

板厚テーパ補剛板を用いた箱形断面柱の繰返し性能に関する実験的研究

Cyclic performance of stiffened square box columns with thickness tapered plates

上野谷 実*, 中村 雅樹**, 佐屋 裕之***, 福本 晴士*, 山本 定弘****
 Minoru Uenoya, Masaki Nakamura, Hiroyuki Saya, Yuhshi Fukumoto and Sadahiro Yamamoto

* 工博, 福山大学教授, 工学部建設環境工学科 (〒729-0292 福山市学園町1番地三蔵)

**福山大学助手, 工学部建設環境工学科 (〒729-0292 福山市学園町1番地三蔵)

***(株)カナコン (〒246-0022 神奈川県横浜市瀬谷区三ツ境1-9)

****工博, 日本鋼管(株), 総合材料技術研究所 (〒721-8510 広島県福山市鋼管町1番地)

This paper treats an experimental study on the cyclic performance of stiffened 450x450mm square box columns having two longitudinal ribs under constant compressive thrust combined with cyclic horizontal loads at the column top. The thickness tapered ratios of the flange and web plates at the both ends are 12 to 6 mm, 9 to 9, 9 to 6, 9 to 5 between the length of 1350mm. Four specimens are tested cyclically and another specimen with 9 to 6 mm thickness tapered plate is tested under monotonic loading. Large yield penetrations and the number of local buckling panels are obtained depending on the tapering ratios against the various applied and resistant moments along the columns.

Key Words: Stiffened box columns, Cyclic tests, Tapered flange plates, Strength, Ductility.

キーワード: 補剛箱形柱, 繰返載荷, テーパーフランジ板, 強度, ダクティリティ

1. はじめに

板厚テーパ鋼板は欧州のミルメーカーが桁橋のフランジプレート用に開発した。わが国でも試用の段階から、すでに多くの桁橋構造での適用例がみられるようになった。主桁の作用モーメント分布に断面の抵抗モーメント分布を近づけることから、材料の適正利用による鋼材重量の低減、施工コストの低減、環境の面からその利点が道路橋の建設に受入れられる方向にある¹⁾。

不静定次数が高く、等断面部材が多用される構造物では、曲げ塑性ヒンジが柱とよりの接合部近傍に逐次形成されることを想定して構造物全体の変形性能を確保する塑性設計の考え方が導入されている。一方、大きな断面構成からなる不静定次数の低い鋼製橋脚のような土木構造物では、曲げ塑性ヒンジの逐次形成には困難があり、コンクリートとの併用、リブ剛性の制約、断面角部補強などによるハイダクティリティの確保が要求される^{2),3)}。

著者らはテーパ鋼板を箱形断面柱に適用する研究を重ねており、先にテーパ鋼板をフランジおよび腹板に用いた無補剛変断面箱形の片持ちばり形式の単柱について繰返し弾塑性挙動に関する実験を行った⁴⁾。等断面部材とテーパ部材の弾塑性挙動を比較し、脚部近傍断面にテーパ鋼板を用いることによる強度と変形性能、エネルギー

一吸収性能について力学特性を考察した。そこでは、テーパ変断面柱の基部の断面積が等断面柱と同じである場合、テーパの度合いが小さい柱は等断面柱とほぼ同じ力学挙動をするが、テーパの度合いが大きい柱は局部座屈による強度と塑性変形性能が著しく低下することなどが鋼材重量の低減に関連して検討された。ここでは、得られた無補剛柱の研究結果から、テーパ鋼板をリブ補強した箱形補剛断面柱を研究対象に採り上げる。なお、テーパ板に関する研究は圧縮強度と設計を扱った堀田らの研究⁵⁾があり、変断面柱に対する耐震性能の研究は柱の横断面を直線的に変化させた無補剛柱を対象にした酒造らの研究^{6),7),8),9)}および板厚テーパ補剛箱形断面柱を対象にした池内らの研究¹⁰⁾および本論文著者の一人が共同研究者として参加している森下らの研究¹¹⁾がある。池内らの研究はテーパ部材の長さがフランジ幅と同じ(1パネル)の柱に関する解析的研究であり、テーパの度合いはテーパ一部分が同時に降伏する場合に限定されている。また、森下らの研究はテーパ部材長がフランジ幅の2倍(2パネル)の柱に関する実験的研究であり、テーパの度合いはテーパ一部分が同時に降伏する場合の1体だけの実験的研究に限定されている。このように、板厚テーパ補剛箱形断面柱について、テーパの度合いが変化するときの力学特性はほとんど検討されていない。

本研究では鋼製橋脚の柱基部近傍の局部ダクティリティを向上させ、耐震性能を高めるための基礎的資料を得る目的で、一定の軸方向圧縮力と繰り返し水平力を受けるテーパ補剛箱形断面の片持柱の荷重実験を行う。板厚テーパの変化による影響を比較するために、縦補剛材の断面形状は一定として、テーパ部材の長さは広い範囲に塑性域が広がるようにフランジ幅の3倍(3パネル)にする。研究対象はテーパ箱形断面柱の繰り返し弾塑性挙動であり、板厚テーパが強度および変形性能に及ぼす影響として①鋼材重量の低減について基部断面形が一定である等断面柱とテーパ断面柱の場合、②材料の適正利用について等断面柱と重量が同一のテーパ断面柱の場合に関して比較することにより検討する。また、テーパの度合いと塑性域の広がり、座屈パネルの伝播なども検討する。

2. 実験概要

2.1 実験供試体

本実験で用いる供試体は、図-1に示すように、正方形箱形等断面部材と正方形箱形テーパ部材からなる4体の柱と柱全長が基部の断面寸法をもつ箱形等断面部材からなる1体の柱の合計5体である。供試体の柱高さは2269mm、柱基部から450mm間隔に板厚6mm、426×432mmの正方形ダイヤフラムを設置している。テーパ部材はフランジおよび腹板の4面の厚さ t を変化させており、その結果、外面の正方形箱形断面寸法も変化している。供試体は5パネルからなり、柱頭側2パネル(P4～5)は等断面で基部側3パネル(P1～3)は変断面である。フランジ側と腹板側の形状は供試体が正方形箱形断面であることから同一である。また、縦補剛材(60×6mm)はフランジと腹板内面に150mm間隔に隅肉溶接で取り付けられている。ダイヤフラムにはその縦補剛材が通る位置にスカラップを設けている。断面のフランジと腹板の隅肉溶接は腹板面で行っている。隅肉溶接の脚長は4mmである。

供試体の寸法諸元を表-1に示す。供試体の細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ 、フランジの幅厚比パラメータ R_R および R_F 、板の座屈係数 k_R および k_F は道路橋示方書¹²⁾で規定されている次式(1)～(5)で定義される。

$$\bar{\lambda} = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \frac{2h_c}{r} \quad (1)$$

$$R_R = \frac{b_i}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_R}} \quad (2)$$

$$R_F = \frac{b_i}{t_f} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k_F}} \quad (3)$$

$$k_R = 4n^2 \quad (4)$$

$$k_F = \frac{(1+\alpha^2)^2 + n\gamma_l}{\alpha^2(1+n\delta_l)} \quad (\alpha \leq \alpha_0) \quad (5)$$

ここに、 σ_y :降伏点、 E :ヤング率、 h_c :橋脚基部から橋脚頂部までの高さ、 r :鋼断面(総断面)の断面2次半径($=\sqrt{I/A}$)、 n :縦補剛材によって区切られるパネル数、 α :補剛板の縦横寸法比、 α_0 :限界縦横寸法比($=\sqrt[4]{1+n\gamma_l}$)、 γ_l :縦方向補剛材の剛比($=I_l/b_i t_f^3/11$)、 I_l :縦方向補剛材1個の断面2次モーメントで、補剛される板の補剛材側の表面に関して計算したもの、 δ_l :縦方向補剛材1個の断面積比($=A_l/b_i t_f$)、 b_i :補剛板の全幅、 t_f :フランジ厚(変厚)、 ν :ポアソン比である。

