

コンクリート充てん角形鋼管柱の実用化（その1）

—— 有孔内ダイアフラムを用いた柱・はり接合部の応力伝達性能の検討 ——

時野谷 浩 良 小 島 克 朗
高 橋 泰 彦

Development of Concrete-filled Square Steel Tube Column (Part 1)

—— A Study on Stress Transferring Capacity of Beam-Column Connection Reinforced with Inner Ring Stiffener ——

Hiroyoshi Tokinoya Yoshiro Kobatake
Yasuhiko Takahashi

Abstract

Connections of inner ring stiffener type are often used to join concrete-filled square tubular steel columns with wide-flange steel beams. A series of tests was conducted to study the capacities of such connections for transferring beam shear force to filled concrete by stiffener, i.e., shear force transferring capacity, and for transferring beam bending moment to column, i.e., bending moment transferring capacity. The following conclusions were obtained regarding the experimental results.

① Although in most buildings shear force transferring capacity was determined by bearing failure of concrete, a larger force could be transferred by the stiffener than by bond. ② Bending moment transferring capacity was determined by yield of the stiffener and an equation for estimating strength was proposed. ③ Bending moment capacity was not affected by bearing force acting on the stiffener.

概 要

コンクリート充てん角形鋼管柱とH形鋼はりの接合方法のひとつである、円形の孔をあけた内ダイアフラム形式の接合部について、柱へはりの曲げモーメントを伝達する性能（せん断力伝達性能）とダイアフラムを介して充てんコンクリートへはりせん断力を伝達する性能（曲げモーメント伝達性能）を実験的に確認・検討し、以下の成果を得た。

① 通常の建築物のせん断力伝達性能は充てんコンクリートの支圧破壊で決まるが、付着力によるよりも大きな力を伝達できることを明らかにした。② 曲げモーメント伝達性能は、ダイアフラムの降伏で決まることを確認し、その耐力の評価式を示した。③ 通常の建築物の曲げモーメント伝達性能はダイアフラムに作用する支圧力の影響を受けないことを確認した。

1. はじめに

コンクリート充てん角形鋼管柱とH形鋼はりの接合部において、はりから柱への円滑な応力伝達を可能にする方法として、コンクリートの充てん用に円形の孔をあけた内ダイアフラム（有孔内ダイアフラム）形式がある。この形式では、はりの曲げモーメントを柱に伝達するだけでなく、ダイアフラムが図-1に示すように機械的すべり止めとして機能し、支圧力としてはりのせん断力を充てんコンクリートに伝達させることができる。この場合ダイアフラムには、はりフランジからの圧縮・引張力（面内方向力と称す）と同時に、はりせん断力に匹敵する支圧反力（支圧力と称す）も作用する。

本研究では、有孔内ダイアフラム形式の接合部の構造

性能の内、次の点について実験的に確認・検討した。

① ダイアフラムを介して、はりのせん断力を充てんコンクリートに伝達する性能（せん断力伝達性能）

② はりの曲げモーメントを柱に伝達する性能（曲げモーメント伝達性能）

2. 実験概要

試験体の形状・寸法と、加力方法および各種変位の計測方法の概念図を図-2に示す。試験体はすべてコンクリート充てん角形鋼管柱-H形鋼はり接合部近傍をモデル化した部分試験体である。試験体の大きさは実大の約1/3を想定し、柱には□-250×250×12を、はりにはBH-300×100×6×12およびこれを2分割したBT-150×100×6×12を、ダイアフラムにはR-12を用いた。はり

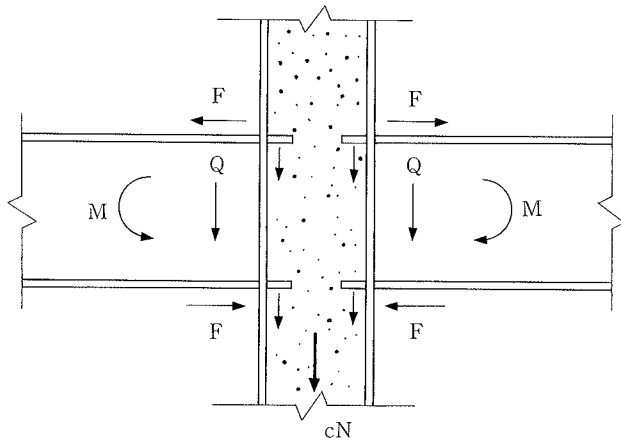
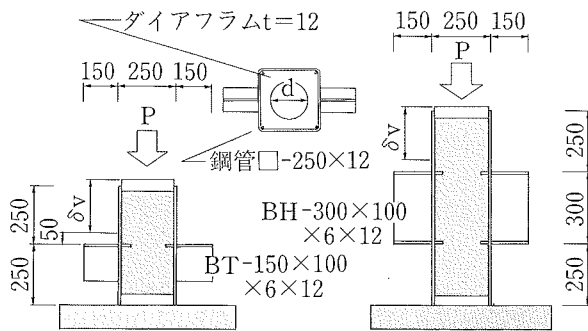
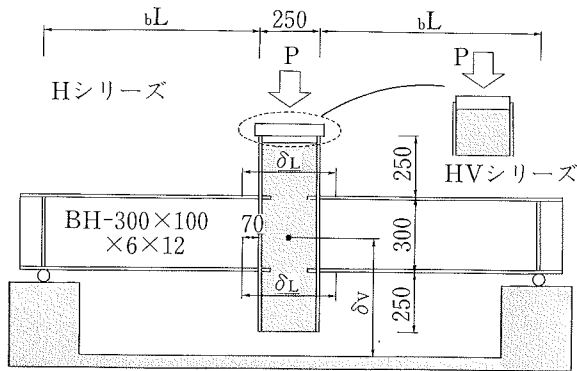


