



鋼管橋脚模型の弾塑性挙動に関する実験的数値解析的研究

メタデータ	言語: jpn 出版者: 室蘭工業大学 公開日: 2007-06-12 キーワード (Ja): キーワード (En): steel-pipe, pier, elastic-plastic behavior, FEM analysis, three-surface model 作成者: 岸, 徳光, 小室, 雅人, 小枝, 日出夫, 後藤, 芳顯 メールアドレス: 所属:
URL	http://hdl.handle.net/10258/165

鋼管橋脚模型の弾塑性挙動に関する実験的数値解析的研究

その他（別言語等）のタイトル	Experimental and Numerical Study on Elastic-Plastic Behavior of Steel Pipe Pier Models
著者	岸 徳光, 小室 雅人, 小枝 日出夫, 後藤 芳顯
雑誌名	室蘭工業大学紀要
巻	49
ページ	175-186
発行年	1999-11-30
URL	http://hdl.handle.net/10258/165

鋼管橋脚模型の弾塑性挙動に関する実験的数値解析的研究

岸 徳光*¹, 小室 雅人*¹, 小枝日出夫*², 後藤 芳顯*³

Experimental and Numerical Study on Elastic-Plastic Behavior of Steel-Pipe Pier Models

Norimitsu KISHI, Masato KOMURO, Hideo KOEDA and Yoshiaki GOTO

(原稿受付日 平成11年5月10日 論文受理日 平成11年8月31日)

Abstract

In order to investigate the effects of radius-thickness ratio and an axial force on the maximum lateral loading capacity and ductility of steel-pipe bridge piers, monotonic and cyclic loading tests for steel-pipe pier models are carried out under a compressive axial load. And also, in order to establish a rational analysis method for the pipe piers under lateral cyclic loading, applicability of three types of constitutive rules are investigated comparing with experimental results which are isotropic hardening rule, kinematic hardening rule, and three-surface model. From these studies, following results are obtained: 1) decreasing radius-thickness ratio and the axial load, nondimensional maximum lateral loading capacity can not be increased, but ductility can be improved, and 2) three-surface model is the best constitutive rule for the estimation of load-displacement hysteresis loop and local buckling mode among three rules considered here.

Key Words: Steel-pipe pier, Elastic-plastic behavior, FEM analysis, Three-surface model

1. はじめに

平成7年1月に発生した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発生した。損傷の原因は、上部工の自重による軸力と水平地震動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目的で、近年鋼製橋脚の繰り返し弾塑性挙動に関する研究が数多く行われている。特に矩形断面橋脚に関しては、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的数値解析的検討

が行われている^{(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製橋脚（以下、鋼管橋脚）に関する研究例^{(5)~(8)}は比較的少ない。また、径厚比は鋼管橋脚の弾塑性挙動を大きく支配するパラメータの1つであるが、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試験体の径厚比は比較的大きいものが多く、径厚比の小さい鋼管橋脚に対する実験結果は少ない。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、施工性及び経済性の面からも有利になるものと考えられる。

一方、鋼製橋脚のより合理的な耐震設計手法を確立するためには、実験を補完する意味も含めた数値解析的な研究も重要である。近年のコンピュータ性能の飛躍的な

*1 建設システム工学科
*2 (株)日本製鋼所 室蘭研究所
*3 名古屋工業大学 社会開発工学科

表-1 試験体の形状寸法および各パラメータ

試験体名	荷重点高さ L (mm)	鋼管高さ L' (mm)	板厚中心半径 R (mm)	板厚 t (mm)	細長比 パラメータ λ	径厚比 パラメータ R_t
t10-	631.5	500	47.75	1.0	0.481	0.129
t15-			48.00	1.5	0.479	0.086
t20-			48.25	2.0	0.476	0.065
t25-			48.50	2.5	0.474	0.052

向上や汎用構造解析プログラムの普及により, 鋼製橋脚の弾塑性挙動に対する数値解析が多く行われている⁽³⁾, (9)~(11). 鋼製橋脚は繰り返し荷重を受けるため, その弾塑性挙動を適切に再現するためには鋼材の繰り返し塑性性を考慮した構成則モデルが必要となる. 通常, 汎用プログラムでは簡略な等方硬化則や移動硬化則モデルが提供されている. 後藤らは, これらのモデルが必ずしも鋼構造物の弾塑性挙動を適切に評価できないことを指摘し, 二曲面モデルを修正する形で三曲面モデルを提案するとともに, 実験結果との比較によりその妥当性を確認している⁽³⁾. しかしながら, 三曲面モデルをより汎用性の高いものにするためには, 条件の異なる種々の実験結果との比較によってその適用性を検討する必要があるものと判断される.

このような観点から, 本研究では鋼管橋脚の合理的な耐震設計法を確立するための基礎データを蓄積することを目的として, 鋼管橋脚模型を用いた単調および繰り返し水平荷重載荷実験を行った. 本研究では, 径厚比および軸力をパラメータとした実験を行い, これらの地震時における橋脚の耐荷力および変形性能への影響について検討を行った. さらに, これらの実験結果を比較対象として, 有限要素法を用いた弾塑性大変形解析を行い, 等方硬化則や移動硬化則の他, 三曲面モデルの適用性について検討を行った. 本解析における検討項目は, 水平荷重-水平変位関係および実験終了後の座屈変形状態である. なお, 弾塑性大変形解析には, 汎用構造解析プログラムABAQUS⁽¹²⁾を用いた.

2. 水平荷重載荷実験

2.1 試験体

鋼管橋脚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, 負荷履歴などが挙げられる. 本研究では, その中で特に径厚比および軸力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について実験を行った. 径厚比に関しては, 径厚比パラメータが $R_t > 0.08$ の

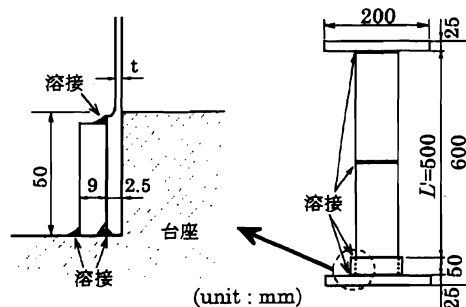


図-1 試験体の形状

試験体に関する研究がほとんどで, $R_t < 0.08$ に関するデータは極めて少ないようである. 本研究では, この点に着目し, $R_t = 0.052, 0.065, 0.086, 0.129$ の4種類のパラメータを設定した. また, 細長比パラメータは全ての試験体において $\lambda \approx 0.48$ としている. 試験体の形状を図-1に, 諸形状寸法および各パラメータを表-1に示している. なお, 径厚比パラメータ R_t ⁽¹³⁾ および細長比パラメータ λ ⁽¹⁴⁾ は, 次式により定義されるものである.

