

(論文)

# 冷間成形円形鋼管および角形鋼管柱梁接合部の設計方法

## Design Technology for Column to Beam Connection of Circular Hollow Section and Square Hollow Section Steel Columns



松下政弘\*1

Masahiro MATSUSHITA



高田武之\*2

Takeshi TAKADA



今村弘樹\*3

Hiroki IMAMURA



塩飽豊明\*4

Toyoaki SHIWAKU



佐々木靖文\*5

Yasufumi SASAKI



田中 剛\*6(工博)

Dr. Tsuyoshi TANAKA

The column-to-beam connections in a steel-structure building require the development of a reasonable design approach that attempts to decrease the amount of processing and welding. Kobe Steel has paid attention to the problem of the non-through type of column and developed a method of designing circular hollow section steel columns without diaphragms and square hollow section steel columns with exterior ring diaphragms to improve productivity and gain more freedom in architectural planning.

まえがき＝鋼構造建築物のラーメン骨組は、柱材、梁材およびダイアフラムで構成される柱梁接合部を有しており、地震時の揺れによってこうした接合部には大きな応力が生ずる。そのため、溶接箇所が集中する柱梁接合部の性能・品質は、建築物全体の耐震性能を大きく左右する。

柱梁接合部で採用されているダイアフラム形式のなかで、現在最も多用されている通しダイアフラム形式（非柱貫通タイプ、図1(a)）は、接合する梁のせいが異なるとダイアフラム数が増加するため、接合部の構成が複雑化して加工工程および溶接量が増加することがある<sup>1)</sup>。さらに、コンクリート充填鋼管構造においてはコンクリートの充填性が悪化する懸念がある。こうしたことから、施工性および品質確保に優れた合理的な柱梁接合形式、およびその設計手法の開発が求められている。

円形鋼管柱に対しては、柱を切断せずに柱梁接合部を構成できる柱貫通タイプ（図1(b)）として、柱梁接合部に鋳造鋼管を用いたノンダイアフラム形式の研究実績がある。しかしながら、現在広く使用されている冷間ブ

レス成形円形鋼管を用いた場合の設計方法はまだ確立されていない。また、角形鋼管柱では外ダイアフラム形式の設計手法が一般化しているが、外ダイアフラムの平面的な寸法が大きく、外壁や設備配管との干渉が避けられない。

本稿では、柱貫通タイプの柱梁接合形式として、接合部円形鋼管の板厚を増加させるノンダイアフラム形式、およびダイアフラムの平面的な寸法を最小化した角形鋼管柱用外リングダイアフラム形式を提案するとともに、新たな局部耐力評価式を実験的および解析的に検討した結果を報告する。

### 1. 柱梁接合部の設計

柱梁接合部の設計では、梁材の降伏曲げモーメントおよび全塑性曲げモーメントに対して、鋼管柱およびダイアフラムの局部耐力が短期（地震時、暴風時など）許容応力内であること（式(1)）、および保有耐力接合が成立すること（式(2)）の確認が必要である。

$${}_jM_y \geq {}_bM_y \dots\dots\dots(1)$$

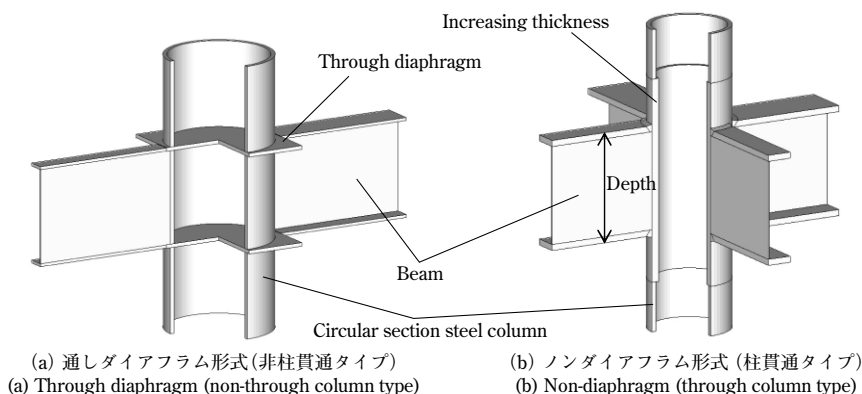


図1 柱梁接合部の概要  
Fig. 1 Column-to-beam connection

\*1 鉄鋼事業部門 厚板商品技術部 \*2 鉄鋼事業部門 建設技術部 \*3 鉄鋼事業部門 技術開発センター 厚板開発部 \*4 神鋼リサーチ(株) \*5 佐々木製罐工業(株)  
\*6 神戸大学大学院工学研究科 教授

表1 接合部係数  
Table 1 Connection-Coefficient

$f$ (Design strength of beam)	$\alpha$
235 (MPa)	1.3
325~385 (MPa)	1.2
440 (MPa)	1.15

- $jM_y$ : 接合部の降伏曲げ耐力 ( $=P_y \cdot H_b$ )
- $bM_y$ : 梁の降伏曲げ耐力
- $P_y$ : 接合部の降伏耐力
- $H_b$ : 梁フランジの板厚中心間距離
- $jM_u \geq \alpha \cdot bM_p$  ..... (2)
- $jM_u$ : 接合部の最大曲げ耐力 ( $=P_u \cdot H_b$ )
- $bM_p$ : 梁の全塑性曲げ耐力
- $P_u$ : 接合部の最大耐力
- $\alpha$ : 接合部係数 (表1による)

