

軸力と交番曲げを受ける円形鋼管柱の弾塑性挙動

Elastic-Plastic Behavior of Steel-Pipe Columns under Combined Axial and Cyclic Bending Loads

小枝 日出夫* 岸 徳光** 佐藤 昌志*** 小室 雅人****

Hideo KOEDA, Norimitsu KISHI, Masashi SATO and Masato KOMURO

*正員 (株)日本製鋼所室蘭研究所研究員 (〒051-8505 室蘭市茶津町4番地)

**正員 工博 室蘭工業大学助教授 工学部建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

***正員 工博 北海道開発局開発土木研究所室長 構造研究室 (〒062-8062 札幌市豊平区平岸1-3)

****正員 工修 室蘭工業大学助手 工学部建設システム工学科 (〒050-8585 室蘭市水元町27-1)

In order to study the effect of radius-thickness ratio (R/t) and axial force subjected to the top of column on the ultimate loading capacity and deformability of steel-pipe columns, monotonic and cyclic loading tests were conducted under a constant compressive axial load by using sixteen steel-pipe column models. In this study, two types of cyclic loading tests were adopted: 1) of increased amplitude at every new cycle, 2) of constant amplitude. Results obtained from this experiment are as follows: 1) under cyclic loading with increased amplitude, two types of local buckling: elephant foot bulge mode and diamond shaped mode, are generated near the base depending upon the radius-thickness ratio; 2) the effects of radius-thickness ratio and compressive axial load on the maximum horizontal load are small; and 3) the maximum horizontal load may not be affected by the loading types.

Key Words: steel-pipe columns, elastic-plastic behavior, cyclic bending load, local buckling

1. 緒言

兵庫県南部地震では、比較的靱性が高いと考えられていた鋼製橋脚にも多くの損傷が生じた。損傷の原因は、上部工の自重による軸力と水平地震力による上部工の慣性力に起因する弾塑性座屈によるとの見解が大勢を占めている。このような内陸型大地震に対する耐震性を向上させるため、近年鋼製橋脚をモデル化した鋼管柱の繰り返し弾塑性挙動に関する研究が数多く行なわれている。特に、矩形断面の鋼管柱に関しては、寸法比や軸力の大きさなどをパラメータとした詳細な実験の数値解析的検討が行なわれている^{1)~3)}。しかしながら、矩形断面に比べ単位重量当たりの強度が大きく⁴⁾、力学的に有利と考えられる円形断面鋼管柱(以下、円形鋼管柱)に関する研究例^{5)~8)}は著者らの知る限りでは比較的少ないようである。また、これまでの研究では、漸増変動変位制御による載荷実験をもとに、円形鋼管柱の耐荷力と変形性能に与える細長比や径厚比の影響を検討したものが多く、単調載荷を含む負荷履歴の影響を検討した研究⁹⁾は比較的少ないように思われる。一方、大地震による橋脚の弾塑性応答履歴が明確でないことを考えると、任意の負荷履歴に対して適用可能な円形鋼管柱の耐荷力、変形能評価法を確立することが、簡易な耐震設計を行う上で重要なことであるものと考えられる。また、径厚比は円形鋼管柱の

弾塑性挙動を大きく支配するパラメータであるが、従来の研究では既存の鋼製橋脚の寸法に基づいてその値を設定している。そのため、実験に用いられている供試体の径厚比は比較的大きいものが多く、径厚比の小さい円形鋼管柱に対する実験結果は不足しているように思われる。しかしながら、径厚比が小さい場合には、一般に座屈耐力や変形性能が向上して、補剛材の必要性が無くなる場合もあり、部材数、溶接箇所が減少し、施工性や経済性の面からも有利となる。

本研究では、このような観点から、円形鋼管柱の耐荷力と変形性能におよぼす径厚比、軸力および負荷履歴の影響を検討するために、径厚比を変化させた円形鋼管柱模型を作製し、一定鉛直荷重下で水平荷重による曲げ載荷実験を3種類の負荷履歴のもとで行なった。実験結果から最大水平荷重と塑性率を求め、その径厚比、軸力および負荷履歴の影響を考察した。

2. 交番曲げ載荷実験

2.1 供試体

円形鋼管柱の耐荷力と変形性能に大きく影響するパラメータとして、鋼種、細長比、径厚比、軸力、負荷履歴などが考えられる。本研究では小型鋼管柱模型を作製し、それらに関する径厚比、軸力および曲げ荷重

表-1 供試体寸法および各パラメータ

供試体名	荷重点高さ L (mm)	鋼管高さ L' (mm)	平均半径 R (mm)	板厚 t (mm)	細長比		径厚比	
					L/R	$\bar{\lambda}$	R/t	R_t
t10-	631.5	500	47.75	1.0	13.2	0.481	47.8	0.129
t15-			48.00	1.5	13.2	0.479	32.0	0.086
t20-			48.25	2.0	13.1	0.476	24.1	0.065
t25-			48.50	2.5	13.0	0.474	19.4	0.052

の負荷履歴の影響を検討するために、鋼種と細長比を固定し、(1)軸力を一定とし径厚比を変化させた場合、(2)径厚比を一定とし軸力を変化させた場合、(3)軸力と径厚比を一定とし曲げ荷重載荷形態を変化させた場合、について実験を行なった。これまでの研究では、径厚比パラメータが $R_t > 0.08$ のものが多く、 $R_t < 0.08$ のデータが極めて少ないようである。本実験では $R_t < 0.08$ の場合における挙動を把握するために、径厚比パラメータとして $R_t = 0.052, 0.065, 0.086, 0.129$ の4種類を設定した。また、細長比パラメータは $\bar{\lambda} \approx 0.48$ に固定している。供試体の形状を図-1に、寸法および各パラメータを表-1に示している。なお、表-1における径厚比パラメータ R_t および細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ は、次式により定義されるものである。

$$R_t = \frac{R}{t} \frac{\sigma_y}{E} \sqrt{3(1-\nu^2)} \quad (1)$$

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

ここで、 σ_y は鋼管の降伏応力、 E は縦弾性係数、 ν はポアソン比、 R は平均半径、 t は板厚、 r は断面2次半径であり、 L は部材長で、ここでは基部から荷重載荷点までの高さを取っている。

