

ビルトH梁を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究

その1 梁端ディテールと素材試験

正会員 ○岸耕左*1 同 中込忠男*2
同 河本龍一*3 同 金子洋文*4
同 的場耕*5 同 堀場亮佑*6
同 金崎信太郎*7

現場ノンスカラップ 柱梁溶接接合部 衝撃試験
破壊靱性 サブマージアーク溶接

1. 序

現場型柱梁溶接接合部の変形能力を向上するために様々な梁端ディテールが考案された¹⁾。また、サブマージアーク溶接(以下 SAW)で組み立てられた溶接組立 H 形断面梁(以下ビルト H 梁)を用いた柱梁溶接接合部が、早期に破断することが指摘されている²⁾。

本研究は、ビルト H 梁の SAW 部における破壊靱性及び未溶着部が、現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力及び影響を明らかにすることを目的とし、疑似ノンスカラップ工法を適用した実大柱梁溶接接合部実験を行った。

2. 実験概要

2.1 実験パラメータ

表 1 に実験パラメータを示す。試験体名の L は SAW 部の靱性値が低い低靱性試験体、H は靱性値が高い高靱性試験体を表している。未溶着長さについては 2.2.1 に後述する。試験体は、図 1 に示すように柱梁溶接接合部をモデル化した実大ト形試験体である。柱部材には角形鋼管柱 ϕ -400 \times 400 \times 25 (BCP325) を、梁部材にはビルト H 梁 BH-600 \times 250 \times 16 \times 28 (SN490B) を用いた。梁ウェブと柱の接合形式は、シアプレートによる高力ボルト摩擦接合とし、ボルトは M22 のトルシア形高力ボルトを用いた。表 2 には鋼材のミルシートによる機械的性質と化学成分を示す。

試験体の接合部ディテールについて、図 2.1 の在来ディテールは、JASS6 で推奨される $r=35\text{mm}$ と $r=10\text{mm}$ の複合円型のスカラップ形状とした。図 2.2 のフィレット残しディテールは、在来ディテールのスカラップに対して、フィレット高さを 5mm 残して複合円型のスカラップ部を設けた改良スカラップ工法のディテールとした。図 2.3 の鋼片挿入ディテールは、鋼片をスカラップ部に挿入し、鋼片と梁フランジ及びウェブを隅肉溶接にて接合する疑似ノンスカラップ工法のディテールである。図 2.4 のミニスカラップ埋戻しディテールは、在来ディテールのスカラップ形状に対して高さ 13mm、 $r=6.5\text{mm}$ のミニスカラップを設け、充填溶接することでミニスカラップ部を埋める疑似ノンスカラップ工法とした。

2.2. 試験体の溶接施工条件

2.2.1 ビルトH梁のサブマージアーク溶接

SAW 部における溶接施工条件を表 3 に示す。サブマージアーク溶接の溶け込み量によって生じる未溶着長さが

表 1 実験パラメータ

試験体	梁端ディテール	SAW 部の靱性値 目標値(実験値)、E ₀ (J)	未溶着長さ(mm)
a) L BS	在来	20 (31)	4.9
b) H BS		60 (76)	3.5
c) L BS P	鋼片挿入	20 (23)	4.3
d) H BS P		60 (80)	4
e) L BM	埋戻し	20 (28)	5.9
f) H BM		60 (76)	5
g) L BF 5	フィレット	20 (18)	3.4
h) H BF 5	残し	60 (67)	5.5

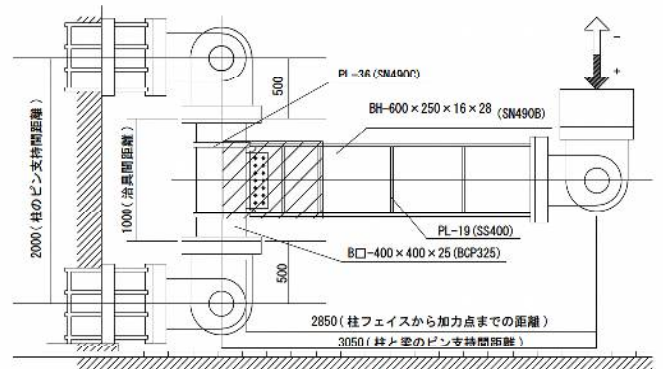


図 1 試験体及び加力方法

表 2 ミルシートによる機械的性質と化学成分

鋼材/部材		引張試験											
		σ_y	σ_u	Y.R.	ϵ_u								
		(N/mm ²)		(%)									
BCP325	柱	380	523	73	26								
SN490B	梁フランジ	416	546	76	27								
	梁ウェブ	385	538	72	27								
鋼材		化学成分 (%)											
		C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V	ccq	PCM
		×100		×1000		×1000				×100			
フランジ		17	32	133	19	5		2	3	1	0	41	
ウェブ		17	30	130	17	3		2	2	1	0	41	

σ_y :降伏点 σ_u :引張強さ Y.R.:降伏比 ϵ_u :伸び

表 3 ビルトH梁のサブマージアーク溶接

試験体	溶接ワイヤ/ フラックス	入熱量	電流	電圧	速度
		(kJ/cm)	(A)	(V)	(cm/min)
低靱性 試験体	Y-D/ YF-800	≤50	850	32	65
高靱性 試験体	KW-55/ KB-55U	≤61	970	30	60

ビルト H 梁の早期破断に影響を及ぼすとの指摘²⁾もあるので、SAW 部における未溶着長さは $a=4\text{mm}$ を目標とし溶接を行い、実寸法値は表 1 に示す。

2.2.2 柱梁接合部の完全溶け込み溶接

表 4 に梁フランジと通しダイアフラムを接合する完全溶け込み溶接の溶接条件を示す。溶接ワイヤ KC-55G (YGW18、 $\phi 14\text{mm}$) を用いて現場のように柱をたてた状態で下向き姿勢で行い、溶接入熱量 40kJ/cm 以下、パス間温度 350°C 以下で管理した。上下フランジともに下フランジのディテールとして内開先を取り、板厚 $t=36\text{mm}$ の通しダイアフラム (SN490C) との完全溶け込み溶接とした。また、開先角度 35° 、ルート間隔 $7.0\pm 0.1\text{mm}$ で統一した。

2.2.3 梁端ディテール

梁端ディテールの溶接パス数について、鋼片挿入は図 2.3 にしめすように合計 10 パスで、ミニスカラップ埋め戻しはミニスカラップ部片側を 9 パスで溶接し、ウェブ反対方向は 6 パスで溶接した。

2.3. 素材試験

実大実験に用いた試験体と同一ロットで製作した供試材について、ビルト H 梁のフランジ母材 (BM 部) と SAW 部、フランジ完全溶け込み溶接部の溶接金属部 (WM 部) と熱影響部 (HAZ 部) から試験片を採取し、引張試験とシャルピー衝撃試験を行った。図 3 に引張試験片採取図を示す。試験片形状は平行部を $\phi = 6\text{mm}$ とした。表 5 には引張試験結果を示す。SAW 部について、高靱性は低靱性より高い値となった。SAW 部における衝撃試験片は、図 4 に示すように溶接線方向と溶接線直交方向の 2 方向から試験片を採取した。表 6 に 0°C におけるシャルピー衝撃試験結果を示す。なお、採取方向、溶接手順による靱性値の違いは見られなかったため平均値で表記した。SAW 部の値は完全溶け込み溶接部の値と比べ低い結果となった。

2.4. 载荷計画

载荷計画について、柱の上下端をピン支持として固定し、梁自由端にピン治具を介してアクチュエータを取り付けた。载荷計画はアクチュエータによる変位制御として、スカラップの断面欠損部を無視した梁端部の全塑性耐力 P_p 時における弾性変形量 δ_p を基準に 0.5、2、4、6、8 倍と漸増させる正負交番繰返し载荷とし、 $0.5\delta_p$ を 1 サイクル、それ以降の各振幅を 2 サイクルずつ $8\delta_p$ まで正負に繰返し载荷した後、図 1 のプラス方向にアクチュエータのストローク限界まで载荷する計画とした。载荷時の変位速度は 0.2mm/sec とした。

