

コンクリート充填鋼管構造の終局挙動の簡易解析法

SIMPLIFIED ANALYSIS OF ULTIMATE BEHAVIOR OF
CONCRETE-FILLED STEEL BOX STRUCTURES

渡辺 浩*, 崎元 達郎**, 千場 幸輝***, 大西 俊一****

Hiroshi WATANABE, Tatsuro SAKIMOTO, Koki SENBA and Shunichi ONISHI

- * 工修 熊本大学助手 工学部環境システム工学科 (〒860 熊本市黒髪2丁目39-1)
 ** 工博 熊本大学教授 工学部環境システム工学科 (〒860 熊本市黒髪2丁目39-1)
 *** 工修 福岡県 (〒812 福岡市博多区東公園7-7)
 **** 熊本大学大学院工学研究科土木環境工学専攻 (〒860 熊本市黒髪2丁目39-1)

The aim of this study is to propose a simplified method to analyze the ultimate behavior of a concrete-filled steel box structure, taking into account initial imperfections and local buckling of composed plates. From model tests, stress-strain relations of inner concrete are determined. Effect of local buckling of the outer steel plate is taken into consideration, in determining its equivalent stress-strain relation by using the result of a nonlinear finite element analysis for a locally buckled clamped-clamped plate. The accuracy and efficiency of the proposed method are examined through several numerical examples.

Keywords : Concrete-filled tube, Simplified analysis, Confined effect, Local buckling

1. まえがき

鋼製橋脚は軽量であると同時に断面を小さくできることから、用地や地盤上、交通上の制約などがある場所では盛んに用いられている。近年では構造物の巨大化に伴い断面も大きくなる傾向にあるが、幅厚比を大きくすると局部座屈により耐荷力が決定されるため、リブの配置など、種々の補剛法が検討されている。

一方で、内部にコンクリートを充填した鋼製橋脚は、充填コンクリートにより鋼管の局部座屈性状が改善されるとともに、コンクリートも鋼管による拘束効果により、その強度が上昇するため、耐荷力は鋼管とコンクリートの合計以上のものが得られるとされている¹⁾。また、これらの理由によりピーク荷重以降も安定した軟化挙動を示すため、耐震性も大幅に改善されることが明らかになってきている。さらに本構造は、鉄筋コンクリート構造と比較して型枠や配筋が不要であるなど、施工における省力化の付加価値も大きい。

本構造は、我が国では建築分野で柱部材などに適用例がある。建築構造物を対象とした鋼管コンクリート構造の設計²⁾では、コンクリート充填鋼管(以下、充填鋼管と略す)の幅厚比制限値は、中空鋼管の場合の1.5~1.7倍まで緩和できるとされているが、そこではいずれも小径

かつ肉厚の大きな鋼管が対象とされている。一方土木構造物としてはこれまで基礎杭や橋脚の一部に試験的に実例があるが、本格的な構造物においてはあまり知られていない。

一方で、兵庫県南部地震以後の耐震設計への気運の高まりから、このような充填鋼管構造を容易かつ精度よく解析することができる簡易解析法が望まれるところである。本研究はこのような背景により、コンクリート充填鋼管構造に関して、ファイバー要素を用いたFEM解析法を用いて解析を行い、その適用性と問題点を検討するものである。

2. 充填コンクリートの挙動

鋼管に充填されたコンクリートを精度よく解析するためには、鋼管により拘束されたコンクリートの応力-ひずみ関係を明らかにすることが必要となる。このように鋼管により部材軸直角方向に拘束を受けるコンクリート(以下、拘束コンクリートと略す)については、鉄筋コンクリートにおける帯鉄筋による拘束³⁾や、円形の充填鋼管⁴⁾の場合などについての報告は見られるが、箱形鋼管に関するものは少ないようである。

円形断面では、鋼管は充填コンクリートの膨張に対し

でもフープテンションにによって抵抗し、拘束することができるとされている。一方で角形断面では、充填コンクリートの膨張によって断面の変形が生じやすいため、その挙動を求めるにあたっては鋼管の変形に対する考慮が必要となる。

よってここでは、正方形箱形鋼管にコンクリートを充填した供試体の圧縮荷重試験を行うことにより、拘束コンクリートの軸方向の応力-ひずみ関係を求めるものとする。

2.1 充填コンクリートの圧縮試験¹⁾

(1) 供試体

鋼管は SM400 相当材の 4 隅を溶接集成した正方形箱形鋼管で、長さは断面幅の 2 倍である。板厚としては $t=3.2$ mm, 4.5 mm、幅厚比としては $b/t=25, 45, 65$ をパラメータとして、Table 1 のように 5 種類について各 3 体の合計 15 体の供試体を作製した。鋼材、および充填されたコンクリートの材料的性質は Table 1 のとおりである。

(2) 実験方法

実験は Fig. 1 のように、載荷板を介して充填コンクリート部分のみに漸増荷重を与えた。鋼板中央部には 2 軸ゲージを貼付し、軸方向ならびに横方向のひずみを計測した。

供試体名は C の後に板厚を示す 3 または 4、-の後に幅厚比を付して表した。例えば C3-25 は板厚 3.2mm、幅厚比 25 の供試体である。

またこのような実験では、鋼管とコンクリートの間の

付着は完全に除去されるべきではあるが、予備試験の結果かなり大きな付着力が測定されたので、本載荷前にこれらに相対的なすべりを与えて機械的にこれを除去し、さらに測定された付着力に関しては後述のような補正を行うことにした。

