

Elastic-Plastic Behaviour and Design of Box Column Built-up by Partial Penetration Welds



山本 昇
Noboru Yamamoto
エンジニアリング事業
部 鋼構造研究所建築
建材研究室長(部長補)



井上 末富
Suetomi Inoue
エンジニアリング事業
部 鋼構造研究所建築
建材研究室 主任研究
員(掛長)



橋本 順次
Junji Hashimoto
エンジニアリング事業
部 鉄構技術部鉄構開
発室 主査(課長)

要旨

建築構造用溶接組立角鋼管柱の製作コスト低減を目標として、角鋼管柱のかど溶接を全線部分溶込み溶接とした場合の必要溶込み深さについて検討した。柱はり接合部に関する部分架構実験と弾塑性有限要素解析を実施したが、有限要素解析では、かど溶接を非線形せん断ばねモデルに置換して得られた接合部挙動は実験結果と良好に一致した。これより、柱はり接合部の降伏メカニズムを明らかにし、かど溶接の降伏耐力の評価式を導いた。この評価式によれば実験耐力を良好に近似できることが判明し、かど溶接の必要溶込み深さを決定するための設計手順を提案した。

Synopsis:

Thick-walled built-up RHS tubes are widely used for columns of high-rise buildings. In assembling tubes, full-penetration groove welds have usually been applied to corner seam welds, specifically, in the beam-connected region due to the lack of a suitable design method. To establish an economical design method by employing partial penetration groove welds, experimental and finite element analysis were conducted on the plastic behaviour of connection between the beams and the RHS column. In the analysis, a numerical model for the elastic-plastic shear behaviour of corner seam welds derived from small fracture tests was used. Based on the assumed yield mechanism of the connection, theoretical yield strengths are estimated in terms of the strength of welds, and compared with those obtained by the experiment. The result shows that the estimated strengths give good agreement with the experimental values. Therefore, the design method is verified to be practical for the seam welds.

1 緒 言

厚肉角鋼管柱は、その構造的有利さのために高層ビルの柱に広く用いられている。通常、厚肉の角鋼管は4枚の鋼板から、部分溶込みまたは完全溶込みかど溶接で組み立てられる。かど溶接は、柱に作用する曲げモーメントによって生ずる、柱全長にわたるせん断応力に対して抵抗しなければならない。さらに、はりとの接合部においては、モーメントの急激な変化のために、そのせん断応力は高い値となっている。

上記のような応力状態を勘案して、これまで用いられてきたかど溶接の便宜的な設計法は、接合部周辺の柱を完全溶込み溶接とし、一般部を部分溶込み溶接とする方法である。しかし、この設計法は、柱製作工程を複雑にする不経済な方法である。通常、柱はり接合部には、内部補強または外部補強スチフナーが取り付けられているため、かど溶接部に考慮すべき設計応力は、せん断応力のみである。したがって、そのせん断応力が、かど溶接の強度と併せて評価できれば、部分溶込み溶接は柱全長にわたって、十分適用可能となる。

このような現状から、角鋼管柱のかど溶接を全線部分溶込み溶接とした場合の溶込み深さの設計法を検討するために、柱はり接合部の部分架構実験¹⁾と弾塑性有限要素解析²⁾を実施した。本報では、これら実験と解析結果から接合部の降伏メカニズムを解明するとともに、かど溶接の耐力評価法に関する検討結果を述べる。

2 十字形柱・はり接合部部分架構実験

2.1 実験計画

試験体は Fig. 1 に示すように、内柱とはりとの接合部である。主な実験変数は、かど溶接の溶込み深さ (a) の柱板厚に対する比、および、作用軸力の柱降伏軸力 (N_y) に対する比である。各実験変数の組み合わせを試験体寸法とともに Table 1 に示す。かど溶接部は、V 開先、CO₂ 溶接で所定の溶込み深さを得るように溶接した後、余盛部分は平滑に仕上げた。使用鋼材の機械的性質を Table 2 に示す。

Fig. 1 に載荷条件を示すように、柱に一定軸力を1000t構造物試験機で載荷し、はり端に正負繰返しせん断力を油圧ジャッキで加力した。漸増変位振幅で4サイクル載荷後、単調載荷で破壊に至ら

