梁スカラップの有無が箱形断面柱に溶接接合されるH形鋼 梁端部の力学的性状に及ぼす影響

EFFECT OF SCALLOPS AT BEAM END ON MECHANICAL BEHAVIORS OF H-SHAPED STEEL BEAMS CONNECTED TO BOX COLUMN

矢部 喜堂*, 坂本 真一**, 中込 忠男***

Yoshitaka YABE, Shinichi SAKAMOTO and Tadao NAKAGOMI

When H-shaped steel beams are connected to box columns, it can be considered that bending moment capacities of beam webs are reduced, because the out-of-plane stiffness of the column flange in a joint panel decreases as the width-to-thickness ratio of the column flange increases. On the other hand, the presence of scallops at a beam web brings partial loss of cross section at a beam end, and the beams with scallops might reach failure at an early stage.

In this study, three-point bending tests using cross-shaped specimens of beam-to-column connections are performed, and finite element method analysis are carried out. The effect of beam scallops and the width-to-thickness ratio of the flange in a joint panel on mechanical behaviors of the steel beam end are investigated.

Keywords : welded beam-to-column connection, box column, scallop, fracture behavior, ultimate strength, deformation capacity

柱梁溶接接合部, 箱形断面柱, スカラップ, 破壊性状, 最大耐力, 変形能力

1. 序

筆者らは、H形鋼梁がH形断面柱に溶接接合される場合の柱梁溶接接合部を対象として、梁スカラップの有無が梁端部の力学的性状に及ぼす影響について、実際の溶接施工条件を踏まえながら調査検討した^{1)~5)}。その結果、スカラップを無くした場合は、従来のスカラップを有する場合に比べて溶接施工性が悪化することではなく、梁端部の最大耐力および変形能力の向上が期待できることを文献5)において報告した。一方、H形鋼梁が箱形断面柱に接合される場合は、梁ウェブが取りつく接合部パネル内の柱フランジ幅厚比が大きくなるにつれてこの部分の面外方向の剛性が小さくなり、梁ウェブの曲げモーメント伝達量が低下することが考えられる^{6)~8)}。さらに、梁端部にスカラップを有する場合は、梁フランジ内側のスカラップ端部に発生する亀裂の進展によって、梁端部の早期破壊が危惧される。

本研究は、箱形断面柱・H形鋼梁溶接接合部の十字形試験体を用いた3点曲げ形式の載荷実験を行い、実験

因子として着目した梁スカラップの有無および接合部パネル内の柱フランジ幅厚比の変化がH形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響を明らかにするものである。さらに、有限要素法解析（以下、FEM解析）結果および実験結果から得られる梁端部のひずみ性状を比較検討することにより、これらの実験因子が破壊性状および梁ウェブの曲げモーメント伝達量に及ぼす影響について考察するものである。

2. 実験概要

2.1 試験体

表—1に、実験因子と試験体との関係を示す。試験体は十字形柱梁接合部であり、試験体の形状寸法を図—1に、溶接接合部詳細を図—2に示す。

梁は、全試験体とも溶接組立H形鋼BH-500×200×16×25を使用し、梁長さ（柱表面から支点までの距離）は180cmである。梁フランジの突合せ溶接は、表—2に示す条件により施工されており、スカラップを有する

本論文の一部は、文献1)において発表済みである。

* 清水建設技術研究所 主席研究員・博士(工学)

** 清水建設技術研究所 研究員・修士(工学)

*** 信州大学工学部建築工学科 教授・博士(工学)

Chief Research Engineer, Institute of Technology, Shimizu Corp., Dr. Eng.

Research Engineer, Institute of Technology, Shimizu Corp., M. Eng. Prof., Dpet. of Architecture, Faculty of Engineering, Univ. of Shinshu, Dr. Eng.

場合はスカラップ半径 R を 35 mm とし、平板状の裏当て金を用いて溶接を行った。一方、スカラップの無い場合は、裏当て金をウェブの両側から挟み込む方法により溶接施工を行った⁵⁾。

柱は、全試験体とも形状寸法が $B\Box-400\times400\times32$ の溶接組立箱形断面を使用している。ただし、本実験では、接合部パネル内の柱フランジ幅厚比 B/T を変化させているため、接合部パネル部の板厚が試験体によって異なっている。試験体 S-2, S-2M, NS-2, NS-2M の 4 体については、柱を貫通させて内ダイアフラム形式により柱フランジの局部補剛を行っている。また、試験体 S-3, S-4, NS-3, NS-4 の 4 体については、通しダイアフラム形式として接合部パネル部の板厚のみを小さくしており、パネル部断面の形状寸法は試験体 S-3 と NS-3 では $B\Box-400\times400\times19$ 、試験体 S-4 と NS-4 では $B\Box-400\times400\times12$ としている。

