高層建築物の火災時崩壊挙動に関する数値解析的検証

VERIFICATION ON COLLAPSE BEHAVIORS OF HIGH-RISE BUILDINGS UNDER FIRE USING NUMERICAL APPROACH

磯部 大吾郎*, レ ティ タイ タン**
Daigoro ISOBE and Thi Thai Thanh LE

Fire-induced collapse behaviors of a high-rise building with an outrigger truss system were verified using the ASI-Gauss technique. The effects of fire patterns and structural parameters on the redundant strengths were surveyed by observing the collapse initiation time: the duration from the beginning of the fire until collapse initiation. From the numerical results, it is confirmed that collapse initiation times are significantly affected by the member joint strengths if the axial force ratio is small on the condition that the fire pattern is nearly symmetrical, and the load paths to and from the outrigger truss system are sufficiently protected.

Keywords : *High-rise buildings, Collapse behavior, Collapse initiation time, Redundant strength, Outrigger truss system, ASI-Gauss technique*

高層建築物, 崩壊挙動, 崩壊開始時間, 余剰強度, アウトリガートラスシステム, ASI-Gauss 法

1. はじめに

高層建築物の火災を引き起こす要因や火災規模は様々であり、その際の建築物に残存する余剰強度について系統的に議論するのは極めて困難である。9.11 事件でのニューヨーク世界貿易センター (WTC) ビルのように、飛行機が衝突した際にジェット燃料が拡散して大規模火災が発生し、それが主要因となって 1 時間～1 時間半程で完全に倒壊してしまった事例が存在する。その一方では、2005 年にマドリッドの Windsor ビルで起きた大火災のように、ビルが全焼したにも関わらず骨組だけは残存し、丸一日経ても全体崩壊には至らなかった事例もある。このような大規模かつ複雑な現象が絡み合う問題では、様々な構造パラメータを操作しその余剰強度に対する寄与の度合いを検証することで、建築物の火災崩落防止対策を図る上で有用な知見が得られるものと思われる。その構造パラメータとしては、具体的には軸力比、接合部強度、アウトリガートラスシステムの部材強度、火災範囲などが挙げられる。例えば、米国の研究調査機関 FEMA と NIST が 9.11 事件についてまとめた報告書¹⁾²⁾によると、風外力に対する補強システムとして WTC ビルの上層階に設置されたアウトリガートラスシステムが、その崩壊開始までの時間を稼ぐ点で有効であった可能性が示唆されている。チューブ構造上部にアウトリガートラスシステムが設置されたことで応力伝達経路が増して余剰強度が確保され、火災時に応力再配分が適切に行われ、崩落開始までの時間が延びたことは十分に考えられる。また同報告書では、WTC1 と WTC2 とで航空機の衝突箇所および火災範囲が異なったことが、それぞれの崩壊開始までの時間の差異につ

ながったとしている。福田らによる研究³⁾では、飛行機衝突後の両ビルの応力再配分状況が数値解析によって明らかにされ、上記報告を裏付ける検証結果が得られている。WTC の構造的崩壊要因を特定し、高層建築物の火災崩落防止対策を進める上でも、様々な構造パラメータの余剰強度への寄与について知ることは重要な課題であり、さらなる検証が必要と思われる。

そこで本稿では、ASI-Gauss 法⁴⁾に基づく解析手法に建築物の崩落挙動をリアルに表現できる新たなアルゴリズムを導入し、30 層 7 スパンのチューブ骨組構造モデルに大規模火災が発生した場合に、その火災範囲、軸力比、接合部強度およびアウトリガートラスシステムの部材強度が建物の余剰強度や崩壊挙動に及ぼす影響について数値解析を通じて検証した。本稿では、火災発生から崩壊開始までの時間を崩壊開始時間と定義し、これを建物が有する余剰強度の目安として扱うこととした。検証の結果、火災範囲および様々な構造パラメータが建物の崩壊開始時間に与える影響について知見が得られたので、ここに報告する。続く第 2 章では数値解析手法の概要について記し、第 3 章では解析モデルと解析条件、第 4 章では解析結果と考察を示し、第 5 章に結論を述べる。

2. 数値解析手法

数値解析には、大規模骨組構造の構造解析において最小限のコストで精度の高い解析が可能である、ASI-Gauss 法⁴⁾を基に独自開発した有限要素解析コードを使用した。ASI-Gauss 法は、要素内の数値積分点を部材性状に合わせて順応的にシフトすることで、計算コ

