

板厚テーパ一箱形断面柱の繰り返し性能 に関する解析的研究

上野谷 実* 中村 雅樹* 福本 喩士* 福嶋 正直** 中之前 英之***

Analytical Study on Cyclic Performance of Box Columns with Thickness Tapered Plates

Minoru UENOYA* Masaki NAKAMURA* Yuhshi FUKUMOTO*
Masanao FUKUSHIMA** and Hideyuki NAKANOMAE***

ABSTRACT

This paper treats an analytical 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 of tapered panels are 13 to 5 mm, 9 to 9, 10 to 8, 11 to 7, 12 to 6, 13 to 5 between the length of 1350mm.

Ten columns are analyzed under cyclic 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.

キーワード: 補剛箱形柱, テーパー板, 繰返し荷重, 強度, ダクティリティ

Keywords: Stiffened box columns, Tapered plates, Cyclic loads, Strength, Ductility.

1. まえがき

板厚テーパ一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などに開発した。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は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變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]}。

著者らはテーパ一鋼板を箱形断面柱に適用する研究を重ねており、補剛変断面箱形の片持ちばり形式の単柱

について繰り返し弾塑性挙動に関する実験を行った^{[4], [5]}。等断面部材とテーパ一部材の弾塑性挙動を比較し、脚部近傍断面にテーパ一鋼板を用いることによる強度と變形性能、エネルギー吸収性能について力学的特性を考察した。そこでは、テーパ一変断面柱の基部の断面積が等断面柱と同じである場合、テーパ一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、テーパ一の度合いが大きい柱は局部座屈による強度と塑性變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。

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一補剛箱形断面の片持ち柱において、テーパ一部分の重量を一定とした時のテーパ一率および補剛リブの剛比と弾塑性性能の関係について汎用非線形解析ソフト MARC により解析的に検討する。縦補剛材の断面形状は一定として、テーパ一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。板厚テーパーが強度および変形性能に及ぼす影響として、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ー断面柱の場合について比較する。また、テーパーの度合いと塑性域の拡がり、座屈パネルの伝播なども考察する。

2. 解析概要

2.1 解析モデル

本解析で用いる解析モデルを図1に示す。解析対象は外力作用方向を含む鉛直面を対称軸とする全体の1/2モデルについて行った。正方形箱形等断面部材と正方形箱形テーパー部材からなる4体の柱と柱全長が基部の断面寸法をもつ箱形等断面からなる1体の柱の合計5体である。供試体の柱高さは2250mm、柱基部から450mm間隔に板厚6mm、426×432mmの長方形ダイヤフラムを配置している。リブは解析モデルの幅を3分割するように配置されている。また、リブは断面寸法の異なる2種類を用いており、リブの断面寸法60×6mmは等断面柱TPRC9-9-1の最適剛比に相当し、リブの断面寸法81×9mmは最適剛比の3倍に相当する。リブの断面寸法の異なる2種類の柱はそれぞれ名前の後に-1、-2と付けて区別されている。テーパー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とP5)は等断面で基部側3パネル(P1～P3)は変断面である。

解析モデルの寸法緒言を表1および表2に示す。供試体の細長比パラメータ λ 、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⁶⁾で規定されている次式(1)～(5)で定義される。

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

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

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

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

$$k_F = \frac{(1+\alpha^2)^2 + n\gamma_i}{\alpha^2(1+n\delta_i)} \quad (\alpha \leq \alpha_0) \dots \dots \dots (5)$$

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(= $\sqrt{1+n\gamma_i}$)、 γ_i ：縦方向補剛材の剛比

(= $I_i/b_i t_f^3/11$)、 I_i ：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_i ：縦方向補剛材1個の断面積比(= $A_i/b_i t_f$)、 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。

本解析のテーパー箱形断面柱の場合、式(1)による細長比パラメータ λ 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。

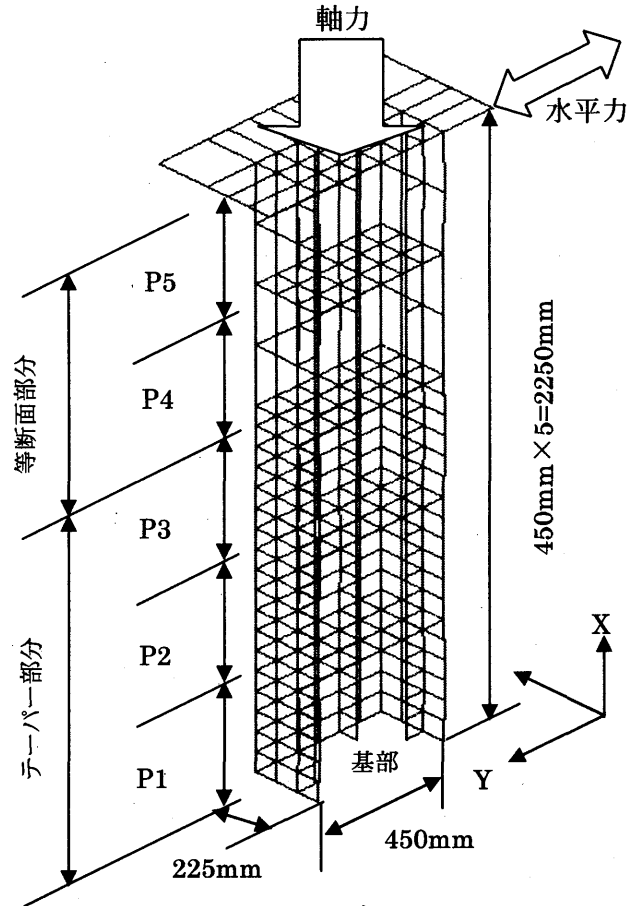


図1 解析モデル

表1および表2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载のCを示す。単調荷载の場合がMである。次の数字は最初の数字がテーパー部下端部の板厚 t の種類を意味する。テーパー部材の重量比 ω はテーパー部材長における等断面柱TPRC9-9の重量に対するテーパー部材の重量の比であり、ここでは5つの供試体ともに $\omega=1.00$ となる。

縦補剛材の断面は一定としたのでテーパー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³⁾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以上になり、基部の最適剛比が1以上になるように設計した。

表1 リブ 60×6mm の補剛供試体の解析モデルの寸法諸元

供試体名	パネル	b (mm)	d (mm)	t _f (mm)	t _w (mm)	$\frac{\gamma_{\ell}}{\gamma_{\ell req}}$	$\frac{\gamma_{\ell}}{\gamma_{\ell}^*}$	λ	k _R	k _F	R _R	R _F	ω	η
TPRC 9-9-1	4, 5	450	450	9.00	9.00	3.89	1.02	0.295	36	37	0.303	0.303	1.00	0.00
	3													
	2													
	1													
	基部													
TPRC 10-8-1	4, 5	446	446	8.00	8.00	4.02	1.43	0.296	36	50	0.337	0.290	1.00	0.36
	3	447	447	8.33	8.33	3.99	1.27	0.296	36	45	0.324	0.294		
	2	448	448	9.00	9.00	3.95	1.02	0.295	36	37	0.300	0.301		
	1	449	449	9.67	9.67	3.96	0.83	0.294	36	31	0.279	0.308		
	基部	450	450	10.00	10.00	3.99	0.76	0.293	36	28	0.270	0.310		
TPRC 11-7-1	4, 5	442	442	7.00	7.00	4.26	2.08	0.300	36	72	0.384	0.276	1.00	0.65
	3	443	443	7.67	7.67	4.13	1.61	0.298	36	56	0.350	0.285		
	2	446	446	9.00	9.00	4.01	1.03	0.296	36	37	0.298	0.299		
	1	449	449	10.33	10.33	4.10	0.69	0.294	36	26	0.260	0.311		
	基部	450	450	11.00	11.00	4.24	0.58	0.293	36	22	0.244	0.316		
TPRC 12-6-1	4, 5	438	438	6.00	6.00	4.62	3.19	0.303	36	109	0.446	0.260	1.00	0.90
	3	440	440	7.00	7.00	4.32	2.09	0.301	36	72	0.382	0.274		
	2	444	444	9.00	9.00	4.08	1.03	0.298	36	37	0.297	0.298		
	1	448	448	11.00	11.00	4.32	0.58	0.295	36	22	0.243	0.314		
	基部	450	450	12.00	12.00	4.71	0.45	0.294	36	18	0.223	0.320		
TPRC 13-5-1	4, 5	434	434	5.00	5.00	5.24	5.24	0.307	36	178	0.532	0.243	1.00	1.11
	3	437	437	6.33	6.33	4.57	2.76	0.304	36	94	0.420	0.264		
	2	442	442	9.00	9.00	4.14	1.03	0.299	36	37	0.296	0.296		
	1	447	447	11.67	11.67	4.65	0.49	0.295	36	19	0.228	0.316		
	基部	450	450	13.00	13.00	5.62	0.36	0.294	36	15	0.205	0.322		

b : フランジ外面幅 , d : 腹板高, t_f : フランジ厚 (変厚), t_w : 腹板厚 (変厚), λ : 細長比パラメータ
 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}^* : 縦方向補剛材の最適剛比