使用した鋼板および梁フランジ突合せ溶接部の溶着金属の機械的性質を表-3 に示す。

2.2 加力方法

加力は、図-1 に示すように梁端部の上下をテフロン支承によって単純支持し、柱頭に鉛直荷重を加えることで一方向単調載荷および正負交番の繰返し載荷を行った。繰返し載荷を行う場合は、梁全断面有効として得られる全塑性耐力 cP_P 時の曲げ変形計算値 $c\delta_{PM}$ を基準に、 $3c\delta_{PM}$ で 20 回、 $4c\delta_{PM}$ で 3 回、 $5c\delta_{PM}$ で 2 回、 $6c\delta_{PM}$ で 2 回、それぞれ正負交番に加力した後に、一方向に加力して破壊に至らしめることにした。図-3 に、加力パターンを示す。

3. 実験結果および考察

3.1 破壊性状

図-4 に、荷重-変形関係を示す。全試験体とも全塑性耐力を上回る高応力状態で破壊しており、破壊に至るまでの荷重と変形の関係は安定した紡錘形を示した。

試験体の破壊形式は以下に示すように分類できる。

Type S：梁フランジ母材で破断した試験体

梁スカラップを有する試験体は、すべてこの形式で破

図-3 加力パターン

表-1 実験因子と試験体

試験体名	梁スカラップ	接合部パネル部柱断面 (柱フランジ幅厚比)	加力方法
S-2	有 (R=35mm)	$B\Box-400\times400\times32$ (12.5)	繰返し
S-2M			単調
S-3		$B\Box-400\times400\times19$ (21.1)	繰返し
S-4	無	$B\Box-400\times400\times12$ (33.3)	繰返し
NS-2		$B\Box-400\times400\times32$ (12.5)	繰返し
NS-2M			単調
NS-3		$B\Box-400\times400\times19$ (21.1)	繰返し
NS-4		$B\Box-400\times400\times12$ (33.3)	繰返し

図-1 試験体の形状寸法

図-2 溶接接合部詳細 (A部)

表-2 溶接条件

バス間温度 設定値	溶接ワイヤ	電 流 (A)	電 圧 (V)	速 度 (cm/min)	入 熱 (kJ/cm)	バス間温度 実測値
200℃	(7股9φ)	310-350	36-40	16-42	27-37	<240℃

表-3 使用鋼材および溶着金属の機械的性質

使用材料	使用部位	σ_y (t/cm ²)	σ_u (t/cm ²)	σ_y/σ_u	E ℓ (%)
高炉材 SM490A	PL-32 柱フランジ	3.53	5.37	0.66	32.6
	PL-19 柱フランジ	3.49	5.46	0.64	27.6
	PL-12 柱フランジ	3.58	5.27	0.70	25.6
	PL-25 梁フランジ	3.50	5.41	0.65	28.9
	PL-16 梁ウェブ	3.79	5.51	0.69	25.6
	PL-28 ダイアフラム	3.60	5.30	0.68	27.0
YGW11 1.4φ	溶着金属	5.07	5.65	0.90	31.7

壊している。+2～+3サイクルで梁フランジ内側のスカラップ端部の回し溶接部に生じた亀裂（以下、亀裂⑤とする。図—5参照。）が加力サイクルごとに回し溶接止端部に沿って進展した。また、+8サイクル近傍で梁フランジ外端の溶接止端部に亀裂（以下、亀裂①とする。図—5参照。）が発生したが、亀裂の進展は顕著ではなかった。最終的には、亀裂⑤がフランジ板厚および板幅方向に瞬時に進展して、急激な荷重低下とともに梁フランジ母材で破断した。板厚および板幅方向にくびれは認められず、破断面は大部分が脆性破面であった。

Type T：梁フランジ突合せ溶接部で破断した試験体

この形式で破壊した試験体は、NS-2とNS-4の2体である。+10サイクルを超えた辺りで生じた亀裂①が、加力サイクルごとに進展して梁フランジ突合せ溶接部で破断した。最終的には、梁フランジの局部座屈も顕著であった。

