コンクリート充てん角形鋼管柱—鉄骨はり接合部の 内ダイアフラム補強に関する研究

EFFECT OF INNER RING STIFFENER ON THE STRENGTH OF CONNECTION BETWEEN STEEL BEAM AND CONCRETE-FILLED SQUARE TUBE COLUMN

森田 耕次*, 横山 幸夫**, 川又 康博***, 松村 弘道****

Koji MORITA, Yukio YOKOYAMA, Yasuhiro KAWAMATA and Hiromichi MATSUMURA

Experimental and analytical studies have been carried out to estimate the yield and ultimate strength of steel beam to concrete-filled square tube column reinforced with inner ring stiffener.

The strength capacities of the connections can be estimated by the superposition of the capacity of column flange which is calculated with the Yield Line Theory and that of inner ring stiffener.

The analytical yield and ultimate strengths agree comparatively well with the experimental yield and ultimate strengths respectively.

Keywords : concrete-filled square tube column, steel beam, connection, yield strength, ultimate strength, yield line theory

コンクリート充てん角形鋼管柱, 鉄骨はり, 柱はり接合部, 全塑性耐力, 最大耐力, 降伏線理論

1. 序

コンクリート充てん角形鋼管柱—鉄骨はり接合部の補強方法として日本建築学会「鋼管構造設計施工指針」では外ダイアフラム形式および柱にコンクリートを充てんするために円孔をあけた通しダイアフラム形式を選定し, 接合部の許容耐力および最大耐力の評価式が示されている¹⁾。しかし, 内ダイアフラム形式については, 研究資料が乏しく, 接合部の応力伝達機構が十分に解明されているとは言えない。

本研究では, 柱にコンクリートを充てんするために, 正方形または円形の孔をあけた内ダイアフラム形式で補強した柱はり接合部について, 骨組に水平荷重が作用する時の接合部の応力状態をモデル化した部分モデル実験の結果に基づき, その応力伝達機構および耐力について考察している。ただし, 本研究では, 柱充てんコンクリートは柱鋼管コーナ部の内ダイアフラム下面においても十分に充てんされていることを前提としている²⁾。

接合部の全塑性耐力については, 接合部各部のひずみ分布の測定結果を基に柱鉄骨の管壁および内ダイアフラ

ムに接合部形状に応じた降伏メカニズムを仮定して, 降伏線理論により考察している³⁾。また, 接合部の最大耐力についても同様な手法を用いて考察している。なお, 本研究は文献4), 5)の実験結果を基に内容を更に展開させたものである。

2. 試験体および実験結果

2.1 試験体

試験体は, コンクリート充てん角形鋼管柱—鉄骨はり接合部における柱—引張側はりフランジ接合部をモデル化した部分モデル試験体でその形状を図—1に示す。内ダイアフラムには, はりフランジから柱鋼管フランジを介して入力された引張応力を柱ウェブにせん断力として出力されるよう柱鋼管ウェブ中央位置にスリットを設けている。また, 内ダイアフラムに設けたスリット部で柱鋼管ウェブが局部引張降伏を起こす可能性のある試験体についてはその部分を図—1に示すように水平スチフナで補強している。

なお, 柱鋼管ウェブ中央位置にスリットを設けない—

* 千葉大学工学部建築学科 教授・工博

** 千葉大学大学院自然科学研究科 大学院生

*** 千葉大学大学院工学研究科 大学院生

**** NKK 鉄鋼研究所都市工学研究部

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Chiba University, Dr. Eng.

Graduate Student, Graduate School of Science and Technology, Chiba University

Graduate Student, Graduate School of Engineering, Chiba University

Civil and Building Research Department, NKK Corporation

体形式の内ダイアフラムで補強された柱はり接合部に水平荷重時応力が作用する場合ははりフランジの引張応力は、本研究で採用しているスリットを設けた場合の応力伝達機構の他に、内ダイアフラムの引張抵抗を介して柱圧縮側の充てんコンクリートの支圧抵抗により柱に伝達される応力伝達機構が考えられる^{6),7)}。したがって、本研究で得られる成果は、一体形式の内ダイアフラムで補強された柱はり接合部に水平荷重が作用するときの柱—引張側はりフランジ接合部の耐力を安全側に評価することになる。しかし、試験体は柱鋼管ウェブと内ダイアフラムの溶接部でのせん断降伏および内ダイアフラムに設けたスリット部での柱鋼管ウェブの局部引張降伏を起こさないように設計されているため、その程度はわずかなものと考えられる。

図—1 Geometry of Cruciform Specimens

表—1 Dimensions and Test Parameters of Cruciform Specimens

Unit:mm			
	Column $b \times c \times t$	Beam Flange $b \times b \times t \quad (r)$	Diaphragm $d \times d \times t$
S 5- 8I	300x 9	160x 19 (29.5)	210x 9
S 5- 8II	300x 6	160x 19 (22.9)	210x 9
S 5-10II	300x 6	160x 19 (32.8)	160x 9
S 5-10IV	300x 6	160x 19 (34.2)	160x 19
S 5-13II	300x 6 *	160x 19 (32.9)	120x 9
S 6- 9II	300x 6	180x 19 (30.8)	210x 9
S 6-15II	300x 6 *	180x 19 (31.6)	120x 9
S 7-10II	300x 6	210x 19 (29.1)	210x 9
S 7-18III	300x 9 *	210x 19 (33.1)	120x 19
S 7-18IV	300x 6 *	210x 19 (33.6)	120x 19
S 9-12II	300x 6	260x 19 (32.2)	210x 9
S 9-12IIw	300x 6	260x 19 (31.8)	210x 9
S 9-16II	300x 6 *	260x 19 (31.9)	160x 9
S10-14I	300x 9	300x 19 (25.2)	210x 9
S10-14Iw	300x 9	300x 19 (32.2)	210x 9
C 5- 8I	300x 9	160x 19 (29.0)	210x 9
C 6-15II	300x 6 *	180x 19 (32.7)	120x 9
C10-14I	300x 9	300x 19 (25.7)	210x 9

