

縦リブを有する円形鋼製橋脚の変形性能

A STUDY ON THE DEFORMATION CAPACITY
OF CIRCULAR STEEL BRIDGE PIERS WITH LONGITUDINAL STIFFENERS半野 久光¹、田嶋 仁志²、池田 茂³、岡本 隆⁴、水谷 慎吾⁵

Hitoshi TAJIMA, Hisamitsu HANNO, Shigeru IKEDA, Takashi OKAMOTO and Shingo MIZUTANI

¹ 首都高速道路公団 工務部設計技術課 (〒100 東京都千代田区霞が関 1-4-1 (日土地ビル))² 首都高速道路公団 第二建設部設計課 (〒150 東京都渋谷区代々木 2-2-1)³ 住友重機械工業(株) 鉄構機器事業本部技術部 (〒141-8686 東京都品川区北品川 5-9-11)^{4, 5} 日本鋼管(株) 基盤技術研究所都市工学研究部 (〒210-0855 川崎市川崎区南渡田町 1-1)

A series of cyclic loading tests were carried out to investigate the seismic properties of circular steel pipe piers with longitudinal stiffeners of highway bridges. All the test specimens showed an improvement in their ductility, together with an increase in their load carrying capacity. Retrofitting methods for existing piers using additional longitudinal stiffeners welded at the inside of circular steel pipe piers were proposed. Effective region of the equivalent stiffening plate panel width:thickness ratios ($R_r \leq 0.7$, $R_t \leq 0.4$, $R_h \leq 0.5$) for the deformation capacity was investigated by the FEM analyses, then the test specimens with longitudinal stiffeners were increased by $2\delta_y$ or over.

key words : ductility, elasto-plastic, local buckling, steel bridge pier, stiffening circular section, cyclic loading test

1. はじめに

兵庫県南部地震によって、円形鋼製橋脚においても象の足状の座屈などの損傷が見られた。このため、円形鋼製橋脚の耐震性と、それらの補強手法の検討が必要とされている。この手法の一つとして、縦リブを円筒内面に配置する補強方法が象の足状の座屈を改善し、変形性能を改善する手法として期待されているが、このような縦リブを有する円形断面の鋼製橋脚の変形性能に関する研究成果は比較的少ない¹⁾。本研究では、縦リブを有する円形橋脚の変形性能を対象に、解析手法により検討し提案する縦リブ断面の設定法にしたがい補剛した円形断面について、その無次元径厚比に着目して供試体を用意し、2軸交番繰返し載荷実験を行ったのでその結果について報告する。なお、本研究では、建設省土木研究所、首都高速道路公団、阪神高速道路公団、名古屋高速道路公社、鋼材倶楽部および日本橋梁建設協会の共同研究で行われた実験結果^{2), 3)}とも比較引用している。

ここで、無次元径厚比 R_t は(1)式のとおりとする。

$$R_t = (\sigma_y / E_s) \times (R / t) \times \sqrt{3(1 - \mu^2)} \quad (1)$$

σ_y : 鋼材の降伏点強度 (kgf/cm²)

E_s : 鋼材のヤング係数 (kgf/cm²)

R : 円筒の板厚中心までの半径 (cm)

t : 円筒の板厚 (cm)

μ : ポアソン比

しかしながら、実際の補強手法としての板厚の増厚は非常に困難であり、耐力の上昇も大きい。そこで縦リブを円形橋脚の内面に取付ける方法を検討した。縦リブによる補強の目的は、円周方向に複数本配置することにより、震災でみられたような円周方向に発生する象の足状の座屈を防止することである。これにより、座屈モードは縦リブを節とするモードに移行し、円筒の座屈特性を改善することによって橋脚の変形性能の向上が期待できる。

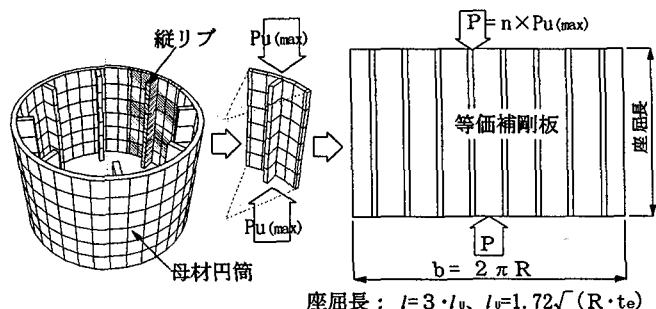
3. 縦リブ断面の設定法の提案

(1) 設定法の概要

円形断面の縦リブに対する設定法は、縦リブ断面の設計と、その断面を有する橋脚の変形性能に関する設計よりなるが、縦リブの断面・本数、円筒の半径・板厚等パラメータが多く確立されていない。また補強を考えた場合、縦リブによる断面積増加は、橋脚の耐力上昇につながり、アンカー部に負担をかけることから、極力小さくすることが望ましい。ここでは、これらの点を考慮した簡便的な設定法として、円形断面を図-1のように補剛板に置換する手法を提案する。

2. 変形性能と縦リブ補強の基本的な概念

円形鋼製橋脚は、矩形橋脚に用いる補剛板と異なり、縦補剛せず環補剛のみの単純な円形断面とするのが一般的である。したがって、道路橋示方書⁴⁾などでは、その断面の剛性を表すパラメータは円筒の半径 R と板厚 t の比(径厚比: R/t)を用い座屈強度を表している。また、この径厚比は鋼材の降伏点強度を考慮した無次元径厚比 R_t で表し、これまでに、円形橋脚の変形性能をこのパラメータとの関係で表す試みがなされ、その相関として R_t が小さいほど橋脚の変形性能は大きくなることがわかってきている。



最も大きな圧縮力を負担する1本の縦リブに着目し、これが円周方向に連続する補剛板を擬似的に想定する。

図-1 縦リブを有する円形断面の等価補剛板への置換

i) 縦リブを取付けた断面の局部座屈に対する照査

円筒を縦リブによって補剛された等価な補剛板として座屈照査を行う。

ii) 変形性能の向上

縦リブ補強によって、円形断面の有する変形性能を向上させることが期待できる。向上する変形性能の増分は実験結果より決定する。

(2) 補剛板に置換した縦リブの剛性

この場合の補剛板としての必要な等価幅厚比は、矩形断面と同様に計算し、円筒としての効果も期待できるので、実験結果、解析結果などより判断し、以下の制限値とした。

補剛板：

$$R_F \leq 0.4 \text{ (補強に対する制限値)}$$

縦リブ(自由突出板)：

$$R_H \leq 0.5$$

円筒板パネル：

$$R_R \leq \text{約 } 0.7 \text{ (解析による検討では約0.8)}$$

なお、 R_F 、 R_H 、 R_R は道路橋示方書に示される幅厚比であり、 R_R の制限により縦リブ本数が決定され、 R_F および R_H の制限により縦リブの断面が決定される。また、補剛板としての縦寸法(a)は、ダイヤフラム間隔ではなく、座屈長(l)とし、横寸法(b)を円筒の板厚中心で考えて平板に展開した補剛板と考える。すなわち、

$$\text{縦寸法(a)} : l = 3 \cdot l_u, \quad l_u = 1.72 \sqrt{R \cdot t_e} \quad (2)$$

$$\text{横寸法(b)} : b = 2 \cdot \pi \cdot R = n \times \text{リブ間隔} \quad (3)$$

ここで、

l : 補剛板としての座屈長 (cm)

l_u : 円筒の基準座屈長⁵⁾ (cm)