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 : テーパー率

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, 計算を簡易にするため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。

$$\eta = \frac{h}{h_p} \left(1 - \frac{M_{ycU}}{M_{ycL}} \right) \dots \dots \dots (6)$$

ここに, h : 水平荷重作用点から基部までの長さ, h_p :

テーパ部高さ, M_{ucU}, 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, $\eta=0.00$ は等断面部材を表し, $\eta=1.00$ 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 $\eta=0.00$ に相当する。

表2 リブ81×9mmの補剛供試体の解析モデルの寸法諸元

供試体名	パネル	b (mm)	d (mm)	t _f (mm)	t _w (mm)	$\frac{\gamma_e}{\gamma_{e-req}}$	$\frac{\gamma_e^*}{\gamma_e}$	λ	k _R	k _F	R _R	R _F	ω	η
TPRC 9-9-2	4, 5	450	450	9.00	9.00	11.01	3.03	0.306	36	104	0.307	0.181	1.00	0.00
	3													
	2													
	1													
	基部													
TPRC 10-8-2	4, 5	446	446	8.00	8.00	11.15	4.08	0.312	36	139	0.344	0.175	1.00	0.33
	3	447	447	8.33	8.33	11.09	3.68	0.311	36	126	0.330	0.177		
	2	448	448	9.00	9.00	11.07	3.01	0.310	36	103	0.305	0.180		
	1	449	449	9.67	9.67	11.15	2.49	0.308	36	86	0.284	0.184		
	基部	450	450	10.00	10.00	11.22	2.28	0.308	36	79	0.275	0.186		
TPRC 11-7-2	4, 5	442	442	7.00	7.00	11.49	5.71	0.316	36	195	0.391	0.168	1.00	0.60
	3	443	443	7.67	7.67	11.28	4.52	0.314	36	154	0.356	0.172		
	2	446	446	9.00	9.00	11.13	2.99	0.311	36	103	0.304	0.180		
	1	449	449	10.33	10.33	11.39	2.08	0.308	36	72	0.265	0.187		
	基部	450	450	11.00	11.00	11.75	1.76	0.307	36	61	0.249	0.191		
TPRC 12-6-2	4, 5	438	438	6.00	6.00	12.04	8.38	0.320	36	286	0.454	0.161	1.00	0.84
	3	440	440	7.00	7.00	11.53	5.68	0.317	36	194	0.389	0.168		
	2	444	444	9.00	9.00	11.18	2.97	0.312	36	102	0.303	0.180		
	1	448	448	11.00	11.00	11.84	1.75	0.308	36	61	0.248	0.190		
	基部	450	450	12.00	12.00	12.72	1.39	0.306	36	49	0.227	0.195		
TPRC 13-5-2	4, 5	434	434	5.00	5.00	12.84	13.10	0.326	36	448	0.542	0.154	1.00	1.03
	3	437	437	6.33	6.33	11.88	7.28	0.320	36	248	0.429	0.163		
	2	442	442	9.00	9.00	11.24	2.95	0.313	36	101	0.301	0.180		
	1	447	447	11.67	11.67	12.50	1.48	0.308	36	52	0.232	0.193		
	基部	450	450	13.00	13.00	14.42	1.11	0.306	36	40	0.209	0.198		

b : フランジ外面幅, d : 腹板高, t_f : フランジ厚 (変厚), t_w : 腹板厚 (変厚), λ : 細長比パラメータ
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_e : 縦方向補剛材の剛比,
 γ_{e-req} : 縦方向補剛材の必要剛比(道路橋示方書), γ_e^* : 縦方向補剛材の最適剛比
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 : テーパー率

本解析のモデルは、解析時間の短縮を図るため軸方向の面に対して対称となるよう全体の1/2モデルで解析を行っている。初期たわみは、道路橋示方書で規定している最大初期たわみ δ_{0max} を用いた。初期たわみの波形はパネル中央で最大になるように二重正弦半波形で与えている。また、各パネルの最大初期たわみは式(7)(8)に示す許容初期たわみ $w_{a max}$ 以下と規定されている。道路橋示方書で規定されているフランジの許容初期たわみを式(7)に、ウェブの許容初期たわみを式(8)に示す。

$$w_{fa max} \leq \frac{b}{150} \dots \dots \dots (7)$$

$$w_{wa max} \leq \frac{d}{150} \dots \dots \dots (8)$$

ここで、b : 1パネルのウェブ間隔, d : 1パネルのウェブ高である。解析で用いた材料特性は実験と同じように本研究室で行った一軸引張試験で得られた結果を用いた。表3に補剛供試体の解析モデルに用いた材料特性を示す。

表3 解析モデルの材料特性

鋼種	鋼番	σ_y	σ_u	ν	E	ϵ
SM400	SC682-1	272	423	0.24	205	39.0
SM400	SC682-3	260	418	0.27	203	40.7
SM400	SD294-6	298	432	0.23	208	38.1
SM400	SD294-9	293	427	0.27	210	37.6

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 : 全ひずみ(%)

また、図2に補剛供試体の解析モデルで材料特性として用いた各供試体の真応力-真ひずみ曲線を示す。この曲線より、解析で用いる材料特性は引張試験データに基づくマルチリニアで与えられる。また、弾性係数とポアソン比は実験と同じようにそれぞれ公称値の200GPaと0.3を用いる。

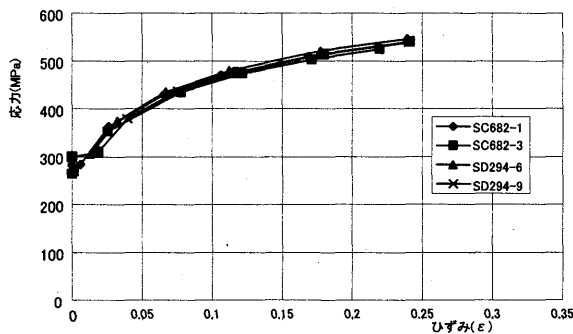


図2 真応力-真ひずみ曲線

2.2 解析方法

境界条件は、供試体基部の境界条件において変位と回転は全て固定である。また、対称面の境界条件における変位はX方向およびY方向が自由であり、Z方向が固定である。また、回転はX軸まわり、Y軸まわりは固定であり、Z方向は自由である。

荷重は一定鉛直荷重のもとで水平荷重を受けることにより柱の基部が降伏するときの荷重点の水平変位を δ_y とし、図3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 $\pm 2\delta_y, \pm 3\delta_y, \pm 4\delta_y, \dots$ というように漸次振幅を増加させることによって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3)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_y が式(9)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。

ここに、

$$\delta_{y_i} = \frac{H_y h^3}{375E} \left(\frac{61}{I_1} + \frac{37}{I_2} + \frac{19}{I_3} + \frac{8}{I_4} \right) \dots (9)$$

$$H_y = \left(\sigma_y - \frac{P}{A_L} \right) \frac{W_L}{h} \dots (10)$$

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、 $I_{1\sim 4}$ ：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 ：供試体のテーバー部材最下端の断面積、 W_L ：供試体のテーバ

