

---

梁端溶接接合部の力学的挙動に及ぼすスカラップの影響

Influence of Weld Access Hole on the Fracture of Flange at Welded Beam End Connection

石井 匠(Takumi Ishii)

---

要旨：

柱梁接合部において、繰返し塑性変形を受ける梁端溶接接合部が早期に破壊する現象が実験においてしばしば観察される。この破壊現象を究明する目的で、スカラップ形状と梁鋼材の機械的性質を実験変数とした柱梁接合部実験を行った。その結果、衝撃靱性値が低く、スカラップ底と裏当て金の組立溶接が重なる場合、接合部の破壊により塑性変形能力が大幅に低下する現象が観察された。以上をもとにスカラップ回りの設計ディテールとして、スカラップ形状を応力集中の小さいものとするか、裏当て金の組立溶接をなくす必要があることを提案した。また、鋼材の降伏比が高い場合に塑性変形能力が低下する傾向にあったが、通常の製品に見られる降伏比では安全であることが明らかとなった。

---

Synopsis：

The earlier brittle fracture in beam flange has been observed in experiments on beam-to-column connections under cyclic loadings. The fracture mainly occurs at the square corner of weld access hole at which hole surface meets flange surface. To investigate the phenomenon, a series of tests on beam-to-column connections were carried out with regard to geometrical condition of the weld access hole and mechanical properties of beam materials. Test results show that shape of the hole and fillet weld of backing strip have an important influence upon the fracture behavior and that low fracture toughness of the steel only has a bad effect on the fracture when the hole has ill-conditioned geometry. As a result, appropriate geometry of weld access hole to prevent early fracture is proposed.

(c)JFE Steel Corporation, 2003

本文は次のページから閲覧できます。

# 梁端溶接接合部の力学的挙動に及ぼす スカラップの影響\*

## Influence of Weld Access Hole on the Fracture of Flange at Welded Beam End Connection



石井 匠  
Takumi Ishii  
建材センター 鋼構造  
研究所 主任研究員  
(掛長)

### 要旨

柱梁接合部において、繰返し塑性変形を受ける梁端溶接接合部が早期に破壊する現象が実験においてしばしば観察される。この破壊現象を究明する目的で、スカラップ形状と梁鋼材の機械的性質を実験変数とした柱梁接合部実験を行った。その結果、衝撃靱性値が低く、スカラップ底と裏当て金の組立溶接が重なる場合、接合部の破壊により塑性変形能力が大幅に低下する現象が観察された。以上をもとにスカラップ回りの設計ディテールとして、スカラップ形状を応力集中の小さいものとするか、裏当て金の組立溶接をなくす必要があることを提案した。また、鋼材の降伏比が高い場合に塑性変形能力が低下する傾向にあったが、通常の製品に見られる降伏比では安全であることが明らかとなった。

### Synopsis:

The earlier brittle fracture in beam flange has been observed in experiments on beam-to-column connections under cyclic loadings. The fracture mainly occurs at the square corner of weld access hole at which hole surface meets flange surface. To investigate the phenomenon, a series of tests on beam-to-column connections were carried out with regard to geometrical condition of the weld access hole and mechanical properties of beam materials. Test results show that shape of the hole and fillet weld of backing strip have an important influence upon the fracture behavior and that low fracture toughness of the steel only has a bad effect on the fracture when the hole has ill-conditioned geometry. As a result, appropriate geometry of weld access hole to prevent early fracture is proposed.

### 1 はじめに

柱梁接合部における梁端部の溶接接合は、一般に梁ウェブにスカラップをとって行われる。これは梁フランジ開先部の裏当て金を通すため、または現場接合ではウェブに溶接線が貫通するために必要であり、従来から行われてきた工法である。しかし、柱梁接合部の繰返し載荷実験において、スカラップ部分から早期に破壊する現象がしばしば観察され、スカラップの存在が破壊の原因となることが示唆されてきた<sup>1,2)</sup>。折しも1995年1月に発生した兵庫県南部地震では、梁端接合部の梁フランジがスカラップ部より破断するケースが数多く観察されており、上記の示唆が現実のものとなっている<sup>3)</sup>。この現象は現行の耐震設計で期待している鋼部材のもつ優れた塑性変形能力が十分に発揮されなかったことを示しており、急激に耐力を失うこうした梁端接合部の破壊は、鉄骨造の柱梁接合部が弱点となりうることを認識させたと言える。

スカラップ部に生じる破壊の原因にはさまざまな因子が関係して

いると考えられる。これらは、スカラップの存在による力学的ひずみ集中、スカラップ加工を行う際に生じる微小なノッチや表面の粗さ、あるいは材料の衝撃靱性値と降伏比などである。さらに、裏当て金の組立溶接部や通しダイアフラム形式の場合に生じるフランジ目違いなどによる付加的なひずみ集中も挙げられる。しかしながら、これら諸因子の中で何が最も支配的な影響を及ぼすのか、そしてその場合にどのような現象が生じるのかについて、現状では明確な解釈

