

# 鋼構造床架構の火災高温時の大変形挙動解析

## NUMERICAL SIMULATIONS OF STEEL FLOOR STRUCTURES CONSIDERING LARGE DEFORMATIONS UNDER ELEVATED TEMPERATURES IN FIRES

高木 次郎\*, 河合 優\*\*, 牧内 敏輝\*\*  
*Jiro TAKAGI, Yu KAWAI and Toshiki MAKIUCHI*

The behavior of steel floor structures under elevated temperatures is numerically simulated using detailed FEM models, considering inelastic temperature-dependent material properties and large deformation. The component models are independently validated with existing experimental data. Deflection of the beams and slabs, and failure of simple bolted connections at elevated temperatures are evaluated. Using these models, the behavior of a one-bay floor structure in fires is simulated. It is found that catenary effect can carry the vertical load, under different damage conditions such as shear failure of the bolted connections, the slab cracks and yielding of the reinforcement in the slabs.

**Keywords:** steel structure, fire, floor structure, slab, large deformation, FEM analysis

鋼構造, 火災, 床架構, スラブ, 大変形, FEM 解析

### 1. はじめに

鋼材は高温時の耐力低下が大きいいため、鋼構造建物には耐火被覆が必要になることが多い。しかしながら、鋼構造建物が火災で倒壊した例はわずかであり日本では報告されている大規模火災は皆無である。Cardingtonでの実大鋼構造架構の耐火実験<sup>1)</sup>でも架構は崩壊していない。従って、崩壊を終局状態と考えたとき、鋼構造建物は潜在的に高い耐火性能を有すると推察できる。そして、火災に対する鋼構造の性能を正しく評価することにより、合理的な耐火設計が可能となる。すなわち、耐火性能を低下させることなく、建設コストや労働力を節約できるほか、吹き付け耐火材を主とする環境への悪影響の低減、将来的な躯体の状態確認の作業性の向上、さらには鋼材を露出させて利用する建築計画上の可能性拡大などが期待できる。

鋼構造耐火設計指針(AIJ)<sup>2)</sup>には、部分架構の耐火性能評価法が示されている。柱や大梁の高温下の曲げ終局耐力を用いて架構崩壊温度を算出する手法であるが、平面柱梁架構の評価が中心で、スラブや小梁を含めた床架構の3次元的な火災時挙動は評価されていない。本研究では、有限要素法(FEM)解析を用いて、鋼構造事務所建物の床架構1区画を対象とした火災時大変形の挙動を数値解析的に評価する。床架構を構成する梁とスラブおよび高力ボルト接合部のそれぞれの要素をモデル化する。既往実験との比較によってモデルの妥当性を確認する。各要素を統合した床架構モデルに対して、IS0834の

標準加熱曲線下の挙動を解析的に評価する。さらに、スラブの配筋や小梁の接合部耐力、小梁の有無等を解析変数とした挙動を分析する。本研究の新規性は、線材、面材、節点間ばねで構成される極力簡素な解析モデルの一例を提示し、要素のモデル化の影響を考察すると共に、床架構の火災時大変形挙動および将来的な崩壊形の評価を志向する点にある。

### 2. 鋼構造部材の高温時挙動に関する既往研究

本章では、鋼構造床架構を構成する各要素について、既往研究を分析整理する。

#### 2.1. 合成梁の既往研究

実験的な研究として、中川ら<sup>3)</sup>は合成梁の荷重加熱実験により、スラブと鉄骨梁の合成効果が梁の火災時の曲げ耐力を大幅に向上させることと、梁の横座屈をスラブが拘束する効果を示した。また、梁とスラブの一体性は高温時も保持されることを確認した。安田ら<sup>4)</sup>は不完全合成梁の荷重加熱実験を行った。加熱による鉄骨梁の耐力低下に比べて、スラブとスタッドの耐力低下が小さいため、高温時に梁の合成率が增大することを示した。また、熱膨張による梁の材軸方向の伸びに対し、スラブの拘束効果は限定的であることを示した。梁スパン中央部でスラブが圧壊し、梁片側半分でスタッド脚部の変形および破断が発生することを確認した。Wainmanら<sup>5)</sup>は欧

\* 首都大学東京 都市環境科学研究科 准教授・Ph. D.

\*\* 首都大学東京 都市環境科学研究科 元大学院生・修士(工学)

Associate Prof., Tokyo Metropolitan University, Ph. D

Former Graduate Student, Tokyo Metropolitan University, M. Eng.

州仕様の合成梁の荷重加熱実験を行い、梁のねじれ座屈やスタッドの変形が発生しないことや、高温時に塑性モーメントに達すると鉄骨梁とスラブが一体となって曲げ崩壊することを示した。

解析的な研究として、Cedeno ら<sup>6)</sup>は Eurocode2,3 (EC2, EC3)<sup>7,8)</sup>の鋼材とコンクリートの高温時材料特性を用いて、ソリッド要素による合成梁の FEM モデルを構築した。そして、既往実験<sup>5,9,10)</sup>の加熱時間と梁中央たわみ関係との整合を示した。

## 2.2. スラブの既往研究

Bailey ら<sup>11)</sup>は火災時の曲げ剛性の低下によってスラブのたわみが増大して膜状に変形することを示した。たわみの増大に伴い、スラブ端部のコンクリートが圧壊し、スラブ中央の鉄筋が破断することを実験<sup>12)</sup>により確認した。さらに、膜作用効果を考慮して、端部の拘束力が十分である場合のスラブの火災時耐力評価式を提示した<sup>11)</sup>。また、既往研究ではないが、過去の火災でスラブが鉄骨梁から崩落した事例は報告されていない。スラブの解析的な研究について、李ら<sup>13)</sup>はスラブを格子梁要素でモデル化した。Usmani ら<sup>14)</sup>はスラブ断面方向の温度差によるたわみを考慮するため、スラブ上面をシェル要素、下面を格子梁とする複合モデルを提示した。

## 2.3. 高力ボルト接合部の既往研究

我国の高力ボルトを用いたせん断接合部は摩擦力によって母材と同等の耐力を確保する仕様が一般的であるが、高温時は摩擦力が低下し、高力ボルト軸部と鋼板の孔周部が接触して支圧によりせん断力を伝達する機構へと移行することが知られている<sup>2)</sup>。高力ボルトに用いられる鋼材は熱処理によって高強度化されているため、高温時には一般鋼材と比較して耐力低下の割合が大きく、ボルト軸部が支圧を受けて母材より先にせん断破壊する可能性が高い<sup>15)</sup>。従って、常温時とは異なる破壊形式に対する挙動評価が必要である。

L. Yu ら<sup>16)</sup>は、ボルトの直径や強度および鋼板のはしきき距離などを実験変数とした高力ボルト継手の一定高温下のせん断試験を行った。300℃から 700℃までの間に高力ボルトのせん断耐力が急激に低下し、700℃から 800℃で概ね耐力を喪失することを確認した。また、破壊形式として、鋼板はしきき部がボルトに押し出されて破断するはしぬけ破断とボルト軸部のせん断による破断を確認した。常温時は、はしぬけ破断が支配的な継手の試験体でも、高温時にボルト軸部のせん断による破断が支配的になる可能性も確認した。平島ら<sup>17)</sup>は高力ボルト継手の最大耐力後のせん断変形状に注目して、温度一定下の荷重試験を行った。400℃以下では摩擦接合として機能するが、500℃以上では摩擦は消失して支圧接合に移行することを示した。また、常温では最大耐力直後にボルトが破断する試験体が存在したのに対し、500℃以上ではボルト径と概ね同等のせん断変位を経て耐力喪失することを確認した。さらに、H. Yu ら<sup>18)</sup>は高温時の梁端部の高力ボルトによるピン接合部の実験を行った。高温時の梁の大変形下で端部の接合部に梁の材軸方向に引張力が作用することを考慮して、温度一定下で梁端部に一定方向の引張力を作用させた。高温時は最大耐力後に高力ボルトのせん断変形を伴って支圧接合として耐力低下することを確認した。梁端接合部の各ボルトのせん断変位は一樣ではないことから、接合部のせん断耐力はボルトのせん断耐力の総和にはならないことを確認した。

欧州や米国をはじめとする諸外国では、支圧接合されるボルト接合部の挙動評価方法として、ボルト軸部のせん断変形や支圧を受け

る鋼板の変形など性質の異なる挙動ごとにばね要素を設定する方法 (Component Method) が提案され、EC3<sup>19)</sup>の接合部評価方法として採用されている。Rex<sup>20)</sup>らは常温時の高力ボルト接合の評価式を提案し、Sarraj<sup>21)</sup>や H. Yu<sup>22)</sup>らは、それを参考に高温時の評価式を提案した。高温時のボルト接合部の Component-based Model (以下 CB モデル) は、鋼板の支圧挙動、ボルトの軸部せん断挙動、鋼板同士の摩擦挙動のそれぞれを評価した弾塑性ばねにより構成される。Sarraj<sup>21)</sup>の提案する評価式のうち、ボルト軸部せん断挙動に関する (1)-(3) 式を示す。

$$\delta_{\text{bolt}} = \frac{F_{\text{bolt}}}{K_{v,b}} + \Omega \left( \frac{F_{\text{bolt}}}{F_{v,rd}} \right)^n \quad (1)$$