* 筑波大学大学院 准教授・博士(工学)

** 筑波大学 大学院生

Assoc. Prof., Dept. of Engineering Mechanics and Energy, Univ. of Tsukuba, Dr. Eng. Graduate Student, Univ. of Tsukuba

ストを低く抑えることが可能な順応型 Shifted Integration 法 (ASI 法) ⁹⁾ をさらに改良したものである。その具体的な改良点は、2 つの線形チモシェンコはり要素をサブセット要素として考え、弾性範囲ではそのガウス積分点に相当する位置に応力評価点を配置するように数値積分点をシフトすることで、弾性変位解の精度を向上させた点である。また、ASI 法と同様に部材内の軸方向に沿った断面力分布を計算し、数値積分点のシフトと同時に断面力を解放することで特定の箇所に破断面を表現できる点が大きな特長である。さらに部材が破断した後は、幾何学的な位置関係に基づいて接触を判定し、要素間をギャップ要素で拘束することで接触を表現している。ASI-Gauss 法の解析コードに関する詳細については他文献 ⁴⁾ に譲り、本稿では火災崩落解析を行う上で必要なアルゴリズムを中心に記すこととする。

部材の降伏条件としては、柱の曲げ塑性耐力に対する強度比を陽に表す接合部強度係数 C_M (0.0~1.0) を定義し、これを取り入れた以下の条件式を用いた。

$$f = \left(\frac{M_x}{C_M M_{x0}} \right)^2 + \left(\frac{M_y}{C_M M_{y0}} \right)^2 + \left(\frac{N}{N_0} \right)^2 - 1 = f_y - 1 = 0 \quad (1)$$

ここで、 f_y は降伏関数、 M_x 、 M_y は x 、 y 軸回りの曲げモーメント、 N は軸力である。下添え字 "0" は、各断面力成分が単独で部材断面に作用した場合の全断面塑性値であることを示す。ASI-Gauss 法では 1 本の部材を 2 つの線形チモシェンコはり要素で表現するため、部材中央側の節点では $C_M=1.0$ 、部材端側の節点では $C_M \leq 1.0$ の接合部強度係数を設定し、降伏判定を行う。

次に、部材破断の判定条件としては、部材を構成する各要素の曲率、引張軸ひずみおよびせん断ひずみによる次式を用いた。

$$\left| \frac{\kappa_x}{\kappa_{x0}} \right| \geq 1 \quad \text{or} \quad \left| \frac{\kappa_y}{\kappa_{y0}} \right| \geq 1 \quad \text{or} \quad \frac{\varepsilon_z}{\varepsilon_{z0}} \geq 1 \quad \text{or} \quad \left| \frac{\gamma_{xz}}{\gamma_{xz0}} \right| \geq 1 \quad \text{or} \quad \left| \frac{\gamma_{yz}}{\gamma_{yz0}} \right| \geq 1 \quad (2)$$

図 1 要素の midpoint 間距離 l

図 2 接触要素 A_1A_2 と被接触要素 B_1B_2 間の最短距離 d

(a) 要素の位置関係その 1 (b) 要素の位置関係その 2

図 3 要素の位置関係による接触判定

ここで、 κ_x 、 κ_y 、 ε_z 、 γ_{xz} 、 γ_{yz} はそれぞれ要素における x 軸、 y 軸回りの曲率、引張軸ひずみ、 x 軸、 y 軸方向のせん断ひずみであり、下添え字 "0" は破断臨界値であることを示す。これらの破断臨界値は、例えばボルト締めされた継手の曲げ試験 ⁶⁾ や引張試験 ⁷⁾ などの結果から入手できるため、信頼性の高い判定を行うことが可能である。後の解析には、破断臨界値として $\kappa_{x0} = \kappa_{y0} = 3.333 \times 10^{-4}$ 、 $\gamma_{xz0} = \gamma_{yz0} = 1.300 \times 10^{-2}$ 、 $\varepsilon_{z0} = 0.17$ の値を用いた。