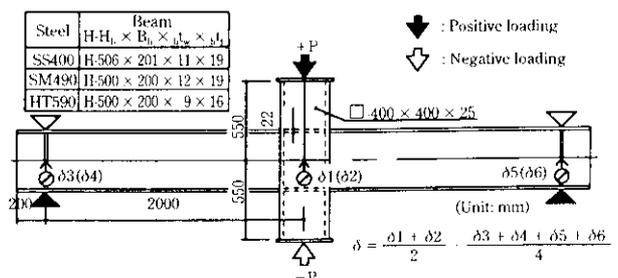


Fig. 1 Test specimens and loading condition

\*平成9年10月9日原稿受付

がなされているとはいえない。

本報では、スカラップ形状と梁の材料特性に注目し、それらを実験因子とした接合部の繰返し加力実験の結果より梁端接合部の力学的挙動に及ぼす影響を考察している。さらに構造上安全な梁端スカラップ接合の設計施工法についても提言した。

## 2 柱梁接合部実験

### 2.1 実験概要

試験体は、Fig. 1 に示す、箱形断面柱に圧延H形鋼梁を取り付けた十字形・柱梁接合部試験体である。実験変数は、梁材の鋼材規格 (SS400, SM490, HT590)・梁端溶接接合部のディテール (Fig. 2)・梁フランジ材の降伏比および衝撃靱性値 (Table 1) である。

試験体は上記の実験変数を組み合わせた計 20 体で、Table 1 に試験体ごとの組み合わせを示す。また、使用した鋼材の機械的性質を Table 2 に示す。

試験体の加力は、梁端上下をピンローラーで支持し、柱の上下

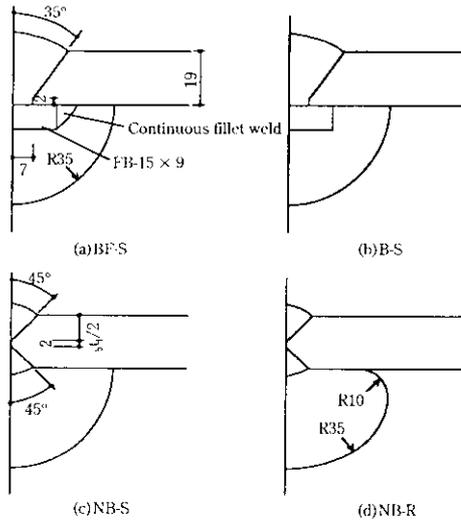
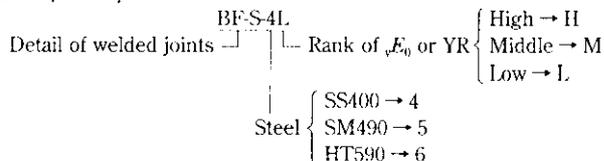


Fig. 2 Detail of welded joints

Table 1 Specimens and test parameters

Specimens	Steel	Detail of welded joints	Yield ratio of beam flange, YR	Absorbed energy $E_0$ at 0°C (J)
BF-S-4L	SS400	BF-S	0.62	22
BF-S-4M			0.64	124
B-S-4L		B-S	0.62	22
B-S-4M			0.64	124
NB-R-4L		NB-R	0.62	22
NB-R-4M			0.64	124
NB-R-4H		0.66	240	
BF-S-5L	SM490	BF-S	0.67	132
BF-S-5H			0.74	159
B-S-5L		B-S	0.67	132
B-S-5H			0.74	159
NB-S-5L		NB-S	0.67	132
NB-R-5L			NB-R	0.67
NB-R-5M	0.71	143		
NB-R-5H		0.74	159	
B-S-6L	HT590	B-S	0.75	158
B-S-6H			0.80	108
NB-S-6M		NB-S	0.77	208
NB-R-6L			NB-R	0.75
NB-R-6H		0.80		108

Example of specimen's name:



