偏心補剛された H 形鋼圧縮部材の必要補剛剛性と必要補剛耐力

STIFFNESS AND STRENGTH OF REQUIRED LATERAL SUPPORT
FOR H-SHAPED COMPRESSION MEMBER WITH ECCENTRIC BRACING木村 祥裕^{*1}, 小河 利行^{*2}, 正岡 典夫^{*3}, 山下 哲郎^{*4}Yoshihiro KIMURA, Toshiyuki OGAWA, Norio MASAOKA
and Tetsuo YAMASHITA

The previous paper clarified the demands of lateral stiffness and rotational stiffness for the eccentric lateral support to prevent the flexural buckling of the compression member. The required properties for the lateral support is not only the stiffness but also the strength, and especially, for the eccentric lateral support, both of the lateral strength and bending strength are required. This paper evaluates the strength demand equivalent to immovable lateral supports, and the inelastic large deformation analysis and the loading test of compression are performed to confirm the effect of the eccentric support.

Keywords : Eccentric Support, Demand of Lateral Strength, Demand of Bending Moment Strength, Lateral Torsional Buckling, Flexural Buckling

偏心補剛, 必要水平補剛力, 必要補剛曲げ耐力, 曲げ振れ座屈, 曲げ座屈

1. 序

圧縮部材に対する補剛強度に関しては、数多くの研究がなされており、その知見は文献1)に整理されている。これらの多くは圧縮部材中央における中心補剛に関する研究である。実際の構造物では、圧縮部材に対して補剛材が偏心して取り付け場合も考えられることから、偏心補剛された圧縮部材の座屈性状及び補剛材性能に関する研究^{2)~4)}もなされている。既往の研究では、補剛材の取り付け位置、補剛剛性及び補剛強度について数値解析及び載荷実験により詳細に検討されているが、これらの研究における「偏心補剛」とは圧縮部材の材長方向に対するものである。

一方、H形鋼部材で構成された単層トラス架構の力学性状に関する研究⁵⁾がなされており、近年このような単層トラス架構の施工例がいくつか報告されている。このような単層トラス架構において、母屋材等の二次部材と主材である圧縮部材との接合は断面偏心となるものの、これらの接合部が圧縮部材の座屈変形により二次部材に生じる軸力・曲げモーメントを伝達できる十分な剛性・強度を有していれば、補剛材としての活用も考えられる。また、架構がH形鋼で構成され、二次部材が断面内で偏心して取り付け場合、円形鋼管のような閉断面では問題とならない振れ座屈や曲げ座屈を生じる可能性がある。

そこで、文献6)では、部材中央に配置された補剛材が断面内で偏心補剛された場合のH形鋼圧縮部材の座屈荷重と補剛材の軸剛性・曲げ剛性との関係を明らかにした。偏心補剛の場合、座屈モードが横曲げ変形だけでなく、振れ変形を生じることから、補剛材に

要求される剛性は圧縮部材の横変形に対する水平剛性、及び振れ変形に対する回転剛性の2つである。そのため、エネルギー法及び弾性固有値解析により、圧縮部材の座屈荷重及び座屈変形を拘束するために必要な水平補剛剛性、回転補剛剛性を示した。しかし、圧縮部材の座屈変形が十分に拘束され、所定の座屈荷重が確保されるために補剛材に要求される力学性能は剛性と強度である。そのため、偏心補剛の場合、圧縮部材の横変形に対する水平補剛力と振れ変形に対する補剛曲げ耐力を明らかにする必要がある。

本研究では、部材中央に配置した補剛材が断面内で偏心補剛された中幅H形鋼部材に中心圧縮荷重が作用する場合に、文献6)で示した必要剛性を有する補剛材に作用する水平力・曲げモーメントを明らかにする。有限要素法による弾塑性大変形解析により、補剛材に必要な水平耐力・曲げ耐力を提示するとともに、載荷実験を行い、補剛材が圧縮部材に直交して偏心接合した場合の座屈性状及び補剛材に作用する応力を調べ、数値解析で示した必要水平補剛力・必要補剛曲げ耐力を検証する。

2. 偏心補剛された H 形鋼圧縮部材の必要水平補剛力・必要補剛モーメント

本章では、必要水平補剛剛性・必要曲げ剛性を有する補剛材がH形鋼圧縮部材中央に断面内で偏心して取り付け場合を想定している。圧縮部材が曲げ座屈するときに補剛材に作用する軸力・曲げモーメントを調べ、補剛材により十分な座屈拘束効果を得るために必要な水平補剛力・補剛曲げ耐力を提示する。

^{*1} 長崎大学工学部構造工学科 助教授・博士(工学)

^{*2} 東京工業大学大学院建築学専攻 教授・工博

^{*3} ㈱巴コーポレーション鉄構設計部 博士(工学)

^{*4} ㈱巴コーポレーション技術開発部 博士(工学)

Assoc. Prof., Dept. of Structural Eng., Faculty of Eng., Nagasaki University, Dr. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Graduate School of Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

Steel Structure Engineering Division, Tomoe Corporation, Dr. Eng.