ここで、 $\delta_{\text{bolt}}$  はボルトのせん断変形量 (mm)、 $F_{\text{bolt}}$  はボルトに作用するせん断力 (N) である。 $\Omega$  を温度の関数として  $n$  を定数 (=6) とする。 $F_{v,rd}$  は高力ボルトのせん断耐力 (N) で (2) 式のように EC3 に基づく。 $K_{v,b}$  は、せん断剛性 (N/mm) で (3) 式で与えられる。

$$F_{v,rd} = \alpha_v f_{ub} A \quad (2)$$

ここで、 $A$  はボルト断面積 ( $\text{mm}^2$ )、 $\alpha_v$  は耐力調整係数で EC3 に準拠して 0.6 である。 $f_{ub}$  はボルトの引張強度 ( $\text{N}/\text{mm}^2$ ) で、常温時の引張強度に EC3 の高力ボルトの高温時引張耐力低減係数を乗じて算出する。図 1 に高温時の鋼材の弾性係数及び耐力の低減係数と高力ボルトの引張耐力低減係数を示す。

$$K_{v,b} = \frac{GAk}{d_b} \quad (3)$$

ここで、 $d_b$  はせん断長さとしてボルトの軸部径を用いる。 $k$  はせん断剛性調整係数 (=0.15) であり、 $G$  はせん断弾性係数である。

Sarraj<sup>21)</sup>は接合部を鋼板の支圧ばね、ボルトの軸部せん断ばね、鋼板同士の摩擦ばねの複合として評価し、600℃以上の高温時には、高力ボルトのせん断破壊が支配的であることを示した。そして、(1)-(3) 式を用いた非線形 CB モデルを FEM 解析に取り入れたが、除荷時の復元力特性の設定には至っていない。

Taib<sup>23)</sup>は、(1) 式の変位に対して、ボルト接合される鋼板の孔径がボルト軸径よりも大きいことを反映させて、ボルト接合部のせん断力に対する復元力特性を設定した。鋼板の孔径はボルト軸径より 2mm 大きく、接合される 2 枚の鋼板の孔中央にボルトが存在するものとして、2mm のせん断変位でボルト軸部が 2 枚の鋼板と接触すると仮定した。従って、せん断変位量 2mm までの反力を小さく、(1) の評価式の変位に 2mm の変位を加えた復元力特性を設定した。また、すべての温度で最大耐力後はボルトの軸部径に当たる変位 (孔とボルト軸部との隙間を考慮する場合は軸部径 + 2mm に当たる変位) で直線的に耐力を喪失する設定とした。引張強度 914  $\text{N}/\text{mm}^2$  の M20 高力ボルト軸部のせん断力と変位の関係を図 2 に示す。Taib<sup>23)</sup>は接合部ばね要素の剛性行列を汎用 FEM ソフトウェアに組み込み、弾塑性挙動や除荷時の挙動を含めた評価を可能にしたが、梁とスラブの合成効果は考慮していない。

平島らは、高力ボルト摩擦継手の高温時せん断試験<sup>24)</sup>の実験結果を CB モデル及び FEM 解析と比較し妥当性確認した<sup>25)</sup>。また、骨組解析に CB モデルを用いた高力ボルト摩擦接合継手の解析プログラムを組み込み<sup>26)</sup>、2 層ラーメン架構の荷重加熱実験<sup>27)</sup>と比較して妥当性確認した<sup>28)</sup>。

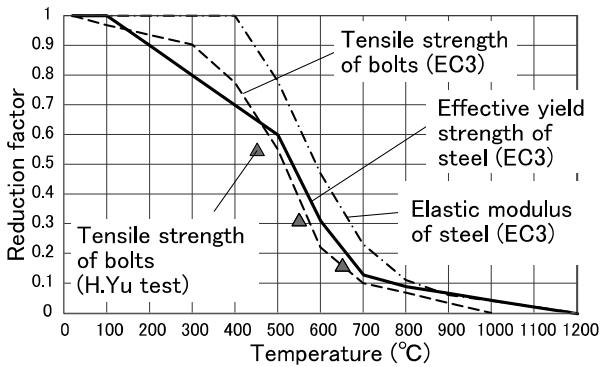


Fig. 1 Reduction factors of steel and bolt strength at elevated temperatures

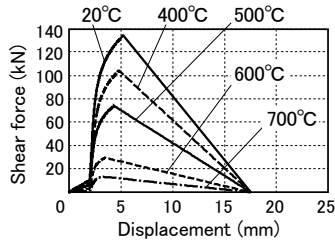


Fig. 2 Shear properties of bolts at elevated temperatures

#### 2. 4. 床架構の既往研究

米国ニューヨーク市に建設された World Trade Center 7 (WTC7) は、2001 年のテロ事件後の火災で、7 時間消火活動が実施されずに倒壊した。大梁の熱膨張によって端部のボルトによるピン接合部が破損して大梁が落下した。それにより柱が長柱化して座屈し、連鎖的に崩壊した<sup>29)</sup>。

Cardington の実大火災実験<sup>1)</sup>では、11m×7m スパンの床架構の載荷加熱実験において、床中央のたわみが 1200 mm に達したが、床は崩落しなかった。また、小梁端部の接合部で高力ボルトは損傷したが、小梁は崩落しなかった。従って、スラブは火災時に大変形を伴って、小梁の代替として鉛直荷重を支持する性能を有する可能性がある。

平島ら<sup>30)</sup>は延焼範囲、床スラブの有無、鋼材の高温時材料特性を解析変数として、床架構の火災時挙動に及ぼす要因を数値解析的に分析した。床スラブによって鉄骨梁の耐力が増大し、温度上昇下で柱崩壊が先行する可能性を示した。一方で、熱膨張による鉄骨架構の変形に対しては、床スラブを考慮することによる影響は小さいことを示した。Selamet ら<sup>31)</sup>は、梁とスラブをシェル要素でモデル化し、小梁のボルト接合部をソリッド要素でモデル化した 1 区画の床架構の火災時挙動を解析的に評価した。Duchow ら<sup>32)</sup>は Bailey ら<sup>12)</sup>による膜作用効果を考慮した床スラブの火災時耐力式に対し、大梁が火災によって変形した場合の耐力式を提案し、解析との比較により提案式の妥当性を示した。

#### 3. 床架構部材のモデル化

本章では、床架構を構成する梁、デッキスラブ、接合部高力ボルトの 3 つの要素の FEM 解析モデルを示し、既往実験との比較によってその妥当性を検証する。解析には汎用 FEM 解析ソフトウェアの ABAQUS<sup>33)</sup>を用いた。

#### 3. 1. 合成梁とスラブのモデル化

Wainman らの合成梁の載荷加熱実験<sup>5)</sup>の概要を図 3 に示す。梁断面は欧州規格<sup>34)</sup>の H-254×146×7.08×12.45 である。鋼材の降伏応力度は同実験の材料試験より 273N/mm<sup>2</sup>である。梁のスパンは 4530 mm で、中央の 4000 mm が加熱炉内にある。スラブは加熱炉内の 4000 mm の鉄骨梁上部のみに存在し、厚さ 130 mm、幅 642 mm である。また、コンクリートの圧縮強度は 30N/mm<sup>2</sup>である。スタッドは長さ 75 mm、直径 19 mm で、2 本ずつ(間 95 mm)が 280 mm 毎に存在する。図中の 4 箇所(1133mm 間隔)に 62.36kN の鉛直荷重を載荷した状態で加熱した。

FEM 解析モデルを図 4 に示す。梁の片端をピン支持とし、他端をピンローラー支持とした。鉄骨梁の H 形断面のウェブ及びフランジとスラブはシェル要素でモデル化した。各要素は 8 節点、4 ガウス積分点を有し、板厚方向についてはシンプソン法による 3 積分点を有する。要素の大きさはおよそ 1 辺 100mm である。鋼材の高温時応力-歪関係は広く用いられる EC3<sup>35)</sup>に準拠し、歪 0.15 から直線に耐力低下して、歪 0.2 で耐力喪失する設定とした(図 5)。図 6 にコンクリートの高温時応力-歪関係を示す。縦軸は圧縮強度に対する比である。圧縮強度の高温時低減率及び圧縮強度時歪や耐力喪失時歪は EC2<sup>7)</sup>に準拠するが、モデルの単純化を意図して原点から圧縮強度までを割線剛性で評価した。スラブは梁上端から上方 65mm の断面中心位置にシェル要素でモデル化した。実験におけるスタッドはスラブとの一体性を保持するのに十分と考え、スタッドを剛体として、スラブと梁の上フランジを 280mm 間隔で接続した。本実験では、スラブには主として圧縮力のみが作用するため、スラブ内の配筋はモデル化していない。また、構面外方向の変形を評価せず、鉄骨の上フランジ中心で構面外方向の並進と梁の材軸方向の回転を固定した。鋼材とコンクリートの熱膨張係数は  $1.4 \times 10^{-5}/^{\circ}\text{C}$  とした。