(3) 実験結果

鋼管に貼付したひずみゲージによると、鋼管には載荷直後から軸方向に圧縮ひずみが直線的に増加していることがわかった。これは付着の除去が不十分であったことに起因すると考えられる。そこで、ひずみゲージから鋼管に伝達された荷重を求め、コンクリートの圧縮応力から差し引くという修正を行い、これが実際にコンクリートに作用した応力と考えた。

以上の補正を行った各供試体の最大強度が、各 3 体の平均として Table 1 の Modified Stress σ_m' に示されている。なお参考のため、Table 1 にはこの補正を行わない場合の最大強度 σ_m もあわせて示されている。

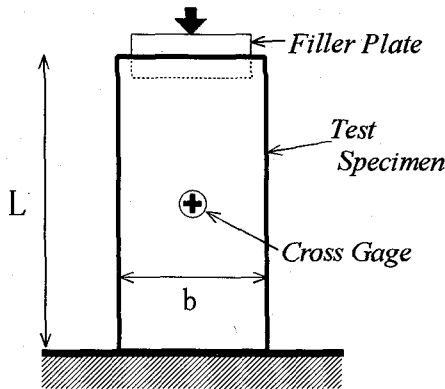


Fig. 1 Test Set Up for Compressive Tests

Table 1 Specimens and Results of Compressive Tests of Confined Concrete

Name		C3-25	C3-45	C3-65	C4-25	C4-45
Thickness t (mm)		3.10			4.43	
Width b (mm)		80	144	208	112.5	202.5
Width-Thickness ratio b/t		25.8	46.4	67.1	25.4	45.7
Length (mm) L		160	288	416	225	405
Steel	Young's Modulus (GPa)	194.1			209.0	
	Yield Stress (MPa)	278.6			319.5	
	Yield Strain (μ)	1439			1529	
	Poisson's Ratio	0.351			0.324	
Concrete (Cylinder)	Young's Modulus (GPa)	27.4	27.4	27.4	27.4	29.4
	Compressive Stress σ_c (MPa)	37.7	37.7	41.1	37.7	36.3
	Compressive Strain (μ)	2197	2197	2381	2197	2504
	Poisson's Ratio	0.24	0.24	0.23	0.24	0.22
Bare concrete	Compressive Stress σ_{cb} (MPa)※	28.1	29.8	31.3	28.4	26.8
Confined Concrete	Maximum Stress σ_m (MPa)	49.4	41.9	42.0	51.9	44.4
	σ_m/σ_c	1.31	1.11	1.02	1.38	1.22
	Modified Maximum Stress σ_m' (MPa)	47.5	38.5	37.3	47.4	41.5
	σ_m'/σ_c	1.26	1.02	0.91	1.26	1.14
	σ_m'/σ_{cb}	1.69	1.29	1.19	1.67	1.55

※ Bare Concrete の Cylinder 強度は表中の σ_c と異なるため、これらを用いて補正した強度を示している

σ_m を円柱供試体の強度と比較すると、幅厚比が小さい場合1.26倍とかなりの向上が見られるが、幅厚比が大きくなると、円柱供試体の強度をむしろ下回る場合もあることがわかった。これは本実験での供試体の断面が角形であるのに対し円柱供試体の強度は円形であることによると考えられる。そこで、充填コンクリートと同一の寸法の角形断面を有し外側鋼管のみを省略した供試体の圧縮試験を行った。これがTable 1のBare concreteであるが、これを基準とすると、拘束による強度増加は1.2~1.7倍と、いずれの供試体も鋼管による拘束の影響がかなり大きいことがわかる。

Fig. 2は充填コンクリートの応力-平均ひずみ曲線の一例である。これは幅厚比が比較的大きめのものであるが、最大応力とその発生ひずみが増加しており、ピーク以降の軟化挙動も安定している。このことから、充填コンクリートは角形鋼管に充填された場合でも、拘束効果による強度の増加やダクティリティの向上が見られることがわかる。

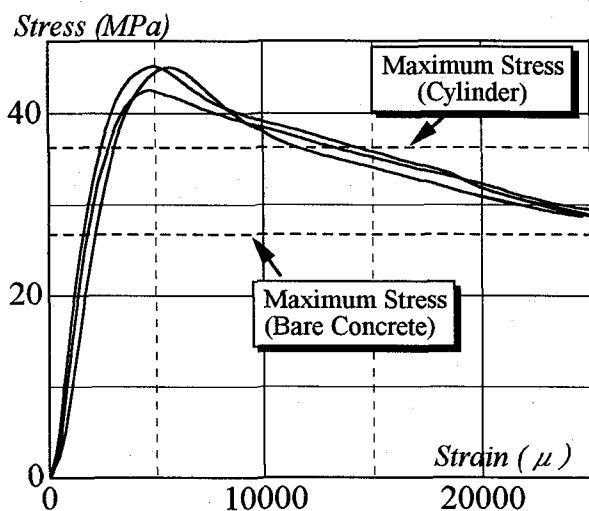
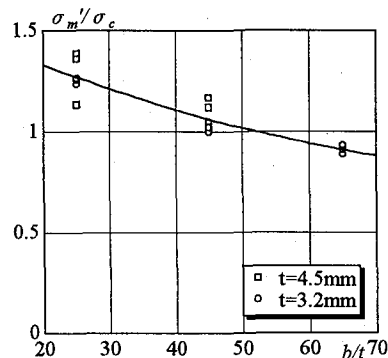
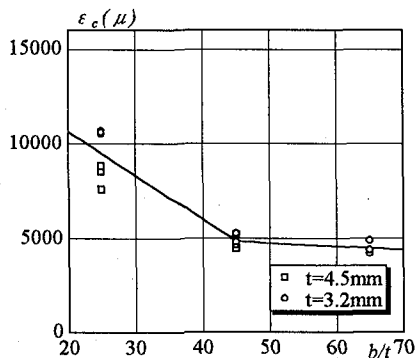