接触判定には、以下に示す内分ベクトル型接触アルゴリズムを用い、接近する 2 つの要素の節点間距離および節点の幾何学的位置関係により判定を行った。例えば、図 1 に示す 2 つのはり要素 (線分 A_1A_2 : 接触要素、線分 B_1B_2 : 被接触要素) の接触判定を行う際には、まずそれぞれの要素の midpoint 間距離 l と 2 つの要素の平均長 l' を計算する。そして、 $l < l'$ となったとき、接触要素の近傍に被接触要素の候補が存在するとみなし、図 2 に示すように被接触要素に接触要素を投影する。その際、線分 A_1A_2 と線分 B_1B_2 との最短距離 d をとる内分点 M (B_1M と B_2M の内分比 $m:n$) の座標値 (x_M, y_M, z_M) を次式により求める。

$$(x_M, y_M, z_M) = \frac{n(x_1, y_1, z_1) + m(x_2, y_2, z_2)}{m+n} \quad (3)$$

ここで、 (x_1, y_1, z_1) および (x_2, y_2, z_2) はそれぞれ節点 B_1 、 B_2 の座標値である。次に、両要素の平均部材幅よりも d の値が小さくなった場合、図 3 に示す接触要素 A_1A_2 の 2 節点 A_1 、 A_2 と被接触要素 B_1B_2 の内分点 M の 3 点からなる三角形を考え、その 3 辺の長さから次の条件式を使って $\angle MA_1A_2$ および $\angle MA_2A_1$ が鋭角か否かを調べる。

$$\overline{A_1M}^2 \leq \overline{A_2M}^2 + \overline{A_1A_2}^2 \quad (4)$$

$$\overline{A_2M}^2 \leq \overline{A_1M}^2 + \overline{A_1A_2}^2 \quad (5)$$

式 (4)、(5) がどちらも満たされた場合、図 3(a) のように $\angle MA_1A_2$ および $\angle MA_2A_1$ はどちらも鋭角となるため、2 つの要素は接触しているものと判定する。どちらか一方の条件が満たされない場合、図 3(b) のようにどちらか一方の角が鈍角となるため、2 つの要素は接触しないとみなし、接触判定から除外する。2 つの要素が接触判定された場合、図 4 に示すように節点間に計 4 つのギャップ要素 (接合要素) を設けて拘束する。ギャップ要素は近接する他の要素と同じ材

図 4 ギャップ要素による接触の表現

図5 接触解除の概念図

料性状（ただし弾性）および断面形状を持つと仮定した。

次に、接触後に部材が離反する挙動を表現するため、接触時から要素端の節点に生じる変位量を監視し、その量がある条件を満たした際に接触を解除するアルゴリズムを導入した。このアルゴリズムには、ギャップ要素を削除する処理、および再び同じ組の要素の接触を表現する処理が含まれる。まず、ギャップ要素によって拘束されている計4つの節点の接触開始ステップから現ステップまでの変位量を用い、次式に従って相当変位 $|u|$ を計算する。

$$|u| = \sum_{i=1}^4 \left\{ \sqrt{(u_{xi} + \Delta u_{xi})^2 + (u_{yi} + \Delta u_{yi})^2 + (u_{zi} + \Delta u_{zi})^2} \right\} \quad (6)$$

ここで、 u_{xi} , u_{yi} , u_{zi} は関連する節点のうち、 i 番目の節点の接触開始から前ステップまでのそれぞれ全体座標 X , Y , Z 方向の変位、 Δ は現ステップでの増分を示す。図5に示すように、 $|u|$ がその最大履歴値のある割合以下になったとき、接触を解除することとする。このときの割合を接触解除判定比と定義する。また、接触力が弱い際に判定が過度に繰り返されることを回避するため、 $|u|$ の最大履歴値が一定の値以下では接触が解除されないように下限値を設定した。他方、接触解除後に要素間距離が十分に離れないうちに接触判定を行うと、同じ要素間で再び接触が判定されてしまう可能性がある。これでは跳ね返りを表現できないため、接触解除後一定時間は接触しないように接触回避時間を設けた。接触解除判定比と下限値、接触回避時間を適切に設定すると、適切な位置で要素間の接触が解除され、互いに接触要素の候補として再び内分ベクトル型接触アルゴリズムを通ることになる。この操作により何度でも接触と離反が繰り返され、部材の跳ね返りや重なりなどが表現可能となった。なお、本稿で行った解析の接触解除判定比、下限値と接触回避時間には、事前に簡単な部材実験を行い、その結果と照らし合わせてそれぞれ0.2, 0.1 mm, 0.1 s という値を用いた。

