

国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所

# 港湾空港技術研究所 報告

---

REPORT OF  
THE PORT AND AIRPORT RESEARCH  
INSTITUTE

---

Vol.56 No.2 June 2017

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN

NATIONAL INSTITUTE OF MARITIME,  
PORT AND AVIATION TECHNOLOGY

# 港湾空港技術研究所報告 (REPORT OF PARI)

第 56 卷 第 2 号 (Vol. 56, No. 2) , 2017 年6月 (June 2017)

## 目 次 (CONTENTS)

1. 耐震性能照査における鋼管部材のモデル化法の提案  
.....大矢陽介, 塩崎禎郎, 小濱英司, 川端雄一郎 ..... 3  
(Proposal of Modeling of Circular Steel Tube for Seismic Performance Evaluation  
Yousuke OHYA, Yoshio SHIOZAKI, Eiji KOHAMA, Yuichiro KAWABATA)



## 耐震性能照査における鋼管部材のモデル化法の提案

大矢 陽介\*・塩崎 禎郎\*\*・小濱 英司\*\*\*・川端 雄一郎\*\*\*\*

### 要 旨

近年の杭式構造物では経済設計という観点から、直径  $D$  が大きく、板厚  $t$  が薄い鋼管杭が用いられる傾向にあり、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が多い。また、レベル 2 地震動を対象とした耐震性能照査の結果を見ると、例えば、栈橋の斜杭や矢板式岸壁の控え組杭では、鋼管杭に大きな軸力が働くケースが多い。既往の研究より、このような径厚比が大きい鋼管杭の曲げ耐力は、断面計算から算定される全塑性モーメントを下回ることで、また、軸力が大きいほどこの傾向が強いことが指摘されている。

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」では、鋼管を構造部材とする構造物のレベル 2 地震動に関する偶発状態に対する照査項目として、全塑性モーメントが規定されている。これに対応して、耐震性能照査として実施される鋼管杭と地盤の相互作用を考慮した地震応答解析では、鋼管杭は全塑性モーメントを折れ点とするバイリニア型の構成則が用いられることが多い。そのため、大径厚比の鋼管部材の構造性能を適切に評価するために、全塑性モーメントに基づく危険側となる評価法を排除し、鋼管部材の変形性能を考慮した合理的なモデル化法の構築が不可欠となっている。

本研究は、三次元有限要素法による数値解析の結果を基に、耐震性能照査手法として一般的な二次元地震応答解析で用いられる梁要素を対象とした鋼管部材のモデル化法を提案した。提案法は、径厚比および軸力比に応じた耐荷性能の評価が可能であり、照査項目として全塑性モーメントの代わりに塑性率を用いた限界曲率を採用することで、大径厚比および高軸力比条件下の変形性能の評価が可能である。片持ち梁問題で従来法と提案法の限界値の比較をしたところ、全ての条件で提案法の耐荷性能は小さな値となった。一方、大径厚比かつ高軸力比の一部条件を除き、変形性能は提案法の方が大きな値となった。

**キーワード**：鋼管杭，杭式栈橋，局部座屈，全塑性モーメント，耐震性能照査，地震応答解析

\* 地震防災研究領域耐震構造研究グループ主任研究官

\*\* 鋼管杭・鋼矢板技術協会 (JFEスチール (株) 所属)

\*\*\* 地震防災研究領域耐震構造研究グループ長

\*\*\*\* 構造研究領域構造研究グループ主任研究官

〒239-0826 横須賀市長瀬3-1-1 国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所 港湾空港技術研究所  
電話：046-844-5058 Fax：046-844-0839 E-mail：ooya-y@pari.go.jp

## Proposal of Modeling of Circular Steel Tube for Seismic Performance Evaluation

**Yousuke OHYA\***

**Yoshio SHIOZAKI\*\***

**Eiji KOHAMA\*\*\***

**Yuichiro KAWABATA\*\*\*\***

### Synopsis

The pier-type structures used in ports are frequently constructed using steel-pipe piles with a large diameter-to-thickness ratio ( $D/t$ ) of 100. Seismic performance evaluations with level-2 earthquake motion show that there are many cases in which a large axial force acts on the batter piles of a pile-supported wharf and on the coupled raking piles of a sheet-pile quay wall. The full plastic moment of a circular steel tube is generally calculated by multiplying the plastic section modulus by the yield stress of the steel. The results of previous research, however, revealed that the values obtained for the full plastic moment using this method exceed the actual value. The modeling of steel-pipe piles in a two-dimensional effective stress analysis, which is usually performed as part of the seismic performance evaluation of a port structure, often relies on bi-linear elastoplastic behavior, the relationship between the bending moment and curvature. The full plastic moment is applied as the maximum bending moment of this modeling and is evaluated as the limit value of the performance of the steel-pipe piles. To effectively evaluate the structural performance (e.g. the strength and maximum deformation) of a steel-pipe pile with a large diameter-to-thickness ratio, it is necessary to develop a rational modeling method which eliminates the dangerous evaluations obtained using the abovementioned full plastic moment and which is capable of taking the deformation performance (e.g. the ductility of the steel) into account.

In this research, we propose the use of a modeling method based on beam elements which is usually used in two-dimensional seismic response analysis, based on results of three-dimensional FE analysis. The proposed method can evaluate the strength of steel pipe from the diameter-to-thickness and axial force ratios. It adopts the ductility factor as a performance criterion in place of the full plastic moment. As a result, it can be used to evaluate the deformation capacity of a steel pipe with large diameter-to-thickness and axial force ratios. The structural performance of a cantilever, as determined with the proposed method, was compared with that determined with the conventional method.

**Key Words:** steel pipe pile, pile-supported wharf, local buckling, full plastic moment, seismic performance evaluation, seismic response analysis

---

\* Senior Researcher, Earthquake and Structural Dynamics Group  
\*\* Japanese Association for Steel Pipe Piles (JFE Steel Corporation)  
\*\*\* Head, Earthquake and Structural Dynamics Group  
\*\*\*\* Senior Researcher, Structural Mechanics Group  
3-1-1, Nagase, Yokosuka, Kanagawa 239-0826, Japan  
Phone : +81-46-844-5058 Fax : +81-46-844-0839 E-mail : ooya-y@pari.go.jp

## 目 次

要 旨 .....	3
1. 序論 .....	7
2. 既往の検討と課題 .....	7
2.1. 大径厚比の鋼管に対する検討 .....	7
2.2. 海外の検討例 .....	8
3. 検討方法とその妥当性の確認 .....	8
3.1. 検討方法 .....	8
3.2. 三次元FEM解析の精度確認 .....	9
3.3. シェル要素を用いた三次元FEM解析（手順1） .....	10
3.4. 梁要素解析（手順2） .....	12
3.5. 境界条件を変えた三次元FEM解析（手順3） .....	13
4. 各種条件を変えた検討 .....	14
4.1. 解析ケース .....	14
4.2. 基本ケースの解析結果 .....	14
4.3. 提案法まとめ .....	17
5. 提案法の影響検討 .....	18
6. 事例検討 .....	19
6.1. 検討対象栈橋 .....	19
6.2. 提案法による解析 .....	21
7. 結論 .....	22
謝辞 .....	23
参考文献 .....	23
記号表 .....	24
付録 .....	25

## 1. 序論

平成19年4月に、「港湾の施設の技術上の基準<sup>1)</sup>」が改正され、耐震強化施設の栈橋に関しては、レベル2地震動に対する地震応答解析による耐震性能照査が必要となった。栈橋の杭（鋼管杭）は、耐震強化施設の種類に応じて、限界値の指標が定められ、全塑性モーメントに到達している箇所数が限界値以下となることが求められる。実務では、有効応力解析コードFLIP<sup>2)</sup>を用いて、杭と地盤の動的相互作用を考慮した非線形地震応答解析による耐震性能照査が行われることが多い。

近年の栈橋は、以下の特徴を有することが多く、地震応答解析を行う際の課題が顕在化してきている。

### 【課題1】

経済設計の追求により、径厚比 $D$ （直径）/ $t$ （板厚）=100といった薄肉大径の鋼管杭が採用される機会が増えている。栈橋を対象とした非線形地震応答解析では、材料非線形を考慮した梁要素を用いて、全塑性モーメントを折れ点とするバイリニア型の構成則（曲げモーメント $M$ と曲率 $\phi$ の関係、以降、 $M-\phi$ 関係）が採用されることが多い。しかし、 $D/t$ が大きな鋼管杭は、実際には全塑性モーメントに到達する前に、局部座屈が生じて耐力低下が生じる危険性が高い。一方、 $D/t$ の小さな鋼管杭は局部座屈による耐力低下が起りにくく、変形が進んでも耐力を保ち続けることができる。径厚比が異なる鋼管杭の耐力特性の概念図を図-1.1に示す。

### 【課題2】

斜杭式栈橋の場合や、PCホロー桁の上部工での活用による杭本数削減によって、軸力比が非常に高くなる。最大で0.75程度まで到達することがある。杭頭に鉛直荷重 $V$ が作用した状態で、杭の水平変形 $\Delta$ が大きくなると、鉛直荷重が杭を曲げ変形させようとする効果（以降、 $PA$ 効果）が働き、付加曲げモーメントが発生することになる（図-1.2参照）。多くの非線形地震応答解析において、鋼管はTimoshenko梁理論による微小変形解析が適用されているため、このような付加曲げモーメントを解析上で直接考慮することは不可能であり、危険側の評価となっている懸念がある。

本研究は、これらの課題を解決するため実施したもので、Timoshenko梁理論による微小変形解析を前提とした鋼管杭のモデル化法の改善により、全塑性モーメントに基づく危険側の評価を排除し、 $D/t$ が小さい鋼管部材の粘り強さを適切に評価できる手法の提案を目指している。

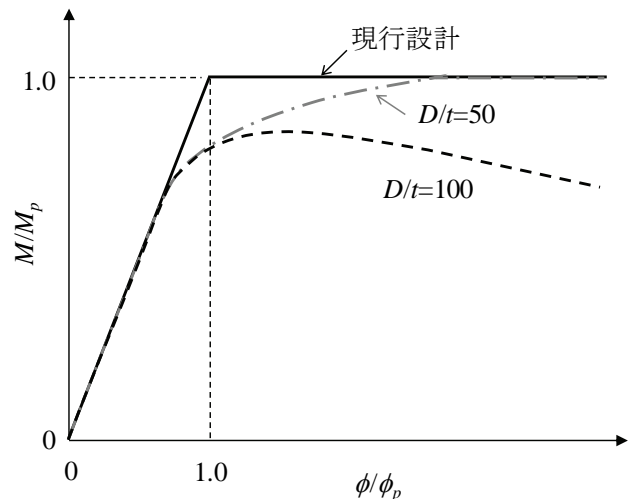


図-1.1 径厚比が異なる鋼管杭の耐力特性の概念図

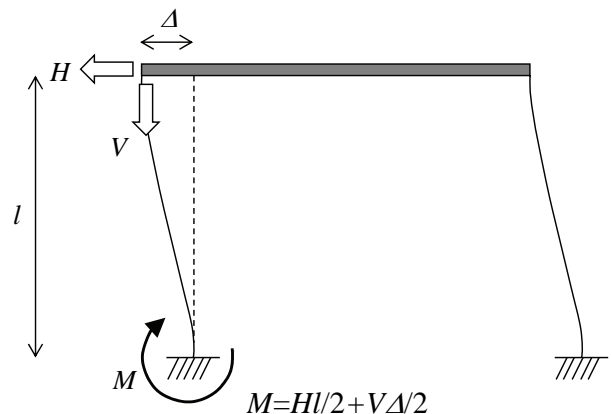


図-1.2 栈橋の水平変位時に発生する $PA$ 効果

## 2. 既往の検討と課題

### 2.1. 大径厚比の鋼管に対する検討

筆者ら<sup>3)</sup>はこれまでに、径厚比が大きな鋼管の軸力を負荷した水平載荷実験を行ってきた。その結果、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には到達せず、最大荷重後には急激に局部座屈が進行することが確認された。そこで、全塑性モーメントは降伏強度を低減させて求め、 $M-\phi$ 関係を道路橋示方書<sup>4)</sup>の単柱式の鋼製橋脚の方法<sup>5)</sup>を参考に設定を行った。この鋼製橋脚の方法では、許容ひずみの値は径厚比パラメータ $R_t$ （式(1)参照）の関数として整理されているが、適用範囲が径厚比、軸力比などで制限されており、径厚比100の鋼管は適用範囲外であった。そこで、筆者らの実験と過去に実施された径厚比が大きな実験結果<sup>5),6)</sup>を再整理することで、許容ひずみ算定式の拡張を行った<sup>3),7)</sup>（図-2.1参照）。

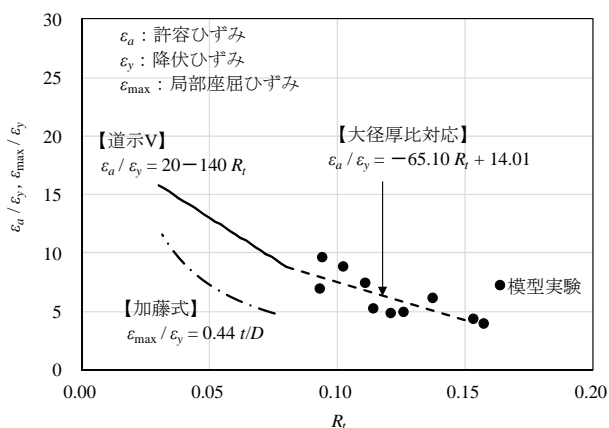


図-2.1 許容ひずみと径厚比の関係（文献7)に加筆）

この提案式によって、径厚比100の鋼管杭に対しても、軸力比0.2までの条件でM-φ関係を設定することが可能となった。ただし、高軸力比条件下の実験結果がほとんど無く、軸力比0.2を超える鋼管杭への対応が課題として残った。

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

ここで、

- R：鋼管の板厚中心の半径
- t：鋼管の板厚
- σ<sub>y</sub>：降伏応力
- E：ヤング率
- ν：ポアソン比 (=0.3)

図中には軸圧縮力を受ける鋼管の塑性局部座屈耐力式<sup>8)</sup> (以降、加藤式)を示した。これは、冷間加工された鋼管（電縫鋼管）の降伏後に見られる応力上昇特性を考慮して求めた座屈耐力時のひずみに相当し、次式から求められる。

$$\varepsilon_{\max} = 0.22t/R = 0.44t/D \quad (2)$$

ここで、ε<sub>max</sub>は局部座屈ひずみ、Dは鋼管の直径である。この式は多数の実験結果の下限を与える式であり、適用できるD/tの上限値は80である。

## 2.2. 海外の検討例

Delft工科大学を中心とする研究グループでは、パイプライン用の鋼管を岸壁や護岸の鋼管矢板壁として利用するために、直径1mを超える実大鋼管の4点曲げ載荷実験を精力的に行っている<sup>9)</sup>。径厚比が100を超える鋼管に対する実験も実施しており、応力照査の設計から限界ひずみによる照査法を提唱している。ただし、壁利用を目的と

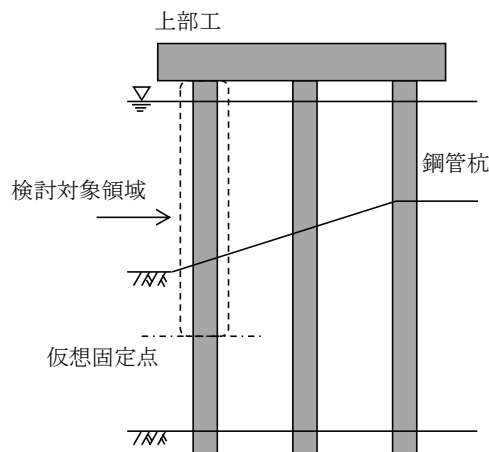


図-3.1 検討対象とする直杭式横棧橋

しているため、残念ながら軸力を導入した実験は実施されていない。1mを超えるような鋼管に軸力を負荷した状態で載荷実験をすることは実験設備上、実現困難と思われる。

## 3. 検討方法とその妥当性の確認

### 3.1. 検討方法

本研究では、1.で示した課題の解決を解析的アプローチで行うことにした。検討の手順を下記に示す。

(手順1：シェル要素を用いた三次元FEM解析)

図-3.1に示す直杭式横棧橋を想定して、上部工下端から仮想固定点までの鋼管杭を、シェル要素を用いた三次元FEM解析で耐荷性能を把握する。下端を固定して、上端に鉛直荷重を与えた状態で水平方向に強制変位を与える解析を実施する（図-3.2(a)参照）。なお、解析の妥当性については3.2.に記載する。

三次元FEM解析の結果から、微小変形解析用の梁要素で用いる解析パラメータを設定する。ここで、梁要素の要素長さは実務適用を念頭に1mとする。一般的に、材料非線形性をM-φ関係で設定するため、解析結果は曲げモーメントおよび曲率で整理する。なお、本検討で用いる梁要素は、Timoshenko梁理論にもとづいた定式化であり、平面保持を仮定し、断面形状の変化は考慮せず、曲げによるせん断変形を考慮した要素である。

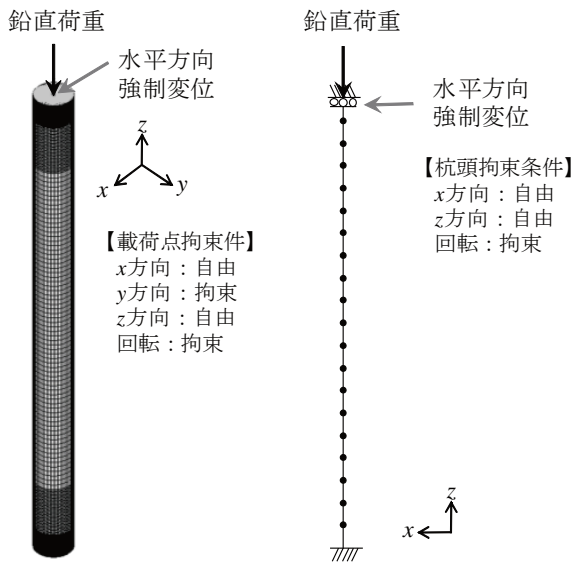
(手順2：梁要素解析)