一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。

ここで、解析に用いた荷重と変位の数値を表4に示す。また、解析に用いた条件を表5に示す。

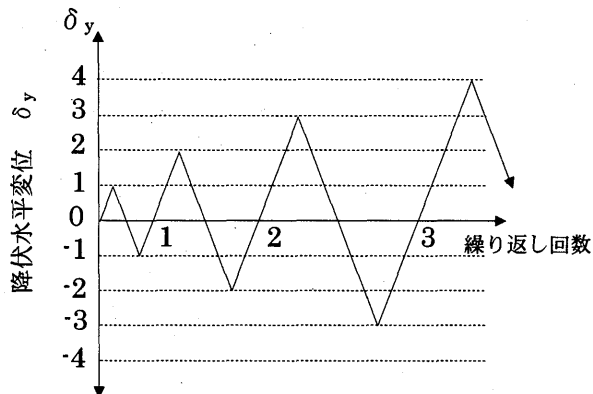


図3 荷重サイクル

表4 解析に用いた荷重と変位

供試体	降伏 応力 σ_y (MPa)	軸方 向 降伏 荷重 N_y (kN)	鉛直 荷重 P (kN)	降伏 水平 荷重 H_y (kN)	節点 荷重 $P/34$ (kN)	降伏 水平 変位 δ_y (mm)
TPRC9-9	266	5082	762	255	22	8.23
TPRC10-8	266	5448	817	275	24	9.15
TPRC11-7	266	5965	886	298	26	9.82
TPRC12-6	266	6359	954	320	28	10.56
TPRC13-5	266	6812	1022	342	30	11.40

表5 解析条件

項目	条件
使用ソフト	MARC
モデル	3次元シェルモデル
使用要素	4節点厚肉シェル要素(No.75)
積分点	面内方向：2x2(ガウス) 板厚方向：2点(ガウス)
剛性評価	完全積分
応力評価点	積分点
$\sigma - \epsilon$ 関係	引張試験データに 基づくマルチリニア
降伏条件	von Mises
硬化則	移動硬化則
幾何学的 非線形性	① 表示：対数ひずみ, Cauchy 応力 ② 定式化：Updated Lagrangian
初期条件	初期不整：初期たわみ 初期応力(残留応力)：なし
収束条件	許容誤差 0.01
収束法	Newton-Raphson 法

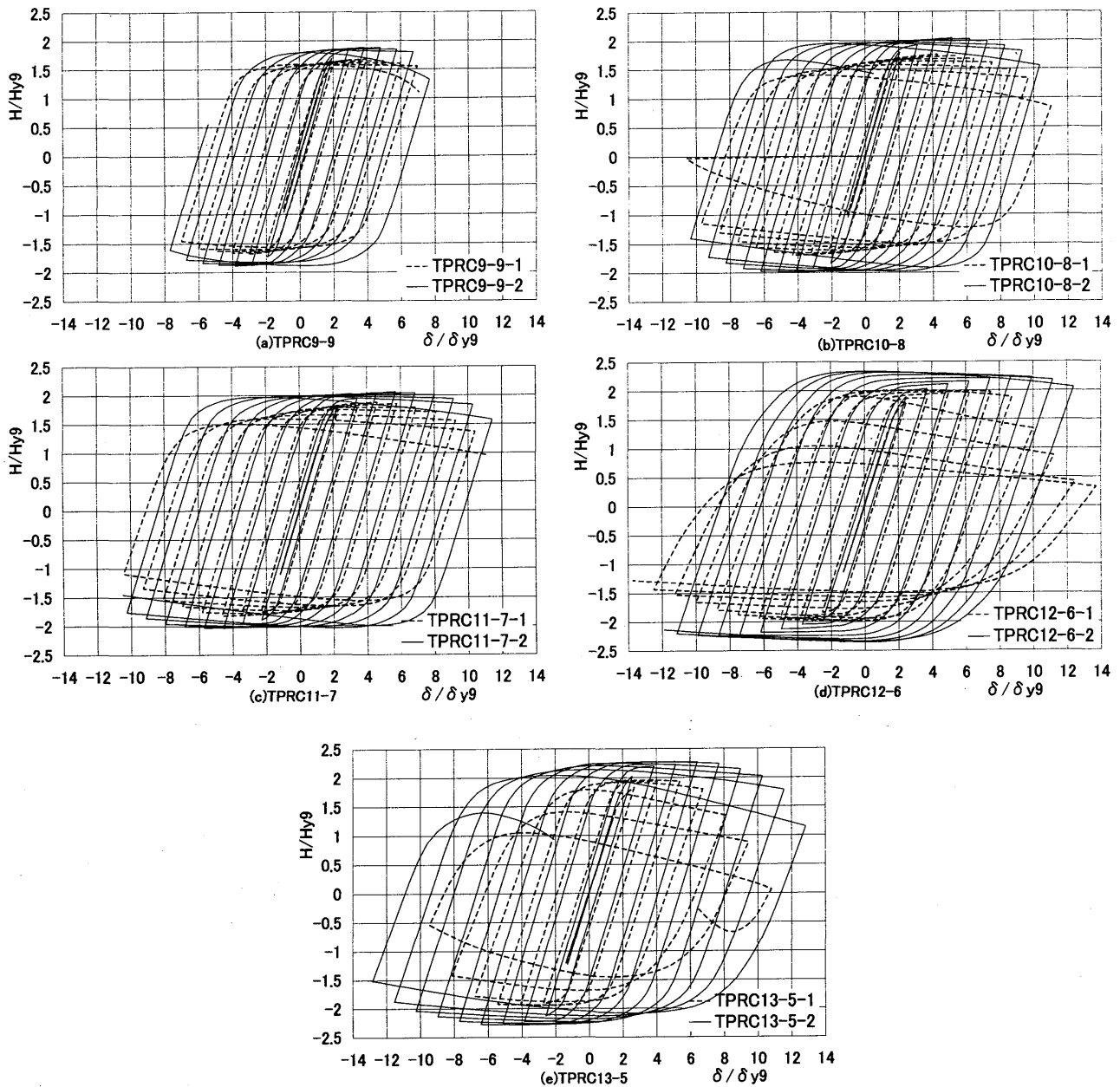


図4 水平荷重-水平変位履歴曲線

3. 解析結果と考察

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、柱頭に繰り返し水平荷重を受ける箱形断面柱の解析を行った。テーパ部分の重量を一定としてテーパ率が変化する柱の水平荷重-水平変位履歴曲線($H-\delta$ 曲線)を図4に示す。

点線および実線はリブの断面寸法がそれぞれ $60 \times 6\text{mm}$ および $81 \times 9\text{mm}$ の柱の履歴曲線である。縦軸の水平荷重 H および横軸の水平変位 δ はそれぞれ、曲げと軸力により TPRC9-9-1 の柱基部が降伏するときの降伏水平荷重 H_{y9} 、(式(10))および降伏水平変位 δ_{y9} 、(式(9))に

より無次元化されている。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载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。

図4において、等断面柱 TPRC9-9-1 ($\eta = 0.00$) は $\delta/\delta_{y9} = 4$ で最大荷重に到達し、 $\delta/\delta_{y9} = 5$ から強度低下が始まり、 $\delta/\delta_{y9} = 7$ で崩壊した。TPRC12-6 ($\eta = 0.90$) は $\delta/\delta_{y9} = 5$ で最大荷重に到達し、 $\delta/\delta_{y9} = 6$ から強度低下が始まり、 $\delta/\delta_{y9} = 10$ で崩壊した。

柱が水平荷重を受けるときの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より表される。これを図5および図6に示す。

図6よりリブの断面寸法81×9mm即ち最適剛比に相当する柱の強度および塑性変形性能を比較する。テーパー率が大きくなるほど強度および塑性変形性能が向上し、中でもテーパー率 $\eta=0.84$ のTPRC12-6-2は強度および塑性変形性能は最も優れていることが分かる。

図5と図6において、リブの剛性が異なる柱ごとに強度および塑性変形性能を比較すると、強度および塑性変形性能は全ての解析モデルで向上する。中でもTPRC12-6は強度および塑性変形性能ともに最も大きく向上し、TPRC12-6-2の $H_{\max}/H_{y,9}$ はTPRC12-6-1の1.20倍に、TPRC12-6-2の $\delta_{\max}/\delta_{y,9}$ はTPRC12-6-1の1.34倍になる。

以上のことより、強度および塑性変形性能とテーパー率の関係を図7および図8に示す。図7および図8より60×6mmのリブを用いた柱の最適テーパー率 η は約0.9であり、81×9mmのリブを用いた柱の最適テーパー率 η は約0.85であると考えられる。このことからリブの剛比を大きくすると最適テーパー率は減少することが分かる。

