

# 繰り返し水平力を受けるコンクリート充填円形鋼管柱の有限要素解析

An analysis on concrete filled steel tubular circular column under cyclic horizontal loads

藤井 堅\*, 藤井 崇文\*\*, 臺 博幸\*\*\*

Katashi FUJII, Takafumi FUJII, Hiroyuki DAI

\* 工博 広島大学大学院助教授 工学研究科 (〒739-8527 東広島市鏡山 1-4-1)

\*\* 工修 松尾橋梁㈱ 堺工場設計部 (〒590-0977 堺市大浜西町 3)

\*\*\* 工修 三菱重工業㈱ 鉄構工作部 (〒730-8642 広島市中区江波沖町 5-1)

This paper presents an interface treatment between concrete and steel tube for finite element analysis of circular CFT. Iso-parametric shell element with six degree of freedom and solid element with three one were used, as steel tube and filled concrete respectively. The concrete is assumed not only as Drucker-Prager material but also as Prandtl-Reuss material, and for steel tube, two surface model is used. An interface element is newly formulated by springs which show the slip force between concrete and steel tube. Comparing two kinds of CFT considered with and without friction force along the boundary, it is shown that the interface element proposed herein is applicable to evaluate cyclic behavior of CFT, with sufficient accuracy.

**Key Words :** concrete filled steel tube, analysis, cyclic behavior, interface element

## 1. まえがき

コンクリート充填鋼管柱 (以下CFTと呼ぶ) は、高い耐力のみならず優れた変形能を持っており、耐震性に優れた構造物の一つとして期待されている。従来、CFTの耐震性については、実験的研究がほとんどで、解析的研究はいくつかはなされてはいるもののコンクリートと鋼管の界面の挙動を正確にとらえるといった試みはなされていないようである<sup>1-9)</sup>。しかしながら、水平繰り返し荷重を受けるCFTの力学挙動を精度よく解析するためには、鋼・コンクリート境界面の解析的取り扱いを確立する必要がある。とくに、軸圧縮力下でのコンクリートの膨張にともなう鋼管の拘束効果および界面における鋼およびコンクリートの相互挙動関連の解明は、CFTの力学特性を明らかにするための工学的な重要課題といえる。

CFTの最も大きな特徴は、鋼管によるコンクリートの拘束効果により耐力の上昇と靱性・変形能の向上が期待できることである。また、コンクリートが充填されるために鋼管の局部座屈が発生しにくくなる。従来、コンファインド効果を積極的に期待したタイプの充填鋼管柱 (アンボンド型CFT) が開発されたり<sup>10)</sup>、道路橋示方書<sup>11)</sup>においてもこれを考慮して通常のコンクリートよりも高い強度を持つ応力-ひずみ関係式<sup>2)</sup>が仮定されている。一方、従来のCFTの解析では、RCとした梁理論解析が多く、鋼・コンクリート界面の挙動を考慮した解析は少ない。

そこで本研究では、鋼・コンクリート界面の挙動をバネ

を用いた結合要素によって表現し、繰り返し水平力を受ける円形CFTの力学挙動を、コンファインド効果を考慮して有限要素解析することを試みる。このとき、過去に行った水平繰り返し実験結果<sup>7)</sup>を用いて解析手法の妥当性を検証するとともに、繰り返し挙動解析特有の諸問題を抽出しその対策とモデル化を示す。さらにボンド型とアンボンド型でのコンファインド効果を、鋼とコンクリートの界面特性の面から考察する。

## 2. 繰り返し荷重を受ける円形CFTの有限要素解析

### 2.1 解析概要

解析には、筆者らが独自に開発、作成した有限要素解析プログラムを使用した。このプログラムでは、鋼管に1節点6自由度の4節点アイソパラメトリックシェル要素を、また、充填コンクリートには1節点3自由度の8節点アイソパラメトリック立体要素を用いた。どちらの要素も幾何学的非線形性と材料学的非線形性を考慮し、updated Lagrangian methodを適用して増分論により定式化した複合非線形解析プログラムである。各増分におけるエネルギー残差に対しては、各増分ステップ毎にNewton-Raphson法により収束反復させている。収束判定は、変形後の節点反力を求め、それと節点外力との差が最大節点反力の1/1000以下とした。

材料の構成則については、鋼管は、von Misesの降伏条件とDafalias Popovの移動硬化則を用いた2曲面モデルを

適用した。一方、コンクリートについては、降伏条件は von Mises および Drucker Prager 基準の2種類を用い、Prandtl Reuss の流れ則に立脚した完全弾塑性モデルとした。

## 2.2 界面のモデル化と結合要素

鋼・コンクリート境界面のずれを結合要素を用いて表現する。結合要素は、図-1に示すようにコンクリート充填円形鋼管柱における、コンクリートと鋼管の節点間を結ぶ要素で、コンクリートの節点*i*と鋼管中央面の節点*j*の間は、円筒座標系の*r*,  $\theta$ , *z*各々の方向にばね定数 $k_r$ ,  $k_\theta$ ,  $k_z$ のばねによって結合されていると仮定する。図中、 $f_r^c$ ,  $u_r^c$ ,  $f_\theta^c$ ,  $u_\theta^c$ などの*c*および*u*はそれぞれ節点力と節点変位を示し、上付*c*および*s*はそれぞれコンクリートおよび鋼管を、下付*r*,  $\theta$ , *z*は円筒座標の方向を示す。

結合要素のばね定数は、次のように定める。

まず、*r*方向のばねについては、コンクリートと鋼が接触しているか離れているかを判断して、接触している場合、すなわち

$$k_r = \infty \text{ when } u_r^c \geq u_r^s \quad (1)$$

解析では、上記バネ定数として $k_r = 9.8 \times 10^9 \text{ kPa/cm}$ を用いた。界面が接触している場合のばね定数 $k_\theta$ ,  $k_z$ については、実験から得られた値（一定と仮定した）を用いた。

一方、両者が離れている場合には、

$$k_r = 0 \text{ when } u_r^c < u_r^s \quad (2)$$

と表すことができ、両者間の摩擦は生じない。また、このときには、

$$k_\theta = k_z = 0, \quad (3)$$

である。

ところで、コンクリートと鋼の境界面にずれ力（せん断力）が作用するときの実際の挙動は、以下のように考えられる。

ずれ止めのない境界面においては、

①初めてずれ力が作用する場合、境界面の付着力があるので、付着力よりも低いずれ力下ではずれは生じない。付着力よりも高いずれ力が作用すると、ある力（動摩擦力）を伝達させながらずれを生じる。

②このずれは、ずれ力が摩擦力以下に減少するまで続き、境界面ではその摩擦力がずれ力として伝達されて釣り合い状態になる。このとき、ずれを制止する摩擦力は界面の垂直抗力によって決まる。