三次元FEM解析で対象とした鋼管杭を、梁要素の解析で再現可能か確認する（図-3.2(b)参照）。

(手順3：境界条件を変えた三次元FEM解析)

手順1で実施した三次元FEM解析は、端部を固定条件として解析するため、局部座屈が発生する端部付近では、

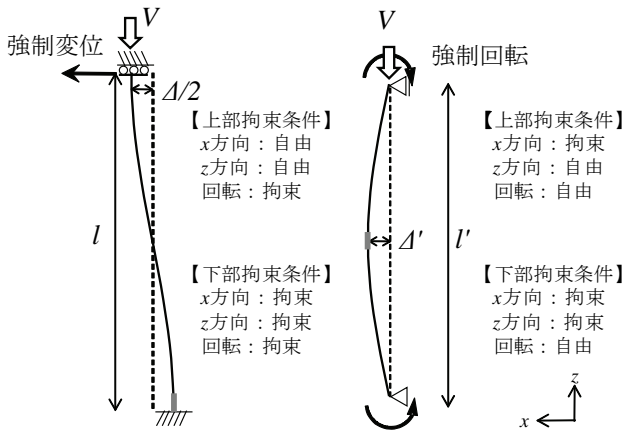




(a) 三次元 FEM (シェル要素) (b) 梁要素  
図-3.2 鋼管杭の解析モデル



写真-3.1 スパイラル鋼管の正負交番実験



(a) 円形保持 (b) 円形非保持  
図-3.3 境界条件と円形断面の保持条件、  
(太線部分が評価区間 1m)

局部座屈が発生するまで鋼管杭断面の円形が保持される前提となっている。上部工部分のように、確実に断面の円形が保持される場合には問題ないが、仮想固定点側で、地盤の強度が十分でない場合には、円形断面が楕円化して局部座屈の発生が早くなる可能性がある。

そこで、両端をピン拘束として鉛直荷重を与えた状態で、両端に回転変位を与え、モデル中央部で局部座屈が発生する解析を実施した(図-3.3参照)。その際、 $P\Delta$ 効果による付加曲げモーメントの発生度合をあわせるため、モデルの長さを調整した。図-3.3(a)の水平変位 $\Delta$ を与えるモデルでは、付加曲げモーメントを算定するためのた

わみ $\Delta/2$ は、式(3)で表される。また、図-3.3(b)のたわみ $\Delta'$ は式(4)で算定できる。曲げモーメントに対する発生たわみ量をあわせるためには、 $\Delta'=\Delta/2$ より、式(5)の関係を満足するように長さを決めればよい。

$$\Delta/2 = \frac{Ml^2}{12EI} \quad (3)$$

$$\Delta' = \frac{Ml'^2}{8EI} \quad (4)$$

$$l' = \frac{l}{\sqrt{1.5}} \quad (5)$$

ここで、 $EI$ は鋼管の曲げ剛性である。

以後、円形断面の保持条件として、局部座屈発生まで円形断面を保持する条件を円形保持(図-3.3(a)参照)、保持しない条件を円形非保持(図-3.3(b)参照)と称する。

### 3.2. 三次元 FEM 解析の精度確認

ここでは、本研究に先立ち著者の一人が実施した実験と解析の概要<sup>10)</sup>を紹介する。

#### (1) 解析対象とした実験

直径700mm、板厚9mmのスパイラル鋼管を対象として正負交番載荷実験を行った(写真-3.1参照)。実験概要を図-3.4に示す。1319Nの鉛直荷重を作用させた状態で、水平荷重を $\pm 1\delta_y$ から $+6\delta_y$ まで変位制御にて正負交番載荷した。ここで、 $\delta_y$ は降伏ひずみ発生時の変位であり、12.1mmを用いた。また、各サイクルの繰返し数は1回である。

実験で得られた水平荷重と水平変位の関係(以降、 $P-\delta$ 関係)を図-3.5に示す。 $+3\delta_y$ の載荷時に荷重のピークを迎えている。

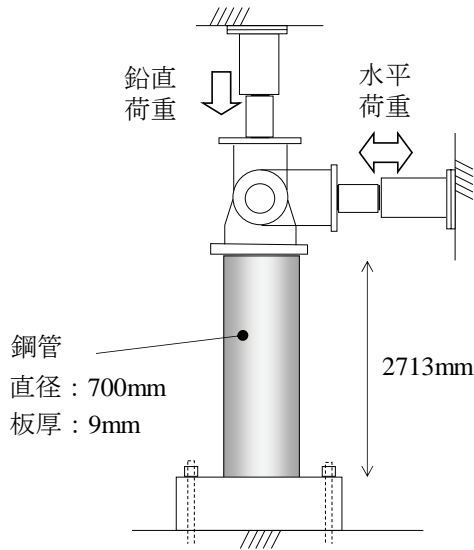


図-3.4 鋼管の正負交番実験の概要

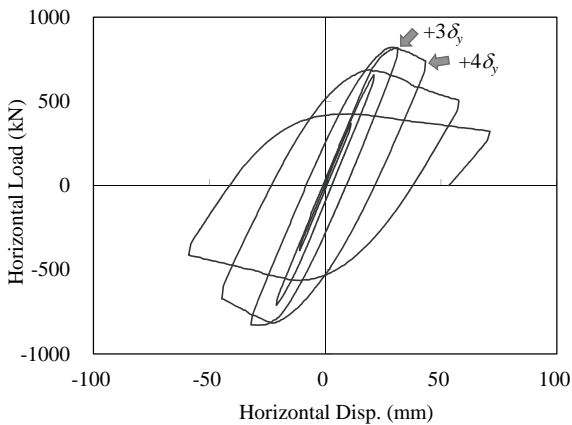


図-3.5 実験結果 ( $P-\delta$ 関係),  
縦軸：水平荷重, 横軸：水平変位

表-3.1 解析条件

使用要素	4 節点シェル要素
材料非線形 (応力-ひずみ関係)	マルチリニア型 (真応力-真ひずみ関係を指定)
硬化則	移動硬化
幾何学的非線形	Updated Lagrangian
収束計算	Newton-Raphson 法

## (2) 再現解析

実験結果の再現解析は、シェル要素を用いた三次元 FEM で実施した。解析は、汎用構造解析プログラム ADINA<sup>11)</sup> (Ver.8.9) を用いた。これまでに鋼製橋脚の実

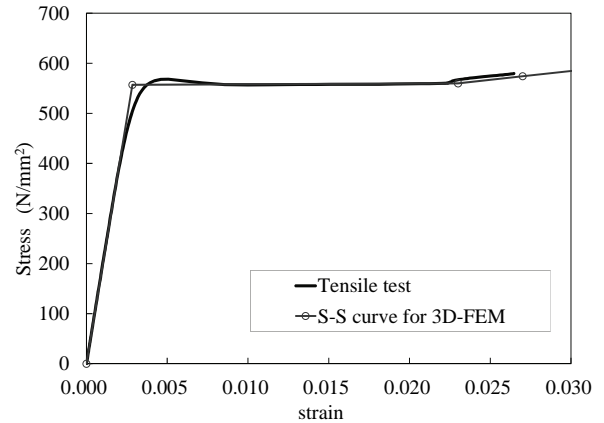


図-3.6 鋼管の応力-ひずみ関係,  
縦軸：応力, 横軸：ひずみ

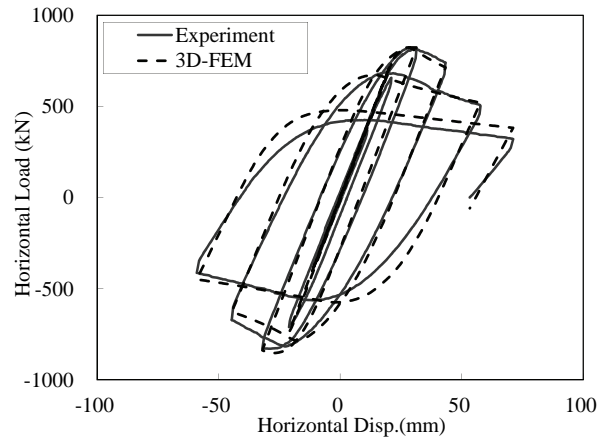


図-3.7 実験と解析の比較,  
縦軸：水平荷重, 横軸：水平変位,  
実線：実験結果, 破線：解析結果

験の再現解析<sup>12)</sup>などで、適用性が確認されているプログラムである。解析条件をまとめて表-3.1に示す。応力-ひずみ関係は、鋼管から採取した軸方向の試験片による引張試験結果から設定した(図-3.6参照)。本事例では、降伏棚を有し、ひずみが0.023付近から応力上昇する関係をマルチリニア型(多点)で近似した。

図-3.7に解析結果( $P-\delta$ 関係)を示す。最大荷重を超えた $\pm 4\delta_y$ まで実験結果を良好に再現できていることが確認できる。本研究では、この再現解析で用いた解析条件を基本とした。

## 3.3. シェル要素を用いた三次元 FEM 解析 (手順 1)

### (1) 解析対象および解析条件

解析対象は、-10m程度の水深の直杭式横棧橋として実績のある直径1500mmの鋼管杭とした。長さは上部工から仮想固定点までのおおよその距離である20mとした。要素

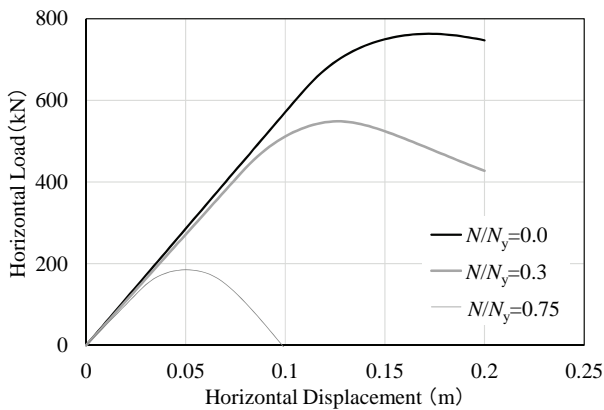


図-3.8 水平荷重—水平変位関係，縦軸：水平荷重，横軸：水平変位，黒色実線： $N/N_y=0.0$ ，灰色実線： $N/N_y=0.3$ ，灰色破線： $N/N_y=0.75$

分割は，鋼製橋脚を対象とした弾塑性有限変位FEM解析によるベンチマークテスト<sup>12)</sup>を参考に，局部座屈変形を再現できる十分に細かい分割幅を設定した。

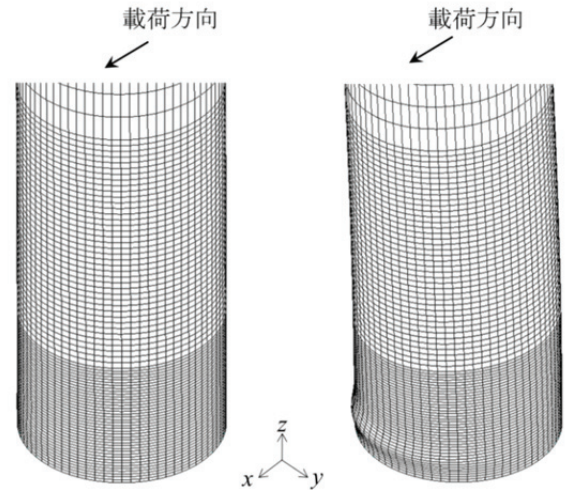
要素分割として，円周方向は72分割，高さ方向は局部座屈が発生する上下端部を25mmピッチ，中央部は200mmピッチの分割とした．上下端部は，円中央に節点を配置し，円周上の節点と剛梁で結合した．下端部中央の節点に対して3方向の並進と3方向の回転自由度を拘束して，完全固定状態を再現した．また，上端部の円中央の節点は，y方向と3方向の回転自由度を拘束して，鉛直荷重による変位が生じるz方向と強制水平変位を与えるx方向のみ自由とした．

応力—ひずみ関係はバイリニア型を採用し，折れ点は降伏応力の特性値として，安全側を考慮して二次勾配ゼロを採用した．その理由は，鋼管の径や板厚，製造方法の違いによって応力—ひずみ関係はばらつきが大きいからである．鋼材の機械的性質は，引張強度の下限値，降伏点または耐力の下限値，伸びを規定しているだけで，特定の応力—ひずみ関係は保証していない．以降の検討では降伏応力を $235\text{N/mm}^2$ として検討した．

## (2) 解析結果

### a) $P-\delta$ 関係

図-3.8に杭頭部の水平方向の反力（水平荷重に相当）と，水平変位の結果を示す．軸力ありの解析では，軸力なしに比べ初期勾配が小さくなっている．これが， $P\Delta$ 効果である．軸力比 $N/N_y$ が大きくなるにつれて，最大値を示した後の水平荷重減少が早くなることわかる．図-3.9に， $N/N_y=0.3$ の最大荷重時（杭頭水平変位0.126m）の下端部の変形状態を示す．変形倍率1倍では，局部座屈の様子



(a) 変形倍率 1 倍 (b) 変形倍率 10 倍

図-3.9 変形の様子（解析結果， $N/N_y=0.3$ ）

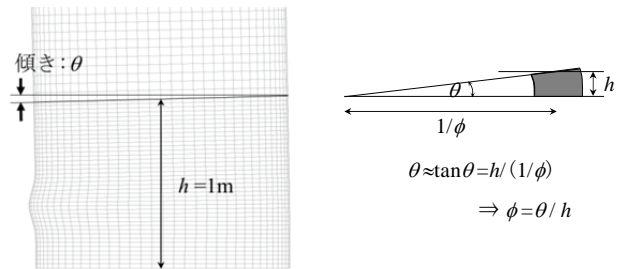


図-3.10 端部における曲率の算定方法

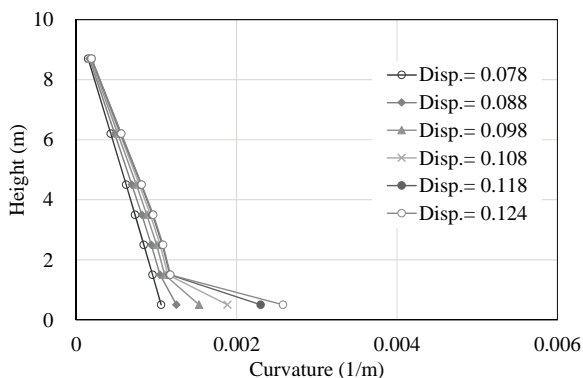
が判別できないが，変形倍率を10倍とすることで，局部座屈が発生していることが確認できる．

### b) $M-\phi$ 関係

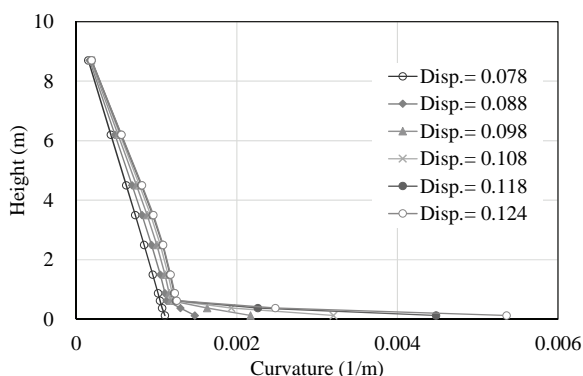
曲率はたわみ角の変化率として求めることができる．下端部の曲率は図-3.10に示す方法で算定した．下端から1m地点の傾きから求めた曲率は，この区間の平均曲率を表している．なお，本研究で実施した解析では，すべて1mの区間で局部座屈が生じていた．

$N/N_y=0.30$ の解析モデル下端から中央部までの曲率分布を図-3.11(a)に示す．杭頭部の水平変位が0.078m時には，曲率分布は直線状となり弾性範囲内で挙動していることがわかる．以降，下端から1mの区間で塑性化が発生して，曲率が增大していく様子確認できる．図-3.11(b)は，参考のため，下端から1mの区間を0.25mピッチで曲率を算出したものである．曲率の算定区間を短くすることで，局所的な変形を拾うことになり，図-3.11(a)の値よりも塑性化した際の曲率が大きくなっている．

図-3.12に下端1m部分の曲げモーメントと曲率の関係を示す．実線の曲げモーメントは下端節点で出力される回転力の反力であり，式(6)に相当する値である．破線は，



(a) 1m 間隔



(b) 0.25m 間隔

図-3.11 曲率分布 ( $\phi 1500t15$ ,  $N/N_y=0.3$ ),  
縦軸：鋼管の高さ，横軸：曲率

$P\Delta$ 効果による付加曲げモーメント（右辺第2項）を差し引いた曲げモーメントである。

$$M = \frac{Hl}{2} + \frac{V\Delta}{2} \quad (6)$$

ここで、

- $M$ ：端部の曲げモーメント
- $H$ ：水平荷重
- $V$ ：鉛直荷重
- $l$ ：長さ
- $\Delta$ ：水平変位

次節で検討する梁要素解析においては、一般的に、要素中央で曲げモーメントが計算される。例えば、図-3.13に示すように1mの要素分割では、下端要素の曲げモーメントは、下端部から0.5m高さで評価する必要がある。そのため、三次元FEMの曲げモーメントは下端節点の曲げモーメントを0.95倍することで求めた。また、図-3.12の曲げモーメントは0.95倍した値である。

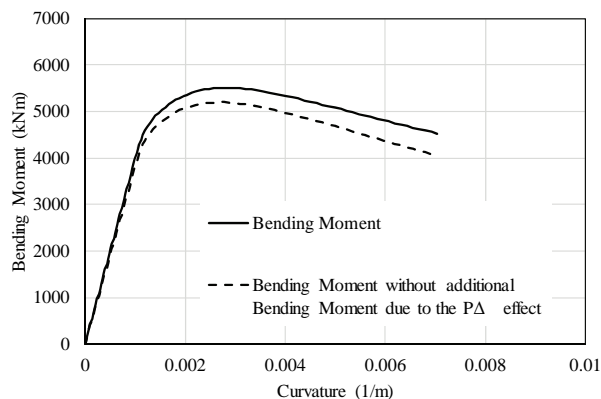


図-3.12  $M-\phi$ 関係 ( $\phi 1500t15$ ,  $N/N_y=0.3$ ), 縦軸：曲げモーメント, 横軸：曲率, 実線：曲げモーメント, 破線：付加曲げモーメントを差し引いた曲げモーメント