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

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

ここで, σ_y : 鋼管の降伏応力, E_s : 縦弾性係数, ν_s : ポアソン比, R : 板厚中心までの半径, t : 板厚, r : 断面2次半径, L : 部材長(基部から水平荷重載荷点までの長さ)である.

試験体鋼管部の材料には, 全て厚さ 5.7 mm 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. 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⁽¹⁵⁾. 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. 試験体は鋼管を所定の長さ切断後, 旋盤加工により内外面を切

表-2 鋼管の力学的特性

鋼種	降伏応力 σ_y (MPa)	引張強さ σ_u (MPa)	伸び (%)	硬化開始ひずみ ϵ_{st}	弾性係数 E_s (GPa)	ポアソン比 ν_s
STPG370 90A	336	452	44.0	0.0294	206	0.3

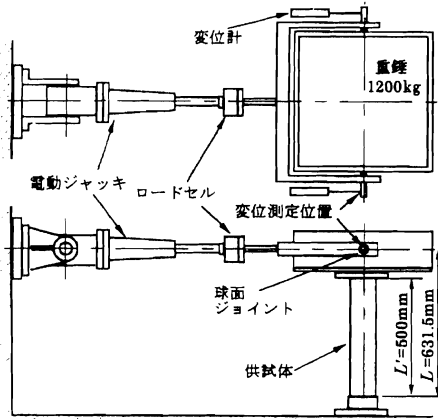


図-2 実験装置 (重錘軸力方式)

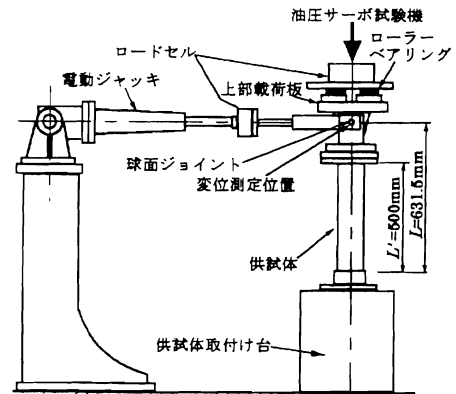
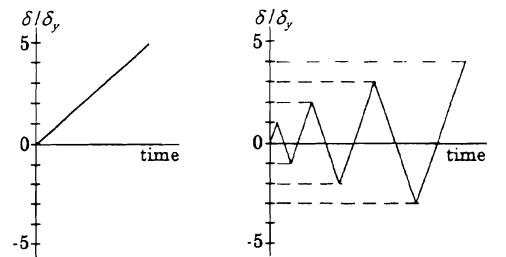


図-3 実験装置 (油圧軸力方式)

削して製作した。なお、製作精度を保つために、試験体は2本の鋼管を突合せ溶接して所定の長さになっている。板厚および径の加工公差は ± 0.05 mmである。鋼管の基部は、実験時の剛体変形をできるだけ排除するため、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 9 mm の鋼製リングをはめ込んで溶接し固定している。また、鋼管上端部には鋼管を載荷板に固定するために、板厚 25 mm 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橋脚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に示すような装置を製作し実験に用いた。鉛直荷重載荷方法は、1200 kg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、試験体に水平変位や回転が生じる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 $\pm 1\%$ で制御している。また、水平荷重はストローク 200 mm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)と荷重載荷点高さが等しくなるように鉛重錘重心



(a) 単調載荷 (b) 繰り返し載荷

図-4 荷重形態

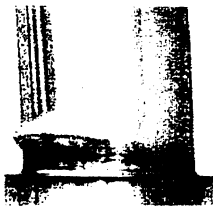
高さに相当する位置で載荷している。これら水平荷重の載荷点にはボールジョイントを使用し、試験体上端部に生じる水平および鉛直方向の変位と回転をできるだけ拘束しないように工夫した。なお、鉛直荷重載荷方法として、上述の2種類の方法を設定したのは、1) 2研究機関で平行して実験を行っていること、2) 油圧サーボを用いる方法に対して、鉛重錘を用いる方法は実構造の挙動により近いものと判断されること、等による。2方法による実験の精度は、同一パラメータを有する試験体を用いる実験を行い、両手法による実験結果が精度良く一致することを確認している。

実験における測定は、荷重載荷点での水平変位と水平、鉛直荷重および試験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試験体基部固定板との相対変位を測定した。また、水平荷重の測定には容量 50 kN 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試験体基部近傍(基部から 10, 20, 30 mm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

表-3 実験条件

試験体名	載荷形態	軸力			降伏水平荷重 H_y (kN)	降伏水平変位	
		P (kN)	P/P_y	載荷方式		理論値 δ_y (mm)	換算値 δ_{yE} (mm)
t10-N15	-m : 単調	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	-c : 繰り返し	0.0	0.00	-	5.70	4.45	5.40
t15-N8		11.8	0.08	重錘	5.26	4.11	4.99

P_y : 降伏時の軸方向荷重 (= $A\sigma_y$)



(a) t15-N15-m



(b) t10-N15-c



(c) t15-N15-c

図-5 局部座屈の状況

の出力は 16 bit の分解能を有するメモリーレコーダを用いて連続記録している。水平荷重は全て変位速度 0.39 mm/s で載荷している。載荷形態は図-4 に示す 2 種類とした。(a) 図は一方向の単調載荷, (b) 図は 1 サイクルごとの漸増変動変位振幅載荷 (以下, 繰り返し載荷) である。水平変位 δ は全て鋼管基部最外縁点降伏時の載荷点水平変位 δ_y (以下, 降伏変位) を基準にして無次元化して整理している。ただし, 降伏変位 δ_y は弾性はり理論に基づき次式により定義した。

