H 形断面鋼短柱の高温時の圧縮挙動に関する実験的研究

AN EXPERIMENTAL STUDY ON THE BEHAVIOR OF H-SECTION STUB-COLUMNS AT HIGH TEMPERATURES

岡部 猛*, 安部 武雄**
Takeshi OKABE and Takeo AVE

An experimental study was conducted to evaluate the effects of high temperature and strain rate on the compressive behavior of steel H-section stub-columns at high temperatures. On the basis of the experimental results obtained in this study, it was found that the ultimate load and the post buckling behavior of H-section stub-columns decreased with increasing the temperature and width-to-thickness ratios. The ultimate load of columns at 600 Celsius was reduced to 40 to 30% of the maximum load at room temperature and was very sensitive to the strain rate. But the ultimate load was not sensitive to the width-to-thickness ratio at high temperatures. The results of tests at high temperatures were simulated by a numerical procedure. The results of the calculations clearly showed that numerical analysis can be used to provide accurate predictions of the local buckling characteristics of stub-columns at high temperatures. It was also shown that the effects of strain-rate on the post-buckling behavior of steel stub-columns at high temperatures cannot be disregarded.

Keywords: Fire resistant design, Welded H-section, Stub-column test, Local buckling, Strain rate

耐火設計, 溶接H形断面, 短柱圧縮試験, 局部座屈, ひずみ速度

1. 序

耐震設計を施されるわが国の鋼部材要素の幅厚比は小さいことが多く、局部座屈部の座屈後の耐力劣化は比較的緩慢であることから、耐火設計に際しても局部座屈後の残余の耐力を期待している¹⁾。また、鈴木他による火災時の鋼架構の構造安定性に関する研究^{4, 5)}では、メカニズム状態の梁材の曲げせん断耐力と座屈後の耐力劣化挙動域の柱材の残余耐力を合わせて考慮することにより火災時の架構の崩壊温度やリダンダンシーを評価している。

上記のような設計法や解析方法を確実に機能させるには、柱材に関して言えば、現行の耐火試験で用いられる一定荷重下的高温時崩壊挙動実験(載荷加熱試験)で得られるような高温時の最大耐力に関する情報のみでは不十分であり、高温状態で曲げ座屈を起こした後に連成して局部座屈を引き起すような大変形域に至るまでの座屈後挙動の情報を実験的かつ解析的に充分に把握しておく必要がある。

このような理由から、近年わが国では鋼部材の高温時の局部座屈挙動に関する実験資料の蓄積が活発に行われ、局部座屈後の残余耐力を表現する実験式の整備も行われている^{2, 3)}。例えば、文献7, 8, 10)では溶接組立の箱形断面鋼短柱の高温圧縮実験が、文献9)では冷間成形の中空円形断面鋼短柱の高温圧縮実験が、文献6, 8, 10~11)では溶接組立のH形断面や箱形断面の高温時の短柱圧縮試験、純

曲げ試験、一定軸圧縮せん断曲げ試験等が実施されている。しかし、これらの実験で取扱われている鋼材はSS400, SM490およびこれらに相当する耐火鋼であり、最近、建築構造用鋼材として使用されはじめたS N鋼材を用いた実験データは見当たらない。

本研究では、S N鋼材で作製されたH形断面鋼短柱の火災時高温状態における軸圧縮挙動の実験データを得ることを主目的とし、フランジ幅厚比の異なる溶接組立H形断面鋼短柱を供試体を選び、高温時の短柱圧縮試験を行った。また、文献1)に示されている局部座屈後の残余耐力予測式¹⁾の妥当性の確認を行うとともに、汎用有限要素法による実験挙動のシミュレーション¹⁴⁾を行い、数値解析法の妥当性の検証も行った。

なお、既往の短柱圧縮実験^{6~11)}では載荷時の変形速度に関する記述は特に見当たらないが、近年、高温時の鋼材における応力・ひずみ関係のひずみ速度依存性が指摘される傾向にあるので、本実験ではこの点にも注意を払っている。

2. H形断面鋼短柱の高温圧縮実験

2.1 短柱試験体と実験概要

図1に短柱試験体の概要を、表1に試験体寸法等の仕様を示した。短柱試験体の断面は、H-120x120x6x9とH-120x120x6x6の2種

本論文は、参考文献13, 14)に基づいてまとめたものである。

* 熊本大学大学院自然科学研究科 准教授・工博

** 東京工業大学建築物理研究センター 准教授・工博

Assoc. Prof., Graduate School of Science and Technology, Kumamoto University, Dr. Eng.
Assoc. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

図1 鋼短柱試験体の形状寸法 (単位:mm)

