

PC鋼棒で補強されたコンクリート充填 鋼管はりの曲げ耐荷力に関する研究

BENDING STRENGTH OF STEEL-PIPE-BEAMS FILLED WITH CONCRETE REINFORCED BY PC-BARS

前川幸次* 梶川康男** 吉田 博***

By Koji MAEGAWA, Yasuo KAJIKAWA, and Hiroshi YOSHIDA

It is well known that the steel-pipe-beams filled with the plain concrete have excellent capacity for the strength and ductility. This paper presents an experimental approach to improve the bending strength and ductility of the steel-pipe-beams filled with concrete by using the prestressing steel-bars. The same cross-sections of mild-steel pipe of 165.2mm in diameter and 4.5mm in thickness were used for all the 21 specimens. The concrete with the presettled compressive strength of 60MPa was casted into the steel-pipe whose inner surface was oiled except a few specimens. It can be found that the steel-pipe-beams filled with concrete and PC-bars have high excellent capacity for the bending strength and ductility in spite of a small amount of PC-bars. The surplus prestress of concrete, however, reduces the ductility. Finally a simple method is presented in order to evaluate the bending strength of these beams.

1. まえがき

コンクリートを充填した鋼管部材では、充填コンクリートが鋼管の耐力低下の原因となる局部座屈を防ぐだけでなく、鋼管による拘束力がコンクリートの三軸応力状態を形成してコンクリートの強度上昇をもたらすことから大きな耐荷力と変形性能を期待できる。土木工学の分野でもコンクリート充填鋼管部材に関する静的実験^{1), 2), 3)}、繰返し載荷実験^{4), 5)}など多くの研究成果が報告されている。また、文献 6)は鋼管製砂防ダムを対象とした鋼管はりの衝撃吸収エネルギーにおけるコンクリート充填の効果を明らかにしている。

同様な衝撃荷重が作用する構造部材として落石防止柵の支柱(ただし、曲げを受ける片持ちばりである)があり、その設計法⁷⁾は十分な塑性変形を期待した可能吸収エネルギーに基づいている。使用されている支柱は通常H-200x100あるいはH-200x200程度のH鋼であるが、ほとんどの落石被害においてはフランジの局部座屈によるねじれ変形を伴っており、全塑性モーメント(設計法⁷⁾ではフランジ降伏モーメントを用いている)を保持して変形が進行したかどうか疑問である。落石防止柵の支柱にコンクリート充填鋼管を用いることによりその大きな耐荷力と塑性変形を期待できることはこれまでの研究成果⁸⁾から推測できる。しかし、円形断面そのものは曲げ部材として有利な断面とは言えず、落石防止柵支柱の基礎幅の条件からH鋼程度に制限される断面寸法のままで強度を大きくするには何らかの補強が必要である。そこで本研究では、PC鋼棒による補強効果に関する静的曲げ実験を行うとともにその曲げ耐荷力の簡易評価方法について検討した。

* 工博 金沢大学助教授 工学部土木建設工学科 (〒920 金沢市小立野2-40-20)
 ** 工博 金沢大学教授 工学部土木建設工学科 (同 上)
 *** 工博 構造工学研究所 エイ・シー・デイ (〒939-13 富山県砺波市豊町4-7)

表-1 鋼管の諸元

規格：JIS G3444 STK400

管外径 (mm)	165.2
管肉厚 (mm)	4.5
断面積 (cm ²)	22.72
断面二次モーメント (cm ⁴)	734
断面係数 (cm ³)	88.9
塑性断面係数 (cm ³)	116.2
弾性係数 (kN/mm ²) #1	202
ポアソン比 #1	0.28
降伏点 (N/mm ²) #1	288
降伏点 (N/mm ²) #2	332
引張強さ (N/mm ²) #2	421
伸び (%) #2	38

#1：短柱試験結果 (0.2%オフセット法)

#2：日本パイプ(株)試験成績表による

表-2 P C 鋼棒の諸元

規格：JIS G3109 C種1号 [SBPR 1080/1230]

	777ノット	全ねじ
径 (mm)	17	17
断面積 (mm ²)	227	227
降伏点 (N/mm ²)	1211	1176
引張強さ (N/mm ²)	1308	1299
伸び (%)	13	13

注：高周波熱錬(株)試験成績表による

表-3 コンクリートの配合

配合	水	セメント	細骨材	粗骨材	混和剤 (Mt)
kgf/m ³	139	430	617	116	5000 cc

表-4 コンクリートの試験結果

バッチ 名称	圧縮強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	弾性係数 (kN/mm ²)	ポアソン比	打設日：室内養生
BAT1	60.4	4.3	34.2	0.21	'91.11.11：40日
BAT2	58.8	4.6	35.7	0.21	'91.11.12：41日
BAT3	55.2	4.6	33.9	0.21	'91.11.13：42日
BAT4	63.5	5.0	38.2	0.21	'92.04.25：50日

注：圧縮試験、割裂試験ともに供試体3体ずつの平均値による

2. 実験概要

2.1 供試体

実験供試体に用いた鋼管は一般構造用炭素鋼管でその諸元を表-1に示す。また、アンボンド型P C 鋼棒と

ボンド型として用いた全ねじP C 鋼棒の諸元を表-2に示し、コンクリートの配合および材料試験結果を表-3および表-4に示す。供試体は表-5に示す20体でありそれぞれ、No.1のSTは中空鋼管はり、No.2のCONはアンボンドP C 鋼棒を無緊張力で両端に定着させたコンクリートはり、No.3,4,17のSCおよびSCSは鋼管にコンクリートを充填したはり、No.5のSCPLは鋼管にコンクリートを充填した後に溶接により両端を厚さ10mmの鋼板で閉じたはり、No.6のSRCおよびNo.7のSRCBはP C 鋼棒を高強度の鉄筋として用いた鉄筋コンクリート充填鋼管はりでありP C 鋼棒とコンクリートの付着をよくするために全ねじP C 鋼棒を使用した。また、No.8~16およびNo.18~20はコンクリートにのみプレストレスを導入するために、内側にはく離剤を塗布した鋼管にアンボンドP C 鋼棒を配置しコンクリートを充填した供試体であり、載荷試験直前にアンボンドP C 鋼棒を緊張してはり端部のコンクリートに定着させた。それらに導入したプレストレスは供試体名として表されている。例えばSC36-1ではコンクリートに導入したプレストレスは36MPaである。なお、表中の緊張力あるいは初期応力を0で表した供試体の場合であっても、アンボンドP C 鋼棒は供試体の両端で鋼円板(φ=146mm, t=32mm)をアンカープレートとしてコンクリートに定着されている。その他の構造上の特徴として、No.3~6およびNo.9~20は鋼管内側に型枠用のはく離剤を塗布したアンボンド型コンクリート充填鋼管とした。これはポストテンションによりコンクリートにのみ初期応力を導入することを基本構造としたためである。