本実験のテーパ箱形断面柱の場合、式(1)による細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ は柱基部から柱上端の断面形状に対して0.30～0.33となる。

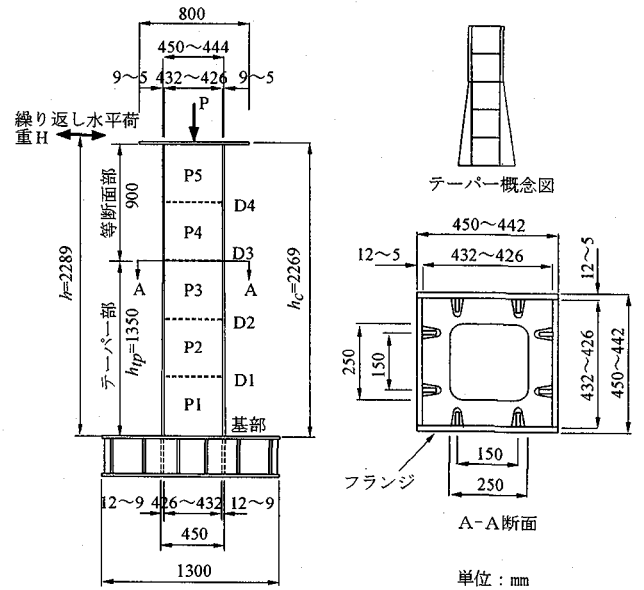


図-1 供試体

表-1において、供試体の記号は最初の2文字がテーパプレートを用いたことによるTPを示し、3文字目は縦補剛材を意味し、4文字目は繰り返し荷重の場合がCで、単調荷重の場合がMである。次の数字は最初の数字がテーパ部下端部の板厚 t であり、後の数字がテーパ部材上端部の板厚 t を意味する。また、テーパ部材はフライス加工によって母材厚12mmから減厚して製作した。テーパ部材の重量比 ω はテーパ部材長における等断面柱TPRC9-9の重量に対するテーパ部材柱の重量の比である。ただし、フランジおよび腹板のみが対象であり、縦補剛材およびダイヤフラムは含まない。

縦補剛材の断面は一定としたのでテーパ部材における補剛材の剛比は断面の位置により異なる値になる。縦補剛材の剛比は宇佐美らの研究¹³⁾の結果を参考にして基準になる等断面柱TPRC9-9の必要剛比が3倍以上になり、

必要最小剛比が1になるように設計した。

供試体テーパの度合いを表すパラメータとしてテーパ率 η を次式で定義する。式(6)は酒造ら⁹⁾が全塑性モーメントを用いて提唱しているのと同じ形式であるが、ここでは全塑性モーメントの代わりに降伏モーメントによってテーパ率 η を表す。

$$\eta = \frac{h}{h_{tp}} \left(1 - \frac{M_{ycU}}{M_{ycL}} \right) \quad (6)$$

ここに、 h ：水平荷重作用点から基部までの長さ、 h_{tp} ：テーパ部高さ、 M_{ycU} 、 M_{ycL} ：軸方向力の影響を考慮したテーパ部材の上・下端断面の降伏モーメントである。このテーパ率 η は下端断面の降伏モーメントに対する上

・下端断面の降伏モーメントの差を表す。すなわち、 $\eta = 0$ は等断面部材を表し、 $\eta = 1$ は柱の上・下端の圧縮側フランジ外縁が等応力になり、同時に降伏するテーパ部材を表す。図-2の供試体の降伏水平荷重による曲げモーメントおよび抵抗モーメントにおいて、供試体 TPRC9-9 は $\eta = 0$ に相当する。

表-2に引張試験から得られた供試体テーパ部の機械的性質を示す。引張試験は供試体の等断面部とテーパ部に用いた13枚の製品鋼板(SM400、公称降伏点245MPa)から各1本をJIS7号試験片に加工して行った。引張試験はひずみ速度を0.8%/minとし、伸び計による伸び計測と、試験片中央に接着した2軸ひずみゲージによるひずみ測定を行った。

表-1 供試体の寸法諸元

供試体名	パネル	h_c (mm)	a (mm)	b (mm)	d (mm)	t_f (mm)	t_w (mm)	$\frac{\gamma_{\ell}}{\gamma_{\ell, req}}$	$\frac{\gamma_{\ell}}{\gamma_{\ell}^*}$	k_R	k_F	R_R	R_F	ω	η
TPRC 9-9	4,5	2269	450	449	449	9.05	9.10	3.91	1.00	36	37	0.30	0.29	1.00	0.00
	3			449	448	8.95	9.03	3.90	1.03	36	38	0.30	0.29		
	2			449	449	9.01	9.09	3.90	1.01	36	38	0.30	0.29		
	1			449	449	9.05	9.12	3.90	1.00	36	37	0.30	0.29		
	基部			449	450	9.04	9.13	3.91	1.00	36	37	0.30	0.29		
TPRC 9-6	4,5	2269	450	444	444	6.06	6.06	4.31	2.99	36	103	0.48	0.29	0.83	0.60
	3			445	445	6.60	6.39	4.16	2.38	36	83	0.42	0.27		
	2			447	446	7.57	7.40	3.98	1.64	36	58	0.36	0.29		
	1			448	448	8.60	8.36	3.90	1.16	36	42	0.32	0.29		
	基部			449	450	9.12	8.77	3.89	0.98	36	37	0.30	0.30		
TPRC 9-5	4,5	2269	450	442	444	5.00	5.32	4.99	4.99	36	171	0.58	0.27	0.77	0.79
	3			444	443	5.63	5.95	4.45	3.65	36	125	0.48	0.26		
	2			446	445	7.01	7.29	4.07	2.02	36	71	0.38	0.27		
	1			448	447	8.34	8.54	3.92	1.25	36	46	0.32	0.28		
	基部			445	450	8.94	9.09	3.96	1.02	36	38	0.29	0.29		
TPRC 12-6	4,5	2269	450	437	439	6.03	6.03	4.38	2.97	36	103	0.47	0.28	1.00	0.92
	3			441	440	6.69	6.98	4.19	2.26	36	79	0.40	0.27		
	2			445	444	8.77	8.92	3.95	1.08	36	40	0.30	0.29		
	1			449	448	10.93	10.99	4.24	0.59	36	24	0.24	0.30		
	基部			451	451	12.02	12.04	4.71	0.45	36	19	0.22	0.30		
TPRM 9-6	4,5	2269	450	446	444	6.14	6.14	4.27	2.91	36	101	0.48	0.29	0.83	0.60
	3			446	445	6.52	6.85	4.17	2.47	36	86	0.42	0.27		
	2			447	446	7.56	7.72	3.98	1.64	36	59	0.36	0.28		
	1			449	448	8.65	8.49	3.90	1.14	36	42	0.31	0.29		
	基部			450	450	9.19	8.82	3.89	0.96	36	36	0.30	0.30		

h_c ：供試体高さ、 a ：ダイヤフラム間隔、 b ：フランジ外面幅、 d ：断面高、 t_f ：フランジ厚（変厚）、 t_w ：腹板厚（変厚）
 R_R ：幅厚比パラメータ、 R_F ：幅厚比パラメータ、 k_R ：座屈係数、 k_F ：座屈係数、 γ_{ℓ} ：縦方向補剛材の剛比、 $\gamma_{\ell, req}$ ：縦方向補剛材の必要剛比(道路橋示方書)、 γ_{ℓ}^* ：縦方向補剛材の必要最小剛比 ただし、表のこれらの数値はパネル中央断面の値を用いてパネル内等断面として求めている。 ω ：TPRC9-9に対するテーパ部材の重量比、 η ：テーパ率