* 平成5年4月22日原稿受付

Table 1 Dimensions of specimens

(mm)

Name of specimen	N/N_y	$a/c t_f$	Column		Beam				Dia-phragm	Location of initial yield
			H_c	$c t_f$	H_b	B_b	$b t_w$	$b t_f$		
A-1	0.6	0.22	300	36	360	200	16	22	16	Corner weld
A-2	0.6	0.37	300	36	300	200	12	32	16	Panel
B-1	0.3	0.21	300	36	360	200	16	22	20	Corner weld
B-2	0.3	0.37	300	36	300	200	22	36	20	Panel

Note : N : axial force a : actual penetration depth

Other symbols are shown in Fig. 1.

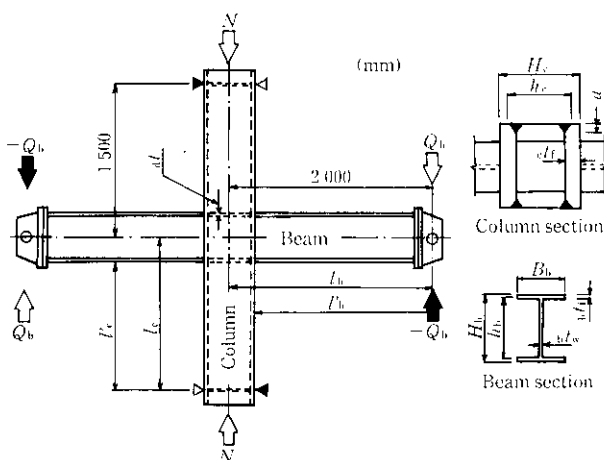


Fig. 1 Configuration of test specimen and load arrangement

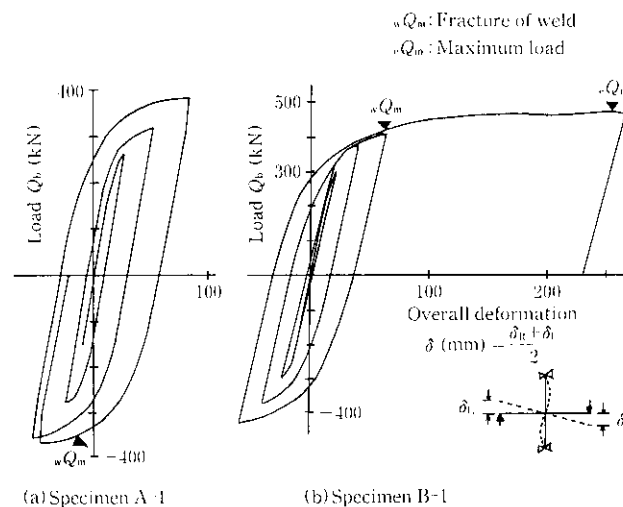


Fig. 2 Relations between load and overall deformation

Table 2 Mechanical properties of material

Plate thickness (mm)	Yield point (MPa)	Tensile strength (MPa)	Elongation (%)	JIS grade
PL-12	336	499	25.9	SM-490 A
PL-16	364	528	27.5	SM-490 A
PL-22	328	512	27.5	SM-490 A
PL-36	329	505	31.3	SM-490 A
Weld metal	390	516	39.3	YGW-11

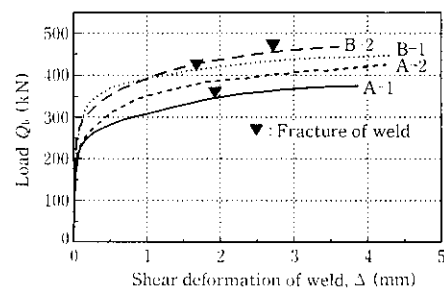


Fig. 3 Relations between load and shear deformation of corner welds

しめた。

柱、はりおよびパネルゾーンの変形は変位計で、各部のひずみはひずみゲージで測定した。さらに、パネルゾーンにおいて、かど溶接を挟んで隣合う鋼管壁の相対ずれ変形をクリップゲージで測定した。