供試体の基本的な製作方法は次のようである。まず、はく離剤を内面に塗った鋼管を鉛直に設置し、P C 鋼棒を所定の位置(鋼棒4本の場合は鋼管内の直径100mmの円周上に等間隔とし、2本の場合は引張側のみ)に配置した後にコンクリートを3段に分けて打設し、その後40日以上室内養生を行った。また、このように製作したコンクリート充填鋼管から引抜かれたアンボンドP C 鋼棒を有するコンクリートはりNo.2の

表-5 実験供試体と実験結果

供試体 No. : 名前	長さ (m)	PC 鋼棒 (本)	緊張力 /本 (kN)	コンクリート 初期応力 (N/mm ²)	コンクリート ハッチ名	降伏荷重と変位 P _y , δ _y (kN) (mm)	最大耐力 P _{max} (Mmax) (kN) (kN・m)	終局変位 δ _u (mm)	δ _u / δ _y	鋼管の 終局 状態
1: ST	2.0	—	—	—	—	98 , 8.2	111 (37.4)	47	5.7	局
2: CON	2.0	4	0	0	BAT1	— , —	47 (15.9)	18	—	
3: SC-1	2.0	—	—	—	BAT1	118 , 7.9	164 (55.2)	178	22.5	局
4: SC-2	2.0	—	—	—	BAT2	118 , 9.4	152 (51.3)	128	13.6	局・裂
5: SCPL	2.0	—	—	—	BAT1	117 , 8.6	168 (56.6)	176	20.5	局・裂
6: SRC	2.0	下2	—	—	BAT4	149 , 9.0	267 (90.0)	200*	22.0	局
7: SRCB	2.0	下2	—	—	BAT4	154 , 9.7	270 (91.0)	182	18.7	局
8: SC00B	2.0	下2	0	0	BAT4	126 , 8.2	274 (92.4)	200*	24.3	局
9: SC00-1	2.0	下2	0	0	BAT4	122 , 8.6	263 (88.7)	200*	23.3	局
10: SC00-2	2.0	4	0	0	BAT2	124 , 7.9	252 (85.7)	200	25.3	局・裂
11: SC12-1	2.0	4	56	12	BAT1	153 , 8.7	257 (86.7)	190	21.8	局
12: SC12-2	2.0	4	56	12	BAT2	139 , 7.8	247 (83.3)	200*	25.6	局
13: SC24-1	2.0	4	113	24	BAT1	155 , 9.1	240 (81.0)	188	20.6	局・裂
14: SC24-2	2.0	4	113	24	BAT2	162 , 8.9	253 (85.3)	193	21.7	局・裂
15: SC36-1	2.0	4	169	36	BAT1	180 , 9.7	250 (84.3)	95	9.8	局・裂
16: SC36-2	2.0	4	169	36	BAT2	176 , 9.3	256 (86.3)	145	15.6	局・裂
17: SCS	1.2	—	—	—	BAT3	355 , 3.2	497 (62.1)	38	11.9	局・裂
18: SCS00	1.2	4	0	0	BAT3	356 , 3.2	660 (82.4)	47	14.7	局・裂
19: SCS12	1.2	4	56	12	BAT3	413 , 3.6	657 (82.1)	45	12.5	局・裂
20: SCS36	1.2	4	169	36	BAT3	460 , 4.3	697 (87.1)	49	11.4	局・裂

注1：最大変位δ_uの欄で、200*は試験機のクリアランスによる限界を表す。

注2：鋼管の終局状態の欄で、[局]は圧縮側の局部座屈を、[裂]は引張側の割裂破壊を表す。

注3：No. 6～9の鋼棒は、下段（引張側）にのみ配置した。

CONであり、鋼管がNo.1のSTである。この作業中に要した最大引抜き力は約40kNであり、最大付着応力度が約5N/cm²となることから、はく離剤を塗った供試体の初期状態における鋼管とコンクリートの付着はほとんどないと言える。

2.2 実験方法

実験は、図-1に示すような荷点間距離250mmの2点荷重曲げ試験として行った

(図-1で括弧内の数値はNo.17～20のせん断スパンの短い場合を表す)。コンクリート充填鋼管がせん断力に対しても優れた性能を持つことはよく知られているが⁸⁾、No.1～16はスパン長を1.6mとして曲げを卓越させ、No.17～20ではスパン長を0.7mとしてせん

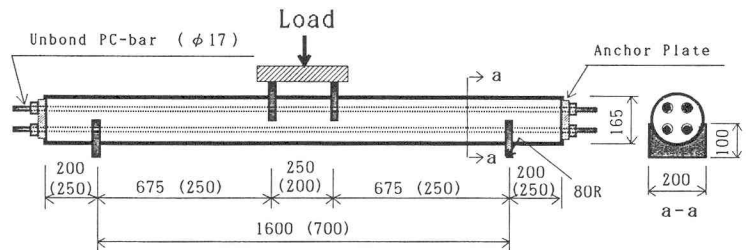


図-1 静的荷重試験諸寸法

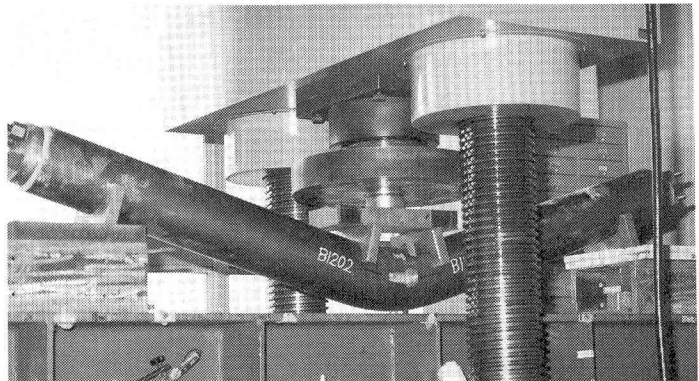


写真-1 供試体の変形状況 (SC12-2)

断力が比較的大きくなるようにしてせん断破壊の影響を確認した。支点および載荷点では治具が鋼管に対して面タッチとなるように半円形をくり抜いた厚さ30mmの鋼板(100x200)を用いた。P C鋼棒の緊張は載荷試験直前に所定量を導入し、耐圧試験機(島津UH-C500A)を用いた変位制御(0.5~5mm/min)により載荷し、荷重値、支点およびスパン中央の鉛直変位、およびスパン中央断面の鋼管の軸ひずみと円周ひずみを測定した。載荷の状況を写真-1に示す(写真の供試体はSC12-2である)。