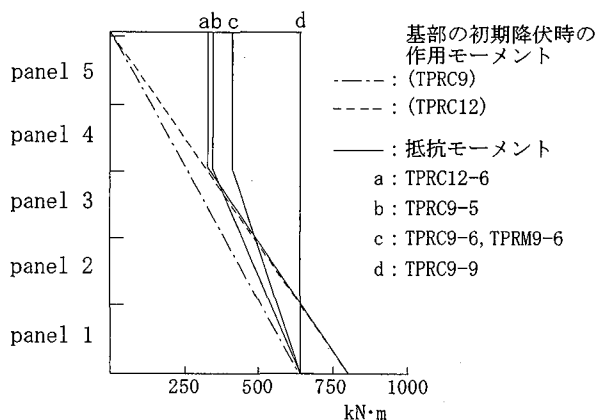


図-2 降伏水平荷重による曲げモーメント
および抵抗モーメント

表-2 供試体の機械的性質

供試体	σ_y	σ_u	ν	E	ε_H	ε_u
TPRC9-9	266	420	0.26	204	1.7	40
TPRC9-6	273	424	0.29	209	1.9	37
TPRC9-5	259	418	0.28	204	1.7	37
TPRC12-6	264	420	0.28	205	1.9	38
TPRM9-6	262	419	0.30	210	1.8	36

σ_y = 降伏点 (MPa), σ_u = 引張強度 (MPa)
 ν = ポアソン比, E = ヤング率 (GPa)
 ε_H = ひずみ硬化開始ひずみ(%), ε_u = 全伸び (%)

パネル内の板の初期たわみはフランジと腹板の4面を1/100mm精度のノギスで75mm間隔に測定した。道路橋示方書¹²⁾では許容初期たわみとして、各パネルの最大初期たわみ δ_{0max} は式(7)に示す許容初期たわみ δ_{amax} 以下と規定されている。これより、許容初期たわみ δ_{amax} に対する最大初期たわみ δ_{0max} の比は $\pm 0.1 \sim \pm 0.5$ の範囲内であり、道路橋示方書の圧縮板の許容初期たわみ以内であった。

$$\delta_{amax} \leq \frac{a}{150} \quad (7)$$

ここに、 a は圧縮軸方向のパネル長さである。テーパ部の板厚加工はフライス盤によって行った。その切削精度は概ね $\pm 0.1 \sim 0.4mm$ 以下であった。

2.2 荷重装置および荷重方法

荷重装置を図-3に示す。油圧ジャッキにより一定鉛直荷重は荷重制御で、繰り返し水平荷重は変位制御で行った。

供試体のフランジパネル最下端が降伏するときの荷重点の水平変位 δ_y とすると、図-4に示すように、 δ_y を片振幅とした両振り荷重を行う。以降、荷重は変位 δ_y の整数倍を片振幅とした両振りで、 $\pm 2\delta_y, \pm 3\delta_y, \pm 4\delta_y, \dots$ というように漸次振幅を増加させながら、十分に大きな水平変位および変形が生じ、かつ水平反力が降伏時の値よりも十分に下がるまで行った。本実験では繰り返し荷重の条件として、各 δ_y における繰り返し回数は1回ずつ(図-4)

とした。

繰り返し荷重の降伏水平変位 δ_y は、以下のように決定した。まず、はり理論による降伏水平変位 δ_{y1} が式(8)より求められる。ただし、パネル間は一定の断面2次モーメントと仮定している。

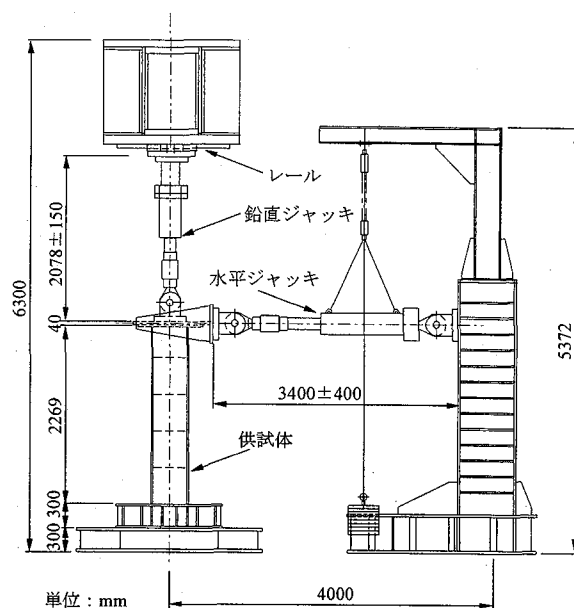


図-3 荷重装置

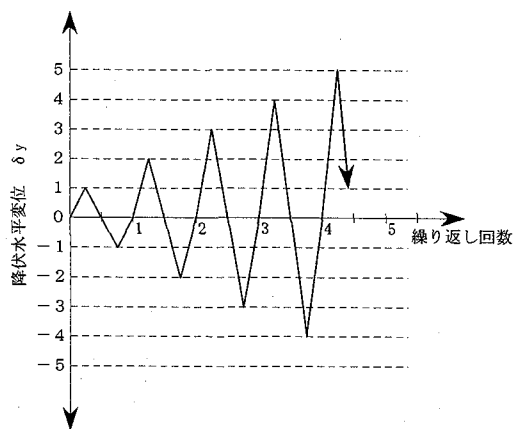


図-4 荷重サイクル

$$\delta_{y1} = \frac{H_y h^3}{375E} \left(\frac{61}{I_1} + \frac{37}{I_2} + \frac{19}{I_3} + \frac{8}{I_4} \right) \quad (8)$$

ここに、

$$H_y = \left(\sigma_y - \frac{P}{A_L} \right) \frac{W_L}{h} \quad (9)$$

である。ここで、 h : 水平荷重作用点から基部までの長さ、 E : 200GPa, $I_1 \sim I_4$: 各パネル中央断面の断面2次モーメント(パネル4と5は等断面2次モーメントである), H_y : 降伏水平荷重, P : 鉛直荷重, A_L : 供試体のテーパ部材

最下端の断面積、 W_L は供試体のテーパ部材最下端の断面係数である。 σ_y は鋼材の降伏点である。 H_y の計算には各供試体に用いた鋼材の降伏点 σ_y を用いた。

本実験に先立ち、降伏水平変位 δ_y の算出と、変形の作動状態、ひずみゲージの接着状態、計測機器の作動状態を確認するために予備実験を行った。予備実験は①一定鉛直荷重 $P=0.15P_y$ を載荷した場合、②正負の水平力 $H=50kN$ (降伏水平荷重 H_y の約1/4)を載荷した場合、③一定鉛直荷重 $P=0.15P_y$ を載荷後、正負の水平力 $H=50kN$ を載荷した場合の3種類である。ここで、一定鉛直荷重 P は基部断面降伏荷重 $P_y=\sigma_y A$ の15%とし、供試体の使用鋼材の降伏点に応じて746~969kNとした。

予備実験により、基部のアンカーボルトの伸びなどによる供試体の剛体回転の発生が判明したことから、降伏水平変位 δ_y は予備実験から以下のように補正する。まず、一定鉛直荷重 $P=0.15P_y$ と1サイクルの水平荷重 $H=\pm 50kN$ を載荷する予備実験を行う。ここで、水平荷重 $H=\pm 50kN$ を載荷した場合、はりの曲げによる水平変位 δ_c と剛体回転による水平変位 δ_r を合わせた水平変位が生じる。剛体変位 δ_r は水平荷重に比例する傾向があり、降伏水平荷重まで比例すると仮定し、そのときの変位を δ_{ye} とする。したがって、載荷の基本となる補正された降伏水平変位 δ_y は式(10)に示すようにはり理論による降伏水平変位 δ_{yt} に剛体変位 δ_{ye} を加えた値として表-3に示す。なお、式(10)による補正された降伏水平変位 δ_y の妥当性は本実験におけるTPRC9-9の水平荷重-水平変位履歴曲線で検討した。弾塑性挙動の影響が少ない2サイクル目の除荷時において、補正された水平変位は実験値より10%小さかった。補正された水平変位は10%の誤差を含むと思われるが、さらなる補正はしないで実験を行い、水平荷重-水平変位履歴曲線の補正も行っていない。

$$\delta_y = \delta_{yt} + \delta_{ye} \quad (10)$$

本載荷実験では、所定の一定鉛直荷重を載荷した後、供試体頂部に正負の繰り返し水平変位を準静的に変位制御で載荷した。

供試体の水平変位は柱頭部2点および基部から柱頭間を8点の変位計で測定した。また、供試体の剛体回転は基部プレート4点の変位計で測定し、供試体の水平移動は基部プ

レート2点の変位計で測定した。鋼製橋脚の局部座屈はフランジ面および腹板面の36点の変位計で測定した。ひずみは図-5に示す位置に貼付した単軸の弾性ひずみゲージ128枚で測定した。

