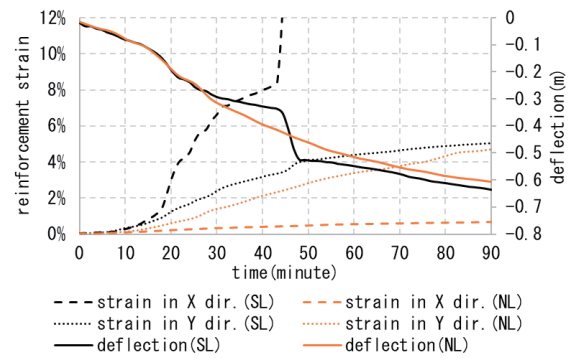


Fig. 8 Transition of vertical displacement and reinforcement strain

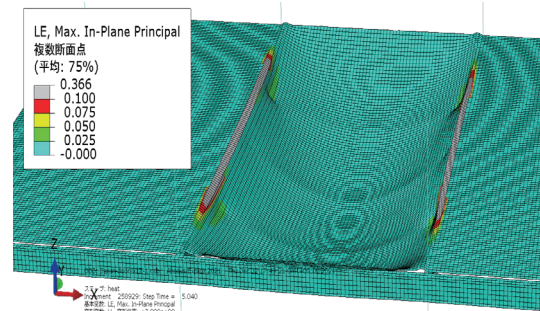


Fig. 9 Deformation of floor structure and strain in X dir. reinforcement at 50 min.

2.4. 周辺床架構と加熱区画の辺長比の影響

火災区画の周辺床架構の存在と辺長比が無耐火被覆合成小梁を含む床架構の耐火性状に及ぼす影響を評価する目的で、図10のような2つの床架構を考える。前節までに検討した図1の床架構(比較のため今後「SLモデル」と呼ぶ)の周辺床架構が存在しないもの(図10(a)の「NLモデル」と呼ぶ)と、周辺床架構がない上に平面を正方形として辺長比を1としたもの(図10(b)の「NSモデル」と呼ぶ)である。いずれの床架構も四隅を角形鋼管柱で支持されており、柱の断面や長さ、解析モデルの要素の構成や接合方法などは、SLモデルと同様である。また、小梁と大梁とスラブの仕様やモデル化の詳細などもSLモデルと同じである。

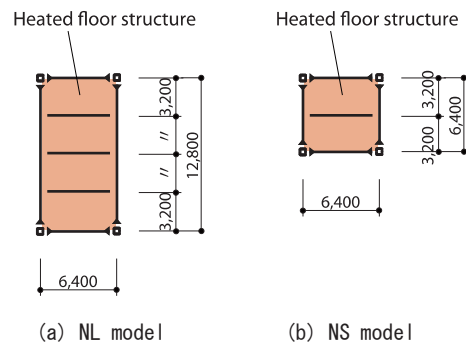


Fig. 10 Alternatively examined floor structures

NLモデルとNSモデルの火災区画中央のたわみ量と時間の関係を前節のSLモデルの結果に加えて図11に示す。また、図12に加熱後180分時のスラブ断面中央位置のコンクリートの発生面内主応力

を示す。NS モデルは NL モデルと境界条件は同じであるが辺長比が 1.0 であり、小さいために、膜作用効果による圧縮輪が明確に分かる。NS モデルのたわみ量は他のモデルよりも相対的に小さく (図 11)、図 12 の発生面内主応力図と同様に、2 方向の鉛直荷重支持機構が理解できる。NL モデルのたわみ量と SL モデルと同位置の鉄筋歪を図 8 に追記した。加熱約 30 分までのたわみ量はほぼ同じだが、周辺床架構による X 方向変位と大梁材軸回りの回転拘束によって約 45 分までは SL モデルのたわみ量が相対的に小さくなった。その後、SL モデルでスラブのメッシュ筋が破断する挙動は前述の通りである。結果として、比較的単調にたわみ量が増大する NL モデルよりも SL モデルのメッシュ筋破断後のたわみ量は大きい。NL モデルの短辺方向歪は 1%以下であり SL モデルと比較して端部の面外回転の拘束が小さいことが確認できる。

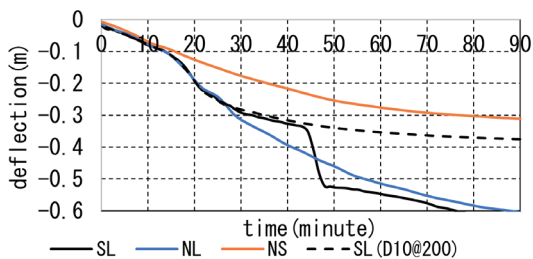
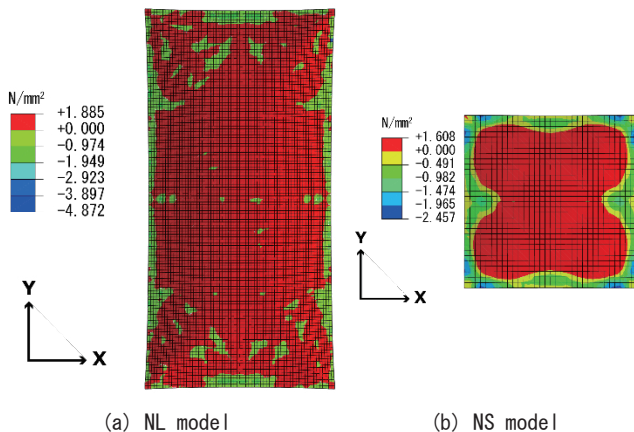