実験と同様に図 3 の 1133 mm 間隔で 62.36kN の鉛直荷重を作用させた状態で、時間を増分変数として温度を上昇させた。解析には動的陽解法を用いた。時間に応じた部材断面の温度分布は、実験で梁スパン中央から約 1m の範囲(図 3)で測定された温度の平均値とし、下フランジ、ウェブ、上フランジのそれぞれに対して材軸方向に一樣に与えた(図 7)。また、文献<sup>5)</sup>中に記述のないスラブ温度については、文献<sup>35)</sup>を参考に一樣に下フランジ温度の 0.4 倍と仮定した。

図 8 に実験と解析の下フランジ温度と梁中央の加熱後のたわみ増分の関係を示す。また、熱膨張係数をほぼゼロ(0.001 倍)として熱膨張の影響を無視した解析結果を示す。常温から 150°C にかけて解析のたわみは実験より約 15mm 大きい。400°C 程度まで熱膨張を無視した場合のたわみは小さいことから、比較的溫度が低い段階の実験と解析の差は、温度上昇に伴う材料の剛性低下よりも材長に対して一樣を仮定した温度分布の影響が大きいと考えられる。つまり、解析ではスパン中央付近の温度分布を全長に対して与えたために、熱膨張の影響を過大に評価したと考えられる。400°C 以降の実験と解析のたわみ増加の傾向は概ね一致しており、たわみが 200mm を超える温度は実験と解析共に約 650°C である。熱膨張を考慮しないモデルのたわみは材料の剛性低下に起因し、500°C 付近から増大する。従って、500°C 付近までのたわみに対しては熱膨張の影響が大きいと言える。

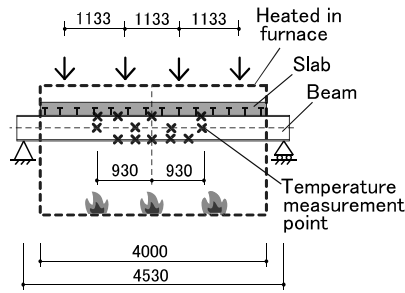


Fig. 3 Loading and heating experiment of composite beam by Wainman<sup>5)</sup>

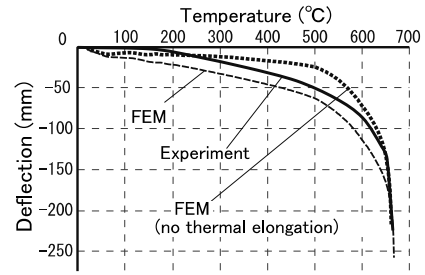


Fig. 8 Temperature-deflection relationships (Wainman<sup>5)</sup>)

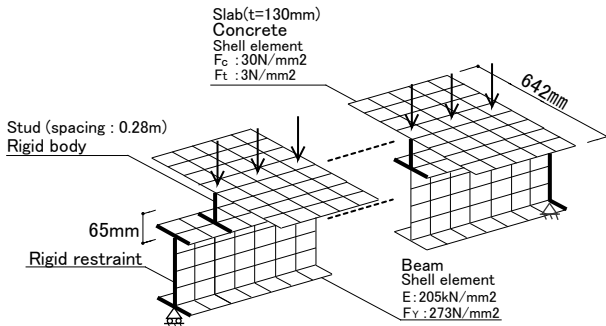


Fig. 4 Composite beam model

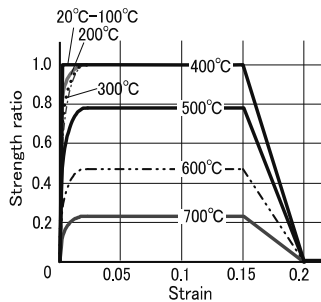


Fig. 5 Steel properties at elevated temperatures

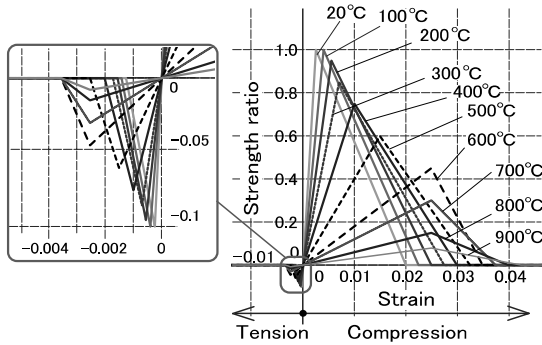


Fig. 6 Concrete properties at elevated temperatures

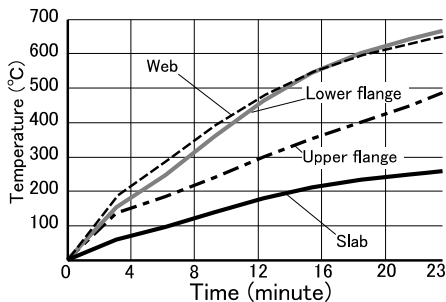


Fig. 7 Time-temperature relationships in composite beam experiment by Wainman<sup>5)</sup>

### 3.2. デッキスラブのモデル化

#### Limらの実験との比較

Limら<sup>36)</sup>は、型枠の仕様等を実験変数とした6体のスラブ試験体の載荷加熱実験(「実験A」と呼ぶ)を行った。そのうちの1体がデッキスラブの試験体であり、我国で鉄骨梁と併用されることが多い形式であるため、それを対象として解析モデルの妥当性を確認する。試験体の平面的な大きさは3.3m×4.3mであり、中央部の3m×4mが加熱炉上部で加熱された。試験体のデッキ鋼板の高さは55mmで、スラブ厚さは130mmである。直径8.7mmの鉄筋(D147)がデッキ上端からかぶり厚さ20mmの位置に300mm間隔で直交2方向に配筋された。鉄筋の引張強度は565N/mm<sup>2</sup>で、コンクリートの圧縮強度は32N/mm<sup>2</sup>である。自重2.52kN/m<sup>2</sup>に対して3.0kN/m<sup>2</sup>の付加荷重を与えIS0834加熱曲線で180分加熱した。

実験Aとの比較により解析モデルを検証する。加熱炉上部の支点間距離の3.15m×4.15mのスラブを平均厚さ102.5mmのシェル要素でモデル化し(図9)、スラブ四周の節点の回転を全方向自由とし、鉛直方向の変位を拘束した。また、各辺中央で辺と平行方向の水平変位を拘束した(図10)。デッキプレートは火災高温時のスラブ耐力への寄与が小さいことから解析モデルでは無視した。鉄筋はABAQUSの鉄筋要素(Rebar要素)を用いた。鉄筋要素は、鉄筋が配筋されている位置に面要素で置換してコンクリートスラブのシェル要素内に層を形成する。従って、スラブのシェル要素と合わせて断面の平面保持の仮定が成立し、スラブと鉄筋の付着破壊は評価できない。鉄筋要素の層の位置は鉄筋断面中央位置としてスラブ上から45mmとした。コンクリートの圧縮側の高温時応力-歪関係は前述の合成梁のモデルと同じとした。一方、引張強度は圧縮強度の0.1倍とし、耐力喪失時の歪を引張強度時歪+0.1%とした(図6)。0.1%に明確な根拠はないが、解析が安定する範囲で引張強度後早期に耐力喪失する設定にした。鉄筋の材料特性は前述の合成梁モデルと同様にEC3<sup>3)</sup>に準拠した(図5)。スラブ断面内の温度勾配を考慮する場合と考慮しない場合の解析を行った。モデルの単純化を意図して、温度勾配を考慮する場合、スラブ厚さに対する温度分布を線形とし、スラブ上下端の温度を平均温度の±56%とした(図9, 11)。56%は実験終了近くの平均温度が600°C程度のスラブ上下端の温度分布に基づき、解析中一定である。なお、平面方向の温度分布は一樣とした。同様の設定で、断面内線形で時間依存しない温度分布を仮定して、文献<sup>36)</sup>中の他のフラットなスラブの実験と解析の比較においても、概ね良好な両者の対応を確認しており、これらの仮定に大きな問題はないと考えられる。

鉄筋温度はスラブ断面内の温度勾配を考慮する場合は位置に応

じた上記の線形温度分布に準じ、考慮しない場合はコンクリートと同温とした。

図 12 に実験 A と解析の平均温度とスラブ中央の加熱後のたわみ増分の関係を示す。断面内の温度勾配を考慮した場合のたわみが実験結果に近い。平均温度 220°C 付近で 50mm ほど急激なたわみが増大したが、これは、この時にスラブ中央上端に短辺方向 (Y 方向) へのひび割れが発生したためである。上端にひび割れが発生する現象については、図 14 と共に後述する。実験では同様の現象が確認されていない理由は不明であるが、デッキスラブを一樣厚さのシェル要素でモデル化したことなどの影響なども否定できない。ただし、500°C 以上のたわみはよい精度で評価できた。温度勾配を考慮しない場合、400°C 付近でスラブ下端にひび割れが発生し、急激なたわみが増大した。400°C 以下では実験値よりたわみが小さいが、400°C 以上では実験値より大きくなってから 500°C 以上で実験値に近づいた。500°C 程度以下では、温度勾配とコンクリートの引張側の材料特性の設定がたわみの解析値に及ぼす影響が比較的大きいが、500°C 程度以上の終局状態の近くでそれらがたわみに及ぼす影響は相対的に小さい。