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 $\delta/\delta_{y,9} = \pm 1 \sim \pm 8$ までの水平変位反転時におけるそれぞれの柱の部材軸方向の軸ひずみ ε および曲率 Φ の分布を示す。リブの断面寸法60×6mm即ち最適剛比に相当する柱の軸ひずみおよび曲率分布を図9および図10に示す。リブの断面寸法81×9mm即ち最適剛比の3倍に相当する柱の軸ひずみおよび曲率分布を図11および図12に示す。軸ひずみおよび曲率はテーパー箱形断面部材のダイアフラムおよびパネル中央断面の四隅の平均および曲げに対する引張側と圧縮側の差から求めた。図中、軸ひずみ ε 、曲率 Φ はそれぞれ降伏ひずみ ε_y と降伏曲率 $\Phi_y (= 2\varepsilon_y/b)$ により無次元化している。

リブ60×6mm即ち最適剛比に相当する柱の軸ひずみおよび曲率分布を比較する。図9より軸ひずみの分布を比較すると、テーパー率が小さいとき軸ひずみは柱の基部付近に集中するが、テーパー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拡がっていることが分かる。しかし、テーパー率 $\eta=1.11$ のTPRC13-5-1を見ると、上部のパネルに局部座屈が集中するため軸ひずみが急激に増加している。上部図10より曲率の分布を比較すると、軸ひずみと同様にテーパー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。しかし、テーパー率 $\eta=1.11$ のTPRC13-5-1を見ると、上部のパネルに局部座屈が集中

するため曲率が急激に増加している。

両図において水平変位 $\delta/\delta_{y,9} = \pm 1 \sim \pm 8$ 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。

リブ81×9mm即ち最適剛比の3倍に相当する柱の軸ひずみおよび曲率分布を比較する。図11より軸ひずみの分布を比較すると、テーパー率が小さいとき軸ひずみは柱の基部付近に集中するが、テーパー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拡がっていることが分かる。また、テーパー率 $\eta=1.03$ のTPRC13-5-2を見ると、上部のパネルに塑性域が拡がらないため軸ひずみがとても小さくなっている。図12より曲率の分布を比較すると、軸ひずみと同様にテーパー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。テーパー率 $\eta=1.03$ のTPRC13-5-2を見ると、上部のパネルに局部座屈が拡がらないため曲率がとても小さくなっている。

両図において水平変位 $\delta/\delta_{y,9} = \pm 1 \sim \pm 8$ 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は緩やかに増加している。

図9と図11においてリブの剛性が異なる柱ごとに軸ひずみを比較すると、テーパー率の小さい柱のリブの剛性を大きくした場合には軸ひずみの変化はあまり見られないが、テーパー率 $\eta=0.90$ のTPRC12-6-1のリブ断面を大きくしたテーパー率 $\eta=0.84$ のTPRC12-6-2およびテーパー率 $\eta=1.11$ のTPRC13-5-1のリブの剛性を大きくしたテーパー率 $\eta=1.03$ のTPRC13-5-2を比較すると、塑性域が上部のパネルに拡がらず、柱全体における各サイクルでの軸ひずみの最大値はあまり大きくなっていない。

図10と図12において、リブの剛性が異なる柱ごとに曲率を比較すると、テーパー率の小さい柱のリブの剛性を大きくした場合には曲率の変化はあまり見られないが、テーパー率 $\eta=0.90$ のTPRC12-6-1のリブの剛性を大きくしたテーパー率 $\eta=0.84$ のTPRC12-6-2およびテーパー率 $\eta=1.11$ のTPRC13-5-1のリブの剛性を大きくしたテーパー率 $\eta=1.03$ のTPRC13-5-2を比較すると、曲率が上部のパネルに拡がらず、柱全体における各サイクルでの曲率の最大値はあまり大きくなっていない。

以上のことより、TPRC12-6およびTPRC13-5において、補剛リブの剛性を大きくすると軸ひずみおよび曲率が低く抑えられるので塑性域が上部のパネルに拡がらない。また、下部のパネルは塑性化しても軸ひずみおよび曲率は緩やかに増加する。このため最適剛比の柱に比べてフランジの座屈による局部変形が抑えられる。

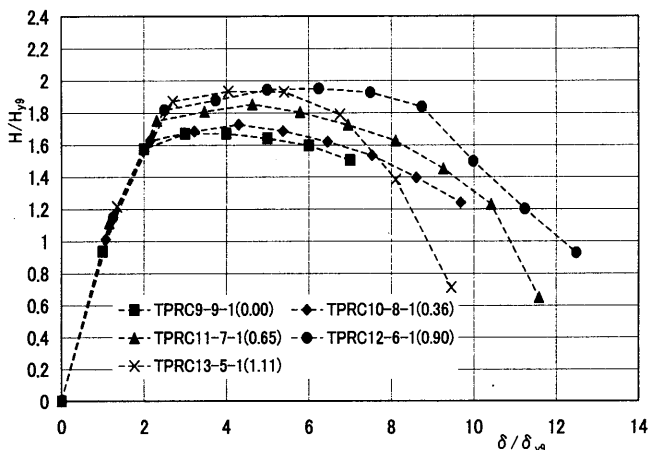


図5 リブ60×6補剛柱における履歴曲線の包絡線

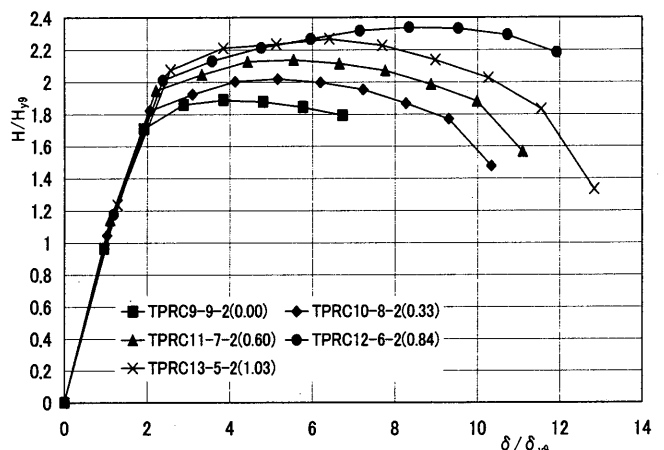


図6 リブ81×9補剛柱における履歴曲線の包絡線

表5 リブ60×6補剛柱の強度および塑性変形性能

解析モデル	テーパ率 η	H_{max}/H_{y9}	δ_{max}/δ_{y9}
TPRC9-9-1	0.00	1.67	4.00
TPRC10-8-1	0.36	1.73	4.31
TPRC11-7-1	0.65	1.85	4.63
TPRC12-6-1	0.90	1.95	6.25
TPRC13-5-1	1.11	1.93	4.06

表6 リブ81×9補剛柱の強度および塑性変形性能

解析モデル	テーパ率 η	H_{max}/H_{y9}	δ_{max}/δ_{y9}
TPRC9-9-2	0.00	1.89	3.85
TPRC10-8-2	0.33	2.02	5.17
TPRC11-7-2	0.60	2.14	5.55
TPRC12-6-2	0.84	2.34	8.35
TPRC13-5-2	1.03	2.27	6.42

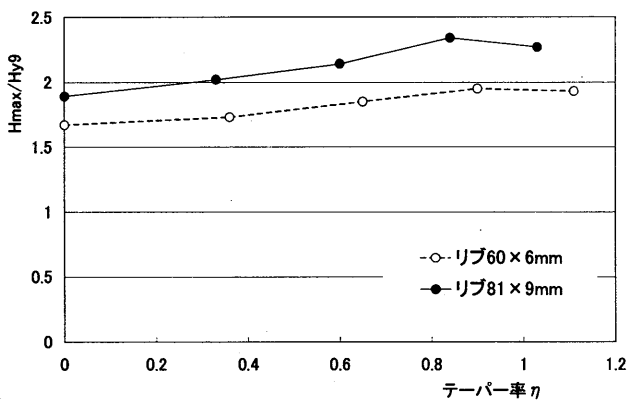


図7 強度とテーパ率の関係

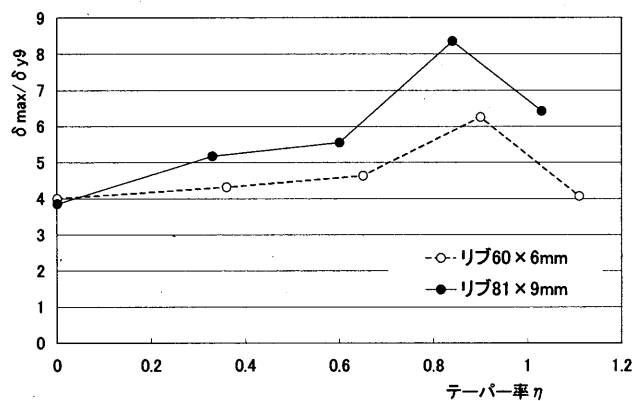


図8 塑性変形性能とテーパ率の関係

図5および図6はリブの断面寸法がそれぞれ60×6mmおよび81×9mmの柱の包絡線である。縦軸の水平荷重および横軸の水平変位はそれぞれ等断面柱TPRC9-9-1の降伏水平荷重および降伏水平変位で無次元化されている。リブの断面寸法60×6mmおよび81×9mmの柱の最大強度およびそのときの塑性変形性能をそれぞれ表5および表6に示す。