Fig. 11 Deflections in SL, NL and NS models



(a) NL model

(b) NS model

Fig. 12 Principle in-plane stress distribution of concrete at 180 min.

加熱約 180 分時の NL モデルのスラブ上面のコンクリートの面内歪の最大値を図 13 に示す。熱膨張に起因するたわみの曲率が短辺方向と長辺方向とで異なるために、短辺方向にひび割れに相当する比較的大きな歪の帯が確認できる。ただし、その後も同位置の鉄筋は破断に至らず、加熱 360 分まで大変形を伴って鉛直荷重を支持した。一方、NL モデルの柱を削除して、四隅の柱位置をピンローラー支持としたモデル (NLb モデル) について同様の解析を行うと、加熱後 147 分で中央の Y 方向のスラブ筋が破断して、加熱 167 分で図 14 のように Y 方向の大梁がスパン中央で折れ曲がり崩壊した。すなわち、NL モデルが長時間鉛直荷重を支持できるのは柱が水平反力を支持するカタナリーの効果が大きく、床架構内のスラブ外周部の圧縮環と中央部の張力場が形成される一般的な膜作用の効果は比較的小さいと言える。NS モデルに同様の変更をしても加熱 360 分まで大変

形を伴って鉛直荷重を支持することになりなく、図 12 と合わせて辺長比による鉛直荷重支持機構の相違が理解できる。

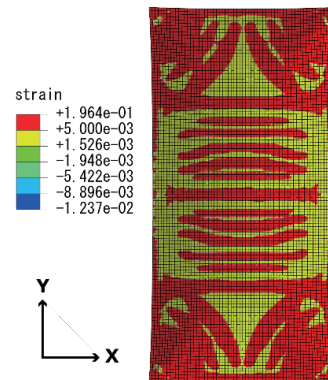


Fig. 13 Maximum in-plane strain distribution of concrete on upper surface in NL model at 180 min.

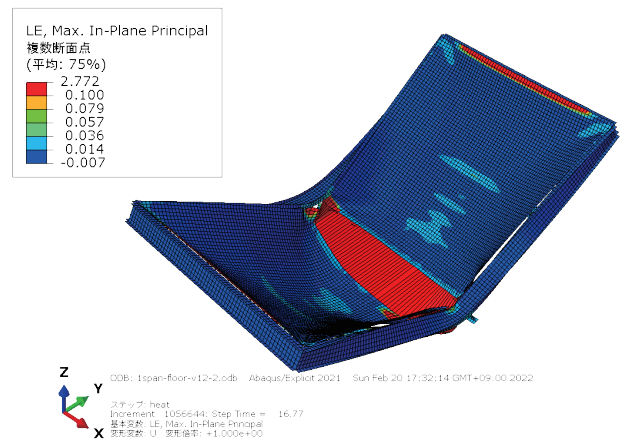


Fig. 14 Deformation and strain of reinforcement in Y dir. in NLb model at 167 min.

図 11 に SL モデルの鉄筋を表 1 のメッシュ筋から異形鉄筋に変更した場合のたわみ量を併記した。異形鉄筋の配筋は D10@200 シングルとし、応力-歪関係は EC3 に準拠して歪硬化を考慮した。平均的な D10 の降伏強度として 360N/mm^2 を設定し、引張強度を 450N/mm^2 とした。両強度の比は EC3 に示される 1.25 を用いた。その結果、加熱 360 分まで鉄筋の破断は確認されず、360 分時のたわみ量は 415mm であった。本モデルにおいても、異形鉄筋の降伏強度限界歪と耐力喪失時歪をメッシュ筋と同様に 8%と 10%としてモデル化している。メッシュ筋と比較して異形鉄筋の変形性能は高いと考えられるが、加熱 50 分時の大梁上部 (図 1 の b 部) の歪の最大値は 6%程度であり、同設定は結果に影響しない。本検討より、スラブの鉄筋量を増大させることにより、前節で述べたスラブ筋の破断による火災高温下の床架構の終局状態を回避できる可能性が示唆される。

