

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（2019年度継続研究）

東京都立大学 高木次郎

研究報告概要

鉄骨構造の無耐火被覆小梁を含む床架構が火災時に大変形を伴い、梁のカテナリー効果やコンクリートスラブによる膜作用効果によって鉛直荷重支持能力を保持しうることは、過去の事例と既往実験から周知である。梁の無耐火被覆化のメリットとして、経済性および施工性の向上のほか、吹付式耐火被覆に代表される耐火被覆の環境負荷の低減、意匠的に露出させた梁の設計の可能性の拡大、構造部材に必要な物理的なスペースの縮減、メンテナンスや地震被害などの調査の利便性向上など、多くが挙げられる。鉄骨梁における耐火被覆のコストは2-3割を占めるとの試算もあり、無耐火被覆化の意義は大きい。鉄骨構造建物中のコアとなる部材には耐火被覆を施し、必要性の低い梁を中心として無耐火被覆とするような耐火性能設計の枠組みを整備するためにも、無耐火被覆梁の火災時挙動の解明が必要である。本研究では、コンクリートスラブと一体化された合成小梁が、無耐火被覆の場合、火災時に端部接合部から破壊する可能性を踏まえて、合成小梁接合部の火災時終局状態を加熱加力実験により評価し、耐火性能を向上させる方法を検討した。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。

継続研究としての位置づけ

本研究は、貴財団の2019年度助成を受けた同一題目研究を継続するものであり、本申請書に記載する研究目的等は、大筋で2019年度助成時と同じである。2018年に開始した本テーマでの申請者らの耐火研究において、これまでは、一般的な合成小梁端部接合部の耐火性能評価実験とFEM解析を行ってきた。1年に1体ずつの実験ではあるが、着実に新たな知見を得て論文として発表してきた。本研究では、実験の再現解析から床架構全体の火災時終局状態を評価するFEM解析を行った。

(1) 実験概要

実験の要領は2019年度助成を受けた研究での要領と同様である。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、図1のように梁の端部を抽出した実大試験体を作成し、図2のように治具に組み込んで炉の上部に設置して加熱加力した。