図-1 充てんコンクリートへの応力伝達



(a)Vシリーズ



(b)HおよびHVシリーズ

図-2 試験体形状・寸法

は、通常の建築物では最大規模の断面を想定している。鋼管の内面にはグリースを塗布し、鋼管とコンクリートの付着を除去した。

実験は次の3シリーズから構成されている。Vシリーズは、はりせん断力伝達性能を確認する実験で、柱の充てんコンクリート部分のみに荷重(P)を加え、ダイアフラムに支圧力を作用させる。

Hシリーズは、はり曲げモーメント伝達性能を確認する実験で、はり両端をローラー支持し柱の鋼管部分のみに載荷する形式とし、ダイアフラムにはりフランジからの面内方向力を作用させる。

表-1 試験体一覧

シリーズ	試験体名称	ダイアフラム			支点位置 bL (mm)
		枚数	孔径 d (mm)	開口率 α (%)	
V	30V1	1	140	30	900
	40V1		161	40	
	30V2	2	140	30	
	40V2		161	40	
	50V2		180	50	
H	30H	2	140	30	900
	40H		161	40	
	50H		180	50	
VH	30HV32	2	140	30	900
	40HV16				1,800
	40HV32	2	161	40	900
	40HV64				450
	50HV32				180

表-2 材料の機械的性質

(a)鋼材

		σ_y	σ_u	e	YR
丸-12	STKR-400	3.45	4.79	22.1	72.1
丸-6	SM490	4.28	5.93	20.3	72.2
丸-12		3.51	5.43	27.5	64.7

記号 σ_y : 降伏強さ(tf/cm²) σ_u : 引張強さ(tf/cm²)
e: 延び(%) YR: 降伏比(%)

(b)コンクリート

σ_B	E_c	対応試験体名称
317	288	30V1, 40V1, 30V2, 40V2, 50V2
324	300	30H, 40H, 50H
339	301	40HV16, 40HV32, 40HV64
349	293	30HV32, 50HV32

記号 σ_B : 圧縮強度(kgf/cm²) E_c : ヤング係数(tf/cm²)

HVシリーズは、曲げモーメント伝達性能に及ぼすダイアフラムに作用する支圧力の影響を確認する実験で、Hシリーズと同様の載荷方法であるが、荷重は充てんコンクリート部分のみに加えることにより、ダイアフラムに支圧力と面内方向力を同時に作用させる。

表-1に実験変数の組合せを示す。各シリーズに共通する実験変数として、ダイアフラムの孔の大きさを設定している。孔の大きさは、充てんコンクリート面積に対する比として定義する開口率(α)で示し、30, 40, 50%の3種類とする。コンクリートの充てんを現場で鋼管の脚部からコンクリートポンプ車を用いて圧入する工法(圧入工法)で行う場合でも、 $\alpha=20\%$ 以上であれば施工は容易に行える。一方、孔を円形にする限り、鋼管との溶接を考慮すると α は50%程度が上限である。また、Vシリーズではダイアフラムの枚数を、HVシリーズではダイアフラムに作用する支圧力(P)と面内方向力(F)の比率を変化させている。この比率は、はりの支点位置(bL : 図-2(b)参照)により変化させている。これを、はりのせ

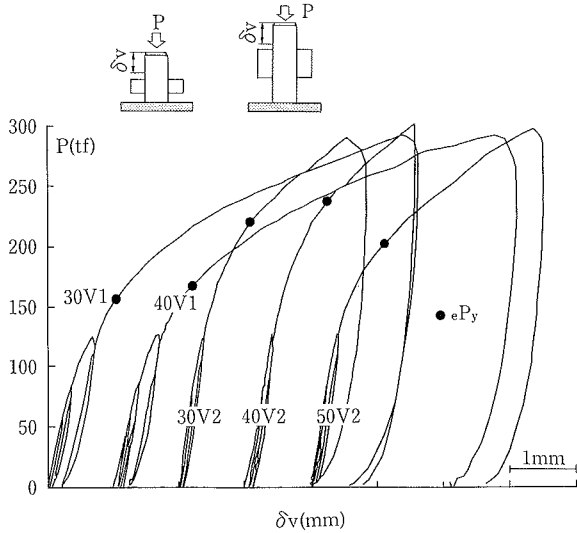


図-3 荷重-鉛直変位関係 (V シリーズ)

表-3 降伏耐力 (V シリーズ)

試験体 名称	実験値		計算値	
	ePy (tf)	cPy (tf)	ePy cPy	ePy cPy
30V1	156.9	87.4	1.80	
40V1	168.1		1.92	
30V2	219.6	123.6	1.78	
40V2	225.9		1.83	
50V2	199.1		1.61	

ん断力 (Q) と F の関係で示すと次式となる。

$$Q/F = j / bL \quad \dots\dots\dots(1)$$

記号 j : はりフランジ応力中心間距離

$bL = 900 \text{ mm}$ の場合、 $Q/F = 0.32$ である。同じ曲げモーメントで比較すると、 Q/F が大きい試験体ほど、ダイアフラムに作用する支圧力が大きい。HV シリーズの試験体名称中の末尾の数値は Q/F を % で示している。