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

$$H_y = \frac{(\sigma_y - P/A) I}{(R+t/2) L} \quad (4)$$

ここで, H_y : 鋼管基部最外縁が降伏応力に達するときの水平力, P : 軸力, A : 鋼管部の断面積, I : 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 局部座屈状況

図-5 に主な試験体の実験終了後の座屈変形状態を示

している。単調載荷の場合は, いずれの場合も水平変位の増加とともに基部から 15~25 mm 高さの位置に象の脚型の局部座屈が発生し, 載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。一方, 繰り返し載荷の場合には, 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 1.5 mm 以上 ($R_t \leq 0.086$) の試験体では基部から 15~20 mm 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 1.0 mm ($R_t = 0.129$) の試験体では基部から 10~40 mm 高さの位置にダイヤモンド型の局部座屈が発生する。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。

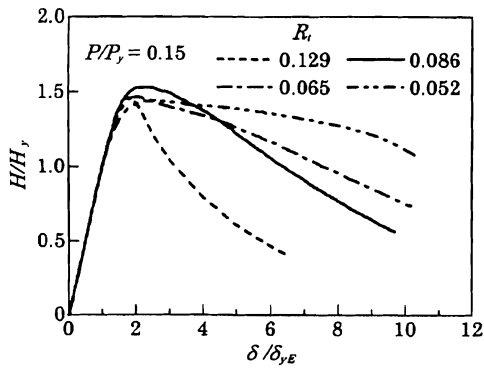
3.2 無次元水平荷重-水平変位履歴特性

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。これは試験体基部を凸状の台座に差し込みかつ外側に厚さ 9mm の鋼管リングをはめ込み溶接しているものの, 測定した水平変位に試験体基部の剛体変位や回転が含まれているためと推察される。これらの剛体変形成分を除いて議論するため, 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-4 には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。

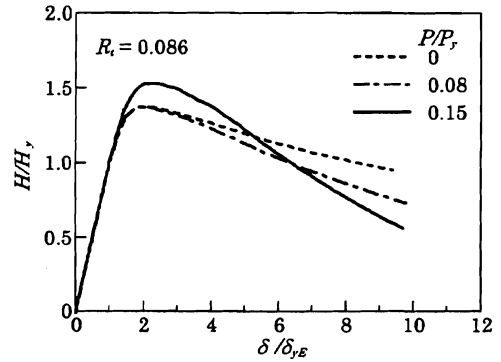
図-6 には単調載荷における各試験体の無次元水平荷

表-4 最大荷重および塑性率

試験体名	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

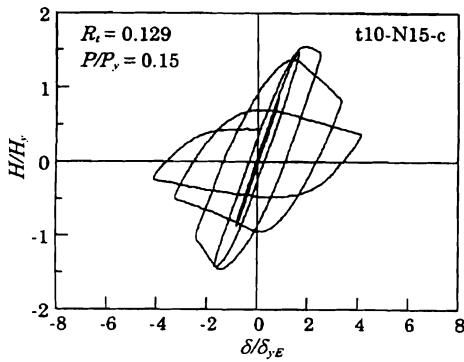


(a) 径厚比の影響

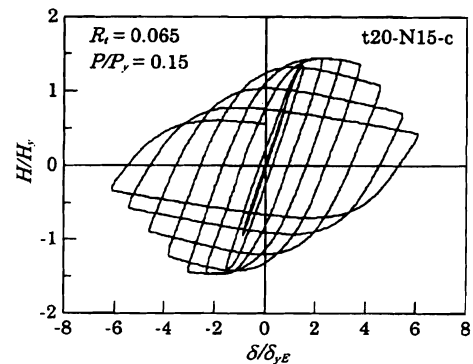


(b) 軸力比の影響

図-6 無次元水平荷重-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-7 無次元水平荷重-水平変位曲線 (繰返し載荷)

重-水平変位曲線を示している。図より、無次元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、靱性に関する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-7には、繰返し載荷における主な試験体の無次元水平荷重-水平変位履歴曲線を示している。また、図

8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無次元包絡線を示している。図-8 (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。単調載荷時と同様、無次元最大荷重におよぼす径厚比の影響の小さいことがわかる。冷間成形鋼管を用いた既存の研究⁽⁵⁾では、径厚比が小さいほど無次元最

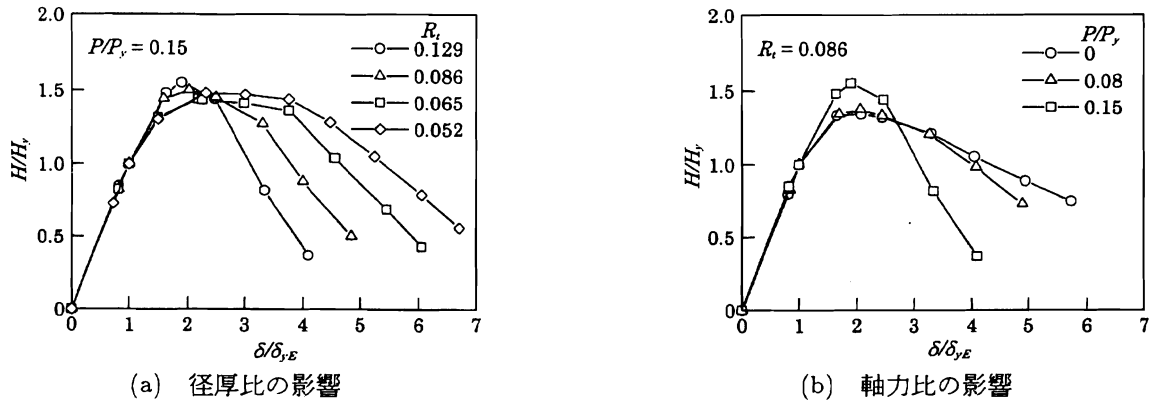


図-8 無次元水平荷重-水平変位曲線の包絡線 (繰り返し載荷)

