二重鋼管の補剛性能に関する研究

A STUDY ON STIFFENING CAPACITY OF DOUBLE-TUBE MEMBERS

桑原 進*, 多田元英**, 米山隆也***, 今井克彦****

Susumu KUWAHARA, Motohide TADA, Takaya YONEYAMA and Katsuhiko IMAI

The double-tube member presented here consists of outer circular tube and inner circular tube which has shorter length than the outer. The outer tube resists axial force and inner tube restrains lateral displacement of outer tube by bending resistance. The results obtained from the axial loading test to confirm laterally stiffening effect of inner tube are as follows. Inner tube with suitable strength and stiffness prevents buckling of the member in elasto-plastic range and the remarkable axial deformation of the member is obtained beyond yield load without any decrease of loading both under monotonic and repeated loading.

Keywords : buckling, stiffening, steel tube

座屈, 補剛, 鋼管

1. 序

鋼構造物の設計において、座屈現象は接合部にならんで特に注意を払わなければならない点の一つである。すなわち、設計者が定めた部材応力を達成するべく、いかに適切に部材を補剛するかが重要となる。従来、軸力材の補剛は補助部材を材の中間に離散的に設定し、座屈長さを減ずる方法が多く採用されている。

座屈現象は座屈たわみ角公式に見られるように圧縮軸力による部材の曲げ剛性の喪失が原因と解釈できる。したがって、圧縮部材に沿って軸力を負担しない材を設ければ、この部材は圧縮部材の軸力にかかわらず曲げ剛性を保持し、補剛材として有効に機能すると考えられる。このような補剛方法は前述の方法と異なり、補剛材が主材と同一軸上にあること、主材を全長にわたって連続的に補剛するため座屈することなく降伏応力まで保証し得ることが特徴であり、角形鋼管や平鋼の周囲をノンフリクション処理し、RCで被覆したアンボンドブレース^{1)~4)}もこの発想による補剛方法の一つと考えられる。

本研究ではこの考えに基づき、図-1のように鋼管内部にもう一本の鋼管を挿入し、外管を軸力材、内管を補剛材とした二重鋼管を提案する。この二重鋼管は内管を

図-1 二重鋼管

外管よりも短くして端部にクリアランス G を設け、軸力を外管のみが負担するようにし、圧縮荷重を受けて外管が屈曲しようとするとき内管に接触し、内管に横変形が生じて補剛力が発生し、外管の屈曲に抵抗しようとするものである。本論ではこの二重鋼管の全体座屈に対する補剛条件を導き、それを実験的、および解析的に検証する。

2. 二重鋼管の補剛条件

二重鋼管と同様の補剛機構を有するアンボンドブレースに対して、藤本らおよび長尾らは補剛材であるRC被覆材の必要曲げ強度と曲げ剛性を補剛材の曲げモーメントの釣合式と合成系の座屈荷重から、それぞれ別途に

本論の一部は参考文献7)~8)に発表している。

* 大阪大学工学部建築工学科 助手

** 大阪大学工学部建築工学科 助手

*** 大阪大学工学部建築工学科 大学院生

**** 川鉄建材工業(株)技術研究所・工博

Research Assoc., Dept of Architectural Engineering, Faculty of Engineering, Osaka Univ.

Research Assoc., Dept of Architectural Engineering, Faculty of Engineering, Osaka Univ.

Graduate Student, Dept of Architectural Engineering, Faculty of Engineering, Osaka Univ.

Technical and Research Laboratories, Kawatetsu Steel Products Corp., Dr. Eng.