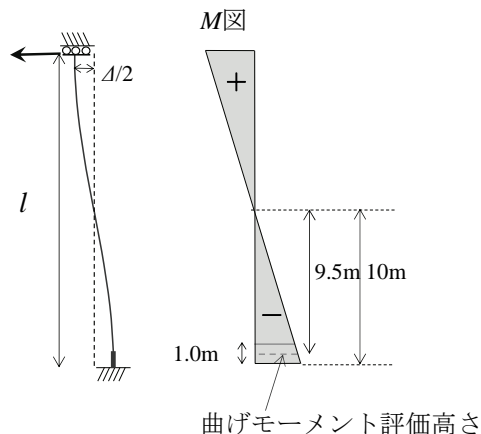


図-3.13 1m 分割の梁要素に対応した曲げモーメントの補正

### 3.4. 梁要素解析（手順2）

#### (1) 解析方法

解析は図-3.2(b)に示すモデルを用いた。要素分割は、高さ方向で20分割として要素長さを1mとした。下端部は、 $x, z$ 方向変位と回転の自由度を拘束し、上端部は回転を拘束した状態で強制水平変位を与えた。

解析プログラムはFLIP<sup>2)</sup> (Ver.7.3.0) である。梁要素の材料線形特性は、 $M-\phi$ 関係をバイリニア型で規定した。なお、本解析では幾何学的非線形は考慮していない。

#### (2) 梁要素の解析定数の設定

図-3.2(a)のシェル要素を用いた三次元FEM解析で求めた $M-\phi$ 関係（曲げモーメントは付加曲げ分を差し引く）を、梁要素の解析用のバイリニア型に置き換える方法を図-3.14で説明する。

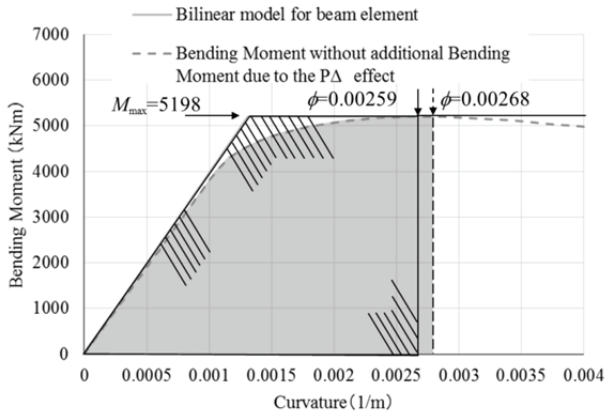
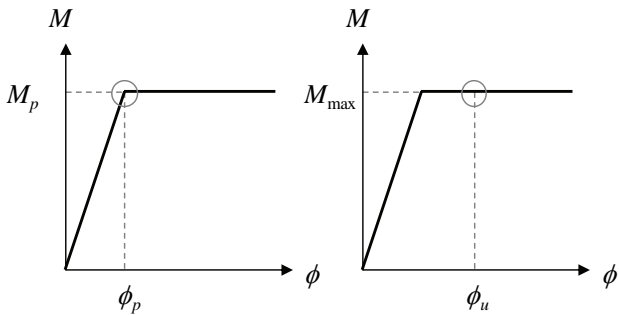


図-3.14 梁要素の限界曲率の求め方，  
縦軸：曲げモーメント，横軸：曲率，  
実線：梁要素，破線：三次元 FEM



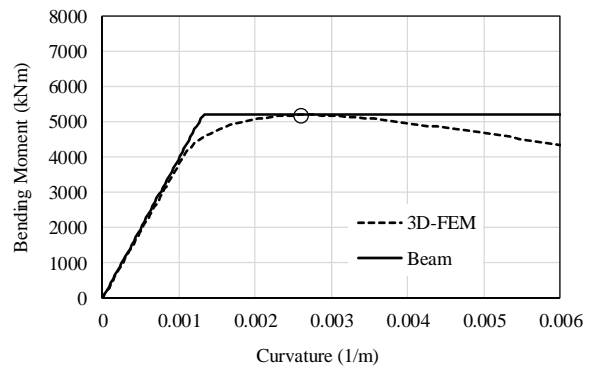
(a) 従来法 (b) 提案法  
図-3.15 従来法と提案法の  $M-\phi$  関係の比較  
(丸印は限界値)

三次元 FEM 解析で求めた  $M-\phi$  関係は、降伏後に緩やかに曲げモーメントが増加し、曲率が 0.00268 の時に最大値を示す。はじめに、曲げモーメントが最大値を示すまでの下側部分の面積（着色部）を求める。次に、 $P\Delta$  効果を考慮しない傾き（ここでは鋼管の剛性）と最大曲げモーメントで規定されるバイリニアモデルの面積が等しくなるような曲率を求める（図中の斜線部）。この値を梁要素による解析時の限界曲率として照査を行ことにする。

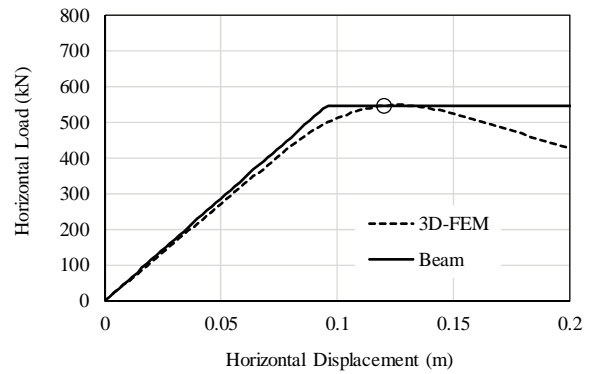
バイリニアモデルによる  $M-\phi$  関係のうち、上述の三次元 FEM 解析結果の最大曲げモーメント  $M_{max}$  と限界曲率  $\phi_u$  で規定するバイリニアモデルを以降、提案法と称する。また、全塑性モーメント  $M_p$  で規定するバイリニアモデルを以降、従来法と称する。従来法と提案法の  $M-\phi$  関係を図-3.15 に示す。

(3) 解析結果

提案法による梁要素解析結果である杭下端の  $M-\phi$  関係



(a)  $M-\phi$  関係



(b)  $P-\delta$  関係

図-3.16 三次元 FEM と梁要素（提案法）の比較

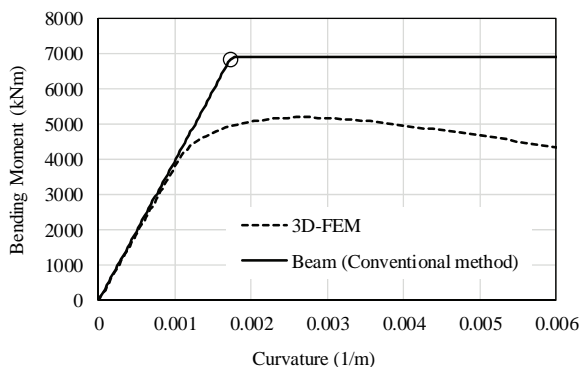
と、杭頭の  $P-\delta$  関係を三次元 FEM 解析の結果とあわせて図-3.16 に示す。水平荷重は反力として算出されたものである。図-3.16 (a) に示す丸印は、梁要素解析の限界曲率に相当する。図-3.14 で指定したとおりの挙動をしていることがわかる。同様に、図-3.16 (b) の丸印も限界曲率を示している。三次元 FEM 解析のピーク荷重を迎えるよりも前に梁要素解析はピークに達しており、安全側の評価ができています。

同様に従来法の結果を図-3.17 に示す。従来法は、全塑性モーメントを折れ点とするバイリニア型であるため、曲げモーメント、水平荷重ともに三次元 FEM 解析よりも大幅に大きな値となっている。すなわち実力以上の荷重を負担できるような設定であり、危険側の評価になっている。

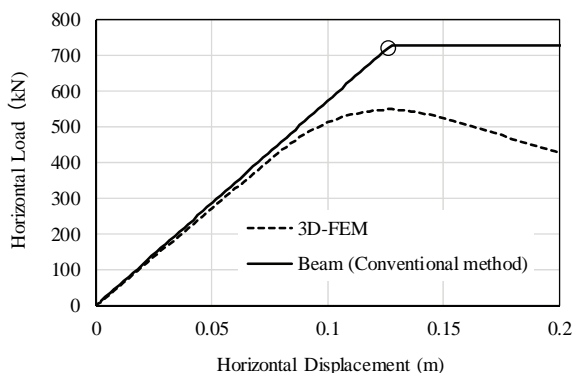
以上のように、提案法は従来法に比べ、実現象を良好に再現できることがわかる。なお、三次元 FEM 解析と梁要素解析について、鋼管高さ方向の変位分布および曲率分布を比較した結果を付録-1 に示す。

3.5. 境界条件を変えた三次元 FEM 解析（手順 3）

解析モデルの両端をピン拘束として強制回転変位を与



(a)  $M-\phi$ 関係



(b)  $P-\delta$ 関係

図-3.17 三次元 FEM と梁要素 (従来法) の比較

える解析では、杭の長さとして式(5)で算定した16.3mを採用した。また、局部座屈を発生させる位置を指定するために、モデル中央部の円周上にそって外側に凸となるような0.1mmの初期不整を与えた。

図-3.18に曲げモーメント (付加曲げモーメント差し引いた) と曲率の関係を示す。回転変位を与えるモデルでは、両端に水平変位を与える解析よりも、大幅に小さい曲率で曲げモーメントのピークを迎えている。ただし、曲げモーメントの最大値の差は3%未満である。このように、鋼管の円形断面の保持ができない場合には限界曲率が小さくなる特性がある。

図-3.19は中央部の鋼管断面側面 (図中のA点) のy方向 (回転変位によるたわみはx方向に発生) の変位と曲率の関係である。曲げモーメントが最大値を迎える直前の曲率0.0014(1/m)付近から、y方向の変位の増加率が上昇し、楕円化が急速に進みだしていることがわかる。

## 4. 各種条件を変えた検討

### 4.1. 解析ケース

3. では、提案法の検討手順を示した。ここでは、種々

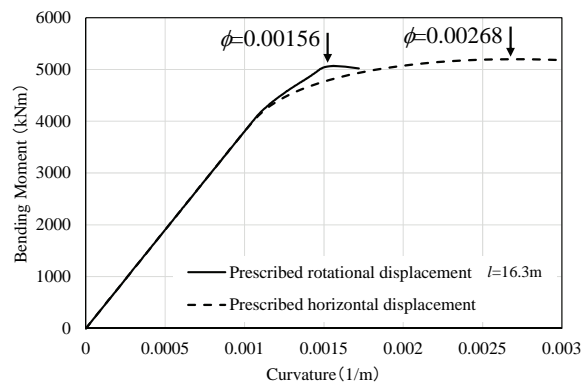


図-3.18 境界条件の違いによる比較,  
縦軸: 曲げモーメント, 横軸: 曲率

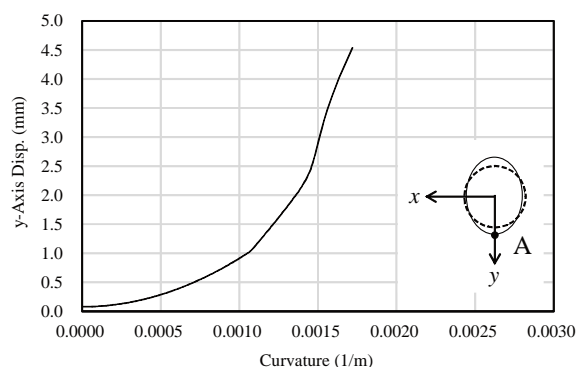


図-3.19 鋼管断面の楕円化,  
縦軸: y 軸方向変位, 横軸: 曲率

の径厚比および軸力比に対応可能な $M-\phi$ 関係のモデル化法および限界曲率の算定式を検討するため、各種条件を変えた検討を行った。表-4.1に示す解析ケース一覧のように、直径、板厚および軸力比を変えたケースを実施した。なお、解析モデルの長さ $l$ はすべて20mとして、鋼管杭の直径は細長比 $l/r$ が建設実績を網羅するように設定した。細長比が大きくなると、変形しやすくなるため、 $PA$ 効果による付加曲げモーメントの影響が大きくなる。また、板厚および軸力比は、過去の実績を参考に設定した。

本章では、基本ケースとして直径1500mmの鋼管杭を対象に、円形保持 (水平変位) および圧縮軸力の条件で、軸力比および板厚を変えたケースの結果を示す。なお、引張軸力および円形非保持 (回転変位) の条件の検討結果を付録-2、細長比を変えた検討結果を付録-3に示す。

## 4.2. 基本ケースの解析結果

### (1) $M-N$ 曲面の定式化

三次元FEM解析より出力された端部節点の曲げモーメントと軸力の関係 (以降、 $M-N$ 曲面) を図-4.1に黒丸印で示す。また、梁要素用に付加曲げモーメント分を差し

表-4.1 解析ケース一覧

直径 (mm)	板厚 (mm)	$D/t$	$l/r$	軸力比	備考
900	9	100	63.5	0.0	
	13.5	66.7	63.8	0.15	
	18	50	64.1	0.30	
				0.45	
				0.75	
1200	12	100	47.6	0.0	
	18	66.7	47.9	0.15	
	24	50	48.1	0.30	
				0.45	
				0.75	
1500	15	100	38.1	0.0	基本ケース 引張軸力の ケースも実施
	22.5	66.7	38.3	0.15	
	30	50	38.5	0.30	
				0.45	
				0.75	
1800	18	100	31.7	0.0	
	27	66.7	31.9	0.15	
	36	50	32.1	0.30	
				0.45	
				0.75	

$D$ : 直径,  $t$ : 板厚,  $l$ : 長さ,  $r$ : 断面二次半径

引き, さらに, 1mメッシュ用に低減した補正モーメント (図-3.13参照) を白抜き丸印として示す。

図中の実線は, 式(7)の全塑性モーメントの定義に基づき理論的に求められた式であり, 軸力依存関係を示す。

$$M_p = M_{p0} \cos\left(\frac{\pi N}{2 N_y}\right) \quad (7)$$

$$M_{p0} = Z_p \sigma_y \quad (8)$$

$$Z_p = \frac{4}{3} (r^3 - (r-t)^3) \quad (9)$$

ここで,

$M_p$ : 全塑性モーメント

$M_{p0}$ : 軸力ゼロ時の全塑性モーメント

$Z_p$ : 塑性断面係数

$\sigma_y$ : 降伏応力

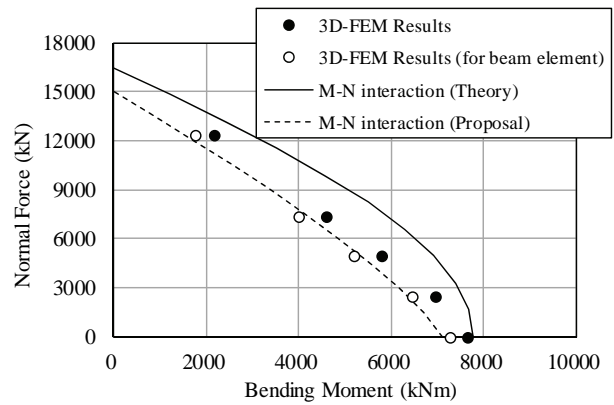
$r$ : 鋼管杭の半径

$t$ : 鋼管杭の板厚

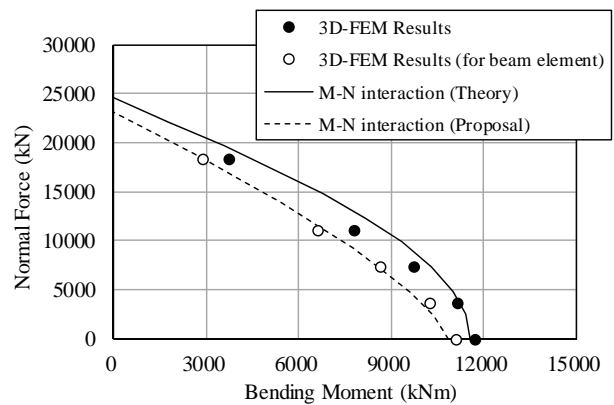
$N$ : 軸力 (圧縮が正值)

$N_y$ : 降伏軸力 (圧縮が正值)

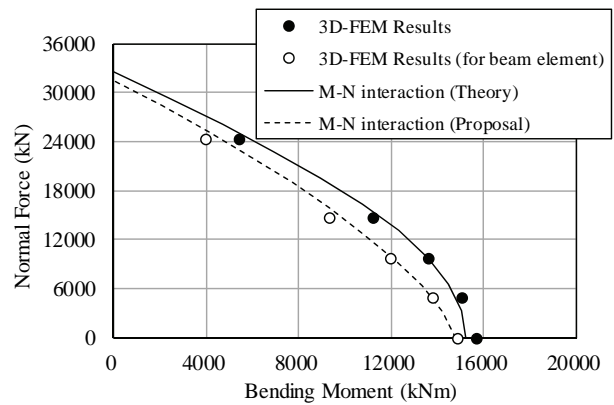
$D/t=100$ の三次元FEM解析の結果 (黒丸印) は, 全ての軸力のケースにおいて理論曲線 (実線) よりも内側に分布しており, 全塑性モーメントに到達していないことがわかる。  $D/t=66.7$ と  $D/t=50$ の軸力が小さいケースでは, 理論曲線よりも大きな値となっているが (最大で3%), 軸力が大きいケースでは, 局部座屈の影響で理論曲線には到



(a)  $\phi 1500t15$  ( $D/t=100$ )



(b)  $\phi 1500t22.5$  ( $D/t=66.7$ )



(c)  $\phi 1500t30$  ( $D/t=50$ )

図-4.1  $M-N$  曲面, 縦軸: 軸力, 横軸: 曲げモーメント, (軸力比は小さい方から 0, 0.15, 0.30, 0.45, 0.75)

達していない。ただし,  $D/t$ が小さくなるにつれて理論曲線との乖離量は小さくなっている。軸力がゼロの時に理論曲線を上回る理由は, 三次元FEM解析では端部よりも上方で局部座屈が発生し, 平面保持仮定の全塑性モーメントの理論式で想定している中立軸において, 圧縮と引張ひずみが急反転するような条件が成り立っていないこ