Engineering Development Division, Tomoe Corporation, Dr. Eng.

2.1 数値解析概要

図1に数値解析モデルを示す。数値解析は有限要素法汎用プログラムABAQUS 5.8⁷⁾による弾塑性大変形解析である。圧縮部材のフランジ、ウェブを4節点シェル要素、補剛材をバネ要素としている。部材中央にスティフナを設け、ウェブの局所的な曲げ変形を拘束しており、バネ要素と圧縮部材を剛体要素で連結している。補剛点は、図2に示すように圧縮部材の断面中心Oから偏心量 e に位置している。圧縮部材の断面はH-200×100×5.5×8である。圧縮部材の材端支持条件は、断面中心でピンローラー支持としており、材端部の断面に剛体要素を付与している。弱軸回りの回転をピン支持、強軸回りの回転及び振れ・反りを固定としている。材料特性は次章の引張試験結果をモデル化しており、図中に示す通りである。圧縮部材の座屈荷重に対する初期不整は、 $\sin$ 半波形が最も大きな影響を与えることが明らかにされている⁸⁾。また、文献6)では、偏心補剛された圧縮部材において、卓越する座屈モードが補剛材に作用する軸力・曲げモーメントの大きさに影響を与えることを明らかにしている。すなわち、座屈変形が一次モード型である($\sin$ 半波形のような部材中央で最大変形となる) 場合、圧縮部材の荷重の増加に伴い、補剛材に作用する水平力・モーメントは増大し、二次モード型($\sin$ 一波形のような部材中央で変形が生じない点対称型の変形)に移行すると、補剛材に作用する水平力・モーメントは頭打ちになる。そこで、本章では初期不整形は図2に示すような補剛位置で最大となる $\sin$ 半波形とし、不整量は文献9)と同様、現実的な範囲で圧縮部材に最も厳しい条件となるように設定した。(1)式、(2)式に示すように、図1の y 方向に最大値が部材長の $(i_y/20+l/1000)$ となる $\sin$ 半波の横変形と、 x 軸回りに材長方向に最大ねじれ角が $(i_y/20+l/1000)/(d/2)$ となる $\sin$ 半波の振れ変形の合成波とする。

$$u = (i_y/20 + l/1000) \sin \frac{\pi x}{l} \quad (1)$$

$$\beta_0 = \tan^{-1}(2u/d) \quad (2)$$

ここで、 d は図2に示すようなフランジ中心間距離であり、梁せい h からフランジ厚 t_f を引いた値である。

2.2 偏心補剛されたH形鋼圧縮部材の必要補剛水平力・必要補剛モーメント

部材中央の補剛位置において水平変形が完全に拘束されている場合

文献6)における必要最小回転補剛剛性 $K_{\theta 0}$ は、偏心補剛されたH形鋼圧縮部材中央の補剛位置において水平変形が完全に拘束されている場合の剛性と定義されており、次式のように示される。

$$K_{\theta 0} = \frac{3}{8} \left(\frac{\pi}{l} \right)^4 EI_y l (4e^2 + d^2) - \frac{1}{2} \left(\frac{\pi}{l} \right)^2 GKl \quad (3)$$

本論文では、必要最小回転補剛剛性 $K_{\theta 0}$ の1, 2, 3, 4, 5, 10倍の回転補剛剛性を有する部材について、数値解析を行った。

図3(a)(b)に偏心量 e をパラメータとして補剛材に作用するモーメント・水平力と補剛回転剛性との関係を示している。補剛点における水平変位を固定としている。圧縮部材の細長比 $\lambda(=l/i)$ を120とし、偏心量 e を梁せい h で除した偏心率 $e/h=0.5, 1.0, 1.5$ としている。(a)の縦軸は補剛材に作用するモーメント M を、数値解析より得られた圧縮部材の最大耐力 P_m に偏心量 e を乗じたもので除した補剛モーメント比 $M/(e \cdot P_m)$ である。(b)の縦軸は補剛材に作用する水平力 F を圧縮部材の最大耐力 P_m で除した水平補剛力比 F/P_m

