

曲げとねじりを受けるコンクリート充填 円形断面鋼管の実験的研究

中井 博¹・北田俊行²・吉川 紀³・村上脩二⁴・桜本洋一⁵

¹正会員 工博 大阪市立大学 教授 工学部土木工学科 (〒558-0022 大阪市住吉区杉本3-3-138)

²正会員 工博 大阪市立大学 助教授 工学部土木工学科 (〒558-0022 大阪市住吉区杉本3-3-138)

³正会員 工博 (財)阪神高速道路管理技術センター (〒541-0054 大阪市中央区南本町4-5-7)

⁴正会員 工修 セントラルコンサルタント(株)東京本部土木事業部 (〒144-0035 東京都大田区南蒲田2-16-2)

⁵正会員 コスモ技研(株)大阪支社 システム部 (〒550-0015 大阪市西区南堀江3-14-12)

本研究では、コンクリートを充填した薄肉円形断面の鋼製部材にねじり、曲げ、および、それらの組合せ断面力が作用する場合の剛性、降伏・終局強度、および変形性能について検討するために、耐荷力実験を実施した。すなわち、径厚比D/tが30~40の比較的コンパクトな断面の鋼管部材、および、それにコンクリートを充填し合成部材とした実験供試体を各4体の計8体作製した。そして、それらに一様な分布をするねじりモーメントと三角形分布の曲げモーメントとを単独に、あるいは同時に載荷する耐荷力実験を実施した。その結果、鋼管によって閉じ込められた充填コンクリートに作用する側圧を考慮した実際的な充填コンクリートの圧縮強度と、せん断強度とを基準とした合成断面の全塑性相関曲線を用いれば、この種の合成断面の終局強度を精度よく推定できることがわかった。

Key Words: composite member, torsion, bending, stiffness, ultimate strength, ductility, encased concrete, circular cross section, experiment, interaction curve

1. まえがき

円形断面鋼管にコンクリートを充填した合成部材を構造部材に用いれば、鋼管のみを用いる場合よりも、剛性・耐荷力の増大、および変形性能の向上が期待できる。したがって、合成部材では、外側の鋼管の径を小さくすることができ、経済性も期待できることが既往の研究で明らかとなってきた^{1)~4)}。しかし、曲げとねじりとが同時に作用する実構造物である標識柱のような構造部材に合成部材を採用した場合の耐荷力特性については、ほとんど調べられていないのが現状である。

円形断面の合成部材に限定すれば、その曲げ耐荷力特性は、かなり明確化されてきている。たとえば、コンクリートを充填した鋼管構造物の設計基準として、西ドイツでは DIN18806 Teil 1²⁾、またイギリスでは BS5400 Part 5³⁾が制定されている。一方、わが国では、建築構造物を対象とした「鋼管コンクリ

ート構造計算基準」⁴⁾が日本建築学会から、また送電鉄塔を対象とした「コンクリート充填鋼管鉄塔施工報告書」⁵⁾が送電線建設技術研究会から出版されている。土木の分野では、阪神・淡路大震災の以前より、円形断面の合成部材を橋脚柱に用いるための開発研究が、建設省土木研究所⁶⁾、および首都高速道路公団⁷⁾などで行われていた。これらの研究によると、充填コンクリートの抜け出しをジベルやダイヤフラムなどで拘束すれば、その曲げ耐荷力は、鋼とコンクリートとの単純累加強度よりもかなり上昇すること、また変形性能も鋼管梁に比して著しく向上することが明らかにされている^{8)~9)}。

一方、長方形断面を有する合成部材のねじり耐荷力については、阪神高速道路公団の「合成柱(充填方式)を有する鋼製橋脚の設計・施工指針(案)」¹⁰⁾によると、安全側の配慮により、充填コンクリートを無視した鋼断面のみによって、評価するものとしている。しかし、その後、文献¹¹⁾で実験的な研究が

表-1 実験供試体一覧表

供試体名称	断面寸法(㎜)	D/t	供試体の種類	記号の意味
S-T	$\phi 139.8 \times 4.5$	30.1	鋼製 合成	S : 鋼製断面 SC : 合成断面
SC-T			鋼製 合成	M : 曲げ T : ねじり
S-M			鋼製 合成	MT : 曲げ・ねじり
SC-M			鋼製 合成	1 : 曲げ大 2 : ねじり大
S-MT1	$\phi 267.4 \times 6.6$	39.5	鋼製 合成	
SC-MT1			鋼製 合成	
S-MT2			鋼製 合成	
SC-MT2			鋼製 合成	

行われ、充填形式の合成断面の内部コンクリートの終局せん断応力度は、圧縮強度 f_c の50%に相当する $f_c/2$ 程度まで高められることが明らかにされている。

ところが、合成の円形断面部材のねじり耐荷力特性については、あまり研究が行われておらず、著者らが知る限り、Jishan-Lee-Jhang¹²⁾ の研究があるのみである。この研究では、合成部材の終局ねじり強度は、コンクリート断面と鋼断面との累加終局ねじり強度に、合成效果に起因する割増係数 β (=1.2~1.25) を乗じることによって求まるとしている。

そこで、本研究においては、合成円形断面部材にねじり、および、ねじりと曲げとが作用した場合の耐荷力特性を明らかにするために、まず曲げとねじりとを同時に受ける合成円形断面部材の降伏相関曲線と全塑性相関曲線とを導いた。つぎに、全塑性相関曲線において必要となる全塑性曲げ強度は断面の平面保持を仮定した単純累加全塑性強度を、一方、ねじり強度には文献¹¹⁾を参考にして、コンクリートの終局せん断強度を $f_c/2$ とした単純累加全塑性強度を採用した。さらに、これらの限界状態曲線の妥当性を調べるために、鋼断面供試体、および合成断面供試体による耐荷力実験を、実施した。

2. 実験概要

(1) 実験供試体

本実験の供試体の内訳と名称とを、表-1に示す。上表に示すとおり、実験供試体は、それぞれ鋼断面供試体4体、および合成断面供試体4体からなる。それらは、作用断面力に応じて3つのグループに分けられる。すなわち、純ねじり実験供試体、曲げ実験供試体、および曲げ・ねじり実験供試体である。それらの断面形状を、図-1に示す。

実験供試体の断面としては、実際の標識柱に用いられている断面の中で最小のもの($\phi = 267.4 \times 6.6$, STK400)を用いた。ただし、純ねじり実験では、後述する実験装置(N-M-T破壊実験装置)を使用するため、その装置の能力に適合し、上記の実物大断面の外径と板厚との比率に最も近い縮尺断面($\phi =$

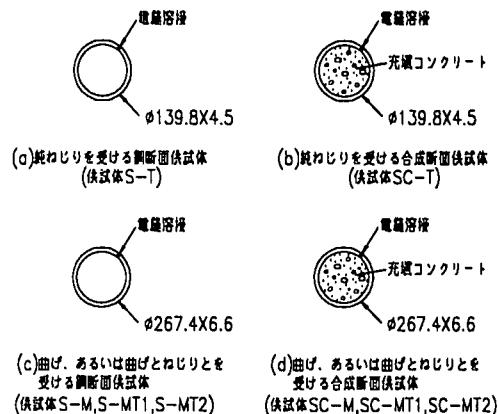


図-1 実験供試体断面 (単位: mm)