③ずれ力が変化して摩擦力以下になった場合には、その後のずれはなく、生じているずれ力（静止摩擦力ではない）が伝達されている。一方、ずれ力が摩擦力よりも大きくなった場合には、再び上記②の状態になる。

④コンクリートの破砕が生じると、見かけの体積膨張を起こし、摩擦係数も変化する。この場合にはコンクリートを連続体として扱うこと自体難しくなる。

上式(1)~(3)のばねの条件は、実際の境界面の挙動（上

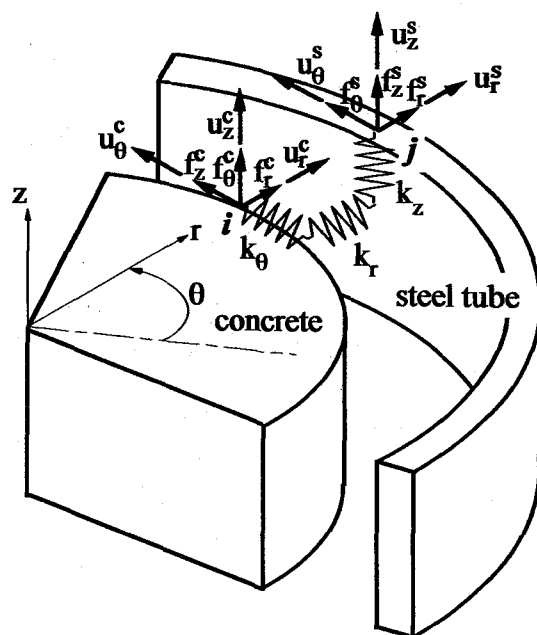


図-1 円筒座標系における結合要素のイメージ

記①~④)を満足してはいないが、上記の境界挙動を正確に解析するのは極めて難しい。たとえば、ずれを生じた後の挙動解析では、当初のコンクリートの節点と対応する鋼シェルの節点がずれ、コンクリートの節点は、鋼シェルの別の点と接触しているので、新に要素分割し直すなどの対処が必要となる。また、界面の摩擦力についても、摩擦係数の測定やその解析への反映が難しい。このような理由から、本解析では、実現象を必ずしも正確に表現できないという問題があるが、定式化が大変簡単なばね要素を適用することを試みた。

なお、スタッドジベルなどのずれ止めがある場合、完全合成のようにずれが無視できるときには、コンクリートおよび鋼シェルの節点を共有させれば容易に解析可能であり、また、ジベルの変形にともなうずれを考慮する（不完全合成の場合）場合には、ずれ力-ずれ関係を考慮したバネ要素などを用いて解析できる<sup>12)</sup>。

## 2.3 繰り返し解析におけるずれの扱い

筆者ら<sup>9)</sup>は、上記の考えの基に繰り返し水平荷重を受ける円形CFT柱を増分法を用いて解析した。その結果、変位振幅が大きくなると解の収束が著しく悪くなった。その原因の一つとして、解析上のずれの扱いの問題があり、本解析では以下の改善を行っている。

いま、界面が接触している状態で*r*,  $\theta$ , *z*方向にそれぞれ $d_r$ ,  $d_\theta$ ,  $d_z$ のずれを生じていると仮定すると、各ばねに働く力（ずれ力）は、それぞれ $k_r d_r$ ,  $k_\theta d_\theta$ ,  $k_z d_z$ となる。前節で述べた実現象との仮定上の違いはあるものの、単調荷重のように接触状態が続く場合には、次の増分ステップで得られる増分ずれを加えていけば、安定した収束状態が得られる。しかし、繰り返し荷重が作用する場合には界面では接

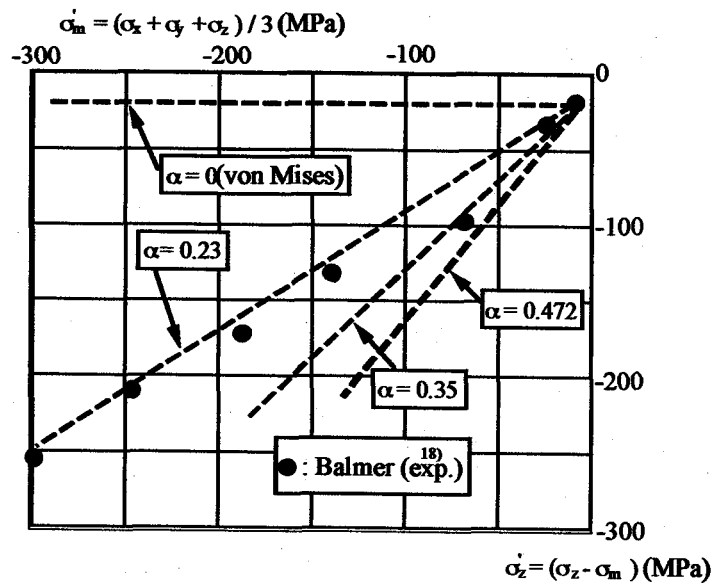


図-2 パラメータ  $\alpha$

触と肌隙を繰り返すような状態が起こる。この場合、単純に増分ずれを加えていく方法を探ると、一旦肌隙が起こった後再び接触するような状態では、肌隙が起こる前のずれに今回のずれが加算されてしまうことになる。したがって、本来のバネの伸縮には無関係の肌隙前のずれ $d_n$ ,  $d_0$ ,  $d_z$ が加算されるために収束が著しく悪くなることがわかった。そこで本解析では、接触している荷重区間のずれだけを各増分ステップ毎に加え、一旦界面が離れた場合にはいままでのずれを0とする方法を採用した。この方法では、界面が再び接触した場合には、新にばね力を計算することになり、収束が極めて速くなった。

## 2.4 コンクリートに対する扱い

コンクリートの引張強度が、圧縮強度に比べて極端に小さいのは周知のことであるが、コンクリートの降伏関数として von Mises の条件をそのまま適用すると、この影響を考慮できない。一方、Drucker-Prager の破壊基準では、負の静水圧軸に対して降伏曲面の半径が拡大する円錐形となるので、引張に弱いという性質と、関連する流れ則により塑性流れにおける体積増加を表現できる。本解析では、コンクリート材料に Drucker-Prager 材料を仮定したが、比較のために Prandtl-Reuss 材料も仮定して、両者の違いを比較した。

Drucker-Prager の破壊基準は、

$$f(\sigma) = \alpha I_1 + \sqrt{J_2} = k \quad (4)$$

と表される。ここに、 $I_1$  は応力テンソルの第1不変量、 $J_2$  は偏差応力テンソルの2次不変量で、

$$I_1 = \sigma_x + \sigma_y + \sigma_z \quad (5)$$

$$J_2 = \frac{1}{6} \{ (\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 \} + \tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2 \quad (6)$$