図1 数値解析モデル及び材料特性

図2 形状初期不整

である。(a)(b)ともに百分率で表している。横軸は回転補剛剛性比 $K_{\theta}/K_{\theta 0}$ である。補剛材の水平力、モーメントは圧縮部材の最大耐力時の値を用いている。回転補剛剛性比 $K_{\theta}/K_{\theta 0}$ が小さく、偏心量が大きいほど補剛曲げモーメントは大きくなっており、 $K_{\theta}/K_{\theta 0}=1$, $e/h=1.5$ の場合、圧縮部材最大耐力時で3.5%となっている。しかし、補剛点で水平変位が固定されている場合、水平補剛力は偏心量の違いによらず概ね等しく、回転補剛剛性比が小さいほど水平補剛力は大きくなっている。

図4(a)(b)に圧縮部材の細長比 λ をパラメータとして、必要補剛曲げモーメントと補剛回転剛性との関係を示す。偏心率 e/h は1.0である。圧縮部材の細長比 λ は90, 120, 150, 180である。図3と同様、回転補剛剛性比が小さいほど補剛モーメント・補剛力は大きくなっている。本解析結果の範囲では、補剛モーメント・水平補剛力は細長比によらないことが分かる。

部材中央の補剛位置において回転変形が完全に拘束されている場合

文献6)における最小水平補剛剛性 K_{u0} は、偏心補剛されたH形鋼圧縮部材中央の補剛位置において回転変形が完全に拘束されている場合の剛性と定義されており、次式のように示される。

$$K_{u0} = \frac{3}{2} \left(\frac{\pi}{l} \right)^4 EI_y l \quad (4)$$

最小水平補剛剛性 K_{u0} の1, 2, 3, 4, 5, 10倍の水平補剛剛性を有する部材について、数値解析を行った。

図5に圧縮部材の細長比 λ をパラメータとして、必要補剛力と水平補剛剛性との関係を示す。偏心率 e/h は1.0である。縦軸は図3(a)と同様であり、横軸は水平補剛剛性比 K_u/K_{u0} である。圧縮部材の細長比 λ は図4と同様である。水平補剛剛性比が大きくなるにつれて補剛力は小さくなり、一定値に停留していく。補剛力は最大で3.5%程度に達しているものの、概ね3%以下に収まっており、鋼構造限界耐力設計指針・同解説¹¹⁾に示されている基準値以下になっている。

図3 部材中央で水平変形が完全に拘束されている場合の必要補剛モーメント (偏心率の違い)

また、補剛点において振れ変形が完全に拘束されている場合には、圧縮部材が(2)式のような振れ変形の初期不整を有する場合でも、座屈変形は振れを伴わない曲げのみとなり、補剛モーメントはほぼ0であった。

また、図中の曲線は次式に示される通りである。

$$F/P_m = 1 + \frac{2}{k} \quad (5)$$

ここで、 k は水平補剛剛性比 K_u/K_{u0} である。(5)式は必要最小水平補剛剛性時 ($k=1$) に、鋼構造限界状態設計指針・同解説で提示されている設計補剛力 3% を基点として、水平補剛剛性比の増加に伴い、数値解析結果の上限となるように、かつ簡便となるように設定した近似式である。(5)式により水平補剛力と水平補剛剛性との関係が概ね示されている。

任意の必要水平剛性及び必要回転剛性の組み合わせの場合

図6(a)は水平補剛剛性と回転補剛剛性の組み合わせで必要補剛剛性となる場合について、圧縮部材の必要補剛モーメントと回転補剛剛性との関係を示している。任意の水平補剛剛性と回転補剛剛性の組み合わせによる必要補剛剛性は、文献(6)より次式のように示される。

$$\frac{(K_u - K_{u0}) (K_\beta - K_{\beta 0})}{(E I_u / l^3) (G K / d)} = \frac{1.0 \times 10^3 (e/h)^2}{(\lambda/\Lambda)^3} \quad (6)$$

