

高速載荷を受けるコンクリート充填鋼管はりの動的弾塑性挙動に関する一考察

香月 智¹・黒木勇人²・石川 信隆³・太田 貞次⁴

¹正会員 工博 防衛大学校助教授 建設環境工学科(〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

²修士(工学) 防衛大学校研究科 建設環境工学科(〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

³フェロー 工博 防衛大学校教授 建設環境工学科(〒239-8686 神奈川県横須賀市走水 1-10-20)

⁴正会員 工博 宮地鐵工所技術開発部(〒103-0011 東京都中央区日本橋大伝馬町7-5)

本研究は、高速載荷を受けるコンクリート充填鋼管はりの動的弾塑性挙動を明らかにするために、次の3段階の実験・解析を行ったものである。まず、第1段階として鋼管内充填コンクリートの高速載荷実験を行い、応力～ひずみ関係に及ぼす鋼管の拘束効果およびひずみ速度効果を調べ、その応力～ひずみ関係をPopovics式によって推定する方法を提案した。次に第2段階として、コンクリート充填鋼管はりの高速載荷実験を行い、その曲げ耐力～変位関係や終局限界変位に及ぼす載荷速度の影響について検討した。最後に第3段階として、断面分割法をベースとして高速載荷を受けるコンクリート充填鋼管はりの動的曲げ応答解析法を開発し、その適用性について検討した。

Key Words: concrete filled tube beam, high speed loading, dynamic ductility, ultimate deformation

1. 緒言

コンクリート充填鋼管部材は、鋼材料の延性とコンクリート材料の圧縮に対する強度特性を活かした構造部材であるため、土木・建築構造部材として広く用いられている¹⁾。土木分野においては、例えば、磯江ら²⁾による合成アーチ橋への応用や稲葉ら³⁾による桁部材への適用についての検討例がある。

さて、コンクリート充填鋼管の力学的特性における大きな特徴として、充填コンクリートの拘束効果が挙げられる。加藤⁴⁾は、円形および角形の多種類の短柱圧縮実験を行い、その耐力予測式を提案している。また、佐藤⁵⁾は、Mohr-Coulombの破壊基準を基に、円柱鋼管内の充填コンクリートの拘束効果を考慮した応力～ひずみ関係の推定法について提案している。その他、コンクリート充填鋼管柱に関する多くの研究がある^{6),7)}。しかし、これらはいずれも静的載荷時の挙動に関するものであり、その主目的は柱部材としてのコンクリート充填鋼管の耐力や変形性能を推定するためのものである。

ところで、土木構造物への合成構造の適用分野の一つとして、ロックシェッドへの利用が考えられている⁸⁾⁻¹⁰⁾。著者ら¹¹⁾⁻¹⁴⁾も、合成ロックシェッドについて研究を行っているが、合成ロックシェッド構造の柱部には、コンクリート充填鋼管を用いることが施工性と経済性において有利であることがわかってきた。ロックシェッドは、落石荷重を直接受けるはり部材と柱部材が剛結されたラ

ーメン構造としての設計が行われており、柱部材についても衝撃荷重による高速変形下での曲げ耐力および変形性能について明らかにしておく必要がある。しかし、衝撃的荷重を受けるコンクリート充填鋼管はりの動的曲げ耐力や変形性能に関する研究はあまり見当たらず、わずかに伊藤ら¹⁵⁾による土石流荷重を受ける鋼製砂防ダムに使用されるコンクリート充填鋼管はりに対する研究がある程度である。これによると、衝撃的荷重を受けるコンクリート充填鋼管はりは、鋼管の引張破断によって脆性的な破壊をするとされている。しかし、薄肉の1種類の鋼管に基づく実験であり、鋼管の肉厚の影響などには言及しておらず、また、その耐力やじん性の推定法についても明らかにされていない。

そこで本研究では、コンクリート充填鋼管はりの動的弾塑性挙動を明らかにするために、次の3段階の実験および解析を行った。①まず、第1段階として鋼管内充填コンクリートの高速一軸圧縮載荷実験を行い、拘束効果およびひずみ速度効果を明らかにする¹⁶⁾とともに、Popovics式による応力～ひずみ関係の推定法を試みた。②第2段階として、コンクリート充填鋼管はりに対する高速載荷実験を行い、その曲げ耐力および変形性能に及ぼす載荷速度の影響を明らかにした。③第3段階として、ひずみ速度効果を考慮した断面分割法を用いてコンクリート充填鋼管はりの高速載荷解析法を開発を行ったものである。

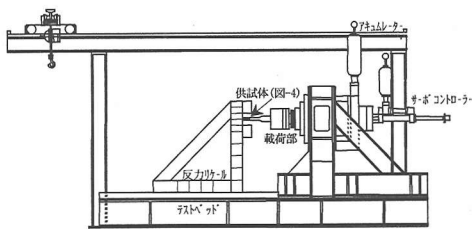


図-1 水平高速荷重装置

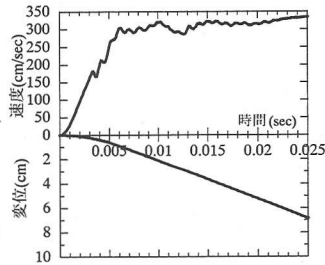


図-2 高速荷重試験機の数値および変位の時刻歴特性

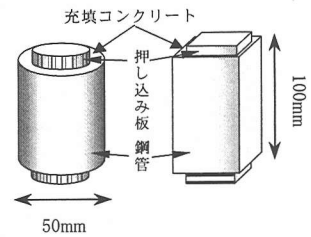


図-3 供試体形状

表-1 供試体の種類及び実験ケース

供試体	鋼管の種類	高さ (mm)	外径 D 幅 B (mm)	厚さ (mm)	t/D t/B (D/t B/t)	荷重速度	試験回数
N	無	100	50	-	-	静的	3
						中速	3
						高速	3
SQA	角形	100	50	1.6	0.032 (31.3)	静的	3
						中速	3
						高速	3
SQB	角形	100	50	2.3	0.046 (21.7)	静的	3
						中速	3
						高速	3
SQC	角形	100	50	3.2	0.064 (15.6)	静的	3
						中速	3
						高速	3
CRA	円形	100	34	-	0.068 (14.8)	静的	3
						中速	3
						高速	3
CRB	円形	100	42.7	2.3	0.054 (18.6)	静的	3
						中速	3
						高速	3
CRC	円形	100	60.5	-	0.038 (26.3)	静的	3
						中速	3
						高速	3
CRD	円形	100	60.5	3.2	0.053 (18.9)	静的	3
						中速	3
						高速	3
合計							72

備考 静的:0.5mm/sec, 中速:約 1cm/sec, 高速:約 3m/sec

表-2 コンクリート配合

粗骨材の最大寸法 (mm)	スラブの範囲 (cm)	空気量の範囲 (%)	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 s/a (%)	単位量(kg/m ³)				
					水 W	セメント C	細骨材 s	粗骨材 g	混和剤
10	12±2	4.3	47.5	42.0	171	360	725	1019	1440
普通ポルトランドセメント使用:呼び強度 18N/mm ²									

表-3 材料定数

種類	項目	定数
SM490	ヤング係数	2.0×10 ⁵ N/mm ²
	上降伏点強度	330N/mm ²
	下降伏点強度	300N/mm ²
コンクリート	ヤング係数	2.5×10 ⁴ N/mm ²
	最大強度	17N/mm ²

水平高速荷重装置(荷重容量1000kN, ストローク限界15cm, 最大荷重速度3.0m/sec)を用いた理由は、従来保有の垂直高速荷重装置の荷重容量が500kNであるため、本実験の場合、これ以上の荷重容量を必要とするためである。

b) 実験供試体

供試体は、図-3に示すような円形鋼管内充填コンクリートと角形鋼管内充填コンクリートであり、その種類は表-1に示すように鋼管内に充填しないプレーンコンクリート(1種類)、角形鋼管内充填コンクリート(3種類)、円形鋼管内充填コンクリート(4種類)の計8種類である。全供試体の高さは100mmであり、プレーンコンクリート供試体の直径(D)は50mm、その他の供試体の諸元は表-1に示すとおりである。なお、これらの径厚比は従来の研究に比して厚肉となっているが、ロックシェッド等では基礎の負担を軽減するため厚肉のCFTが必要となる場合もあると考えたためである。使用したコンクリートの配合を表-2に示す。なお、用いたコンクリートについては、圧縮実験において内径30mmの鋼管に詰める必要があり、また、後述する曲げ実験では長さ1mの鋼管に均等に詰める必要があるため、粗骨材最大寸法を10mmとし、スランブを大きくするため水セメント比が大きな配合を採用した。このため、強度は17N/mm²(静的)と低強度なコンクリートとなった。表-3にコンクリート材料と鋼材の材料諸元も示す。鋼管はSTKR400材であり、鋼管と充填コンクリートとの間には剝離材を塗布して摩擦を小さくするように工夫した。鋼管内充填コンクリートの圧縮実験に際しては、図-3に示すように各供試体の内径(内幅)

2. 第1段階: 充填コンクリートの動的応力~ひずみ関係

(1) 実験概要

a) 高速荷重実験装置

本実験は、図-1に示す水平高速荷重装置¹⁷⁾を用いて行った。本装置は、実験開始前にアキュムレーターに蓄積された高圧の油を一気に解放して荷重するため、図-2に示すような高速荷重が可能であり、さらにその速度を設定速度にコントロールすることができる。本実験の高速荷重では約3.0m/sec、中速荷重では約1.0cm/secで、静的荷重では約0.5mm/minの速度で荷重治具を変位させて実験を行った。なお、後述するように固定端が若干の変位を生じるため供試体の変形速度はこれらの値よりもやや小さくなっている。ここで、図-1のような

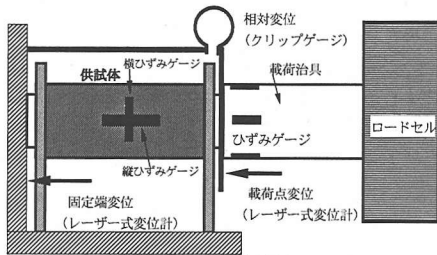
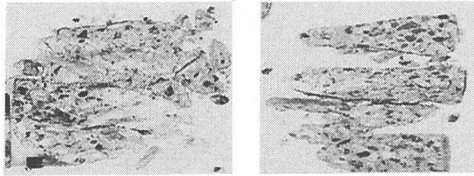
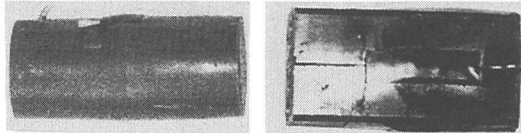