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。これは各材料の応力-ひずみ関係の違いによるものと推察される。すなわち、図-9に示されるように、本論文で採用している継目無し鋼管は熱間成形で降伏棚が明確に示されており、応力が降伏応力に達した時点で局部座屈が発生する。その結果、降伏水平荷重で無次元化した最大水平荷重は径厚比にかかわらず類似の値となる。一方、冷間成形鋼管の場合には、1)冷間加工によって降伏棚が消失すること、2)冷間加工によるひずみ硬化は板厚の増加とともに顕著になること等により、局部座屈発生時の応力が、降伏応力よりも大きくかつ径厚比に対応して大きくなるため、径厚比の増大とともに無次元水平荷重も大きくなるものと考えられる。このような結果は、実鋼製橋脚の設計に際しては鋼管の製造過程を考慮した検討が必要であることを示唆している。また、最大荷重以降の強度の低下傾向は単調載荷時と比較して、定量的には繰り返し効果によって大きく異なるものの、定性的には載荷方法にかかわらず類似のものとなっている。

図-8 (b)は径厚比パラメータを一定 ($R_t = 0.086$)とした場合の無次元包絡線を示している。図より、軸力比が $P/P_y = 0.15$ の場合を除き、 $P/P_y = 0, 0.08$ の場合における無次元最大荷重は大略等しいこと、また最大荷重以降の強度低下の傾向は、軸力比の増大とともに著しくなることがわかる。

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。

$$\mu_m = \frac{\delta_m}{\delta_{yE}} \quad (5)$$

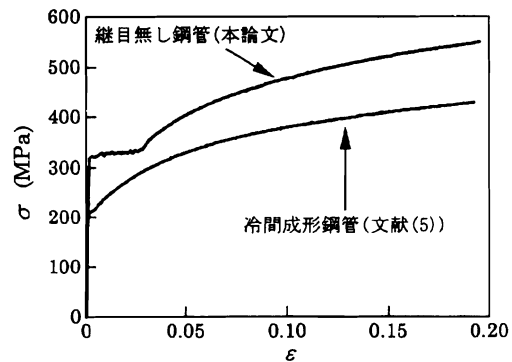


図-9 真応力-真ひずみ関係

$$\mu = \frac{\delta_u}{\delta_{yE}} \quad (6)$$

ここで、 δ_m : 最大水平荷重 H_m に対応する変位、 δ_u : 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-4に全試験体の塑性率の値を整理して示している。図-10には軸力を一定 ($P/P_y = 0.15$)とした場合の各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ことがわかる。また、図-11には径厚比パラメータを一定 ($R_t = 0.086$)とした場合の各塑性率と軸力比 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 に関しては繰り返し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

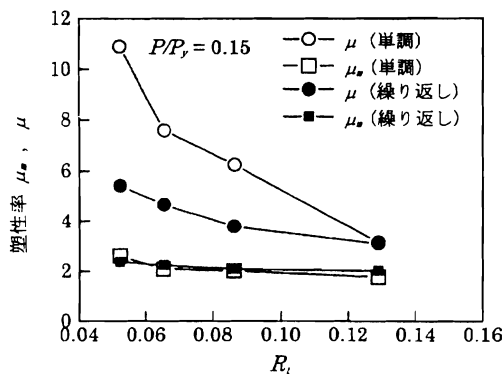


図-10 塑性率におよぼす径厚比の影響

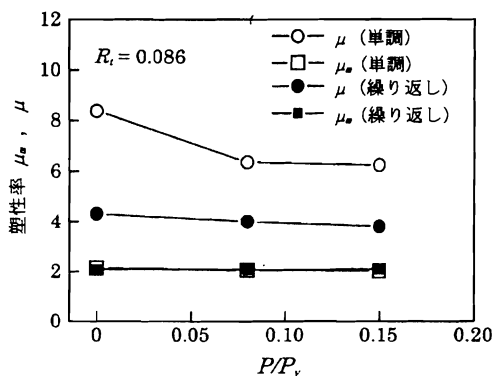


図-11 塑性率におよぼす軸力の影響

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鋼管橋脚の耐震性能を評価することとする。

$$h_e = \frac{1}{2\pi} \frac{W_f}{W_e} \quad (7)$$

ここで、 W_f ：図-12に示す任意の1サイクルの履歴吸収エネルギー、 W_e ：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-13には、繰り返し載荷における各試験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-13(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 $h_e = 0.4$ となっている。

図-13(b)は径厚比パラメータを一定 ($R_t = 0.086$) とした場合における等価減衰定数 h_e と軸力比 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 の影響が少ないようであるが、 $\delta/\delta_{yE} \geq 3$ の場合には、 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 $h_e \approx 0.4, 0.6$ となっている。

4. 弾塑性解析

4.1 解析方法

弾塑性解析は、前項の水平荷重載荷実験を比較対象として、汎用構造解析プログラムABAQUS⁽¹²⁾を用いて行った。試験体のモデル化に関しては、試験体から上下鋼板および溶接部を除いた鋼管部分のみを対象とした。また、対称性を考慮して鋼管の1/2をモデル化している。要素分割は解の収束性を考慮して、周方向に18分割、高

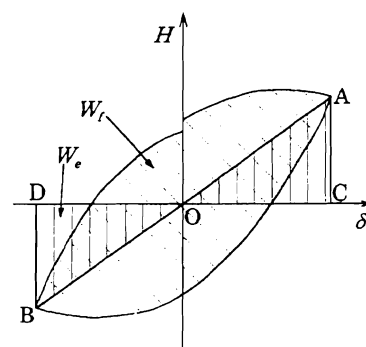
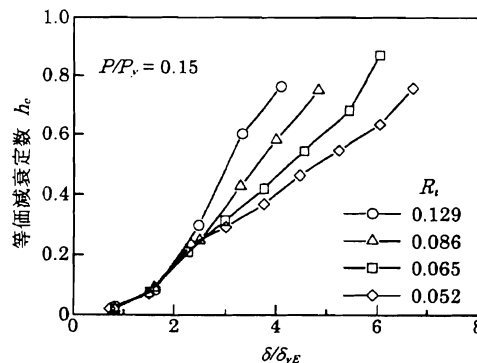
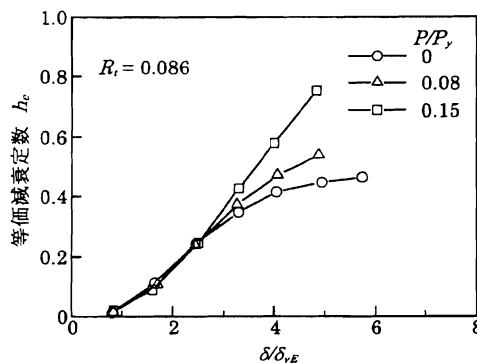