本章以降では、円形鋼管柱および角形鋼管柱の柱梁接合における降伏耐力 ( $P_y$ ) および最大耐力 ( $P_u$ ) の評価方法について述べる。

## 2. ノンダイアフラム形式円形鋼管柱

本形式の接合部は図1 (b) に示すように、円形鋼管の柱梁接合部肉厚を増加させることによって接合部を適切に補強し、梁材を円形鋼管柱に直接溶接接合することができる。本章では、円形鋼管柱の本接合部における肉厚および増厚範囲を合理的かつ安全に決定するための設計方法として耐力式を提案する。

対象とする円形鋼管柱およびH形梁材の適用範囲を表2に示す。

### 2.1 単純模型引張実験

まず、接合部の局部耐力および破壊モードを確認するため、図2に示す単純模型試験体を用いた引張試験を行った。実験因子は、①径厚比、②補強部長さ、③フランジ両端部開先形状、④コンクリート充填の有無である。表3に試験体一覧を示す。梁端部 (接合部) の開先形状は、K形 (K type, 図2 (b)) に加え、実構造物を想定したレ形 (L type, 図2 (c)) の2種類とした。載荷方法は円形鋼管に溶接接合したフランジ鋼板端部への引張荷重とし、荷重および変形量を測定した。

図3および表4に実験結果を示す。ここで、降伏耐力  $P_y^T$  および塑性耐力  $P_p^T$  は、接線剛性が初期剛性  $K$  の 1/3 (図3の○) および 1/6 (図3の●) に低下した時点の

表2 適用範囲  
Table 2 Application range

$D$ (mm)	400~2,000
$D/t_c$	10~20
$B/D$	0.3~0.7
Strength (MPa)	400~590

$D$ : Diameter of steel pipe,  $t_c$ : thickness of steel pipe,  $B$ : Flange width

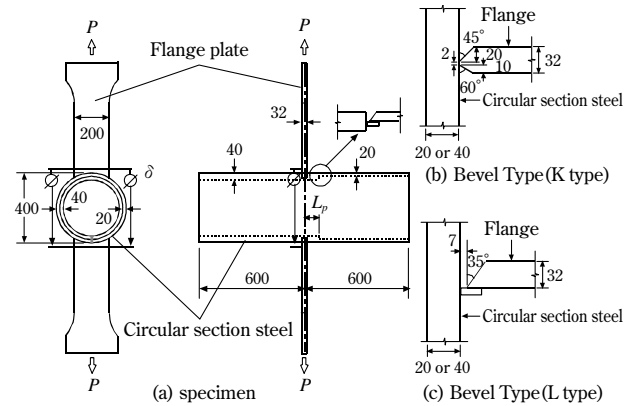


図2 単純模型引張実験

Fig. 2 Simplified model specimen

荷重であり、 $P_{max}^T$  は実験における最大荷重である。また、 $\delta_y$ 、 $\delta_p$  および  $\delta_{max}$  は、それぞれ  $P_y^T$  時、 $P_p^T$  時および  $P_{max}^T$  時のフランジ幅中心部分における円形鋼管柱外表面の変形量を示す。図3より、補強部長さを  $0.6D$  とした試験体は、全長を増厚した試験体とおおむね同等の荷重変形関係を示した。開先形状の違いにおいては、最大耐力に対してレ形開先が K 形開先より 18%ほど下回ったものの、変形量が 20mm 程度までは耐力に及ぼす影響は認められなかった。コンクリート充填の影響としては、弾性剛性、降伏耐力、塑性耐力および最大耐力は増大する一方で、最大耐力時の変形量は減少した。

破壊は、全試験体とも溶接部始末端に生じた延性き裂を起点とした破壊が発生し、延性き裂が板厚方向に進展して鋼管柱を貫通するケース (破壊モード C, 図4 (a)) と、延性き裂が脆性き裂に転化し、溶接部が脆性破壊したケース (破壊モード W, 図4 (b)) の2種類となった<sup>1)</sup>。

### 2.2 既往の耐力式による降伏耐力評価方法

日本建築学会「鋼管構造設計施工指針・同解説」には、中空鋼管 ( $D/t_c \geq 15$ , 式 (3)) およびコンクリート充填鋼管 ( $D/t_c \geq 20$ , 式 (4)) の接合部耐力式が示されており、ノンダイアフラム形式の接合部耐力評価では、耐力式に含まれる外リングダイアフラムのせいを 0 として降

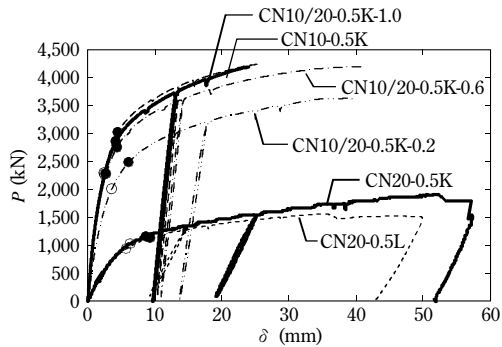
表3 試験体一覧  
Table 3 List of specimens

Specimen	CHS: STKN400B (plate: SN400C)		Flange width (K-TEN780A)		Lengthened length $L_p$ (mm)	Concrete	Bevel type
	$D \times t_c$ (mm)	$D/t_c$	B (mm)	$B/D$			
CN20-K CN20-L CF20-K	400 × 20	20	200	0.5	—	filled	K L K
CN10-K CF10-K	400 × 40	10			—	filled	K
CN10/20-K-0.2 CN10/20-K-0.6 CN10/20-K-1.0	400 × 40 (connection) 400 × 20 (except connection)	10 20			0.2D 0.6D 1.0D	—	K