3. 実験結果および考察

3.1 荷重～たわみ曲線に及ぼす各種要因の影響

(1) コンクリート充填の効果

図-2(a),(b)で、アンボンドP C鋼棒を定着しただけのコンクリートはCONは最大耐力に達した後、コンクリートの圧潰により急激に耐力を失っており当然のことながら変形性能は極めて劣っている。鋼管はSTの崩壊荷重の理論値は99kN~114kN(それぞれ表-1の降伏点#1,#2による)であり実験値にはほぼ等しいことがわかる。また、その局部座屈は凹形が卓越したモードであり、凸形しか生じ得ないコンクリート充填鋼管とは異なっている。SC-1およびSC-2は鋼管にコンクリートを充填しただけの供試体であるが、鋼管はSTに比べて耐力および変形性能がかなり向上している。このことは表-5に示した靱性率 δ_u/δ_y からもわかる。ここに、 δ_u は耐力が急激に低下するときの終局変位であり、 δ_y は鋼管の縁端ひずみが降伏ひずみに達したときの変位である(降伏ひずみおよび降伏荷重については図-5で定義する)。SC-1およびSC-2では、荷重の増加とともに載荷点よりも外側のコンクリートが一塊となって鋼管から抜け出した。それによる空隙が生じたと思われる載荷点の外側断面で局部座屈が発生し、最終的には鋼管の引張側に生じた円周方向の割裂(以後、鋼管の割裂とは写真-2のような引張側の円周方向のクラックをさす。)により耐力を失った。そこで、そのコンクリートの抜け出しを鋼管端部への鋼板の溶接により防いだ供試体がSCPLであるが、最大耐力にいたるまでの剛性が幾分高いだけで最大耐力および変形性能はほとんど改善されていない。この供試体においては載荷点間で局部座屈および鋼管の割裂を生じた。これは、図-9で後述するように、コンクリートの抜け出しを防ぐための張力が鋼管の引張り降伏を早めることによる剛性低下のためと考えられる。

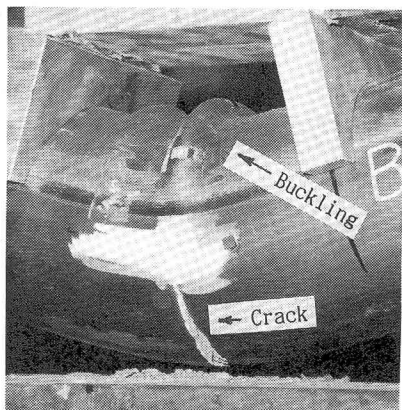


写真-2 鋼管の割裂 (SC36-1)

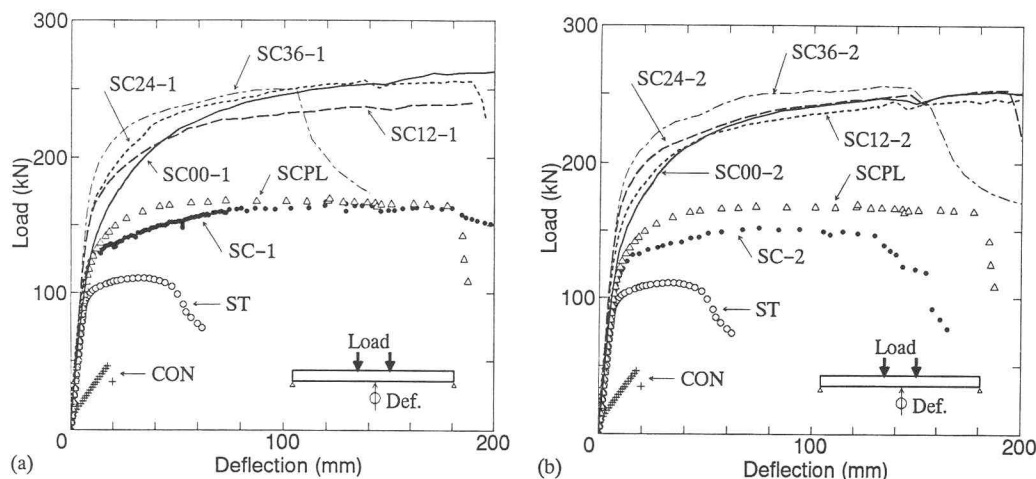


図-2 荷重～スパン中央たわみ曲線(判読の容易さのために(a),(b)に分けてある)

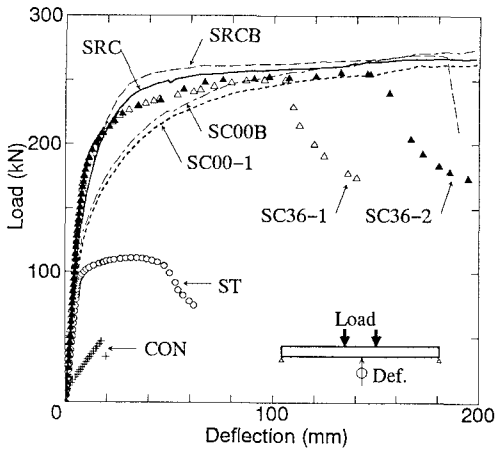


図-3 荷重～スパン中央たわみ曲線
(はく離剤塗布・ボンド型鋼棒の効果)

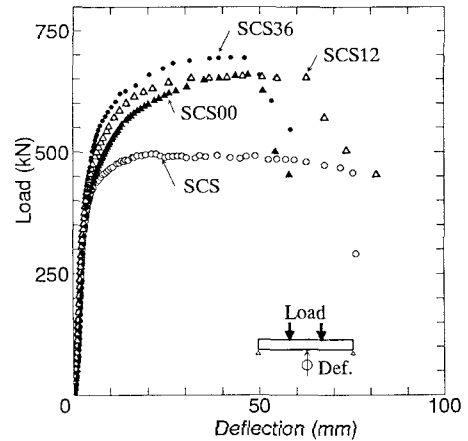


図-4 荷重～スパン中央たわみ曲線
(短スパンの供試体)

(2) アンボンドP C鋼棒およびプレストレス導入の効果

図-2 (a), (b)から、アンボンドP C鋼棒により充填コンクリートにプレストレスを導入した供試体では、コンクリートの抜け出しを防止できると同時に高強度であるP C鋼棒が負担する引張力のために耐力と変形性能の飛躍的な向上が認められる。ただし、充填コンクリートのクラック発生を妨げるための初期の剛性に対するプレストレスの効果は顕著であるが、プレストレスは最大耐力の向上にはあまり寄与していない。むしろ、SC36やSC24のようにプレストレスが大きな供試体では、コンクリートの圧潰あるいはP C鋼棒の降伏が原因と思われるが、載荷点間の鋼管に割裂を生じて急激に耐力を失うことになり変形性能が劣るようである(表-5の靱性率 δ_u/δ_y からもわかる)。