□ : Main parameter

Table 2 Mechanical properties of materials

#### (a) Beam

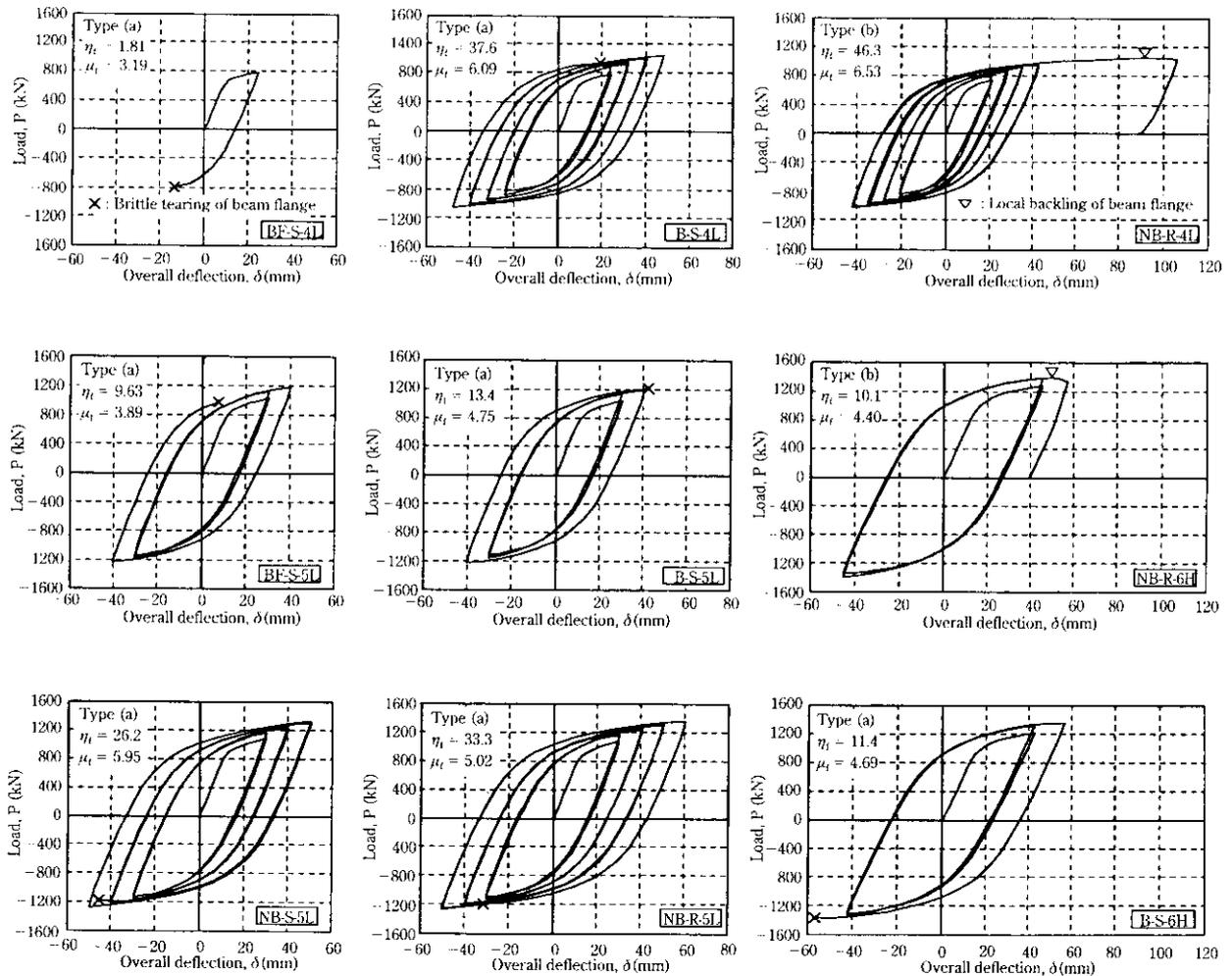
Steel	Beam	Parts	Yield point, $\sigma_y$ (MPa)	Tensile strength, $\sigma_t$ (MPa)	Elongation (%)	Absorbed energy $E_0$ at 0°C (J)
SS400	4L	Flange	293	476	29.1	22
		Web	318	485	25.9	—
	4M	Flange	285	444	31.4	124
		Web	294	447	28.5	—
	4H	Flange	293	445	31.9	240
		Web	314	457	29.7	—
SM490	5L	Flange	364	540	29.9	132
		Web	381	553	27.8	—
	5M	Flange	430	602	24.5	147
		Web	469	624	23.1	—
	5H	Flange	440	598	25.7	159
		Web	464	617	24.8	—
HT590	6L	Flange	459	614	23.1	158
		Web	530	635	19.2	—
	6M	Flange	470	614	23	208
		Web	530	641	18	—
	6H	Flange	498	621	23	108
		Web	531	641	17.7	—

#### (b) Column and diaphragm

Steel	Plate thick. (mm)	Yield point, $\sigma_y$ (MPa)	Tensile strength, $\sigma_t$ (MPa)	Elongation (%)
SS400	25	264	434	32.5
	22	266	433	32.7
SM490	25	392	537	30.0
	22	456	563	26.0
HT590	25	544	680	28.0
	22	543	677	28.0

#### (c) Deposited metal

Steel	beam	Yield point, $\sigma_y$ (MPa)	Tensile strength, $\sigma_t$ (MPa)	Elongation (%)
SS400	4L	383	492	37.4
	4M	408	514	33.9
	4H	435	517	35.1
SM490	5L	411	538	39.2
	5M	411	538	40.2
	5H	399	534	36.4
HT590	6L	597	709	28.2
	6M	609	710	29.6
	6H	605	712	29.1

Fig. 3 Relations between load ( $P$ ) and overall deflection ( $\delta$ )

端のジャッキを用いて正負交番繰返し載荷を行った。ただし、試験体 NB-R-4H は単調載荷である。

## 2.2 実験結果

荷重 ( $P$ ) - 変形 ( $\delta$ ) 関係の代表例を Fig. 3 に示す。また、実験により得られた全塑性耐力、最大耐力および最終破壊モードなどを Table 3 にまとめて示す。実験変数の影響を受け、試験体ごとに耐力、変形能力および破壊形式は異なっている。破壊形式については、概して以下に分類できる。

・ Type (a) : 梁フランジ母材で破断

破断したものはすべて Photo 1 に示すようにスカラップ底を通る破壊面を呈している。それら破壊面は、大きな変形能力を示したものと早期破断したものとであまり差はみられず、スカラップ底近傍のき裂が破壊の起点となっている。なお、Photo 1 の試験体の BFS-4L の場合、他の BFS タイプと異なり、裏当て金の組立溶接がスカラップ底と重なっており、これが非常に早い破壊の原因になったものと考えられる。

・ Type (b) : 梁フランジの局部座屈

このタイプで破断したスカラップ底に曲率  $R$  を設けた NB-R 試験体は、実験終了後の外観検査でも、梁フランジの溶接止端部およびスカラップ底にはき裂は認められなかった。しかし、同じ破壊タイプの試験体 BFS-4M ではスカラップ底にき裂が確認され



