

コンクリートを部分的に充填した鋼製八角形断面柱の 最適充填率と変形能に関する解析的研究

AN ANALYTICAL STUDY ON THE OPTIMUM HEIGHT OF FILLED-IN CONCRETE AND DUCTILITY OF STEEL OCTAGONAL SECTION COLUMN

山田尚之*・葛西 昭**・宇佐美勉***

By Naoyuki YAMADA, Akira KASAI and Tsutomu USAMI

*正会員 工修 日本車輛製造株式会社 (〒464-01 名古屋市熱田区三本松町1-1)

**学生会員 名古屋大学大学院工学研究科博士課程(前期課程) 在学中 (〒464-01 名古屋市千種区不老町)

***フェロー会員 工博 名古屋大学教授 大学院工学研究科土木工学専攻 (〒464-01 名古屋市千種区不老町)

Steel bridge piers are usually of circular or rectangular cross-sections. However, piers of octagonal cross-section give smaller width-thickness ratios as compared to the other two types. Since available literatures on the strength and ductility of octagonal columns are limited, the present study aims to investigate their strength and ductility.

In this study, the influence of parameters such as the width-thickness ratio, slenderness ratio, slenderness ratio of stiffener and height of filled-in concrete are investigated by numerical analysis.

Key Words : ductility, numerical analysis, octagonal section, steel bridge pier, strength

1. はじめに

近年、箱形断面鋼製橋脚の実験的研究^{1)~6)}および解析的研究⁷⁾が行われ、鋼製橋脚のみの耐震性能に比べ、コンクリートが部分的に充填された鋼製橋脚の耐震性能が優れていることが明らかにされている。しかし、都市内高速道路等の橋脚は、人目を引く機会が多く、街のシンボリック的存在となるため、箱形断面といった決まり切った断面形ではなく景観上の配慮をした断面形を用いる必要があるのではないかとと思われる。

従来、鋼構造に用いられる閉断面材の断面形状は、箱形あるいは円形断面がほとんどであったが、最近では視覚的環境を考慮し、箱形断面のコーナー部に曲面を持たせたものやコーナー部を切り落とした断面、すなわち偏平八角形断面が用いられ始めている。

箱形断面の代りとして多角形断面を用いた場合、光の影が縦方向に細長く入るため、錯視現象により実際の寸法よりも細長くスマートに見えるという利点がある。また、力学的には断面構成板の幅厚比が箱形断面のものよりも小さくなるため、板の局部座屈強度が上昇し、強度上有利になるとと思われる。しかしながら、多角形断面鋼柱に関する研究^{8)~10)}は数少なく、適切な設計法がないのが現状である。

そこで、本研究では鋼製橋脚に用いる鋼柱として多角形のうち最も実用的と思われる正八角形断面を選び、コンクリートを充填した鋼製橋脚モデルについての耐震性を解析的に検討し、耐震設計に必要な基礎的資料を提供する。

2. 解析の概要

2.1 解析モデルの諸元

本研究では、Fig. 1 に示すような片持柱を想定し上部工死荷重に相当する一定鉛直荷重 P を作用させ、地震時における慣性力に見立てた漸増水平荷重 H を作用させた橋脚モデルについて弾塑性有限変位解析を行った。断面形状は正八角形断面の補剛断面で、コンクリートを部分的に充填した橋脚モデルを対象としている。

多角形断面柱は、断面形状に奇数角形を用いた場合、橋軸方向、橋軸直角方向がともに対称となる製作ができないため、製作上複雑となり、横梁の取り付けを考えた場合にも取り付け部の応力状態が複雑となることが考えられる。また、偶数角形を用いた場合、角数が6のものについては隣接辺同士の内角が小さくなり、10以上のものについても辺数が多くなるため製作が複雑となる。以上の点から八角形が最も実用的と考え、正八角形断面を採用した。Fig. 2 に解析モデルの断面図を、Table 1 には解析に用いたパラメータの範囲を示す。

表中 R , $\bar{\lambda}$, $\bar{\lambda}_s$ は、構成板の幅厚比パラメータ、細長比パラメータ、補剛材の細長比パラメータ⁷⁾を示し、それぞれ次式で定義される。

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

$$\bar{\lambda} = \frac{2h}{r} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (2)$$