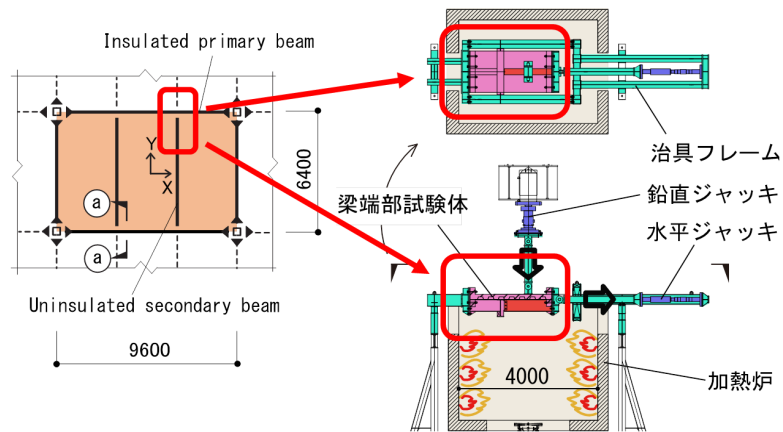


図1 多目的載荷装置による加熱加力実験の要領

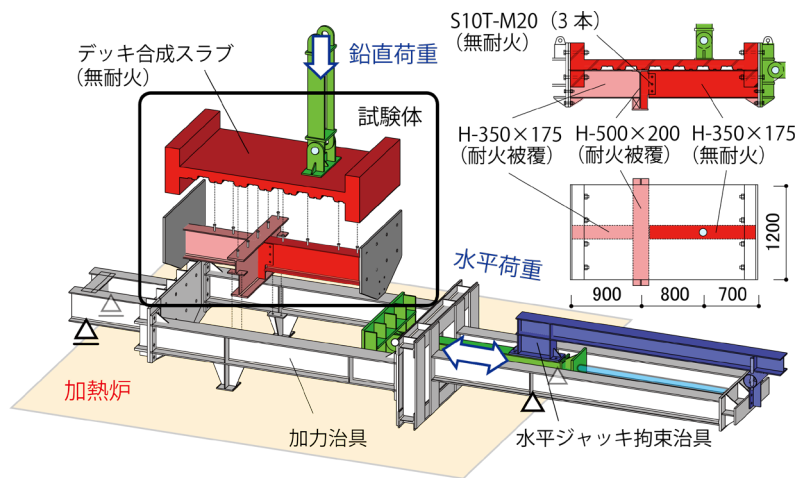


図2 試験体と加力治具の概要図

2018年度から実施した実験の概要と得られた知見を表1に示す。2021年度の実験では、2020年度で用いたスラブ筋のメッシュ筋を異形鉄筋に変更した。これにより、接合部の崩落が抑制された。2020年度実験（メッシュ筋）では加熱17分付近で鉛直変位が急激に増大したが、2021年度実験（異形鉄筋）では120分付近まで鉛直変位が30mm程度以下で、荷重を増大させて150分付近で変位100mm程度となった。そして、温度上昇に伴う小梁端部の高力ボルトのせん断耐力喪失後に、写真2のようにガセットプレートが小梁端部の崩落を抑制する効果が確認された。そこで、2022年度の実験では、図3のようにガセットプレートの形状を改め、ボルトのせん断耐力喪失後に、小梁端部の崩落を抑制しない形状にした。また、2021年度から梁の材軸方向の水平加力計画を改めた。2021年度の実験では高温下で急激に鉛直変位が増大することを予想して梁の熱膨張期から大変形時へと移行する圧縮から引張への加力変更を短時間で行う計画としたが、鉛直変位の増大は比較的なだらかであったために、鉛直変位に応じたゆるやかな水平加力移行とした。

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"> 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。 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。
2019	等厚スラブ t=150 D13@200 ^{ダブル}	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"> 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。 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。 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。
2020	合成スラブ 合成デッキ、 6φ@150メッシュ	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"> 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。 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。 FEM解析でも終局状態を評価できた。
2021	合成スラブ 合成デッキ、 D10@200	2020年度の試験体に対して、スラブ筋をメッシュ筋から異形鉄筋にすることによる耐火性能への影響評価を意図した。	<ul style="list-style-type: none"> スラブ筋を異形鉄筋にすることで崩壊までの変形性能が大幅に上昇することを確認した。 ガゼットプレート（GPL）が接合部の崩落を抑制する可能性を確認した。
2022	合成スラブ 合成デッキ、 D10@200	2021年度の試験体に対して、無耐火被覆小梁と接合するGPL形状を改め、ボルトのせん断耐力喪失後にGPLが小梁を支持しない構成にした。	<ul style="list-style-type: none"> スラブ筋の破断が崩壊形になることを確認した。 スラブ筋の破断箇所は無耐火被覆小梁接合部近傍に集中するとは限らないことが分かった。

（注）太線枠内が本研究助成を受けて実施した実験である。



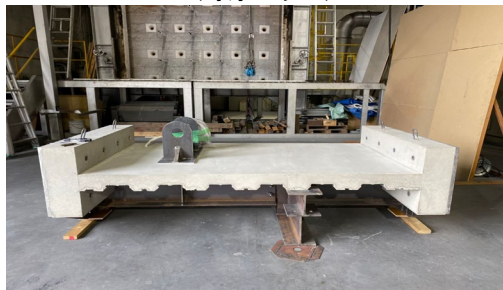
2018年度試験体
（スラブ無し（上部ALC版））



2019年度試験体
（等厚スラブ）



2020年度試験体
（合成スラブ 6φ@150メッシュ）



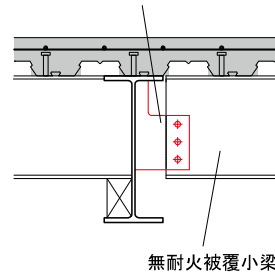
2021年度試験体（合成スラブ D10@200）（2022年度試験体はGPLの形状のみ異なる。）