部材の温度上昇時刻歴には、図6に示す JIS A 1304 の耐火曲線を線形近似したものをを用い、特定の時間で火災の一般的な温度である700℃まで線形的に上昇するものと仮定した。温度上昇に伴う鋼材の耐力低下曲線として、図7の NIST²⁾ によるものがある。これは、鋼材に耐火被覆を施さない場合のもので、700℃近辺において弾性係数は常温時の約60%、降伏応力は約10%まで低下するというものである。飛行機が衝突して耐火被覆が剥がれたとされる WTC の事例に倣い、解析には図7の曲線を使用することにした。また、温度

図6 温度上昇曲線

図7 温度上昇に伴う鋼材の耐力低下曲線

上昇に伴う鋼材の熱膨張は、次式に示す熱ひずみを加えることにより考慮した。

$$\Delta \varepsilon_T = \alpha \Delta T \quad (7)$$

ここで、 $\Delta \varepsilon_T$, ΔT および α はそれぞれ、熱ひずみ増分、温度増分、線膨張係数である。また、機械ひずみと熱ひずみの関係は次式のように表される。

$$\varepsilon_m = \varepsilon - \varepsilon_T \quad (8)$$

ここで、 ε_m , ε_T および ε はそれぞれ機械ひずみ、熱ひずみ、全体ひずみである。

火災崩落現象は、大別すると崩壊前の準静的領域と崩壊が始まってからの動的領域に分けられる。そこで、崩壊前の準静的領域では比較的粗い時間増分で、崩壊開始が判定されてからは小さい時間増分に切り替えて運動方程式を解くように設定した。具体的には、初期の時間増分を1.0 s とし、1 ステップ当りの変位増分が部材の断面寸法よりも大きい要素が出た場合に崩壊が開始したと判定し、時間増分を1.0 ms に変更して解析する。運動方程式の時間積分には陰解法を用い、計算の不安定化を招く高周波振動を抑えるため、数値減衰を考慮して Newmark の β 法の積分パラメータを $\beta=4/9$, $\delta=5/6$ ³⁾ とした。ソルバーには共役傾斜法 (CG 法)、非線形増分理論には updated Lagrangian formulation を用いた。

3. モデルと解析条件

解析対象として、図8に示すような30層7スパンのチューブ構造を線形チモシェンコはり要素でモデル化した。床や壁はモデル化せず、柱や梁等の線材のみで構成している。その総要素数は9,360、総節点数は6,644、総自由度数は39,600である。30階のコアフレ

ームにブレースを取り付け、上層階にアウトリガートラスシステムを配置した。これは、架構の剛性を高め、転倒モーメントに対抗し、外周部をコア部で吊り上げることを想定したシステムである。部材には SN490 の鋼材を用い、弾性係数、降伏応力、ポアソン比、密度をそれぞれ 214 GPa, 325 MPa, 0.3, 7.9×10^{-6} kg/mm³ とした。部材断面寸法は、1 層部分の柱を BOX 鋼□-700×28, はりを H-700×300×13×24 とし、これらの太さを上層方向へ 5 層ごとに段階的に細くした。部材断面寸法値は固定し、床荷重のみを変化させて軸力比を設定した。

構築したモデルに対し、火災範囲、最下層柱の軸力比、接合部強度係数 C_M 、アウトリガートラス部材強度比の 4 つのパラメータを変化させて解析を行う。まず火災範囲の影響を調べるため、モデルの 21 階～24 階の部分で図 9 に示すような 3 種類の範囲に火災が発生したものと仮定し、該当する箇所の要素を全て図 6 に従って温度上昇させた。次に、軸力比を 0.1～0.5 の範囲で変化させ、接合部強度

係数 C_M を 0.1～0.6 の範囲で変化させた。また、アウトリガートラスシステムの有無およびその部材強度の相違による影響を調べるために、最下層部のはり材に対するアウトリガートラス部材の強度比を 0.25 から 2.0 まで段階的に変化させた。火災発生時刻から建物が崩壊を開始する時刻までの時間（崩壊開始時間）を解析結果より求め、上記のパラメータとの関連性を調べた。なお、それぞれのケースでの解析時間はおよそ 8 時間 (CPU: 2.93 GHz Xeon) であった。