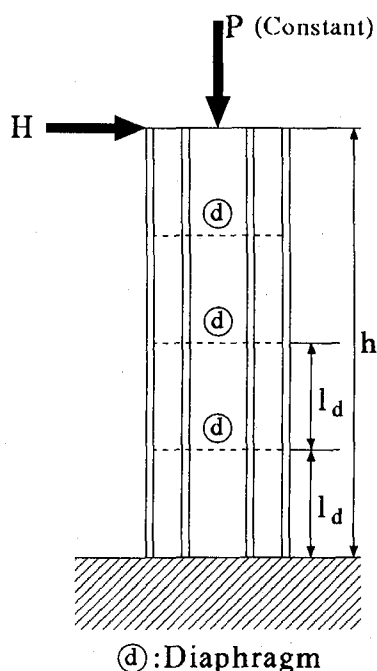


Fig. 1 Side View of Analytical Model

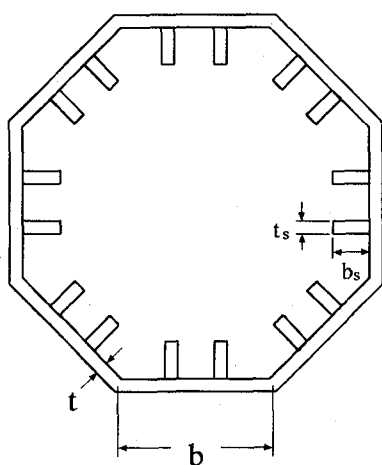


Fig. 2 Cross-section of Analytical Model

$$\bar{\lambda}_s = \frac{1}{Q} \frac{a}{r_s} \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \quad (3)$$

$$Q = \frac{1}{2R} [\beta - \sqrt{\beta^2 - 4R}] \quad (4)$$

$$\beta = 1.33R + 0.868 \quad (5)$$

ここで、 b = 構成板の板幅、 t = 構成板の板厚、 ν = ポアソン比、 n = 構成板が補剛材によって区切られるパネルの数、 σ_y = 構成板の降伏応力、 r = 断面 2 次半径、 $r_s = 1$ 本の縦補剛材と隣接板パネルより成る T 形断面 (フランジ幅 = b/n) の断面 2 次半径、 $\alpha = l_d/b$ = ダ

Table 1 Parameters of Analyzed Columns

Cross-Section	Stiffened Octagon
Steel	SM490, $E = 206\text{GPa}$, $\sigma_y = 314\text{MPa}$
Concrete	$\sigma_{ck} = 15.7, 19.6, 23.5, 27.4\text{MPa}$ $\varepsilon_{u,c} = 1.1\%$
R	0.3, 0.4, 0.5
λ	0.25, 0.5
γ/γ^*	≥ 1.0
$\alpha = l_d/b$	1.0
l_c/h	0.1 ~ 0.5
λ_s	0.2, 0.22, 0.25, 0.3
P/P_y	0.2

γ = Relative Flexural Rigidity
 γ^* = Optimum Value of Relative Flexural Rigidity
 l_c = Length of Filled-in concrete
 ε = Ultimate Strain of Filled-in Concrete
 P/P_y = Axial Force Ratio

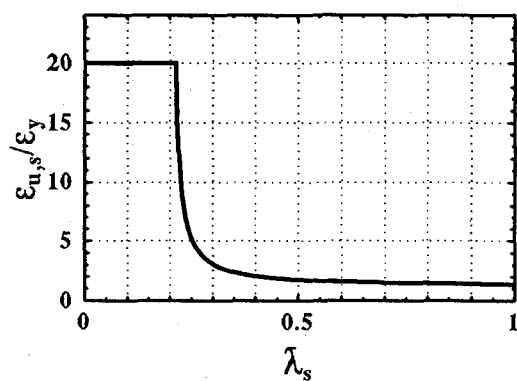


Fig. 3 Failure Strain of Stiffend Plate

イアフラム間隔と板幅の比、 l_d = ダイアフラム間の間隔、 h = 柱高さ、 l_c/h = コンクリートの充填率を示す。

本解析では上記のパラメータを用い、コンクリートの充填率 (l_c/h) を 10% から 50% まで変化させて解析を行った。

また、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ は文献 7) において Fig. 3 に示すような鋼柱部分の限界ひずみ $\varepsilon_{u,s}$ と縦補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ の関係を示し、補剛板の変形能を支配する最も重要な力学的パラメータとして挙げている。

2.2 解析手法

コンクリートを部分的に充填した箱形断面橋脚の解析手法は筆者等⁷⁾によりすでに提案されている。従って、本研究でもその解析手法を参考に解析を行った。

(a) 破壊基準

文献 7) では、箱形断面橋脚モデルの実験結果に基づきコンクリート充填部分および箱形断面鋼柱部分での有効破壊長領域を $l_e = 0.7b$ と定めている。そこで本研究でも有効破壊長として $l_e = 0.7b$ を用いた。

