H 形断面梁の力学特性に及ぼす断面欠損の影響に関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON THE EFFECT OF PARTIAL LOSS OF
SECTIONAL AREA ON THE STATIC CHARACTERISTICS OF H-BEAMS

増田 浩志*, 田中 淳夫**, 平林 一弘***, 源田 伊久江****
Hiroshi MASUDA, Atsuo TANAKA, Kazuhiro HIRABAYASHI
and Ikue GENDA

In this paper, the effect of partial loss of sectional area at the flange of H-beams due to bolt holes on the statical characteristics were experimentally investigated in three test series. The test results show that such effect is estimated by considering not only the loss of sectional area of flange plates but also the reduction of plastic section modulus. When the rate of reduction of sectional area is smaller than 25%, such reduction of sectional area has small influence upon the statical characteristics of the beam. And it becomes clear that maximum strength and plastic deformation capacity decrease with increasing the rate of partial loss of sectional area, and that the reduction of maximum strength and plastic deformation capacity can be compensated by using high strength bolted friction joints at the part of bolt holes.

Keyword : *H-shaped beams, rate of partial loss of sectional area, maximum strength, plastic deformation capacity*

H 形断面梁, 断面欠損率, 最大耐力, 塑性変形能力

1. 序

H形断面梁のボルト接合による継手では、ボルト孔による断面欠損が生じることは避けられない。H形断面梁では、一般に曲げによる挙動が支配的であるため、ウェブにおける断面欠損に比べてフランジにおける断面欠損が梁部材の力学性能に大きな影響を及ぼすことは明らかである。しかし、従来、このような継手の接合部設計では、曲げはフランジ接合部分が、せん断力はウェブ接合部分がそれぞれ負担するという仮定の下に行われることが慣習的であった。そのため、H形断面梁のフランジにおける断面欠損の影響を検討する際に、フランジを引張材と考えて、引張材に関する実験結果を参考として、比較的単純な検討を行ってきた。しかし、部材として考えた場合、H形断面梁は曲げ材であり、ウェブにおいても部材全体で負担する曲げの20～30%程度の曲げは負担している。従って、H形断面梁におけるフランジの断面欠損の影響は、曲げ材としての部材全体を対象として検討すべきであり、その場合にはフランジを単純な引張材と仮定してきた検討結果とは異なった結果が得られるものと考えられる。しかし、上述のような継手接合部の設計法が慣用されていたため、これまでにこの問題を系統的に検討した実験的研究はほとんどないのが現状である。一般に梁せいが大きくなるとウェブ部分の曲げ負担の割合が大きくなる傾向にあり、せいの大きな

梁の使用例も多くなっている現時点で、この問題を改めて実験的に検討することは必要なことと思われる。

上述の状況を背景として、本研究では、H形断面梁のフランジにおける断面欠損が梁の耐力、塑性変形能力等の基本的な力学特性に与える影響を実験的に検討することを目的としている。実験は3段階に分けて行い、第1段階では、フランジにおける孔欠損の影響を明確に把握することを目的として、H形断面梁の中央部に1列の丸孔をあけて、その部分に純曲げを作用させる実験を行った。その際、断面欠損率を変化させたが、かなり極端な場合についても検討した。第2段階では、フランジにおける断面欠損をボルト孔によるものと想定して、多列のボルト孔による欠損を対象とした。その際、孔をあけただけの試験体と高力ボルト摩擦接合部とした試験体を用意して、高力ボルト接合による補強・補剛効果についても検討した。第2段階までの実験で、断面欠損率が極端に大きくない場合は、それがH形断面梁の力学特性に及ぼす影響は小さいことが確認されたので、第3段階として梁継手におけるボルト孔位置が非常に厳しい応力状態になると考えられる柱と梁との接合部近傍にある場合を検討対象として、第1ボルト孔位置を極端に梁端に近づけた柱梁接合部についての実験を行った。本研究は、以上の実験的研究の結果をまとめたものである。

* 宇都宮大学建設学科 助手・工修

** 宇都宮大学建設学科 教授・工博

*** 日本システム設計 工修

**** 大和ハウス工業㈱ 工修

Research Assoc., Dept. of Architecture, Utsunomiya University, M. Eng.