写真1 これまでに実施した実験の試験体



写真2 2021年度実験の無耐火被覆小梁端部の損傷状況

変則形状のガセットプレート (GPL)
 無耐火被覆小梁の上フランジを支持しない。
 大変形時に小梁の下フランジが GPL に接触しない。



無耐火被覆小梁

図3 2022年度実験のガセットプレート (GPL) の形状

(2) 2022年度実験の結果

事前解析では図4のように、部材の温度上昇による耐力低下に伴い、無耐火被覆小梁接合部近傍のスラブの面外変形を伴う崩壊形が予想された。一方で、崩壊までの時間が長くなることも予想されたことから、加熱時間を3時間程度までに限定して加熱後2時間経過以降は、鉛直荷重とそれに応じた水平荷重を増大させて崩壊形を確認する計画とした。実験結果としては、崩壊形を確認したが、スラブの面外方向の変形は比較的小さく、水平引張力によるスラブ鉄筋の破断が主たる崩壊形となった。

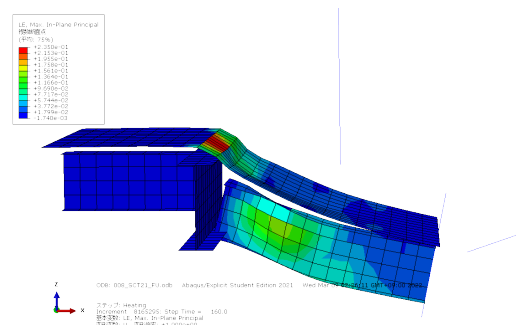


図4 事前解析による試験体の損傷予測

図1と図2に示す試験体には、火災高温時の大変形下の梁の軸力を再現する目的で、図1の水平ジャッキによる加力を鉛直変位の関数として与えた。ジャッキの水平荷重 P_H の鉛直方向成分を相殺するように P_V を増減し、せん断力を一定とする計画とした。 P_H および P_V と加熱時間の関係を図5に示す。同図に実験結果と後述の再現解析の結果を併記した。左側の縦軸は鉛直荷重ジャッキ直下の鉛直変位 δv であり、右側の縦軸は P_H と P_V である。 P_H の加力計画として、熱膨張期の圧縮力と大変形時の引張力の載荷区間（それぞれ「熱膨張期」と「大変形期」と呼ぶ）を設け、それらの間を「移行期」とした。さらに、崩壊形評価のための「崩壊形評価期」を設けた。 P_H は δv に応じて制御する計画とした。図5において、 P_H の推移が計画と実験とで一致していない理由は、 δv の事前予想値と実験値が異なるためである。

構成部材の温度推移を図6に示す。無耐火被覆小梁と高力ボルトの温度上昇が顕著であり、加熱約12分に高力ボルトの温度は 400°C を超えて耐力が低下した。また、スラブ筋の温度は

加熱30分から60分において100℃程度であり、その後加熱約140分で400℃を超えて耐力が低下した。加熱時間とスラブ筋の引張耐力の関係を図7に示す。引張耐力は無耐火被覆小梁材軸方向の鉄筋の総断面積に常温の材料試験結果の引張耐強度にEurocode3の高温時耐力低減係数を乗じた値である。加熱140分でスラブ筋温度が400℃を超え引張耐力が減少して水平荷重を下回った。スラブが破断したのはその後の加熱約160分である。図2に示すように加熱約10分に δv は80mmまで急増した。その後、加熱約15分から約45分にかけて δv は微増して90mmとなり、以降加熱120分まで δv の変化は小さい。計画では δv が100mm到達時を移行期から大変形期への移行時としていたが、 δv の変化が小さかったために、加熱約120分に大変形期に移行することにして P_H を130kNにした。このとき、 P_H によって接合部に作用する曲げモーメントが減少して鉛直変位が減少した。加熱約140分に崩壊形評価期に移行して P_H を160kNにした。直後にスラブが破断して崩壊した。

