

## アンボンド型充填鋼管コンクリート構造に関する研究(その1)

—中心圧縮実験—

佐藤 孝典  
(技術研究所)  
下戸 芳寛  
(原子力本部)

## § 1. はじめに

建設省からの「カーテン・ウォール工法の研究」との目的のもとに超高層建築の技術的可能性の研究が示唆されてから約6年後の1968年、地上36階地下3階、高さ147mの霞ヶ関ビルが完成した。当時は、ごく一部の構造研究陣を除いては、建築専門家も一般社会も、地震国日本における超高層建築の実現は耐震的な面から技術的に半信半疑の状態であった。そういう状況下で、特に地震に対する動的解析に多大のエネルギーが投入され、内藤博士による「東京タワーの振動性状」、また武藤博士による「東京駅の24階建超高層建築計画についての適正震度」の研究成果によって、初めて超高層建築の実現に向けての研究が開始されたのであった<sup>1)</sup>。

その後、わが国における30階以上の超高層建築は約40棟に達しようとしている。そのなかでも最も高いのは、1978年に完成した「サンシャイン60」の60階建である。これらはいずれも鉄骨構造(以下、S構造と略す)で、鉄筋コンクリート構造(以下、RC構造と略す)と比較するとコスト的にはかなり高価なものとなってしまう。

そして、ここ数年来コスト低減と風荷重等による常時振動に対する居住性の改善を反映して、RC構造の超高層住宅の研究開発がブームとなっている。RC構造は、部材耐力に比して自重が大きいために軸力が大きくなってしまい、30階建でスパン5m×5mとしても最下層の柱寸法は□900mm×900mmとなってしまう<sup>2)</sup>。したがって、いかにして柱を細く、またいかにしてスパンを大きくするかが研究開発の関心事となっている。そこで、大きな軸力に耐えられるように高強度コンクリート( $cF=420\sim 1000\text{kg/cm}^2$ )の開発が進められている。しかしながら、一般にコンクリートの圧縮強度とせん断強度は比例して増大しないので、どうしても相対的にせん断補強筋、つまりフープ筋量が多くなり鉄筋が混み合うことになり、コンクリートの充填性が問題となる。したがって、一つの手段で軸耐力とせん断耐力を同時に上げていく必要が

ある。

ところで、コンクリートは側面からフープ筋等によって拘束すると、その量に応じて軸力およびせん断力に対する耐力および靱性が改善されるといわれている<sup>3)-5)</sup>。そこで、フープ筋の代わりにフープ筋のピッチが0とみなせる鋼管を使用すれば、さらに耐力および靱性が向上することが予想される。また、それにより施工時の型枠も不要となる。ところが、従来からの鋼管コンクリートのように鋼管と充填コンクリートの間に付着力がある場合、外力としての軸力が働くと鋼管にも軸方向応力が入ることになり、Misesの降伏条件を考慮すると軸方向応力だけで降伏してしまった後では、充填コンクリートに拘束力を与えるための円周方向応力を有効に発揮することができなくなってしまう。

そこで、鋼管と充填コンクリートの間に約0.2mmの分離材を介在させて両者間の付着または摩擦を低減し、外力としての軸力は充填コンクリート断面のみに負担させて、鋼管には軸方向応力を負担させないで拘束力としての円周方向応力のみを期待することにした「アンボンド型充填鋼管コンクリート構造」(通称:スーパーコンクリート構造。以下、UTC構造と略す)を提案し、その原理、構造体としての構成、および本構造の基本的性質を把握するための実験的検討を行なう。今回は、一連のシリーズのうちの(その1)として中心圧縮実験について述べる。

## § 2. 原理および構成

## 2.1 原理

本構造は、図-1に示すように従来からの充填鋼管コンクリート構造と比較して、鋼管と充填コンクリートの間に分離材が介在している点、および円形断面に限る点が異なる。従来からのものを「ボンド型充填鋼管コンクリート構造」(以下、BTC構造と略す)と称すれば、本

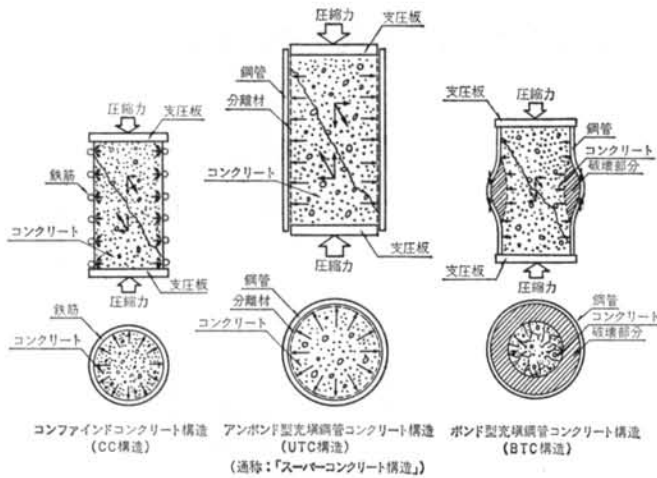


図-1 アンボンド型充填鋼管コンクリート構造と類似構造の原理

写真-1

提案は「アンボンド型充填鋼管コンクリート構造」と呼ぶことができる。

UTC 構造が、RC 構造や鉄骨鉄筋コンクリート構造（以下、SRC 構造と略す）と基本的に異なる点は、鋼管と充填コンクリートが軸方向に一体挙動ではなく、軸力と曲げモーメントおよびせん断力を分離して取り扱う点である。

軸力—鋼管で拘束された充填コンクリート断面のみが負担

曲げモーメント } 鋼管と充填コンクリートの両断面  
せん断力 } 面が負担

UTC 構造の第 1 の特徴は、軸力を受けた際の応力伝達機構にある。つまり、充填コンクリートが軸方向応力を伝達するのを側面から鋼管が支持している点である。

コンクリートに圧縮力を加えた場合、応力が臨界応力度 ( $0.70 \sim 0.85 \sigma_c$ ,  $\sigma_c$ : コンクリートの圧縮強度) を越えると内部に微細なひび割れを生じて、横ひずみが急激に増加しはじめ、斜めすべり面が形成される<sup>8)</sup>。筆者らが行なった中心圧縮実験においても、写真-1 に示すように加力終了後のコンクリート表面には斜めすべり面と思われるひび割れが発生していた。このすべり現象を横方向からフープ筋によって拘束したのが、図-1 に示すようなコンファインドコンクリート構造（以下、CC 構造と略す）であり、鋼管によって拘束したのが UTC 構造である。

CC 構造では、複雑に鉄筋が混み合うことによってコンクリートの充填性が悪くなる可能性があるため、フープ筋のピッチを小さくして拘束力を大きくするには、ある程度の限界がある。しかし、UTC 構造では鋼管の板

厚を変えることによって、任意の拘束力を選択できる。また、CC 構造では拘束鉄筋自体は曲げモーメントを負担できないが、UTC 構造では拘束鋼管自体はモーメントも負担できる。また、施工時には型枠をも兼ねることになる。

UTC 構造の第 2 の特徴は、軸力を受けた際に分離材によって鋼管に軸方向応力を入れないことである。従来より、鋼材は Mises の降伏条件によく合うといわれている<sup>9)</sup>。したがって、図-1 に示すような BTC 構造のように鋼管と充填コンクリートの一体挙動を前提とすると、鋼管にも軸方向圧縮応力が入り、充填コンクリートが臨界応力度を越えるころにはすでに鋼管は軸方向圧縮応力だけで降伏してしまい、円周方向引張力つまり拘束力はほとんど期待できなくなってしまう<sup>8)</sup>。ところが、UTC 構造は鋼管に軸方向応力が入らないようにしているので、円周方向引張応力つまり拘束力としてより有効に効かせることができる。また、軸方向に大変形した場合を考えると BTC 構造は局部座屈の可能性があるが<sup>9)</sup>、UTC 構造にはその心配がない。