とが影響していると考えられる。

梁要素用の補正モーメント（白抜き丸印）は、付加曲げモーメント分を差し引き、さらに、0.95倍としているため、当然、元の三次元FEM解析結果よりも小さくなっていく。ここでは、梁要素用にM-N曲面の定式化を検討した。

初めに、D/tが大きいと軸力ゼロでも理論値に到達しない（全塑性モーメントより小さい）ことから、軸圧縮方向の降伏応力の低減を行うことにした。D/tに応じた様々な低減式が提案されているが、本研究では岸田ら<sup>13)</sup>による式(10)を採用した。これにより、全塑性モーメント $M_{p0}$ および圧縮側の降伏軸力 $N_y$ は低減されて、それぞれ式(11)および式(12)より求めることができる。式(10)による低減係数はD/t=100のとき0.914、D/t=50で0.968である。

$$\sigma'_y = \sigma_y (0.86 + 5.4t/D) \quad (10)$$

$$M_{p0}' = M_{p0} (0.86 + 5.4t/D) \quad (11)$$

$$N_{yc}' = N_y (0.86 + 5.4t/D) \quad (12)$$

ここで、

- $\sigma'_y$ : 軸圧縮方向の降伏応力
- $\sigma_y$ : 降伏応力
- $M_{p0}'$ : 軸圧縮方向の降伏応力低減を考慮した軸力ゼロ時の全塑性モーメント
- $N_{yc}'$ : 軸圧縮方向の降伏応力低減を考慮した軸圧縮降伏応力

岸田式は、径厚比に応じて圧縮側の降伏応力を低減することが目的であるため、式(10)で低減係数は1を上限值とすべきである（ $\sigma'_y$ は $\sigma_y$ より大きくすべきではない）。

次に、M-N曲面のフィッティングの検討を行った。M-N曲面は、D/tが大きい方が直線的になっていることがわかる。そこで、軸力依存を考慮して、曲げモーメントの上限值となる最大曲げ耐力 $M_{max}$ を式(13)で表現することにした。

$$M_{max} = M_{p0}' \left[ 1 - \left( \frac{N}{N_{yc}'} \right)^n \right] \quad (13)$$

$$n = \alpha(t/D) + \beta \quad (14)$$

ここで、 $\alpha$ および $\beta$ はパラメータである。また、Nおよび $N_{yc}'$ は圧縮で正値である。軸力依存の程度を表すべき数nは、式(14)を用いてt/Dの関数とすることにした。本ケースでは $\alpha=20$ 、 $\beta=1.05$ を採用すると、D/t=100の時べき数n

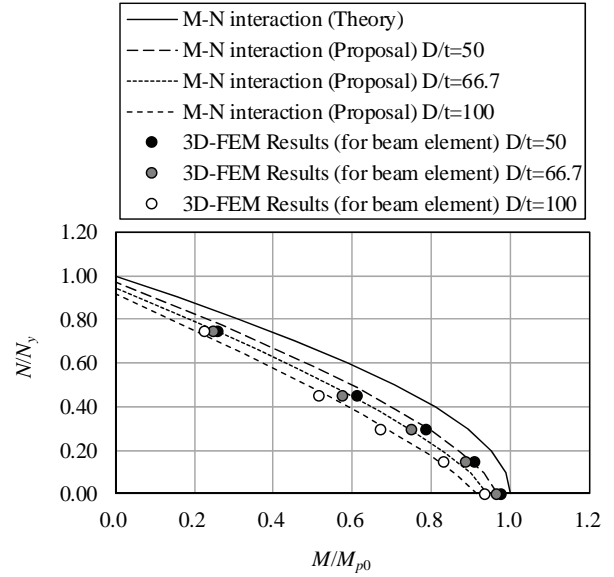


図-4.2 M-N 曲面（無次元化表示），  
縦軸：軸力比，横軸：曲げモーメント比

は1.25、D/t=50で1.45となった。ちなみに、 $n=1.8$ とすると式(7)のcos部分を概ね近似できる。最大曲げ耐力の曲線を図-4.1の破線で示す。この算定式で梁要素用の補正モーメントを良好に推定できていることがわかった。図-4.1の横軸を $M_{p0}$ 、縦軸を $N_y$ で無次元化してまとめて図示すると図-4.2となる。

#### (2) 塑性率の検討

梁要素解析において前述の最大曲げ耐力を折れ点とするバイリニア型の構成則を用いる前提で、前述した図-3.14の方法で限界曲率を整理した。図-4.3に限界曲率 $\phi_u$ と軸力の関係を示す（図中の白抜き丸印）。

これらの結果を説明するために塑性率 $\mu$ を導入した。降伏曲率 $\phi_y$ は式(15)で定義されるが、軸圧縮方向の降伏応力 $\sigma'_y$ と軸力の影響を加味すると式(16)の $\phi'_y$ となる。したがって、限界曲率 $\phi_u$ は式(17)となる。

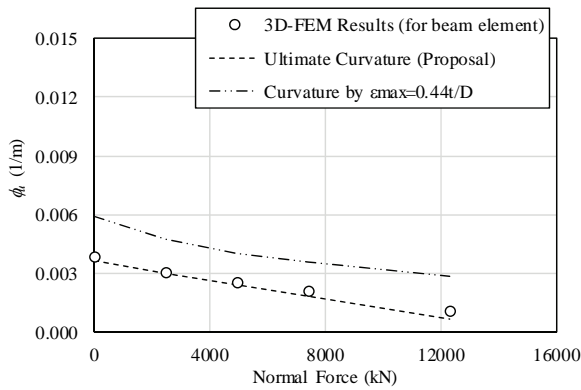
D/tの影響を取り入れるため塑性率 $\mu$ は式(18)とした。ここでは、 $a=161$ 、 $b=1.0$ を採用すると、図-4.3に示すように解析結果を安全側に評価することを確認できた。なお、D/t=100のときの塑性率は2.6、D/t=50では4.2となる。

$$\phi_y = \frac{M_y}{EI} \quad (15)$$

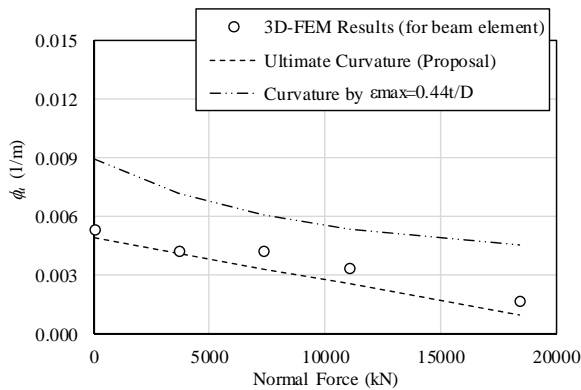
$$\phi'_y = \frac{\sigma'_y Z}{EI} \left( 1 - \frac{N}{N_{yc}'} \right) \quad (16)$$

$$\phi_u = \mu \phi'_y \quad (17)$$

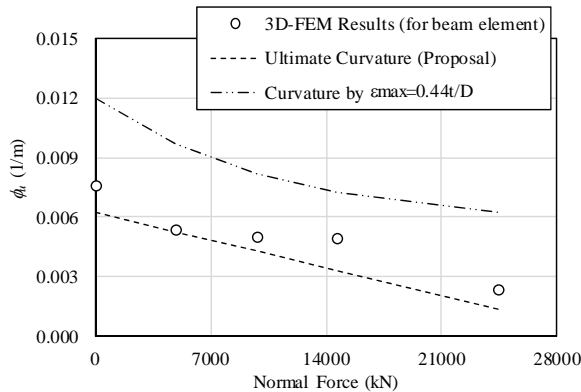




(a)  $\phi 1500t15$  ( $D/t=100$ )



(b)  $\phi 1500t22.5$  ( $D/t=66.7$ )



(c)  $\phi 1500t30$  ( $D/t=50$ )

図-4.3 限界曲率と軸力の関係,  
縦軸：限界曲率, 横軸：軸力

$$\mu = a(t/D) + b \quad (18)$$

ここで,

$E$  : ヤング係数 ( $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ )

$I$  : 断面二次モーメント

$M_y$  : 降伏モーメント

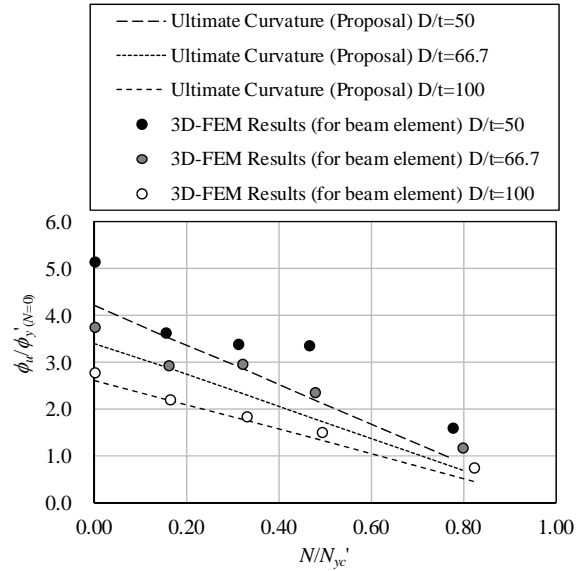


図-4.4 限界曲率と軸力の関係 (無次元化表示)  
縦軸：曲率比, 横軸：軸力比

$Z$  : 断面係数

$a, b$  : 塑性率パラメータ

また、式(16)において、 $N$ および $N_{yc}$ 'は圧縮で正値である。  
図中の二点鎖線は加藤式<sup>8)</sup>による局部座屈ひずみに対応する曲率を、軸力による中立軸の移動を考慮して正確に求めたものである。ただし、適用限界を超えた $D/t$ についても、参考として限界ひずみを図示している。

ここで提案する塑性率は、加藤式よりも安全側の設定となっている。図-2.1に示したように、大径厚比に対応した模型実験より提案された許容ひずみ式より加藤式の方が値は小さい。すなわち、本研究で提案する塑性率は、模型実験に基づく許容ひずみの式よりも限界値が小さく、安全側の設定となっている。

図-4.3の縦軸を軸力ゼロ時の $\phi_y'$ で、横軸を $N_{yc}$ 'で無次元化してまとめて図示すると図-4.4となる。

#### 4.3. 提案法まとめ

基本ケース (直径1500mm, 円形保持, 圧縮軸力) に対する追加検討として、引張軸力および両端に回転変位を与えたケース (付録-2参照) および細長比を変えたケース (付録-3参照) について検討したが、提案する $M-N$ 曲面および限界曲率の説明を図-4.5および図-4.6に、算定式のパラメータを表-4.2および表-4.3それぞれ示す。

提案法の $M-N$ 曲面は、細長比 $l/r$ と径厚比 $D/t$ に応じて変化し、従来法と比べて内側に位置することが大きな特徴である。また、細長比 $l/r$ と径厚比 $D/t$ に応じた塑性率を設

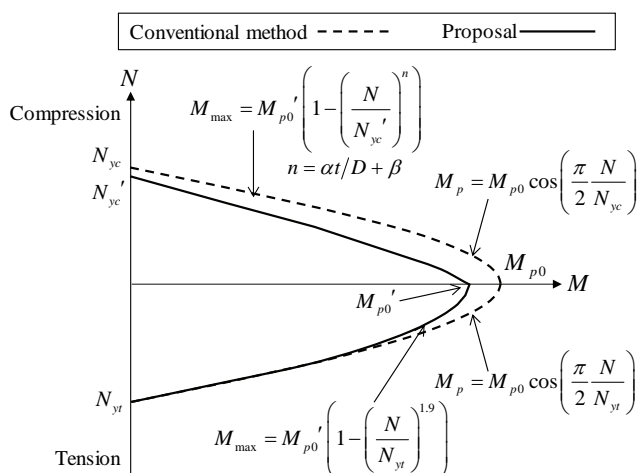


図-4.5 M-N 曲面に関する提案法の説明図  
(軸力 N は圧縮が正值, 引張が負値)

表-4.2 M-N 曲面の算定式パラメータ

円形保持条件	$\alpha$	$\beta$
円形保持	20	$-0.0095(l/r)+1.41$
円形非保持	10	$-0.0094(l/r)+1.45$

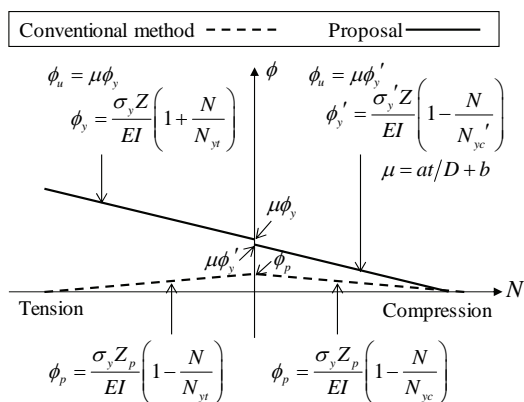


図-4.6 限界曲率に関する提案法の説明図  
(軸力 N は圧縮が正值, 引張が負値)

表-4.3 限界曲率の算定式パラメータ

円形保持条件	a	b
円形保持	$-1.24(l/r)+209$	$-0.0119(l/r)+1.46$
円形非保持	$-4.72(l/r)+440$	$0.0413(l/r)-2.55$

定し, 発生軸力に応じて限界曲率を変化させている。ただし, 鋼管の引張応力が作用する側の断面では局部座屈が生じないため, 引張軸力が増えるほど限界曲率は大きくなる設定としている。一方, 従来法は, 鋼管断面で引

表-5.1 検討対象とした鋼管杭の諸元

直径 (mm)	板厚 (mm)	D/t (-)	降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	長さ (m)	円形保持条件
1500	15	100	235	20	円形保持
1500	18.75	80	235	20	円形保持
1500	22.5	67	235	20	円形保持
1500	26.75	56	235	20	円形保持
1500	30	50	235	20	円形保持

張側と圧縮側の区別なく, 所定の応力に達した時点を超えても終局(全塑性モーメント)への到達が早くなる照査法であった。

なお, 本手法は表-4.1の解析ケースの結果をもとに算定式を構築したものである。腐食等により D/t が 100 を大きく超える場合の適用には, 十分注意が必要である。塑性率が 1.0 以下となる条件では, 本手法は対応していない。

### 5. 提案法の影響検討

図-3.2(b)の梁要素モデルを用いて4.3.でまとめた提案法と従来法の違いについて検討を行った。検討対象とした鋼管杭を表-5.1に示す。

図-5.1は, 提案法の最大曲げ耐力と, 従来法的全塑性モーメントについて, 軸力比との関係を示したものである。検討した軸力比は, 従来法の降伏軸力 N<sub>y</sub> に対する軸力比を用いて, これまでと同様に 0 から 0.75 までとした。軸力比が 0.3 程度作用すると, 提案法の耐力は, 従来法のワンランク下の板厚の耐力を下回る値となった。

梁要素解析にて水平荷重した際に, 下端(もしくは上端)要素が限界曲率に到達時の水平変位を図-5.2に示す。なお, 従来法の変位は, 全塑性モーメント到達時の変位である。従来法の結果は, 全塑性モーメントに到達する際の曲率が径厚比にかかわらず概ね同じ値となるため, 変形も概ね同じ値となっている。これらの結果から, 提案法は従来法に比べて, 大幅に変形を許容する評価となっていることがわかる。ただし, D/t=100の場合には軸力比が0.30を超えると提案法の方が許容される変位が小さくなっている。

最後に, 耐力と変位を両方合わせた評価として, 図-5.3に示す限界曲率までの荷重と変位曲線の面積に相当するエネルギーを求め, 比較した結果を図-5.4に示す。ここでも, D/t=100の場合には軸力比が0.30では, 提案法の方がエネルギーは小さな値となった。一方, D/tが小さく軸力が小さいほど, 提案法のエネルギーは従来法よりも大きい値となった。