* : Column webs are reinforced with horizontal stiffeners

試験体は18体で、その詳細寸法を表—1に示す。採用した実験変数は以下のとおりである。

- 内ダイアフラムにあける孔の形状;主に正方形(記号:S)とし、比較のために円形(C)を採用した。
- はりフランジ幅(b)と柱幅(c)の比;はりフランジ幅を変化させて、 b/B を0.53(記号:5), 0.6(6), 0.7(7), 0.87(9), 1.0(10)の5種類とした。
- はりフランジ幅(b)と内ダイアフラムにあける孔の a の比;孔の形状が正方形の場合は一辺の長さを、円形の場合は直径を a とし、 b/a を0.76(記号:8), 0.86(9), 1.0(10), 1.24(12), 1.33(13), 1.43(14), 1.5(15), 1.63(16), 1.75(18)の9種類とした。
- 柱鋼管の厚さ(c)と内ダイアフラムの厚さ(a)の組み合わせ;組み合わせは c (mm)/ a (mm)を9/9(記:I), 6/9(II), 9/19(III), 6/19(IV)の4種類とした。なお、はりフランジの厚さ(b)は19mmで統一している。
- 柱角形鋼管の製法;主としてロール成形角形鋼管とし、比較のために鋼板により溶接組立した角形鋼管(記号:w)を採用した。

本実験で採用した実験変数 b/B と b/a の組み合わせを図—2に示す。なお、試験体名称は上記の実験変

図—2 Combinations of Test Parameters

表—2 Mechanical Properties of Materials

		Y.P.	T.S.	El.	Test Specimens Used
STR41	PL 6 (1)	4.13	4.95	20	(1) S5-8II (2) S5-10II, S5-10IV, S7-10II
	(2)	3.60	4.51	24	S7-18IV, S9-12II, S9-16II (3) S5-13II
	(3)	3.67	4.56	27	S6-9II, S6-15II, C6-15II
STR41	PL 9 (1)	4.00	4.88	20	(1) S5-8I, S10-14I
	(2)	4.08	4.98	18	(2) C5-8I, C10-14I
	(3)	3.73	4.63	24	(3) S7-18III
SS41	PL 6	3.18	4.32	27	S9-12IIw
	PL 9 (1)	2.90	4.41	30	(1) S5-8I, S5-8II, S10-14I (2) C5-8I
	(2)	2.85	4.55	30	C10-14I (3) S5-10II, S7-10II, S9-12II
	(3)	3.00	4.53	26	S9-16II, S10-14Iw (4) S5-13II, S6-9II
	(4)	2.93	4.42	26	S6-15II, S9-12IIw, C6-15II
	PL19 (1)	2.60	4.22	33	(1) S5-8I, S5-8II, S10-14I (2) C5-8I, C10-14I
SS41	(2)	2.70	4.53	31	(3) S5-10II, S5-10IV, S7-10II, S7-18III
	(3)	2.66	4.43	31	S7-18IV, S9-12II, S9-16II, S10-14Iw
	(4)	2.94	4.68	29	(4) S5-13II, S6-9II, S6-15II, S9-12IIw, C6-15II
C.S. Test Specimens Used					
Normal Concrete		245	S5-8I, S5-8II, S10-14I		
		252	C5-8I, C10-14I		
High-Early Strength Concrete		343	S5-10II, S5-10IV, S7-10II, S7-18III, S7-18IV, S9-12II, S9-16II, S10-14Iw		
		229	S5-13II, S6-9II, S6-15II, S9-12IIw, C6-15II		

Y.P.:Yield Point (tf/cm²) T.S.:Tensile Strength (tf/cm²)
El.:Elongation (%) C.S.:Compressive Strength (kgf/cm²)

数で用いた記号を順番に並べるにより表した。

ロール成形角形鋼管は STKR 41, その他の鋼材は SS 41 で, 充てんコンクリートは設計基準強度 210 kgf/cm² の普通または早強コンクリートでそれらの機械的性質を表—2 に示す。溶接はすべて CO₂ ガスシールドアーク溶接で (ワイヤ径: 1.2 mm ϕ , ガス流量: 35 l/min., 標準溶接条件: 280 A, 34 V) による完全溶

図—3 Experimental P - Δ Relationships of Cruciform Specimens

込溶接で, はりフランジ端の溶接部は溶接終了後にグラインダ仕上げを行っている。グラインダ仕上げ後に実測した図—1 に示す補強盛を含むはりフランジの溶接寸法 r と t を表—1 のかっこ内に示す。

載荷は単調引張載荷とし, 接合部の荷重 (P)-局部変形 (Δ) 関係を図—1 に取り付け位置を示す変位計を用いて求めた。また, 接合部各部のひずみ度をひずみゲージにより測定した。

2.2 実験結果

各試験体の P - Δ 曲線を図—3 に, 全塑性耐力 (eP_p), 最大耐力 (eP_u) および亀裂位置を表—3 に示す。接合部の全塑性耐力 eP_p は図—4 に示す General Yield Point 法により求めた。なお, 図—4 に示す第一折線は P - Δ 曲線上の $eP_u/3$ における接線で, 第二折線は P - Δ 曲線上の約 $e\Delta_c/2$ ($e\Delta_c$ は柱鋼管フランジに亀裂が観察された時の局部変形量で, 図—3 に ∇ 印で示す) における接線である。このようにして求めた各試験体の eP_p の剛性は $eP_u/3$ における剛性の約 $1/4.1 \sim 1/17.6$ となるが, 局部変形量 ($e\Delta_p$) は $e\Delta_p/c \cdot t = 0.14 \sim 0.63$ と過大な値ではない。

表—3 Test Results in Comparison with Analytical Strengths for Cruciform Specimens

	Test Results					Analytical Strengths			
	eP_p (tf)	$e\Delta_p$ (mm)	eP_u (tf)	$e\Delta_u$ (mm)	C.P.	P_p (tf)	eP_p/sP_p	P_u (tf)	eP_u/sP_u
S 5- 8I	30.5	5.0	46.7	45.0	F	31.57	0.97	51.39	0.91
S 5- 8II	21.3	3.5	39.8	24.6	F	22.23	0.96	41.01	0.97
S 5-10II	34.0	3.1	59.0	34.7	F	27.70	1.23	59.87	0.99
S 5-10IV	62.0	3.1	98.6	36.9	F, S	44.12	1.41	108.26	0.91
S 5-13II	43.4	2.0	76.0	25.9	F	39.97	1.09	74.99	1.01
S 6- 9II	24.4	2.8	44.8	23.6	F	21.73	1.12	42.48	1.05
S 6-15II	46.1	1.8	76.4	23.4	F	44.03	1.05	75.95	1.01
S 7-10II	28.3	2.0	48.0	24.3	F	23.35	1.21	45.02	1.07
S 7-18III	108.0	3.4	160.8	37.0	F	95.44	1.13	157.43	1.02
S 7-18IV	98.7	3.8	147.6	49.6	F, S	79.89	1.24	139.40	1.06
S 9-12II	46.0	2.3	67.8	13.4	F	40.40	1.14	57.37	1.18
S 9-12IIw	51.6	2.2	73.5	12.6	F	38.10	1.35	57.21	1.28
S 9-16II	60.5	1.9	90.6	13.3	F	52.84	1.14	76.16	1.19
S10-14I	68.2	1.2	97.0	5.3	R	94.55	0.72	110.56	0.88
S10-14Iw	95.2	3.4	127.8	19.0	W	83.82	1.14	114.84	1.11
C 5- 8I	38.5	3.0	63.2	16.0	F	37.94	1.01	73.03	0.87
C 6-15II	49.2	4.3	80.0	27.9	F	49.48	0.99	87.24	0.92
C10-14I	87.5	1.5	116.0	6.0	R	110.33	0.79	126.99	0.91