以上のように、UTC 構造が軸力を受けた際に充填コンクリートは三軸圧縮応力状態となり、鋼管は円周方向の引張応力状態となる。したがって、コンクリートは引張りに弱く圧縮に強いことや、鋼管が圧縮座屈に弱く引張りに強いことを考えると、UTC 構造は両者の材料の長所を有効に利用して非線形の領域まで安定的に活用できる構造形式である。

このように、UTC 構造は他の構造形式と比較して軸力の取り扱いの点で特異である。これを鋼管と充填コンクリートの応力負担の比較として説明すると図-2 のようになる。ここで、鋼材とコンクリートが常に平面保持

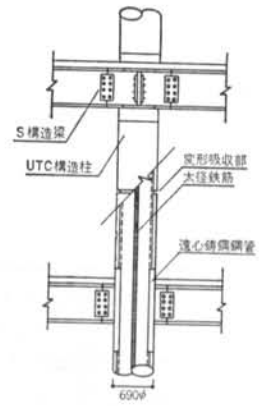
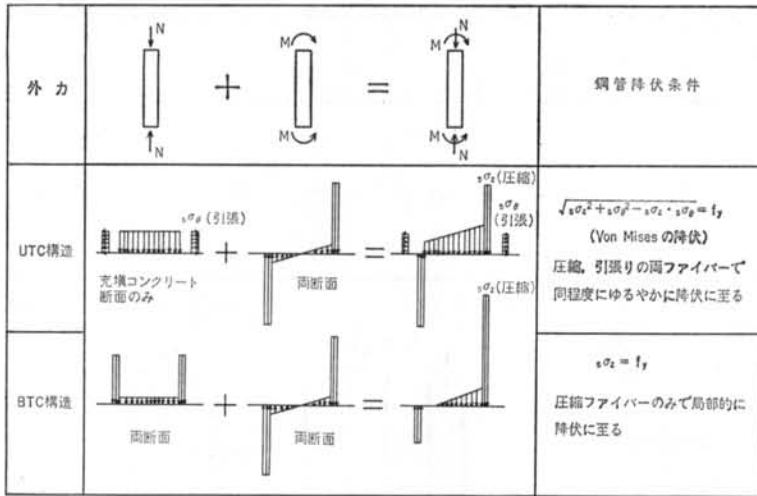


図-3 S構造梁との組合せ

図-2 応力負担の比較

されているという意味において、他の構造形式の例として BTC 構造を取り上げる。鋼管の負担応力について、UTC 構造では軸力に対しては円周方向応力、曲げモーメントに対しては軸方向応力となり、応力のベクトルが直交しているのに対し、BTC 構造ではともに軸方向応力となり、同じベクトルである。したがって、軸力と曲げモーメントが同時に作用したときには、BTC 構造では圧縮ファイバーのみが局部的に降伏に至るのに対し、UTC 構造では圧縮、引張りの両ファイバーで同程度にゆるやかに降伏に至る。このように、UTC 構造は応力負担の観点からみても有利な構造形式である。

## 2.2 構造体としての構成

前述したように、UTC 構造では軸力に対しては充填コンクリート断面のみが負担し、曲げモーメントとせん断力に対しては鋼管と充填コンクリートの両断面が負担することが前提となる。これを達成するためには、下記の二つの条件が必須となる。

(1)鉛直荷重を充填コンクリートに伝達するために、水平部材と充填コンクリートの一体部があること。

(2)鋼管に軸方向応力を生じさせないための変形吸収部が、二つの一体部の間に少なくとも一つ存在すること。

これらの2条件を満たす構成として、図-3、4、5に示すような三つの試設計例<sup>注)</sup>が考えられる。図-3は梁はS構造で、構造物が水平力を受けたときに最も応力

注) 図-3～図-5は、30階建て超高層集合住宅(5スパン×5スパン、スパン長5m、階高2.85m)を想定した試設計架構である。ちなみに、RC構造の場合の柱寸法は□900×900である。

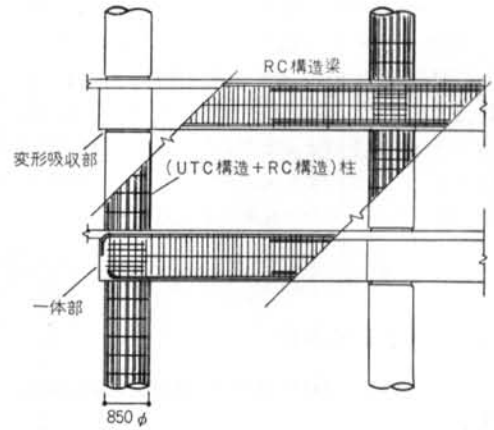


図-4 RC構造梁との組合せ

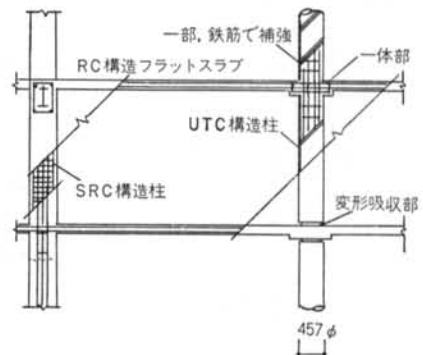


図-5 フラットスラブとの組合せ

状態の厳しくなる柱梁接合部では、充填コンクリートを露出させることなく、梁と鋼管と充填コンクリートは一体化されている。この場合、支圧板は必ずしも柱梁接合部に設ける必要はなく、変形吸収部の近くにあってもよ

試験体名称	載荷部位	分離材厚 ( $\mu\text{m}$ )	試験体寸法			コンクリート		鋼材		
			直径 (mm)	長さ (mm)	実測板厚 (mm)	$eF$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	$eE$ ( $\times 10^8 \text{kg}/\text{cm}^2$ )	$s f_y$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	$s f_u$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	$s E$ ( $\times 10^8 \text{kg}/\text{cm}^2$ )
S	コンクリート断面のみ	20	114.3	600	5.2	534	3.28	3840	4400	2.12
A	全断面	—								
B	コンクリート断面のみ	—								

表-1 試験体一覧

( $1\text{kg}/\text{cm}^2 = 9.80665 \times 10^{-2} \text{MPa}$ )

い。そして、水平力作用時でも曲げモーメントをほとんど生じない階高の中央部に、変形吸収部としてのスリットを設けている。このスリットの機能は、円周方向応力に由来する拘束効果を保持したうえで、軸方向剛性を非常に小さくすることである。したがって、スリット部は適切な板厚にしたうえで、円周方向に千鳥模様の貫通溝が数段に形成された構造となっている。図-4、図-5は梁やスラブをRC構造としたものである。図-4では、UTC構造材をせん断耐力向上部材と見なしている。図-5では、UTC構造材を軸耐力向上部材と見なして、曲げモーメントをほとんど生じない中柱のみに用いるものである。いずれの場合も、前記スリットに相当する変形吸収部が柱頭、または柱脚に設けられている。