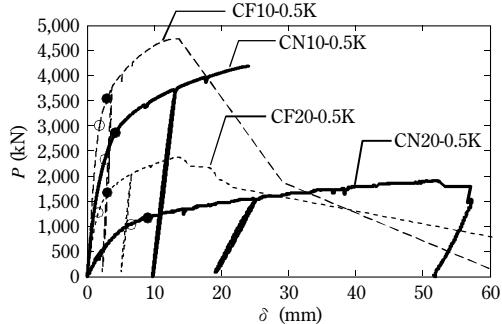
表 4 実験結果

Table 4 List of test results

specimen	$K$ ( $\times 10^3$ MPa)	$P_y^T$ (kN)	$P_p^T$ (kN)	$P_{max}^T$ (kN)	$P_u$ (kN)	$\delta_y$ (mm)	$\delta_p$ (mm)	$\delta_{max}$ (mm)	Fracture mode
CN20-K	242	1,040	1,160	1,910	1,148	6.1	8.2	52.2	C
CN20-L	243	950	1,140	1,570	1,083	5.8	9.3	35.3	
CF20-K	1,180	1,280	1,670	2,370	2,136	1.6	3.0	13.5	
CN10-K	1,420	2,280	2,860	4,190	3,367	2.5	4.2	24.0	W
CF10-K	2,170	3,000	3,240	4,720	4,411	1.8	2.9	13.7	
CN10/20-K-0.2	860	2,010	2,490	3,630	2,693	3.6	6.1	39.2	W
CN10/20-K-0.6	1,180	2,280	2,760	4,200	3,237	2.8	4.4	40.8	
CN10/20-K-1.0	1,490	2,300	3,020	4,260	3,479	2.5	4.5	26.1	



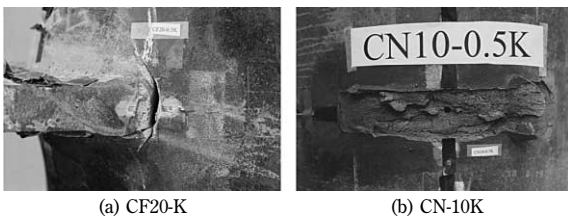
(a) 中空鋼管  
(a) Circular hollow section



(b) コンクリート充填  
(b) Concrete filled section

図 3 荷重—変形関係

Fig. 3 Relationship between load and local displacement



(a) CF20-K (b) CN10-K

図 4 破壊状況の例

Fig. 4 Examples of fracture aspect

伏耐力  $P_a$  を評価した。

$$P_a = 1.5 \cdot \left( 3.28 \frac{B}{D} + 1.43 \right) \cdot t_c \cdot \sqrt{t_f \cdot t_c} \cdot c \cdot F \dots (3)$$

$$P_a = 1.5 \cdot 1.44 \cdot \frac{D}{B} \cdot \left( 0.63 + 0.88 \frac{B}{D} \right) \cdot \sqrt{D \cdot t_c + t_f} \cdot t_c \cdot c \cdot F \dots (4)$$

$F$ : 鋼管の基準強度

$t_c$ : 接合部円形鋼管柱板厚

$t_f$ : 梁フランジ板厚

図 5 に単純模型引張実験結果と既往の耐方式との対応

関係を示す。中空鋼管については  $10 \leq D/t_c \leq 15$  においても適切に評価できたが、コンクリート充填鋼管については過小評価することがわかった<sup>1)</sup>。

### 2.3 有限要素法による数値解析

単純模型引張実験では 400MPa 級の円形鋼管を使用した。他の強度クラスの鋼種や径厚比などの因子に対する各耐力を確認するため、有限要素法 (FEM) による数値解析を実施した。数値解析では、対称性を考慮して 1/4 構造を対象にソリッド要素を用いてモデルを行い (図 6)、汎用市販ソフト ABAQUS (Version 6.7-2) を使用した。材料特性は、引張試験より得られた公称応力—公称歪 (ひずみ) 関係を真応力—真歪関係に換算し、多直線近似したものを用いた<sup>1)</sup>。

図 7 に解析結果と実験結果の比較を示す。FEM 解析により、実験結果を精度よく再現できることを確認した。

表 3 の試験体に加え、新たに表 5 に示す材料および寸法因子の全ての組合せを対象に解析を実施し、本接合部の降伏耐力  $P_y$  と  $P_a$  との関係を  $D/t_c$ 、 $B/D$  および鋼管の基

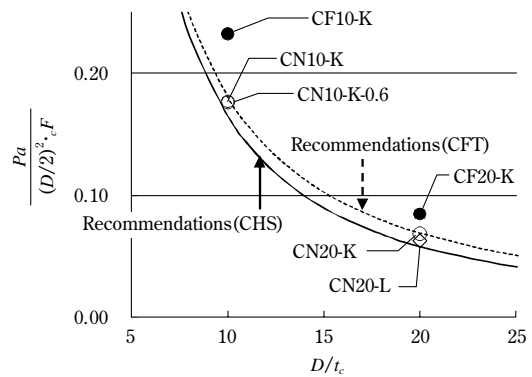


図 5 既往の耐方式との比較

Fig. 5 Comparison with recommendation of design

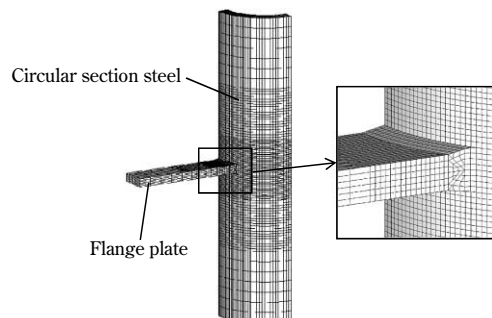
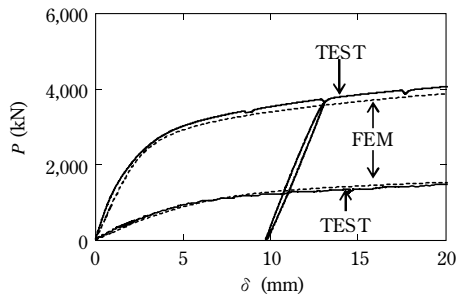
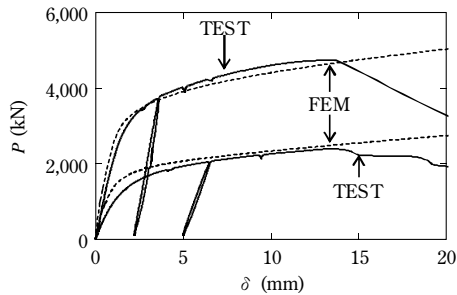