R : 板厚中心で計った円筒の半径 (cm)

t_e : 等価板厚 (cm)

この等価補剛板の縦寸法を座屈長(l_u)の3倍としたのは、円形断面の損傷形態が局部的に集中する傾向にあるため、既設橋脚で通常5~6m間隔に配置されているダイヤフラム間隔は、損傷モードに影響を与えないと仮定したことによる。この仮定により、必要縦リブ断面を過大とせず合理的な配置ができる。

(3) 弾性座屈解析による補剛パラメータの検討

類似する構造である補剛板の幅厚比パラメータは、構成要素部材の幅/板厚比の比例関数であるとともに、理論弾性座屈応力度と鋼材の降伏応力度の比の平方根として定義されている。

$$\sigma_{cr} = k_{R,F,H} \cdot \frac{E_s}{12(1-\mu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (4)$$

$$R_{R,F,H} = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E_s} \cdot \frac{12(1-\mu^2)}{\pi^2 k_{R,F,H}}} \quad (5)$$

$$R_{R,F,H}^2 = \frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}} \quad (6)$$

ここで、 R_R は板パネル幅厚比パラメータ、 R_H は縦リブ(自由突出板)の幅厚比パラメータおよび R_F は補剛板としての幅厚比パラメータを表わし、その座屈係数をそれぞれ k_R 、 k_H および k_F として、表-1に示す。

また、鋼管断面の径厚比パラメータは、断面の半径/板厚の比例関数であるとともに、理論弾性座屈応力度と鋼材の降伏応力度の比として定義されている。

$$R_t = \sqrt{3(1-\mu^2)} \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_y}{E_s} \quad (7)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{E_s}{\sqrt{3(1-\mu^2)}} \cdot \frac{t}{R} \quad (8)$$

$$R_t = \frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}} \quad (9)$$

これらのことから、FEM解析などにより、縦リブを有する円形断面の弾性座屈荷重を知ることができ、対象とする断面の鋼種あるいは材料の降伏点との比を用いて、幅厚比パラメータや径厚比パラメータを計算できる。その結果を表-2に示す。

ここで、解析結果を用いて計算した無補剛円形断面のパラメータは理論値に非常によく一致している。また、縦リブ(自由突出板)の幅厚比が $R_H \leq \text{約} 0.5$ の場合、無補剛の場合に比較して断面積が大きくなるにも関わらず、一次モードの座屈荷重が小さい。したがって、縦リブのねじれモード座屈を制限することによって座屈荷重を高めることができると考えられる。

表-1 縦リブを有する円形断面の補剛パラメータの関係

	R_R	R_F	R_H	R_t, R_{te}
補剛板として、部材寸法、降伏点より計算した値	$k_R = 4.0$	$R_{R,F,H} = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E_s} \cdot \frac{12(1-\mu^2)}{\pi^2 k_{R,F,H}}}$ $k_F = \frac{(1+\alpha^2)^2 + n \cdot \gamma_l}{\alpha^2(1+n \cdot \delta_l)} : (\alpha \leq \alpha_0)$ $\frac{2(1+\sqrt{1+n \cdot \gamma_l})}{(1+n \cdot \delta_l)} : (\alpha > \alpha_0)$	$k_H = 0.43$	$R_t = \sqrt{3(1-\mu^2)} \cdot \frac{R}{t} \cdot \frac{\sigma_y}{E_s}$ $R_{te} = \sqrt{3(1-\mu^2)} \cdot \frac{R}{t_e} \cdot \frac{\sigma_y}{E_s}$ ・ R_{te} に用いる板厚 t_e は縦リブを含む断面積を円周長で割った平均板厚とする
解析結果から得られる値	$R_R = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}}$	$R_F = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}}$	$R_H = \sqrt{\frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}}$	$R_t = \frac{\sigma_y}{\sigma_{cr}}$
	各ケースの座屈強度は、その固有値のモードと関係し決定される			無補剛鋼管断面の解析値

表-2 縦リブを有する円形断面の補剛パラメータの計算値 (解析はNASTRAN)

	円筒断面		縦リブ			パラメータ (σ _y =2950kgf/cm ²)				断面積 A	解析値 座屈荷重		解析によるパラメータ	
	直径 D	板厚 t	幅 br	厚 tr	本 数	補剛板を適用			円筒 R _t		一次モード (tonf)	補剛材間 座屈 (tonf)	径厚比 相当値 σ _y / σ _{cr}	幅厚比 相当値 √ σ _y / σ _{cr}
	(mm)	(mm)	(mm)	(mm)		R _R	R _F	R _H						
C2:無補剛	900	10.7							0.096	298.9	9,246		0.095	0.309
リブ60*6	〃	〃	60	6.0	8	0.643	0.412	0.601		327.7	6,089	10,565	0.159	0.398
リブ50*7	〃	〃	50	7.0	8	0.643	0.491	0.429		326.9	9,975		0.097	0.311
リブ60*8	〃	〃	60	8.0	8	0.643	0.372	0.451		337.3	9,742		0.102	0.320
リブ75*9	〃	〃	75	9.0	8	0.643	0.267	0.501		352.9	8,607	11,770	0.121	0.348
C4:無補剛	900	9.0							0.115	251.9	6,487		0.115	0.338
リブ45*8	〃	〃	45	8.0	8	0.766	0.469	0.338		280.7	7,437		0.111	0.334
リブ55*8	〃	〃	55	8.0	8	0.766	0.364	0.413		287.1	7,505		0.113	0.336
リブ70*8	〃	〃	70	8.0	8	0.766	0.265	0.526		296.7	6,375	8,258	0.137	0.371
C7:無補剛	900	7.2							0.144	202.0	4,116		0.145	0.380
リブ45*4	〃	〃	45	4.0	10	0.960	0.512	0.676		220.0	3,277	4,829	0.198	0.445
リブ40*5	〃	〃	40	5.0	10	0.768	0.503	0.481		222.0	4,694		0.140	0.373
リブ50*5	〃	〃	40	5.0	10	0.768	0.376	0.601		222.0	4,091	4,835	0.160	0.400
リブ60*7	〃	〃	60	7.0	10	0.768	0.263	0.515		244.0	4,907		0.147	0.383