誘導している^{2),3)}。また井上らは、補剛材の曲げモーメントの釣合式より補剛材の剛性条件と強度条件を、補剛力分布を介して関連したものとして誘導している⁴⁾。本章では後者の考えを二重鋼管に適用し、補剛条件を示す。

軸力材となる外管は完全弾塑性型の荷重-変形特性を有すると仮定し、図-2(a)のように両端ピン支持の外管が軸方向に圧縮荷重を受ける場合を考える。外管内径と内管外径の差 e だけ外管に横たわみが生じると、図-2(b)のように外管が内管に接触し、補剛力が発生する。図-2(c)のように外管が全断面降伏し、曲げ剛性がゼロになった状態を考える。図中、 N_y は外管の降伏軸力、 v は中央横たわみを示す。この時の内管の中央曲げモーメント iM_c に関する釣合式は以下のように表される。

$$iM_c = N_y(v + e) \quad (1)$$

また、二重鋼管には不可避の初期不整が存在することが考えられるから、これを内管の中央初期たわみ v_0 として表現すると(1)式は以下ようになる。

$$iM_c = N_y(v + e + v_0) \quad (2)$$

図-2(c)のように補剛力を等分布荷重 q であると仮定すると、(2)式および内管の中央曲げモーメント-中央横たわみ関係より、補剛条件として以下のような必要曲げ強度-曲げ剛性関係を得る。

$$m_b l \geq \frac{e + v_0}{1 - \frac{C_{sf}}{k_b}} \quad C_{sf} = \frac{5}{48} \quad (3)$$

ただし、 m_b 、 k_b はそれぞれ内管の無次元化曲げ強度、曲げ剛性であり次式で与えられる。

$$m_b = \frac{iM_b}{N_y l} \quad k_b = \frac{E_i I}{N_y l^2} \quad (4)$$

ただし、 iM_b は内管の曲げ強度、 $E_i I$ は内管の曲げ剛性、 N_y は外管の降伏軸力、 l は材長である。内管の曲げ強度は剛性を維持する限界値として定義する必要があるため、以下では iM_b に内管の降伏モーメントを採用する。

補剛力分布を中央集中荷重、sin 波形分布とすると、それぞれ(2)式の係数 C_{sf} は以下の値となる⁴⁾。

$$C_{sf} = \frac{1}{12} \quad (\text{中央集中荷重}) \quad C_{sf} = \frac{1}{\pi^2} \quad (\text{sin 波形分布})$$

図-2 二重鋼管の補剛力発生機構

図-3 内管曲げ強度および剛性の安全域と危険域

(3)式を等式とし、縦軸に $m_b l$ 、横軸に k_b をとって図示すると図-3の $m_b l = e + v_0$ 、 $k_b = C_{sf}$ の漸近線を有する曲線を得る。この曲線より右上の斜線部分に内管の曲げ強度、曲げ剛性が位置する場合は(3)式の補剛条件を満足することになり、内管は補剛材として有効に機能することになる。以降ではこの曲線の右上斜線部を安全域、左下の補剛条件を満足しない領域を危険域と称する。図より補剛材の曲げ強度が大きい場合には、高い曲げ剛性を必要としないことが分かる。必要曲げ剛性の下限は補剛力分布形状によって決定される C_{sf} によって定まる。今回考慮した補剛力分布の内 C_{sf} が最大となるものは等分布荷重であり、以下では安全側を考慮して $C_{sf} = 5/48$ とする。また同様に、補剛材の曲げ剛性が高い場合には、大きな曲げ強度は必要とせず、その下限は内外管の隙間 $e + v_0$ で定まり補剛力分布の影響は小さくなるのがわかる。

3. 二重鋼管および単鋼管の軸方向載荷実験

3.1 試験体および実験方法

試験体一覧を表-1に、試験体形状を図-4に、また、

表-1 試験体一覧

	試験体名	外管	内管	載荷方法
		l (mm)	l_k (mm)	
二重鋼管	M60D	1560	1510	単調載荷
	M75D	1950	1900	
	M90D	2340	2290	
	M105D	2730	2680	
	A60D	1560	1510	繰返し載荷
	A75D	1950	1900	
	A90D	2340	2290	
	A105D	2730	2680	
単鋼管	M60	1560		単調載荷
	M75	1950		
	M90	2340		
	M105	2730		
	A60	1560		繰返し載荷
	A75	1950		
	A90	2340		
	A105	2730		