コンクリート充填部分では、コンクリートの最縁端

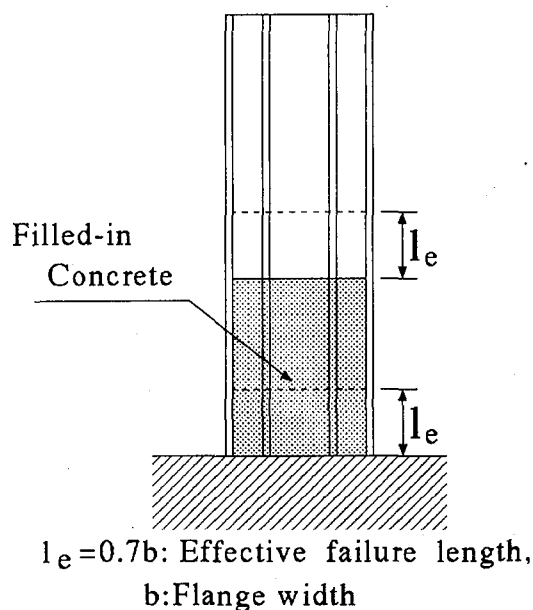


Fig. 4 Effective Failure Length(Fig. 2 参照)

の圧縮ひずみの有効破壊長 l_e の領域での平均値 $\varepsilon_{a,c}$ 、中空断面部ではフランジパネルの板厚中心での圧縮ひずみの有効破壊長 l_e の領域での平均値 $\varepsilon_{a,s}$ を用い、コンクリート充填部および中空断面部の有効破壊長での損傷度 D_c 、 D_s を次式として表す (Fig. 4 参照).

$$D_c = \frac{\varepsilon_{a,c}}{\varepsilon_{u,c}} \quad (6)$$

$$D_s = \frac{\varepsilon_{a,s}}{\varepsilon_{u,s}} \quad (7)$$

ここで、 $\varepsilon_{u,c}$ 、 $\varepsilon_{u,s}$ はそれぞれ、コンクリートおよび鋼材の破壊ひずみであり、コンクリートでは $\varepsilon_{u,c} = 1.1\%$ 、鋼材では文献⁷⁾で提案された次式より算定した。

$$\frac{\varepsilon_{u,s}}{\varepsilon_y} = \frac{0.145}{(\lambda_s - 0.2)^{1.11}} + 1.19 \leq 20.0 \quad (8)$$

損傷度 D_c 、 D_s のどちらかが1.0となれば破壊ということになる。

(b) コンクリートの最適充填率

コンクリート部分充填箱形断面柱の研究によれば、コンクリート充填部分および鋼柱部分の損傷度が同時に1.0に達するとき、すなわちコンクリートと中空断面部の両方の変形能が十分に発揮されたとき、橋脚の変形能が最も高くなるので¹¹⁾、本研究でもこの時のコンクリート充填率を最適充填率とする。

最適充填率の見付け方については、コンクリート充填率(l_c/h)をはじめに10%きざみで解析を行い、破壊点が鋼材からコンクリートに変わる区間では更に細かく5%、3%と変化させて解析を行った。しかし、コンクリートの最適充填率そのものを抽出するには、更に

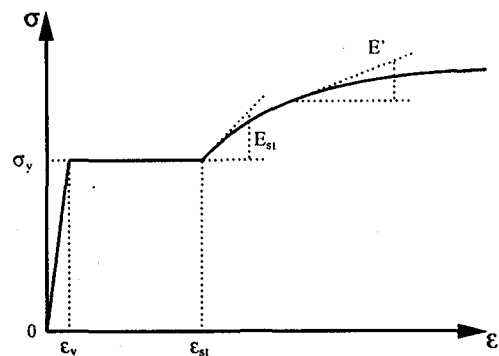


Fig. 5 Stress-Strain Relation of Steel

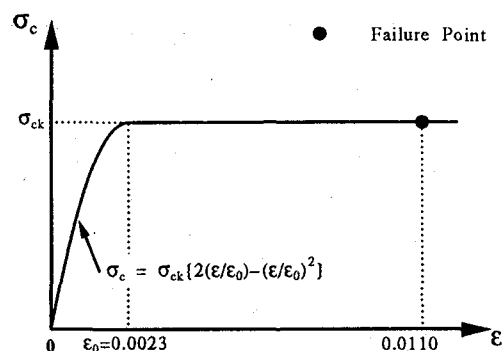


Fig. 6 Stress-Strain Relation of Concrete

細かく充填率を変化させた解析が必要となるため、本解析では鋼材あるいはコンクリートのどちらかが破壊し、なおかつそれぞれの損傷度(D_s 、 D_c)がともに0.9以上となったところを最適充填率としている。