3. 無耐火被覆小梁端部の加熱加力実験と再現解析

3.1. 加熱加力実験の方法

前章の床架構の FEM 解析で小梁端部付近が破壊する結果を受けて、

図1のb部を抽出した試験体を作成し、東京理科大学の多目的載荷装置を利用して鉛直水平2方向加力下の加熱実験を行った(写真1)。6.4m スパンの無耐火被覆合成小梁が火災時にたわんで最終的に崩落するまでの挙動を確認することを目的として、IS0834 標準加熱曲線に準じて試験体を加熱した。長期荷重を想定して鉛直荷重を一定として、熱膨張と大変形後のカタナリー機構形成による水平方向の小梁軸力を実験中に変動させる計画とした(図15)。

図16のように、無耐火被覆小梁(H-350x175x7x11)とそれを受ける大梁(H-500x200x10x16)とデッキスラブ、および大梁のねじれを拘束する部材(H-350x175x7x11)により試験体を構成した。3本の高力ボルト(S10T-M20)で無耐火被覆小梁のウェブを大梁の無耐火被覆のガセットプレートに接合した。大梁を介して無耐火被覆小梁と直列する位置のねじれ拘束材と大梁を溶接により一体化し、厚さ40mmの巻付式耐熱ロックウールを施した。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スラブである。大梁上部には200mm間隔で頭付きスタッドを設け、小梁上部にはデッキプレートを小梁上部で分割する試験体の施工が困難であったため、デッキの凹凸に合わせて300mm間隔で頭付きスタッドを設けた。その他の仕様は表1と同様である。

鉛直と水平の2方向の加力には図17のような治具を用いた。水平ジャッキは手動ポンプにより操作し、鉛直ジャッキは多目的載荷装置の装備を用いた。試験体に与える水平力の反力は試験体周囲の治具フレームが受けて、試験体と合わせて自己釣合状態となるようにした。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 ($=4.0\text{kN/m}^2 \times 3.2\text{m} \times 3.2\text{m}$)とした。これから試験体自重 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_H を図18に示す(右側の縦軸参照)。なお、同図には、後述の実験とFEM解析の結果も併記した。表2のような3期に区分した水平荷重の加力則を設けた。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。著者らは、端部に周辺架構による軸伸縮の拘束ばねを有する無耐火被覆合成小梁の火災高温時挙動解析を行っており²⁶⁾、それに基づいて同加力則を設定した。