M60D
 D: 二重鋼管、なし: 単鋼管
 細長比
 M: 単調載荷、A: 繰返し載荷

図—5 に実験載荷装置を示す。試験体数は合計 16 体であり、実験変数は細長比、内管の有無、および載荷方法である。載荷方法は単調および繰返し軸方向載荷とする。軸力材となる外管はいずれも $\phi 76.3 \times 2.8$ (mm) の冷間成形鋼管を使用する。鋼管両端部には鋼管をピン治具とボルト 4 本で接合するためエンドプレートとを溶接する。鋼管の溶接シームは鉛直方向の座屈に影響を及ぼさないように水平方向に位置させる。図—5 に示すようにピンの回転中心はエンドプレートと鋼管の接する面に一致するのでエンドプレート内法間距離が座屈長さとなる⁵⁾。二重鋼管には内管として $\phi 70.0 \times 5.0$ (mm) を使用し、軸力が作用しないようにするため材長を外管より短くし、端部にクリアランスとして 15 mm ずつ、合計 30 mm 設けている。本実験では内管は単に外管内部に挿入されるのみで、特に固定されていない。二重鋼管の実際の適用に際しては、材中央部の外管に穴をあけプラグ溶接することで内管を固定する。外管と内管の隙間は公称値で 0.7 mm であり、細長比 60, 75, 90, 105 の試験体それぞれの材長の $1/229$, $1/278$, $1/334$, $1/390$ となる。

により鋼管の軸方向変位を測定する。

端部は回転摩擦力をできる限り低減するようピンの軸受け部にベアリングを使用する。また、ピン治具および試験体端部のエンドプレートの自重により回転モーメント $0.28 \text{ t} \cdot \text{cm}$ が生じるため、これと釣り合うようにカウンターバランスを設ける。

素材試験として短柱圧縮試験，ならびに引張試験を行った。短柱圧縮試験体の材長は鋼管径の3倍とし，外管に対応する $\phi 76.3 \times 2.8$ を 229 mm，内管に対応する $\phi 70.0 \times 5.0$ を 210 mm とした。引張試験は短柱圧縮試験体と同じ長さの鋼管に引張るための治具を端部に溶接して行った。鋼材種別は外管が STK 400，内管が STKM 13A である。降伏応力度の算定には 0.2 % offset 値を用いた。

NII-Electronic Library Service

表—2 試験体断面諸量

	試験体名	内管	l (mm)	D (mm)	t (mm)	A (mm ²)	I (cm ⁴)	Z (cm ³)	Z_p (cm ³)	σ_y (kg/cm ²)	N_y (t)	M_y (t·cm)	M_p (t·cm)
単鋼管	M60		1558	76.3	2.64	610	41.5	10.9	14.3	3.62	22.1	39.3	51.8
	M75		1950	76.3	2.64	611	41.5	10.9	14.3	3.53	21.6	38.4	50.6
	M90		2338	76.4	2.64	611	41.6	10.9	14.4	3.53	21.6	38.5	50.7
	M105		2728	76.3	2.64	611	41.5	10.9	14.3	3.53	21.6	38.4	50.6
	A60		1558	76.3	2.64	610	41.4	10.9	14.3	3.62	22.1	39.3	51.8
	A75		1949	76.2	2.65	613	41.5	10.9	14.4	3.60	22.1	39.2	51.7
	A90		2340	76.3	2.65	613	41.7	10.9	14.4	3.60	22.1	39.3	51.8
	A105		2730	76.3	2.64	610	41.4	10.9	14.3	3.64	22.2	39.5	52.1
二重鋼管	M60D	A	1559	76.1	2.65	612	41.3	10.9	14.3	3.60	22.0	39.1	51.5
	M75D	A	1949	76.3	2.64	611	41.5	10.9	14.3	3.53	21.6	38.4	50.6
	M90D	A	2338	76.5	2.64	612	41.8	10.9	14.4	3.53	21.6	38.6	50.8
	M105D	A	2730	76.4	2.64	611	41.6	10.9	14.4	3.53	21.6	38.5	50.7
	A60D	A	1560	76.3	2.64	610	41.5	10.9	14.3	3.62	22.1	39.3	51.8
	A75D	A	1949	76.3	2.64	610	41.4	10.9	14.3	3.62	22.1	39.3	51.8
	A90D	B	2340	76.3	2.64	610	41.4	10.9	14.3	3.59	21.9	39.0	51.3
	A105D	B	2729	76.3	2.64	610	41.4	10.9	14.3	3.64	22.2	39.5	52.0
内管	内管A			70.0	4.98	1017	54.1	15.4	21.1	3.33	33.9	51.4	70.2
	内管B			70.0	5.08	1036	54.9	15.7	21.5	3.37	34.9	52.9	72.3