図-4 計測項目



(a) 静的荷重 (b) 高速荷重
写真-1 プレーンコンクリートの破壊形状

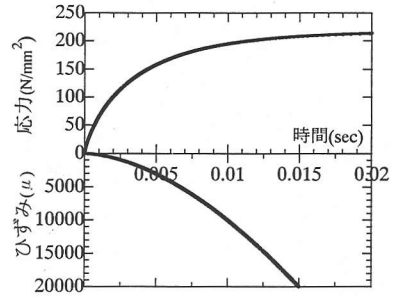


(c) 円形鋼管内部写真 (d) 角形鋼管内部写真
写真-2 鋼管詰供試体の破壊形状 (高速荷重)

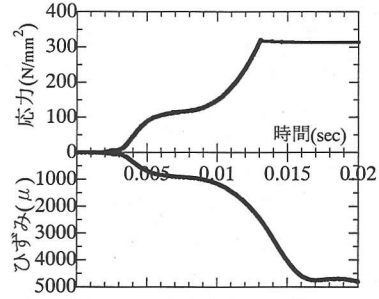
より約1mm小さな径(幅)で、厚さ10mmの鋼製の押し込み板を上下に当てて内側の充填コンクリート部のみに圧縮荷重荷重が作用するようにした。

c) 計測要領

実験は、図-4に示すように供試体を設置して行った。計測項目は、荷重、変位およびひずみである。荷重は2通りの方法で計測した。1つはロードセル取り付け部から供試体の荷重面形状へフィットするように絞り込んだ形状の荷重治具固定端での荷重をロードセルにより計測したもの、もう1つは荷重点直近の荷重を荷重治具のひずみを計測して軸力を算定したものである。この両者を比較して荷重治具の慣性力の影響を検討した結果、ロードセルとひずみから得られる荷重には殆ど差が見られないので、ここではロードセルの値を基に整理した。供試体の変形についても同様に2通りの方法を用い、1つはレーザー式変位計により荷重治具変位と固定端変位を計測し、その差から求める変形、もう1つはクリップゲージを用い固定端から荷重治具の差を直接計測する方法により重複して計測した。また、ひずみは各供試体表面に縦横にひずみゲージを貼付し計測した。



(a) 軸方向応力とひずみ



(b) 円周方向応力とひずみ

図-5 応力とひずみの時刻歴応答(高速荷重)
(円形鋼管 $\phi=34\text{mm}$, $t=2.3\text{mm}$)

(2) 実験結果および考察

a) 試験後の変形状

写真-1にプレーンコンクリートの静的実験および高速荷重実験における実験後の破壊形状を示す。静的実験では細かい破片に砕けているが、高速荷重実験では大きな塊が斜めせん断破壊面を明瞭に形成し破壊している。写真-2(a),(b)には、それぞれ高速荷重での円形鋼管詰および角形鋼管詰供試体の変形状を示す。いずれの場合にも供試体中央部が膨らんでおり、内部のコンクリートの変形に伴って側方に膨らんだ様子がわかる。また、写真-2(c),(d)の内部写真を見ると充填コンクリート内部には明瞭な破壊線が現れず、全体的に膨張して破壊していることがわかる。ちなみに静的実験の結果も同様であり、鋼管拘束によって破壊形状に対する速度依存性はあまりないと思われる。

b) 応力～ひずみ関係に及ぼす拘束効果

① 応力とひずみの時刻歴応答

図-5(a)に、一例として円形鋼管内充填コンクリートのCRA供試体($D=34\text{mm}$, $t=2.3\text{mm}$, $t/D=0.068$)に対する高速荷重実験での軸方向応力およびひずみの時刻歴データを示す。ここで、軸方向応力はロードセルの計測値を供試体の初期コンクリート断面積で除したものである。ちなみに、荷重治具先端のひずみゲージにより得られた荷重を用いても有意な差はなかった。また、ひずみについては、供試体の全変形量を供試体長さで除したものである。これより、荷重開始時からのひずみが20000 μ に達する時間までの平均ひずみ速度を求めると、高

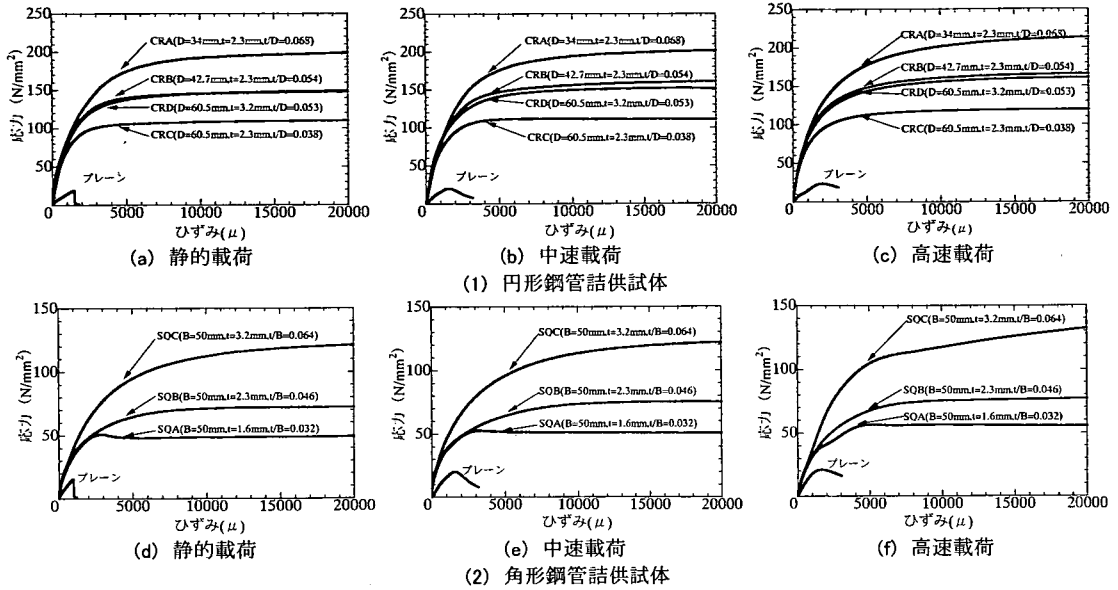


図-6 応力～ひずみ関係に及ぼす鋼管拘束の影響

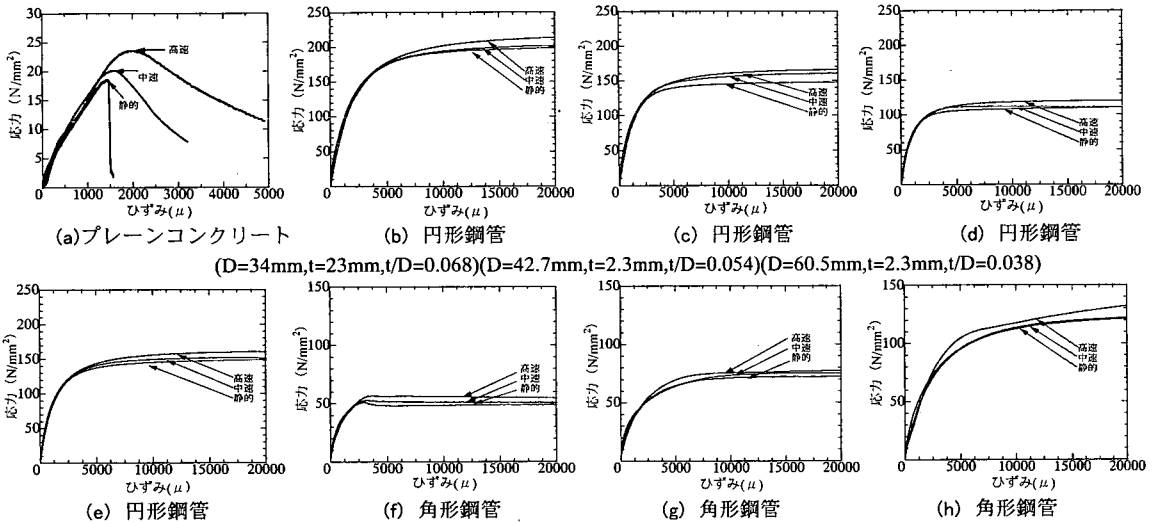


図-7 応力～ひずみ関係に及ぼす荷重速度の影響

速実験では、概ね 1.3×10^0 (1/sec)の速度で応力の最大値まで変形していることがわかる。同様にして求めたひずみ速度は、静的で約 5.0×10^{-5} (1/sec)、中速で 2.0×10^{-3} (1/sec)となった。以後、本研究でのひずみ速度はこの方法によって求めた値を用いる。図-5(b)は、鋼材の円周方向のひずみを母材の応力～ひずみ関係(ミルシート)を用いて応力に変換し、その時の時刻歴を示したものである。これらのデータを図-5(a)と同調して見ると、図-5(a)の充填コンクリート強度は、鋼材の円周方向ひずみが降伏点に達した後で得られることがわかる。すなわち、鋼管による拘束応力が降伏して一定になるとコンクリートの軸方向応力もほぼ一定になっている。

② 応力～ひずみ関係に及ぼす鋼管の拘束効果による影響

図-6には、図-5(a)に示した時刻歴データの時間軸を同調させて得られる応力～ひずみ関係について鋼管の肉厚直径比(t/D)または肉厚幅比(t/B)をパラメータとして比較図示する。まず図-6(a)の円形鋼管内充填コンクリートとプレーンコンクリートに対する静的荷重実験結果について考察する。プレーンコンクリートは、その最大応力が約 17N/mm^2 に達した後で瞬時に応力を失っているが、充填コンクリートの場合にはいずれの供試体も軟化領域が現れず、あたかも軟鋼の応力～ひずみ関係のように降伏棚が現れ、一定応力が 20000μ まで持続

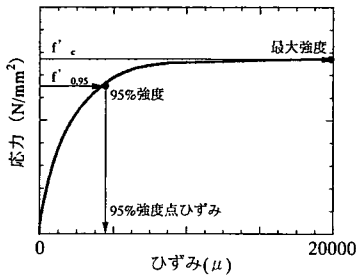
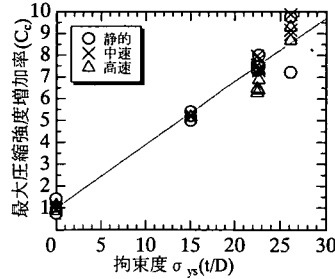
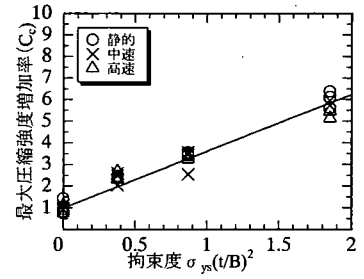


図-8 変曲点強度の求め方



(a) 円形鋼管



(b) 角形鋼管

図-9 最大圧縮強度増加率に及ぼす拘束度の影響

する。その間わずかに応力が増加する硬化型の弾塑性挙動を示す。また、最大応力も $100 \sim 200 \text{ N/mm}^2$ とプレーンコンクリートの約5~10倍も大きくなっている。特に、鋼管の肉厚直径比(t/D)が等しいCRB供試体($t/D=0.054$)とCRD供試体($t/D=0.053$)とでは、その最大応力値が概ね一致しており、応力増加は鋼管の肉厚直径比(t/D)に強い相関があることがわかる。