である。いま、コンクリートの一軸圧縮強度を $f_c$ とすると、式(4)から、

$$\left( \frac{1}{\sqrt{3}} - \alpha \right) |f_c| = k \quad (7)$$

が得られ、同様に一軸引張強度を $f_t$ とすると、

$$\left( \frac{1}{\sqrt{3}} + \alpha \right) |f_t| = k \quad (8)$$

を得る。一般にコンクリートの引張強度は圧縮強度の1/10程度であることが知られており、これを仮定すると、式(7),(8)から、 $\alpha = 0.472$ となる。しかし、このようにしてパラメータ $\alpha$ を決めると、過度のコンファインド効果が現れてしまうことがわかった。そこで、Balmer の3軸圧縮試験<sup>18)</sup>を参考にして種々の $\alpha$ について試算し $\alpha = 0.23$ を用いることとした。その結果を図-2に示す。

一方、コンクリートの引張りひび割れに対しては、本研究で扱うCFTは主に圧縮と曲げであり柱軸方向の軸応力が支配的であることを勘案して、柱軸方向応力によって判断することとした。3次元応力場での破壊エネルギーに基づいた定式化などを適用するのがより正確と考えられるが、今回の解析の場合、柱軸方向応力に比べて他の応力はかなり小さいので、簡単なひび割れ発生基準として柱軸方向応力を用いた。柱軸方向応力がひび割れ発生応力に達すると、荷重増分に対してその要素の弾性係数を著しく低下させて対処した。

さらに、ひび割れ発生後の除荷課程における対処をモデル化して図-3に示す。柱軸方向応力増分 $d\sigma_z$ が圧縮に転じた時点で除荷とみなすが、通常の塑性理論の除荷判定に従うと除荷時には初期の弾性係数に戻される(図-3a))。しかし、実際の引張りひび割れでは、除荷が起こってもひび割れが閉じるまでは圧縮応力増分は発生しないと考えられ

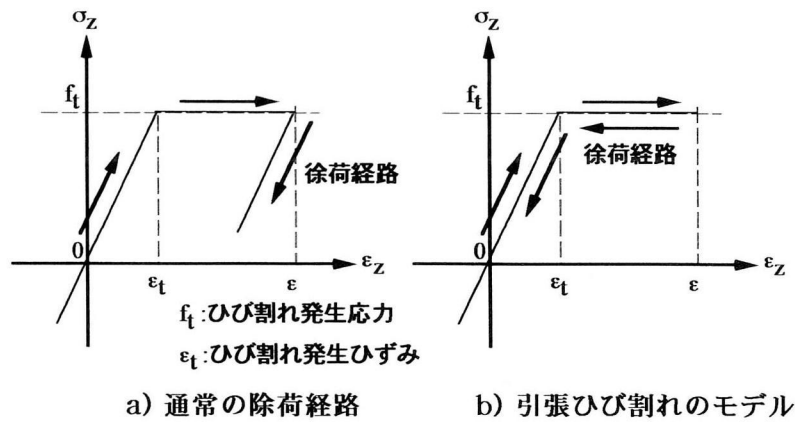


図-3 ひび割れを考慮した除荷経路

る。そこで本解析では、図-3b)に示すように、ひび割れ状態の軸ひずみ $\varepsilon$ から軸方向応力増分 $d\sigma_z$ が圧縮に転じても、すぐに除荷とみなさないで、軸ひずみがひび割れ発生ひずみ $\varepsilon_t$ に達するまでは低い剛性のままとし、 $\varepsilon_t$ よりも小さなひずみになってから除荷の剛性を適用することとした。これは、ひび割れが閉じるまではコンクリートの剛性は戻らないことをモデル化している。

なお、圧縮域での繰り返し载荷を受けるコンクリートの応力-ひずみ履歴では除荷時の剛性が初期剛性よりも小さくなることが知られている。これについては本解析では考慮しないこととし、除荷時の剛性は初期剛性と同じとした。

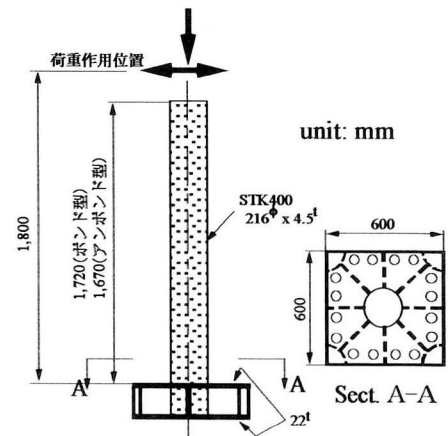


図-4 CFT供試体

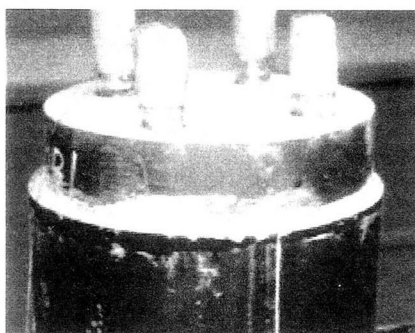
### 3. CFTの繰返し曲げ試験

筆者らはCFT柱の優れた変形能を期待して、2種類のコンクリート充填鋼管柱を作成し、一定軸力下で繰返し水平力を作用させてその終局挙動を調べた<sup>7)</sup>。本論文では、この実験結果と解析結果を比較することにより仮定の妥当性を検討するとともに解析上の問題点を抽出する。

実験供試体は、図-4に示す円形CFTで、2枚の板で構成される基部に鋼管を差し込み、上下板と鋼管をすみ肉溶

表-1 材料特性試験結果

|            | 鋼 管  | コンクリート |
|------------|------|--------|
| 弾性係数 (GPa) | 203  | 22     |
| ポアソン比      | 0.27 | 0.19   |
| 降伏応力 (MPa) | 294  |        |
| 圧縮強度 (MPa) |      | 32.8   |



a) アンボンド型



b) ボンド型

図-5 供試体頂部の構造

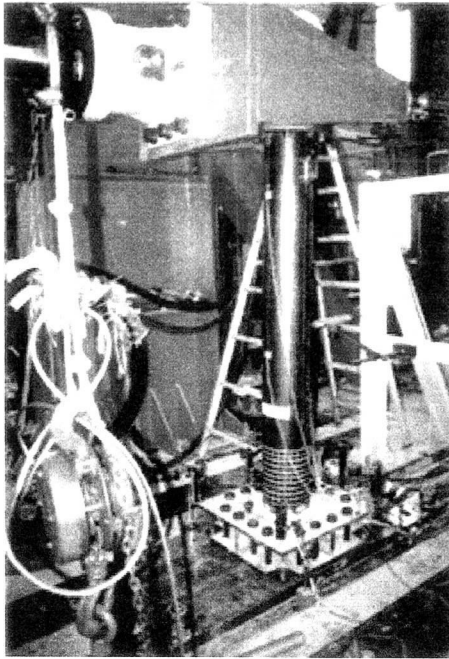


図-6 荷重状況

接し、内部にコンクリートを充填している。このとき、コンクリートと鋼管の内面との付着を低減させてコンファインド効果を積極的に期待する形式（以下、アンボンド型と呼ぶ）と、界面の処理を行わない通常の形式（以下、ボンド型と呼ぶ）の2種類の構造形式を採用した。ボンド型では、コンクリート打設に先立って鋼管内面の錆びや油分を除去した。他方、アンボンド型では、鋼管の内面の油分等の除去後、アスファルトを鋼管内面に塗布（塗布膜厚：約300 $\mu\text{m}$ ）し、付着力の軽減を図っている。