表1 H形断面鋼短柱試験体

試験体断面 (mm)	L (mm)	b/t_f	d/t_w	実験温度 (°C)
H-120x120x6x9	360	6.7	17	RT, 400, 500, 600, 700
H-120x120x6x6	360	10	18	RT, 400, 500, 600, 700

類を設定し、材長は柱幅の3倍(360mm)とした。従って、フランジ幅厚比は $b/t_f=6.7$ と10の2種類が、ウェブの幅厚比は $d/t_w=17$ と18ではほぼ等しい値が設定されている。短柱試験体はウェブとフランジを両脚長5mmの隅肉溶接でH形断面に組立てた後、材端面を平行に切削加工し、両材端に26mm厚のエンドプレートに溶接したものである。

実験の手順は、最初に柱試験体を装置にセットし、次に実験温度まで電気炉を昇温し、30～60分ほど一定温度に保持して炉内温度を安定させた後、油圧ジャッキで加力する順序で行った。実験中は1秒間隔で試験体の軸方向伸縮量 ΔL を測定し、平均軸ひずみ速度を計算しながら値を監視し、平均軸ひずみ速度が出来るだけ一定となるように電動ポンプに連結したオイルジャッキのパルプを手動で制御した。

実験温度は常温、400、500、600、700°Cの5種類を設定し、600°Cと700°Cの場合は後述するように鋼材の高温時の応力・ひずみ関係にひずみ速度依存性が見られるので、試験体の平均軸ひずみ速度が0.3～0.6%/分程度の実験(SLOW実験)と1～1.5%/分程度の実験(FAST実験)の2種類の実験を行った。また、常温～500°Cでは特に速度の制御は行っておらず、FAST実験とSLOW実験の中間的な速度で載荷した。

なお、試験体作製に用いた鋼板は建築構造用鋼材SN490Bであり、表2に鋼材検査証明書(ミルシート)による鋼材の化学成分を、表3に常温時の引張試験より求めた機械的性質を示す。

2.2 鋼素材の高温時の機械的特性

短柱試験体と同じ鋼板で実施した引張試験による応力・ひずみ関係を図2に、その諸強度の温度依存性を図3に、ヤング係数の温度依存性を図4に示した。なお、引張試験では各温度ごとに3体の試験片を用い、機械的特性は3体の平均値で求めたが、図2には代表的な1本の応力・ひずみ関係を選び、板厚6mmのものを実線で、板厚9mmのものを破線で示した。また、ヤング係数は応力・ひずみ関係の初期の線形部分に直線を当てはめ、その勾配より決定した。さらに、図3、4

表2 試験体鋼材の化学成分

試験片 SN490B	化学成分 (%)									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Mo	V	Cr	Ceq
	x100	x100	x100	x1000	x1000	x100	x100	x100	x100	x100
PL-6	17	35	145	14	6	2	1	0	5	44
PL-9	16	34	146	22	5	2	2	0	3	43

表3 試験体鋼材の機械的性質

試験片	鋼種	$\sigma_{y, RT}$ (N/mm ²)	$\sigma_{u, RT}$ (N/mm ²)
PL-6	SN490B	397	560
PL-9	SN490B	368	546

図2 試験体鋼材の応力ひずみ関係 (PL-6, PL-9)

図3 諸強度の温度依存性 (PL-6, PL-9)

では、板厚6mmの実験値の平均を実線で、板厚9mmのそれを破線で、実験値を●印で示すとともに、文献(11)に与えられているSM490鋼板の3種類の板厚4.5, 6, 9mmの結果も比較のため示した。

本研究の引張試験に用いた試験片は鋼板の黒皮部分を切削し、板厚6mm鋼板の平行部は5mm角の正方形断面に、板厚9mm鋼板の平行部は8mm角の正方形断面に機械加工した。また、実験に使用した高温ひずみ計は引張試験片の平行部を検長50.8mmのナイフエッジで挟むタイプのものであり、応力・ひずみ関係のヤング係数を十分な精度で特定することができる精度を持っている。なお、引張試験時のひずみ速度はクロスヘッドで1mm/分に制御した。

図4 ヤング係数の温度依存性 (PL-6, PL-9)

図5 試験体鋼材の応力ひずみ関係 (PL-6)

図2から、降伏棚は300℃までしか見られないこと、400℃以上では全体的に曲線型の応力・ひずみ関係となること、鋼板の厚さ6mmと9mmの違いによる応力・ひずみ関係の差は高温では非常に小さく、常温でも5%程度であること等が分かる。

図3より、0.2%オフセット耐力は温度とともに徐々に低下し、長期許容引張応力度まで低下するのは400℃と500℃の間の温度であること、引張強さが低下するのは400℃以上であること等が分かる。なお、板厚6mmと9mmのSM490はSN490に比較して若干強度が低いと両者に大きな差はないことが分かる。また、図4より、SN490のヤング係数は温度とともに低下し、常温時の半分になるのは600℃と700℃の間であることも分かる。