加力は各シリーズとも荷重 (P) で制御し一方向漸増繰返し載荷した。表-2 に使用材料の機械的性質を示す。鋼管は冷間成形の STKR400, その他の鋼材は SM490 である。コンクリートにはブリージング防止のためにセルローズ系の分離低減材を混和した。

3. 実験結果と考察

3.1 V シリーズ

各試験体の荷重 (P) と載荷板の鉛直変位関係を図-3 に、降伏耐力実験値 (ePy) を表-3 に示す。ここで、ePy は P- δv 関係において鋼管天端とダイアフラムとの距離 (250 mm) 間の 0.2% オフセット法で求まる荷重と定義した。いずれの試験体も試験機の容量の関係で最大耐力を確認できていない。



写真-1 鋼管内部の損傷状況

写真-1 にダイアフラムが 1 枚の試験体の鋼管内部の破壊状況を例示する。充てんコンクリートの支圧破壊によるひび割れが生じているが、鋼材に顕著な変形は見られない。ダイアフラムが 2 枚の試験体では、ひび割れは生じていなかった。

3.1.1 履歴性状と降伏耐力 ePy と α の間には明瞭な関係は見られない。ダイアフラムが 2 枚の場合の ePy は 1 枚の場合よりも高く、2 枚のダイアフラムが共同して抵抗していることが分かる。しかし、1 枚の場合の 2 倍にはなっていない。

各試験体の ePy は 30V1 を除き、想定したより 4 本分の短期許容せん断耐力 (164 tf) を上回っており、本実験の範囲ではダイアフラムは機械的すべり止めとして十分な耐力を有していると言える。また、P- δv 曲線において ePy 以降も耐力はある勾配を保持しながら上昇しており、ePy は最大耐力に対して十分に余裕を持っていると考えられることから、はりのせん断力伝達の設計に際して ePy を短期許容耐力と見なせる。

以下に、降伏の原因について考察する。P- δv 曲線は、初期には直線関係であるが、荷重の増加に伴い剛性は徐々に低下している。ダイアフラムが 1 枚の試験体では、剛性の低下が顕著となりはじめる荷重は、ダイアフラムに接する充てんコンクリート部分の支圧応力度がコンクリート強度 (σ_B) に達する荷重 ($= \sigma_B \cdot cA_0$: 30V1 で 113 tf, 40V1 で 97 tf。ここで、 cA_0 : 支圧面積) に近似している。ダイアフラムが 2 枚の試験体では、剛性低下が顕著となりはじめる荷重は 1 枚の場合よりも高い。ダイアフラムが 1 枚の試験体の ePy は、ダイアフラム 1 枚の短期許容せん断耐力 ($= 220 \text{ tf}$) 以下である。2 枚の試験体の ePy はこの耐力に対して 1.03 以下の範囲であり、2 枚が共同して抵抗することを考慮すると、ダイアフラムはせん断降伏していないと判断できる。また、鋼材各部に張付けたひびみゲージによれば、ePy で鋼材は降伏していない。以上より、各試験体の降伏は充てんコンクリートの支圧破壊の進行によるものと判断できる。

3.1.2 耐力評価 充てんコンクリートの支圧破壊で決まる接合部のせん断力伝達耐力を考察する。コンクリートの支圧強度は支圧面と支承面の形状および寸法の影

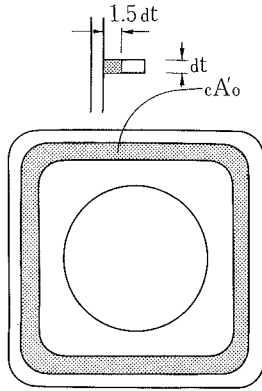


図-4 有効支圧面積

響を強く受け、すべての形状・寸法に応用できる支圧強度評価式は無い²⁾。文献3)、4)では、ポストテンション材の定着板直下部分や、引張力を受ける頭付きアンカーボルト頭部に接する部分のコンクリートの支圧強度を(2)式で与えている。

$$\sigma_n = \sigma_B \cdot \sqrt{cAc/cAo} \quad \dots\dots\dots(2)$$

記号 σ_n : コンクリートの支圧強度
 cAc : 支承面積
 cAo : 支圧面積

ダイアフラムに接する部分のコンクリートは、周辺コンクリートの他に、鋼管による拘束作用も受けるので、(2)式によれば安全側の評価になると考えられる。そこで、本研究では支圧強度を(2)式で評価する。なお、支圧力伝達に有効なダイアフラムの領域 (cAo') は、ダイアフラムの板厚により変化すると考えられることから、 cAo' はダイアフラム外周縁からその板厚 (t) の1.5倍の範囲のみ (図-4参照) とする³⁾。また、ダイアフラムが2枚の場合は、1枚当たりの cAo' の2倍とする。(3)式に本研究の評価式を整理して示す。

$$\sigma_n = \sigma_B \cdot \sqrt{cAc/k \cdot cAo'} \quad (\text{ただし } \sigma_n \leq 2\sigma_B^3)$$

$$P_n = \sigma_n \cdot k \cdot cAo' = \sigma_B \cdot \sqrt{cAc \cdot k \cdot cAo'} \quad \dots\dots\dots(3)$$

記号 P_n : コンクリートの支圧耐力
 k : ダイアフラムの枚数 (ただし、 $k \leq 2$)
 cAc : 支承面積 (=コンクリートの断面積)
 cAo' : ダイアフラム1枚の有効支圧面積
 $cAo' = 6at$ ($D - 2ct - 1.5at$)
 at : ダイアフラムの板厚
 ct : 鋼管の板厚