l : 材長
 D : 管径
 t : 管厚
 A : 断面積
 I : 断面二次モーメント
 Z : 断面係数
 Z_p : 塑性断面係数
 σ_y : 降伏応力度
 N_y : 降伏軸力
 M_y : 降伏モーメント
 M_p : 全塑性モーメント

表—3 実験結果

	試験体	P_{max} (t)	u_{max} (mm)	v_{max} (mm)	P_{max} N_y	u_{max} u_y	v_{max} $v_l (\times 10^{-3})$	座屈方向
単鋼管	M60	19.10	2.44	1.80	0.87	0.91	0.11	D
	M75	16.45	2.59	4.00	0.76	0.79	0.21	D
	M90	14.35	2.68	2.40	0.67	0.68	0.10	D
	M105	11.25	2.41	5.40	0.52	0.53	0.20	D
	A60	19.05	2.42	2.50	0.86	0.90	0.16	U
	A75	17.70	2.69	5.80	0.80	0.81	0.30	U
	A90	14.95	2.80	2.00	0.68	0.70	0.09	D
	A105	11.45	2.45	9.90	0.52	0.52	0.36	U
二重鋼管	M60D	31.30	29.19	0.10	1.42	10.92	0.01	*1
	M75D	25.85	24.71	23.10	1.20	7.54	1.19	*1
	M90D	20.50	7.45	24.60	0.95	1.90	1.05	D
	M105D	17.80	4.38	7.00	0.82	0.95	0.26	D
	A60D	25.00	15.57	4.10	1.13	5.79	0.26	*2
	A75D	24.90	18.17	13.20	1.13	5.41	0.68	*3
	A90D	21.40	5.77	16.30	0.98	1.44	0.70	D
	A105D	19.55	4.58	8.30	0.88	0.97	0.30	D

P_{max} : 最大荷重 u_{max} : 最大荷重時の軸方向変形
 v_{max} : 最大荷重時の中央横たわみ U : 鉛直上方向に曲げ座屈した場合

D : 鉛直下方向に曲げ座屈した場合

*1 : 座屈せず端部局部座屈により耐力減少

*2 : 座屈せず $l/100$ のループ2回目で端部局部座屈により耐力減少、表中の最大値は $l/100$ のループでの最大値

*3 : 座屈せず $l/100$ のループ1回目で端部局部座屈により耐力減少、最大値は局部座屈発生時

試験より得られた降伏応力度を採用する。軸力の作用しない曲げ材である内管の降伏応力度は、短柱圧縮試験および引張試験より得られた降伏応力度の平均値とする。

3.3 実験結果および考察

表—3 に実験結果を示す。図—7 に単調圧縮荷重による荷重-軸方向変形関係を、図—8 に荷重-横たわみ関係を細長比ごとに示す。荷重-軸方向変形関係の横軸、縦軸はそれぞれ試験体外管の降伏縮み u_y 、降伏軸力 N_y に

より、また、荷重-横たわみ関係の横軸、縦軸はそれぞれ試験体の材長 l 、降伏軸力 N_y により無次元化されている。いずれも圧縮荷重方向を正とする。図中、実線は二重鋼管を、点線は単鋼管を示し、▼はそれぞれの最大荷重レベルを示し、◆は局部座屈の発生時点を示す。また、M60D および M75D の△は内管両端がエンドプレートに接触したことにより荷重が上昇した位置を示している。図—9 には A60、A60D、A90D 試験体の繰返し載荷による荷重-軸方向変形関係を示す。縦軸、横軸、および図中の記号は図—7 と同じである。また、比較のために点線で各試験体の単調載荷実験結果を付記する。