図5より、リブの断面寸法60×6mm即ち最適剛比に相当する柱の強度および塑性変形性能を比較する。テーパ率が大きくなるほど強度および塑性変形性能が向上し、中でもテーパ率 $\eta=0.90$ のTPRC12-6-1は強度および塑性変形性能において最も優れていることが分かる。しかし、テーパ率 $\eta=1.11$ のTPRC13-5-1を見ると、上部のパネルに局部座屈が集中するため強度が急激に低下し、塑性変形性能も低下する。

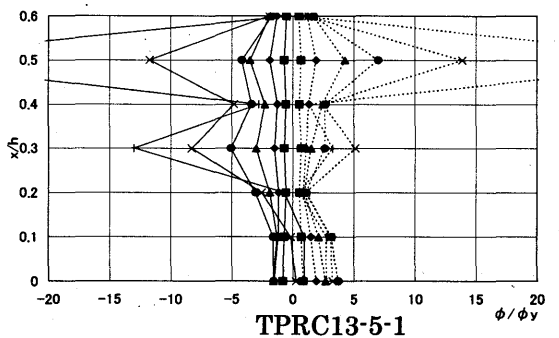
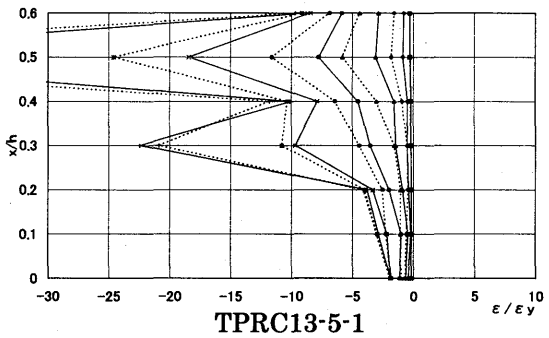
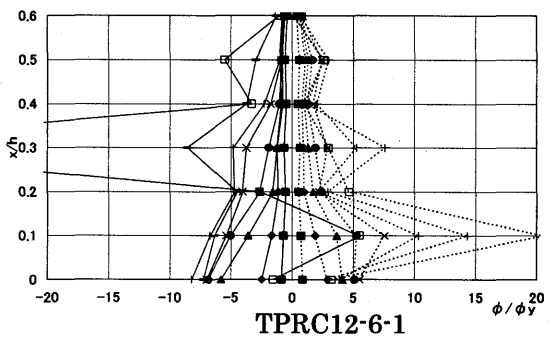
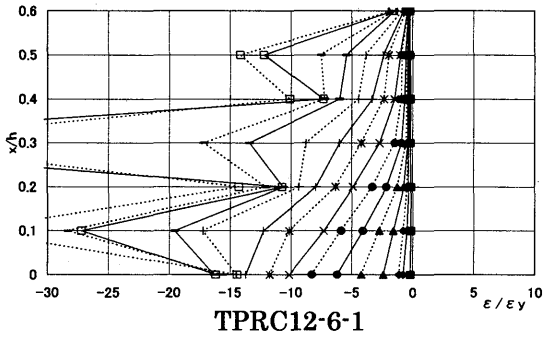
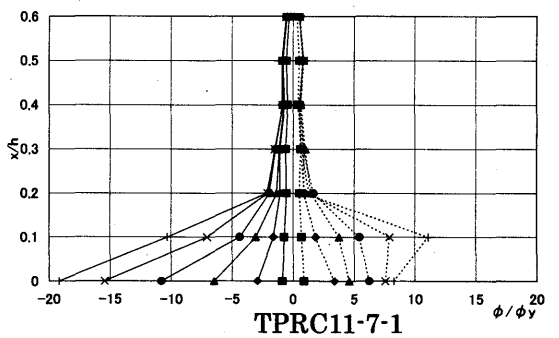
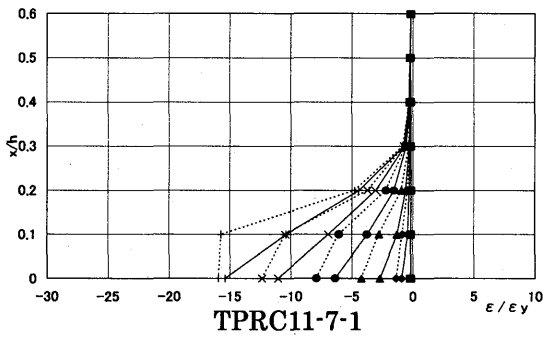
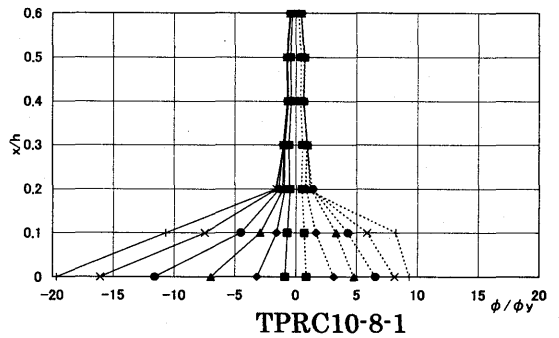
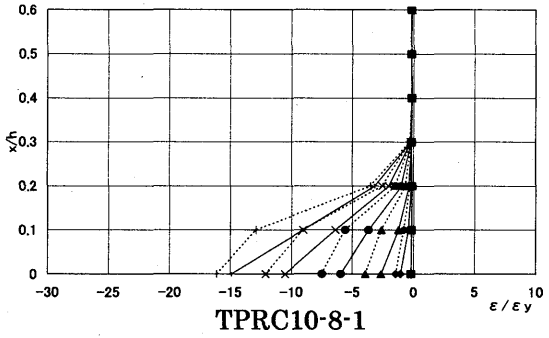
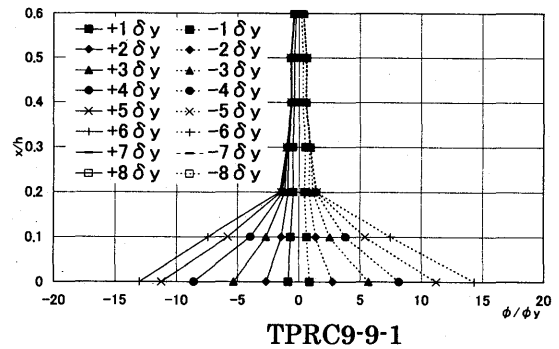
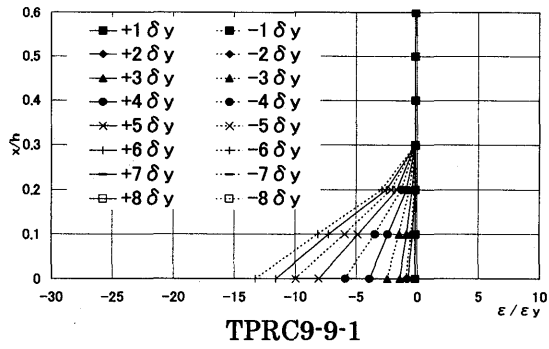
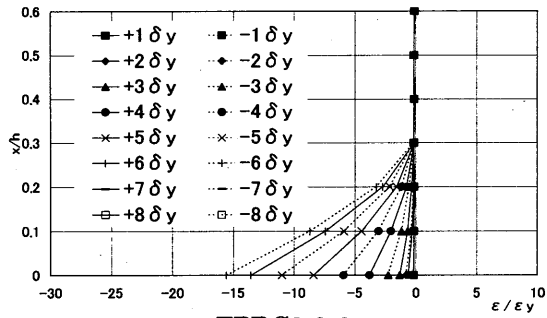
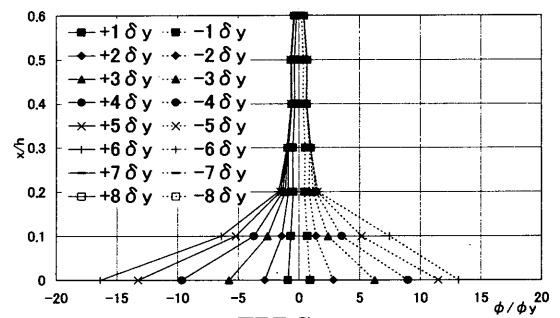