Prof., Dept. of Architecture, Utsunomiya University, Dr. Eng.

Nihon System Sekkei, M. Eng.

Daiwa House Industry Co., Ltd., M. Eng.

2. 実験計画

2.1 実験シリーズ I

実験シリーズ I は、ボルト列数を 1 列として、梁断面サイズ、ボルト行数、ボルト孔径を実験変数とした H 形断面梁における断面欠損の直接的な影響を検討するものである。実験に用いた H 形断面梁は、全試験体とも梁せい 500mm、梁幅 200mm を共通とし、フランジ厚、ウェブ厚を変えた断面形状である A、B、C タイプの 3 種類を設定した。試験体の形状、寸法を図 1、2、3 および表 1 に示す。このシリーズでは、H 形断面梁のフランジのみに 1 列のボルト孔をあけてある（図 2 参照）。ボルト孔による断面欠損は表 1 に示すようにかなり大きいものを想定し、それぞれ表 1 に示す孔径および行数を設定している。試験体 A-0-0 はボルト孔のない試験体である。加力法は図 3 に示すように、アムスラー試験機による一方向 2 点載荷形式とし、梁中央部分に純曲げを作用させた。載荷は、最大耐力および破断形式が確認されるまで単調に行った。変位計は、試験体の中央部および両支点部に取り付けた。

2.2 実験シリーズ II

実験シリーズ II では、実験シリーズ I より現実に近い形として多列のボルト孔を対象とし、高力ボルト摩擦接合による補強効果も併せて検討する。全試験体とも梁せい 600mm、梁幅 200mm を共通とし、フランジ厚、ウェブ厚の異なる 2 種類の断面形状として、D タイプと E タイプを設定した。試験体の形状、寸法を図 1、4、5 および表 1 に示す。ボルト孔については、孔あけのままの試験体はフランジのみに孔をあけている。ボルト行数は 2 行とし、それぞれ表 1 に示すような孔径および列数を設定した。末尾に J のついた試験体は、D タイプの試験体では 16mm、E タイプの試験体では 19mm の添板をあててボルト孔に高力ボルト（F10T-M22 ないし M30）を入れて所定の締付けを行っている（図 4 参照）。加力法は図 5 に示すように、油圧ジャッキによる 2 点集中正負漸増繰り返し載荷形式とし、載荷は、弾性域で 2 回加力後、塑性域で変位振幅を漸増させた加力を行った。実験時には、試験体の中央部の鉛直変位を測定した。

図 2 試験体詳細例（実験シリーズ I）

図 1 試験体名

図 3 試験体形状、加力概要（実験シリーズ I）

表 1 試験体一覧

実験 シリーズ	試験体名	梁断面サイズ (mm)	ボルト 孔径(mm)	ボルト 行数	ボルト 列数	縁端距離 (mm)	ボルトピッチ (mm)	幅厚比	構造ランク I (I 式による)	Z _{pe} /Z _p
I	A-0-0	H-500×200×10×16 Z _p =2096(cm ³)	孔なし	—	—	—	—	b/tf=6.25 d/tw=46.8	0.97	1.00
	A-13-41N		13	4	1	13.5	40			0.81
	A-35-21N		35	2	1	45.5	—			0.74
	A-40-21N	BH-500×200×16×16 Z _p =2425(cm ³)	40	2	1	52	—	b/tf=6.25 d/tw=29.3	0.49	0.70
	B-18-41N		18	4	1	28	37			0.77
	B-20-41N		20	4	1	28	37			0.74
	C-18-41N	BH-500×200×16×22 Z _p =2935(cm ³)	18	4	1	28	37	b/tf=4.55 d/tw=28.5	0.34	0.74
	C-20-41N		20	4	1	28	37			0.71
II	D-0-0	H-600×200×11×17 Z _p =2863(cm ³)	孔なし	—	—	—	—	b/tf=5.88 d/tw=51.5	1.03	1.00
	D-25-24N		25	2	4	40	—			0.83
	D-33-23N		33	2	3	40	—			0.77
	D-25-24J		25	2	4	40	—			0.83
	D-33-23J	BH-600×200×12×22 Z _p =3471(cm ³)	33	2	3	40	—	b/tf=4.55 d/tw=46.3	0.71	0.77
	E-0-0		孔なし	—	—	—	—			1.00
	E-25-25N		25	2	5	40	—			0.82
	E-33-23N		33	2	3	40	—			0.76
	E-25-25J		25	2	5	40	—			0.82
	E-33-23J		33	2	3	40	—			0.76
III	F-24-25B	H-600×200×11×17 Z _p =2863(cm ³)	24	2	5	40	—	b/tf=5.88 d/tw=51.5	1.03	0.83
	F-24-44B	BH-600×300×12×22 Z _p =4742(cm ³)	24	4	4 (千鳥)	35	40	b/tf=6.82 d/tw=46.3	0.66	0.81

