Architectural Institute of Japan

日本建築学会構造系論文集　第476号，149-158，1995年10月
J. Struct. Constr. Eng., AIJ, No. 476, 149-158, Oct., 1995

実大アンボンドブレースに関する実験的研究

EXPERIMENTAL STUDY ON PRACTICAL-SCALE UNBONDED BRACES

佐伯 英一郎*，前田 泰史**，中村 秀司***，緑川 光正****，和田　章*****
Eiichiro SAEKI, Yasushi MAEDA, Hideji NAKAMURA,
Mitsumasa MIDORIKAWA and Akira WADA

The practical - scale " unbonded braces " were tested and the following conclusions were obtained. 1) Basic model : In the practical - scale test, it was confirmed that the stable hysteresis characteristics was obtained up to an axial displacement of ±50 mm (axial strain: approximate 1/80). 2) Thin-walled pipe model : Safety from buckling under the present design standard is sufficiently high. 3) Model with different unbonding material thickness : In the elastic region, there is no difference in initial stiffness. It was, however, found that if the thickness of the unbonding material is increased, plasticization proceeds at a higher rate due to delicate undulation of the core steel plate. 4) Model using different grades of steel as the core : There is possibility of producing a brace which can freely control the hysteresis characteristics. 5) Eccentric model : In the "elastic region" corresponding to the behavior of the brace which is set in the frame, a sufficiently high buckling constraining effect can be obtaind, regardless of the magnitude of eccentric moment. Lateral deformation and rotation proceed in the plastic region and maximum strength decreases in the compressive region.

Keywords : *unbond, brace, practical-scale, hysteresis characteristics, strain distribution, low yield strength steel*
アンボンド，ブレース，実大，復元力特性，ひずみ分布，極軟鋼

1．まえがき

建築構造物の耐震要素として「ブレース」が効果的であることはよく知られており，低層から高層建築物まで幅広く使用されている。しかしながらブレースは圧縮力が作用すると座屈現象を起こし耐力低下を生じる欠点がある。このために設計時に適切な断面を選択することが難しくなるだけでなく，設計で意図した剛性と耐力を持つ建築物を作り上げることが困難となり耐震設計に多くの労力を必要とする。また，建物の構造性能的にみても耐力低下を起こす部材を内在することは，振動応答性状の観点からも好ましいことではなく，特に塑性域において定量的な地震エネルギーの吸収を期待した設計を行うことは困難である。これらの欠点を解決するために，ブレースを座屈拘束することが考えられ，数多くの研究が報告されている[(1)~(10)]。筆者らも，鋼管コンクリートで座屈拘束された「アンボンドブレース」(2.を参照)を提案し[(11)]，現在多くの建築物に使用されている。

このアンボンドブレースの実用化に際しては，安全性の確保と設計法の確立のために，種々の実験及び解析を実施してきた。当初，実験に採用した座屈拘束用角形鋼管部材の断面は100～200mm角であり，その範囲であれば極めて安定した復元力特性を有する部材であることが確認されている。しかし近年，建物が大型化，複雑化，高機能化する中で，アンボンドブレースの利用のされ方も単に耐震要素という受動的な使用方法ではなく，むしろ積極的に振動性状をコントロール（固有周期，減衰率，塑性率，剛性率，偏芯率等の調整）するために使用されている。加えて，部材そのものが大型化，高機能化する中で，当初想定した断面の大きさ，幾何学的プロポーション及び部材性能では対応できないものが数多く出現してきた。本研究の目的は，このような背景の中で，大型実大のアンボンドブレースの挙動の把握と，鋼構造評定委員会への一般評価申込資料（以下，評価書と称す）中に示された設計法の確認にある。併せて，大変

* 新日本製鐵株式会社建築事業部　室長・工修　Nippon Steel Corporation, M. Eng.
** 新日本製鐵株式会社建築事業部　工修　Nippon Steel Corporation, M. Eng.
*** 新日本製鐵株式会社建築事業部　部長代理・工修　Nippon Steel Corporation, M. Eng.
**** 建設省建築研究所　室長・工博　Building Research Institute, Ministry of Construction, Dr. Eng.
***** 東京工業大学　教授・工博　Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