図9 リブ60×6補剛柱の軸ひずみ分布

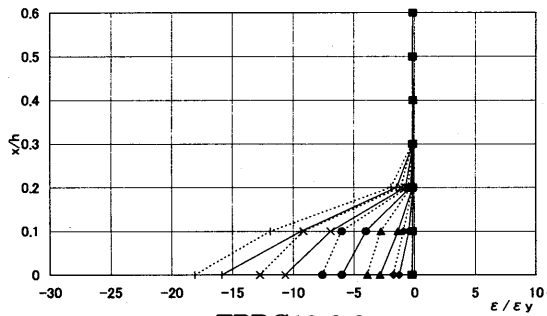
図10 リブ60×6補剛柱の曲率分布



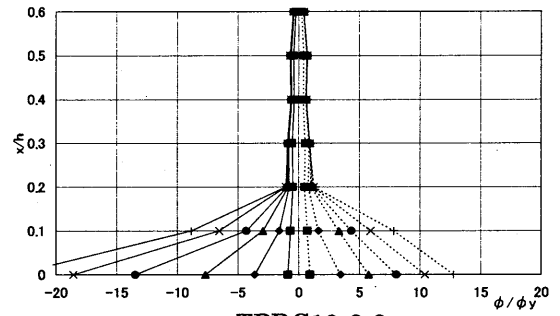
TPRC9-9-2



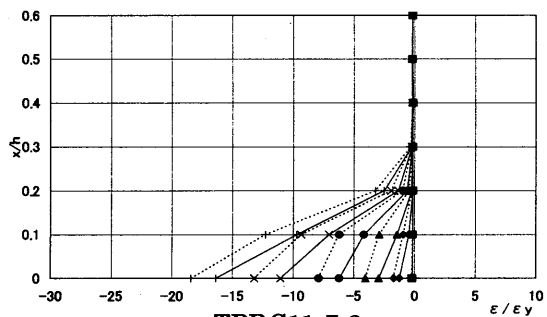
TPRC9-9-2



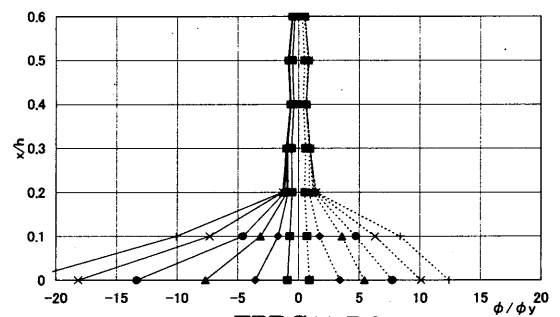
TPRC10-8-2



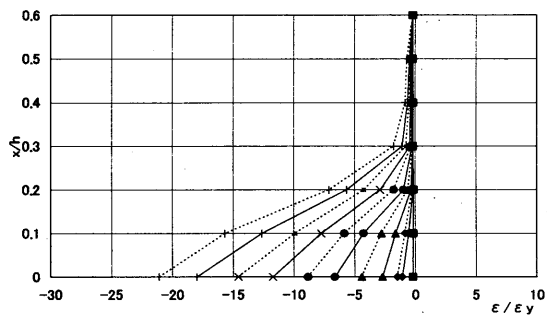
TPRC10-8-2



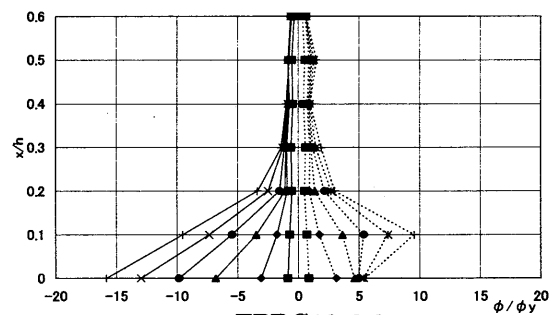
TPRC11-7-2



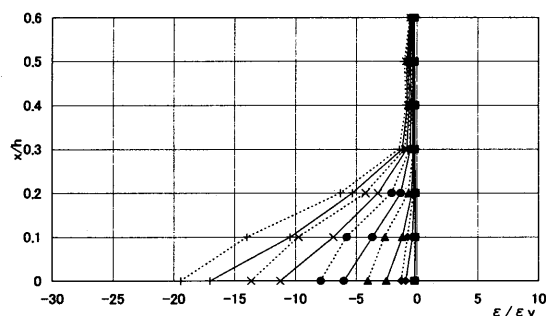
TPRC11-7-2



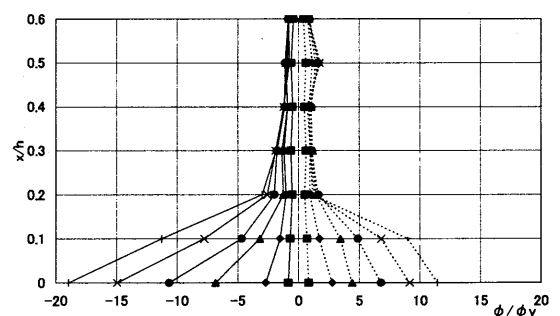
TPRC12-6-2



TPRC12-6-2



TPRC13-5-2



TPRC13-5-2

図 11 リブ 81×9 補剛柱の軸ひずみ分布

図 12 リブ 81×9 補剛柱の曲率分布

3.3 局部座屈挙動と崩壊モード

本解析における各供試体の座屈によるパネルの面外たわみは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。

各柱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の面外たわみに注目する。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示す。リブの断面寸法 $60 \times 6\text{mm}$ 即ち最適剛比に相当する柱の包絡線を図 13 に示す。リブの断面寸法 $81 \times 9\text{mm}$ 即ち最適剛比の 3 倍に相当する柱の面外たわみを図 14 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 により無次元化されている。また、繰り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 TPRC9-9-1 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下半分に示す。

図 13 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拡がり、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 TPRC9-9-1 ($\eta = 0.00$: 等断面) および TPRC10-8-1 ($\eta = 0.36$) および TPRC11-7-1 ($\eta = 0.65$) はテーパ部材最下段のパネル 1 のみ座屈している。TPRC12-6-1 ($\eta = 0.90$) はパネル 1 およびパネル 2 およびパネル 3 の全パネルで面外たわみが大きく生じているがパネル 2 の局部座屈による面外たわみは著しく大きい。TPRC13-5-1 ($\eta = 1.11$) はパネル 2 およびパネル 3 で面外たわみが大きく生じているがパネル 3 の局部座屈による面外たわみは著しく大きい。

図 14 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拡がり、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 TPRC9-9-2 ($\eta = 0.00$: 等断面) および TPRC10-8-2 ($\eta = 0.33$) および TPRC11-7-2 ($\eta = 0.60$) はテーパ部材最下段のパネル 1 のみ座屈している。TPRC12-6-2 ($\eta = 0.84$) はパネル 1 およびパネル 2 で面外たわみが大きく生じている。TPRC13-5-2 ($\eta = 1.03$) はパネル 1 およびパネル 2 で面外たわみが生じているがパネル 1 の局部座屈による面外たわみが大きい。

表 7 および表 8 に局部座屈が生じるパネルを○印で示し、その中で面外たわみが最も大きいパネルを●で示す。

表 7 より、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拡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する。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。

表 8 より、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拡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。しかし、上部のパネルはリブ剛性の増加により板厚の減少による幅厚比の増加が抑えられている。したがって、テーパ部分の上部パネルで面外たわみが生じていない。