図-12 等価減衰定数の定義



(a) 径厚比の影響



(b) 軸力比の影響

図-13 水平変位と等価減衰定数

さ方向には、局所座屈の発生が予想される基部から高さ 50mm までを 25 分割、それより上の部分に関しては徐々に分割数を減少させている。図-14 に要素分割状況を示している。解析に使用した要素は、面外せん断ひずみが考慮されている 4 節点および 3 節点の厚肉シェル要素である。ただし、3 節点要素は載荷治具のモデル化にのみ使用している。これらの要素は、板厚方向層分割法が用いられていることより、シェル断面の各層毎の降伏が考慮できる特徴を有している。本解析では層分割を 11 としている。境界条件は底部を完全固定とし、切断面においては連続性を考慮した条件を設定した。解析は、実験と同様に頂部に軸力 P を定常的に作用させた状態で、水平変位 δ を降伏変位 δ_y を基準にして各サイクルで漸増しながら繰り返し与えることにより行った。なお、本解析では初期不整および残留応力は考慮していない。

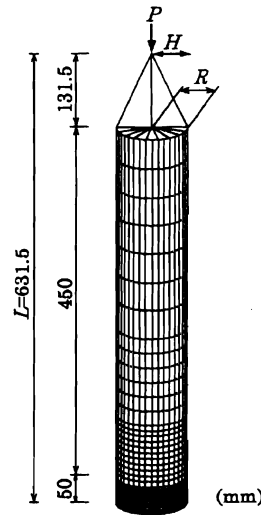


図-14 要素分割状況

4.2 材料モデル

本研究では、構成則モデルとして一般的に使用されている等方硬化則と移動硬化則の他、後藤らによって提案されている三曲面モデル⁽³⁾を用いて解析を行い、実験結果との比較により各構成則の適用性を検討している。三曲面モデルは Dafalias-Popov によって提案された二曲面モデル⁽¹⁶⁾を基に、ひずみ硬化、降伏棚、降伏曲面の縮小などが考慮できるように修正・拡張されたものである。詳細については、文献(3)を参照されたい。

各構成則における材料定数は、JIS 6 号試験片による引張試験で得られた力学的特性(表-2)および応力-ひずみ関係により決定している。図-15 に真応力-真ひずみ曲線を示す。三曲面モデルにおけるひずみ硬化後の硬化係数は、図中の●印で 6 点近似により決定し、他のパラメータに関しては文献(3)を参考にして、表-5 のように設定した。なお、本解析では試験体 t15-N8-c を基準として三曲面モデルの内部パラメータを決定し、他のすべての試験体で同一のパラメータを使用している。また、ABAQUS における移動硬化則は降伏後の接線勾配が一定であるバイリニア型で定義されている。本研究では、図-15 に示すように、降伏点と真ひずみが 0.2 における真応力を結んで得られる傾き ($E_t = E_s/195$) を接線勾配として設定した。

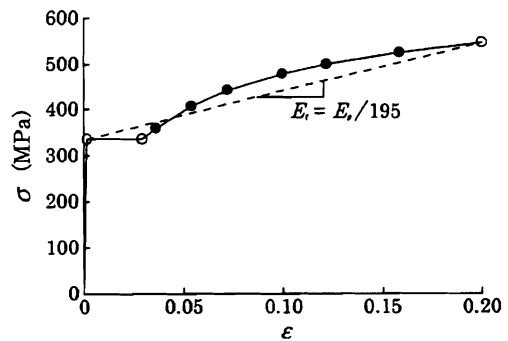


図-15 真応力-真ひずみ曲線

表-5 三曲面モデルのパラメータ一覧

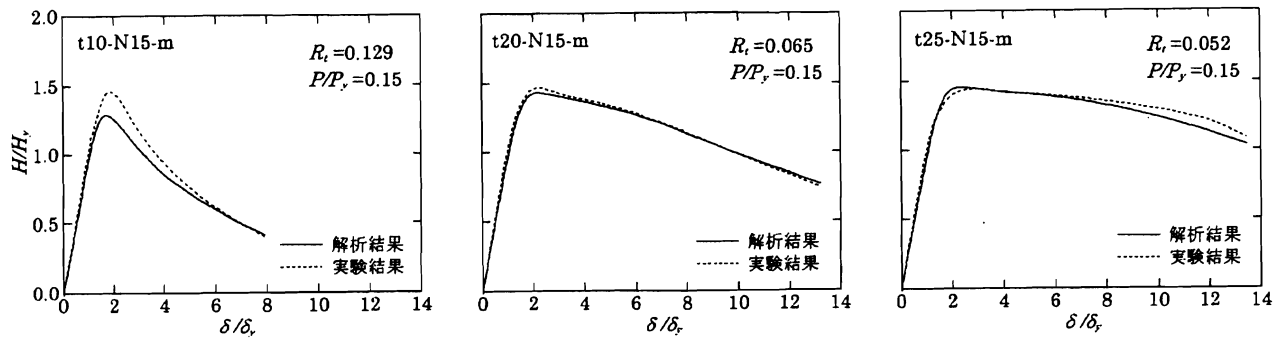
ϵ_{yp}	f_b/σ_y	β	H_{aci}/E_s	ξ
0.0278	0.65	50	0.05	0.8

て、水平荷重および水平変位はそれぞれ基部降伏時の値を用いて無次元化し H/H_y , δ/δ_y として整理している。なお、実験結果の無次元荷重-変位曲線は、前述のように剛体変形を除去する形で無次元化を行っている。同図で最大荷重に着目すると、試験体 t10-N15-m と t15-N15-m を除き、解析値は実験値とよく一致していることがわかる。また、弾性域の勾配や最大荷重点以降の強度低下挙動等の全体的な傾向も、実験結果をほぼ再現できているものと判断される。試験体 t10-N15-m と t15-N15-m における解析値と実験値の差は、試験体の寸法公差および初期不整が 1 つの要因と考えられる。すなわち、これらの板厚は 1.0 mm および 1.5 mm と他の試験体と比較して小さく、寸法公差が実験結果に大きく影響した