単調圧縮載荷実験の結果、すべての単鋼管試験体が、試験体中央部分において曲げ座屈を生じた。曲げ座屈後は荷重の低下とともに変形が進み、M60 では曲げ座屈を生じた中央部分の凹側部分において局部座屈が発生した。繰返し載荷の場合も単調載荷と同様に、処女載荷の振幅 $u/l=1/300$ のループですべての単鋼管試験体が、試験体中央部分において曲げ座屈を生じ、その後のループでは劣化型の履歴性状を示した。図—10 に縦軸に実験で得られた座屈応力度を、横軸に細長比をとって示す。また、座屈耐力曲線を以下に示す Euler 式、Johnson 式によって求め、同図に付記する。ただし、Johnson 式は降伏応力度を頂点として Euler 曲線と接する放物線であり、次式における係数 k は降伏応力度によって異なる。

$$\text{Euler 式} : \sigma_{cr} = \pi^2 E / \lambda^2$$

$$\text{Johnson 式} : \sigma_{cr} = \sigma_y - k \lambda^2$$

いずれの実験結果も座屈耐力曲線と良く対応しており、本実験の信頼性が確認できる。

一方、二重鋼管試験体は同細長比の単鋼管と比較して耐力および軸方向変形能が大きくなっていることがわか

図-7 荷重-軸方向変形関係 (単調荷重)

図-8 荷重-横たわみ関係 (単調荷重)

図-9 荷重-軸方向変形関係 (繰返し載荷の例)

図-10 座屈耐力曲線比較図

図-11 必要曲げ強度-曲げ剛性関係

表-4 内管の無次元化曲げ剛性・強度

試験体名	k_b	m_b	mbl
M60D	0.212	0.015	2.333
M75D	0.138	0.012	2.384
M90D	0.096	0.010	2.380
M105D	0.071	0.009	2.383
A60D	0.211	0.015	2.329
A75D	0.135	0.012	2.331
A90D	0.096	0.010	2.416
A105D	0.070	0.009	2.382

る。特に細長比が 60, 75 の M60D, M75D 試験体においては座屈することなく軸方向に大きな塑性変形を示した。これらの試験体では最終的には端部において局部座屈を生じ、その後耐力が減少した。細長比が 90 および 105 の M90D, M105D 試験体はあまり軸方向に塑性変形せず座屈し、荷重が低下した。以上の傾向は繰返し載

荷の場合も同様であり、A60D, A75D 試験体は座屈することなく塑性変形し、端部に局部座屈が発生するまでは安定した紡錘形の履歴性状を示した。それに対し A90D, A105D 試験体は処女載荷の振幅 $u/l=1/300$ のループで座屈を生じ以降のループでは図-9 の A90D のような劣化形の履歴性状を示した。図-11 に (3) 式の必

要曲げ強度-曲げ剛性関係を示す。ただし、内管と外管の隙間 $e=0.7$ (mm), $v_0=0$ とする。また、表—4 には試験体内管の無次元化曲げ剛性 k_b 、無次元化曲げ強度 m_b 、および $m_b l$ を示し、これを図—11 中に付記する。図より細長比 60 および 75 の試験体が安全域、細長比 90 および 105 の試験体が危険域に存在し、実験結果はこれに良く対応している。

4. 弾塑性解析による補剛効果の検証

4.1 解析条件

弾塑性解析には幾何学的非線形を考慮した一次元有限要素法を用い、非線形剛性方程式の数値解析には増分摂動法⁹⁾を用いた。解析条件を以下に示す。

(1) 鋼管の断面は図—12 に示す 6 集中線要素モデルとする。図中、 A_m は各線要素の断面積であり鋼管断面積の 1/6 とする。

(2) 圧縮材の弾塑性座屈は材料の接線剛性が大きく影響するため、応力度-ひずみ度曲線のモデル化はより詳細なものが必要となる。したがって、本解析では短柱圧縮試験より得られた曲線をモデル化した四分分割の poly-linear 型として解析を行った。図—13 にモデル化の一例を示す。破線が短柱圧縮試験結果、実線がモデルである。

(3) 内管の応力度-ひずみ度曲線は bi-linear 型としてヤング係数 2100 (t/cm²)、ひずみ硬化係数 0.01 とする。降伏応力度は表—2 による。