Photo 1 Furnace with jig frame

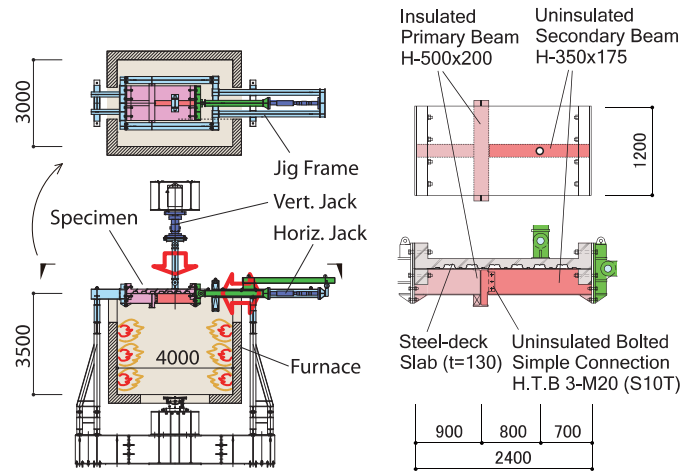


Fig. 15 Experiment setup

Fig. 16 Specimen

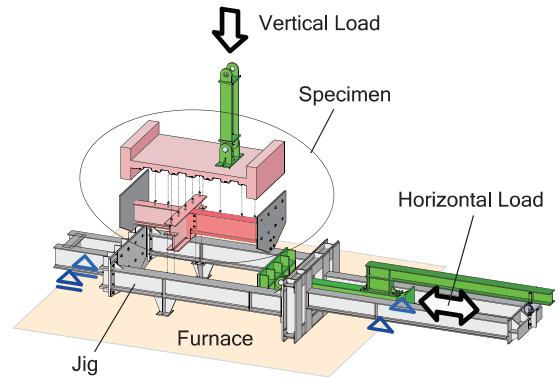


Fig. 17 Composition of specimen and jig frame



Photo 2 Specimen set in jig frame

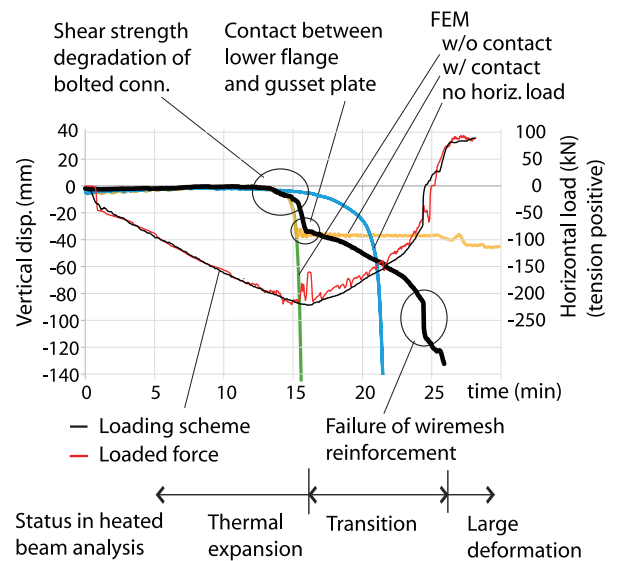


Fig. 18 Horizontal load and vertical displacement in experiment

なお、表 2 中の T_B は無耐火被覆小梁の下フランジ温度 (°C) , $P_{H,i}$ は第 i 状態中の引張を正とした水平加力計画値 (kN) , δ_v は鉛直荷重点位置の鉛直下方変位で大梁接合位置からの相対変位 (mm) である。また、 $P_{H,ET}$ と $\delta_{v,ET}$ はそれぞれ熱膨張期最後 (=移行期最初) の水平加力計画値 (kN) と相対鉛直変位 (mm) である。このように、水平加力計画値は温度や変位の関数として定義しており、実験中に計測値を確認しながら加力値を調整した。従って、図 18 中の加力計画曲線は実験計画段階で確定したものではなく、計測値を表 2 中の各式に代入した結果である。

Table 2 Horizontal loading scheme

No.	Status	Loading principle	Status-transfer event
1	Thermal expansion	$P_{H,1} = -\alpha T_B$ ($\alpha = 0.37 \text{ kN/}^\circ\text{C}$)	$\delta_v = 30 \text{ mm}$ or $T_B = 700^\circ\text{C}$ whichever earlier
2	Transition	$P_{H,2} = \beta (\delta_v - \delta_{v,ET}) + P_{H,ET}$ ($\beta = 2.8 \text{ kN/mm}$)	$P_{H,2} = 90 \text{ kN}$
3	Large deformation	$P_{H,3} = 90 \text{ kN}$	Collapse

3.2. 実験結果の考察

加熱時間と鉛直荷重載荷点の鉛直変位の関係を図 18 に示す。また、構成部材の温度推移を図 19 に示す。図中の [] のある凡例は実験で測定された温度を示し、() は後述の解析モデルで設定した温度を示す。括弧のない凡例は、実験測定値とモデル設定値が同一の場合で、その温度を示す。無耐火被覆小梁と高力ボルトの温度上昇が顕著である一方で、溶接金網の温度は測定箇所全てにおいて 100°C 以下であり、スラブ下側のコンクリートの温度は 200°C 以下である。従って、スラブの溶接金網とコンクリートの耐力低下はほとんどないと考えられる。

加熱 15 分ごろに大梁フランジの縁から小梁側に 50mm 程度の位置にひび割れが確認され、ほぼ同時に鉛直変位が急増してひび割れ幅も増大した。この時の高力ボルトの温度は約 450°C であり、変形の増大は、ボルトのせん断耐力が低下したことに起因すると思われる。そして、水平加力則の熱膨張期から移行期への推移条件である $\delta_v = 30 \text{ mm}$ (表 2) を超えたため、水平ジャッキによる試験体への圧縮加力を停止し、引張加力に向けた除荷を開始した。その後 16 分ごろに δ_v の増大速度が低下した。これは小梁の下フランジとガセットプレートが接触したためと推察される。水平ジャッキによる引張加力

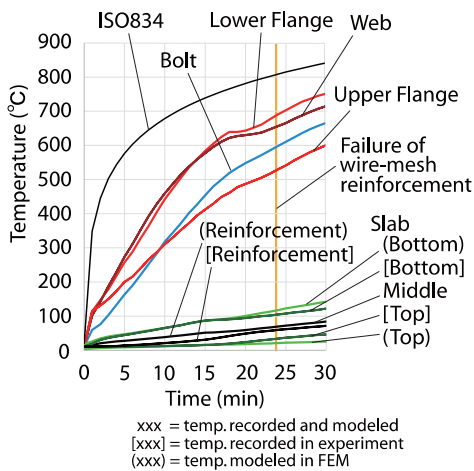


Fig. 19 Temperatures in experiment

への移行途中、24 分ごろの水平加力がゼロに到達する付近で、拡大したひび割れ部の溶接金網が破断して再び鉛直変位が急増した。鉛直荷重を支持できなくなったことから崩壊したと判断した (写真 3, 7)。これらの結果から、試験体と同仕様の無耐火被覆合成小梁が床架構中で加熱された場合、大変形を伴う張力機構への推移途中で端部が壊れる可能性が示唆される。また、溶接金網破断時の δ_v は 75 mm であり、載荷点と大梁間の距離で除した接合部の回転角は約 10% である。大まかな値ではあるが、溶接金網が破断するまでの変形能力の評価指標と考えられる。