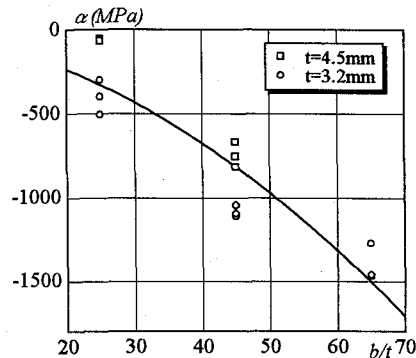
Fig. 2 Stress-Strain Relations of Confined Concrete (C4-45)



(a) Relation to Maximum Stress



(b) Relation to Compressive Strain



(c) Relation to Softening

Fig. 3 Relation between Width-Thickness Ratio and 3 Parameters

2.2 充填コンクリートの応力-ひずみ関係の定式化

以上の実験結果より、鋼管により拘束を受けるコンクリートの応力-ひずみ関係の定義を試みる。まず、本論文ではこれを、応力の最大値までは放物線で、またその後の軟化挙動は直線で近似できるものとする。また充填コンクリートの強度上昇度とその時のひずみ、およびその後の圧縮軟化勾配は、拘束の大きさに関係していると考えられることから、幅厚比 b/t の関数として与えられると仮定する。

Fig. 3はそれぞれ、幅厚比 b/t とコンクリートの最大強度比 σ_m/σ_c 、その時のひずみ値 ϵ_m 、およびその後の軟化勾配 α の関係を示したものである。これらについて、それぞれ下記のような関数を定義した。

(a) σ_m/σ_c と b/t の関係

$$\sigma_m/\sigma_c = (6.94 \times 10^{-5})(b/t)^2 + (-1.53 \times 10^{-2})(b/t) + 1.61 \quad (1)$$

(b) ϵ_c と b/t の関係

$$\left. \begin{aligned} \epsilon_c &= (-2.21 \times 10^2)(b/t) + 1.53 \times 10^4 & (b/t < 45) \\ \epsilon_c &= -17.73(b/t) + 5.63 \times 10^3 & (b/t \geq 45) \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

(c) 軟化勾配 α と b/t の関係

$$\alpha = -0.253(b/t)^2 - 6.72(b/t) \quad (3)$$

以上を用いて得られた応力-ひずみ関係を実験結果と比較する。Fig. 4は一例としてC3-65の実験結果と、提案式と比較したものであるが、最大強度からその後の軟化挙動までおおむねよく評価できている。

3. 鋼管の挙動

ファイバー要素を用いた解析法では、鋼管の局部座屈の影響を直接考慮することはできない。そこで本研究では、鋼管の構成板1枚を取り出し、板要素を用いたFEM解析によりその局部座屈挙動を解析し、これをファイバー要素としての等価な応力-ひずみ関係として定義する。そしてこれを用いて、後述の局部座屈の影響を考慮したファイバー要素による解析を行うことにする。

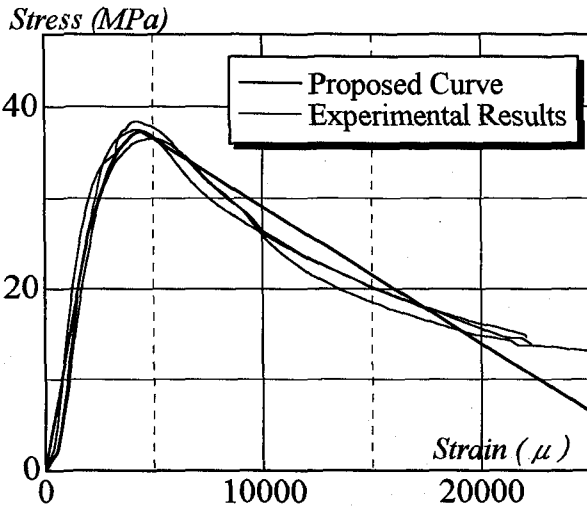


Fig. 4 Stress-Strain Relations and Proposed Curve (C3-65)

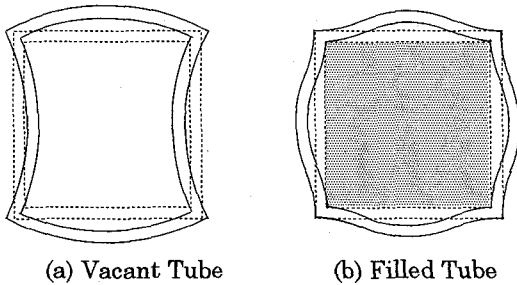


Fig.5 Buckling Modes of Vacant and Filled Tube

Table 2 Models for Local Buckling Analysis

Thickness (mm)	4.5
Width-Thickness Parameter	0.5, 0.75, 1.0, 1.25
Young's Modulus (Gpa)	206
Yield Stress (MPa)	235, 314, 451
Poisson's Ratio	0.3
Aspect Ratio	1.0
Maximum of Initial Deflection	b/150