NII-Electronic Library Service

形時にブレースの材端に作用するモーメントの影響，アンボンド材の塗膜厚の影響についても分析を試みる。

2．アンボンドブレースの構成と設計法

2.1　アンボンドブレースの構成

アンボンドブレースとは，軸方向力を伝達する鋼板（以下，芯材と称す）を鋼管とモルタルによって拘束することによって座屈を起こさないようにしたブレースである（図1参照）。鋼管とモルタルに軸力を伝えないことと，ポアソン比による影響を排除するために，モルタルと芯材の間には，摩擦力の発生を防止するために特殊な緩衝材（以下，アンボンド材と称す）を用いている。この組み合わせにより，引張，圧縮加力共に安定した復元力特性を持つ耐震部材として利用できる。

アンボンドブレースには，芯材が平板断面，十字断面の2種類があり，それぞれ一タイプ，＋タイプと称すことにする。試験体端部では芯ブレースが露出しているが，一タイプの場合この部分の局部座屈を防止するために，芯ブレースの両端での断面形状を十字型にし，鋼管にくい込ませている。この座屈止めが鋼管とモルタルに軸力を伝えないように，座屈止めの材軸方向の内側は発砲スチロールにより隙間を設けている。[11]

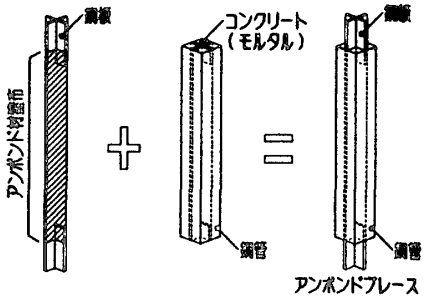


図1　アンボンドブレースの構成

2.2　アンボンドブレースの設計法

アンボンドブレースの設計は，評価書に示された設計法（以下，設計規準と称す）に準じて行う。設計規準の主な内容を以下に示す。

・芯材の設計

芯材に生ずる最大引張（圧縮）応力度は，中心鋼材の軸断面に対する許容引張（圧縮）応力度以下でなければならない。但し，芯材圧縮許容応力度を基準強度Fとすることができ，fc＝ft として扱う。

・鋼管の設計

鋼管の設計は以下の式による。

$$P_e \geq \alpha \cdot P_y \qquad \cdots\cdots ①$$

Pe：鋼管のオイラー座屈荷重

Py：芯材の設計軸力

α ：座屈に対する安全率（α ＝1.5）

3．実験の目的

実験の目的は以下に示す通りである。

1）実物大の試験体による性能確認（基本モデル）

既往の実験[11]はスケールが小さいので，実物大の試験体で実験を行い，設計規準の妥当性の確認を行う。

2）座屈に対する安全率（薄肉鋼管モデル）

座屈に対する安全率が1.5以下であり，設計規準を満足しない薄肉鋼管を使用した試験体の実験を行い挙動を分析する。

3）アンボンド材塗膜厚と初期剛性の関係（アンボンド材厚変化モデル）

芯材の板幅方向のアンボンド材塗膜厚さを一定(1mm)にし，板厚方向の塗膜厚さをパラメーターにした試験を行うことにより，塗膜厚さが初期剛性に与える影響を分析する。

4）芯材に異種鋼材（異種鋼材モデル）

表1　試験体一覧表

モデル	試験体名	芯材 材質	タイプ	サイズ (mm)	Py (ton)	鋼管(STKR400) サイズ (mm)	I (cm⁴)	Lk (cm)	Pe (ton)	偏芯量 e₁ (mm)	ｱﾝﾎﾞﾝﾄﾞ 材厚 (mm)	寸法 L₁ (mm)	L₂ (mm)	L₃ (mm)	L₄ (mm)	Pe/Py
基本モデル	400-36	SS400	-	36×250	223	□-300×6	9960	424	1147	——	2.0	3560	470	55	790	5.15
	400+28	SS400	+	28×250	336	□-300×6	9960	404	1263	——	2.0	3160	670	55	690	3.76
薄肉鋼管モデル	400-36T16	SS400	-	36×250	223	□-300×1.6	2834	424	326	——	2.0	3560	470	55	790	1.47
	400+28T16	SS400	+	28×250	336	□-300×1.6	2834	404	360	——	2.0	3160	670	55	690	1.07
ｱﾝﾎﾞﾝﾄﾞ材厚変化ﾓﾃﾞﾙ	400-36C05	SS400	-	36×250	223	□-300×6	9960	424	1147	——	0.5	3560	470	55	790	5.15
	400-36C40	SS400	-	36×250	223	□-300×6	9960	424	1147	——	4.0	3560	470	55	790	5.15
異種鋼材モデル	780-19	WT780	-	19×231	36	□-300×6	9960	394	1328	——	2.0	2960	770	55	640	36.47
	100-19	LYP100	-	19×250	390	□-300×6	9960	419	1175	——	2.0	3570	520	0	792.5	3.02
	880+19	——	+	19×250	——	□-300×6	9960	394	1328	——	2.0	2960	770	55	640	——
偏芯モデル	400-36E30	SS400	-	36×250	223	□-300×6	9960	——	——	30	2.0	1770	470	55	785	——
	400-36E80	SS400	-	36×250	223	□-300×6	9960	——	——	80	2.0	1770	470	55	785	——
	400+28E20	SS400	+	28×250	336	□-300×6	9960	——	——	20	2.0	1570	670	55	685	——
	400+28E50	SS400	+	28×250	336	□-300×6	9960	——	——	50	2.0	1570	670	55	685	——