実験後の小梁接合部の状況を写真 4 に示す。高力ボルトは軸部が大きくせん断変形しており、ほぼせん断耐力を喪失したと考えられる。上部のボルト位置では小梁ウェブの支圧変形が見られた。小梁の下フランジとガセットプレートの接触痕が見られ、反力によって下フランジに局部座屈が発生した (写真 4, 5, 6)。

本実験では、鉛直と水平のジャッキを 1 つずつ用いたが、実験設備の仕様と大きさ等の制約から、3 つ目のジャッキを配備することはできなかった。すなわち、梁端に発生するせん断力と軸力は加力できたが、曲げモーメントを与えることはできていない。図 1 のような床架構において、無耐火被覆小梁の曲げ耐力は加熱開始後急速に低下するため、曲げ耐力がほぼ喪失した状態での応力状態は実験で再現できるが、喪失までの過程は床架構と実験とで一致しない。

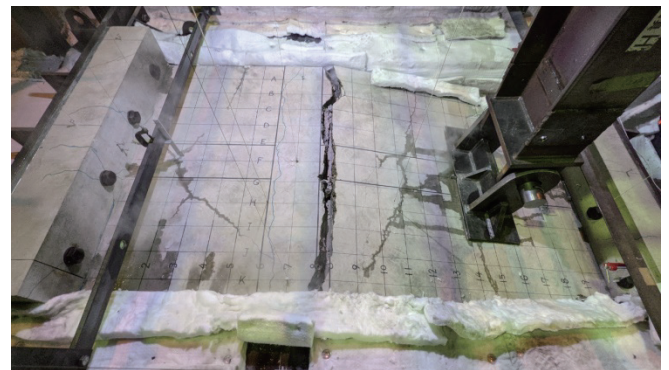


Photo 3 Observed cracks of deck-slab

特に、本実験は加熱時間が比較的短く、試験体崩壊時に梁の曲げ耐力が完全には喪失していないことから、必ずしも床架構の小梁端部の挙動を再現できたとは言えないが、小梁接合部とスラブの損傷順序や崩壊に至る変形性能などに関しては有用な情報が得られたと考える。



Photo 4 Deformed connection observed after experiment



Photo 5 Bearing Photo 6 Bearing deformation of lower flange in contact with gusset plate

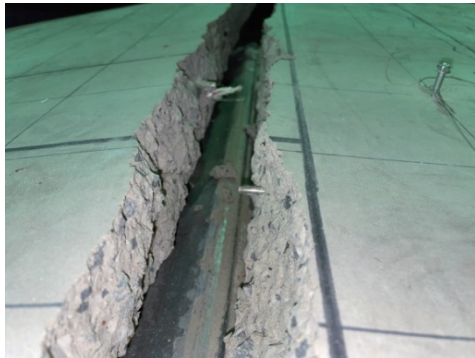


Photo 7 Fracture of wire-mesh reinforcement

3.3. 再現解析

前章の床架構と同様に試験体の構成要素をモデル化し、治具を剛棒として図 20 のような試験体の FEM 解析モデルを作成した。モデルの材料強度についても床架構の解析モデル同様に、常温の材料試験の結果から表 1 のように与えた。水平と鉛直のジャッキからの荷重は、ジャッキと直列に連結される治具部材の端部に与えた。治具部材は剛材とし、鉛直荷重は一定値とし、水平荷重は図 18 の加力値を与えた。なお、鉛直荷重にはジャッキの加力分とは別に試験体と治具の重量を与えた(図 20)。治具部材の試験体側の接合部では治具部材の材軸直交 2 軸回りの回転を自由とした。大梁の端部をピン支持し、図中左端を固定した。各部材の温度は図 19 のように与えた。小梁は上下フランジとウェブに対してそれぞれ測定値を与え、ボルト接合部の CB ばねについては、支圧ばね部分を含めてボルトの測定温度を与えた。一方スラブについては、厚さ中央に測定温度を与え、上端と下端にそれぞれ、中央温度の 0.3 倍と 1.7 倍を与えて線形補間した。鉄筋温度も厚さ方向の位置に応じた補間値として与えた。この温度設定は図 7 の床架構解析時の温度設定とは異なるが、加熱時間が短い本実験の範囲では、スラブ自体の温度上昇が限定的で材料の耐力低下も比較的小さいことから、ほぼ問題ないと思われる。

解析で得られた加熱時間と鉛直荷重載荷点の鉛直変位 δ_v の関係を図 18 の実験結果に「FEM w/o contact」の表記で追記した。加熱開始後約 15 分でボルト 3 本の CB ばね(図 5) がほぼ同時に最大耐力に達した。この時のボルト温度は約 450°C である(図 19)。ボルトのせん断耐力が低下してから、スラブの曲げ耐力によって鉛直荷