なお、鋼板の周辺の境界条件は周辺固定支持としたが、その理由は、一般に中空箱形断面鋼管が座屈する場合には、Fig. 5(a)のように座屈波形は隣り合う面が凹凸となるため、周辺単純支持として扱うことができると考えられるが、充填鋼管の場合は充填コンクリートの存在により、Fig.5(b)のように全ての面が凸の座屈波形となるため、周辺固定支持とした方が実際の挙動と一致すると考えられるためである⁹⁾。

3.1 周辺固定支持板のFEM解析

(1) 解析モデルと解析法

3種類の鋼種と、4種類の幅厚比を与えてTable 2のようなモデルについて板要素によるFEM解析を行った⁹⁾。ここで、幅厚比パラメータ R は下記のように定義される。

$$R = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E} \frac{12(1-\nu^2)}{\pi^2 k}} \quad (4)$$

ただし b : 板要素の幅

t : 板要素の厚さ

σ_y : 降伏応力

E : ヤング係数

ν : ポアソン比

$k=10.67$ (周辺固定)

このモデルの端部に軸圧縮方向への一様強制変位を与え、板幅方向に分布する応力値との関係を調べた。なお、鋼材は完全弾塑性型の応力-ひずみ関係を持つものとし、初期不整として板中央部に $b/150$ の面外変位を与えている。

(2) 解析結果

解析結果としてSM490の例をFig. 6に示す。図中に示す9本の曲線は、板幅方向に9分割された各帯状要素の応力-ひずみ関係を示している。これによると、幅厚比が小さい場合には初期たわみの影響により中央部の強度は小さくなるが、幅厚比が大きくなると、端部応力は最大値以降急速に失われる様子が示されている。なお、他の鋼種でもほぼ同様の結果が得られた。

3.2 局部座屈を考慮した鋼管の応力-ひずみ関係の定式化

(1) 概要

ここでは、局部座屈を考慮した鋼管の応力-ひずみ関係のを2本の直線で近似できるものとして、下記の手順によりその定式化を試みた。

まず、幅方向の任意の位置における最大応力度を求めるにあたって、最大応力度の板要素全体についての平均値 σ_0 を下記のように定義した。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_0 / \sigma_y &= 1.0 & (R \leq 0.5) \\ \sigma_0 / \sigma_y &= 0.094(R-0.5)^2 - 0.530(R-0.5) + 1.0 & (R > 0.5) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

幅方向の分布に関してはFig. 7に示すような傾向であったので、これを端部より $5b/36$ 付近で最大値を、また中央部で最小値を示すような余弦曲線で近似できるとして、一般式を以下のように定義した。

$$\sigma / \sigma_y = \sigma_0 / \sigma_y - (\Delta \sigma_u / \sigma_y) \cos \left(\frac{36x - 5b}{13b} \pi \right) \quad (6)$$

ただし、 x : 板端部からの距離

b : 板要素の幅

また $\Delta \sigma_u / \sigma_y$ は σ_0 / σ_y からの幅方向に関する変化量で、以下のように定義した。

$$\Delta \sigma_u / \sigma_y = \pm (0.086R - 0.01) \quad (7)$$

続いて各幅方向位置における応力低下勾配については、下記のように定義する。

$$\begin{aligned} E_b &= -0.334(0.5 - x/b)(R-0.5)^{1/2} \\ &\quad - 0.313(R-0.5)(5b/36 - x)/b + \Delta E_b \end{aligned} \quad (8)$$

ただし、

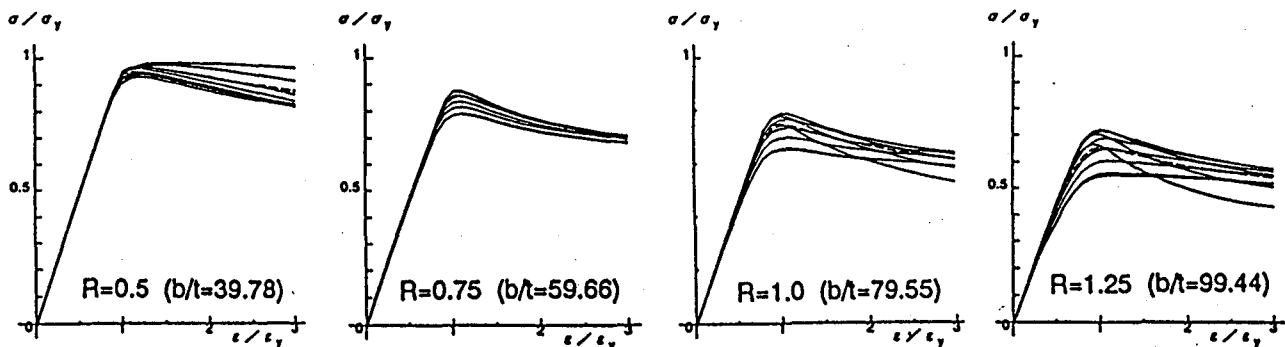


Fig. 6 Stress-Strain Relations of Each Fiber Elements (Numerical Results)