図4 接合部詳細例 (実験シリーズII)

図6 梁端接合部ならびに梁継手部詳細 (実験シリーズIII)

図5 試験体形状、加力概要 (実験シリーズII)

図8 試験体形状、加力概要 (実験シリーズIII)

図7 スカップ部詳細 (実験シリーズIII)

2.3 実験シリーズIII

実験シリーズIIIでは、ブラケットタイプの梁端接合部を対象とした試験体を用い、ブラケット端の梁継手におけるフランジの第1ボルト孔を柱面から120mmと可能な限り柱面に近づけ、その場合の梁端接合部の力学性状を検討する。試験体の形状、寸法を図1、8および表1に示す。試験体Fタイプとして設定した柱は、450mm角の角形鋼管とし、板厚は16mmと28mmの2種類とした。そして、板厚16mmの柱には600×200×11×17の圧延H形梁を用い、継手部のフランジ部分のボルト配置は2行5列とした。また、板厚28mmの柱には600×300×12×22の溶接組立H形梁を用い、ボルト配置は4行4列の千鳥配置とした。使用した高力ボルトはいずれもF10T-M22である。梁端接合部及び梁継手部の詳細を図6に、梁端接合部のスカップ部分の詳細を図7に示す。加力は図8に示すように、試験体の梁頂部に油圧ジャッキによる正負漸増繰り返し水平載荷形式とし、実験時に梁頂部加力点位置の変位を測定した。

3. 実験結果

使用鋼材は、実験シリーズI、II、IIIの全試験体ともSM490であり、試験体に用いた鋼材の素材試験による機械的性質を表2に示す。各試験体に関する主要な実験結果一覧を表3に示す。

A・D・Eタイプでは、終局時にまず圧縮側の梁フランジに局部座屈が生じ、その後ウェブにも局部座屈が発生して最大耐力に達した(F.M.2)。なお、A-0-0試験体は横補剛が不十分であったため、

早期に横座屈が生じ最大耐力、塑性変形能力とも小さくなっている (F.M.1)。B・Cタイプでは、終局時にボルト孔を通る引張側フランジの破断が生じた (F.M.3)。実験シリーズⅢの試験体は、終局時にブラケット部分の引張側フランジの第1ボルト孔位置にやせが生じ、その後梁端のフランジ溶接部のスカラップ底に亀裂が生じて、最終的に第1ボルト孔を通りスカラップの底の部分を通る破断線でブラケット部分の梁フランジが破断した (F.M.4)。実験シリーズⅡ、Ⅲより得られた代表的な試験体の荷重-変形関係を図9に示す。縦軸は、実験シリーズⅡについては試験体中央部における作用モーメント M を、実験シリーズⅢについては試験体梁端接合部の第1ボルト孔を通る断面における作用モーメント M をそれぞれ M_p で除したものである。また、横軸は実験シリーズⅡでは試験体中央部の鉛直変位 δ を、実験シリーズⅢでは試験体の梁頂部加力点位置の水