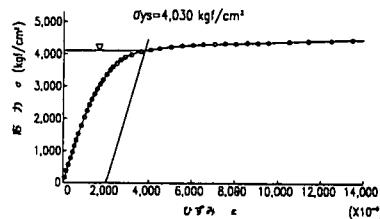


図-2 鋼材 (S-M) の応力-ひずみ曲線の一例

139.8 × 4.5, STK400)を用いた。断面の径厚比D/tは、小型断面で30.1、また実物大断面で39.5と小さい。したがって、これらの断面では、全塑性状態に至るまでに、局部座屈が発生しないものと考えられる。

実験供試体の寸法と概略とを、後述の載荷装置とともに図-3、および図-4に示す。

なお、充填コンクリートの抜け出しを防止するため、鋼管の両端には、ふたを設置している。そして、コンクリートの充填は、供試体の先端のふたに設けた打設用の開口部を用いて行った。

(2) 使用材料の機械的性質

a) 鋼材

実験供試体S-T、およびS-Mと同一材料の鋼管から、それぞれJIS12号、および5号試験片を4体づつ作製し、曲率のついた状態で引張試験を行った。なお、4体のうち1体は、鋼管の軸方向溶接継手部から取り出している。引張試験より得られた機械的性質を表-2に、また代表的な応力-ひずみ曲線の一例を図-2に示す。

上図に示すように、鋼管材料に明確な降伏点が認められなかったので、降伏点としては、0.2%耐力を用いた。それらを、表-2に示す。

この表から明らかなように、使用鋼管の実測された降伏点、および引張強度とミルシートのこれらの値とを比較すれば、実測結果の方が、大きな値を示

表-2 鋼材の機械的性質

鋼管 (mm)	場所	降伏点 σ_y (kgf/cm ²)	引張強度 (kgf/cm ²)	破断点 (kgf/cm ²)	弾性係数 E _s (10 ⁵ kgf/cm ²)	ポアソン比 μ_s	伸び率 (%)
$\phi 139.8 \times 4.5$	一般部	3,600	4,330	3,360	2.19	0.273	39
	钢管の継手部 (ミルシートの値)	4,180	4,641	3,333	2.07	0.280	26
		3,200	4,700	—	—	—	39
$\phi 267.4 \times 6.6$	一般部	4,030	4,910	3,730	2.23	0.282	30
	钢管の継手部 (ミルシートの値)	5,270	5,776	4,294	2.23	0.269	20
		3,600	5,000	—	—	—	34

表-3 コンクリートの材料試験結果

(a) スランプ試験結果、および空気量

スランプ (cm)	空気量 (%)	骨材の種類 による区分	粗骨材の最 大寸法 (mm)	セメントの種類 による区分
9.0	3.4	普通	20	早強

(b) 材料定数

物理定数 材令 \	圧縮強度 f _c (kgf/cm ²)	割裂強度 σ_t (kgf/cm ²)	弾性係数 E _c (10 ⁵ kgf/cm ²)	ポアソン比 μ_c
7日	535	37.0	—	—
37日	647	31.2	3.42	0.211

している。これは、钢管製作時における曲げ加工によるひずみ硬化のためである。また、钢管の継手部と一般部との降伏点、および伸び率を比較してみると、継手部では降伏点が大きな値を示し、また伸び率は著しく低下していることがわかる。

b) コンクリート

充填コンクリートには、早強セメントを使用した。圧縮試験、および引張試験のテストピースの寸法は、それぞれ $\phi 100 \times 150$ (mm)、および $\phi 200 \times 100$ (mm) とした。また、材料試験は、標準である打設後7日目と、耐荷力実験に合わせた打設後37日目とを行い、それぞれの強度を材令7日強度、および材令37日強度とした。なお、実際の合成断面供試体の耐荷力実験の考察に用いる理論解析値の計算には、材令37日のコンクリート強度を用いることにした。

このようにして行ったコンクリートの材料試験結果を、表-3に示す。

同表によると、材令37日の圧縮強度は、材令7日

の圧縮強度よりも21%ほど上昇していることがわかる。また、材令37日の割裂強度は、材令7日の割裂強度よりも16%ほど低下していることが判明した。これは、空气中養生したために、テストピース周辺の湿度の変化などによって強度が低下したものと思われる。

(3) 載荷方法

純ねじり実験は、文献13) の研究において開発されたN-M-T破壊実験装置を用いて行った。このN-M-T破壊実験装置を用いると、ねじり荷重は、図-3に示す供試体取付け治具①の両端のアーム④を引張ジャッキ③で引張り、偶力を与えることによって導入できる。

曲げ、あるいは曲げとねじりとを実物大の実験供試体に導入する実験装置を、図-4に示す。

この実験装置では、曲げ単独、あるいは曲げモーメントとねじりモーメントとを常に一定の比率に保

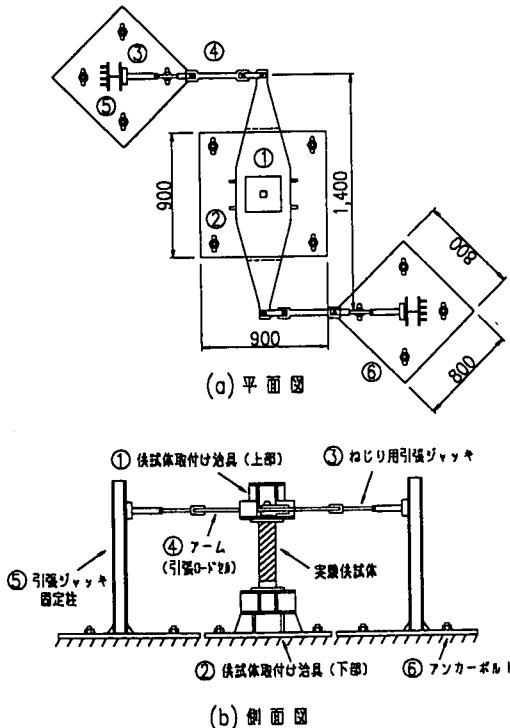


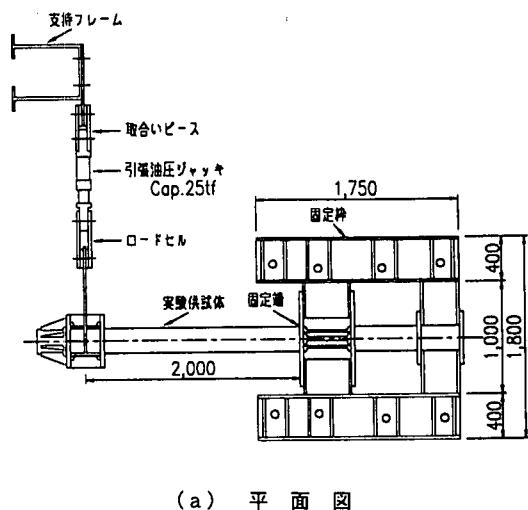
図-3 N-M-T 破壊実験装置(寸法単位:mm)

ちつつ載荷することができる(比例載荷)。ここでは、曲げモーメントは、供試体の先端を引張ジャッキによって引張ることにより導入した。また、ねじりモーメントは、供試体から張り出した載荷アームの所定の位置を引張ジャッキによって引張ることによって導入した。