(3) 弾塑性FEM解析による補剛パラメータの検討

円形断面・片持ち柱(単柱)の頂部に、水平荷重を単調増加させ載荷させた弾塑性FEM解析により、縦リブの幅厚比などに対する塑性率の変化を検討した。

無補剛断面の塑性時座屈変形の状況を図-2 に、縦リブを有する断面の状況を図-3 に示す。これらの図より、座屈長は、縦リブの有無によって大きく変化しないことが考察できる。なお、図-2および3は特別なケースでなく、他のモデルにおいても同様である。

水平荷重-変位の関係を各シリーズごとに、縦リブ断面を考慮した降伏荷重および降伏変位で無次元化して図-4 に示す。これらの図より、縦リブを有する断面では、最大耐力後の耐力低下が改善されていることがわかる。

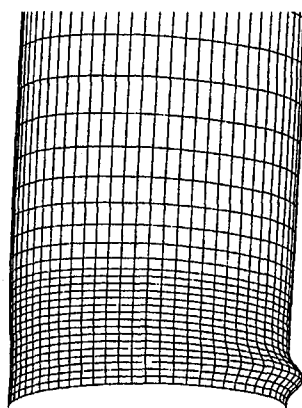
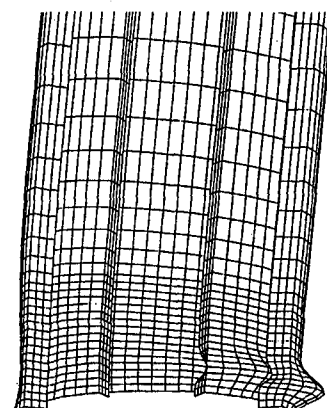
図-2 無補剛断面の変形状況
(弾塑性FEM解析による)
(ADINA)図-3 縦リブ補剛断面の変形状況
(弾塑性FEM解析による)
(ADINA)

表-3 単調増加荷重に対する円形断面の補剛パラメータと塑性率の関係(弾塑性FEM解析による)(ADINA)

ケース	$\frac{\delta_{97}}{\delta_y}$	$\frac{\Delta \delta_{97}}{\delta_y}$	R_R	R_F	R_H	λ_s	R_t	R_{te}	$\frac{R_t - R_{te}}{R_{te}}$
C2:無補剛	3.40	—	—	—	—	—	0.096	—	—
C2リブ60*6	5.30	1.900	0.643	0.412	0.601	0.414	0.096	0.088	0.008
〃リブ50*7	5.80	2.400	0.643	0.491	0.429	0.485	0.096	0.088	0.008
〃リブ60*8	6.30	2.900	0.643	0.372	0.451	0.377	0.096	0.085	0.011
〃リブ75*9	6.70	3.300	0.643	0.267	0.501	0.280	0.096	0.082	0.014
C4:無補剛	2.90	—	—	—	—	—	0.115	—	—
C4リブ45*8	4.80	1.900	0.766	0.469	0.338	0.492	0.115	0.103	0.012
〃リブ55*8	5.10	2.200	0.766	0.364	0.413	0.392	0.115	0.100	0.015
〃リブ70*8	5.00	2.100	0.766	0.265	0.526	0.294	0.115	0.098	0.017
C7:無補剛	2.40	—	—	—	—	—	0.144	—	—
C7リブ45*4	3.50	1.100	0.960	0.512	0.676	0.584	0.144	0.135	0.009
〃リブ40*5	3.80	1.400	0.768	0.503	0.481	0.531	0.144	0.131	0.013
〃リブ50*5	3.70	1.300	0.768	0.376	0.601	0.408	0.144	0.128	0.016
〃リブ60*7	4.40	2.000	0.768	0.263	0.515	0.297	0.144	0.119	0.025

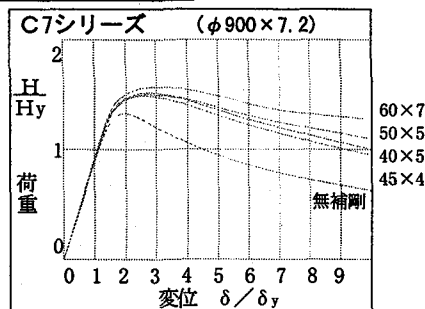
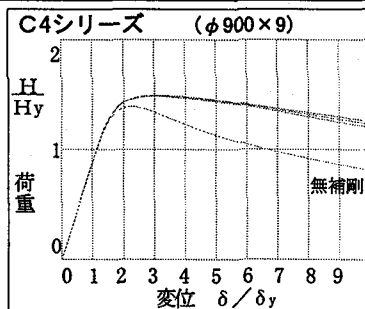
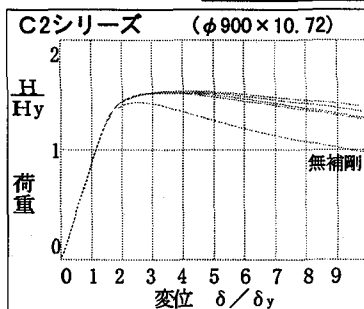


図-4 単調増加荷重に対する円形断面の変位-荷重関係(弾塑性FEM解析による)(ADINA)

これらの解析から、塑性率として、 $\delta 97/\delta y$ を道路橋示方書の考え方にしたが、耐力のほとんど低下しない領域の最大変位すなわち骨格曲線の最大水平力の97%となる水平変位を、単調増加荷重を載荷した弾塑性FEM解析の結果からまとめると、表-3に示すようとなる。

ここで、 $\Delta(\delta 97/\delta y)$ は、縦リブを有する断面と同断面の無補剛円形断面との塑性率増分を示す。また、 $Rt-Rte$ は、縦リブ補剛断面と無補剛断面の径厚比の差を示す。なお、 λ_s は、後述するようにRFに近似するパラメータであり、(10)式で示される^{6), 7)}。

$$\lambda_s = \frac{1}{\sqrt{Q}} \frac{a}{r_s} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\pi y}{E_s}} \quad (10)$$