平変位 δ をそれぞれ δ_p で除して無次元化したものである。ここで M_p は素材試験結果を用いた梁材の全塑性モーメントの計算値、 δ_p は M_p に対応する梁中央部および梁頂部それぞれの弾性変形量の計算値である。実験シリーズⅠの荷重-変形関係および実験シリーズⅡ、Ⅲの最大耐力が得られた側の骨格曲線を図10に示す。図10において M が最大値に至るまでの吸収エネルギーを $M_p \cdot \delta_p$ で除したものを塑性変形倍率 η_s と定義し、表3に示す。

4. 考察

4.1 全体挙動

図10をみると、実験シリーズⅠ、Ⅱについては、A・D・EタイプとB・Cタイプとでは終局時の破壊モードが異なるため、その影響が骨格曲線の性状として表れている。ただし、試験体 A-0-0 は実験中に横座屈を生じて加力を中断したために、復元力特性が他のものとは多少異なっている。また、実験シリーズⅢのFタイプではブラケットタイプの接合部を対象としたため、作用モーメントに勾配があることの影響で、塑性域での勾配が大きくなっている。またこの場合、第1ボルト孔を極端に梁端に近づけた結果、第1ボルト孔とスカラップ底を結ぶ破断が早期に生じ、そのため塑性変形能力が非常に小さいものがある。

4.2 断面欠損率の評価法とその影響

図11、12に塑性変形倍率 η_s と断面欠損率 ϕ_1 ($=1-Z_{pe}/Z_p$)、 ϕ_2 ($=1-A_{fe}/A_f$)との関係を、図13、14に最大曲げ耐力 eMu を M_p で除した耐力上昇率 α と断面欠損率 ϕ_1 、 ϕ_2 との関係をそれぞれ示す。ここで断面欠損率 ϕ_1 は、H形断面梁におけるフランジの断面欠損を、曲げ材としての部材全体を対象として断面係数で評価したものである。すなわち Z_p は梁全断面の塑性断面係数、 Z_{pe} はフランジの断面欠損を考慮した場合の塑性断面係数である。これに対し、断面欠損率 ϕ_2 はフランジを単純な引張材と仮定し、フランジ部分の

表2 鋼材の機械的性質

実験 シリーズ	試験片	降伏点 (tf/cm ²)	引張強さ (tf/cm ²)	伸び (%)
Ⅰ	PL-10R	4.48	5.53	21.7
	PL-16R	3.70	5.27	24.7
	PL-16B	3.23	5.05	26.0
	PL-22B	3.33	5.17	27.0
Ⅱ	PL-11R	4.14	5.59	23.5
	PL-17R	4.05	5.55	25.4
	PL-12B	3.97	5.26	25.1
	PL-22B	3.60	5.18	28.4
Ⅲ	PL-11R	4.13	5.59	23.5
	PL-17R	4.05	5.55	25.4
	PL-12B	3.56	5.22	26.1
	PL-22B	3.60	5.28	27.6