なお、図5に、鋼材の高温時のひずみ速度依存性を観察する目的で行った引張試験の応力・ひずみ関係を示す。用いた引張試験片は板厚6mmの鋼板より作製したものであり、板厚6mm(全厚)×幅10mmの長方形断面の平行部に高温ひずみ計を取り付けるための突起を検長50mmで加工したものである。また、実験温度は500, 600, 700℃の三種類とし、実験時のひずみ速度はひずみ値2%を境にして約0.1%/分から0.5%/分に階段状に変化させる低ひずみ速度実験と約1%/分から2%/分に階段状に変化させる高ひずみ速度実験の2種類とした。

図5から、鋼材温度500℃の場合は実線と破線に大きな差は見られない。しかし、鋼材温度600℃と700℃の場合は低ひずみ速度実験(破線)は高ひずみ速度実験(実線)よりかなり低くなっている。また、ひずみ値約2%でひずみ速度が変化する時点における低ひずみ速度実験(破線)の応力の変化は顕著であり、その時点の応力・ひずみ曲線の接

図6 残留ひずみの分布状態 ($b/t_f=10$)

図7 短柱試験体の初期たわみ状態 ($b/t_f=10$)

線係数はヤング率に近い値を示すほどである。なお、この時点の高ひずみ速度実験(実線)の応力の変化自体は小さいが、接線係数は前後のひずみ速度が一定の部分のそれよりも明らかに大きい。

以上のように、本実験で用いた鋼材は600℃以上の高温時において応力・ひずみ関係に顕著なひずみ速度依存性が見られる。

2.3 溶接による残留ひずみ

本実験で用いた短柱試験体は前述のように溶接組立材であり、大きな残留応力を含むと予想される。また、残留応力は柱材の初期降伏段階の圧縮特性に少なからず影響を及ぼすので、ここでは、フランジ幅厚比 $b/t_f=10$ の短柱試験体の残留ひずみの分布をひずみゲージを用いた切断法により調べた。

図6左にひずみゲージの貼付位置を、図6右にフランジ幅厚比 $b/t_f=10$ の短柱試験体の残留ひずみ分布を示す。ただし、図中の ϵ_y は常温時の降伏応力度 σ_y をヤング率 E で除した降伏ひずみを表す。この図より、フランジ端部には $0.4\epsilon_y$ 程度の圧縮ひずみが、フランジとウェブの溶接部には $0.8\epsilon_y$ 程度の引張ひずみが残留しており、溶接H形鋼に見られる典型的な残留ひずみの分布パターンを示している。

2.4 短柱試験体板要素の初期たわみの測定

溶接組立により作製された短柱試験体は熱応力等の影響により初期変形が大きいと予想されるので、三次元座標読取機(精度1/1,000mm)を用いて全試験体のフランジとウェブ板要素の初期たわみを測定した。図7にフランジ幅厚比 $b/t_f=10$ の短柱試験体のフランジとウェブ板要素の初期たわみの測定値の一例を示す。ただし、この図は測定結果を可視化するために板要素の面外方向の初期たわみを100倍して描いている。図7からフランジやウェブは面外に波を打つ

図8 材長方向の温度分布状態

形に変形しており、溶接組立の影響が顕著に現れている。

3. 実験結果および考察

3.1 加熱実験による柱試験体の温度分布測定

図8に実験時の短柱試験体の材長方向の温度分布を示した。図中の縦軸の数値は短柱試験体のフランジ先端部の熱電対取り付け高さのレベルを示しており、材長方向に6等分する位置に1～7の温度測定断面を設定した。なお、温度測定には直径1.6mmのシース型熱電対を用い、柱試験体の板厚中心に達する直径1.7mmの小穴に熱電対の先端を挿入して測定した。

図8の結果から、柱試験体の上下端部は中央部より30～60℃程低い温度となっていることや、材長方向で最大となる部分は柱試験体の中央部（断面4）よりも若干下側に位置し中央部よりも10℃程度高くなっていることが分かる。柱試験体の上下端部が中央部よりも温度が低くなる大きな理由として、柱試験体に上下から接触している圧縮用の治具を介して熱が外に逃げていることが考えられる。

3.2 軸荷重・軸変形関係と最大荷重

図9に、鋼短柱の圧縮試験から得られた応力 σ ・ひずみ ϵ 関係を示した。ただし、縦軸は軸荷重 P を短柱試験体の断面積 A で除した公称応力 σ で、横軸は短柱試験体の軸方向変形量 ΔL を材長 L で除した公称ひずみ ϵ で表した。また、局部座屈による応力低下が起る直前の最大応力点を↓印で示した。なお、600℃と700℃の実験のSLOW実験は破線で、FAST実験の結果は実線で表している。

