

港湾空港技術研究所 資料

TECHNICAL NOTE

OF

THE PORT AND AIRPORT RESEARCH INSTITUTE

No.1288 September 2014

港湾構造物における鋼管のM- Φ 算定法

川端雄一郎
忽那 惇
加藤 絵万
大矢 陽介
小濱 英司
岩波 光保

独立行政法人 港湾空港技術研究所

Independent Administrative Institution,
Port and Airport Research Institute, Japan

目 次

要 旨	3
1. 緒言	4
1.1 背景	4
1.2 技術的課題	4
1.3 目的	5
2. 大径厚比の鋼管の構造性能	5
2.1 試験体	5
2.2 载荷実験	7
2.3 実験結果	8
2.4 考察	9
3. 大径厚比の鋼管に適用可能なM- Φ 関係算定法の検討	10
3.1 道示Vの鋼製橋脚のM- Φ 関係算定法	10
3.2 道示Vの鋼製橋脚のM- Φ 関係算定法の大径厚比の鋼管への適用性評価	11
3.3 M- Φ 関係算定法の修正と許容ひずみ ϵ_a の設定	12
3.4 提案算定法の精度の検証	14
3.5 径厚比と軸力比の影響を考慮した適用範囲の設定	14
4. 大径厚比の鋼管のM- Φ 関係算定法	16
5. 結言	16
6. おわりに	17
参考文献	17

M- Φ Model for Circular Steel Tube for Port Pier-type Structures

Yuichiro KAWABATA*
Jun KUTSUNA**
Ema KATO ***
Yousuke Ohya ****
Eiji KOHAMA *****
Mitsuyasu IWANAMI *****

Synopsis

This paper proposes the M- Φ model for circular steel tube with large scale diameter- to- thickness ratio (D/t). In port pier-type structures, steel pipe piles of which D/t is 100 are frequently used for construction. Full plastic moment of circular steel tube is generally calculated by multiplying plastic section modulus and yield stress of the steel. The previous research, however, pointed out that the calculated full plastic moment overestimates the actual one. The calculation method of M- Φ model proposed in the previous research cannot be applicable to circular steel tube with large D/t so that the model should be modified.

The modified M- Φ model is proposed in this paper, with special reference to “Specifications for Highway Bridges Part V Seismic Design”, which is currently used for road construction. The modified M- Φ model can calculate the experimental results (e.g. maximum horizontal load and horizontal displacement at the maximum load) within ± 30 % accuracy, according to 12 experimental results. The effects of axial force ratio on the maximum bending moment and ductility of circular steel tube are also investigated by using finite element (FE) analysis. Based on the FE analysis, the range in application of axial force ratio for modified M- Φ model is proposed as the function of D/t. This modified M- Φ model will be helpful for the seismic design of the port structure with steel pipe piles with large D/t.

Key Words: circular steel tube, M- Φ model, diameter- to- thickness ratio, axial force ratio

* Senior Researcher, Structural Mechanics Group
** Research Trainee, Structural Mechanics Group
*** Head, Structural Mechanics Group
**** Researcher, Earthquake and Structural Dynamics Group
***** Head, Earthquake and Structural Dynamics Group
***** Visiting Senior Researcher, LCM Research Center for Coastal Infrastructures
(Professor, Department of Civil Engineering, Tokyo Institute of Technology)
3-1-1 Nagase, Yokosuka, 239-0826 Japan
Phone : +81-46-844-5059 Fax : +81-46-844-0255 e-mail: kawabata-y@pari.go.jp

港湾構造物における鋼管の $M-\Phi$ 算定法

川端 雄一郎*・忽那 惇**・加藤 絵万***・大矢 陽介****・小濱 英司*****・岩波 光保*****

要 旨

平成 19 年に改正された「港湾の施設の技術上の基準・同解説（以下、港湾基準）」では、鋼管杭を構造部材とする構造物（以下、杭式構造物）のレベル 2 地震動に関する偶発状態に対する鋼管杭の照査項目として全塑性が規定されている。近年の杭式構造物では、経済設計という観点から、外径 D が大きく、板厚 t が薄い鋼管が用いられる場合が増えており、径厚比 (D/t) で 100 程度の大径厚比の円形鋼管が採用されるケースも少なくない。しかしながら、既往の研究から、径厚比が大きい鋼管は断面計算から算定される全塑性曲げモーメントが期待できないことが指摘されている。大径厚比の鋼管の構造性能を適切に評価できる $M-\Phi$ 関係算定法の構築が不可欠である。本研究は、道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編の $M-\Phi$ 関係算定法を参考に、材料構成則や許容ひずみの計算法を改良することで、大径厚比の鋼管に適用可能な $M-\Phi$ 関係算定法を提案した。提案した手法は、12 種類の載荷実験における最大水平荷重および最大荷重時の水平変位を $\pm 30\%$ の精度で算定ことができ、 D/t が 100 程度の鋼管に適用可能なことを示した。また、有限要素解析を用いて軸力比が鋼管の構造性能に与える影響について検討し、本論で提案した $M-\Phi$ 関係算定法に対する軸力比の適用範囲を D/t の関数として提案した。

キーワード：円形鋼管， $M-\Phi$ 関係，径厚比，軸力比

* 構造研究チーム主任研究官
** 構造研究チーム依頼研修生
*** 構造研究チームリーダー
**** 耐震構造研究チーム研究官
***** 耐震構造研究チームリーダー
***** ライフサイクルマネジメント支援センター 客員研究官（東京工業大学大学院理工学研究科教授）
〒239-0826 横須賀市長瀬3-1-1 港湾空港技術研究所
電話：046-844-5059 Fax：046-844-0255 e-mail: kawabata-y@pari.go.jp

1. 緒言

1.1 背景

平成 19 年に改正された「港湾の施設の技術上の基準・同解説（以下、港湾基準）」では、鋼管杭を構造部材とする構造物（以下、杭式構造物）の偶発状態のひとつであるレベル 2 地震動に対する鋼管杭の照査項目として全塑性が規定されている¹⁾。一般には、非線形地震応答解析で鋼管杭を含む構造物の一体解析がなされており、これにより杭と地盤の動的相互作用を考慮することが可能となっている。例えば直杭式横棧橋の耐震性能照査において、耐震強化施設（特定）の修復性の照査では当該棧橋を構成する杭の中に 2 箇所以上で全塑性に達している杭が存在しないことを、また耐震強化施設（標準）では 1 箇所のみで全塑性に達しているまたは全塑性に達していない杭が存在することを照査する。なお、港湾で用いられる杭は一般に円形の鋼管杭であることから、以降では鋼管として記載する。

平成 19 年の港湾基準では、鋼管の塑性域まで積極的に活用できるような設計体系に移行し、設計者の自由度が大幅に広がった。したがって、鋼管の弾塑性性状を十分に把握した上で設計することが望ましい。近年の杭式構造物では、経済設計という観点から、外径 D が大きく、板厚 t が薄い鋼管が用いられる場合が増えており、径厚比 (D/t) で 100 程度の鋼管が採用されるケースも少なくない。このような大径厚比（本論では、 $D/t=100$ 程度と定義する）の鋼管では、断面計算による全塑性曲げモーメントの算定に問題があることが指摘されており²⁾、大径厚比の鋼管を使用するにあたっては注意が必要である。港湾以外では、モデル化の適用範囲などから、用いる鋼管の径厚比に制限が設けられている技術基準が多い^{3), 4), 5)}。これは、鋼管の脆性的な破壊を防ぎ、十分な塑性変形性能を付与することを目的としたものである。次節に大径厚比の鋼管における技術的課題を記載する。

1.2 技術的課題

一般に、鋼管の全塑性曲げモーメント M_{pc} は以下の式で計算される。

$$M_{pc} = M_{p0} \cos\left(\frac{\alpha\pi}{2}\right) \quad (1)$$

$$\alpha = \frac{N}{N_y} \quad (2)$$

$$N_y = \sigma_y A \quad (3)$$

$$M_{p0} = Z_p \sigma_y \quad (4)$$

$$Z_p = \frac{D^3}{6} \left\{ 1 - \left(1 - \frac{2t}{D}\right)^3 \right\} \quad (5)$$

ここに、

M_{p0} : 軸力が作用しない場合の鋼管の全塑性曲げモーメント (kN・m)

α : 軸力比

N : 鋼管に作用する軸力 (kN)

N_y : 鋼管の降伏軸力 (kN)

σ_y : 鋼管の降伏点 (kN/m²)

A : 鋼管の断面積 (m²)

Z_p : 鋼管の全塑性断面係数 (m³)

D : 鋼管の外径 (m)

t : 鋼管の板厚 (m)

式(1)は実務において通常使用されるが、この式の問題点として、径厚比が大きいと算定される鋼管の全塑性曲げモーメントが期待できないことが指摘されている。津田・松井は鋼管の径厚比 (D/t) と軸力比をパラメータとした载荷実験を行っている²⁾。図-1.1 に津田・松井の実験結果を示す。なお、図中の M/M_{pc} 、 θ/θ_{pc} は計算値で無次元化している。 M_{pc} は軸力の影響を考慮して低減した全塑性モーメント、 θ_{pc} は軸力の存在による曲げ剛性の低下と変形後の力の釣合を考慮した弾性限界回転角である。 $D/t=21$ の試験体は軸力比によらず、ほぼ同様の弾塑性性状を示していることが分かる。一方、径厚比が大きくなるにしたがって軸力比の影響が異なる。径厚比が大き