(3)式による計算値を表-3に示す。鋼管による拘束の効果を見逃しているため、計算値は実験値をかなり低めに評価している。しかし、鋼管: $\square-750 \times 750 \times 36$ 、ダイアフラムの板厚: $at = 6$ mm、コンクリートの設計規準強度 = 240 kgf/cm^2 の場合を例にすると、短期時の P_n は 238 tf となるが、これと同じ力を鋼管とコンクリートの間の付着力で伝達するには付着長さ (平均階高) 6 m を要

表-4 諸耐力 (H および HV シリーズ)

試験体	実験値				降伏耐力計算値					
	降伏耐力		最大耐力		計算値1			計算値2		
	ePy (tf)	eMy (tf·m)	ePu (tf)	eMu (tf·m)	ePy1 (tf)	eMy1 (tf·m)	ePy/cPy1 (tf)	ePy2 (tf)	eMy2 (tf·m)	ePy/cPy2 (tf)
30H	31.5	14.2	54.5	24.5	19.9	9.0	1.58	30.8	13.9	1.02
40H	28.0	12.6	—	—	13.3	6.0	2.11	24.0	10.8	1.16
50H	23.5	10.6	47.5	21.4	7.0	3.1	3.37	18.4	8.3	1.28
30HV32	32.0	14.1	55.8	25.1	19.9	9.0	1.61	30.8	13.9	1.04
40HV16	14.1	12.7	—	—	6.6	—	2.14	12.0	—	1.18
40HV32	28.0	12.6	50.9	22.9	13.3	6.0	2.11	24.0	10.8	1.17
40HV64	54.4	12.1	83.3	18.7	26.5	—	2.05	48.1	—	1.13
50HV32	26.5	11.9	51.9	23.4	7.0	3.1	3.79	18.4	8.3	1.44

する。これは、ダイアフラムの板厚が極端に薄い場合であることから、通常の建築物においては、ダイアフラムが機械的すべり止めとして機能した方が付着力によるよりも大きな力を伝達できるといえる。

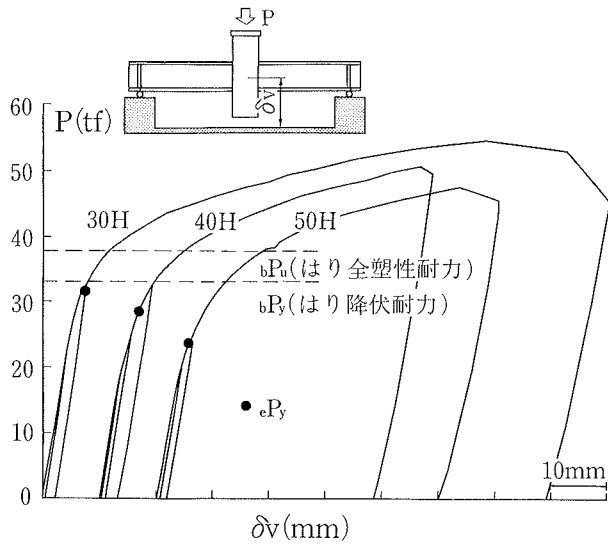
なお、ダイアフラムのせん断降伏により耐力が決まる場合も想定される。しかし、上記の例においてダイアフラムの F 値を3.3とすると、ダイアフラム1枚の短期許容せん断耐力は 310 tf であり、 P_n よりも大きい。従って、ダイアフラムのせん断降伏により耐力が決まることは無いといえる。

3.2 Hシリーズ

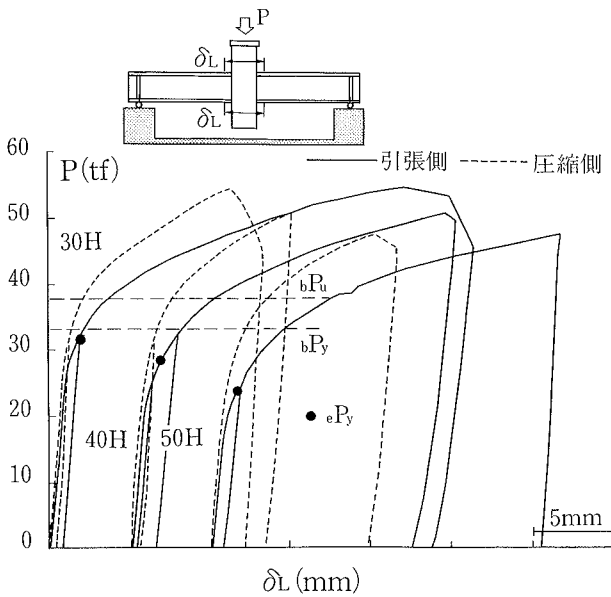
各試験体の荷重 (P) とスパン中央部の鉛直変位 (δv) 関係および P と仕口部の局部変位 (δ_L) 関係を図-5に示す。また、最大耐力実験値 (ePu) を表-4に示す。30 H の ePu ははりの座屈により、50 H ははりフランジとの溶接部における柱フランジの熱影響部に生じたき裂により決まった。40 H は変位計のストロークの事情で載荷を途中終了し、最大耐力を確認できていない。

3.2.1 履歴性状と降伏耐力 $P-\delta v$ 関係は初期には直線関係であるが、はりの曲げ降伏耐力 (bPy) に達する以前に剛性が低下し始める。 $P-\delta_L$ 関係にも同様の傾向が見られ、特に引張側の剛性低下が顕著であることから、 $P-\delta v$ 関係の剛性低下の原因は主に引張側仕口の局部変形であると判断できる。従って、降伏耐力実験値 (ePy) を引張側の $P-\delta_L$ 関係において、測定区間長 (390 mm) の0.2%オフセット法で求まる荷重と定義し、図-5中および表-4中に示す。いずれの試験体も ePy は bPy 以下となり、 α が大きいほど ePy は低くなっている。