Type B-1：梁フランジの局部座屈により破壊した試験体

この形式で破壊した試験体は、NS-2MとNS-3の2体である。+10サイクルを超えた辺りで生じた亀裂①が加力サイクルごとに進展したが、最終的には梁フランジの局部座屈が顕著となり荷重が緩やかに低下した。

3.2 初期性状

実験結果の一覧を表—4に示す。表中、 cP_p および $c\delta_p$ はそれぞれ梁理論に基づく全塑性耐力と全塑性耐力時の梁の変形計算値（曲げ変形量とせん断変形量の和）を示しており、スカラップを有する場合は、スカラップによる断面欠損を考慮した値となっている。また、 eP_p は、図—6に示すように実験による梁の変形が $c\delta_p$ に達したときの荷重を示している。なお、表中には、比較のために文献5)で報告した柱がH形断面の場合の結果

(S-1, NS-1) も併せて示している。

表中の値を比較すると、初期の剛性 eK および全塑性耐力 eP_p は、全試験体とも $eK = 5.00 \sim 5.54$, $eP_p = 47.0 \sim 52.5$ の範囲にあり、ほぼ同じ値である。このことから、本実験の範囲内では、スカラップの有無および接合部パネル内の柱フランジ幅厚比の変化が初期の剛性および耐力に及ぼす影響は小さいことがわかる。

3.3 最大耐力および変形能力

図—7に、 α - $\bar{\eta}$ 関係を示す。ここで、 α は実験における最大耐力 eP_u を全塑性耐力 cP_p で除した値であり、 $\bar{\eta}$ は、荷重が負勾配になるまでに梁端部が吸収した累積塑性ひずみエネルギー W を弾性限界ひずみエネルギー $cW_p (=cP_p \times c\delta_{PM}/2)$ を2倍した値で無次元化し、さらに正負の平均とした値 ($\bar{\eta} = W/(2cW_p)/2$) である。

スカラップを有する場合の α および $\bar{\eta}$ の値の範囲は、 $\alpha = 1.29 \sim 1.46$, $\bar{\eta} = 48 \sim 110$ であるのに対して、スカラップの無い場合の α および $\bar{\eta}$ の値の範囲は、 $\alpha = 1.60 \sim 1.66$, $\bar{\eta} = 117 \sim 128$ であり、接合部パネル内の柱フランジ幅厚比の変化によらず、スカラップの無い場合はスカラップを有する場合に比べて最大耐力および変形能力が

図—5 亀裂の発生位置

図—4 荷重-変形関係

表—4 実験結果の一覧

試験体名	計 算 値			実 験 値						α	$\bar{\eta}$
	cP_p (t)	$c\delta_p$ (mm)	eK (t/mm)	eP_p (t)	eP_u (t)	$e\delta_u$ (mm)	eK (t/mm)	破壊 形状	破壊形式 タイプ		
S-1	58.3	10.60	5.50	50.7	85.5	45.0	5.52	+25	S	1.47	89.5
S-2				50.2	85.6	54.6	5.18	-27	S	1.46	109.3
S-2M				50.0	97.2	171.6	5.26	—	S	1.66	31.4
S-3				48.9	77.5	32.3	5.06	+23	S	1.33	77.4
S-4	63.2	10.29	6.15	48.0	75.3	25.9	5.25	+16	S	1.29	47.8
NS-1				52.5	100.9	185.5	5.42	+28⇒	B-1	1.60	128.6
NS-2				50.0	101.5	180.2	5.09	+28⇒	T	1.61	116.6
NS-2M				47.0	106.3	292.8	5.00	—	B-1	1.68	50.0
NS-3				50.7	104.7	197.9	5.54	+28⇒	B-1	1.66	128.1
NS-4				50.2	101.3	156.7	5.47	+28⇒	T	1.60	117.6

⇒ : 最終的に、一方向に力加して破壊に至らしたことを表している。
 cP_p : 全塑性耐力計算値 $c\delta_p$: cP_p 時の曲げ+せん断変形量 eK : 初期弾性計算値
 eP_p : 全塑性耐力実験値 eP_u : 最大耐力実験値 $e\delta_u$: 荷重が負勾配になった時の変形量
 eK : 初期弾性実験値 α : eP_u / cP_p $\bar{\eta}$: $W / (2 cWp) / 2$
 cWp : $cP_p \times c\delta_{PM} / 2$ $c\delta_{PM}$: cP_p 時の曲げ変形量計算値
 W : 荷重が負勾配になるまでに梁端部の吸収した累積塑性ひずみエネルギー

