

# 鋼製橋脚定着部の終局挙動とそのモデル化に関する考察

## Modeling of Ultimate Behavior of Steel Pier-to-Footing Connections

後藤芳顕<sup>1</sup>・上條崇<sup>2</sup>・藤原英之<sup>3</sup>・小畑誠<sup>4</sup>

Yoshiaki GOTO, Takashi KAMIJO, Hideyuki FUJIWARA and Makoto OBATA

<sup>1</sup>正会員 工博 名古屋工業大学教授 工学部社会開発工学科 (〒466 名古屋市昭和区御器所町)

<sup>2</sup>学生員 名古屋工業大学大学院 工学部社会開発工学科 (〒466 名古屋市昭和区御器所町)

<sup>3</sup>正会員 トピー工業(株) 鹿沼製造所 (〒322 鹿沼市さつき町 13-1)

<sup>4</sup>正会員 Ph.D 名古屋工業大学助教授 工学部社会開発工学科 (〒466 名古屋市昭和区御器所町)

The connection models to express the ultimate behavior of steel pier-to-footing connections are presented in view of the application to the seismic design considering the ductility of structures. The connections investigated herein are of two types, i. e., double anchor-beam type and single anchor-beam type, which are most commonly used in general practice. The validity of the proposed models is examined in comparison with experiment. As a result, it is observed that the proposed *double reinforcement model* reasonably well expresses the moment-rotation behavior as well as the axial force distribution of anchor bolts at the ultimate limit state for both double anchor-beam type and single anchor-beam type connections.

**Key words :** column base, connection model, steel structure, seismic design

### 1. まえがき

大地震の際にも、鋼製橋脚にねばりのない崩壊が生じないように、その耐震設計法において、終局挙動を考慮した保有水平耐力の照査などの手法を早急に導入する必要があり、鋼製橋脚躯体の繰返し載荷を含めた終局挙動に関する研究が近年盛んに行われている。

橋脚の終局挙動を把握するためには、橋脚躯体とともにフーチングコンクリートへの定着部の挙動を含めて検討する必要があるが、著者らの一連の実験的研究<sup>1)~6)</sup>を除き、ほとんど検討がなされていないのが現状<sup>7)8)</sup>である。鋼製橋脚躯体は一般にフーチングコンクリート内に埋め込まれたアンカービームにアンカーボルトにより定着される。すなわち、鋼製橋脚の耐震設計を行う上では、定着部は橋脚躯体と少なくとも同等以上の耐力を持つ必要がある。また、橋脚柱の塑性率を算定する場合等、定着部を含めて検討する方がより合理的であるといえる。このような観点から定着部の終局挙動を明らかにすることは重要である。

本論文では、鋼脚柱の定着部に主として用いられる杭方式と鉄筋コンクリート方式の定着部を対象に終局状態を表しうる力学モデルについて載荷実験と比較することにより検討する。なお、最終的には定着部の繰返し載荷時の挙動を表現する力学モデルの提示を目標とするが、ここでは単調載荷条件下の終局挙動を対象とする。

### 2. 定着部のモデル化

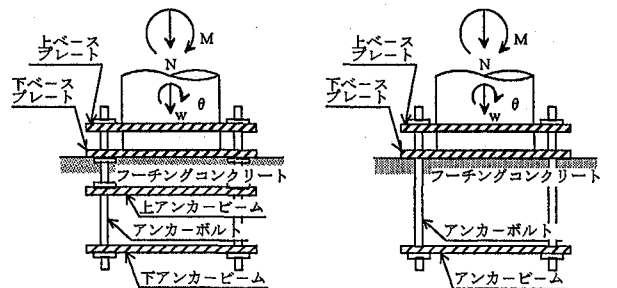
#### (1) 設計上の仮定と実構造での挙動

現行の鋼製橋脚定着部に主として用いられている構造

である図 1 に示す杭方式<sup>9),10)</sup>と鉄筋コンクリート方式<sup>11)</sup>の 2 種類について検討する。

杭方式の場合、鋼脚柱からの引張力はアンカーボルトを介して下アンカービームに伝達される構造である。一方圧縮力については、フーチングコンクリートは鋼脚柱の下ベースプレートからの支圧力に抵抗しないものと仮定しているため、設計ではすべてアンカーボルトを介して上アンカービームに伝達される構造になっている。しかしながら、ベースプレート下にモルタルがグラウトされている場合には鋼脚柱からの圧縮力がベースプレートからの支圧によっても伝達される。

鉄筋コンクリート方式では、引張力は杭方式同様アンカーボルトにより下アンカービームに伝達される構造であるが、圧縮力については、設計では上アンカービームはないとし、鋼脚柱の下ベースプレートから全て支圧によりフーチングコンクリートに伝達される構造となっている。この構造の場合も実際には、上下ベースプレート間にモルタルがグラウトされている場合には、アンカー

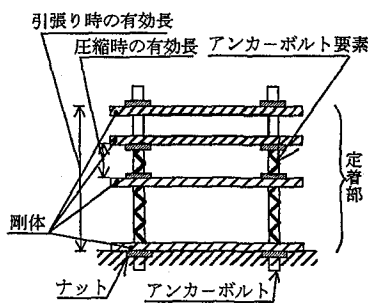


a. 杭方式 b. 鉄筋コンクリート方式

図 1 定着方式

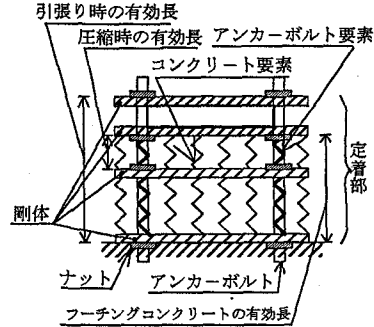
表 1 モデル化における仮定

	杭モデル	複鉄筋モデル	単鉄筋モデル
ベースプレート	<ul style="list-style-type: none"> <li>剛体</li> <li>ベースプレート中心は水平には変位しない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>剛体</li> <li>ベースプレート中心は水平には変位しない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>剛体</li> <li>ベースプレート中心は水平には変位しない</li> </ul>
アンカービーム	<ul style="list-style-type: none"> <li>剛体</li> <li>変位しない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>剛体</li> <li>変位しない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>剛体</li> <li>変位しない</li> </ul>
アンカーボルト	<ul style="list-style-type: none"> <li>軸力のみ伝達する一軸要素</li> <li>圧縮力、引張力に抵抗</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>軸力のみ伝達する一軸要素</li> <li>圧縮力、引張力に抵抗</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>軸力のみ伝達する一軸要素</li> <li>引張力のみ抵抗</li> </ul>
下ベースプレートからコンクリートフーチングへの支圧	<ul style="list-style-type: none"> <li>考慮しない</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>考慮する</li> <li>フーチングは圧縮力のみ抵抗する一軸要素</li> </ul>	<ul style="list-style-type: none"> <li>考慮する</li> <li>フーチングは圧縮力のみ抵抗する一軸要素</li> </ul>

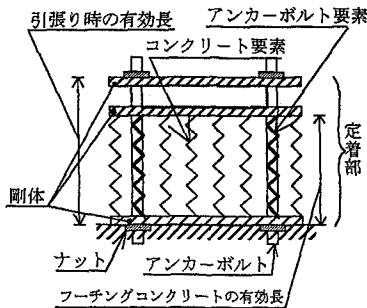


(1) 杭モデル

a. 杭方式

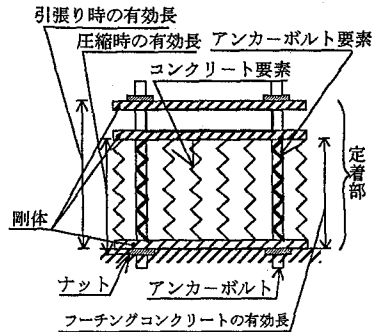


(2) 複鉄筋モデル



(1) 単鉄筋モデル

b. 鉄筋コンクリート方式



(2) 複鉄筋モデル

図 2 力学モデル

ボルトネジ部は付着によりベースプレートに固定される。また架設用のため、簡易な上アンカービームが設けられたり、下ベースプレートが部分的にアンカーボルトに固定されたナットに保持される構造となっている。以上より、ベースプレートからの圧縮力の一部はアンカーボルトに直接伝達されるものと考えられる。

## (2) 定着部モデル

ここでは、設計上の仮定の他に(1)で述べた実状も考慮して定着部のモデル化について検討する。なお、著者らの過去の実験<sup>4)6)</sup>によると、フーチング縁端までのアンカービームの距離が少ない場合を除いて、アンカービーム耐力は十分な場合が多く、また、鋼脚柱の上下ベースプレートの耐力、剛性も十分と考えられる。したがって、アンカービーム、上下ベースプレートは剛体と仮定し、主としてアンカーボルト、ならびにフーチングコンクリートの材料非線形挙動を定着部のモデル化において考