Photo 1 Fracture in weld access hole (BFS-4L)

ている。

## 3 結果の考察

### 3.1 梁端溶接接合部の全塑性および最大耐力

本報では森田らの耐力評価式を用いて箱形断面柱-H 形断面梁端溶接接合部の耐力について検討する。箱形断面柱-H 形断面梁端溶

Table 3 Test results in comparison with estimated strengths

Specimens			Test results					Results of analysis					
			$P_p$ (kN)	$P_m$ (kN)	$\eta_t$	$\mu_t$	Fracture mode	$P_p$ (kN)	$\frac{P_p}{P_p}$	$P_m$ (kN)	$\frac{P_m}{P_m}$	$P_p$ (kN)	$\frac{P_m}{P_p}$
SS400	BF-S-4L	P	638	778	1.53	2.87	—	707	0.90	1062	0.74	783	1.00
		N	545	781	1.81	3.19	Type (a)		0.77				
	BF-S-4M	P	711	1033	54.1	7.04	Type (b)	681	1.04	989	1.04	747	1.38
		N	693	1031	48.6	7.08	—		1.02				
	B-S-4L	P	754	1039	37.6	6.09	Type (a)	707	1.07	1062	0.99	783	1.34
		N	684	1049	36.9	6.63	—		0.97				
	B-S-4M	P	696	968	50.7	7.05	—	681	1.02	989	1.01	747	1.34
		N	684	1002	56.3	7.55	Type (a)		1.00				
	NB-R-4L	P	765	1053	46.3	6.53	Type (b)	707	1.08	1062	0.99	783	1.35
		N	742	1024	37.0	5.91	—		1.05				
	NB-R-4M	P	731	997	55.5	7.04	Type (b)	681	1.08	989	1.01	747	1.33
		N	719	978	38.8	6.34	—		1.06				
NB-R-4H	P	756	1017	17.7	16.8	Type (b)	703	1.08	998	1.02	776	1.31	
	N	—	—	—	—	—		—					
SM490	BF-S-5L	P	911	1206	9.63	3.89	Type (a)	906	1.01	1255	0.99	997	1.24
		N	905	1239	10.6	5.01	—		1.00				
	BF-S-5H	P	1093	1440	9.37	3.58	Type (a)	1089	1.00	1418	1.02	1209	1.20
		N	1014	1450	7.13	3.93	—		0.93				
	B-S-5L	P	868	1200	10.4	4.99	—	906	0.96	1255	0.97	997	1.23
		N	864	1216	13.4	4.75	Type (a)		0.95				
	B-S-5H	P	1110	1365	8.60	3.75	—	1089	1.02	1418	1.01	1209	1.18
		N	1050	1428	10.7	4.17	Type (a)		0.96				
	NB-S-5L	P	989	1306	24.6	4.49	—	906	1.09	1255	1.04	997	1.31
		N	941	1266	26.2	5.95	Type (a)		1.04				
	NB-R-5L	P	960	1356	28.2	4.30	—	906	1.06	1255	1.08	997	1.36
		N	931	1259	33.3	5.02	Type (a)		1.03				
NB-R-5M	P	1081	1484	29.0	5.21	Type (a)	1089	0.99	1424	1.04	1207	1.23	
	N	1066	1427	21.3	5.42	—		0.98					
NB-R-5H	P	1164	1499	15.5	4.11	Type (a)	1089	1.07	1418	1.06	1209	1.24	
	N	1116	1429	15.0	4.66	—		1.02					
HT590	B-S-6L	P	991	1243	9.60	4.64	—	988	1.00	1237	1.03	1081	1.21
		N	960	1276	12.6	5.60	Type (a)		0.97				
	B-S-6H	P	1081	1353	8.50	5.51	—	1055	1.02	1267	1.08	1148	1.22
		N	1020	1367	11.4	4.69	Type (a)		0.97				
	NB-S-6M	P	977	1211	9.10	4.54	—	1007	0.97	1237	1.01	1101	1.14
		N	910	1246	10.0	4.88	Type (a)		0.90				
	NB-R-6L	P	1021	1272	12.0	4.79	Type (b)	988	1.03	1237	1.05	1081	1.18
		N	950	1305	11.1	5.12	—		0.96				
	NB-R-6H	P	1112	1401	10.1	4.40	Type (b)	1055	1.05	1267	1.11	1148	1.22
		N	994	1343	7.10	5.18	—		0.94				

Type (a): Brittle tearing of beam flange, Type (b): Local buckling of beam flange  
 P: Positive loading, N: Negative loading

接合部では、柱フランジの面外曲げ剛性が低いため、梁の耐力は低下する。そこで、森田らは Fig. 4 (a) に示すように柱フランジに面外曲げ降伏域を考慮し、梁ウェブは部分的にのみ有効として評価している。この仮定より、柱フランジのなす仕事と梁ウェブのなす仕事が求められ、それらを等価させることにより、梁ウェブの降伏域xが決定できる。したがって、梁の応力分布は同図 (b), (c) に示す状態であるから、ここで求めたxを適用して全塑性曲げ耐力評価値  $P_p$ 、最大曲げ耐力評価値  $P_m$  を算定することができる。