図 6 単純模型 FEM モデル

Fig. 6 FEM mesh layout for simplified model



(a) 中空鋼管  
(a) Circular hollow section



(b) コンクリート充填  
(b) Concrete filled section

図7 荷重-局部変形関係

Fig. 7 Relationship between load and local displacement

表5 実験因子  
Table 5 Test parameter

item	parameter
CHS strength (MPa)	400, 590
$D/t_c$	10, 15, 20
$B/D$	0.3, 0.5, 0.7
concrete	filled, non-filled

準強度  $f$  について調査した。

## 2.4 最大耐力 $P_u$ の定義

最大耐力  $P_u$  を、梁フランジ溶接接合部における円形鋼管柱の局部変形が鋼管径  $D$  の 1% (両側 2%) 変形時の荷重と定義することにした。これは、単純模型引張試験および FEM 解析から得られた最大荷重  $P_{max}$  を最大耐力  $P_u$  として評価すると、径厚比が大きい場合や鋼管強度が高い場合において局部変形が過大となり、接合部の剛性を確保できないためである。

## 2.5 降伏耐力 $P_y$ の定義

試験体 CN10-K ( $D/t_c=10$ ) において、 $1/3K$  時の荷重  $P_y^T$  と接合部の最大耐力  $P_u$  の関係は、 $P_y^T \approx P_u/1.3$  となり、 $P_y^T = P_y$  として評価することが可能である。しかしながら、径厚比が大きくなるにしたがって接合部の初期剛性  $K$  は低下し、例えば CN20-K ( $D/t_c=20$ ) のとき、 $P_y^T \approx P_u/1.0$  となり、 $P_y^T = P_y$  として評価すると梁の降伏曲げ耐力時に局部変形が 1% に達するため危険側である。そこで、本接合部の降伏耐力を

$$P_y = \frac{P_u}{1.3} \dots\dots\dots (5)$$

と定義することとし、以降の検討は FEM 解析によって得られた降伏耐力  $P_y^F (=P_u/1.3)$  にて検討を行った。

## 2.6 $D/t_c$ が降伏耐力 $P_y$ に及ぼす影響

$P_y^F/P_u$  と  $D/t_c$  の関係を図 8 に示す。ここで、縦軸は

$P_y^F/P_u$  を  $D/t_c=10$  のときの値で除して無次元化している。 $D/t_c$  が大きくなるにしたがって  $P_y^F/P_u$  は減少する傾向にあり、これを近似した式 (6) にて式 (4) を補正する。

$$\beta_1 = 1.25 - 0.02 \frac{D}{t_c} \dots\dots\dots (6)$$

## 2.7 $B/D$ が降伏耐力 $P_y$ に及ぼす影響

既往の耐力式には  $B/D$  の項が含まれているが、ノンダイアフラム形式においても精度よく耐力を予測できるかどうかについて確認した。

図 9 に  $P_y^F/P_u$  と  $B/D$  の関係を示す。ここで、縦軸は  $P_y^F/P_u$  を  $B/D=0.5$  としたときの値で除して無次元化している。 $B/D$  が大きくなるにしたがって  $P_y^F/P_u$  は増加する傾向にあり、これを近似した式 (7) にて式 (3) を補正する。

$$\beta_2 = 0.34 \frac{B}{D} + 0.84 \dots\dots\dots (7)$$

## 2.8 鋼管の基準強度 $f$ が降伏耐力 $P_y$ に及ぼす影響

本接合部では最大耐力  $P_u$  を変形量によって評価することとした。一方で、円形鋼管の強度が上昇するにしたがって弾性変形も増加するため、降伏耐力  $P_y$  は強度比見合いでは上昇しない。

図 10 に  $P_y^F/P_u$  と鋼管の基準強度  $f$  の関係を示す。ここで、縦軸は  $P_y^F/P_u$  を 400MPa 級円形鋼管の値で除して無次元化している。基準強度  $f$  が大きくなるにしたがって  $P_y^F/P_u$  は小さくなる傾向にあり、これを近似した式 (8) にて既往の耐力 (式 (3)) を補正する。

$$\beta_3 = 1.24 - 0.0007 f \dots\dots\dots (8)$$

以上より式 (9) を得た。

$$P_y = 1.5 \left( 3.28 \frac{B}{D} + 1.43 \right) \cdot t_c \cdot \sqrt{t_f t_c} \cdot f \cdot \beta_1 \cdot \beta_2 \cdot \beta_3 \dots\dots (9)$$