（注）880+19の芯材はWT780とLYP100を十字に組み立てたものである。

Py：芯材の降伏荷重　I：鋼管の断面２次モーメント

Lk：芯材の長さ　Pe：鋼管のオイラー座屈荷重

L_1～L_4：図２に示す

(試験体名凡例)

400－36 T16

①　②　③　④⑤

①材質SS400

②一タイプ

③板厚36mm

④T：薄肉鋼管モデル
C：ｱﾝﾎﾞﾝﾄﾞ材厚変化モデル
E：偏芯モデル

⑤パラメーターの変数

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

高張力鋼(WT780)と極軟鋼(LYP100)を十字に組み立てた芯材を用いた試験体の挙動をみることにより，耐震的要素と制震的要素を組み合わせた新しいアンボンドブレースの可能性を考える。

5）大変形時の二次曲げの影響（偏芯モデル）

大変形時のフレームに装着されたブレースに加わる二次曲げの影響を考慮したモデルの実験を行い，荷重－変形関係に及ぼす二次曲げの影響を分析する。

4．実験の種類と試験体

試験体は基本モデル（2体），薄肉鋼管モデル（2体），アンボンド材厚変化モデル（2体），異種鋼材モデル（3体），偏芯モデル（4体）製作し，その一覧表を表1に示す。試験体の形状とゲージ位置図は図2に示す。なお，図中のN,Eは水平2方向を表わし，それぞれ北，東の方位を示す。

表1に示した13体の試験体を端部の支持条件により次のように分類する。基本モデル，薄肉鋼管モデル，アンボンド材厚変化モデル，異種鋼材モデルを「タイプA」（両端固定全長モデル），偏芯モデルを「タイプB」（両端ピン1/2モデル）と称する。