3.2.2 鋼材各部のひずみ挙動 引張側仕口各部のひずみの測定結果を図-6から8に示す。図-6のはりフランジのひずみは、両端部に集中した分布を示しており、集中度は α が大きい程高い。また、フランジ中央部は ePy では降伏ひずみに達していない。図-7より柱鋼管フランジには、はりフランジからの引張力による面外曲げ変形に伴うひずみが生じているが、 ePy では50 H の④を除いて降伏していない。同荷重で比較すると α の大きい試験体の方がひずみが大きい。図-8より ePy でのダイアフラムのひずみ状況は、各試験体とも局部的に降伏して



(a) 荷重—鉛直変位関係



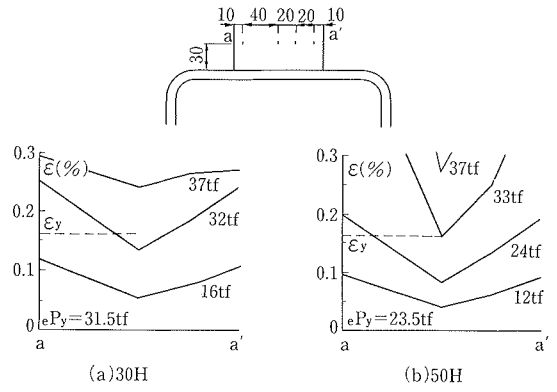
(b) 荷重—仕口局部変位関係

図—5 荷重—変位関係 (H シリーズ)

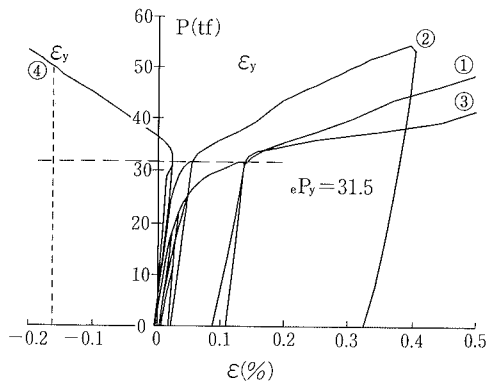
いる。ただし、30 H と 40 H では①、②、③および⑥の引張ひずみが卓越しているのに対し、50 H では②と③の引張ひずみがおよび④と⑤の圧縮ひずみが卓越しており、 α の大きさで降伏状況が異なる。

以上より、3.2.1で述べたことと考えると、各試験体の $P-\delta v$ 関係における剛性低下は、引張側ダイアフラムの局所的な降伏によるものであることが分かる。

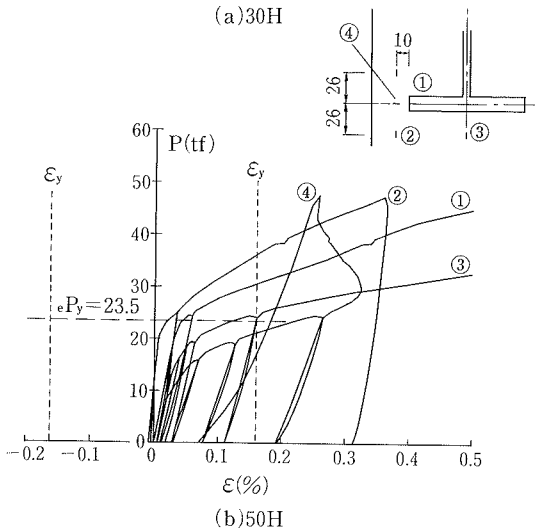
3.2.3 耐力評価 はりフランジ引張力に対するダイアフラムの耐力を文献5) (SRC 規準と略記) で通しダイアフラムについて示されているのと同様に、図-9に示すはりモデルで推定する。SRC 規準では、柱鋼管の曲げ抵抗を無視しているが、本研究の対象とする有孔内ダイアフラムではこの寄与分はかなり大きいと考えられる。そこで本研究では、これとはりフランジによる拘束効果を



図—6 はりフランジのひずみ状況



(a) 30H



(b) 50H

図—7 柱フランジのひずみ状況

考慮して、はりモデルの断面を有効フランジ幅 $Be=15ct$ の T 形断面はりとして仮定する⁶⁾。図中の $a-a'$ 断面の曲げで決まる耐力、 $b-b'$ 断面のせん断で決まる耐力および $c-c'$ 断面の引張りで決まる耐力のうち、もっとも小さい耐力をダイアフラムの耐力とする。各耐力の算定式を(4)~(6)式に示す。耐力算定に際して、はりモデルの応力状態として表-5に示す2つのケースを想定した。ケース2は実験によると ePy 時のダイアフラムは局所的な降伏が進展していたことを考慮したものである。計算結果を表-4に示す。表中で計算値1 (cPy_1) はケース1, 計算