以上のように提案法は, D/t=100の大径厚比の鋼管杭の評価が厳しくなる。一方で, 径厚比を下げることで, 変

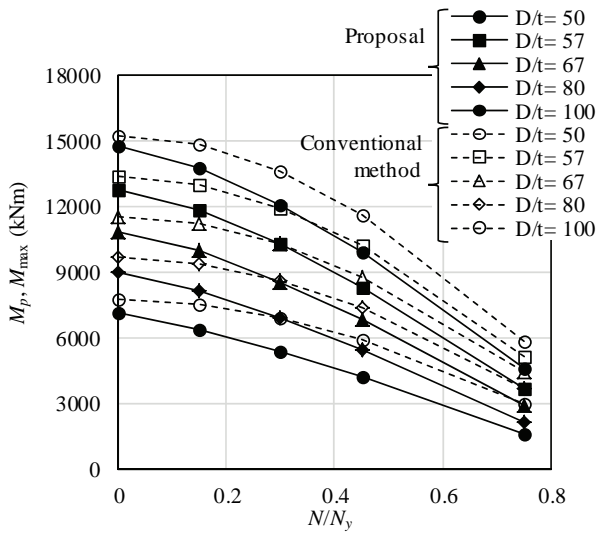


図-5.1 曲げ耐力の比較,  
実線：提案法, 破線：従来法,  
縦軸：曲げ耐力, 横軸：軸力比

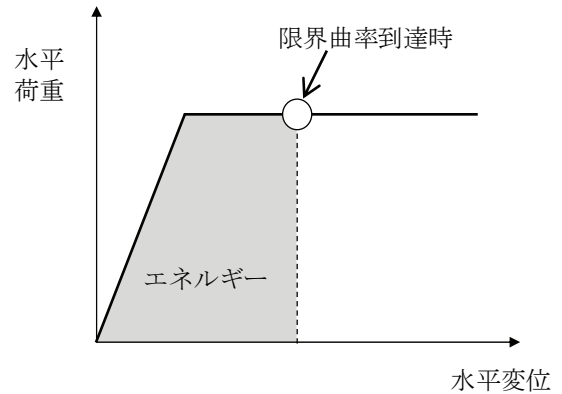


図-5.3 エネルギーの定義

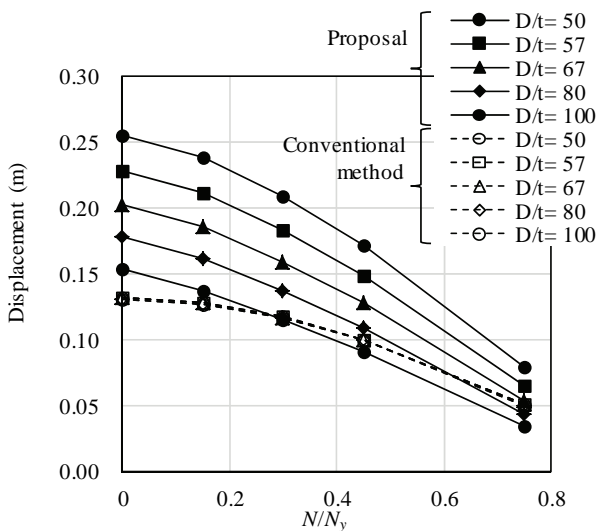


図-5.2 限界曲率到達時の水平変位の比較,  
実線：提案法, 破線：従来法,  
縦軸：変位, 横軸：軸力比

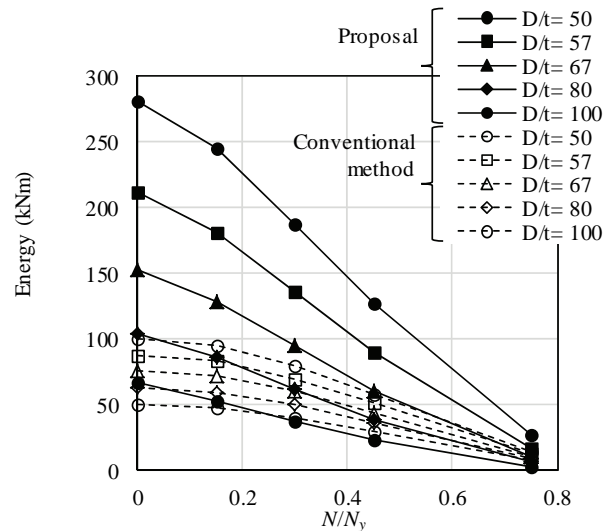


図-5.4 限界曲率到達時のエネルギーの比較,  
実線：提案法, 破線：従来法,  
縦軸：エネルギー, 横軸：軸力比

形性能やエネルギー性能が向上し、 $D/t$ に応じた粘り強さを評価できているものと考えられる。

## 6. 事例検討

### 6.1. 検討対象栈橋

栈橋を対象とした非線形地震応答解析において、提案法と従来法の結果を比較し、耐震性能照査における鋼管

部材のモデル化法の影響を検討した。検討対象栈橋は、港湾構造物設計事例集<sup>14)</sup>の直杭式横栈橋の耐震性能照査モデルをもとに、鋼管杭への作用軸力が大きくなるケースとしてクレーンを搭載したモデルを採用した。土層区分を図-6.1に、有限要素分割図を図-6.2に示す。主な地盤の解析定数を表-6.1に、鋼管杭の解析定数を表-6.2に示す。また、レベル2地震動に対応する入力地震動として、図-6.3に示す加速度波形を用いた。

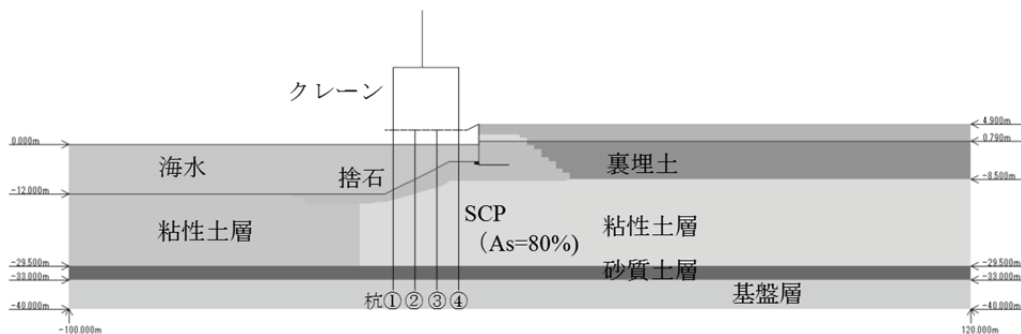


図-6.1 解析モデルの土層区分

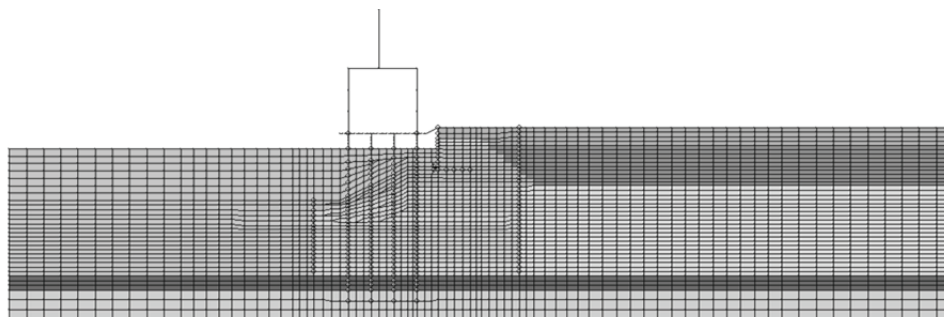


図-6.2 解析モデルの有限要素分割図

表-6.1 地盤の解析定数

土層名	変形特性										液状化特性					
	基準初期せん断剛性	基準体積弾性係数	基準平均有効応力	拘束圧依存係数	間隙率	内部摩擦角	粘着力	標高依存のC		履歴減衰上限値	変相角	液状化パラメータ				
	$G_{ma}$ kPa	$K_{ma}$ kPa	$\sigma_{ma}'$ kPa	$m_G, m_K$	$n$	$\phi_f$ deg.	$c$ kPa	$C_{00}$	$C_y$	$h_{max}$	$\phi_p$ deg.	$wl$	$p1$	$p2$	$c1$	$S1$
捨石	$1.80 \times 10^5$	$4.69 \times 10^5$	98.0	0.50	0.45	35.0	20.0			0.24	—	—	—	—	—	—
SCP(As=80%)	$1.31 \times 10^5$	$3.43 \times 10^5$	98.0	0.50	0.45	41.4	—			0.24	—	—	—	—	—	—
砂質土層	$8.90 \times 10^4$	$2.32 \times 10^5$	98.0	0.00	0.44	39.8	150.0			0.24	—	—	—	—	—	—
基盤層	$2.02 \times 10^5$	$5.26 \times 10^5$	98.0	0.50	0.45	43.0	0.0			0.24	—	—	—	—	—	—
粘性土層 (海側)	$1.07 \times 10^4$	$2.80 \times 10^4$	42.5	0.50	0.55	—	—	-12.7	-2.33	0.20	—	—	—	—	—	—
粘性土層 (陸側)	$1.07 \times 10^4$	$2.80 \times 10^4$	42.5	0.50	0.55	30.0	20.0			0.20	—	—	—	—	—	—
裏埋土	$7.93 \times 10^4$	$2.07 \times 10^5$	98.0	0.50	0.45	39.5	20.0			0.24	28.0	6.400	0.500	0.918	3.008	0.005

表-6.2 鋼管杭の解析定数 (従来法)

		被覆部 (+2.5m~ -1.0m)	海中部 捨石部 (-1.0m~ -17.0m)	土中部 (上部) (-17.0m~ -23.0m <sup>*1</sup> )	土中部 (下部) (-23.0m <sup>*1</sup> ~)
外径	$D$ (mm)	1500	1498	1499.7	1499.7
板厚 (腐食考慮)	$t$ (mm)	19.0	18.0	18.85	14.85
径厚比	$D/t$	79	83	80	101
降伏応力	$\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	315	315	315	235
降伏軸力	$N_y$ (kN)	$2.78 \times 10^4$	$2.64 \times 10^4$	$2.76 \times 10^4$	$1.63 \times 10^4$
全塑性モーメント	$M_{p0}$ (kNm)	$1.31 \times 10^4$	$1.24 \times 10^4$	$1.30 \times 10^4$	$7.69 \times 10^4$

\*1: 杭①の値, 杭②は-22m, 杭③は-20.5m, 杭④は19.5m

検討対象の要求性能は「二箇所以上で全塑性モーメントに達している杭が存在しない<sup>1)</sup>」として、具体的には、土中部で鋼管杭が全塑性モーメントに達しないとした。この条件を満たすため、鋼管杭の諸元を変えるのではな

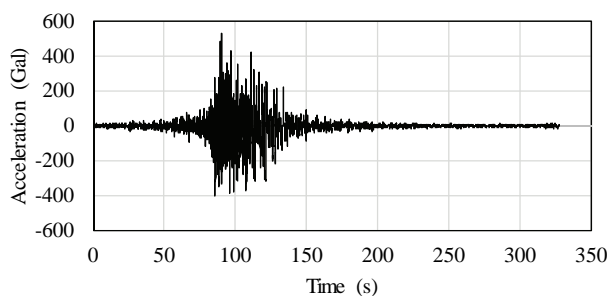


図-6.3 入力地震動

く、入力加速度の振幅調整で対応することとして、最大加速度270Galを採用した。その際の鋼管杭の曲率分布図を図-6.4に示す。すべての杭の杭頭部で全塑性モーメントに達している。陸側の杭④の土中部でも最大軸力時の

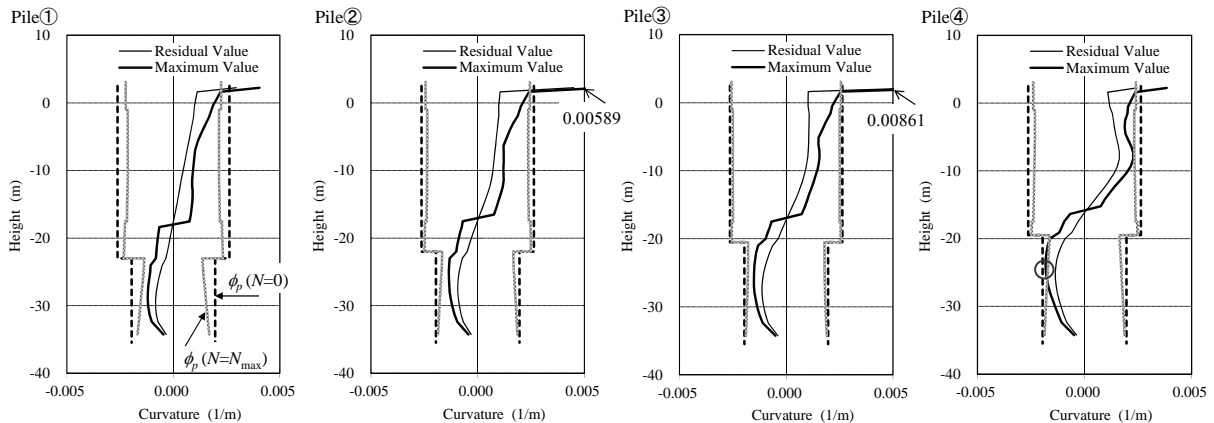


図-6.4 鋼管杭の曲率分布図（従来法，鋼管杭初期断面），細線：残留値，太線：最大値，  
破線：全塑性モーメント相当の曲率（軸力ゼロ），灰色実線：最大軸力時の全塑性モーメント相当の曲率

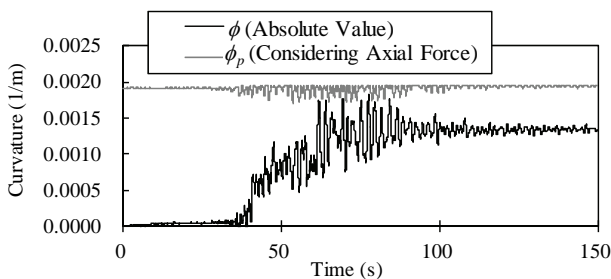


図-6.5 限界曲率と発生曲率の時刻歴図  
（図-6.4の杭④の丸印部）

全塑性モーメント相当の曲率を上回る値が生じているが（図中の丸印），時刻歴で確認すると，発生曲率は軸力変動を考慮した全塑性モーメント相当の曲率を超えていなかった（図-6.5参照）．なお，発生曲率は向きによる違いは無いため，絶対値の時刻歴としている．

なお，レベル1地震動に対する検討では，鋼管杭が弾性範囲内であることを確認している．

## 6.2. 提案法による解析

### (1) 鋼管杭のモデル化手法

本研究による提案手法を用いた鋼管杭の解析定数を表-6.3に示す．解析定数の設定に必要な長さ $l$ は，最も海側の杭①の上部工下端から，仮想固定点 $1/\beta$ までの20.47mを採用した（図-6.6参照）．なお，提案法では鋼管杭の照査として，全塑性モーメントではなく限界曲率に到達したか否かで判定した．また，従来法における照査値である全塑性モーメント相当の曲率も簡素化のため，以降，限界曲率と呼ぶ．

### (2) 解析結果

鋼管杭の曲率分布のうち，初期断面の結果を図-6.7，

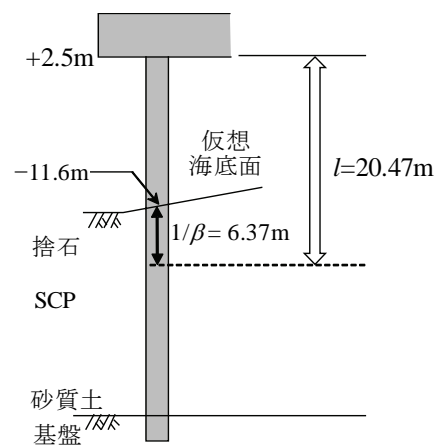


図-6.6 解析定数の長さ $l$ の設定  
（上部工下端から仮想固定点 $1/\beta$ まで）

諸元変更後の結果を図-6.8に示す．初期断面では，従来法と同様に杭頭部では限界曲率に達し，陸側の杭④の土中部で曲率が大きくなった．従来法では，土中部（下部）で限界曲率を超えなかったが，提案法では超える結果となった．そこで，土中部（下部）の板厚を初期断面の15mmから17mmまで上げることで，限界曲率を下回る結果となった．

以上のように，径厚比100を超える土中部（下部）の鋼管杭は，提案法では従来法よりも曲げ耐力を割り引いた設定となるため，本事例では，板厚の増加が求められる結果になった．

付録-4に，土中部（下部）の初期板厚を19mm ( $D/t=80$ )として，本節と同様に土中部で鋼管杭が限界曲率に達しない条件を満たすよう入力加速度の振幅調整した検討結果を示す．この条件では，提案法で板厚が1mm減の18mmで要求性能を満足する結果となった．

表-6.3 鋼管杭の解析定数（提案法）

		初期条件			板厚変更検討			
		被覆部	海中部 捨石部	土中部 (上部)	土中部 (下部)	土中部 (下部)	土中部 (下部)	土中部 (下部)
					初期板厚 t=15	初期板厚 t=17	初期板厚 t=18	初期板厚 t=19
外径	$D(\text{mm})$	1500	1498	1499.7	1499.7	1499.7	1499.7	1499.7
板厚（腐食考慮）	$t(\text{mm})$	19.0	18.0	18.85	14.85	16.85	17.85	18.85
径厚比	$D/t$	79	83	80	101	89	84	80
降伏応力（補正後）	$\sigma_y(\text{N/mm}^2)$	292	291	292	215	216	217	218
降伏軸力（圧縮）	$N_{yc}(\text{kN})$	$2.59 \times 10^4$	$2.44 \times 10^4$	$2.56 \times 10^4$	$1.49 \times 10^4$	$1.70 \times 10^4$	$1.80 \times 10^4$	$1.91 \times 10^4$
降伏軸力（引張）	$N_{yt}(\text{kN})$	$2.78 \times 10^4$	$2.64 \times 10^4$	$2.76 \times 10^4$	$1.63 \times 10^4$	$1.84 \times 10^4$	$1.95 \times 10^4$	$2.06 \times 10^4$
全塑性モーメント	$M_{p0}(\text{kNm})$	$1.22 \times 10^4$	$1.15 \times 10^4$	$1.21 \times 10^4$	$7.03 \times 10^3$	$8.02 \times 10^3$	$8.51 \times 10^3$	$9.01 \times 10^3$
細長比	$l/r$	39.1	39.1	39.1	39.0	39.0	39.1	39.1
円形保持条件		円形保持	円形非保持	円形非保持	円形非保持	円形非保持	円形非保持	円形非保持
$M \sim N$ の軸力依存の $n$		1.29	1.20	1.21	1.18	1.20	1.20	1.21
塑性率 $\mu$		3.03	2.13	2.28	1.59	1.94	2.11	2.28