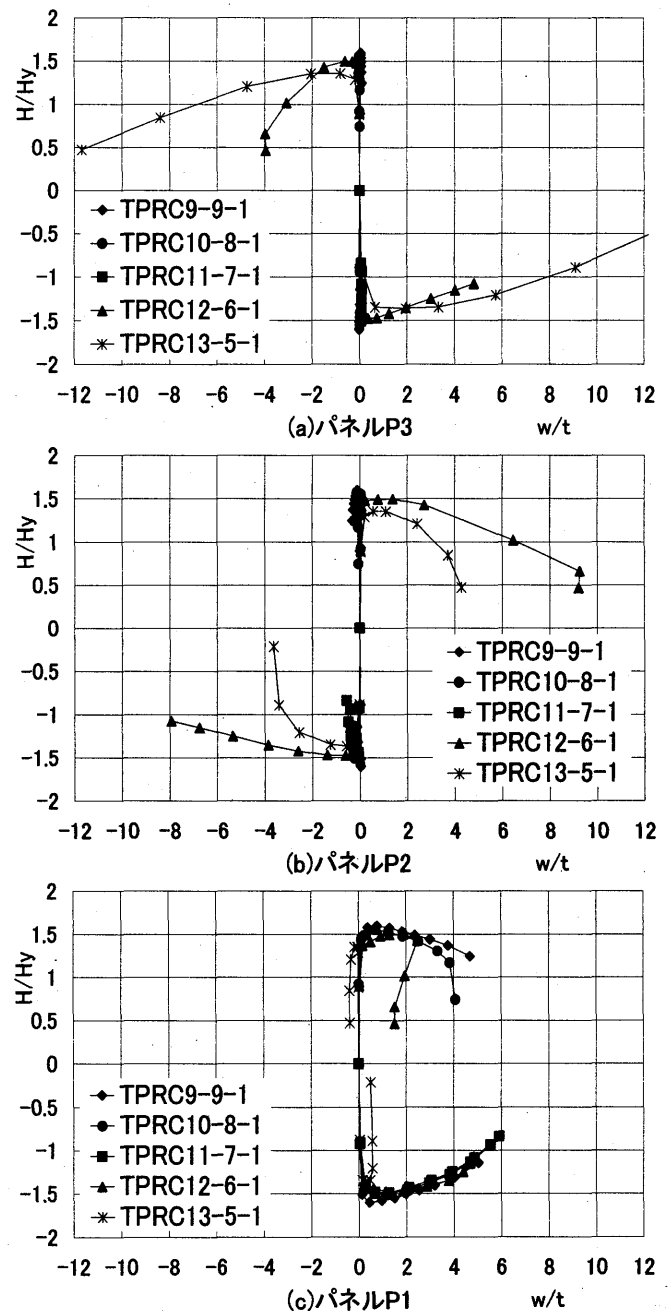


図 13 リブ 60×6 補剛柱の水平荷重—面外たわみの包絡線

表 8 リブ 81×9 補剛柱の局部座屈発生パネル

供試体	水平変位(× δ _y)		局部座屈発生 パネル		
	最大水平 荷重時	解析 終了時	P1	P2	P3
TPRC9-9-1	4	7	●		
TPRC10-8-1	4	9	●		
TPRC11-7-1	4	9	●		
TPRC12-6-1	5	10	○	●	○
TPRC13-5-1	3	7		○	●

表 7 リブ 60×6 補剛柱の局部座屈発生パネル

供試体	水平変位(× δ _y)		局部座屈発生 パネル		
	最大水平 荷重時	解析 終了時	P1	P2	P3
TPRC9-9-2	4	8	●		
TPRC10-8-2	5	10	●		
TPRC11-7-2	5	10	●	○	
TPRC12-6-2	7	10	●	○	
TPRC13-5-2	5	10	●		

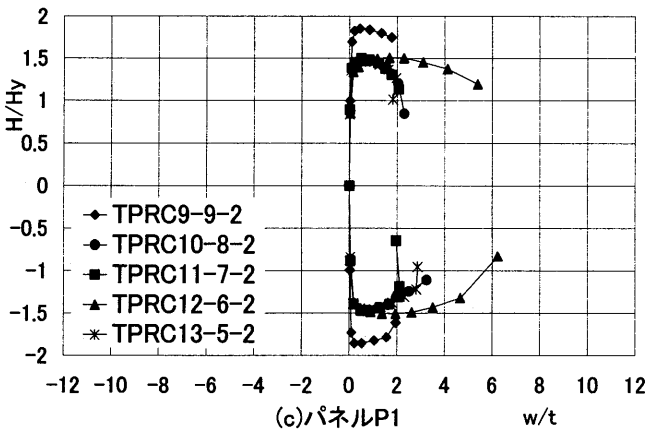
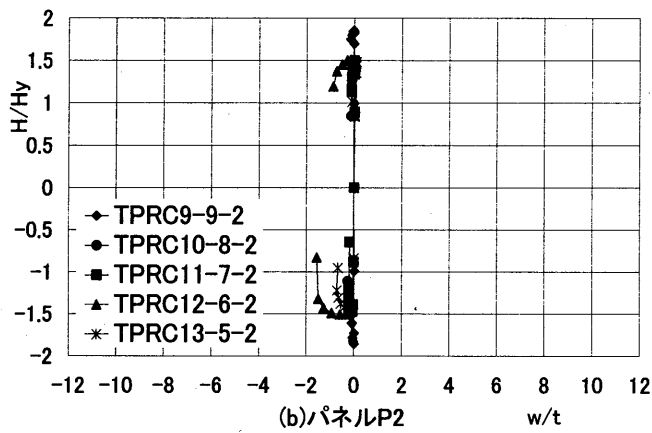
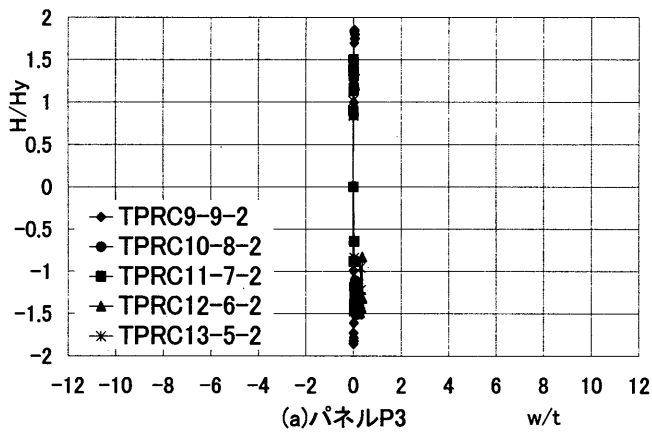


図 14 リブ 81×9 補剛柱の水平荷重-面外たわみの包絡線

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。テーパ率およびリブ剛比の影響を考察するために、エネルギー吸収量は式(11)で定義する等断面柱 TPRC9-9-1 の弾性限エネルギー吸収量ΔE₉₋₉₋₁ で無次元化して示す。

$$\Delta E_{9-9-1} = H_{y9-9-1} \cdot \delta_{y9-9-1} / 2 \cdot \dots \cdot (11)$$

リブの断面寸法 60×6mm 即ち最適剛比に相当する柱のエネルギー吸収量および累積エネルギー吸収量を図 15 および図 17 に示す。リブの断面寸法 81×9mm 即ち最適剛比の 3 倍に相当する柱のエネルギー吸収量および累積エネルギー吸収量を図 16 および図 18 に示す。

図 15 および図 16 によると、いずれの柱もエネルギー吸収量は水平変位 δ/δ_{y9-9-1}=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。そして、δ/δ_{y9-9-1}=6 から、柱により増加の割合が変化する。

図 15 より、TPRC9-9-1(η=0.00)と TPRC12-6-1(η=0.90)の最大エネルギー吸収量を比較すると、テーパ率が大きい TPRC12-6-1 はエネルギー吸収量が等断面柱 TPRC9-9-1 より 48%優れている。したがって、エネルギー吸収性能はテーパ部材が等断面部材に対して明らかに優れている。

図 16 より、TPRC9-9-2(η=0.00)と TPRC12-6-2(η=0.84)の最大エネルギー吸収量を比較すると、テーパ率が大きい TPRC12-6-2 はエネルギー吸収量が等断面柱 TPRC9-9-2 より 93%優れている。したがって、エネルギー吸収性能はテーパ部材が等断面部材に対して大きく優れている。

図 17 より、TPRC9-9-1(η=0.00)と TPRC12-6-1(η=0.90)の最大累積エネルギー吸収量を比較すると、テーパ率が大きい TPRC12-6-1 はエネルギー吸収量が等断面柱 TPRC9-9-1 より 197%優れている。したがって、累積のエネルギー吸収性能はテーパ部材が等断面部材に対して著しく優れている。