C.P.: Crack Pattern

図—4 Definition of General Yield Strength for Experimental P - Δ Relationships

図-5 Crack Pattern in Cruciform Specimen

図-6 Strain Distributions in Column Flanges

試験体に発生した亀裂は、図-5に示すとおり、F；柱鋼管フランジにはりフランジ端から発生し、柱鋼管フランジを貫通して、内ダイアフラムに伝播する亀裂、R；柱鋼管コーナ部にはりフランジ端溶接の止端から発生し、溶接熱影響部に沿って伝播する亀裂、W；柱鋼管ウェブに発生し、内ダイアフラムに伝播する亀裂、S；柱鋼管ウェブの内ダイアフラムに設けたスリット位置で生じ

図-7 Strain Distributions in Column Webs

図-8 Principal Strain Distributions in Inner Diaphragms

図-9 Strain Distributions in Center of Inner Diaphragms

図-10 Strain Distributions in Beam Flanges

る亀裂に分類できる。なお、亀裂FとSが同時に観察された試験体の最大耐力は、亀裂FがSより著しく進展していることより、亀裂Fで決定したと考えられる。

接合部各部のひずみの測定結果を図—6 から図—10 に示す。図—6 は柱鋼管フランジの材軸方向のひずみ分布で、フランジの表面側のひずみの測定結果を実線で、裏面側のそれを点線で示す。図より、はりフランジ取り付け位置近傍の柱鋼管フランジは接合部の全塑性耐力時 eP_p では面外曲げ降伏しており、はりフランジから柱鋼管ウェブの応力伝達において、柱鋼管フランジの面外曲げ抵抗の役割が大きいことがうかがえる。図—7 は柱鋼管ウェブの加力方向のひずみ分布で eP_p では試験体 S10—14 I w が引張降伏している以外は面外曲げ降伏を起こしている。図—8 は内ダイアフラム各部の主ひずみ分布であり、 eP_p では柱鋼管コーナ部 (a) 近傍、内ダイアフラムにあけた孔の隅角部 (c) 近傍、および、 $B < A$ の試験体においては、はりフランジ両端部に対向する部分 (b) 近傍は降伏状態にあることを示している。図—9 は内ダイアフラムのはりフランジ中央部に対向する部分のひずみ分布で、 eP_p では最外縁は圧縮降伏ひずみに達する試験体も観察されるが、降伏域の進展は著しいものではない。図—10 ははりフランジの加力方向のひずみ分布で両端部でひずみ集中が著しい分布形状を示している。はりフランジ中央位置のひずみは、試験体 S7—18 III は eP_p 近傍で引張降伏しているが、残りの試験体は eP_p では引張降伏していない。

各試験体の力学的挙動は、内ダイアフラムの柱鋼管コーナ部および孔の隅角部近傍が降伏して試験体の剛性が低下し始め、柱鋼管フランジが面外曲げ降伏して接合部の全塑性耐力 eP_p に達し、その後さらに柱の面外変形が顕著になって柱鋼管の管壁に亀裂が生じるという経過となっている。

3. 接合部耐力の評価

3.1 降伏線理論による全塑性耐力の評価

本実験で得られたコンクリート充てん角形鋼管柱—鉄骨はり接合部における柱鋼管のひずみ分布形は文献 3) に示す内ダイアフラム補強された箱形断面柱—H 形断面はり接合部における純鉄骨柱のひずみ分布形とはほぼ一致している。したがって、本研究においても、接合部の全塑性耐力時には柱鋼管には文献 3) と同様な降伏メカニズムが形成されると仮定し、また、内ダイアフラムには内ダイアフラムにあける孔の形状とはりフランジ幅の関係に対応した降伏メカニズムが形成されると仮定し、降伏線理論を用いて接合部の全塑性耐力を解析する。なお、以下に示す柱鋼管および内ダイアフラムの降伏メカニズムは柱鋼管ウェブ部分が柱充てんコンクリートの拘束効果により大きな面外変形を起こさないことを前提と

している。この充てんコンクリートの拘束効果の定量的な評価は今後の検討課題である。

解析に際して仮定した柱鋼管コーナ部の取扱いについて以下に示す。試験体 S5-10 II および S7-10 II に関して、柱鋼管コーナ部近傍の鋼管表面側に貼布したひずみ分布の測定結果を図—11 (a) に示す。図より、鋼管コーナ部のウェブ側 Cw またはフランジ側 Cf の曲げ降伏が中央位置 Cc より早期に生じている。このひずみ測定結果および鋼管コーナ部は平板部分より降伏点が冷間成形の影響で上昇している⁸⁾ことを考慮して、解析の簡易化のために鋼管コーナ部アールの影響を無視し、降伏線は図—11 (b) に示すフランジ芯とウェブ芯の交線に形成されると仮定し、その降伏モーメント M_p 等の算定に際して鋼管の平板部分の降伏点を用いている。この柱鋼管コーナ部アールの接合部耐力に与える影響については今後の検討課題である⁹⁾。

1) 内ダイアフラムにあける孔が正方形で $B \leq A$ の場合

接合部の全塑性耐力時に図—12 に示す降伏メカニズムが形成されると仮定する。すなわち、内ダイアフラムは柱鋼管コーナ部 a と孔隅角部 c を結ぶ断面が降伏して ac が $a'c'$ に移動し、平板部分 $cdbe$ がせん断降伏して $c'd'b'e'$ に変形する。内ダイアフラムに降伏メカニズムが形成されると、柱鋼管の面外変形が許容され、柱鋼管に太線で示される曲げ降伏線が生じて降伏メカニズムが形成される。なお、この柱鋼管の降伏メカニズムは文献 3) の降伏メカニズム (A) と一致している。た

図—11 Strain Distributions and Analytical Model in Column Corners

図—12 Yield Line Mechanism in Column Wall and Inner Diaphragm with Square Opening ($aB \geq B$)

図—13 Yield Line Mechanism in Inner Diaphragm with Square Opening ($aB < B$)