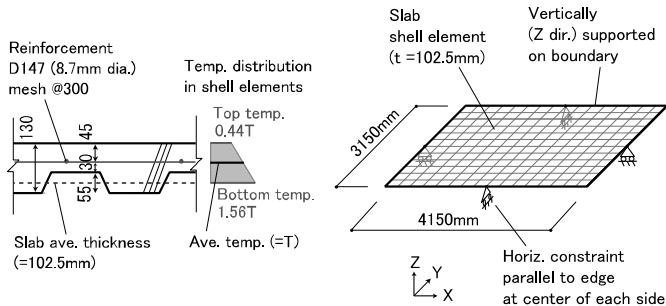


Fig. 9 Shell model of slab Fig. 10 Boundary conditions of slab

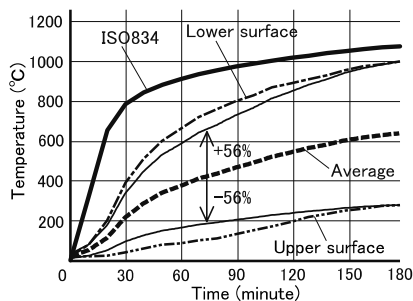


Fig. 11 Time-temperature relationships of slab (Lim 36)

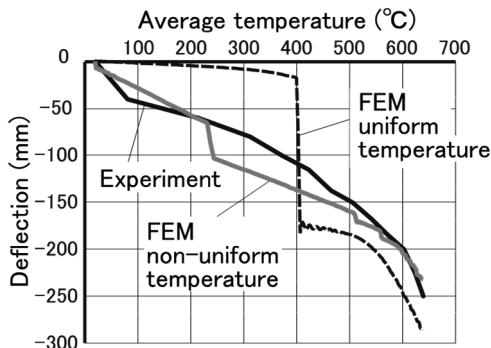


Fig. 12 Temperature-deflection relationships (Lim 36)

図 13 に 400°C 時の温度勾配を考慮しない場合 (の急激なたわみ増大前) と考慮する場合のスラブ厚さ中央のコンクリートの主応力分

布を示す。温度分布を考慮しない場合、平面中央付近で引張力、外周部で圧縮力が発生しており、膜作用効果が明確である。図 14 に 600°C 時のスラブ上端のコンクリートの面内主応力方向の塑性歪分布を示す。中央付近で短辺方向 (Y 方向) に線状の塑性歪が大きい領域がある。コンクリートのひび割れである。温度分布を考慮する場合に、ひび割れが多い。これは、たわみによる長辺方向の曲率が短辺方向より小さく、長辺方向に対して下端のコンクリートの熱膨張により上端のコンクリートが引張力を受けるためと考えられる。同じ 600°C 時の X 方向の鉄筋の発生応力度を比較しても、温度分布を考慮する場合に鉄筋の発生する引張応力度が大きい。

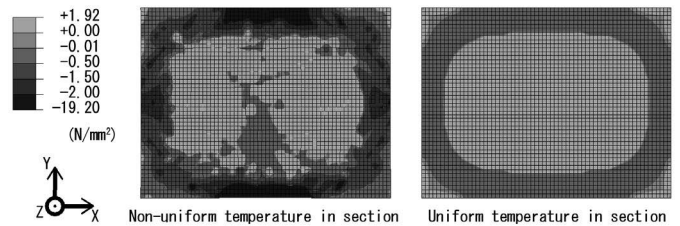


Fig. 13 Principle stress in concrete in mid-section at 400°C

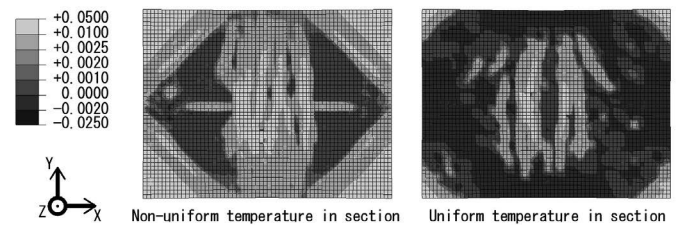


Fig. 14 Plastic strain in concrete in top-section at 600°C

### Bailey らの実験との比較

Bailey ら<sup>12)</sup>はスラブの縦横比と鉄筋量を実験変数とした 20 体の試験体の載荷加熱実験 (「実験 B」と呼ぶ) により崩壊形を確認した。20 体の試験体で同様の崩壊形が確認されており、実験変数に対応させた個別の検討は不要と考え、そのうちの 1 体を対象に解析と比較する。試験体平面と実験終了時の試験体の損傷の様子を図 15 に示す。平面は 1.7m×1.1m の長方形であり、実験中の落下防止のため四隅を金物で固定した。4 辺の支持棒が鉛直方向に支持した。スラブ厚は 21.1mm で、厚さ中央位置に直径 2.89mm の鉄筋を 50mm 間隔で直交 2 方向に配した。鉄筋の引張強度は 589N/mm<sup>2</sup> で、コンクリートの圧縮強度は 42N/mm<sup>2</sup> である。5.31kN/m<sup>2</sup> の荷重を与え 300°C/h で加熱した。スラブ断面内の下端、鉄筋位置、上端の温度とそれらの平均値を図 16 に示す。スラブ中央から 4 隅に向けたひび割れが発生し、スラブ中央の鉄筋が破断して崩壊した (図 15)。

解析は、スラブ断面内の温度勾配を考慮する場合と考慮しない場合を行った。ここで、温度勾配によるスラブ上下端の温度は図 16 を参考に平均温度の+8%とした。解析モデルは前述の実験 A の場合と同様である。図 15 の隅角部の固定金物位置の節点の並進自由度と、四周の鉛直方向自由度を拘束した (図 17)。図 18 に実験 B と解析のスラブ内平均温度とスラブ中央のたわみの関係を示す。200°C 以上のたわみの解析値は実験値と概ね一致したが、加熱前の初期たわみの解析値が実験値より 20mm 程度小さい。解析では、200°C までにコーナー部の支点近傍でスラブ上端の引張ひずみが 1%程度

まで増大しており、実験では加熱前の試験体設置段階でひび割れが発生していた可能性が考えられる。図 19 に温度勾配を考慮した解析の 900℃時の長辺方向 (X 方向) と短辺方向 (Y 方向) の鉄筋の応力度分布を示す。鉄筋の発生応力度は弾性限界応力度を超えるが降伏応力度には達していない。ただし、X 方向中央の応力度が大きく、実験で鉄筋が破断した位置と概ね一致する。また、水平変位を拘束したコーナー近傍の応力度が大きい。

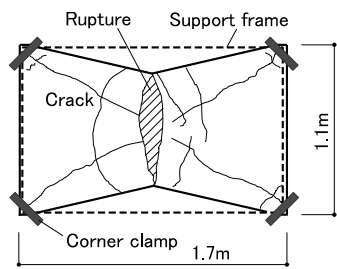


Fig. 15 Damages in slab experiment by Bailey<sup>12)</sup>

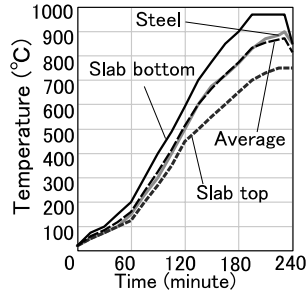


Fig. 16 Time-temperature relationships (Bailey<sup>12)</sup>)

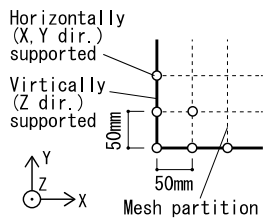


Fig. 17 Boundary supporting conditions at slab corners

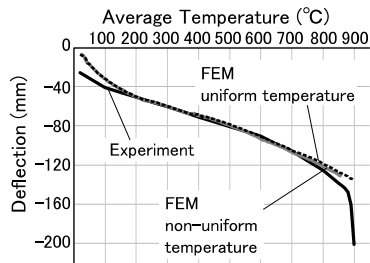


Fig. 18 Temperature-deflection relationships (Bailey<sup>12)</sup>)

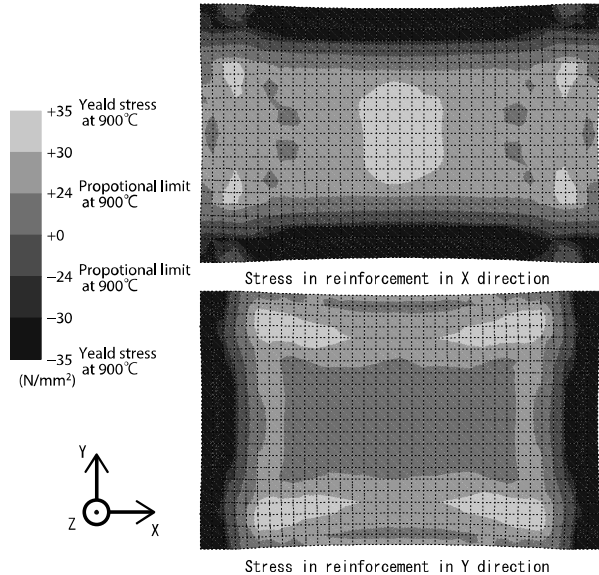


Fig. 19 Stress in reinforcement at 900°C in slab experiment by Bailey<sup>12)</sup>