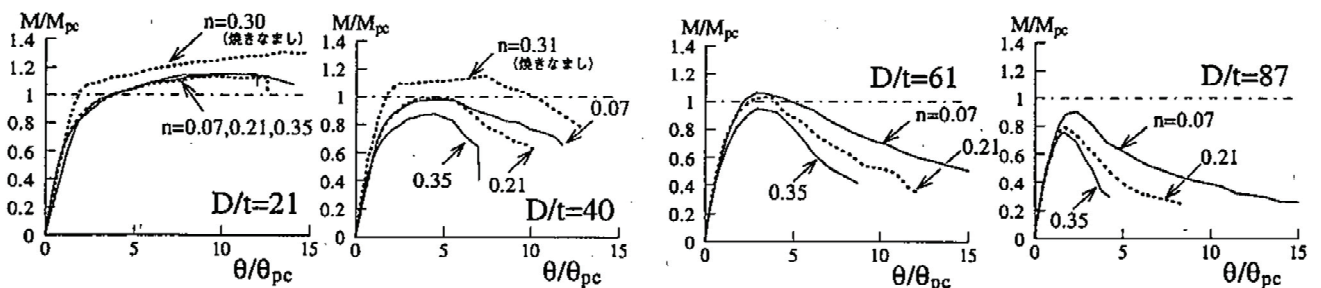


図-1.1 鋼管の弾塑性性状に与える径厚比 (D/t) と軸力 (n) の影響²⁾

(縦軸：曲げモーメント/全塑性モーメント，横軸：部材回転角/降伏時部材回転角，縦軸・横軸ともに計算値で規格化)

表-2.1 実験ケース

	試験体寸法		鋼材の材料特性			載荷実験の条件			
	径厚比 D/t	外径 D (mm)	降伏点 σ_y (N/mm ²)	ヤング係数 E (kN/mm ²)	鋼種	径厚比 パラメータ R_t	細長比 パラメータ $\bar{\lambda}$	軸力比 α (%)	載荷方法
No.1	100	450	318	209	SS400	0.126	0.3	12	繰返し載荷 (繰返し回数 2 回)
No.2		600	406	214		0.157	0.393	15	単調載荷
No.3		600	352	212		0.137	0.367		

くなるに伴って最大耐力は小さくなり、最大耐力後の抵抗力の低下が大きい。 $D/t = 40$ の試験体では、高軸力の場合には全塑性モーメントを期待できない。また、 $D/t = 87$ では、軸力比が 0.07 と小さい条件でも、最大モーメントが計算値の全塑性モーメント M_{pc} 以下である。これらの結果から、大径厚比の鋼管では、材料物性と幾何形状から計算される全塑性モーメントが期待できない可能性が高いことが分かる。

また、図-1.1 からわかる通り、 D/t が大きいと塑性変形性能が極端に低下する。これは、早期に局部座屈が発生・進展するためである。例えば、「平成 24 年道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編（以下、道示 V）」では、円形断面鋼製橋脚について、径厚比パラメータ R_t が 0.08 以下であれば、脆性的な破壊を防ぐことができるとしている³⁾。なお、降伏点 400 N/mm² 級の鋼材で試算すると R_t が 0.08 は径厚比 80 程度に相当する。

$$R_t = \frac{R\sigma_y}{tE} \sqrt{3(1-\nu^2)} \quad (6)$$

ここに、

R : 鋼管の半径 (mm)

E : 鋼管のヤング係数 (kN/mm²)

ν : 鋼材のポアソン比 (=0.3)

鋼管のうち全塑性を超えた箇所は塑性ヒンジとして取り扱われる。塑性ヒンジの成立条件は、当該箇所が抵抗力を保持したまま回転しなければならないが、このような局部座屈が早期に発生すると、その成立条件を満足しなくなる。

以上のように、大径厚比の鋼管の適用にあたっては、耐荷性能・変形性能の観点から十分に注意する必要がある。しかしながら、現状の断面計算では大径厚比の鋼管の $M-\Phi$ 関係を適切に算定することができない。また、他分野で用いられる $M-\Phi$ 関係算定法は大径厚比に対して適用範囲外である。したがって、大径厚比の鋼管に適用可能な $M-\Phi$ 関係算定法の構築が不可欠である。

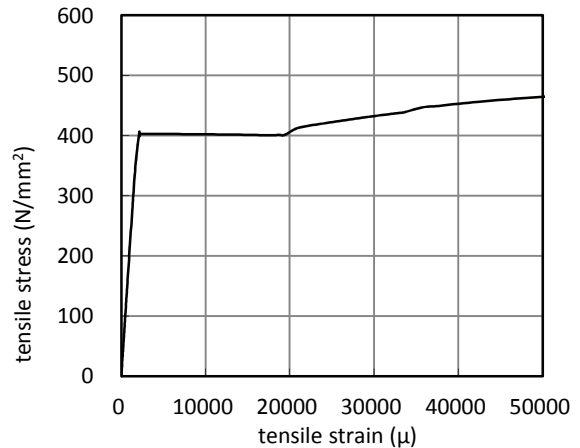


図-2.1 鋼材の応力-ひずみ関係 (No.2 試験体)

1.3 目的

本論の目的は、大径厚比の鋼管に適用可能な $M-\Phi$ 関係算定法の構築である。まず、大径厚比鋼管の構造性能について、載荷実験により把握した。また、鋼管の $M-\Phi$ 関係算定法として道示 V の方法を大径厚比鋼管に適用し、その精度について検証を行った。これらの検討を基に、材料構成則と後述する許容ひずみの算出法を改良し、大径厚比の鋼管に適用可能な算定法を提案した。さらには、鋼管の構造性能に及ぼす軸力の影響について、有限要素解析によるパラメトリックスタディを行い、軸力比の適用範囲を径厚比の関数として提案し、港湾の杭式構造物の耐震設計における大径厚比鋼管の $M-\Phi$ 関係算定法を提案した。

2. 大径厚比の鋼管の構造性能

本章では、大径厚比の鋼管の構造性能について、載荷実験により明らかにし、既往の研究との比較を行った。

2.1 試験体

$D/t = 100$ の鋼管を製作し、載荷実験を行った。表-2.1

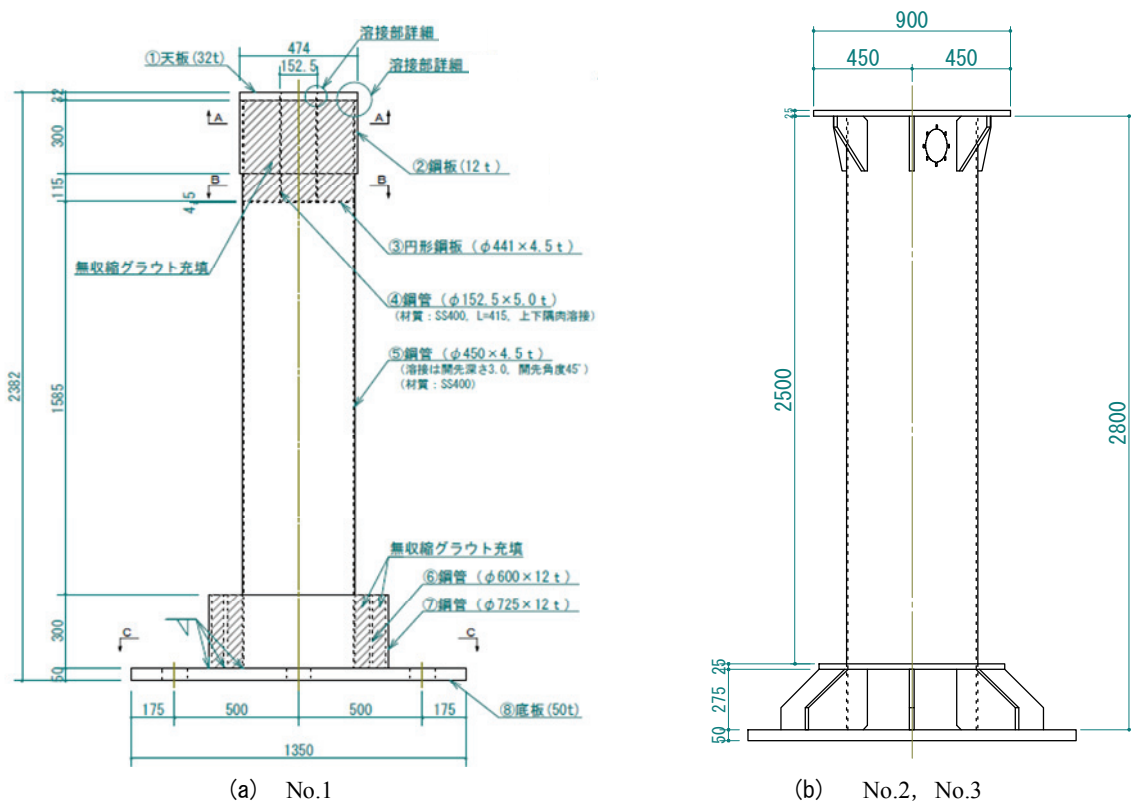


図-2.2 試験体諸元 (単位: mm)



(1) No.1 (二重鋼管方式)



(2) No.2, No.3 (ベースプレート方式)

写真-2.1 試験体基部の固定方法

に実験ケースを示す。いずれの試験体も $D/t=100$ であるが、No.1 では $D=450$ mm, No.2 および No.3 では $D=600$ mm である。また、No.2, No.3 では材料特性として降伏点が異なる。鋼種は SS400 とし、鋼管の造管時には鋼板の圧延方向を鋼管軸方向とした。材料特性を把握するための試験片は、造管後の鋼管軸方向より 3 本採取した。図-2.1 に No.2 の鋼材の応力-ひずみ関係を一例として示す。本実験で使用した鋼材は 20000μ からひずみ硬化を生じていることがわかる。表-2.1 には鋼材の材料特性もあわせて示している。径厚比パラメータ R_t は道示 V の適