だし、鋼管の曲げ降伏線 BB と $B'B'$ 間および BB' 間の間隔は降伏線の幅が柱鋼管フランジの厚さと仮定して (1) 式を採用する¹⁰⁾。

$$\left. \begin{aligned} t &= t + c t \\ B &= B + c t \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (1)$$

はりフランジに作用する荷重 P のなす外部仕事 (E_x) は、はりフランジ部分に取り合う柱フランジの $BBB'B'$ 部分に面外変形 δ が生じると仮定すると、(2) 式となる。

$$E_x = P \cdot \delta \dots \dots \dots (2)$$

降伏線 ac の単位長さ当たりの荷重方向の降伏耐力 p_y は、ミーゼスの降伏条件式を用い、 $\angle bac = \varphi$ とすれば (3・a) 式となる。また、平板部分 $cdb e$ は純せん断降伏状態にあると仮定すれば、 $b e$ 間の単位長さ当たりの荷重方向の降伏耐力 p_y は (3・b) 式となる。

$$p_y = a t \cdot \sigma_y / \sqrt{1 + 2 \cdot \sin^2 \varphi} \dots \dots \dots (3 \cdot a)$$

$$p_y = a t \cdot \sigma_y / \sqrt{3} \dots \dots \dots (3 \cdot b)$$

ここで、 $a \sigma_y$ ：内ダイアフラム素材の降伏点である。内ダイアフラムのなす内部仕事 E_i は (4) 式となる。

$$E_i = 2 \cdot p_y \cdot \overline{ac} \cdot \delta_c / 2 + 2 \cdot p_y \cdot \overline{be} \cdot (\delta - \delta_c) \dots \dots (4)$$

ここで、 $\overline{ac} = (cB - aB - ct) / (2 \cdot \cos \varphi)$ ：線分 ac の長さ、 $\delta_c = \delta \cdot (cB - aB - ct) / (cB - B - ct)$ 、 $\overline{be} = (cB - aB - ct) / 2$ ：線分 be の長さである。

接合部の全塑性耐力時における内ダイアフラムの負担耐力 aP_p は、(2) 式の外部仕事と (4) 式の内部仕事とが等しいとして求め、(5) 式となる。ただし、本実験では $\varphi = \pi/4$ である。

$$aP_p = (cB - aB - ct) \{ (cB - aB - ct) / 2 + (aB - B) / \sqrt{3} \} \times a t \cdot \sigma_y / (cB - B - ct) \dots \dots \dots (5)$$

接合部の全塑性耐力時における柱鋼管の負担耐力 cP_p (A) は、文献3)によれば、(6) 式となる。

$$cP_p(A) = 8 M_p \{ 2 \sqrt{(cB - ct)(cB - B - ct)} + t \} / (cB - B - ct) \dots \dots \dots (6)$$

ここで、 $M_p = c t^2 \cdot \sigma_y / 4$ ：柱鋼管の単位長さ当たりの降伏モーメント、 $c \sigma_y$ ：柱鋼管の平板部分素材の降伏点である。

接合部の全塑性耐力 sP_p は、内ダイアフラムの負担耐力と柱鋼管の負担耐力を累加することにより求め、(7) 式となる。

$$sP_p = aP_p + cP_p(A) = (cB - aB - ct) \{ (cB - aB - ct) / 2 + (aB - B) / \sqrt{3} \} a t \cdot \sigma_y / (cB - B - ct) + 2 \{ 2 \sqrt{(cB - ct)(cB - B - ct)} + t \} c t^2 \cdot \sigma_y / (cB - B - ct) \dots \dots (7)$$

2) 内ダイアフラムにあける孔が正方形で $B > aB$ の場合
接合部の全塑性耐力時には図—13または図—14に示す降伏メカニズムが形成されると仮定する。

図—13に示す降伏メカニズムは図—12に示す降伏メカニズムと内ダイアフラムに生じる降伏線の変形挙動だけが相違する。すなわち、降伏線 ac 上のはりフランジ端部に対向する点を f とすると、 c および f は荷重方向に δ 移動して、降伏線 afc は $a'f'c'$ に移動すると仮定している。この仮定を用いれば、内ダイアフラムのなす内部仕事 aE_i は (8) 式となる。

図—14 Yield Line Mechanism in Column Wall and Inner Diaphragm with Square Opening

$${}_aE_t = (\overline{af} + 2 \cdot \overline{fc}) \cdot {}_oP_y \cdot \delta \dots \dots \dots (8)$$

ここで、 $\overline{af} = (cB - B - c t) / (2 \cdot \cos \varphi)$: 線分 af の長さ、 $\overline{fc} = (B - aB) / (2 \cdot \cos \varphi)$: 線分 fc の長さである。

接合部の全塑性耐力 ${}_sP_p$ は、(2) 式の外部仕事と (8) 式の内部仕事が等しいとして求めた内ダイアフラムの負担耐力と (6) 式に示す柱鋼管の負担耐力を累加することにより求まり、(9) 式となる。ただし、本実験では $\varphi = \pi/4$ である。

$${}_sP_p = (cB + B - 2aB - c t) {}_a t \cdot {}_a \sigma_y / 2 + 2 \{ \sqrt{(cB - c t)(cB - B - c t)} + t \} c t^2 \cdot {}_c \sigma_y / (cB - B - c t) \dots \dots \dots (9)$$

図—14 に示す降伏メカニズムでは、内ダイアフラムに生じた降伏線 ac は $a'c'$ と荷重方向に一樣に δ 移動して、降伏メカニズムが形成され、柱鋼管はフランジに曲げ降伏線、ウェブに引張降伏線が生じて降伏メカニズムが形成されると考える。なお、柱鋼管の降伏メカニズムは文献3) の降伏メカニズム (B) と一致している。

内ダイアフラムのなす内部仕事 ${}_aE_t$ は、(10) 式となる。

$${}_aE_t = 2 \cdot {}_oP_y \cdot \overline{ac} \cdot \delta \dots \dots \dots (10)$$

接合部の全塑性耐力時における内ダイアフラムの負担耐力 ${}_aP_p$ は、(2) 式の外部仕事と (10) 式の内部仕事とが等しいとして求まり、(11) 式となる。

$${}_aP_p = (cB - aB - c t) {}_a t \cdot {}_a \sigma_y \dots \dots \dots (11)$$

接合部の全塑性耐力時における柱鋼管の負担耐力 ${}_cP_p$ (B) は、文献3) によれば、(12) 式となる。

$${}_cP_p(B) = 2 \{ \sqrt{2(cB - c t)c t} + t \} c t \cdot {}_c \sigma_y \dots \dots \dots (12)$$