R:ロール材 B:ビルトアップ材

表3 実験結果一覧

実験 シリーズ	試験体名	M_p (t・cm)	eMy (t・cm)	cMu (t・cm)	eMu (t・cm)	δ_{max} (mm)	α $=eMu/M_p$	η_s	破壊 モード	図11~22の 記号
Ⅰ	A-0-0	8184	8351	9989	9140	68.7	1.12	1.37	F.M.1	◎
	A-13-41N		7562	9068	8766	103.0	1.07	2.48	F.M.2	
	A-35-21N		7136	8333	8533	86.4	1.04	1.85	F.M.2	
	A-40-21N	7832	6809	7925	7952	59.0	0.97	0.94	F.M.2	△
	B-18-41N		7705	9430	10080	153.1	1.29	5.53	F.M.3	
	B-20-41N	9690	7584	9117	9916	131.0	1.27	4.44	F.M.3	◇
	C-18-41N		9795	11159	12690	180.6	1.31	6.76	F.M.3	
	C-20-41N		9360	10724	11981	137.5	1.24	4.63	F.M.3	
Ⅱ	D-0-0	11666	10238	13948	11030	70.1	0.95	1.30	F.M.2	○
	D-25-24N		8363	13176	10318	39.2	0.88	1.16	F.M.2	
	D-33-23N		8701	12295	10205	42.1	0.87	1.48	F.M.2	
	D-25-24J		10107	13176	11649	88.1	1.00	2.14	F.M.2	
	D-33-23J	12837	10132	12295	11674	73.1	1.00	2.49	F.M.2	●
	E-0-0		13320	16438	14295	86.2	1.11	2.49	F.M.2	
	E-25-25N		10886	14758	13019	86.5	1.01	2.30	F.M.2	
	E-33-23N		10436	13705	12956	79.5	1.01	2.32	F.M.2	
	E-25-25J		10757	14758	13788	75.9	1.07	3.47	F.M.2	
	E-33-23J		11065	13705	13581	91.1	1.06	3.44	F.M.2	
Ⅲ	F-24-25B	11666	10030	12899	12093	75.9	1.04	1.33	F.M.4	▼
	F-24-44B	17034	17011	22385	22301	168.7	1.31	3.83	F.M.4	

eMy :降伏耐力実験値 cMu :最大耐力計算値 eMu :最大耐力実験値

δ_{max} :最大耐力時における梁中央部または梁端部の変位量

図9 荷重-変形関係

図10 荷重-変形骨格曲線

みの欠損率で評価したものである。すなわち A_f はフランジの全断面、 A_{fe} は断面欠損を考慮したフランジの有効断面積である。

なお、図 11 から図 22 までに用いた各試験体を表す記号は表 3 に示すように統一しており、ボルト孔のみの試験体は白抜きで、継手形式の試験体は黒塗りで示してある。

図 11 から図 14 において、各試験体のタイプ別にみると、断面欠損率が大きくなると塑性変形倍率、最大耐力ともに若干低下しているものの、断面欠損率 $\phi 1$ では 25 % 程度、 $\phi 2$ では 35 % 程度まではその低下率は小さく、この範囲では断面欠損が塑性変形能力、最大耐力に与える影響はあまり大きくないことがわかる。次に、断面欠損の影響 Z_{pe}/Z_p 、 A_{fe}/A_f それぞれを鋼材の降伏比 $YR = \sigma_y/\sigma_u$ で除したものと塑性変形倍率 η_s との関係を図 15、16 に示す。フランジのみで曲げを負担すると仮定し、断面欠損を引張材としてのフランジ部分のみで評価した場合には、 $(A_{fe}/A_f)/YR$ が 1 より小さくなると、ボルト孔部分における破断がボルト孔のない部分塑性化に先立

って生じるため、 η_s は著しく低下すると考えられるが、実際には図 16 においてその傾向はみられない。これに対し、H 形断面材全体で曲げを負担するものとしてフランジの断面欠損を梁材の断面係数で評価した場合には、 $(Z_{pe}/Z_p)/YR$ に関して同様のことが想定される。図 15 では $(Z_{pe}/Z_p)/YR$ が 1 以下のデータがないため、正確なことは断言できないが、この図において断面欠損率 $(1 - Z_{pe}/Z_p)$ が大きくなると η_s が明瞭に低下している状況をうかがうことができる。この結果より、曲げ材としての H 形断面梁のフランジにおける断面欠損の影響を評価するには、フランジを単純な引張材として考えるより梁全体の断面係数を用いる方が妥当であるといえる。

断面形状の影響を比較してみると、図 13 より A タイプの試験体に比べ、ウェブの幅厚比の小さい B・C タイプの試験体の方が α がかなり大きくなっていることが認められる。これは、ウェブの幅厚比の影響でこれら両者の破壊モードが異なっているためであると考えられる。