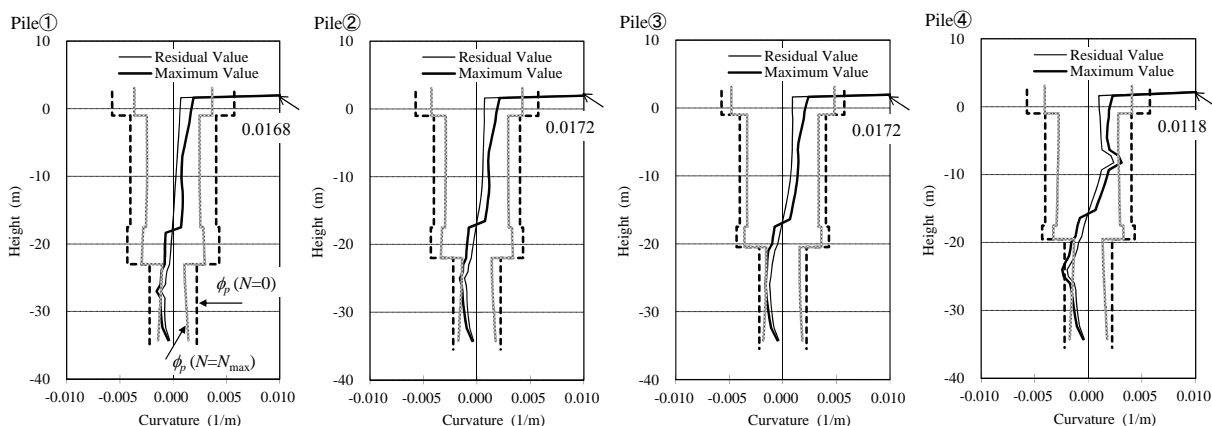


図-6.7 鋼管杭の曲率分布図（提案法，鋼管杭初期断面），細線：残留値，太線：最大値，破線：限界曲率（軸力ゼロ），灰色実線：最大軸力時の限界曲率

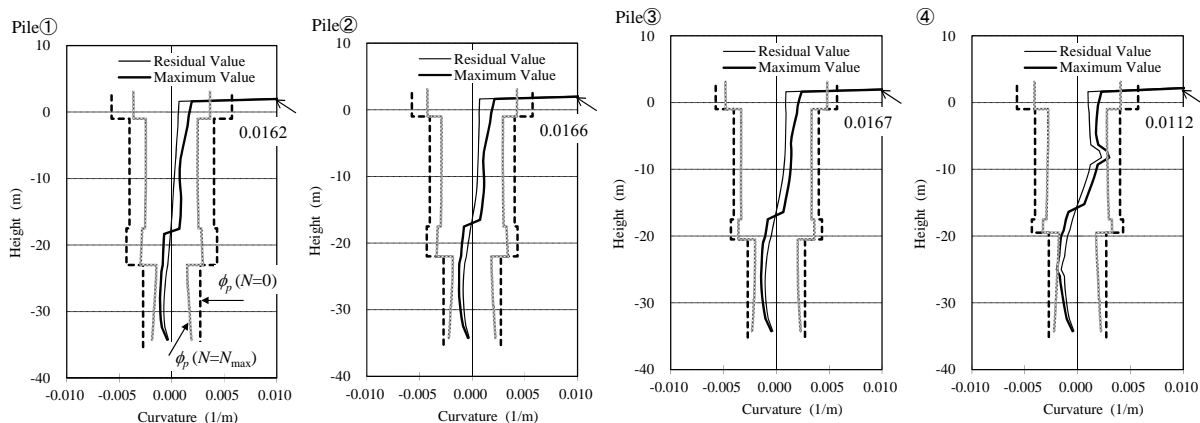


図-6.8 鋼管杭の曲率分布図（提案法，鋼管杭諸元変更後），細線：残留値，太線：最大値，破線：限界曲率（軸力ゼロ），灰色実線：最大軸力時の限界曲率

## 7. 結論

本研究では，耐震性能照査における鋼管部材のモデル化に関して，径厚比が大きく，軸力比が大きい条件に対応できるモデル化法を提案した．得られた主な知見を以下にまとめる．

- ① シェル要素を用いた三次元FEM解析より， $D/t$ が小さいと局部座屈による耐力低下は見られないが， $D/t$ が大きいと局部座屈による耐力低下が見られた．この傾向は軸力比が大きいほど顕著に見られた．
- ② 細長比が大きいほど $PD$ 効果によって， $M-N$ 曲面が内側へシフトすることを示し，この現象は軸力依存を補正

する項 $(1-(N/N_y)^n)$ で説明が可能で、べき数 $n$ の算定式では径厚比と細長比が支配的なパラメータとなることを示した。

- ③ 端部の境界条件を変えた三次元FEM解析より、鋼管杭の円形断面が保持されない場合には、楕円化が生じて局部座屈が早く発生することが分かった。そのため、円形断面の保持条件に応じて、 $M-N$ 曲面および塑性率の算定式を使い分ける必要がある。また、円形断面の保持条件が不明な場合、円形非保持条件の $M-N$ 曲面および塑性率の算定式を用いるべきである。
- ④ 三次元FEM解析結果をもとに、径厚比および細長比をパラメータとする梁要素の耐荷性能のモデル化法として $M-N$ 曲面の算定式を提案した。これまでの全塑性モーメント（従来法）による評価では危険側となっていた耐荷性能の評価法を改善した。
- ⑤ 鋼管杭の限界状態の照査法として、塑性率を用いた限界曲率で照査する方法を提案した。この方法も耐荷性能と同様に、径厚比および細長比がパラメータである。これにより、大径厚比および高軸力比条件における変形性能の評価が可能となった。
- ⑥ 片持ち梁問題で従来法と提案法の限界値を比較したところ、全ての条件で提案法の耐荷性能は従来法より小さな値となり、一方、大径厚比かつ高軸力比の一部条件を除き、変形性能は提案法の方が大きな値となった。

(2017年1月27日受付)

## 謝辞

本研究の実施にあたっては、国土交通省国土技術政策総合研究所の宮田正史室長、竹信正寛主任研究官をはじめとする関係各位に多大なるご支援、ご助言をいただいた。ここに記して謝意を表する。

また、本研究は、(一社)鋼管杭・鋼矢板技術協会との共同研究「港湾構造物における耐震設計手法の研究」として実施した。共同研究終了時点(平成29年3月末)のメンバーである森玄氏(JFEスチール(株))、久保田一男氏(新日鐵住金(株))、及川森氏(新日鐵住金(株))氏、武野正和氏(新日鐵住金(株))氏、廣瀬智治氏((株)クボタ)、田中隆太氏(鋼管杭鋼矢板技術協会)をはじめ、関係各位に対して、ここに記して心からの謝意を表する。

## 参考文献

- 1) 国土交通省港湾局監修：港湾の施設の技術上の基

準・同解説，日本港湾協会，2007年。

- 2) 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.
- 3) 川端雄一郎，忽那惇，加藤絵万，大矢陽介，小濱英司，岩波光保：港湾構造物における鋼管の  $M-\Phi$  算定法，港湾空港技術研究所資料，No.1288，17pp.，2014年。
- 4) 社団法人日本道路協会：道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編，318pp.，2012年。
- 5) 小野潔，西村宣男，西川和廣，高橋実，中州啓太：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年。
- 6) 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，248pp.，1998年。
- 7) 大矢陽介： $M-\phi$  モデルの高度化による杭式構造物の耐震性能照査の合理化，2015年「鉄構造研究・教育助成事業」研究発表会 2014年度公募研究成果梗概集，pp.167-178，2015年。
- 8) 加藤勉，秋山宏，鈴木弘之：軸圧縮力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，第204号，pp.917，1973年。
- 9) S.H.J van Es, A.M. Gresnigt, M.H. Kolstein, F.S.K. Bijlaard: Strain Based Design of Spirally Welded Pipes, Local Buckling in 4-point Bending, Proceedings of the 24th International Ocean and Polar Engineering Conference, pp.520-528, 2014.
- 10) 塩崎禎郎：引張強度 570N/mm<sup>2</sup> 級スパイラル鋼管の正負交番載荷実験と数値解析，土木学会第71回年次学術講演会講演概要集，第I部門，pp.583-584，2016年。
- 11) ADINA R&D, Inc. : ADINA Theory and Modelling Guide, 2012.
- 12) 大田孝二，中川知和，中村聖三，水谷慎吾，小林洋一，野中哲也：鋼製橋脚の耐震設計に対する構造解析ソフトウェアの適用性，橋梁と基礎，Vol.97, No.12, pp.33-39，1997年。
- 13) 岸田英明，高野昭信：鋼管杭の座屈と端部補強，日本建築学会論文報告集，No.213，pp.29-38，1973年。
- 14) 財団法人沿岸技術研究センター：港湾構造物設計事例集（平成19年改訂版），pp.2-26-2-103，2007年。

## 記号表

$a$	塑性率パラメータ	$t$	鋼管の板厚
$b$	塑性率パラメータ	$V$	鋼管に働く鉛直荷重
$c$	粘着力	$wl$	液状化パラメータ
$C_y$	粘着力の標高依存パラメータ	$Z$	断面係数
$C_{00}$	粘着力の標高依存パラメータ	$Z_p$	全塑性断面係数
$cl$	液状化パラメータ	$\alpha$	$M-N$ 曲面パラメータ
$D$	鋼管の直径	$\beta$	$M-N$ 曲面パラメータ
$D/t$	径厚比	$\beta$	杭の特性値 (仮想固定点算出用)
$E$	ヤング係数	$\delta$	鋼管の水平変位 (鋼管の載荷実験)
$G_{ma}$	基準初期せん断剛性	$\delta_y$	鋼管の降伏時の水平変位
$H$	鋼管に働く水平荷重	$\Delta$	鋼管の水平変位
$h$	平均曲率算定区間の距離	$\Delta'$	鋼管の長さ中央での水平変位
$h_{max}$	履歴減衰上限値	$\varepsilon_a$	許容ひずみ
$I$	断面二次モーメント	$\varepsilon_y$	降伏ひずみ
$K_{ma}$	基準体積弾性係数	$\varepsilon_{max}$	局部座屈ひずみ
$l$	鋼管の長さ	$\phi$	曲率
$l'$	強制回転変位時の鋼管の長さ	$\phi$	鋼管の直径
$l/r$	細長比	$\phi_f$	内部摩擦角
$M$	曲げモーメント	$\phi_p$	全塑性モーメントに対応する曲率 (ただし, $M-\phi$ 関係は全塑性モーメントを折れ点とするパイリニアモデル使用時)
$m_G$	拘束圧依存係数 (せん断剛性)	$\phi_p$	変相角
$m_K$	拘束圧依存係数 (体積弾性係数)	$\phi_u$	限界曲率
$M_{max}$	最大曲げモーメント, 最大曲げ耐力	$\phi_y$	降伏モーメントに対応する曲率, 降伏曲率
$M_p$	全塑性モーメント	$\phi_y'$	軸圧縮方向の降伏応力低減を考慮した降伏モーメントに対応する曲率
$M_{p0}$	軸力ゼロ時の全塑性モーメント	$\mu$	塑性率
$M_{p0}'$	軸圧縮方向の降伏応力低減を考慮した軸力ゼロ時の全塑性モーメント	$\nu$	ポアソン比
$M_y$	降伏モーメント	$\theta$	鋼管変形時の断面の傾き
$n$	べき数 (軸力依存性)	$\sigma_{ma}'$	基準平均有効応力
$n$	間隙率	$\sigma_y$	降伏応力
$N$	軸力	$\sigma_y'$	軸圧縮方向の降伏応力
$N_y$	降伏軸力		
$N_{yc}$	降伏軸力 (圧縮軸力)		
$N_{yc}'$	軸圧縮方向の降伏応力低減を考慮した降伏軸力		
$N_{yt}$	降伏軸力 (引張軸力)		
$N/N_y$	軸力比		
$N/N_{yc}'$	軸力比 (圧縮軸力)		
$N/N_{yt}$	軸力比 (引張軸力)		
$P$	鋼管に働く水平荷重 (鋼管の載荷実験)		
$pl$	液状化パラメータ		
$p2$	液状化パラメータ		
$r$	鋼管の半径		
$R$	鋼管の板厚中心の半径		
$R_t$	径厚比パラメータ		
$Sl$	液状化パラメータ		



## 付録

## 付録-1 三次元 FEM 解析と梁要素解析の比較

三次元FEM解析で最大曲げモーメント発生時（杭頭水平変位0.124m：付図-1.1(a)のA点）の変位分布を、同変位時の梁要素解析の結果とあわせて付図-1.2に示す。最大曲げモーメント発生時まで、三次元FEM解析と梁要素解析の結果は良好に一致していた。

三次元FEM解析で塑性化が始まった時（杭頭水平変位0.088m：付図-1.1(a)のB点）の曲率分布を付図-1.3(a)に示す。この時、梁要素解析は弾性範囲内（付図-1.1(a)のC点）であり、下端部の曲率に差が生じている。

梁要素解析が限界曲率0.00259(1/m)（付図-1.1(b)のD点）に到達した時の曲率分布を付図-1.3(b)に示す。両者はよく一致しているが、下端から0.5m高さでは三次元FEM解析の方が小さな値となって。この値は、三次元FEM解析の曲げモーメントが最大値となる際の曲率0.00268(1/m)（付図-1.1(b)のE点）よりも小さな値であり、限界値について安全側の評価ができています。

## 付録-2 基本ケースに対する追加検討

引張軸力時の水平変位および圧縮軸力時の回転変位のケースについて、 $M-N$ 曲面および塑性率の定式化の検討結果を示す。

## (1) 円形保持（水平変位）、引張軸力

a)  $M-N$ 曲面の定式化

軸力を引張としたシェル要素を用いた三次元FEM解析結果から、端部の最大曲げモーメントを算出した。軸力を圧縮とした解析では、梁要素解析用に付加曲げモーメントを差し引いた値を算出（付図-2.1(a)参照）したが、引張軸力では付図-2.1(b)に示すように、付加曲げモーメントを加えないほうが安全側（小さな値）となるため、そのままの値を採用し、梁要素1mメッシュ用の補正のみ行った。無次元化した $M-N$ 曲面を付図-2.2に示す。 $D/t=100$ , 50のいずれも理論曲線に近い結果となっている。

図中の破線は、梁要素解析用の提案曲線である。軸力がゼロのときには、圧縮軸力の設定とあわせるため $D/t$ に応じて全塑性モーメントを式(11)で低減している、ただし、引張側の降伏軸力の低減は行っていない。また、軸力依存のべき数 $n$ は1.9を採用した。引張軸力の $M-N$ 曲面は、式(付1)で表現できる。

$$M_{\max} = M_{p0}' \left( 1 - \left( \frac{N}{N_{yr}} \right)^{1.9} \right) \quad (\text{付1})$$

ここで、

$M_{\max}$ ：最大曲げ耐力

$M_{p0}'$ ：軸圧縮方向の降伏応力低減を考慮した軸力ゼロ時の全塑性モーメント

$N$ ：軸力（引張が負値）

$N_{yr}$ ：降伏軸力（引張軸力、負値）

## b) 塑性率の定式化

圧縮軸力のケースと同様の方法で限界曲率を求めた。

付図-2.3は限界曲率と軸力の関係を、縦軸を軸力ゼロ時の降伏曲率 $\phi_y$ で、横軸を降伏軸力 $N_{yr}$ で無次元化して示した。引張軸力が増加するにつれて、鋼管に圧縮力が作用するタイミングが遅れるため局部座屈は発生しにくくなり、限界曲率が大きくなっている。

これらの結果を説明するため塑性率 $\mu$ は、圧縮時と同様の考え方で設定した。ただし、降伏曲率 $\phi_y$ の算出には、降伏応力 $\sigma_y$ を用いる必要がある（ $\sigma_y'$ ではない）。限界曲率は式(付2)および式(付3)で定義される。なお、塑性率は式(18)の定義と同じである。これらの方法と、圧縮時と同じ塑性率のパラメータ（ $a=161$ ,  $b=1.0$ ）で求めた限界曲率は、付図-2.3の破線に相当する。 $D/t=50$ では、軸力比が上がるにつれ三次元FEM解析で求めた限界曲率が式(付2)および式(付3)で求めた結果よりも、はるかに大きな値となっている。これは大きな引張軸力を与えた状態で水平載荷すると、降伏後の曲げモーメントはピークが現れず非常に緩やかに増加するため、限界曲率を大きく評価していることが影響している。

$$\phi_y = \frac{\sigma_y Z}{EI} \left( 1 + \frac{N}{N_{yr}} \right) \quad (\text{付2})$$

$$\phi_u = \mu \phi_y \quad (\text{付3})$$

ここで、

$\phi_y$ ：降伏曲率

$\sigma_y$ ：降伏応力

$Z$ ：断面係数

$E$ ：ヤング係数（ $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ）

$I$ ：断面二次モーメント

## (2) 円形非保持（回転変位）、圧縮軸力

円形非保持の検討として、円形保持条件のモデルに対して、両端をピン拘束として回転変位を与える解析を実施した。なお、モデルの長さは3.5.と同様に16.3mとした。

a)  $M-N$ 曲面の定式化

梁要素1mメッシュ用に補正した最大曲げモーメントを無次元化して付図-2.4に示す。三次元FEM解析の結果を説明する軸力依存のべき数 $n$ に関するパラメータ $\alpha$ は10,  $\beta$ は1.09とした。なお、 $D/t=100$ のときの $n$ は1.19,  $D/t=50$ で

は1.29となる。

円形非保持の条件では、鋼管の円形断面が保持されなため、若干ではあるが、最大曲げモーメントが小さくなる結果となった。

#### b) 塑性率の定式化

最大曲げモーメント発生時の限界曲率を無次元化して整理した結果を付図-2.5に示す。解析結果を説明する塑性率は、パラメータ $a=260$ 、 $b=-1.0$ として、 $D/t=100$ に対して1.6（円形保持では2.6）、 $D/t=50$ では4.2（円形保持では4.2）となった。特に、 $D/t=100$ では、鋼管の円形断面が保持されにくいため、円形保持の条件と比べて大幅に塑性率が小さくなる結果となった。

### 付録-3 細長比を変えた検討

直径を変化させることで細長比を変えたケースについて、 $M-N$ 曲面および塑性率の設定について検討結果を示す。

#### (1) 円形保持（水平変位）、圧縮軸力

##### a) $M-N$ 曲面の定式化

付図-3.1に直径を変えて解析した結果を示す。三次元FEM解析の結果を説明する軸力依存のべき数 $n$ に関するパラメータ $a$ は、これまでの円形保持の検討と同様に20、パラメータ $\beta$ は細長比によって変えた（付表-3.1参照）。直径が小さいほど細長比は大きくなり、付加曲げモーメントの影響が大きくなる。パラメータ $\beta$ と細長比 $l/r$ の関係は、付図-3.2に示すように線形関係とした。この条件で三次元FEM解析から得られた軸力依存特性を良好に説明できている。なお、直径900mmのように細長比が大きく、大径厚比 $D/t=100$ の条件では $n=1.0$ で、 $M-N$ 曲面は直線となった。

##### b) 塑性率の定式化

最大曲げモーメント発生時の限界曲率を無次元化して整理した結果を付図-3.3に示す。解析結果を説明する塑性率は、パラメータ $a$ および $b$ を細長比に応じて付表-3.2のとおり変化させた。パラメータ $a$ および $b$ と細長比の関係は、付図-3.4に示すように線形関係とした。この条件で三次元FEM解析結果の塑性率を良く表現できている。

#### (2) 円形非保持（回転変位）、圧縮軸力

##### a) $M-N$ 曲面の定式化

付図-3.5に直径を変えて解析した結果を示す。三次元FEM解析の結果を説明する軸力依存のべき数 $n$ に関するパラメータ $a$ は10、パラメータ $\beta$ は細長比によって変えた

（付表-3.3参照）。円形保持の解析よりも全体として小さな値としており、特に細長比が大きいほど、小さくなる割合を大きくした。パラメータ $\beta$ と細長比の関係は、付図-3.6に示すように線形関係とした。この条件で三次元FEM解析の結果を説明する軸力依存を良好に説明できている。直径900mmのように細長比が大きく、大径厚比 $D/t=100$ の条件では $n$ は0.95となり、原点側への凸の形状となった。