5．載荷装置と載荷方法

本実験は1000ton構造物試験機を使用し，13体の試験体について交番繰り返し実験を行った。

載荷装置の概観を写真1に，全体図を図3に，加力方法を図4に示す。

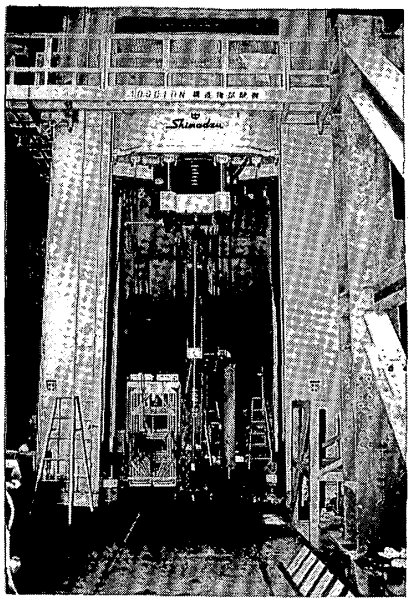


写真1　載荷装置概観

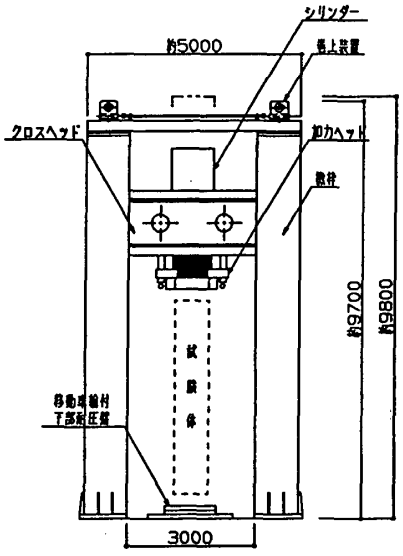


図3　載荷装置全体図（単位：mm）

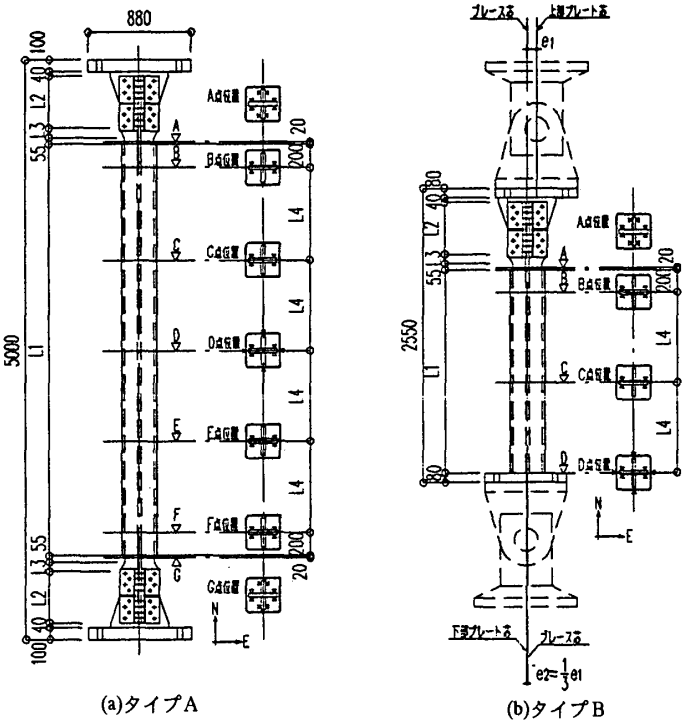


図2　試験体の形状とゲージ位置図（単位：mm，ゲージ位置：▼）

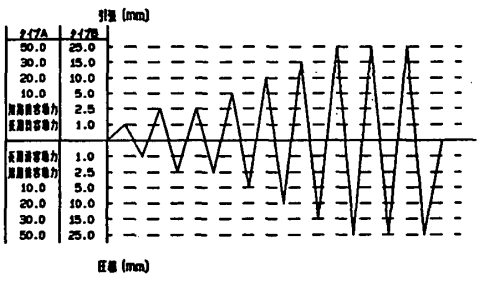


図4　加力方法

NII-Electronic Library Service

6．材料試験

実験に先立ち，200ton万能試験機で鋼材の引張試験，モルタルの圧縮試験を行った。

1）鋼材

試験片はJIS Z 2201 金属材料引張試験片に準じ，定形試験片14B号を使用した。試験結果を表2に示す。

2）モルタル

試験片は直径10cm高さ20cmの円柱とした。試験結果を以下に示す。

モルタル4週強度　　σc=229.4kgf/cm²

セカントモジュラス(1/3σc点)　Es=1.50×10⁵kgf/cm²

表2　鋼材の材料試験結果

	上降伏点 (kgf/mm²)	下降伏点 (kgf/mm²)	0.2% オフセット耐力 (kgf/mm²)	ひずみ硬化開始時のひずみ量 (%)	最大耐力 (kgf/mm²)
SS400(t=36mm)	26.21	24.75	——	1.7	42.71
SS400(t=28mm)	26.53	25.40	——	1.7	41.79
WT780(t=19mm)	——	——	83	——	88.45
LYP100(t=19mm)	——	——	8.2	——	23.90

7．実験結果と考察

実験結果と考察を以下に示す。なお，荷重の＋側は引張加力，－側は圧縮加力を示す。

7.1　基本モデル

（変形）

試験体400-36,400+28について荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係を図5(a),(b)に，荷重(P)と，図2(a)中に示す材中央部（D点）におけるE方向変形(δ_{EW})の関係を図6(a),(a')に，N方向変形(δ_{NS})との関係を図6(b),(b')に示す。

図5をみると，－タイプ，＋タイプ共に軸方向変形が50mm（軸ひずみ約1/80）まで加力しても圧縮側で座屈現象を起こさず，引張，圧縮共に安定した復元力特性をもっていることがわかる。また，図6をみると，東西及び南北方向変形の値は1mm（材長の1/5000）以内であり，繰り返し載荷による鋼管中央部のはらみだし現象は起こっていないことがわかる。