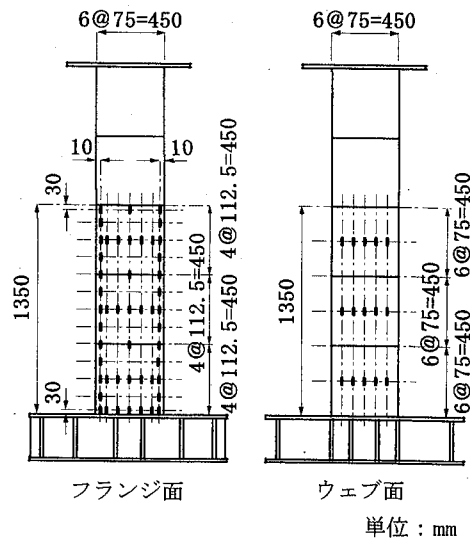


図-5 ひずみゲージ接着位置

3. 実験結果と考察

3.1 水平荷重-水平変位履歴曲線

基部断面における降伏軸力の15%の一定鉛直荷重($P=0.15P_y$)のもとで、柱頭に繰り返しあるいは単調水平荷重を受ける箱形断面柱の載荷実験を行った。実験終了時の損傷状況を写真-1に示す。また、水平荷重-水平変位履歴曲線($H-\delta$ 曲線)を図-6に示す。同図において、水平荷重 H 、水平変位 δ はそれぞれの柱の曲げと軸力により柱基部が降伏するときの降伏水平荷重 H_y (式(9))および降伏水平変位 δ_y (式(10))により無次元化している。

箱形断面柱が繰り返し水平荷重を受けると、最大水平荷重付近からフランジと腹板に局部座屈が始まる。局部座屈による面外たわみは繰り返し載荷により塑性変形が累積して、サイクルごとに大きくなり、柱の強度低下が始まる。水平変位反転時の水平荷重が $0.5H_y$ 以下まで減少したときを崩壊とみなして実験を終了した。

表-3 降伏水平変位および最大水平荷重と変位

供試体	H_y (kN)	H_{max} (kN)	δ_{yt} (mm)	δ_{ye} (mm)	δ_y (mm)	δ_{max} (mm)	$\frac{\delta_{max}}{\delta_y}$	$\frac{\delta_{95}}{\delta_y}$	$\frac{H_{max}}{H_{y0}}$	$\frac{\delta_{max}}{\delta_{y0}}$	$\frac{\delta_{95}}{\delta_{y0}}$
TPRC9-9	252	421.89	8.5	6.3	14.9	72.8	4.90	5.46	1.67	4.90	5.46
TPRC9-6	258	379	9.9	5.1	15.0	59.6	3.98	4.90	1.50	4.01	4.94
TPRC9-5	245	352	9.9	4.9	14.7	62.4	4.24	5.06	1.40	4.20	5.01
TPRC12-6	317	429	10.5	7.7	18.2	86.0	4.73	6.18	1.70	5.79	7.57
TPRM9-6	255	350	9.8	6.3	16.1	79.2	4.92	7.98	1.39	5.33	8.65

H_y : 降伏水平荷重, H_{max} : 最大水平荷重(実験値), H_{y0} : TPRC9-9の H_y , δ_{yt} : はり理論による降伏水平変位, δ_{ye} : 剛体変位による降伏水平変位, δ_y : 実験に用いた降伏水平変位, δ_{max} : 最大水平荷重時の水平変位(実験値), δ_{y0} : TPRC9-9の δ_y , δ_{95} : 最大水平荷重の95%に低下したときの水平変位