(3) はく離剤塗布・ボンド型全ねじP C鋼棒(高強度鉄筋)導入の効果

図-3から、充填コンクリートと鋼管の付着をはく離剤により積極的になくした場合(SRC, SC00-1)とそうでない場合(SRCB, SC00B)の差はあまりない。一方、P C鋼棒のボンド型(SRCB, SRC)とアンボンド型(SC00B, SC00-1)については最大耐力の違いはほとんどないが、P C鋼棒の断面剛性がはり断面の曲げ剛性に直接的な効果を持つボンド型のSRCBおよびSRCと、定着長さの伸び抵抗として断面の曲げ剛性に間接的な効果を持つアンボンド型のSC00BおよびSC00-1とでは最大耐力にいたる変形経路に明確な差がある。P C鋼棒の破断についての確認はしていないが、破断の可能性はボンド型が高いと考えられる。例えば、SRCBに見られる急激な耐力の低下は、鋼管に割裂が生じていなかったことから、伸び限界ひずみの小さな鋼棒の破断が生じたためであると思われる。

(4) 短スパンによる効果

図-4のせん断スパンの短い供試体における耐力の急激な低下は載荷点間の鋼管の割裂によるもので曲げ破壊であった。また、最大耐力(表-5の M_{max})を断面構造が同じでせん断スパンの長い供試体と比較すると、アンボンドP C鋼棒を有するものでは-4%~2%の差であり、せん断クラックは生じているかもしれないが耐力には影響していないと考えられる。一方、コンクリートを充填しただけのSCSはSC-1およびSC-2に比較して耐力が約17%高くなっている。これはSCSの充填コンクリートが抜け出さなかったことが影響していると思われる。終局変位は、SCS00がSCS36と同程度でしかなくプレストレス量による明確な差は生じていない。

3.2 荷重～ひずみ曲線に及ぼす各種要因の影響

図-5 (a), (b)は代表的な供試体についてスパン中央断面の圧縮側および引張側の鋼管軸ひずみと荷重の関係を示している。ひずみの計測は局部座屈の影響を受けるので $\pm 10000 \mu$ までの範囲でプロットした。図中のひずみ値 $\pm 3425 \mu$ は図-6の鋼管の圧縮試験結果(0.2%オフセット法)から得られた降伏ひずみ ϵ_y であり、

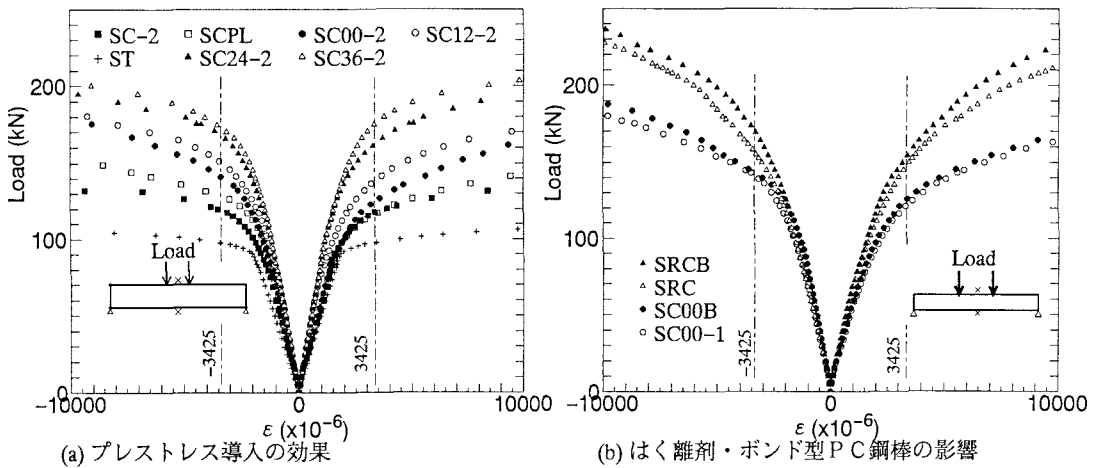


図-5 荷重～スパン中央ひずみ曲線

曲げ試験において鋼管の軸ひずみにのみ着目して圧縮側あるいは引張側で ε_y に達したときの荷重を降伏荷重と定義した。

図-5 (a)から、充填コンクリートに導入したプレストレスによる効果が認められる。また、図-5 (b)から、鋼管と充填コンクリートの界面がボンド型 (SRCB, SC00B) であるかアンボンド型 (SRC, SC00-1) であるかによる違いはほとんどないが、P C 鋼棒のボンド型 (SRCB, SRC) とアンボンド型 (SC00B, SC00-1) による違いは大きい。

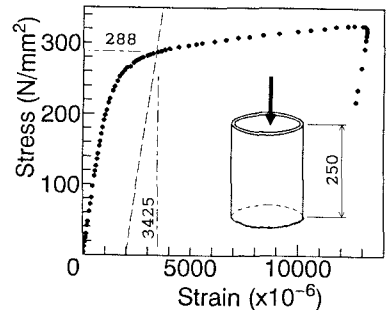


図-6 圧縮応力～ひずみ関係 (鋼管)

4. 断面分割法の適用

4.1 仮定

断面分割法は、文献9)がP C鋼棒によるプレストレス力で結合されたプレキャストコンクリートはりの曲げに適用し、文献10)が衝撃力を受けるコンクリート充填鋼管の曲げに適用している。基本的には材料の応力～ひずみ関係式を考慮しつつ断面力 (断面力は応力の積分値であり、その積分は断面の微小分割要素を用いて行う) のつり合いを満足するようなモーメント～曲率関係を求めることになる。詳細は文献9), 10)に譲る。簡単化のために本研究で用いた仮定を以下に示す。

- ① 鋼管の内側にはく離剤を塗布した場合にも平面保持の仮定が成り立つ。すなわち、鋼管とコンクリートはずれないことになる。
- ② 充填コンクリートのプレストレスおよびアンボンドP C鋼棒の緊張力は考慮するが、P C鋼棒は簡単のためアンボンド型であってもコンクリートに完全付着しているものとする。ただし、アンボンドP C鋼棒の剛性は鋼棒の作用応力が引張の場合にのみ考慮する。
- ③ 鋼管、コンクリート、およびP C鋼棒の応力～ひずみ関係は、実験値あるいは試験成績表に基づいてそれぞれ図-7 (a), (b), および(c)の各曲線で近似する。ただし、コンクリートの引張限界ひずみは0.013%とするが、通常の圧縮限界ひずみ $\varepsilon_{cu}=0.35\%$ は設定しない。また、図-7 (d)には長さ300mmで内側にはく離剤を塗った鋼管で拘束されたコンクリートの圧縮試験の結果をモデル化した曲線も示してある。