次に、図-6(b),(c)には、それぞれ中速載荷および高速載荷時の円形鋼管内充填コンクリートの応力~ひずみ関係を示すが、いずれの場合にも静的載荷実験と同様の硬化型弾塑性の応力~ひずみ関係となり、その最大応力は肉厚直径比(t/D)が大きいほど大きくなっている。

図-6(d)には、角形鋼管内充填コンクリートに対する静的載荷実験の応力~ひずみ関係を示す。この場合にも円形鋼管と同様に鋼管拘束によって大ひずみまで応力を維持する弾塑性挙動を示している。しかし、SQA供試体($t/B=0.032$)の場合には、ひずみ約 2500μ において約 50 N/mm^2 の最大応力となった後、一旦応力がやや低下して約 45 N/mm^2 となって一定応力が保持されている。このように、他の供試体では軟化域が現れないが、SQA供試体のみで明瞭な軟化型の弾塑性挙動を示している。これは、肉厚 $t=1.6 \text{ mm}$ と本実験供試体では相対的に薄く、局部座屈が発生したため拘束圧が弱まったことの影響と考えられる。次に図-6(d)の角形鋼管内充填コンクリートの最大応力を、図-6(a)の円形鋼管のものと比較すると、肉厚直径比($t/D=0.068$)と肉厚幅比($t/B=0.064$)のほぼ等しい場合には、角形鋼管は概ね円形鋼管の約6~8割程度の応力に低下しており、角形鋼管の方が円形鋼管よりも拘束効果が小さいことがわかる。図-6(e),(f)には、それぞれ中速載荷、高速載荷時の応力~ひずみ関係を示すが、静的載荷時とほぼ同様な傾向を示している。

③ 応力~ひずみ関係に及ぼす載荷速度の影響

図-7に供試体ごとの応力~ひずみ関係を載荷速度をパラメータとして比較図示する。図-7(a)にプレーンコンクリート供試体の応力~ひずみ関係を示す。この場合、静的載荷の最大応力は、約 17 N/mm^2 (実験時 ≈ 28 日強度)である。各載荷速度における最大強度は、載荷速度が増して、中速($\dot{\epsilon}=10^{-3}$ (1/sec)), 高速($\dot{\epsilon}=10^0$

(1/sec))と大きくなると、それぞれ約 20 N/mm^2 , 約 24 N/mm^2 と明瞭に大きくなっている。また、静的載荷実験では、軟化領域もなく瞬時に耐力が失われるのに対して、中速、高速載荷の場合には、徐々に軟化領域の勾配が緩やかになっている。これは、高速載荷実験においてコンクリートの耐力が失われる過程のわずかに $1/1000$ 秒間においてさえもひずみの増加が素早く行われるためである。図-7(b)~(e)には、円形鋼管の応力~ひずみ関係に及ぼすひずみ速度効果を示す。いずれの場合にもその最大応力が、ひずみ速度が大きくなるにつれて若干増加している。しかし、プレーンコンクリートほど明瞭な増加ではなく載荷速度による影響は小さいことがわかる。また、図-7(f)~(h)には、各角形鋼管内充填コンクリートの応力~ひずみ関係を示すが、この場合も円形鋼管と同様にひずみ速度の増加に伴ってわずかな最大応力の増加しか見られず、いずれの場合にもプレーンコンクリートほど明瞭な増加は見られない。

c) Popovics式¹⁸⁾による応力~ひずみ関係の推定法

前項までは、応力~ひずみ関係への定性的傾向を観察したが、この関係を定量的に把握するためにPopovics¹⁸⁾式を参考として構成則の推定式の誘導を試みる。すなわち、実験で得られた応力~ひずみ関係をPopovics式で推定するための構成則パラメータの決定法を検討する。まず、実験結果を見ると硬化型の弾塑性挙動を示すため、ここでは、図-8に示すように最大強度の95%強度点に着目し、その95%強度点前後において非線形パラメータ n の値を変えることによって応力~ひずみ関係を表すことにした。

$$\sigma = f'_{0.95} \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_{0.95}} \right)^n \frac{n}{(n-1) + \left(\frac{\epsilon}{\epsilon_{0.95}} \right)^n} \quad (1)$$

ここで、 n は次式によって与えられるものとした。

$$(a) \quad \epsilon \leq \epsilon_{0.95} \quad n = 1.368 \times 10^{-4} \times f'_{0.95} + 1 \quad (2)$$

$$(b) \quad \epsilon \geq \epsilon_{0.95} \quad n = 0.95 \quad (3)$$

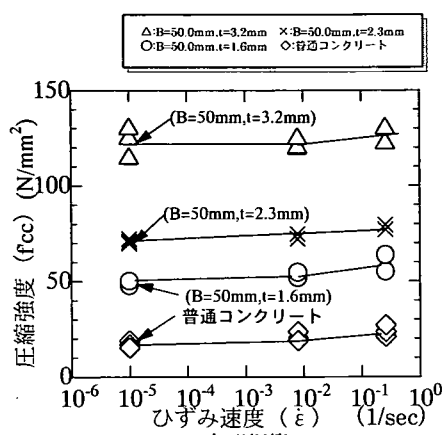
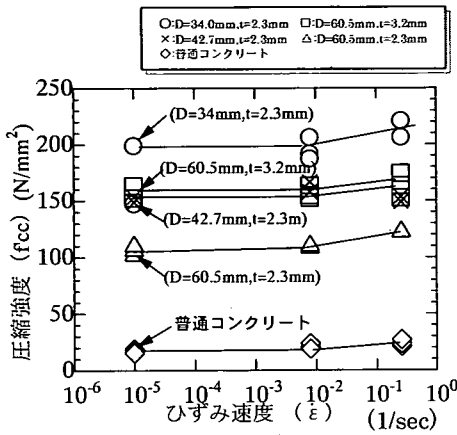


図-10 最大圧縮強度に及ぼすひずみ速度効果

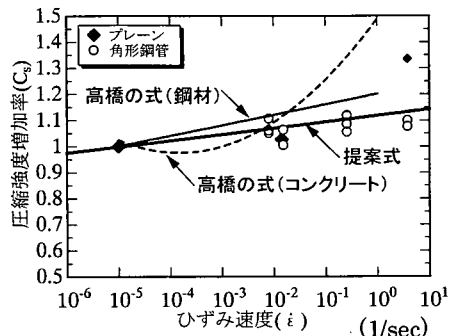
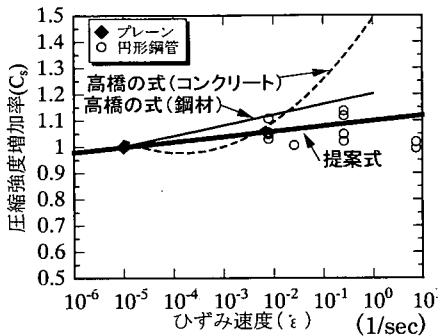


図-11 圧縮強度増加率に及ぼすひずみ速度効果

ここで、 $f'_{0.95}$: 95%強度点でのコンクリート強度、 $\epsilon_{0.95}$: 95%強度点のひずみ、 ϵ : 任意のコンクリートのひずみ。

これらの n の値については、実験結果と一致するようにフィッティングして決定されたものである。式(2)中の95%強度 $f'_{0.95}$ については、定義により次式によって求められる。

$$f'_{0.95} = 0.95 \times f'_c \quad (4)$$

この圧縮強度には拘束効果とひずみ速度効果が混在した影響を与えている。ところで、各々の影響について単独に論じた研究はあるが、複合した影響についての研究は見あたらない。そこで、各々の効果については従来の研究フォーマットを準用し、複合した影響は相互の積関係によって表す次式によって求められるものとした。

$$f'_c = C_c C_s f'_{cp} \quad (5)$$

ここで、 C_c : 鋼管拘束効果による圧縮強度増加率、 C_s : ひずみ速度効果による圧縮強度増加率、 f'_{cp} : プレーンコンクリートの静的圧縮強度。

① 最大圧縮強度に及ぼす拘束効果

本研究では、まずプレーンコンクリートやSQA供試体 ($t/B=0.032$) のようにその応力~ひずみ関係にピーク値

が現れたものはその値を、それ以外の硬化型の弾塑性タイプではひずみ $\epsilon = 20000 \mu$ における応力をもって最大圧縮強度とした。よって、充填コンクリートの最大圧縮強度の増加率 C_c は次式のように表される。

$$C_c = \frac{f'_{cc}}{f'_{cp}} \quad (6)$$

ここで、 f'_{cc} : 拘束された充填コンクリートの最大圧縮強度、 f'_{cp} : プレーンコンクリートの最大圧縮強度。

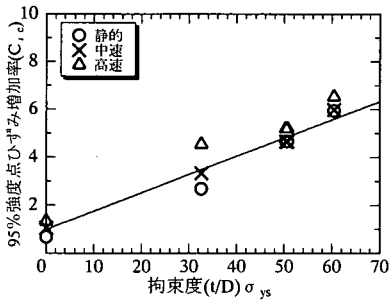
CFT構造技術指針・同解説¹⁾では、充填コンクリートの拘束度の代表値として、円形鋼管には $(t/D)\sigma_{ys}$ を、角形鋼管に対しては $(t/B)^2\sigma_{ys}$ を用いることにより、圧縮強度と拘束度には線形関係があるものとしている。最大圧縮強度の増加率 C_c と拘束度の関係を図-9に図示する。図には、概ね良好な線形関係が認められるので、円形と角形鋼管に対して線形回帰式を求めると次式のようになる。

(a) 円形鋼管

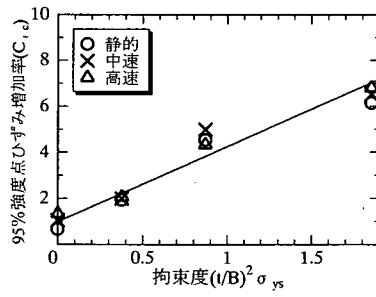
$$C_c = 1.0 + 0.29 \left(\frac{t}{D} \right) \sigma_{ys} \quad (7)$$