図 11 $\eta_s - \phi_1$ 関係 図 13 $\alpha - \phi_1$ 関係 図 15 $\eta_s - (Zpe/Zp)/YR$ 関係 図 12 $\eta_s - \phi_2$ 関係 図 14 $\alpha - \phi_2$ 関係 図 16 $\eta_s - (Afe/Af)/YR$ 関係

ボルト孔なしの試験体についても実験を行った A・D・E タイプの試験体の最大耐力の実験値 eMu と各タイプのボルト孔なしの試験体の実験値 eMu_0 との比率と断面欠損率 ϕ_1 との関係を図 17 に示す。各試験体とも断面欠損率が大きくなると eMu/eMu_0 は幾分小さくなってはいるが、 ϕ_1 が 0.25 程度以下であれば、最大耐力に与える断面欠損の影響はさほど大きくないことが認められる。 ϕ_1 の値が同じである D タイプの試験体と E タイプの試験体とを比較すると、E タイプの方がボルト孔のみの場合、継手形式の場合ともに eMu/eMu_0 は小さくなっており、フランジおよびウェブの幅厚比が小さい試験体の方が断面欠損の影響による耐力の低下が幾分大きくなるものと考えられる。

4.3 最大耐力上昇率と塑性変形能力

図 18 に耐力上昇率 α と塑性変形倍率 η_s との関係を示す。全体的に見て、耐力上昇率が増加するにしたがって塑性変形倍率が増加することがわかる。ただし、各タイプの試験体において α の上昇に対する η_s の増加の勾配は異なっている。D タイプは、他のタイプと比べ α 、 η_s の値が特に小さいことがわかる。A タイプと比較すると α 、 η_s ともかなり小さくなっており、これはフランジおよびウェブの幅厚比による影響と考えられる。

4.4 継手とすることによる補強効果

図 11、15、18 において D・E タイプの試験体について継手形式の場合（黒塗り）と孔あけのみの場合（白抜き）の比較を行うと、継手形式の場合の方が α 、 η_s ともに明らかに大きくなっていることが認められる。このことから高力ボルト摩擦接合によって継手形

図 17 $eMu/eMu_0 - \phi_1$ 関係 図 18 $\alpha - \eta_s$ 関係

図 19 α - B/2tf 関係

図 20 α - (H-2tf)/tw 関係

図 21 α - 構造ランク I の係数

式とすることで、その補強効果により最大耐力、塑性変形能力ともに向上することがわかる。特にDタイプはEタイプに比べ、継手による補強効果が大きい。このことより、フランジおよびウェブの幅厚比が大きい試験体の方が継手とすることによる補強効果は大きくなるものと考えられる。

4.5 幅厚比の評価法とその影響

以上に述べてきたように、試験体の形状、構成板要素の幅厚比によって同じ断面欠損率であっても α 、 η_s にかかなりの差が生じていることが指摘される。そこでここでは、幅厚比の評価法とその影響について検討する。

図 19、20、21 に耐力上昇率 α と幅厚比との関係を示す。図の横軸は、図 19 ではフランジの幅厚比、図 20 ではウェブの幅厚比、図 21 では鋼構造限界状態設計規準(案)による幅厚比区分を示す構造ランク I に対応する値 (1) 式による) である。

構造ランク I に対応する幅厚比係数¹⁾

$$(b/2t)^2 / (20/\sqrt{F_y f})^2 + (d/tw)^2 / (127/\sqrt{F_y w})^2 \quad \cdots (1)$$

$b/2t$: フランジの幅厚比

d/tw : ウェブの幅厚比

$F_y f$ 、 $F_y w$: フランジおよびウェブの降伏応力度

これらの図より、図 19 のフランジの幅厚比と α との関係にはかなりのばらつきがあるのに対し、図 20 のウェブの幅厚比および図 21 の構造ランク I に対応する式による値と α との関係では、両者の間に明瞭な関係が認められる。また、図 21 より接合部が純曲げをうける試験体についてみると、特に構造ランク I に対応する幅厚比の値が 0.5 以下の試験体 (B・C タイプ) では、断面欠損率が大きくても α は 1.3 程度の値となっていることが認められる。このことより梁フランジのみにボルト孔があいている場合の最大曲げ耐力の評価にも、ウェブの幅厚比の影響を含めて考えることが必要であることが指摘でき、4.1 で述べた断面欠損率の評価をウェブの影響を考慮した断面係数で行うことの妥当性が裏付けられたといえよう。