接合部の全塑性耐力 ${}_sP_p$ は、内ダイアフラムの負担耐力と柱鋼管の負担耐力を累加することにより求まり、

図—15 Yield Line Mechanism in Inner Diaphragm with Circular Opening

図—16 Yield Line Mechanism in Inner Diaphragm with Circular Opening

(13) 式となる。

$${}_sP_p = {}_aP_p + {}_cP_p(B) = (cB - aB - c t) {}_a t \cdot {}_a \sigma_y + 2 \{ \sqrt{2(cB - c t)c t} + t \} c t \cdot {}_c \sigma_y \dots \dots \dots (13)$$

したがって、内ダイアフラムにあける孔が正方形で $B > aB$ の場合における接合部の全塑性耐力は (9) 式または (13) 式のいずれか小さい方の値となる。

3) 内ダイアフラムにあける孔が円形の場合

柱鋼管に図-12に示される降伏メカニズムが形成される場合、内ダイアフラムに形成される降伏メカニズムとして図-15を仮定する。すなわち、内ダイアフラムの降伏線 afc は $a'f'c'$ に移動すると仮定する。ここで、 $\angle bac = \varphi$ は未知数である。この仮定を用いれば、内ダイアフラムのなす内部仕事 ${}_aE_i$ は (8) 式となる。ただし、(8) 式における $\overline{af}$ および $\overline{fc}$ は、内ダイアフラムにあける孔が円形の場合、(8)' 式となる。

$$\left. \begin{aligned} \overline{af} &= (cB - B - ct) / (2 \cos \varphi) \\ \overline{fc} &= \overline{ac} - \overline{af} \\ \overline{ac} &= [(cB - ct)(\cos \varphi + \sin \varphi) \\ &\quad - \sqrt{aB^2 - (cB - ct)^2 (\cos \varphi - \sin \varphi)^2}] / 2 \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (8)'$$

接合部の全塑性耐力時における内ダイアフラムの負担耐力 ${}_aP$ は、(2) 式の外部仕事と (8) および (8)' 式を用いて求まる内部仕事が等しいとして求め、(14) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_aP &= [(cB - ct)(\cos \varphi + \sin \varphi) \\ &\quad - \sqrt{aB^2 - (cB - ct)^2 (\cos \varphi - \sin \varphi)^2} \\ &\quad - (cB - B - ct) / (2 \cos \varphi)] {}_a t \cdot \\ &\quad {}_a \sigma_y / \sqrt{1 + 2 \sin^2 \varphi} \dots\dots\dots (14) \end{aligned}$$

ただし、未知数 φ は $(cB - ct) / 2 \geq \overline{ac} \cos \varphi \geq (cB - B - ct) / 2$ を満足する必要がある。ここで、未知数 φ は (14) 式の ${}_aP$ が最小となる条件より決定される。

したがって、接合部の全塑性耐力 ${}_sP_p$ は (15) 式となる。

$${}_sP_p = {}_aP_p + {}_cP_p(A) \dots\dots\dots (15)$$

ここで、 ${}_aP_p$ は内ダイアフラムの負担耐力で (14) 式に示す ${}_aP$ の最小値であり、 ${}_cP_p(A)$ は柱鋼管の負担耐力で (6) 式に示す値である。

柱鋼管に図-14に示される降伏メカニズムが形成される場合は内ダイアフラムに形成される降伏メカニズムとして図-16を仮定する。すなわち、内ダイアフラムの降伏線 ac は $a'c'$ と荷重方向に δ 移動する。ここで $\angle bac = \varphi$ は未知数である。この仮定を用いれば、内ダイアフラムのなす内部仕事 ${}_aE_i$ は (10) 式となる。ただし、(10) 式における $\overline{ac}$ は (8)' 式に示す値となる。

接合部の全塑性耐力時における内ダイアフラムの負担耐力 ${}_aP$ を同様にして求めると (16) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_aP &= (cB - ct) [(\cos \varphi + \sin \varphi) \\ &\quad - \sqrt{aB^2 / (cB - ct)^2 - (\cos \varphi - \sin \varphi)^2}] \\ &\quad \times {}_a t \cdot {}_a \sigma_y / \sqrt{1 + 2 \sin^2 \varphi} \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

したがって、接合部の全塑性耐力 ${}_sP_p$ は (17) 式となる。

$${}_sP_p = {}_aP_p + {}_cP_p(B) \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 ${}_aP_p$ は内ダイアフラムの負担耐力で (16) 式に示す ${}_aP$ の最小値であり、 ${}_cP_p(B)$ は柱鋼管の負担耐力で (12) 式に示す値である。

以上より、内ダイアフラムにあける孔が円形の場合における接合部の全塑性耐力は (15) 式または (17) 式のいずれか小さい方の値である。

3.2 最大耐力の評価

接合部の最大耐力を降伏線理論を拡張して用いることにより評価する。評価に際し、柱鋼管の崩壊メカニズムは全塑性耐力の評価で用いた降伏メカニズムと同一とし、その負担耐力は曲げ降伏線 (降伏モーメント M_p) および引張降伏線 (引張降伏耐力 $T_y = c_t \cdot c_{\sigma_y}$) の代わりにそれぞれ曲げ耐力線 $M_u = c_t^2 \cdot c_{\sigma_t} / 4$ および引張耐力線 $T_u = c_t \cdot c_{\sigma_t}$ (ここで、 c_{σ_t} : 柱鋼管の平板部分素材の引張強さである) を用いて評価する。また、内ダイアフラムの崩壊メカニズムは、図-5に示す接合部の亀裂発生状況を考慮して、全塑性耐力の評価で仮定した降伏メカニズムとは相違する以下に示すものを用いる。

1) 内ダイアフラムにあける孔が正方形で $B \leq aB$ の場合

接合部の最大耐力時に図-17に示す崩壊メカニズムが形成されると仮定する。すなわち、内ダイアフラムは ad 断面が引張降伏して $a'd'$ に移動し、 cd 断面が最大せん断耐力状態で $c'd'$ に移動し、平板部分 $cdbe$ が最大せん断耐力状態で $c'd'b'e'$ に変形する。この仮定を用いれば、内ダイアフラムのなす内部仕事 ${}_aE_i$ は (18) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_aE_i &= \overline{ad} \cdot {}_a t \cdot {}_a \sigma_y (\delta \overline{ad} / \overline{ab}) + 2 \cdot \overline{cd} \cdot {}_a t ({}_a \sigma_t / \sqrt{3}) \\ &\quad (\delta \overline{ad} / \overline{ab}) + 2 \cdot \overline{be} \cdot {}_a t ({}_a \sigma_t / \sqrt{3}) \{ \delta (1 - \overline{ad} / \overline{ab}) \} \\ &= [(cB - aB - ct)^2 {}_a t \cdot {}_a \sigma_y / 2 (cB - B - ct)] \\ &\quad + (cB - aB - ct) {}_a t \cdot {}_a \sigma_t / \sqrt{3} \} \delta \dots\dots\dots (18) \end{aligned}$$