（芯材の軸方向ひずみ）

400-36,400+28について，±10mm,±30mm,±50mm変形時のA～G点（図2(a)参照）における芯材の軸方向ひずみ(ε)の値を図7(a)～(f)，図8(a)～(f)に示す。

図7(400-36)をみると，端部であるA点，G点においては，軸部の約2倍の断面積を有するため，50mm変形時まで降伏せず，弾性域に留まっていることがわかる。10mm変形時ではひずみレベルが降伏棚に位置するためにひずみ分布が材長方向に一様でないが，それ以降は，弾性域に留まっているA点，G点以外の軸部には各点とも一様にひずみが分布していることがわかる。また，軸方向変形50mmで3回繰り返し載荷後のひずみも一様に分布している。ひずみ硬化域に入ると，降伏点，及び降伏棚付近と比較して，ひずみ分布が一様であることがよくわかる。なお，B点，F点のひずみの値がやや小さくなっているのは，ゲージ位置が端部断面

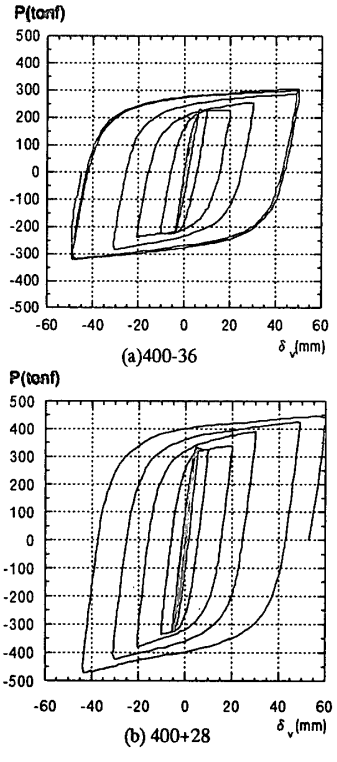


図5　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係

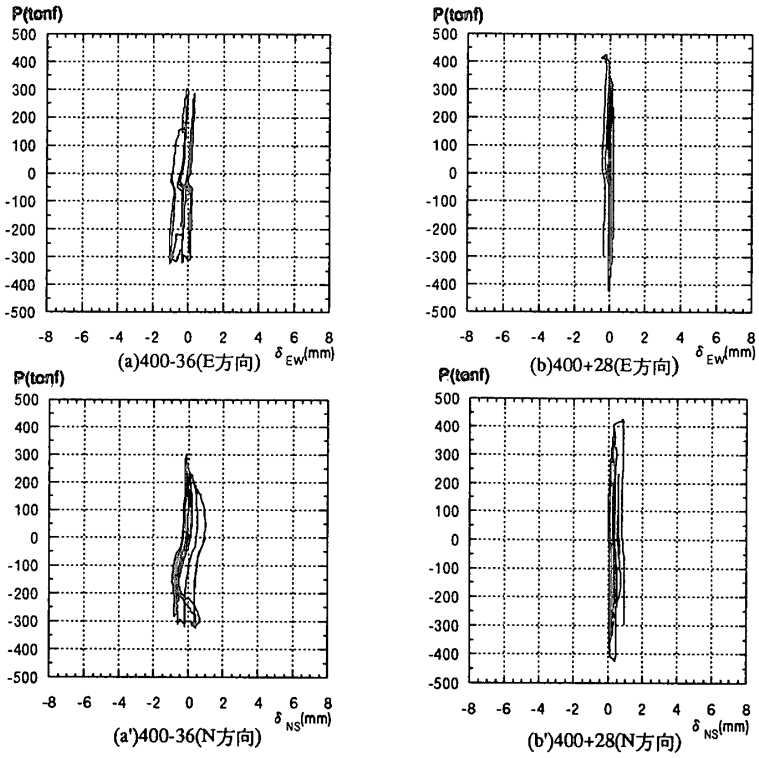


図6　荷重(P)とE，N方向変形(δ_{EW}, δ_{NS})の関係

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

のリッププレートから50mm（図1参照）の位置であるため，応力分布が断面内で一様でないために生じている現象である。

これに対し図8(400+28)については，400-36と比較して，材中央部（D点）のひずみがやや小さく，各点のひずみにもばらつきがあり，端部にひずみが集中する傾向があることがわかる。＋タイプは軸部と端部の断面積が同じであり，鋼管に座屈拘束されていないA点，G点に塑性ヒンジができる。そのため材端に回転が起こりータイプと比較するとひずみのばらつきが大きくなると考えられる。