さらに、図10に最大応力 σ_{max} と実験温度 T との関係を、図11に最大応力時のひずみ ϵ_{cr} と実験温度 T との関係を示した。ただし、図

図9 圧縮試験の応力 σ ・ひずみ ϵ 関係

10の縦軸は最大応力 σ_{max} を常温時の降伏強さ σ_{yRT} で無次元化して表し、図10、11では600℃と700℃の実験のうちSLOW実験は□と○印で、FAST実験の結果はやや小さな□と○印で表した。また、比較のため文献11)に与えられているSM490短柱試験体2体(H-135x135x6x9($b/t_f=7.5$, $d/t_w=19.5$), H-120x120x4.5x6($b/t_f=10$, $d/t_w=24$))の結果も併せて示した。

ここで初めに、短柱試験体の応力・ひずみ関係を表す図9と鋼板の応力・ひずみ関係を表す図2の常温時の初期降伏域から塑性域に至る挙動を比較すると、後者は400N/mm²程度で明瞭な降伏棚を示しているのに対して、前者には300N/mm²程度からの曲線形の初期降伏部分と約400N/mm²以上の降伏後の強度上昇が見られる等、両者はかなり異なることが分かる。これは短柱試験体が溶接組立により作製されたことに起因するものであり、溶接の影響による残留応力の効果や強度の上昇が現れていると考えられる。

因に、幅厚比 $b/t_f=6.7$ の試験体を700℃の一定温度で1時間加熱して焼鈍した試験体と非加熱の試験体の常温時の圧縮試験の結果を図12に比較して示す。焼鈍を行って溶接の影響を緩和した短柱試験体の応力・ひずみ関係は鋼板の応力・ひずみ関係と同様の降伏棚が見られ、強度レベルは原鋼板のそれとよりもやや低くなっている。

次に、図9、10、11から、実験温度の上昇に伴って応力・ひずみ関係が劣化する様子や、最大応力や最大応力時のひずみ値が変化する様子が分かる。特に、図10より最大荷重が顕著に低下するのは500℃以上であり、400℃ではひずみ硬化の影響で最大応力は常温時とあまり変わらない値となる。

また、図11より、 $b/t_f=6.7$ の試験体のひずみ値 ϵ_{cr} は温度とともに

図 10 最大応力 σ_{max}

図 11 最大応力時のひずみ値 ϵ_{cr}

に 3 % 程度から 2 % 程度に減少すること、 $b/t_f=10$ の試験体はどの温度でも軸ひずみ 1 % 程度強で最大応力を示すことが分る。従って、 $b/t_f=6.7$ 試験体の常温と 400 °C での最大応力 σ_{max} は、ひずみ硬化の影響により $b/t_f=10$ 試験体のそれよりもかなり高くなっている。

また、図 10 の 600 °C と 700 °C の FAST 実験 (小さな○や□印) と SLOW 実験 (大きな□や○印) の応力には 20 ~ 30 % 程度の差異が見られる。FAST 実験や SLOW 実験で用いたひずみ速度レベルは、軸荷重下で高温加熱される柱材の崩壊挙動では充分起こり得る範囲であることから、この温度域での実験ではひずみ速度を実験パラメータとして設定し、その効果を特定する必要があると考える。

なお、図 10 のフランジ幅厚比 $b/t_f=10$ の SN490 短柱の最大応力 (○印の太破線) は同じフランジ幅厚比の SM490 短柱のそれ (▲印細破線) よりもやや高い。これは、SN490 短柱のウェブ幅厚比 $d/t_w=18$ が SM490 短柱のそれ $d/t_w=24$ よりも小さいことから、ウェブがフランジの座屈を拘束する効果が耐力上昇の形で現われていると思われる。

3.3 実験後の残留変形状態

写真 1 に、実験終了後の短柱試験体の変形状態の写真を示す。ただし、各試験体とも左側の写真は正面から、中央の写真は側面から、右側の写真は斜面から撮影したものである。また、実験温度 600 °C と 700 °C における FAST 実験と SLOW 実験の残留変形状態には差異は見られなかったため、ここでは FAST 実験の結果のみを示した。なお、600 °C と 700 °C の実験では、高温で焼かれた外皮が浮き上がった状態で試験体全面に付着して残るので、ワイヤーブラシで除去して写真撮影を行った。

幅厚比 $b/t_f=6.7$ の 600 °C と 700 °C 以外の試験体の変形状態を見る

図 12 応力 σ ひずみ ϵ 関係 (焼鈍試験体)

と、正面写真 (左側) から分かるように、フランジはほぼ材中央部で左右から狭まっており、斜面写真 (右側) から分かるように裏側のフランジは逆に広がっていることが分かる。このような変形は H 形断面鋼短柱の典型的な局部座屈の変形モードである。