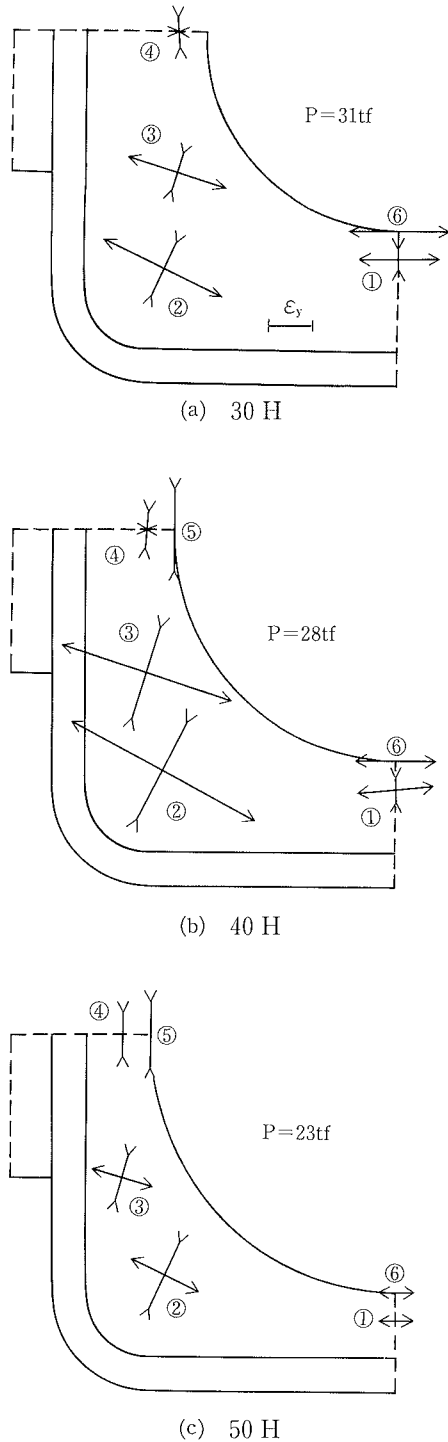


図-8 ダイアフラムのひずみ状況

値2 (cPy_2) はケース2に対するものである。 cPy_1 は $\alpha=30\%$ ではせん断でその他 α では曲げで決まり、 cPy_2 はすべての α ともせん断で決まった。実験値との対応は cPy_2 の方が良く、しかも安全側の評価となっている。

$$F = 24Z \cdot a_t \cdot b \cdot B \cdot a \sigma_y / d^2 \quad \dots\dots\dots(4)$$

$$F = 2(bb' - c_t) \cdot a_t \cdot \tau \quad \dots\dots\dots(5)$$

$$F = (D - d) \cdot a_t \cdot \sigma \quad \dots\dots\dots(6)$$

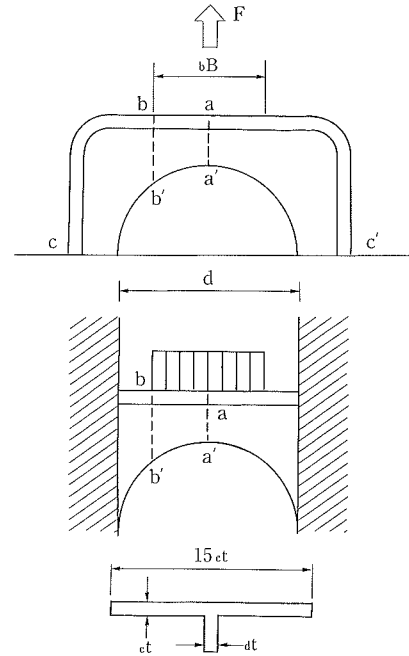


図-9 はりモデル

表-5 想定した応力状態

ケース	曲げ	せん断	引張
1	降伏モーメント	$a \sigma_y / \sqrt{3}$	$a \sigma_y$
2	全塑性モーメント	$a \sigma_u / \sqrt{3}$	$a \sigma_u$

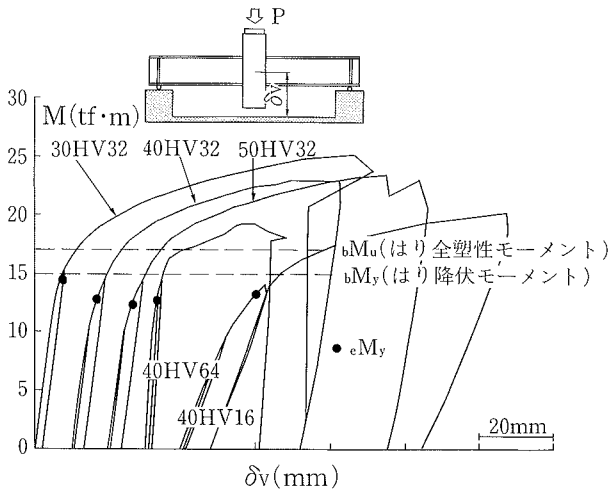
記号 $a \sigma_u$: ダイアフラムの引張強さ

- 記号 F : はりフランジ引張力に対する耐力
 Z : a-a' 断面におけるはりモデルの断面係数
 D : 鋼管の外径
 a_t : ダイアフラムの板厚 (ただし、 $a_t \geq c_t$)
 c_t : 鋼管の板厚
 bB : はりフランジの幅
 $a \sigma_y$: ダイアフラムの降伏強さ
 τ : ダイアフラムのせん断応力度
 σ : ダイアフラムの引張応力度