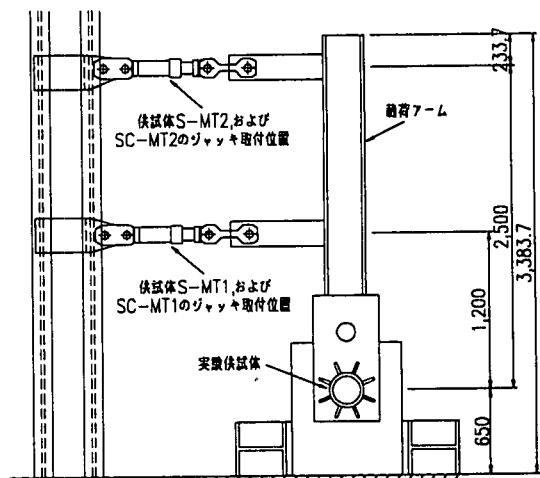
応力を計測するためのひずみゲージの貼付け位置は、純ねじり実験供試体の場合、せん断ひずみを測定するために中央断面に3軸ゲージを4枚、曲げ、および曲げ・ねじり実験供試体の場合、せん断ひずみ、曲げひずみ、および固定端付近の局部座屈によるひずみを測定するために固定端より50mm、および100mmの断面にそれぞれ3軸ひずみゲージを4枚貼付した。また、ねじり率、ならびに曲げ変位を測定するための変位計も、取り付た。

3. 合成断面の限界状態

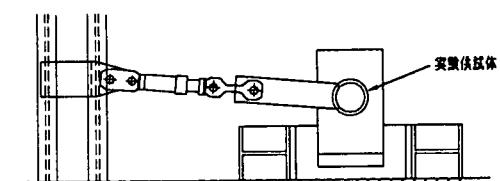
以下では、断面の全塑性、および降伏限界状態の推定式を提案する。なお、鋼断面のこれらの限界状態は、充填コンクリートを無視すれば、合成断面の推定式によって求め得るので、ここで省略することとした。



(a) 平面図



i) 曲げ・ねじり実験



ii) 曲げ実験

(b) 正面図

図-4 曲げ、および曲げ・ねじり実験装置(寸法単位:mm)

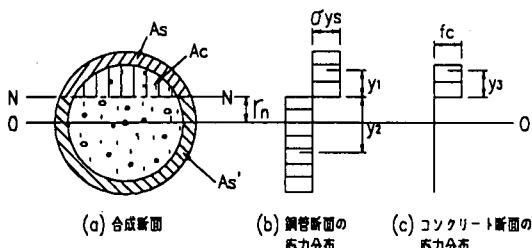


図-5 合成断面の全塑性限界状態における仮定応力分布

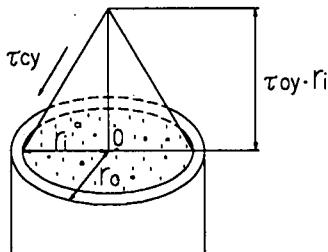


図-6 コンクリート断面の応力関数の仮定分布
(サンド・ヒル・アナロジー)

(1) 全塑性限界状態

a) 全塑性曲げモーメント

図-5に示す応力分布を仮定して合成断面の全塑性曲げモーメント M_{pc} を求めるとき、次式のように表わされる。

$$M_{pc} = \sigma_{ys} A_s y_1 + \sigma_{ys} A_s' y_2 + f_c A_c y_3 \quad (1)$$

ここに、

σ_{ys} : 鋼管の降伏点

A_c : 圧縮を受けるコンクリートの断面積

A_s : 圧縮を受ける鋼管の断面積

A_s' : 引張を受ける鋼管の断面積

y_1 : 中立軸N-Nからそれぞれの断面の重心までの距離(図-5参照)

f_c : 充填コンクリート圧縮強度

b) 全塑性ねじりモーメント

サンド・ヒル・アナロジー^{10), 14)}にしたがい、合成部材のコンクリート断面に対して、図-6に示す応力関数の分布形状を仮定すると、全塑性ねじりモーメント T_{ps} は、次式で与えられる。

$$T_{ps} = T_{ps} + \frac{2}{3} \pi r_i^3 \tau_{cy} \quad (2)$$

ここに、 T_{ps} は鋼断面の全塑性ねじりモーメントである。いま鋼管の内・外径を、それぞれ r_i 、および r_o とすれば、 T_{ps} は、次式で与えられる。

$$T_{ps} = \frac{1}{2\sqrt{3}} \pi t \sigma_{ys} (r_o + r_i)^2 \quad (3)$$

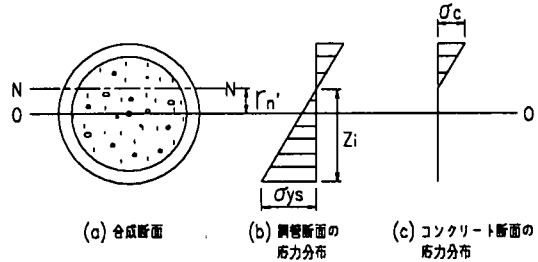


図-7 曲げを受ける合成断面の降伏限界状態における応力分布

また、 τ_{cy} は、充填コンクリートのせん断強度である。これに対して、文献11)、および15)を参考にすると、 τ_{cy} は次式で与えられるものとする。

$$\tau_{cy} = \frac{f_c}{2} \quad (4)$$

このように、充填コンクリートのせん断強度が大きくなるのは、せん断により発生するひび割れの幅が広くなるのを外側の鋼管によって拘束されるためである。

c) 曲げとねじりとが同時に作用する場合の全塑性限界状態

曲げとねじりとが同時に作用する場合の全塑性限界状態は、近似的に次式で与えられるものとする¹⁶⁾。

$$\left(\frac{M_{pc}^*}{M_{pc}} \right)^2 + \left(\frac{T_{pc}^*}{T_{pc}} \right)^2 = 1 \quad (5)$$

ここに、 M_{pc}^* 、および T_{pc}^* は、曲げとねじりとが同時に作用する場合の全塑性限界状態における曲げモーメント、および、ねじりモーメントである。

(2) 降伏限界状態

a) 降伏曲げモーメント

図-7に示す応力分布の仮定のもとに、鋼断面の降伏によって合成断面の降伏曲げモーメント M_{yc} を決定すると、 M_{yc} は、次式で与えられる。

$$M_{yc} = \sigma_{ys} \frac{I_i / n}{Z_i} \quad (6)$$

ここに、

I_i : 引張側の充填コンクリートを無視し、全断面をコンクリートに換算した中立軸に関する換算断面二次モーメントであり、式(7)～(8)を用いて計算する。

Z_i : 中立軸から引張を受ける鋼管縁までの距離

n : 鋼とコンクリートとのヤング係数比

$$I_i = \pi r_0^4 \left\{ \frac{1}{4} + \left(\frac{r'_n}{r_0} \right)^2 \right\} - \pi r_i^4 \left\{ \frac{1}{4} + \left(\frac{r'_n}{r_i} \right)^2 \right\} \\ + r_i^4 \left[\theta_i \left\{ \frac{1}{4} + \left(\frac{r'_n}{r_i} \right)^2 \right\} - \frac{r'_n \sin \theta_i}{r_i} \left(\frac{5}{4} - \frac{1}{6} \sin^2 \theta_i \right) \right] \quad (7)$$