用範囲 ($0.03 \leq R_t \leq 0.08$) 外である。

図-2.2 に No.2 および No.3 の試験体の諸元を代表として示す。試験体は、鋼管部に対して上下鋼板の接触部を開先溶接とし、鋼板および鋼管と補剛材の接触部は隅肉溶接とした。また、試験体の基部は No.1 では二重鋼管方式、No.2 および No.3 ではベースプレート方式とした(写真-2.1)。二重鋼管方式では、荷重対象の鋼管よりも外径の大きな 2 つの鋼管 (外管、 $D=600$ mm, $D=750$ mm) を底板に溶接し、対象の鋼管と外管の隙間にグラウトを充填した。ベースプレート方式では、鋼管を底板に溶接し、

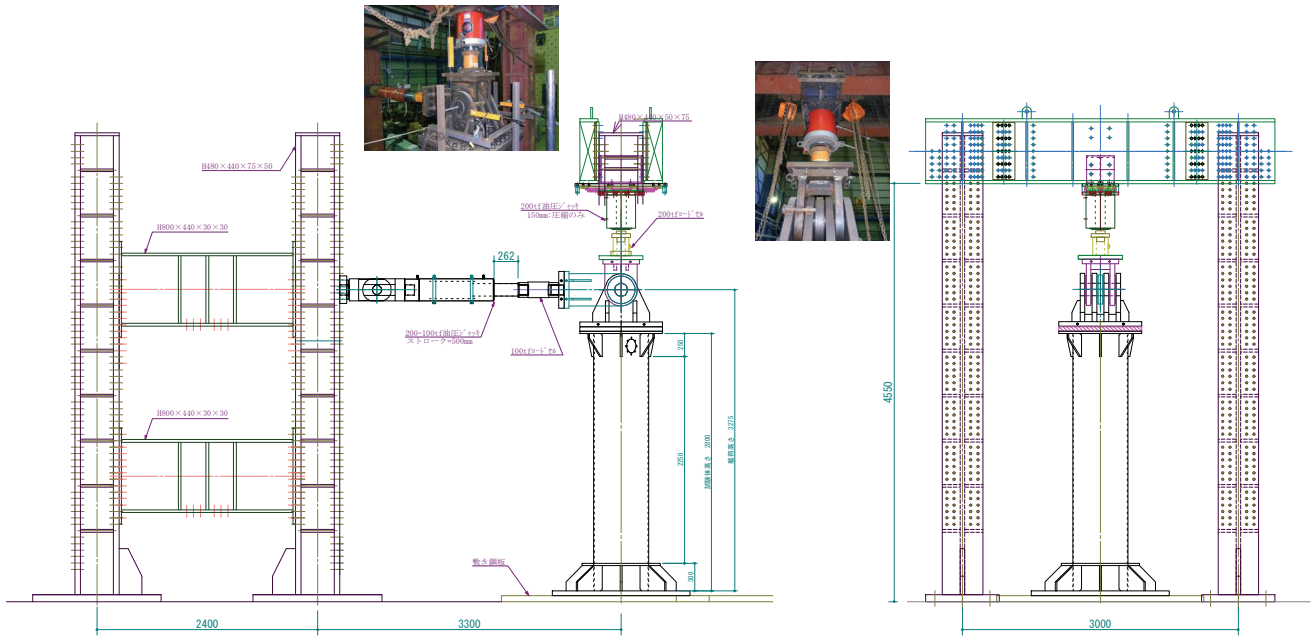


図-2.3 荷重実験の方法 (単位: mm)

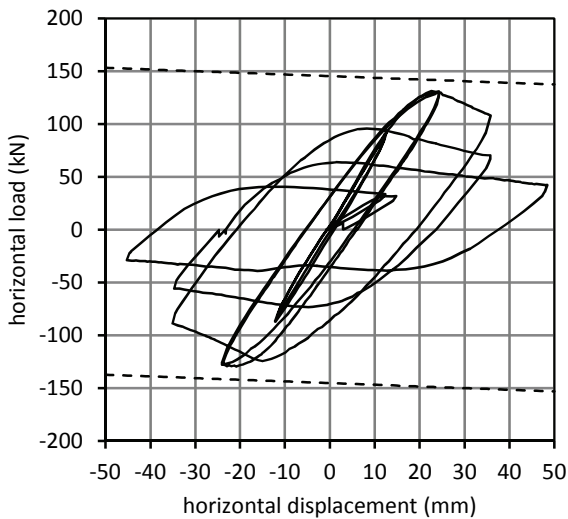


図-2.5 水平荷重-水平変位関係 (No.1)

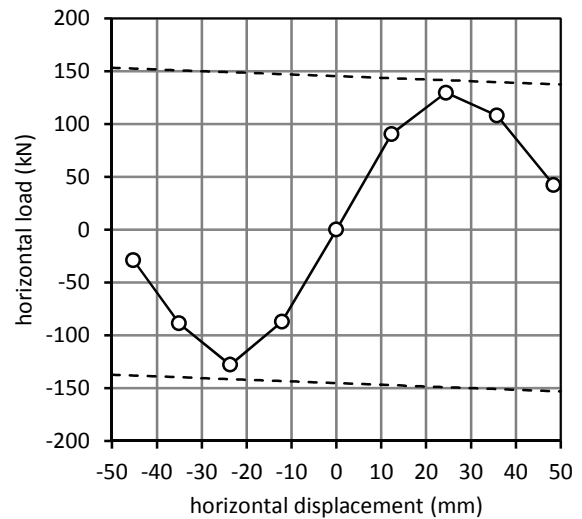


図-2.6 水平荷重-水平変位関係の包絡線 (No.1)

中空の鋼板を底板から 300mm の高さに設置して鋼管と中空鋼板を溶接して固定した。中空鋼板と底板の間には補剛材を溶接し、剛な状態とした。

表-2.1 に示す細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ は式(7)により算出した。

$$\bar{\lambda} = \frac{l}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \cdot \frac{l}{r} \quad (7)$$

ここに、

l : 部材の有効座屈長

r : 部材の総断面の断面二次半径

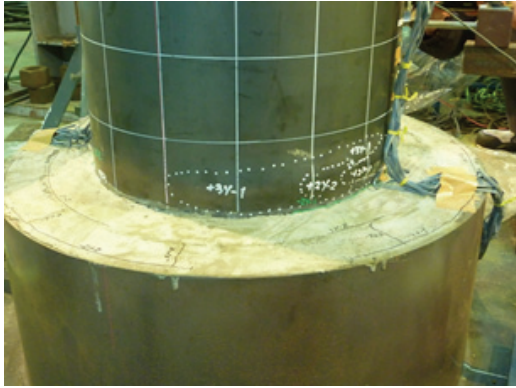
2.2 荷重実験

図-2.3 に荷重実験の方法を示す。試験体は不陸調整を

行った上で反力床に強固に固定した。試験体には、鉛直荷重と水平荷重を導入できるような荷重フレームを設置し、荷重用油圧ジャッキを試験体頭部とピン結合した。

荷重実験は、試験体に一定の軸力を与えた状態で水平力を作用させる荷重方法とした。鋼管試験体に導入した軸力比は No.1 で 12%、No.2 および No.3 で 15%とした。軸力は $\pm 5\%$ となるよう管理した。

No.1 では正負交番繰返し荷重実験、No.2 および No.3 では単調荷重実験とした。No.1 では、鋼管ひずみが降伏ひずみ ($=\sigma_y/E$) に達した時点以降を降伏変位 ($1\delta_y$) とした。 $1\delta_y$ の押し引き荷重をそれぞれ 2 回繰返した後、 $2\delta_y$ を基準として繰返し荷重 (繰返し回数 2 回) を行い、その後基準とする変位を整数倍 ($n\delta_y$) に増加させながら正負



(a) $+3\delta_y-1$



(b) $+4\delta_y-1$

写真-2.2 試験体基部の局部座屈 (No.1)

交番荷重試験を行った。本論では、油圧ジャッキが試験体を押す方向の荷重を+の値で、引く方向の荷重を-の値で表記する。また、各荷重ステップにおいて、水平荷重は押し側から開始した。本論では、 $(n\delta_y)$ - (繰返し回数) として表記する。

荷重実験中、鉛直荷重および水平荷重、水平変位および鉛直変位、鋼管表面ひずみを計測した。計測は、荷重制御で 5kN ピッチ、変位制御で 0.5mm ピッチとした。

2.3 実験結果

(1) 正負交番荷重試験 (No.1試験体)

図-2.4 に No.1 試験体の水平荷重と荷重点の水平変位の関係を、図-2.5 に水平荷重-水平変位関係の包絡線を示す。なお、図中の点線は計算から求めた $P-\delta$ 効果を考慮した剛塑性崩壊直線であり、式(8)で求めた。この時、全塑性モーメント M_{pc} の計算には材料試験結果を用いた。

$$H = M_{pc}/h - N\delta/h \quad (8)$$

ここに、

- H : 水平荷重 (kN)
- h : 荷重点高さ
- δ : 荷重点水平変位 (m)
- N : 軸力 (kN)

図より、変位の増加に伴って水平荷重が増加し、 $\pm 2\delta_y-1$ において水平荷重が最大となった。 $+3\delta_y-1$ で鋼管の基部に局部座屈と思われる膨らみが確認された (写真-2.2(a))。その後、その膨らみが徐々に大きくなり、それに伴って水平荷重が低下した。 $\pm 3\delta_y-2$ では局部座屈が目視にて容易に確認できるようになるとともに水平荷重の低下割合が大きくなった。 $+4\delta_y-1$ では鋼管基部に明確な局部座屈が確認された (写真-2.2(b))。この時、水平荷重は最大荷重の半分以下となった。なお、試験体基部の二重鋼管部のグラウトにひび割れはほとんど発生しな