4.6 最大耐力評価式

各試験体の最大耐力の実験値 eMu と計算値 cMu との比率と断面欠損率 ϕ_1 との関係を図 22 に示す。最大耐力の計算値 cMu は次の 2

図 22 eMu/cMu - φ1 関係

式のうち小さい方の値とした。

a) 局部座屈耐力²⁾で決まる場合

$$cMu = \tau \cdot Mp \quad \cdots (2) \quad \tau : \text{素材の応力上昇率}$$

b) ボルト孔を通る断面における破断耐力で決まる場合

$$cMu = Zpe \cdot \sigma_u \quad \cdots (3)$$

D・Eタイプの試験体では、実験値が計算値を大きく下回っていることが認められる。D・Eタイプはすべて局部座屈を生じて最大耐力が決まっているので、最大耐力は(2)式で評価できるはずであるが、(2)、(3)式による評価では表 3 の網掛け部分の 3 体、つまりボルト孔なしの試験体のみが(2)式で最大耐力が決定している。すなわちボルト孔欠損がある場合は計算上最大耐力はすべて(3)式で決まることになる。しかし、実際の現象としてみるとボルト孔欠損があっても局部座屈で最大耐力が決まるケースが多い (表 3 の破壊モード参照)。すなわち(2)式で与えられる局部座屈耐力式は、フランジに断面欠損がある場合、もう少し低めに修正する必要があることが指摘できる。これは、(2)式の局部座屈耐力評価においては断面欠損の影響を考慮していないこと、また実験シリーズ I、II ではボルト孔まわりで応力勾配が生じないように加力したのに対し、(2)式では応力勾配の影響を考慮して最大耐力が求められていることによるものと考えられ、この点は今後さらに検討すべき項目と思われる。

局部座屈に関連する主要因として構成板要素の幅厚比が考えられるが、その値としてこれまでの検討で最も妥当な値と考えられる

構造ランクⅠの限界を示す値（(Ⅰ)式による）についてみると、実験シリーズⅠ、Ⅱの試験体に関しては、図21よりこの値が0.7より大きい場合は局部座屈で最大耐力が決まり、0.7より小さい場合にのみ終局時まで局部座屈が起こらず、ボルト孔欠損部を通る断面での破断で最大耐力が決まっており、この点も最大耐力を評価する際の1つのポイントと考えられる。