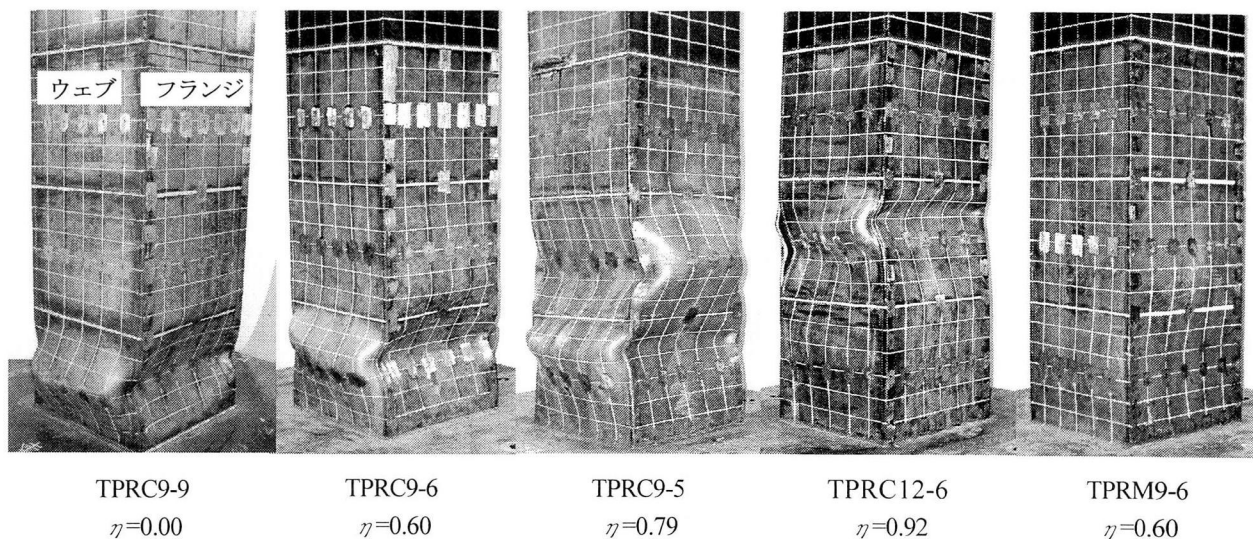


写真-1 板厚テーパ箱型断面柱の崩壊モード

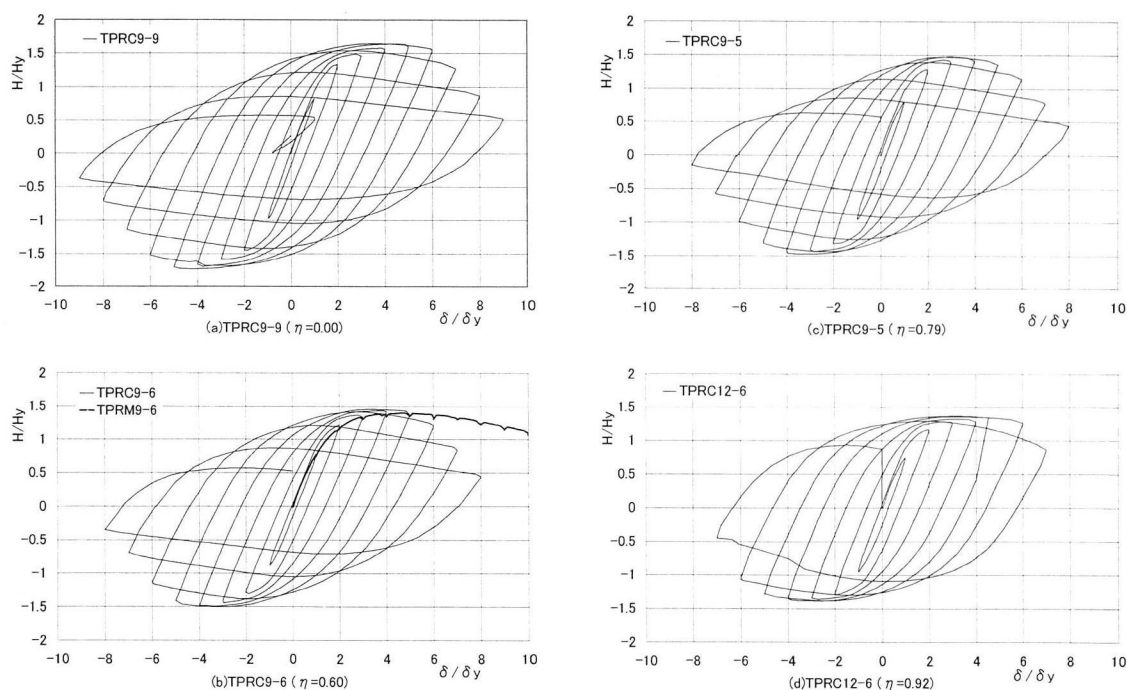


図-6 水平荷重-水平変位履歴曲線

図-6において、等断面柱 TPRC9-9 (テーパ率 $\eta=0$) は $\delta/\delta_y=5$ で最大水平荷重に到達し、フランジと腹板に生じる局部座屈により $\delta/\delta_y=6$ から強度低下が始まり、 $\delta/\delta_y=8$ で崩壊した。その他の柱もほぼ同ような挙動をするが、最大水平荷重に到達する変位と崩壊する変位に若干の差異がある。すなわち、TPRC9-6 ($\eta=0.60$) および TPRC9-5 ($\eta=0.79$) は水平荷重が $\delta/\delta_y=4$ で最大に到達し、 $\delta/\delta_y=5$ から強度低下が始まり、 $\delta/\delta_y=8$ で崩壊した。TPRC12-6 ($\eta=0.92$) は水平荷重が $\delta/\delta_y=5$ で最大に到達し、

$\delta/\delta_y=6$ から強度低下が始まり、 $\delta/\delta_y=7$ で崩壊した。基部断面が同一の柱の場合、テーパ率が大きくなると、塑性変形性能は低下する。TPRC9-9 と TPRC12-6 のように部材重量が一定の場合、テーパ率が大きくなっても塑性変形性能はほぼ同等である。しかし、テーパ柱の降伏水平変位は等断面柱の降伏水平変位より大きいので後述するように等断面柱の降伏水平変位で無次元化すれば、テーパ柱が塑性変形性能において優れている。

単調载荷の柱 TPRM9-6 ($\eta=0.60$) は水平荷重が $\delta/\delta_y=$

5 で最大に達し、 $\delta/\delta_y=16$ まで載荷した。TPRM9-6 は TPRC9-6 と同じテーパー率である。最大水平荷重以降は、局部座屈による面外たわみの増加が繰り返され、繰返し載荷に比較して著しく少ないために強度低下は非常に緩やかである。以上をまとめて表-4 に示す。

表-4 各限界状態での水平変位と局部座屈発生パネル

供試体	水平変位($\times \delta_y$)		局部座屈発生パネル		
	最大水平荷重時	実験終了時	P1	P2	P3
TPRC9-9	5	8	○		
TPRC9-6	4	8	○	○	
TPRC9-5	4	8	○	○	○
TPRC12-6	5	7	○	○	○
TPRM9-6	5	16	○	○	

図-7 に示す包絡線は各サイクルの正と負の最大変位点における水平荷重の絶対値の平均を連ねた曲線である。テーパーの影響を考察する場合、基部断面が同一の柱として、基部の板厚 9mm の等断面 TPRC9-9 ($\eta=0$) に対して TPRC9-6 ($\eta=0.60$) および TPRC9-5 ($\eta=0.79$) を比較する。また、部材重量が一定の柱として、等断面柱 TPRC9-9 ($\eta=0$) に対して基部の板厚が 12mm の TPRC12-6 ($\eta=0.92$) を比較する。したがって、同図において、水平荷重 H および水平変位 δ は等断面柱 TPRC9-9 ($\eta=0$) の降伏水平荷重 H_{y0} と降伏水平変位 δ_{y0} により無次元化する。各柱の使用鋼材の降伏点は表-2 に示すように最大 5% 以内の差であり、材料の降伏点の差異による影響は少ないと思われる。また、表-3 に最大水平荷重 H_{max} とそのときの水平変位 δ_{max} および水平荷重が最大水平荷重の 95% に低下したときの水平変位 δ_{95} を示す。

図-7 によると、テーパー率が大きくなると、基部断面が同一の柱の場合、 H_{max} とそのときの δ_{max} はともに低下して、テーパー部材が等断面部材に対して劣るように見える。しかし、これは部材重量の低減を考慮していない比較である。

そこで、表-3 の基部断面が同一の柱において、テーパー部材柱の重量の低減率と力学的性能 H_{max} 、 δ_{max} および δ_{95} の低減率を比較する。等断面柱 TPRC9-9 ($\eta=0$, $\omega=1$) に対するテーパー部材柱の重量の低減率は 17~23% である。これに対して、TPRC9-6 ($\eta=0.60$, $\omega=0.83$) および TPRC9-5 ($\eta=0.79$, $\omega=0.77$) の力学的性能 H_{max} 、 δ_{max} および δ_{95} の低減率はそれぞれ 10~16%, 12~18% および 8~10% であり、部材重量の低減率よりかなり小さい。したがって、力学的性能 H_{max} 、 δ_{max} および δ_{95} において、テーパー部材柱は等断面柱より有利であることが分かる。また、等断面柱 TPRC9-9 とテーパー部材の重量が等しい TPRC12-6 ($\eta=0.92$, $\omega=1$) を比較する。力学的性能 H_{max} 、 δ_{max} および δ_{95} において、テーパー率が大きくなると、TPRC12-6 は等断面柱 TPRC9-9 よりそれぞれ 2%, 9% お

よび 39% 優れている。したがって、テーパー部材重量が一定の柱の場合、テーパー部材柱は等断面部材柱より明らかに有利であることが分かる。

等しいテーパー率を有する単調載荷の TPRM9-6 ($\eta=0.60$) と繰返し載荷の TPRC9-6 ($\eta=0.60$) の力学的性能 H_{max} 、 δ_{max} および δ_{95} を比較する。繰返し載荷では正負の交番荷重によりひずみ履歴が長くなり、ひずみ硬化の開始が早まるために、最大水平荷重 H_{max} は繰返し載荷が単調載荷の 1.08 倍になった。また、単調載荷の TPRM9-6 の塑性変形性能は $\delta_{max}/\delta_{y0}=5.33$ および $\delta_{95}/\delta_{y0}=8.65$ であるが、繰返し載荷の TPRC9-6 の塑性変形性能は $\delta_{max}/\delta_{y0}=4.01$ および $\delta_{95}/\delta_{y0}=4.94$ であり、繰返し載荷の塑性変形性能は単調載荷よりかなり劣る。