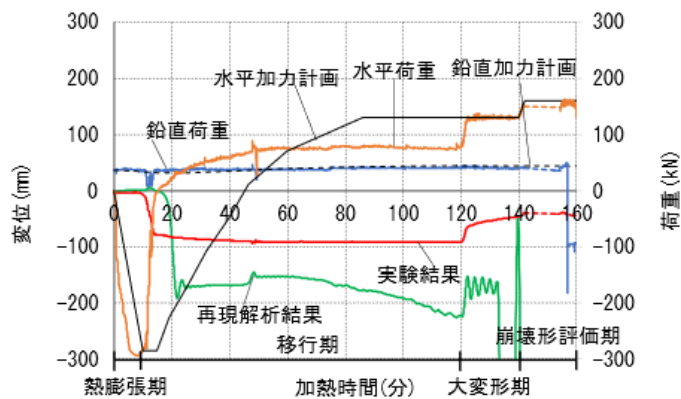


図5 加熱時間と鉛直変位および加力の関係

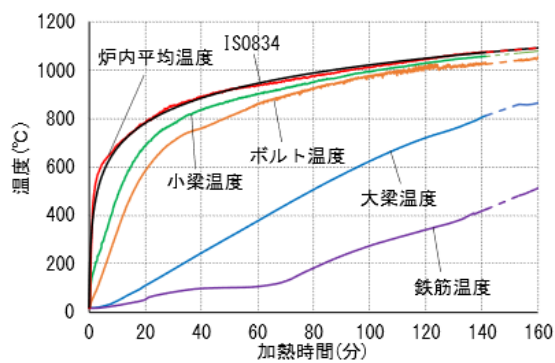


図6 加熱時間と部材温度の関係

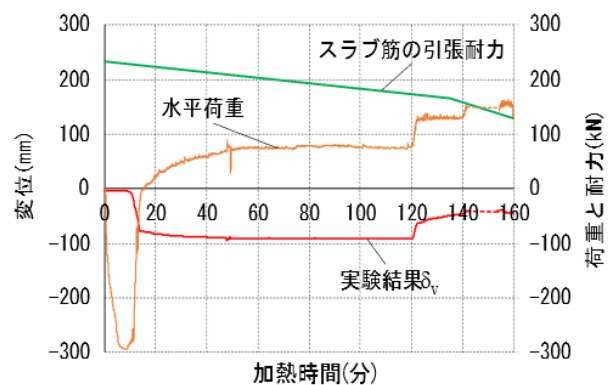


図7 加熱時間と鉛直変位と鉄筋の引張耐力の関係

実験時のスラブ上面の損傷の様子を写真3に示す。加熱後21分から30分の写真では、接合部のボルトが破断し（写真4）、鉛直変位が増大して、接合部近傍では、スラブが下方に20mmほどずれ落ちる現象も確認された（写真3 (b)）。しかし、その後、鉛直下方の変形の進行は鈍化し、加熱後120分から荷重を増大させたことで、鉛直载荷点付近のスラブ筋が破断して崩壊形に至った。