しかし、幅厚比 $b/t_f=6.7$ の 600 °C と 700 °C の試験体では、フランジとウェブとの溶接部分を支点にしてフランジ板要素がへろの字形に折れ曲がり、フランジの両端が外側に広がる変形を示している。このような変形は上記の H 形断面鋼短柱のものとは少し異なるが、板要素の幅厚比と実験温度の組合せで生じる高温時に特有なものと考えられる。なお、この挙動が実験における何らかの不具合によって生じた可能性も考えられるので、次節では数値解析モデルによる検討も行う。

一方、全ての試験体の側面写真 (中央) を見ると、殆どの試験体でフランジ板要素が材軸に逆対称形の面内曲げ変形を起こしている。また、この曲げ変形に伴って正面写真の裏側に当たる面の端部に近い個所にフランジが左右から狭まる変形が起こっている。このような変形は、圧縮試験の局部座屈後に試験体の片方の端面が断面の強軸の方向に変位したものであり、H 形断面材の断面性能に方向性があることと実験装置の剛性が不足していることが主な原因で生じるものと考えられる。実験中は加力装置に拘束されてこの変形は目立たないが、実験終了時の除荷時に荷重が完全に抜ける寸前に小音響とともに変形が解放され最終的に写真のような状態となる。

このような場合は、フランジ板要素は局部座屈によるねじれ変形と面内の曲げ変形を同時に受けるので、実験後の変形状態は前述の H 形断面鋼短柱の常温時の典型的な局部座屈の場合よりも複雑なものになる。なお、このような変形モードが起こった場合、短柱の応力・ひずみ関係にどのような影響を及ぼすかを調べるために、次節では数値解析モデルによる検討を行う。

以上のように、どの試験体も 8 ~ 10 % もの大きな軸方向ひずみがかかった後であるため最終的な変形状態はかなり複雑になっている。しかし、写真 1 の正面写真 (左側) を見る限り局部座屈波形は短柱のほぼ中央部分に生じており、短柱の局部座屈波形が生じていない部分の長さとか力前の短柱の材長の差を考慮すると、局部座屈変形が集中する領域は材長方向に柱幅の長さ程度であると思われる。

3.4 局部座屈後の残余耐力と最大応力時のひずみ

文献 1) に示されている H 形断面鋼短柱の高温時の残余耐力予測式の妥当性を確かめる目的で、本実験の結果から得られた残余耐力 (細

実験温度 常温

実験温度 常温

実験温度 400°C

実験温度 400°C

実験温度 500°C

実験温度 500°C

実験温度 600°C FAST

実験温度 600°C FAST

実験温度 700°C FAST

実験温度 700°C FAST

写真 1 (a) 実験後の変形状態 ($b/t_f = 6.7$)

写真 1 (b) 実験後の変形状態 ($b/t_f = 10$)

図 13 H 形断面短柱の局部座屈残余耐力（実験結果）

図 14 H 形断面短柱の局部座屈残余耐力（実験結果）

実線）と予測式の値（太実線）を図 14 に比較して示した。ここで、横軸 ε は局部座屈全波形成部の平均圧縮ひずみを、縦軸の $(b/t_f)_{eff}$ は H 形断面短柱のフランジの等価幅厚比を、 σ は図 13 に示すように一定温度下のひずみ ε 時の短柱の平均圧縮応力を、 σ_0 は同一温度およびひずみ時の引張試験片が示す引張応力をそれぞれ表している。

また、H 形断面鋼短柱の高温時の残余耐力予測式は文献 1) の式 (6.7.4), (6.7.12) より次式となる。

$$\left(\frac{b}{t_f}\right)_{eff} \cdot \frac{\sigma}{\sigma_0} = 0.36 \cdot \left(\frac{2.5}{\sqrt{\varepsilon}} + 3\right) \quad (1)$$

ここで、 $(b/t_f)_{eff}$ はフランジの等価幅厚比であり文献 1) の式 (6.7.13) で次式のように定義されている。

$$\frac{d}{t_w} \leq 2 \frac{b}{t_f} \quad \text{のとき} \quad \left(\frac{b}{t_f}\right)_{eff} = 0.94 \frac{b}{t_f} \quad (2)$$

$$\frac{d}{t_w} \geq 2 \frac{b}{t_f} \quad \text{のとき} \quad \left(\frac{b}{t_f}\right)_{eff} = 0.72 \frac{b}{t_f} + 0.11 \frac{d}{t_w} \quad (3)$$

なお、局部座屈全波形成部の平均圧縮ひずみ ε は 3.3 で記述したように耐力低下後の変形が柱幅にほぼ等しい座屈部分に集中することを考慮して、最大耐力までは短柱の全長で圧縮変形を除いて求め、その後は圧縮変形を柱幅で除して平均圧縮ひずみとした。