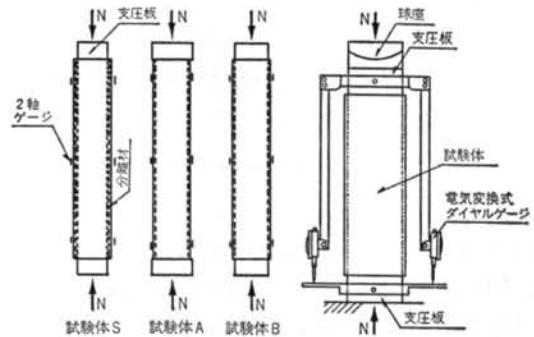


図-6 試験体種類

図-7 載荷装置

### 3.1.2 実験概要

試験体種類は、分離材の有無と載荷部位の組合せにより3種類行なった。図-6に示すように、分離材有りて充填コンクリート断面のみに載荷するUTC構造に相当するもの(試験体S)、分離材無しで全断面に載荷するBTC構造に相当するもの(試験体A)、そして分離材無しではあるが充填コンクリート断面のみに載荷する両者の中間に位置するもの(試験体B)である。試験体の一覧を表-1に示す。

実験装置は、図-7に示すように下端固定、上端ピンとした。変形は、充填コンクリートの軸方向変位を、上下支圧板間に取り付けた2本の電気変換式ダイヤルゲージで測定した。また、上中下の0°と180°位置の鋼管表

## § 3. 中心圧縮実験

### 3.1 UTC構造とBTC構造の中心圧縮性状の比較

#### 3.1.1 目的

BTC構造では鋼管を軸方向部材として活用しているのに対して、UTC構造ではそれを充填コンクリート拘束部材として活用している。これらの相異が力学的性状に及ぼす影響を明確にするとともに、分離材の有効性を調べるために次のような実験を行なった。

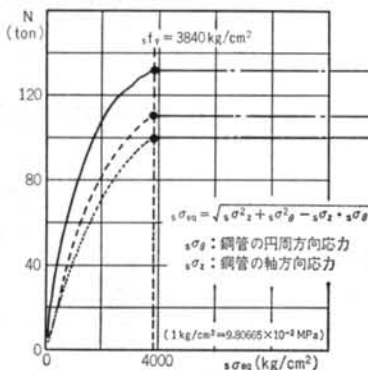


図-8 等価応力-荷重

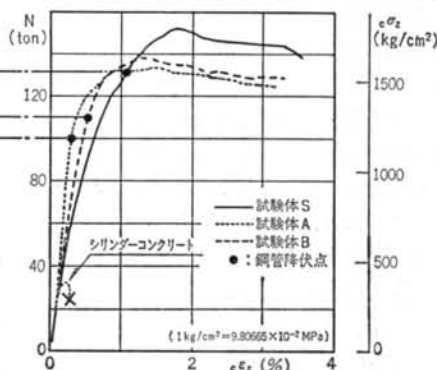
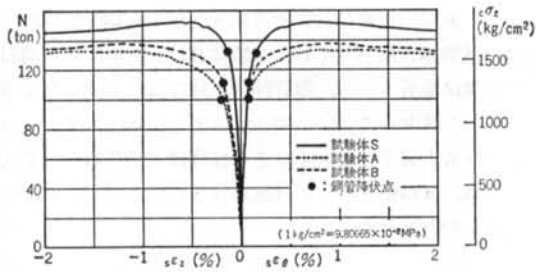
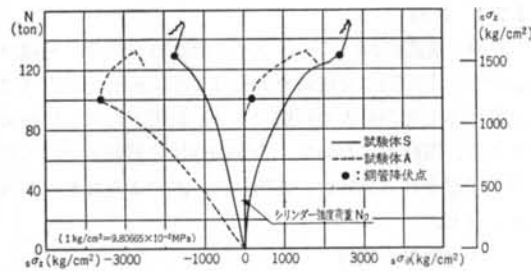


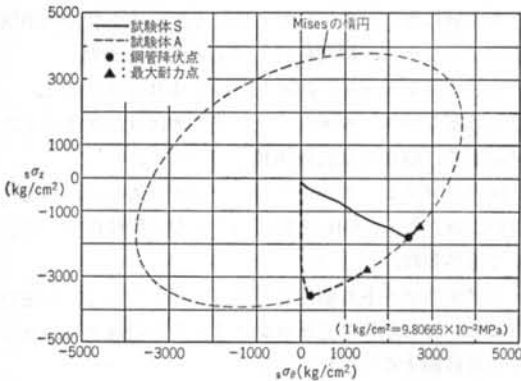
図-9 軸方向ひずみ-荷重



図一十 荷重— $\varepsilon_{\sigma\theta}$ ,  $\varepsilon_{\sigma z}$  関係



図一十一 荷重— $\sigma_{\sigma\theta}$ ,  $\sigma_{\sigma z}$  関係



図一十二  $\sigma_{\sigma\theta}$ — $\sigma_{\sigma z}$  関係

面に二軸ゲージを全部で6枚貼付して、軸方向と円周方向のひずみを測定した。荷重はロードセルで測定した。なお、加力速度は毎秒2〜3 kg/cm<sup>2</sup>とした。

### 3.1.3 実験結果および考察

鋼管中高の0°と180°のゲージの平均ひずみを用いて弾性状態を仮定して算定した等価応力 $\sigma_{\sigma eq}$ と、荷重 $N$ との関係を図一8に示す。試験体Aは、試験体Sに比べてかなり低い荷重で等価応力 $\sigma_{\sigma eq}$ が鋼管の降伏応力( $\sigma_{fy} = 3,840 \text{ kg/cm}^2$ )に達していることが分かる。また、図一9に充填コンクリートの軸方向変位から換算したひずみ $\varepsilon_{\sigma z}$ と荷重 $N$ との関係を示す。試験体Sは、試験体Aに比べて初期剛性は低いものの降伏耐力および最大耐力は約20%高くなっている。試験体Bは、いずれの図においても両者の間で、どちらかという試験体Aに近い。これが試験体S、つまりUTC構造における分離材の効果

である。このように、UTC構造とBTC構造の力学的性状の差は、分離材と載荷部位の二つの条件に依存することになる。

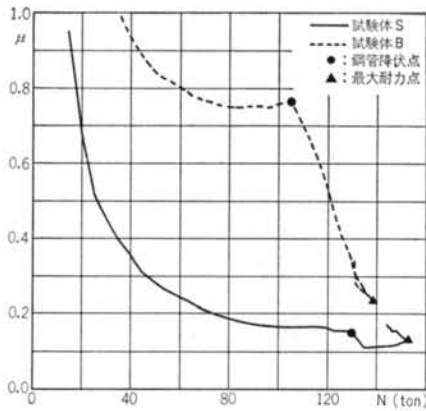
前述と同じゲージの測定値より、鋼管の円周方向ひずみ $\varepsilon_{\sigma\theta}$ 、軸方向ひずみ $\varepsilon_{\sigma z}$ と荷重 $N$ の関係を図一10に示す。 $\varepsilon_{\sigma\theta}$ については、初期の増加量はいずれの試験体ともほぼ一致しており、鋼管の等価応力が降伏応力に達すると同時にひずみが急激に増加するという傾向も共通して認められる。

圧縮応力下での各試験体の鋼管の役割の相異を明らかにするために、鋼材が完全弾塑性であるという条件(本実験で用いた鋼材はほぼ完全弾塑性であった)のもとにひずみ増分理論<sup>10)11)</sup>を用いて塑性領域をも含む円周方向応力 $\sigma_{\sigma\theta}$ と軸方向応力 $\sigma_{\sigma z}$ を算出して、図一11にそれら二つの応力と荷重 $N$ の関係を示し、図一12にそれら二つの応力の推移を示す。等価応力が降伏応力に達するまでは、試験体Aでは鋼管に $\sigma_{\sigma\theta}$ はほとんど生じず、 $\sigma_{\sigma z}$ のみで荷重を負担しているのに対し、試験体Sではシリンダー強度荷重 $N_0$ を越えたころから $\sigma_{\sigma\theta}$ が大きくなっており、円周方向応力が荷重の負担に大きく寄与していることが分かる。