慮する。

提示する定着部モデルは杭モデル、複鉄筋モデル、単鉄筋モデルの3種類である。このうち杭モデル、単鉄筋モデルはそれぞれ杭方式と単鉄筋方式の設計モデルと基本的には一致している。複鉄筋モデルは(1)で述べた杭方式の定着部の下ベースプレートからのコンクリートフーチングへの支圧もモデル化において考慮している。定着部の各モデル化における仮定を表1に、対応するモデルを図2にまとめて示す。図に示すアンカーボルトの有効長はフーチングコンクリートとアンカーボルト間に付着がない場合の有効長で、アンカーボルトの固定端間距離に対応している。この場合、杭方式では、アンカーボルトの引張に対しては下アンカービームで、圧縮に対しては上アンカービームで固定されるため、アンカーボルトの有効長は圧縮と引張に応じて異なっている。また、鉄筋コンクリート方式に用いる複鉄筋モデルにおいても、

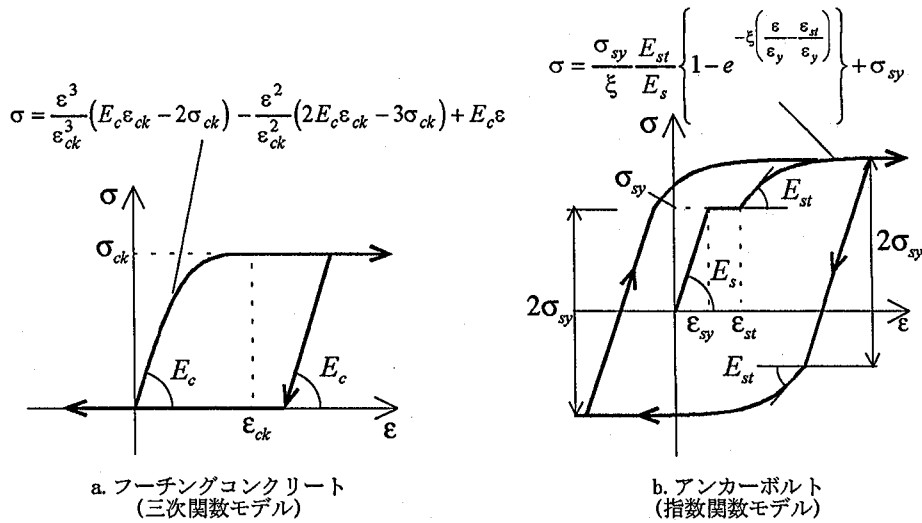


図 3 材料の応力-ひずみ関係

アンカーボルト有効長は圧縮、引張りにより異なっている。すなわち、圧縮力は上下ベースプレート間の付着でアンカーボルトに伝達され、フーチングへの伝達は、アンカーボルト平行部の付着を無視すると、アンカーボルト先端部のナット取り付け部から支圧でなされる。これより圧縮時の有効長は下ベースプレートと先端部ナット取り付け部の間、引張時の有効長は上ベースプレートとアンカービーム間のそれぞれの長さが対応する。

また、アンカーボルトとフーチングコンクリートの一軸応力-ひずみ関係はそれぞれ図 3 に示す指数関数モデル<sup>12)</sup>と三次関数モデルを用いる。文献 6) では単純なバイリニアモデルを用いたが、保有水平耐力の照査では初期降伏後の挙動も正確に把握する必要があるため、ここでは材料試験の結果をより正確に表現できるように配慮している。アンカーボルトの構成則である指数関数モデルでは、累積塑性ひずみが単調荷重時のひずみ硬化開始時のひずみを越えると降伏棚が消滅するものとした。

これらの応力-ひずみ関係をもとにアンカーボルト要素、コンクリート要素の荷重-変位関係式を導く。

アンカーボルト要素では、定着用ナットのため図 4 のようにアンカーボルトにねじ切りがしてあるので、長手方向に断面積は一様ではない。したがって、荷重-変位関係の定式化ではこれを考慮する必要がある。一軸要素として要素分割することも考えられるが、ここでは、断面変化を近似的に考慮した等価断面積  $A_{eq}$  の考え方をを用いる。図 4 に対応してアンカーボルトの材料剛性  $E_t^s$  が長手方向に対して一様であると仮定すると、アンカーボルト軸力増分  $\Delta n$  とアンカーボルト端での変位増分  $\Delta \delta_b$  の関係は次のようになる。

$$\Delta n = \frac{E_t^s}{\sum_{k=1}^3 \frac{l_k}{A_k}} \cdot \Delta \delta_b = \frac{E_t^s}{L_b \sum_{k=1}^3 \frac{l_k}{A_k}} \cdot \Delta \delta_b \quad (1)$$

ここに、 $A_k$  は  $l_k$  区間のアンカーボルトの断面積、 $L_b$  は有効長を表す。

したがって、等価断面積が次式で定義されることになる。

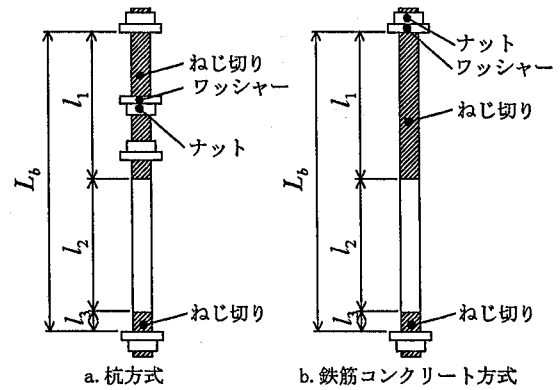


図 4 アンカーボルト

$$A_{eq} = \frac{L_b}{\sum_{k=1}^3 \frac{l_k}{A_k}} \quad (2)$$

コンクリート要素については断面変化がないので、単位面積当たりのコンクリート軸方向応力増分を  $\Delta \sigma_c$ 、フーチングコンクリート上面での変位増分を  $\Delta \delta_c$ 、コンクリートの剛性を  $E_t^c$  とすれば、その構成関係は、

$$\Delta \sigma_c = \frac{E_t^c}{L_c} \cdot \Delta \delta_c \quad (3)$$

となる。ここで、有効長  $L_c$  はフーチングコンクリートの厚みに対応している。

アンカーボルト要素、コンクリート要素の構成関係である式(2)、(3)を定着部の断面全体にわたって積分することにより定着部の構成関係が得られるがその詳細は補遺に示す。

### 3. 鉄筋コンクリート方式による橋脚柱定着部の載荷実験

#### (1) 実験の概要

杭方式の定着部の載荷実験については文献 6) に示すようにすでに実施しているので、ここでは、鉄筋コンクリート方式について載荷実験を行った。杭方式同様、実構造に対し約 1/5 の縮尺率を持つ円形断面鋼脚柱定着部を対象に、これに一定軸力を載荷し定着部の相対回転角を変位制御で単調に増加させた。

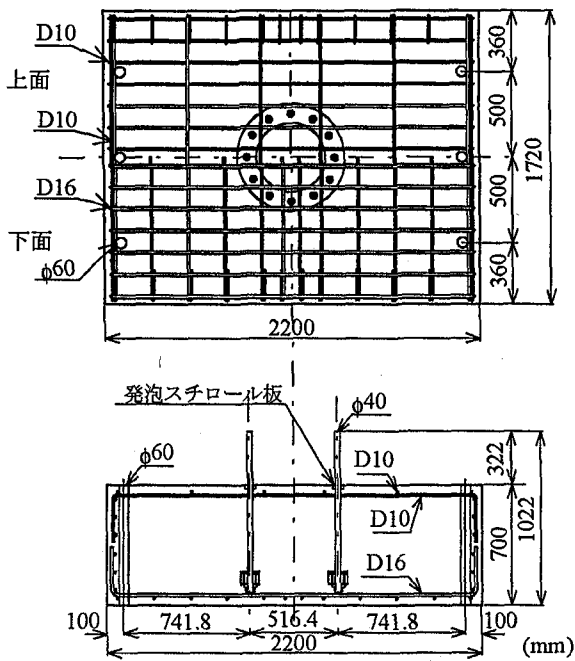


図 5 フーチングコンクリート

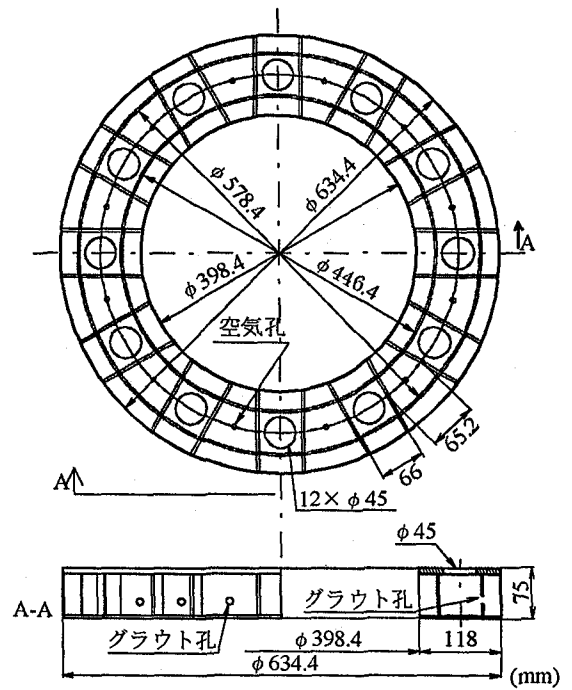


図 6 アンカービーム

## (2) 供試体

鉄筋コンクリート方式の定着部の構造としては、実構造を約 1/5 に縮尺することで、アンカーボルト配置、ベースプレート直径、アンカーフレーム直径と埋め込み位置、フーチングコンクリート寸法を決定した。これらの寸法は文献 6) で用いた杭方式と一致している。フーチングコンクリートについては、杭方式の実験と同様、テストベットの直接設置する方法を採用したため、フーチング曲げ鉄筋に関しては実質的な設計は行わず、最小鉄筋量をもとに配筋した。このように設定した定着部に対し、杭方式で用いたものと同様の設計軸力 ( $V=343 \text{ kN}$ ) と曲げモーメント ( $M=261 \text{ kN}\cdot\text{m}$ ) を与え、アンカーボルト径、アンカービーム板厚、ベースプレート板厚を単鉄筋コンクリート方式の設計<sup>11)</sup> 手順に沿い決定した。