2.2 実験結果

はり端加力位置での荷重—全体変形曲線の代表例を Fig. 2 に示す。同図より各試験体とも安定した荷重履歴曲線を呈している。繰返し荷重変形関係は、一方向での累積変形をつなぎ合わせて、単調載荷曲線に変換できる。このようにして得られたかど溶接部の単調荷重—せん断変形の関係を Fig. 3 に示す。この関係より、降伏および全塑性耐力を General Yield Point 法により求めた。また、同様にパネルについても求め、最大耐力とともに Table 3 に示す。かど溶接の破断は、Fig. 3 に示すように A-2 試験体を除く全ての試験体でみられた。しかし、耐力はかど溶接破断後も着実に上昇した。

Table 3 Test results

(kN)

Specimen	Member	Experimental load			Failure of corner weld
		$c Q_y$	$c Q_b$	$c Q_m$	
A-1	Corner weld	196	267	343	Fractured
		216	265	>375	
A-2	Corner weld	203	322	—	Cracked
		222	297	>425	
B-1	Corner weld	196	349	410	Fractured
		301	382	—	
B-2	Corner weld	230	323	460	Fractured
		258	370	>507	

Note $c Q_y$, $c Q_b$, $c Q_m$: yield, plastic and maximum load, respectively.

3 有限要素解析

3.1 有限要素モデル

有限要素モデルは、試験体 A-1, A-2 について作成したが、これらの溶込み深さの比はそれぞれ 0.2 と 0.4 である。パネルゾーンとこれに隣接する柱はりの部分は、厚肉長方形シェル要素による 3 次元モデルに形成し、パネルゾーンより離れた柱はり部材は、棒要素に置換した。Fig. 4 に有限要素メッシュを示すように、幾何学的形状と荷重がはりウェブ中心面に関して対称な条件を考慮して全体の 1/2 モデルを解析対象とした。この有限要素メッシュは、813 節点、696 要素で構成される。材料の応力-ひずみ関係は Reuss の方程式に従うものと仮定し、一軸応力ひずみ関係は Tri-linear 関係で近似した。

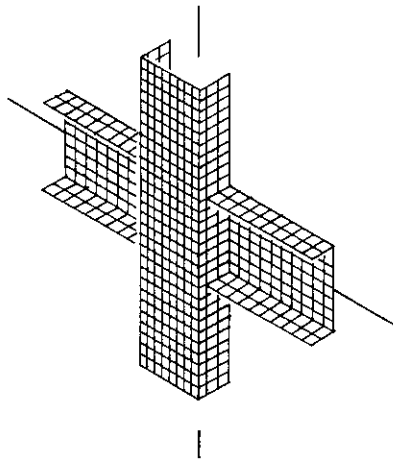


Fig. 4 Generated FEM mesh

3.2 かど溶接の数値モデル

かど溶接は、非線形のせん断ばねと仮定し、せん断応力 τ とせん断変形 Δ は (1) 式のように、Ramberg-Osgood 型関数で表されるものとする³⁾。

$$\Delta/\Delta_y = \tau/\tau_y \{1 + (\tau/\tau_y)^{n-1}\} \quad (1)$$

ここに、 Δ_y と τ_y は降伏時のせん断変形とせん断応力であり、(2) および (3) 式で表される。

$$\Delta_y = 0.0021 a + 0.091 \quad (2)$$

$$\tau_y = \beta_y (b \sigma_y + a \sigma_y) / (2\sqrt{3}) \quad (3)$$

ここで、 a は溶込み深さ、 $b \sigma_y$ 、 $a \sigma_y$ は母材と溶着金属の降伏応力度であり、 β_y はせん断降伏に関する係数で (4) 式で得られる。

$$\beta_y = 0.932 \cdot \exp(-0.0411 a) + 0.876 \quad (4)$$

ここで、せん断変形は、かど溶接で接合されたスンプレート間の相対すべり変形である。上記の式は、部分溶込み溶接の小型継手試験片に関する多くのせん断試験結果を解析することによって経験的に得られたものである。材料データをもとに、本試験体に対して得られたかど溶接部のせん断応力-せん断変形の関係を Fig. 5 に示した。かど溶接を間にして隣合う要素は、対応する節点間を非線形ばね要素で結合される。対応する隣接節点間の相対離間変形は拘束され、相対すべり変形のみを許容した。それぞれのばね要素は、一節点当たりのかど溶接の断面に応じたせん断応力を伝達することになる。