各試験体の general yield point 法により求めた全塑性耐力の実験値  $P_p$  と森田らの式による全塑性曲げ耐力評価値  $P_p$  の比較および各試験体の最大耐力の実験値  $P_m$  と森田らの式による最大曲げ耐力評価値  $P_m$  の比較を Table 3 および Fig. 5, 6 に示す。なお、Fig. 5 および 6 の横軸には梁フランジ母材の降伏比 (YR) を採用している。また、Fig. 6 で括弧をつけた試験体は梁フランジの局部座屈で最大

耐力が決定している。ただし、BF-S-4L は裏当て金の組立溶接とスカロップ底の重なり部分より梁フランジ母材が早期に脆性的な破壊を起こしたため、本報で採用した general yield point 法では、梁端溶接接合部の全塑性耐力を低めに評価する。したがって、BF-S-4L の全塑性耐力に関しては考察の対象外とする。

試験体の全塑性耐力に関しては、Fig. 5 に示すように、実験値と評価値の比 ( $P_p/P_p$ ) は載荷方向 (正、負) の影響を受け、その平均値および変動係数は正載荷側で 1.03, 0.038, 負載荷側で 0.99, 0.045 および全体で 1.01, 0.047 となっている。負載荷側が正載荷側より小さい値を示すのは鋼材のパウシグナー効果の影響と考えられる。また、工法 NB-R は他の工法に比較して、正載荷側で僅かに大きな  $P_p/P_p$  値を示している。

各試験体の最大耐力に関しては、Fig. 6 に示すとおり、実験値と評価値の比 ( $P_m/P_m$ ) は局部座屈した試験体と BF-S-4L を除き、梁

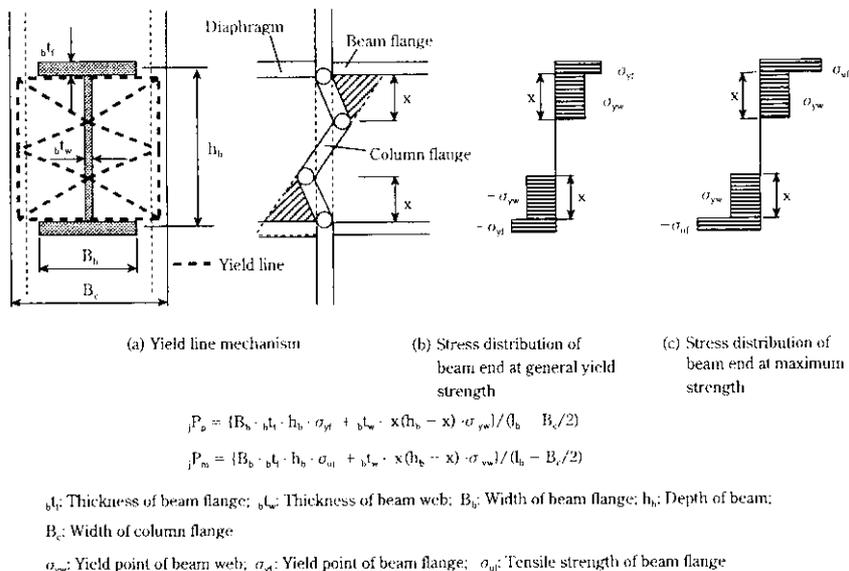


Fig. 4 Yield line mechanism

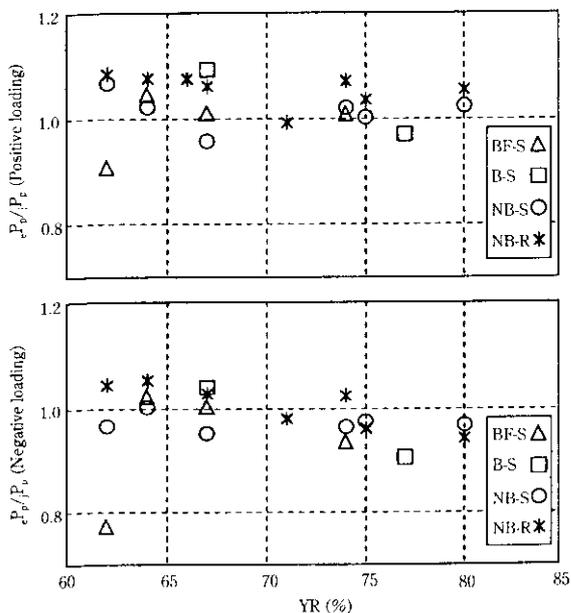


Fig. 5 Comparison between analytical and experimental general yield strengths

端フランジが破断した試験体に限ると 0.97~1.08 の範囲に収まり、平均値は 1.03、変動係数は 0.033 となっており、森田らの最大曲げ耐力評価式の評価値は大局的にはほぼ妥当なものと考えられる。なお、同図中括弧で示す局部座屈で終了した試験体についても、実験値と評価値の比は 0.99 以上となっている。これは、梁フランジの幅厚比が 5.3 (HT590 試験体では 6.3) と小さいため、局部座屈時に圧縮フランジ応力が引張強度にほぼ達している結果、森田らの最大曲げ耐力評価式で十分評価可能となったものである。ただし、 $P_m/P_m$  の値はスカラップ工法の影響を受け、工法 NB-R が他の工法に比較して、その値が僅かに大きくなる傾向を示す。