今回の設計は下ベースプレートからのフーチングコンクリートへの支圧に支配され、アンカーボルトの降伏、アンカーボルトの引き抜きに対しては余裕がある。なお、本設計では圧縮部分のアンカーボルトの寄与を無視したが、これを考慮した複鉄筋方式によると、アンカーボルト径がより小さくなる。以上の設計条件の詳細は表 2 に示す。また、設計された供試体としてフーチングコンクリートを図 5 に、アンカービームを図 6 に示す。供試体に用いた各材料の強度をまとめて表 3 に示す。ここで、アンカービーム、ベースプレートの降伏応力度  $\sigma_{sy}$  については 2. で示した定着部のモデル化に直接関与しないので公称値を示している。なお、今回の実験で用いた鉄筋コンクリート方式のアンカーボルトの材質は杭方式で用いた S45CN と異なっているが、これは S35CN がより一般的な材質であることを配慮して変更したためである。

ベース下モルタルは脚柱ベース部下面とフーチングコンクリート上面の間に充填するもので、脚柱を設置し所定の精度を得た後に入念に施工した。また、アンカービー

表 2 設計条件

設計荷重	軸力 $V=343 \text{ kN}$ 曲げモーメント $M=261 \text{ kN}\cdot\text{m}$
コンクリート 設計基準強度	$\sigma_{ck} = 23.52 \text{ MPa}$
アンカーボルト	S35CN 許容応力度: $\sigma_{sa} = 186.2 \text{ MPa}$
鋼脚柱	円形断面鋼脚柱 $\phi 406.4 \times 12.7^t \times 1550^l \text{ (mm)}$ STK50 約 1/5 模型相当
アンカービーム	SM490 ( $\sigma_{sa} = 186.2 \text{ MPa}$ )
ベースプレート	SM490 ( $\sigma_{sa} = 186.2 \text{ MPa}$ )
鉄筋	SD295 ( $\sigma_{sa} = 176.4 \text{ MPa}$ )
フーチング コンクリート	$2200 \times 1720 \times 700 \text{ (mm)}$

$\sigma_{ck}$ : 設計基準強度,  $\sigma_{sa}$ : 許容応力度

表 3 材料定数

アンカーボルト	$\sigma_{sy} = 324.4 \text{ MPa}$
アンカービーム	$\sigma_{sy} = 313.6 \text{ MPa}^*$
ベースプレート	$\sigma_{sy} = 313.6 \text{ MPa}^*$
フーチングコンクリート	$\sigma_{ck} = 20.03 \text{ MPa}$
ベース下モルタル	$\sigma_{ck} = 51.70 \text{ MPa}$
アンカービーム内モルタル	$\sigma_{ck} = 62.69 \text{ MPa}$

$\sigma_{sy}$ : 降伏応力度,  $\sigma_{ck}$ : 圧縮強度, \*公称値

ム内モルタルおよび上下ベースプレート間のモルタルはいずれも剛性保持と防錆処理が目的で、前者はアンカーフレーム設置時に、また後者はベース下モルタルと同時

表 4 各材料構成則での材料定数

定着部	杭方式	鉄筋コンクリート方式
アンカーボルト	指数関数モデル $E_s = 2.071 \times 10^5 (MPa)$ $\sigma_{sy} = 387.3 (MPa)$ $\varepsilon_{sy} = 1870 (\mu)$ $E_s/E_{st} = 17$ $\varepsilon_{st}/\varepsilon_{sy} = 4$ $\xi = 0.07$ 等価断面積 $A_{eq} = 6.80 (cm^2)$	指数関数モデル $E_s = 2.131 \times 10^5 (MPa)$ $\sigma_{sy} = 324.4 (MPa)$ $\varepsilon_{sy} = 1522 (\mu)$ $E_s/E_{st} = 30$ $\varepsilon_{st}/\varepsilon_{sy} = 9.5$ $\xi = 0.06$ 等価断面積 $A_{eq} = 12.00 (cm^2)$
フーチングコンクリート	三次関数モデル $E_c = 2.548 \times 10^4 (MPa)$ $\sigma_{ck} = 20.87 (MPa)$ $\varepsilon_{ck} = 2000 (\mu)$	三次関数モデル $E_c = 2.158 \times 10^4 (MPa)$ $\sigma_{ck} = 20.03 (MPa)$ $\varepsilon_{ck} = 2000 (\mu)$

に打設した。鋼柱の建込み時、実構造同様に、そのベース部は4本のアンカーボルトに固定されたナットで保持させた。このとき、設計での仮定が満足されるように、供試体ではベース部断面の中立軸近傍のアンカーボルトにナットを配置することで、なるべく圧縮力がアンカーボルトに直接伝達されないように配慮した。

### (3) 荷重方法

図 7に示すように、上部構造からの荷重として、死荷重に相当する鉛直荷重  $V$  と地震荷重に対応する水平荷重  $H$  を鋼柱を介し定着部に作用させる荷重方法<sup>9)</sup>とした。図中に記載している鉛直荷重  $V$  は、死荷重を想定しているため一定値とし、水平荷重は変位制御により単調に荷重した。

## 4. 実験による定着部モデルの検討

### (1) 材料構成則

2. (1)で提示した材料構成則モデルの材料定数はアンカーボルト鋼材の引張試験、フーチングコンクリートの標準圧縮試験にもとづき表 4のように決定した。図 8には、実験値と材料構成則モデルの比較を示している。また、同図にはアンカーボルト鋼材の最大応力時のひずみ  $\varepsilon_{su}$  の値も記入している。なお、フーチングの支圧部分での構成則は、周辺が拘束されているため標準圧縮試験とは異なり、強度・剛性が上昇することも考えられるが、ここでは簡単のため標準圧縮試験の応力-ひずみ関係を用いた。

### (2) 杭方式

はじめに、杭方式の定着部モデルとして提示した杭モデルと複鉄筋モデルを実験と比較する。

解析結果と実験結果を、次の2項目について比較を行う。一つは、鋼製橋脚の変形能を評価する上で重要な定着部モーメントと定着部の相対回転角の関係 ( $M-\theta$  関係) であり、いま一つは、アンカーボルトの限界状態の照査で重要なアンカーボルト軸力の分布である。2種類の定

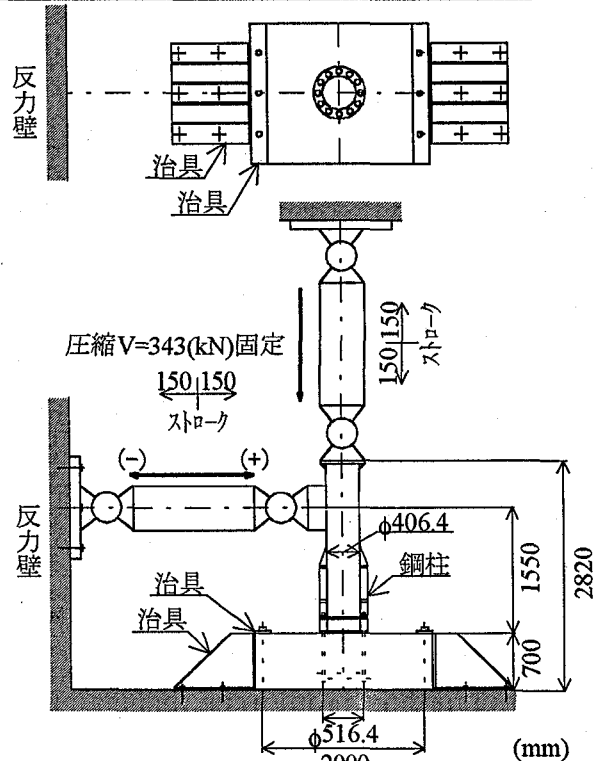


図 7 供試体の荷重方法

着部モデルにより算定された  $M-\theta$  関係を図 9に、また定着部モーメントの増加によるアンカーボルト軸力の分布の変化を図 10にそれぞれ実験結果と比較して示している。