(b) 角形鋼管

$$C_c = 1.0 + 2.62 \left(\frac{t}{B} \right)^2 \sigma_{ys} \quad (8)$$



(a) 円形鋼管



(b) 角形鋼管

図-12 鋼管拘束による95%強度点ひずみ増加率～拘束度関係

ここで、 t : 鋼管の肉厚、 B : 角形鋼管の幅、 D : 円形鋼管の直径、 σ_{ys} : 鋼材の降伏応力度。

② 最大圧縮強度に及ぼすひずみ速度効果

図-10に最大圧縮強度とひずみ速度との関係を示す。前述のように円形鋼管、角形鋼管いずれの場合でも厚肉の鋼管により拘束を受けた充填コンクリートは、圧縮強度が極端に増加している。しかし、図-10(a),(b)に示すように円形鋼管と角形鋼管のいずれもひずみ速度が大きくなるにつれ、あまり強度増加は見られない。そこで、これらの実験結果を各タイプごとの静的載荷実験時の圧縮強度と中速・高速載荷時の強度の比率、すなわち、ひずみ速度による充填コンクリートの強度増加率 C_s として整理すると図-11のようになる。高橋ら¹⁹⁾は、普通強度および高強度のプレーンコンクリートの実験を行い、そのひずみ速度効果を次式のように表した。

$$C_{sc} = 1.49 + 0.268 \log(\dot{\epsilon}) + 0.0351 \log(\dot{\epsilon})^2 \quad (9)$$

ただし、

$$C_{sc} = \frac{f'_d}{f'_s} \quad (10)$$

ここで、 f'_d : プレーンコンクリートの高速載荷時の強度、 f'_s : プレーンコンクリートの静的載荷時の強度、 C_{sc} : ひずみ速度によるコンクリートの強度増加率。

この高橋の式を図中に示すが、プレーンコンクリートの場合には、概ねその傾向を表現できているが、拘束効果を受けた充填コンクリートの場合には $\dot{\epsilon} = 10^0$ の高速載荷時に式(9)ではほぼ5割の強度増加と推定するのに対し、実験値は概ね1割程度であり、式(9)は過大推定していることがわかる。図-5で述べたように充填コンクリートの強度には拘束している鋼管の降伏強度が強く影響を及ぼしているため、同じく高橋らが提案している鋼材に対する強度増加の推定式を図中に併記してみた。

すなわち、

$$C_{ss} = 1.202 + 0.040 \log(\dot{\epsilon}) \quad (11)$$

ここで、

$$C_{ss} = \frac{\sigma_{yd}}{\sigma_{ys}} \quad (12)$$

ここで、 σ_{yd} : 高速載荷時の鋼材の降伏点強度、 σ_{ys} : 静的載荷時の鋼材の降伏点強度、 C_{ss} : ひずみ速度による

鋼材の強度増加率。

この場合には、高橋らのコンクリートの推定式よりやや良好な結果となっているが、やはり過大推定となっている。しかし、ひずみ速度の増加にともない強度が線形に増加する傾向がみられることから、鋼材に対する高橋の式の係数を修正して、鋼管内の充填コンクリートのひずみ速度による強度増加率 C_s を次式のように表した。

$$C_s = 1.12 + 0.024 \log(\dot{\epsilon}) \quad (13)$$

ただし、

$$C_s = \frac{f'_{dc}}{f'_{sc}} \quad (14)$$

次に、圧縮強度と同様に95%強度点ひずみを次式によって求めるものとする。

$$\epsilon_{0.95} = C_{ec} C_{es} \epsilon_{0.95-sp} \quad (15)$$

ここで、 C_{ec} : 拘束効果による95%強度点ひずみの増加率、 C_{es} : ひずみ速度効果による95%強度点ひずみの増加率、 $\epsilon_{0.95-sp}$: プレーンコンクリートの静的載荷時の95%強度点ひずみ(ここでは、約2000 μ)。

すなわち、鋼管拘束による影響を図示すると図-12のようになり、概ね良い線形関係が見られる。これを回帰式で表すと次式が得られる。

$$C_{ec} = 1.0 + 0.076 \left(\frac{t}{D} \right) \sigma_{ys} \quad (\text{円形鋼管}) \quad (16)$$

$$C_{ec} = 1.0 + 3.26 \left(\frac{t}{B} \right)^2 \sigma_{ys} \quad (\text{角形鋼管}) \quad (17)$$

$$C_{es} = \frac{\epsilon_{0.95-c}}{\epsilon_{0.95-p}} \quad (18)$$

ここで、 $\epsilon_{0.95-c}$: 拘束された充填コンクリートの95%強度点ひずみ、 $\epsilon_{0.95-p}$: プレーンコンクリートの95%強度点ひずみ。

また、95%強度点ひずみに及ぼすひずみ速度効果を調べるため、95%強度点ひずみ増加率とひずみ速度の関係を整理すると図-13のようになる。ばらつきがやや大きいですが、やはり概ね直線的な増加傾向がみられるので、この回帰式を求めると次のようになる。

$$C_{es} = 1.12 + 0.023 \log(\dot{\epsilon}) \quad (19)$$

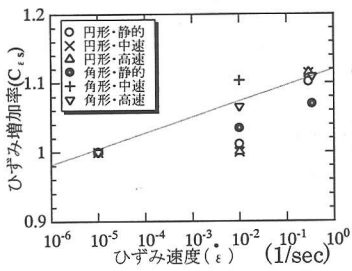
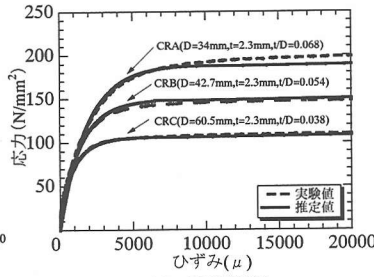
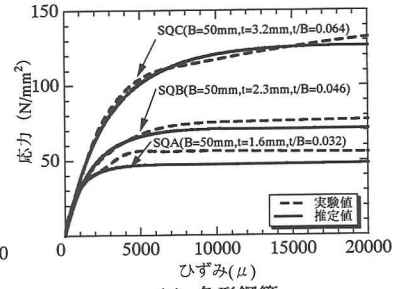


図-13 95%強度点ひずみ増加率～ひずみ速度関係

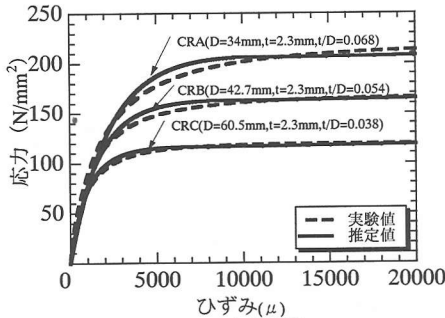


(a) 円形鋼管

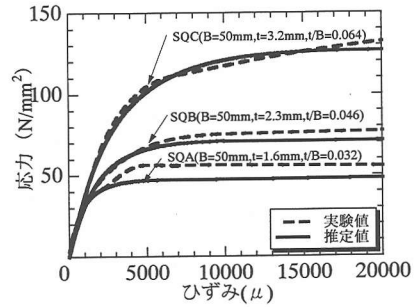


(b) 角形鋼管

図-14 静的載荷時の応力～ひずみ関係の実験と推定式の比較



(a) 円形鋼管



(b) 角形鋼管

図-15 高速載荷時の応力～ひずみ関係の実験と推定値の比較

表-4 供試体の種類および実験ケース

供試体	鋼管の種類	長さ (mm)	外径(D)幅(B)(mm)	厚さ (mm)	t/D, t/B (D/t, B/t)	載荷速度	実験回数
CR1	円形	1000	60.5	2.3	0.038 (26.3)	静的	3
						中速	3
						高速	3
CR2			3.2	0.053 (18.9)	静的	3	
					中速	3	
					高速	3	
SQ1	角形	50×50	3.2	0.064 (15.6)	静的	3	
					中速	3	
					高速	3	

備考 静的:0.014cm/sec, 中速:0.14cm/sec, 高速:2.4m/sec

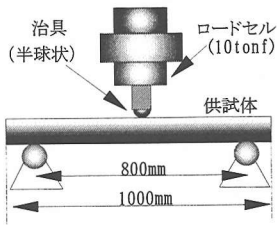


図-16 単純はり実験要領

$$C_{\epsilon_s} = \frac{\epsilon_{0.95-d}}{\epsilon_{0.95-s}} \quad (20)$$

ここで、 $\epsilon_{0.95-d}$:高速載荷時の95%強度点ひずみ、

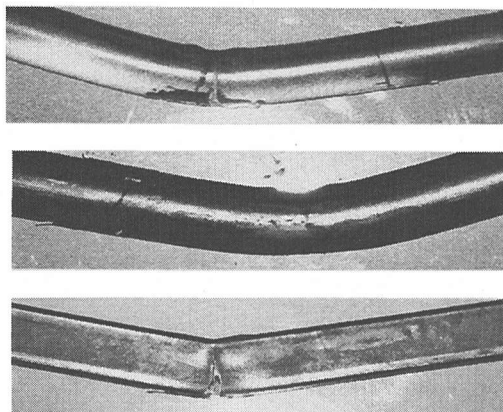
$\epsilon_{0.95-s}$:静的載荷時の95%強度点ひずみ。

d) 推定式と実験値の比較

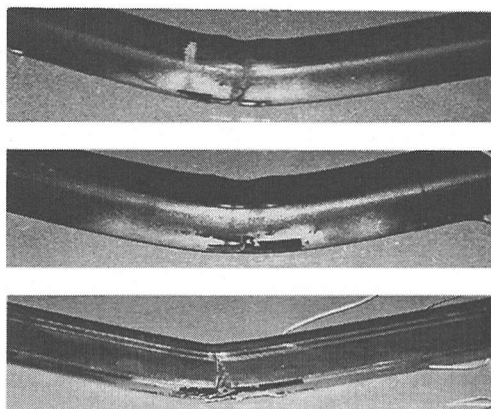
図-14は、静的載荷実験における応力～ひずみ関係の実験と式(1)～(20)による推定式の値を比較して、 t/D または t/B をパラメータとして示したものである。図-14(a)は、円形鋼管の静的載荷実験の実験値と推定式の値を比較しており、いずれの円形鋼管でもその応力～ひずみ関係をよく表している。図-14(b)は、角形鋼管の静的載荷実験の実験値と推定式の値を比較している。角形鋼管の場合には、推定式は全ひずみ範囲で実験値

よりも小さい応力値を表しているが、概ねその傾向を表すことができる。

図-15(a)は、円形鋼管の高速載荷実験値の応力～ひずみ関係の実験と推定式の値を比較したものである。この場合、95%強度点までの弾性域では、実験値よりもやや大きな推定値が得られ、以降は実験値よりもやや小さい推定値を得るため最大強度点では概ね実験値と一致する。図-15(b)は角形鋼管の高速載荷実験の応力～ひずみ関係の実験と推定式の値を比較したものである。この場合には、 $f'_{0.95}$ の推定値が実験値に比してかなり小さい値となるため、実験値に対して安全側の推定応力を得られることがわかる。