ただし、

$$\theta_i = \cos^{-1} \frac{r_n}{r_i} \quad (8)$$

r'_n : 合成断面の中心から中立軸までの距離

b) 降伏ねじりモーメント

文献10)を参考にすると同時に、後述の実験結果(図-8参照)から明らかなどおり、鋼断面の降伏すなわち全塑性に近い状態に至るまで、充填コンクリートは、有効に機能しない。そのため、合成断面の降伏ねじりモーメント T_{yc} は、充填コンクリートを無視した鋼断面のみの降伏によって決定されると仮定し、次式で与えられるものとする。

$$T_{yc} = T_{ps} = \frac{1}{2\sqrt{3}} \pi t \sigma_{ys} (r_0 + r_i)^2 \quad (9)$$

c) 曲げとねじりとが同時に作用する場合の降伏限界状態

降伏限界状態は、鋼断面によって決定され、Von Misesの降伏条件式より、次式(10)で与えられるものとする。

$$\left(\frac{\sigma_{bs}'}{\sigma_y} \right)^2 + \left(\frac{\tau_s'}{\tau_y} \right)^2 = 1 \quad (10)$$

ここに、

σ_{bs}' : 曲げとねじりとが同時に作用する場合の降伏限界状態における曲げ応力度

τ_s' : 曲げとねじりとが同時に作用する場合の降伏限界状態におけるせん断応力度

式(10)を断面力表示すると、次式(11)が得られる。

$$\left(\frac{M_{yc}'}{M_{yc}} \right)^2 + \left(\frac{T_{yc}'}{T_{yc}} \right)^2 = 1 \quad (11)$$

ここに、

M_{yc}' : 曲げとねじりとが同時に作用する場合の降伏限界状態における曲げモーメント

T_{yc}' : 曲げとねじりとが同時に作用する場合の降伏限界状態におけるねじりモーメント

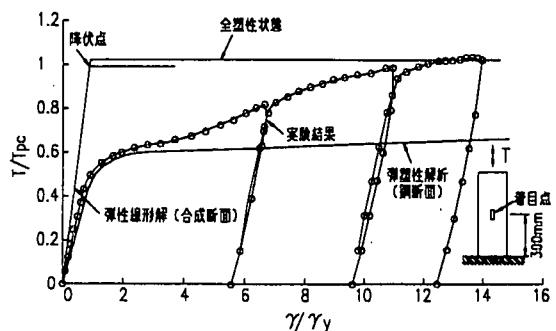


図-8 作用ねじりモーメント-せん断ひずみ曲線
(実験供試体 SC-T)

4. 実験結果

耐荷力実験に先立ち、低荷重レベルで数回の弹性実験を行い、実験供試体断面のせん断応力、垂直応力、ねじり変位、および、たわみが所定の分布形になることを確かめた。

(1) 終局限界状態

a) 断面力-ひずみ曲線

耐荷力実験により得られた作用断面力-ひずみ曲線から、各実験供試体の終局状態に至るまでの挙動を、調べた。なお、以下に示す作用断面力-ひずみ曲線において、縦軸は、作用曲げモーメント M 、あるいは作用ねじりモーメント T をそれぞれ全塑性曲げモーメント M_{pc} 、あるいは全塑性ねじりモーメント T_{pc} で無次元化した値としている。また、横軸は、固定端から 300mm (純ねじり実験)、あるいは 50mm (純曲げ、および曲げ・ねじり実験) の位置におけるひずみを降伏ひずみ ϵ_y 、あるいは降伏せん断ひずみ γ_y で無次元化した値としている。

1) 純ねじり実験

実験供試体 SC-T の作用ねじりモーメント-せん断ひずみ曲線を、図-8 に示す。

この図より、合成断面の実験供試体は、充填コンクリートを無視した鋼断面のみの理論上の降伏点に達する $T_{yc}'/T_{pc} = 0.48$ とほぼ同じ $T/T_{pc} = 0.5$ 付近から非線形性状を呈し始めている。そして、式(2)で与えられる合成断面としての全塑性状態付近では、終局限界状態に至っていることがわかる。これは、この合成断面の実験供試体にねじりモーメントが作用した際、後述する長方形断面の合成部材(図-16 参照)と異なり、钢管とコンクリートとの間に突起になるものがなく、钢管が降伏する程度のねじり荷重まで充填コンクリートは機能せず、钢管の降伏後、

充填コンクリートがその後の増分ねじりモーメントを分担して受け持ち、直ぐにひび割れが発生する。すると、外側の鋼管により側圧を受け、徐々にせん断強度が上昇していくためであると考えられる。また、図中には、合成断面としての弾性線形解に加えて、解析プログラムussp(ultimate strength of stiffend Plates)¹⁹⁾を用いた鋼断面としての弾塑性解(残留応力は無視し、ひずみ硬化を考慮した($E_t = 5 \times 10^4$)、ここに、 E_t は塑性域における接線係数)も示してある。この図より、実験供試体SC-Tの実験結果は、充填コンクリートが有効に抵抗しない $T/T_{pc} < 0.6$ なる領域において、鋼断面としての弾塑性解にはほぼ一致していることがわかる。

また、図-8の全塑性ねじりモーメントは、式(4)で与えられる充填コンクリートのせん断強度を用いて計算したものである。しかしながら、钢管のひずみ硬化を考慮すると、充填コンクリートのせん断強度は、式(4)の値より、もう少し小さくなるものと考えられる。

なお、この実験における、終局限界状態においても、钢管には、局部座屈の発生が認められなかった。
2) 曲げ実験

曲げモーメント作用下での耐荷力実験を行った際、ひずみゲージによる垂直ひずみの測定が、実験途中で不可能になった。そのため、ここでは、図-9に示す作用曲げモーメント-たわみ曲線によって、実験供試体SC-Mの終局限界状態に至るまでの挙動を考察する。図-9において、 v は実験供試体先端の引張力作用点付近のたわみであり、また v_y はその降伏たわみである。

まず、低荷重レベルでは、図中に示した鋼断面としての弾性線形解と、実験結果とがよく一致していることがわかる。しかし、 $M/M_{pc} = 0.3$ 付近からは、鋼断面としての弾塑性解と一致するようになる。そして、この実験供試体は、 $M/M_{pc} = 0.6$ 付近に至ると、たわみの線形性が失われ、曲げ剛度が低下し始めていることがわかる。そして、最終的には、実験供試体の固定端付近の圧縮ひずみ領域で局部座屈が発生し(後述の図-22参照)、終局限界状態に至った。また、実験終局モーメントは、単純累加モーメントである理論全塑性曲げモーメント M_{pc} をかなり上回っている。これは、充填コンクリートが钢管のフープ効果により3軸応力状態となり、軸方向圧縮強度が一軸圧縮試験による強度に比較してかなり上昇したこと、および終局限界状態において钢管がひずみ硬化領域に入ったことによるものと考えられる。

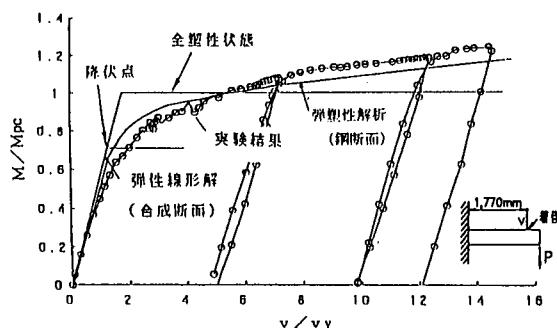


図-9 作用曲げモーメント-たわみ変位曲線
(実験供試体 SC-M)