図 9より複鉄筋モデルの  $M-\theta$  関係は実験値とよく一致しているが、杭モデルは定着部の強度、剛性をかなり低めに評価していることがわかる。なお、実験値の  $M-\theta$  関係は  $\theta=0.06$  rad 近傍で定着部モーメントが急激に低下するが、これはひずみゲージを貼り付けるために切削した平坦部からアンカーボルトが破断したためである。通常の場合は材料の引張試験から判断して、さらに変形するものと考えられる。また、複鉄筋モデルの  $M-\theta$  関係は、

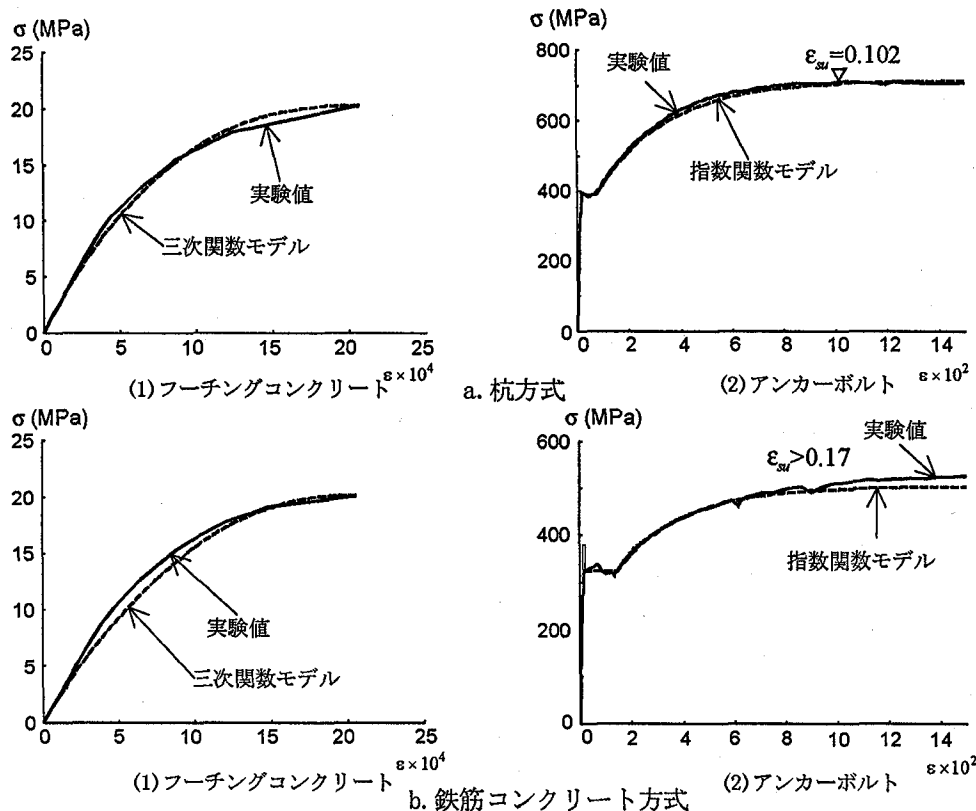


図 8 材料構成則と実験値

$\theta=0.02\sim0.03\text{rad}$  付近で実験値と若干差がでている。図 9 からわかるように、実験による  $M-\theta$  関係では、その剛性が徐々に低下するが、複鉄筋モデルでは剛性の変化が大きい。このような差が生じたのは、解析モデルでは、ねじ部で断面変化するアンカーボルトを等価断面積  $A_{eq}$  を持つ一様断面のアンカーボルトに置換していることに起因していると考えられる。すなわち、実際のアンカーボルトは変断面であるため、小さな断面から徐々に塑性化が進展するが、一様断面によるモデル化では塑性化が一度に進行するのでアンカーボルトの剛性が大きく低下する。なお、参考のためにアンカーボルト破断までのフーチングのひび割れの進展状況を図 11 に示すが、この時までにアンカービームの引き抜きによるせん断破壊は発生していない。

図 10 のアンカーボルトの軸力分布についても、全般的に複鉄筋モデルの方が杭モデルに比べ実験値によく一致している。特に最大軸力が生ずる縁端部のアンカーボルト軸力は正確に算定されている。以上の検討結果から、実際の杭方式の定着部の終局時を含めた全般的な挙動を表現するモデルとしては、複鉄筋モデルが適していると結論づけられる。また、杭モデルについては  $M-\theta$  関係の強度・剛性を低めに見積もり、アンカーボルトの作用軸力を高めに評価するので、安全側の定着部モデルといえることができる。

### (3) 鉄筋コンクリート方式

鉄筋コンクリート方式では、定着部モデルとして提示した単鉄筋モデルと複鉄筋モデルについて検討する。

定着部モデルによる解析結果は杭方式と同様、定着部

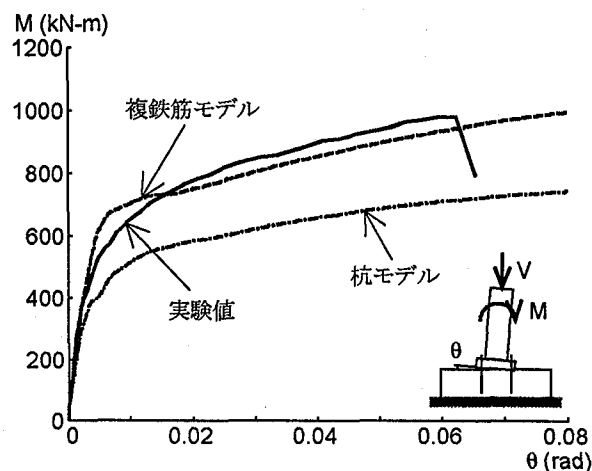


図 9 定着部の  $M-\theta$  関係（杭方式）

の  $M-\theta$  関係とアンカーボルトの軸力分布に関して、実験結果と比較してそれぞれ図 12、図 13 に示している。図 13 の定着部モーメント  $M=989\text{ KN}\cdot\text{m}$  でのアンカーボルト軸力の分布において、単鉄筋モデルの結果を示していないが、これは単鉄筋モデルではこの値まで定着部モーメントが到達しないためである。

図 12、図 13 から、 $M-\theta$  関係、アンカーボルト軸力いずれも複鉄筋モデルが実験結果により近い結果を示していることがわかる。ただ、 $M-\theta$  関係では  $\theta=0.03\text{ rad}$  近傍から相対回転角の増加に対して荷重が急激に低下しており、複鉄筋モデルとも大きな差が生じている。これは図 14 に示すひび割れの進展状況からわかるように、最大荷重到達後フーチングがアンカービームの引き抜きによりせん断破壊したもので、定着部のモデル化では考慮していな