(c) SQ1供試体 (B=50mm, t=3.2mm)
写真-3 静的荷重実験終了後の変形状況



(c) SQ1供試体 (B=50mm, t=3.2mm)
写真-4 高速荷重実験終了後の変形状況

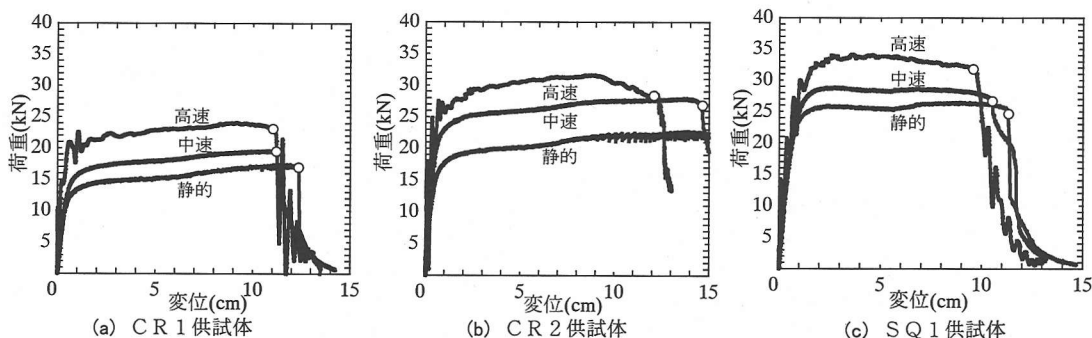


図-17 単純はりの荷重～変位関係に及ぼす荷重速度の影響

3. 第2段階:コンクリート充填鋼管はりの高速荷重実験

(1) 実験要領

実験は、図-16に示すような80cmのスパンによる中央点荷の単純はり実験である。荷重点には蒲鉾状のR=50cmの半円柱状治具を使用している。本研究の高速荷重では、約2.4m/sec、中速荷重では、約0.14cm/secで、静的荷重では、約0.014cm/secの速度で荷重治具を変位させて実験を行った。

(2) 実験供試体

実験に用いた供試体は、表-4に示すように鋼管径D=60.5mm、肉厚t=2.3mmと3.2mmの2種類の円形鋼管供試体および50×50mm、肉厚t=3.2mmの角形鋼管供試体の3種類である。鋼管および充填コンクリートの配合は、前の圧縮実験で使用した充填コンクリートと同じであり、同時に打設したものである。ただし、実験の実施日が約2週間遅れているため、若干強度が増加している。荷重荷重は、治具取り付け位置のロードセルによって、中央点の変位はレーザー式変位計によって計測した。また、供試体の荷重部中央、100mm、200mmの位置に上下面にひずみゲージを貼付して計測した。

(3) 実験結果および考察

a) 実験後の変形性状

写真-3に静的実験終了後の各供試体の変形性状を示す。写真-3(a)の肉厚の薄い(t=2.3mm)円形コンクリート充填鋼管(CR1 供試体)では、荷重部の引張縁から鋼管に引張破断の亀裂が生じて破壊しているが、写真-3(b)の肉厚が厚い(t=3.2mm)円形充填コンクリート鋼管(CR2 供試体)では、破断せずに滑らかな曲線で曲がっている。しかし、写真-3(c)に示すように同じ肉厚(t=3.2mm)の角形充填コンクリート鋼管(SQ1 供試体)では、やはり荷重部引張縁からの亀裂が生じ破壊に至っている。これより、①円形コンクリート充填鋼管では、鋼管の肉厚を増すことにより変形性能が増す、②同一肉厚の円形コンクリート鋼管(CR2)の静的では亀裂が生じないし、中高速においても亀裂破壊変位が12cm以上であるのに対し、同一肉厚の角形コンクリート充填鋼管ではすべてのケースで亀裂破壊しており、その限界も9~11cmと円形のものよりも小さい。すなわち、同一肉厚の角形コンクリート充填鋼管では、じん性が乏しくなることが認められる。写真-4に高速荷重実験終了後の変形性状を示す。全体的に静的荷重実験と良く似た性状となっているが、写真-4(b)の静的実験では破壊しなかったCR2 供試体が、高速荷重になると他の供試体

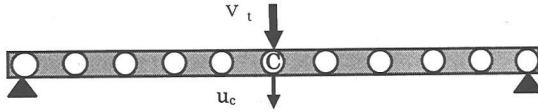


図-18 離散化はり構造

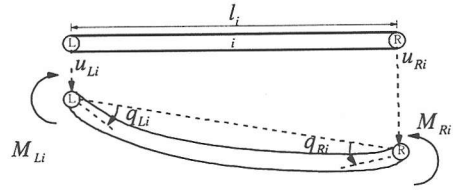


図-19 はり要素の力と変形

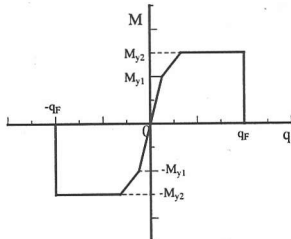


図-20 はり要素の曲げモーメント
～回転角関係

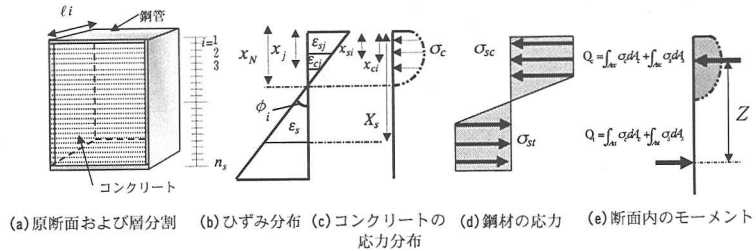


図-21 断面内のひずみ及び応力分布図

と同様に最下部の引張縁からの破断が生じている。すなわち荷重速度が大きくなると部材のじん性が失われ、脆性的傾向を示すことがわかる。

b) 荷重～変位関係に及ぼす荷重速度の影響

図-17 に各供試体ごとの荷重～変位関係に及ぼす荷重速度の影響を示す。図-17(a)の CR1 供試体($\phi = 60.5\text{mm}, t = 2.3\text{mm}$)では、その曲げ耐力の増加に伴って、17kN, 20kN, 24kN と明瞭に増加している。一方、鋼管に破断が生じる終局限界変位は、中速、高速荷重の方が静的に比べて若干小さくなり、脆性的傾向が見られる。図-17(b)の CR2 供試体($\phi = 60.5\text{mm}, t = 3.2\text{mm}$)では、やはり明瞭な耐力の増加が見られる。終局変位については、静的荷重では 15cm で破断せず、中速荷重では 14.5cm, 高速荷重では 9cm と荷重速度が増加するにつれて著しく変形性能が低下している。図-17(c)の角形鋼管 ($50 \times 50\text{mm}, t = 3.2\text{mm}$) の場合には、やはり荷重速度が増加するにつれて耐力は増加する。一方、終局変位についても円形鋼管と同様に静的荷重の場合に比べて、中速、高速荷重の方が小さくなり、脆性的傾向を示している。

4. 第3段階: コンクリート充填鋼管はりの高速荷重解析

ここでは、実験で得られたはりの曲げ耐力や終局変位に及ぼす充填コンクリートの拘束効果やひずみ速度効果の影響を調べるため、材料のひずみ速度効果をもっとも顕著に現れる静的実験と高速実験結果に対して解析的な検討を試みる。宇佐美・織田²⁰⁾によると、柱の曲げ弾塑性応答の解析においては、ファイバーモデルが望ましいとしているが、断面レベルでの $M \sim \phi$ 関係をあらかじめ求めておいてはりとして解析する場合にも軸力変動がなく、一方方向への変形を追う push over 解析

では適当な解が得られるとしている。また、上村ら²¹⁾は、PC 鋼棒で補強されたコンクリート充填鋼管連続はりの弾塑性応答を解析している。さらに、星隈ら^{22), 23)}の実験では RC 柱の曲げ実験で $0.3D \sim 0.7D$ で概ね $0.5D$ であることが示されている。これらを踏まえて本研究では、前述の鋼管内充填コンクリートの応力～ひずみ関係式を用いて断面分割法^{6), 7)}により曲げモーメント～曲率関係を求め、これを基にコンクリート充填鋼管はりの簡易な動的弾塑性応答解析法の開発を試みた。

(1) 解析法

a) はり構造の高速荷重解析

図-18 のように離散化されたはり構造のある節点に強制高速変位が与えられ、その速度の時刻歴が与えられる場合の構造全体の運動方程式は、既知の部分と未知の部分に分けて次のように表される。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{m}_{kk} & \mathbf{m}_{ku} \\ \mathbf{m}_{uk} & \mathbf{m}_{uu} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \ddot{\mathbf{u}}_k \\ \ddot{\mathbf{u}}_u \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{D}_{kk} & \mathbf{D}_{ku} \\ \mathbf{D}_{uk} & \mathbf{D}_{uu} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \dot{\mathbf{u}}_k \\ \dot{\mathbf{u}}_u \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \mathbf{K}_{kk} & \mathbf{K}_{ku} \\ \mathbf{K}_{uk} & \mathbf{K}_{uu} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \mathbf{u}_k \\ \mathbf{u}_u \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{F}_k \\ \mathbf{F}_u \end{bmatrix} \quad (21)$$

ここで、 $\ddot{\mathbf{u}}, \dot{\mathbf{u}}, \mathbf{u}$: それぞれ節点の加速度、速度、変位ベクトル、 \mathbf{F} : 節点外力ベクトル、 \mathbf{m} : 質量マトリクス、 \mathbf{D} : 減衰マトリクス、 \mathbf{K} : 剛性マトリクスであり、添字 k は known の略で既知の量を示し、添字 u は unknown の略で未知の量を表す。すなわち、 \mathbf{F}_u は未知であり、 $\ddot{\mathbf{u}}_u, \dot{\mathbf{u}}_u, \mathbf{u}_u$ は未知数である。一方、 \mathbf{F}_k は既知であり、また既知の $\ddot{\mathbf{u}}_k, \dot{\mathbf{u}}_k, \mathbf{u}_k$ が境界条件などによって与えられるので、時刻 $t + \Delta t$ における未知の $\dot{\mathbf{u}}_u, \mathbf{u}_u$ は Newmark β 法の積分関係によって次式のように与えられる。

$$u_{u,t+\Delta t} = u_{u,t} + \Delta t \dot{u}_{u,t} + \frac{\Delta t^2}{2} \ddot{u}_{u,t} + \beta_N \Delta t^2 (\ddot{u}_{u,t+\Delta t} - \ddot{u}_{u,t}) \quad (22a)$$

$$\dot{u}_{u,t+\Delta t} = \dot{u}_{u,t} + \frac{\Delta t}{2} (\ddot{u}_{u,t+\Delta t} + \ddot{u}_{u,t}) \quad (22b)$$