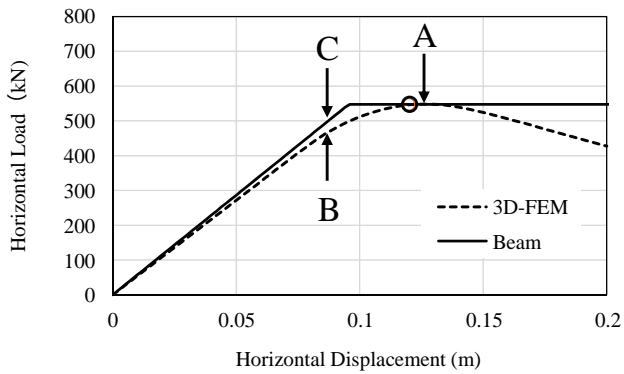
##### b) 塑性率の定式化

最大曲げモーメント発生時の限界曲率を無次元化して整理した結果を付図-3.7に示す。解析結果を説明する塑性率は、パラメータ $a$ および $b$ を細長比に応じて付表-3.4のとおり変化させた。パラメータ $a$ および $b$ と細長比の関係は、付図-3.8に示すように線形関係とした。この条件で三次元FEM解析結果の塑性率を良く表現できている。

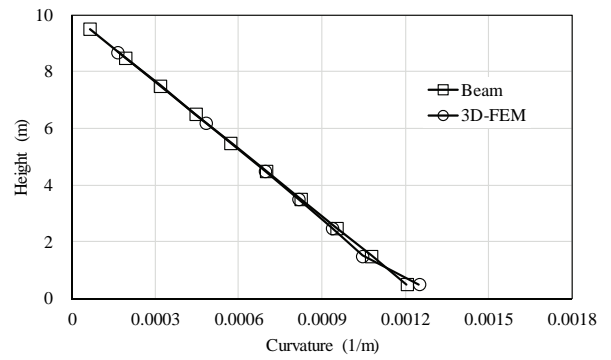
### 付録-4 初期板厚を変えた事例検討

6.の事例検討の栈橋モデルを対象に、土中部（下部）の初期板厚を土中部（上部）と同じ板厚とした条件での検討を実施した。降伏強度は $235\text{N/mm}^2$ のままである。土中部（下部）の鋼管杭の解析定数を付表-4.1に示す。6.1.と同様に、従来法による検討において、土中部で全塑性モーメントに到達しない限界の入力加速度振幅を検討した結果、最大加速度は $290\text{Gal}$ であった。

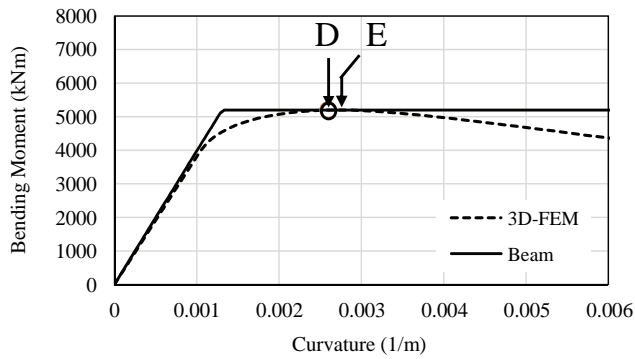
提案法で検討したところ、19mmでは限界曲率に対して余裕があったため、板厚を減らした検討を実施した。その結果、付図-4.1に示すように18mmで限界曲率以内となった（付図-4.2で付図-4.1の丸印部分を時刻歴で確認）。



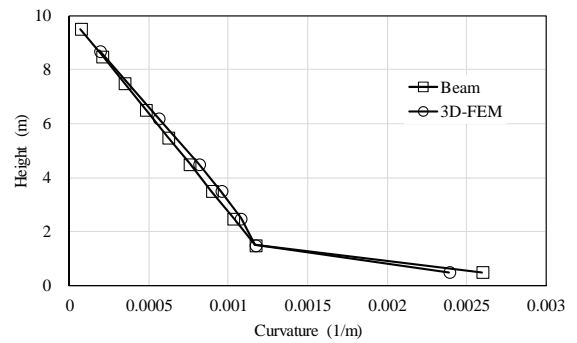
(a) P-δ関係



(a) 杭頭水平変位 (0.088m)



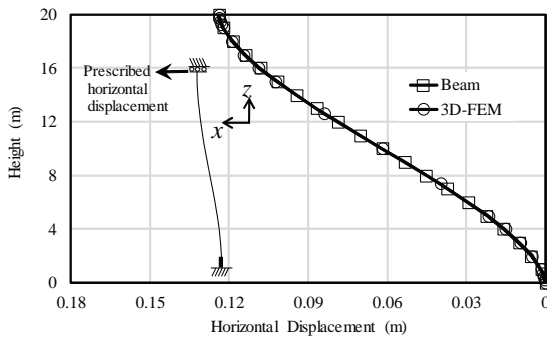
(b) M-φ関係



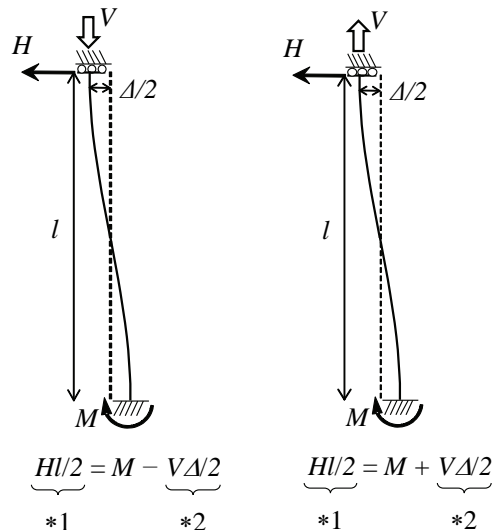
(b) 杭頭水平変位 (0.120m)

付図-1.1 三次元 FEM と梁要素 (提案法) の比較

付図-1.3 曲率分布の比較, 縦軸: 高さ, 横軸: 曲率



付図-1.2 変位分布の比較 (杭頭水平変位 0.124m), 縦軸: 高さ, 横軸: 水平変位



$$\underbrace{H/2}_{*1} = \underbrace{M}_{*2} - \underbrace{V\Delta/2}_{*2}$$

\*1

$$\underbrace{H/2}_{*1} = \underbrace{M}_{*2} + \underbrace{V\Delta/2}_{*2}$$

\*1

(a) 圧縮軸力

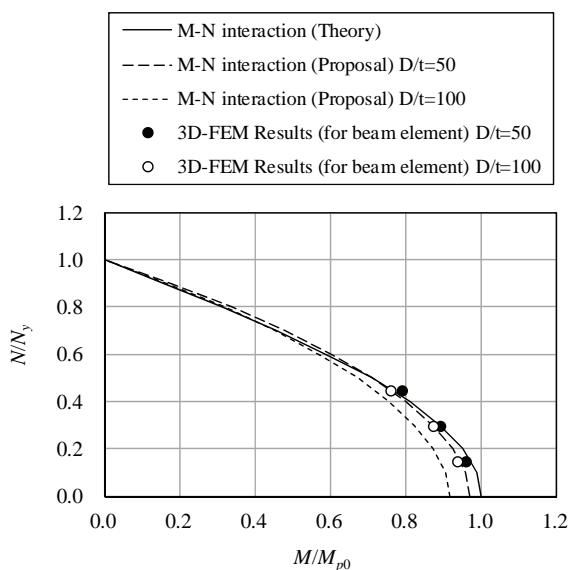
(b) 引張軸力

\*1: 水平力による曲げモーメント

\*2: 鉛直力による付加曲げモーメント

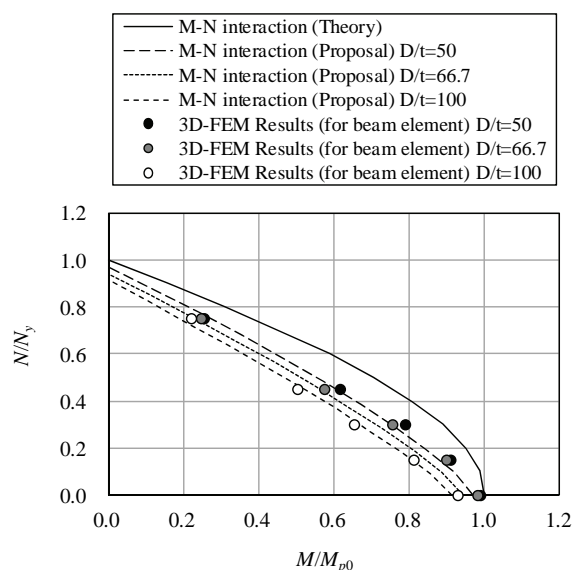
付図-2.1 付加曲げモーメントの作用方向

付録-2 (1) 円形保持, 引張軸力

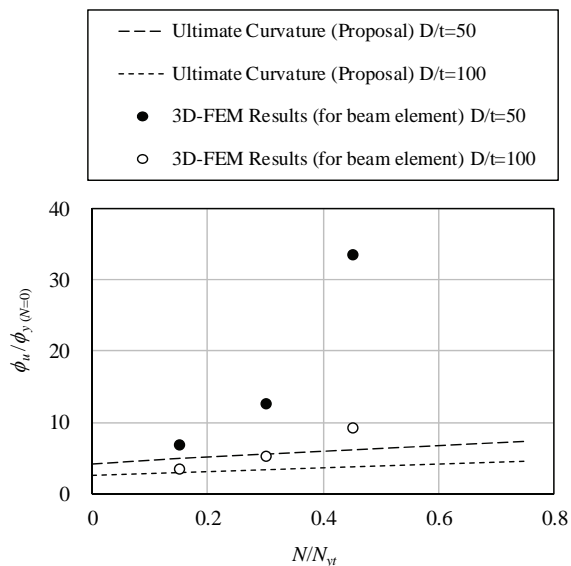


付図-2.2 M-N 曲面 (無次元化表示),  
縦軸: 軸力比 (引張), 横軸: 曲げモーメント比

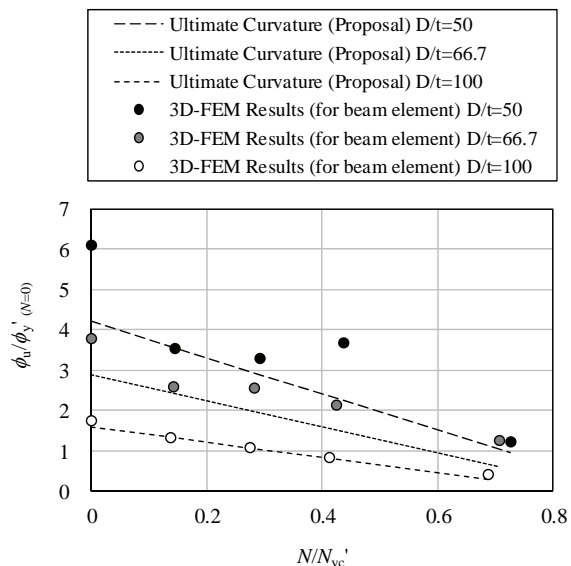
付録-2 (2) 円形非保持, 圧縮軸力



付図-2.4 M-N 曲面 (無次元化表示),  
縦軸: 軸力比, 横軸: 曲げモーメント比

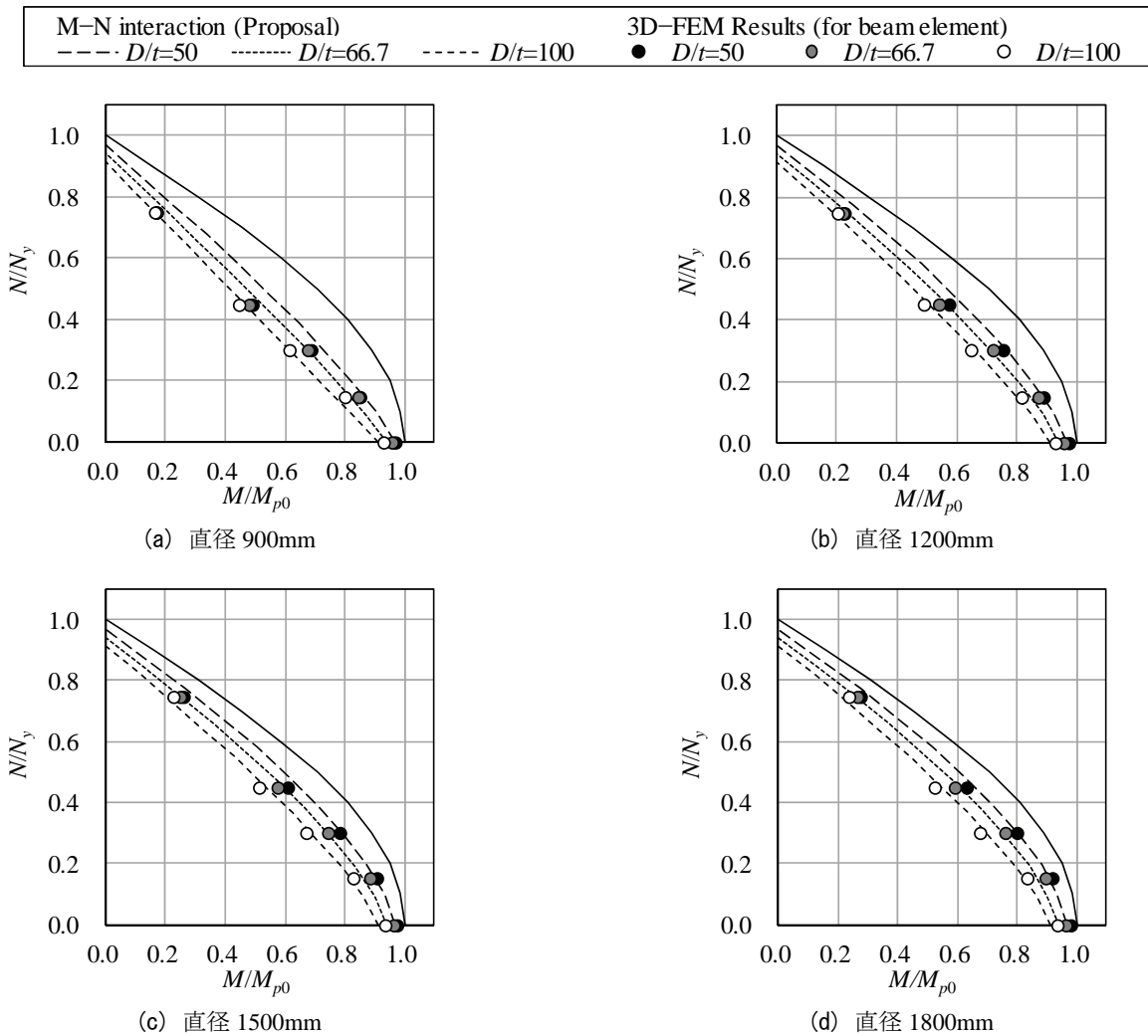


付図-2.3 限界曲率と軸力との関係 (無次元化表示),  
縦軸: 曲率比, 横軸: 軸力比 (引張)



付図-2.5 限界曲率と軸力比との関係 (無次元化表示),  
縦軸: 曲率比, 横軸: 軸力比

付録-3 (1) a)  $M-N$  曲面 (円形保持, 圧縮軸力)

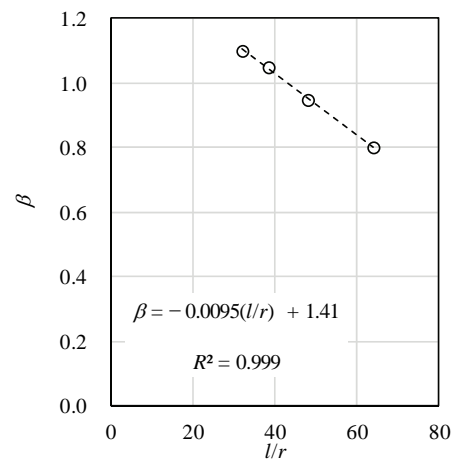


付図-3.1  $M-N$  曲面,

縦軸：軸力比, 横軸：曲げモーメント比

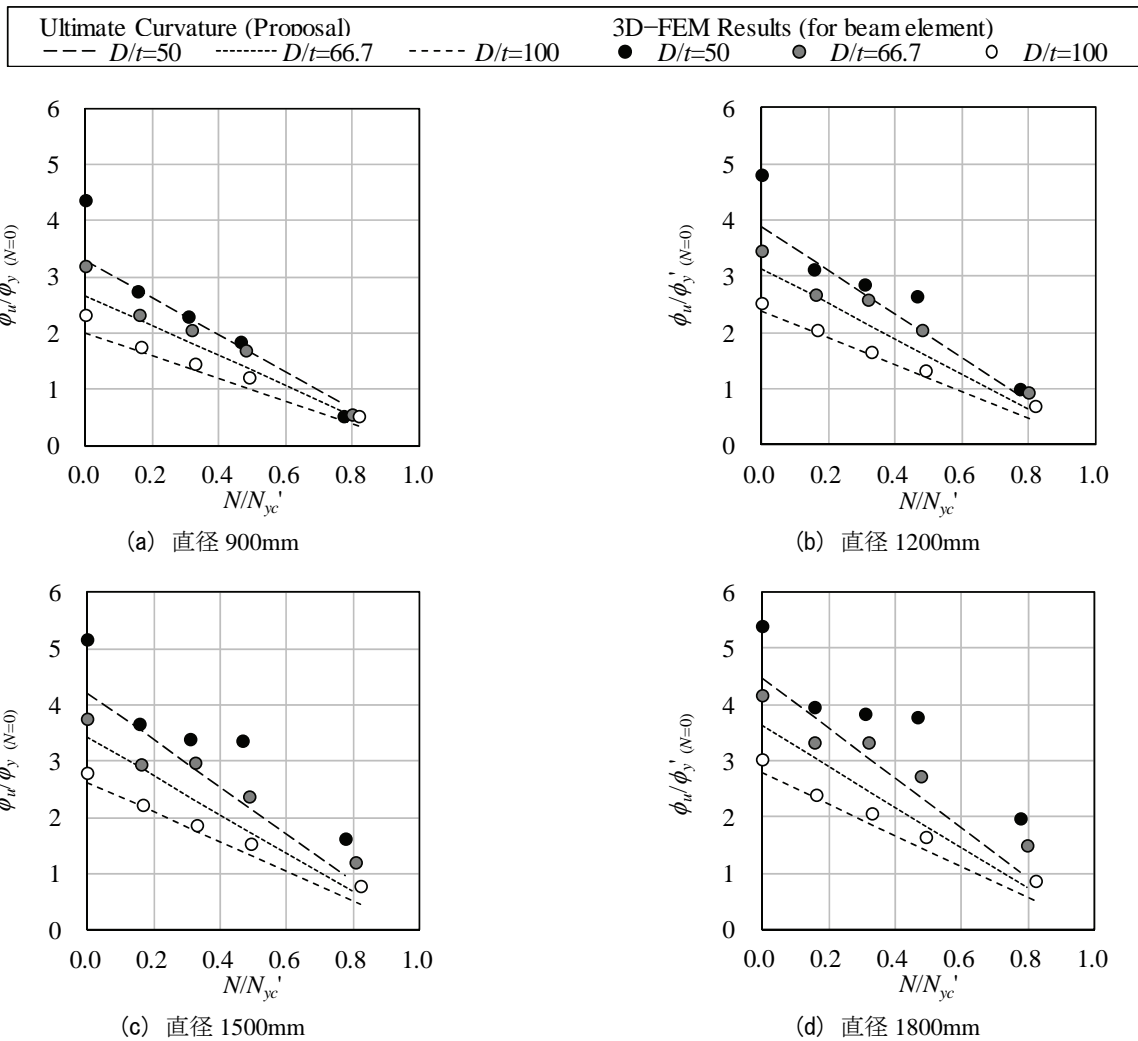
付表-3.1 パラメータ $\beta$ と細長比の関係

直径 (mm)	細長比 $l/r$	$M-N$ 曲面 ( $1 - (N/N_y)^n$ ) $n = \alpha t/D + \beta$	
		$\alpha$	$\beta$
900	63.5~64.1	20	0.80
1200	47.6~48.1	20	0.95
1500	38.1~38.5	20	1.05
1800	31.7~32.1	20	1.10