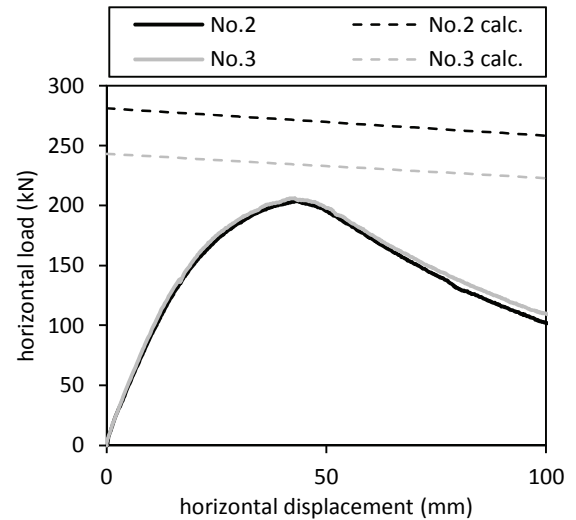


図-2.7 水平荷重-荷重点変位関係 (No.2, No.3)

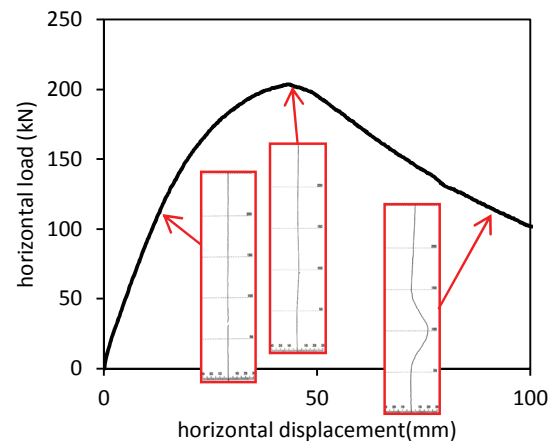


図-2.8 局部座屈の進行過程 (No.2)

かった。

計算値の剛塑性崩壊直線と実験結果を比較すると、実験値は計算値に達しておらず、津田・松井の指摘の通り、大径厚比では全塑性モーメントが期待できないことがわかる。 $P-\delta$ 効果を考慮した最大荷重の計算値に対する実

験値の比は正負ともに90%であった。

(2) 単調荷重試験 (No.2, No.3試験体)

図-2.7にNo.2試験体およびNo.3試験体の水平荷重-荷重点変位関係を示す。図中の点線の calc.は、 $P-\delta$ 効果を考慮した剛塑性崩壊直線である。No.2, No.3ともに同様の荷重-変位関係を示した。最大荷重はNo.2で203 kN, No.3で206 kNであり、その時の荷重点変位はNo.2で42.9 mm, No.3で41.6 mmであった。また、No.2, No.3ともに実験値が計算値に達しなかった。計算値に対する実験値の比は、No.2で75%, No.3で88%であった。

図-2.8にNo.2の鋼管基部における座屈進行状況を示す。最大荷重時においては目視では局部座屈は確認できなかったものの、その後急激に局部座屈の進行とともに水平荷重の低下が認められた。最大荷重時の鋼管基部圧縮側のひずみは約10000 μ であった。図-2.1に示した通り、鋼材のひずみ硬化は20000 μ 程度から生じている。最大荷重時の鋼管基部圧縮側のひずみは鋼材のひずみ硬化が発揮されるひずみよりも小さい。したがって、大径厚比の鋼管ではひずみ硬化が生じる以前に局部座屈が発生・進展したと考えられる。

2.4 考察

(1) 全塑性モーメントの低減率

荷重実験結果より、 $D/t = 100$ のいずれの試験体も全塑性モーメントを期待できない結果となった。ここで、試験体の寸法や材料特性の影響を排除するため、降伏荷重および降伏変位の計算値で正規化し、それぞれの結果を比較した。降伏荷重 P_y 、降伏変位 (δ_y) の計算値は式(9)、(10)により求めた。

$$P_y = \left(\sigma_y - \frac{N}{A} \right) \frac{Z_e}{h} \quad (9)$$

$$\delta_y = \frac{P_y h^3}{3EI} \quad (10)$$

ここに、

Z_e : 断面係数

I : 断面二次モーメント

図-2.9に計算値で正規化した実験結果を示す。縦軸および横軸が1を示す箇所は鋼管の降伏荷重および降伏変位の理論値である。No.1の実験値は理論値とほぼ同じであるのに対して、No.2およびNo.3では降伏変位時の荷重が小さい。これは、試験体の固定方法に起因すると思われる。No.2, No.3ではベースプレートと鋼管の溶接によって残留応力が発生したことが推察される。

最大荷重に着目すると、降伏荷重の計算値に対して1.07~1.31倍、最大荷重の計算値に対して0.84~0.87倍であり、

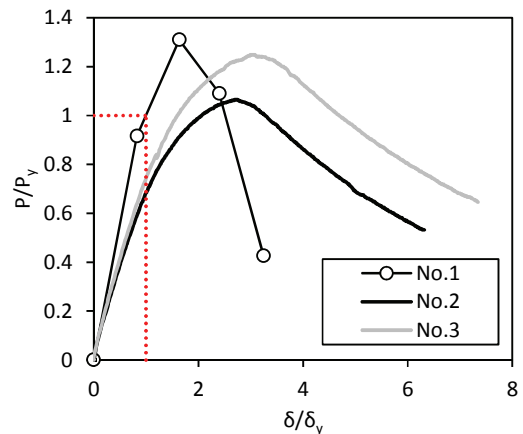


図-2.9 実験結果の比較
(降伏荷重と降伏変位の計算値で規格化)

表-2.2 M_{pc} 低減率の計算値と実験値

	基準化 径厚比 β	M_{max}/M_{pc} 計算値	M_{max}/M_{pc} 実験値
No.1	0.15	0.87	0.90
No.2	0.19	0.84	0.75
No.3	0.17	0.86	0.88

全塑性モーメントを期待できないことが確認された。津田・松井²⁾は D/t が21~87の鋼管の荷重実験結果に対して、最小二乗法で式(11)の通り近似し、全塑性モーメントの低減率 (M_{max}/M_{pc}) を与えている。

$$M_{max}/M_{pc} = -0.000219\beta^2 + 0.0265\beta^1 + 0.704 \quad (11)$$

ここに、

β : 基準化径厚比 ($= (D/t)(\sigma_y/E)$)

表-2.2に実験値と計算値の比較を示す。表より、No.1およびNo.3の計算値は実験値とほぼ同じ値となった。一方、No.2については、計算値よりも実験値が9%小さい結果となった。No.2とNo.3は同じ寸法の試験体であり、材料物性が異なる。したがって、No.2とNo.3の差異について、鋼材の降伏後の特性や溶接残留応力の違いが影響している可能性が考えられる。これらについては今後の課題であるが、 $D/t = 100$ レベルの鋼管の全塑性モーメントの低減率についても、式(11)によって概ね評価できることがわかった。

(2) 変形性能

荷重実験結果より、大径厚比の鋼管は変形性能に乏しいことが確認された。ここで、大径厚比の鋼管の変形性能について、津田・松井の提案する評価指標²⁾で考察する。

上述した通り、塑性ヒンジは、全塑性後にその抵抗力を保持したまま十分に回転できる必要がある。最大荷重後の $0.95M_{max}$ に対応する変形角を θ_{95} として、 R_{95} を式(12)で定義している。

$$R_{95} = \theta_{95} / \theta_{pc} - 1 \quad (12)$$

$$\theta_{pc} = M_{pc} \left\{ 1 - \frac{\sqrt{\frac{P}{EI}L}}{\tan\left(\sqrt{\frac{P}{EI}L}\right)} \right\} / (P \cdot L) \quad (13)$$

ここに、

L : 試験体基部から荷重点までの距離

P : 水平荷重

この変形能力 R_{95} は、津田・松井の実験結果に対して、基準化径厚比 β の関数として式(14)のように回帰されている。

$$R_{95} = 0.00247\beta^2 + 0.572\beta - 2.4 \quad (14)$$

本論で実施した荷重実験の結果を津田・松井らの実験結果にプロットした図を図-2.10に示す。 R_{95} の計算結果によれば、No.1で0.96、No.2で1.52、No.3で1.18となり、式(14)と調和的な傾向を示した。

3. 大径厚比の鋼管に適用可能な M- Φ 関係算定法の検討

2章において、大径厚比の鋼管では、全塑性モーメントが期待できず、また変形性能に乏しいことが分かった。また、2章では変形性能として部材変形角を用いたが、港湾分野の実務においては曲率の算定法が必要となる。鋼管のM- Φ 関係の算定手法としてはいくつか提案されており、道路橋などの実務では道示Vの鋼製橋脚の方法が用いられている。しかしながら、この算定法は適用範囲が $0.03 \leq R_t \leq 0.08$ となっており、大径厚比の鋼管への適用性に関する検証はなされていない。

本章では、道示Vの鋼製橋脚のM- Φ 関係算定法について概説し、この手法を参考に大径厚比の鋼管のM- Φ 関係を算定可能なよう改良し、その精度について検討した。

3.1 道示Vの鋼製橋脚のM- Φ 関係算定法³⁾

道示Vによれば、コンクリートを充填しない円形鋼製橋脚のM- Φ 関係(図-3.1)は次の通り設定する。

- 1) 維ひずみは中立軸からの距離に比例する。
- 2) 鋼材およびコンクリートの応力-ひずみ曲線並びに鋼材の許容ひずみはiii)による。
- 3) M- Φ 関係は図-3.1に示すトリリニア型のモデルを用いて算出する。剛性変化点および骨格曲線は、次