ここで、 $\overline{ad}$, $\overline{cd}$, $\overline{be}$: 線分 ad , cd , be の長さで $(cB - aB - ct) / 2$, $\overline{ab} = (cB - B - ct) / 2$: 線分 ab の長さ、 ${}_a \sigma_t$: 内ダイアフラム素材の引張強さである。

接合部の最大耐力時における内ダイアフラムの負担耐力は (2) 式の外部仕事と (18) 式の内部仕事が等しいとして求まる。また、柱鋼管の負担耐力は (6) 式の M_p を M_u に変更すれば得られる。したがって、接合部の最大耐力 ${}_sP_u$ は (19) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_sP_u &= (cB - aB - ct)^2 {}_a t \cdot {}_a \sigma_y / 2 (cB - B - ct) \\ &\quad + (cB - aB - ct) {}_a t \cdot {}_a \sigma_t / \sqrt{3} \\ &\quad + 2 \{ 2 \sqrt{(cB - ct)(cB - B - ct)} + t \} c_t^2 \cdot \\ &\quad c_{\sigma_t} / (cB - B - ct) \dots\dots\dots (19) \end{aligned}$$

2) 内ダイアフラムにあける孔が正方形で $B > aB$ の場合

柱鋼管の崩壊メカニズムが図-12の降伏メカニズムと同一形式であるときは内ダイアフラムに形成される崩壊メカニズムを図-18のとおりに仮定する。すなわち、内ダイアフラムは ab 断面が引張降伏して $a'b'$ に移動し、 bc 断面は最大耐力状態で $b'c'$ に移動する。ここで、耐力線 bc の単位長さ当たりの荷重方向の最大耐力 ${}_p u$ は、 $\angle bbc = \varphi$ としてミーゼスの降伏条件式を最大耐力まで拡張して適用すれば、(20) 式となる。

図—17 Collapse Mechanism in Inner Diaphragm with Square Opening ($aB \geq B$)

図—18 Collapse Mechanism in Inner Diaphragm with Square Opening ($aB < B$)

図—19 Collapse Mechanism in Inner Diaphragm with Circular Opening

$${}_oP_u = a_t \cdot a \sigma_t / \sqrt{1+2 \cdot \sin^2 \psi} \quad (20)$$

この仮定を用いれば内ダイアフラムのなす内部仕事 ${}_aE_i$ は (21) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_aE_i &= (ab \cdot a_t \cdot a \sigma_y + 2 \cdot bc \cdot {}_oP_u) \delta \\ &= [(cB - B - ct) a_t \cdot a \sigma_y / 2 + (cB - aB - ct) a_t \cdot \\ &\quad a \sigma_t / (\sin \psi \sqrt{1+2 \cdot \sin^2 \psi})] \delta \quad (21) \end{aligned}$$

ここで、 $bc = (cB - aB - ct) / (2 \cdot \sin \psi)$: 線分 bc の長さ、 $\psi = \tan^{-1} [(cB - aB - ct) / (B - aB)]$ である。

接合部の最大耐力 ${}_sP_u$ は、(2) 式の外部仕事と (21) 式の内部仕事を等しいとして求めた内ダイアフラムの負担耐力と柱鋼管の負担耐力を累加することにより求まり、(22) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_sP_u &= (cB - B - ct) a_t \cdot a \sigma_y / 2 \\ &\quad + (cB - aB - ct) a_t \cdot a \sigma_t / (\sin \psi \sqrt{1+2 \cdot \sin^2 \psi}) \\ &\quad + 2 [2 \sqrt{(cB - ct)(cB - B - ct)} + t] c_t t^2 \cdot \\ &\quad c \sigma_t / (cB - B - ct) \quad (22) \end{aligned}$$

柱鋼管の崩壊メカニズムが図—14 の降伏メカニズムと同一形式であるとき、内ダイアフラムは降伏線 ac が $a'c'$ と荷重方向に一樣に δ 移動して崩壊メカニズムとなると仮定する。この仮定によれば、接合部の最大耐力 ${}_sP_u$ は、(13) 式の右辺第 2 項の $c \sigma_y$ を $c \sigma_t$ に変更すれば得られ、(23) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_sP_u &= (cB - aB - ct) a_t \cdot a \sigma_y + 2 \sqrt{2(cB - ct)ct} \\ &\quad + t] c_t \cdot c \sigma_t \quad (23) \end{aligned}$$

したがって、内ダイアフラムにあける孔が正方形で $B > aB$ の場合における接合部の最大耐力は (22) 式または (23) 式のいずれか小さい方の値である。

3) 内ダイアフラムにあける孔が円形の場合

内ダイアフラムの崩壊メカニズムが図—12 の降伏メカニズムと同一形式であるとき、内ダイアフラムには図—19 に示される崩壊メカニズムを仮定する。ここで、 ab 断面は引張降伏状態、 bc 断面は最大耐力状態であると仮定する。接合部の最大耐力 ${}_sP_u$ は、(3.2, 2) と同様に求めることができ、(24) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_sP_u &= (cB - B - ct) a_t \cdot a \sigma_y / 2 + [B \cos \psi + (cB - ct) \\ &\quad \sin \psi - \sqrt{aB^2 - [(cB - ct) \cos \psi - B \sin \psi]^2}] \\ &\quad \times a_t \cdot a \sigma_t / \sqrt{1+2 \cdot \sin^2 \psi} \\ &\quad + 2 [2 \sqrt{(cB - ct)(cB - B - ct)} + t] c_t t^2 \cdot \\ &\quad c \sigma_t / (cB - B - ct) \quad (24) \end{aligned}$$

ただし、未知数 ψ は ${}_sP_u$ が最小となる値である。

柱鋼管の崩壊メカニズムが図—14 の降伏メカニズムと同一形式であるとき、内ダイアフラムには図—16 に示す崩壊メカニズムを仮定する。接合部の最大耐力 ${}_sP_u$ は、(3.2, 2) と同様に求めることができ、(25) 式となる。

$$\begin{aligned} {}_sP_u &= (cB - ct) [(\cos \varphi + \sin \varphi) \\ &\quad - \sqrt{[aB / (cB - ct)]^2 - (\cos \varphi - \sin \varphi)^2}] \\ &\quad \times a_t \cdot a \sigma_y / \sqrt{1+2 \cdot \sin^2 \varphi} \\ &\quad + 2 [2 \sqrt{(cB - ct)ct} + t] c_t \cdot c \sigma_t \quad (25) \end{aligned}$$