そして、図一12によると鋼管降伏以降はいずれの試験体も、Misesの楕円上を $\sigma_{\sigma z}$ が減少して $\sigma_{\sigma\theta}$ が増加する方向に移行する。とくに、試験体Aはその割合が大きい。最大耐力をむかえた後、両者ともひずみは急速に進むのであるが応力はほぼ停留してしまう。いずれの試験体においても、この領域では写真一1に示すような充填コンクリートのすべり破壊状況によって応力はかなり乱れる。UTC構造は、最初から積極的に円周方向応力で充填コンクリートを拘束するのに対し、BTC構造は軸方向応力によって鋼管が降伏した後、充填コンクリートが急激に膨張しようとするのを円周方向応力で拘束する。両者とも、終局状態においては類似した応力負担機構となるものと考えられる。しかしながら、鋼管の応力の大きさについてはBTC構造は軸方向ひずみ $\varepsilon_{\sigma z}$ を受ける分だけ、図一12に示すようにUTC構造と異なる。

試験体S、つまりUTC構造では理想的には鋼管に軸方向応力 $\sigma_{\sigma z}$ を生じさせないのであるが、図一11によると初期の段階からわずかに生じており、鋼管降伏時には $\sigma_{\sigma z} = 1,840 \text{ kg/cm}^2$ にも達している。これは、分離材を塗布しても鋼管と充填コンクリートの間は完全なアンボンド状態になるのではなく、摩擦等によって充填コンクリートの応力が鋼管に伝えられるためであると考えられる。

UTC構造の鋼管における軸方向応力 $\sigma_{\sigma z}$ が、鋼管と



図一13 荷重-摩擦係数関係

充填コンクリートの間の摩擦によって生じていると仮定するならば、摩擦係数  $\mu$  と軸方向応力  $s\sigma_z$ 、円周方向応力  $s\sigma_\theta$  および充填コンクリートが鋼管より受ける拘束応力  $f_2$  の関係は、以下の式で表わされる。

$$f_2 = \frac{t}{R} \cdot s\sigma_\theta \quad \dots\dots(1)$$

$$\mu \cdot (2\pi R \cdot f_2) = 2\pi R t \cdot \Delta s\sigma_z \quad \dots\dots(2)$$

$$\therefore \mu = R \cdot \frac{\Delta s\sigma_z}{s\sigma_\theta} \quad \dots\dots(3)$$

ここで、 $t$  : 鋼管板厚  
 $R$  : 鋼管半径

$\Delta s\sigma_z$  : 単位長さ当たりの  $s\sigma_z$  の増加量

この式に基づいて、試験体Sの応力値から求めた摩擦係数  $\mu$  と荷重  $N$  との関係を図一13に示す。なお、比較のために試験体Bのものも同図中に併せて示す。荷重が低い段階では、 $s\sigma_\theta$  の値が小さいので  $\mu$  はかなりばらつくので記載していない。荷重が大きくなり鋼管降伏荷重ま

では、 $\mu$  は一定値に収斂する傾向を示す。鋼管降伏時には、試験体Sは  $\mu=0.15$ 、試験体Bは  $\mu=0.57$  と分離材の効果は顕著である。鋼管降伏以降では、前述したように  $s\sigma_z$  が減少して  $s\sigma_\theta$  が増加することになるので、 $\mu$  は式の性質上減少していく。その程度は試験体Bの方が大きいが、 $\mu$  の値そのものは試験体Sの約2倍の  $\mu=0.24$  で最大耐力となる。

### 3.2 UTC 構造の分離材層厚による影響

#### 3.2.1 目的

UTC 構造においては、前述したように鋼管と充填コンクリートの間に分離材を介在させて、両者を軸方向に減摩することが最大の特徴であり、最大の付加価値要因である。現時点において、力学的性状に影響するであろうと予想される分離材の要因には、次のようなものが考えられる。

(a) 分離材の種類

(b) 分離材の層厚

本実験に先立って、分離の種類を選択するための予備実験を行なった。検討材料と結果を以下に示す。

(i) エポキシタール：前述した試験体Bとほぼ同じ。

(ii) エポキシタール+グリス：グリスはコンクリートに含浸して、前述した試験体Bとほぼ同じ。

(iii) パラフィン：アスファルトには多少劣るが、かなり良い。融点が50~60℃と低いので夏期の現場作業を考慮して除外した。

(iv) アスファルト：粘性を有する流動体なので、高圧力下においても鋼管と充填コンクリートが接触することなく相対移動することができる。

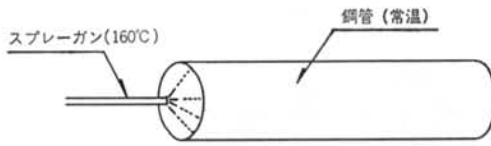
試験体名称	分離材層厚 ( $\mu\text{m}$ )	塗布法	試験体寸法			コンクリート		鋼材		
			直径 (mm)	長さ (mm)	実測板厚 (mm)	$cF$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	$cE$ ( $\times 10^5 \text{kg}/\text{cm}^2$ )	$s f_y$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	$s f_u$ ( $\text{kg}/\text{cm}^2$ )	$s E$ ( $\times 10^6 \text{kg}/\text{cm}^2$ )
S 100	100	吹付法	114.3	600	2.8	377	2.63	3270	4098	1.88
S 200	200									
S 400	400									
S 600	600									
S 800	800									
P 050	50	水分蒸発法	340	5.9	488	2.73	3490	4650	2.05	
P 100	100									
P 200	200									
P 300	300									

注) S 100

( $1\text{kg}/\text{cm}^2=9.80665 \times 10^{-2}\text{MPa}$ )

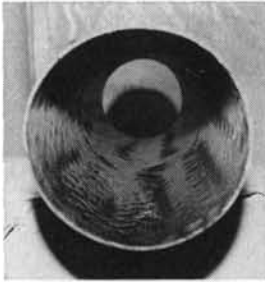
表一2 試験体一覧



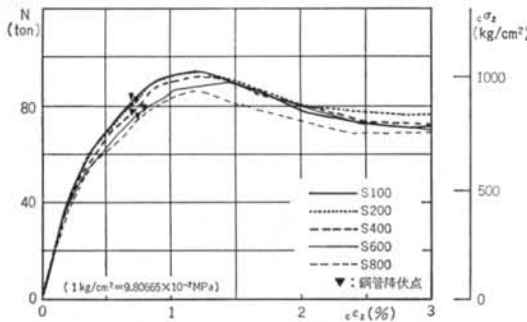


10 cm×10 cm のアルミ箔を内面に貼りつけて、重量差を計測して、1スルー当たりの厚さをキャリブレーションしておき、スルーの回数で層厚を管理する。

図一14 吹付法



写真一2



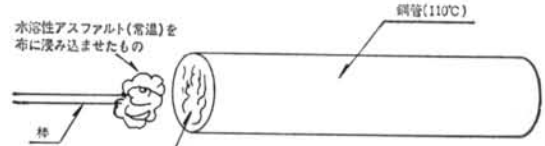
図一16 荷重—ひずみ関係

以上のような経緯より、分離材はアスファルトに限定して分離材の層厚が力学的性状に及ぼす影響を調べる。

### 3.2.2 実験概要

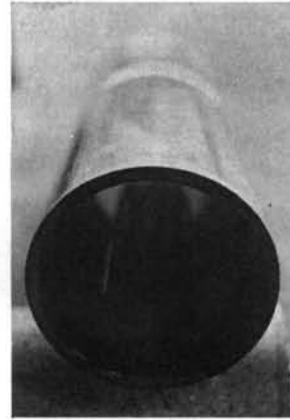
試験体は表一2に示す。分離材の層厚だけを変えたシリーズを2シリーズ行なった。分離材の塗布法は2種類ある。吹付法と称して、図一14に示すようにアスファルトを160℃の高温で液体にして、スプレーガンを一定の速度でスルーさせて常温の鋼管に吹付ける方法で、塗布面は写真一2のように多少凹凸になる。もう一つは水分蒸発法と称して、図一15に示すように110℃程度に加熱した鋼管に常温の水溶性アスファルトを布玉で塗布し、瞬時にして水分蒸発させ固化層を形成する方法で、塗布面は写真一3のように非常に平滑である。層厚の管理はそれぞれ図中に示すとおりである。