供試体鋼管部の材料には、全て厚さ5.7mmの圧力配管用炭素鋼鋼管(JIS G 3454 STPG370 90A 熱間仕上継目無鋼管)を用いた。国内で多く使用されている冷間成形鋼管は、製造過程において様々な塑性加工を受けている。そのため、素材の機械的性質は大きく変化する¹¹⁾。特に電縫鋼管の場合には複雑な残留応力が生じることが報告されている¹²⁾。本研究ではこれらの影響を極力排除するために熱間成形の継目無し鋼管を用いた。供試体は鋼管を所定の長さで切断後、旋盤加工により内外面を切削して製作した。板厚および径の加工公差は $\pm 0.05\text{mm}$ である。鋼管の基部は、図-1に示すように凸状の台座に差し込み、さらに外側に板厚9mmの鋼製リングをはめ込んで溶接固定している。また、鋼管の上端部には鋼管を載荷板に固定するために、板厚25mmの鋼板を周溶接により取付けている。使用鋼管の機械的性質は、JIS 6号試験片を用いた引張試験

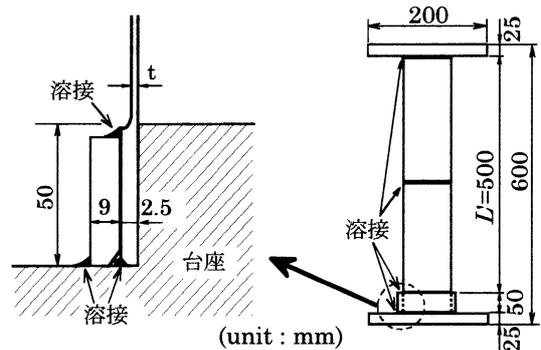


図-1 供試体の形状

表-2 鋼管の引張試験結果

降伏応力 σ_y (MPa)	引張強さ σ_u (MPa)	伸び (%)
336	452	44.0
硬化開始ひずみ ϵ_{st}	弾性係数 E (GPa)	ポアソン比 ν
0.0285	206	0.30

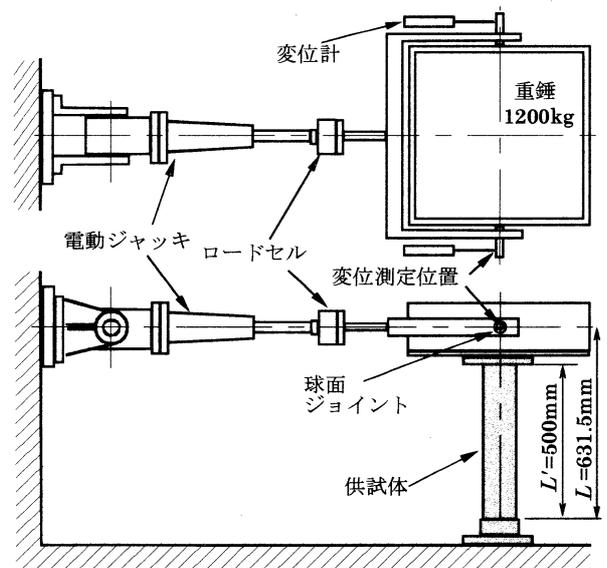


図-2 実験装置(重錘軸力方式)

により決定した。表-2に引張試験結果を示す。

2.2 実験装置および荷重方法

本研究では、軸力としての鉛直荷重と曲げ荷重としての水平荷重を同時に受ける鋼管柱を対象モデルとしている。鉛直荷重は上部工の自重を、また水平荷重は地震力により上部工に作用する慣性力を想定している。このような荷重載荷状態をできるだけ忠実に模擬するために、図-2および図-3に示すような実験装置を製作し実験に用いた。鉛直荷重載荷方法は、1200kg鉛重錘を載荷する方法(a)と、油圧サーボ式試験機を用いて載荷する方法(b)の2種類である。方法(b)では、供試体に水平変位や回転が生じた場合でも常に鉛直下向きに荷重が作用するように、ローラーベアリングを介して上部載荷板に鉛直荷重を作用させている。この鉛直荷重は、油圧サーボにより設定荷重の±1%で制御している。また、水平荷重はストローク200mmの電動式ジャッキを用いて、方法(a)では鉛重錘の重心高さ線上の2箇所、方法(b)では方法(a)の場合と荷重作用点高さが等しくなるように鉛重錘重心高さに相当する位置で載荷している。これら水平荷重の載荷点にはボールジョイントを使用し、供試体上端部に生じる水平および鉛直方向の変位と回転をできるだけ拘束しないように工夫した。

なお、鉛直荷重載荷方法として、上述の2種類の方法を設定したのは、1)2研究機関で平行して実験を行っていること、2)油圧サーボを用いた方法に対して、鉛重錘を用いる方法は実構造の挙動により近いものと判断されること、等による。2方法による実験の精度は、同一パラメータを有する供試体を用いた実験を行い、両手法による実験結果が精度良く一致することを確認している。

実験における測定は、荷重載荷点での水平変位と水平、鉛直荷重および供試体各位置でのひずみである。水平変位の測定にはひずみゲージ式変位計を用い、水平荷重載荷位置と供試体基部固定板との相対変位を測定した。なお、供試体の変位することによって荷重載荷点には水平変位の他に鉛直変位と回転が生ずる。本実験では、水平変位を正確に測定するために、図-4に示す機構の治具を製作し利用することとした。また、水平荷重の測定には容量50kNのロードセルを用いた。さらに局部座屈の発生が予想される供試体基部近傍(基部から10, 20, 30mmの高さ)には、容量10%の大ひずみゲージを添付してひずみを計測した。これらの測定値は16bitの分解能でデジタルデータレコーダに連続記録している。

水平荷重は全て変位速度0.39mm/sで載荷している。載荷形態は図-5に示す3種類とした。(a)は一方方向の単調載荷、(b)は1サイクルごとの漸増変動変位振幅載荷(以下、変動変位振幅載荷)、(c)は定変位振幅載荷で

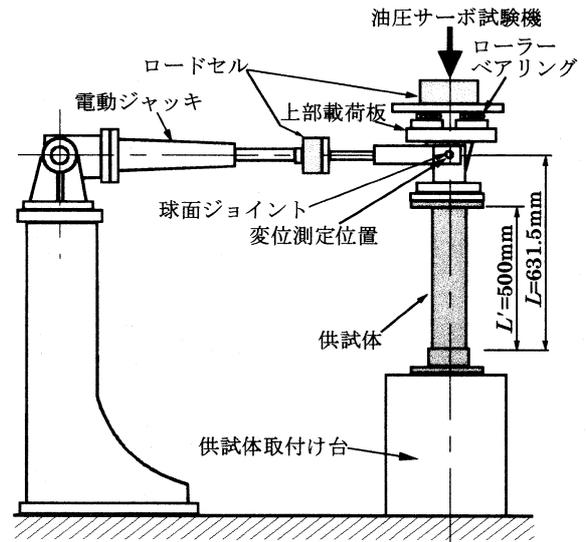


図-3 実験装置(油圧軸力方式)