偏心量 $e/h=0.5 \sim 1.5$ 、圧縮部材細長比 $\lambda=90 \sim 180$ について、(6)式を満たす K_u, K_β の組み合わせを選び、解析を行っている。先に述べたように、補剛点の回転が完全に拘束されている場合、 $K_u = K_{u0}$ であり、補剛点の水平変形が完全に拘束されている場合、 $K_\beta = K_{\beta 0}$ である。各軸は図3と同様である。回転補剛剛性の増加に伴い、補剛モーメントは増大しており、図3の傾向と異なっている。図3では補剛点における水平変形を固定しており、水平補剛剛性は一定値(無限大)であるため、回転補剛剛性の増加は、単純に補剛剛性全体の増加を意味することから、補剛モーメントは低下する。しかし、(6)式において、水平補剛剛性 K_u 及び回転補剛剛性 K_β から最小必要補剛剛性 K_{u0} 及び $K_{\beta 0}$ を引いた両者の積は一定であるため、回転補剛剛性を大きくすると、必要水平補剛剛性は小さくなっていく。そのため、図3(a)と異なり、回転補剛剛性の増加とともに、補剛モーメントが増加している。必要補剛モーメント比は $e/h=0.5$ で最大 1.5%、 $e/h=1.0$ で 3.0%、 $e/h=1.5$ で 6.0% 程度になっている。

図6(b)は任意の水平補剛剛性と回転補剛剛性の組み合わせで必要補剛剛性となる場合について、圧縮部材の必要補剛力と水平補剛剛

図4 部材中央で水平変形が完全に拘束されている場合の必要補剛モーメント (細長比の違い)

図5 部材中央で振れ変形が完全に拘束されている場合の補剛力 (細長比の違い)

図6 必要最小補剛剛性によって補剛された場合の補剛水平力・補剛モーメント

性との関係を示している。必要補剛力の下限値を鋼構造座屈設計指針では 2%、限界状態設計指針では 3% と規定しているが、補剛材の剛性が(6)式を満たす必要補剛剛性である場合、補剛力は $e/h=0.5$ で 2% 程度、 $e/h=1.5$ で 4% 程度に達しており、偏心補剛材には設計指針で示されている値よりも大きな補剛力を必要とする。

図7は偏心量と補剛力・補剛モーメントの関係を示している。(6)式を満たす任意の水平補剛剛性 K_u と回転補剛剛性 K_β の組み合わせである必要補剛剛性を基にして、補剛剛性の違いが補剛力・補剛

モーメントに与える影響を検討している。縦軸は水平補剛力比 F/P_m と、補剛モーメント比 $M/(e \cdot P_m)$ の和 $F/P_m + M/(e \cdot P_m)$ であり、横軸は偏心率 e/h である。図中の曲線は、(5)式を基に数値解析結果である各プロットから最小二乗法により得られた近似式であり、次式に示す通りである。

$$F/P_m + M/(e \cdot P_m) = \left(1 + \frac{2}{k'}\right) \left[1 + \frac{1}{3} \left(\frac{e}{h}\right) + \frac{2}{3} \left(\frac{e}{h}\right)^2\right] \quad (7)$$

ここで、 k' は(6)式を満たす任意の水平補剛剛性 K_u と回転補剛剛性 K_θ の組み合わせによる必要補剛剛性に対する割合を示している。すなわち、補剛材が必要補剛剛性を有する場合、 $k'=1$ である。 $k'=2$ は(6)式を満たす水平補剛剛性 K_u と回転補剛剛性 K_θ の組み合わせとなる必要補剛剛性をそれぞれ2倍したものであり、 $2K_u$ 及び $2K_\theta$ を示している。また、補剛点で回転が完全に拘束されている場合、必要水平補剛剛性 K_u は K_{u0} となり、補剛点で回転が完全に拘束されている場合、必要水平補剛剛性 K_θ は $K_{\theta0}$ となる。右辺の第一項は必要補剛剛性比に関する項であり、第二項は偏心率による回転補剛の補剛力比の増加率に関する項である。

偏心が無い場合、圧縮部材に捩れ変形はほとんど生じておらず、水平力のみが補剛材に作用し、補剛力比と補剛モーメント比の合計は3%程度となっている。偏心率が大きくなるにつれて、水平補剛力比と補剛モーメント比の合計は上昇し、 $e/h=1.0$ で6%に達する。例えば $e/h=1.0$ の場合、図6(b)で補剛モーメント比は2~3%、図6(a)で水平補剛力比は3~4%で、合計でほぼ6%となることから、概ね(7)式の値に等しくなっている。