実験 A と B の 2 つのスラブ実験と解析を比較した意味について述べる。Lim ら<sup>36)</sup>による実験 A では試験体が実大でありスラブ上下端の温度差が比較的大きく、断面内の温度勾配の影響が比較的大きい。また、コーナーの支持部の水平方向の拘束が無いことから、スラブ中央付近の張力場と、周辺近傍の圧縮環の形成が顕著である(図 13)。一方、Bailey ら<sup>12)</sup>による実験 B では、スラブ厚が 20mm の縮小試験

体のため、スラブ上下端の温度差が小さく、温度勾配の影響が小さい。コーナーで水平変位が拘束され、近傍の鉄筋の応力度が高い。スラブの耐力に対して載荷鉛直荷重が大きく、大変形下の鉄筋破断に至った。解析では、崩壊形は十分に評価できていないものの、長辺方向中央の鉄筋の発生応力度が大きく破断を予測できる。両実験との比較により断面内の温度勾配や境界条件の影響が理解できる。

### 3.3. 高力ボルトによるピン接合部のモデル化

H. Yu ら<sup>18)</sup>による梁端部の高力ボルトピン接合部の高温時実験の概要を図 20 に示す。一定高温下で梁の材軸方向引張力とせん断力を与えた。梁断面は H-305×165×6×10.5 で、長さ 400mm、降伏強度 356N/mm<sup>2</sup>、ガセットプレート厚さ 8mm である。接合部には M20 高力ボルトが 60mm 間隔で 3 本あり、材料試験によるボルトの引張耐力 224kN を有効断面積 245mm<sup>2</sup> で除した常温時の引張強度は 914N/mm<sup>2</sup> である。ガセットプレートとウェブのボルト孔径は 22mm である。これに対して、図 21 のような FEM 解析モデルを構築した。ガセットプレートと梁母材にシェル要素を用い、これらの鋼材の高温時応力-歪関係は EC3<sup>9)</sup>に準拠した。ガセットプレートとウェブの高力ボルト接合位置に面内方向のせん断ばねを設けた。同ばねは主せん断力方向に反力を返すばね (Radial-Thrust) であり、復元力特性の設定は (1)-(3) 式による図 2 に準じた。ただし、原点から最大せん断耐力までは割線剛性で定義し、高力ボルトの引張耐力低減係数は EC3 設定値ではなく、実験<sup>18)</sup>で参照した高温時材料試験結果に準拠した。同低減係数は EC3 の 0.8-1.0 倍である。また、局所的な変形を拘束する目的でばね接合点を含むガセットプレートとウェブの端辺は剛体とした。実験中、梁端部の回転に伴い下フランジと柱が接触した<sup>19)</sup>。これを評価する目的で、下フランジ端部が図 21 中の -X 方向に 10mm 移動した時点で、同方向の変位が進行しない接触ばねを設けた。図 20 の治具寸法の情報がなく<sup>18)</sup>、実験と同条件の載荷ができないことから、図 21 のように梁端部の載荷点に材軸から 35° の方向に加力した。加力方向は一定であるが、変形の方法は必ずしも一致しないこと、耐力低下を評価する上では変位制御での

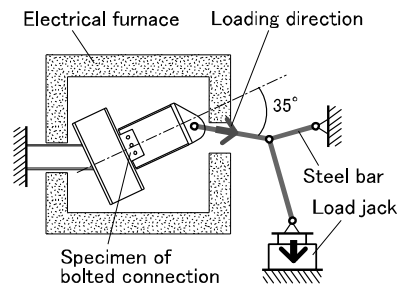


Fig. 20 Loading and heating experiment of bolted simple connections by H. Yu<sup>18)</sup>

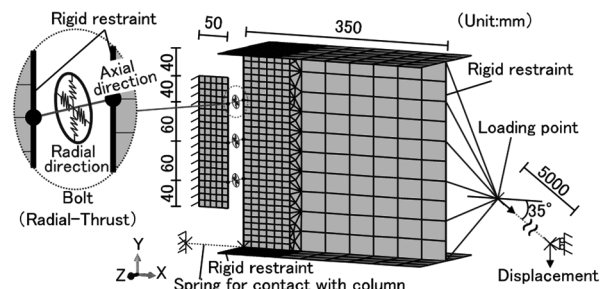


Fig. 21 FEM model for experiment of bolted simple connection

解析が望ましいことを扱う目的で、載荷点から 35° 方向に架空の十分長い剛棒をピン接合し、剛棒の先端に剛棒材軸方向の強制変位を与えた。モデル全体で同一温度を仮定し、載荷点と梁端部断面は剛体拘束した。解析は動的陽解法を用いて、実験同様に試験体の一定温度が 450, 550, 650°C の場合を解析した。

図 22 に実験と解析の引張荷重と回転角の関係を示す。実験では、回転角 2-4 度で、ボルトと鋼板が接触し、最大荷重に至る前に梁の下フランジが柱に接触した。接合部全体の最大耐力を比較すると、450°C では解析値が実験値より 15% ほど低い。550°C と 650°C では概ね一致した。最大耐力時回転角には 2~5 度の差があるが、これは、加力条件の相違のほか、鋼板の支圧変形を評価していないことに起因する可能性がある。母材の板厚に応じた支圧変形を評価する余地を残すが、ボルトのせん断破壊が支配的な接合部について大局的な挙動分析に必要な精度を有すると考える。

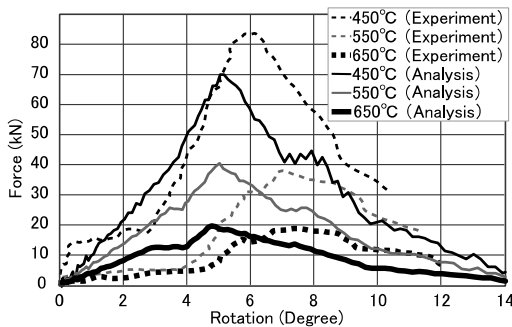


Fig. 22 Beam-end-rotation and force relationships of experiment by H. Yu<sup>18)</sup> and simulations

#### 4. 床架構の火災時挙動解析

本章では、3章で示した合成梁、デッキスラブ、接合部高力ボルトの解析モデルを用いて、鋼構造事務所建物の部分床架構をモデル化し、火災高温時の挙動を分析する。

##### 4.1. 基本モデルの構成

検討対象の部分床架構の平面を図 23 に示す。以降、本モデルを基本モデルと呼ぶ。6.4m×9.6mの部分床架構は建物の平面上内部に位置し、四周で他の床架構と隣接すると仮定する。本解析では区画内全体火災を想定し、区画は十分な耐火材で囲われていることを仮定する。よって火災区画に対して周辺区画の温度上昇は考慮しない。床架構の解析モデルを図 24 に示す。隣接する床架構との接合で、スラブの水平変位と面外回転を拘束した。本床架構モデルにおける四周境界部での水平変位拘束は高温時耐力評価上、有利な条件であるが、今後、多様な境界条件を評価する上での基本形とし、防火区画範囲が小さく、検討範囲のみに火災による温度上昇が限定される場合を検討する。大梁は H-500×200×10×16 で耐火被覆が施され、小梁は H-350×175×7×11 で無耐火被覆とする。H 形鋼の降伏強度は 325N/mm<sup>2</sup> とする。デッキスラブは、平均厚さ 112.5mm とし、シェル要素をスラブ断面の中心高さに配置する。コンクリートの圧縮強度は 30N/mm<sup>2</sup> とする。スラブ配筋は図 23 中 XY 方向共 D13@150 シングルとし、鉄筋位置はスラブ上端から 40mm とする。なお、鉄筋の降伏強度は 400 N/mm<sup>2</sup> とする。梁とスラブのシェル要素の大きさは約 100mm×100mm であり、完全合成梁を想定して梁の上フランジ位置で 200mm 間隔で両者を剛材で接合した。大梁は剛接合を仮定

して端部の全自由度を固定し、小梁は大梁に対してピン接合とした。小梁と大梁の接合部の高力ボルトは F10 T (引張強度 1000N/mm<sup>2</sup>) の M22 を 4 本とし、小梁ウェブに対して等間隔 (70mm) で配置した。鉛直荷重は 7.18kN/m<sup>2</sup> を与えた。

図 23 中の各高力ボルトは図 21 と同様のせん断ばねでモデル化した。同せん断ばねの主せん断方向のせん断変位とせん断力関係には (1)-(3) 式を用いた。高温下ではボルトの変形が先行すると仮定し、小梁接合部のウェブ及びガセットプレートの変形は無視した。小梁を受ける大梁のウェブは連続する小梁等が存在することを想定して面外変形及び軸方向回転を拘束した。たわみや熱膨張による小梁と大梁の接触は考慮しない。各部材の温度時間関係は既往の床架構実験<sup>37)</sup>から図 25 のように設定した。実験<sup>37)</sup>と図 24 の解析モデルの部材寸法は一致しないが、主構成は類似しており、実験の部材温度分布を用いる解析の設定に無理はないと考えられる。接合部の温度は小梁と同じと仮定した。なお、解析ではスラブおよび鉄筋の温度は断面内温度分布の平均値を与え、スラブ平面位置や梁材軸方向の温度分布は一樣とした。前章の検討から、スラブの温度勾配の影響もあると考えられるが、それも考慮に入れた検討は今後の多様な床架構の検討時の課題とする。