（鋼管の軸方向ひずみ）

400-36,400+28について，荷重(P)と鋼管中央部(D点)における軸方向ひずみ(ε_{TV})の関係を図9(a)～(d)に示

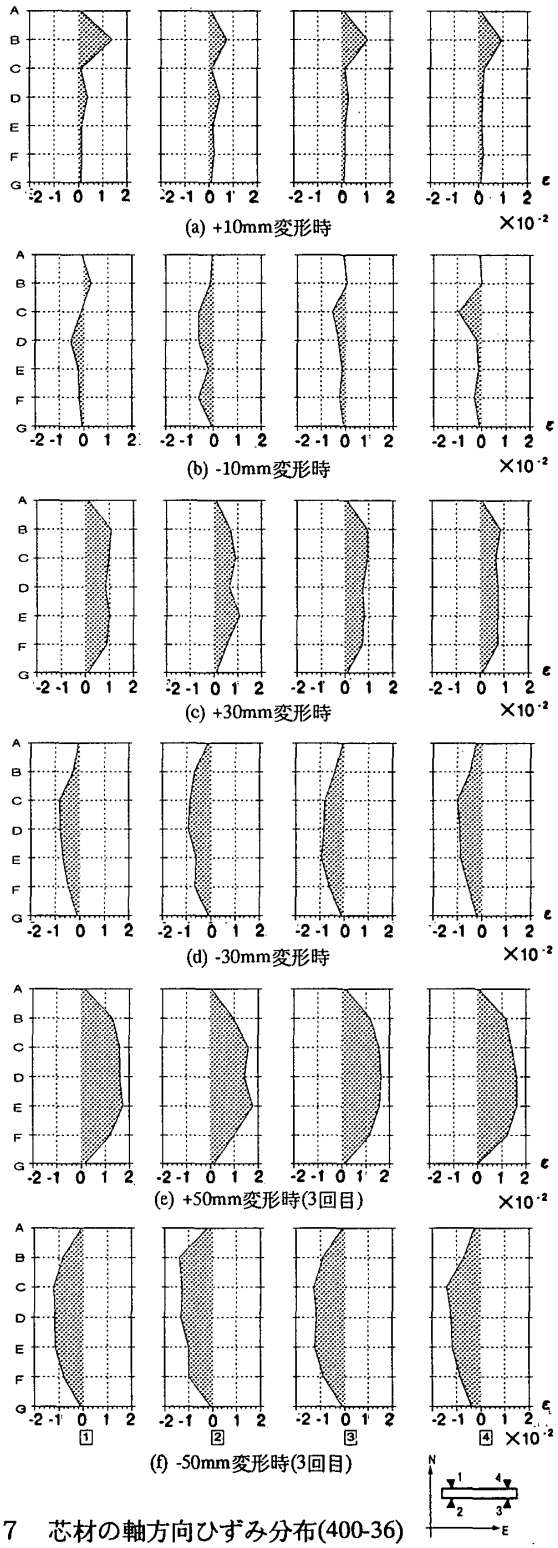


図7　芯材の軸方向ひずみ分布(400-36)