3. 偏心補剛されたH形鋼圧縮部材の弾塑性座屈性状

本章では、部材中央で偏心補剛されたH形鋼部材の圧縮荷重実験を行い、その座屈性状を検討するとともに、水平補剛力及び補剛モーメントを把握する。

3.1 偏心補剛されたH形鋼圧縮実験及び数値解析概要

表1に本論文で行った試験体の一覧を示す。圧縮部材はH-200×100×5.5×8である。試験体名における最初のアルファベットは補剛材形状であり、Aは角形鋼60×60×3.2、Bは角形鋼50×50×3.2、Cは溝形鋼100×50×20×3.2、Nは無補剛を示している。次の数字は部材細長比を示しており、1が細長比約120、2が細長比約180である。また、(3)、(4)式の必要最小補剛剛性に対する補剛材の軸剛性比、曲げ剛性比も併せて示している。本実験では圧縮部材に直交して補剛材が取り付け場合を想定しているが、必要最小剛性に対して10~100倍程度となっている。補剛材を有する試験体の補剛材材長 a は全てにおいて1840mm、偏心距離 e は200mmである。

表2に本実験における試験体の引張試験結果を示す。H形鋼はSN400A、角形鋼はSTKR400、溝形鋼はSSC400である。

図8に本実験の装置の概要を示す。(a)は装置平面図、(b)は試験体中央における断面図、(c)は装置立面図である。荷重は100ton オイルジャッキにより部材の一方から行い、装置に取り付いた梁が反力を受ける。また、圧縮部材の材端支持条件は強軸回りの回転及び捩れ・反りを固定、H形鋼弱軸回りの回転のみピン支持となるように、回転機構を有する装置をオイルジャッキ、反力梁に取り付けている。また、(d)、(e)は試験体両材端に取り付けたピン支持装置の詳細である。

図7 偏心率・補剛剛性の違いが必要補剛耐力に及ぼす影響

オイルジャッキからの圧縮荷重は、(d)のピンからのせん断力により試験体に伝達される。試験体の弱軸回りの回転中心はピンの中心(試験体の端部)である。本章では、荷重実験により偏心補剛された圧縮部材の座屈挙動及び補剛材に作用する補剛力・補剛モーメントの把握を目的としているため、圧縮部材には荷重不整合ができるだけ生じないように芯の調整を行うとともに、H形鋼製作時に生じた形状初期不整合以外は特に与えていない。

補剛材の材端支持条件は、全方向変位及び材軸回りの回転を拘束する2方向ピン支持である。また、荷重時の圧縮部材の軸方向変形に伴う補剛材への作用曲げモーメントの発生を抑えるために、補剛材両端部において圧縮部材軸方向に降伏変位程度(4mm)のクリアランスを設けている。圧縮部材の座屈発生、補剛材への作用軸力及び曲げモーメントを調べるために、図8(c)に示すように圧縮部材、補剛材の上下フランジに材軸方向に沿って数箇所歪ゲージを貼付している。

また、数値解析モデルは、圧縮部材については図1と同じであるが、補剛材については実験と同様の補剛形式とするために、バネ要素の代わりに圧縮部材と直交する二節点梁要素としている。本章の数値解析では、実験と同じ補剛形式において、偏心率、細長比のパラメータに対する座屈性状及び補剛軸力・補剛曲げモーメントの把握を目的としている。荷重初期の歪分布や荷重後の最終変形状態を元にして、初期不整合は(1)式の代わりに、sin 半波とsin 一波の合成波である(8)式、及び(2)式としている。

表1 試験体リスト

試験体名	主材		補剛材 Section	必要補剛水平 剛性比 K_u/K_{u0}	必要補剛曲げ 剛性比 $K_\theta/K_{\theta0}$
	I (mm)	λ ($=l/i$)			
A-1	2688	118.9	□-60×60×3.2	39.39	5.53
B-1			□-50×50×3.2	32.46	3.10
C-1			C-100×50×20×3.2	35.92	16.7
N-1			—	—	—
A-2	4032	178.3	□-60×60×3.2	132.9	20.0

主材断面H200×100×5.5×8、補剛材材長 $a=1840$ mm、偏心距離 $e=200$ mm

表2 鋼材の機械的性質

TEST PIECE		鋼種	E (kN/mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	ϵ_y (%)	ϵ_{st} (%)	E_{st} (N/mm ²)
H-200×100 ×5.5×8	web	SN400A	207	317	454	0.153	2.07	2400
	flange	SN400A	209	320	459	0.153	2.04	2540
□-60×60×3.2		STKR400	211	436	492	0.206	—	1510
□-50×50×3.2		STKR400	199	415	491	0.209	—	2570
C-100×50×20×3.2		SSC400	202	334	450	0.165	—	2750