ただし、未知数 φ は ${}_sP_u$ が最小となる値である。

したがって、内ダイアフラムにあける孔が円形の場合における接合部の最大耐力は (24) 式または (25) 式のいずれか小さい方の値である。

4. 実験結果の考察

4.1 接合部の全塑性耐力

全塑性耐力の評価値 ${}_sP_p$ を各試験体について計算した

結果を表—3に示す。ここで、柱鋼管が図—14に示す降伏メカニズムとなって、全塑性耐力が決定した試験体はS10-14 I, S10-14 I w, C10-14 Iの3体だけである。

内ダイアフラムにあける孔の形状が正方形の試験体について、全塑性耐力の実験値と評価値の比 (eP_p/sP_p) と採用した実験変数 (bB/cB , bB/dB) の関係を図—20に示す。なお、図では柱鋼管の製法が冷間成形の場合○印で、溶接組立の場合を□印で示している。

図—20に示すとおり、 $bB/dB \leq 0.86$ の試験体では実験範囲の $bB/cB \leq 0.6$ で sP_p と eP_p の対応は良好である。また、 $bB/dB \geq 1.0$ の試験体では、S10-14 Iを除けば、 sP_p は eP_p を若干過小評価し、その傾向は bB/dB が1.0と1.24の試験体において大きい。上記の eP_p/sP_p と bB/cB および bB/dB の関係は、全塑性耐力の評価精度を向上させる上で、今後さらに検討する必要がある。

柱鋼管フランジの厚さ (c_t) と内ダイアフラム厚さ (a_t) の組み合わせに関しては、試験体の eP_p/sP_p は bB/cB および bB/dB が同じであればその組み合わせにより大きく変化しないことより、3.1に示した全塑性耐力の評価式でその影響を十分把握していると考えられる (図—20および表—3参照)。

柱角形鋼管の製法に関しては、 $bB/cB = 0.87$ のS9-12 IIとS9-12 II wでは eP_p/sP_p は後者が大きな値を示すが、接合部のひずみ挙動に大きな差異はない。しか

図—20 Comparison between Experimental Parameters and Analytical Strengths

し、 $bB/cB = 1.0$ のS10-14 IとS10-14 I wでは柱鋼管ウェブのひずみ挙動が相違し、S10-14 I wでは局部引張降伏して仮定した柱鋼管の降伏メカニズムに対応しているが、S10-14 Iでは面外曲げ降伏して仮定した柱鋼管の降伏メカニズムに対応していない (図—7参照)。また、S10-14 Iでは、 eP_p/sP_p は0.77となり、 sP_p は eP_p を過大評価している。これはS10-14 Iでは亀裂Rにより接合部が早期に破壊したため、図—4に示すGeneral Yield Point法では接合部の全塑性耐力を極端に小さく評価する恐れがあるためと考えられる。これらについては今後の検討課題である。

以上に示すとおり、今後さらに検討すべき問題点は残る。しかし、各試験体の eP_p/sP_p は、S10-14 Iを除けば、0.96~1.41 (平均値1.15, 標準偏差0.127) となり、全塑性耐力の評価誤差もS5-10 IVおよびS9-12 II wを除き過大なものではない。また、各試験体の評価値 sP_p を図—3の $P-\Delta$ 曲線上に○印で示すが、 sP_p が eP_p を若干過小評価した $bB/dB \geq 1.0$ の試験体にあつては、 sP_p は $P-\Delta$ 曲線上で剛性が低下するときの荷重とほぼ対応している。

解析によって得られた柱鋼管フランジの降伏線 AA, BBの位置を図—6に示す。 sP_p 時では、はりフランジ取り合い側の降伏線 BBの位置では柱鋼管フランジ表面側が引張側で降伏ひずみに達しており、また、降伏線 AAの位置では柱鋼管フランジ表面側が圧縮側となるが降伏ひずみには達していない。また、解析によって得られた柱鋼管ウェブの降伏域 AA' を図—7に示す。 sP_p 時では、S9-12 II wでは柱鋼管ウェブは曲げ降伏し、降伏域の大きさはほぼ解析結果と対応している。S10-14 I wのはりフランジ取り合い側で引張降伏するが、その降伏域の大きさは解析結果より若干小さい。なお、S10-14 I wでははりフランジ取り合い位置より離れた側では曲げ挙動を示している。したがって、柱鋼管フランジおよびウェブのひずみ分布に対する解析モデルは測定結果と厳密には対応していないが、C10-14 Iを除けば、その傾向をとらえていると考えられる。

以上より、3.1で提案した接合部の全塑性耐力の評価方法はほぼ妥当なものと考えられる。

内ダイアフラムにあける孔の形状が円形の場合の試験体に関しては、 eP_p/sP_p はC5-8 Iで1.01, C6-15 IIで0.99となり、内ダイアフラムにあける孔の形状が正方形の場合と同様な精度で実験値を評価していることより、3.1で提案した接合部の全塑性耐力の評価方法はほぼ妥当なものと考えられる。ただし、 $bB/cB = 1.0$ のC10-14 Iについては、S10-14 Iと同様な理由により、 sP_p は eP_p を過大評価している。

4.2 接合部の最大耐力

最大耐力の評価値 sP_u を各試験体について計算した

結果を表-3に示す。また、内ダイアグラムにあける孔の形状が正方形の試験体について、最大耐力の実験値と評価の比 (eP_u/sP_u) と採用した実験変数 (bB/cB , bB/dB) の関係を図-20に示す。なお、図では柱鋼管の製法が冷間成形の場合●印で、溶接組立の場合を■印で示している。 sP_u は eP_u を $bB/cB=0.53$ の試験体でわずかに過大評価し、 $bB/cB=0.87$ の試験体では若干過小評価している。なお、 eP_u/sP_u は c/t と a/t の組み合わせにより大きく変化していない。各試験体の eP_u/sP_u は、S10-14 I を除けば、0.91~1.28 (平均値1.05, 標準偏差0.107) となり、両者の対応は比較的良好である。

なお、 $bB/cB=1.0$ の S10-14 I は柱鋼管コーナ部にはりフランジ端の溶接止端部から発生した亀裂が鋼管フランジの溶接熱影響部に沿って伝播して破壊したため変形能力が低下し、また、 eP_u/sP_u は 0.88 と S10-14 I w と比較して、最大耐力も若干低下している。したがって、柱角形鋼管の製法が冷間成形の場合は、はりフランジと柱鋼管コーナ部を直接溶接するような溶接ディテールは避けることが望ましい。