(c) 材料の応力-ひずみ関係⁷⁾

本解析では、鋼材の応力-ひずみ関係に Fig. 5 に示すような1次元応力-ひずみ関係⁷⁾を仮定し、ひずみ硬化域での接線勾配 E' は、次式で定義した。

$$E' = E_{st} \cdot \exp \left[-0.06 \cdot \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_y} - \frac{\varepsilon_{st}}{\varepsilon_y} \right) \right] \quad (9)$$

ここで、SM490 材に対しては、 $E_{st} = E/30$ 、 $\varepsilon_{st} = 7.0\varepsilon_y$ である。

また、コンクリートについては Fig. 6 に示すような応力-ひずみ関係を仮定し、次式で定義した。

$$\sigma_c = \sigma_{ck} \cdot \left[2 \left(\frac{\varepsilon}{0.0023} \right) - \left(\frac{\varepsilon}{0.0023} \right)^2 \right] \quad (10)$$

ここで、 σ_{ck} はコンクリートの圧縮強度を示す。

コンクリートは圧縮力が加わると側方へ膨張するが、鋼柱に充填することにより鋼板が側方への膨張を拘束するため強度低下は起こらないと仮定した⁷⁾。また、コンクリートの破壊はひずみが1.1%に達するまで生じないと仮定した¹¹⁾。

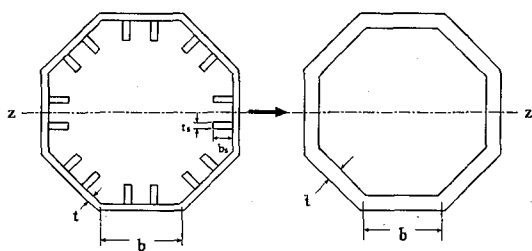


Fig. 7 Equivalent Section Concept

(d) 等価断面⁷⁾

本解析では、橋脚モデルにはり要素を用いており、計算を簡略化するために等価な無補剛断面に置き換えて解析を行った。その置換方法は、次のとおりである。

1. 断面積 A は変わらない。
2. z 軸 (水平力 H に直角方向の主軸) 回りの全塑性モーメント M_p は変わらない。

この仮定のもとで、Fig. 7 に示される置換断面の $\bar{b}$ 、 $\bar{t}$ は次式のように求められる。

$$\bar{b} = \frac{16(7+4\sqrt{2})}{17} \cdot \frac{M_p}{A\sigma_y} \quad (11)$$

$$\bar{t} = \frac{A}{8\bar{b}} \quad (12)$$

2.3 強度と変形能に関する定義

解析結果を述べる前に強度と変形能についての定義をしておく。 H_y はフランジパネルの局部座屈を考慮した、はり一柱 (充填コンクリートを無視する) の極限強度照査式から求められる水平降伏荷重¹²⁾であり、その荷重に対応した柱頂部の水平変位を降伏変位 δ_y とする。また、 H_u および δ_u は、前述の破壊基準により橋脚モデルが破壊に達したときの終局荷重および終局変位である。

3. 解析結果および考察

3.1 補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ の影響

コンクリートの強度を $\sigma_{ck}=19.6$ Mpa で一定とし、幅厚比パラメータ R が 0.3 ~ 0.5 で細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ が 0.25 および 0.50 のときに補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ を変化させた解析結果を、コンクリート充填率 l_c/h と塑性率の関係で示したものが Fig. 8 である。図中の白ぬき記号が中空断面で破壊したもの、黒塗り記号はコンクリート充填部で破壊したものを示す。

同図より、幅厚比パラメータ R 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ に関係なくコンクリートの充填率の変化が、塑性率に影響を及ぼすことがわかる。

また、最適充填率時の塑性率 δ_u/δ_y については、例えば幅厚比パラメータ $R=0.3$ で、細長比パラメータ

$\bar{\lambda}=0.25$ の時に補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ を 0.20 ~ 0.30 に変化させると塑性率 δ_u/δ_y は 12.7 ($\bar{\lambda}_s = 0.20$)、8.39 ($\bar{\lambda}_s = 0.22$)、6.74 ($\bar{\lambda}_s = 0.25$)、6.63 ($\bar{\lambda}_s = 0.30$) となり、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ が小さくなるにつれて最適充填率時の塑性率 δ_u/δ_y が大きくなっていることが分かる。特に、 $\bar{\lambda}_s=0.20$ のときでは、大きな変形能が期待できる。これは、コンクリート無充填部の構成補剛板の変形能が非常に高いからである。他の幅厚比パラメータ R および細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ についても同様の傾向を示していることがわかる (Fig. 8(c) ~ (f) 参照)。