E: ヤング率, σ_y : 降伏応力度, σ_u : 最大応力度, ϵ_y : 降伏歪

ϵ_{st} : 歪硬化開始時の歪, E_{st} : 歪硬化勾配

図8 試験体装置

$$u = l/1000 \sin \frac{\pi x}{l} + \frac{l}{10000} \sin \frac{2\pi x}{l} \quad (8)$$

2章では補剛材に作用する軸力・曲げモーメントが現実的な範囲で最大となるように初期不整を与えたが、本章では実験結果に対応するように、弾性固有解析結果の1～3次モード（1次：水平変形 sin 半波，2次：水平変形 sin 一波，3次：捩れ変形 sin 半波）である上記の初期不整を与えている。

3.2 偏心補剛された H 形鋼圧縮部材の座屈性状

図9は補剛材耐力の異なる H 形鋼圧縮部材の荷重変形関係を示している。縦軸は軸圧縮荷重 P を降伏荷重 P_y で除しており、横軸は加力点の軸変形 δ を降伏荷重時の軸変形 δ_y で除している。各プロットは実験結果であり、各太線は数値解析結果である。無補剛の N-1 については、実験結果及び数値解析で、初期剛性から最大耐力以降の耐力劣化域まで対応している。また、補剛材を有する A-1, B-1 については、A-1 で最大耐力に達するまで緩やかな耐力上昇が見られるものの、最大耐力及び劣化勾配は実験結果と数値解析で概ね対応している。

補剛材が十分な剛性・耐力を有する場合、無補剛の場合と比較して、最大耐力は大幅に上昇している。部材細長比 λ が限界細長比 λ 程度の部材でも最大耐力は降伏耐力近くまで上昇している。

図10は圧縮部材の軸変位と水平変形関係を示している。水平変形は圧縮部材の材軸方向 $l/4, l/2, 3l/4$ のうち最大となる位置での変形である。図中の▼は最大耐力時を示している。偏心補剛された圧縮部材では、最大耐力直後から急激に水平変形が急激に増加している。

図11は圧縮部材の軸変形と捩れ変形関係を示している。捩れ変形も水平変形と同様、圧縮部材中央での変形である。無補剛の N-1 は最大耐力以降も捩れ変形をほとんど生じていない。偏心補剛された A-1, B-1 は最大耐力に達する前に捩れ変形が徐々に生じている。A-1 の最大耐力時での捩れ変形は約 0.009 (rad) であり、最終変形時での捩れ変形は約 0.04 (rad) であった。

写真1は載荷後の試験体の変形状態を示している。無補剛の N-1 は部材中央で、偏心補剛された A-1 は試験体材端部と補剛材との補

図9 補剛材耐力の異なる H 形鋼圧縮部材の軸圧縮荷重—軸変形関係

図10 補剛材耐力の異なる H 形鋼圧縮部材の軸変形—水平変形関係

図11 補剛材形状の異なる H 形鋼圧縮部材の軸変形—ねじれ変形関係

剛区間で座屈変形を生じている。偏心補剛された圧縮部材は、無補剛の圧縮部材では生じなかった捩れ変形を生じるが、水平変形に対して捩れ変形は非常に小さい。

3.3 圧縮部材及び偏心補剛材の剛性・偏心量の違いが補剛軸力・補剛曲げモーメントに与える影響

図12は補剛材に作用している軸力分布と曲げモーメント分布を示している。(a)は軸力分布であり、(b)は曲げモーメント分布である。各プロットは実験結果、各線は数値解析結果を示している。縦軸は補剛材位置を補剛材の材長で除したものであり、横軸は(a)では水平補剛比 F/P_m 、(b)では補剛モーメント比 $M/(e \cdot P_m)$ である。それぞれ圧縮部材の荷重 P が降伏荷重 P_y の0.5, 0.75そして最大荷重 P_m のときの値である。

図13は補剛材に作用する軸力・曲げモーメントと圧縮部材の軸圧縮荷重との関係を示している。各プロットは実験結果、各線は解析結果である。横軸はそれぞれ図6と同様である。圧縮部材の最大耐力時の水平補剛力及び補剛モーメントは、実験結果と数値解析結果で概ね対応している。また、実験では圧縮部材の最大耐力以降、急激に荷重が低下したため、荷重が停留するまでの間、測定があまりできなかったが、荷重が停留した $P/P_y=0.5$ では、水平補剛力及び補剛モーメントは実験結果と数値解析結果で概ね対応している。実験及び数値解析では、圧縮部材の降伏軸変形 δ_y の3倍まで加力したものの、水平補剛力及び補剛モーメントは減少することがなかった。水平補剛力及び補剛モーメントは、主材の最大耐力時で0.3~0.4%、最終変形時 $\delta/\delta_y=3$ で2.5~3%に達している。