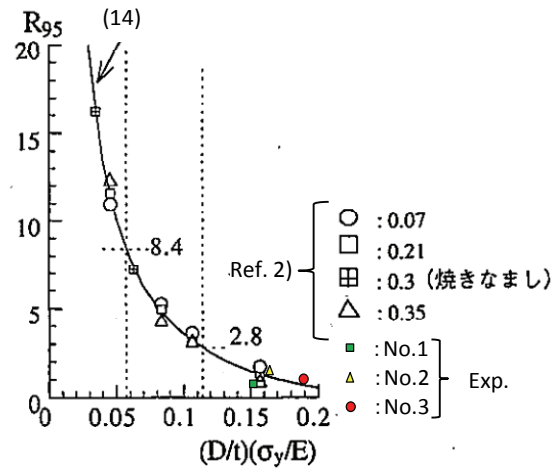


図-2.10 基準化径厚比と変形能力の関係

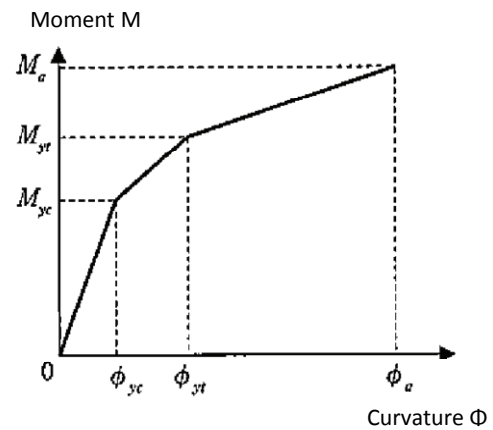


図-3.1 トリリニア型 M- Φ 関係³⁾

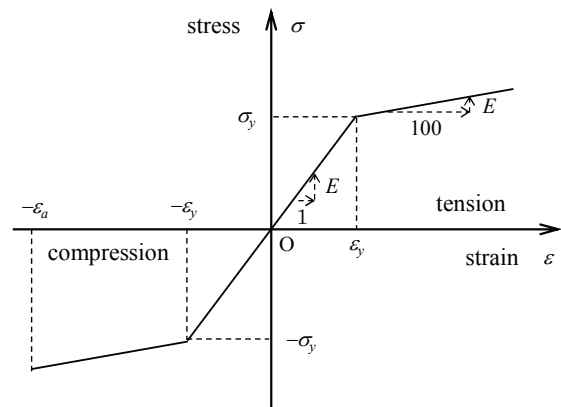


図-3.2 鋼材の応力-ひずみ曲線(道示V)³⁾

により設定する。この場合、軸力及び偏心モーメントの影響は考慮する。

- i) 円柱断面のコンクリートを充填しない鋼製橋脚の場合においては、圧縮縁の鋼材の板厚中心位置における圧縮ひずみが降伏ひずみに達するときの曲率

表-3.1 実験ケース(既往の実験結果^{6),7)}を含む)

		外径 D (mm)	板厚 t (mm)	径厚比 D/t (mm)	径厚比 パラ メータ R_t	細長比 パラ メータ $\bar{\lambda}$	軸力比 α	鋼種	降伏点 σ_y (N/mm ²)	備考
本実験	No.1(CR)	450.0	4.5	100.0	0.126*	0.30	0.15	SS400	318	繰返し回数 2 回
	No.2	600.0	6.0	100.0	0.157*	0.39	0.15	SS400	406	
	No.3	600.0	6.0	100.0	0.137*	0.37	0.15	SS400	352	
小野ら	No.6(CR)	900.0	16.0	56.3	0.076	0.28	0.14	SM490	344	繰返し回数 1 回
	T7(CR)	900.0	16.0	56.3	0.077	0.41	0.12	SM490	348	繰返し回数 1 回
	KC-1(CR))	600.0	20.0	30.0	0.033	0.37	0.09	SS400	276	繰返し回数 1 回
	KC-2 1	850.0	13.0	65.4	0.111*	0.32	0.15	SM490Y	430	
	KC-2 3(CR)	850.0	13.0	65.4	0.094*	0.30	0.17	SM490	366	繰返し回数 3 回
	No.8	900.0	9.0	100.0	0.114*	0.26	0.12	SS400	290	
	No.29	900.0	9.0	100.0	0.121*	0.27	0.20	SS400	309	
	A9	400.0	9.0	44.4	0.082*	0.39	0.10	SKK490	470	
A7	400.0	7.0	57.1	0.093*	0.37	0.11	SKK490	415		

*太字は径厚比パラメータ R_t が適用範囲外のデータである

*は許容ひずみ ϵ_a がマイナスとなるため道示 V の計算の対象外とした。

と曲げモーメント (Φ_{yc} , M_{yc}) の点, 引張縁の鋼材の板厚中心位置における引張ひずみが降伏ひずみに最初に達するときの曲率と曲げモーメント (Φ_{yt} , M_{yt}) の点ならびに圧縮縁の鋼材の板厚中心位置における圧縮ひずみが許容ひずみに最初に達するときの曲げモーメントおよび曲率により設定した許容曲率と許容曲げモーメント (Φ_a , M_a) の点を結ぶことによりトリリニアモデルを設定する。

- ii) 鋼材の応力-ひずみ曲線は図-3.2 に基づき, 式(15)により算出する。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_s &= -\sigma_y + \frac{E_s}{100}(\epsilon_s + \epsilon_y) & (-\epsilon_a \leq \epsilon_s < -\epsilon_y) \\ \sigma_s &= E_s \epsilon_s & (-\epsilon_y \leq \epsilon_s \leq \epsilon_y) \\ \sigma_s &= \sigma_y + \frac{E_s}{100}(\epsilon_s - \epsilon_y) & (\epsilon_s > \epsilon_y) \end{aligned} \right\} (15)$$

ここに,

- σ_s : 鋼材の応力
- ϵ_y : 鋼材の降伏ひずみ
- E_s : 鋼材のヤング係数
- ϵ_s : 鋼材のひずみ
- ϵ_a : 鋼材の許容ひずみ

- iii) 鋼製橋脚の断面形状に応じて許容変位に対応する許容ひずみ ϵ_a を求める。円形断面の場合, 以下の式(16)により求める。この場合, 式(16)の適用範囲は, $0.03 \leq R_t$ (径厚比パラメータ) ≤ 0.08 , $0.2 \leq \bar{\lambda}$ (細長

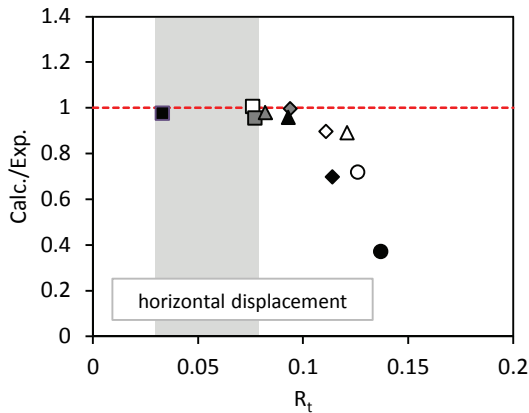
比パラメータ) ≤ 0.4 , $0 \leq N/N_y$ (軸力比) ≤ 0.2 である。

$$\frac{\epsilon_a}{\epsilon_y} = 20 - 140R_t \quad (16)$$

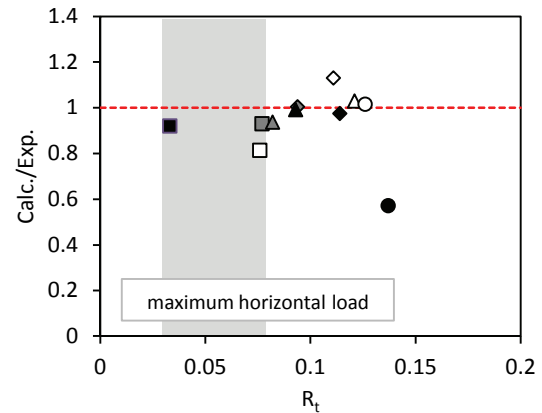
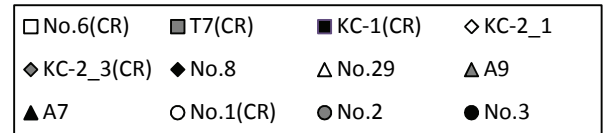
3.2 道示VのM- Φ 関係算定法の大径厚比の鋼管への適用性評価

上述のM- Φ 関係算定法を用いて, 2章の実験および既往の実験^{6),7)}について, 最大荷重および最大荷重時の水平変位を計算し, 実験結果と比較した。ここで, 大径厚比では全塑性モーメントが問題となることから, 本論では許容曲げモーメントおよび許容曲率 (Φ_a , M_a) に着目した検討を行った。表-3.1に対象とした実験ケースを示す。実験ケースのうち, (CR)と記載したものは正負交番載荷試験であり, 備考に載荷試験の繰返し回数を表記している。ただし, 最大水平荷重以内の範囲であれば, 水平荷重や水平変位の特性に影響はないという既往の研究成果⁸⁾に基づき, ここではそれらの影響は考慮せず試験結果を同一に評価できるものとした。また, 径厚比パラメータのうち太字は道示Vの径厚比の適用範囲 ($0.03 \leq R_t \leq 0.08$) 外のデータである。なお, No.2 (表中に☆印で付記) では, 許容ひずみ ϵ_a が $-1.98 \epsilon_y$ で負として算定されたため計算の対象外とした。

図-3.3(a)に径厚比パラメータと水平変位の実験値に対する計算値の比 (Calc./Exp.) の関係を示す。なお, 図



(a) 水平変位



(b) 最大水平荷重

図-3.3 径厚比パラメータ R_t と計算値/実験値の関係 (道示 V の算定法)

中には道示 V の径厚比パラメータの適用範囲をハッチングして示した。図より、道示 V の径厚比パラメータの適用範囲内では、計算値が実験値とほぼ一致していることがわかる。一方、径厚比パラメータが大きくなると、水平変位の計算値は実験値よりも小さくなった。特に、 $D/t = 100$ の鋼管の No.3 試験体では、計算値が実験値の 37% となった。したがって、径厚比パラメータが適用範囲よりも大きな場合、曲率の算定が適切ではない。図-3.3 (b) に径厚比パラメータと最大水平荷重の実験値に対する計算値の比 (Calc./Exp.) の関係を示す。図より、No.3 を除いて、計算値は実験値の $\pm 20\%$ の範囲で算定できている。ただし、No.3 試験体では計算値は実験値の 60% となっており、大径厚比鋼管への適用性は十分でない可能性が指摘できる。以上の結果から、道示 V の $M-\Phi$ 関係算定法は大径厚比の鋼管にそのまま適用することは困難であり、改良が必要といえる。