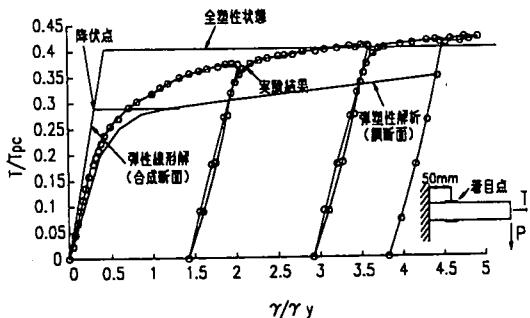


図-10 作用ねじりモーメント-せん断ひずみ曲線
(実験供試体 SC-MT1)

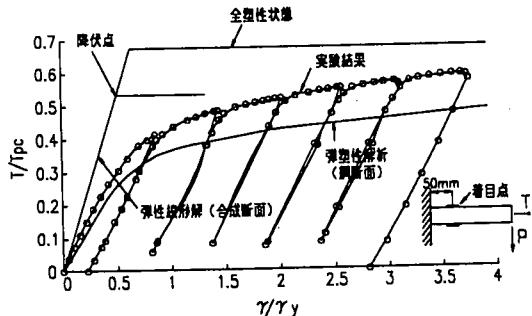


図-11 作用ねじりモーメント-せん断ひずみ曲線
(実験供試体 SC-MT2)

3) 曲げ・ねじり実験

曲げとねじりとを同時に載荷した2体の実験供試体SC-MT1、およびSC-MT2のねじりモーメント-せん断ひずみ曲線を、それぞれ図-10、および図-11に示す。

まず、実験供試体SC-MT1の実験結果は、理論上の降伏点に達する $T_{yc'}/T_{pc} = 0.19$ よりも若干、高い $T/T_{pc} = 0.25$ 付近から大きく非線形性を呈し始め、その後、せん断ひずみが急増して終局限界状態に達している。そして、それ以降も、ほとんどねじり耐荷力が低下せず、著しく大きな変形性能を有している。

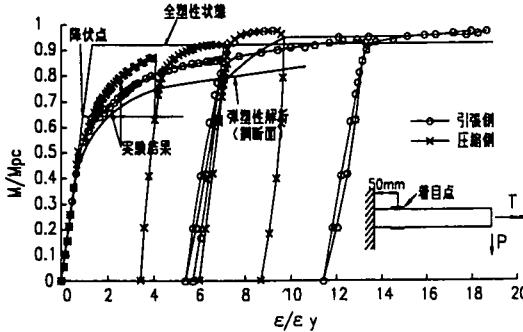


図-12 曲げモーメント-垂直ひずみ曲線
(実験供試体 SC-MT1)

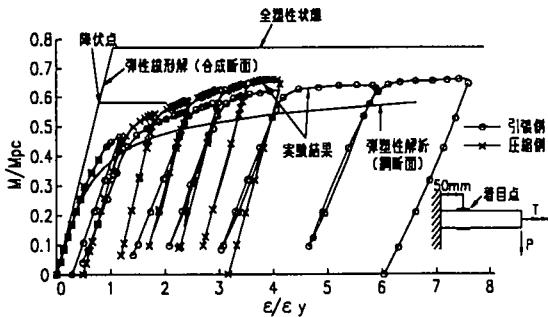


図-13 曲げモーメント-垂直ひずみ曲線
(実験供試体 SC-MT2)

ことがわかる。

実験供試体SC-MT2の実験結果は、理論上の降伏点に達する $T_y c'/T_{pc} = 0.32$ とほぼ同じ $T/T_{pc} = 0.3$ 付近から非線形性を呈し始めている。その後、せん断ひずみが増加しても、ねじり耐荷力は、徐々に増加している。そして、この実験供試体も、著しい変形性能を有していることがわかる。しかし、図-11を見る限り、実験による最高荷重が、全塑性状態に至っていないことがわかる。これは、この実験、および実験供試体S-MT2の実験では、ねじり変形が大きくなり、載荷装置の性能で最高荷重までの実験を遂行することができなかったためである。

また、実験供試体SC-MT1、およびSC-MT2の曲げモーメント-垂直ひずみ曲線を、それぞれ図-12、および図-13に示す。

実験供試体SC-MT1では、理論上の降伏限界状態 $M_{yc}'/M_{pc} = 0.59$ とほぼ同じ $M/M_{pc} = 0.6$ 付近から非線形性を呈し始めていることがわかる。しかし、図-10と同様に、ひずみが増加し終局限界状態に達しても、その付近では、ほとんど曲げ耐荷力が低下していないことがわかる。なお、この実験供試体においても、終局限界状態で、鋼管に局部座屈の発生は、認められなかった。

また、図-10、および図-12には、合成断面とし

ての弾性線形解とともに、鋼断面としての弾塑性解も示している。それによると、この合成断面の実験供試体SC-MT1は、弾性範囲内で鋼断面のみの解析結果と類似した挙動を呈している。また、充填コンクリートによる効果は、鋼断面が降伏する荷重レベルから生じ始めていることがわかる。

実験供試体SC-MT2は、理論上の降伏限界状態に達する $M_{yc}'/M_{pc} = 0.48$ よりかなり低い $M/M_{pc} = 0.3$ 付近で非線形性を呈し始め、その後、垂直ひずみが増加しても、徐々に耐荷力が上昇していることがわかる。しかしながら、この実験においても、実験供試体S-MT2と同様に、最高荷重の状態まで実験を遂行することができなかつたため、終局強度を得ることができなかった。

また、図-11、および図-13には、合成断面としての弾性線形解に加えて、鋼断面としての弾塑性解も示している。この図によると、合成断面供試体SC-MT2の弾性範囲内における実験結果は、鋼断面としての弾塑性解に良好に一致し、 T/T_{pc} が0.2で、 M/M_{pc} が0.3付近から充填コンクリートが有効に機能し始めたことがわかる(図-13参照)。

4) 合成部材の剛性について

上述の(a)～(c)の一連の結果より、合成部材に曲げ、および、ねじりが作用したとき、ひずみ曲線が非線形性を呈し始める点(実降伏点という)は、曲げに比べてねじりの比率が高くなるのに伴ったとしても、鋼断面の理論上の降伏点とほぼ一致している。これは、低荷重では円形断面の合成部材にねじりが作用したとき、コンクリートと鋼管との付着が弱く、鋼管のみが有効に働いているためであると思われる。そこで、図-14、および図-15に示すように、合成断面供試体SC-Tのねじりモーメント-ねじり率曲線、および合成断面供試体SC-Mの曲げモーメント-たわみ変位曲線上に、それぞれ比較のために、鋼断面供試体のねじりモーメント-ねじり率曲線、および曲げモーメント-たわみ曲線を重ねてみた。その際、たわみは実験供試体の先端の値、また、ねじり率は先端のねじり角を実験供試体長で割った値として整理した。たわみ v 、および、ねじり率 θ は、それぞれ降伏たわみ v_y 、および降伏ねじり率 θ_y で無次元化した。また、作用曲げモーメント M 、および作用ねじりモーメント T は、それぞれ全塑性曲げモーメント M_{pc} 、および全塑性ねじりモーメント T_{pc} で無次元化している。すると、合成断面にねじりのみが作用した場合、合成断面と鋼断面との降伏点は、ほぼ一致している。そして、低荷重段階では、充填コンクリートによる合成効果がほとんど期待できないことがわかる。しかし、曲げのみが作用した場合、