4.2 中立軸の移動

鋼管内面にはく離剤を塗布したコンクリート充填鋼管においては、鋼管部とコンクリート部は理想的には重ねばりとして挙動すると考えられるが、コンクリートにクラックが生じていない範囲ではそれらの中立軸

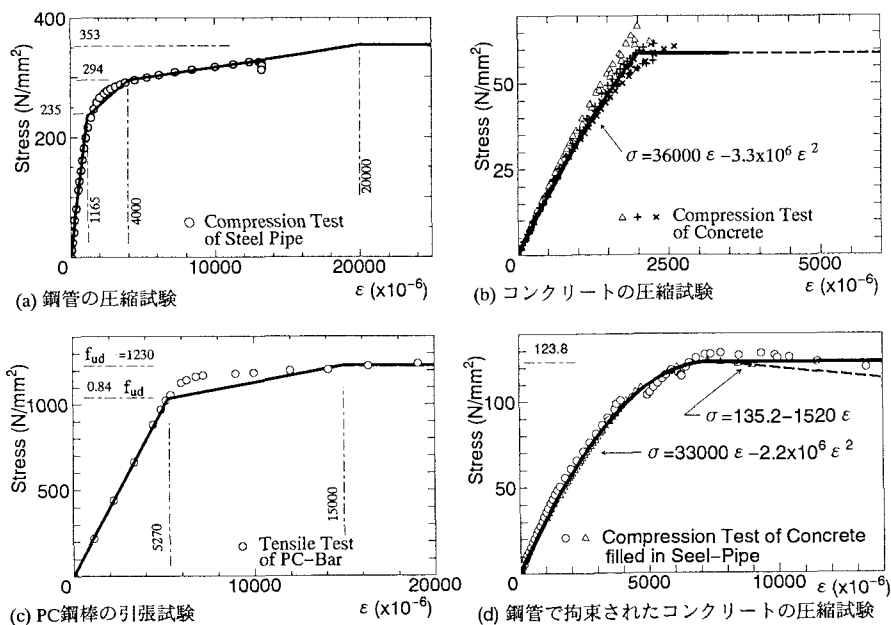


図-7 断面分割法に用いた応力～ひずみモデル

が一致することから鋼管とコンクリートのひずみの連続性（一体化断面としての挙動）は保たれると考えてよい。コンクリートに引張クラックが入るとコンクリート部の中立軸が移動することになり、鋼管とコンクリートのひずみの連続性は失われるであろう。この場合にも残留応力などの初期不整の影響がなければ、鋼管の中立軸は移動しないはずである。そこで確認のために断面中心を基準とした鋼管の中立軸の位置 z を次式のように計測軸ひずみから求めた。

$$z = (\varepsilon_t / \phi) - (D/2) \quad , \quad \phi = (\varepsilon_t - \varepsilon_c) / D \quad (1. a, b)$$

ここに、 ϕ = 鋼管の曲率、 ε_t および ε_c = 鋼管の引張外縁および圧縮外縁の計測軸ひずみ、 D = 鋼管外径である。

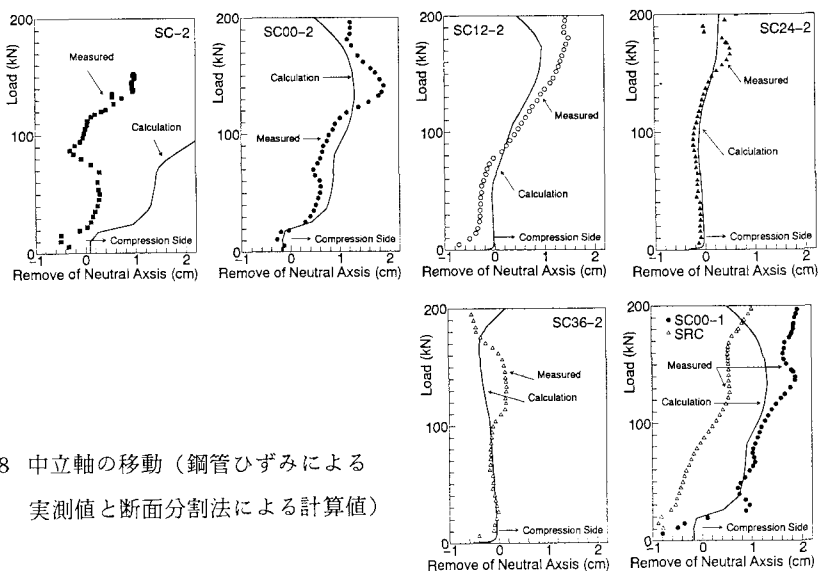


図-5の供試体の内7体について式(1)で求めた中立軸の位置と荷重の関係を図-9にプロットした。図は局部座屈の発生による乱れを生じない範囲でプロットしてある。断面分割法により計算した断面力(荷重値に変換してある)と中立軸の位置の関係を表している。SC-2以外の供試体の実験値と計算値について中立軸が移動するという傾向が一致している。特に、プレストレス量の大きい場合には数値的にも一致している。SC-2では、前述のように荷重が大きくなるにしたがって載荷点よりも外側のコンクリートが一塊となって抜け出したことから、コンクリートはり部が3ブロックに分離するために実験値と計算値の差が大きくなったものと思われる。したがって、P C鋼棒を有するコンクリート充填鋼管の曲げにおいては、鋼管と充填コンクリートは一体化の状態で挙動すると考えられる。また、SC-2とSRCを除く供試体はアンボンドP C鋼棒を用いているにもかかわらず、P C鋼棒のボンド型を仮定した計算値と傾向がよく一致している。