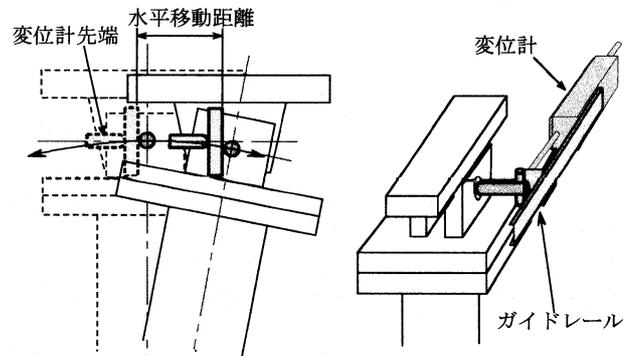


図-4 水平変位の測定機構

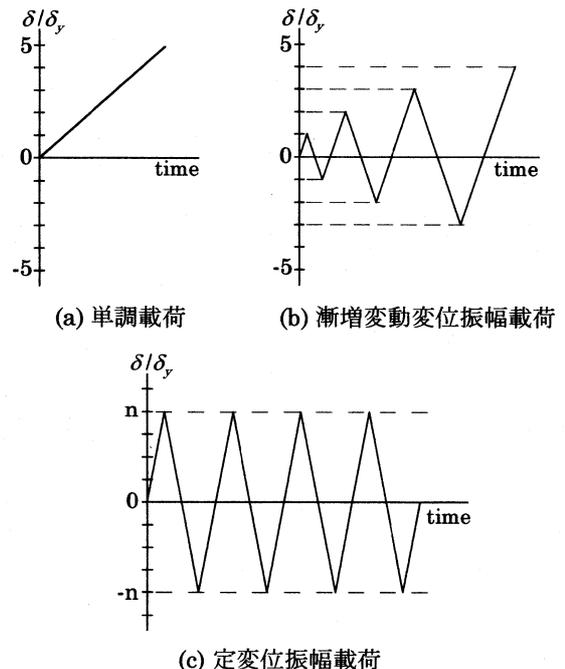


図-5 載荷形態

表-3 実験条件

供試体名	载荷形態	振幅	軸力			降伏荷重 H_y (kN)	降伏変位 (mm)	
			P (kN)	P/P_y	载荷方式		理論値 δ_y	換算値 δ_{yE}
t10-N15	-m 単調 -c 変動変位振幅	—	15.3	0.15	油圧	3.21	3.82	4.69
t15-N15			22.8			4.84	3.79	4.67
t20-N15			30.6			6.49	3.75	4.95
t25-N15			38.4			8.16	3.71	4.97
t15-N0			0.0	0.00	—	5.70	4.45	5.40
t15-N8			定変位振幅	1.5 δ_{yE}	11.8	0.08	重錘	5.26
t15-N8-cc1	2 δ_{yE}							
t15-N8-cc2	3 δ_{yE}							
t15-N8-cc3	4 δ_{yE}							
t15-N8-cc4								

ある。水平変位 δ は全て柱基部最外縁点降伏時の水平変位 δ_y (以下、降伏時水平変位) を基準にして無次元化して整理している。ただし、降伏時水平変位 δ_y は弾性は理論により次式で定義した。

$$H_y = \frac{(\sigma_y - P/A)I}{RL} \quad (3)$$

$$\delta_y = \frac{H_y L^3}{3EI} \quad (4)$$

ここで、 H_y は鋼管基部最外縁が降伏応力に達するときの水平力、 P は軸力、 A は鋼管柱の断面積、 I は断面2次モーメントである。また、降伏応力 σ_y には引張試験により得られた実測値を用いている。表-3には実験条件をまとめて示している。なお、表中には後述の剛体変形を考慮した換算降伏変位 δ_{yE} も示している。

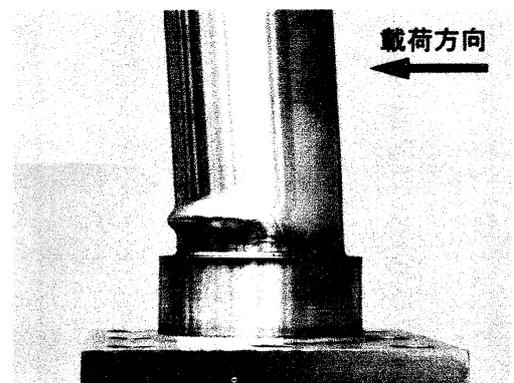
3. 実験結果および考察

3.1 局部座屈の状況

図-6に主な供試体の実験終了後の座屈変形状態を示している。また、表-4には各供試体の座屈位置および座屈形態を整理して示している。なお、表-4に示されている座屈位置は、座屈波形頂点の初期状態における基部からの高さとしている。また、表中の正側、負側はそれぞれ処女载荷時に曲げ圧縮力、曲げ引張力を受ける面を意味している。

単調载荷の場合は、いずれの場合も水平変位の増加とともに基部から15~25mm高さの位置に象の脚型の局部座屈が発生し、载荷が進むにつれて座屈変形が大きくなり耐力を失っていった。

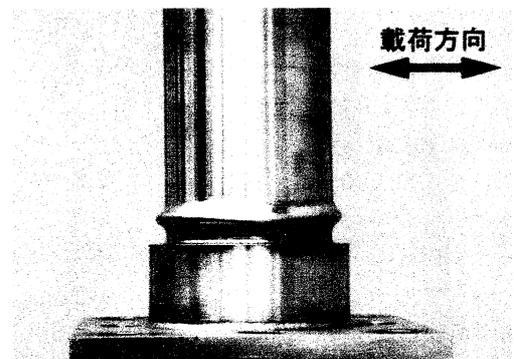
変動変位振幅载荷の場合には、板厚に対応して2種類の座屈形態が見られた。すなわち、1)板厚が1.5mm以上 ($R_t \leq 0.086$) の供試体では基部から15~20mm高さの位置に全周にわたる象の脚型の局部座屈が発生する、2)板厚が1.0mm ($R_t=0.129$) の供試体では基部か