荷重方法は、図一6の試験体Sと同じである。実験装

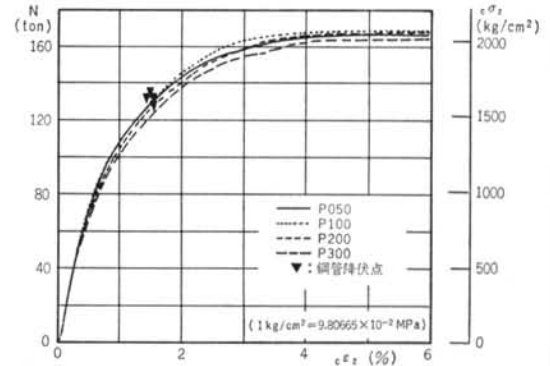


電磁膜厚計によって、円周4ヶ所、長さ方向3断面、合計12ヶ所を測定し、それらの平均値をとる。

図一15 水分蒸発法



写真一3



図一17 荷重—ひずみ関係

置、測定方法等は図一7と同じである。

### 3.2.3 実験結果および考察

実験より得られた荷重—圧縮ひずみ関係を図一16、図一17に示す。横軸は、充填コンクリートの軸方向変位より換算した圧縮ひずみである。縦軸はロードセルによる荷重であり、参考のためにコンクリート断面積から算定される単位応力度軸も付記する。また、図中の▼印は鋼管が降伏した点であり、等価応力  $\sigma_{eq}$  によって判定した。各シリーズにおいて、層厚の異なる試験体相互間の曲線形状は非常によく似ている。いずれのシリーズにお

いても、最大耐力にして差異は±5%以内である。しかしながら、塗布法と鋼管の異なるシリーズ相互間の曲線形状はかなり異なる。特に最大耐力以降は顕著である。これは今後の課題として残ることであるが、現在のところ塗布法というよりも鋼材の降伏以降の材料性質が大きく影響することが確認されている。

層厚に関しては、50 $\mu$ mから800 $\mu$ mの間であれば力学的性状にはほとんど差がないということになる。強いというならば、600 $\mu$ m、800 $\mu$ mのように厚くなると多少折れ曲がりやすくなる傾向がある。

### 3.3 UTC 構造の諸条件に関する中心圧縮性状

#### 3.3.1 目的

UTC 構造における諸条件が中心圧縮性状に及ぼす影響を調べる。諸条件として、前述した分離材以外に次のものを挙げる。

- (a)鋼管板厚
- (b)コンクリート強度
- (c)載荷履歴
- (d)高さ一径比

- (e)変形吸収部の有無
- (f)スケール

#### 3.3.2 実験概要

試験体は表-3に示す。実験パラメータとしては、前述した(a)~(f)である。載荷方法は、変形吸収部が無い場合は図-6の試験体Sと同じであるが、変形吸収部がある場合は試験体Aと同じである。なお、変形吸収部とは図-18に示すように、高速カッター(欠損幅3mm)で円周方向に千鳥模様としたものである。実験装置、測定方法等は図-7と同じである。

#### 3.3.3 実験結果および考察

実験より得られた荷重一圧縮ひずみ関係を、図-19~図-26に示す。

以下、各パラメータについて検討する。

##### (a)板厚( $t$ )

図-19より、初期剛性に関しては板厚による相違はほとんど認められない。初期には鋼管に軸方向応力がほとんど生じないので、初期剛性はシリンダーコンクリートのそれとほぼ等しい。また、耐力については板厚により鋼管の降伏応力が異なるため単純比較はできないが、最

試験体名称*	試験体寸法			変形吸収部板厚(mm)	コンクリート		鋼材			分離材層厚( $\mu$ m)	載荷履歴			
	直径(mm)	長さ(mm)	実測板厚(mm)		$\epsilon F$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$\epsilon E$ ( $\times 10^5$ kg/cm <sup>2</sup> )	$f_y$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$f_u$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$E$ ( $\times 10^6$ kg/cm <sup>2</sup> )					
MS6M5	114.3	340	5.2	—	534	3.28	3840	4400	2.11	20	単調			
MS6M7			5.8		796	3.88	3860	4570	2.09	50				
ML2M3		600	2.2		—	371	2.71	2870	3510	1.85	200	繰り返し		
ML2C3						2.9	480	2.97	3670	3930	2.01	20	単調	
ML3M4			3.9										3980	4810
ML3C4						5.8			3980	4810	2.00	繰り返し		
ML4M4													5.2	534
ML4C4						5.8			534	3.28	3840	4400		
ML44M4													5.2	534
ML46M4						5.8			534	3.28	3840	4400		
ML6M4													5.2	534
ML6C4						5.8			534	3.28	3840	4400		
ML6M5		5.2	534										3.28	3840
RS20M5						406.4	1200	20.4	—	503	3.08	2620		

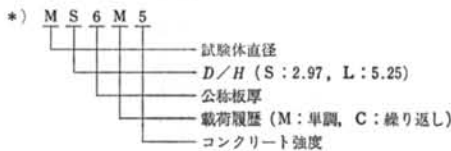
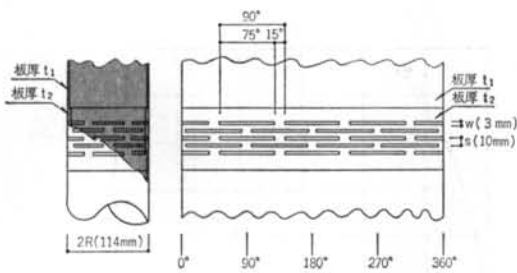


表-3 試験体一覧





スリット部分は、等価な拘束効果を発揮できるように、ACIで考慮されている式に基づいて、板厚を厚くする。(t<sub>1</sub>→t<sub>2</sub>)

$$(ACI式) \quad \epsilon \bar{I} = \epsilon F + 4 \cdot P_{w1} \cdot d_f \cdot \left(1 - \frac{S}{2R}\right)$$

- $\epsilon \bar{I}$ : 拘束された充填コンクリート強度
- $\epsilon F$ : 充填コンクリートのシリンダー強度
- $P_{w1}$ : 円周方向面積鉄筋比 ( $P_{w1} = \frac{(S-W) \cdot t}{R \cdot S}$ )
- $d_f$ : 鋼材の降伏応力
- $R$ : 鋼管の半径
- $S$ : スリットのピッチ
- $W$ : 断面欠損幅

図-18 変形吸収部(スリット部)の詳細図

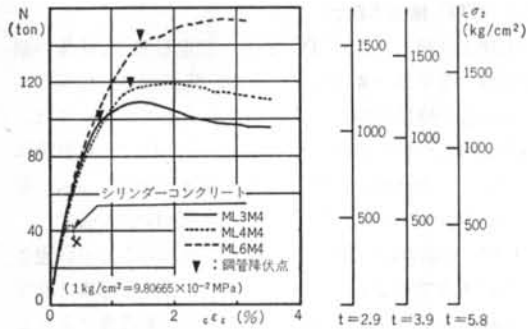


図-19 板厚による比較

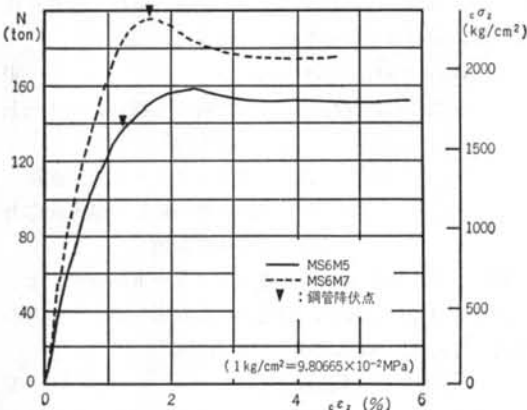


図-20 コンクリート強度による比較

大耐力以降の挙動は板厚が薄くなっても安定している。

(b)コンクリート強度 ( $\epsilon F$ )