3. まとめ

試験体パラメータ、梁端接合部のディテール、溶接施工条件、素材試験結果及び载荷計画を示した。

※参考文献についてはその 3 にまとめて示す。

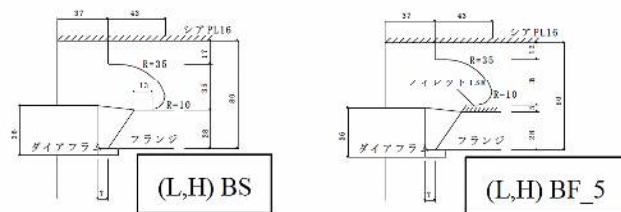


図 2.1 在来ディテール

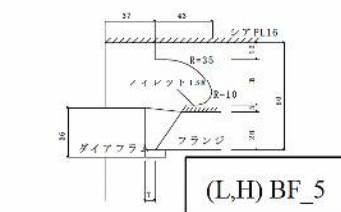


図 2.2 フィレット残しディテール

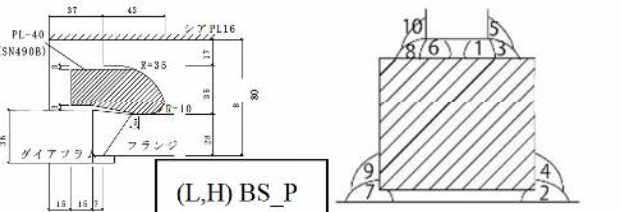


図 2.3 鋼片挿入ディテール

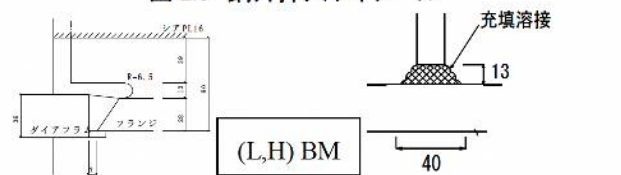


図 2.4 ミニスカラップ埋戻しディテール

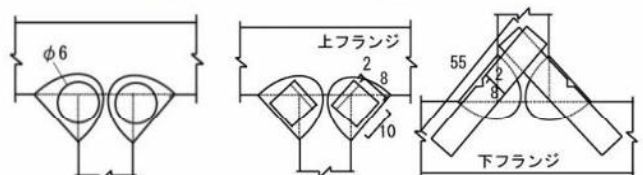


図 3 丸棒引張試験図

図 4 シャルピー衝撃試験採取図

表 4 柱梁接合部の完全溶け込み溶接における溶接条件

溶接ワイヤ/ フラックス	入熱量	電流	電圧	速度
	(kJ/cm)	(A)	(V)	(cm/min)
KC-55/YGW18	22	327	36	39

表 5 引張試験結果

試験片		σ_v	σ_u	Y.R.	ϵ_n
		(N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(%)
SAW 部	低靱性	506	610	83	21.6
	高靱性	557	625	89	23.5
完全溶け込み溶接部	BM	376	542	69	18
	WM	513	621	83	12

表 6 衝撃試験結果一覧

試験片		T_{re}	T_{rs}	vE_0	vE_{shelf}	vB_0
		($^\circ\text{C}$)	($^\circ\text{C}$)	(J)	(J)	(%)
SAW 部	低靱性	41	57	25	167	92
	高靱性	1.0	15	75	140	68
完全溶け込み溶接部	BM	-48	-32	249	263	9
	WM	-46	-19	159	160	24
	HAZ	-71	-67	283	284	0.10

T_{re} : エネルギー遷移温度 T_{rs} : 破面遷移温度

vE_0 : 0°C 吸収エネルギー

vE_{shelf} : 上部棚吸収エネルギー vB_0 : 0°C 脆性破面率

*1 信州大学 大学院 *2 信州大学 名誉教授(工博)
 *3 (株)カワモト *4 信州大学 教授(工博)
 *5 角藤 博士(工学) *6 (株)JFE スチール (元信州大学 大学院)
 *7 (株)戸田建設 (元信州大学 大学院)

*1 Shinshu Univ. *2 Shinshu Univ. Prof.emeritus, Dr.Eng.
 *3 Kawamoto Corp. *4 Shinshu Univ. Prof., Dr.Eng.
 *5 Kakuto Corp., Dr.Eng. *6 JFE Steel Corp.
 *7 Toda Corp.

ビルトH梁を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究

その2 実大実験による荷重-変形関係及び破壊性状

正会員	○金崎信太郎*1	同	中込忠男*2
	河本龍一*3	同	金子洋文*4
	的場耕*5	同	堀場亮佑*6
	岸耕左*7		

現場ノンスラップ	柱梁溶接接合部	破壊性状
歪分布	荷重-変形関係	

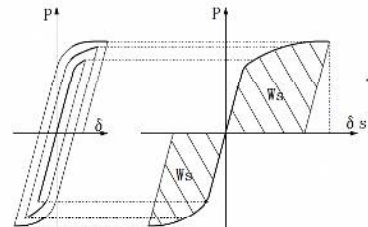


図1 スケルトン曲線概要

1. はじめに

その2では各試験体の荷重-変形関係、破壊性状及び歪分布に関して述べる。

2. 実験結果

2.1 荷重-変形関係

本研究では、スケルトン曲線を用いて柱梁溶接接合部の変形能力を評価した。スケルトン曲線は、図1に示すように、繰り返し载荷による曲線を、単調载荷された曲線に変換したものであり、地震力等の繰り返し負荷を受ける鋼材の変形能力を評価する指標として用いられる。

図2に繰り返し载荷による荷重-変形関係とスケルトン曲線を示す。図2の▼は、繰り返し载荷による破断位置を示す。実験を通じて、早期に破壊した試験体は、在来ディテールのL_BS試験体(図2 a))とH_BS試験体(図2 b))であり、それぞれ $4c_{\delta p}$ で破壊した。L_BS、H_BS試験体を除く全ての試験体は、 $6c_{\delta p}$ 以上まで载荷することができ、安定した履歴を示した。最も遅く破断した試験体は、鋼片挿入ディテールで高靱性のH_BS_P試験体(図2 d))であり、 $8c_{\delta p}$ 回目の载荷時における破断であった。次に、実験結果より耐力上昇率 α を算出し、各試験体における耐力を評価した。表1に各試験体の耐力上昇率 α をまとめたものを示す。 α は全体で1.05~1.25となった。破断側の α を評価すると、L_BS、H_BS、L_BF_5試験体でそれぞれ1.05、1.19、1.19となり、1.2を下回る結果となった。その他の試験体について、低靱性試験体で1.20~1.21、高靱性試験体で1.23~1.25となり、梁端ディテールによる違いは見られず、高靱性試験体の最大耐力は大きくなった。また、累積塑性変形倍率 η_s についてはその3に後述する。

2.2 破壊タイプ

破断後の試験体について観察を行い、破壊性状を以下の4タイプに分類した。各試験体における破壊性状を写真1にType順で示す。表2には破壊性状をまとめて示す。

- Type E-1: 梁フランジとスチールエンドタブのスリット部を起点として延性き裂が進展し、フランジ母材が溶接線に沿って脆性破壊
- Type E-2: 柱とウェブの隙間を起点とした延性き裂が充填溶接に沿って進展して、別にエンドタブ側からも延性き裂が発生しそこを起点として脆性破壊
- Type S: SAW部に延性き裂が進展し、その延性き裂先端を起点としてフランジ母材が脆性破壊

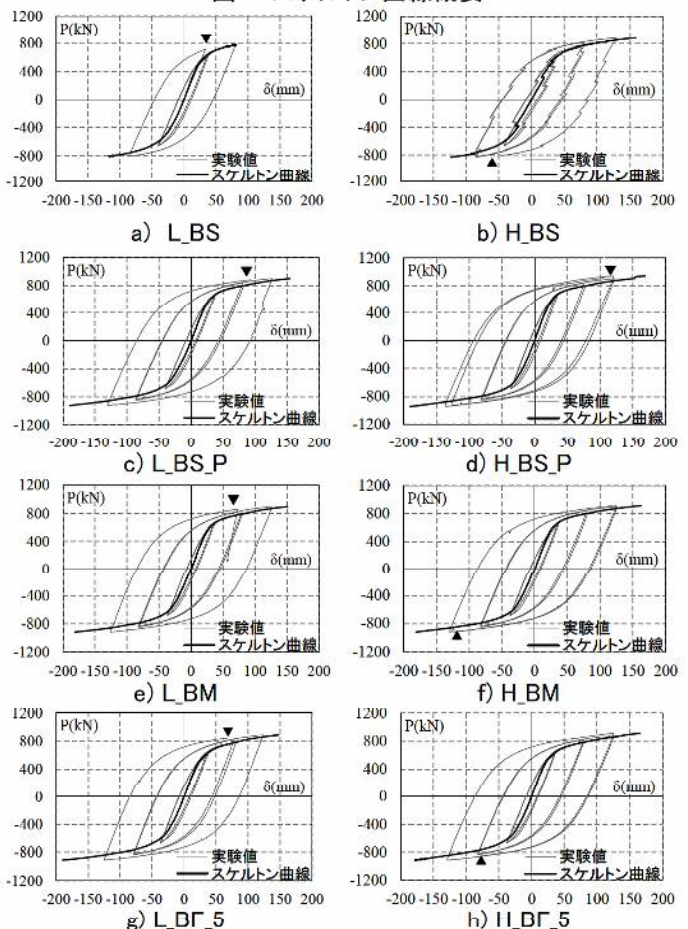


図2 荷重-変形関係とスケルトン曲線

表1 各試験体の耐力上昇率 α

試験体	α		試験体	α	
	+	-		+	-
L_BS	1.05	1.09	H_BS	1.19	1.11
L_BF_5	1.19	1.22	H_BF_5	1.23	1.23
L_BS_P	1.21	1.24	H_BS_P	1.23	1.25
L_BM	1.20	1.23	H_BM	1.23	1.24

Type S': Type S のような延性き裂がみられず、SAW 部から脆性破壊

表 2. 破壊タイプ一覧

破壊性状	試験体
Type E-1	d) H_BS_P
Type E-2	f) H_BM
Type S	b) H_BS, c) L_BS_P, e) L_BM, h) H_BF_5
Type S'	a) L_BS, g) L_BF_5