また、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ あるいは幅厚比パラメータ R を大きくするとコンクリートの最適充填率が大きくなることがわかる。これは、無充填部の構成補剛板の変形能が小さくなるため、その分コンクリートを上部まで充填する必要があるからである。

3.2 コンクリートの充填率 l_c/h の影響

Fig. 8 より、幅厚比パラメータ R および、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ に関係なく、塑性率を最大にするコンクリート充填率 (最適充填率) が存在することがわかる。

また、補剛材の細長比パラメータが小さい ($\bar{\lambda}_s \leq 0.22$) 場合では、コンクリートの最適充填率付近でのコンクリート充填率に対して、塑性率がかなり敏感な影響を示すことがわかる。例えば、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s=0.20$ のものについては幅厚比パラメータ R 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ に関係なくコンクリートの最適充填率の前後 5% で塑性率が約 2 以上低下している。

$\bar{\lambda}_s \geq 0.25$ のものについては $\bar{\lambda}_s \leq 0.22$ のものに比べて塑性率 δ_u/δ_y の変化は、比較的穏やかであり、最適充填率後の塑性率は、最大時の塑性率から余り変化しないことがわかる。

3.3 細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ の影響

Fig. 8 において、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s=0.20$ の結果について着目すると、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ が大きくなるにつれて、最適充填率時の塑性率は小さくなることが分かる。ただし、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ ほど敏感な影響は示していない。

また、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ が大きくなるに伴いコンクリートの最適充填率は若干ではあるが大きくなる傾向にあることが分かる。これは、他のパラメータについても同様のことが言える。

3.4 最適充填率と期待できる塑性率

前節までに述べたように、細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ が大きくなるに伴い最適充填率が上昇し、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ がコンクリートの充填に対し敏感度が高い等の結果が得られた。