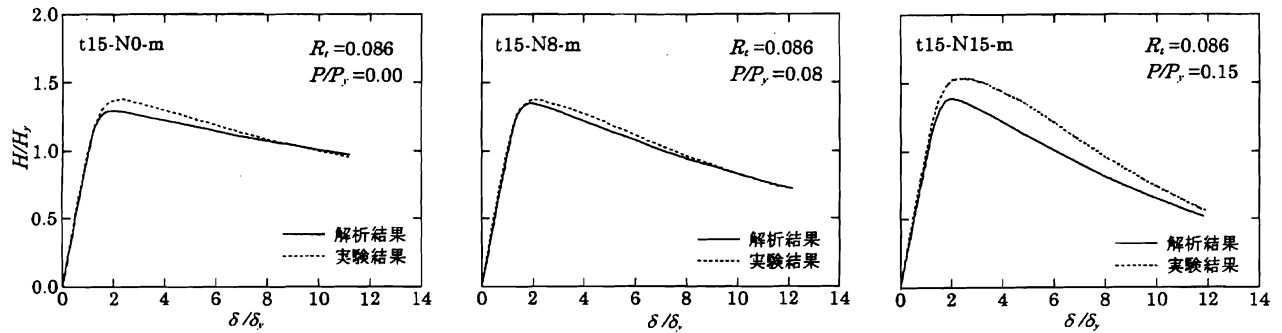
5. 弾塑性解析結果

5.1 単調載荷

図-16 に、単調載荷における水平荷重-水平変位曲線の解析結果を実験結果と比較して示している。解析値は三曲面モデルを使用した場合の結果である。同図におい



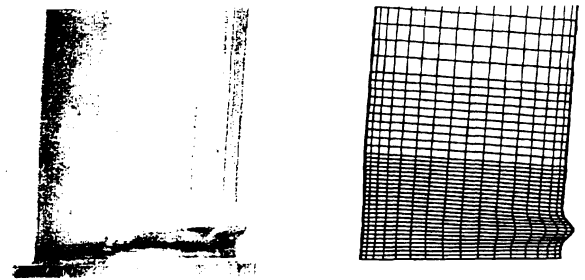
(a) 軸力比を一定とし、径厚比パラメータを変化させた場合 ($P/P_y = 0.15$)



(b) 径厚比パラメータを一定とし、軸力比を変化させた場合 ($R_t = 0.086$)

図-16 単調載荷実験における解析結果（三曲面モデル）と実験結果の比較

ものと推察される。なお、等方硬化則および移動硬化則を使用する場合には、最大荷重点以降の強度低下挙動に若干の違いが見られるものの、三曲面モデルの場合とほぼ等しい値を示すことを確認している。図-17には、試験体 t15-N8-m に関して実験終了後の座屈変形状態を解析結果と比較して示している。同図より、三曲面モデルによる解析結果は、座屈発生位置、座屈幅および変形量とも実験結果を精度良く再現していることがわかる。