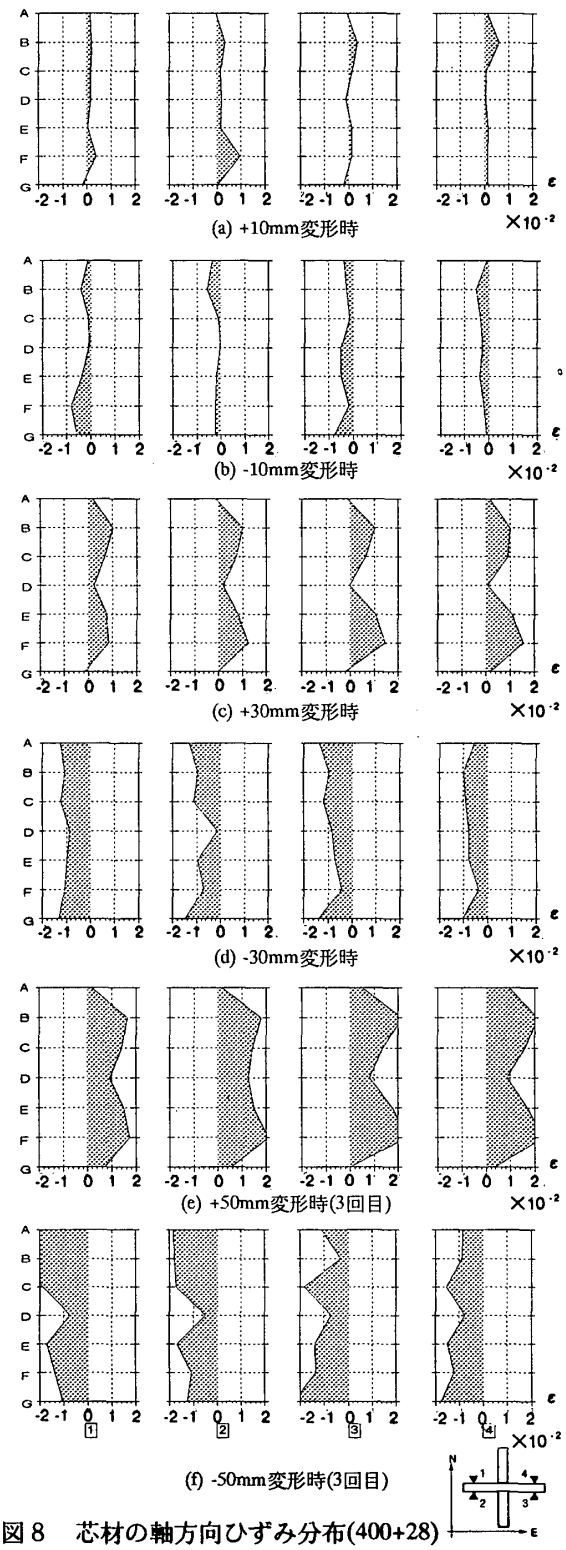


図8　芯材の軸方向ひずみ分布(400+28)

NII-Electronic Library Service

す。なお，ひずみ測定点を示した図中のN,Eはそれぞれ北,東の方位を表わしている。

これをみると，圧縮側最大加力時においてもひずみの値は0.005%程度であり，絶対量は小さく十分に軸力が絶縁されていることがわかる。－タイプ，＋タイプ共にその傾向は同様である。

（降伏応力）

400-36,400+28について，試験の結果より得られた降伏応力と材料試験の結果を比較したものを表３に示す。この結果を見ると，引張，圧縮共に実験結果は材料試験結果とよく一致していることがわかる。

（弾性勾配）

引張側，圧縮側それぞれについて最初の荷重ゼロ点と1/3σy点(σy:降伏応力)を結んだ時の引張及び圧縮弾性勾配Kと，以下に示す計算によって求められる弾性勾配K_0を比較したものを表４に示す。

例えば400-36の場合，図１０の様に断面積に応じて，材長方向にL_1，L_2，L_3に分割し，それぞれの区間の断面積をA_1，A_2，A_3，材料の弾性係数をE(=2100tonf/cm²)とすると，弾性勾配K_0は以下の式で表わすことができる。

$$K_0 = \frac{A_1A_2A_3}{L_1A_2A_3 + 2L_2A_3A_1 + 2L_3A_1A_2} \times E \qquad \cdots ②$$

表４をみると実験値は計算値とよく一致しており，断面積の変化を考慮した弾性勾配は②式によって評価することができる。

７.２　薄肉鋼管モデル

試験体400-36T16について荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係を図１１に示す。

基本モデル(400-36)と同様に軸方向変形が50mm（軸ひずみ約1/80）まで加力しても圧縮側で座屈現象を起こさず，引張，圧縮共に安定した復元力特性をもっている。＋タイプ(400+28T16)についても基本モデルと同様の結果が出ており，詳細は省略する。また，E,N方向変形，芯材の軸方向ひずみ分布，鋼管中央部のはらみだしなどについても基本モデルと同様の性状を示しており，鋼管厚が薄いことによる差異は認められなかった。