2.3 歪性状及び破壊性状

図 3 に本研究における歪計測位置を示す。ダイヤフラム端から 35mm 離れた梁端フランジの内外面で歪を計測し、フランジ幅方向での歪分布とその推移を比較した。次に、図 4 に $4\delta_p$ 時点の低靱性試験体における歪分布を示す。図 5 には $4\delta_p$ 時点の高靱性試験体における歪分布を示す。在来ディテールは、フランジ幅に対して中央部が凸の歪分布を示し、スカラップ底に歪が集中した。H_BS 試験体は、未溶着部先端から延性き裂の進展を伴う Type S の破壊性状を示した。L_BS 試験体は、未溶着部先端の低靱性 SAW 部を起点として Type S' の破壊となり、全試験体の中で最も早期に破断した。フィレット残しディテールについては、フランジ中央部で凹の歪分布を示し、在来ディテールのスカラップ底の応力集中が緩和された。H_BF_5 と L_BF_5 試験体は、それぞれ梁の塑性化に伴い、未溶着部先端から延性き裂が進展する Type S と、脆性破壊する Type S' の破壊性状を示した。鋼片挿入ディテールは、フランジ中央部が凹の歪分布を示し、フランジ幅全長にわたって歪が低減された。H_BS_P 試験体は、凹状の歪分布が特に顕著であり、SAW 部を起点とした脆性破壊が防止され、Type E-1 の破壊に移行した。一方、L_BS_P 試験体は、梁の塑性化に伴い、未溶着部先端からわずかに延性き裂が進展したのち、き裂先端を起点として脆性破壊した (Type S)。ミニスカラップ埋戻しディテールは、フランジ中央部が凹の歪分布を示し、フランジ幅全長で歪が低減された。新たに柱とウェブの隙間が充填溶接のボルトに沿って延性き裂が進展した。H_BM 試験体は、柱とウェブの隙間を起点とした延性き裂が充填溶接に沿って進展して、別にエンドタブ側からも延性き裂が発生しそこを起点として脆性破壊した。(Type E-2)。L_BM 試験体は、充填溶接部に沿って進展した延性き裂先端を起点として SAW 部が脆性破壊した (Type S)。

3. まとめ

1. 実大実験結果より、在来ディテールの L_BS 試験体と H_BS 試験体は他の試験体と比べ早期に破断した。
2. SAW 部の靱性が低い試験体は変形能力が小さく、SAW 部を起点とした脆性破壊が発生した。

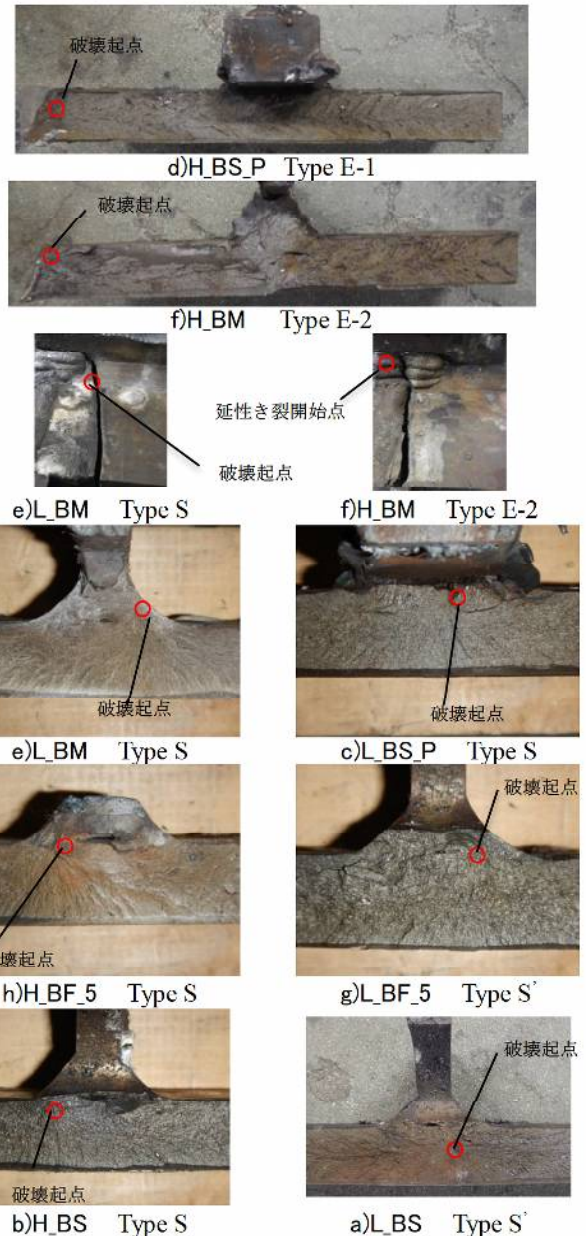


写真 1 破壊性状一覧



図 3 歪計測位置

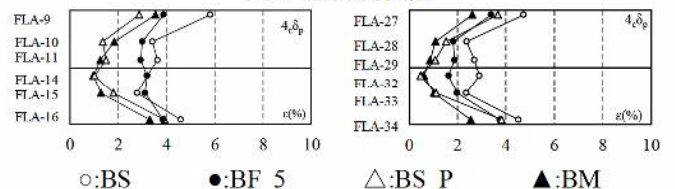


図 4 低靱性試験体歪分布 図 5 高靱性試験体歪分布

*1 信州大学 大学院 *2 信州大学 名誉教授(工博)
 *3 (株)カワモト *4 信州大学 教授(工博)
 *5 角藤 博士(工学) *6 (株)JFE スチール (元信州大学 大学院)
 *7 (株)戸田建設 (元信州大学 大学院)

*1 Shinshu Univ. *2 Shinshu Univ. Prof.emeritus, Dr.Eng.
 *3 Kawamoto Corp. *4 Shinshu Univ. Prof., Dr.Eng.
 *5 Kakuto Corp., Dr.Eng. *6 JFE Steel Corp.
 *7 Toda Corp.

ビルトH梁を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究

その3 変形性能及び破壊靱性の考察

正会員 ○堀場亮佑*1 同 中込忠男*2
同 河本龍一*3 同 金子洋文*4
同 的場耕*5 同 金崎信太郎*6
同 岸耕左*7

現場ノンスカラップ 変形性能 最大耐力
累積塑性変形 サブマージアーク溶接

1.はじめに

その3ではその2に引き続き、実大実験結果及び考察を述べる。

2. 変形性能

表1に実大実験結果一覧を示す。なお、表について破断した側を着色した。スケルトン曲線による吸収エネルギー W_s から算出した累積塑性変形倍率 η_s を変形能力の評価指標として用いた。また、全塑性耐力 cP_p に対する最大耐力 eP_{max} の比として耐力上昇率 α を算出した。

累積塑性変形倍率 η_s を算出し、各試験体における変形能力を評価した。全体の η_s は 1.9~6.6 となり、破壊靱性によって大きく差が表れた。早期に破断した L_BS、H_BS がそれぞれ 1.9、4.7 であり、低い変形能力を示した。低靱性試験体で 1.9~5.3 と最大で 2.8 倍の差を示したが、高靱性試験体では 4.7~6.6 と 1.4 倍程度の差となった。このことから、在来工法に対して疑似ノンスカラップ工法及び改良スカラップ工法を適用することにより変形能力が向上するが、特に低靱性試験体の変形能力が向上した。

3. 考察

本節では、柱梁溶接接合部の変形能力に影響を及ぼす要因について検討を行う。変形性能の評価基準として、以下の構造特性係数 D_s と塑性率 μ との関係式(1)

$$D_s = \frac{1}{\sqrt{2\mu - 1}} \dots (1)$$

から $D_s=0.25^{3)}$ と 0.4 に相当する η_s を算出した。

3.1. SAW 部の破壊靱性による影響

SAW 部の破壊靱性が柱梁溶接接合の変形能力に及ぼす影響を考察する。図1に本研究における累積塑性変形倍率 η_s をまとめた。図2には破断した側の累積塑性変形倍率と耐力上昇率 α の関係を示す。図2に示す在来ディテールについて、低靱性の L_BS 試験体は、 $\eta_s=1.9$ 、 $\alpha=1.05$ であり、全試験体の中で最も低い変形能力を示した。一方、高靱性の H_BS 試験体は、 $\eta_s=4.7$ 、 $\alpha=1.11$ であり、L_BS 試験体に対して耐力・変形能力が向上した。その2で述べた両試験体の破壊起点及び性状より、L_BS 試験体は、スカラップ底の未溶着部先端からわずかに延性き裂が進展し、き裂先端の SAW 部を起点として脆性破壊したことが早期破断の要因であると考えられる。一方、耐力・変形能力が高い H_BS 試験体の破壊起点は、スカラップ底の未溶着