(a) t15-N15-m



(b) t10-N15-c



(c) t15-N15-c

図-6 局部座屈の状況

ら 10～40mm 高さの位置にダイヤモンド型の局部座屈が発生した。その後、いずれの場合も変位の増大とともに、座屈変形が大きくなり、やがて耐力を失った。

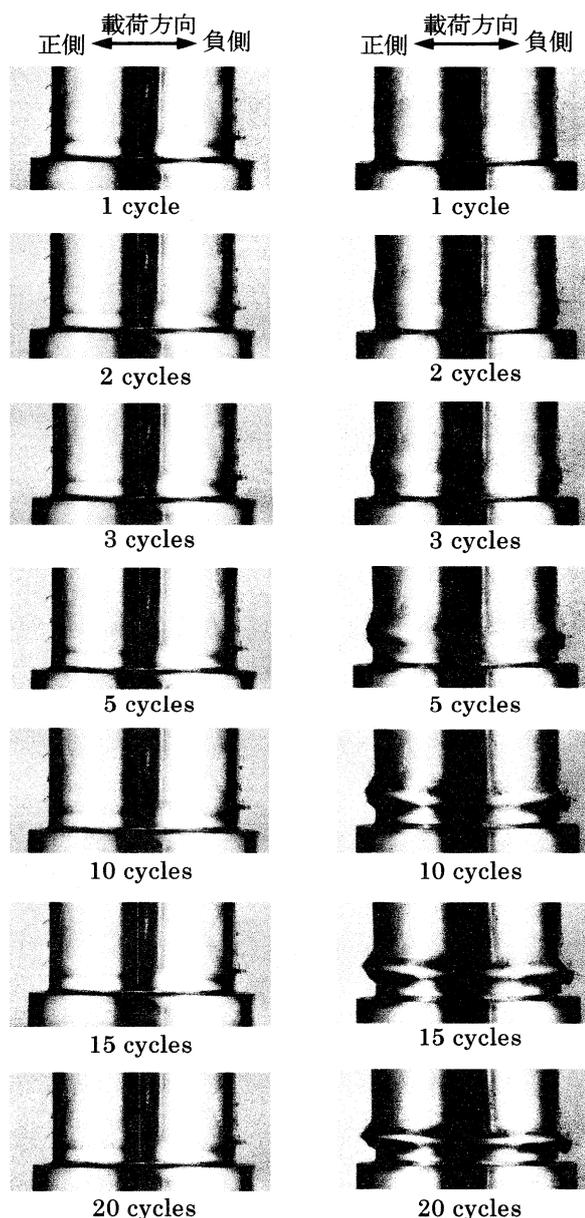
定変位振幅荷重の場合には、設定した変位振幅によって形態が異なっている。変位振幅が $\Delta = 1.5\delta_{yE}$ と $3\delta_{yE}$ の場合を例に取り、図-7 に局部座屈の進行状況を示す。図には、正側最大変位時の変形状態を主なサイクルごとに連続的に示している。変位振幅が単調荷重時の最大荷重時変位 δ_m よりも大きい $\Delta = 3\delta_{yE}$ では、変動変位振幅荷重の場合と同様に象の脚型の局部座屈が発生し、荷重の繰り返しとともに耐力が低下した。しかしながら、変位振幅が単調荷重時の δ_m よりも小さい $\Delta = 1.5\delta_{yE}$ では、20 サイクルまでの実験において局部座屈が発生せず、かつ耐力も低下しない。これより、単調荷重時の δ_m よりも小さい変位振幅領域において繰り返し荷重を受ける場合には、象の脚型等の局部座屈は発生せず水平荷重値も減少しないものと考えられる。また、本実験の範囲では変動変位振幅荷重と定変位振幅荷重における座屈位置が正側と負側で異なっており、ひずみ履歴が異なるため完全な軸対称形の座屈とはならないことがわかる。

塑性関節モデルや有限要素法などの数値解析により円形鋼管柱の座屈挙動を評価するためには、座屈波長に関する検討が必要である。実験終了後の供試体について、局部座屈部の形状をレーザー変位計によりトレースし、軸方向座屈モードの半波長を測定した。表-4 にはこれら座屈モードの半波長値を座屈半波長値として整理して示している。軸圧縮力を受ける円筒殻の弾性座屈半波長は次式¹³⁾で与えられる。

表-4 座屈位置および座屈形態

供試体名	座屈形態	座屈位置 (mm)		座屈半波長 (mm)	
		正側	負側	正側	負側
t10-N15-m	EFB	12.4	—	17.98	—
t10-N15-c	DP	10~40		—	
t15-N15-m	EFB	20.7	—	23.70	—
t15-N15-c	EFB	15.0	16.0	23.22	23.87
t20-N15-m	EFB	18.6	—	27.78	—
t20-N15-c	EFB	17.0	18.2	25.70	26.85
t25-N15-m	EFB	25.0	—	29.29	—
t25-N15-c	EFB	18.7	21.2	28.28	30.02
t15-N0-m	EFB	12.4	—	21.51	—
t15-N0-c	EFB	14.2	16.7	23.44	22.10
t15-N8-m	EFB	15.5	—	23.62	—
t15-N8-c	EFB	12.6	14.9	22.78	25.78
t15-N8-cc1	—	—		—	
t15-N8-cc2	EFB	15.3	16.4	21.50	22.45
t15-N8-cc3	EFB	18.1	13.7	21.87	21.92
t15-N8-cc4	EFB	13.5	16.3	20.27	21.46

注) EFB: 象の脚型座屈, DP: ダイヤモンド型座屈
座屈位置: 初期状態における基部からの高さ



(a) 変位振幅 $\Delta = 1.5\delta_{yE}$ (t15-N8-cc1) (b) 変位振幅 $\Delta = 3\delta_{yE}$ (t15-N8-cc3)

図-7 局部座屈の進行状況 (正側最大変位時)

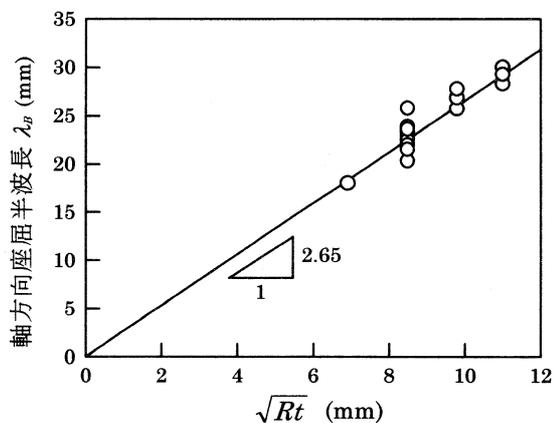
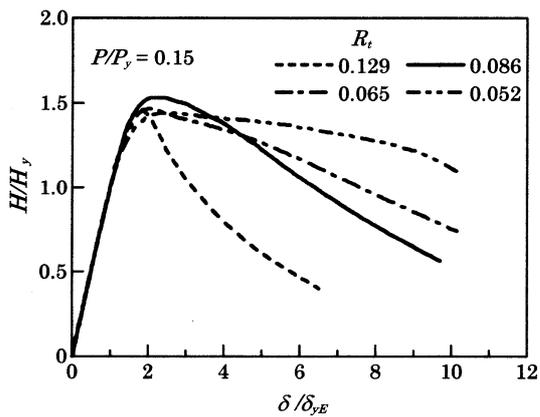