また、BF-S4L だけが  $P_m/P_m = 0.74$  と極端に、梁端溶接接合部の最大耐力が低下している。この原因としては以下の項目が考えら

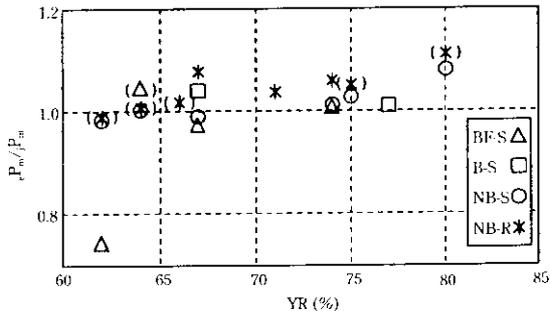


Fig. 6 Comparison between analytical and experimental maximum strengths

れる。

- (1) 梁フランジ母材の衝撃靱性値が  $J_E = 22\text{J}$  と低い。
- (2) 工法BF-Sの試験体のうちでBF-S4Lだけがスカラップ底と裏当て金の組立溶接とが重なっており、破壊はこの部分から発生している。このことは、組立溶接ビードとスカラップ底の間の急激な断面の変化から生じた大きなひずみ集中が破壊の原因となることを示唆している。

ここで、梁フランジの衝撃靱性値が BF-S4L と同じ  $J_E = 22\text{J}$  である B-S4L と NB-R4L の  $P_m/P_m$  はともに 0.99 であること、また、スカラップ底に曲率  $R$  を設け、裏当て金の無い NB-R4L は梁フランジの局部座屈で実験が終了していることを考慮すれば、BF-S4L の梁端溶接接合部の早期破壊の原因を (1) だけに帰すことはできず、むしろ原因 (1) と (2) が重なりあっていると考えられる。ただし、原因 (1) と (2) のいずれが主要なものであるかは本実験結果のみからは断定できない。

梁材端で梁全断面の全塑性モーメントが発揮される時の耐力を  $P_p$  とし、梁端溶接接合部の耐力上昇率 ( $P_m/P_p$ ) と実験変数の関係を Table 3 および Fig. 7 に示す。なお、Fig. 7 の横軸には梁フランジ母材の降伏比 (YR) を採用している。同図に見られるように、工法 B-S および NB-R では、耐力上昇率は YR が大きくなると低下す

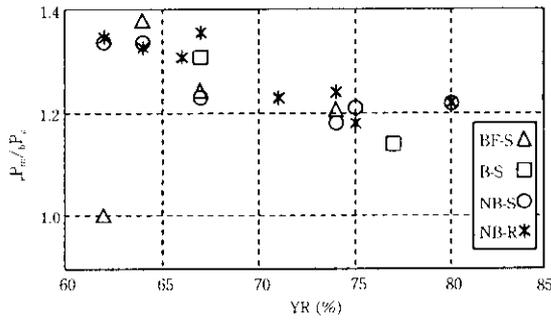


Fig. 7 Ratio of maximum strength over full-plastic strength

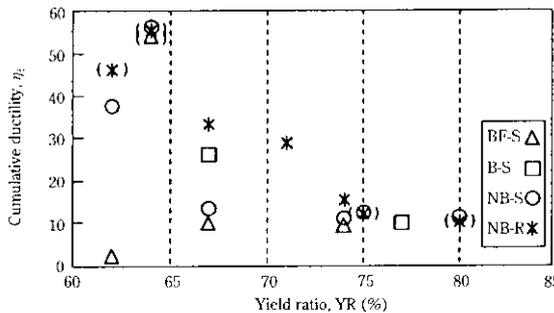


Fig. 8 Cumulative ductility,  $\eta_t$ -yield ratio of beam flange, YR

る傾向を示す。また、耐力上昇率はスカラップ工法の影響を受け、工法 NB-R は他の工法に比較して僅かに大きくなる傾向を示す。なお、耐力上昇率は BF-S-4L の 1.00 を除けば各試験体とも 1.14 以上となっている。

### 3.2 塑性変形能力に及ぼす実験変数の影響

各試験体の梁端溶接接合部を含む梁の塑性変形能力を比較検討する尺度として以下の指標を取り上げる<sup>9)</sup>。

(1) 累積塑性変形倍率,  $\eta_t$

定義は次式による。

$$\eta_t = W_t / (Q_p \cdot \delta_p)$$

ただし、 $W_t$  は正または負荷重側の吸収エネルギーの総和、 $\delta_p$  は  $Q_p$  に対応する弾性変形量の計算値である。

(2) 平均塑性率,  $\mu_t$

定義は次式による。

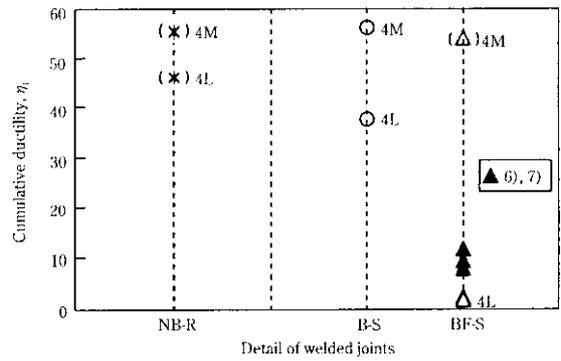
$$\mu_t = \Sigma \delta / (N_t \cdot \delta_p)$$