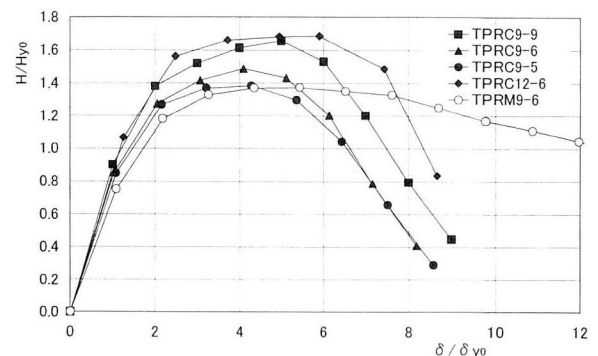


図-7 水平荷重-水平変位の包絡線

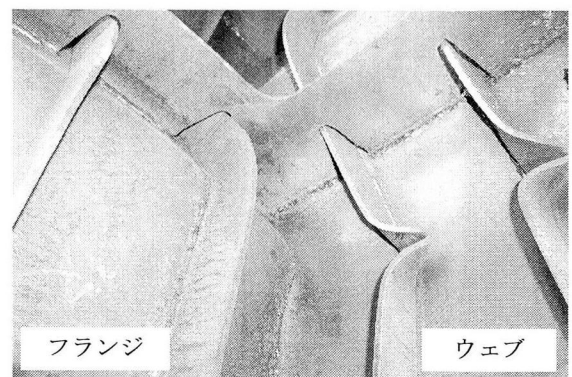


写真-2 TPRC9-5 の箱形柱内部(P1)のリブ座屈

3.2 軸ひずみおよび曲率の分布

箱形断面テーパー柱の塑性域の拡がりおよび弾塑性挙動を調べるために、水平変位 $\delta/\delta_y=\pm 6$ までの水平変位反転時における部材軸方向の軸ひずみ ϵ_n と曲率 ϕ の分布をそれぞれ図-8 と図-9 に示す。軸ひずみ ϵ_n および曲率 ϕ はテーパー箱形断面部材のダイヤフラムおよびパネル中央断面の四隅に貼付したひずみゲージの測定値より、それぞれ四隅の平均および曲げに対する引張り側と圧縮側の差から求めた。図中、軸ひずみ ϵ_m 、曲率 ϕ はそれぞれ降伏ひずみ ϵ_y と降伏曲率 $\phi_y (=2\epsilon_y/b)$ により無次元化している。

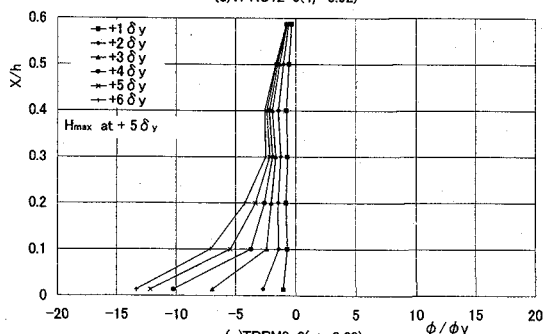
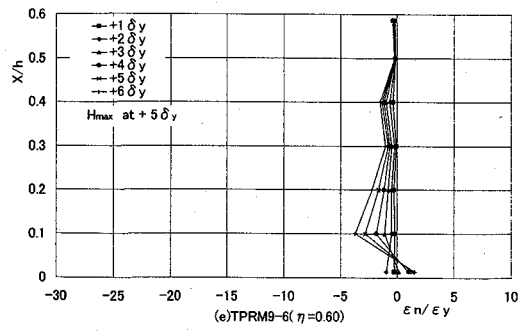
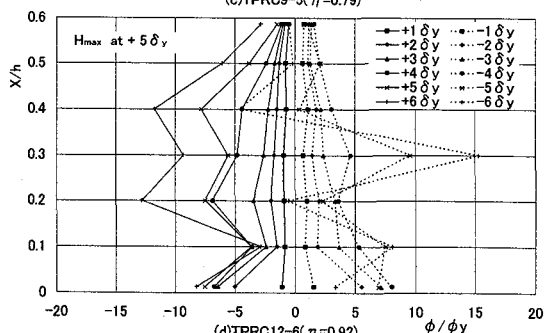
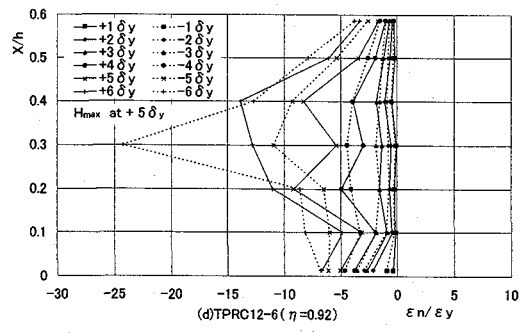
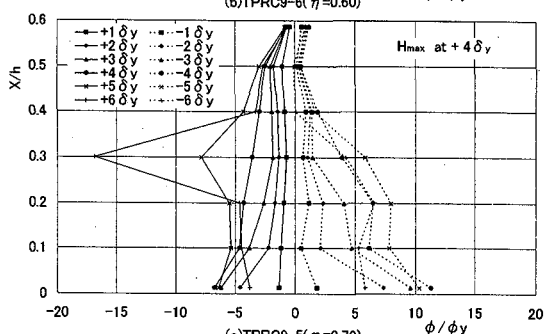
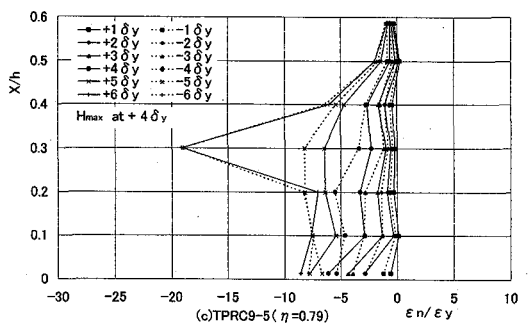
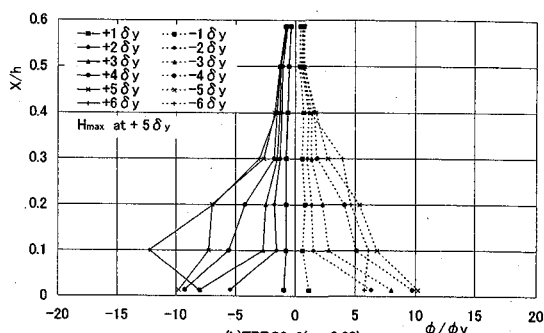
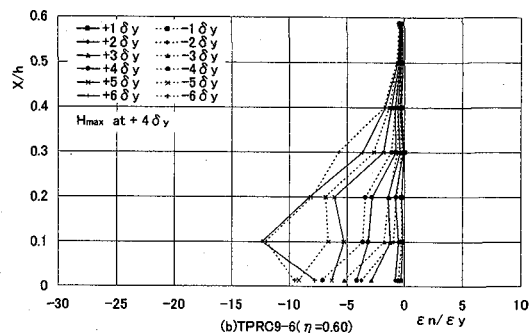
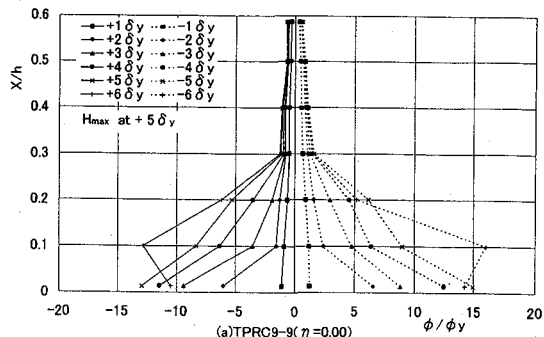
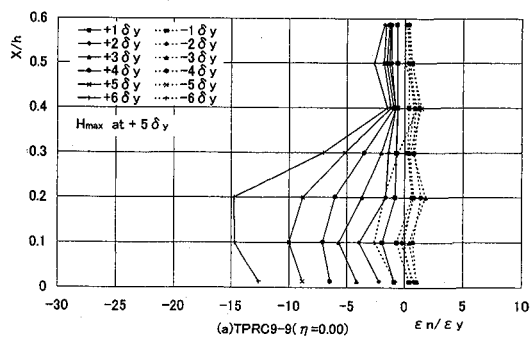


図-8 軸ひずみ分布

図-9 曲率分布

図-8の軸ひずみ ε_n の分布によると、テーパ率が小さいとき、軸ひずみは柱の基部付近に集中するが、テーパ率が大きくなると、軸ひずみが柱の上方へ大きく進展しながら等分布に近づくことから、塑性域は広い範囲に広がっていることが分かる。