図—6 全塑性耐力実験値 eP_p

大きい。

図—8に α と B/T の関係を、図—9に $\bar{\eta}$ と B/T の関係を示す。図中、●印はスカラップを有する場合を、○印はスカラップが無い場合を示している。なお、図—8中には、スカラップを有する場合について文献6)で整理されている実験結果を●印で示している。

本実験で得られた最大耐力については、スカラップを有する場合は B/T が大きくなるにつれて α は小さくなる傾向を示しており、文献6)で整理されている実験結果と同様な傾向となっている。一方、スカラップの無い場合は、 B/T が大きくなっても α は変化せずほぼ同じ値を示していることがわかる。変形能力についても同様な傾向があり、スカラップを有する場合は B/T が大きくなると $\bar{\eta}$ は小さくなり、スカラップの無い場合は B/T が大きくなっても $\bar{\eta}$ は変化せずほぼ同じ値を示している。

文献5)において報告した梁がH形断面柱に接合される場合と本報における箱形断面柱に接合される場合の梁端部の最大耐力および変形能力を比較すると、スカラップを有する場合、H形断面柱の試験体S-1の α および $\bar{\eta}$ の値は $\alpha=1.47$ 、 $\bar{\eta}=89.5$ であり、箱形断面柱で B/T が12.5の試験体S-2の α および $\bar{\eta}$ とほぼ同じ値である。スカラップが無い場合も同様に、NS-1とNS-2を比較すると、NS-1の α および $\bar{\eta}$ の値は $\alpha=1.60$ 、 $\bar{\eta}=128.6$ であり、NS-2の α および $\bar{\eta}$ の値に違いは認められない。このことより、H形鋼梁が箱形断面柱に接合される場合、 B/T が12.5程度であれば、H形断面柱に接合される場合と同程度の最大耐力および変形能力を有することがわかる。

3.4 梁端部のひずみ性状

スカラップの有無および接合部パネル内の柱フランジ幅厚比 B/T の変化が、梁端部の力学的性状に及ぼす影響をひずみ集中の観点から調査するために、平面シェル要素を用いたFEM解析を行った。図—10に、解析モ

デルを示す。解析に用いたモデルは、変形の対称性を考慮して1/4モデルとした。溶接接合部については、スカラップの形状寸法のみ考慮し、裏当て金、突合せ溶接部、隅肉溶接の形状寸法および材料特性は無視した。また各構成部材の応力とひずみの関係は、図—11に示すようなTri-linear形のものを用いており、ヤング係数 E_0 は

図—7 α - $\bar{\eta}$ 関係 図—8 α - B/T 関係

図-9 $\bar{\epsilon}$ - B/T 関係

2,100 ton/cm², 2 次勾配は $E_0/100$ とした。降伏点強度 σ_y および引張強度 σ_u は, 素材試験による結果を用いた。

図-12 に, FEM 解析および実験から得られた+1 サイクル時の荷重-変形関係を示す。図中, ○, □印は FEM 解析結果を, ●, ■印は実験値を示している。FEM 解析による荷重-変形関係は, 実験結果を多少上回っているものの, ほぼ実験結果を追跡できているといえる。この結果を基に, 図-13 に, 弾性域, $c\delta_{PM}$ 時, $3c\delta_{PM}$ 時の梁フランジおよびウェブの曲げひずみ分布を示す。図中, ○印は FEM 値を●印は実験値を示しており, スカラップ端部位置における断面の値である。

図から, スカラップを有する場合は, スカラップの無い場合に比べて弾性域からウェブのスカラップ近傍およびフランジ内面中央のひずみが乱れており, $3c\delta_{PM}$ 時には実験値も FEM 値もフランジ内面中央近傍の値がフランジ外面中央の値よりも大きくなっている。また, 柱が H 形断面である S-1 と柱が箱形断面で B/T が 12.5 の S-2 および B/T が 33.3 の S-4 を比較すると, B/T が大きくなるにつれてウェブの曲げひずみ量は小さくなる傾向を示すが, 逆に, フランジ内面中央近傍のひずみ量は大きくなっている。一方, スカラップの無い場合は, B/T が大きくなるとわずかにひずみ分布が細くなる傾向を示しているが, 著しい乱れはみられず, B/T が

図-12 +1 サイクル時の荷重-変形関係

33.3 程度でも梁ウェブはある程度曲げ応力を負担していることがわかる。

図-14 に, 梁の各変形状態におけるスカラップ端部のひずみ集中度 β を示す。ここで, β は梁フランジ内側のスカラップ端部の要素のひずみ ϵ_s を同一断面における梁フランジ各要素のひずみの平均値 ϵ_{mean} で除した値である。