4.7 梁端ブラケット接合部における断面欠損の影響

実験シリーズⅢのFタイプの試験体 F-24-25B、F-24-44B では、梁フランジの第1ボルト孔を極端に柱面に近づけたため、第1ボルト孔とスカラップ底を結ぶ破断が早期に生じ、特に F-24-25B では最大耐力上昇率および変形能力が極端に小さくなっている。Fタイプの試験体について、図23に耐力上昇率 α と断面欠損率 $\phi 1$ の関係を示す。Fタイプの試験体では、フランジのボルト孔とスカラップを結ぶ破断が生じていることから、梁材の断面欠損率の評価においてこの点を考慮する必要があると考えられる。そこで断面欠損率については、フランジの断面欠損のみを考慮した場合（Case1）、フランジの欠損にスカラップによるウェブの断面欠損を100%加えた場合（Case2）、そして破断の生じたボルト孔とスカラップ底とを結ぶ断面を千鳥配置と同様に考え、ウェブの断面欠損分を低減してフランジの欠損に加えた場合（Case3）の3ケースについて評価してみる。ただし、Case3ではスカラップ部の断面欠損をフランジでの千鳥配置のボルト孔と同じフランジ面内で考えることとする。その場合のスカラップによる断面欠損の低減率は F-24-25B では0.42、F-24-44B では0.63となる。この図より、Case1はもちろん、Case3でも断面欠損率は24%以下となっており、かつ2体の試験体の間で断面欠損率に大きな差は認められない。それにもかかわらず、F-24-25Bでは早期の破断が生じ、F-24-44Bより α 、 η_s の値が極端に小さくなっている。この点はこれらの試験体の梁の断面形状が違うことが大きな原因であると考えられる。このような部材断面の違いの影響を図19～21でみてみると、図21からわかるように構造ランクⅠに対応する値で評価することが妥当であると考えられる。さらに F-24-44B では、フランジにおけるボルト孔が千鳥配置であったことの影響も考えられる。以上の検討より、梁端接合部においては $\phi 1$ が約20%程度と断面欠損率が小さく、かつボルト孔部分が高力ボルト摩擦接合で接合されていても、ボルト孔を通る断面で早期の破断が生じる可能性が指摘され、ボルト孔による断面欠損の影響は継手の場合より厳しく評価する必要があるものと考えられる。なお、その際ボルト孔とスカラップ底を結ぶ破断が想定される場合には、フランジにおける断面欠損の影響をスカラップ部分も含めて評価することも必要であろう。ただし、今回の実験では試験体の数が少ないので、この点は今後さらに検討すべき項目であると思われる。

5. 結

フランジにボルト孔を有するH形断面梁が曲げを受けた場合のボルト孔による断面欠損の影響について行った本実験により明らかになった点をまとめると以下ようになる。

図23 実験シリーズⅢ $\alpha - \phi 1$ 関係

- 1) 断面欠損率（実際には1－断面欠損率）と鋼材の降伏比との関係を考慮した場合梁部材における断面欠損率として、フランジのみを引張材として評価するのではなく梁全体の断面係数で評価する方が妥当であり、断面欠損率が大きくなると耐力上昇率、塑性変形能力はともに小さくなる。また、このように評価した断面欠損率が25%未満では断面欠損が最大耐力、塑性変形能力に与える影響はあまり大きくない。
- 2) ボルト孔による断面欠損率が同じである場合、ボルト列数が1列のみの場合より、多列とした場合の方が最大耐力、塑性変形能力ともに幾分低下する。
- 3) ボルト孔による断面欠損があっても、その部分を高力ボルトで締め付けて摩擦接合部とすることで、断面欠損による最大耐力および塑性変形能力の低下を防ぐことができる。
- 4) ボルト孔による断面欠損のある場合を含め、部材の最大耐力に対する構成要素の幅厚比の影響は、鋼構造限界状態設計規準（案）に示された構造ランクⅠを規定する値で判断するのが妥当であり、この値で評価することで部材の最大耐力の上昇量は適切に評価できる。
- 5) 第1ボルト孔がスカラップに極端に近づいた場合のブラケットタイプの柱梁接合部では、フランジにあげたボルト孔による断面欠損の影響は、純曲げの実験結果で得られた結果より厳しく表れる。すなわち、純曲げの実験結果で最大耐力および塑性変形能力に大きな影響を与えないと考えられる程度のボルト孔による断面欠損で、ボルト孔を高力ボルト摩擦接合としている場合でも、フランジの第1ボルト孔を梁端に極端に近づけるとこれらとスカラップとを結ぶ破断が生じ、最大耐力、塑性変形能力ともに著しく低下する場合があるので注意が必要である。なお、この場合の梁の断面欠損はフランジのボルト孔とスカラップの両方の欠損で評価することが必要であるが、梁材の幅厚比の影響も考慮する必要があると思われる。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準（案），1990年
- 2) 加藤勉，秋山宏，帯洋一：局部座屈を伴うH形断面部材の変形，日本建築学会論文報告集 第257号，pp49-57，昭和52年7月
- 3) 加藤勉，呉榮錫：局部座屈を伴うH形断面鋼部材の耐力と変形，構造工学論文集 Vol.35B，1989，pp351-360

（1997年12月1日原稿受理，1998年5月8日採用決定）