4. 解析結果

設計用床荷重を変えてモデルの強度を変化させた際の、最下層柱の軸力比と崩壊開始時間との関係を図 10 に示す。ただし、この場合にはアウトリガートラス部材強度比を 1 としてある。まず、どの火災パターンにおいても軸力比が増すと崩壊開始時間が次第に短くなっていることが分かる。また、軸力比が高い領域 (概ね 0.25 以上) では、どの火災パターンに対してもアウトリガートラスシステムの効果は見られないが、軸力比が低い領域では崩壊開始時間に相違が見られ、アウトリガートラスシステムがその懸垂能力を発揮して建物全体の余剰強度を増加させていることが確認できる。そこで、それぞれの領域の軸力比 0.33 (設計用床荷重 10.0 kN/m²) および 0.19 (設計用床荷重 5.0 kN/m²) の場合について、接合部強度係数およびアウトリガートラスの部材強度比が崩壊開始時間に対して与える影響について調査した。軸力比 0.33 の場合の結果を図 11 に、軸力比 0.19 の場合の結果を図 12 に示す。ただし、設定解析時間 (2000 s) 内にモデルが崩壊を開始しない場合には、図にデータをプロットしていない。軸力比が 0.33 の場合 (図 11) には、火災パターン A および B において接合部強度が高い場合に崩壊開始時間が若干遅くなる効果が見られるが、火災パターン C の非対称火災の場合には、 $C_M=0.1$ の場合を除き、接合部強度の大小によらず約 450 s の一定の崩壊開始時間を示している。アウトリガートラスの部材強度比によっても崩壊開始時間があまり変化しないことが分かる。一方、軸力比が 0.19 の場合 (図 12) では、アウトリガートラスシステムの存在は確かに大きな効果を生んでいるが、その部材強度比によって崩壊開始時間はあまり変化せず、むしろ接合部強度の大小によって崩壊開始時間が大きく変化していることが分かる。例えば火災パターン B の場合には、 $C_M=0.2$ ではアウトリガートラスシステムが存在することで 40 s 程度しか崩壊開始時間は遅延しないが、 $C_M=0.3$ で

図 10 軸力比による崩壊開始時間の相違

図 11 接合部強度係数およびアウトリガートラス部材強度比による崩壊開始時間の相違（軸力比=0.33）

図 12 接合部強度係数およびアウトリガートラス部材強度比による崩壊開始時間の相違（軸力比=0.19）

は約 520 s 以上の遅延効果が見られる。火災パターン C の場合には、構造強度の変化による崩壊開始時間の変化はやはり少ない。

次に、最下層柱の軸力比 0.33、 $C_M = 0.3$ 、部材強度比を 1 としたアウトリガートラスシステムが配置されたモデルに対し、図 9 のそれぞれの範囲で火災が発生した場合に対する建物の崩壊挙動を調べた。図 13 の概略図に示すように、どの火災パターンの場合にも温度上昇に伴い柱部材が耐力低下を起し、崩壊初期の段階では座屈および部材端での破断が併発される現象が見られた。崩壊挙動を図 14 に示す。いずれも全体崩壊は免れず、また、 C_M の値が小さくなるにつれ崩壊が早まることから、温度が上昇した際の耐力低下の影響と共に、接合部強度の脆弱性が崩壊を招いていることが予想できる。全体的な挙動はどのケースも概ね変わらないが、初期の上層部の傾角と崩壊開始時間には相違が見られる。特に、火災範囲がパターン C の場合には他の場合と比べて 1 分程度崩壊開始が早まっており、火災の非対称性が崩壊を早める要因の一つであることが確認できる。また、それぞれの火災範囲内にある要素を取り除き、最上層階に鉛直下向きに一樣な荷重を静的に加えていくプッシュダウン解析を行った結果、崩壊が開始される際の降伏限界荷重はパターン A、B、C それぞれの場合で 381 kN、591 kN、80 kN であった。パターン A に比べて比較的対称性の強いパターン B の方が高い降伏限界荷重を示すのは、パターン B の場合にはコア構造が火災範囲に完全に覆われておらず、アウトリガートラスシステムを含めた上層部の懸垂能力が比較的高かったためである。外力や解析条件の相違から単純に降伏限界荷重と崩壊開始時間の関連について議論するのは