付図-3.2 パラメータ $\beta$ と細長比の関係

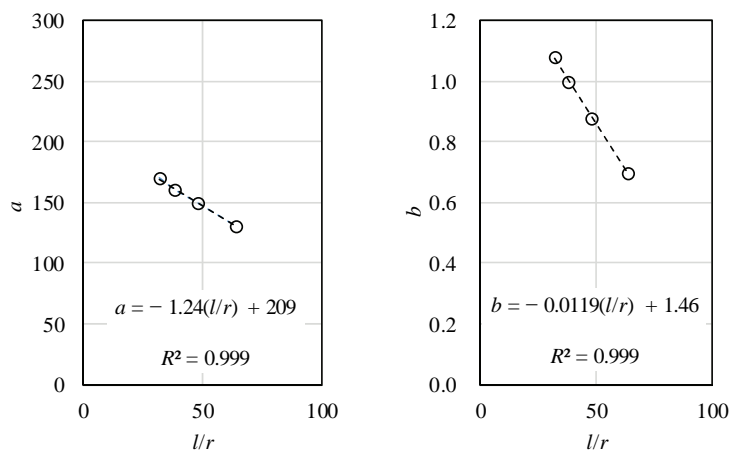
付録-3 (1) b) 塑性率 (円形保持, 圧縮軸力)



付図-3.3 限界曲率と軸力比の関係,  
縦軸：曲率比, 横軸：軸力比

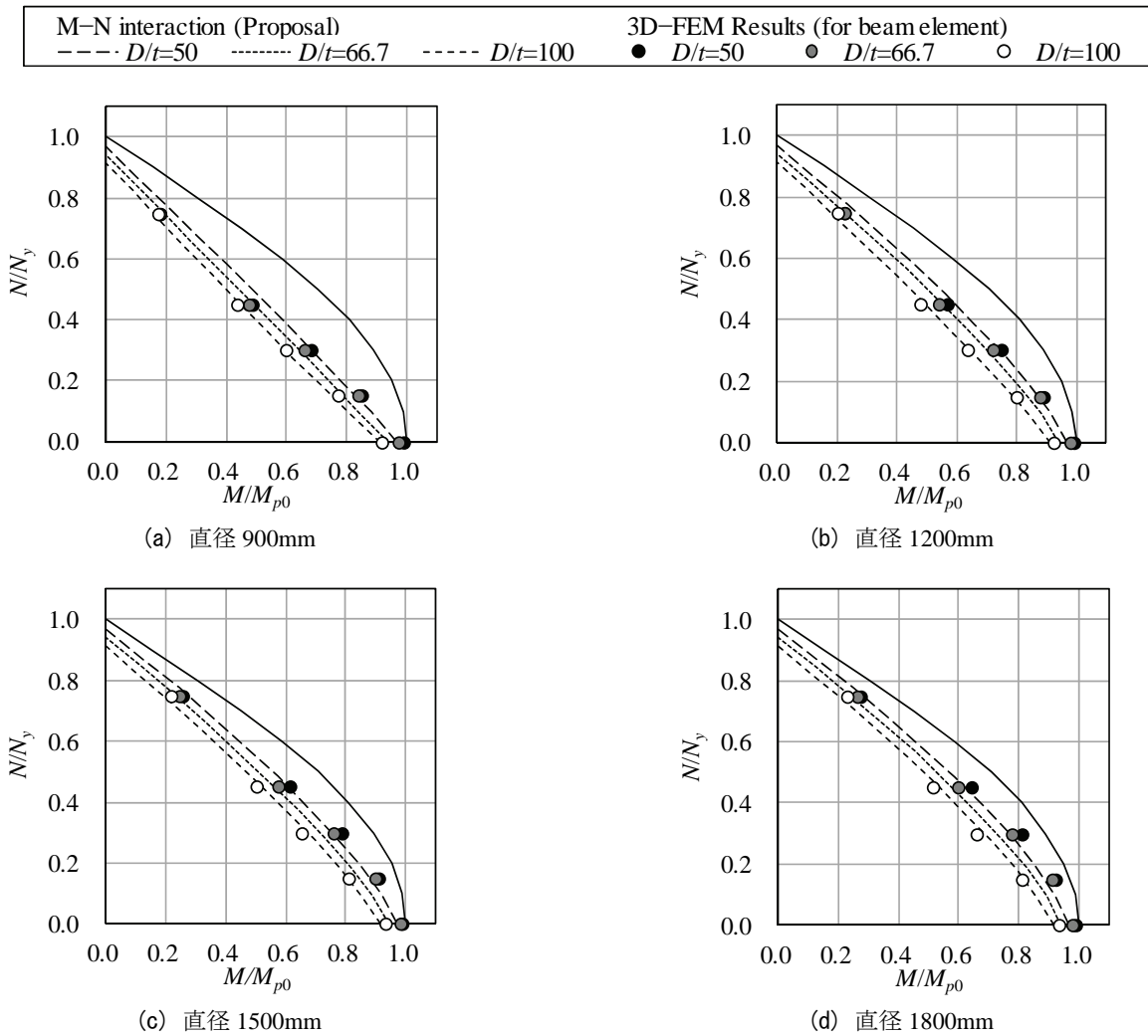
付表-3.2 塑性率パラメータと細長比の関係

直径 (mm)	細長比 $l/r$	塑性率 $\mu = at/D + b$	
		$a$	$b$
900	63.5~64.1	130	0.70
1200	47.6~48.1	150	0.88
1500	38.1~38.5	161	1.00
1800	31.7~32.1	170	1.08



付図-3.4 パラメータ  $a$  および  $b$  と細長比の関係

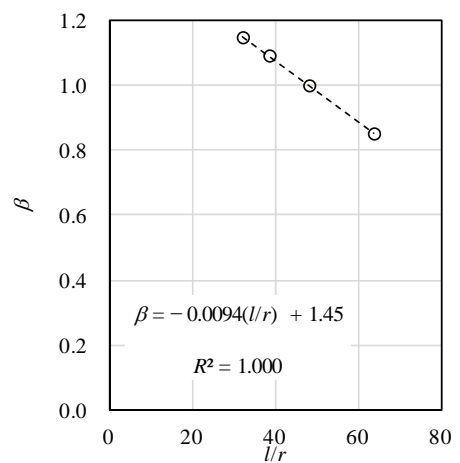
付録-3 (2) a)  $M-N$  曲面 (円形非保持, 圧縮軸力)



付図-3.5  $M-N$  曲面,  
縦軸：軸力比, 横軸：曲げモーメント比

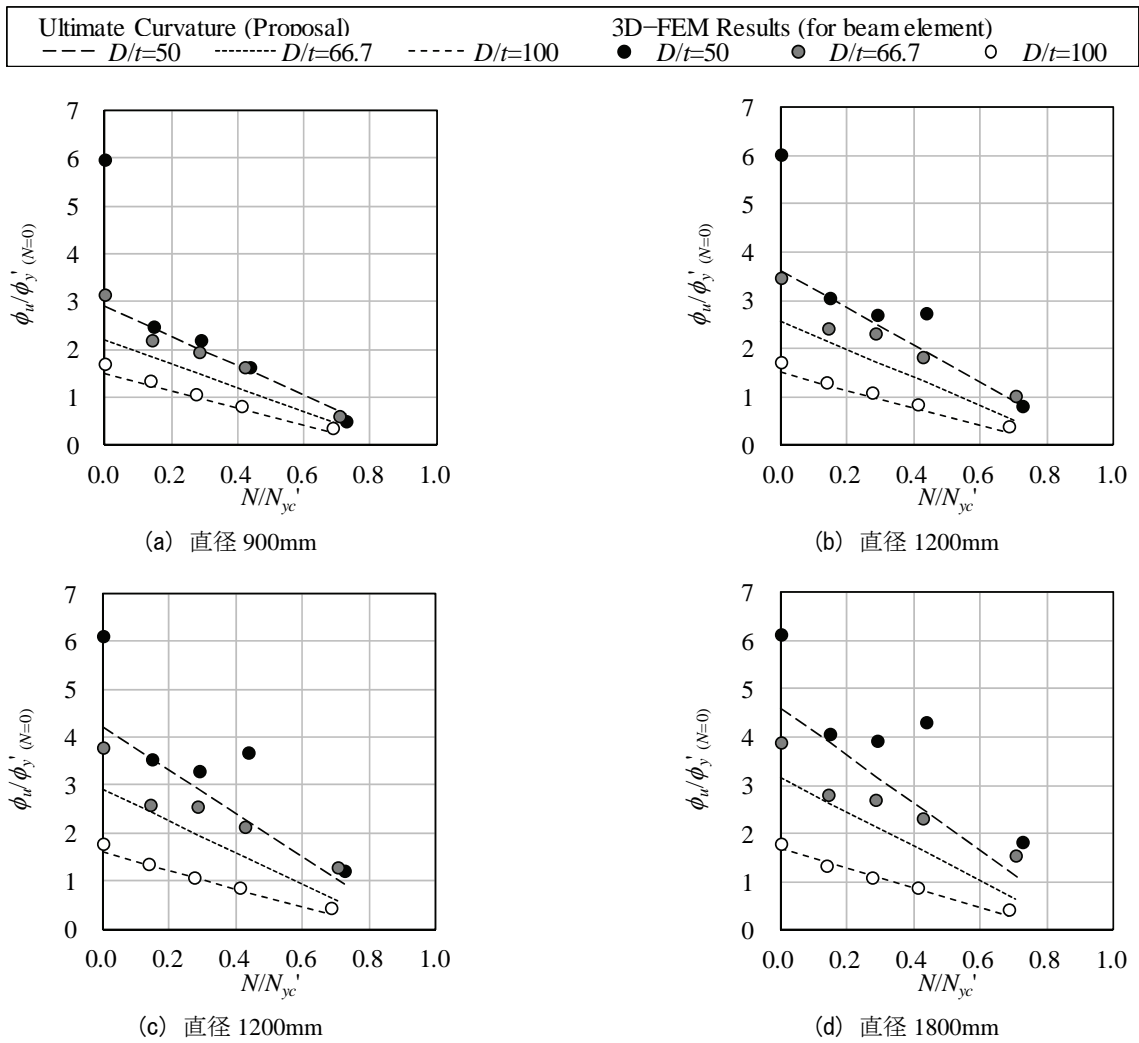
付表-3.3 パラメータ $\beta$ と細長比の関係

直径 (mm)	細長比 $l/r$	$M-N$ 曲面 ( $1 - (N/N_y)^n$ )	
		$n = \alpha t/D + \beta$	$\alpha$ $\beta$
900	63.5~64.1	10	0.85
1200	47.6~48.1	10	1.00
1500	38.1~38.5	10	1.09
1800	31.7~32.1	10	1.15



付図-3.6 パラメータ $\beta$ と細長比の関係

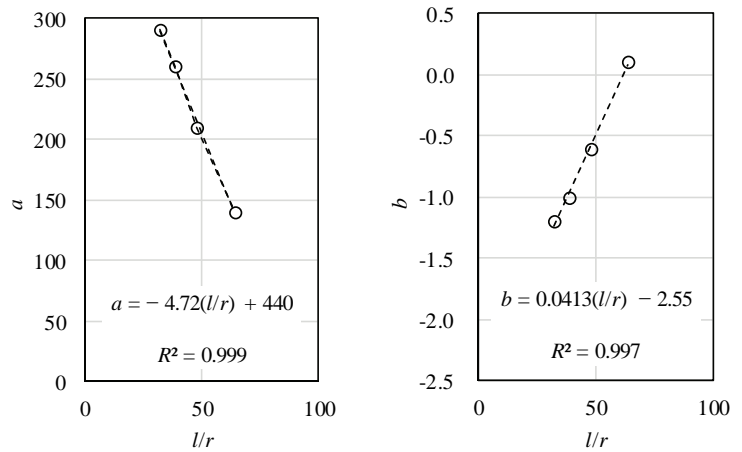
付録-3 (2) b) 塑性率 (円形非保持, 圧縮軸力)



付図-3.7 限界曲率比と軸力比の関係,  
縦軸: 限界曲率比, 横軸: 軸力比

付表-3.4 塑性率パラメータと細長比の関係

直径 (mm)	細長比 $l/r$	塑性率 $\mu = at/D + b$	
		$a$	$b$
900	63.5~64.1	140	0.10
1200	47.6~48.1	210	-0.60
1500	38.1~38.5	260	-1.00
1800	31.7~32.1	290	-1.20



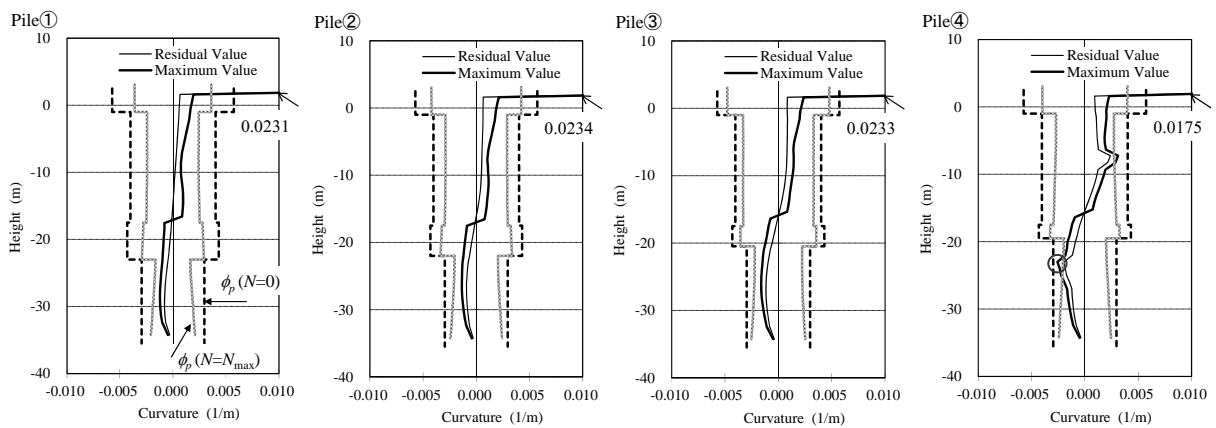
付図-3.8 パラメータ  $b$  と細長比の関係



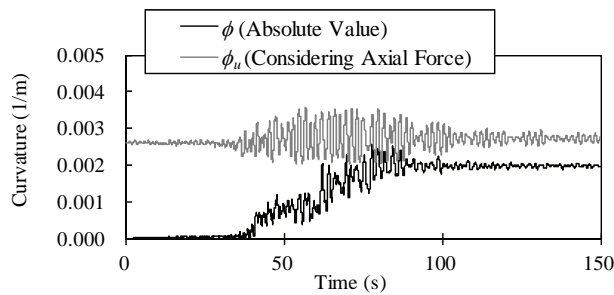
付録-4

付表-4.1 土中部（下部）の鋼管杭の解析定数（従来法）

		土中部 (下部)
外径	$D$ (mm)	1499.7
板厚（腐食考慮）	$t$ (mm)	18.85
径厚比	$D/t$	80
降伏応力	$\sigma_y$ (N/mm <sup>2</sup> )	235
降伏軸力	$N_y$ (kN)	$2.06 \times 10^4$
全塑性モーメント	$M_{p0}$ (kNm)	$9.71 \times 10^3$



付図-4.1 鋼管杭の限界曲率分布図（提案法，土中部（下部）の板厚 18mm），細線：残留値，太線：最大値，破線：限界曲率（軸力ゼロ），灰色実線：最大軸力時の限界曲率



付図-4.2 限界曲率と発生曲率の時刻歴図  
(付図-4.1 の杭④の丸印部)

港湾空港技術研究所報告 第56巻第2号

2017.6

編集兼発行人 国立研究開発法人海上・港湾・航空技術研究所

発行所 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 © (2017) by MPAT

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

この資料は、海上・港湾・航空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、複写は海上・港湾・航空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。

## CONTENTS

<b>1. Proposal of Modeling of Circular Steel Tube for Seismic Performance Evaluation</b>	
.....Yousuke OHYA, Yoshio SHIOZAKI, Eiji KOHAMA, Yuichiro KAWABATA .....	3