3.3 $M-\Phi$ 関係算定法の修正と許容ひずみ ϵ_a の設定

本論では、上述した道示 V の $M-\Phi$ 関係算定法のうち鋼材の材料構成則を修正し、大径厚比の鋼管に適用可能なよう拡張することを試みた。また、修正した算定法を用いて表-3.1 の実験結果の水平変位を算定できるよう許容ひずみ ϵ_a を設定した。以下に具体的な内容を示す。

(1) 材料構成則の修正

道示 V では、鋼材のひずみ硬化による二次勾配として $E_s/100$ を与えているが、大径厚比鋼管ではひずみ硬化が発現する前に局部座屈が発生する。図-3.4 に、既往の研究で整理された鋼管の最大耐力時のひずみと径厚比の関係

を示す^{9), 10)}。図中の曲線は、軸圧縮応力を受ける鋼管の局部座屈ひずみを求める式(17)として用いられている。

$$\epsilon_{max} = 0.44 \frac{t}{D} \quad (17)$$

図より、最大荷重時のひずみは径厚比が大きくなるほど小さくなることがわかる。 $D/t = 50$ の鋼管であっても 10000μ 程度のひずみで最大荷重に至ることを意味している。 $D/t = 50$ の鋼管について、鋼材の降伏点を 235 N/mm^2 、ヤング係数を 200 kN/mm^2 と仮定すると、 R_t はおよそ 0.08 である。 $R_t = 0.08$ から求まる許容ひずみは $8.8\epsilon_y$ ($\epsilon_y = \sigma_y/E_s = 1175\mu$) であり、約 10000μ と計算される。これらの計算結果から、最大水平荷重の算定において鋼材のひずみ硬化の影響を無視することが設計としては安全側の算定になると考えられる。したがって、大径厚比の鋼管の $M-\Phi$ 関係の算定ではひずみ硬化を考慮せず、二次勾配をゼロと設定した。

また、港湾基準に準じ、図-3.5 の通り鋼管の圧縮降伏応力を細長比に応じて低減した¹⁾。港湾構造物では細長比の大きいのが特徴であり、道示 V の適用範囲外となる鋼管がほとんどである。しかしながら、SS400 や SM490 などは港湾基準の対象となっていない。したがって、本論では鋼種を降伏点 400 N/mm^2 級と 490 N/mm^2 級で区分して、圧縮降伏応力の低減率を材料強度に乗じることとした。

(2) 許容ひずみ ϵ_a の設定

上述した材料構成則を用いて、許容ひずみ ϵ_a の設定を小野らと同様の方法⁶⁾で行った。まず、最大荷重時の水平変位に対応するひずみ ϵ_a を仮定する。次に、図-3.1 の $M-\Phi$ 関係、図-3.6 の鋼材構成則を用い、また図-3.7 に示す鋼管

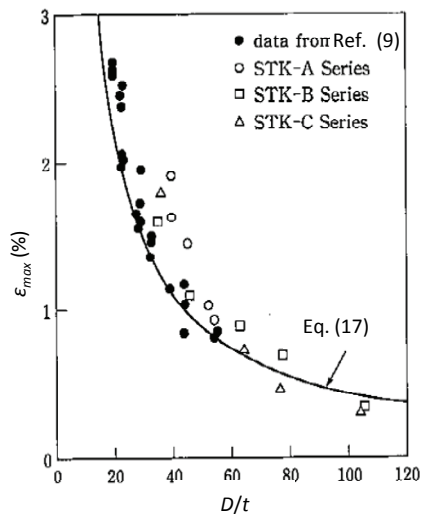


図-3.4 鋼管の最大耐力時のひずみ-径厚比関係¹⁰⁾

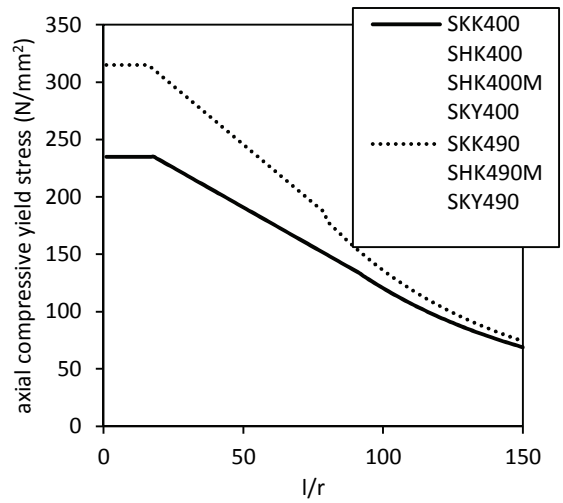


図-3.5 細長比 (l/r) と軸方向圧縮降伏応力の関係

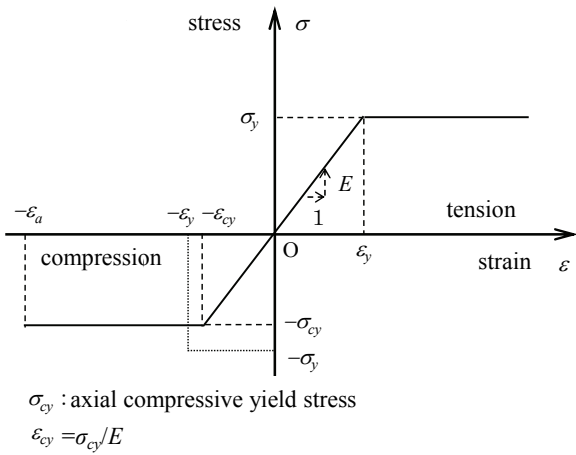


図-3.6 鋼材の応力-ひずみ曲線 (提案手法)

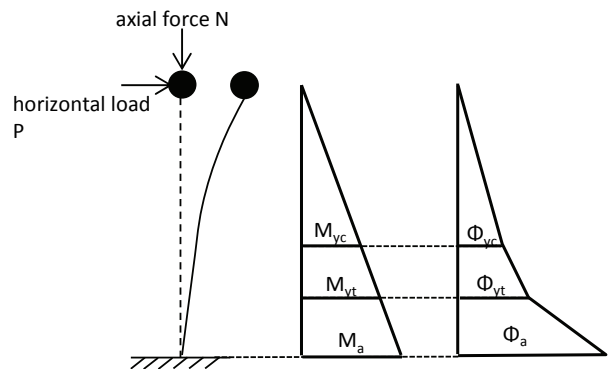


図-3.7 仮定したモーメントおよび曲率分布

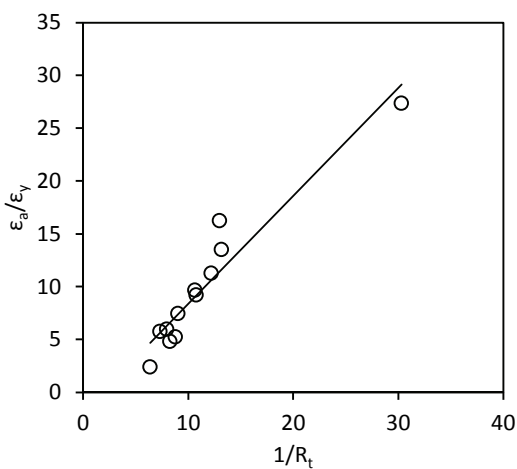


図-3.8 $1/R_t$ と ϵ_a/ϵ_y の関係

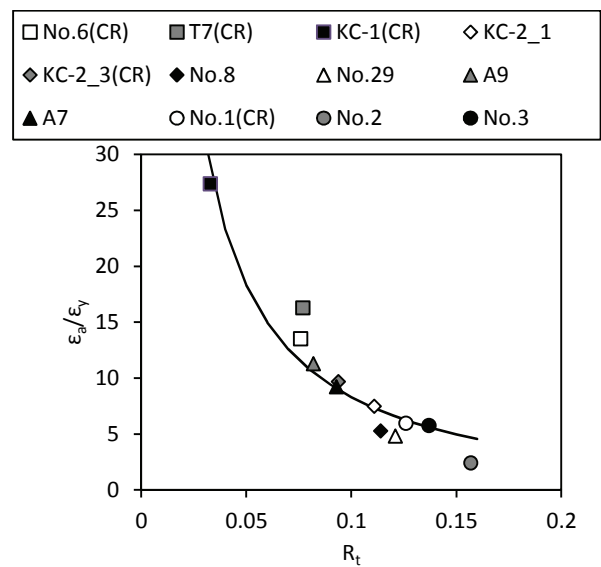
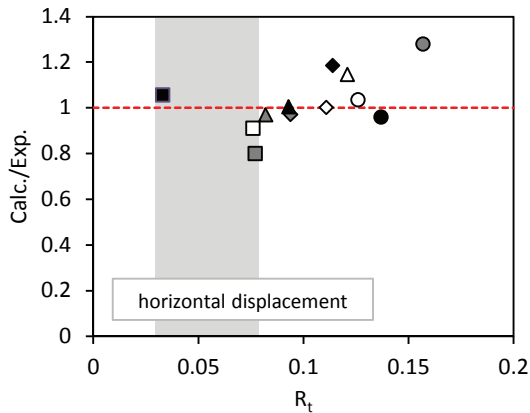
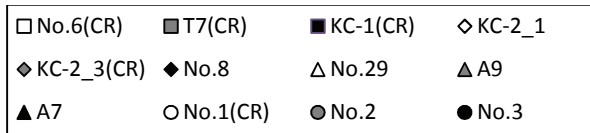
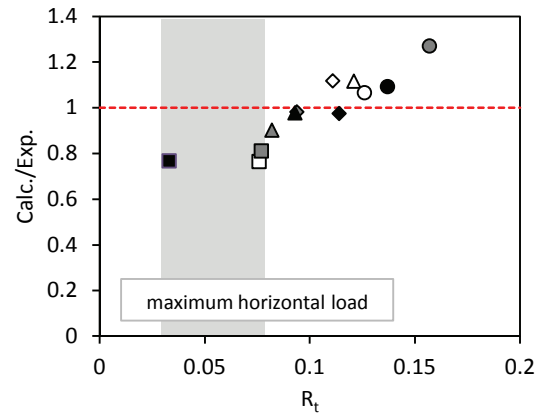
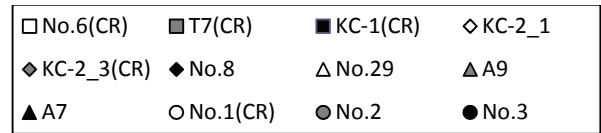