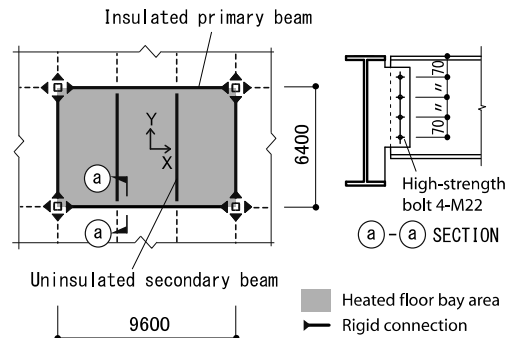


Fig. 23 Floor structure in fire

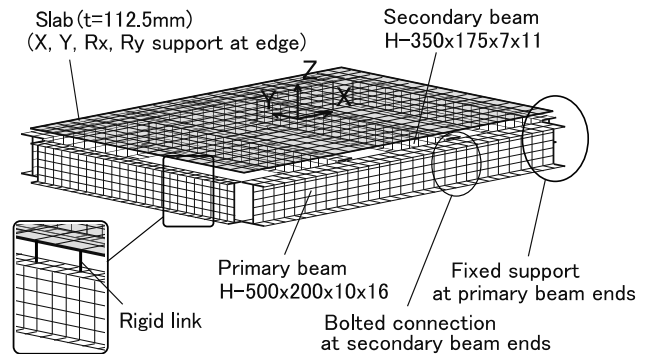


Fig. 24 FEM model of floor structure

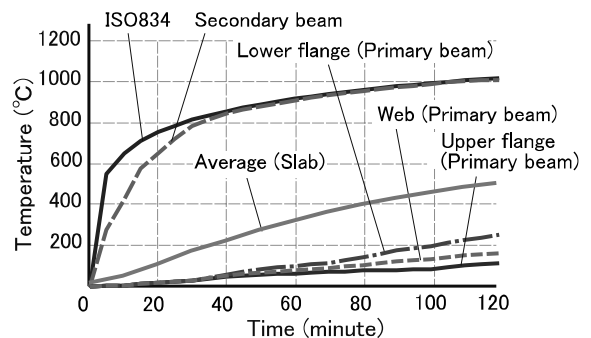


Fig. 25 Time-temperature relationships of floor structure

#### 4. 2. 基本モデルの解析結果

図 26 にスラブの床架構中央のたわみと温度の関係を示す。文献<sup>36)</sup>では加熱時間に対するたわみが示されているが、本研究ではスラブと小梁の平均温度に対するたわみを示す。また、図 26 と以降の記述では [ ] 内に小梁の平均温度を併記してスラブの平均温度を示す。スラブのたわみは 65°C 以降増大し、65°C [400°C] で短辺スパンの 1/60、100°C [600°C] で 1/30、430°C [1000°C] で 1/14 となった。

100°C [600°C] 時のスラブ下端と上端のコンクリートの面内主力応力分布を図 27 に示す。解析モデルは床架構中央に対して 2 軸対称であるため 1/4 を示した。下端では中央部に 3N/mm<sup>2</sup> 弱の引張応力が分布する。これはコンクリートが引張強度に到達したことを示しており、ひび割れ発生に対応すると考えられる。

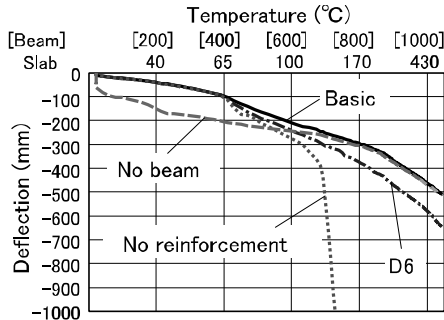


Fig. 26 Temperature-deflection relationships of floor structure

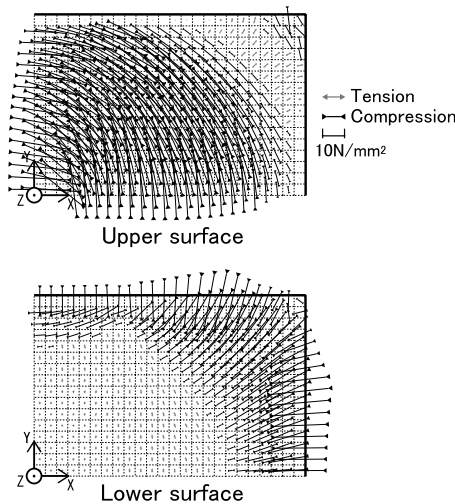


Fig. 27 Principle in-plane stress distribution of concrete at 100°C [600°C]

65°C [400°C] 程度から、同程度の引張応力が確認されており、これが、スラブの曲げ剛性低下と 65°C 以降のたわみ増大 (図 26) の一因と考えられる。一方、上端についても中央付近で 30N/mm<sup>2</sup> 弱の圧縮強度に達しているが、発生順序は下端の引張強度到達後である。下端について、短辺側は端部近くまで引張強度に達しているのはスラブ端部の曲げ剛性が消失し、両端ピン支持の張力機構が生成されているためと考えられる。このことは 100°C [600°C] と 265°C [900°C] 時の鉄筋の X 方向と Y 方向の応力分布からも分かる (図 28)。100°C から 265°C に至る過程で、短辺方向の張力機構の範囲が拡大している。265°C では短辺端部で鉄筋がスラブを引き上げているもの、中央部 2/3 近くが主として短辺方向の張力機構により支持されている状況が確認できる。265°C [900°C] 時の鉄筋の歪は最大で 2%

程度であり、耐力低下する歪 0.15 には達していない。一方、本モデルではスラブ内鉄筋の付着破壊や継手の破断は考慮できていない。また、スラブ内鉄筋の温度上昇は小梁に対して小さく、耐力低下が微小である。スラブのひび割れによる局所的な鉄筋の温度上昇の可能性も考えられるが、それは考慮できていない。従って、スラブ内鉄筋や付着状態が健全性を保持したと仮定した場合の挙動評価である。3.2 節で Bailey ら<sup>12)</sup>によるスラブの実験と解析を比較した。実験では、スラブ中央の鉄筋の破断が崩壊形であったが、図 28 の鉄筋の応力分布を見ると短辺方向 (Y 方向) のカタナリー効果が顕著である。相違の要因は四周の固定条件と実験での長辺方向の端部の支持枠からの脱落であり、四周固定の状態では、中央より端部の鉄筋の引張応力がやや大きい。

図 29 に小梁端部の各高力ボルトの接合部温度 (=小梁温度) と主せん断方向せん断力の関係を示す。小梁の熱膨張により [500°C] で最下のボルト (図中のボルト IV) が最大耐力に達し、温度上昇に伴い耐力が低下した。これは熱膨張により小梁端部の高力ボルトが破断する可能性を示している。その後 [1000°C] で全てのボルトが耐力を喪失した。スラブと小梁のたわみ挙動にボルト接合部の耐力喪失による明確な影響は見られない (図 26)。従って、火災時に床架構がたわんでスラブの張力機構が生成されれば、小梁接合部の耐力喪失による床架構の火災時挙動への影響は限定的である可能性がある。