なお、コンクリート充填鋼管に対しても同様の検討を実施し、式 (10) ~ (13) の耐力を得た。

$$P_y = 1.5 \cdot 1.44 \cdot \frac{D}{B} \cdot \left( 0.63 + 0.88 \frac{B}{D} \right) \cdot \sqrt{D \cdot t_c + t_f} \cdot t_c \cdot f \cdot c_{FT} \beta_1 \cdot c_{FT} \beta_2 \cdot c_{FT} \beta_3 \dots\dots (10)$$

$$c_{FT} \beta_1 = 0.03 \frac{D}{t_c} + 0.7 \dots\dots\dots (11)$$

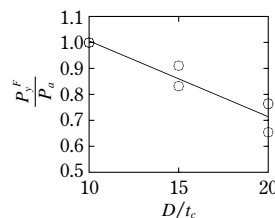


図8  $D/t_c$  の影響  
Fig. 8 Effect of  $D/t_c$

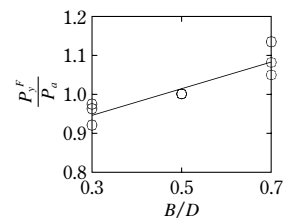


図9  $B/D$  の影響  
Fig. 9 Effect of  $B/D$

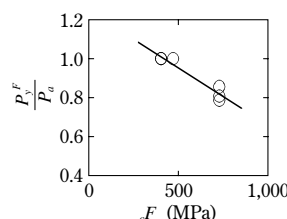


図10  $f$  の影響  
Fig. 10 Effect of  $f$



$$c_{FT}\beta_2 = 1.69 - 1.24 \frac{B}{D} \dots\dots\dots (12)$$

$$c_{FT}\beta_3 = 1.28 - 0.0005_c F \dots\dots\dots (13)$$

## 2.9 補正式の確認

図11に、式(9)および式(10)により得られた降伏耐力  $P_y$  と、FEM解析で得られた本接合部の降伏耐力  $P_y^F$  ( $=P_u/1.3$ ) の関係を示す。プロットしたモデルはスト

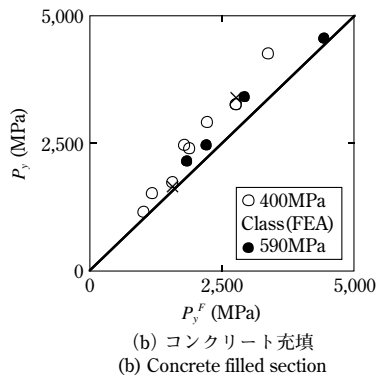
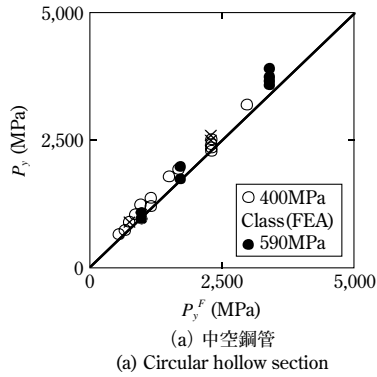


図11  $P_y$ - $P_y^F$  関係

Fig.11 Relationship between  $P_y$  and  $P_y^F$

レート鋼管および増厚範囲を  $0.6D$  とした鋼管であり、実験結果もあわせてプロットする。式(9) および式(10)により得られた降伏耐力  $P_y$  は、実験および解析結果と精度よく対応しており、かつ安全側で耐力を評価できる。

## 3. 外リングダイアフラム形式角形鋼管柱

本章では、図12に示す柱梁接合部において、冷間プレス成形角形鋼管（以下、角形鋼管という）をコの字形の2枚の鋼板で補強する外リングダイアフラム形式の耐力評価式を得る目的で実施した単純模型実験および極限解析について述べる。

対象とする外リングダイアフラム形式の接合部角形鋼管柱、H形梁材フランジ、および外リングダイアフラムの適用範囲を表6に示す。

### 3.1 単純模型実験

接合部を単純化した模型試験体を用いて各寸法因子を変化させた実験を行った。試験体形状の例および試験体の一覧を図13および表7に示す。載荷方法は、試験体を

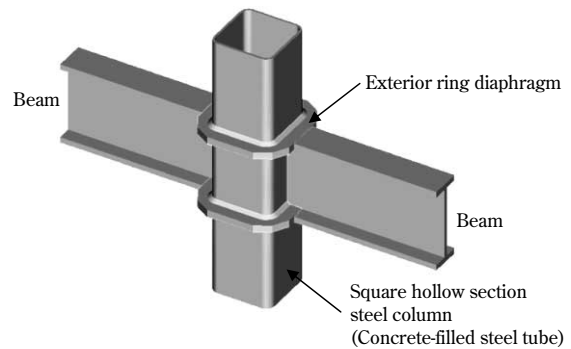


図12 外リングダイアフラム模式図

Fig.12 Exterior ring diaphragm schematic drawing

表6 適用範囲  
Table 6 Application range

Column classification		Concrete-filled steel tube	
Column	Dia.	$400\text{mm} \leq D \leq 1,200\text{mm}$	
	Dia.-to-thickness ratio	$\leq 34$	
	strength	400~590MPa class	
Beam	Flange width-to-dia. ratio	$0.3 \leq B/D \leq 0.7$	
	strength	400~590MPa class	
	Extrusion width-to-Dia. ratio	$0.15 \leq h_f/D \leq 0.35$	
Exterior ring	Extrusion width-to-thickness ratio	$1.25 \leq h_f/t_d \leq 4.7$	
	strength	400~590MPa class	