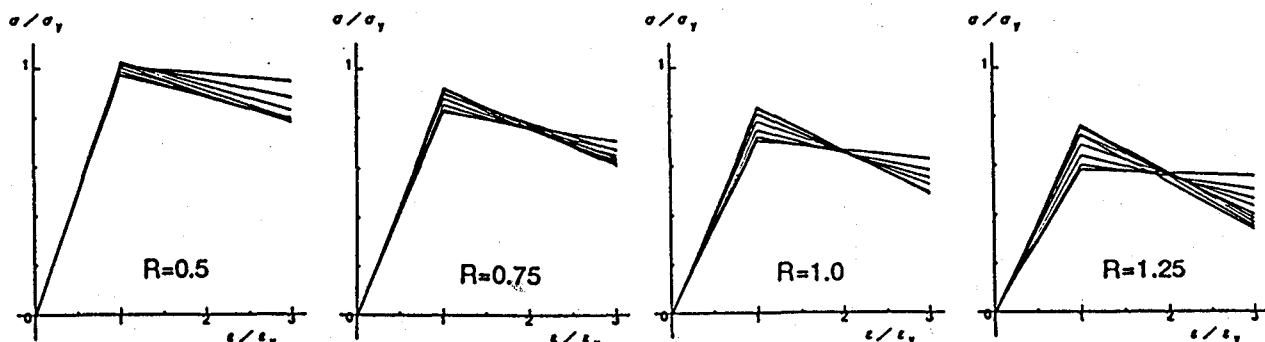


Fig. 8 Equivalent Stress-Strain Relations of Each Fiber Elements (Approximated Function)

$$\left. \begin{aligned} \Delta E_b &= -0.116 + (1.782/b^2)(x-b/4)^2 & (x \leq b/4) \\ \Delta E_b &= -0.116 + (0.153/b)(x-b/4) & (x > b/4) \end{aligned} \right\} (9)$$

Fig. 8 は、以上により定義された応力-平均ひずみ関係である。これは Fig. 6 と同一モデルの解析結果であるが、実用上十分なレベルで一致していると考えられる。

(2) 軟化応力の収束値

ひずみが大きくにつれて板要素の平均応力度は、幅厚比に依存したある値 σ_L に収束するという傾向が見られた。そこで本研究ではこれを表現するために、(1)で求められた応力度の下限値は幅方向の位置に関わらず σ_L となると考えた。Fig. 9 は σ_L と R との関係を示したものであるが、この図より、 σ_L は R の関数として以下の式で表すことができる。

$$\sigma_L / \sigma_y = 0.456R^2 - 1.235R + 1.148 \quad (10)$$

4. ファイバー要素を用いた充填鋼管構造の解析法

4.1 概要

筆者らは文献 1)において、充填鋼管構造の挙動は充填

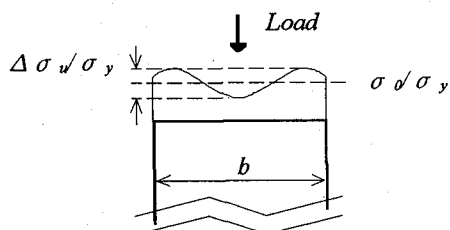


Fig. 7 Stress Distribution along Plate Width

コンクリートの挙動と局部座屈を伴う鋼管の挙動との和として近似的に得られることを示している。よってここでは、前節までで得られた充填コンクリート、および鋼管のそれぞれの応力-ひずみ関係を用いて、充填鋼管構造のファイバー要素を用いた FEM 解析を行う方法を検討する。

断面は微小要素に分割し、その断面の剛性は各分割要素面積に接線係数 E_t を乗じた積分値として、また断面力は応力の積分値として求める。また、移動座標による増分手法により有限変位も考慮する。

定式化は、増分移動座標法を用いた増分ひずみエネルギー

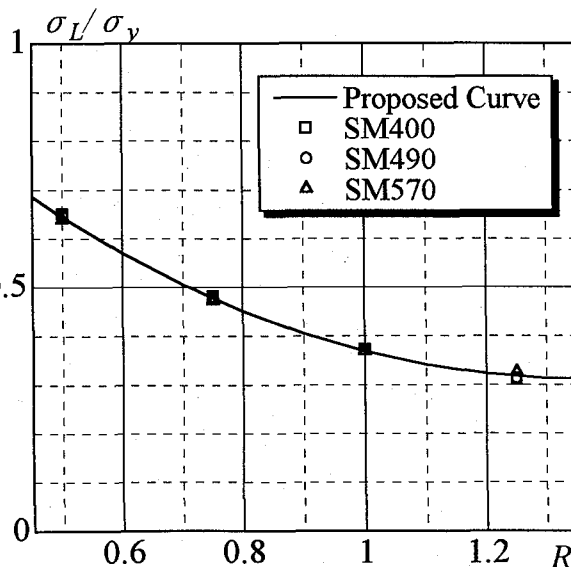
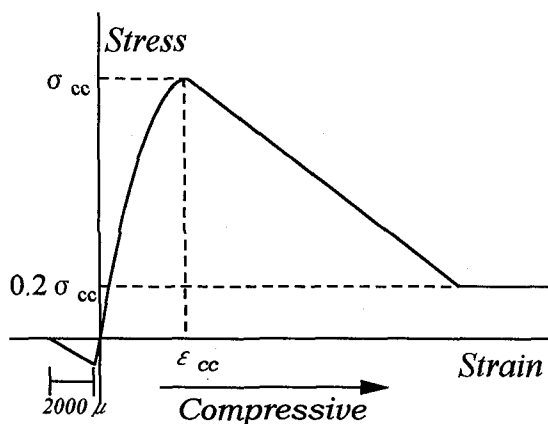
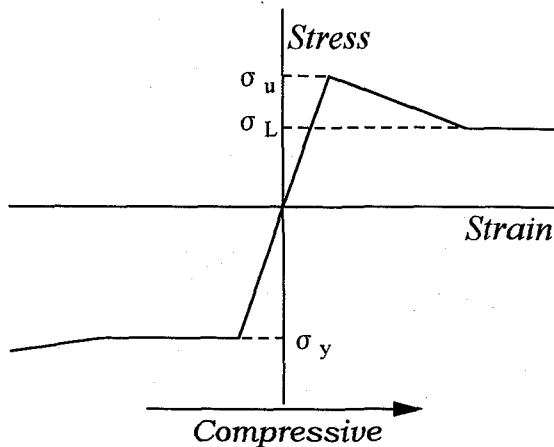