鋼管は、STK400、直径 $\phi=216.3\text{mm}$ 、板厚 $t=4.5\text{mm}$ のストレートシーム鋼管である。鋼管およびコンクリートの材料特性試験結果を表-1に示す。

荷重は、完全付着状態（完全合成）および材料特性の公称値を仮定した場合の、鋼管表面が降伏するときの柱頭変位 $\delta_y$ を基準として、各サイクルごとに荷重振幅を $\delta_y$ ずつ増加させる両振り繰り返し漸増振幅荷重である。実験では、基部の変形なども考慮して、 $\delta_y=13\text{mm}$ とした。なお、繰り返し力とあわせて導入する柱の一定軸力は、既設橋脚の実態を考慮して、終局耐荷軸力の15%(257kN)とした。

柱頭部における導入水平力の作用点については、ボンド型では柱頭部にキャップ形の治具を被せて鋼管から水平力が、また、コンクリートと鋼管の両方に柱軸力が作用する形式とした。一方、アンボンド型では頂部でコンクリート部にアンカー鉄筋を埋め込み、治具を介してコンクリートのみに水平力と軸力が作用する形式とした。図-5に、柱頂部の写真を示す。

繰り返し水平力の作用位置は、ボンド型、アンボンド型ともに、鋼管基部から1,800mmの高さである。図-6に荷重状況を示す。

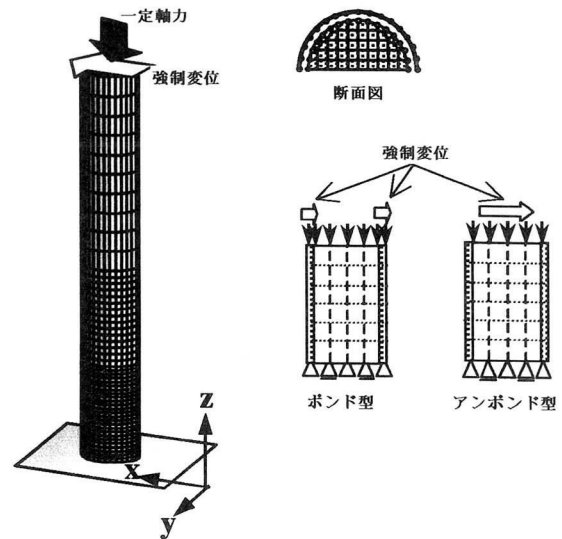


図-7 解析モデル

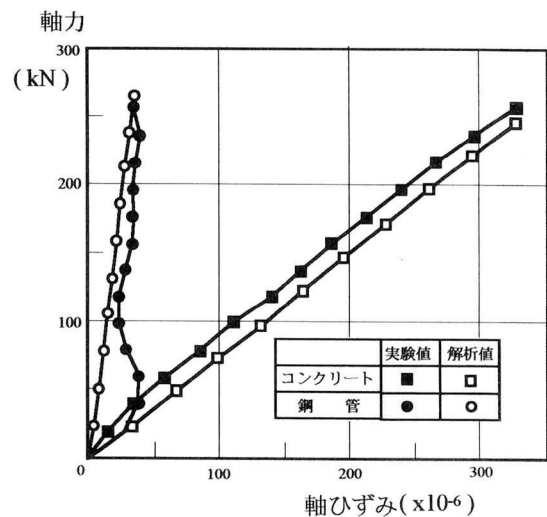


図-8 軸力-軸ひずみ曲線

#### 4. 解析モデル

解析モデルおよび境界条件、荷重条件を図-7に示す。解析モデルの寸法、境界条件は実験供試体にあわせている。また、材料特性については、表-1に示す基本的な諸量の他に、鋼管材料の2曲面モデルにおける定常塑性係数(=10.14GPa)、形状パラメータ(=7.0 $\times 10^5$ )を仮定した。なお、コンクリートの粗骨材の最大寸法は、15mmである。

また、結合要素のばね定数 $k_0$ 、 $k_z$ については、アンボンド型CFT供試体の繰り返し荷重に先立って軸力を導入し、そのときのコンクリートと鋼管のひずみ測定結果と種々のばね定数を仮定した解析結果とを比較することによって求めた。その結果から $k_0$ 、 $k_z$ ともに4900kPa/cmとした。また、ボンド型についても、繰り返し荷重を受ける場合には、ずれ力の伝達要因は付着ではなく摩擦に起因すると考えられ

るので同じばね定数を採用した。図-8に、このばね定数の値を用いて、軸圧縮力のみを作用させたときの供試体基部の軸力-ひずみ曲線を示す。コンクリートの埋め込みゲージによる軸ひずみと解析結果の勾配は概ね一致しており、また、鋼管の軸ひずみも概して一致しているのが図からわかる。

解析では、図-7に示すように、解析モデルの対称性を考慮して供試体の1/2を解析領域とし、要素数は、コンクリート立体要素：2,300、鋼管シェル要素：800、および結合要素：867である。鋼管基部の節点はxyz方向変位をすべて固定し、コンクリート基部の節点はz方向のみを固定した。