ここで、

$$Q = \frac{1}{2R_R} [\beta - \sqrt{\beta^2 - 4R_R}] \leq 1.0$$

$$\beta = 1.33R_R + 0.868$$

λ_s : 補剛材の細長比パラメータ

r_s : 補剛材1本あたりの板パネルと補剛材からなるT形断面の断面2次半径

Q : 板パネルの局部座屈強度

R_R : 板パネルの幅厚比パラメータ

a : 補剛板では、荷重方向のパネル長であるが、

ここでは、 $a = 3 \cdot l_u$ 、 $l_u = 1.72\sqrt{R \cdot t_e}$ とした。

補剛板を有する矩形断面tp同様に弾性座屈に関するパラメータと変形性能の関係を検討してみる。図-5は、解析した縦リブを有するすべてのモデルについて、縦軸に各種補剛パラメータ、横軸に $\delta 97/\delta y$ を取り、関係をプロットしたものである。どのパラメータも相関を示すのが難しい。

ただし、ここで、RF(●)と λ_s (●)は相対関係が一様に近い。また、図-6は、横軸を $\Delta(\delta 97/\delta y)$ として、無補剛断面に対しての $\delta 97/\delta y$ の増分との関係をしめすが、ここにおいても相関性は低い。

そこで、弾性座屈解析でもっとも顕著であった補剛パラメータの縦リブ(自由突出板)の幅厚比を $R_H \leq$ 約0.5とし、円形断面板パネルの幅厚比を $R_R \leq$ 約0.8、補剛板に見立てた幅厚比を $R_F \leq$ 約0.4と制限し、解析結果を選択してプロットしたものを無補剛を○、縦リブ補剛を□、変形性能の向上度を○→□で示し、RFについて図-7に、RHについて図-8に示す。ここでも、幅厚比との相関性は低い、無補剛断面に比べて $\delta 97/\delta y$ が2以上大きくなるものが矢印の長さからわかる。

(3)弾塑性FEM解析による変形性能の推定

前項での単調載荷による解析では、繰返し載荷を基にする $\delta 97/\delta y$ との評価に差異が生ずると考え、円形断面・片持ち柱(単柱)の頂部に繰返し交番載荷する弾塑性FEM解析を行ない、変形性能を推定した。ここで、鋼材の応力-ひずみ関係は、バイリニアで、その降伏後の勾配は降伏前の1/80とし、移動硬化則により解析した。

繰返し載荷の履歴図を縦リブ断面を考慮した降伏荷重および降伏変位で無次元化して、図-9に示す。また、履歴を包絡する骨格曲線を図-10に示す。この図においても単

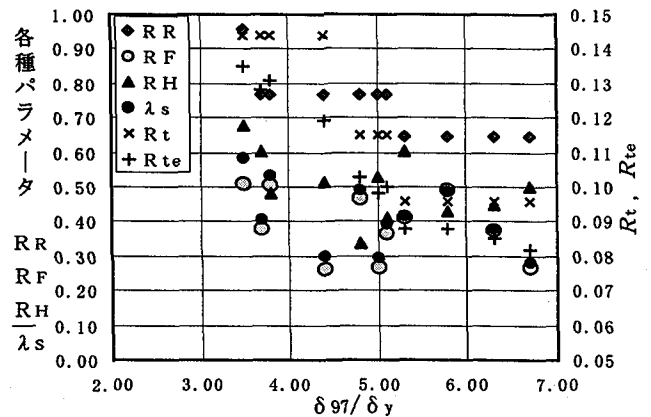


図-5 縦リブを有する円形断面の $(\delta 97/\delta y)$ -各種パラメータの関係 (単調増加荷重・弾塑性FEM解析・全モデル)

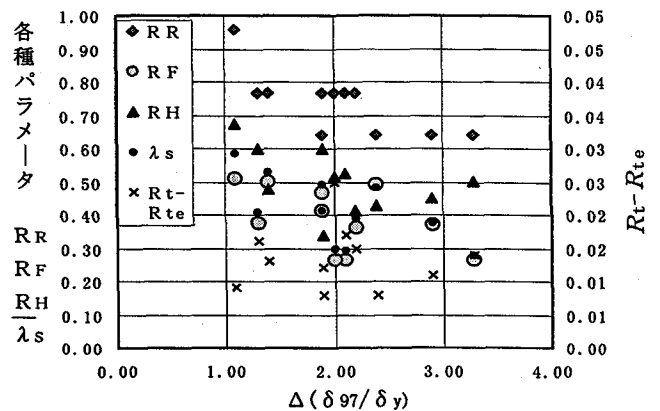


図-6 縦リブを有する円形断面の $\Delta(\delta 97/\delta y)$ -各種パラメータの関係 (単調増加荷重・弾塑性FEM解析・全モデル)

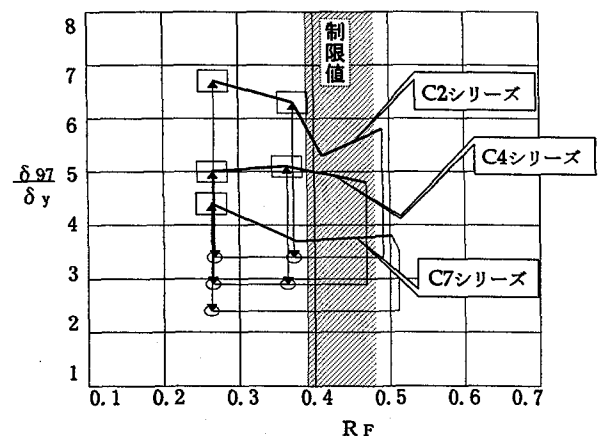


図-7 縦リブを有する円形断面の $(\delta 97/\delta y)$ -RFの関係 (単調増加荷重・弾塑性FEM解析・パラメータ制限)

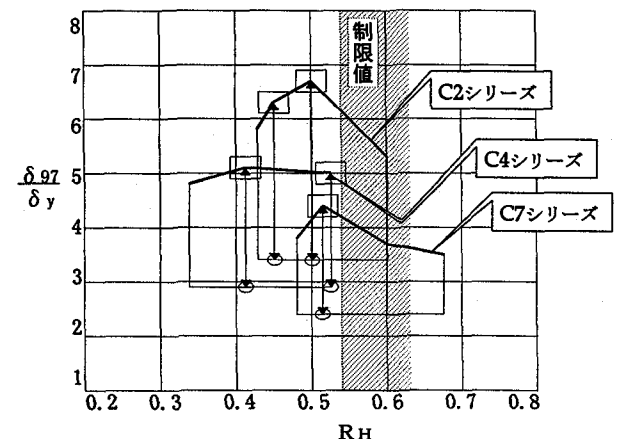


図-8 縦リブを有する円形断面の $\delta 97/\delta y$ -RHの関係 (単調増加荷重・弾塑性FEM解析・パラメータ制限)