表1 実験結果一覧

試験体名	加力方向	eP_{max} (kN)	$e\delta_{max}$ (mm)	δ_{smax} (mm)	W_s (kN・mm)	α	η_s
L_BS	+	780	80.76	81.88	33814	1.05	1.9
	-	-811	-86.46	-117.50	542071	1.09	3.1
H_BS	+	883	128.20	159.05	104736	1.19	5.9
	-	-828	-85.33	-122.95	83036	1.11	4.7
L_BF_5	+	887	123.39	147.65	85011	1.19	4.8
	-	-909	-125.21	-190.04	116641	1.22	6.6
H_BF_5	+	914	125.82	165.19	103228	1.23	5.9
	-	-913	-128.98	-178.31	111434	1.23	6.3
L_BS_P	+	844	127.09	154.99	93286	1.21	5.3
	-	861	-130.61	-189.73	116348	1.24	6.6
H_BS_P	+	960	124.95	162.58	101748	1.23	5.8
	-	959	-126.87	-176.56	112589	1.25	6.4
L_BM	+	896	126.56	151.25	89855	1.20	5.1
	-	-918	-125.98	-181.76	112744	1.23	6.4
H_BM	+	915	126.10	162.58	104433	1.23	5.9
	-	-923	-129.89	-181.55	116531	1.24	6.6

eP_{max} : 最大耐力 (実験値) $e\delta_{max}$: 最大変位 (実験値)
 $c\delta_{max}$: 最大変位 (スケルトン曲線) α : 耐力上昇率 ($=eP_{max}/cP_p$)
 W_s : 吸収エネルギー (スケルトン曲線)
 η_s : 累積塑性変形倍率 ($=W_s/(cP_p \times c\delta_p)$)

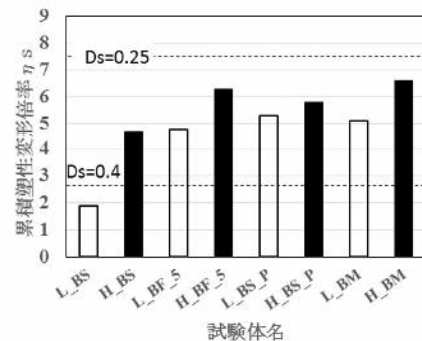


図1 累積塑性変形倍率 η_s

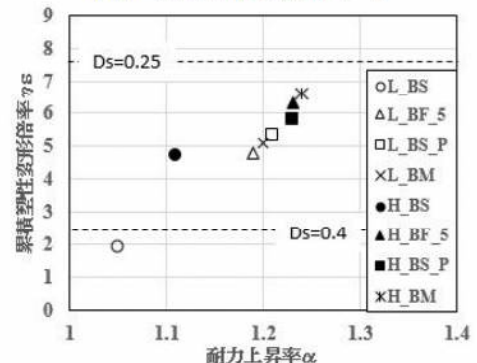


図2 η_s - α 関係図

部先端から延性き裂が進展し、き裂先端の SAW 部が起点となり脆性破壊した。これより、在来スカラップ工法の柱梁溶接接合部は、スカラップ底の応力集中により未溶着部先端が高応力となり、靱性の低い SAW 部を起点とした脆性破壊を引き起こす危険性が高い。

3.2. 梁端ディテールの影響

梁端ディテールの違いが柱梁溶接接合部の変形能力に及ぼす影響について考察する。L_BF_5 試験体は $\eta_s=4.8$ 、 $\alpha=1.19$ であり、フィレット高さを残すことで梁端フランジへの応力伝達に寄与する SAW 部の有効断面が確保されることにより α が上昇し、 η_s が向上した。L_BS_P 試験体は、 $\eta_s=5.3$ 、 $\alpha=1.21$ であり、スカラップ部に同形状の鋼片を挿入して接合することでスカラップ底の応力を緩和し、梁端フランジに応力が伝達されることで α が上昇して、L_BS 試験体に対して変形能力が向上した。また、ミニスカラップを埋め戻す L_BM 試験体は、 $\eta_s=5.1$ 、 $\alpha=1.2$ であり、充填溶接部の延性き裂進展により、応力が梁端フランジに伝達されることで変形能力が向上した。

3.3. 未溶着部の影響

既往の研究⁴⁾による結果と合わせて、ビルト H 梁の未溶着部が柱梁溶接接合部の変形能力に及ぼす影響について考察する。図 3 に既往の研究による擬似ノンスカラップ工法及び本研究の η_s - α 関係を示す。既往の研究による擬似ノンスカラップ工法試験体の SAW 部破壊靱性は、 $\sqrt{E_0}=20\text{J}$ 程度で、未溶着部は $a=1.5\text{mm}$ である。図 3 に示す在来ディテールの BS 試験体は、 $\eta_s=4.1$ 、 $\alpha=1.3$ であり、L_BS 試験体に対して耐力・変形能力が高い。鋼片挿入ディテールの BS_P55 試験体は、 $\eta_s=6.4$ 、 $\alpha=1.4$ であり、L_BS_P 試験体に対して耐力・変形能力が高い。また、ミニスカラップ埋戻しディテールの BM_L_W 試験体は、 $\eta_s=8.2$ 、 $\alpha=1.37$ で非常に高い値となった。また、BS、BS_P55、BM_L_W 試験体の破壊起点はそれぞれ、スカラップ底、エンドタブ、エンドタブであった。写真 1 にそれぞれの破壊性状写真を示す。

以上のことから、未溶着部の幅を短くすることにより、早期の脆性破壊が防止でき、柱梁溶接接合部の変形能力が向上した。ただし、脆性破壊の起点は SAW 部であった。

4. まとめ

1. 現場溶接型柱梁溶接接合部は、スカラップの存在により未溶着部先端に応力が集中し、靱性の低い SAW 部がき裂進展と同時に脆性破壊するため変形能力が小さい。
2. 鋼片挿入ディテールは梁端フランジに応力が伝達されることで、スカラップ底の応力集中を緩和し、柱梁溶接接合部に対して十分な耐力・変形能力を示した。
3. フィレット残しディテールは、梁端フランジへの応力伝達に寄与する SAW 部の有効断面を確保し、スカラップ

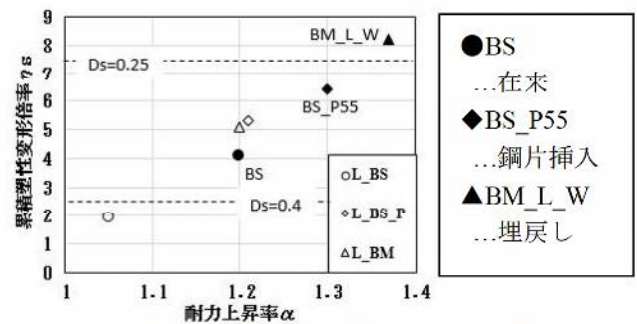


図 3 未溶着部における η_s - α 関係図

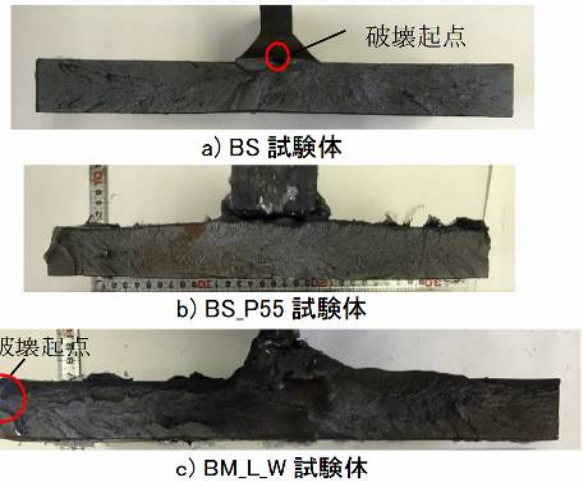


写真 1. 既往研究の破壊性状

底の応力を梁端フランジへ伝達させることで十分な耐力・変形能力を示した。

4. ミニスカラップ埋戻しディテールは、柱とウェブの隙間が新たな応力集中箇所となることになり、充填溶接部の延性き裂進展により応力が梁端フランジに伝達されることで十分な耐力・変形能力を示した。
5. 擬似ノンスカラップ工法は靱性値が 20J という低い値や、未溶着長さが 4mm 程度の長さであっても、十分な耐力・変形能力がある。

[参考文献]

- 1) 中込忠男, 曾田五月也, 金子洋文, 堤成一郎, 内田昌克, 鎌倉和彦, 板谷俊臣: 現場溶接型柱梁溶接接合部における梁端仕口ディテールに関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2015 年 9 月
- 2) 中野達也, 新田泰弘, 三浦加奈子: 溶接組立 H 形断面材を用いた梁端接合部の脆性破壊, 日本建築学会大会学術講演概要集, 2012 年 9 月
- 3) 日本建築学会: 建築耐震設計における保有耐力と変形性能.1990.10
- 4) 中込忠男, 曾田五月他, 金子洋文, 堤成一郎, 内田昌克, 鎌倉和彦, 板谷俊臣: 現場溶接型柱梁溶接接合部における梁端仕口ディテールに関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2015 年 9 月

*1 信州大学 大学院 *2 信州大学 名誉教授(工博)
 *3 (株)カワモト *4 信州大学 教授(工博)
 *5 角藤 博士(工学) *6 (株)JFE スチール (元信州大学 大学院)
 *7 (株)戸田建設 (元信州大学 大学院)

*1 Shinshu Univ. *2 Shinshu Univ. Prof.emeritus, Dr.Eng.
 *3 Kawamoto Corp. *4 Shinshu Univ. Prof., Dr.Eng.
 *5 Kakuto Corp., Dr.Eng. *6 JFE Steel Corp.
 *7 Toda Corp.