重を負担することはできず、 δ_v が急速に増大して加熱約 15 分で崩壊した(図 21)。実験でも加熱 15 分で鉛直変位が増大するが、変位 30-90mm で小梁下フランジとガセットプレートが接触して変位速度が低下した。これにより水平ジャッキによる加力は表 2 の「移行期」に入り、鉄筋が破断したのは加熱約 24 分である。図 20 のように梁の端部断面とガセットプレートは剛体で評価しているが、梁の下フランジがガセットプレートに接触してから高い剛性を有する梁の材軸方向のばねを設けた場合の時間と δ_v の関係は図 18 の「w/contact」ようになった。実験ではガセットプレートと梁下フランジの接触後の支圧変形が確認されている(写真 6)が、本解析ではその評価には至っておらず、接触後の変位はほぼ一定である(図 18)。従って、接触後の挙動は評価できていないが、実験開始約 16 分の $\delta_v=40\text{mm}$ 付近で鉛直変位の増大が大幅に鈍化した理由は、ガセットプレートと梁下フランジの接触によることが確認できた。ただし、前章の床架構の解析ではその影響は無視している。その理由は以下の 2 つである。(1) 接触後の変形と反力の関係は、ガセットプレートの板厚などの接合部の詳細仕様に依存し、局部座屈や支圧めりこみなどの複雑な現象の評価が必要である。(2) 不確定性の大きい接触挙動に期待して耐火性能を評価する考え方には無理があり、接触を無視した解析は基本的には安全側の評価と思われる。

無耐火被覆小梁に発生する軸力の影響を評価する目的で、w/o contact の解析モデルに対して水平方向の加力をゼロとした場合の解析を行った。得られた時間と δ_v の関係を図 18 中に「no horiz. load」として追記した。水平圧縮力がない場合、 δ_v が増大して崩壊するまでの時間が 15 分ごろから 21 分ごろに長くなった。水平加力によってボルトに発生するせん断力が増大し、損傷が早まることを確認した。

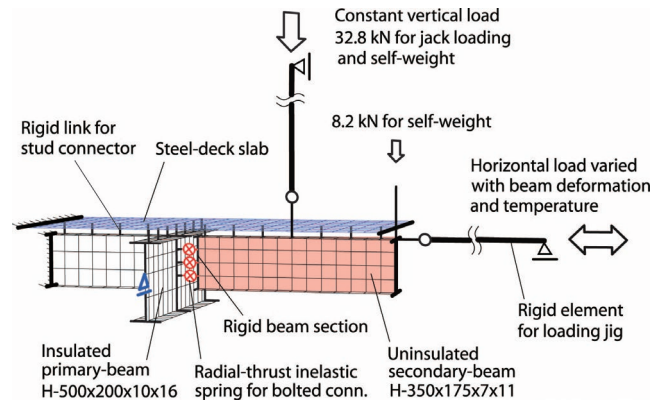


Fig. 20 FEM model for specimen

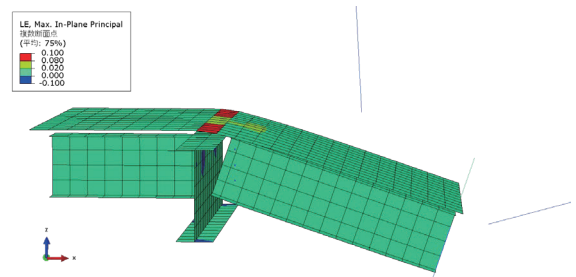


Fig. 21 Failure mode with contoured strain in experiment simulation

4. まとめ

頭付きスタッドによってデッキスラブと一体化される無耐火被覆合成小梁を含む鋼構造床架構の IS0834 加熱曲線下の崩壊挙動を FEM 解析により評価した。解析結果を参考に、無耐火被覆合成小梁端部の加熱加力実験を行った。本解析および実験条件下で得られた知見は以下の通りである。なお、火災高温時の鋼構造床架構の終局耐力は既往実験では十分確認されておらず、過去の火災事例でも床が崩落した事例は限定的であるため、床架構の FEM 解析には更なるモデル化の検証の余地があることを付言する。