スカラップを有する場合は, 弾性域からフランジ内面中央のスカラップ端部にひずみが集中しており, $c\delta_p$ 時近傍では, $\beta \approx 1.5$ 程度のひずみ集中がみられる。一方, スカラップの無い場合は著しいひずみ集中はみられない。これらの性状は, 実験結果と対応しており, スカラップを有する試験体が梁フランジ側のスカラップ端部から亀裂が発生したことに一致する。

3.5 梁ウェブの曲げモーメント伝達量

前述の FEM 解析結果を基にして, 接合部パネル内の柱フランジ幅厚比の変化と初期降伏変形領域における梁ウェブの曲げモーメント伝達量 M_w との関係を, B/T が 12.5, 21.1, 33.3 の場合を対象として検討する。

図-15 に, M_w を求める方法を示す。本報では, スカラップ端部位置における断面について, 各要素応力を図心回りに積分することによって M_w の概算値を求めた。ここで, 任意の要素内においては, 要素図心応力が一様に分布するものと仮定した。以上の手順により, 次式に

図-10 FEM 解析モデル

図-11 応力-ひずみ関係

(a) H形断面柱の場合

(b) 箱形断面柱($D/T = 12.5$)の場合

(c) 箱形断面柱($D/T = 33.3$)の場合

図—13 梁端部のひずみ分布

図—14 ひずみ集中率 β

よって梁ウェブの曲げモーメント伝達量 M_w が求まる。

$$M_w = \sum \sigma_i \cdot h_i \cdot t_w \cdot l_i$$

σ_i : 要素 i の引張または圧縮応力度

h_i : 要素 i の高さ

t_w : 梁ウェブ厚

l_i : 断面図心から要素 i の図心までの距離

図—16 に、 M_w/M_{wp} と B/T の関係を、スカラップを有する場合とスカラップの無い場合に分けて示す。両図の縦軸には、 M_w を図—15 に示すような梁ウェブの全塑性モーメント M_{wp} によって無次元化した値をとっている。図中には、梁の変形量 δ が、 $c\delta_p$ 時、 $2c\delta_{PM}$ 時および $3c\delta_{PM}$ 時の値を示している。また、立山・井上⁷⁾ および森田⁸⁾ の研究により提案されている梁ウェブの塑性化領域 x を用いて求めた M_w/M_{wp} も併せて示している。これらの塑性化領域は、接合部パネル内の柱フランジに降伏線を仮定し、仮想仕事法によってメカニズム時の最小荷重を求めることにより導かれるものである。すなわち、この場合の M_w/M_{wp} は梁端部の変形状態とは無関係に求まる値である。

図—16 から、スカラップを有する場合は、 B/T が大きくなるにつれて M_w/M_{wp} の値は小さくなる傾向にあり、 $3c\delta_{PM}$ 時には $B/T=12.5$ の場合で $M_w/M_{wp} \approx 0.90$ 、 $B/T=33.3$ の場合で $M_w/M_{wp} \approx 0.60$ 程度である。また、 $2c\delta_{PM}$ 時の値は、文献 7) および 8) より求めた M_w/M_{wp} とほぼ一致している。一方、スカラップの無い場合も同様に、 B/T が大きくなるにつれて M_w/M_{wp} の値は小さくなる傾向を示すが、その値はスカラップを有する場合に比べて大きく、 $c\delta_p$ 時で約 1.6~3.3 倍、 $3c\delta_{PM}$ 時で約 1.2~1.5 倍程度となっている。特に、 $3c\delta_{PM}$ 時には、 $B/T=33.3$ の場合においても $M_w/M_{wp} \approx 0.90$ 程度は確保できている。

本実験で使用した梁の全塑性モーメント M_p に対する梁ウェブの全塑性モーメント M_{wp} の比は約 0.27 であり、スカラップを無くすことによって $c\delta_p$ 時の M_w/M_{wp} の値が約 1.6~3.3 倍程度大きくなったとしても、梁全

図—15 梁ウェブの曲げモーメント伝達量 M_w

(a) スカラップを有する場合

(b) スカラップの無い場合

図—16 M_w/M_{wp} - B/T 関係

断面の曲げモーメント伝達量に及ぼす影響は約 6~8 % 程度である。実験による初期の $c\delta_p$ 時の耐力が、スカラップの有無および B/T の変化によらずほぼ同じ値となったのはこのことによるものと思われる。