また、 $\ddot{\mathbf{u}}_u$ は式(21)と式(22)を用いて次のように求められる。

$$\begin{aligned} \ddot{\mathbf{u}}_{k,j+\Delta t} = & [\mathbf{m}_{kk} + \frac{\Delta t}{2} \mathbf{D}_{kk} + \beta_N \Delta t^2 \mathbf{K}_{kk}]^{-1} [\mathbf{F}_{k,j+\Delta t} - \mathbf{m}_{kk} \ddot{\mathbf{u}}_{k,j+\Delta t} \\ & - \mathbf{D}_{kk} \dot{\mathbf{u}}_{k,j+\Delta t} - \mathbf{D}_{kk} (\dot{\mathbf{u}}_{k,j} + \frac{\Delta t}{2} \ddot{\mathbf{u}}_{k,j}) - \mathbf{K}_{kk} \mathbf{u}_{k,j+\Delta t} \\ & - \mathbf{K}_{kk} (\mathbf{u}_{k,j} + \Delta t \dot{\mathbf{u}}_{k,j} + \frac{1}{2} (\beta_N) \Delta t^2 \ddot{\mathbf{u}}_{k,j})] \end{aligned} \quad (23)$$

ただし、添字 t は時刻を、 Δt は時間増分を表し、 β_N は Newmark β 法のコントロール定数で通常 $1/4 \sim 1/6$ が用いられる。

ここで、構成則が非線形の場合に式(21)は変位、速度および加速度に関して微小増分間の式に変換され、剛性マトリクスは増分間の接線剛性マトリクスを用いるものとする。

よって、 $\ddot{\mathbf{u}}_u, \dot{\mathbf{u}}_u, \mathbf{u}_u$ が既知となるので未知の外力 \mathbf{F}_u は次式によって求められる。

$$\mathbf{F}_u = \mathbf{m}_{kk} \ddot{\mathbf{u}}_k + \mathbf{m}_{ku} \ddot{\mathbf{u}}_u + \mathbf{D}_{kk} \dot{\mathbf{u}}_k + \mathbf{D}_{ku} \dot{\mathbf{u}}_u + \mathbf{K}_{kk} \mathbf{u}_k + \mathbf{K}_{ku} \mathbf{u}_u \quad (24)$$

このようにして求められた \mathbf{F}_u は、強制変位速度が与えられたときの節点に作用する荷重を意味しており、これより荷重～変位関係が求められることになる。

b) はり要素の剛性マトリクス

図-19 に示すような両端に曲げモーメントが働く要素の端回転角 \mathbf{q} と節点変位 \mathbf{u} との変形適合条件は次式のように表される。

$$\begin{bmatrix} q_{L_i} \\ q_{R_i} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1.0}{\ell_i} & -1.0 & \frac{1.0}{\ell_i} & 0 \\ \frac{1.0}{\ell_i} & 0 & -\frac{1.0}{\ell_i} & 1.0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} u_{LY} \\ u_{L\theta} \\ u_{RY} \\ u_{R\theta} \end{bmatrix} \quad (25)$$

ここで、 q_{L_i}, q_{R_i} : それぞれ左右端における回転角(接線角)、 ℓ_i : 要素 i の長さ、 $u_{LY}, u_{L\theta}$: 左端接点のはり直角方向変異および回転変位、 $u_{RY}, u_{R\theta}$: 右端接点のはり直角方向変位および回転変位。

よって、変形適合マトリクス \mathbf{B}_i は次式となる。

$$\mathbf{B}_i = \begin{bmatrix} -\frac{1.0}{\ell_i} & -1.0 & \frac{1.0}{\ell_i} & 0 \\ \frac{1.0}{\ell_i} & 0 & -\frac{1.0}{\ell_i} & 1.0 \end{bmatrix} \quad (26)$$

また、節点外力 \mathbf{F} と端曲げモーメント \mathbf{M} との関係は、仮想仕事の原理によって次式となる。

$$\begin{bmatrix} F_{LY} \\ F_{L\theta} \\ F_{RY} \\ F_{R\theta} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -\frac{1.0}{\ell_i} & \frac{1.0}{\ell_i} \\ -1.0 & 0 \\ \frac{1.0}{\ell_i} & -\frac{1.0}{\ell_i} \\ 0 & 1.0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} M_{L_i} \\ M_{R_i} \end{bmatrix} \quad (27)$$

さて、曲げモーメント(M_j)～回転角(q_j)関係については、図-20 に示すように限界回転角 \mathbf{q}_F を伴う3段階のトリニア弾塑性モデルとして取り扱うものとする。この場合の構成則は次のように表される。まず、弾性範囲については次のようになる。

$$\Delta \mathbf{M} = \mathbf{k}_e \Delta \mathbf{q} \quad (28)$$

$$\mathbf{k}_e = \begin{bmatrix} \frac{4E_i I_i}{\ell_i} & -\frac{2E_i I_i}{\ell_i} \\ -\frac{2E_i I_i}{\ell_i} & \frac{4E_i I_i}{\ell_i} \end{bmatrix} \quad (29)$$

ここで、 E_i : はり要素のヤング係数、 I_i : はり要素の断面2次モーメントであり、複合材料断面では、断面分割法による $M_i \sim \phi_i$ 関係で $E_i I_i = M_i / \phi_i$ として求められる。ここで、 ϕ_i は断面曲率である。

続いて、弾塑性領域では次のようになる。

$$\Delta \mathbf{M} = \mathbf{k}_{ep} \Delta \mathbf{q} \quad (30a)$$

$$\mathbf{k}_{ep} = \mathbf{k}_e - \mathbf{k}_e \mathbf{N}_e [\mathbf{N}_e^T \mathbf{k}_e \mathbf{N}_e + \mathbf{H}_e]^{-1} \mathbf{N}_e^T \mathbf{k}_e \quad (30b)$$

ここで、 $\mathbf{N}_e, \mathbf{H}_e$ は、次のように表される降伏条件式の中で、アクティブになっているものの係数マトリクス、または、ベクトルを表す。

$$\psi = \mathbf{N}^T \mathbf{M} - \mathbf{H} \lambda - \mathbf{r} \leq 0 \quad (31)$$

ここで、 ψ : 降伏条件式ベクトル、 \mathbf{N} : 降伏条件式への法線方向マトリクス、 \mathbf{H} : 硬化係数、 λ : 塑性乗数ベクトル、 \mathbf{r} : 塑性容量ベクトルである。

式(29)は式(30)の一部として表されることを考慮すると要素の接線剛性マトリクスは次式として表される。

$$\mathbf{K}_i = \mathbf{B}_i^T \mathbf{k}_{ep_i} \mathbf{B}_i \quad (32)$$

c) 断面分割法による曲げモーメント～回転角関係の求め方

さて、前述の解析法では、図-20 のモデル化された弾塑性構成則を求める必要がある。本研究では、これを断面分割法をベースに求めるものとした。これは、コンクリート充填鋼管断面を図-21 に示すように、断面高さ方向に n_s 個にスライスするように層状に分割しモデル化する。このように分割された1つの線要素 j のひずみは、次式により与えられる。

$$\epsilon_j = (x_j - x_N) \cdot \phi \quad (33)$$

ここで、 x_j : はり上縁部から線要素 j の中心までの距離、 x_N : はり上縁部から中立軸までの距離。

式(33)によって各層内にあるコンクリートおよび鋼材のひずみは求まる。よって、各層に生ずるひずみに応じて、次項に述べる各材料での構成則を用いると、各層 j ごとのコンクリートおよび鋼材の応力が求まる。よって、これを用いて図-21 に示すように、圧縮合力 Q_c と引張力 Q_t が次式によって求められる。

$$Q_c = \sum_{j=1}^{n_c} \sigma_{c_j} A_{c_j} + \sum_{j=1}^{n_s} \sigma_{s_j} A_{s_j} \quad (34a)$$

$$Q_t = \sum_{j=n_c+1}^{n_s} \sigma_{c_j} A_{c_j} + \sum_{j=n_c+1}^{n_s} \sigma_{s_j} A_{s_j} \quad (34b)$$

ただし、 σ_c, σ_s : それぞれ j 層のコンクリートおよび鋼材の応力度、 A_{c_j} : j 層のコンクリート要素断面積、 A_{s_j} : j 層の

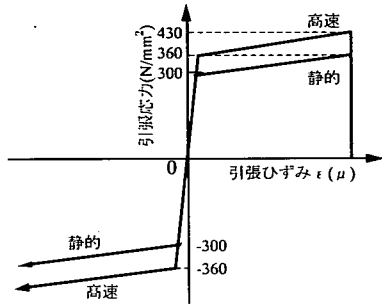


図-22 鋼材の構成則

鋼材要素面積, n_c : 圧縮側のひずみを生ずる層の数.
 n_t : 全層数.

さて, 式(34)で求められる Q_c, Q_t は, 式(33)の中立軸 x_N が断面内の力のつり合いに関して未知数であるので, はさみ込み収束計算を用いて次式を満足する x_{Nopt} を求める. すなわち,

$$Q_c(x_{Nopt}) = Q_t(x_{Nopt}) \quad (35)$$

以上の計算によって, 曲率 ϕ_i に応じて断面に生ずるモーメント M_i は次式によって与えられる.

$$M_i = Q_c(x_{Nopt}) \cdot Z = Q_t(x_{Nopt}) \cdot Z \quad (36)$$

ここで, Z : 圧縮力と引張力の合力間距離.

この際, コンクリート要素については, 本研究で提案した修正 Popovics 式を, 鋼材については高橋の式により降伏応力にひずみ速度効果を考慮した式を用いて解析を行った. さらに, このようにして求めた曲げモーメント~曲率関係に曲率に対しては高さの 1/2 を塑性ヒンジ長と仮定して乗ずることにより曲げモーメント~回転角関係として求め, これを図-20 に示すようなトリニア曲線に近似して用いた²⁴⁾.

(2) 構造解析と考察

a) 材料構成則

コンクリート材料については, 本研究で得られた修正 Popovics 式に拘束効果およびひずみ速度効果を考慮した材料定数を入力した. この際, ひずみ速度効果については, 事前に静的な材料定数を用いて, 高速載荷状態の解析を行った際に得られた曲率速度から求めたひずみ速度, $\dot{\epsilon} = 10^0$ とした場合の入力値を用いた. なお, 式(13)に見られるように拘束コンクリートのひずみ速度効果の感度は鈍いので, 全断面均一のひずみ速度効果を与えた. 表-5 は断面分割法への解析入力値を表す.