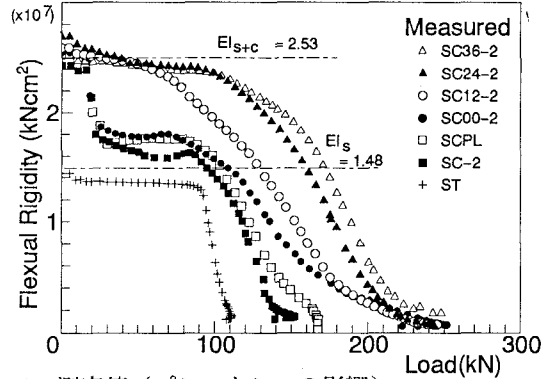
4.3 曲げ剛性の変化

外力による曲げモーメント M と式(1)の鋼管の曲率 ϕ の比をコンクリート充填鋼管の曲げ剛性($EI^*=M/\phi$)として定義すると、それと荷重値の関係は図-9(a), (b), (c)のようになる。図中の EI_s , EI_{s+c} , および EI_{s+c+p} はそれぞれ、鋼管のみ、鋼管+コンクリート、および鋼管+コンクリート+ボンド型P C鋼棒(2本)の断面が完全合成されているものとした理想弾性曲げ剛性である。図-9(a), (c)から、荷重初期における理想弾性曲げ剛性と計測による曲げ剛性はよく一致している。

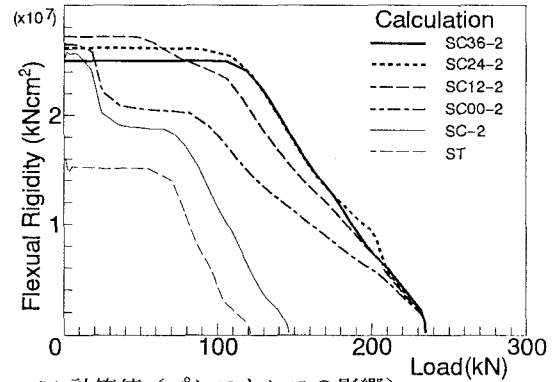
図-9(a)で、プレストレスが導入されていないSC-2, SC00-2およびSCPLの曲げ剛性は、荷重が約15~20kNにおいて急激に減少している。この荷重は完全合成を仮定したコンクリート充填鋼管はりのひび割れ荷重 P_{ek} にほぼ等しく、充填コンクリートのクラックが急激に進行しているものと考えられる。すなわち、表-4のコンクリートの引張強度 $f_{ct}=0.45\text{ kN/cm}^2$, および弾性係数 $E_c=3460\text{ kN/cm}^2$ から、

$$0.45 = (P_{ek}/2) \cdot 67.5\text{ cm} \cdot 7.8\text{ cm} / (2.53 \cdot 10^7 / 3460) \quad (2)$$

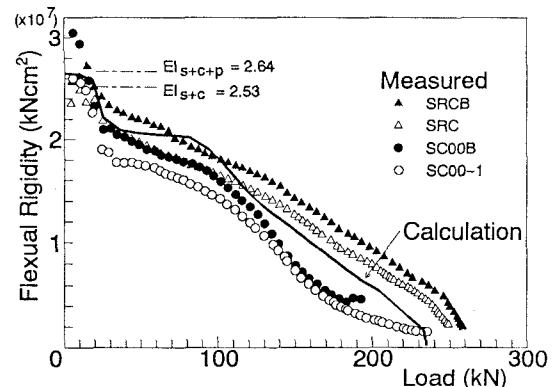
となり、 $P_{ek}=12.5\text{ kN}$ である。その後100kN程度まで曲げ剛性はあまり変化しないが、供試体の違いがよ



(a) 測定値 (プレストレスの影響)



(b) 計算値 (プレストレスの影響)



(c) 測定値 (はく離剤・ボンド型P C鋼棒の影響)

図-9 曲げ剛性の変化

く表れている。すなわち、SCPLとSC-2はP C鋼棒が挿入されていない点では同じ構造であるが、SCPLの曲げ剛性はSC-2よりもむしろアンボンドP C鋼棒を挿入したSC00-2のそれに近い。SC-2は前述のように曲げ変形が大きくなると載荷点よりも外側のコンクリートが一塊となって鋼管の外へ抜け出してくる。SCPLでは鋼管の両端に溶接した鋼板がそのように抜け出してくるコンクリートを押さえることになり、アンボンドP C鋼棒を両端で定着したSC00-2と同等な見掛けの剛性を持つことを示している。さらに荷重が増加すると、SCPLは鋼管の降伏が進むために見掛けの剛性を消失しSC-2に等しくなり、SC00-2はプレストレス量は異なるものの構造が同じであるSC12-2、SC24-2、SC36-2に漸近している。プレストレスを導入した供試体では、コンクリートの引張クラックが急激に進行しないために曲げ剛性の低下は緩やかである。

図-9 (b)には図-9 (a)の供試体に対応させた断面分割法による計算値を示してある。計算値は実験値の傾向をよく表している。しかし、断面分割法では平面保持の仮定を用いているため数値的には計算値が若干高くなっている。

図-9 (c)は鋼管と充填コンクリートの界面の付着形式およびP C鋼棒の付着形式による違いを示してある。実線は計算値であり、鋼管とコンクリート、およびコンクリートとP C鋼棒は完全付着しているものとした計算の仮定はSRCBに合致する（ただし、本研究の断面分割法では図中の SRCB, SRC, SC00B およびSC00-1を区別して扱うことはできない）。SRCBとSRC, ならびにSC00BとSC00-1の比較から、充填コンクリートの曲げ剛性が荷重の増加とともに鋼管のそれに比べて極端に小さくなるような断面構成の場合には、「鋼管と充填コンクリートが一体化している・していない」は、はりの曲げ剛性に重大な影響を及ぼさないと考えられる。一方、荷重が小さい範囲では断面の曲げ剛性に対するP C鋼棒の寄与が少ないため、P C鋼棒の付着形式による差は余り目立たないが、荷重が大きくなって鋼管の降伏による曲げ剛性の低下が始まると、曲げ剛性に対するP C鋼棒の寄与が相対的に高くなり、定着長全体の伸び抵抗としてしか働かないアンボンドP C鋼棒よりも鉄筋のように働くボンド型P C鋼棒を用いた供試体の方が曲げ剛性が高くなっている。

4.4 曲げモーメント～曲率関係

図-10は代表的な供試体についてのモーメント～曲率関係を表している。図中の記号は式(1)から求める実験値を表し、曲線は断面分割法による計算値を表している。実験値については局部座屈による不確実な値を除外するために曲率を $0.004(1/\text{cm})$ の範囲（鋼管の縁端ひずみとしては約 30000μ に相当する）でプロットしてある。図からST, SC-2およびSC36-2については実験値と計算値がかなり良い精度で一致している。計算の上ではSRCBとSC00-2の区別はしていないが、計算の仮定が妥当であると思われるSRCBはモーメントの大きな領域で計算値（点線）と実験値は一致せず、むしろP C鋼棒の付着形式の仮定が実験と異なっているSC00-2の計算値（点線）がモーメントの大きな領域で実験値に近くなっている。図-9 (b)の荷重と曲げ剛性の関係からもわかるように、プレストレスの異なるその他の供試体に対する計算値はSC36-2とSC00-2の中間を通り同じ終局モーメントに収束するが、その経路についてはプレストレスの小さいものほど計算値と実験値の差が大きくなる。次に、断面分割法に用いる充填コンクリートの応力～ひずみ関係に図-7 (d)の実線を採用した結果を太実線で示してある。すなわち、鋼管の拘束効果による充填コンクリートの高い圧縮強度を計算に取り入れたことになる。これにより、計算値（太実線）をSRCBの実験値に近づけることができた。ただし、