実験結果

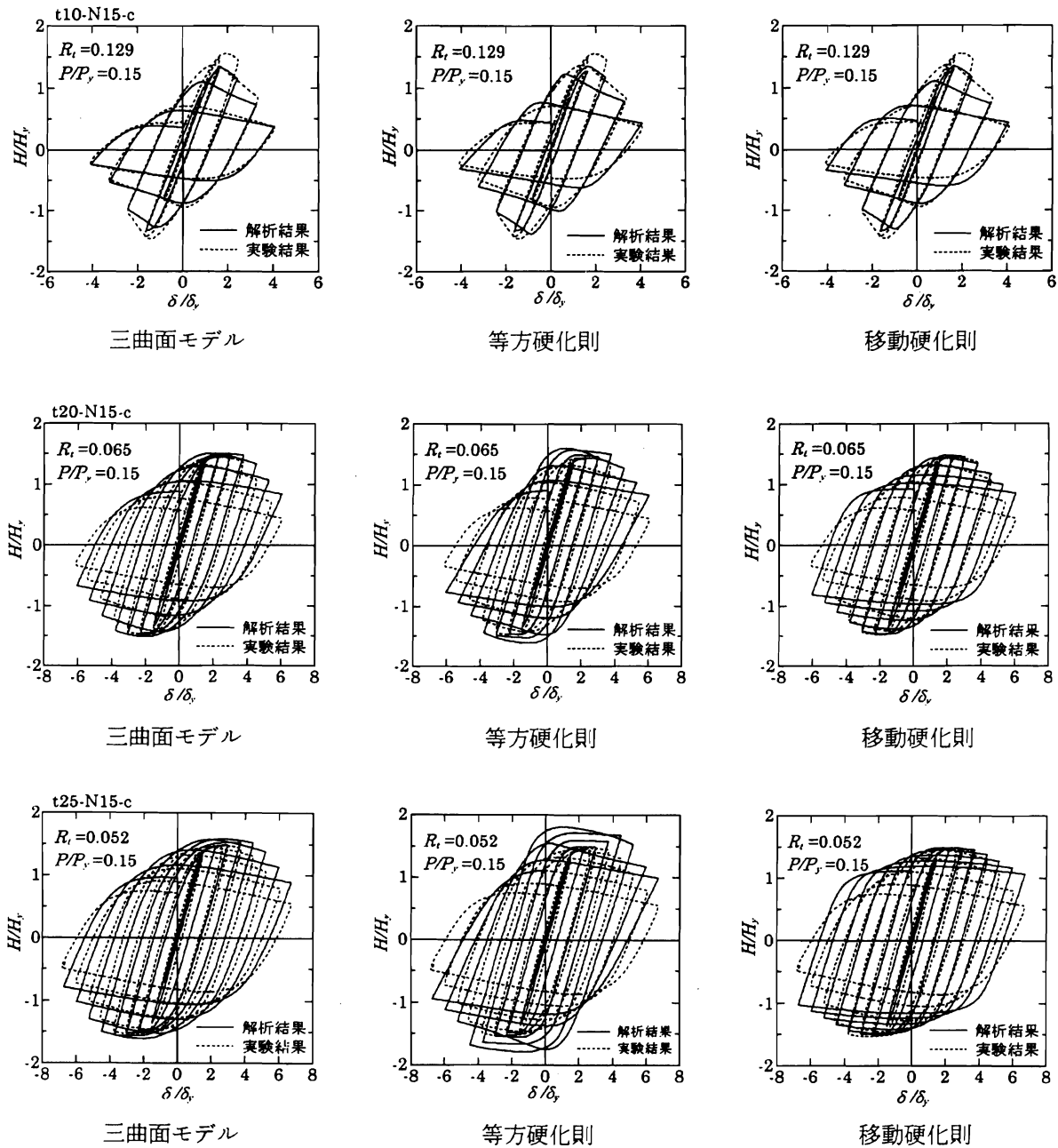
三曲面モデル

図-17 変形状態の比較（単調載荷実験：t15-N8-m）

5.2 繰り返し載荷

図-18に、繰り返し載荷における水平荷重-水平変位履歴曲線の解析結果を実験結果と比較して示している。(a) 図は軸力比を一定とし径厚比を変化させた場合、(b) 図は径厚比を一定とし軸力比を変化させた場合の結果である。ただし、試験体 t15-N15-c については重複を避けるため、(b) 図にのみ示している。同図において最大荷重に着目すると、三曲面モデルを用いる場合には、板厚が 1.0mm の試験体 t10-N15-c を除き、解析値は実験値とよく一致していることがわかる。試験体 t10-N15-c おける解析値と実験値との差は、単調載荷の場合と同様試験体の寸法公差および初期不整が一因と推察される。また、履歴ループの形状に関しても、三曲面モデルは径厚

比や軸力比によらず除荷時の剛性や強度低下等の繰り返し挙動を全領域にわたって精度良く再現できていることがわかる。一方、等方硬化則を用いる場合には、履歴ループ形状が実験値と異なっており、最大荷重を含めた各サイクルの耐荷力も過大に評価する傾向にある。これは、等方硬化則の場合には、降伏曲面の移動が考慮されずかつ拡大するモデルであるため、繰り返し載荷時のひずみ硬化が過大に見積もられるためと推察される。このような傾向は、他の研究者による数値解析^{(3),(9)}においても報告されている。また、移動硬化則の場合には、最大荷重時までは実験結果と良く一致しているものの、降伏曲面の縮小が考慮されていないため、除荷時の剛性が大き



(a) 軸力比を一定とし、径厚比パラメータを変化させた場合 ($P/P_y = 0.15$)

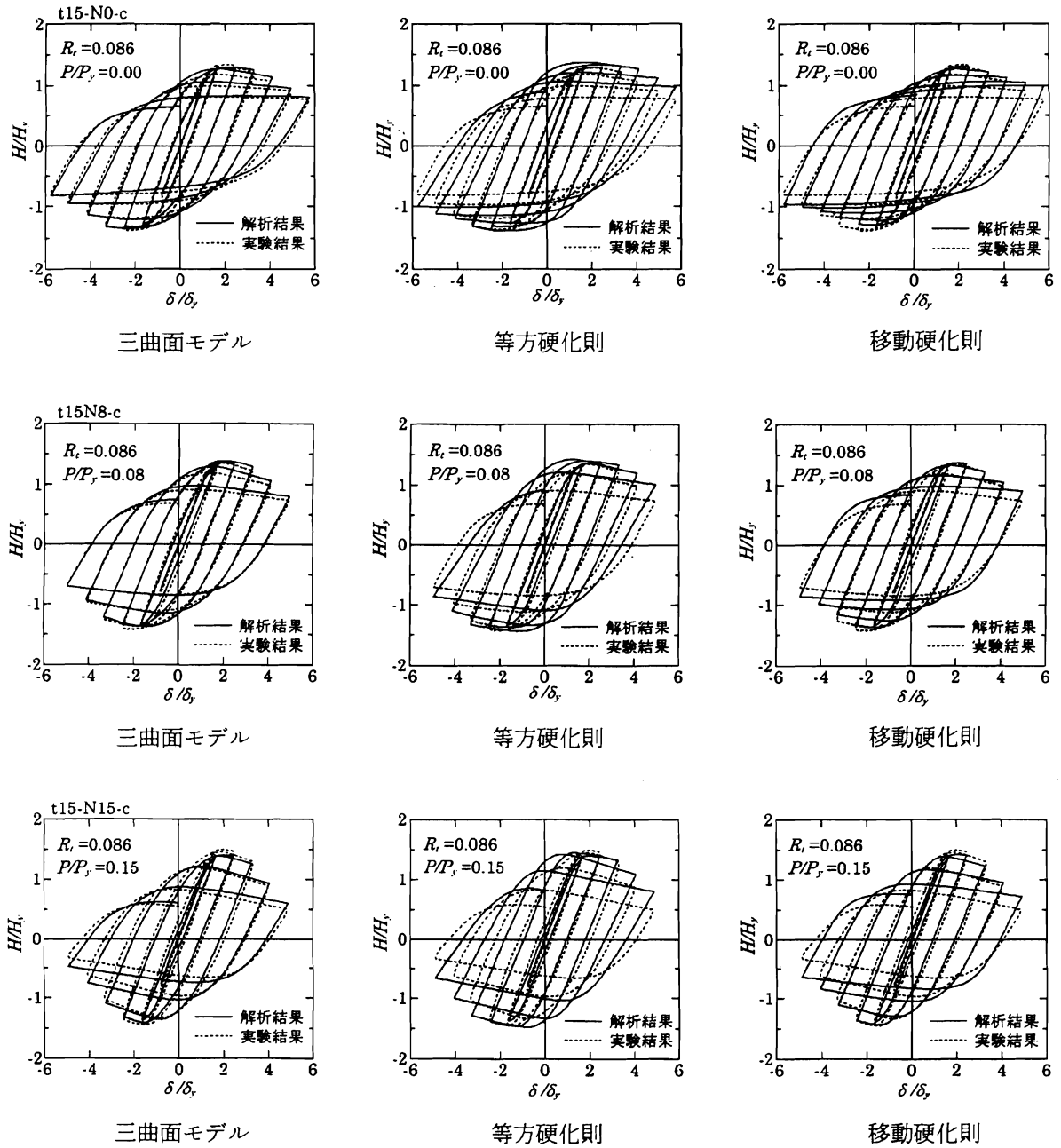
図-18 繰り返し載荷における解析結果と実験結果の比較

く見積もられ履歴ループが角張った形状となっている。

図-19には、試験体 t15-N8-c における実験終了後の座屈変形状態を各構成則モデルによる解析結果と比較して示している。同図より、三曲面モデルによる解析結果は、座屈発生位置、座屈幅および変形量等を正確に再現していることがわかる。一方、等方硬化則を用いる場合には、局部座屈は実験結果に比較してかなり上方に発生している。また、移動硬化則の場合には、座屈発生位置は実験結果とほぼ等しいものの、その変形量を小さく評価している。