ビルトH梁を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究

その4 試験体概要

現場ノンスカラップ 現場溶接接合方式 溶接欠陥
変形能力 サブマージアーク溶接

正会員 ○金子洋文*1 同 中込忠男*2
同 新保誠司*3 同 堤成一郎*4
同 的場耕*5 同 河本龍一*6
同 岸耕左*7 同 山本美乃涼*8

1. 序章

現場溶接接合形式は、スカラップ周辺に応力集中が発生し変形能力の低下が危惧されているが、既往の研究で変形能力を向上させるための様々な梁端ディテールが考案されている¹⁾。また、サブマージアーク溶接(以下 SAW 部)で施工された溶接組立 H 形断面梁(以下ビルト H 梁)について SAW 部の靱性値や未溶着部が原因となり早期に破断することが報告されている²⁾。

その 1~3 では、SAW 部の靱性値及び未溶着長さが現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に与える影響を調査した。本研究では、その 1~3 の結果を踏まえ、様々な梁端ディテールや SAW 部の靱性値、及び未溶着長さを調べ、ビルト H 梁が十分な変形能力を発揮するような梁端ディテールに対するパラメータの関係を把握する。

2.1. 試験体

図 1 に試験体寸法を示す。試験体は柱梁溶接接合部をモデル化した実大大型試験体とした。梁はビルト H 梁 BH-600×250×16×28(SN490B)、柱は角形鋼管柱 □400×400×25(BCP325)、通しダイヤフラムは SN490C の PL-36 である。梁ウェブと柱の接合は、M22 のトルシア形高力ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合である。表 1 には試験体パラメータ一覧を示す。また、表 2 に鋼材のミルシートによる機械的性質並びに化学成分を示す。

2.1.1. 試験体のパラメータ

SAW 部の目標溶接施工条件を表 3 に示す。変形能力が高くなるよう全試験体で目標靱性値を 60J とした。早期破断の原因の一つであるサブマージアーク溶接の溶け込み不足を無くすため、未溶着長さは 0~1mm と設定した。表 1 には靱性値及び未溶着長さについてそれぞれの実測値を示す。靱性値は 60~70J、未溶着長さは全試験体においてほぼ 0mm という結果となった。また、表 1 の①、②はそれぞれ別の工場で溶接を行った事を示しており、結果それぞれの試験体の靱性値に大きな差はみられなかった。

2.1.2. 梁端ディテール

図 2-a)と図 2-b)は、それぞれ比較検討用の梁端ディテールであり、図 2-a)は、JASS6 で推奨されている工場溶接型ノンスカラップ工法、図 2-b)は JASS6 で推奨されている r=35mm と r=10mm の複合円型スカラップ形状である。図 2-c)~図 2-f)は変形能力の向上を図った改良ディテールを

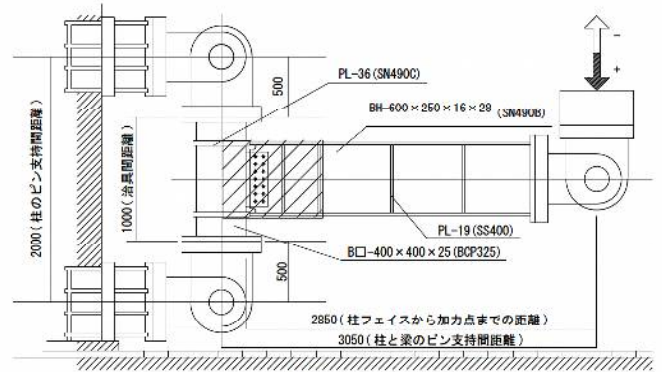


図 1 試験体及び加力方法

表 1 実験パラメータ

試験体	梁端ディテール	区別	SAW 部靱性値	未溶着長さ
a) BN	工場ノンスカラップ	①	60J	0.5mm 以下
b) 1-BS	在来工法	①	60J	
c) 2-BS		②	69J	
d) 1-BF 5	フィレット 5mm	①	60J	
e) 2-BF 5		②	69J	
f) BF 9	フィレット 9mm	①	60J	
g) BS P	鋼片挿入	①	60J	
h) BM	ミニスカラップ	①	60J	

表 2 ミルシートによる機械的性質と化学成分

鋼材/部材		引張試験								
		σ_y	σ_u	Y.R.	ϵ_u					
		(N/mm ²)		(%)						
BCP325	柱	380	523	73	26					
SN490B	梁フランジ	388	546	71	29					
	梁ウェブ	379	535	71	29					
鋼材	化学成分 (%)									
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	V	ceq
		×100			×1000		×1000			×100
フランジ	17	47	147	16	2	2	2	0	0	44
ウェブ	16	43	149	15	3	2	2	0	0	42

σ_y : 降伏点 σ_u : 引張強さ Y.R.: 降伏比 ϵ_u : 伸び

表 3 ビルト H 梁のサブマージアーク溶接

JIS 規格	溶接ワイヤ/フラックス	入熱量 (kJ/cm)	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)
JIS Z 3183	Y-D / YF-800	41	860	30	75

示す。図 2-c)及び図 2-d)は、在来スカラップに対してフィレットを削らずに残し、_5 は 5mm、_9 は 9mm フィレットの高さを残したことを示している。溶接止端部の応力

集中を緩和するためにフィレット部を含めて滑らかになるよう溶接した。図 2-e)は、在来スカラップ部に鋼片を挿入して鋼片と梁フランジ及びウェブを隅肉溶接して疑似的なノンスカラップとする工法である。隅肉溶接の影響を調査するため、本研究では鋼片下部の隅肉溶接をスカラップ底から柱までではなく、梁端の突合せ溶接部までとした。図 2-f)は、在来スカラップの代わりに高さ 13mm、 $r=6.5\text{mm}$ となるミニスカラップを設けた。埋め戻した場合と比較するため今回は埋戻しを行わなかった。

2.1.3. 溶接欠陥

図 3 に示すように 1-BF_5 試験体と BM 試験体に超音波斜角探傷検査で不合格と判定³⁾されるような溶接欠陥を設け、変形能力に与える影響を調査する。溶接欠陥はフランジ内側から高さ 6mm、ダイアフラム側から横 10mm の位置に存在している。i は 1-BF_5 試験体、ii 及び iii は BM 試験体を示している。i 及び ii は不合格欠陥、iii は合格欠陥となった。その 6 の表 3 に詳細なデータを示す。

2.2. 溶接施工条件

梁フランジと通しダイアフラムを接合する完全溶け込み溶接を表 4 に示す。溶接は CO₂ 半自動溶接で行い、YM-55C(YGW-18, $\phi 1.2\text{mm}$)を用いて入熱量 40kJ/cm 以下、パス間温度を 350°C以下で管理し、開先角度 35 度、ルート間隔 7mm となるよう下向き姿勢で溶接した。なお、上下とも梁端ディテールは内開先(工場ノンスカラップのみ外開先)となるように施工した。実測値は速度 30cm/min、入熱量 30kJ/cm、パス間温度 250°C程度となった。溶接パス数については、すべての試験体共通で 8 層 11 パスとした。

2.3. 素材試験

実大実験の試験体と同条件の供試体から、フランジ母材部(B)、梁フランジと通しダイアフラムの完全溶け込み溶接部から溶接金属部(W)、熱影響部(HAZ)、それと SAW 部からそれぞれ試験片を採取し、シャルピー衝撃試験を行った。シャルピー衝撃試験片は JIS Z 2242 に基づき試験片を採取した。試験片採取図を図 4 に示す。表 5 に素材試験結果を示す。SAW 部の靱性値は①、②とも目標値である 60J 以上を満たすことがわかる。

2.4. 载荷計画

载荷は図 1 に示すように、柱両端をピン支持とし、梁自由端にピン支持でアクチュエータを取り付け、载荷速度を 0.2mm/sec として载荷を行った。载荷方法は変位制御とし、スカラップのウェブ断面欠損を無視した梁端部の全塑性モーメントから求めた全塑性耐力 cPp による弾性変形量 $c\delta p$ を基準とし、0.5, 2, 4, 6, 8 倍で漸増させる正負交番繰返し载荷とした。0.5 $c\delta p$ を 1 サイクルした後、2, 4, 6, 8 $c\delta p$ をそれぞれ 2 サイクルずつ繰り返した後、図 1 に示す + 方向にアクチュエータのストローク限界まで载荷した。