4.2 解析モデル

解析対象となる単鋼管は、図—14 に示す長さ l 、中央初期たわみ $v_0/10\,000$ を有する圧縮材である。二重鋼管の解析モデルを図—15 に示す。材長 l 、初期中央たわみ

図—12 集中線要素モデル

図—13 応力度-ひずみ度曲線モデル

図—14 単鋼管解析モデル

図—15 二重鋼管解析モデル

図—16 連結材

$v_0/10\,000$ を有する外管と、補剛材となる内管を材長の 8 等分の位置で両端ピンの連結材で連結する。外管が内管との隙間 e だけ変形した後、内管に接触し補剛力が発生する過程をモデル化するために、連結材は図—16 に示すような荷重-変形関係を有する材料として設定する。

4.3 解析結果と実験結果との比較

表—5 に単調荷重による単鋼管と二重鋼管の解析結果、および実験結果の最大耐力と最大耐力時の軸方向変形との比較を示す。また図—17 に荷重-軸方向変形関係を示す。図中、実線は解析結果を、点線は実験結果を示し、座標軸は図—7 と同様である。

解析結果はいずれも単鋼管、補剛条件を満たす二重鋼管、補剛条件を満たさない二重鋼管の性状を良く表現し、定量的にも実験結果と良く対応している。本解析では外管端部の局部座屈を考慮していないため、局部座屈発生に伴う耐力の劣化現象は追跡できないものの、全体座屈に関して、解析結果は実験結果をよく追跡している。図—18 に M75D の解析結果より得られた補剛力 F_{slf} およ

表—5 解析結果一覧

	試験体名	αP_{max} (t)	αu_{max} (mm)	$\frac{\alpha P_{max}}{P_{max}}$	$\frac{\alpha u_{max}}{u_{max}}$
単鋼管	M60	17.92	2.48	1.096	1.044
	M75	16.01	2.44	0.973	0.942
	M90	14.43	2.64	1.006	0.984
	M105	11.52	2.46	1.024	1.019
二重鋼管	M60D	—	—	—	—
	M75D	—	—	—	—
	M90D	20.82	8.42	1.016	1.130
	M105D	18.09	5.32	1.016	1.214

P_{max} : 実験による最大荷重 (表—3 参照)

u_{max} : 実験による最大荷重時の軸方向変形 (表—3 参照)

αP_{max} : 解析による最大荷重

αu_{max} : 解析による最大荷重時の軸方向変形
注) M60D および M75D は所定の解析領域において座屈することなく軸方向変形したため最大荷重を得ることができなかった。

図一17 荷重-軸方向変形関係

図一18 補剛力および内管の曲げモーメント分布例 (M75D)

図一19 内管曲げ強度-剛性関係

図一20 内管の曲げ剛性による比較

図一21 内管の曲げ強度による比較

び内管の曲げモーメント iM の材長方向の分布を、それぞれ棒グラフと折線グラフで示す。ただし、材長方向の要素分割数は 35 とした。図中一点鎖線は材中央を示す。1, 2 図は上の荷重-軸方向変形関係上のそれぞれの位置に対応し、1 は外管が降伏軸力に達した位置である。補剛力は外管の降伏軸力 N_y で無次元化している。図より材中央部ではほぼ均等に補剛力が分布していることがわかる。

4.4 補剛材（内管）の曲げ剛性および曲げ強度の影響

本節では実験結果との対応によりその有効性が確認された補剛条件の妥当性をより詳細に評価するために、内管の曲げ剛性および曲げ強度を解析変数として解析を行う。

解析対象は細長比 90 の二重鋼管であり、内管の曲げ強度を一定とし、曲げ剛性を变化させた EI1~EI5、曲げ剛性を一定とし、曲げ強度を变化させた M1~M7 (M2 は EI5 と同一) の計 11 種類である。応力度-ひずみ度関係は外管には図一14 のモデルを用い、内管には $\sigma_y = 3.35$ (t/cm²)、ひずみ硬化係数 0.01 の bi-linear 型を用いる。要素分割数は 8 とする。