6. まとめ

本研究では、鋼管橋脚の合理的な耐震設計法確立のための基礎データを蓄積することを目的として、鋼管橋脚模型を用いた単調および繰り返し水平荷重載荷実験を行った。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、それらに対する径厚比および軸力の影響について検討を行った。さらに、これらの実験結果を比較対象として、三曲面モデルの他、等方硬化則、移動硬



(b) 径厚比パラメータを一定とし、軸力比を変化させた場合 ($R_t = 0.086$)

図-18 (続き)

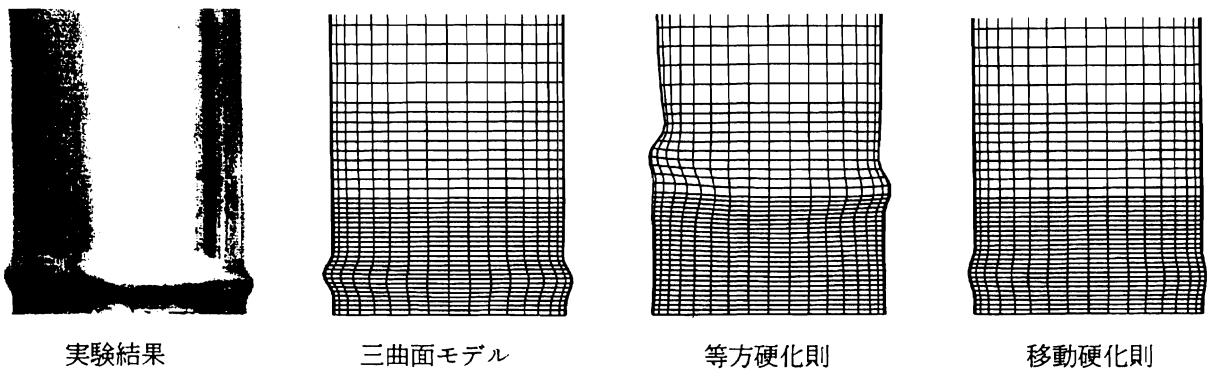


図-19 変形状態の比較 (繰り返し載荷実験: t15-N8-c)

化則を適用した弾塑性大変形有限要素解析を行い, 実験結果との比較から各構成則の適用性に関する検討を行った. 本研究では, 径厚比および軸力の異なる条件に対する解析を行い, 無次元水平荷重-水平変位曲線および実験後における座屈変形の状態に着目して検討を行った. 本実験の範囲内で得られた結果を要約すると,

- (1) 単調荷重では象の脚型の局部座屈が発生し, 繰返し荷重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.
- (2) いずれの荷重形態においても, 降伏水平荷重で無次元化した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, 最大荷重以降の強度低下は, 径厚比および軸力が大きいほど顕著である.
- (3) 最大荷重時水平変位 δ_m および降伏荷重点まで強度低下する時の水平変位 δ_u を降伏変位 δ_{yE} で無次元化することによって塑性率を評価すると, 径厚比が小さいほど塑性率 $\mu_m = \delta_m / \delta_{yE}$, $\mu = \delta_u / \delta_{yE}$ は大きい. また, その傾向は μ が μ_m より顕著である.
- (4) 等価減衰定数 h_e は径厚比および軸力が大きいほど増大する.

また, 弾塑性大変形有限要素解析から得られた結果を要約すると,

- (5) 三曲面モデルを用いることにより, 径厚比や軸力比によらず, 無次元水平荷重-水平変位曲線および変形状態等を精度良く解析できる.
- (6) 等方硬化則は耐荷力を過大に評価する傾向にあることから, 繰返し荷重を受ける鋼製橋脚の構成則としては適切ではないものと判断される.
- (7) 移動硬化則は, 最大荷重時までは実験結果を良く再現できるものの, 除荷時の剛性が大きく評価され履歴ループの形状を正しく再現できない.

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, (1991), pp. 93-106.
- (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返し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, (1990), pp. 235-247.
- (3) 後藤芳顯, 王 慶雲, 高橋宜男, 小畑 誠: 繰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, (1998), pp. 189-206.
- (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荷力実験, 土木学会論文集, 第 416 号, (1990), pp. 255-264.
- (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, 土木学会, (1997), pp. 161-168.
- (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, (1996), pp. 105-114.
- (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, (1997), pp. 107-118.
- (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, (1996), pp. 975-986.
- (9) 葛 漢彬, 高 聖彬, 宇佐美勉, 松村寿男: 鋼製パイプ断面橋脚の繰返し弾塑性挙動に関する数値解析的研究, 土木学会論文集, 第577号, (1997), pp. 181-190.
- (10) 安波博道, 寺田昌弘, 名取 暢, 寺尾圭史, 西川和廣: 弾塑性 FEM による鋼管柱載荷実験のシミュレーション解析, 鋼構造論文集, Vol. 3, No. 9, (1996), pp. 1-10.
- (11) 山口栄輝, 日野伸一, 阿部圭吾, 馬場 智, 村山隆之, 吉崎信之: 繰返し水平荷重を受ける鋼製R付箱形断面橋脚柱の有限要素解析, 鋼製橋脚の非線形数値解析と耐震設計に関する論文集, 土木学会, (1997), pp. 203-208.
- (12) ABAQUS/Standard User's Manual, Ver. 5.6, Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc., (1997).
- (13) (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).
- (14) (社) 土木学会鋼構造委員会: 座屈設計ガイドライン, (1987).
- (15) 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, (1975), pp. 43-51.
- (16) Dafalias, Y.E. and Popov, E.P.: Plastic internal variables formalism of cyclic plasticity, Journal of Applied Mechanics, Vol. 43, (1976), pp. 645-651.