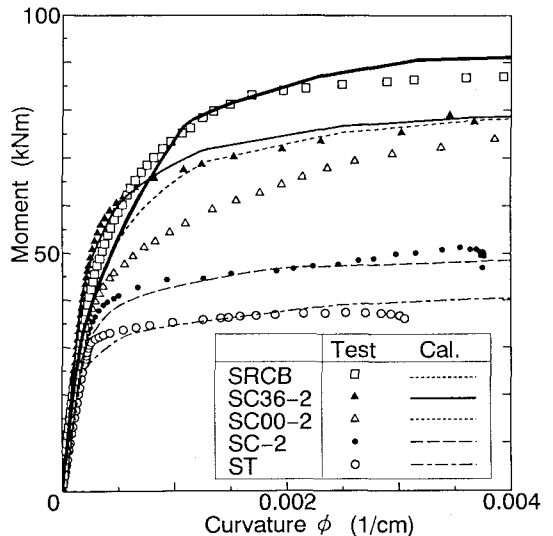


図-10 曲げモーメント～曲率曲線

これは試算として良い結果を得てはいるが、断面分割法は単純化されているが故に次のような問題を含んでいるので、この試算の方法が常に正解値を与えるかどうかは今後さらに検討を要する。

① 純圧縮状態での鋼管による拘束効果は、曲げを受けるコンクリート充填鋼管はりのコンクリートに対しても期待できるのかどうか。

② 鋼管の応力～ひずみ関係は鋼管単独の試験結果を適用してよいか。例えば、図-11は図-7(d)と同じ充填コンクリートの圧縮試験におけるコンクリートの圧縮応力を縦軸にとり、

横軸にモールドゲージによる計測ひずみ（圧縮を正）および鋼管の円周方向ひずみ（引張を正）を表している。図から充填コンクリートの圧縮強度（平均123.8MPa）およびそれ以後の軟化域は、鋼管の円周ひずみが降伏ひずみを越えていることから、鋼管の拘束効果が失われたために生じたと考えられる。

4.5 荷重～たわみ関係

図-10のように得られたモーメント～曲率関係を用いて供試体のスパン中央のたわみと荷重の関係を求める。まず、ある荷重値における曲げモーメント分布を求め、はり上の適当な分割点における曲げモーメントに対応する曲率を既に計算されているモーメント～曲率関係から内挿する。次に曲率の2階積分と境界条件によりたわみが得られる（いわゆるモールの定理である）。代表的な供試体について求めたものが図-12である。図中の記号は実験値を表し、曲線は断面分割法による計算値を表している。特に太実線および太破線は充填コンクリートの応力～ひずみ関係としてそれぞれ 図-7(d)の実線および破線を採用した結果を表している。図-7(d)の破線の場合には形式的に軟化域を直線式でモデル化しているのでコンクリートの圧縮限界ひずみを8.9%とし、供試体CONについてはコンクリートの通常の圧縮限界ひずみ0.35%を用いたので、それぞれたわみの計算値は限界値を有している。

図から、断面分割法に大胆な仮定②を用いているにもかかわらず10%前後の誤差で最大耐力を推定することが可能である。一方、変形性能について文献10)では鋼管の引張試験から得られた破断ひずみをコンクリート充填鋼管の限界ひずみとして採用することにより、はりの終局たわみの比較的良好な計算結果を得ている。

本供試体では、終局状態でのひずみ・曲率は把握していないが、たわみが SC00-2では200mm、SC36-2では145mmのときに鋼管の割裂を生じており、ボンド型P C鋼棒を用いたSRCBではたわみが182mmのときP C鋼棒が切断したと考えられる。これらのたわみに対応する鋼管の下縁ひずみとP C鋼棒のひずみを断面分割法によるたわみから逆算すると、それぞれ、SC00-2では16.0%と6.9%、SC36-2では11.3%と5.3%、SRCBでは14.1%と6.1%となった。

同様に、図-13に示すスパンの短い供試体ではすべて鋼管の割裂を生じており、そのときのたわみに対応する鋼管の下縁ひずみとP C鋼棒のひずみを断面分割法により逆算すると、それぞれ、SCS00では16.1%と7.0%、SCS12では12.1%と5.3%、SCS36では12.2%と5.7%であり、SCSの鋼管ひずみは25%と計算された。これらのひずみは引張試験による鋼管の破

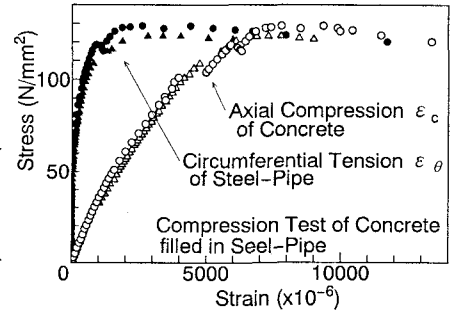


図-11 応力～ひずみ関係

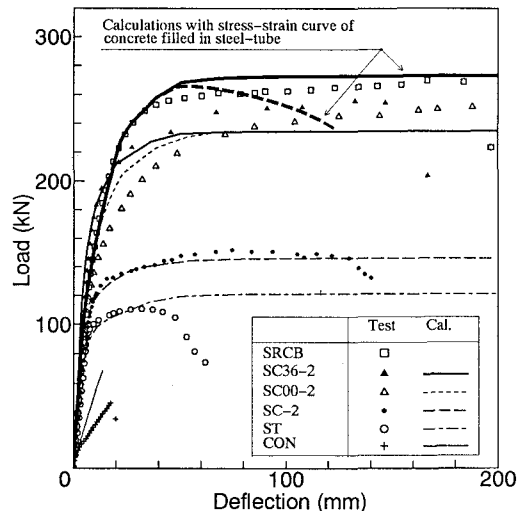


図-12 荷重～スパン中央たわみ曲線
(スパンの長い供試体)

断ひずみ38%（表-1）およびP C鋼棒の破断ひずみ13%（表-2）よりもかなり小さな値である。このように、計算されたひずみと破断ひずみが異なった原因は次のように考えられる。