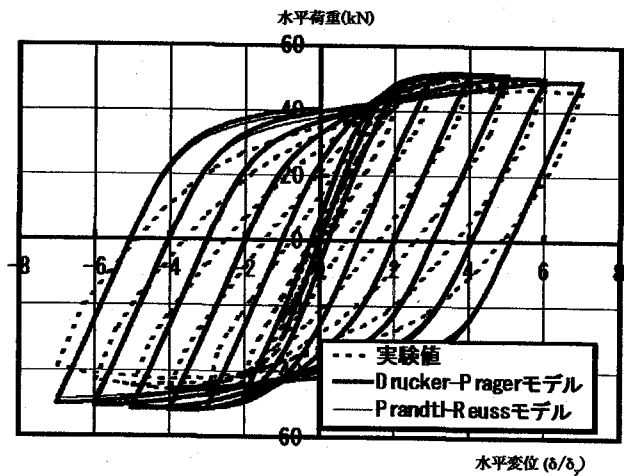


図-9 水平荷重-水平変位履歴曲線（アンボンド型）

## 5. 結果と考察

### 5.1 アンボンド型 CFT

一定軸圧縮力下で繰り返し水平荷重が作用するアンボンド型 CFT の水平荷重-水平変位履歴曲線を図-9 に示す。図の横軸は水平変位 $\delta$ を降伏変位 $\delta_y$ で除して無次元化している。また、コンクリートにDrucker-PragerモデルのみならずPrandtl-Reussモデルを適用した場合の解析値もあわせて示している。図-9 から、ヒステリシスループの最高荷重は解析値が実験値よりも若干大きめであるが、概ね一致しているのがわかる。しかしループの形状にはかなりの違いが認められる。とくに、荷重の反転後に起こる剛性低下をみると、実験では剛性低下が早期に起こるのに対して解析ではそれが遅れている。また、Drucker-PragerモデルとPrandtl-Reussモデルを比べると、各ループの降伏点付近（荷重が反転して再び剛性が低下する付近）においてわずかに差が認められるが、ほとんど変わらない。ループ形状の実験と解析との差異は、コンクリートのポストピークにおけるひずみ軟化や除荷時の剛性低下を十分に考慮していないことに起因すると推察され、今後、コンクリートの構成則の改善が必要といえる。

図-9の履歴曲線から得られる包絡線を図-10に、また水平変位 $\delta_y$ および $3\delta_y$ におけるコンクリート基部の曲げ応力分布（解析値）をそれぞれ図-11に示す。図-11の縦軸は軸方向応力（MPa）、横軸は柱の断面の中心からの距離（mm）である。図-10において、解析結果と実験結果を比べると、荷重30kN付近から実験での剛性の方が低く現れ、差が大きくなっている。しかし、最高荷重およびそのときの水平変位（ $=3\delta_y$ ）はほとんど一致する。また、Drucker-PragerモデルとPrandtl-Reussモデルを比較すると、包絡線はほとんど一致してしている。また、図-11の $3\delta_y$ におけるコンクリート基部の曲げ応力分布をみると、圧縮応力が40MPa以上になってはじめてDrucker-Pragerモデルの方がわずかに大きい曲げ圧縮応力となっている。このように両者の差はわずかである。

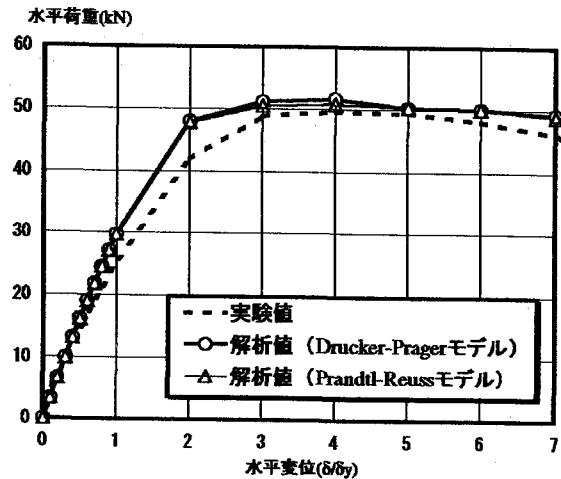


図-10 アンボンド型CFTの包絡線

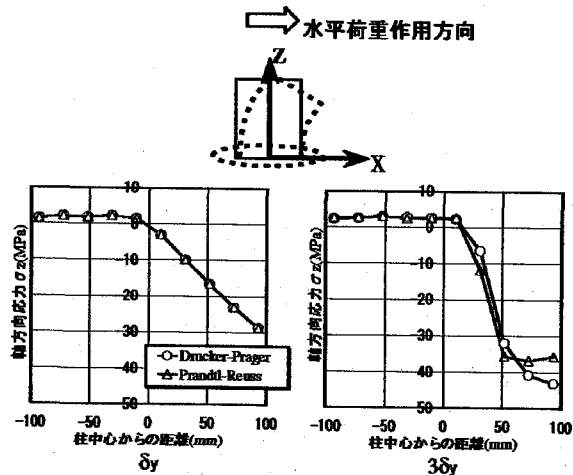


図-11 コンクリート基部の軸応力分布（アンボンド型）

道路橋示方書耐震設計編<sup>10)</sup>では、コンクリートが充填された鋼製橋脚の応力ひずみ関係式にコンクリートの拘束効果が考慮されている。しかしながら、本解析結果から判断すると、既設橋脚程度の軸力ではコンファインド効果は期待できないように見える。とくに、これらの図は、コンファインド効果を積極的に期待してコンクリートのみに軸力を導入した構造形式のものであり、一般のCFTでは、コンファインド効果はさらに小さくなることが予想される。

## 5.2 ボンド型 CFT

ボンド型充填鋼管柱の一定軸力下で水平繰り返し荷重を作用させたときの履歴曲線を図-12に、その包絡線を図-13に示す。また、コンクリート基部の曲げ応力分布を示せば、図-14のようになる。

ボンド型CFTのヒステリシスループ(図-12)でも、アンボンド型(図-9)の場合と同様、履歴曲線の各ヒステリシスループ形状は異なるものの、解析結果のピーク荷重は実験値とよく近似している。包絡線(図-13)からも解析値と実験値の最高荷重はよい対応を示していることがわかる。

また図-13から、Drucker-PragerモデルとPrandtl-Reussモデルの包絡線はほとんど差がない。図-10に示すようにアンボンド型ではDrucker-Pragerモデルが2%程度耐力が大きくなっているが、ボンド型ではさらにその差は小さい。このことは、ボンド型CFTは、アンボンド型よりもコンファインド効果がさらに小さいことを示しており、曲げ(水平力)が作用する場合のCFTにおけるコンファインド効果はほとんど期待できないことが推察される。さらに、図-14でも、Drucker-PragerモデルとPrandtl-Reussモデルの曲げ応力分布には、ほとんど差がないことがわかる。

## 6. ボンド型とアンボンド型の比較

解析結果を用いてボンド型CFTとアンボンド型CFTの曲げ挙動を比較する。ここでは、コンクリートの構成則はDrucker-Pragerモデルを用いている。

図-15に両CFTの履歴曲線から得られた包絡線を、図-16に水平変位 $\delta_y$ 、 $3\delta_y$ 、 $5\delta_y$ 、 $7\delta_y$ における鋼管基部曲げ圧縮側変位(局部座屈たわみ)を示す。図には実験で得られた鋼管のたわみもあわせて示す。また、ボンド型とアンボンド型の、水平変位 $7\delta_y$ の鋼管とコンクリートの変位状態を図-17に示す。図中、鋼管の変形図で影付部分は、鋼管が降伏していることを示す。参考として、実験(アンボンド型)の最終状態(11 $\delta_y$ )の写真を図-18に示す。また、図-19は、水平変位が $\delta_y$ 、 $3\delta_y$ 、 $5\delta_y$ 、 $7\delta_y$ での界面の接触の状況を示したものである。図で、A-A、B-B、C-C断面はそれぞれ基部から144mm、90mm、36mmの高さであり、鋼管とコンクリート部が接触している場合は●、離れている場合を○で示した。