表7 試験体一覧  
Table 7 List of specimens

Specimen symbol	Square section steel column $D \times t_c$ (Material)	Diaphragm			Flange $B \times t_b$	Loading direction	Concrete filling	Weld $S a$ (Welding wires)	
		$h_f \times h_s \times t_d$ (Material)							
TM33R-0.5	$300 \times 9$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 36$ (SN490C)			$150 \times 28$	Tensile	—	24 9	(YGW11)
TM25R-0.5	$300 \times 12$ (BCP325)								
TM16R-0.5	$300 \times 19$ (BCP325)								
TM25R-0.3	$300 \times 12$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 36$ (SN490C)			$100 \times 28$	Tensile	—	24 17	(YGW11)
TM25R-0.7	$300 \times 12$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 36$ (SN490C)			$200 \times 16$	Tensile	—	24 6	(YGW11)
TM25L-0.5	$300 \times 12$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 16$ (SN490C)			$150 \times 16$	Tensile	—	10 6	(YGW11)
TM25H-0.5	$300 \times 12$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 50$ (SN490C)			$150 \times 28$	Tensile	—	34 12	(YGW11)
TS25R-0.5	$300 \times 12$ (BCP325)	$45 \times 45 \times 36$ (SN490C)			$150 \times 16$	Tensile	—	24 12	(YGW11)
TL25R-0.5	$300 \times 12$ (BCP325)	$105 \times 105 \times 36$ (SN490C)			$150 \times 28$	Tensile	—	24 6	(YGW11)
TE25R-0.5	$300 \times 12$ (BCP325)	$75 \times 30 \times 36$ (SN490C)			$150 \times 28$	Tensile	—	24 9	(YGW11)
CM25R-0.5	$300 \times 12$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 36$ (SN490C)			$150 \times 28$	Compressive	—	24 9	(YGW11)
TM16R-0.5/HB	$300 \times 19$ (SA440C)	$75 \times 75 \times 36$ (SN490C)			$150 \times 28$	Tensile	—	24 6	(YGW11)
TM16R-0.5/HD	$300 \times 19$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 36$ (SA440C)			$150 \times 28$	Tensile	—	24 12	(YGW21)
TM25R-0.5/C	$300 \times 12$ (BCP325)	$75 \times 75 \times 36$ (SN490C)			$150 \times 28$	Tensile	○	24 9	(YGW11)

表 8 試験結果一覧  
Table 8 List of test results

Specimen symbol	$K$ ( $\times 10^3$ MPa)	$P_{y(1/3)}$ (kN)	$P_{y(0.15\%)}$ (kN)	$P_p^T$ (kN)	$P_u^T$ (kN)	$P_{max}^T$ (kN)	$\delta_{y(1/3)}$ (mm)	$\delta_p$ (mm)	$\delta_{max}$ (mm)	$\frac{P_{y(1/3)}}{P_p^T}$	$\frac{P_u^T}{P_p^T}$	$\frac{P_{max}^T}{P_p^T}$
TM33R-0.5	670	884	977	1,020	1,230	1,690	1.81	2.67	36.9	0.87	1.2	1.66
TM25R-0.5	788	1,020	1,130	1,190	1,450	1,860	1.81	2.7	22.8	0.86	1.22	1.57
TM16R-0.5	1,180	1,390	1,540	1,700	2,090	2,560	1.76	2.9	17.7	0.82	1.23	1.51
TM25R-0.3	640	922	946	1,050	1,230	1,670	2.23	3.2	33.6	0.88	1.17	1.59
TM25R-0.7	917	1,160	1,300	1,360	1,620	1,870	1.72	2.7	13.9	0.85	1.18	1.37
TM25L-0.5	466	443	520	537	729	963	1.32	2.2	21.8	0.82	1.36	1.79
TM25H-0.5	962	1,450	1,560	1,680	1,920	2,360	2.12	3.1	25.6	0.86	1.15	1.4
TS25R-0.5	415	714	695	868	958	1,190	2.7	4.3	19.2	0.82	1.1	1.37
TL25R-0.5	1,150	1,310	1,490	1,520	1,900	2,410	1.72	2.1	25	0.86	1.25	1.59
TE25R-0.5	763	960	1,070	1,100	1,350	1,700	1.54	2.5	25.6	0.88	1.23	1.56
CM25R-0.5	810	1,020	1,130	1,160	1,450	1,950	1.77	2.48	30.1	0.88	1.25	1.68
TM16R-0.5/HB	1,150	1,490	1,550	1,810	2,150	2,470	2.07	3.31	11.1	0.83	1.19	1.37
TM16R-0.5/HD	1,150	1,780	1,890	2,110	2,440	2,520	2.2	3.41	6.9	0.84	1.16	1.19
TM25R-0.5/C	1,530	1,080	1,290	1,280	1,700	2,310	1.04	1.69	29.2	0.85	1.33	1.81

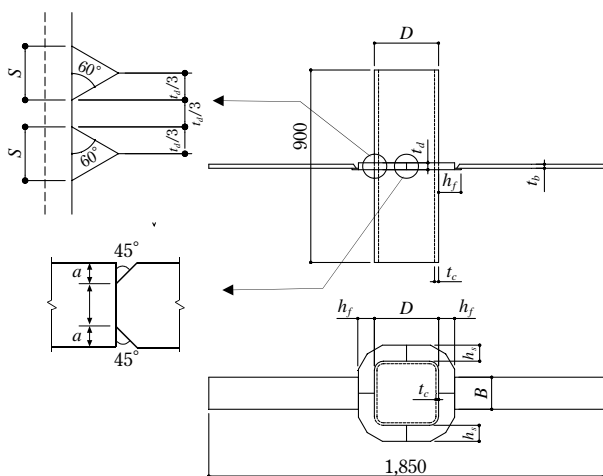


図13 試験体形状  
Fig.13 Test specimen

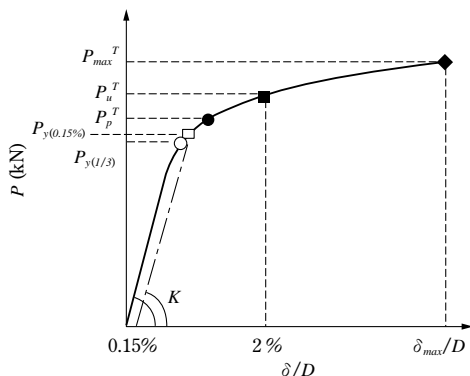
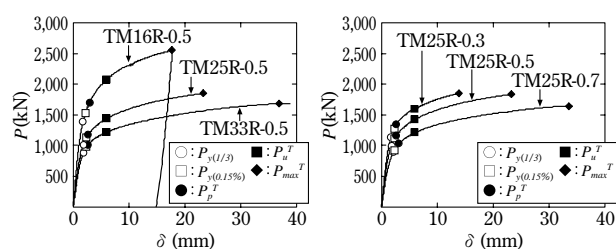