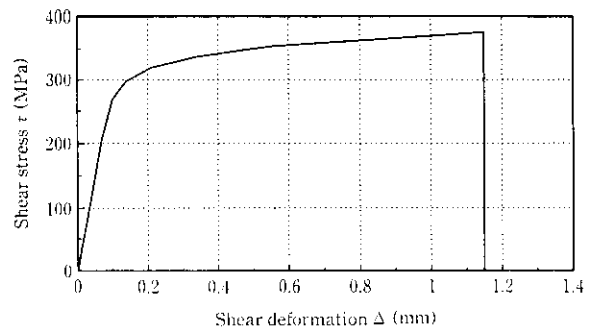


Fig. 5 Shear stress-deformation relation of corner weld

柱とはり端部の荷重条件は、Fig. 1 に示されるのと同じ条件である。用いた有限要素プログラムは、MARC Ver. K-3.2 で、有限変形を考慮している。

3.3 解析結果

得られた荷重と全体変形の関係を、Fig. 6 に実験結果と比較して示す。解析曲線は、大変形域で実験値よりやや低い値を与えるが、柱はり接合部の実際の挙動を良く近似している。大変形域における実験値と解析値の相違は、実験における単調載荷曲線が繰返し曲線から変換されたために繰返し硬化の影響を受け、荷重をやや高く評価したためと考えられる。次に、試験体 A-1 のパネルゾーンにおける、かど溶接部のせん断変形の溶接線に沿った分布を、実験値と比較して Fig. 7 に示す。同図にみられるように、溶接部の降伏以前では、解析は良い評価値を与えている。

次に、パネルゾーンの中央断面において、解析より得られたかど

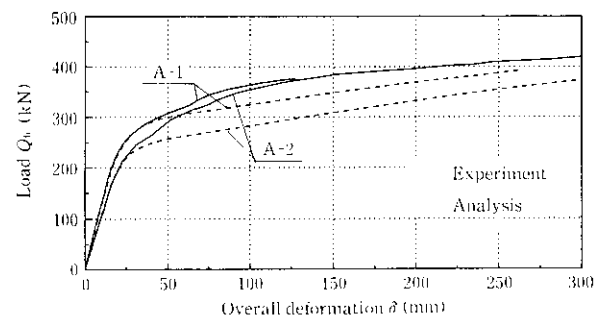


Fig. 6 Load-overall deformation curves

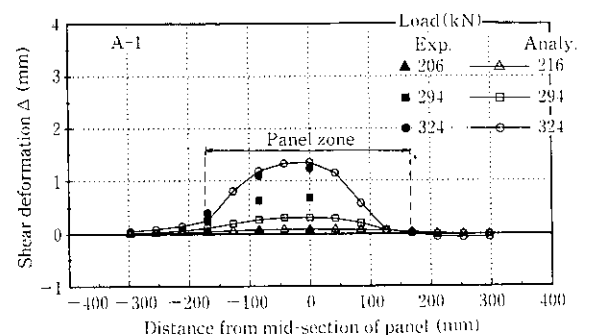


Fig. 7 Distribution of shear deformation along weld

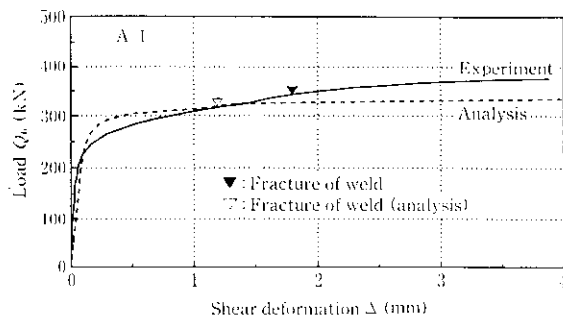


Fig. 8 Comparison of analytical shear deformation with experimental

溶接部の荷重とせん断変形の関係を Fig. 8 に実験値と比較する。これより、かど溶接に対して仮定した数値モデルは、溶接の破断に至るまでは、実際挙動に対する良好な近似を与えることが明らかである。