Fig. 9 Relations between σ_L to R and Proposed Curve



(a) Confined Concrete



(b) Steel Tube

Fig. 10 Stress-Strain Relations

ギ一停留原理により行う⁷⁾。断面分割により材料的非線形性を、また断面力を要素とする初期応力マトリックスにより幾何学的非線形性を考慮できる。詳細の記述はここでは割愛するが、つりあい方程式は以下のとおりとなる。

$$(K_{ep} + K_g) \cdot U = P - (T \cdot \bar{f} - \bar{P}) \quad (11)$$

ここで、 K_{ep} : 塑性の影響を考慮した微小変位の剛性マトリックス
 K_g : 初期応力マトリックス
 U : 節点変位増分ベクトル
 P : 節点外力増分ベクトル
 T : 座標変換マトリックス
 $\bar{f}$: 部材座標系による全断面力ベクトル
 $\bar{P}$: 全外力ベクトル

各部材におけるこの方程式を全部材について重ね合わせることで構造全体のつりあい方程式を得ることができる。また、定式化における線形化や荷重増分途上での塑性化に起因する不つりあい力 $(T \cdot \bar{f} - \bar{P})$ は繰り返し計算により消去する。

なお、解析上、以下の仮定を設けるものとする。

- ① 断面の一部が塑性化した後も曲げに対して平面は保持される
- ② 鋼管とコンクリートの間にはすべりは存在しない
- ③ セン断力が降伏、および変形に及ぼす影響は小さい

4.2 充填コンクリートの応力-ひずみ関係

充填コンクリートの応力ひずみ関係は 2.2 で提案されたものを基に、Fig.10 (a)のように与えた。すなわち、圧縮領域では圧縮強度 σ_{cc} までは放物線、以降直線的に応力が低減するとした。また、鋼管に充填されたコンクリートは圧縮破壊状態に至っても強度を完全に失うことはないと考えられることから、ここではその下限値を圧縮強度の 20%とした。

これは平成 8 年 10 月に示された道路橋示方書・同解説

V耐震設計編に規定された充填コンクリートの応力-ひずみ関係と比較すると、最大応力がコンクリート強度の高々 2 割増である点、最大応力以降の軟化挙動を考慮している点に特徴があり、総じて安全側の評価を与えている。

一方、引張領域については、応力は最大引張応力 f_t まではヤング係数と等しい傾きで増加し、最大引張応力を越えるとそれ以降 2000 μ の間引張応力が直線的に低減するとした。

4.3 鋼管の応力-ひずみ関係

鋼管の応力-ひずみ関係は Fig.10 (b)のように定義した。すなわち圧縮領域では 3.2(1)で提案された応力-ひずみ関係に、3.2(2)で定義された収束値 σ_L を適用した。一方、引張領域ではひずみ硬化を考慮した Tri-linear 型とした。なお、ひずみ硬化の開始ひずみは降伏ひずみの 10 倍、その傾きはヤング係数の 1/100 とした。

5. 数値解析

本解析法を既往の実験結果に関する解析に適用することにより、本解析法の妥当性を検討した。

5.1 充填鋼製箱形柱の軸圧縮試験とその解析例¹⁾

(1) 供試体

供試体は SM400 相当材による溶接集成箱形鋼管で、残留応力除去のために焼鈍が施されている。板厚は $t=4.5\text{mm}$ 、幅厚比は $b/t=45$ 、長さは断面幅の 2 倍であり、これらは 2 章で取り扱った実験供試体 C4-45 と同一であるが、上下端部での局部座屈を防止し、中央の正方形部分に局部座屈を発生させるために、Fig. 11 に示すようなスティフナーを溶接した。鋼管と充填コンクリートの機械的性質は Table 3 に示されている。

実験は Fig. 11 のように、供試体の全断面に軸圧縮力を

Table 3 Material Properties

Steel	Young's Modulus (Gpa)	216
	Yield Stress (MPa)	322
	Yield Strain (μ)	1490
	Poisson's Ratio	0.23
Concrete	Young's Modulus (Gpa)	26.5
	Compressive Stress (MPa)	37.7
	Compressive Strain (μ)	2510
	Poisson's Ratio	0.26