ただし、 $\delta$  は正または負側の各サイクルの変形量、 $N_t$  は破断までのサイクル数である。

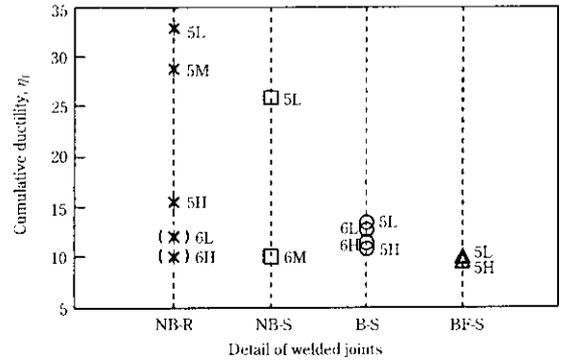
各試験体の破壊した側の累積塑性変形倍率  $\eta_t$  と実験変数の関係を Fig. 8, 9 に示す。なお、同図中に括弧を付けた試験体は梁フランジの局部座屈で最大耐力が決定している。

Fig. 8 より、工法 NBS, NB-R では梁フランジ母材の降伏比 (YR) が大きくなるに従い、 $\eta_t$  が減少する傾向を示す。工法 B-S では、 $YR \leq 0.64$  で  $\eta_t$  が 37.6, 56.3 と大きな値を示し、 $YR > 0.67$  では、 $10.6 \leq \eta_t \leq 14.3$  と、YR に依存していない。また、工法 BF-S では YR と  $\eta_t$  の間に明確な関係は認められない。

Fig. 9 (a) および (b) に  $\eta_t$  とスカラップ工法の関係を示す。Fig. 9 (a) は梁の鋼材規格が SS400 の場合で、工法 BF-S には文献<sup>6)7)</sup>の実験結果も併せて示してある。この図より、工法 B-S および NB-R で



(a)  $\eta_t$ -detail of welded joints (SS400)



(b)  $\eta_t$ -detail of welded joints (SM490)

Fig. 9 Cumulative ductility,  $\eta_t$ -detail of welded joints

は、梁フランジ母材の衝撃靱性値の大小によらず、 $\eta_t$  は大きな値を示している。しかし、工法 BF-S では、梁フランジ母材の衝撃靱性値が  $E_0 = 22J$  と小さく、スカラップ底と裏当て金の組立溶接が重なっている BF-S-4L の  $\eta_t$  が 1.81 と極端に小さな値を示すのに対して、梁フランジ母材の衝撃靱性値が  $E_0 = 124J$  と大きく、スカラップ底と裏当て金の組立溶接の間に約 6mm 程度の間隔のある BF-S-4M では  $\eta_t$  が 54.1 と大きな値を示すことは注目値する。なお、文献<sup>6)</sup>の試験体は、梁フランジ母材の衝撃靱性値が  $E_0 \leq 40J$  でスカラップ底と裏当て金の組立溶接が重なっていたために  $\eta_t \leq 7.61$  と比較的小きな値を示している。また、文献<sup>7)</sup>の試験体では、裏当て金の組立溶接がスカラップ底と重なる場合、 $E_0 = 180J$  でも  $\eta_t \leq 8.60$  と比較的小さい値となっており、梁フランジ母材の衝撃靱性値の大小の影響は明瞭に現れていない。

Fig. 9 (b) より、梁の鋼材規格が SM490 の場合は、梁フランジ母材の降伏比に着目すれば、 $\eta_t$  は工法 BF-S, B-S, NBS, NB-R の順に大きくなっている。ただし、工法 BF-S の試験体においても  $\eta_t \geq 9.3$  となっている。この事実は、SM490 の梁フランジ母材の衝撃靱性値が各試験体とも、 $E_0 \geq 132J$  と大きいこととスカラップ底と裏当て金の組立溶接の間に 5~10mm 程度の間隔があることによると考えられる。

なお、HT590 の場合では工法 B-S と NBS では  $\eta_t$  に差異が認められず、 $\eta_t \geq 10.4$  と比較的大きな累積塑性変形倍率を示している。

試験体の  $\eta_t$  と  $\mu_t$  の関係を Fig. 10 に示す。同図より、工法 BF-S の各試験体を除いて、鋼種の別でみれば、塑性変形能力は HT590, SM490, SS400 の順に大きくなる傾向を示し、また、各試験体とも、 $\mu_t \geq 4.0$  かつ  $\eta_t \geq 10.0$  と十分な塑性変形能力を有している。工法 BF-S では例外 (BF-S-4M) は認められるが、他の工法に比較して、梁端溶接接合部の塑性変形能力が劣化するとと言える。

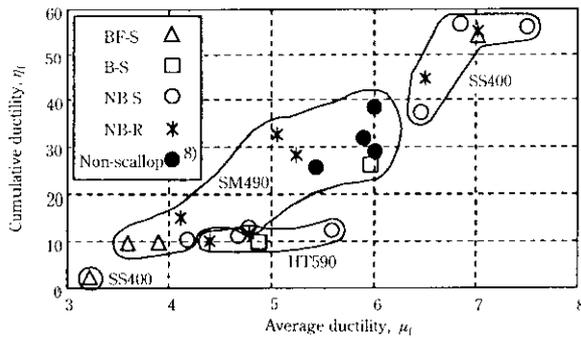


Fig. 10 Cumulative ductility,  $\eta_1$  versus average ductility,  $\mu_1$

### 3.3 梁端スカラップ回りの設計ディテールへの提言

梁端溶接接合部のスカラップ工法は 3.1 節および 3.2 節に述べたとおり、梁端接合部の最大耐力および塑性変形能力に影響を及ぼすことが判明した。ここでは、3.1 節および 3.2 節で得られた成果をもとに梁スカラップ回りの設計ディテールの留意事項について提言する。