4 柱・はり接合部耐力の評価

4.1 降伏耐力

かど溶接部の降伏耐力を評価するため、柱はり接合部の降伏メカニズムを Fig. 9 のように仮定する。すなわち、パネルゾーンに隣接する柱端部分は弾性域にとどまり、パネルゾーンの上下端部は平面保持されるものとする。曲げモーメントによる柱フランジの軸方向力 N_f は、かど溶接のせん断抵抗によってパネルに伝達される。これより、はり端荷重で表した接合部の降伏耐力 ${}_wQ_y$ は、かど溶接の降伏に対応し、(5) 式のごとく得られる。

$${}_wQ_y = {}_cN_y / \{ l_b \cdot l_c \cdot h_c \cdot H_c \cdot c l_f / (l_c \cdot L_c) - 1 \} \quad (5)$$

ここで、 L_c は柱の断面二次モーメントで、その他の記号は、Fig. 1 に示される。また、かど溶接のせん断降伏耐力 ${}_cN_y$ は (6) 式で与えられる。

$${}_cN_y = 2 a \cdot h_b \cdot \beta_y \cdot \tau_y \quad (6)$$

ここに、 β_y 、 τ_y はそれぞれ、(3) および (4) 式から得られる。

降伏耐力の計算値を Table 4 に示す。同表にみられるように、はり端荷重で表された降伏耐力は、実験値に対し妥当な安全率を含んで、良好な近似を与えることが明らかである。

4.2 設計手順

ここに、はりとの接合部における、角鋼管柱のかど溶接部に必要な溶込み深さを算定するための手順を以下に示す。

- (1) 溶込み深さ a を仮定する。
- (2) スキンプレートと溶接金属の降伏点から、かど溶接部のせん断降伏耐力 ${}_cN_y$ を (3)、(4) 式より求める。
- (3) 接合部の降伏耐力を (5)、(6) 式から求める ((5) 式は、

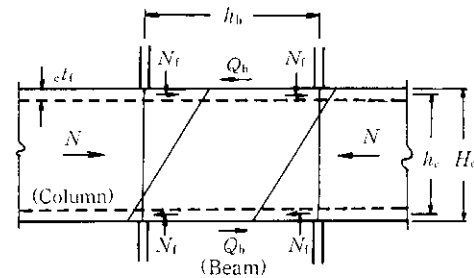


Fig. 9 Yield mechanism of beam-to-column connection

Table 4 Comparison of estimated yield strength with experimental value

Specimen	Experimental ${}_cQ_y$ (kN)	Estimated ${}_cQ_y$ (kN)	${}_cQ_y / {}_cQ_y$
A-1	196	173	1.17
A-2	203	201	1.00
B-1	196	166	1.23
B-2	230	198	1.16

はりまたは柱の曲げモーメントで表すことができる)。

- (4) 計算耐力を接合部の必要耐力と比較する。

5 結 言

柱全長を部分溶込み溶接とした溶接組立角鋼管柱とはりとの接合部に関して、部分架構実験と有限要素解析を行い、接合部の弾塑性挙動を明らかにし、かど溶接部の必要溶込み深さについて検討した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 柱軸力が降伏軸力の 60% という大軸力下においても、柱はり接合部の耐荷力は、かど溶接の破断後も低下しない。
- (2) かど溶接部を、非線形せん断ばねモデルに置換して行った柱はり接合部の有限要素解析結果は、接合部実験における弾塑性挙動と良く一致した。
- (3) 柱はり接合部の降伏メカニズムを明らかにし、かど溶接部の降伏耐力の評価式を提案した。評価式によれば、実験耐力を良好に近似できる。
- (4) かど溶接部の必要溶込み深さを決定するための設計手順を提案した。

6 謝 辞

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より終始親切なる御指導を頂いた。ここに深甚の謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 井上末富, 山本 昇, 森田耕次: 「部分溶込み溶接で組み立てられたボックス柱の耐荷力の研究」, (その 1), (その 2), 日本建築学会大会学術講演集, (1989), 1253-1256
- 2) 山本 昇, 井上末富, 森田耕次: 同上 (その 3), 日本建築学会大会

学術講演集, (1991), 1313-1314

- 3) 森田耕次, 江波戸和正, 田中浩史: 「部分溶込み溶接継目のせん断挙動に関する実験的研究」, 日本建築学会, 構造工学論文集, 33B (1992), 389-398