また、短柱圧縮試験の SLOW 実験に対応するひずみ速度の引張試験

図 15 最大応力時のひずみ値 ε_{cr}

は実施していないので、実験温度 600℃ と 700℃ の場合の SLOW 実験の結果は示されていない。

図 14 より、実験値のパラツキの幅は比較的大きいが、文献 1) の残余耐力予測式の値は実験値の下限よりも小さめの値を与えることが分かる。また、予測式の値は実験値の傾向を良く表現しており、前述したように本実験の短柱試験体の強度が溶接組立の影響によって原鋼板の引張試験の強度より高くなっていることを考慮すると、ここで残余耐力式が実験結果よりも小さめの値を与えていることは耐火設計上は安全側であり合理的と考えられる。

ところで、下記に示す残余耐力予測式 (1) 中の σ/σ_0 を 1 とするひずみ値は実験時の最大応力時のひずみ ε_{cr} の良い近似値である²⁾。従って、下式が成り立つ。

$$\varepsilon_{cr} = 0.81 \cdot \left\{ \left(\frac{b}{t_f} \right)_{eff} - 1.08 \right\}^{-2} \quad (4)$$

上式 (4) の妥当性を確かめる目的で、図 11 で得られた本実験の最大応力時のひずみ値 ε_{cr} と予測式 (4) の値を図 15 に比較して示した。 $b/t_f=6.7$ 試験体の実験値がやや低めの傾向を示すが、予測式 (4) の値（太実線）は実験値の傾向を良く示していると言える。

4. 数値解析モデルによる実験挙動のシミュレーション

4.1 数値解析法および数値解析モデル

本実験と数値解析法の妥当性を相互に検証するために、本実験挙動の有限要素法解析を行う。ここで用いた数値解析法は汎用有限要素解析プログラム ABAQUS¹²⁾ による弾塑性大変形解析である。

解析モデルは、図 16 に示すように短柱のフランジとウェブ要素をそれぞれ幅方向に 12 分割、材長方向に 36 分割した位置に解析節点を設け、4 節点シェル要素 (S4R) で構成したものである。なお、3 次元座標読取装置による測定点の初期面外たわみを用いて解析節点位置のそれを線形補間し数値解析モデルの初期たわみとした。また、解析モデルの節点温度は、図 8 の材長方向の温度分布を線形補間して求め、横断面内ではその温度が一様分布する仮定した。

また、解析モデルの境界条件は図 16 に示すように平押し条件を満たすように材端断面の節点変位を固定するものであるが、試験

図 16 解析モデルの要素分割と支持条件

図 17 解析用の応力ひずみ関係

体の下端の水平移動に関しては固定する場合 (TYPE-1) と固定しない場合 (TYPE-2) の 2 種類を設定した。これは、3.3 で述べたように、実験中に短柱試験体のフランジ板要素に面内の曲げせん断変形が生じる傾向が見られたことを解析モデルで考慮したものである。実際の実験条件は上記 2 種類の境界条件 (TYPE-1, TYPE-2) の中間の状態と考えられる。

解析に用いた鋼材の応力・ひずみ関係 (真応力-対数塑性ひずみ関係) の例として幅厚比 $b/t_f=6.7$ の場合を図 17 に示す。図中の実線は短柱の FAST 実験に、破線は短柱の SLOW 実験に対応する。

図 17 は、ひずみ 2% 程度までは幅厚比 $b/t_f=6.7$ の短柱圧縮試験から得られた真応力-対数塑性ひずみ関係を用い、ひずみ 2% 以降は 9mm 厚鋼板の引張試験から得られた真応力-対数塑性ひずみ関係を繋いで設定した。これは、幅厚比 $b/t_f=6.7$ の短柱圧縮試験において局部座屈による応力低下が起こっていない圧縮挙動部分を材料データとして採用することを意図したものである。

また、幅厚比 $b/t_f=10$ の場合の応力・ひずみ関係は、幅厚比 $b/t_f=6.7$ の場合に比較して若干強度が高いことを考慮して、図 17 の応力・ひずみ関係を 10% 程度割り増したものをを用いた。ただし、実際の解析においては、上記の真応力-対数ひずみ関係は各温度ごとに multi-linear 型で入力し、ポアソン比はすべての温度で 0.3 とした。

数値解析では、解析モデルの上端の全節点に下向きの変位を強制的に加え、解析モデルの材端に生じる反力を求めて軸荷重とする変位制御型の弾塑性大変形解析を行った。

4.2 解析結果および考察

写真 2 実験後の変形状態 (実験結果と解析結果)

写真 2 に実験温度 600°C におけるフランジ幅厚比 $b/t_f=6.7$ と 10 の試験体の実験終了後の残留変形状態 (左図) と数値解析による最終変形状態 (右図) とを比較して示す。