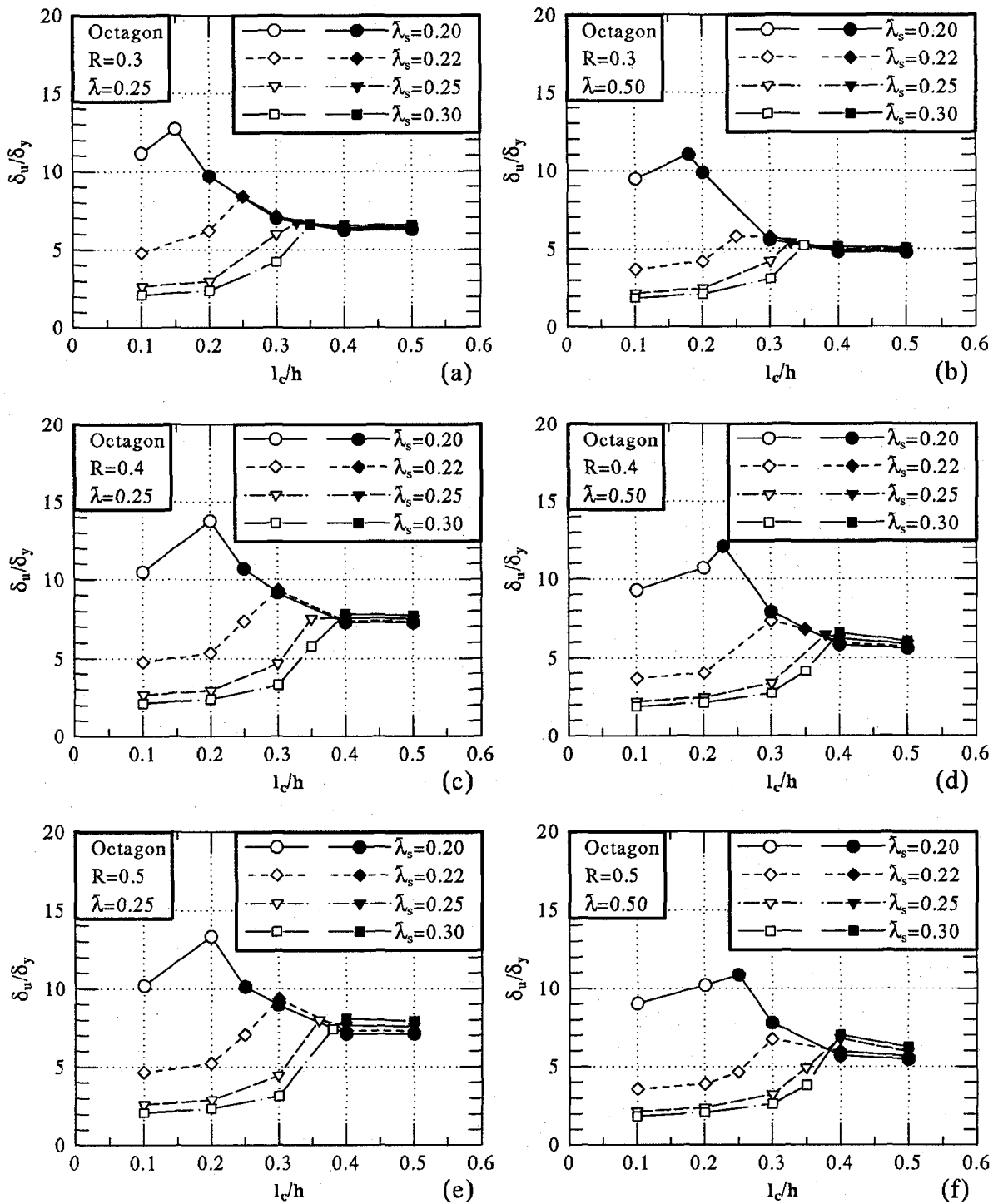


Fig. 8 Effects of $\bar{\lambda}_s$ on δ_u/δ_y in the case of $\sigma_{ck}=19.6$ MPa (○, □ ... etc : failure in portion without concrete, ●, ■ ... etc : failure in portion with concrete)

Table 2 に各パラメータの解析結果から得られた最適充填率の値と期待できる塑性率 (δ_u/δ_y) の値を示す。図および表より、最も変形能が期待できる補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s=0.20$ のときには、最適充填率 l_c/h はそれぞれ

1. $R=0.3$ の時 $l_c/h=15\% \sim 20\%$
2. $R=0.4$ の時 $l_c/h=20\% \sim 25\%$

3. $R=0.5$ の時 $l_c/h=20\% \sim 25\%$

であり、塑性率 δ_u/δ_y は 10 以上が期待できることがわかる。

3.5 コンクリートの強度 σ_{ck} の影響

コンクリート強度の影響を調べるため、幅厚比パラメータ $R=0.4$ 、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s=0.20$ で

Table 2 Optimum Height of Filled-in Concrete and Corresponding Ductility

$\bar{\lambda}_s$	$\bar{\lambda}$	R	l_c/h	δ_u/δ_y
0.20	0.25	0.30	0.15	12.7
		0.40	0.20	13.8
		0.50	0.20	13.3
	0.50	0.30	0.18	11.0
		0.40	0.23	12.1
		0.50	0.25	10.9
0.22	0.25	0.30	0.25	8.4
		0.40	0.30	9.3
		0.50	0.30	9.4
	0.50	0.30	0.25	5.8
		0.40	0.30	7.4
		0.50	0.30	6.8
0.25	0.25	0.30	0.33	6.7
		0.40	0.40	7.6
		0.50	0.36	8.0
	0.50	0.30	0.33	5.4
		0.40	0.38	6.5
		0.50	0.40	6.8
0.30	0.25	0.30	0.35	6.6
		0.40	0.40	7.8
		0.50	0.40	8.1
	0.50	0.30	0.35	5.2
		0.40	0.40	6.6
		0.50	0.40	7.0

一定、細長比パラメータ $\bar{\lambda}=0.25, 0.50$ のものについてコンクリートの強度を $\sigma_{ck}=15.7\sim 27.4$ MPaと変化させたときの塑性率 δ_u/δ_y とコンクリート充填率 l_c/h の関係をFig. 9に示し、終局荷重 H_u/H_y とコンクリート充填率 l_c/h の関係をFig. 10に示す。

Fig. 9より、コンクリート強度 σ_{ck} を変化は最適充填率時の塑性率 δ_u/δ_y に大きな影響をおよぼすことがわかる。また、コンクリート強度 σ_{ck} を大きくすることで、最適充填率が大きくなっていることがわかる。例えば、幅厚比パラメータ $R=0.4$ 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}=0.25$ 、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s=0.20$ のとき、最適充填率時の塑性率 δ_u/δ_y はコンクリート強度が $\sigma_{ck}=15.7$ では $\delta_u/\delta_y=10.7$ 、 $\sigma_{ck}=27.4$ では $\delta_u/\delta_y=14.8$ となっており、コンクリート強度 σ_{ck} が約1.7倍となると変形能は1.4倍程度となっている。また細長比パラメータ $\bar{\lambda}=0.50$ のときについても同様の傾向にあることがわかる。これは、コンクリート強度 σ_{ck} を大きくするとコンクリート充填部の変形能が大きくなるため、無充填部の構成補剛板の変形能が相対的に小さくなり、その分コンクリートを上部まで充填する必要があるからである。