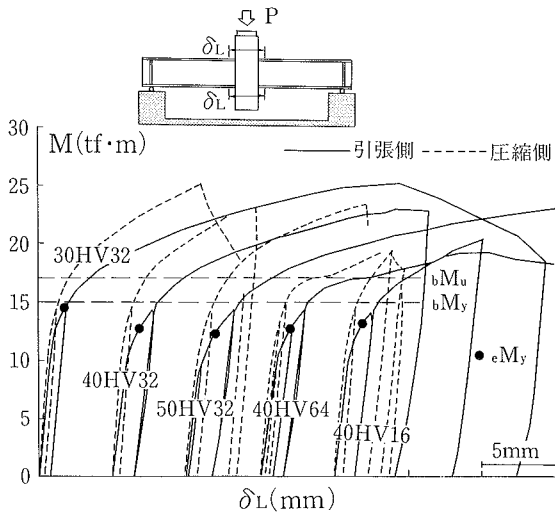
3.3 HV シリーズ

各試験体の柱フランジ表面におけるモーメント (M) とスパン中央部の鉛直変位 (δ_v) 関係および M と仕口部の局部変位 (δ_l) 関係を図-10に示す。また、H シリーズと同じ定義による降伏耐力実験値 (ePy) および最大耐力 (ePu) を表-4に示す。Q/F=0.32の試験体の ePu はすべてはりの座屈で、50 HV32 は柱フランジとの溶接部におけるはりフランジ端部の母材と溶着金属の界面に生じたき裂により決まった。40 HV16 は変位計のストロークの事情で荷重を途中終了し、最大耐力を確認できていない。

3.3.1 履歴性状と降伏耐力 M- δ_v 関係および M- δ_l 関係には、それぞれ H シリーズの P- δ_v および P- δ_l 関係と同じ傾向が見られ、M- δ_v における剛性低



(a) モーメントー鉛直変位関係



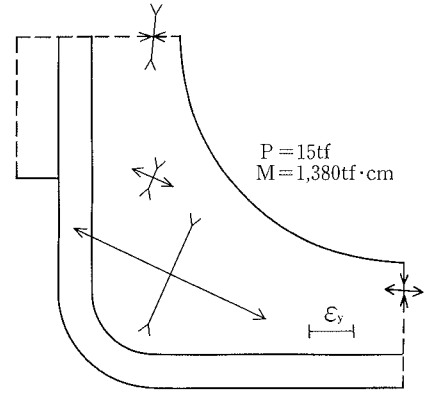
(b) モーメントー仕口局部変位関係

図-10 モーメントー変位関係 (HV シリーズ)

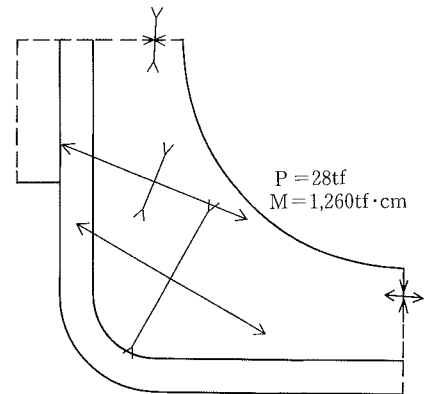
下は引張側仕口の局部変形に起因していることが分かる。鋼材各部のひずみの測定結果によると、やはり H シリーズと同様の傾向が見られ、引張側仕口の剛性低下はダイアフラムの局所的な降伏によるものであることが分かる。図-11にダイアフラムのひずみ状況を例示する。

$Q/F=0.32$ である試験体の引張側の $M-\delta_L$ 関係を、H シリーズと比較して図-12に示す。 α が50%の場合はむしろ支圧力が作用した HV シリーズの方が良い性状を示している他は、H シリーズとの顕著な差は見られない。 α が40%で Q/F が異なる試験体 (40 H, 40 HV16, 40 HV32, 40 HV64) の引張側の $M-\delta_L$ 関係を比較して図-13に示す。スパンの最も小さい 40 HV64 では、はりの座屈により途中から δ_L が急増しているが、その他では試験体間で顕著な差は見られない。

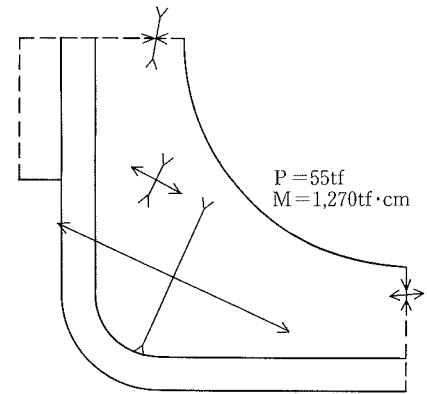
本実験において、 ePy 時に作用した支圧力は、40 HV64 の場合が最大で 54.4 tf であり、これはダイアフラム 1 枚の支圧力作用方向の短期許容せん断耐力 (aPy) の 25% で



(a) 40 HV16



(b) 40 HV32



(c) 40 HV64

図-11 ダイアフラムのひずみ状況 (HV シリーズ)

ある。従って、はりせん断力の和 (ΣQ) が $0.25 aPy$ 以下の範囲であれば、曲げモーメント伝達耐力は、ダイアフラムに作用する支圧力の影響を受けないといえる。これは、はりフランジ引張力および支圧力に対してダイアフラムのクリティカルになる部分が互いに交錯する部分は、局所的であるためと考察される。3.2に示したモデルで支圧力の影響を無視して求めた耐力計算値を表-4に示すが、実験値との対応は H シリーズと同程度である。