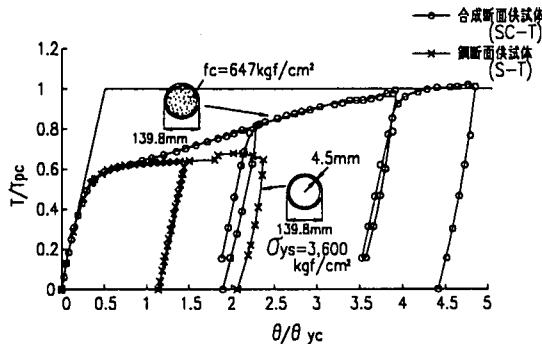


図-14 ねじりモーメントーねじり率曲線
(実験供試体 S-T, および SC-T)

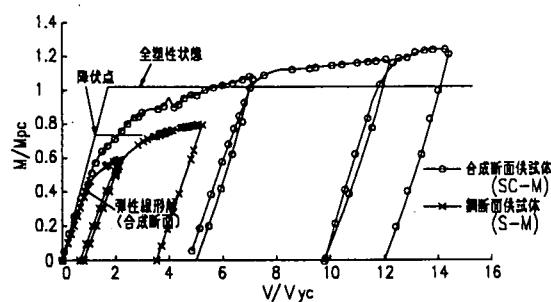


図-15 曲げモーメントーたわみ変位曲線
(実験供試体 S-M, および SC-M)

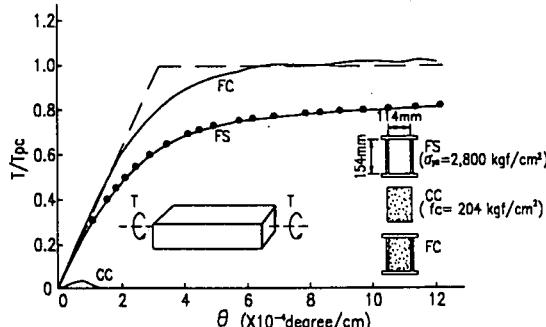


図-16 長方形断面を有する鋼製、コンクリート製、および合成断面供試体のねじりモーメントとねじり角との関係¹¹⁾

合成断面の実降伏点のほうが鋼断面の実降伏点よりも大きくなっています。充填コンクリートによる合成効果は、ある程度は期待できることがわかる。

ただし、図-16に示す文献11)の実験結果によると、純ねじりが作用する長方形断面の合成部材では、低荷重領域においても、充填コンクリートによりねじり剛性が大きく増大し、著しい合成効果が期待できることがわかる。

b) 変形性能について

終局限界状態におけるたわみ v_u/v_y 、および、ねじり率 θ_u/θ_y を、表-4 にまとめた。

表-4 終局限界状態におけるたわみ、および、ねじり率の結果一覧表

実験供試体	v_u/v_y	θ_u/θ_y
S-T	—	7.80
SC-T	—	5.47
S-M	5.40	—
SC-M	14.47	—
S-MT1	6.74	—
SC-MT1	—	3.06
S-MT2	2.56*	2.92*
SC-MT2	3.95*	3.06*

* 実験終了時のもので、終局限界状態のものではない。

終局限界状態に至るまでの挙動は、4.(1).a)で考察したとおりである。そこで、ここでは、合成部材の変形性能について調べるために、終局限界状態におけるたわみ、および、ねじり率について、以下で考察する。

ねじりを受ける合成断面供試体SC-Tのねじりモーメントーねじり率曲線より、終局限界状態におけるねじり率は、降伏ねじりの5.47倍であり、鋼断面供試体S-Tの終局ねじり率の約1.4倍に相当する。

曲げとねじりとを受ける合成断面供試体SC-MT1においては、ねじり率、および、たわみ測定の際に不備があったために、終局ねじり率、および終局たわみの測定ができなかった。一方、合成断面供試体SC-MT2においては、変形が大きくなり、載荷装置の性能で最高荷重状態まで実験を続行することができなかつたため、終局たわみ、および終局ねじり率の値を測定することができなかつた。表-4に示す値は、実験を行った最終状態におけるねじり率、および、たわみの測定結果を意味する。しかし、実験供試体S-TとSC-T、およびS-MとSC-Mとの終局限界状態におけるねじり率、および、たわみを比較すれば、合成断面とすることによって、終局限界状態に至るまでの変形性能が、かなり増大することがわかる。

(2) 限界状態相関曲線と実験結果との比較

a) 全塑性相関曲線

表-5には、合成断面供試体の全塑性強度の計算値、および終局強度の実験値を示す。また、図-17には、合成断面供試体の全塑性相関曲線と実験終局断面力をとを比較して示している。

これらの図表によると、合成断面供試体の終局限面力は、実験供試体SC-MT1を除いて、純ねじりから曲げの比率を増していくごとに計算値との差異が大きく出ている。これは、全塑性相関曲線の作成に当たって、ねじりに対しては、充填コンクリートの3

表-5 合成断面供試体の終局強度の計算値、および実験値

実験供試体	実験終局曲げ $\epsilon_{\text{びき}} \cdot f_{\text{c}} \cdot M_u$ (kgf·mm)	実験終局ねじり $\epsilon_{\text{びき}} \cdot f_{\text{c}} \cdot T_u$ (kgf·mm)	全塑性曲げ $\epsilon_{\text{びき}} \cdot f_{\text{c}} \cdot M_{pc}$ (kgf·mm)	全塑性ねじり $\epsilon_{\text{びき}} \cdot f_{\text{c}} \cdot T_{pc}$ (kgf·mm)
SC-T	—	4,622	—	4,545
SC-M	26,304	—	21,077	—
SC-MT1	21,077	12,558	19,384	11,630
SC-MT2	13,678	17,120	15,748	19,685

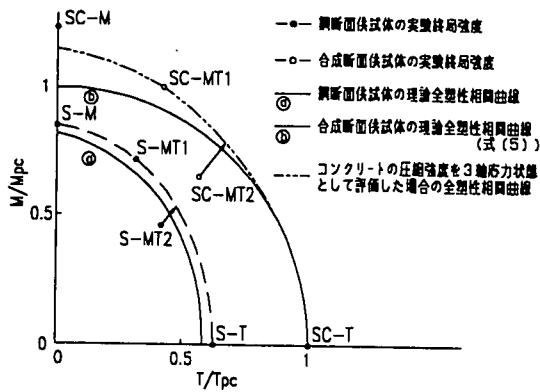


図-17 合成断面供試体の全塑性相関曲線

軸応力効果により上昇した実際的なせん断強度を考慮した。ところが、曲げに対しては、それを考慮しなかったためである。しかしながら、曲げの場合も、充填コンクリートが鋼管によって拘束されているために、引張側のコンクリートにひび割れが発生すると、圧縮コンクリートが3軸応力状態となり、ある程度は、圧縮強度の上昇が期待できるものと考えられる。そこで、この3軸効果を、以下のようにして評価してみる。

すなわち、合成断面が3軸応力状態に入ったとき、コンクリートの圧縮強度(σ_3 、以下、実圧縮強度という)は、充填コンクリートに作用する側圧 σ_1 を用いて、次式のように表されることが明らかにされている¹⁷⁾。

$$\frac{\sigma_3}{f_c} = 1 + k \frac{\sigma_1}{f_c} \quad (12)$$

ここに、 f_c はコンクリートの一軸圧縮強度であり、また k は拘束係数といわれ、鋼管とコンクリートとの力学的性質、および鋼管の応力状態とにより変化する。この値については、多くの研究者により調べられている。ちなみに、図-18には、その一例を示すが¹⁸⁾、およそ $k=3 \sim 4$ となっている。