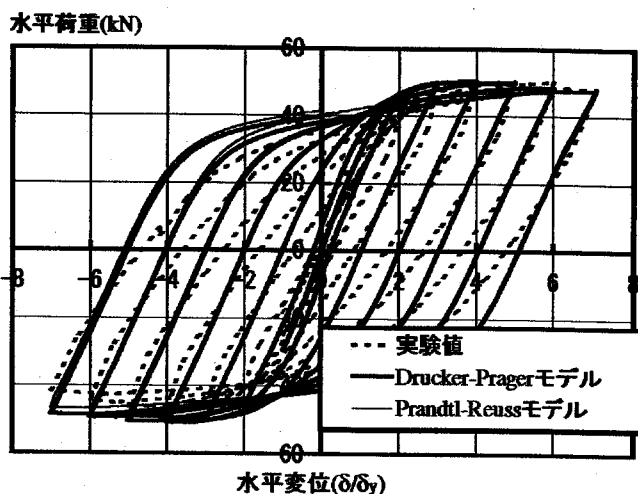


図-12 水平荷重-水平変位履歴曲線(ボンド型)

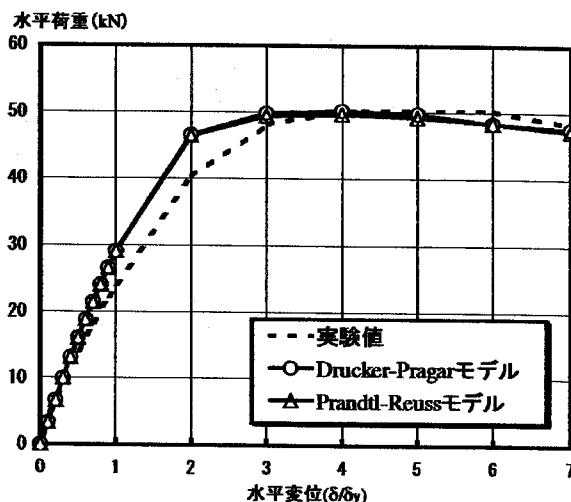


図-13 ボンド型CFTの包絡線

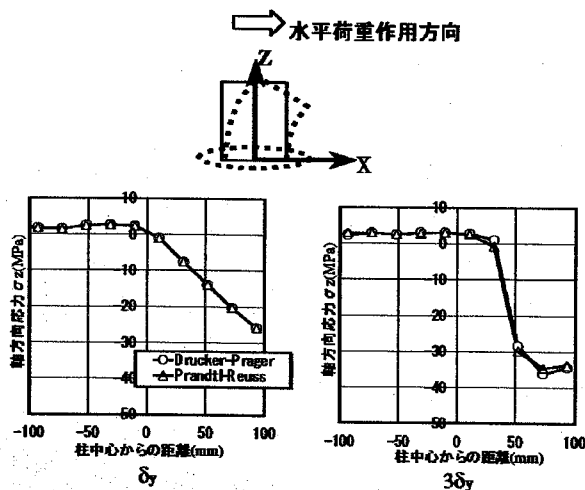


図-14 コンクリート基部の軸応力分布  
(ボンド型)

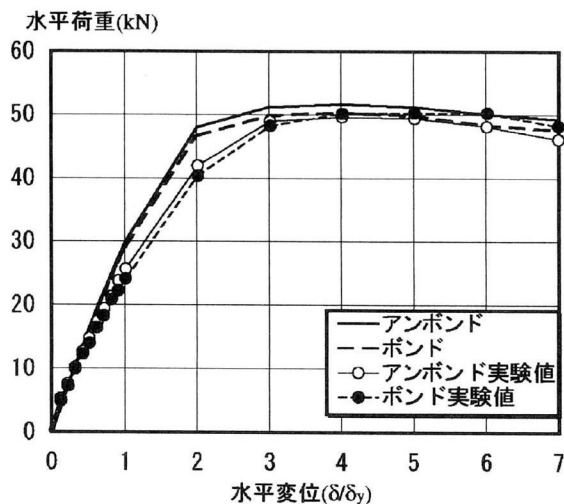


図-15 包絡線

これらの図から、以下のことがわかる。

図-15から、解析結果は、アンボンド型のほうがボンド型に比べてわずかではあるが最高荷重およびそれ以降の荷重も高い。一方、実験結果でも、解析結果と同様にアンボンドとボンドの差異はほとんどなく、また、 $3\delta_y$ 以下の水平変位の範囲ではアンボンド型の耐力が大きい。しかし、水平変位が大きくなって $4\delta_y$ 以上になると耐力はボンド型の方がアンボンド型よりも大きくなっている。これは、実験ではアンボンド型CFTでは、水平変位の増加につれて内部コンクリートが鋼管から抜け出すような現象がみられたことから、コンクリートの破壊が進行して連続体としての解析が適用できなくなったと考えられる。

鋼管基部変位を示す図-16からは、水平変位が $5\delta_y$ までは解析結果は実験結果と良い対応を示しており、また、アンボンド型CFTの鋼管の局部座屈たわみはボンド型に比べ

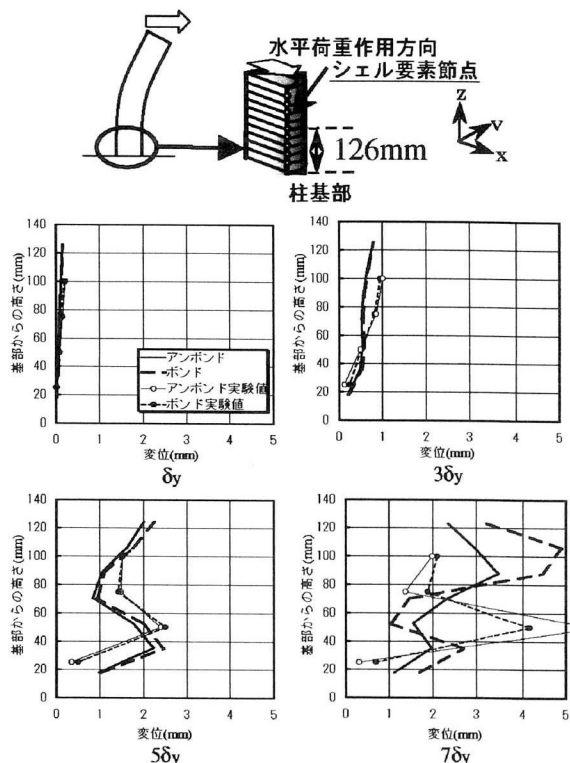


図-16 鋼管基部の曲げ圧縮たわみ

て小さく局部座屈の抑制効果が認められる。これは、図-19に示すように、アンボンド型の方がコンクリートと鋼管の接触面が大きいことと、ボンド型では鋼管も軸圧縮力を負担しているために局部座屈が発生しやすいことに起因するといえる。