ここで、通常の建築物においてははりの断面設計は曲げモーメントで決まり、はりせん断力は両端の曲げ耐力で決まる値以上にはならないことから、ダイアフラムの板

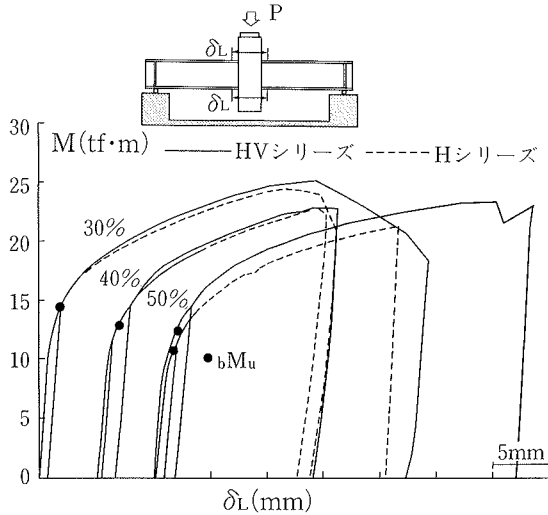


図-12 Hシリーズとの比較 (Q/F=0.32)

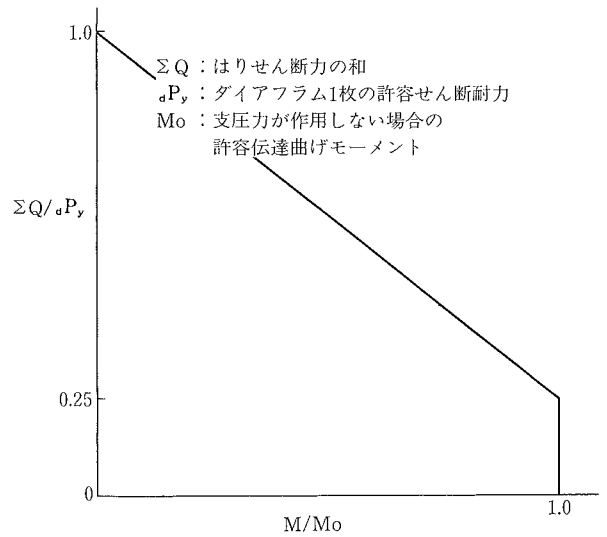


図-14 支圧力ーモーメント関係

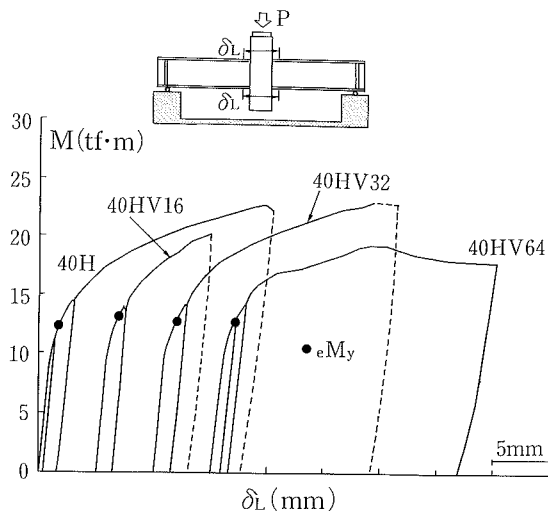


図-13 Q/Fで比較 (d=40%)

厚をはりの設計曲げモーメントから決めても、 $\Sigma Q \leq 0.25\alpha P_y$ の範囲にあると考えられる。従って、通常はダイアフラムの設計に支圧力の影響を考慮する必要は無いといえる。なお、 $\Sigma Q \geq 0.25\alpha P_y$ の場合には、曲げモーメント伝達耐力に及ぼす支圧力の影響を図-14と仮定すれば、安全側の設計となる。

4. まとめ

コンクリート充てん角形鋼管柱における有孔内ダイアフラム形式の接合部について、はりのせん断力をダイアフラムの支圧力として充てんコンクリートに伝達する性能（せん断力伝達性能）と、はりの曲げモーメントを柱に伝達する性能（曲げモーメント伝達性能）を実験的に確認・検討し、以下の成果を得た。

① ダイアフラムに支圧力のみを載荷した実験により、ダイアフラムに接する充てんコンクリート部分の支圧破壊で決まるせん断力伝達耐力の評価式を提示した。また通常の建築物においては、せん断力伝達耐力が充てんコンクリートの支圧破壊できまると、ダイアフラムが機械的すべり止めとして機能した方が、鋼管とコンクリート間の付着力によるよりも大きな力を伝達できることを明らかにした。

② ダイアフラムにはりフランジからの圧縮・引張力のみを載荷した実験により、仕口各部のひずみの挙動を考察し、ダイアフラムをはりモデルに置換することにより、曲げモーメント伝達耐力の評価式を提示した。

③ ダイアフラムに支圧力とはりフランジからの圧縮・引張力を同時に載荷した実験により、通常の建築物における曲げモーメント伝達耐力は、ダイアフラムに作用する支圧力の影響を受けないことを確認した。

参考文献

- 1) 大池 武, 中根 淳: コンクリートのポンプ圧入工法に関する研究, 大林組技術研究所報, No. 45, p. 33~38, (1992)
- 2) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート終局強度設計に関する資料 シリーズ23, 建築雑誌, Vol. 96, No. 1180, p. 71~78, (1981)
- 3) 日本建築学会: プレストレストコンクリート設計施工規準・同解説, (1987)
- 4) 日本建築学会: 各種合成構造設計指針, (1985)
- 5) 日本建築学会: 鉄骨鉄筋コンクリート構造計算規準・同解説, (1987)
- 6) 今井克彦: 角形鋼管接合部の補強法に関する研究—その1—(ダイアフラムによる補強の場合), 日本建築学会近畿支部研究報告集, 構造II, p. 133~136, (1972)