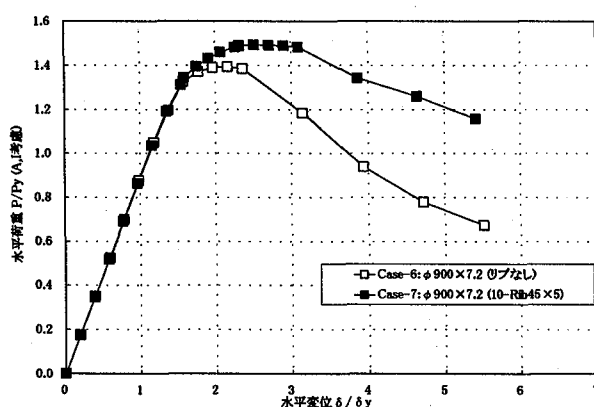
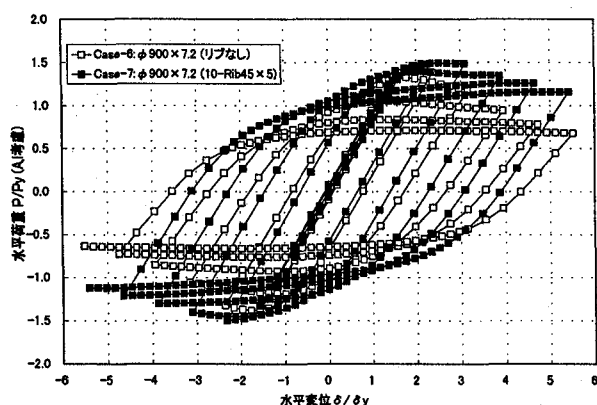
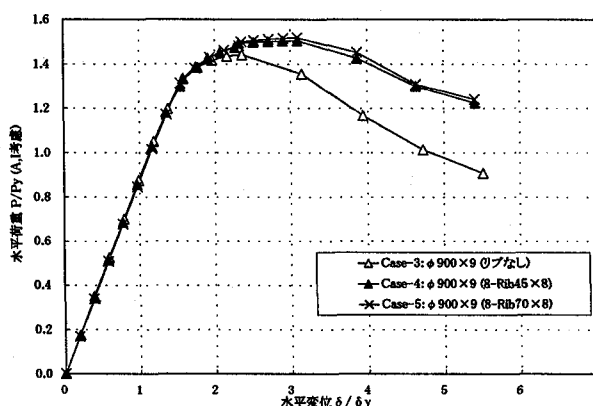
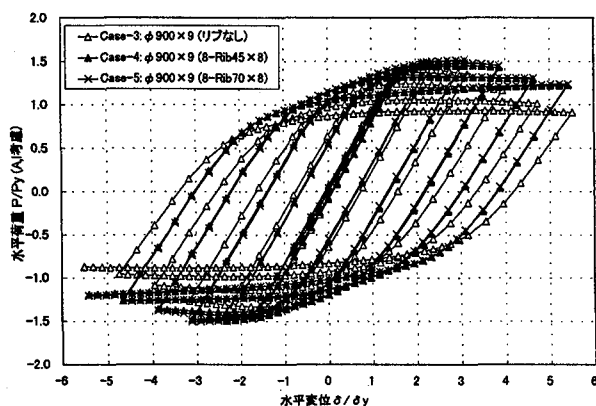
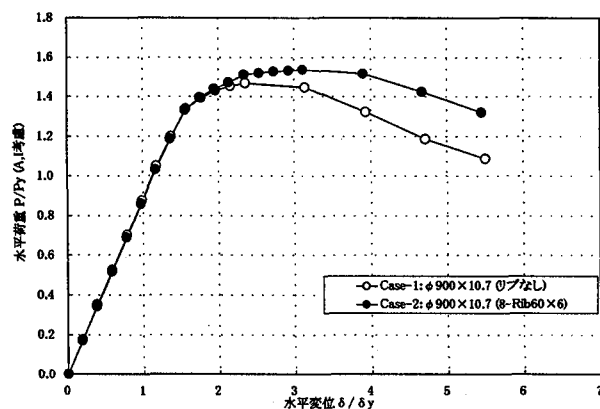
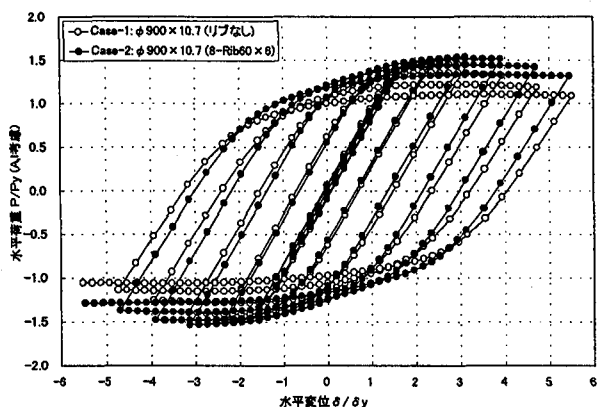


図-9 縦リブを有する円形断面の変位-荷重の履歴図
(繰返し交番載荷・弾塑性FEM解析) (ABAQUS)

図-10 縦リブを有する円形断面の変位-荷重の骨格曲線図
(繰返し交番載荷・弾塑性FEM解析) (ABAQUS)

調載荷による解析と同様に、無補剛断面に比べ、縦リブを有する断面は、最大耐力後の耐力低下の度合いに大きな差異が認められる。なお、解析結果の δ_{97}/δ_y は実験結果とともにプロットして、図に示す。

4.2 軸繰返し載荷実験

(1) 実験概要

縦リブを有する円形橋脚を主眼にし実験を行った。提案する設定法による縦リブ寸法を基準とし、できるだけ耐力が増加しないように縦リブを取り付けた供試体を用意した。また、円形断面の無次元径厚比に着目して、道路橋示方書において許容応力度の低減範囲となる径厚比の大きいケースは実験例が少ないことを考え、薄肉無補剛円形断面についても本研究の対象とした。実験では、供試体の変形性能などを計測した。

(2) 実験手法

実験は、橋脚の鉛直荷重に相当する軸力をそれぞれの供試体の断面積に対して一定の軸力として載荷し、水平方向に繰返し交番載荷する2軸載荷装置(図-11、表-4)を用いて行った。縦リブを有する円形断面は、主に既設橋脚の補強構造を対象することから、実験で載荷した軸力は、縦リブを含まない母材円筒のみの断面積に基づいた値とした。