鋼材については, 図-22 に示すような破断ひずみを伴うバイリニアモデルに簡略化し, その強度に対して高橋の式⁴⁾を適用することによってひずみ速度効果を考慮した. この圧縮側の構成則には本来座屈の影響を考慮することが望ましい²⁴⁾が, 断面内の圧縮力は中詰めコンクリートが支配的で鋼材座屈の影響は小さく, むしろ引張

表-5 解析に用いたコンクリートの定数

供試体	載荷速度	最大強度 (95%強度) $f_{0.95}$ (kN/mm ²)	最大強度点 ひずみ $\epsilon_{0.95}$ (μ)	n値	
				最大強度前	最大強度後
CR1 供試体 D=60.5mm t=2.3mm	静的	1.6×10^2	4.3×10^3	1.22	0.95
	高速	1.8×10^2	4.8×10^3	1.25	
CR2 供試体 D=60.5mm t=3.2mm	静的	2.3×10^2	5.4×10^3	1.31	
	高速	2.5×10^2	6.1×10^3	1.34	
SQ1 供試体 50×50mm t=3.2mm	静的	1.8×10^2	1.4×10^3	1.25	
	高速	2.1×10^2	1.5×10^3	1.29	

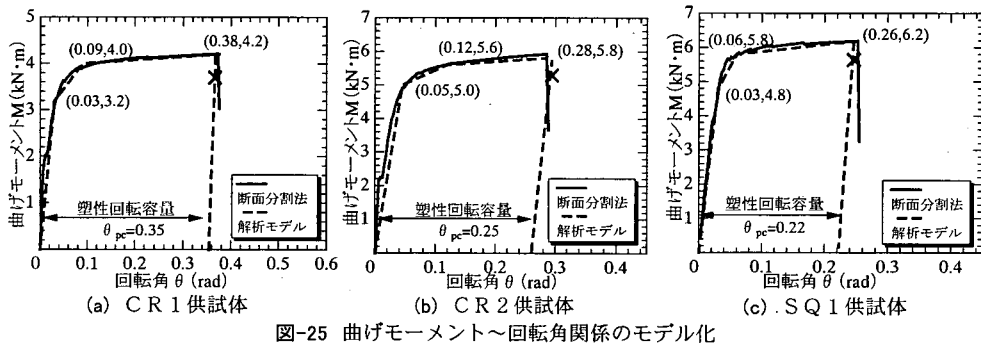
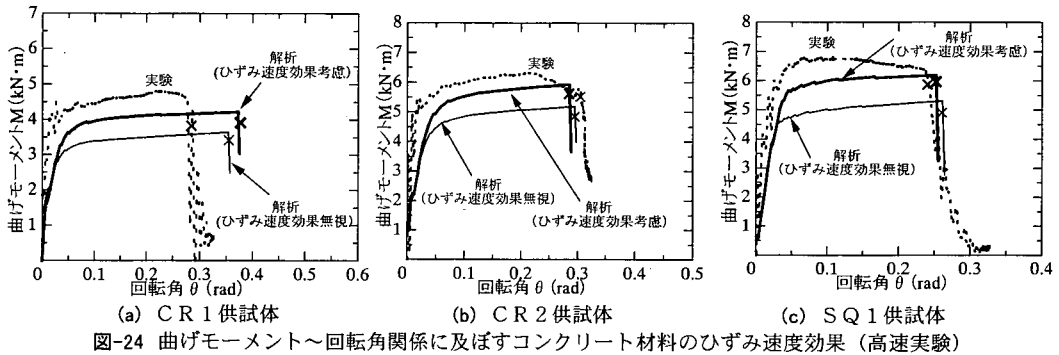
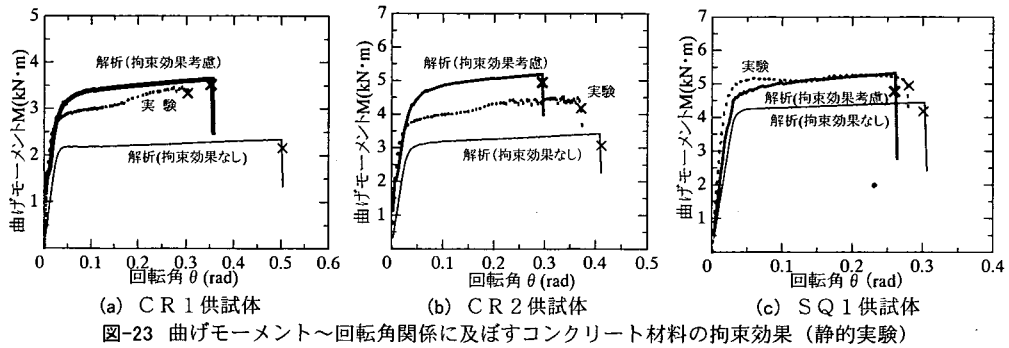
破断の影響が大きいので, 圧縮強度を無視したモデルを用いた.

b) 断面分割法による曲げモーメント~回転角関係の推定結果

図-23 に静的載荷条件下での断面分割法によって得られた曲げモーメント~回転角関係を実験結果と比較して示す. ここで, 解析結果の回転角とは, 解析での断面曲率 ϕ に各供試体のはり高の 1/2 を乗じたものであり, 実験結果の回転角は, スパン長の 1/2 で変位を除いたものである. このような単純化したモデルによる比較を行うのは, 解析において塑性ヒンジは10要素の中で中央の一点に集中して発生しており, 他の要素の弾性変形の影響があまり大きくないためである. まず, 図-23(a) の円形断面 CR1 供試体において充填コンクリートに拘束効果を考慮しない解析は, 回転角 0.02rad で $2.2\text{kN}\cdot\text{m}$ の降伏曲げモーメント耐力に達し, その後, 緩やかに耐力を増しながら図中に×印を付した 0.5rad に達すると引張縁の鋼材が破断することにより耐力を失う. すなわち, 限界回転角が 0.5rad と推定される. 一方, 充填コンクリートの拘束効果を考慮した解析では, 初期降伏曲げ耐力が約 $3.2\text{kN}\cdot\text{m}$, 終局曲げ耐力が $3.6\text{kN}\cdot\text{m}$ と降伏後の硬化傾向が若干大きく現れる. しかし, 限界回転角は 0.35rad と小さな推定値となっている. 実験結果では, 曲げ耐力は, 初期降伏時で $2.9\text{kN}\cdot\text{m}$, 終局時で $3.5\text{kN}\cdot\text{m}$, その限界回転角は 0.3rad となっており, 充填コンクリートの拘束効果を考慮することにより, 曲げ耐力および限界回転角に関してより良い推定を与えることがわかる.

図-23(b) に示した CR2 供試体でも充填コンクリートに拘束効果を考慮した場合と考慮しない場合の曲げ耐力の推定値には顕著な違いが現れ, 考慮した場合の曲げ耐力は考慮しない場合の約 1.6 倍程度となっている. ただし, その推定値は, 実験結果に比較するとやや過大評価となっており, 回転角については過小評価となっている. これは, 提案した静的載荷時の充填コンクリートの拘束効果を考慮した評価式において, 薄肉の鋼管でその強度増加を若干過大評価するためと思われる.

図-23(c) の角形鋼管の SQ1 供試体では, 拘束効果を考慮することによりその曲げモーメント耐力は約 20%増



加することを示しており、その増加の割合は円形鋼管よりも小さくなっている。これは、提案した充填コンクリートの拘束効果を考慮した評価式において、角形鋼管ではその拘束効果を円形鋼管に比して小さく推定するためである。よって、その推定結果は拘束効果を考慮した場合に、実験値と曲げ耐力および回転角について極めて良い推定値を与えることがわかる。

図-24に、各供試体ごとのコンクリートおよび鋼材料の応力～ひずみ係数にひずみ速度効果を考慮した場合と無視した場合の曲げモーメント～回転角関係を高速載荷実験結果と比較して示す。ここで、コンクリート材料についてひずみ速度効果考慮とは、前述のように鋼管拘束効果を考慮したうえで、さらにひずみ速度効果を考慮することを意味し、ひずみ速度効果無視とは、鋼管拘束効果のみを考慮することを意味する。図-24(a),(b)より円形鋼管のCR1, CR2 供試体に対して、ひずみ速度効果を考慮するとその曲げ耐力が約 15%程度大きくなる

ことがわかる。しかし、その限界回転角にはあまり影響はない。式(13)で提案した拘束効果を考慮したコンクリートの強度に及ぼすひずみ速度効果は、図-11に示すように高橋らの推定法よりも小さくなっているため、耐力増加には多くても 15%程度以下の影響を与えるに過ぎない。しかし、このように曲げ耐力の上昇が得られるのは、この断面では比較的厚肉の鋼管を使用しているため、鋼材料のひずみ速度効果が影響したためである。一方、その限界回転角については、図-24(a)のCR1 供試体は実験値の約 20%過大評価となるが、図-24(b)のCR2 供試体では、ほぼ一致する推定値を得ている。また、図-24(c)の角形鋼管のSQ1 供試体では、ひずみ速度を考慮した推定値は、その曲げ耐力および限界回転角ともに極めて良好な推定値を与えることがわかる。

c) 構造解析モデル

構造としての荷重～変位関係は、解析の1要素の長さとして離散分割化したはり構造モデルとした。各

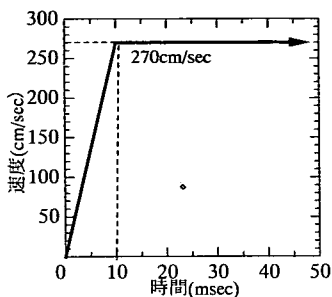
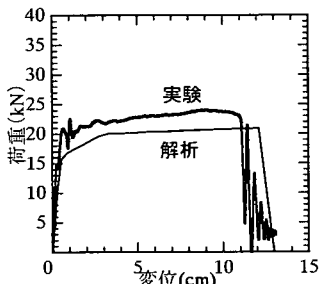


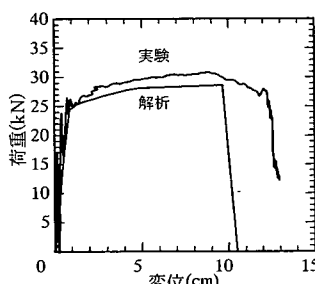
図-26 解析用載荷速度～時間関係

表-6 はりモデルの構成則パラメータ

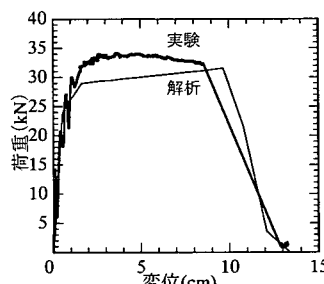
供試体	CR1	CR2	SQ1
弾性域の曲げ剛性 $EI(kN \cdot cm^2)$	4.9×10^3	5.0×10^3	9.2×10^3
曲げモーメント My_1 第1降伏強度 $(kN \cdot m)$	3.2×10^0	5.0×10^0	4.8×10^0
第1弾塑性領域硬化係数 H_1	1.3×10^2	7.0×10^2	4.0×10^2
曲げモーメント My_2 第2降伏強度 $(kN \cdot m)$	4.0×10^0	5.6×10^0	5.8×10^0
第1弾塑性領域硬化係数 H_2	7.0×10^{-1}	7.0×10^{-1}	2.5×10^{-1}
塑性回転容量 θ_{pe} (rad)	3.0×10^{-1}	2.8×10^{-1}	1.8×10^{-1}



(a) CR1 供試体



(b) CR2 供試体



(c) SQ1 供試体

図-27 荷重～変位関係の推定結果 (高速実験)