2 例とも解析結果と実験結果は良く対応しており、数値解析によっても幅厚比 $b/t_f=6.7$ 試験体に見られるフランジ板要素の折れ曲がり現象や、幅厚比 $b/t_f=10$ 試験体に見られるフランジ板要素の面内曲げ変形がシミュレートされることが分かる。このことから、3.3 で行った実験後の残留変形状態の考察は妥当であったと判断する。

次に、図 18 (a), (b) に短柱圧縮試験の数値解析結果を実験結果と比較して示した。ただし、実験結果は○印で、TYPE-1 の解析結果を太実線で、TYPE-2 のそれを太破線で、解析に用いた応力・ひずみ関係を細破線で表している。また、数値解析結果と実験結果は公称応力・公称ひずみ関係で、数値解析に用いた鋼材の応力・ひずみ関係は真応力・対数ひずみ関係で表している。なお、高い実験温度の図は結果が小さくなり過ぎないように縦軸方向に拡大して示した。

図 18 から、最大応力までの非線形挙動域での実験値と解析値の対応は非常に良いことが分かる。これは、解析に用いた鋼材の応力・ひずみ関係データとして短柱圧縮試験の結果を直接用いていることから当然の結果と言える。

一方、最大応力以降の応力低下域における実験値と解析値の関係は、実験温度が 500°C 以下の場合と 600°C 以上の場合とで若干異なる。すなわち、常温～500°C の場合は応力低下が起こり始めるひずみ量や応力低下初期の様子が実験値と解析値とで非常に良く一致しており、5% を超えるような大きなひずみ域においても実験値は TYPE-1 と TYPE-2 の解析値の中間の値を示すか、TYPE-2 に近い挙動を示す等、解析値は実験値と良く対応している。このことは、常温～500°C

図 18 (a) 応力 σ ・ひずみ ϵ 関係 (解析値) $b/t_f=6.7$

図 18 (b) 応力 σ ・ひずみ ϵ 関係 (解析値) $b/t_f=10$

の場合は、鋼材の応力・ひずみ関係や節点座標位置等が適切に設定されることが前提ではあるが、有限要素法による弾塑性大変形解析は実験値に匹敵する結果を与えることを示している。

逆に、600℃と700℃の場合は、解析値における応力低下が起こり始めるひずみ量は実験値に比較して明らかに小さい。また、その後の応力低下の様子は、解析値の方が実験値に比較してやや急である。ただし、5～6%を超えるような大きなひずみ域では実験値はTYPE-2の計算値と再び良く対応する。

この挙動の差異は鋼材の高温時の応力・ひずみ関係の速度依存性に起因していると判断される。図5の鋼材の高温時の応力・ひずみ関係で速度依存性が特に著しいのは600℃以上の高温状態である。600℃以上の高温状態の実験と解析において局部座屈が発生する以前の短柱試験体の材軸方向の圧縮ひずみ速度は、試験体の全域で材端軸変位速度を材長で除した平均ひずみ速度に等しいので、実験時のひずみ速度の効果を直接含んだ応力・ひずみ関係を用いた解析結果は実験結果とこの領域では良く一致する。

しかし、実験時の短柱に局部座屈が発生しようとする、短柱の局部座屈発生部分の板要素には平均圧縮ひずみに加え局部座屈に伴う曲げひずみも加わるためひずみ速度が増加しようとする。図5に示したように高温時の鋼材の応力はひずみ速度に依存して応答し、ひずみ速度が増加しようすると接線係数が増加しようとするので板要素の曲げ剛性が増加しようとし、局部座屈の発生に抵抗する。しかし、数値解析では先述のように平均圧縮ひずみ速度のみで決定された応力・ひずみ関係を使用しており、局部座屈によるひずみ速度の変化に起因する接線係数の増加が考慮されない。従って、数値解析値は実験値よりも相対的に早期の局部座屈の発生と座屈後の急激な応力低下を与える。

数値解析により上記の差異を捕らえるためには鋼材の高温時の応力・ひずみ関係の速度依存性を考慮できる数値解析法と詳細な材料データを得る必要がある。しかし、ここで見られる程度の差異は常温のスケールで見ると相対的に小さいことや、解析値は実験値に比較して全般的に低めの値を示しているので力学的には安全側であることから、数値解析法の妥当性は充分認められる。

5. まとめ

建築構造用鋼材SN490Bを用いて作製したフランジ幅厚比の異なるH形断面鋼短柱の常温から700℃までの一定温度下の圧縮試験を行い、局部座屈後の大変形域までの軸圧縮挙動に関する詳細な検討を行った。その結果、以下のことが明かとなった。