困難だが、図 14 でパターン B の場合に崩壊開始時間が早まっているのは、上記のような理由があるためと考えられる。

さらに、最下層柱の軸力比を 0.19 とし、他の条件は図 14 のものと同等としたモデルに対し、図 9 のそれぞれの範囲で火災が発生した場合についての崩壊挙動を図 15 に示す。図 14 のモデルに対し構造強度に比較的余裕があるために、どの火災パターンの場合にも崩壊開始時間が延びているが、その延び幅は火災パターン C の場合はあまり大きくない。全体的な挙動はどのケースも図 14 と概ね変わらないが、火災パターン A の場合には最後まで真直に崩落せず、途中から上層部の傾角が大きくなっていることが分かる。これは、建物の軸力比が低く、床荷重に比してコア構造の強度が高いため、下層部が上層部の落下に対し比較的大きな抵抗力を発揮したためと考えられる。また、いずれの軸力比、いずれの火災パターンの場合にも崩壊開始から 20 s 前後で全体崩壊に至っており、その崩壊に要する時間には大きな差異がなかった。

図 13 崩壊初期の挙動

図 14(a) 建物の崩壊挙動 (軸力比=0.33, $C_M=0.3$, パターン A)

図 15(a) 建物の崩壊挙動 (軸力比=0.19, $C_M=0.3$, パターン A)

図 14(b) 建物の崩壊挙動 (軸力比=0.33, $C_M=0.3$, パターン B)

図 15(b) 建物の崩壊挙動 (軸力比=0.19, $C_M=0.3$, パターン B)

図 14(c) 建物の崩壊挙動 (軸力比=0.33, $C_M=0.3$, パターン C)

図 15(c) 建物の崩壊挙動 (軸力比=0.19, $C_M=0.3$, パターン C)

以上の結果より、崩壊開始時間は特に軸力比が低い場合に接合部強度による影響を大きく受けること、ただしそれは火災範囲がある程度対称性を保ち、アウトリガートラスシステムを含む建物全体の応力伝達経路が確保されている場合に限り、ということが確認された。外周構造の片面が全面的に耐力低下する火災パターン C の場合には、アウトリガートラスシステムの懸垂能力が早く限界を超えるため、軸力比の大小に関係なく、接合部強度やアウトリガートラスの部材強度比の増加によって崩壊開始時間が大幅に遅延される効果は見られなかった。

5. 最後に

本稿では、30 層 7 スパンのチューブ骨組構造を対象に火災崩落解析を行い、様々な構造パラメータが崩壊開始時間に与える影響について数値解析的に検証を行った。その結果、応力伝達経路が十分に確保されるようなパターンの火災が発生した場合において、アウトリガートラスシステムがその効果を発揮し、モデル全体の余剰強度が増すことが定性的に示された。この傾向は、軸力比が低く、接合部強度係数が高いモデルでは特に顕著であった。またこのことは、9.11 事件で比較的対称な火災範囲を負った WTC 1 が、比較的非対称な火災範囲を負った WTC 2 よりも崩壊開始までの時間が長かつ

たことを説明できるものである。今後は、WTC 全体モデルに対し、飛行機衝突から火災崩落までの連続的な挙動解析を行う予定である。

参考文献

- 1) ASCE/FEMA: World Trade Center Building Performance Study: Data Collection, Preliminary Observation and Recommendations, 2002.
- 2) NIST NCSTAR 1: Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster: Final Report on the Collapse of the World Trade Center Towers, National Institute of Standards and Technology (NIST), 2005.
- 3) 福田 隆介, 福澤 栄治, 小鹿 紀英, 森川 博司: ニューヨーク世界貿易センタービルの航空機衝突時の全体応答と局部損傷の評価, 日本建築学会構造系論文集, 第 570 号, pp.77-84, 2003.8.
- 4) 磯部 大吾郎, チョウ ミヨウ リン: 飛行機の衝突に伴う骨組鋼構造の崩壊解析, 日本建築学会構造系論文集, 第 579 号, pp.39-46, 2004.5.
- 5) Y. Toi and D. Isobe: Adaptively Shifted Integration Technique for Finite Element Collapse Analysis of Framed Structures. Int. J. Numer. Methods Eng., Vol. 36, pp.2323-2339, 1993.
- 6) 平島 岳夫, 濱田 直之, 尾崎 文宣, 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.
- 7) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 2001.
- 8) K. J. Bathe: Finite Element Procedures, Prentice Hall, 1996.

(2011年2月7日原稿受理, 2011年5月31日採用決定)