図-8 座屈半波長と \sqrt{Rt} の関係

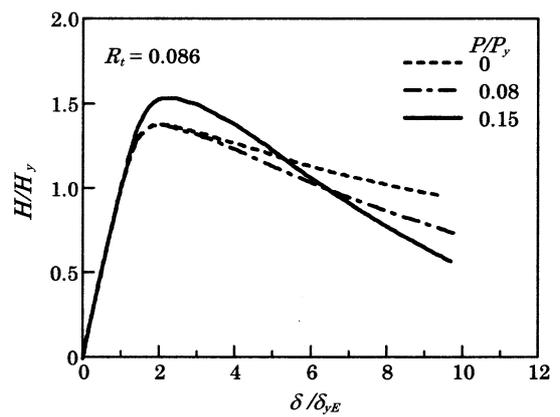
表-5 最大荷重および塑性率

供試体名	δ_{yE} (mm)	H_m (kN)	H_m/H_y	δ_m (mm)	$\mu_m = \delta_m/\delta_{yE}$	δ_u (mm)	$\mu = \delta_u/\delta_{yE}$
t10-N15-m	4.69	4.69	1.46	8.26	1.76	14.84	3.16
t10-N15-c		4.97	1.55	8.96	1.91	14.48	3.09
t15-N15-m	4.67	7.50	1.55	9.37	2.01	29.11	6.23
t15-N15-c		7.26	1.50	9.49	2.03	17.69	3.79
t20-N15-m	4.95	9.52	1.47	10.34	2.09	37.55	7.59
t20-N15-c		9.36	1.44	10.82	2.19	23.07	4.66
t25-N15-m	4.97	11.76	1.44	12.95	2.61	54.12	10.89
t25-N15-c		12.06	1.48	11.60	2.33	26.81	5.40
t15-N0-m	5.40	7.84	1.38	11.52	2.13	45.34	8.39
t15-N0-c		7.61	1.34	11.15	2.06	23.31	4.31
t15-N8-m	4.99	7.24	1.38	10.11	2.03	31.68	6.35
t15-N8-c		7.18	1.37	10.28	2.06	19.93	4.00
t15-N8-cc1	4.99	—	—	—	—	—	—
t15-N8-cc2		7.75	1.47	9.81	1.97	10.22	2.05
t15-N8-cc3		7.67	1.46	11.79	2.36	15.19	3.04
t15-N8-cc4		7.85	1.49	11.73	2.35	19.99	4.01

δ_{yE} : 実験での降伏変位(換算値), H_m : 最大水平荷重, δ_m : 最大水平荷重時の水平変位, δ_u : 最大荷重到達後に水平荷重が H_y まで低下した時点での変位

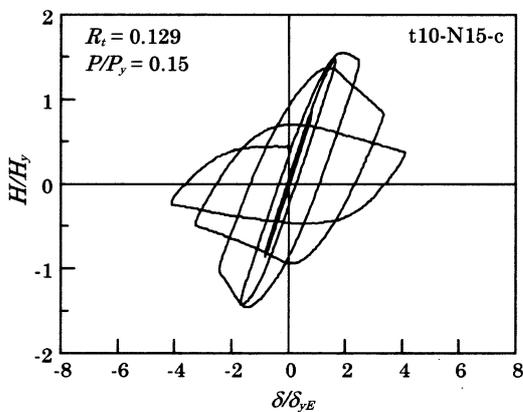


(a) 径厚比の影響

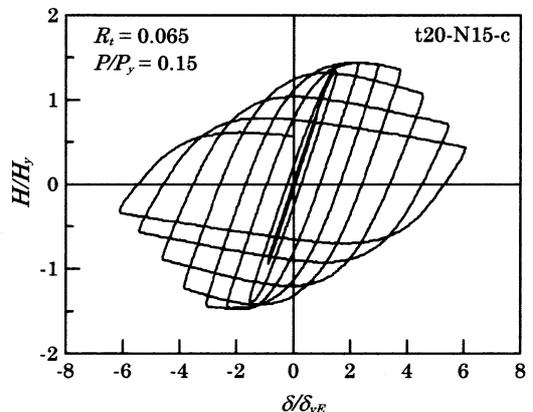


(b) 軸力比の影響

図-9 水平荷重-水平変位曲線(単調載荷)

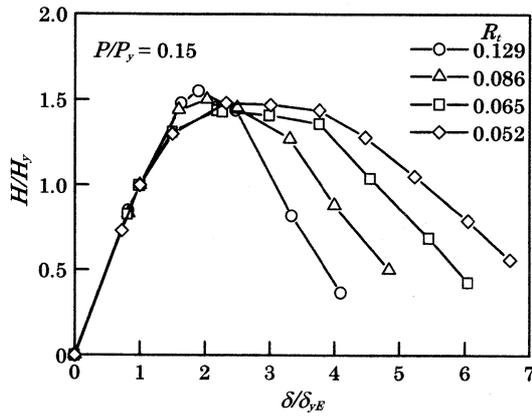


(a) t10-N15-c の場合

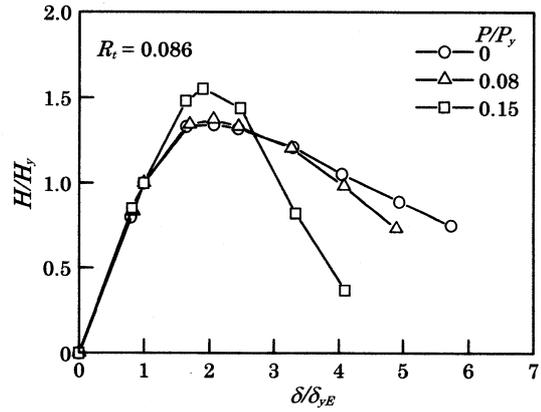


(b) t20-N15-c の場合

図-10 水平荷重-水平変位履歴曲線(変動変位振幅載荷)

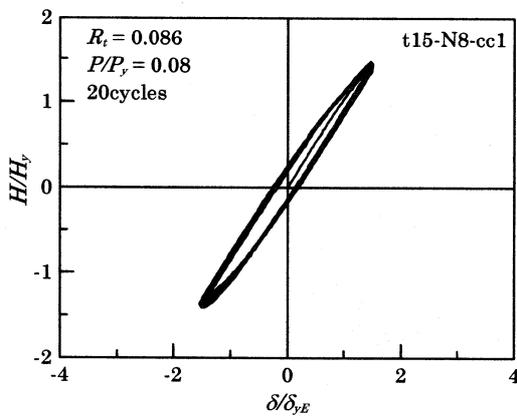


(a) 径厚比の影響

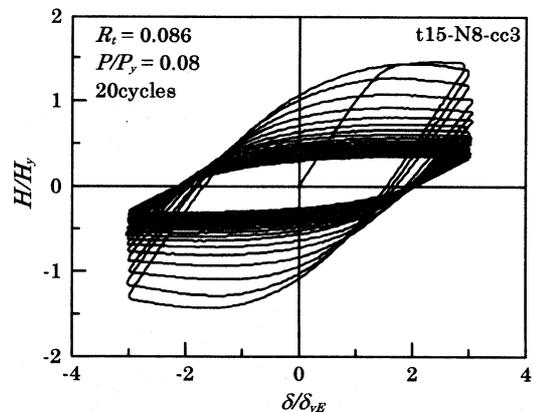


(b) 軸力比の影響

図-11 水平荷重-水平変位履歴曲線の包絡線(変動変位振幅載荷)