このように、梁スカラップの有無および接合部パネル内の柱フランジ幅厚比の変化が初期の剛性および耐力に

及ばず影響は小さいが、スカラップを有する場合にみられる梁フランジ内側のスカラップ端部のひずみ集中は、亀裂の発生要因となり得る。

4. 結 論

梁スカラップの有無が箱形断面柱に溶接接合されるH形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響を調査するために、十字形柱梁接合部の試験体を用いた載荷実験および有限要素法解析を行った結果、以下のことが明らかになった。

(1) スカラップを有する試験体は、スカラップ端部に弾性域からひずみが集中し、この位置に生じた亀裂が急激に進展してフランジ母材が破断した。一方、スカラップの無い試験体は、十分な変形能力を示した後に、梁フランジ溶接熱影響部での破断あるいは梁フランジの局部座屈により荷重が低下した。

(2) スカラップの有無および接合部パネル内の柱フランジ幅厚比の変化が初期の剛性および耐力に及ぼす影響は小さい。

(3) しかし、これらの因子が最大耐力および変形能力に及ぼす影響は大きく、スカラップを有する場合は接合部パネル内の柱フランジ幅厚比が大きくなるにつれて最大耐力および変形能力は小さくなる傾向を示す。一方、スカラップの無い場合は、接合部パネル内の柱フランジ幅厚比の変化によらず最大耐力および変形能力はほぼ同じ値を示し、その値はスカラップを有する場合に比べて大きい。

参考文献

- 1) 矢部喜堂, 坂本真一, 倉持 貢, 井手 斉, 多賀雅泰, 越田和憲: はりスカラップを有しない柱はり溶接接合部の力学的性状 (その1, その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1593~1596, 1990年10月
- 2) 矢部喜堂, 坂本真一, 倉持 貢, 井手 斉, 多賀雅泰, 越田和憲: はりスカラップを有しない柱はり溶接接合部の力学的性状 (その3, 圧延H形鋼梁の接合に適用した場合), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1161~1162, 1991年9月

- 3) 坂本真一, 中込忠男, 矢部喜堂, 横山重和, 藤田哲也: 電炉鋼板を用いた柱はり溶接接合部の力学的性状 (その1~その3), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1155~1160, 1991年9月
- 4) Yoshitaka Yabe, Shinichi Sakamoto: "Rationalization of Steel Structure Welding for Buildings in Japan - Mechanical Behavior of Beam-to-Column Welded Joints Without Beam Scallops-", Shimizu Technical Research Bulletin, No. 10, pp. 13~19, March 1991
- 5) 中込忠男, 矢部喜堂, 坂本真一: 梁スカラップの有無がH形断面柱に溶接接合されるH形鋼梁端部の力学的性状に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文報告集, 第432号, pp. 51~59, 1992年2月
- 6) 田淵基嗣, 坂本真一, 金谷 弘, 藤原勝義, 上場照康: 角形鋼管柱に接合されるH形鋼はり端部の曲げ耐力の評価, 日本建築学会構造系論文報告集, 第389号, pp. 122~131, 昭和63年7月
- 7) 立山英二, 井上一朗, 杉本正三, 松村弘道: 通しダイアフラム形式で角形鋼管柱に接合されるH形鋼はりの耐力と変形性能に関する研究, 日本建築学会構造系論文報告集, 第389号, pp. 109~121, 昭和63年7月
- 8) 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, 第397号, pp. 48~59, 1989年3月
- 9) 立山英二, 五十嵐定義, 井上一朗, 張 雨田, 杉本正三, 松村弘道: 通しダイアフラム形式の角形鋼管柱・H形鋼はり接合部におけるはりの応力伝達機構に関する研究 (その1~その3), 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 497~508, 昭和60年5月
- 10) 横山重和, 中込忠男, 矢部喜堂, 金本秀雄: 鋼構造溶接接合部の力学的性能 (その1, その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1263~1266, 1989年10月
- 11) 西沢 淳, 藤本盛久, 青木博文, 中込忠男: 電炉平鋼を用いた柱はり接合部実大十字形実験 (その3 仕口ディテールの影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 1705~1706, 1990年10月
- 12) 坂本真一, 金谷 弘, 田淵基嗣: 鋼管柱・はり溶接接合部の力学的性状に与える接合部詳細の影響-その1 角形鋼管通しダイアフラム形式接合部-, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp. 969~970, 昭和61年8月

(1992年3月10日原稿受理, 1992年7月6日採用決定)