図-9の曲率 ϕ の分布によると、軸ひずみ ε_n と同様に、テーパ率が大きくなると、曲率の分布が柱の上方へ大きく進展しながら、等分布に近づくことから、柱全体が広い範囲で均等に曲がっていることを示している。

両図において、水平変位 $\delta/\delta_y=4\sim6$ のとき、局部座屈の影響を受けて、座屈を生じたパネルの軸ひずみおよび曲率が急激に増加している。また、単調载荷のTPRM9-6の場合、繰返し载荷のTPRC9-6に比較して、軸ひずみおよび曲率の分布の進展は少ない。

3.3 局部座屈挙動と崩壊モード

本実験における各供試体の座屈によるパネルの面外たわみは写真-1に示すようにパネルの全体座屈のみであり、縦補剛材間の局部座屈は生じなかった。また、実験終了後にガス切断されたTPRC9-5内部の縦補剛材は写真-2に示すように著しく変形している。

各供試体のパネルの局部座屈挙動を検討するために、フランジおよび腹板パネル中央に設置した変位計でパネルの面外たわみを測定した。局部座屈挙動を考察するために、局部座屈が生じたフランジパネル中央における水平変位反転時の水平荷重-面外たわみの包絡線を図-10に示す。図中、面外たわみ w は測定したパネルの平均板厚 t により無次元化している。また、繰返し水平力によって交番する圧縮側フランジの面外たわみは断面の内側方向のたわみを正として、それぞれの正と負の水平力に対して示す。たとえば、TPRC9-9の場合、正の水平力により圧縮側になるフランジの面外たわみを図の上半分に、負の水平力により圧縮側になるフランジの面外たわみを図の下半分に示す。

図-10において、フランジの面外たわみが急激に増加を始めた時を局部座屈の開始とすれば、各補剛柱は柱基部から塑性域が広がり、パネルの座屈は基部に近いパネルほど早いサイクルに始まる。等断面柱TPRC9-9($\eta=0$)はテーパ部材最下段のパネル1のみ座屈している。TPRC9-6($\eta=0.60$)はパネル1の面外たわみが著しく大きい。パネル2まで座屈している。TPRC9-5($\eta=0.79$)およびTPRC12-6($\eta=0.92$)はパネル1およびパネル2の面外たわみが著しく大きく、全パネルで座屈している。局部座屈が生じるパネルを表-4に○印で示す。局部座屈はテーパ率の大きい柱ほどテーパ部分の上部パネルまで広がる傾向が見られる。これは塑性域が上方へ拡大する範囲と一致している。また、上部のパネルは板厚の減少により幅厚比が増加し、軸力比が $P/P_y=0.19\sim0.25$ となり、基部の軸力比 $P/P_y=0.15$ よりかなり大きくなる。これらの要因によりテーパ部分の上部パネルに著しく大きい面外たわ

みが生じたと考えられる。

単調载荷のTPRM9-6($\eta=0.60$)は同じテーパ率を有する繰返し载荷のTPRC9-6と同じようにパネル1の面外たわみが著しく大きく、パネル2も座屈している。また、繰返し载荷の場合と同様にパネル1の局部座屈により著しく大きい水平変位 $\delta/\delta_y=16$ で崩壊するが、降伏水平変位 δ_y 毎の面外たわみの増加は著しく小さい。繰返し载荷の場合、局部座屈による面外たわみは残留変形が累積するために単調载荷より著しく大きくなり、強度低下も著しく、水平変位 $\delta/\delta_y=8$ で崩壊する。

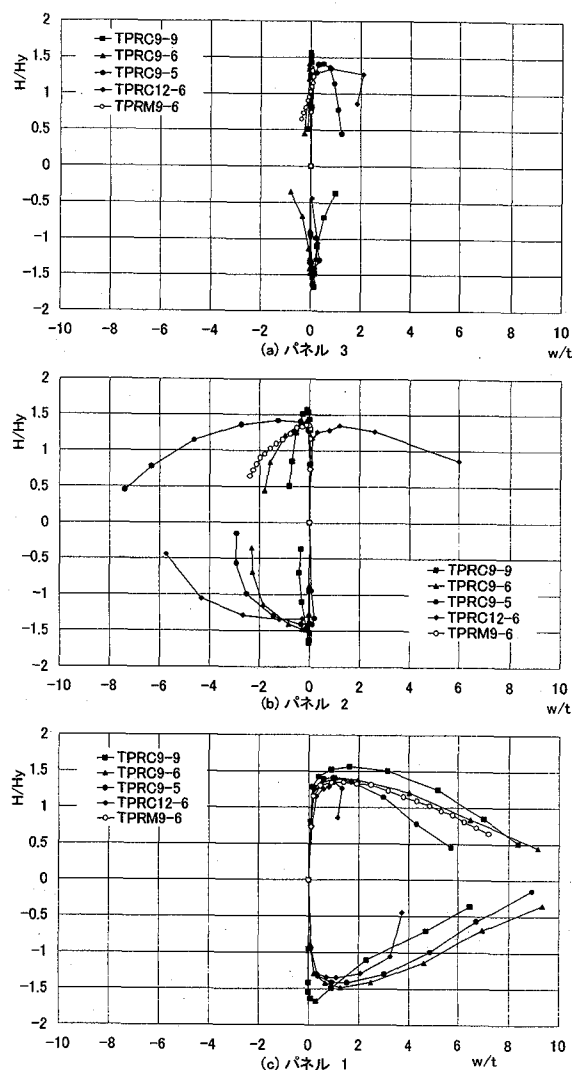


図-10 水平荷重-面外たわみ曲線

繰返し载荷の場合、低サイクル疲労の亀裂が局部座屈したパネルの隅角部に発生することがある。本実験ではTPRC9-5およびTPRC12-6において疲労亀裂が発生した。TPRC9-5は、水平変位が8サイクル目の $\delta/\delta_y=8\sim8$ のとき、局部座屈したパネル1のフランジの溶接線を横断する方向と溶接割れの疲労亀裂が発生した。TPRC12-6は、7サイクル目の $\delta/\delta_y=7\sim8$ のとき、局部座屈したパネル2

のフランジの1箇所に溶接割れの疲労亀裂が発生し、強度が急激に低下した。これら以外の柱において疲労亀裂は発生しなかった。このように、テーパー率が大きい場合、疲労亀裂は局部座屈による変形が著しく大きくなる7～8サイクル目に発生する。

3.4 エネルギー吸収性能

水平荷重－水平変位履歴曲線において、サイクル毎の履歴曲線の面積をそのサイクルでの柱のエネルギー吸収量 Δ とする。テーパー率の影響を考察するために、エネルギー吸収量は次式で定義する等断面柱TPRC9-9の弾性限エネルギー吸収量 ΔE_0 で無次元化して図-11に示す。

$$\Delta E_0 = H_{y0} \cdot \delta_{y0} / 2 \quad (7)$$

図-11によると、いずれの柱もエネルギー吸収量は水平変位 $\delta/\delta_{y0}=5$ までは同じように増加し、サイクル毎のエネルギー吸収量もほぼ同量である。 $\delta/\delta_{y0}=6$ から、柱により増加の割合が変化する。基部断面が同一の柱の場合、テーパー率が大きくなると、エネルギー吸収量が低下している。最大エネルギー吸収量について比較すると、等断面柱TPRC9-9に対して、TPRC9-6およびTPRC9-5の最大エネルギー吸収量の低減率はそれぞれ18～20%であり、テーパー部材の重量低減率は17～23%である。これは最大エネルギー吸収量の低減率と部材重量の低減率がほぼ等しいことを示している。したがって、テーパー部材のエネルギー吸収性能は等断面部材と同等であると考えられる。