(a) 変位振幅 $\Delta = 1.5\delta_{yE}$ (t15-N8-cc1)



(b) 変位振幅 $\Delta = 3\delta_{yE}$ (t15-N8-cc3)

図-12 水平荷重-水平変位履歴曲線(定変位振幅載荷)

$$\lambda_B = \alpha\sqrt{Rt} \quad (5)$$

$$\alpha = \frac{\pi}{\sqrt[4]{12(1-\nu^2)}}$$

上式より、 $\nu=0.3$ の場合には $\alpha=1.73$ となる。文献14)ではSS400の円形鋼管を用いた軸方向座屈試験の結果より、 $\alpha \approx 3$ になることが報告されている。図-8には本実験で測定した座屈モードの半波長と \sqrt{Rt} の関係を示している。なお、図中の各データには軸力と載荷形態の条件が異なるものも全て含めてある。図より座屈モードの半波長と \sqrt{Rt} は非常によい相関を示しており、 $\alpha=2.65$ となる。このことは、本実験の範囲では座屈モードの半波長が軸力や載荷形態には依存せず、一定材質に対し半径と板厚により決定されることを示唆している。

3.2 水平荷重-水平変位履歴特性

実験から得られた水平荷重-水平変位曲線の初期剛性は、梁理論から求められる理論剛性に比べ15%程度

低い。これは測定した水平変位に供試体基部の剛体変位や回転が含まれているためと考えられる。これらの剛体変形成分を除去して議論するため、本研究では理論降伏荷重 H_y における変位を実験より求め、その値を降伏変位 δ_{yE} と仮定した。表-5に、実験から得られた降伏変位 δ_{yE} 、最大水平荷重(以下、最大荷重) H_m 、最大荷重時の変位 δ_m 等を一覧にして整理している。

図-9には単調載荷における各供試体の水平荷重-水平変位曲線を示している。図より、最大荷重におよぼす径厚比と軸力の影響は小さいことがわかる。しかしながら、最大荷重以降の水平荷重の低下傾向は、径厚比および軸力が大きいほど著しい。

図-10には、変動変位振幅載荷における主な供試体の水平荷重-水平変位履歴曲線を示している。また、図-11にはこの履歴曲線において各サイクルの最大変位点を結んだ包絡線を示している。図-11(a)は軸力を一定($P/P_y=0.15$)とした場合における包絡線を示している。図より、最大荷重におよぼす径厚比の影響は小さいことがわかる。冷間成形鋼管を用いた既存の研究^{4),5)}では、径厚比が小さいほど最大荷重が増大する

ことが示されており、本実験結果と傾向が異なる。この原因として、本実験で用いている熱間成形の継目無し鋼管の応力-ひずみ関係が、冷間成形鋼管のそれとは著しく異なることが考えられる。これより、今後は実構造に対応して鋼管の製造方法を考慮した検討が必要であるものと判断される。また、最大荷重到達後の荷重の低下は径厚比パラメータが大きいほど著しい。図-11(b)は径厚比パラメータを一定($R_t=0.086$)とした場合の包絡線を示している。図より、軸力が大きいほど最大荷重以降の荷重低下が著しいことがわかる。

図-12には、変位振幅が $\Delta=1.5\delta_{yE}$, $3\delta_{yE}$ における水平荷重-水平変位履歴曲線を示している。なお、表-5より $\Delta=1.5\delta_{yE}$ の場合は単調荷重時の最大荷重($\mu_m=2.03$)に達していない状態であり、一方 $\Delta=3\delta_{yE}$ の場合は水平荷重が最大値に達しかつ減少途中の状態である。図-13は最大変位点における荷重の変化をサイクル数に対して示したものである。変位振幅が $\Delta=2\delta_{yE}$ よりも大きい場合は、载荷の繰り返しとともに各サイクルにおける最大荷重が減少しており、変位振幅が大きいほどこの減少は著しいことがわかる。また、 $\Delta=1.5\delta_{yE}$ の場合における水平荷重は20サイクル後もほとんど低減していない。これは、図-7からも明らかかなように、設定変位振幅が小さいため未だ局部座屈が発生していないことを示唆している。一方、 $\Delta=3\delta_{yE}$ の場合における水平荷重は初期のサイクル状態における減少率が大きく、やがてサイクル数の増加とともに一定値に漸近する傾向を示している。勿論、この状態では図-7に示されているように基部に象の脚型の局部座屈が発生している。

3.3 塑性率

構造物の変形性能を評価する指標の1つに塑性率がある。その定義方法は種々提案されているが、ここでは、以下の2つの変数を用いて変形性能を評価することとする。

$$\mu_m = \frac{\delta_m}{\delta_{yE}} \quad (6)$$

$$\mu = \frac{\delta_u}{\delta_{yE}} \quad (7)$$

ここで、 δ_m は最大水平荷重 H_m に対応する変位、 δ_u は最大水平荷重到達後に水平荷重が H_y まで低下した時点における変位である。表-5に全供試体の塑性率の値を整理して示している。図-14には軸力を一定($P/P_y=0.15$)とした場合の単調荷重と変動変位振幅荷重における塑性率と径厚比パラメータ R_t の関係を示している。図より R_t が小さいほど塑性率 μ_m および μ は大きく、その傾向は μ の方がより顕著である。また、図-15には径厚比パラメータを一定($R_t=0.086$)とした場

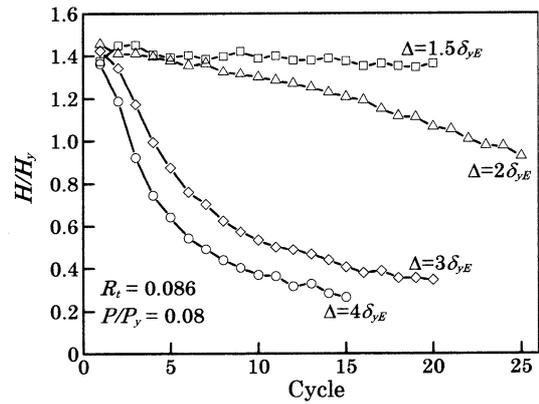


図-13 サイクル数と水平荷重の関係 (定変位振幅荷重)