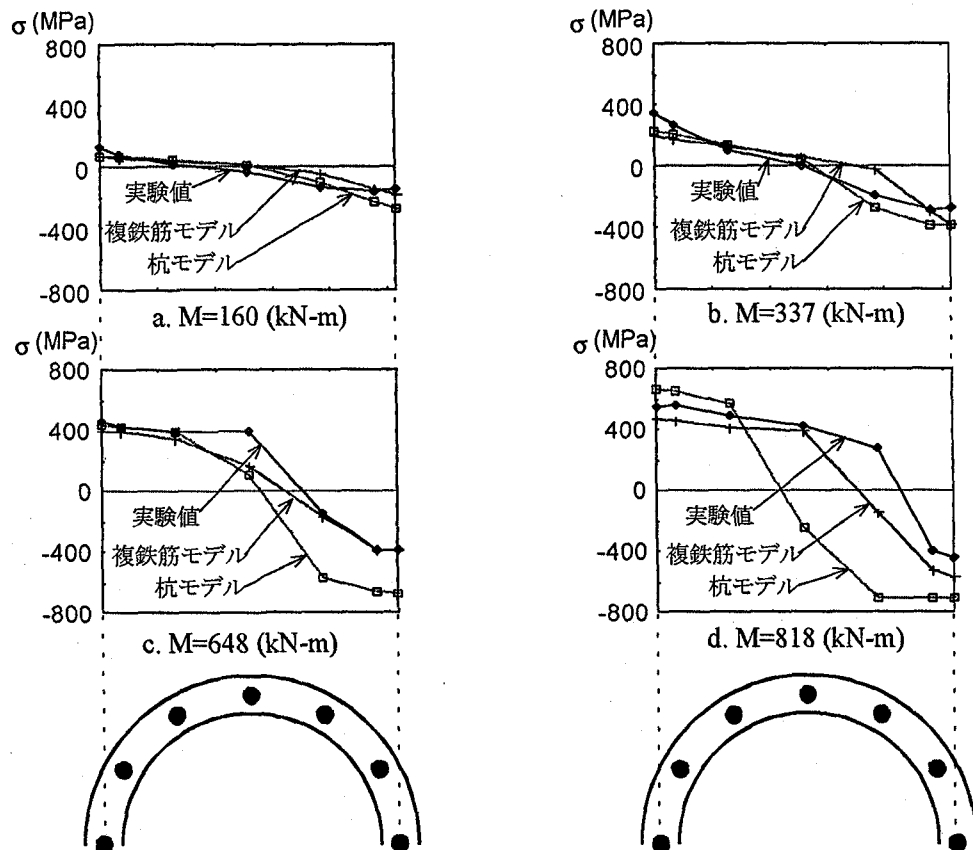


図 10 アンカーボルトの軸力分布（杭方式）

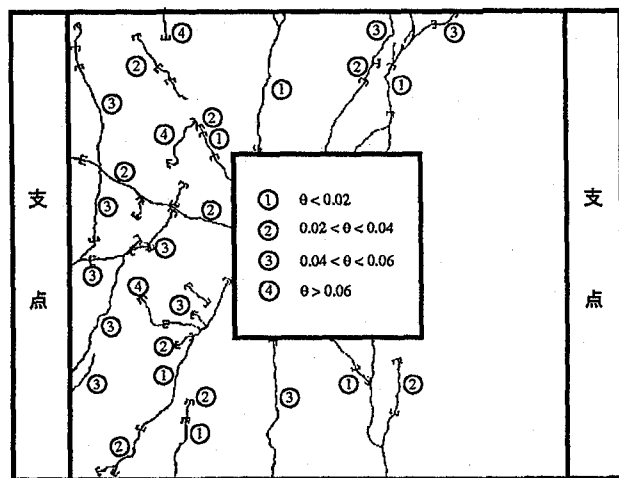


図11 ひび割れ状況（杭方式）

い破壊モードが発生したためである。現設計ではアンカーボルトがいわゆる弾性設計されていることから、設計上の耐力を超えた状態ではどのような破壊が生ずるか明らかでない。したがって、設計耐力を超えた荷重で今回のように鉄筋コンクリート方式と杭方式が異なった破壊モードを示すことも考えられる。なお、鉄筋コンクリート方式による  $M-\theta$  関係の解析値には図 12 に示すように、降伏棚の影響が図 9 に示す杭方式に比べ顕著に現れている。これは図 8 に示すアンカーボルト鋼材の構成関係から解るように、主として、S35CN の降伏棚が S45CN より長いことに起因している。さらに、鉄筋コンクリート方式では、複鉄筋モデルにおける圧縮側アンカーボルトの有効長が杭方式に比べ長いので、降伏棚の影響がより大

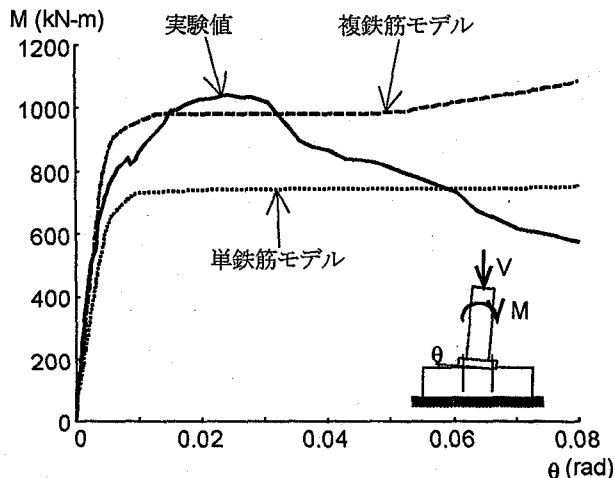


図 12 定着部の  $M-\theta$  関係（鉄筋コンクリート方式）

きな変形にまで及ぶ。

図 13 のアンカーボルトの軸力分布をみると、設計上杭方式のようにベースプレートからの圧縮力が直接アンカーボルトへ伝達される構造になっていないものの、実験ではかなりの圧縮力がアンカーボルトへ伝達され、その値はほぼ複鉄筋モデルで算定されるものに近いことは注目される。この理由については以下のように考えられる。

まず、鋼柱を保持するために、下ベースプレート直下に設けられたアンカーボルトのナットの影響についてであるが、3. (2) で述べたように圧縮軸力の大きな縁端部のアンカーボルトにはナットが固定されておらず、これを介して、圧縮力が直接アンカーボルトへ伝達したとは

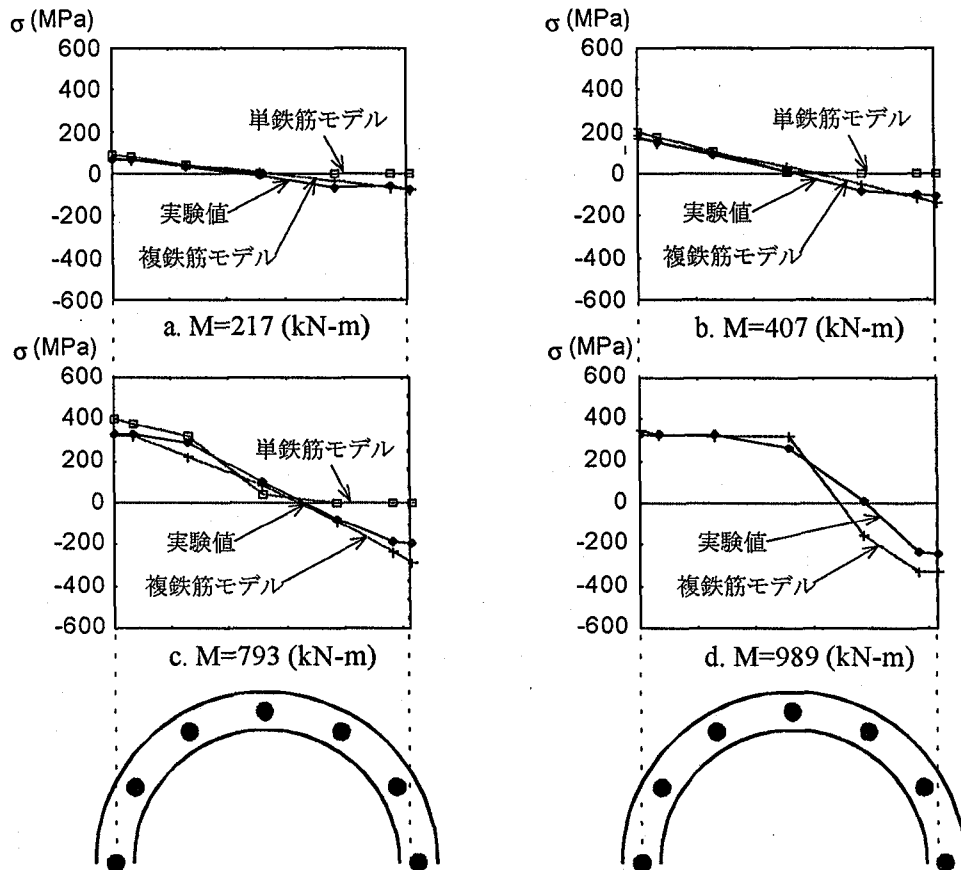


図 13 アンカーボルトの軸力分布（鉄筋コンクリート方式）

考えられない。したがって、実験では、アンカーボルトへ圧縮力が伝達されるもう一つの原因として、2. (1)で指摘した上下ベースプレート間にグラウトされたモルタルとアンカーボルトのねじ部の付着によるものと考えられる。

以上から、鉄筋コンクリート方式の定着部においても、上下ベースプレート間に剛性保持、防錆のためモルタルがグラウトされる場合には、複鉄筋モデルによる扱いがより実状に近い結果となる。ただ付着によるアンカーボルトへの圧縮力の伝達は確実性のある伝達方法ではなく、モルタルのグラウト不足や繰り返し載荷により付着が切れ、複鉄筋モデルの仮定が成立しなくなる可能性もある。この場合は、複鉄筋モデルよりむしろ単鉄筋モデルの結果に近づくものと考えられる。単鉄筋モデルは  $M-\theta$  関係の強度・剛性を低めに見積もり、引張側のアンカーボルト軸力を高めに評価するので、これらについては安全側となるが、圧縮側のアンカーボルト軸力については零と評価するので危険側となる。

## 5. 定着部モデルの簡易化に対する検討

### (1) 材料の構成関係の簡易化

2. で提案した定着部モデルでは、材料の構成則がより精度よく表されるように、アンカーボルトの鋼材には指数関数モデル、フーチングコンクリートには三次関数モデルを用いた。しかしながら、これらのモデルでは、構成関係を決定するために、応力-ひずみ関係を含めた材料試験を実施する必要がある、煩雑である。ここでは、