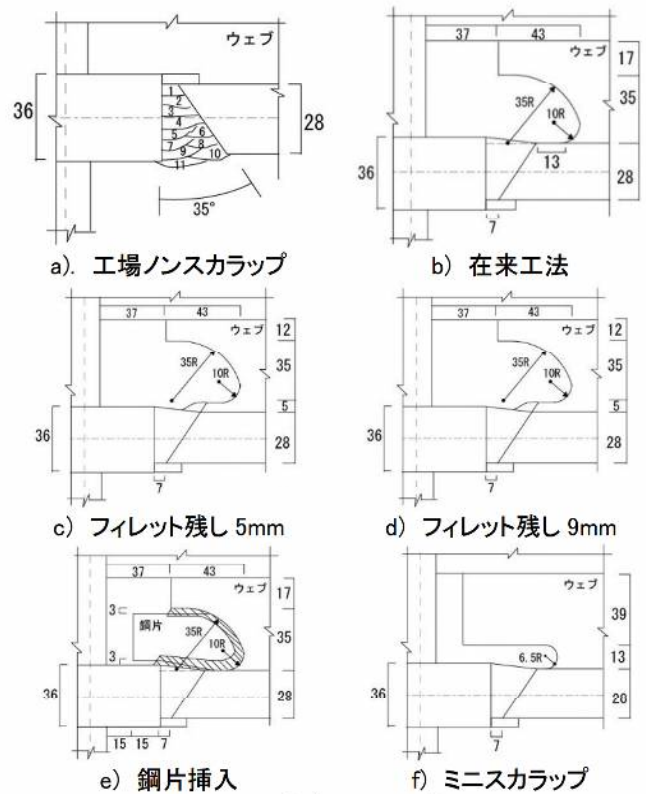


図 2 梁端ディテール詳細図



図 3 溶接欠陥箇所

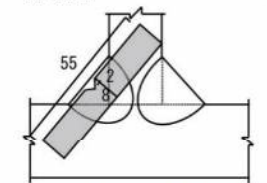


図 4 衝撃試験片採取図

表 4 柱梁接合部の完全溶け込み溶接条件

溶接ワイヤ/ フラックス	入熱量	電流	電圧	パス間温度
	(kJ/cm)	(A)	(V)	(°C)
YM-55C/YGW-18	≤40	340	36	≤350

表 5 素材試験結果一覧

試験片		T _{re}	T _{rs}	vF ₀	vF _{shelf}	vB ₀
		(°C)	(°C)	(J)	(J)	(%)
SAW 部	①	2.7	24	60	125	72
	②	11	30	69	161	72
完全溶け込み溶接部	B	-41	-21	246	295	16
	W	36	15	103	307	74
	HAZ	-31	-14	194	219	18

T_{re}:エネルギー遷移温度 T_{rs}:破面遷移温度

vE₀:0°C吸収エネルギー

vE_{shelf}:上部棚吸収エネルギー vB₀:0°C脆性破面率

3. 結

その 4 では、試験体パラメータ、梁端ディテール、溶接条件、素材試験、载荷計画を示す。

※参考文献はその 6 でまとめて示す。

*1 信州大学 教授(工博)

*2 信州大学 名誉教授(工博)

*3 藤木鉄工

*4 大阪大学 准教授(工博)

*5 角藤 博士(工学)

*6 カワモト

*7 信州大学 大学院

*8 信州大学 大学院

*1 Shinshu Univ. Prof., Dr.Eng.

*2 Shinshu Univ. Prof.emeritus, Dr.Eng.

*3 Fujiki Tekkou Corp.,

*4 Osaka Univ. Associate Prof., Dr.Eng

*5 Kakuto Corp., Dr.Eng

*6 Kawamoto Corp.

*7 Shinshu Univ.

*8 Shinshu Univ.

ビルトH梁を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究

その5 実大実験結果

現場ノンスカラップ 現場溶接接合方式 溶接欠陥
変形能力 サブマージアーク溶接

正会員 ○山本美乃涼*1 同 中込忠男*2
同 金子洋文*3 同 新保誠司*4
同 堤成一郎*5 同 的場耕*6
同 河本龍一*7 同 岸耕左*8

1. はじめに

その5では、その4で説明した実大実験の結果について述べる。

2. 実大実験結果

2.1. 荷重-変形関係

本研究では、スケルトン曲線を用いて柱梁溶接接合部の変形能力を評価する。図1に示すように、スケルトン曲線による W_s から算出した累積塑性変形倍率 η_s を変形能力の指標とした。図2には内側及び外側フランジにおける歪計測位置を示す。

図3に実大実験結果である繰返し荷重による荷重-変形関係を示す。累積塑性変形倍率はその6に示す。図中の灰色の実線は実験値、黒色の実線は実験値をスケルトン曲線に変換した曲線を表しており、▲は破断位置を示す。破断のタイミングは、工場ノンスカラップ(BN)が最も遅く、次いでフィレット5mm残し(1-BF_5、2-BF_5)、フィレット残し9mm、その他のディテールというような順番となった。a)の工場ノンスカラップであるBN試験体は、全試験体の中で最も遅い8cδp2回目の+方向荷重時に破断した。その次にd)、e)のフィレット残し5mmである1-BF_5、2-BF_5試験体がそれぞれ8cδp1回目の+方向荷重時に破断した。f)のフィレット9mm残しであるBF_9試験体は6cδp2回目の-方向荷重時に破断した。b)、c)の在来工法である1-BS、2-BS試験体、g)の鋼片挿入であるBS_P試験体、h)のミニスカラップであるBM試験体は6cδp1回目の-方向荷重時に破断した。

2.2 破壊 TYPE

実験終了後の試験体について、破断面を観察して破壊性状をTYPE別に分類して表2に示す。

TYPE E : 梁フランジとエンドタブのスリット部を起点として延性き裂が進展し、梁フランジと通しダイアフラムの突合せ溶接部による熱影響部に沿って脆性破壊

TYPE S : SAW部付近に延性き裂は見られず、SAW部から脆性破壊

TYPE F : 梁フランジとエンドタブのスリット部を起点として延性き裂が進展し、別にエンドタブ付近にある銀点からも延性き裂が進展し、エンドタブのスリット部から伸びた延性き裂先端が銀点に到達した後にこの箇

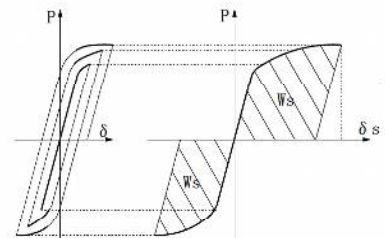


図1 スケルトン曲線概要

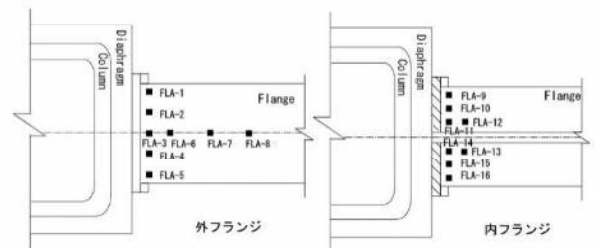


図2 歪計測位置

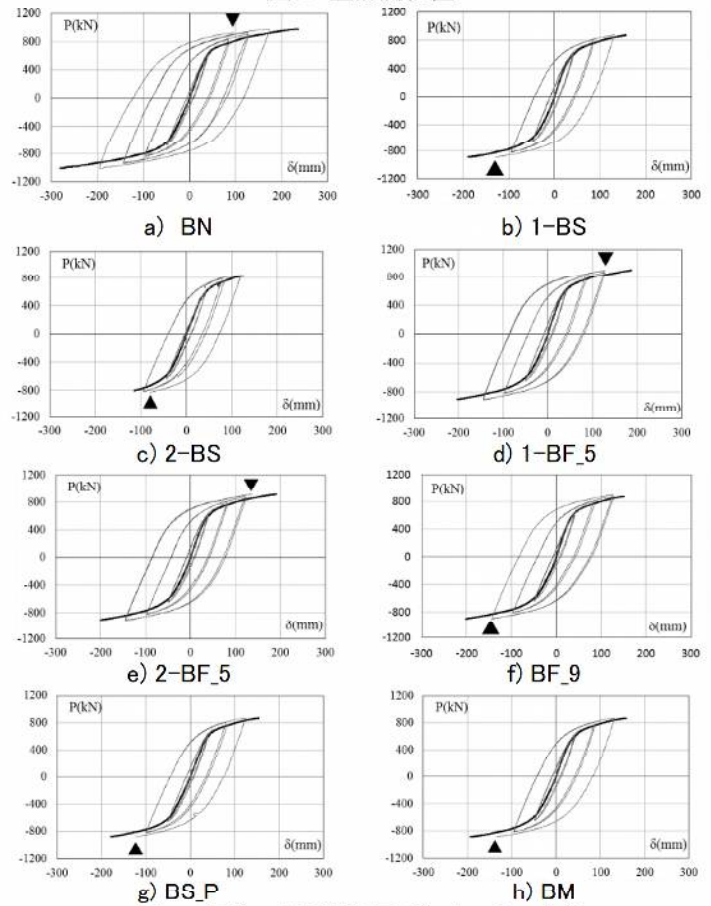


図3 荷重-変形関係及びスケルトン曲線

所を起点として梁端の突合せ溶接部が脆性破壊
 TYPE K：隅肉溶接部から延性き裂が進展し、SAW 部を起
 点としてフランジ母材部が脆性破壊

2.3. 破壊性状考察

写真 1 に試験体の破断面写真を、写真中の矢印は破壊起
 点を示す。工場ノンスカラップの BN 試験体は、スカラ
 ップを設けていないため応力が分散されて TYPE E の破壊性
 状を示した。在来工法の 1-BS 試験体は梁端の突合せ溶接
 部内に銀点が存在しており、エンドタブのスリット部から
 の延性き裂が銀点に到達した後に TYPE F の破壊性状を
 示した。銀点は梁端の突合せ溶接後 1 週間と経たずに実験
 を行ったため溶接部内に存在してしまっただと考えられる。
 2-BS 試験体は SAW 部を起点とした TYPE S の破壊性状を
 示した。フィレット残り 5mm の 1-BF_5 及び 2-BF_5 試験
 体はフィレットによりスカラップ周りの応力集中が分散
 されて起点がスリット部に移行し、SAW 部を起点とした
 脆性破壊が防止されて TYPE E の破壊性状を示した。フィ
 レット残り 9mm の BF_9 は 1-BF_5 及び 2-BF_5 と同様に
 TYPE E の破壊性状を示した。鋼片挿入の BS_P 試験体は
 鋼片周辺の隅肉溶接を柱まで溶接していないため、隅肉
 溶接部からき裂が進展し、スカラップ底を起点とした
 TYPE K の破壊性状を示した。ミニスカラップの BM 試験
 体はスカラップ形状を小さくしたことにより、起点位置
 が SAW 部からスリット部に移行して SAW 部を起点とし
 た脆性破壊が防止されて TYPE E の破壊性状を示した。