図-20より、初期剛性に関してはシリンダーコンクリートと同様に、 $\epsilon F$ が高くなれば増大する傾向が認められ

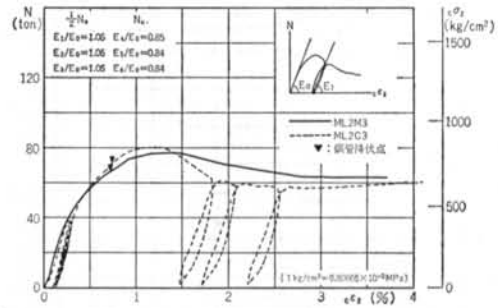


図-21  $t=2.2$ のときの荷履歴による比較

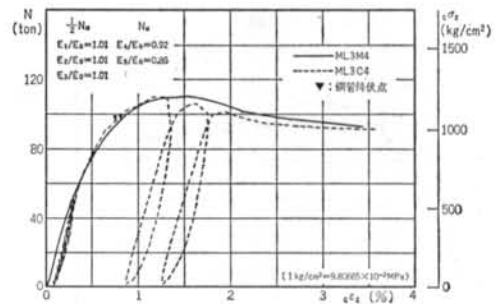


図-22  $t=2.9$ のときの荷履歴による比較

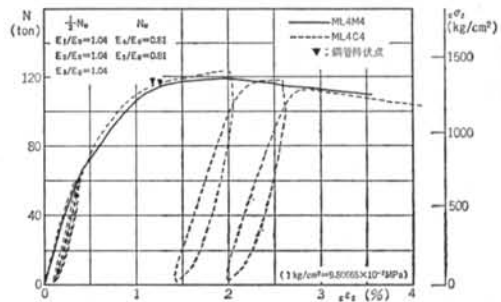


図-23  $t=3.9$ のときの荷履歴による比較

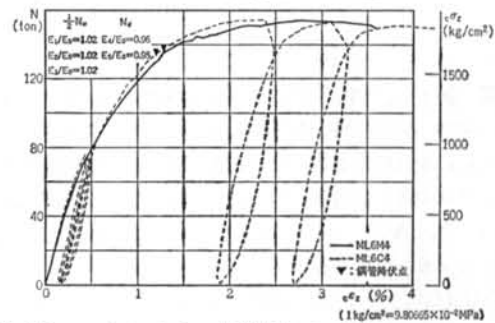


図-24  $t=5.8$ のときの荷履歴による比較

る。また、 $\epsilon F$ の値が非常に高い場合でも、最大耐力以降の挙動は比較的安定している。

(c)荷履歴

図-21~図-24より、最大耐力の約 $1/2$ で3回、最大耐力以降で3回の繰り返し加力を行なったが、ほとんど単

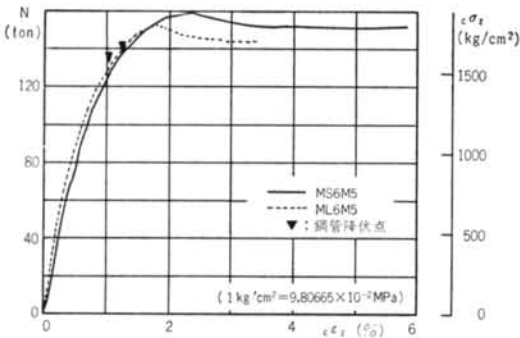


図-25 高さ一径比による比較

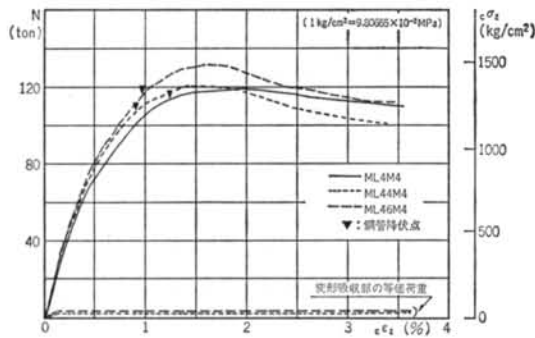


図-26 変形吸収部の有無による比較

調加力のそれと一致する。初期剛性と再載荷剛性と之比  $E_i/E_0$  は、最大耐力以降においてもあまり低下せず、たかだか約20%の低下である。最大耐力の約1/2においては再載荷剛性の方が高くなっている。これらのことは、板厚が厚い場合でも薄い場合でも共通している。

(d)高さ一径比( $H/D$ )

図-25より、 $H/D$  の値が大きい方が最大耐力は約5%小さくなっているが、曲線全体の形状はよく一致している。

(e)変形吸収部の有無

図-26より、初期剛性は変形吸収部のある ML46M4、ML44M4 の方が ML4M4 より高い。参考のために、それぞれの変形吸収部の局所的な曲げ変形による等価荷重とひずみ関係の計算値も図-26に付記する。最大耐力についても、ACI 委員会では報告<sup>12)</sup> されている拘束効果に対するスリットの断面欠損の影響はほとんどなく、むしろ ML44M4 の方が ML4M4 よりわずかに高い。ましてや、ACI 委員会式によると ML4M4 と等価であるはずの ML46M4 は、ML4M4 より約10%高い耐力を示した。しかしながら、最大耐力以降の下降勾配については、変形吸収部の有る方がわずかに大きい。

(f)スケール

実大の約1/6の径を想定した試験体 RS 20M5 と実大の

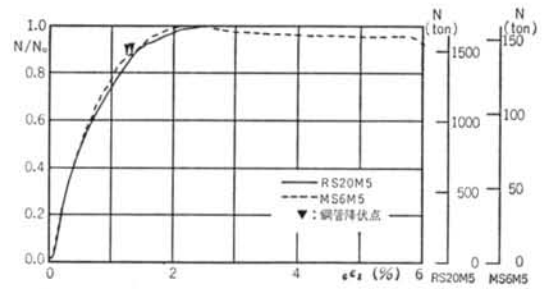


図-27 スケールによる比較

約1/6の径の試験体 MS6M5の実験結果を、それぞれの最大耐力で無次元化したものを図-27に示す。両者は材料定数等において若干異なるため、単純比較はできないが最大耐力に至るまでの過程はスケールによらず類似している。

### 3.4 UTC 構造の耐力

実験より得られた UTC 構造を想定した試験体の耐力等の一覧を表-4に示す。なお、降伏耐力とは鋼管の等価応力が降伏応力に達した場合の荷重である。また、最大耐力については鋼材がほぼ完全弾塑性である試験体についてののみ評価し、塑性域での円周方向応力  $s\sigma_\theta$ 、軸方向応力  $s\sigma_z$  は、ひずみ増分理論に基づいている。

UTC 構造は、原則として鋼管に軸方向応力を伝達させない構造であるが、すでに述べたとおり実際には鋼管にも軸方向応力  $s\sigma_z$  が生じている。それを考慮に入れると、UTC 構造の各耐力  $N_{y(cu)}$  は式(4)で与えられることになる。なお、これ以降ではコンクリートは圧縮を+符号とし、鋼材は引張りを+符号とする。

$$N_{y(cu)} = c\bar{f}_{y(cu)} \cdot cA - s\sigma_{zy(cu)} \cdot sA \quad \dots\dots(4)$$