この実験では、実構造物に対してなるべく構造や製法に影響を受けないような縮尺の供試体でおこなうことに留意し、実構造の約 1/3、約900mmの直径のモデルを採用した。また、一定持続載荷する軸力は、供試体の母材円筒の断面積に対して鋼材の公称降伏点の15%とし、頂部水平荷重を図-12のように繰返し載荷した。この変位載荷の1単位は、基部断面が鋼材の公称降伏点となる頂部の変位であ

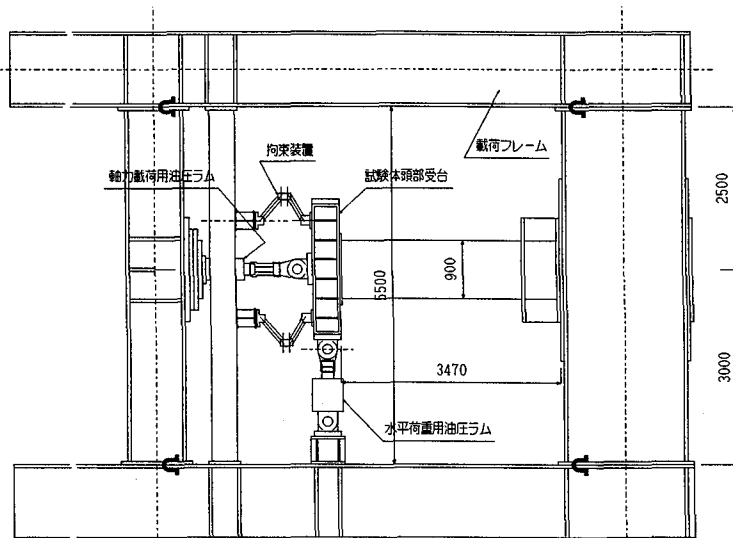


図-11 実験装置

(単位:mm)

表-4 実験装置の仕様

項 目		実験装置 (土木研究所)
形 式		水平設置 2軸方向載荷
供試体 寸 法	最大高さ	3,470 mm
載 荷 荷 重 能 力	軸方向 最大圧縮力	3,000 kN
	ストローク	±100 mm
	水平方 向荷重 最大圧縮力	3,000 kN
	最大引張力	3,000 kN
制 御	ストローク	±250 mm
	荷重制御方法	自 動
変位制御方法		自 動

(3)実験供試体

本実験に用いた供試体の形状および構造特性を表-5(a)に示す。参考として、建設省土木研究所で行なわれた供試体 NO.6、NO.8²⁾、橋建協で行われた B2³⁾も表-5(b)に示した。供試体の選定にあたって、無補強の円形断面に対して縦リブを有する断面を同じ径厚比で設定し、結果を対比させるようにした。本実験の対象とする径厚比(R_t)は、既設橋脚などの調査から、0.09、0.11、0.15の3ケースとした。

$R_t=0.15$ 程度の無補剛断面をM24とし、これに縦リブを取付けた断面をM25とした。無補剛断面に対する R_t をパラメータとする実験は他機関においても実施されているが、 $R_t \geq 0.11$ の範囲の結果が少ないため M24を実施した。 $R_t=0.11$ 程度の無補剛断面供試体 NO.8 に対して、M23を用意した。この範囲の径厚比においては、縦リブの断面寸法差による影響を確認するため、縦リブを有する等価補剛板の R_F を 0.26 とする M19 と R_F を 0.47 とする M23 の2ケースの縦リブ補強供試体を用意した。また、無補剛断面供試体 NO.6 は R_t が 0.07 であり、無補剛でも高い

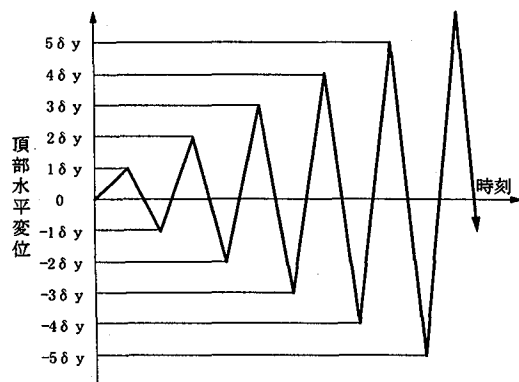


図-12 繰り返し載荷方法

供試体	M24 (無補剛断面)	M25 (縦リブ補強)	M23 (縦リブ補強)	M19 (縦リブ補強)	M26 (縦リブ補強)
断面図					
側面図					
構成部	円筒 縦リブ	円筒 縦リブ	円筒 縦リブ	円筒 縦リブ	円筒 縦リブ
降伏点	$\sigma_y = 3,128 \text{ kgf/cm}^2$	$\sigma_y = 3,128 \text{ kgf/cm}^2$	$\sigma_y = 2,900 \text{ kgf/cm}^2$	$\sigma_y = 2,787 \text{ kgf/cm}^2$	$\sigma_y = 2,780 \text{ kgf/cm}^2$
径厚比 R_t	0.153	0.153	0.113	0.109	0.088
補剛パラメータ					
RR	-	0.791	0.760	0.745	0.607
R_F (座屈長: l)	-	0.397: $l=304 \text{ mm}$	0.465: $l=344 \text{ mm}$	0.258: $l=355 \text{ mm}$	0.369: $l=383 \text{ mm}$
R_h	-	0.464	0.335	0.511	0.436
λ_s (座屈長: l)	-	0.434: $l=304 \text{ mm}$ (1.285: $l=900 \text{ mm}$)	0.486: $l=344 \text{ mm}$ (1.271: $l=900 \text{ mm}$)	0.284: $l=355 \text{ mm}$ (0.720: $l=900 \text{ mm}$)	0.368: $l=383 \text{ mm}$ (0.864: $l=900 \text{ mm}$)
I_R/I_o	-	1.13	1.08	1.15	1.11

I_R/I_o : 縦リブを含む断面と円筒のみの断面二次モーメントの比

表-5(a) 供試体の形状および構造特性

No. 6		$\phi 900 \times 16 \text{ mm}$
		無補剛断面
		$\sigma_y = 3,510 \text{ kgf/cm}^2$ $R_t = 0.073$
No. 8		$\phi 900 \times 9 \text{ mm}$
		無補剛断面
		$\sigma_y = 2,960 \text{ kgf/cm}^2$ $R_t = 0.115$
B2		$\phi 900 \times 9 \text{ mm}$
		8-Rib PI 100×11 (断続)
		$\sigma_y = 2,910 \text{ kgf/cm}^2$ $R_t = 0.113$
		RR=0.761 RH=0.543
		$R_F=0.152$ ($l=379 \text{ mm}$) $\lambda_s=0.181$ ($l=900 \text{ mm}$)