- (1) 梁スカラップ位置近傍では裏当て金の組立溶接を避ける。工法 BF-S に見られるように、ひずみ集中に起因して早期破壊を生じる傾向にあり、とくに本実験では、梁フランジ母材の衝撃靱性値が小さく、スカラップ底と裏当て金の組立溶接が重なる場合、他の工法に比較して梁端溶接接合部の最大耐力と塑性変形能力が大きく低下した。
- (2) 梁フランジの応力集中を緩和できるスカラップ形状とする。工法 NB-R が NB-S および B-S に比較して梁端溶接接合部の最大耐力および塑性変形能力に優れている。この理由として、工法 NB-R の梁フランジ側に設けたスカラップ底における曲率  $R$  ( $= 10 \text{ mm}$ ) が、梁フランジのひずみ集中を緩和させることによると考えられるからである。なお、Fig. 10 にノンスカラップ工法による実験データをプロットしたが、工法 NB-R の  $\eta_1$ ,  $\mu_1$  はノンスカラップ工法のそれと同程度の性能を有していることがわかる。

以上は比較的限られた実験結果をもとに得られた成果であり、今後さらに梁端スカラップ回りの設計ディテールの確立に向けた実験資料の蓄積が必要である。なお、本報では、梁端スカラップ回りのひずみ状態およびスカラップ底からの梁フランジの脆性的な破壊に対する理論的な検討は行われていない。これに関しては今後の研究課題である。

### 4 おわりに

梁端溶接接合部の耐力および変形能力に及ぼすスカラップの影響を調査するため、スカラップ周辺の幾何学的条件および鋼材の機械的性質を実験変数とした柱梁接合部の正負交番繰返し載荷実験を行い、以下の結論を得た。

- (1) スカラップ底に R 部を設けた場合に、ひずみ集中が緩和され、梁端接合部の耐力と塑性変形能力が向上する。
- (2) 裏当て金を使用する接合工法では、組立溶接がスカラップ底のひずみ集中を増大させる結果、耐力と変形能力を劣化させることが考えられる。とくに、組立溶接がスカラップ底と重なった試験体は極めて早期に梁フランジが破断する現象が本実験では観察された。
- (3) 鋼材の降伏比は、スカラップ底に曲率  $R$  が付く場合および裏当て金無しなどの、ひずみ集中を緩和した工法において、変形能力との間に相関性がみられ、YR が低いほど変形能力が大きくなる。
- (4) 材料の衝撃靱性値が高い梁端接合部では、衝撃値と変形能力との間の相関性はみられない。一方、衝撃値が低く、裏当て金の組立溶接がスカラップ底に重なった試験体において、早期破壊が観察された。この原因として、低衝撃値と組立溶接のどちらが支配的であるかは、今後さらに検討を進める必要がある。
- (5) 梁端スカラップ回りの設計ディテールに関する提言を行った。

本研究の実施に際しては、千葉大学工学部建築学科森田耕次教授ならびに小山工業高等専門学校建築学科山本昇教授により終始親切なご指導を頂いた。ここに深甚の謝意を表します。

### 参考文献

- 1) 金多 潔, 甲津功夫, 福井茂和:「大振幅の繰返しを受ける梁端部の挙動に関する実験的研究」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (1981)9, 1881-1882
- 2) 坂本真一, 金谷 弘, 田淵基嗣:「鋼管柱・梁溶接接合部の力学的性状に与える接合部詳細の影響」, 建築学会大会学術講演梗概集, (1986)8, 969-970
- 3) 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会:「1995 年兵庫県南部地震・鉄骨造建物被害調査報告書」, (1995)5
- 4) 森田耕次, 江波戸和正, 舟橋明之, 小南忠義, 里見孝之:「箱形断面柱のかど溶接を部分溶け込み溶接とした柱はり接合部の力学的挙動に関する研究」, 日本建築学会構造系論文報告集, 397(1989)3, 48-59
- 5) 鈴木孝彦, 桑村 仁:「低YR高張力鋼はり端溶接継手の耐震性能」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (1990)10, 1597-1598
- 6) 田淵基嗣, 金谷 弘, 園田隆一:「鋼管柱・はり接合部の力学性状に与える接合部詳細の影響」, (その 8), 日本建築学会大会学術講演梗概集, (1992)8, 1539-1540
- 7) 石井 匠, 山本 昇:「圧延 H 形鋼はり材端溶接施工法の塑性変形能力におよぼす影響」, 材料とプロセス, 6(1993), 10
- 8) 真喜志卓, 筒井茂行, 上森 博, 山本 昇, 石井 匠, 藤澤一善:「ノンスカラップ梁端溶接接合部の変形能力に関する実験」, 日本建築学会大会学術講演梗概集, (1993)9, 1257-1260