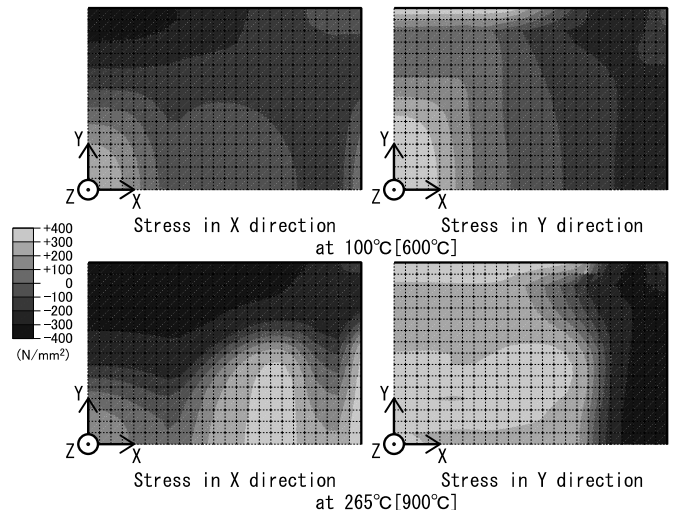


Fig. 28 Stress distribution in reinforcement

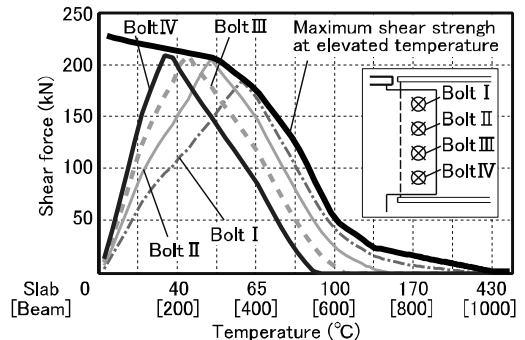


Fig. 29 Temperature-principle shear force relationships of bolts

#### 5. 条件が異なる床架構の解析

4 章の基本モデルの解析より、次のような事象を確認した。

- (1) スラブの曲げ剛性による鉛直荷重支持機構からスラブ内の鉄筋



が面内の引張力を負担する張力機構へと移行する。

(2) 小梁接合部の耐力低下が床架構のたわみ挙動に与える影響は比較的小さい。

本章では、床架構の仕様や境界条件がこれらの特徴に及ぼす影響を評価する。具体的には、スラブの鉄筋量とスラブ内温度、小梁の有無を解析変数として火災時挙動を評価する。

### 5.1. スラブ内鉄筋量の影響

基本モデルの鉄筋 D13 を D6 に変更した場合 (D6 モデル) とスラブ内の鉄筋が存在しない場合 (鉄筋無モデル) を検討する。図 26 に各モデルの温度-床架構中央たわみ関係を示す。なお、温度はスラブ断面分布の平均温度を示す。65°C [400°C] までは全てのモデルのたわみ挙動に変化はなく、短辺スパンの 1/62 となった。65°C [400°C] 以降は鉄筋無モデル、D6 モデル、基本モデルの順でたわみが大きい。100°C [600°C] 時のたわみは基本モデルで 1/31、D6 モデルで 1/27、鉄筋無モデルで 1/23、170°C [800°C] 時ではそれぞれ 1/21、1/17、1/3 である。170°C [800°C] に達すると、鉄筋無モデルでは急激にたわみが増大し、解析が不安定になった。実現象としては床の崩落に相当すると考えられる。66°C [408°C] までは、たわみは小梁の曲げ剛性により抑制されるため、スラブの鉄筋量の違いによる差はあまり無いが、それより高温になると大変形を伴う面内張力場が形成され、差が大きくなった。

### 5.2. 小梁の有無による影響

小梁が存在しない場合 (小梁無モデル) を検討する。図 26 にスラブの温度と床架構中央のたわみの関係を示す。常温時のたわみは基本モデルより大きい。100°C [600°C] 程度までのたわみの増大は限定的である。120°C [700°C] 程度で基本モデルが張力機構で鉛直荷重を保持するようになると小梁無モデルのたわみと概ね一致した。このことから、床架構の高温時たわみに鉄骨小梁が寄与するのは小梁温度が 700°C 以下であり、700°C 以上では小梁の寄与がほとんど無く、床スラブのみが鉛直荷重を支持することが分かる。

## 6. 結論

本研究では、スラブを含む鋼構造床架構の有限要素法解析モデルを構築し、IS0834 の加熱曲線による火災高温時の大変形を伴う挙動を数値解析的に分析した。本解析で設定した構造、荷重、温度条件から得られた知見は以下のとおりである。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、本研究における終局状態の検証は十分とは言えない。それらは今後の課題である。

- 1) 床架構を構成する梁、スラブ、ボルト接合部のそれぞれについて既往実験との比較からモデル化の妥当性を検証した。スタッドによりスラブと一体化される合成梁について解析と既往実験の温度-たわみ関係が概ね整合することを確認した。
- 2) デッキの凹凸形状の影響は精査できていないが、標準的なデッキ形状のスラブに対して、デッキプレートを無視してスラブ平均厚さのシェル要素でモデル化し、既往実験の温度とスラブ中央のたわみを概ね評価できることを確認した。スラブはコンクリートシェル要素と鉄筋を一体化させて両者間の付着破壊を考慮しないモデルとした。解析では、実験で確認された鉄筋の破断までは再現できなかったが、実験のスラブの亀裂箇所と解析

の鉄筋の応力度増大域が概ね一致することを確認した。

- 3) 既往文献を参考に、高力ボルト摩擦接合の高温時のせん断力と変位の関係をボルト 1 本あたりの弾塑性ばねの復元力特性として設定した。同ばねは、主せん断力方向にせん断力を返し、梁端部のボルト接合部が高温大変形時に鉛直方向のせん断力と梁の軸方向力の両方が作用する影響を評価できる。既往の高力ボルトピン接合部の高温時引張及びせん断実験との比較によりボルトのせん断破壊が支配的な接合部のモデル化の妥当性を確認した。
- 4) スラブと無耐火被覆小梁と有耐火被覆大梁で構成される部分床架構の解析モデルを構築した。小梁を四周の大梁が支持する。大梁端部を固定支持し、部分床架構が建物の平面上内部に位置すると仮定してスラブ端部の鉛直方向並進以外の自由度を拘束した。これは、高温時耐力評価上、有利な境界条件であるが、多様な境界条件を評価する上での基本形として設定した。火災による温度上昇に伴い、熱膨張により小梁端部の高力ボルトが破断する可能性を示した。また、鉄筋の付着や強度が良好である場合、床のたわみ増大に伴い、スラブ中央と端部から引張りひ割れが進展し、鉄筋は降伏するものの張力場を形成して鉛直荷重を支持できる可能性を確認した。
- 5) 部分床架構の鉄筋量と小梁の有無を解析変数とした比較評価を行った。小梁が床架構の高温時たわみを抑制するのは温度が 700°C 以下の場合であり、それより高温では、スラブの鉄筋量に応じてたわみに差が生じることを確認した。小梁が存在しない場合、常温時のたわみは大きい。スラブ温度 120°C 以上では小梁が存在する場合のたわみと概ね一致した。これは、高温では小梁の有無に関係なくスラブの張力機構が鉛直荷重を支持するためと考えられる。

## 謝辞

本論の執筆にあたり、首都大学東京大学院生の舎川将太郎氏に協力いただいた。ここに記して謝意を表します。

## 参考文献

- 1) British Steel Swinden Technology Centre: The behaviour of Multi-story steel framed buildings in fire, A European joint research programmer, 1999
- 2) AIJ: Recommendations for Fire Resistant Design of Steel Structures, Vol.3, 2017. 6  
日本建築学会: 鋼構造耐火設計指針, 第三版, 2017. 6
- 3) Nakagawa, H., Suzuki, H.: Ultimate Temperatures of Steel Beams Subjected to Fire, Japanese Society of Steel Construction, No.6, pp.57-65, 1999. 6  
中川弘文, 鈴木弘之: 鋼梁の崩壊温度, 日本鋼構造協会鋼構造論文集, 第6巻, 第22号, pp.57-65, 1999. 6
- 4) Yasuda, S., Michikoshi, S., Tagawa, Y.: Experimental Study on Ultimate Flexural Strength of Composite Beam in Fire, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No.634, pp.2271-2278, 2008. 12 (in Japanese)  
安田聡, 道越真太郎, 田川泰久: 火災時における合成梁の終局曲げ耐力に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第73巻, 第634号, pp.2271-2278, 2008. 12
- 5) Wainman, D. E., Kirby, B. R.: Compendium of UK Standard Fire Test Data, Unprotected Structural Steel-1, Ref. No.RS/RSC/S10328/1/87/B, British Steel Corporation (now Corus), Swinden Laboratories,