表-5(b) 関連供試体の形状および構造特性

変形性能を保有していることより、やや小さい $R_t=0.09$ 程度の縦リブ補強した断面を M26 とした。供試体 M25、M23、M26 の縦リブ断面は 3 節に示した設定法により、その本数および断面が最小となるように決定した。表-5(a)に

示すようにこれらの縦リブ補強断面の供試体において、無補強断面に対する断面二次モーメント比は約 1.1 程度となっており、これにより計算する耐力の上昇率は大きくない。

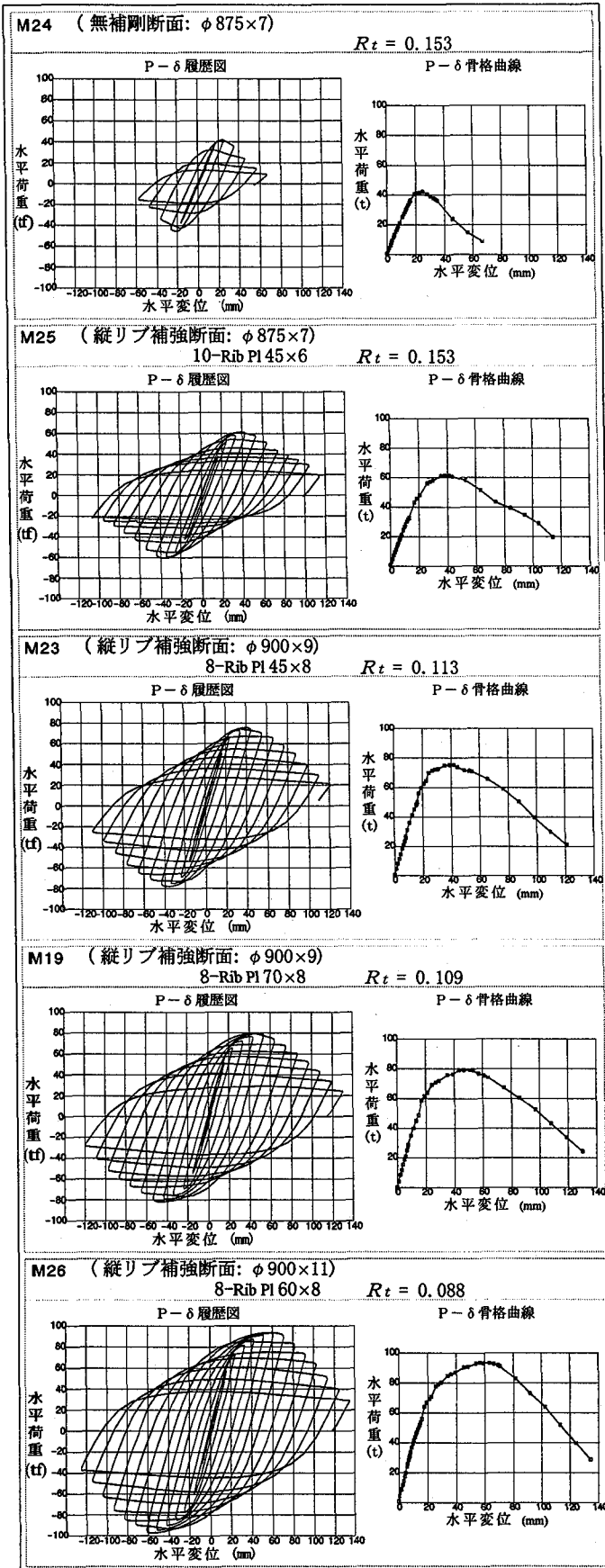


図-13 水平荷重-変位履歴図および骨格曲線

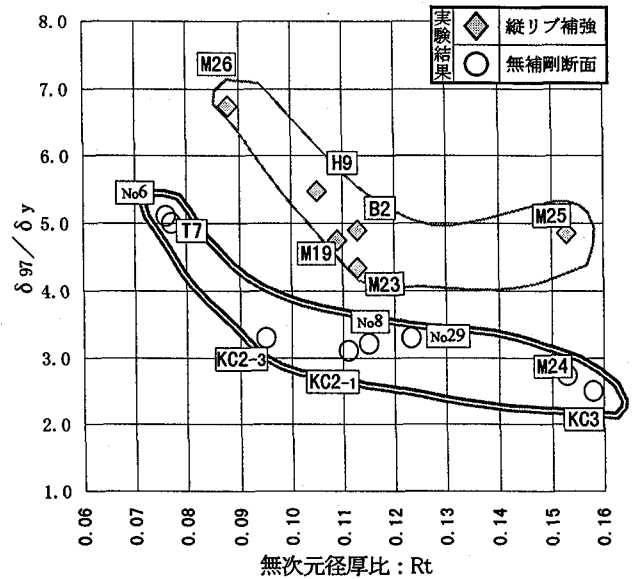


図-14 無次元径厚比と δ_{97}/δ_y

(4) 実験結果

a) 変形性能

図-13 に実験結果の荷重-変位履歴図および骨格曲線を示す。また、図-14 に補剛断面および無補剛断面についての最大耐力付近の変位と降伏変位との比 δ_{97}/δ_y と無次元径厚比 R_t との関係を示す。

無補強断面で比較すると R_t が小さいほど変形性能が大きいことが分かる。しかしながら、 R_t が 0.11 をこえた M24 と N0.8 を比較するとそれほど変形性能に差がないことがわかる。縦リブ補強した断面はいずれも無補強断面に対し、大きく変形性能が向上していることがわかる。

無補強断面では $R_t \geq 0.11$ では δ_{97}/δ_y の値は約 3 程度となっているが、 $R_t = 0.07$ で約 5 程度とれることがわかる。これに対し、縦リブ補強した断面では、 $R_t = 0.15$ でも約 5 程度の値を示しており、補強効果が大きいことを示している。

また、本論文で提案する設定法による縦リブを取付けた補強断面の変形性能の上昇は通常の利用範囲では R_t によらず一定で δ_{97}/δ_y の値にして 1.5~2.0 程度であることがわかった。これにより、 R_t をパラメータにして、無補剛断面および縦リブ補強した断面の変形性能を推定でき、耐震性の照査が可能と考えられる。

一方、縦リブの断面を設定法に対して余裕を大きくして設けた供試体 M19 は、無補剛断面 N0.8 に対する変形性能の上昇値で見ると、3 節の制限値を満たす縦リブを設けた M23 に比べて、約 1.2 と大きい。これによって、縦リブの断面により変形性能に差がでることがわかった。ただし、