図18より、TPRC9-9-2($\eta=0.00$)とTPRC12-6-2($\eta=0.84$)の最大累積エネルギー吸収量を比較すると、テーパ率 η が大きいTPRC12-6-2はエネルギー吸収量が等断面柱TPRC9-9-2より216%優れている。したがって、累積のエネルギー吸収性能はテーパ部材が等断面部材に対して著しく優れている。

図15と図16において、リブの剛性が異なる柱ごとに比較すると、最大エネルギー吸収量は全ての解析モデルで向上する。TPRC9-9-1($\eta=0.00$)とTPRC9-9-2($\eta=0.00$)の最大エネルギー吸収量を比較すると、リブ剛性が大きいTPRC9-9-2はエネルギー吸収量がTPRC9-9-1より21%優れている。また、TPRC12-6-1($\eta=0.90$)とTPRC12-6-2($\eta=0.84$)の最大エネルギー吸収量を比較すると、リブ剛性が大きいTPRC12-6-2はエネルギー吸収量がTPRC12-6-1より58%優れている。したがって、エネルギー吸収性能はリブの断面寸法 $81 \times 9\text{mm}$ の柱がリブの断面寸法 $60 \times 6\text{mm}$ の柱に対して明らかに優れている。

図17と図18において、リブの剛性が異なる柱ごとに

比較すると、最大累積エネルギー吸収量は全ての解析モデルで向上する。TPRC9-9-1($\eta=0.00$)とTPRC9-9-2($\eta=0.00$)の最大累積エネルギー吸収量を比較すると、リブ剛性が大きいTPRC9-9-2はエネルギー吸収量がTPRC9-9-1より23%優れている。また、TPRC12-6-1($\eta=0.90$)とTPRC12-6-2($\eta=0.84$)の最大累積エネルギー吸収量を比較すると、リブ剛性が大きいTPRC12-6-2はエネルギー吸収量がTPRC12-6-1より31%優れている。したがって、累積のエネルギー吸収性能はリブの断面寸法 $81 \times 9\text{mm}$ の柱がリブの断面寸法 $60 \times 6\text{mm}$ の柱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テーパ率 η が大きいほど向上する。しかし、テーパ率 $\eta=1.11$ を越えるとエネルギー吸収性能は著しく低下する。また、等断面柱における補剛リブの剛比が最適剛比の3倍のリブ断面を有する柱は最適剛比の柱に比べてエネルギー吸収性能が大きく、テーパ率 $\eta=0.90$ まではテーパ率 η が大きいほどエネルギー吸収性能が大きく向上する。

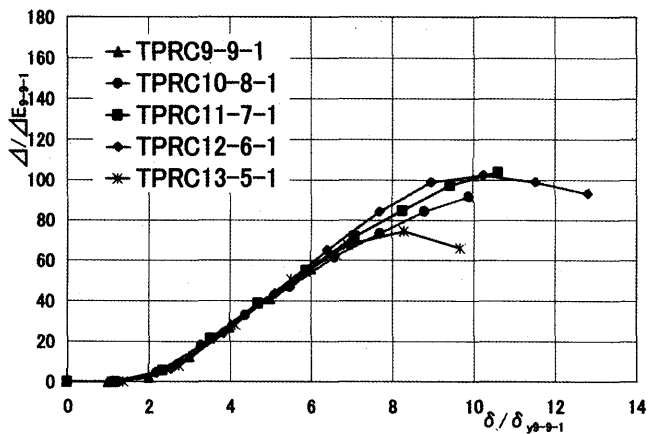


図15 リブ $60 \times 6\text{mm}$ のエネルギー吸収量

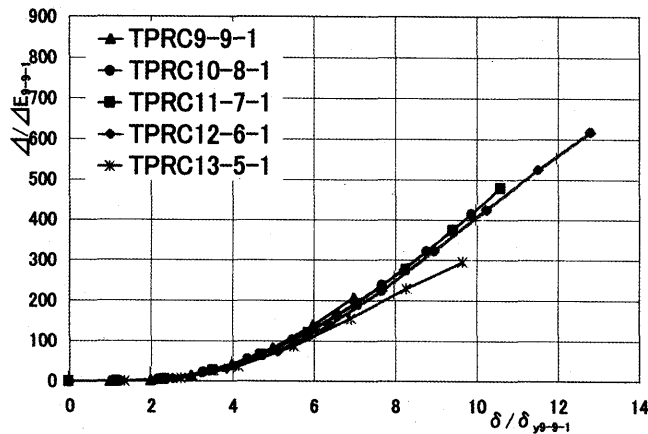


図16 リブ $81 \times 9\text{mm}$ のエネルギー吸収量

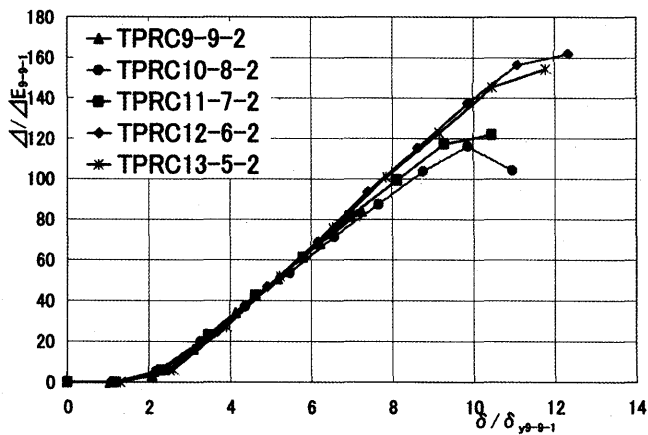


図17 リブ $60 \times 6\text{mm}$ の累積エネルギー吸収量

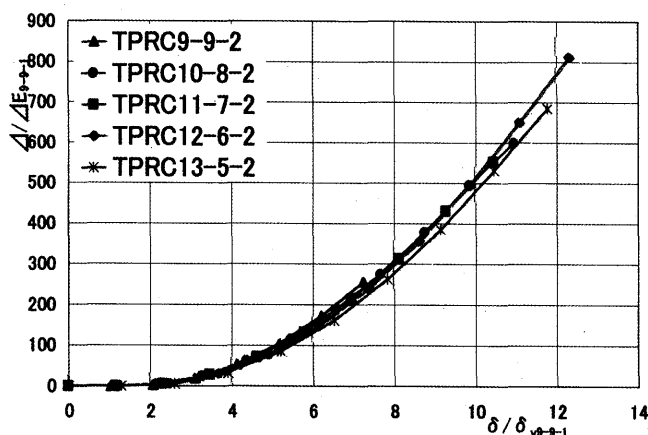


図18 リブ $81 \times 9\text{mm}$ の累積エネルギー吸収量

4. まとめ

テーパ一部分の重量を一定としてテーパ率が増加する補剛箱形断面柱において、補剛リブの剛比が増加する場合について繰り返し荷重の解析を行った。解析モデルの柱はフランジおよび腹板に板厚テーパ板を用いた正方形補剛箱形断面である。解析結果から、等断面部材とテーパ部材（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。テーパ柱は断面諸量がテーパ率により変化するので、等断面柱 TPRC9-9-1 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部材の弾塑性挙動を考察した。その結果、本解析の範囲内において以下の主な事項が明らかになった。

- (1) テーパ率が小さい柱(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面外変形が生じる。しかし、補剛リブの剛比を最適剛比の3倍にすれば面外変形はかなり抑えられる。
- (2) テーパ部材の最大水平強度は等断面部材に比べてやや大きくなるが、テーパ部材の塑性変形性能は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部材が等断面部材よりかなり優れている。
- (3) 等断面柱における補剛リブの剛比が最適剛比の3倍のリブ断面を有する柱は最適剛比の柱に比べてフランジの座屈による局部変形が抑えられる。この

ためテーパ率 $\eta=0.90$ まではテーパ率が大きい柱ほど最大水平強度およびその時の塑性変形性能が大きく向上する。

以上、同一重量のテーパ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。また、補剛リブの剛比が最適剛比の3倍のリブ断面を有する柱は塑性変形性能やエネルギー吸収性能においてさらに優れている。しかし本解析のように10体の供試体ではテーパ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パネル間座屈およびリブ間座屈などの現象が定量的に評価されることが望まれる。

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] 上野谷実, 中村雅樹, 佐屋裕之, 福本嘸士, 山本定弘: 板厚テーパ補剛板を用いた箱形断面柱の繰り返し性能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 49A, 2003年3月
- [6] 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。