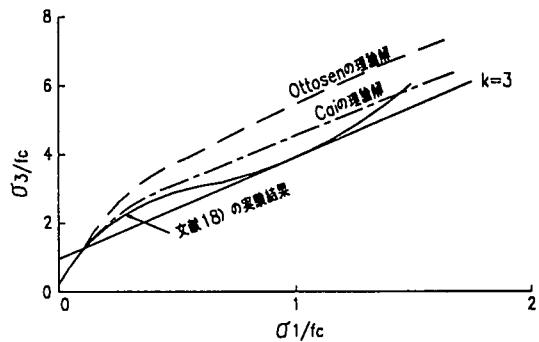


図-18 コンクリートの $\sigma_3 - \sigma_1$ 曲線¹⁷⁾

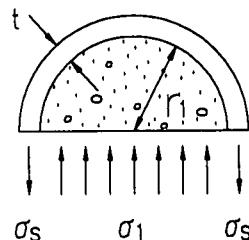


図-19 応力状態

合成断面に曲げを与えた場合のコンクリートに作用する側圧 σ_1 を近似的に図-19のように仮定すると、次式が、成立立つ。

$$2\Gamma_i \sigma_1 = 2t \sigma_s \quad (13)$$

ここに、 σ_s は、鋼管の円周方向のフープ応力である。ただし、 σ_s は、降伏点 σ_{ys} 以下とする。

上式を整理すると、 σ_1 は、次式で与えられる。

$$\sigma_1 = \frac{t}{\Gamma_i} \sigma_s \quad (14)$$

いま、図-18を参考にして、拘束係数 k を3と仮定し、式(12)、および式(14)を用いて合成断面供試体SC-M、SC-MT1、およびSC-MT2の固定端断面付近における充填コンクリートの実圧縮強度 σ_3 を求める。それぞれ $1,969 \text{ kgf/cm}^2$ 、 $1,672 \text{ kgf/cm}^2$ 、および $1,051 \text{ kgf/cm}^2$ となる。なお、 σ_s は、固定端から50mmの位置の実測ひずみを用い、計算によって求めた。

これらの実圧縮強度 σ_3 を用いた全塑性相関曲線(式(1)において、 f_c を σ_3 に置き替えて M_{pc} を求める、式(5)を計算しなおしたもの)を、二点鎖線で図-17に示している。

この図において、実験試供体SC-MT2の実験値だけ

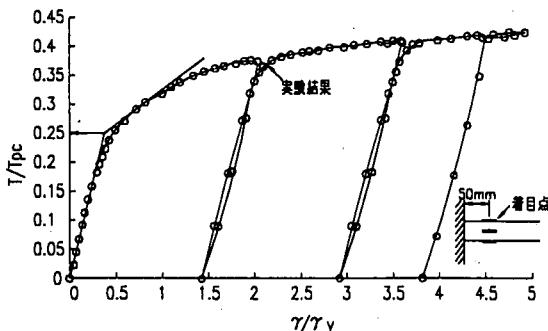


図-20 実降伏限界状態の決定法

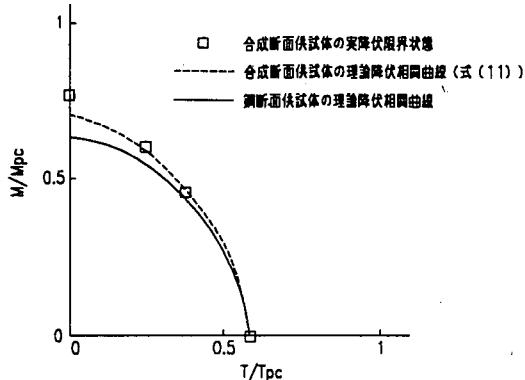


図-21 合成断面供試体の降伏限界状態

が、この理論全塑性相関曲線の内側に位置している。これは、すでに述べたように、荷重がピークに達する前に、実験を終了せざるを得なかったためである。

このように、各実験供試体のコンクリートの圧縮強度 f_c の代わりに実圧縮強度 σ_3 を用いれば、実験終局強度と全塑性相関曲線とは、ほぼ一致することがわかる。ただし、純曲げ実験において、両者でまだ少し差異があるのは、拘束係数 k を 3 と仮定したためである。したがって、拘束係数のとりかたによって、計算値は、実験値に近づくものと思われる。

b) 降伏相関曲線

合成断面供試体の崩壊に至るまでの挙動を詳しく考察した結果、理論上の降伏点に近いところから、鋼管のひずみが、非線形になり始めている。この挙動について考察するために、合成断面供試体の断面力-ひずみ曲線より、図-20に示すように、弾性範囲内の直線部分の延長線と、ひずみが非線形となり始めてからの比較的直線を呈している部分の延長線との交点を、合成断面の実降伏限界状態とみなす。

そして、この実降伏限界状態と、式(11)に示した合成断面の理論降伏相関曲線とを比較したものを、図-21に示す。

この図によると、式(11)の降伏相関曲線は、実降

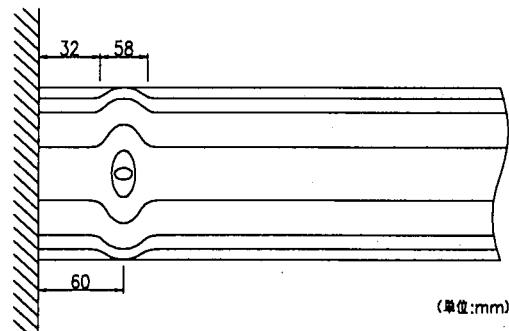


図-22 実験供試体SC-Mの局部座屈波形のスケッチ
(曲げ圧縮が作用している部分)

伏限界状態と比較的良好に一致していることがわかる。

(3) 実験供試体の崩壊状況

a) 終局限界状態における実験供試体の変形状況

終局限界状態における実験供試体の変形状況の代表例として、钢管の局部座屈、および充填コンクリートの破壊状況を、以下に示す。

1) 鋼管の局部座屈

実験供試体SC-Mの钢管では、固定端の曲げ圧縮が卓越する部分の钢管に、図-22に示すよう、局部座屈が認められた。

2) 充填コンクリートの破壊状況

充填コンクリートの破壊状況は、以下のとおりであった。

- (a) 曲げ引張が作用していた充填コンクリートの部分では、多くのひび割れが発生していた。
- (b) 钢管が終局状態付近で局部座屈していた部分の充填コンクリートは、圧壊していた。
- (c) 曲げとねじりとが同時に作用する実験供試体において、充填コンクリートのひび割れ線は、円周方向に傾斜していた。純ねじり実験の供試体SC-Tの場合、ひび割れ線と円周方向とのなす角度は、約45°であった。

5.まとめ

本研究では、コンクリートを充填した薄肉円形断面の降伏・全塑性相関曲線を導くとともに、比較的径厚比 D/t が小さく、断面の全塑性状態に至るまで局部座屈が発生しない円形の鋼断面供試体 4 体、および、それらにコンクリートを充填した合成断面供試体 4 体に、ねじり、曲げ、および、それらの組合