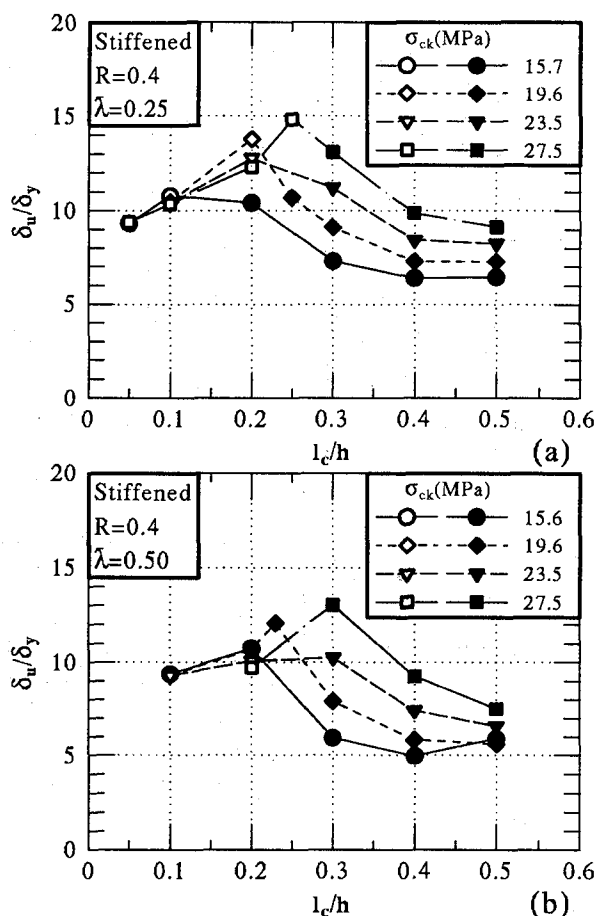


Fig. 9 Effects of σ_{ck} on δ_u/δ_y (○, □ ... etc : failure in portion without concrete, ●, ■ ... etc : failure in portion with concrete)

Fig. 10より、コンクリート強度を大きくすると最適充填率時の終局荷重 H_u/H_y (図中の黒で塗りつぶした点)が大きくなることがわかる。幅厚比パラメータ $R=0.4$ 、細長比パラメータ $\bar{\lambda}=0.25$ 、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s=0.20$ のときについて言えば、 $\sigma_{ck}=15.7$ MPaで $H_u/H_y=2.0$ 、 $\sigma_{ck}=27.5$ MPaで $H_u/H_y=2.4$ と終局荷重は20%大きくなっていることになる。

したがって、コンクリートの強度 σ_{ck} を大きくすると、基礎にかかる負担が大きくなると考えられるため、実際の設計では注が必要とである。

4. 結論

本研究では、コンクリートを部分的に充填した鋼製八角形断面橋脚モデルのパラメトリック解析を行った。解析方法については、箱形断面柱と同様な方法⁷⁾を用いている。

得られた結果を列挙すると以下のようになる。

1. 幅厚比 R 、細長比 $\bar{\lambda}$ に無関係に補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ が小さくなるにつれ大きな変形能を示す。
2. 補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ が0.20付近では、コンクリートの充填率に関する塑性率の敏感度が高

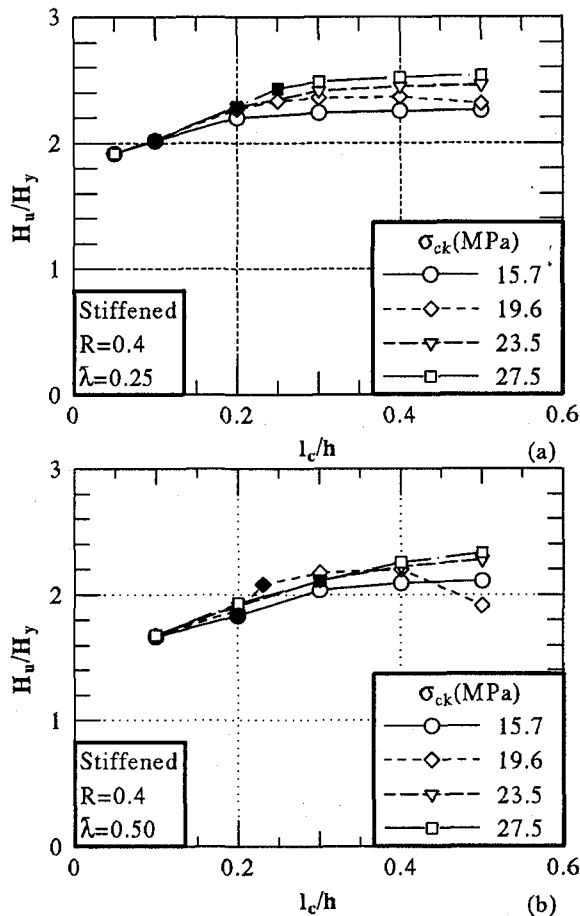


Fig. 10 Effects of σ_{ck} on H_u/H_y (●, ■ ... etc : Optimum concrete-filled ratio)