[1] フランジ幅厚比 $b/t_f=6.7$ と10の短柱圧縮試験より応力・ひずみ関係や最大応力、最大応力時のひずみ値の温度依存性データが得られた。また、実験温度600～700℃の場合には鋼材の高温時の応力・ひずみ関係に顕著なひずみ速度依存性が見られた。

なお、同一の実験条件のものではないが既往の研究で取扱われているSM490鋼短柱圧縮試験結果とデータの一部を比較し考察した。

[2] 本実験値と文献1)で示されているH形断面鋼短柱の高温時の残余耐力式や最大応力時のひずみ値を比較しその妥当性を確認した。

予測式は実験値の傾向を良く表現し、安全側の値を与えるのでその妥当性が確認されたと考える。また、予測式は既往の実験結果と比較検討されているので、本実験値が既往の実験結果と大きく異なる

ものではないと言える。

[3] 本実験値と数値解析法の妥当性を相互に検証する目的で、汎用有限要素法ABAQUSによる実験挙動のシミュレーションを行った。その結果、解析値は概ね実験値と対応する結果を与えることが確認された。ただし、実験温度が600℃～700℃の場合は実験値と解析値の間に鋼材の高温時の応力・ひずみ関係のひずみ速度依存性の影響と思われる僅かな差異が生じることも示された。

この差異を数値解析法により説明するには、鋼材の高温時の応力・ひずみ関係の速度依存性を明らかにする実験データを蓄積すると共に、鋼材の高温時の応力・ひずみ関係の速度依存性を考慮できる数値解析法を開発する必要がある。

謝辞

本研究は、平成16～19年度科研費・基盤研究(A)(1)「火災加熱を受ける鋼骨組のシステムとしての構造安定性と火災時リダンダンシー」(研究代表者：鈴木弘之・筑波大学教授)の一環として行いました。また、社団法人日本鉄鋼連盟より試験体用の鋼材の支給を受けました。ここに記して関係各位に謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造耐火設計指針、2008.3
- 2) 瀬川貴志、鈴木弘之、岩井昭夫、小林厚：火災加熱を受ける鋼構造骨組の崩壊温度（その5 箱型断面柱鋼短柱の高温時応力～ひずみ関係）、日本建築学会大会学術講演梗概集、A-2、pp.1371～1372、1993.9
- 3) 鈴木弘之、岩井昭夫、執行下重人、種植淳二：火災加熱を受ける鋼構造骨組の崩壊温度（その9 閉断面柱の高温時応力～ひずみ関係）、日本建築学会大会学術講演梗概集、A-2、pp.1403～1404、1994.9
- 4) 鈴木弘之、ルアンタヌラック ナーラー、藤田啓史：火災加熱を受ける鋼架構の構造安定性、日本建築学会構造系論文集、第571号、pp.161～168、2003.9
- 5) 鈴木淳一、阿部修太郎、鈴木弘之、大宮喜文、若松孝旺：火災時における鋼架構の崩壊温度とリダンダンシー～耐震設計が耐火性能に与える効果～、日本建築学会構造系論文集、第608号、pp.157～164、2006.10
- 6) 谷田貝健、国井聡、窪田伸、作本好文、上杉英樹、齋藤光：耐火鋼を用いた短柱の高温時における圧縮実験(その1)、日本建築学会大会学術講演梗概集、A-2、pp.1175～1176、1991.9
- 7) 平山博巳、高田啓一、鈴木博之、近藤明洋、石田雄一：400N/mm²級鋼箱型断面短柱の高温圧縮実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、A-2、pp.1377～1378、1992.8
- 8) 染谷朝幸、窪田伸、作本好文、上杉英樹、齋藤光：耐火鋼を用いたH型、箱型断面柱の高温時耐力、構造工学論文集、Vol.39B、pp.393～404、1993.3
- 9) 鈴木弘之、岩井昭夫：円形鋼管短柱の高温圧縮試験、構造工学論文集、Vol.40B、pp.585～593、1994.3
- 10) 平島岳夫、窪田伸、上杉英樹、齋藤光：耐火鋼を用いたH型・溝型断面部材の圧縮変形性能、日本建築学会関東支部研究報告集(構造系)、pp.197～200、1995
- 11) 平島岳夫、他12名：高温時における鋼構造部材の耐力変形性能に関する研究、構造工学論文集、Vol.46B、pp.735～746、2000.3
- 12) Hibbitt, Karlsson & Sorensen: ABAQUS Version 6.6, User's Manual, Hibbitt, Karlsson & Sorensen, Inc., 2008
- 13) 岡部猛、安部武雄：H形断面鋼短柱の高温時の圧縮実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、A-2、pp.53～54、2007.8
- 14) 岡部猛、安部武雄：H形断面鋼短柱の高温時の圧縮実験、日本建築学会九州支部研究報告(構造系)、pp.513～516、2008.3

(2009年5月8日原稿受理、2009年8月10日採用決定)