ここに、 $c\bar{f}_{y(cu)}$ : 各耐力時の充填コンクリートの圧縮応力

$cA$ : 充填コンクリートの断面積

$s\sigma_{zy(cu)}$ : 各耐力時の鋼管の軸方向応力

$sA$ : 鋼管の断面積

UTC 構造のように、充填コンクリートが鋼管によって拘束されている場合、拘束された充填コンクリートの耐力  $c\bar{f}_{y(cu)}$  は一般に式(5)で与えられる<sup>13)~15)</sup>。

$$c\bar{f}_{y(cu)} = cF + C_{y(cu)} \cdot f_{2y(cu)} \quad \dots\dots(5)$$

ここに、 $cF$ : 充填コンクリートのシリンダー強度

$C_{y(cu)}$ : 各耐力時の拘束率

$f_{2y(cu)}$ : 各耐力時の拘束応力

ここで、 $f_{2y(cu)}$  は鋼管の円周方向応力  $s\sigma_{\theta y(cu)}$  によって式(6)で与えられる。

$$f_{2y(cu)} = \frac{t}{R} \cdot s\sigma_{\theta y(cu)} \quad \dots\dots(6)$$

試験体名称	降伏耐力時							最大耐力時						
	$N_y$ (t)	$s\sigma_{zy}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$s\sigma_{\theta y}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$f_{2y}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$e\bar{f}_y$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$C_y$	$\alpha_y$	$N_u$ (t)	$s\sigma_{zu}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$s\sigma_{\theta u}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$f_{2u}$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$e\bar{f}_u$ (kg/cm <sup>2</sup> )	$C_u$	$\alpha_u$
MS6M5	140	-1,085	2,739	250	1,432	3.60	-0.40	159	-915	2,850	260	1,693	4.46	-0.32
MS6M7	194	-12	3,477	354	2,353	4.40	-0.01	195	-62	3,445	351	2,352	4.44	-0.02
ML2M3	69	-141	2,754	106	720	2.83	-0.05	77	-95	2,785	107	808	3.63	-0.03
ML3M4	100	-923	2,707	138	986	3.56	-0.34	111	-667	3,021	154	1,133	4.16	-0.22
ML4M4	110	-192	3,098	209	1,268	3.70	-0.06	120	-50	3,378	228	1,345	3.72	-0.01
ML6M4	127	-1,759	2,705	275	1,121	2.29	-0.65	153	-1,692	2,773	282	1,453	3.41	-0.61
ML6M5	136	-1,782	2,432	222	1,238	3.17	-0.73	152	-1,464	2,659	243	1,494	3.96	-0.55
RS20M5	1,448	-49	2,430	244	1,371	3.55	-0.02	1,691	-463	2,284	229	1,505	4.37	-0.20

表-4 各耐力時における各応力状況

(1kg/cm<sup>2</sup>=9.80665×10<sup>-2</sup>MPa)

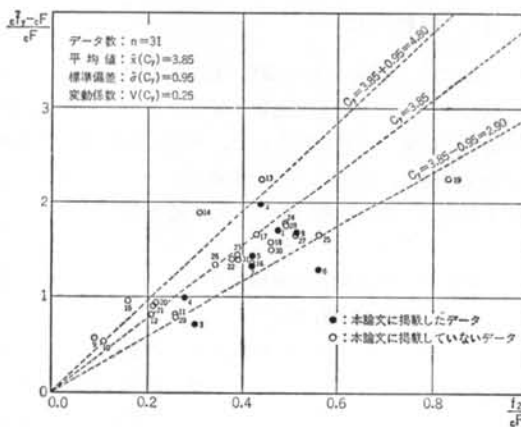


図-28 降伏耐力時における  $\frac{e\bar{f}_y - eF}{eF}$  と  $\frac{f_{2y}}{eF}$  の関係

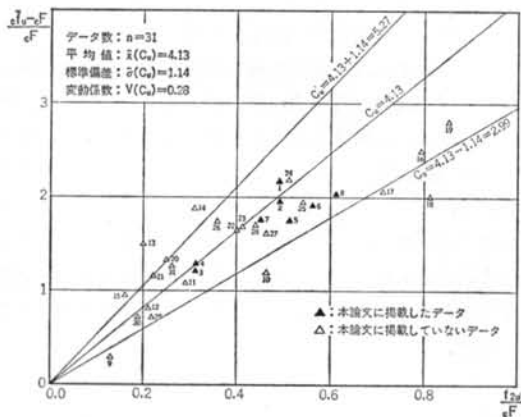


図-29 最大耐力時における  $\frac{e\bar{f}_u - eF}{eF}$  と  $\frac{f_{2u}}{eF}$  の関係

ここに、 $t$ : 鋼管の板厚  
 $R$ : 鋼管の半径  
 $s\sigma_{\theta y}(u)$ : 各耐力時の鋼管の円周方向応力

鋼管表面のゲージで測定したひずみから算定した各耐力時の  $s\sigma_{\theta y}(u)$  を式(6)に代入して  $f_{2y}(u)$  を求めて、 $s\sigma_{zy}(u)$  および  $N_y(u)$  を式(4)に代入して  $e\bar{f}_y(u)$  を求める。これらの値より、式(5)によって  $C_y(u)$  の値を逆算できる。実験より得られた各試験体の  $(e\bar{f}_y(u) - eF) / eF$  と  $f_{2y}(u) / eF$  の無次元値を各耐力時について図-28、図-29にプロットする。プロットした各点の番号は、両図で同一試験体である。これらの図中には、本論文では言及していない試験体のデータ (○, △印) も併せて示した。全データ数は  $n=31$  である。なお、ここにプロットされている試験体の鋼管材料は、ほぼ完全弾塑性である。

これらの図より、全データの約80%は  $C = \bar{x} \pm 1 \cdot \bar{\sigma}$  のばらつき範囲内におさまっており、それぞれの中央値は  $C_y = 3.85$ ,  $C_u = 4.13$  である。また、ほとんどの試験体では降伏耐力時から最大耐力時へ至るときに拘束応力  $f_2$  が増大し、図上では右方向へ移動している。

一方、鋼材が Mises の降伏条件に従うとすると、 $s\sigma_{\theta y}(u)$  と  $s\sigma_{zy}(u)$  の関係は式(7)で与えられる。

$$s\bar{f}_y^2 = s\sigma_{zy}^2(u) + s\sigma_{\theta y}^2(u) - s\sigma_{\theta y}(u) \cdot s\sigma_{zy}(u) \quad \dots(7)$$

ここに、 $s\bar{f}_y$ : 鋼材の降伏応力

ここで、摩擦等によって生じた鋼管の軸方向応力  $s\sigma_{zy}(u)$  と拘束効果を生む鋼管の円周方向力  $s\sigma_{\theta y}(u)$  の比を  $\alpha_y(u) = s\sigma_{zy}(u) / s\sigma_{\theta y}(u)$  とおくと、式(4)は次のようになる。

$$N_y(u) = eF \cdot cA + C_y(u) \cdot \frac{t}{R} \cdot s\bar{f}_y \cdot eA \cdot \frac{1}{\sqrt{1 - \alpha_y(u) + \alpha_y^2(u)}} - s\bar{f}_y \cdot sA \cdot \frac{\alpha_y(u)}{\sqrt{1 - \alpha_y(u) + \alpha_y^2(u)}} \quad \dots(8)$$