図14 耐力の定義  
Fig.14 Definition of stress

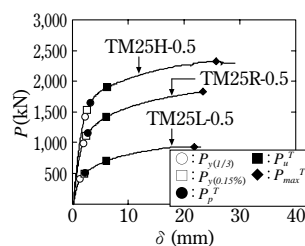
油圧式万能試験機にセットし、フランジ鋼板の両端部に引張りまたは圧縮力を作用させた。試験結果の一覧を表 8 に示す。同表中の各耐力の定義を図 14 に示す。ここで、 $P_u^T$  は終局耐力を示し、片側の局部変形量が鋼管幅の 1% (両側 2%) になるときの荷重である。

各実験因子による荷重—局部変形関係の比較を図 15 に示す。試験体は終局耐力の 55~75% の荷重で降伏耐力に達し、変形が急増し始める。破壊状況は、図 16 に示すように、リングダイアフラムとフランジにより形成される入隅部に生じたき裂が、溶接線に沿って進展する場

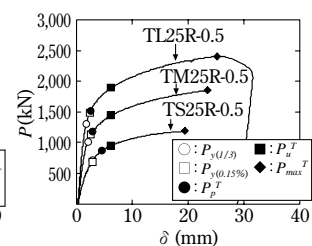


(1) 鋼管幅厚比による影響  
(1) Effect of ratio of dia to thickness

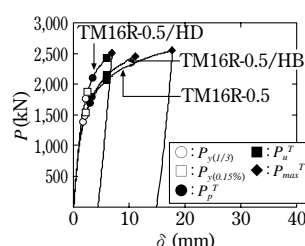
(2) フランジ幅による影響  
(2) Effect of beam width



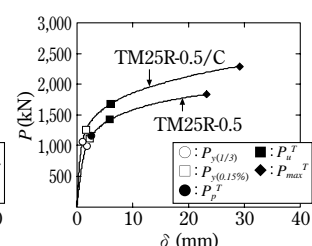
(3) ダイアフラム厚による影響  
(3) Effect of diaphragm thickness



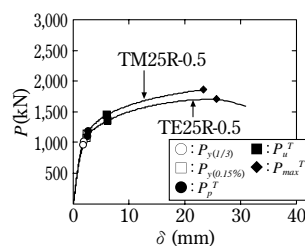
(4) ダイアフラムせいによる影響  
(4) Effect of diaphragm width



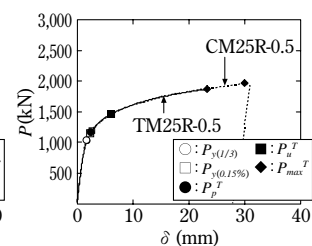
(5) 鋼種による影響  
(5) Effect of materials



(6) コンクリート充填による影響  
(6) Effect of concrete filling



(7) 側面せいによる影響  
(7) Effect of side diaphragm width



(8) 荷荷方向による影響  
(8) Effect of loading direction

図15 荷重—局部変形関係

Fig.15 Relationship between load and local displacement

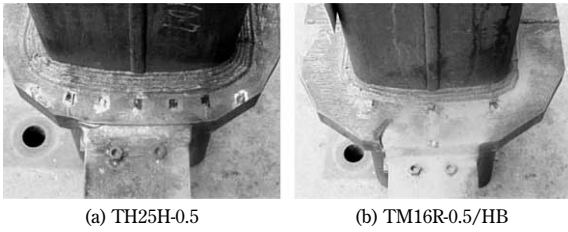


図16 破壊状況の例  
Fig.16 Examples of fracture aspect

合とダイアフラム側に進展する場合が観察された。なお、全試験体とも、リングダイアフラムと角形鋼管との異形隅肉溶接部およびリングダイアフラム間の部分溶込み溶接部にき裂は生じなかった。

### 3.2 極限解析

外リングダイアフラムを用いた角形鋼管柱梁接合部の全塑性耐力を極限解析により誘導する。本稿では図17に示すように真の崩壊荷重により近い上界を与える崩壊機構を提案する。ただし、図17に示す機構により得られる崩壊荷重は数値解析解であり、個々の接合部に対してその解を得るには計算が複雑で実用的ではない。そこで、フランジ板を剛体と仮定し、リングダイアフラムの崩壊機構を図18に示すものとすることによって、次式に示す崩壊荷重の近似式を導出した。

$$P_{p-a} = 4M_p \left[ \pi + \frac{4}{\pi} (\log_e \kappa_a)^2 + \frac{2}{D_m - B} \left( \frac{B}{\kappa_a} + t_d \right) \right] + {}_d N_y \left[ \frac{2}{\sqrt{3}} \cdot h_f - \frac{1}{12} \cdot (D_m - B) \right] \dots (14)$$

ここで、

$$\kappa_a = \frac{1}{2} + \frac{1}{2} \sqrt{1 + \frac{\pi}{2} \cdot \left( \frac{2 \cdot B}{D_m - B} \right)}, \quad {}_c M_p = {}_c F \cdot t_c^2 / 4, \quad {}_d N_y = {}_d F \cdot t_d$$