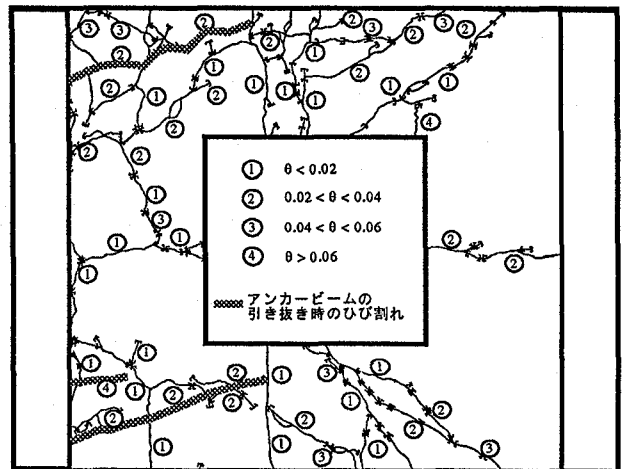


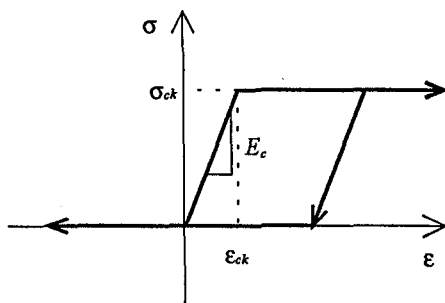
図14 ひび割れ状況（鉄筋コンクリート方式）

通常、材料に関する情報として容易に知ることができる鋼材の降伏応力、コンクリートの圧縮強度だけで構成関係が規定できる図 15に示すバイリニアモデルでの簡易化の可能性について検討する。

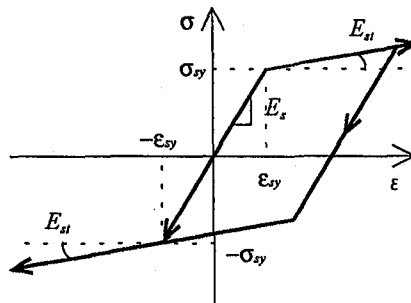
解析に用いたバイリニアモデルの材料定数は4. (1)で述べた材料試験結果から決定した。バイリニアモデルの材料定数を応力-ひずみ関係とともに図 16に示す。このとき、アンカーボルト鋼材の二次勾配  $E_{st}$  は、一般的に用いられる  $E_{st} = 0$  の場合と  $E_{st} = E/100$  ( $E$ :弾性勾配) の2通りについて考慮する。

解析結果としては杭方式と鉄筋コンクリート方式に関して、 $M-\theta$  関係を図 17に、アンカーボルトの軸力分布を図 18に示している。これらの図中には比較のため実験値



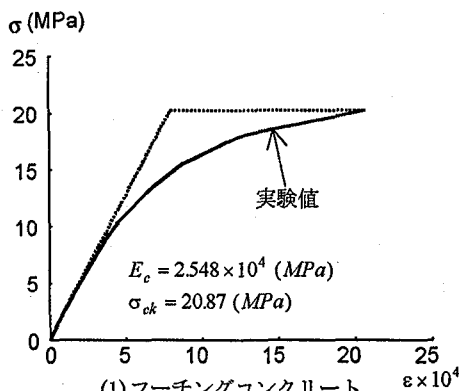


a. フーチングコンクリート

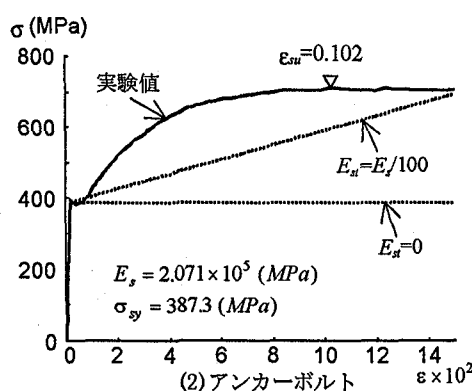


b. アンカーボルト

図 15 バイリニアモデルによる材料の応力-ひずみ関係

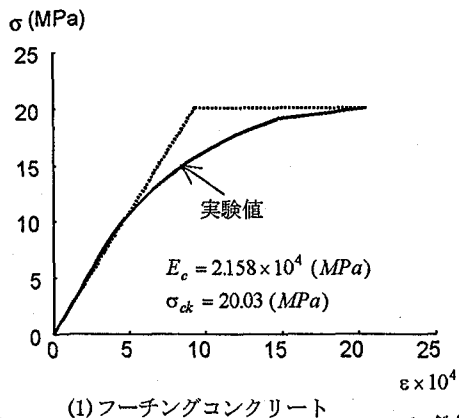


(1) フーチングコンクリート

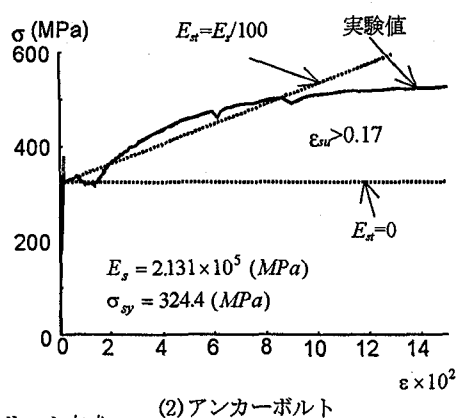


(2) アンカーボルト

a. 杭方式



(1) フーチングコンクリート



(2) アンカーボルト

b. 鉄筋コンクリート方式

図 16 バイリニアモデルによる材料構成則と実験値

ならびに材料構成則として指数関数モデル、三次関数モデルを用いた解析値も示している。まず M- $\theta$  関係においては、杭方式、鉄筋コンクリート方式のいずれの定着部についてもバイリニアモデルを材料構成則に用いた場合、 $\theta=0.015$  rad 程度の変形までは指数関数モデル、三次関数モデルで正確に構成関係を表現した場合とほぼ一致している。しかしながら、 $\theta=0.02$  rad を越え、多くのアンカーボルトがひずみ硬化域に入ると差が生じている。

杭方式の定着部では、フーチングのせん断破壊が生じず、挙動はアンカーボルトの塑性変形に支配される。したがって、アンカーボルトが硬化域に入ると材料の挙動を正確に表現できないバイリニアモデルと実験値との差は大きくなる。一方、今回の構造では鉄筋コンクリート方式のアンカーボルトの設計応力が許容応力に対して余裕があるため、アンカーボルトが降伏後十分硬化域に入る以前にフーチングがせん断破壊する。このため、アンカーボルトの降伏棚や硬化域での挙動を正確に表現でき

ないバイリニアモデルでも、最大耐力近傍までは指数関数モデルを用いたときと同様の精度を持っている。

つぎにアンカーボルトの軸力分布については、杭方式、鉄筋コンクリート方式いずれについてもバイリニアモデルによる算定結果は、正確な構成関係を用いた場合とほぼ一致しており、実験結果を良く表している。以上の検討結果より材料構成則へのバイリニアモデルの適用性について次のような結論が得られる。

バイリニアモデルを採用すると、アンカーボルトのひずみ硬化域の挙動が関与する  $\theta$  が大きい範囲での定着部の M- $\theta$  関係の予測精度は低下するが、それまでの M- $\theta$  挙動やアンカーボルト軸力分布については、正確な材料構成関係を用いた場合とほぼ同様の精度で予測することができる。 $\theta$  が大きい範囲の M- $\theta$  挙動についても、鋼材の 2 次勾配  $E_{st}$  をひずみ硬化を考慮して適当な値を設定すれば、バイリニアモデルでもかなりの精度で解析しうるものと考えられる。