M19は耐力の上昇も大きいことから、補強に際しては注意が必要である。なお、B2は縦リブの取付け方法がダイヤフラム位置で断続する構造の供試体であることから、実験結果について他の縦リブ補強供試体と同一に扱えない。

b)弾塑性FEM解析と実験結果の変形性能の比較

弾塑性FEM解析と実験結果の変形性能 δ_{97}/δ_y を比較して図-15にプロットする。この比較においては、解析値の δ_{97}/δ_y は、無補剛の場合によく一致しており、縦リブ補剛した場合においても、解析値は、実験値と比較的一致した値を示している。

c)縦リブの座屈長

縦リブ補剛した供試体での変形形状から得られる計測座屈長を設計座屈長と比較して表-6に示す。この表において、荷重最大時の座屈長は $l=3\cdot l_u$ で計算した値より小さいこと、また、実験結果によって変形性能の向上が期待できていることなどを考え、設計座屈長を簡便的に、 $l=3\cdot l_u$ とおくことに大きな問題はないと考える。

また、代表的な実験での座屈変形形状を図-16に示す。この図では、荷重最大時付近での外面の状況を示している。

表-6 縦リブの座屈長

	理論座屈長 $l_u=1.72\sqrt{R\cdot t_e}$	設計座屈長 $l=3\cdot l_u$	実験結果(計測座屈長)			備考
			降伏時	荷重最大時	終局時	
M19	118	355	140	140	150-300	
M23	115	344	-	120-150	350-400	
M24	95	284	-	120-150	120-140	縦リブなし
M25	101	304	-	120-210	110-290	
M26	128	383	-	80-200	100-320	
B2	126	379	-	100-150	150	

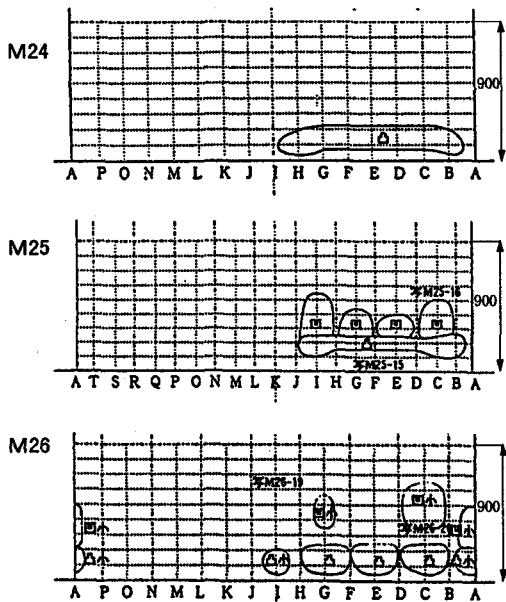


図-16 座屈変形形状

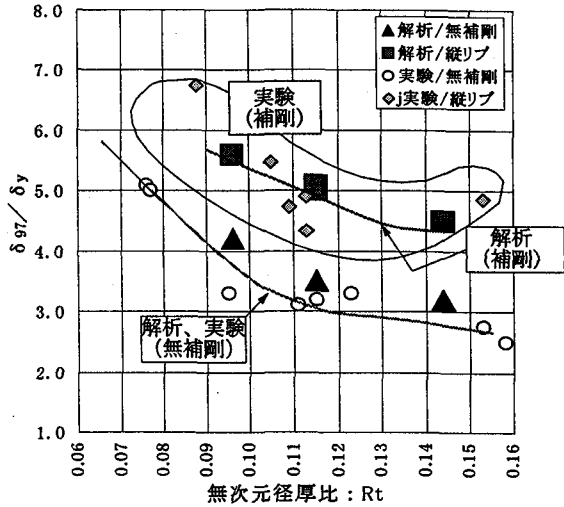


図-15 弾塑性FEM解析と実験結果

5. まとめ

縦リブを配した円形断面の鋼製橋脚に対して、その変形性能を解析や2軸繰返し交番載荷実験を行い検討した。橋脚の耐力の上昇を極力おさえることは、特に既設橋脚を補強する場合、そのアンカー部や下部工などへ負担を軽減することにつながる。このことに鑑み、本研究では、縦リブの断面に過度の余裕を残さない合理的な設定法を提案し、縦リブ補剛した円形断面の橋脚の変形性能が無補剛断面に比較して向上することを確認した。橋脚の円形断面の無次元径厚比 R_t が大きく、その断面が弾性座屈の範囲である場合においても縦リブ補強による効果大きいこともわかった。一方、縦リブ断面の無次元化パラメータと変形性能の向上度との関係は、矩形断面のように明確な関係とならず、今後の課題となるが、実験の座屈変形形状より縦リブの座屈長が比較的理论値に近似していることは縦リブ補強を円筒の補強手段として擬似的に扱えることを示唆していると思われる。これらの知見をもとに、鋼製橋脚の耐震性能向上のための補強、あるいは、新設の橋脚などに対する設定法に本研究の成果を反映できればと考えている。

最後に、本研究にあたって、「首都高速道路の橋梁に関する調査研究委員会」の藤野委員長（東京大学工学部教授）をはじめ各委員の皆様のご指導をいただいたことに感謝の意を表します。

【参考文献】

- 井浦雅司、熊谷洋司、小牧理：繰返し横力を受ける円形鋼製橋脚の強度と変形能に関する研究、土木学会論文集 No. 598/I-44, pp125~135、1998. 7
- 建設省土木研究所、首都高速道路公団、阪神高速道路公団、名古屋高速道路公社、(社)鋼材倶楽部、(社)日本橋梁建設協会：道路橋橋脚の地震時限界状態設計方に関する共同研究報告書(I²⁾、II、III、VI、VII³⁾)-鋼製橋脚の正負交番繰返し載荷実験、1997. 4
- (社)日本道路協会：道路橋示方書(I共通編、II鋼橋編)・同解説、1996. 12
- Lorenz,R:Achsensymmetrische Verzerrungen in dünnwandigen Hohlzylindern,Z.V.G.I.vol.52,1908 (土木学会：構造力学公式集)
- 土木学会 鋼構造委員会・鋼構造新技術小委員会・耐震設計研究WG：鋼橋の耐震設計指針案と耐震設計のための新技術、1996. 7
- 宇佐美 勉、鈴木 森晶、Iraj H.Mamaghani、葛 漢彬：コンクリートを部分的に充填した鋼製橋脚の地震時保有水平耐力照査法の提案、土木学会論文集 No.525/I-33、1995. 10