- Rotherham, 1988
- 6) Cedeno, G., Varma, A., and Gore, J.: Predicting the Standard Fire Behavior of Composite Steel Beams, Composite Construction in Steel and Concrete VI: pp. 642-656, 2011
  - 7) European Committee for Standardization (CEN): Eurocode 2, Design of Concrete Structures- part 1-2. General rules - Structural fire design, EN 1992-1-2, Brussels, Belgium, 2004
  - 8) European Committee for Standardization (CEN): Eurocode 3, Design of Steel Structures - part 1-2. General rules - Structural fire design, EN 1993-1-2, 2005
  - 9) Newman, G.M. and Lawson, R.M.: Fire Resistance of Composite Beams, The Steel Construction Institute Technical Report 109, 1991
  - 10) Zhao, B., Kruppa, J.: Fire Resistance of Composite Slabs with Profiled Steel Sheet and of Composite Steel Concrete Beams -Part2 Composite Beams, ECSC-agreement No.7210 SA 509, CTICM, France, 1995
  - 11) C.G,Bailey, D.B,Moore: The structural behavior of steel frames with composite floor slabs subject to fire (1 Theory),2000
  - 12) C.G,Bailey ,W.S.Toh: Behaviour of concrete floor slabs at ambient and elevated temperatures, Fire Safety Journal 42, pp.425-436, 2007
  - 13) Li Yuguang, Uesugi, H., Wakamatsu, T.: Three-Dimensional Analysis of Deflection Behavior about Steel Frames Exposed to Fire, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 595, pp.151-158, 2005. 9 (in Japanese)  
李宇光, 上杉英樹, 若松孝旺: 火災加熱を受ける鉄骨立体骨組みの応力変形解析, 日本建築学会構造系論文集, 第595号, pp.151-158, 2005. 9
  - 14) The University of Edinburgh: Behavior of steel framed structures under fire conditions, MAIN REPORT, 2000. 6
  - 15) Hongxia Yu, I. W. Burgess, J. B. Davison, R. J. Plank: Tying capacity of web cleat connections in fire, Part2: Development of component-based model, Engineering Structures Vol. 31, pp. 679-708, 2009
  - 16) Liang Yu: Behavior of Bolted Connections During and After a Fire, Ph.D. thesis. The University of Texas, 2006
  - 17) Hirashima, T., Hamada, N., Ozaki, F., Abe, T., Uesugi, H.: Experimental Study on Shear Deformation Behavior of High Strength Bolts at Elevated Temperature, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), No. 621, pp. 175-180, 2007. 11 (in Japanese)  
平島岳夫, 濱田直之, 尾崎文宜, 安部武雄, 上杉英樹: 高温時における高力ボルトの剪断変形性状に関する実験的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第621号, pp.175-180, 2007. 11
  - 18) Hongxia Yu, I. W. Burgess, J. B. Davison, R. J. Plank: Numerical simulation of bolted steel connections in fire using explicit dynamic analysis, Journal of Constructional Steel Research Vol. 64, pp. 515-525, 2008
  - 19) European Committee for Standardization (CEN): Eurocode 3, Design of Steel Structures - part 1-8. Design of joints, EN 1993-1-8, 2005
  - 20) Rex, C. O, and Easterling, S. W.: Behavior and modeling of a bolt bearing on a single plate, Journal of structural Engineering, ASCE Vol. 129 No. 6, pp. 792-800, 2003
  - 21) Sarraj Marwa: The behavior of steel fin plate connections in fire., Ph.D. thesis., University of Sheffield, 2007
  - 22) Hongxia Yu, I. W. Burgess, J. B. Davison, R. J. Plank: Experimental investigation of the behavior of fin plate connections in fire, Journal of Constructional Steel Research Vol. 65, pp. 723-736, 2009
  - 23) Mariati Taib: The Performance of Steel Framed Structures with Fin-Plate Connection in Fire. Ph.D. thesis. University of Sheffield, 2012
  - 24) Andou, S., Ezakai, Y., Hirashima, T.: Load-deformation Relationships of Friction Type High Strength Bolted Joints at Elevated Temperature (Part 1. Tensile Tests of the Lap Joints at Elevated Temperature), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety, pp.59-60, 2013. 7 (in Japanese)  
安藤秀平, 江崎佑, 平島岳夫: 高力ボルト摩擦接合継手の高温時における荷重 - 変位関係(その1 継手の高温引張実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 防火, PP.59-60, 2013. 7
  - 25) Ezakai, Y., Andou, S., Hirashima, T.: Load-deformation Relationships of Friction Type High Strength Bolted Joints at Elevated Temperature (Part 2. Component-based Model), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety, pp.61-62, 2013. 7 (in Japanese)  
江崎佑, 安藤秀平, 平島岳夫: 高力ボルト摩擦接合継手の高温時における荷重 - 変位関係(その2 Component-based model), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 防火, PP.61-62, 2013. 7
  - 26) Dwiputra, R., Andou, S., Hirashima, T.: Numerical Analysis Modeling of Friction Type High Strength Bolted Splice Connection Exposed to Fire, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 82, No. 733, pp.493-501, 2017. 3 (in Japanese)  
Robert Dwiputra, 安藤秀平, 平島岳夫: 火災時における高力ボルト摩擦接合継手の数値解析モデル, 日本建築学会構造系論文集 第82巻 第733号, PP.493-501, 2017. 3
  - 27) Hirashima, T., Okuwaki, K., Xuansu, Z., Sagami, Y., Toyoda, K.: Critical Temperature of Steel Beams on the Basis of a Load-bearing Fire Test of 2-Storey Rigid Steel Frame, Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 79, No. 704, pp.1559-1568, 2014. 10 (in Japanese)  
平島岳夫, 奥脇一馬, 趙玄素, 相模裕輝, 豊田康二: 2層剛接鋼骨組の載荷加熱実験による鋼梁の崩壊温度, 日本建築学会構造系論文集 第79巻 第704号, PP.1559-1568, 2014. 10
  - 28) Teduka, K., Dwiputra, R., Daimon, R., Andou, S., Hirashima, T.: Load-deformation Relationships of Friction Type High Strength Bolted Joints at Elevated Temperature (Part7. In Case of the Lower Floor of the Two-layer Steel Frame Has been Heated), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety, pp.161-162, 2016. 7 (in Japanese)  
手塚圭介, Robert Dwiputra, 大門諒亮, 安藤秀平, 平島岳夫: 高力ボルト摩擦接合継手の高温時における荷重-変形関係(その7. 剛接骨組実験の Component based model を用いた数値解析), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 防火, pp.161-162, 2016. 7
  - 29) National Institute of Standards and Technology (NIST): June 2004 Progress Report on the Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster, NIST Special Publication 1000-5
  - 30) Hirashima, T., Ikuta, H., Hamada, N.: Influence of floor slab on deflection behavior of steel frame exposed to fire (Part1: Outlines of analysis), Summaries of Technical Papers of Annual Meeting, Architectural Institute of Japan, Fire Safety, pp.205-206, 2008. 7  
平島岳夫, 生田浩子, 濱田直之: 鉄骨架構の火災時および火害後における応力変形性状に及ぼす床スラブの影響, その2 解析結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 防火, pp.205-206, 2008. 7
  - 31) Serdar Selamet, Tugba Ozdemir and Caner Bolukbaş: Fire Performance of Steel Shear Connections in a Composite Floor, 8th International Conference on Structures in Fire, 11-13, 2014. 6
  - 32) Malte Duchow and Anthony K.Abu, Collapse Mechanisms of Edge and Corner Slab Panels in Fire Condition, 8th International Conference on Structures in Fire (SiF'14), Shanghai, China, 11-13, 2014. 6
  - 33) ABAQUS, Standard, Ver.6.14-5
  - 34) Steel Construction Institute (SCI): Section properties and member resistances to Eurocode 3 (UB, UC and hollow sections), The Steel Construction Institute, 1997
  - 35) Maximiano, D. et.al.: Thermal analysis of steel-concrete composite cross sections via CS-ASA/FA, International Engineering Journal, Vol.71, pp149-157, 2018
  - 36) Linus Lim, Colleen Wade: Experimental Fire Tests of Two-Way Concrete Slabs, University of Canterbury, Fire Engineering Research Report, 2002. 9
  - 37) SIMMS, W. I.ZHAO, B.: Fire Resistance Assessment of Partially Protected Composite Floors (FRACOF) Design Guide. The Steel Construction Institute (SCI) & Centre Technique Industriel de la Construction Métallique (CTICM), 2009

# NUMERICAL SIMULATIONS OF STEEL FLOOR STRUCTURES CONSIDERING LARGE DEFORMATIONS UNDER ELEVATED TEMPERATURES IN FIRES

*Jiro TAKAGI\**, *Yu KAWAI\*\** and *Toshiki MAKIUCHI\*\**

\* Associate Prof., Tokyo Metropolitan Univ., Ph.D.

\*\* Former Graduate Student, Tokyo Metropolitan Univ., M. Eng.

In this research, the behavior of steel floor structures, which are composed of steel beams, concrete slabs and bolted connections, under elevated temperatures in fires are numerically simulated using detailed FEM models. The simulations account for the inelastic temperature-dependent material properties and thermal elongations, considering the large deformation. The findings are as follows:

- 1) The simulation models of the components of the floor structures, such as beams, slabs and bolted connections were independently validated by comparing with existing experimental data at elevated temperatures. Deflections of composite beams agreed between the results of the experiments and simulations, where beams and slabs are modeled with shell elements.
- 2) The created FEM models of reinforced concrete slabs simulate the experiments well. The deflections at the elevated temperatures agreed, taking into account the thermal distribution in the sections. The simulated stress of the reinforcement significantly increased in the center and corners of the slab, where the slab cracked and ruptured in the experiment.
- 3) Shear failure of high-strength bolts is a major failure mode of simple bolted connections in fires. The inelastic shear force displacement relationships at elevated temperatures are defined by reviewing the existing experimental data and are applied for the springs of bolts. The principle direction of the shear forces of bolts in beam ends may change with respect to beam sagging and consequently generate tensile axial forces of the beams at elevated temperatures. The created bolt springs return the reactions in the changing principle shear directions. The behavior and shear failure of simple bolted connections at elevated temperatures in the existing experiment are reasonably simulated using the models.
- 4) FEM models of a one-bay floor structure composed of primary and secondary beams and concrete slabs are modeled with shell elements. Insulated primary beams located on the perimeter of the rectangular bay are rigidly supported at the ends, and two uninsulated secondary beams are supported by the primary beams. Shear springs for the bolts are used for the simple bolted connections at the secondary beam ends. In the case that the bay is internally located in the plan of a building and the slab edges are rigidly supported at the perimeter, shear failure of the bolted connections of the secondary beams may occur due to thermal expansion under elevated temperatures. Sagging increases, and the slab cracks at the center and corner of the bay. However, catenary effect can maintain the vertical load carrying capacity associated with yielding of the reinforcement, given that the reinforcement is perfectly bonded to the slabs.
- 5) The simulations of the one-bay floor structure are conducted under various conditions. It is found that the uninsulated secondary beams may reduce the deflection at the beam temperatures of 600°C or lower, and the catenary effect of slabs play an important role in carrying the vertical load at higher temperatures. The quantity of slab reinforcement influences the deflection in the catenary effect.