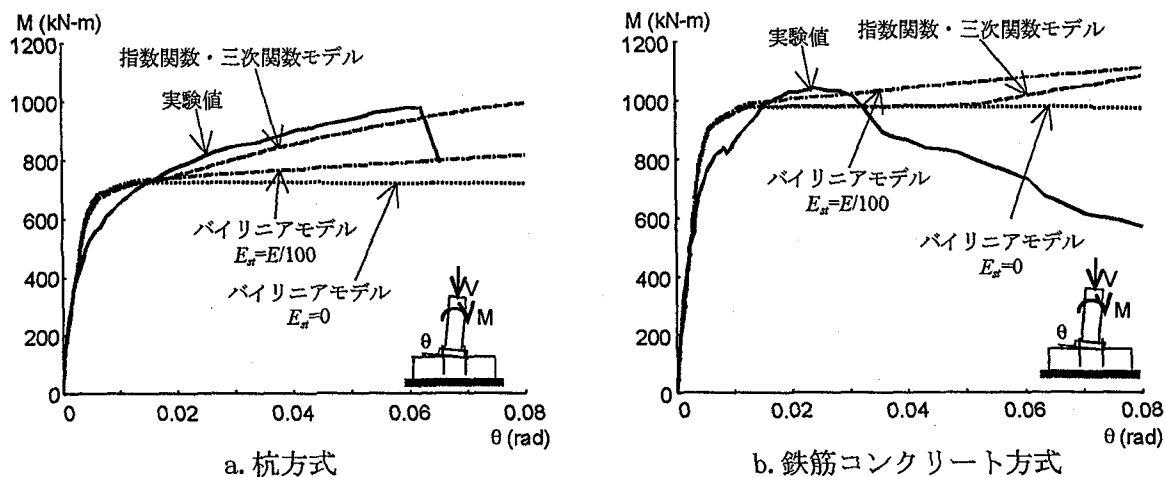


図 17 定着部の M-θ 関係

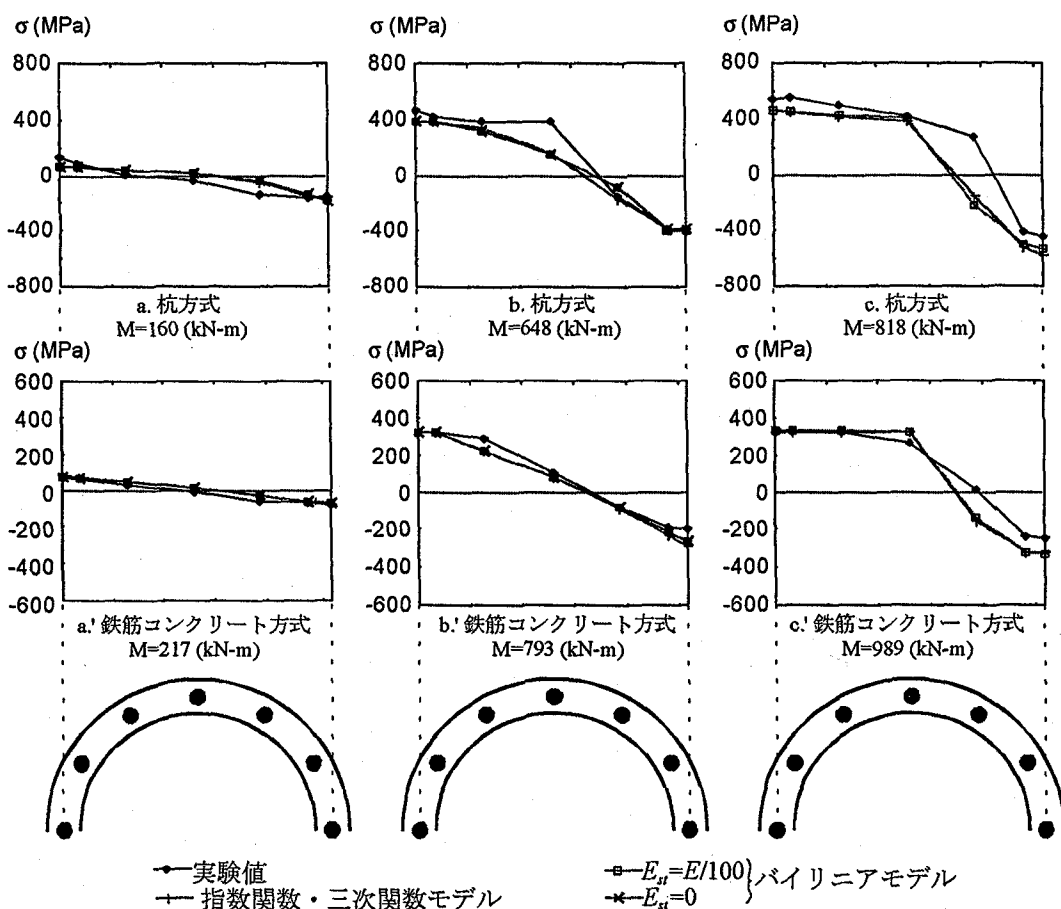


図 18 アンカーボルトの軸力分布

## (2) アンカーボルト断面評価法の簡易化

アンカーボルトは、平行部とねじ部がありその断面積が異なるため、定着部モデルでは、この差異を考慮した等価断面積  $A_{eq}$  の考え方を導入した。しかしながら、通常的设计ではアンカーボルト断面としてねじ部の有効断面を用いることが多く、定着部モデルにおいても、アンカーボルト断面として、一様にねじ部有効断面積  $A_s$  か平行部断面積  $A_0$  をもちいる方がより簡便である。ここでは、このような断面積を用いた場合、算定される定着部の挙動にどのような影響があるかを検討する。

杭方式は鉄筋コンクリート方式に比べアンカーボルトの特性が定着部の挙動により関与するため、杭方式の定

着部を解析対象とする。なお、定着部は複鉄筋モデルで表し図 8 に示したように、鋼材には指数モデル、コンクリートには三次関数モデルを用いる。

アンカーボルトの断面積として、等価断面積  $A_{eq}$ 、ねじ部有効断面積  $A_s$ 、平行部断面積  $A_0$  の 3 種類の断面積を用いて計算した定着部の M-θ 関係と、アンカーボルトの軸力分布をそれぞれ実験結果と比較する形で図 19、図 20 に示す。図 19、図 20 より、本解析ケースでは、採用する断面積の差は、定着部の M-θ 関係、ならびに定着部モーメントが大きい ( $M=818 \text{ kN-m}$ ) ときの軸力分布に比較的大きな影響を与える。したがって、アンカーボルトの断面積はやはり、等価断面積  $A_{eq}$  を用いて解析するのが妥当

といえる。

このような差が生じた理由としては、解析ケースで用いた  $\phi=32$  mm のアンカーボルトでは  $A_e/A_{eq}=0.89$  ,  $A_0/A_{eq}=1.18$  となり、ねじ部有効断面積  $A_e$ 、平行部断面積  $A_0$  と等価断面積  $A_{eq}$  との差が大きいことに起因している。ただ、これらの差はアンカーボルト径が大きくなるほど減少し、鋼製橋脚に用いられる  $\phi=140$  mm のアンカーボルトでは  $A_e/A_{eq}=0.93$  ,  $A_0/A_{eq}=1.08$  となる。このような場合は、 $A_e$ 、 $A_0$ 、 $A_{eq}$  の差による解析結果の差も小さくなると考えられる。

## 6. まとめ

鋼製橋脚定着部として用いられる杭方式と鉄筋コンクリート方式の構造を対象にその終局挙動を表現しうる力学モデルについて検討した。その結果以下の点が明らかとなった。

- (1) 提示した複鉄筋モデルが杭方式、鉄筋コンクリート方式いずれの定着部に対しても終局挙動を良く表現しうる。
- (2) 杭方式の定着部で下ベースプレート下にモルタルが充填される場合、鋼脚柱からの圧縮力は下ベースプレートを介してフーチングコンクリートへ支圧でも伝達される。そのため、定着部の挙動は、圧縮力がアンカーボルトのみで伝達されると仮定する杭モデルとはかなり異なっている。
- (3) 鉄筋コンクリート方式の定着部で上下ベースプレート間にモルタルが充填されているときには、アンカー

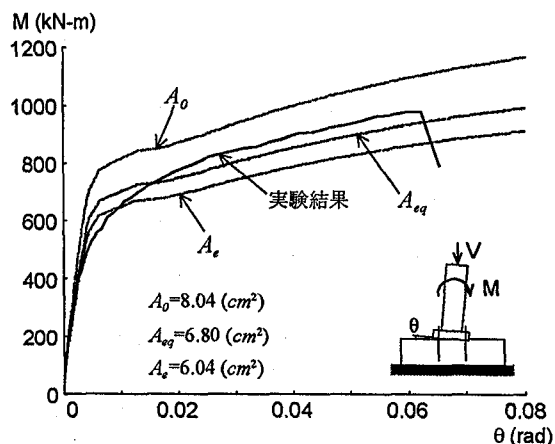


図 19 定着部の M-θ 関係 (杭方式)

ボルトねじ部が付着でベース部に固定される。このため、鋼脚柱からの圧縮力はアンカーボルトにも伝達される。したがって、この場合も鋼脚柱からの圧縮力が下ベースプレートからの支圧ですべてフーチングに伝達されると仮定される単鉄筋モデルとはかなり異なった挙動を示す。

- (4) 定着部の材料構成則に鋼材の降伏応力、コンクリートの圧縮強度だけで規定しうる簡便なバイリニアモデルの適用性を検討した。その結果、アンカーボルトの軸力分布の算定には、終局時を含めて十分な精度で適用しうる事が判明した。定着部の M-θ 挙動については、アンカーボルトがひずみ硬化域に入る以前にはバイリニアモデルは適用可能であるが、それ以後はひず