はり要素の端モーメント～端回転角の構成則については、図-24 に示したひずみ速度効果および拘束効果を考慮した断面分割法によって求められた曲げモーメント～回転角関係を図-25 に示すように限界回転角を有するトリニア型の弾塑性挙動にモデル化した。表-6 に構成則の入力パラメータを示す。ただし、表中の塑性回転容量とは図-25 中に示すように破断によって耐力が失われる限界回転角から弾性回転角成分を差し引いた回転角をいう。解析は、時間刻みを 10^{-3} msec とし、載荷点の節点には実験結果の載荷速度～時間関係をモデル化して図-26 に示すような載荷開始後 10msec までに最大速度 2.70m/sec に達するように比例増加した後、その最大速度が一定に保たれるように入力した。

d) 解析結果と考察

図-27 に解析結果の荷重～変位関係を実験結果と比較して示す。図より CR1, CR2 および SQ1 供試体に対する解析結果は、実験結果の耐力よりも若干小さい推定耐力となるが、その弾塑性挙動全体について耐力および終局限界変位のいずれも良好な推定値を得られることがわかる。すなわち、解析は実験で得られたコンクリート充填鋼管はり部材の高速変形下での弾塑性耐力および限界変位を比較的良くシミュレートできることがわかる。ところで、この解析結果の耐力は、前述の曲げモーメント～回転角関係の曲線と非常に良く似ており、はり断面の抵抗力がそのまま荷重値に反映されていることがわかる。解析は、式(21)で示すように動的解析に基づくため、はり全体に生じる慣性力の影響を考慮しており潜在的にはりに生じる振動の影響も考慮されている。し

かし、解析結果を分析すると、確かに載荷直後の数 msec 程度までは、このような振動の影響が現れるが、図-26 に示すように一定速度に達した後は、振動の影響が消散し、一次モードの変形が単調増加する。このような解析結果が、実験値と良く一致することは、本研究で用いた高速載荷実験法が部材に生じる振動および慣性力項の影響を効率良く除外して、そのひずみエネルギーによる抵抗力を評価できる実験であったことがわかる。

5. 結言

本研究は、まず鋼管内充填コンクリートの強度におよぼす拘束効果およびひずみ速度効果について高速一軸圧縮載荷実験によって確認したうえで、次に、コンクリート充填鋼管はりの高速変形時の耐力及び終局限界変位に及ぼす載荷速度の影響について、実験および解析的に検討したものである。本研究の成果を要約すると次のようになる。

- (1) 鋼管内充填コンクリートの弾塑性挙動は、軟化領域が現れない硬化型の弾塑性挙動を示す。
- (2) 鋼管内充填コンクリートの最大強度は、プレーンコンクリートの約 5～10 倍に増加する。この拘束の効果による強度増加については、角形鋼管より円形鋼管の方が著しく大きい。
- (3) 鋼管内充填コンクリートのひずみ速度効果による最大応力度の増加割合は鋼管拘束が大きいほど小さくなる。

(4) 鋼管内充填コンクリートの応力～ひずみ関係を Popovics 式によって推定する手法を提案した。また、その提案式による推定値と実験値は円形鋼管の場合、静的および高速載荷のいずれに対しても良く適合することが認められた。

(5) 同一径の円形コンクリート充填鋼管はりの静的載荷では、肉厚が厚いほど、大きな曲げ変形(回転角 $\theta = 0.3\text{rad}$)に対しても鋼管に亀裂が生じないじん性に富む曲げ部材となることが認められた。

(6) コンクリート充填鋼管はりの高速載荷実験では、厚肉の円形コンクリート充填鋼管でも亀裂破壊が生じるようになり、一般的にじん性が低下し、脆性的傾向を示した。

(7) 一方、曲げ耐力は載荷速度が大きくなると増大するいわゆるひずみ速度効果が認められ、曲げ変形速度が $\dot{\theta} = 10^{-1}$ では静的載荷の約 1.2 倍程度となった。

(8) 高速変形を受けるコンクリート充填鋼管はりの耐力および終局限界を推定するために、断面分割法をベースとして弾塑性はり要素を用いた、高速載荷解析法を開発した。

(9) 提案した高速載荷解析法は、実験結果の荷重～変位関係を比較的良くシミュレートでき、その耐力および終局限界変位を良好に推定できることがわかった。

なお、本研究で用いたコンクリート充填鋼管は、実構造に比して小さなサイズのものであり、拘束度に与えるサイズ効果やはり実験時の相似則の適用範囲などの問題がある。また、コンクリート材料も低強度の一種類に限られている。実験式のパラメータ特に径厚比の影響や形式についてより広範囲の実験によって検討し、さらにその適用範囲と信頼性を向上させることが必要である。

謝辞: 本研究を行うにあたり、防衛大学校研究員園林栄喜氏、防衛施設庁技官伊藤敦志氏の御支援を得た。ここに記して謝辞とする。

参考文献

- 1) 例えば、社団法人 新都市ハウジング協会: CFT 構造技術指針・同解説, 1997 年。
- 2) 磯江暁, 橋本靖智, 小川一志, 大南亮一, 吉川孝男, 水上義彦: 鋼・コンクリート合成鋼管アーチの内部滑りに関する検討, 土木学会第 53 回年次学術講演概要集, I-A, pp.610~611, 1998 年 10 月。
- 3) 稲葉紀昭, 保坂鐵矢, 沖本眞之, 中村俊一: コンクリートを充填した鋼管桁の曲げ耐力に関する実験, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, I-A, pp.868~869, 1996 年 9 月。
- 4) 加藤勉: コンクリート充填鋼管短柱の圧縮強さ, 変形能力(コンクリート充填鋼管の耐力, 変形能力の研究, I), 日本建築学会構造系論文報告集, 第 468 号, pp.183~191, 1995 年 2 月。

5) 佐藤孝典: 円形断面の充填鋼管コンクリート構造におけるコンファインド効果のメカニズムとそのモデル化, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 452 号, pp.149~158, 1993 年 10 月。

6) 西山功, 森野捷輔, 東清仁, 中村敏治: 角形断面を有する充てん型鋼管コンクリート柱の変形性能, 日本建築学会構造系論文集, 第 457 号, pp.83~91, 1994 年 3 月。

7) 蜷川利彦, 崎野健治: コンクリート充填円形鋼管短柱の軸圧縮挙動と拘束効果, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.19, No.2, pp.1431~1436, 1997 年。

8) 園田恵一郎: 土木分野における剛性形状の構造と話題, 鋼構造協会誌, Vol.10, pp.2~14, 1993 年。

9) 塩見昌紀, 前川幸次, 吉田博: 片持ち型落石履工を想定した鋼管コンクリート複合 T 型はりの変形能に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1843~1851, 2000 年 3 月。

10) 南出賢司, 温泉重司, 今野久志, 岸徳光: 鋼・コンクリート合成梁の衝撃耐荷性状, 土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集, I-A329, pp.1~2, 2000 年 9 月。

11) 山本恭嗣, 園田佳巨, 石川信隆, 太田貞次, 太田俊昭: 硬質ウレタンを充填した鋼・コンクリート合成梁部材の静的および衝撃応答特性に関する実験的考察, 構造工学論文集, Vol.39A, pp.1645~1652, 1993 年 3 月。

12) 加瀬典文, 太田貞次, 香月智, 石川信隆: スタッドの高速せん断破壊試験, 構造工学論文集, Vol.42A, pp.1269~1276, 1996 年 3 月。

13) 加瀬典文, 太田貞次, 香月智, 石川信隆: 硬質ウレタンを充填した鋼コンクリート合成板の衝撃押し抜きせん断実験, 構造工学論文集, Vol.41A, pp.1229~1238, 1995 年 3 月。

14) 太田貞次: 硬質ウレタンを充填した鋼・コンクリート合成構造の開発に関する基礎的研究, 山梨大学提出学位論文, 1998 年 3 月。

15) 伊藤一雄, 石川信隆, 川嶋幾夫, 鈴木宏: 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 年 3 月。

16) 黒木勇人, 太田貞次, 香月智, 石川信隆: 鋼管内に充填されたコンクリートの高速圧縮強度実験, コンクリート工学年次論文報告集, Vol.21, No.2, pp.589~594, 1999 年 6 月。

17) 前川試験機製作所, 油圧式高剛性テストシステム, PAT. 931278。

18) Popovics, S.: Factors Affecting the Elastic Deformations of Concrete, *Proc. of the International Conference on Mechanical Behavior of Materials*, Vol.V, Kyoto, pp.172~183, 1971.8。

19) 高橋芳彦, 大野友則, 太田俊昭, 日野伸一: 衝撃荷重を受ける鉄筋コンクリートはりの弾塑性挙動に及ぼす材料のひずみ速度効果, 構造工学論文集, Vol.37A, pp.1567~1580, 1991 年 3 月。

- 20) 宇佐美勉, 織田博孝: 鋼構造物の耐震解析法および耐震調査法に関する研究展望, 土木学会論文集, No.667/1-54, pp.1-16, 2001年1月.
- 21) 上村浩茂, 前川幸次, 中村昭英, 吉田博: コンクリート充填鋼管連続はりの載荷実験とロックシェッド設計への応用, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1575-1585, 1998年3月.
- 22) 星隈順一, 運上茂樹, 川島一彦, 長屋和宏: 載荷繰返し特性と塑性曲率分布に着目した曲げ破壊型鉄筋コンクリート橋脚の塑性変形性能とその評価法, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.877-888, 1998年3月.
- 23) 星隈順一, 長屋和宏, 運上茂樹: 鉄筋コンクリート橋脚の塑性曲率分布と塑性ヒンジ長, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1461-1468, 2000年3月.
- 24) 太田貞次, 黒木勇人, 香月智, 石川信隆: 高速載荷を受ける鋼・コンクリート合成梁の動的弾塑性挙動に関する一考察, 構造工学論文集, Vol.45A, pp.1497-1518, 1999年3月.

(2000.12.7.受付)

DYNAMIC ELASTIC-PLASTIC BEHAVIOR OF CONCRETE FILLED STEEL TUBE BEAM SUBJECTED TO HIGH SPEED LOADING

Satoshi KATSUKI, Hayato KUROKI, Nobutaka ISHIKAWA and Teiji OHTA

This paper presents both experimental and analytical approaches of the flexural strength and the ultimate deformation of concrete filled steel tube beams subjected to high speed loading. First, a uni-axial high speed loading test of the filled concrete for various steel tubes was carried out to investigate both the confined effect and the strain-rate effect of materials. A prediction method of the stress-strain relationship considering the confined effect and the strain-rate effect is proposed based on Popovics' formula. Second, a high speed loading test of the concrete filled tube beams was also performed to investigate the structural member behavior. A dynamic elastic-plastic analysis method of concrete filled tube beam was developed taking into account for the confined effect and the strain-rate effect. The proposed method predicts very well the test results of the dynamic elastic-plastic behavior of the beams.