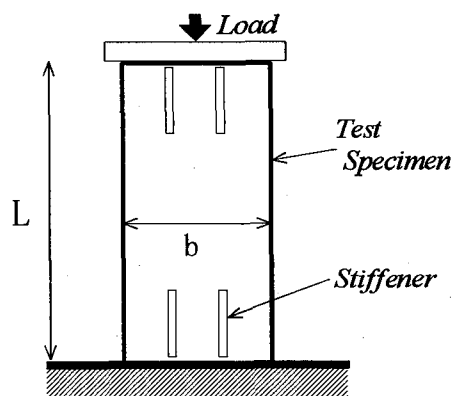


Fig. 11 Pure Compression Test of Concrete-Filled Steel Box

加え、載荷荷重と載荷板間の変位を計測するという方法で行った。

(2)解析結果と実験結果の比較

実験結果と本論文において提案する解析法による解析結果を併せて Fig. 12 に示す。この図によると、本解析法による解析結果はピーク付近で荷重が 1 割程度小さくなっている。これは本論文で鋼板の応力-ひずみ関係を定義するにあたって、初期不整の大きさを $b/150$ と安全側に考慮したが、実測された初期不整の大きさは $b/1000$ 程度

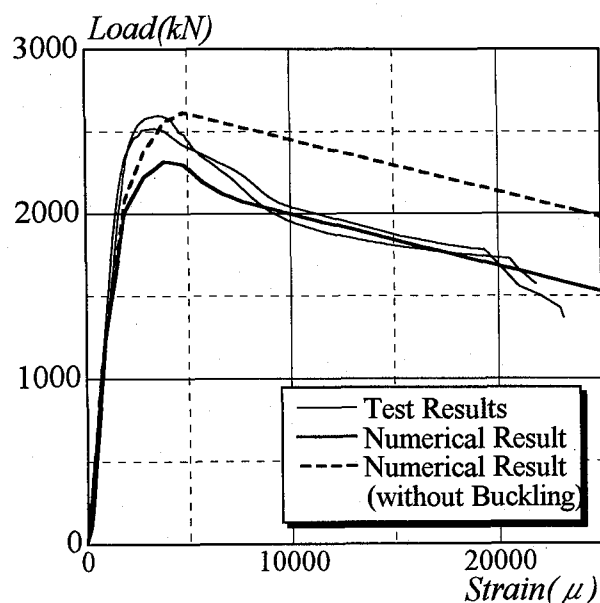


Fig. 12 Test and Numerical Results

Table 4 Material Properties

Steel	Young's Modulus (Gpa)	206
	Yield Stress (MPa)	367
	Maximum Stress (MPa)	433
Concrete	Compressive Stress (MPa)	31.6
	Tensile Stress (MPa)	2.0

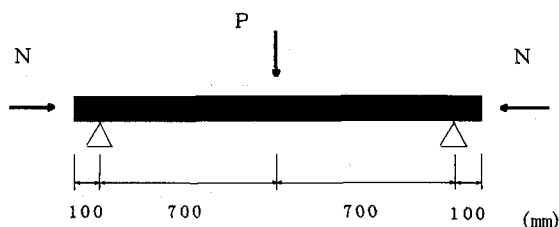


Fig. 13 Bending Tests of Concrete-Filled Steel Box

であったことに起因していると考えられる。しかし、ピーク以降の軟化挙動はよく評価できていることがわかる。

5.2 一定軸圧縮力を受ける充填鋼管柱の

曲げ試験とその解析例

(1) 供試体と実験方法

本解析法の曲げを受ける充填鋼管部材への適用例として、山田らにより行われた実験⁹⁾を対象に解析を行った。

供試体として使用した鋼管は、STKR400 で、板厚 $t=3.2\text{mm}$ 、断面幅 $b=100\text{mm}$ である。幅厚比 $b/t=31.3$ (幅圧比パラメータ $R=0.43$) であり局部座屈は比較的起こりにくい断面である。鋼管、コンクリートそれぞれの力学的性質を Table 4 に示す。

実験は Fig. 13 のように、柱断面の $1/3$ に相当する $18.9t$ の一定軸力を加えた状態で供試体中央に荷重 P を加え、その点での変位 δ を計測した。

(2) 解析結果と実験結果の比較

圧縮領域での局部座屈の評価については、本解析法においては板要素に純圧縮を与えたものを基に定義されたため、曲げ部材については本来フランジのみに適用可能となるべきものであるが、これをウェブにも適用した例⁹⁾も見られるため、本例題では、これをウェブにも適用した解析も行った。

実験結果と上記の解析結果を併せて Fig. 14 に示している。解析結果としては局部座屈の影響をフランジのみに考慮した場合 (Case A) と、フランジ、ウェブの両方に考慮した場合 (Case B)、および局部座屈の影響を無視した場合 (Case C) の 3 例を示している。

この図によると、解析値結果はピーク付近の荷重が 1 ~ 2 割程度小さくなっているが、これは 5.1 の場合と同様に、初期不整の大きさを $b/150$ と安全側に考慮している点、および、残留応力の実測値についての情報が得られなか