図-3.9 R_t と ϵ_a/ϵ_y の関係
 (式(18)によるフィッティング結果を含む)



(a) 水平変位



(b) 最大水平荷重

図-3.10 径厚比パラメータ R_t と計算値/実験値の関係 (本研究の算定法)

高さ方向の曲率分布を仮定して、水平変位を求めた。この水平変位の計算値が実験における最大荷重時の水平変位と一致するよう収束計算により ε_a を求めた。なお、計算においては幾何学的非線形の影響は無視し、小野らの方法⁶⁾にしたがって実験値と理論値の初期剛性の違いを考慮した。

上述の方法で得られた $\varepsilon_a/\varepsilon_y$ と $1/R_t$ の関係を図-3.8に示す。 $\varepsilon_a/\varepsilon_y$ は、 R_t の逆数に比例していることがわかる。ここで、 ε_a は最大荷重を規定するひずみであり、換言すれば ε_a は局部座屈発生ひずみを規定していると考えられる。したがって、 $\varepsilon_a/\varepsilon_y$ と R_t の関係は式(18)で定式化できる。

$$\varepsilon_a = (1/R_t - 1.7) \varepsilon_y \quad (18)$$

図-3.9に $\varepsilon_a/\varepsilon_y$ と R_t の関係を示す。式(18)は実験結果を比較的良好にフィッティングできていることがわかる。

3.4 提案算定法の精度の検証

図-3.10(a)に、最大水平荷重時の水平変位の実験値に対する提案算定法による計算値の比 (Calc./Exp.) を示す。図より、No.2を除いて計算値は実験値の $\pm 20\%$ の範囲であった。No.2は道示Vの算定法で許容ひずみが負となった実験ケースであり、計算値は実験値の1.27倍であった。

図-3.10(b)に最大水平荷重の実験値に対する計算値の比 (Calc./Exp.) を示す。なお、実験値は水平荷重に付加モーメント分を補正した値である。本研究の算定法と道示Vの算定法(図-3.3(b))を比較すると、 R_t が0.08以下では本研究の算定法の方が実験値に対する計算値が乖離した。一方、本研究の対象である $R_t \geq 0.08$ で、道示Vの計算値は実験値と乖離していたが (Calc./Exp. が37~100%、

No.2は計算対象外)、本研究の計算値は実験値の $\pm 30\%$ 以内であった。なお、本研究の提案算定法について、 R_t が0.08以下で実験値との誤差が大きくなったのは、鋼材のひずみ硬化を無視したためと考えられる。

以上の結果から、本研究で提案した $M-\phi$ 関係算定法は、 $0.03 \leq R_t \leq 0.15$ の適用範囲で、 $\pm 30\%$ 以内で大径厚比の鋼管の構造性能の算定が可能であることがわかった。ただし、対象とした実験は $0 \leq N/N_y \leq 0.2$ であり、高軸力を受ける鋼管は適用範囲外である。以降では、本研究の提案する $M-\phi$ 関係算定法について軸力比の適用範囲について有限要素解析を用いて検討を行った。

3.5 径厚比と軸力比の影響を考慮した適用範囲の設定

前節より、本研究で提案した $M-\phi$ 関係算定法は、 $0.03 \leq R_t \leq 0.15$ 、 $0 \leq N/N_y \leq 0.2$ の適用範囲で、水平変位および水平荷重について、 $\pm 30\%$ 以内で大径厚比の鋼管の構造性能の算定が可能であることがわかった。ただし、高軸力を受ける鋼管の実験は含まれておらず、押し込み杭などの高軸力が作用する鋼管には適用できない場合が考えられる。したがって、軸力の適用範囲を明確にすることが必要である。

高軸力を作用させた鋼管の圧縮曲げ載荷実験について、実験報告は多くない。したがって本論では、有限要素解析により検討を行った。

有限要素解析の方法として、No.3の供試体をシェル要素で忠実にモデル化し、実験の再現解析を行った。解析においては、幾何学的非線形を考慮した。なお、鋼管の降伏点は表-2.1に示したNo.3の実強度 $\sigma_y = 352 \text{ N/mm}^2$ を用

い、初期不整や残留応力等の影響については考慮しなかった。また、本解析には汎用構造解析プログラムDIANA¹¹⁾を用いた。

図-3.11に有限要素解析 (Anal.) から得られた水平荷重-水平変位関係を示す。図中には実験結果 (Calc.) をあわせて示す。図より、実験では水平変位約15mmから剛性が低下しているが、解析ではそのような傾向は得られなかった。これは、径厚比の大きな鋼管では初期不整や溶接時残留応力の影響が大きいと考えられる。許容ひずみ ϵ_a は最大荷重時の水平変位から計算されるものであることから、実験値との絶対的な比較は困難である。ただし、許容ひずみ ϵ_a に及ぼす径厚比と軸力比の影響について相対比較は可能と考えた。

図-3.12に異なる軸力比 (N/N_y) の鋼管の水平荷重-水平変位関係を示す。軸力比が大きくなるにしたがって最大荷重が小さくなり、かつ最大荷重時の水平変位が小さくなることから、 ϵ_a が軸力比に強く影響を受けていると理解できる。

図-3.13に径厚比パラメータ R_t と ϵ_a/ϵ_y の関係を示す。図より、有限要素解析の荷重-変位関係から得られた ϵ_a/ϵ_y は式(17)よりも小さい。これは、図-3.11で述べた通り、初期不整や残留応力等の影響と考えられる。ただし、解析で得られた $R_t - \epsilon_a/\epsilon_y$ 関係の傾向は軸力比0.2まで式(17)と類似している。一方、軸力比0.3では、径厚比パラメータの増加に伴う ϵ_a/ϵ_y の低下割合が軸力比0.2以下のものよりも大きい。また、軸力比が0.4では、径厚比パラメータが0.07であっても ϵ_a/ϵ_y が他の軸力比のものよりも極端に小さい。これらの結果から、 ϵ_a/ϵ_y は軸力比と径厚比に強く影響を受けるといえる。設計の観点からは、軸力がない条件での ϵ_a を下回らない軸力比に適用範囲を与えることで、 ϵ_a を安全側に設定できると考えられる。そこで、軸力が作用する時の許容ひずみ $\epsilon_{a|N}$ を軸力が作用しない場合 (軸力比0) の許容ひずみ $\epsilon_{a|0}$ で除して正規化 (以下、正規化許容ひずみ) して整理した。なお、3.4において本研究で提案した $M-\Phi$ 関係算定法は軸力比0.2までの適用性が確認されているため、0.2以上の軸力比を対象として検討した。

図-3.14に軸力比と正規化許容ひずみの関係を示す。 $D/t=50$ は軸力比0.10および0.15で1.0を下回った。この原因については検討中であるが、前述の通り本研究の算定法は軸力比0.20以下で $\pm 30\%$ 以内の精度であったため、検討の対象外 (図中灰色部) とした。図より、正規化許容ひずみが1.0を下回る軸力比は、径厚比が大きいほど小さくなることからわかる。すなわち、径厚比が大きいほど、また高軸力であるほど、許容ひずみは小さくなることからわかる。前述した通り、正規化許容ひずみが1.0を下回る軸

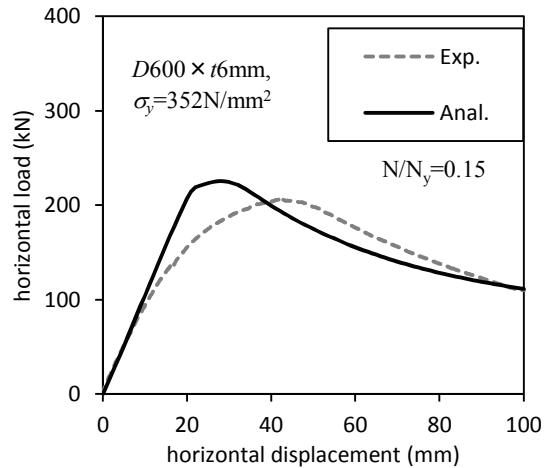


図-3.11 荷重-変位曲線 (実験と解析の比較)

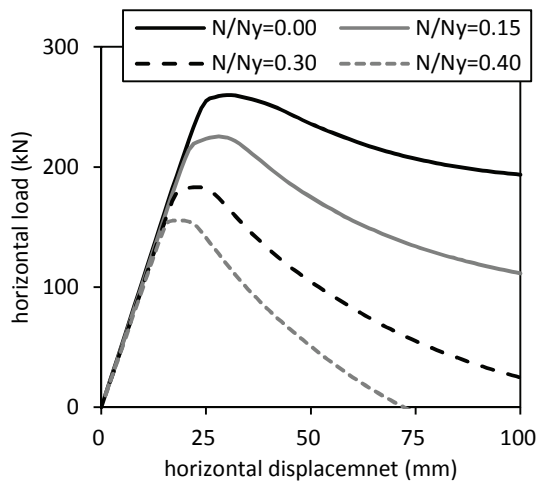


図-3.12 荷重-変位曲線 (軸力の影響)