2.4 歪分布

ダイアフラムから 35mm 離れたフランジの内外面に歪ゲ
 ージを貼って計測し、フランジ幅方向及び材軸方向の歪
 分布とその推移を比較した。図 4 に内フランジ幅方向及び
 外フランジ材軸方向の 2cδp 時点における歪分布を示す。
 計測ミスにより 1-BS 試験体は省く。図 4-a) から BF_9 試験
 体はスカラップ底の歪は低減され、他試験体と比較し歪
 は低い値となった。図 4-b) より、2-BS と BM 試験体のス
 カラップ底に応力集中が見られた。これはスカラップ部
 を埋戻しやフィレットを残すなどの改良をしなかったた
 めであると思われる。その他の試験体はスカラップディ
 テールを改良したことによりスカラップ底での応力集中
 は 2-BS や BM 試験体と比較して低い結果となった。

表 2 破壊タイプ一覧

試験体	破壊タイプ	cδp	荷重方向
a) BN	TYPE E	8cδp2 回目	+
b) 1-BS	TYPE F	6cδp1 回目	-
c) 2-BS	TYPE S	6cδp1 回目	-
d) 1-BF_5	TYPE E	8cδp1 回目	+
e) 2-BF_5	TYPE E	8cδp1 回目	+
f) BF_9	TYPE E	6cδp2 回目	-
g) BS_P	TYPE K	6cδp1 回目	-
h) BM	TYPE E	6cδp1 回目	-

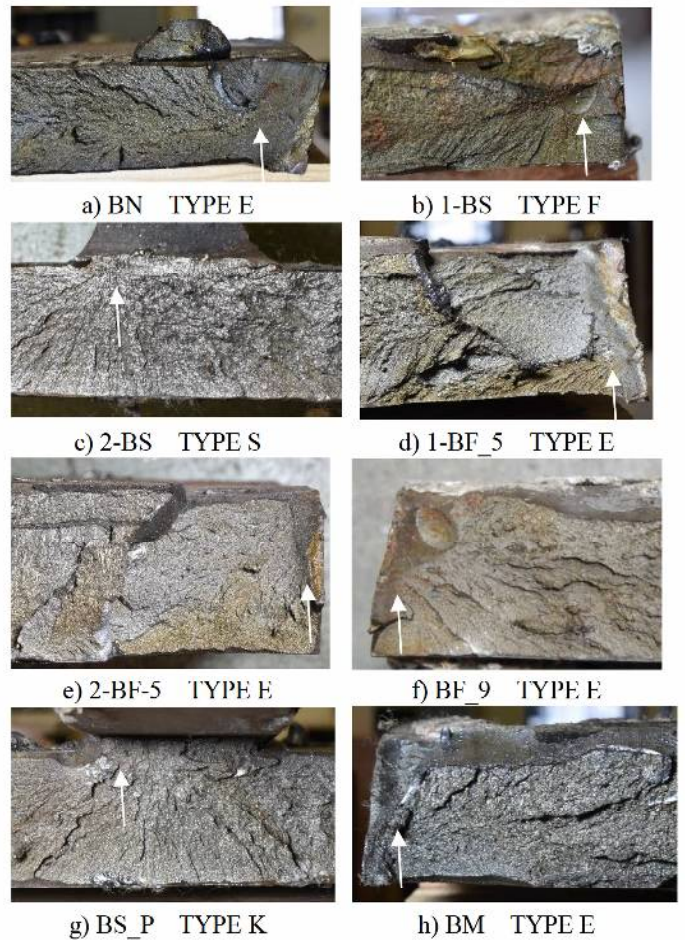


写真 1 破断面写真

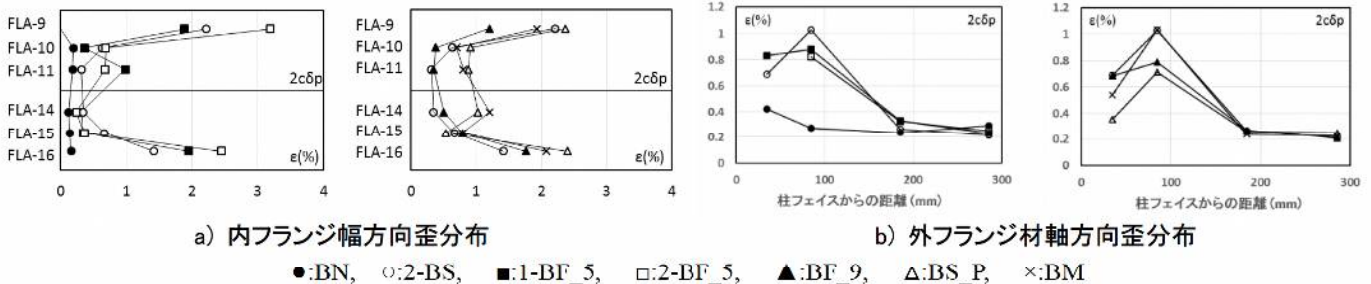


図 4 歪分布

- | | | | |
|-----------------|------------------|---|---|
| *1 信州大学 大学院 | *2 信州大学 名誉教授(工博) | *1 Shinshu Univ. | *2 Shinshu Univ. Prof.emeritus, Dr.Eng. |
| *3 信州大学 教授(工博) | *4 藤木鉄工 | *3 Shinshu Univ. Prof., Dr.Eng. | *4 Fujiki Tekkou Corp., |
| *5 大阪大学 准教授(工博) | *6 角藤 博士(工学) | *5 Osaka Univ. Associate Prof., Dr.Eng. | *6 Kakuto Corp., Dr.Eng |
| *7 カワモト | *8 信州大学 大学院 | *7 Kawamoto Corp. | *8 Shinshu Univ. |

ビルトH梁を用いた現場溶接型柱梁溶接接合部の変形能力に関する実験的研究
その6 累積塑性変形倍率及び考察

現場ノンスカラップ 現場溶接接合方式 溶接欠陥
変形能力 サブマージアーク溶接

正会員 ○岸耕左*1 同 中込忠男*2
同 金子洋文*3 同 新保誠司*4
同 堤成一郎*5 同 的場耕*6
同 河本龍一*7 同 山本美乃涼*8

1. はじめに

その6では、累積塑性変形倍率を示して考察を行う。

2. 変形能力

表1に実大実験結果一覧を、図1には試験体の η_s 一覧を示す。表について、積塑性変形倍率 η_s が高い側を着色している。スケルトン曲線を単調載荷曲線に変換し、吸収エネルギー W_s から算出した累積塑性変形倍率 η_s を変形能力の指標として、また最大耐力 eP_{max} を全塑性耐力 cP_p で除した値を耐力上昇率 α として考察を行う。

工場ノンスカラップの変形能力が一番高く12.4という値になり、次いでフィレット残し9mmのBF_9が高く7.4という高い変形能力を示す結果となった。フィレット残し5mmの1-BF_5及び2-BF_5は7.3と7.2、ミニスカラップは6.8とフィレット残し9mmに次いで高い変形能力を示した。在来工法は変形能力に大きな違いが生じたが、考察は後の3.1節で行う。これよりフィレット残しが改良スカラップディテールの中では最も変形能力が高く、有用なディテールであることが示された。

3. 考察

表2にはその1~3の実大実験結果を示す。図中の試験体名について、頭文字のLはSAW部が20Jの低靱性、Hは60Iの高靱性であることを示している。BSは在来T法、BF_5はフィレット残し5mm、BS_Pは鋼片挿入、BMはミニスカラップ埋戻しというそれぞれのスカラップ底ディテールを示している。未溶着長さについては全試験体で共通して4mm程度存在している。表1並びに表2の結果について比較検討を行う。

3.1. 在来工法ディテール

表1より、 $\eta_s=6.8$ 、 $\eta_s=4.6$ と変形能力に差が生じた。1-BS試験体は破壊起点がエンドタブとなり、予想以上の高い変形能力となったので考察からは除く。スカラップ底を起点として破断した2-BS試験体について、その1~3のH_BS試験体と比較すると大きな差はなく、未溶着長さの影響はないと思われる。

3.2. フィレット残しディテール

フィレット残し5mmはその1~3より $\eta_s=6.6$ 、 $\eta_s=6.3$ となり、SAW部の靱性値による影響は見られないが、未溶着長さを4mmから0mmにすることにより変形能力が $\eta_s=7.3$ と向上することが確認された。また、フィレット高