${}_d F$ : 外リングダイアフラムの基準強度

### 3.3 降伏耐力の推定

実験における全塑性耐力と降伏耐力を比較することにより、降伏耐力の推定方法を検討した。

表8に示す降伏耐力  $P_{y(1/3)}$  と全塑性耐力  $P_p^T$  との比より、ここでは式(14)に0.85を乗じて降伏耐力の推定値  $P_y$  とした。すなわち、

$$P_y = 0.85 {}_c P_{p-a} \dots (15)$$

図19に  $P_y$  と実験降伏耐力  $P_{y(1/3)}$  および  $P_{y(0.15\%)}$  との比較を示す。図19より得られた降伏耐力式は実験結果とよく対応していることがわかる。

### 3.4 終局耐力の推定

実験における全塑性耐力と終局耐力を比較することにより、終局耐力の推定方法を検討した。

より、終局耐力の推定方法を検討した。

表8に示す終局耐力  $P_u^T$  と全塑性耐力  $P_p^T$  の比より、ここでは、式(14)に1.15を乗じて終局耐力の推定値  $P_u$  とする。すなわち、

$$P_u = 1.15 {}_c P_{p-a} \dots (16)$$

図20に  $P_u$  と実験終局耐力  $P_u^T$  の比較を示す。図20より、

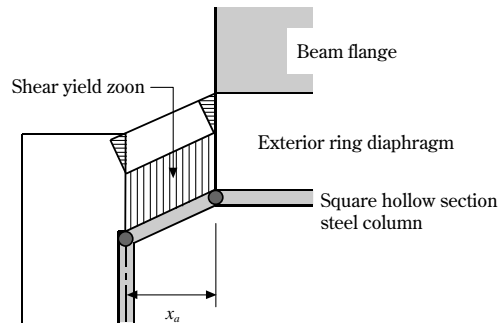


図18 近似式のための崩壊機構  
Fig.18 Collapse mechanism for approximate expression

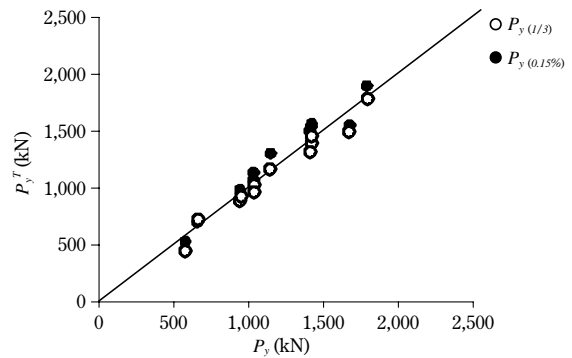


図19  $P_y^T - P_y$  関係  
Fig.19 Relationship between  $P_y^T$  and  $P_y$

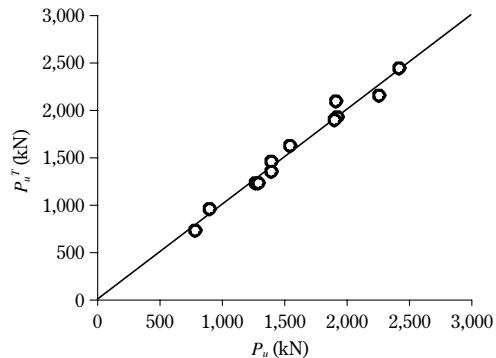


図20  $P_u^T - P_u$  関係  
Fig.20 Relationship between  $P_u^T$  and  $P_u$

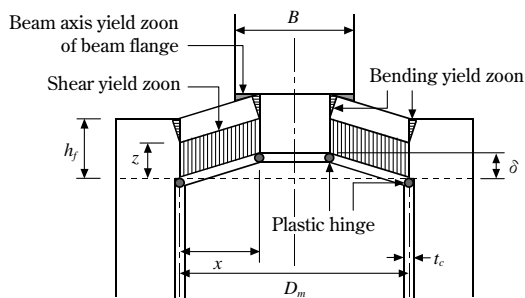
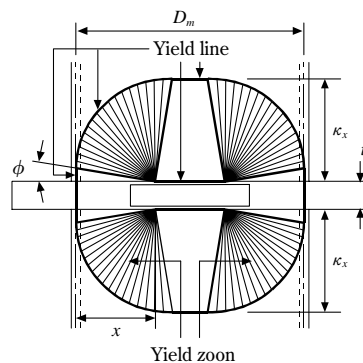


図17 崩壊機構  
Fig.17 Collapse mechanism



り得られた終局耐力式は実験結果とよく対応していることがわかる。

**むすび**＝今回の構造試験およびFEM解析によりノンダイアフラム形式と外リングダイアフラム形式の安全性を確認した。また、十字形架構試験（逆対称荷重）も行っており<sup>2), 3)</sup>、実用上、適用可能であることを確認している。

本稿にて提案した柱梁接合部の設計方法は、(財)日本建築センターにおいて鋼構造評定委員会の構造審査を完了しており、今後の柱梁接合部の製作および施工面における合理化の一助となれば幸いである。

最後に、本設計法を提案するにあたって、非常に有益なご指導を賜った大手前大学田淵基嗣教授（神戸大学名誉教授）に心から謝意を表す。

#### 参 考 文 献

- 1) 高田武之ほか：ノンダイアフラム形式円形鋼管柱梁接合部の局部破壊，鋼構造年次論文報告集，第17巻，pp.571-578，2009年11月。
- 2) 高田武之ほか：ノンダイアフラム形式円形鋼管柱梁接合部の弾塑性挙動，鋼構造年次論文報告集，第18巻，pp.283-290，2010年11月。
- 3) 伊藤綾那ほか：外リングダイアフラム形式角形鋼管柱梁接合部の耐力評価，鋼構造年次論文報告集，第18巻，pp.275-282，2010年11月。