図14は A-1 と同様の補剛材断面及び偏心率を有する場合に圧縮部材の細長比の違いと、水平補剛力及び補剛モーメントとの関係を示している。初期勾配は細長比の違いによらずほぼ等しいため、圧縮部材の最大耐力時の水平補剛力及び補剛モーメントは圧縮部材の最大耐力に比例している。また、最終変形時 $\delta/\delta_y=3$ で細長比の小さいもののほど、水平補剛力及び補剛モーメントは大きくなっている。

図15は A-1 と同様の補剛材断面及び細長比の等しい場合に偏心率と、水平補剛力及び補剛モーメントとの関係を示している。補剛力の初期勾配は偏心率の違いによらずほぼ等しく、圧縮部材の最大耐力時の水平補剛力は偏心率によらずほぼ等しい。また、最大耐力以降の水平補剛力も偏心率による違いはあまりない。しかし、補剛モーメントは大きく異なり、偏心率が最も大きい $e/h=1.5$ では、主材の最大耐力時で0.6%、最終変形時 $\delta/\delta_y=3$ で4.5%に達している。

表3は本実験結果を示している。左から圧縮部材の最大耐力、水

写真1 最終変形状

図12 補剛材への作用軸力・モーメント分布

図13 補剛材断面の異なる H 形鋼圧縮部材の補剛力・補剛モーメント

図14 細長比の異なる H 形鋼圧縮部材の補剛力・補剛モーメント

図15 偏心率の異なる H 形鋼圧縮部材の補剛力・補剛モーメント

表3 偏心補剛を受けるH形鋼圧縮部材の実験結果

試験体	圧縮部材最大耐力及び有効細長比			補剛力		補剛曲げモーメント		実験結果	(7)式
	$P_{max}(N)$	P_{max}/P_y	λ_k	$F(N)$	$F/P_{max}(\%)$	$M(N \cdot m)$	$M/(P_{max} \cdot e)(\%)$		
A-1	834	0.946	37.9	3.33	0.385	716	0.413	0.798	2.18
B-1	775	0.892	53.7	4.11	0.472	610	0.351	0.823	2.32
C-1	797	0.907	49.7	2.09	0.238	557	0.317	0.554	2.06
N-1	353	0.400	126	—	—	—	—	—	—
A-2	670	0.756	80.6	1.92	0.217	583	0.329	0.546	2.05

$$\lambda_k = \sqrt{\frac{(1 - P_{max}/P_y) \Lambda^2}{0.4}} (\lambda_k < \Lambda) \quad (9), \quad \lambda_k = \sqrt{\frac{\pi^2 E}{\sigma_y} \left(\frac{P_y}{P_{max}} \right)} (\lambda_k \geq \Lambda) \quad (10)$$

平補剛力、補剛モーメントである。ここで、水平補剛力及び補剛モーメントは圧縮部材の最大荷重時の値である。また、補剛モーメントについては補剛材の計測した位置 ($x/l=0.625$) から補剛材中央での値に換算している。有効細長比 λ_k は表3下の(9)、(10)式より求められる。圧縮部材最大荷重時の水平補剛力は、最大でも圧縮部材降伏軸力の約0.5%程度であり、現行の設計指針¹¹⁾に示されている2%を大きく下回っている。また、補剛モーメントは、最大荷重に偏心距離を乗じた値の最大で約0.4%程度であり、水平補剛力とほぼ同程度となっている。実験における水平補剛力と補剛モーメントの和と(7)式の値を比較すると、実験結果は(7)式の1/3～1/4程度であり、(7)式が安全側の評価になることが確認された。両者の違いとしては、2章では補剛材に発生する補剛力の上限を定めるために、現実的な範囲の中で最大の補剛力が発生するように初期不整の形状・大きさを与えているのに対して、3章では偏心補剛された圧縮部材の力学性状を把握するために、H形鋼製作時の初期不整以外は実験時に極力生じないように配慮した点である。しかし、実際の構造物において偏心補剛された場合、施工によって生じる荷重不整や形状初期不整も考えられることから、補剛材に作用する水平力、曲げモーメントは実験時より大きくなることが予想されるため、必要補剛力・必要補剛モーメントは、2章で得られた上限値を用いた方がよい。