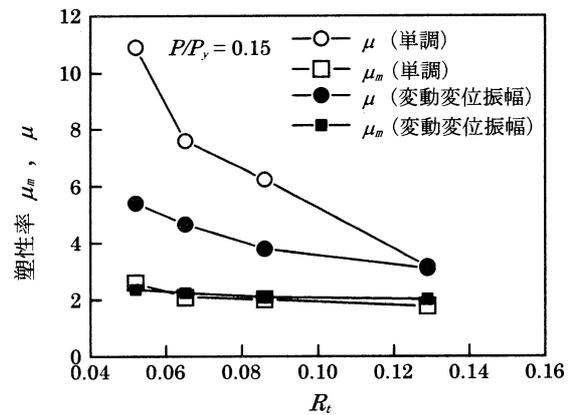


図-14 塑性率におよぼす径厚比の影響

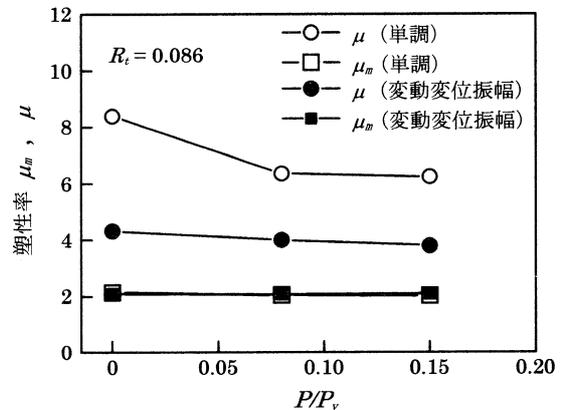


図-15 塑性率におよぼす軸力比の影響

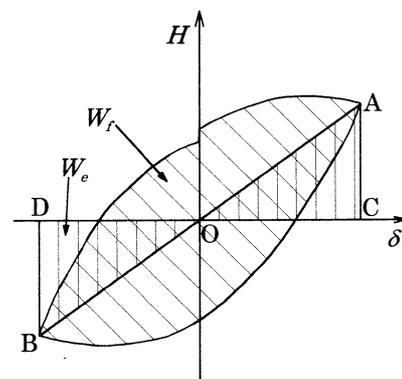


図-16 等価減衰定数の定義

合の塑性率と軸力比 P/P_y の関係を示している。図より、軸力比 P/P_y が小さいほど μ は大きくなる傾向にあるが、 μ_m は P/P_y によらずほぼ一定であることがわかる。また、載荷形態による塑性率の差を見ると、 μ に関しては変動変位振幅載荷に比べ単調載荷の方が大きく示されているが、 μ_m に関しては載荷方法の違いによる差が現れていないことがわかる。

3.4 等価減衰定数

等価減衰定数は、構造物の耐震性能を評価するための重要な指標であり、地震応答解析に必要なパラメータでもある。ここでは、次式で定義される等価減衰定数を用いて円形鋼管柱の耐震性能を評価することとする。

$$h_e = \frac{1}{2\pi} \frac{W_f}{W_e} \quad (8)$$

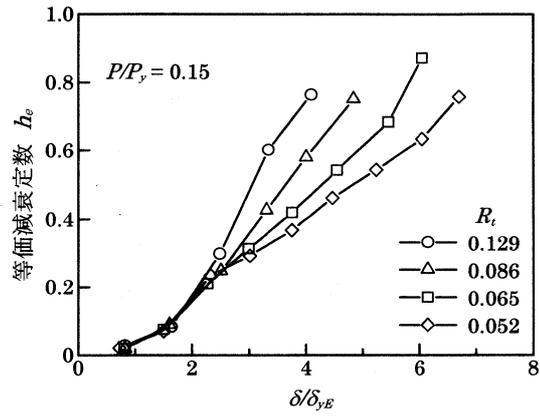
ここで、 W_f は図-16 に示す任意の1サイクルの履歴吸収エネルギーであり、 W_e は三角形 OAC と三角形 OBD の面積の和で表わされるエネルギーである。

図-17 には、変動変位振幅載荷における各供試体の無次元水平変位 δ/δ_{yE} と等価減衰定数 h_e の関係を示している。図-17(a) は軸力を一定 ($P/P_y=0.15$) とした場合の等価減衰定数 h_e と径厚比パラメータ R_t の関係を示している。図より、 $\delta/\delta_{yE} \leq 2$ では R_t に関わらず同様の増加傾向を示していることがわかる。一方、 $\delta/\delta_{yE} > 2$ では、 R_t が大きいほど h_e も増大傾向にあり、 $\delta/\delta_{yE}=4$ では $R_t=0.129$ で $h_e \approx 0.8$ 、 $R_t=0.052$ で $h_e \approx 0.4$ となっている。図-17(b) は径厚比パラメータを一定 ($R_t=0.086$) としたときの等価減衰定数 h_e と軸力 P/P_y の関係を示している。図より、 $\delta/\delta_{yE} < 3$ の領域では P/P_y の影響が小さいようであるが、 $\delta/\delta_{yE} \geq 3$ においては、 P/P_y の増大とともに h_e も増大することがわかる。 $\delta/\delta_{yE}=4$ における等価減衰定数 h_e は、 $P/P_y=0, 0.15$ でそれぞれ $h_e \approx 0.4, 0.6$ となることがわかる。

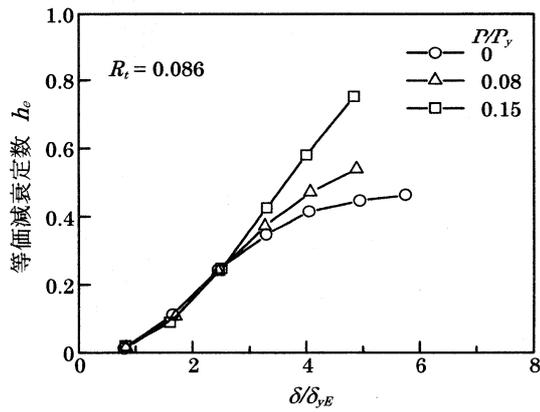
定変位振幅載荷における各供試体の繰り返しサイクル数と等価減衰定数 h_e の関係を図-18 に示している。いずれの変位振幅設定においても、 h_e はサイクル数によらずほぼ一定値を示していることがわかる。また、変位振幅が大きいほど h_e は大きい。2 サイクル目以降の等価減衰定数の平均値と振幅の関係は図-19 のように示される。同図には、径厚比と軸力が等しい供試体の変動変位振幅載荷における結果も合わせて示した。両者の曲線がほぼ一致していることより、径厚比と軸力が等しい場合には等価減衰定数におよぼす負荷履歴の影響が小さいものと考えられる。