- (1) 鋼構造床架構中の一部の防火区画が加熱されて崩壊に至る挙動を詳細な FEM モデル (SL モデル) を作成して評価した。防火区画は耐火被覆された大梁で囲まれ、その長辺長さの短辺長さに対する比 (辺長比) は 2.0 である。短辺方向に 3 本の無耐火被覆小梁が存在し、デッキスラブのスラブ筋は溶接金網 $\phi 6@150$ である。温度上昇に伴い小梁とその端部のボルト接合部の耐力が低下し、床のたわみが増大してスラブ筋による張力場へと移行する過程で長辺側の防火区画端部の溶接金網が破断した。防火区画の辺長比が比較的大きく、周辺床架構による境界部の変形拘束がある場合に、火災高温下で、区画端部の鉄筋が破断し区画が保持できなくなる可能性を確認した。
- (2) 無耐火被覆合成小梁の端部接合部の加熱加力実験を実施した。小梁端部の部分架構の試験体に変位と温度に応じた変動水平荷重と一定鉛直荷重を与えて加熱した。梁の熱膨張に応じた水平圧縮力下で高力ボルトの発生せん断力が増大し、温度上昇に伴いボルト接合部のせん断耐力が低下して、接合部周辺の小梁構面内の回転変形にスラブ内の溶接金網が追従できずに破断して崩壊に至った。これは、火災高温下の床架構の FEM 解析で確認された損傷と同様である。また、床架構と同様の実験試験体の FEM 解析モデルを作成し、実験で観測された崩壊挙動を再現できたことから、崩壊挙動評価のためのモデル化の妥当性を確認した。
- (3) 周辺床架構が存在せず、辺長比が 2.0 と 1.0 の独立した火災区画の床架構の解析モデルを作成した。辺長比 2.0 のモデル (NL モデル) では、周辺床架構による拘束がないことで、長辺側の防火区画端部の溶接金網が破断せず、加熱後 360 分まで鉛直荷重を支持した。一方、同モデルの四隅の柱位置をピンローラー支持としたモデルでは、加熱後 167 分で長辺方向のスパン中央が折れ曲がって崩壊した。このことから、NL モデルは主として長辺方向のカテナリー効果によって長時間鉛直荷重支持能力を保持したと考えられる。また、辺長比 1.0 のモデル (NS モデル) では明確な膜作用効果が見られた。
- (4) SL モデルにおいて、スラブ筋を溶接金網 $\phi 6@150$ から異形鉄筋 D10@200 シングルに変更した場合は 360 分までスラブ筋が破断せず、大変形を伴って鉛直荷重を支持した。スラブの配筋が火災高温下の崩壊挙動に影響することを確認した。

謝辞

東京都立大学の舎川将太郎氏^{*1}、上野彰大氏^{*1}、伊藤航平氏^{*2}、西川真優氏^{*3}、大山昇氏^{*4} (*¹ 元大学院生, *² 元学部生, *³ 大学院生, *⁴ 学部生) に実験と解析を協力いただいた。東京理科大学の秋元行

雄氏と福田真紀子氏および株式会社東亜理科の方々に実験をご協力いただいた。また、公益財団法人大畑財団より研究助成を受けた。東京理科大学火災科学研究所との共同研究として 2021 年度の共同利用・共同研究助成を受けた。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) Steel Construction Institute (SCI): Investigation of Broadgate Phase 8 Fire, 1991
- 2) Routley, J. G., Jennings, C., and Chubb, M.: Highrise Office Building Fire One Meridian Plaza Philadelphia, Pennsylvania, U.S. Fire Administration/Technical Report Series, USFA-TR-049, 1991.2
- 3) Kirby, B. R.: Large Scale Fire Tests: The British Steel European Collaborative Research Programme on the BRE 8-Storey Frame, Proceedings of the 5th International Symposium on Fire Safety Science (IAFSS), Melbourne, Australia, pp.1129-1140, 1997
- 4) Kirby, B. R.: The Behavior of a Multi-storey Steel Framed Building Subjected to Fire Attack, Experimental Data, British Steel (now Corus), Swinden Laboratories, Rotherham, 1998
- 5) Wald, F., Silva, L., Moore, D. B., Lennon, T., Chladna, M., Santiago, A., Benes, M., and Borges, L.: Experimental behavior of a steel structure under natural fire, Fire Safety Journal, 41 (2006), pp. 509-522 (DOI: <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2006.05.006>)
- 6) Bailey, C. G.: Membrane action of slab-beam composite floor systems in fire, Engineering Structures, 26(2004), pp. 1691-1703 (DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2004.06.006>)
- 7) Bailey, C. G., and Toh, W.S.: Behavior of concrete floor slabs at ambient and elevated temperatures, Fire Safety Journal 42, pp.425-436, 2007 (DOI: <https://doi.org/10.1016/j.firesaf.2006.11.009>)
- 8) Huang, Z., Burgess, I. W., and Plank, R. J.: Modelling membrane action of concrete slabs in composite slabs in fire. I: Theoretical Development, ASCE Journal of Structural Engineering, 129 (8), pp. 1093-1102, 2003 (DOI: [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2003\)129:8\(1093\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9445(2003)129:8(1093)))
- 9) Lim, L., and Wade, C.: Experimental Fire Tests of Two-Way Concrete Slabs, University of Canterbury, Fire Engineering Research Report, 2002. 9
- 10) Hirashima, T., Kinoshita, K., Yoshida, T., Suzuki, J., Ozaki, F., Kimura, K., and Murakami, Y.: Membrane Action of Floor Slabs in Fire Part 1, Load-bearing Fire Tests of A Composite Flooring System Composed of RC Slabs and An Unprotected Steel Beam, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), vol. 86, No.785, pp. 1106-1116, 2021.7 (in Japanese)
平島 岳夫, 木下 晃一, 吉田 徹, 鈴木 淳一, 尾崎 文宣, 木村 慧, 村上 行夫: 床スラブの火災時メンブレン作用, その 1 RC スラブと無耐火被覆鋼梁による合成床システムの載荷加熱実験, 日本建築学会構造系論文集 第 86 巻 第 785 号, pp.1106-1116, 2021.7 (DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.86.1106>)
- 11) Takagi, J., and Deierlein, G. G.: Stability Investigation of Steel Members and Frames under Fire Conditions, Annual Stability Conference, Structural Stability Research Council, Proceeding, pp317-337, 2007. 4
- 12) Duchow, M., and Abu, A. K.: Collapse Mechanisms of Edge and Corner Slab Panels in Fire Condition, 8th International Conference on Structures in Fire (SiF'14), Shanghai, China, pp.335-342, 2014. 6
- 13) Martinez, J., and Jeffers, A. E.: Structural response of steel-concrete composite floor systems under traveling fires, Journal of Constructional Steel Research, 186(2021) (DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2021.106926>)
- 14) Drury, M. M., Kordosky, A. N., and Quiel, S. E.: Structural fire resistance of partially restrained, partially composite floor beams, II: Modeling, Journal of Constructional Steel Research, 167(2020) (DOI: <https://doi.org/10.1016/j.jcsr.2020.105946>)
- 15) Qin, C., and Mahmoud, H.: Collapse performance of composite steel frames under fire, Engineering Structures, 183(2019), pp. 662-676 (DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2019.01.032>)