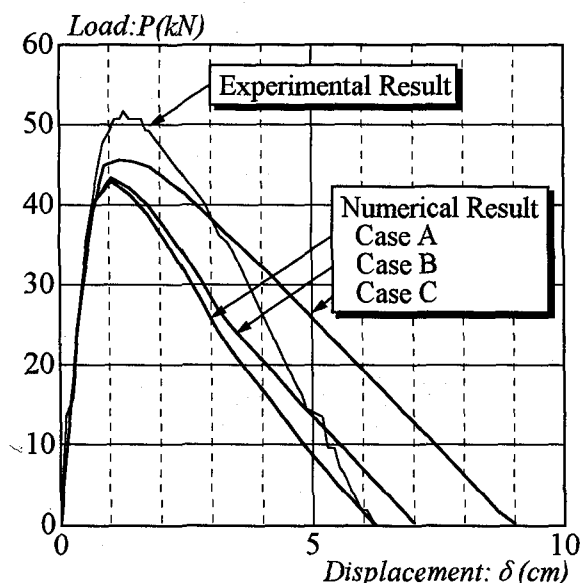


Fig.14 Test and Numerical Results

ったため、4隅を溶接して集成した箱形鋼管に見られる分布を用いている点に起因していると考えられる。

一方でピーク以降の挙動では、局部座屈を無視したCase Cでは、その変形能を過大に評価しているのに対し、局部座屈を考慮したCase AおよびCase Bでは、崩壊に至るまでの変形がよく表現されている。また、Case AとCase Bの結果を比較すると、ピーク以降で違いがみられたが、その差はそれほど大きいものではなかった。これはフランジと比較してウェブは曲げに対する抵抗能力が小さいことに起因すると考えられるが、このことから、局部座屈の影響をフランジのみに考慮することでもかなりよい評価を与えることができると考えられる。また、ウェブの局部座屈挙動に関しても、本論文で定義された局部座屈の影響を適用することによって、実用上十分な評価を与えることができると考えられる。

6. 結論

本研究ではファイバー要素を用いたコンクリート充填鋼管構造の解析法を提案した。本研究にて得られた成果は以下のとおりである。

- (1) 鋼管に充填されたコンクリートの鋼管による拘束効果を評価するための実験を行った。その結果、幅厚比が小さい領域では拘束効果によりかなりの強度上昇が見られることがわかった。一方で、幅厚比が大きい領域でも拘束効果は見られるが、円柱供試体の強度と比較するとほとんど変わらなくなることが示された。なお、幅厚比に関わらず充填コンクリートは最大応力発生後も安定した軟化挙動を示し、ダクティリティに富むことが示された。
- (2) 以上の実験を基に、拘束コンクリートの応力-ひずみ関係を鋼管の幅厚比と圧縮強度の関数としておおむね良好な近似式を定義した。

- (3) 鋼管の局部座屈を評価するため、板要素によるFEM解析により、局部座屈の影響を考慮した鋼管の応力-ひずみ関係を幅厚比と鋼管の部位に関する関数として定義した。
- (4) 以上をファイバー要素によるFEM解析に取り入れて解析を行ったところ、軸圧縮力を受ける柱部材、および一定軸力下で曲げを受けるはり-柱部材のいずれも、ピーク付近の荷重を若干低めに評価しているが、おおむね良好な結果が得られた。
- (5) 曲げを受ける充填鋼管に関してを本手法により解析を行う場合、局部座屈の影響はフランジのみに考慮した場合でも十分に実用的な解析結果を得ることができると考えられる。

参考文献

- 1) 渡辺 浩, 崎元 達郎, 山尾 敏孝, 持田 拓児, 寺田 昌弘 : 内部にコンクリートを充填した角形鋼管柱の局部座屈に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.41A, 1995.3
- 2) (社)日本建築学会編:鉄骨鉄筋コンクリート構造設計基準 同解説, 1987
- 3) 星隈 順一, 川島 一彦, 長屋和宏 : 鉄筋コンクリート橋脚の地震時保有水平耐力の照査に用いるコンクリートの応力-ひずみ関係, 土木学会論文集 No.520/V-28, pp.1-11, 1995.8
- 4) 境 有紀 : 横拘束された高強度コンクリートの構成則, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.13, No.2, 1991.
- 5) T.Kitada, O.Yoshikawa and H.Nakai : A Design Method for Steel Plate Elements in Concrete Enclosed Square Steel Tubular Columns, The First East Asian Conference on Structural Engineering and Construction, Bangkok, 1986.1
- 6) T.Yamao and T.Sakimoto : Nonlinear Analysis of Thin-Walled Structures by a Coupled Finite Element Method, Proc. of JSCE, No.374 / I-6, pp.57-66, 1986.10
- 7) S. Komatsu and T. Sakimoto : Nonlinear Analysis of Spatial Frames Consisting of Members with Closed Cross Sections, Proc. of JSCE, No.252, pp.143-157, 1976.8
- 8) 山田 稔, 河村 廣, 岡本 明 : 軸圧をうける各種角形鋼管コンクリート部材の弾塑性曲げ変形並びに崩壊性状に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 (九州), 1981.9
- 9) J.Kawaguchi, S.Morino, H.Atsumi and S.Yamamoto : Strength Deterioration Behavior of Concrete-Filled Steel Tubular Beam-Columns, Engineering Foundation Conference on Composite Construction II, Potosi, MO, USA, 1992.6

(1996年9月6日受付)