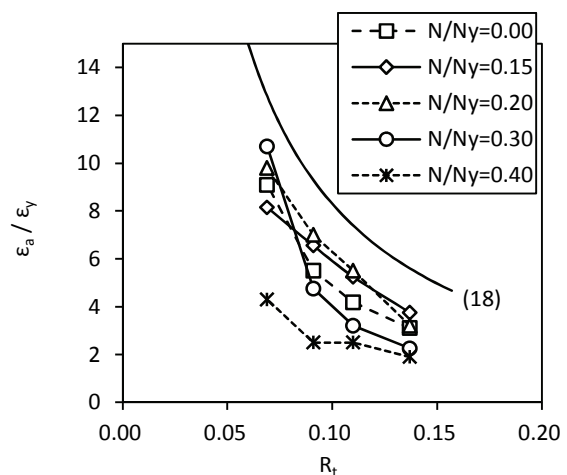


図-3.13 R_t と ϵ_a/ϵ_y の関係 (軸力比の影響)

力比 (以下、限界軸力比) を求め、それ以下の軸力比を適用範囲とすることで、設計的に安全側を見込むことができる。図-3.15に径厚比と限界軸力比の関係を示す。図より、限界軸力比は径厚比の増加に比例して低下することが分

かる。したがって、提案した $M-\Phi$ 関係算定法は式(19)の軸力比以下であれば、 ε_a を安全側に算定することができると考えられる。

$$N/N_y = -0.0022D/t + 0.43 \quad (19)$$

ただし、軸力比の適用範囲については、有限要素解析による検討のみであり、今後実験等による検証を行う必要がある。

4. 大径厚比の鋼管の $M-\Phi$ 関係算定法

これまでの検討結果を踏まえ、本章では大径厚比の鋼管の $M-\Phi$ 関係算定法を提案する。なお、 $M-\Phi$ 関係の基本的な流れは道示Vと同様である(3.1)。

大径厚比の鋼管の $M-\Phi$ 関係(図-3.1)は次の通り設定する。

- 1) 維ひずみは中立軸からの距離に比例する。
- 2) 鋼材の応力-ひずみ曲線並びに鋼材の許容ひずみはiii)による。
- 3) $M-\Phi$ 関係は図-3.1に示すトリリニア型のモデルを用いて算出する。剛性変化点および骨格曲線は、次により設定する。この場合、軸力及び偏心モーメントの影響は考慮する。
 - i) 鋼管の圧縮縁の鋼材の板厚中心位置における圧縮ひずみが降伏ひずみに達するときの曲率と曲げモーメント(Φ_{yc} , M_{yc})の点、引張縁の鋼材の板厚中心位置における引張ひずみが降伏ひずみに最初に達するときの曲率と曲げモーメント(Φ_{yt} , M_{yt})の点ならびに圧縮縁の鋼材の板厚中心位置における圧縮ひずみが許容ひずみに最初に達するときの曲げモーメントおよび曲率により設定した許容曲率と許容曲げモーメント(Φ_a , M_a)の点を結び、トリリニアモデルを設定する。
 - ii) 鋼材の応力-ひずみ曲線は図-3.6に基づく。軸方向圧縮降伏応力は、港湾基準に基づいて鋼管の細長比に応じて低減する(図-3.5)。
 - iii) 鋼管の許容ひずみ ε_a を式(17)により求める。ただし、適用範囲は $0.03 \leq R_t \leq 0.15$ であり、軸力の適用範囲は式(19)による。

本研究は鋼材の実強度を用いた検討を行ったが、実務では一般に公称値が用いられる点に注意が必要である。また、本研究では降伏点 400 N/mm^2 級と 490 N/mm^2 級を対象としており、その他の鋼種は対象外とした。今後、その他の鋼種に対する検討を引き続き進める必要がある。

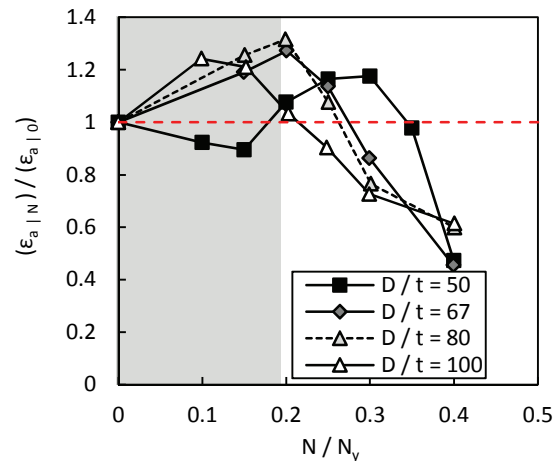


図-3.14 軸力比と正規化許容ひずみの関係

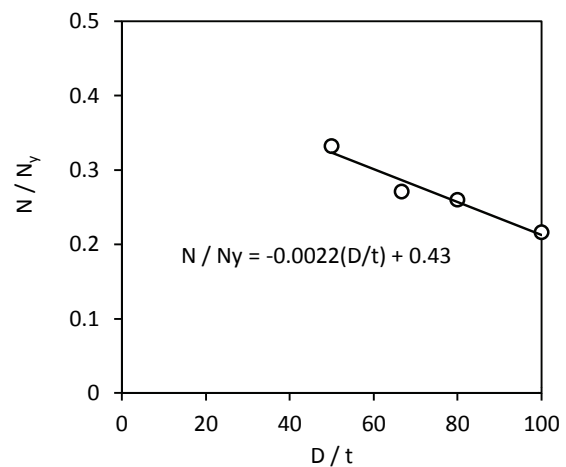


図-3.15 軸力比と正規化許容ひずみの関係

5. 結言

本論は、大径厚比の鋼管に適用可能な $M-\Phi$ 関係算定法の構築を目的として、まず大径厚比の鋼管の構造性能を載荷実験により検証した。また、道示Vの $M-\Phi$ 関係算定法を参考として、材料構成則と許容ひずみの算出法を改良し、大径厚比の鋼管に適用可能な算定法を提案した。さらには、有限要素解析により鋼管の構造性能に及ぼす軸力比の影響について検討を行った。以下に本論により得られた知見を示す。

- (1) 径厚比100の鋼管の載荷試験の結果、大径厚比の鋼管では、塑性断面係数と降伏強度から計算される全塑性モーメントを満足しないことが示され、また最大荷重を超えると急激に局部座屈が進行することを確認した。
- (2) 道示Vの $M-\Phi$ 関係算定法を参考に、大径厚比の鋼管に適用可能な $M-\Phi$ 関係算定法を提案した。提案した手法は、既往の実験結果のうち最大水平荷重および

最大荷重時の水平変位に対して、 $\pm 30\%$ の精度で算定できることを示した。

- (3) 軸力比が鋼管の構造性能に与える影響について有限要素解析を用いて検討し、本論で提案した $M-\Phi$ 関係算定法に対する軸力比の適用範囲を径厚比の関数として提案した。

6. おわりに

本研究は、大径厚比の鋼管に適用可能な $M-\Phi$ 関係算定法の構築を行ったものである。実務では、FLIP¹²⁾などの非線形地震応答解析において断面計算から求まる $M-\Phi$ 関係を用いて照査がなされ、設計時に想定した構造性能が発揮されない可能性が指摘されている。本論は、これまで港湾の杭式構造物における設計で十分に考慮されていなかった鋼管の径厚比問題を解決するための一つの方策と考えている。ただし、本研究は大径厚比の鋼管の適用を促進させることを意図したものではなく、鋼材の特性を十分に活かした設計照査法を構築することを目指したものである。今後、本研究で提案した $M-\Phi$ 関係を用いた非線形地震応答解析などを実施し、精度の検証などを進める予定である。

(2014年4月25日受付)

参考文献

- 1) 社団法人日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説, 2007
- 2) 津田恵吾, 松井千秋：一定軸力と変動水平力を受ける円形鋼管柱の弾塑性性状, 日本建築学会構造系論文集, 第 505 号, pp.131-138, 1998
- 3) 社団法人日本道路協会：道路橋示方書・同解説 耐震設計編, 2012
- 4) 財団法人鉄道総合技術研究所：鉄道構造物等設計標準・同解説 V 耐震設計, 1999
- 5) 社団法人日本建築学会：鋼構造限界状態設計指針・同解説, 2010
- 6) 小野潔, 西村宣男, 西川和廣, 高橋実, 中洲啓太：円形断面鋼製橋脚の正負交番載荷実験結果に基づく $M-\Phi$ モデル設定手法に関する検討, 鋼構造論文集, 第 8 巻, 第 31 号, pp.97-105, 2001
- 7) 社団法人日本橋梁建設協会：鋼製橋脚の耐震設計マニュアル, 1998
- 8) 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, pp.235-247, 1993

- 9) 加藤勉, 秋山宏, 鈴木弘之：軸圧縮を受ける鋼管の塑性局部座屈耐力, 日本建築学会論文報告集, No. 204, pp. 9-17, 1973
- 10) 社団法人日本建築学会：鋼構造塑性設計指針, 2010
- 11) TNO DIANA BV: DIANA User's Manual, Release 9.4.4, 2012.
- 12) Iai, S., Matsunaga, Y. and Kameoka, T.: Strain space plasticity model for cyclic mobility, Soils and Foundations, Vol.32, No.2, pp. 1-15, 1992

港湾空港技術研究所資料 No.1288

2014.9

編集兼発行人 独立行政法人港湾空港技術研究所

発行所 独立行政法人港湾空港技術研究所
横須賀市長瀬3丁目1番1号
TEL. 046(844)5040 URL. <http://www.pari.go.jp/>

印刷所 株式会社シーケン

Copyright © (2014) by PARI

All rights reserved. No part of this book must be reproduced by any means without the written permission of the President of PARI

この資料は、港湾空港技術研究所理事長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部または一部の転載、複写は港湾空港技術研究所理事長の文書による承認を得ずしてこれを行ってはならない。



古紙配合率70%再生紙を使用しています