- ① 鋼管が破断する前に圧縮側に写真-2のような局部座屈が発生し、引張側でもひずみが局部的に集中していると考えられることから、載荷点間でひずみが一様に分布するとした断面分割法の仮定からは破断ひずみよりも小さな値が求まる。
- ② 図-1 1のような純圧縮の場合とは幾分異なるものの、はりの場合にも鋼管と充填コンクリートの拘束・被拘束という相互作用はコンクリートの強度上昇をもたらす一方で鋼管に内圧が作用するため、破断の条件は軸ひずみだけでは議論できない。したがって、コンクリート充填鋼管はりの限界たわみを推定するためには、局部座屈の影響ならびに鋼管とコンクリートの相互作用の影響を考慮する必要があり、断面分割法とモールの定理を用いた簡易計算法では困難と言える。

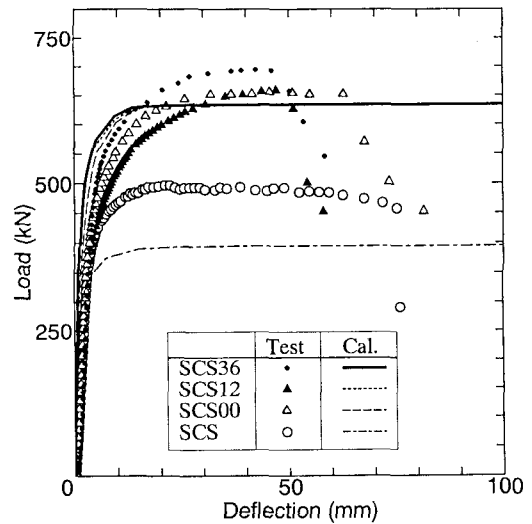


図-1 3 荷重～スパン中央たわみ曲線
（スパンの短い供試体）

5. 結論

本研究は、中空鋼管はり、コンクリート充填鋼管はり、P C鋼棒を鉄筋として用いたコンクリート充填鋼管はり、およびアンボンドP C鋼棒によりプレストレスを導入したコンクリート充填鋼管はりについて2点載荷曲げ試験を行い、実験結果および断面分割法の適用に関する考察を行ったものである。本研究の成果は、比較的径の小さな鋼管に対して適用できるものであり、次のように要約される。

- (1) 中空鋼管はりでは、載荷点間で凹形の変形が卓越した局部座屈を生じ耐力を失った。
- (2) 鋼管内側にはく離剤を塗布したコンクリート充填鋼管はりでは、コンクリートが抜け出すために載荷点の外側で局部座屈を生ずる傾向がある。その最大耐力および変形性能は、中空鋼管に比べてそれぞれ約1.5倍および2～3.7倍になり、コンクリート充填の効果が認められる。しかし、鋼管端部に鋼板を溶接することでコンクリートの抜け出しを防いでも最大耐力および変形性能の改善にはならない。
- (3) アンボンドP C鋼棒を有するコンクリート充填鋼管では、P C鋼棒がコンクリートの抜け出しを妨げるだけでなく高強度であるP C鋼棒の負担力が大きいため、最大耐力が飛躍的に向上すると同時に大きな靱性率を期待できる。しかし、コンクリートに導入したプレストレス力はコンクリートの剛性の低下を緩やかにする効果はあるが、最大耐力の向上に寄与しないばかりか靱性率を低下させる。また、実験においてはその影響を避けてあるが、実用構造ではコンクリートのクリープやP C鋼棒のリラクゼーションの問題も考える必要があろう。
- (4) はく離剤を用いて鋼管と充填コンクリートの付着を積極的に妨げた供試体とそうでない供試体では耐力および変形性能の差はほとんどない。
- (5) P C鋼棒がアンボンド型の供試体とボンド型（鉄筋）の供試体では最大耐力の差はほとんどないが、最大耐力にいたる変形経路が異なる。
- (6) セン断スパンの短い供試体はすべて鋼管の割裂破壊で耐力を失っており、最大耐力（曲げモーメント）はスパンの長い供試体とはほぼ同じで、せん断の影響はないと考えられる。

- (7) 鋼管内側にはく離剤を塗布したコンクリート充填鋼管はりの、鋼管の軸ひずみから求めた中立軸が移動することを確認できた。それは断面の一体化を仮定した断面分割法による計算値とほぼ一致した。
- (8) コンクリート充填鋼管に断面分割法を適用するにあたって、鋼管、P C 鋼棒および充填コンクリートは一体化しているものと仮定し、材料の応力～ひずみ関係に通常の方法試験結果を採用すれば10%前後の誤差で最大耐力を推定できる。ただし、コンクリートの通常の圧縮限界ひずみ $\epsilon_{cu}=0.35\%$ は用いない。
- (9) 断面分割法とモールの定理を用いて変形挙動を推定するためにはアンボンドP C 鋼棒の特性を評価する必要がある。さらに、限界たわみを推定するためには局部座屈を含めた鋼管とコンクリートの相互作用の影響を考慮する必要がある。このような簡易計算法では困難である。

最後に、本実験を行うにあたってご協力願った林利彦・横山伸幸君に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 建設省土木研究所：コンクリート充填鋼管の耐荷力（その1），土木研究所資料第1728号，1981.
- 2) 中井博，吉川紀：コンクリートを充填した鋼製橋脚の耐荷性に関する実験的研究，土木学会論文集，第344号／I-1，pp.195-204，1984.
- 3) 建設省土木研究所：コンクリート充填鋼管の耐荷力（その2），土木研究所資料第2724号，1989.
- 4) 岸田英明，村上浩：鋼管コンクリート杭の曲げ強度，J S S C，Vol.15，No.164，pp.9-18，1979.
- 5) 桜井孝昌，他：交番曲げを受けるコンクリート充填角形鋼管梁の耐荷力に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.34A，pp.265-274，1988.
- 6) 伊藤一雄，他：モルタル充填鋼管はりの衝撃限界吸収エネルギーに関する実験的考察，構造工学論文集，Vol.37A，pp.1581-1589，1991.
- 7) 日本道路協会：落石対策便覧，丸善，1983.
- 8) 佐藤孝典，他：アンボンド型充填鋼管コンクリート構造のせん断伝達機構，コンクリート工学年次論文報告集，9-2，pp.555-560，1987.
- 9) 藤井智宏，他：プレキャストコンクリートはり接合部の曲げ挙動に関する実験的研究，コンクリート工学年次論文報告集，12-2，pp.257-262，1990.
- 10) 伊藤一雄，他：コンクリート充填鋼管はりの衝撃限界吸収エネルギーに関する解析的考察，構造工学論文集，Vol.38A，pp.1553-1563，1992.

（1992年9月21日受付）