表1 実験結果一覧

試験体名	加力方向	eP_{max} (kN)	$e\delta_{max}$ (mm)	$e\delta_{smax}$ (mm)	W_s (kN・mm)	α	η_s
BN	+	976	174	236	173601	1.38	9.9
	-	-1012	-189	-281	213443	1.43	12.4
1-BS	+	872	131	156	96122	1.23	5.0
	-	-888	-135	-189	120742	1.25	6.8
2-BS	+	863	122	147	88808	1.22	4.6
	-	-824	-95	-132	73141	1.16	3.6
1_BF_5	+	908	130	187	123293	1.28	6.8
	-	-911	-145	-203	132549	1.29	7.3
2_BF_5	+	913	138	191	128169	1.29	7.1
	-	-913	-145	-200	130074	1.29	7.2
BF_9	+	897	128	171	110452	1.27	5.9
	-	-902	-145	-205	134226	1.27	7.4
BS_P	+	872	124	153	94948	1.23	5.0
	-	-880	-124	-179	112580	1.24	6.1
BM	+	870	131	158	98134	1.23	5.2
	-	-888	-135	-193	123493	1.25	6.8

eP_{max} : 最大耐力 (実験値) $e\delta_{max}$: 最大変位 (実験値)
 $e\delta_{smax}$: 最大変位 (スケルトン曲線) α : 耐力上昇率 ($=eP_{max}/cP_p$)
 W_s : 吸収エネルギー (スケルトン曲線)
 η_s : 累積塑性変形倍率 ($=W_s/(cP_p \times e\delta_p)$)

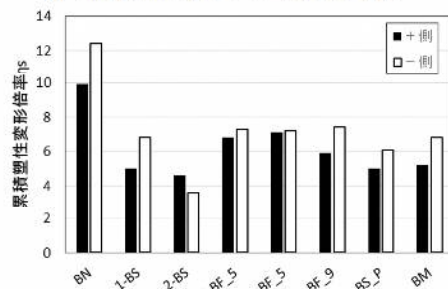


図1 累積塑性変形倍率 η_s

表2 その1~3の実験結果一覧

試験体名	加力方向	eP_{max} (kN)	$e\delta_{max}$ (mm)	$e\delta_{smax}$ (mm)	W_s (kN・mm)	α	η_s
L_BS	+	780	80.76	81.88	33814	1.05	1.9
	-	-811	-86.46	-117.50	542071	1.09	3.1
H_BS	+	883	128.20	165.83	102806	1.19	4.8
	-	-828	-85.33	-121.83	65059	1.11	3.7
L_BF_5	+	887	123.39	147.65	85011	1.19	4.8
	-	-909	-125.21	-190.04	116641	1.22	6.6
H_BF_5	+	914	125.82	165.19	103228	1.23	5.9
	-	-913	-128.98	-178.31	111434	1.23	6.3
L_BS_P	+	844	127.09	154.99	93286	1.21	5.3
	-	861	-130.61	-189.73	116348	1.24	6.6
H_BS_P	+	960	124.95	162.58	101748	1.23	5.8
	-	959	-126.87	-176.56	112589	1.25	6.4
L_BM	+	896	126.56	151.25	89855	1.20	5.1
	-	-918	-125.98	-181.76	112744	1.23	6.4
H_BM	+	915	126.10	162.58	104433	1.23	5.9
	-	-923	-129.89	-181.55	116531	1.24	6.6

EXPERIMENTAL STUDY OF DEFORMATION CAPACITY OF
PRE-ASSEMBLED H-SHAPE BEAM-TO-COLUMN JOINT
WITH FIELD WELDING

KISHI Kosuke, NAKAGOMI Tadao, KANEKO Hirofumi, ,
SHINBO Seiji, TSUTSUMI Seichiro, MATOBA Ko,
KAWAMOTO Ryuiti, YAMAMOTO Minori

さを 9mm に変更した試験体は $\eta_s=7.4$ と同程度の変形能力の値となった。

3.3. 鋼片挿入ディテール

本来隅肉溶接は写真 1-a) に示すように鋼片下部の隅肉溶接を柱まで溶接して疑似ノンスカラップ工法にするが、写真 1-b) に示すようにスカラップ底から梁端の突合せ溶接部までしか隅肉溶接しておらず柱と鋼片に隙間が生じ、破壊起点が SAW 部に移行したことによってその 1~3 の未溶着長さが存在する試験体と比べ変形能力が低下した。

3.4. ミニスカラップディテール

その 1~3 での試験体は埋戻しをして疑似ノンスカラップ工法としているが、本研究では埋戻しを行わないディテールとした。結果としてはスカラップ底に応力集中が発生していたが変形能力は $\eta_s=6.8$ となり、在来工法の $\eta_s=4.6$ より高い変形能力の値となった。

4. 柱梁溶接部における溶接欠陥がもたらす影響について

本研究では、超音波斜角探傷検査によって不合格となるような欠陥を設け、欠陥が変形能力に及ぼす影響の調査を行った。表 3 に超音波斜角探傷検査記録を、写真 2 に BM 試験体破断面の写真を示す。表 3 より 1-BF_5 試験体下フランジ、BM 試験体上下フランジの 3 ヶ所に欠陥が存在していることが分かる。なお、BM 試験体の下フランジは合格欠陥である。1-BF_5 試験体について下フランジに欠陥が存在しているが、表 1 より同条件である 2-BF_5 試験体と変形能力の大きな差異は無く、破断箇所が下フランジではなく上フランジなので欠陥の影響はないと思われる。また、BM 試験体については、写真 2 を見る限り破壊起点は梁フランジとエンドタブのスリット部なので破壊起点と欠陥箇所は離れており、本研究では欠陥による変形能力への影響はみられなかった。

5. まとめ

その 4~6 に加え 1~3 の結果を踏まえ以下の知見を得た。

- 1) フィレット残しについて、SAW 部が 20J の場合と 60J の場合で変形能力に差は見られなかった。未溶着長さが 4mm の場合、スカラップ底から破断して $\eta_s=6.6$ 、未溶着長さが 0mm の場合はエンドタブを起点として破断して $\eta_s=7.3$ となるため、フィレット残しディテールは未

溶着長さの影響を受けることが判明した。

- 2) 鋼片挿入は鋼片下部の隅肉溶接が柱まで溶接されていると $\eta_s=6.6$ と十分な変形能力を示すが、柱まで溶接されず柱と隅肉溶接に隙間が生じると $\eta_s=6.1$ となり、変形能力がわずかに低下する。
- 3) その 1~3 と 4~6 の結果を踏まえスカラップ底を起点として脆性破壊した在来工法について、SAW 部が 20J の場合、未溶着長さが 4mm だと変形能力は低く、1.5mm だと変形能力は 4mm と比較して高い結果となった。SAW 部が 60J の場合、未溶着長さが 4mm と 0mm で比較した結果、変形能力に差は見られなかった。
- 4) 不合格欠陥(領域Ⅲの 34mm、46mm)が存在していたが、これらの欠陥は脆性破壊の起点とはならず、変形能力への関与は見られなかった。

【参考文献】

- 1) 中込忠男, 曾田五月也, 金子洋文, 堤成一郎, 内田昌克, 鎌倉和彦, 板谷俊臣: 現場溶接型柱梁溶接接合部における梁端仕口ディテールに関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2015 年 9 月
- 2) 中野達也, 新田泰弘, 三浦加奈子: 溶接組立 H 形断面材を用いた梁端接合部の脆性破壊, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2012 年 9 月
- 3) 日本建築学会: 鋼構造建築溶接部の超音波探傷検査基準・同解説, 2001 年 9 月
- 4) 増田開, 中込忠男, 曾田五月也, 金子洋文, 堤成一郎, 的場耕, 嶋徹, 鈴木励一: 現場溶接型柱梁溶接節後部における梁端仕口ディテールに関する実験的研究, その 3 破壊性状, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 2015 年 9 月



写真 1 鋼片挿入の隅肉溶接周辺写真



写真 2 BM 下フランジ断面

表 3 溶接部超音波斜角探傷検査記録表

検査箇所	開先	板厚 (mm)	溶接長さ (mm)	屈折角 (度)	欠陥位置(mm)				領域	X	L	評価 長さ	総和	合否判定
					Y	W	d	k						
1-BF_5 下フランジ	レ形	28	250	70	71	65	5.8	9.9	Ⅲ	135	16	16	34	不合格
										161	8	8	-	
BM 上フランジ										91	22	22	46	不合格
										126	11	11	-	
BM 下フランジ									75	25	25	25	合格	

X:溶接部左端から欠陥までの距離 Y:開先面から探触子入射点までの距離 d:欠陥深さ k:溶接線に直角方向の距離

L:欠陥支持長さ θ:STB 屈折角 W:探触子入射点から欠陥までの超音波伝播距離

*1 信州大学 大学院
*3 信州大学 教授(工博)
*5 大阪大学 准教授(工博)
*7 カワモト

*2 信州大学 名誉教授(工博)
*4 藤木鉄工
*6 角藤 博士(工学)
*8 信州大学 大学院

*1 Shinshu Univ.
*3 Shinshu Univ. Prof., Dr.Eng.
*5 Osaka Univ. Associate Prof., Dr.Eng.
*7 Kawamoto Corp.,
*2 Shinshu Univ. Prof.emeritus, Dr.Eng.
*4 Fujiki Tekkou Corp.,
*6 Kakuto Corp., Dr.Eng.
*8 Shinshu Univ.