式(8)の拘束率  $C_y(u)$  として、図-28, 29で得られた  $C = \bar{x} \pm 1 \cdot \bar{\sigma}$  のばらつき範囲を考慮した  $C_y(u)$  を用いて、一例として、ML3M4 の条件で各耐力  $N_y(u)$  と応力比  $\alpha_y(u)$  の関係を示すと図-30のようになる。この図において、完全アンボンドの UTC 構造は  $\alpha = 0$  のときであ

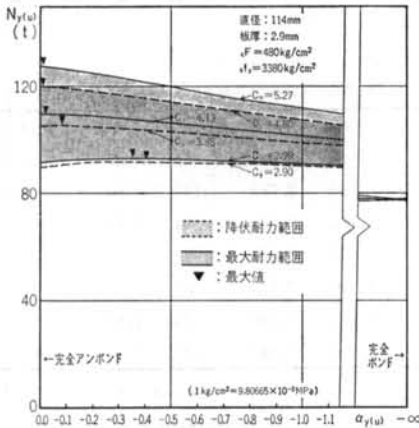


図-30  $C_{y(u)}$  のばらつきに対する  $N_{y(u)}$  と  $\alpha_{y(u)}$  の関係

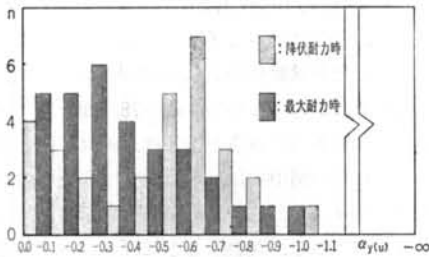


図-31 各耐力時における応力比  $\alpha_{y(u)}$  の分布

り、完全ボンドの BTC 構造は  $\alpha = -\infty$  のときとなる。

ところで、図-28、図-29で用いたものと同じ試験体のデータを用いて、ひずみ増分理論に基づいて求めた  $\sigma_{\theta}$  と  $\sigma_z$  の応力比  $\alpha_y$  および  $\alpha_u$  は、図-31に示すように分布する。それぞれの中央値は、 $\bar{\alpha}_y = 0.6 \sim 0.7$ 、 $\bar{\alpha}_u = 0.2 \sim 0.3$  である。このことは、降伏耐力時から最大耐力時へ至るときに拘束応力  $f_2$  が増大することとも対応する。

以上のことより、降伏耐力時から最大耐力時へ至る際には、①拘束率  $C$  が増大する方向に、充填コンクリートの破壊性状に何らかの変化が生ずること、②鋼管の応力状態が Mises の楕円上を  $\sigma_z$  が減少して  $\sigma_{\theta}$  が増加する「応力のシフト現象」が生じていることが考えられる。このような理由により、最大耐力値  $N_u$  は降伏耐力値  $N_y$  より約 6~10% 高い。

#### <参考文献>

- 1) 超高層建築の総合的経済性研究委員会：“超高層建築計画の総合的研究” 建築業協会（1966年）
- 2) 田村，斉田他：“超高層 RC 造集合住宅の構造性能に関する研究（その1）～（その4）” 日本建築学会大会学術講演梗概集（1985年10月）

最後に、計算上の簡便さを考慮して  $C = 3$  とすると、図-30において、①  $N_u$  はもちろんのこと、 $N_y$  のほとんどのデータの下限値となる、②  $0 \geq \alpha \geq -1$  でほとんど一定値となる。この場合、②の理由から  $\alpha = 0$  の完全アンボンドとしても実用上さしつかえない。したがって、式(8)は次式のような実用式として与えられる。

$$N_y = \left( cF + 3 \cdot \frac{t}{R} \cdot \sigma_s f_y \right) \cdot cA \quad \dots\dots(9)$$

そして、 $N_u$  は  $N_y$  に対する余裕耐力として見なすことができる。

#### § 4. おわりに

本報では、従来からの RC 構造や SRC 構造とは全く異なる「アンボンド型充填鋼管コンクリート構造」を提案するに至った経緯を含めて、本構造の原理、構造体としての構成、および一連の実験シリーズのうちの（その1）として中心圧縮実験について述べた。

中心圧縮実験より、下記のことが明らかになった。

- (1) 従来からのボンド型充填鋼管コンクリート構造との差異および分離材の有効性
- (2) 分離材の層厚が力学的性状に及ぼす影響
- (3) 鋼管の板厚，コンクリート強度，荷重履歴，高さ一径比，変形吸収部の有無，スケールが力学的性状に及ぼす影響
- (4) 降伏耐力点から最大耐力点に至るまでの力学的挙動の把握
- (5) 実験データに基づく簡便な実用式の提案

なお、本構造は提案の動機と最終目標が超高層建築ではあるが、同様の力学的性能を要するものとしては、他に重層大スパン構造の柱，吊り橋・斜張橋の主塔，地下構造物の柱，杭，エアードームのリングビーム等が考えられる。

謝辞 本研究の実施に当たり、懇切なご教示をいただいた大阪大学教授鈴木計夫博士，東京大学教授青山博之博士ならびに当プロジェクトメンバーに深甚なる謝意を表します。

- 3) S.H. Ahmad & S.P. Shah: "Stress-Strain Curves of Confined by Spiral Reinforcement" Journal of ACI (Nov. -Dec. 1982) pp.484~490
- 4) S.H. Ahmad & S.P. Shah: "Complete Triaxial Stress-Strain Curves for Concrete" Journal of Structural Mechanics Div., ASCE (April 1982) pp.728~742
- 5) 鈴木, 中塚他: "円形補強筋を用いたコンファインドコンクリートの強度および変形特性" 材料 第34巻, 第376号 (1985年1月) pp.33~39
- 6) S.P. Shah & G.Winter: "Inelastic Behavior and Fracture of Concrete" PhD Thesis, Cornell University (Sep. 1965)
- 7) 益田, 室田: "改訂工業塑性力学" 養賢堂 (1984年) pp.94~96
- 8) 富井, 崎野: "充填コンクリート鋼管構造に関する研究の現状 (その1) 部材の弾塑性性状" コンクリート工学 Vol.13, No.2 (1975年)
- 9) 富井, 崎野他: "コンクリート充填鋼管構造の設計上の問題点" カラム No.73 (1979年7月)
- 10) 益田, 室田: "改訂工業塑性力学" 養賢堂 (1984年) pp.94~102, pp.120~128
- 11) 山田: "マトリックス法材料力学" 培風館 pp.37~42
- 12) ACI, Committee 363: "State-of-the-Art Report on High-strength Concrete" Journal of ACI (July-Aug. 1984) pp. 389~392
- 13) F.E. Richart, A.Brandtzaeg & R.L. Brown: "Engineering Experiment Station" Univ. of Illinois Bulletin, No.185 (Nov.1928)
- 14) Bresler & Pister: "Strength of Concrete Under Combined Stress" Journal of ACI (Sept.1958)
- 15) Gardner & Jacobson: "Structural Behavior of Concrete Filled Steel Tubes" Journal of ACI (July 1967)
- 16) 伊藤, 佐藤他: "アンボンド型充填鋼管コンクリート構造に関する研究 (その1) ~ (その4)" 日本建築学会大会学術講演梗概集 (1986年8月)
- 17) 下戸, 佐藤他: "アンボンド型充填鋼管コンクリート構造の中心圧縮実験" 第8回コンクリート工学年次講演会論文集 (1986年)
- 18) 田中, 手塚, 佐藤他: "スーパーコンクリート構造の開発" セメント・コンクリート No.475 (1986年9月)
- 19) 日経マゴロウヒル社: "新鋼管コンクリート (清水建設), ビッチ0の"たが" に秘けつー柱の細いRC 超高層実現へ" 日経アーキテクチャ 第279号 (1986年12月)