- 16) Jiang, J., Lu, Y., Dai, X., Li, G., Chen, W., and Ye, J.: Disproportionate collapse of steel-framed gravity buildings under travelling fires, *Engineering Structures*, 245(2021) (DOI: <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2021.112799>)
- 17) Takagi, J., Kawai, Y., Makiuchi, T.: Numerical simulations of steel floor structures considering large deformations under elevated temperatures in fires, *Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ)*, vol. 85, No. 768, pp. 287-297, 2020.2 (in Japanese)
高木次郎, 河合優, 牧内敏輝: 鋼構造床架構の火災高温時の大変形挙動解析, 日本建築学会構造系論文集 第 85 巻 第 768 号, pp287-297, 2020.2 (DOI: <https://doi.org/10.3130/aijs.85.287>)
- 18) Wang, S., Takagi, J., Tonegawa, S., Kurihara, J., Kohno, M., Matsuyama, K.: Limit-state Evaluation of Floor Structures Composed of Composite Steel-deck Slabs and Uninsulated Secondary Steel Beams under Fires Part 1 Numerical Simulation of Floor Structures and Predicted Failure Mechanisms, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety*, pp205-206, 2021.9, (in Japanese)
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, 防火, pp205-206, 2021.9
- 19) ABAQUS/CAE, Explicit, 2021
- 20) European Committee for Standardization (CEN): Eurocode 3, Design of Steel Structures - part 1-2. General rules - Structural fire design, EN 1993-1-2, 2005
- 21) European Committee for Standardization (CEN): Eurocode 2, Design of Concrete Structures - part 1-2. General rules - Structural fire design, ENV 1992-1-2, Brussels, Belgium, 2004
- 22) Sarraj, M.: The behavior of steel fin plate connections in fire., Ph.D. thesis., University of Sheffield, 2007
- 23) Tonegawa, S., Kurihara, J., Takagi, J., Kohno, M., Matsuyama, K.: Vertical and Horizontal Loading and Heating Experiment of Simply Supported Bolted Connection of Composite Beam without Fire Insulation, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety*, pp139-140, 2020.9, (in Japanese)
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, 防火, pp139-140, 2020.9
- 24) Kurihara, J., Tonegawa, S., Takagi, J., Kohno, M., Matsuyama, K.: Vertical and Horizontal Loading and Heating Experiment of Simply Supported Bolted Connection of Composite Beam without Fire Insulation, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety*, pp137-138, 2020.9, (in Japanese)
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, 防火, pp137-138, 2020.9
- 25) Ueto, A., Hirashima, T., Suzuki, J., Ozaki, F., Kimura, K.: Membrane Action of a Floor System of Composite Slabs and Unprotected Steel Beams in Fire. Part 2 Results of the tests., *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety*, pp143-144, 2020.9, (in Japanese)
植戸あや香, 平島岳夫, 鈴木淳一, 尾崎文宣, 木村慧: デッキ合成スラブと無耐火被覆小梁による床システムの火災時メンブレン挙動 その 2 実験結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 防火, pp143-144, 2020.9
- 26) Kurihara, J., Tonegawa, S., Takagi, J., Oyama, N., Wang, S., Kohno, M., Matsuyama, K.: Limit-state Evaluation of Floor Structures Composed of Composite Steel-deck Slabs and Uninsulated Secondary Steel Beams under Fires Part 3 Loading Scheme and Numerical Simulation of Experiment, *Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety*, pp209-210, 2021.9, (in Japanese)
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, 防火,

pp209-210, 2021.9

(2021 年 12 月 10 日原稿受理, 2022 年 3 月 24 日採用決定)