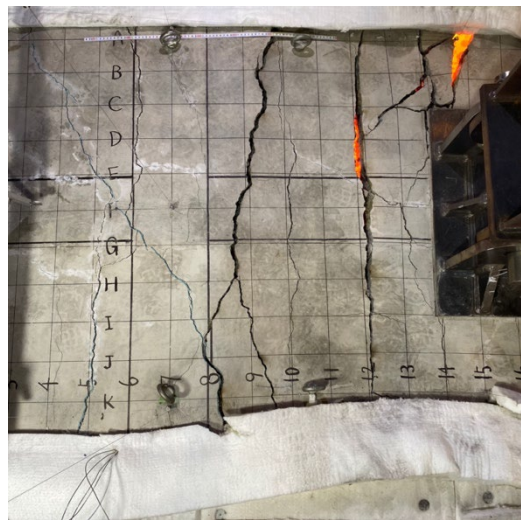
(a) 加熱21分



(b) 加熱30分



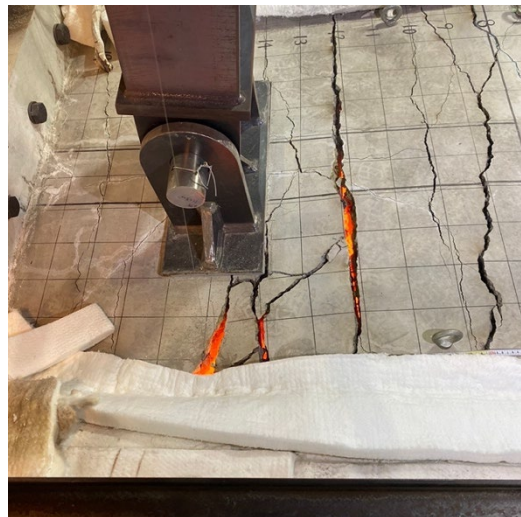
(c) 加熱84分



(d) 加熱161分 実験終了



(e) 実験終了時



(f) 実験終了時

写真3 実験時のスラブ上面の損傷の様子



写真4 小梁接合部の損傷の様子

(3) 再現解析

FEM解析モデルの概要図を図8に示す。解析には汎用FEM解析ソフトウェアのABAQUSを用いた。材料試験結果から、H形鋼と異形鉄筋D10の降伏強度をそれぞれ245と387N/m²、コンクリートの圧縮強度を26.4N/mm²とした。図5の鉛直と水平の実験加力値（P_VとP_H）を治具端部に加え、図6の部材の温度時間関係の測定値を与えた。

図5に示すように再現解析では加熱15分に δv が180mmほどまで急増した。加熱20分から60分に δv は減少して150mmとなった。その後、加熱60分から120分に δv が微増し、加熱120分で δv が220mmほどで崩壊に至った。実験では加熱10分に δv が80mmまで急増してから、大変形期へと移行時である加熱120分まで δv の変化は限定的であった。従って、この間の δv の推移は実験と整合しないが、加熱約12分に高力ボルトの温度が400°Cを超えて δv が急増した点は整合する。不整合の一因として、鉄筋の応力歪関係の設定が考えられる。引張強度到達時の歪や剛性低下開始時の歪の設定などについて、更に検討する。

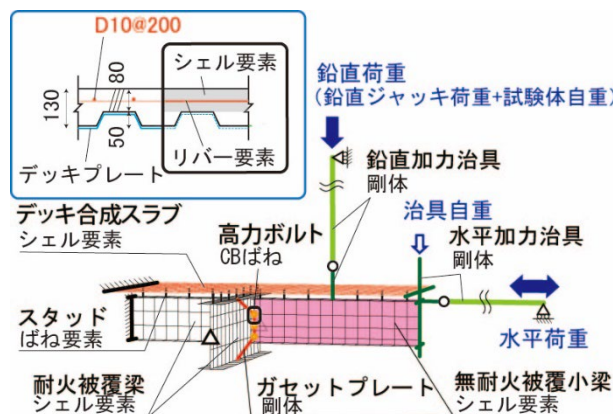


図5 解析モデルの概要図

(4) 床架構の火災時終局状態評価

図8の実験の解析モデルを図9のような鋼構造床架構に拡大して、その火災時終局状態をFEM解析により評価した。いま、柱で囲まれる6.4m×12.8mの矩形平面が防火区画であり、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。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。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。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常温弾性を保持すると仮定する。構成部材の仕様は前述の実験試験体と同じである。検討床架構は図10のように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。