水平変位が $7\delta_y$ になると、図-16からわかるように、実験結果ではアンボンド型の局部たわみが急増して、ボンド型よりも大きくなっている。一方、解析結果では、ボンド型の方が依然として大きく鋼管のたわみ形に2つの凸部が

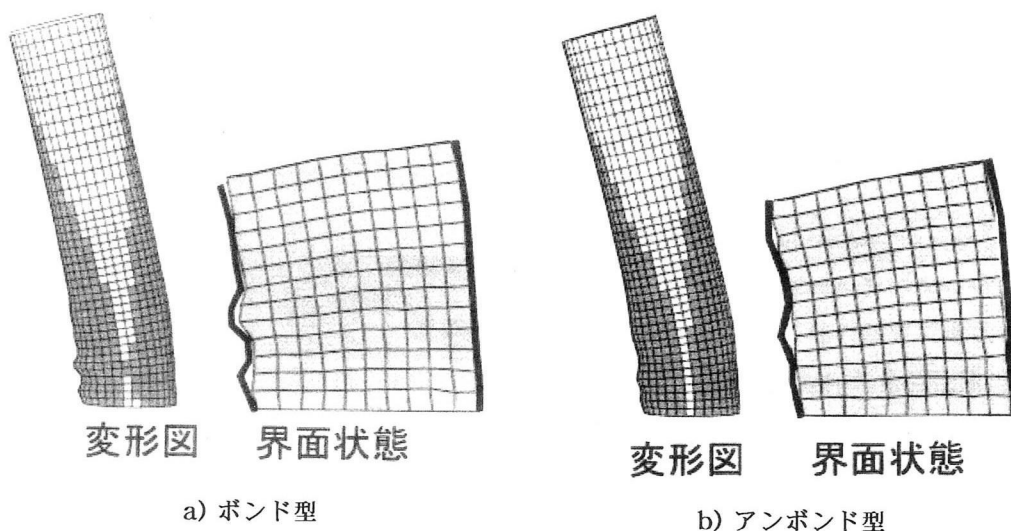


図-17 CFT基部の変形状態と鋼管の塑性域 ( $7\delta_y$ )

現れている（図-17 参照）。そして、最大たわみが発生する位置も実験よりも上側になっているのが図-16からわかる。図-18に示すように、鋼管たわみの凸部のすぐ上ではくぼみがみられ、たわみ波数が増加する傾向が認められる。しかし、水平変位が $7\delta_y$ 以上になると内部コンクリートは粒状に破壊している状態が推測され、解析で実際の挙動を追跡するのは難しくなると考えられる。

また、図-17からわかるように、解析結果は鋼管とコンクリート界面の離れあるいは接触の状態をうまくとらえており、ばねを用いた簡単な結合要素を用いても接触問題を解析できることが予想される。

ところで、水平変位を与える前の一定軸力载荷時では、コンクリートのみならず鋼管も軸力を受け持つボンド型CFTは、鋼管のポアソン比がコンクリートよりも大きいため、解析結果ではすべての鋼・コンクリート境界面で離れていた。これに対してコンクリート部のみに軸力が作用するアンボンド型CFTでは、コンクリートの側方への膨張により、すべての断面で全節点が接触していた。ところが水平変位を与えた場合には、図-19からわかるようにアンボンド型でも圧縮側の界面で肌隙が生じている。このことは、肌隙部のコンクリート部分は鋼管による拘束がなくなり、コンファインド効果はもはや期待できないことを図は示している。

軸力だけが作用する場合には、アンボンド型の方がコンファインド効果が大きく、圧縮耐力は上昇することが予想される。もちろんボンド型においてもコンクリートが弾性域にあるときは肌隙を生じて、破壊にともなう体積膨張によってコンファインド効果が現れることは容易に予想できる。しかしながら、水平力により曲げが作用すると、確かに図-19の水平変位が $\delta_y$ のときをみるとアンボンド型の方が接触領域は大きいものの、たとえアンボンド型でも拘束効果は大きく低減されてしまうことをこれらの図は示している。

## 7. 結論

本研究では、コンクリート充填円形鋼管柱の水平繰返し挙動を、コンクリート・鋼管の界面挙動を考慮して解くために、ばねモデルに基準をおいた結合要素を示した。そして、シェル要素および立体要素を用いて、一定軸力下での水平繰返し荷重を受ける2種類のコンクリート充填円形鋼管柱の力学挙動を解析し、とくに鋼管がコンクリートを拘束する効果に注目して実験結果と比較した。得られた知見をまとめると以下ようになる。

1) 提案した結合要素は、ボンド型CFTおよびアンボンド型CFTの鋼・コンクリート界面挙動を表現できる。また、これを用いた有限要素解析結果と実験値を比較して、解析結果はヒステリシスのピーク値をよく捉えており、鋼管の局部座屈も実験値とよい対応を示した。