わせ断面力を作用させる耐荷力実験を実施した。本研究において得られた主な成果をまとめると、以下のとおりである。

(1) まず、曲げとねじりとを受ける合成断面の降伏相関曲線、および全塑性相関曲線を、導いた。全塑性相関曲線を決定するためには、曲げ強度と純ねじり強度が必要となる。曲げ強度は、断面の平面保持を仮定した単純累加全塑性強度とみなした。一方、純ねじり強度は、コンクリートの3軸効果を期待し、コンクリートのせん断強度を見かけ上 $f_c/2$ (f_c : コンクリートの圧縮強度)とした単純累加全塑性ねじり強度とした。したがって、曲げとねじりとを受ける合成断面では、作用ねじりモーメントの割合が大きくなるのに伴って、3軸効果による全塑性強度の上昇が期待できることになる。また、ねじりを受ける合成断面の降伏強度は、充填コンクリートを無視している。

(2) 鋼断面供試体4体、および合成断面供試体4体の計8体の実験供試体による耐荷力実験を行い、全塑性・降伏相関曲線の妥当性を、検討した。この実験により得られた代表的結果は、以下のとおりである。

- ① 実験から求められる鋼断面供試体の終局強度は、鋼断面の理論全塑性相関曲線によく適合した。
- ② ねじりが作用する合成断面供試体の鋼管が全塑性状態に達するまでは、コンクリートを充填したことによる合成效果が、ほとんど期待できない。したがって、ねじりモーメントが作用する円形断面の場合、低荷重レベルにおいても充填コンクリートの効果を十分に利用するためには、構造上の工夫(ずれ止めの設置や、ダイヤフラムの密な配置など)が必要である。
- ③ 合成断面供試体の実験から求まる実降伏限界状態は、提案した理論降伏相関曲線によって、かなり良好な推定ができる。
- ④ 純ねじりを受ける合成断面供試体の実験終局ねじりモーメントは、理論全塑性ねじりモーメントとよく一致した。
- ⑤ 曲げのみを受ける合成断面供試体の実験終局曲げモーメントは、理論全塑性曲げモーメントよりも、25%程度大きな値となった。これは、充填コンクリートが鋼管によって拘束されているため、引張側のコンクリートにひび割れが発生して体積が増加すると、圧縮側のコンクリートが3軸応力状態となり、そのために軸方向圧縮

強度 σ_3 が上昇するためである。

⑥ $k = 3$ とみなし、充填コンクリートのこの実圧縮強度 σ_3 を次式によって評価し、全塑性曲げモーメントを計算した結果、実験による終局曲げモーメントは、計算値の約1.08倍となり、両者はほぼ一致した。この僅かな誤差は、計算に用いた k の値の仮定の仕方によるものと考えられる。

$$\sigma_3 = f_c + k \sigma_1 \quad (\sigma_1: \text{側圧})$$

このように、曲げに対しても、充填コンクリートの3軸応力効果を評価した全塑性相関曲線を用いることによって、合成断面供試体の終局限界状態を、良好に推定できる。

謝辞：本研究を行うに当たり、鹿島建設(株)土木設計本部・第二設計部 東田卓也氏(研究当時 大阪市立大学生)の協力を得た。ここに記して、謝意を表する。

参考文献

- 1) NCB研究会編：新しい合成構造と橋、山海堂、1996年2月。
- 2) DIN18806 Teil 1 : Tragfähigkeit von Verbundstützen, Berechnung und Bemessung, Juni 1981.
- 3) British Standards Institution: BS5400, Part 5, Code of practice for design of composite bridges, 1979.
- 4) 日本建築学会：鋼管コンクリート構造計算基準/・同解説、第2版、1980年2月。
- 5) 送電線建設技術研究会：コンクリート充填鋼管鉄塔施工研究報告書(改訂版)、TLR-5、1979年。
- 6) 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178号、pp. 1~38、1981年8月。
- 7) 山田 淳：中詰コンクリートとの合成效果を有する鋼製脚の検討、首都高速道路公団、技報、第24号、pp. 522~529、1992年。
- 8) 吉本 彰、川崎健治、川上正史：コンクリートを充填した鋼管の曲げ耐力について、土木施工、19巻、3号、pp. 22~26、1978年3月。
- 9) 岸田英明、赤堀弘治、石本一之：コンクリートを充填した鋼管杭の曲げ挙動－コンクリート強度の影響－JSSC, Vol. 18, No. 197, pp. 31~42, 1982年12月。
- 10) 阪神高速道路公団：合成柱(充填方式)を有する鋼製橋脚の設計・施工指針(案)、1986年3月。
- 11) 北田俊行、中井 博、才村幸生・神崎昭雅：コンクリートを充填した鋼製箱形断面部材の終局ねじりモーメントに関する実験的研究、土木学会論文集、No. 437/I-17, pp. 89~95, 1991年10月。

- 12)Jishan, X., Lee, G. and Jhang, K. C. : Experimental Studies on Concrete Filled Steel Tube Short Column under Compression and Torsion, Proceedings of the International Speciality Conference on Concrete Filled Steel Tubular Structures (Including Composite Beam), Harbin, China, pp. 60~66, August 1988.
- 13)北田俊行, 中井 博, 國廣昌史, 松下孝久 : 圧縮・曲げ・ねじりの組合せ断面力を受ける薄肉箱形短柱の終局強度特性に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 34A, 土木学会, pp. 211~231, 1988年3月.
- 14)泉 満明 : ねじりを受けるコンクリート部材の設計法, 技報堂, pp. 27~104, 1972年9月.
- 15) Chen, W. F. : Plasticity in Reinforced Concrete, McGraw-Hill, 1982.
- 16) 山田嘉昭 : 塑性力学, 日刊工業新聞, 1978年.
- 17)松井千秋 : 合成構造の設計法と問題点, II. 基本構造部材の力学的性質と問題点(1), 講座, 第3回, コンクリート工学, Vol. 27, No. 12, pp. 80~90, 1989年12月.
- 18)Kitada, T., Yoshida, Y. and Nakai, H. :Fundamental Study on Elasto-plastic Behavior of Concrete Filled Steel Short Tubular Columuns, Memoirs of the Faculty of Engineering, Osaka City University, Vol. 28, pp. 237~253, Dec., 1987.
- 19)Kanou, M., T. Yamano, M. Nibu and T. Kitada: A Computer Program, USSP, for Analyzing Ultimate Strength of Steel Plated Structures, Proceedings of 5th International Colloquium on Stability and Ductility of Steel Structures, Vol. 2, Nagoya, JAPAN, pp. 763~770, July 1997.

(1997. 11. 6受付)

EXPERIMENTAL STUDY OF CONCRETE-FILLED STEEL MEMBERS WITH CIRCULAR CROSS SECTION SUBJECTED TO BENDING AND TORSION

Hiroshi NAKAI, Toshiyuki KITADA, Osamu YOSHIKAWA,
Shuji MURAKAMI and Youichi SAKURAMOTO

This paper describes an experimental study to investigate the stiffness, ultimate strength and ductility of concrete-filled steel members (composite members) with thin-walled circular cross section subjected to bending, torsion and their combinations. Torsional moment with constant distribution, bending moment with triangular distribution along the member axis, and their combinations are applied to 4 steel member specimens and 4 composite member specimens with comparatively compact circular cross section up to their ultimate state. The main conclusion is that the ultimate strength of these composite cross section can be predicted by a fully plastic interaction curve through the adoption of a practical compressive strength and shearing strength of encased concrete by considering the effect of transverse compression due to the hoop action of the outer steel tubes.