内ダイアグラムにあける孔の形状が円形の試験体に関しては、 eP_u/sP_u は C5-8 I で 0.87, C6-15 II で 0.92 となり、内ダイアグラムにあける孔の形状が正方形の場合の S5-8 I および S6-15 II に比較してわずかに過大評価するが、ほぼ同様な精度で実験値を評価していると考えられる。また、 $bB/cB=1.0$ の C10-14 I は S10-14 I と同様な挙動を示している。

4.3 接合部の変形状

接合部の局部変形量 $e\Delta_p$, $e\Delta_u$ および $e\Delta_u/e\Delta_p$ と実験変数 bB/cB の関係を図-21に示す。ここで、 $e\Delta_u$ は最大耐力時の局部変形量である (図-4 参照)。図-21 および表-3に示すとおり、内ダイアグラムにあける孔の形状が正方形の試験体の $e\Delta_u$ および $e\Delta_u/e\Delta_p$ は $bB/cB \geq 0.87$ の試験体は $bB/cB \leq 0.7$ の試験体より減少している。また、柱角形鋼管の製法による $e\Delta_u$ の相違に関しては、 $bB/cB=0.87$ では S9-12 II と S9-12 II w

で相違は認められず、 $bB/cB=1.0$ では S10-14 I の $e\Delta_u$ は S10-14 I w に比較して著しく低下している。

内ダイアグラムにあける孔の形状が円形の試験体の $e\Delta_u/e\Delta_p$ は、孔の形状が正方形の試験体と比較して、小さな値を示す。これについては、さらに実験資料を蓄積して検討する必要がある。

5. まとめ

有孔内ダイアグラムで補強したコンクリート充てん角形鋼管柱-鉄骨はり接合部の部分モデル試験を基に本研究で得られた主な成果は以下のとおりである。

(1) 内ダイアグラムにあける孔の形状、はりフランジ幅と柱幅の比、はりフランジ幅と内ダイアグラムにあける孔寸法の比、柱角形鋼管の製法などを実験変数とした試験体の引張載荷実験により柱鋼管、内ダイアグラムなど接合部各部のひずみ挙動並びに接合部の耐力および変形状について考察した。

(2) 接合部各部のひずみ挙動を基に接合部形状に応じた柱鋼管および内ダイアグラムの降伏メカニズムを仮定し、降伏線理論を用いて、接合部の全塑性耐力を評価する方法を示した。また、各試験体の全塑性耐力の評価値と実験値は比較的良好に対応した。

(3) 接合部の破壊状況などを基に接合部形状に応じた柱鋼管および内ダイアグラムの崩壊メカニズムを仮定し、降伏線理論を拡張して適用し、接合部の最大耐力を評価する方法を示した。また、各試験体の最大耐力の評価値と実験値は比較的良好に対応した。

(4) 柱角形鋼管の製法が冷間成形ではりフランジ幅と柱幅が等しい場合は、柱鋼管コーナ部にはりフランジ端の溶接止端部から発生した亀裂が鋼管フランジの溶接熱影響部に沿って伝播して破壊し、接合部の最大耐力および変形能力が劣化することがあることを示した。

本研究では、冷間成形角形鋼管は STKR 41, 溶接組立角形鋼管は SS 41 でサイズは $\square-300 \times 300 \times 6$, $\square-300 \times 300 \times 9$ と限られた鋼種、サイズの角形鋼管を用いている。したがって、今後さらに角形鋼管の鋼種、サイズが相違した場合に対して本研究で得られた成果が適用できるか検討を進める必要がある。

謝 辞

本研究の一部は 1988, 1989 年度の文部省科学研究費補助金一般研究 C (課題番号: 63550405, 研究代表者: 森田耕次) によるものである。また、実験の実施およびデータ整理で千葉大学技官: 江波戸和正, 千葉大学大学院生: 平岡秀章, 千葉大学卒論生: 泉水秀基, 小林光博諸氏の協力を得た。ここに、関係各位に深甚の謝意を表します。

図-21 Comparison between Experimental Parameters and Deformation Capacities

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼管構造設計施工指針・同解説，pp.123～124，平成2年1月
- 2) 和泉意登志，三井健郎，齊藤俊夫，石川誠治，沢田 博：充填型鋼管コンクリート柱の圧入施工実験—日本建築学会大会学術講演梗概集（A）（九州），pp.935～936，1989年10月
- 3) 森田耕次，江波戸和正，渡辺 仁，山本 昇，安田博和，里見孝之：箱形断面柱—H形断面はり接合部のダイアフラム補強に関する研究—接合部降伏耐力の評価—日本建築学会構造系論文報告集，第388号，pp.100～111，昭和63年6月
- 4) 森田耕次，横山幸夫，川又康博，松村弘道：コンクリート充填角形鋼管柱・鉄骨はり接合部の有孔内ダイアフラム補強に関する研究（その1），（その2）—日本建築学会大会学術講演梗概集（C）（九州），pp.1643～1646，1989年10月
- 5) 森田耕次，横山幸夫，川又康博，松村弘道：コンクリート充填角形鋼管柱・鉄骨はり接合部の有孔内ダイアフラム補強に関する研究（その3），（その4）—日本建築学会大会学術講演梗概集（C）（中国），pp.1075～1078，1990

年10月

- 6) 鈴木敏郎，木村 衛，油川真広，小河利行：コンクリート充てん角形鋼管柱・鉄骨はり・接合部の挙動について—長締めボルト引張接合形式—日本建築学会構造系論文報告集，第358号，pp.63～70，昭和60年12月
- 7) 李 小 蓮，金谷 弘，田淵基嗣，石川幹夫：長締め高力ボルト引張接合によるコンクリート充てん角形鋼管柱・梁接合部に関する研究，日本建築学会構造系論文報告集，第414号，pp.35～45，1990年8月
- 8) 加藤 勉，青木博文，黒澤隆志：冷間成形角形鋼管の塑性ひずみ履歴と残留応力—日本建築学会構造系論文報告集，第385号，pp.39～48，昭和63年3月
- 9) 田淵基嗣，金谷 弘，上場輝康：角形鋼管柱・H形はり接合部の局部破壊—角形鋼管柱溶接接合部の実験的研究1—日本建築学会構造系論文報告集，第349号，pp.71～80，昭和60年3月
- 10) Wardenier J. : Plate to I-beam connection, Welding in the World, Vol.23, No.314, pp.64～83, 1985

(1990年9月6日原稿受理，1991年2月6日採用決定)