い。

- 補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ が0.25より大きい場合には、コンクリートの充填率に対する塑性率の敏感度は比較的穏やかであり、コンクリートを最適充填率以上充填しても変形能は最適充填率時の変形能に近い変形能が得られる。
- 細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ が大きくなると、最適充填率時の塑性率は小さくなるが、補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s$ ほど敏感な影響は示さない。
- パラメトリック解析の結果より、最適充填率と期待できる塑性率を求めた。例えば、最も変形能が期待できる補剛材の細長比パラメータ $\bar{\lambda}_s=0.20$ で、コンクリート強度が $\sigma_{ck}=19.6$ MPaで一定とした場合、
 $R=0.3$ の時 $l_c/h=15\% \sim 20\%$
 $R=0.4$ の時 $l_c/h=20\% \sim 25\%$
 $R=0.5$ の時 $l_c/h=20\% \sim 25\%$
 であり、塑性率 δ_u/δ_y は10以上が期待できる。
- コンクリート強度 σ_{ck} を大きくすることで最適充填は大きくなり、そのときの塑性率 δ_u/δ_y は大きくなる。

なお、耐震性能の観点から、箱形断面柱あるいはパイプ断面柱などと八角形断面柱の優劣の比較をするに

は、幾つかのパラメータを等しくしたモデルについて検討を行う必要がある。しかし、その選択は難しく、本研究では、コンクリートを充填した鋼製八角形断面柱の耐震性能のみ述べるにとどまった。これについては今後の研究課題としたい。なお、コンクリート部分充填鋼八角形断面柱の準静的実験については、現在、名古屋高速道路公社で計画であり、実験結果が得られた時点で、妥当性を再検討してみたい。

本研究は、名古屋高速道路公社からの委託研究として行われたものである。

参考文献

- 宇佐美勉, 葛漢彬, 水谷慎吾: コンクリートを部分的に充填した無補剛箱形断面鋼圧縮部材の繰返し弾塑性挙動, 構造工学論文集, Vol.39A, pp.249-262, 1993年3月。
- 宇佐美勉, 今井康幸, 青木徹彦, 伊藤義人: 繰返し荷重を受ける鋼圧縮部材の強度と変形能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.37A, pp.93-106, 1991。
- 宇佐美勉, 水谷慎吾, 青木徹彦, 伊藤義人, 安波博道: 補剛箱形断面鋼圧縮部材の繰返し弾塑性挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.38A, pp.105-117, 1992。
- 宇佐美勉, 坂野茂, 是津文章, 青木徹彦: 鋼製橋脚モデルの繰返し弾塑性挙動におよぼす履歴荷重の影響, 構造工学論文集, Vol.39A, pp.235-247, 1993。
- 葛漢彬, 宇佐美勉, 戸谷和彦: 繰返し挙動を受けるコンクリート充填柱の強度と変形能に関する研究, 構造工学論文集, Vol.40A, pp.163-176, 1994年3月。
- 鈴木森品, 宇佐美勉, 竹本深史: 鋼製橋脚モデルの静的および準静的挙動に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.507/I-30, 1995年1月。
- 宇佐美勉, 鈴木森品, Iraj H. P. Mamaghani, 葛漢彬: コンクリートを部分的に充填した鋼製橋脚の地震時保有水平耐力照査法の提案, 土木学会論文集, No.525, pp.69-82, 1995年10月。
- 小瀬古信博, 青木徹彦, 福本秀士: 八角形断面柱の局部座屈強度, 土木学会論文報告集, 第330号, pp.27-36, 1983年3月。
- 右田泰弘, 青木徹彦, 福本秀士: 多角形断面柱の局部座屈に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.422, pp.255-263, 1990年10月。
- 右田泰弘: 多角形閉断面鋼柱の局部座屈と連成座屈に関する基礎的研究, 大阪大学工学部提出学位論文, 1994年。
- 葛西昭, 葛漢彬, 宇佐美勉: コンクリート部分充填鋼製橋脚の最適充填率と塑性率, 土木学会論文集 投稿中。
- 宇佐美勉: 鋼平面ラーメン構造物の極限強度評価式の実験データによる検証, 構造工学論文集, Vol.36A, pp.79-88, 1990年3月。

(1996年9月6日受付)