4. 結

本論文では、偏心補剛された中幅H形鋼圧縮部材の必要水平補剛力・必要補剛曲げ耐力及び弾塑性座屈挙動について把握するため、実際の単層トラス架構で想定される部材細長比 $\lambda=90\sim180$ 、偏心率 $e/h=0\sim1.5$ の範囲について検討した。以下に得られた結論を示す。

- 1) H形鋼圧縮部材が偏心補剛され、補剛点において水平変位が固定された場合、回転補剛剛性が小さくなるにつれて補剛モーメントは大きくなる。
- 2) H形鋼圧縮部材が偏心補剛され、補剛点において材軸回りの回転が固定された場合、水平補剛剛性が小さくなるにつれて、水平補剛力は大きくなる。
- 3) 水平剛性と回転補剛性の任意の組み合わせによる必要補剛剛性を偏心補剛材が有する場合、水平補剛力は圧縮部材の座屈荷重に対して、平均で3%、最大で4%程度に達している。これは現行の座屈設計指針及び鋼構造限界状態設計指針の制限値(それぞれ2%、3%)を上回っている。
- 4) 水平剛性と回転補剛性の任意の組み合わせによる必要補剛剛性を偏心補剛材が有する場合、補剛モーメントは、補剛材と圧縮部材の取り付け位置すなわち偏心量による。偏心率が0.5、1.0、1.5

の場合、圧縮部材の座屈荷重に偏心量を乗じたものに対して、それぞれ最大1.5%、3%、6.0%程度となっている。

- 5) 水平剛性と回転補剛性の任意の組み合わせによる必要補剛剛性を偏心補剛材が有する場合、水平補剛力比と補剛モーメント比の和は、補剛剛性比、偏心率を指標とした(7)式で評価できる。
- 6) 偏心補剛材がH形鋼部材に直交して取り付く場合の載荷実験において、H形鋼圧縮部材の座屈長さは、補剛区間に相当する長さに低減できる。
- 7) 偏心補剛材がH形鋼部材に直交して取り付く場合の載荷実験において、初期不整をできる限り生じないようにした場合、水平補剛力比及び補剛モーメント比の和は、(7)式で得られる値よりも小さくなっている。しかし、実際の構造物では施工時に生じる不整が考えられることから、必要補剛力・必要補剛モーメントは(7)式で評価する必要がある。

謝 辞

本研究の一部は平成14年度科学研究費補助金基盤研究(C)(2)(課題番号14550560)によるものである。また、実験結果については、東京工業大学大学院生の紺野裕之君の修士論文の成果によるものである。関係各位に深く感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造物の座屈に関する諸問題2001 第1章 部材座屈に影響する初期不整の種類と統計的データ、2001.11
- 2) 辻 文三、西川大介：圧縮材の構造特性に及ぼす偏心補剛材の剛性・強度、鋼構造論文集、第4巻、第15号、pp63～70、1997.9
- 3) 深尾英邦、森野捷輔：中間に座屈補剛支点を有する圧縮材の弾塑性挙動と必要補剛性能、日本建築学会構造系論文集、第528号、pp151～157、2000.2
- 4) 深尾英邦、桑田志都子、森野捷輔、川口 淳：中間に弾性補剛ばねを持つ圧縮材の弾塑性挙動に関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第530号、pp171～176、2000.4
- 5) 黒岩義彦、木村祥裕、正岡典夫、小河利行、加藤史郎：単層トラス架構の接合継手簡略化に関する研究 振り加工を施したH形鋼部材、鋼構造論文集、第10巻、第38号、pp51～60、2003.6
- 6) 木村祥裕、小河利行：偏心補剛されたH形鋼圧縮部材の座屈荷重と必要補剛剛性、日本建築学会構造系論文集、第574号、pp213～218、2003.12
- 7) ABAQUS/Standard User's Manual version 5.8
- 8) 青木徹彦、福本 士：鋼柱の座屈強度のばらつきにおよぼす残留応力分布の影響について、第370号、pp19～27、1986.12
- 9) 小野徹郎、石田交広、下野耕一：限界状態を考慮した鋼構造圧縮部材及び曲げ材の補剛に関する研究、日本建築学会構造系論文集、第469号、pp117～125、1995.3
- 10) 日本建築学会：鋼構造座屈設計指針・同解説、1996
- 11) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針・同解説、1998

(2004年4月10日原稿受理、2004年8月12日採用決定)