4. 結言

本研究では、円形鋼管柱の耐力と変形性能におよ



(a) 径厚比の影響



(b) 軸力比の影響

図-17 水平変位と等価減衰定数

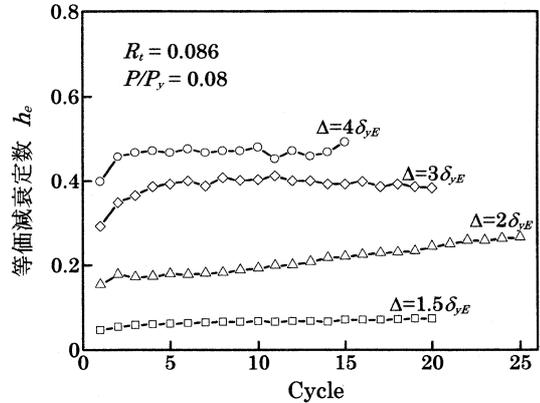


図-18 サイクル数と等価減衰定数の関係

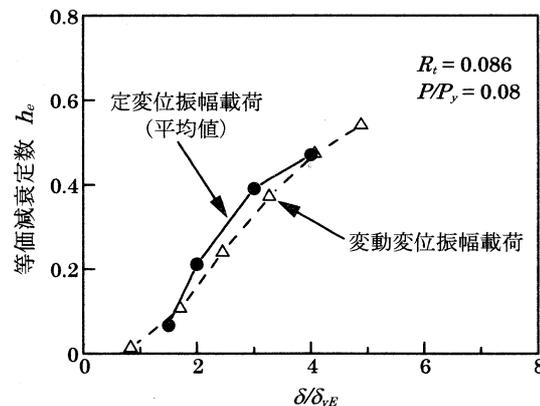


図-19 等価減衰定数におよぼす載荷形態の影響

ばす径厚比、軸力および負荷履歴の影響を検討することを目的として、径厚比を変化させた円形鋼管柱モデルを作製し、一定鉛直荷重下で水平荷重による曲げ載荷実験を3種類の負荷履歴のもとで行なった。実験結果から最大水平荷重、塑性率および等価減衰定数を求め、その径厚比、軸力および負荷履歴の影響について検討を行なった。本実験の範囲内で得られた結果を要約すると、以下のように示される。

- 1) 単調載荷では象の脚型の局部座屈が発生し、変動変位振幅載荷では板厚により象の脚型とダイヤモンド型の2種類の局部座屈が発生する。定変位振幅載荷では、変位振幅が単調載荷における最大荷重時の変位より大きい場合には象の脚型の局部座屈が発生するが、変位振幅が単調載荷における最大荷重時の変位より小さい場合には局部座屈は発生せず水平荷重も低下しない。
- 2) 局部座屈部の軸方向座屈モードの半波長は \sqrt{Rt} と比較的よい相関関係を示す。
- 3) いずれの載荷形態においても、最大水平荷重におよぼす径厚比と軸力の影響は小さい。しかしながら、最大荷重以降の水平荷重の低下は、径厚比および軸力が大きいほど顕著である。
- 4) 最大水平荷重は負荷履歴の影響を受けず類似の値となる。これは、単調載荷における最大荷重時の変位よりも小さい変位領域では局部座屈が発生しないためと考えられる。
- 5) 径厚比が小さいほど塑性率 μ_m および μ は大きく、その傾向は μ の方が顕著である。また、軸力が小さいほど塑性率 μ は大きい、 μ_m は軸力によらずほぼ一定である。
- 6) 径厚比と軸力が等しい場合には、等価減衰定数におよぼす負荷履歴の影響は小さい。

謝辞：本研究を行なうにあたり、室蘭工業大学建設システム工学科 松岡健一教授、日本製鋼所室蘭研究所 小野信市主幹研究員ならびに長谷川久研究員、室蘭工業大学大学院建設システム工学専攻構造力学研究室の 梶山義晴君、市ノ渡善将君を始めとする皆様に多大なるご支援を頂いた。ここに記して深く感謝する次第である。

参考文献

- 1) 宇佐美勉, 今井康幸, 青木徹彦, 伊藤義人：繰返し

荷重を受ける鋼圧縮部材の強度と変形能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 37A, pp. 93-106, 1991.

- 2) 宇佐美勉, 坂野茂, 是津文章, 青木徹彦：鋼製橋脚モデルの繰り返弾塑性挙動におよぼす荷重履歴の影響, 構造工学論文集, Vol. 39A, pp. 235-247, 1990.
- 3) 後藤芳顯, 王慶雲, 高橋宣男, 小畑誠：繰り返し荷重下の鋼製橋脚の有限要素法による解析と材料構成則, 土木学会論文集, 第591号, pp. 189-206, 1998.
- 4) 宇佐美勉, 青木徹彦, 加藤正宏：鋼管短柱の圧縮および曲げ耐力実験, 土木学会論文集, 第416号, pp. 255-264, 1990.
- 5) 小枝日出夫, 熱海明彦, 佐藤昌志, 岸徳光：鋼管橋脚の交番載荷実験と解析, 鋼製橋脚の非線形数値解析と耐震設計に関する論文集, pp. 161-168, 1997.
- 6) 水谷慎吾, 宇佐美勉, 青木徹彦, 伊藤義人, 岡本隆：パイプ断面鋼圧縮部材の繰り返し弾塑性挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 42A, pp. 105-114, 1996.
- 7) 井浦雅司, 熊谷洋司, 小牧理：横力と一定軸力を受ける円筒シェルの終局状態に関する研究, 土木学会論文集, 第556号, pp. 107-118, 1997.
- 8) 西川和廣, 山本悟司, 名取暢, 寺尾圭史, 安波博道, 寺田昌弘：既設鋼製橋脚の耐震性能改善方法に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 42A, pp. 975-986, 1996.
- 9) (社)土木学会：鋼構造物の設計指針, PART A 一般構造物, 鋼構造シリーズ3A, 1987.
- 10) (社)土木学会鋼構造委員会：座屈設計ガイドライン, 1987.
- 11) 加藤勉, 青木博文：電気抵抗溶接鋼管のひずみ履歴と残留応力, 日本建築学会論文集, 第230号, pp. 43-51, 1975.
- 12) 青木徹彦, 福本誘士：小口径電縫鋼管の統計的材料強度特性と残留応力分布の評価, 土木学会論文集, 第314号, pp. 39-51, 1981.
- 13) S. P. Timoshenko and J. M. Gere : Theory of Elastic Stability, 2nd ED., McGraw-Hill, 1961.
- 14) 都井裕, 川井忠彦：構造要素の衝突圧壊強度に関する基礎的研究(その5), 造船学会論文集, 第164号, pp. 406-419, 1983.

(1998年4月24日受付)