図一19 に (3) 式の必要曲げ強度-曲げ剛性関係を示す。また、同図中に解析対象の二重鋼管 EI1~EI5 および M1~M7 の曲げ強度と曲げ剛性を図示する。EI3 および M5 が安全域と危険域の境界に位置している。図一20 に曲げ剛性をパラメーターとした場合の、図一21 に曲げ強度をパラメーターとした場合の荷重-軸

方向変形関係を示す。図中の軸は図一7と同様である。境界領域に位置するEI3, M5を境に軸方向変形性能が大きく変化していることから、(3)式の補剛条件式の妥当性が確認できる。また、以上の二重鋼管解析結果において、全体座屈の発生が内管中央断面の最外縁要素の降伏時点と対応しており、2章で曲げ強度を降伏モーメントとしたことは妥当であるといえる。

5. 結 論

本論では、鋼管の座屈を補剛するために鋼管内部にもう一本の鋼管を挿入した二重鋼管を提案し、その補剛性能を実験的、および解析的に評価した。以下に得られた結果を要約して示す。

- 1) 二重鋼管および単鋼管の軸方向載荷実験において、二重鋼管は同細長比の単鋼管と比較して耐力、軸方向変形共に増大することを確認した。
- 2) (3)式の補剛条件を満足する二重鋼管は、単調載荷により全体座屈することなく軸方向変形を増大させる。また、繰返し載荷においても安定した紡錘形の復元力特性を示す。
- 3) (3)式により適正に補剛された二重鋼管は、軸方向変形性能が端部の局部座屈で支配される。
- 4) 一次元有限要素法による弾塑性解析において今回使用した解析モデルは二重鋼管の性状を良く表現し、二重鋼管の全体座屈の発生を把握するうえで有効である。
- 5) 内管の曲げ剛性および曲げ強度をパラメーターとした弾塑性解析からも、(3)式の補剛条件式の妥当性を確認した。

謝 辞

本研究に当たっては、大阪大学 脇山広三教授、井上一郎助教授のご指導を得た。また、実験に際しては大阪

大学大学院生 湯浅友希夫君、四年生山下仁崇君の助力を得た。付記して感謝の意を表する。

参考文献

- 1) 若林 實, 中村 武, 榎原章雄, 森蘭哲郎, 横山浩明, 森野捷輔, 宮井清忠, 宮田一実, 小田徹郎: 繰返し水平力を受ける絶縁ブレース内蔵PC壁板の弾塑性性状に関する実験的研究(その1, 2) 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1041~1044, 1973.10.
- 2) 藤本盛久, 和田 章, 佐伯英一郎, 渡辺 厚, 人見泰義: 鋼管コンクリートにより座屈を拘束したアンボンドブレースに関する研究, 構造工学論文集, Vol.34B, pp.249~258, 1988.3.
- 3) 長尾直治, 高橋茂治: 角形鋼管を鉄筋コンクリートで被覆したアンボンドブレースの弾塑性性状(その2), 日本建築学会構造系論文報告集, 第422号, pp.45~56, 1991.4.
- 4) 井上一郎, 沢泉紳一, 東端泰夫, 井ノ上一博: アンボンド平鋼ブレース内蔵コンクリート壁の座屈補剛設計, 日本建築学会構造系論文報告集, 第432号, pp.41~49, 1992.2.
- 5) 若林 實, 野中泰二郎, 小城 修, 山本 昇: 繰返し軸方向力を受ける部材の挙動に関する一実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.381~382, 1971.11.
- 6) 石田修三, 森迫清貴: 増分摂動法を導入した一次元複合非線形有限要素法, 日本建築学会構造系論文報告集, 第397号, pp.73~82, 1989.3.
- 7) 脇山広三, 多田元英, 今井克彦, 桑原 進, 米山隆也: 二重鋼管の補剛効果に関する研究(その1~3), 日本建築学会学術講演梗概集 構造II, pp.1281~1286, 1991.9.
- 8) 脇山広三, 多田元英, 今井克彦, 桑原 進, 米山隆也: 二重鋼管の補剛効果に関する研究(その4~5), 日本建築学会学術講演梗概集 構造II, pp.1469~1472, 1992.8.

(1992年8月27日原稿受理, 1992年12月3日採用決定)