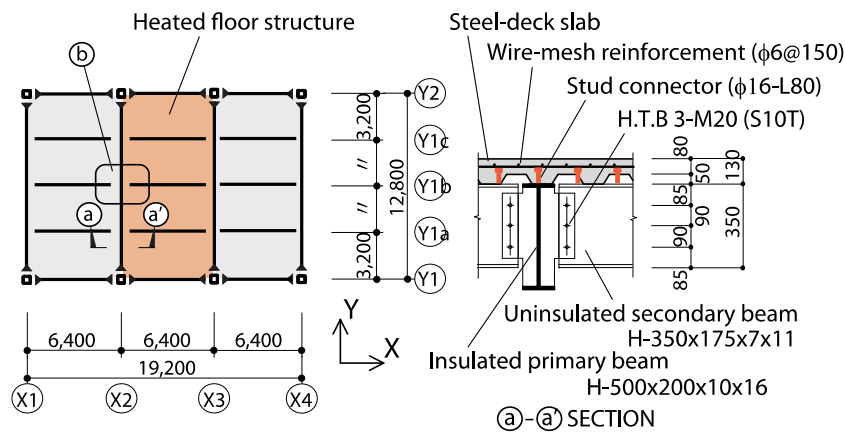


図9 検討鋼構造床架構

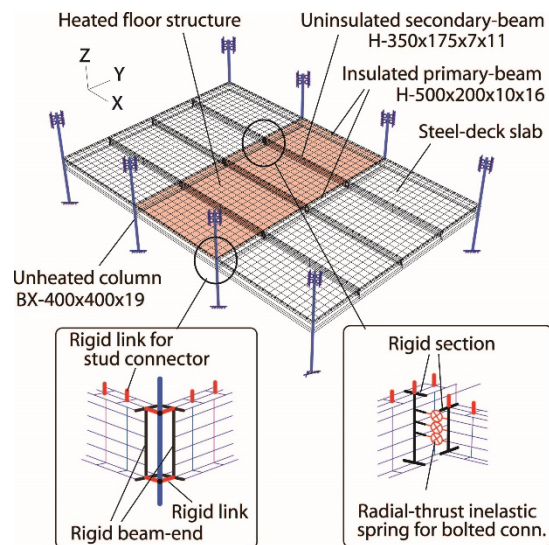


図10 床架構解析モデル

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11に示す。加熱開始後約10分から平面図（図9）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2%と4%になる。このとき、無耐火被覆小梁とボルトの温度は約430℃と650℃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℃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。床架構の崩壊は明確に定義できていないが、加熱約50分で図12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床架構が崩壊する可能性が確認された。

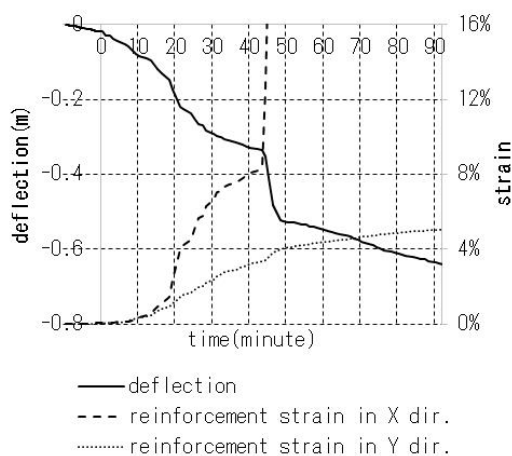


図11 鉛直変位と鉄筋歪の時間推移

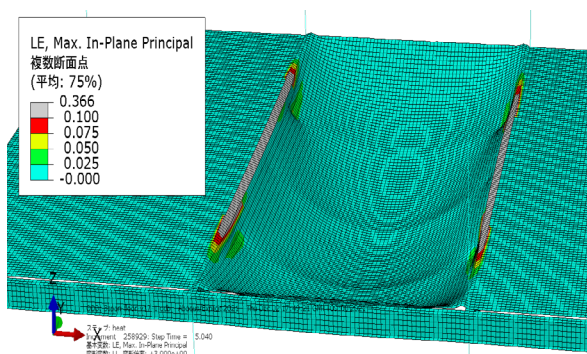


図12 加熱50分時の床架構の変形と鉄筋歪

(5) 発表論文

- ・ 高木次郎, 王松, 栗原純, 河野守, 松山賢 : 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, 日本建築学会構造系論文集, 2022年9月, 第87巻 第799号pp. 944-953, 2022. 9, DOI <https://doi.org/10.3130/aijs.87.944>
- ・ 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) , pp205-206, 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) , pp207-208, 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) , pp209-210, 2021. 9
- ・ 西川真優, 高木次郎, 栗原純, 大山昇, 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4 スラブ筋を異形鉄筋とした合成小梁接合部の加力加熱実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (北海道) , pp61-62, 2022. 9
- ・ 小林由樂, 高木次郎, 大山昇, 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5 GPLの形状を改めた加力加熱実験と再現解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (近畿) , 2023