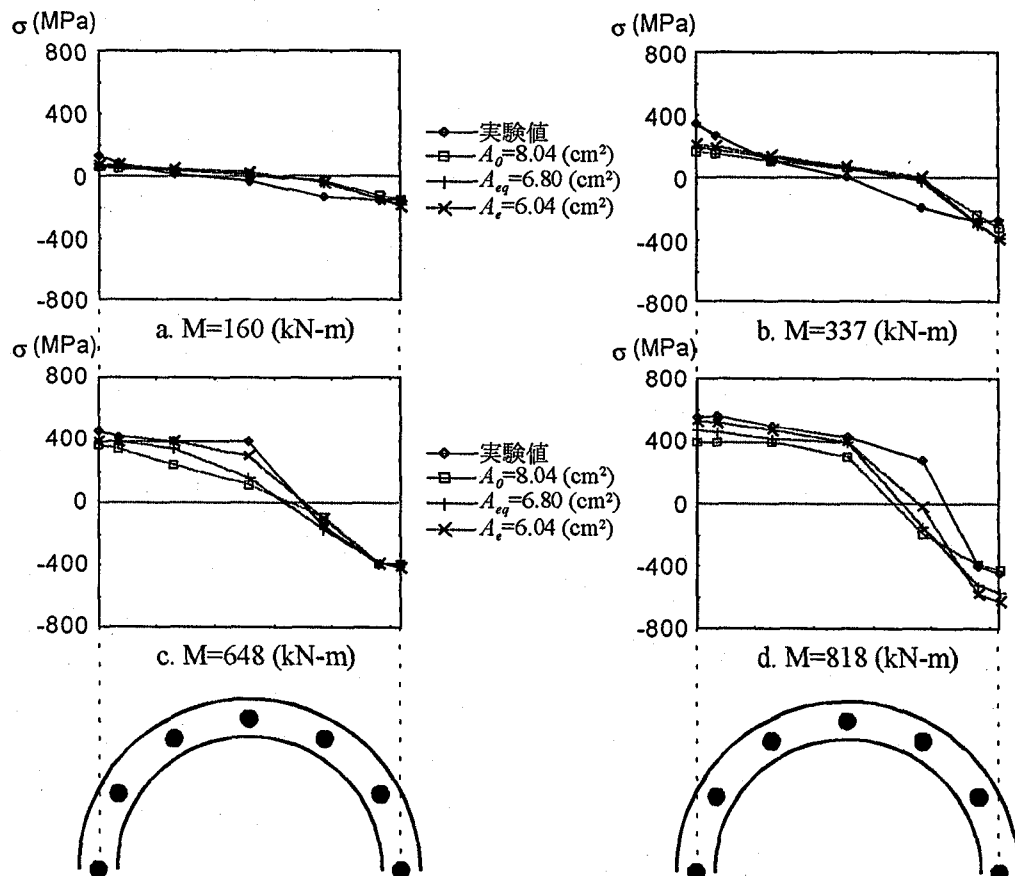


図 20 アンカーボルトの軸力分布 (杭方式)

み硬化挙動が大きく影響し、正確な硬化時の構成関係を用いる必要がある。

- (5) アンカーボルトには平行部とねじ部があり、それぞれ断面積が異なっている。この断面変化が定着部の挙動に与える影響は比較的大きく、定着部のモデル化においては考慮する必要がある。ここでは、等価断面積の概念を導入することで近似的に考慮する方法を提示した。

#### 補遺 定着部の構成関係の定式化

表 1 の仮定に基づき定着部の構成関係を求める。外力として曲げモーメント  $M$  と軸力  $N$  を受けた際に幅  $d$  のベースプレート(剛体)が図 A のように変位してつり合っている状態を考える。 $\delta_0$  および  $\theta$  は、それぞれベースプレート中心点での鉛直方向変位、回転変位を表す。

図 2 に示したアンカーボルトおよびコンクリート要素  $i$  の図心位置を  $x_i$  とすれば、各要素の鉛直変位増分  $\Delta\delta_i$  はベースプレート中心点での鉛直方向変位、回転変位  $\delta_0, \theta$  を用いて次式で表される。

$$\Delta\delta_i = \Delta\delta_0 + x_i \Delta\theta \quad (A1)$$

式(A1)を式(1),(2)に代入するとアンカーボルト要素、コンクリート要素の構成関係をベースプレート中心点での変位、回転成分を用いて以下のように表すことができる。

$$\Delta n_j = \frac{E_y^s A_{eqj}}{L_{bj}} (\Delta\delta_0 + x_j \Delta\theta) \quad (1 \leq j \leq m) \quad (A2)$$

$$\Delta\sigma_{qj'} = \frac{E_{y'}^c}{L_{qj'}} (\Delta\delta_0 + x_{j'} \Delta\theta) \quad (1 \leq j' \leq m') \quad (A3)$$

ここで下添字  $j, j'$  はアンカーボルト要素、コンクリート要素の要素番号で、 $m, m'$  はそれぞれの要素数を表している。定着部の軸力  $N$ 、曲げモーメント  $M$  と各要素の応力成分との関係が

$$\Delta N = \sum_{j=1}^m \Delta n_j + \sum_{j'=1}^{m'} \Delta\sigma_{qj'} A_{j'} \quad (A4)$$

$$\Delta M = \sum_{j=1}^m \Delta n_j x_j + \sum_{j'=1}^{m'} \Delta\sigma_{qj'} A_{j'} x_{j'} \quad (A5)$$

であることを考慮し、式(A2),(A3)を式(A4),(A5)に代入すると軸力  $N$ 、曲げモーメント  $M$  とベースプレート中心点の鉛直変位  $\delta_0$ 、回転変位  $\theta$  の増分関係は次のようになる。

$$\begin{Bmatrix} \Delta N \\ \Delta M \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} \\ a_{21} & a_{22} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta\delta_0 \\ \Delta\theta \end{Bmatrix} \quad (A6)$$

ここに、

$$a_{11} = \sum_{j=1}^m \frac{E_y^s A_{eqj}}{L_{bj}} + \sum_{j'=1}^{m'} \frac{E_{y'}^c A_{j'}}{L_{qj'}} \quad (A7)$$

$$a_{12} = a_{21} = \sum_{j=1}^m \frac{E_y^s A_{eqj} x_j}{L_{bj}} + \sum_{j'=1}^{m'} \frac{E_{y'}^c A_{j'} x_{j'}}{L_{qj'}} \quad (A8)$$

$$a_{22} = \sum_{j=1}^m \frac{E_y^s A_{eqj} x_j^2}{L_{bj}} + \sum_{j'=1}^{m'} \frac{E_{y'}^c A_{j'} x_{j'}^2}{L_{qj'}} \quad (A9)$$

#### 謝辞

本研究を実施するにあたり、トピー工業(株)鉄構事

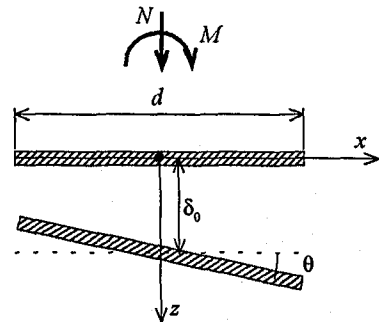


図 A ベース部の力学・幾何学緒量

業部ならびに技術研究所第一技術研究部の方々には多大なご援助をいただくとともに、実験に際しては、名古屋工業大学大学院の高橋宜男氏、三井建設(株)の森雅広氏(前名古屋工業大学)にも協力を得た。また本研究の一部は土木学会新技術小委員会の援助も受けたことを記して謝意を表す。

#### 参考文献

- 1) 前野裕文, 後藤芳顕, 小畑誠, 松浦聖: スタッドを取り付けた太径異形棒鋼の付着特性, 土木学会論文集, 第 441 号/I-18, pp.87-96, 1992 年
- 2) 前野裕文, 後藤芳顕, 小畑誠, 松浦聖: 引き抜き力を受ける付着型アンカーボルトの定着部の破壊機構に関する研究, 土木学会論文集, 第 441 号/I-18, pp.185-192, 1992 年
- 3) Goto, Y., Obata, M., Maeno, H., and Kobayashi, Y.: A New Bond-Type Anchorage System for Steel Piers, The Third Pasific Structural Steel Conference, pp.971-978, Tokyo, 1992
- 4) 前野裕文, 後藤芳顕, 小畑誠, 小林洋一: 付着型アンカーボルトを用いた鋼脚柱定着部の耐荷力実験, 構造工学論文集, Vol.39A, pp.1321-1334, 1993 年
- 5) Goto, Y., Obata, M., Maeno, H., and Kobayashi, Y.: Failure Mechanizum of a New Bond-Type Anchor Bolt subject to Tension, Journal of Structural Engineering, ASCE, vol.119, No.4, pp.1168-1186
- 6) 後藤芳顕, 日比幸一, 上條崇, 藤原英之, 小畑誠: アンカーフレーム杭方式による鋼脚柱定着部の繰返し載荷実験, 構造工学論文集, Vol.41A, pp.1137-1143, 1995 年
- 7) 秋元泰輔, 桜井順, 宮内博良: フーチングにおける鋼橋脚アンカー部の破壊機構と補強方法, 橋梁と基礎, Vol.19, No.10, pp.18-26, 1985
- 8) 西沢紀昭, 玉置脩, 山内博, 小寺重郎: 道路橋脚柱アンカー部の設計と強度に関する実験研究, コンクリート工学, Vol.13, No.2, pp.93-109, 1975
- 9) 首都高速道路公団: 鋼構造物設計基準, 平成 4 年
- 10) 名古屋高速道路公社: 鋼構造物設計基準, 昭和 62 年
- 11) 阪神高速道路公団: 設計基準第 2 部, 構造物設計準(橋梁編), 平成 2 年
- 12) 鋼構造新技術小委員会: 鋼構造物の安全性の調査報告, p.108, 平成 7 年 5 月

(1995 年 9 月 18 日受付)