また、部材重量が等しいTPRC9-9とTPRC12-6の最大エネルギー吸収量を比較すると、テーパー率が大きいTPRC12-6はエネルギー吸収量が等断面柱TPRC9-9より35%優れている。したがって、部材重量が一定の場合、エネルギー吸収性能はテーパー部材が等断面部材に対して明らかに優れている。

以上のように、エネルギー吸収性能は最大水平荷重までテーパー率にあまり影響されないが、強度低下が始まると、テーパー率が大きい程、最大エネルギー吸収量は低下する。しかし、テーパー部材重量の低減率を考慮すると、等断面部材に対するテーパー部材のエネルギー吸収性能は、基部断面が同一の柱の場合、ほぼ同等であり、部材重量が一定の場合、かなり優れている。

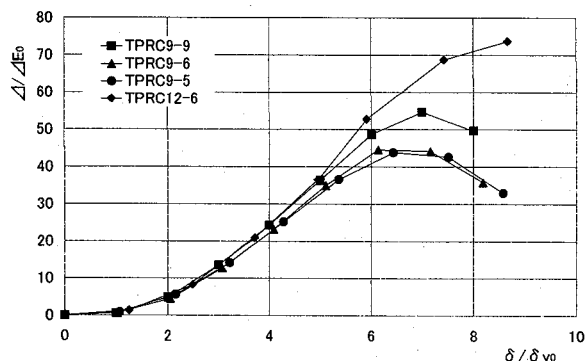


図-11 エネルギー吸収量

4. まとめ

一定の軸方向圧縮力のもとに、繰り返し水平力をうけるテーパー箱形断面の片持柱の準静的載荷実験を行った。供試体の柱はフランジおよび腹板に板厚テーパー板を用いた正方形補剛箱形断面である。テーパー率 η (式(8))で表すと、 $\eta=0, 0.60, 0.79, 0.92$ の4種類である。断面形状で表すと、基部の板厚が一定の柱(幅厚比パラメーター R_R, R_F ともに約0.30)4体($\eta=0, 0.60, 0.79$)および等断面柱と重量が同一の柱1体($\eta=0.92$)である。実験結果から、等断面部材とテーパー部材(上部、中部、下部の3パネル)の弾塑性挙動を比較し、脚部近傍に板厚テーパー板を用いることによる耐震性能に関する力学的特性を検討した。供試体の柱は断面諸量がテーパー率により変化するので、等断面柱の降伏水平荷重と降伏水平変位により無次元化してテーパー部材の弾塑性挙動を考察した。その結果、本実験の範囲内において以下の主な事項が明らかになった。

- (1) テーパー率が小さい(等断面に近い)柱の場合、降伏域は柱の基部付近に集中し、局部座屈による塑性変形は下部のパネルに生じる。テーパー率が大きくなると、降伏域は中部から上部へ進展し、広い範囲に拡大する。局部座屈も中部から上部へ進展し、局部座屈による大きな塑性変形は中部のパネルに生じる。
- (2) 基部断面が同一の柱の場合、テーパー部材の最大水平強度とその塑性変形性能はテーパー率に比例して低下する。しかし、最大水平強度とその塑性変形性能はテーパー部材の重量低減率ほど低下せず、鋼材重量に着目すれば、テーパー部材が等断面部材よりやや優位になる。エネルギー吸収性能はテーパー部材と等断面部材がほぼ同等になる。
- (3) 部材重量が一定のテーパー部材の場合、テーパー部材の最大水平強度は等断面部材とほぼ同じであるが、テーパー部材の塑性変形性能は広い範囲の降伏域の拡がりにより等断面部材に比較してかなり優れている。したがって、エネルギー吸収性能もテーパー部材が等断面部材よりかなり優れている。
- (4) 等しいテーパー率($\eta=0.60$)の単調載荷と繰り返し載荷では、繰り返し載荷のひずみ履歴が長くなり、ひずみ硬化の開始が早まり、最大水平荷重は単調載荷の1.08倍になった。また、繰り返し載荷の局部座屈による面外たわみは残留変形が累積するために単調載荷より著しく大きくなり、強度低下も著しい。このため繰り返し載荷の塑性変形性能は単調載荷よりかなり劣る。

以上、同一重量のテーパー部材は塑性変形性能やエネルギー吸収性能において等断面部材より優れている。本実験のように5体の供試体ではテーパー部材の弾塑性挙動は定性的にしか明らかにできない。今後、パラメトリックな解析的研究により定量的に評価されることが望まれる。

謝辞

本研究は、文部科学省科学研究費補助金・基盤研究 (B) (2)課題番号：12450186 (代表福本嘸士) 平成12～13年度の補助を受けた。また、実験では、福山大学大学院土木工学専攻石川弘幸君および構造研究室4年生の皆さんにご協力いただきました。ここに記し、深甚の謝意を表します。なお、実験は福山大学ハイテク・リサーチ・センターで行った。

参考文献

- 1) 堀田毅, 工藤純一, 谷俊寛, 西村宣男: 鋼橋への LP 鋼板の適用, 橋梁と基礎, Vol.34, No.4, pp.11-14, 2000 年 4 月.
- 2) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 (V 耐震設計編), 丸善, 2002.
- 3) 宇佐美勉: ハイダクティリティー鋼製橋脚, 橋梁と基礎, Vol.31, No.6, pp.30-36, 1997 年 6 月.
- 4) 上野谷実, 中村雅樹, 福本嘸士, 山本定弘: 板厚テーパ一箱形断面柱の繰り返し弾塑性挙動に関する実験的研究, 鋼構造論文集, Vol.9, No.33, pp.25-35, 2002 年 3 月.
- 5) 堀田 毅, 滝英 明, 村上茂之, 西村宣男: LP 周辺支持板および補剛板の圧縮強度特性と設計法, 鋼構造年次論文報告集, 日本鋼構造協会, Vol.6, pp.335-342, 1998 年 11 月.
- 6) 酒造敏廣: 繰り返し水平力を受ける鋼変断面片持柱の弾塑性性状に関する研究, 土木学会論文集, No.446/ I -19, pp.127-136, 1992 年 2 月.
- 7) 酒造敏廣, 事口壽男, 西 幸二: 鋼変断面片持ち柱の弾塑性履歴崩壊性状に関する基礎的実験, 構造工学論文集, Vol.39A, 土木学会, pp. 271-284, 1993 年 3 月.
- 8) Miki, T. and Nethercot, D. A Cyclic Instability of Columns with Variable Cross-Section due to Combination of Collapse Mechanisms, Proc. of 5th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, Nagoya, Japan, pp.596-576, July 1997.
- 9) 酒造敏, 廣川田真也: 部分テーパ一柱の弾塑性履歴性状に関する基礎的実験, 土木学会論文集, No.647/ I -51, pp.331-342, 2000 年 4 月.
- 10) Ikeuchi T., Nose M., Nishimura N, and Takagi M.: Improvement of Earthquake Resistance Performance of Steel Bridge Piers using Tapered Plate, First International Conference on Steel & Composite Structures 1557, Pusan, Korea, 2001.6.
- 11) 森下泰光, 福本嘸士, 青木徹彦, 高久達将, 熊野拓志, 佐藤武司: 鋼製ラーメン橋脚の耐震性能実験と工事実績調査, 橋梁と基礎, Vol.35, No.7, pp.32-37, 2001 年 7 月.
- 12) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 (I 共通編およびII 鋼橋編), 丸善, 2002.
- 13) 宇佐美勉, 今井康幸, 青木徹彦, 伊藤義人: 繰り返し荷重を受ける鋼圧縮部材の強度と変形能に関する研究, 構造工学論文集, Vol.37A, 土木学会, pp. 121-134, 1991 年 3 月.
- 14) Galambos, T. V.(ed.): Guide to Stability Design Criteria for Metal Structures, 5th Edition, John Wiley & Sons, pp.80-87, 1998.
- 15) 福本嘸士 (編): 座屈設計ガイドライン, 土木学会, 1987.

(2002年9月13日受付)