2) コンクリートの応力-ひずみ関係式では、引張りび割

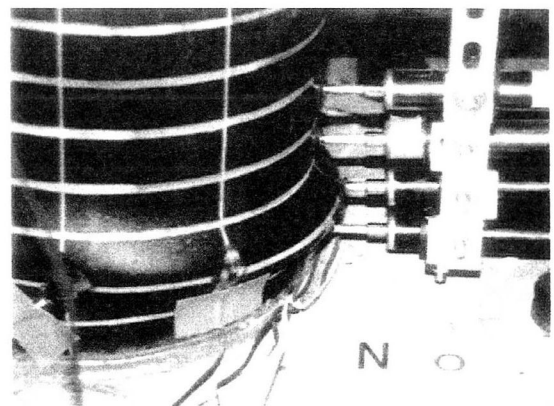


図-18 アンボンド型CFT基部の終局状態（ $11\delta_y$ ）

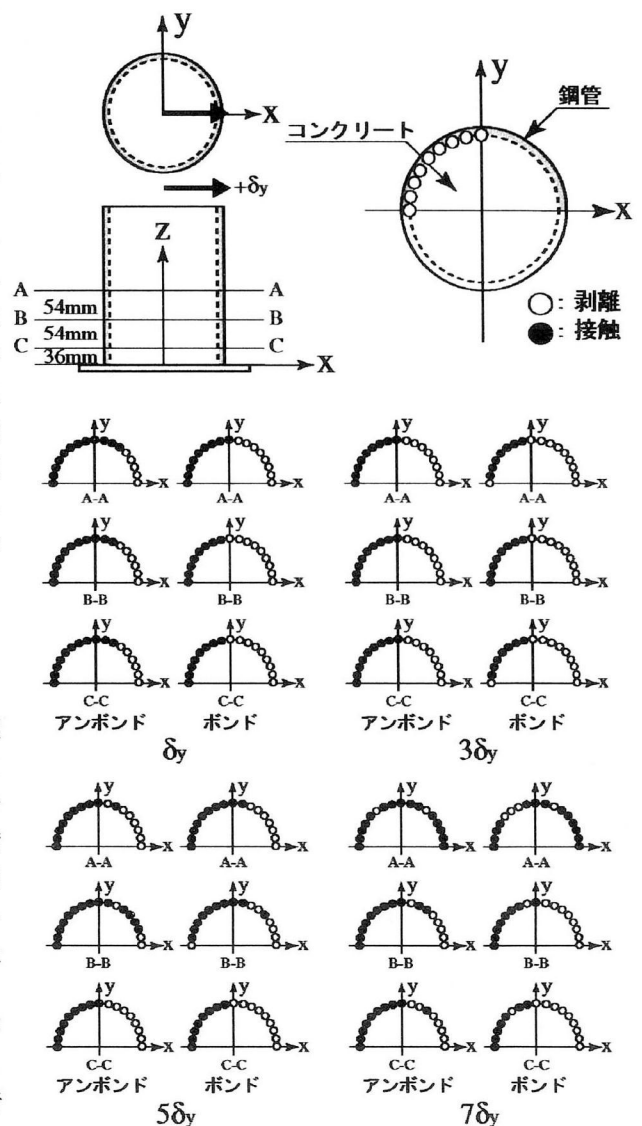


図-19 界面の接触状況)

れが発生した後、荷重の反転に対してひび割れが閉じるまでは界面での力の伝達はないという考えを取り入れた。これにより、より正確な解析が可能となった。

3) コンクリートの構成則に Drucker-Prager モデルと Prandtl-Reuss モデルの2種類を適用して比較した。その結果、履歴曲線における両者の差異はヒステリシスループの形がわずかに異なったものの、明確には現れなかった。

4) アンボンド型充填鋼管柱では、軸圧縮力のみ作用下では鋼・コンクリート界面は接触する。しかし繰り返し水平荷重が作用すると、柱基部の圧縮側の界面で肌隙を生じた。このことから、たとえアンボンド型CFTでも、繰り返し曲げが作用する場合にはコンファインド効果は期待できなくなるといえる。

5) アンボンド型CFTとボンド型CFTを比較すると、アンボンド型のほうがわずかに耐力が高いが、ほとんど差はない。これは、アンボンド型でもコンファインド効果は小さいことを示していると考えられる。

#### 参考文献

- 1) Roeder, C. W.: Composite action in concrete filled tubes, Jour. of Struct. Eng., pp.477-484.
- 2) 前野裕文, 宇佐美勉, 葛漢彬, 岡本隆, 水谷真悟, 魚井啓次: コンクリート部分充填鋼製八角形断面橋脚の強度と変形能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.189-199, 1998.
- 3) 渡辺英義, 成原弘之, 小林淳, 中村敏治: コンクリート充填角形鋼管柱部材の構造性能に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.17, No.2, pp.1149-1154, 1995.
- 4) 藤井堅, 小寺親房, 山本博稔: ボンド型およびアンボンド型モルタル充填鋼管長柱の座屈強度特性, 鋼構造論文集, Vol.1, No.2, pp.47-56, 1994.
- 5) 天野麻衣, 葛西昭, 宇佐美勉, 葛漢彬, 岡本真悟, 前野裕文: コンクリート部分充填鋼製橋脚の弾塑性挙動に関する実験的および解析的研究, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.179-188, 1998.
- 6) 渡辺浩, 崎本達郎他: 繰り返し水平力を受ける鉄筋コンクリート柱の挙動と終局耐力に関する実験と解析, 構造工学論文集, Vol.43A, pp.339-346, 1997.
- 7) Fujii, K., and Dai, H.: Ultimate Behavior of Concrete Filled Steel tubular Column under Horizontal Cyclic Loads, Proc. of Composite Construction in Steel and

Concrete IV, ASCE, pp.620-631, 2000.

- 8) 渡辺浩, 崎本達郎他: コンクリート充填鋼管構造の終局挙動の簡易解析法, 造工学論文集, Vol.43A, pp.217-224, 1997.
- 9) Fujii, K. and Asao, N.: Finite Element Analysis of Concrete Filled Steel tubular Column with a New Interface Element, Proc. of Composite Construction in Steel and Concrete IV, ASCE, pp.608-619, 2000.
- 10) 佐藤孝典, 下戸芳寛, 渡辺泰志: アンボンド型充填鋼管コンクリート構造の中心圧縮性状とその定式化, コンクリート工学年次論文報告集, 1988.
- 11) 道路橋示方書・同解説 V耐震設計編, 日本道路協会, 1996.
- 12) 浜田純夫: 不完全連続合成桁の有限要素法解析, 土木学会論文報告集, No. 265, pp.1-9, 1977.
- 13) Dafalias, Y. F. and Popov, E. P.: A model of nonlinearly hardening materials for complex loading, Acta Mechanica21, pp.173-192, 1975.
- 14) 水野英二, 畑中重光: 塑性理論におけるコンクリートの圧縮軟化特性のモデル化, コンクリート工学論文集, Vol.2, pp.85-94, 1991.
- 15) 水野英二, 畑中重光, 伊藤誠: コンクリートの圧縮構成関係に関するエネルギー論的考察とコンクリート充填鋼管柱解析への応用, コンクリート工学論文集, Vol.5, pp.75-87, 1994.
- 16) Liu, J.: Finite element model for confined concrete columns, Jour. of Struct. Eng., pp.1011-1017, 1998.
- 17) Loret, B. and Prevost, J. H.: Accurate numerical solutions for Drucker-Prager elastic-plastic models, Computer Method in Applied Mecha. and Eng., Vol.154, pp.259-278, 1986.
- 18) 色部誠, 河角誠, 安達洋, 監訳: コンクリート構造物の塑性解析, 丸善, 1985.
- 19) Nuklchal, W. K.: A simple and efficient finite element for general shell analysis, Int. Jour. for Numwrical Eng., Vol.14, pp.179-200, 1979.
- 20) 鷺津久一郎, 宮本博, 山田嘉昭, 山本善之, 河合忠彦: 有限要素ハンドブック I基礎編, II応用編, 培風館, 1981.
- 21) 岡村甫, 前川宏一: 鉄筋コンクリートの非線形解析と構成則, 技報堂, 1991.

(2002年9月13日受付)