７.３　アンボンド材厚変化モデル

試験体400-36C05,400-36C40について荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係を図１２(a),(b)に示す。いずれも優れた復元力特性をもっており，基本モデルとの差異は認められない。図１３(a)～(c)は，アンボンド材の厚さの変化が弾性域での復元力特性に与える影響を分析するために，横軸をスケールアップしたものである。いずれの試験体においても弾性勾配はほぼ一定であり，弾性座屈現象はみられない。また，アンボンド材が厚いほど，即ち芯材とモルタルのすき間が大きい程，塑性化が早く進行していることがわかる。これは，隙間において，芯材が高次モードで曲げ変形することにより曲げひずみが発生し，塑性化が進行することによる。アンボンド材厚さが0.5mm程度の場合でも摩擦力の発生は十分に防止され，この範囲においては隙間が小さい方が復元力の性状は優れているといえる。

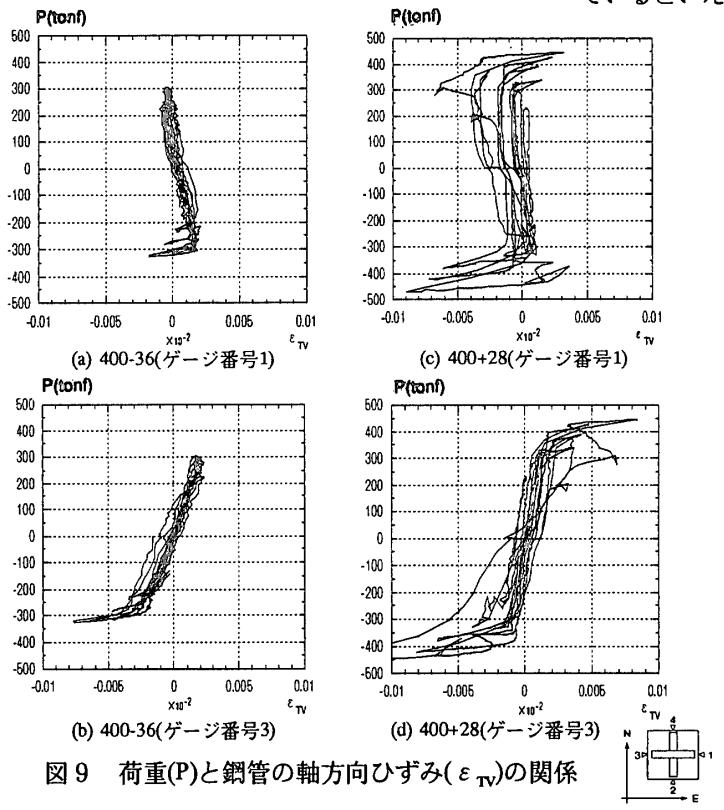


図９　荷重(P)と鋼管の軸方向ひずみ(ε_{TV})の関係

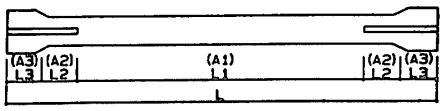


図１０　400-36の芯材形状

表３　降伏応力

	400-36	400+28
引張降伏軸力(ton)	225.7	331.6
圧縮降伏軸力(ton)	223.5	335.7
引張降伏応力(kgf/mm²)	25.19	25.27
圧縮降伏軸力(kgf/mm²)	24.94	25.59
材料試験値(kgf/mm²)	24.75	25.40
実験値／材料試験値(引張)	1.02	0.99
実験値／材料試験値(圧縮)	1.01	1.01

表４　弾性勾配

	400-36	400+28
引張弾性勾配K(tonf/mm)	50.1	73.9
圧縮弾性勾配K(tonf/mm)	49.5	75.1
計算値K_0	50.9	72.1
K／K_0(引張)	0.98	1.02
K／K_0(圧縮)	0.97	1.04

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

7.4　異種鋼材モデル

試験体780-19,100-19,880+19について荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係を図14(a)～(c)に示す。また，880+19について，-10mm変形時のA～G点(図2(a)参照)における芯材の軸方向ひずみ(ε)の値を図15に示す。

いずれの試験体も基本モデルと同様に，引張，圧縮共に安定した復元力特性をもっていることがわかる。芯材に高張力鋼と極軟鋼を組み合わせた880+19の結果をみると，極軟鋼を組み合わせた効果により，早い段階で塑性化が進行している。また，図15に示すように，ひずみ分布はWT780が弾性範囲においては極めて一様に分布しており，耐震性能と制震性能を有する新しいアンボンドブレースの可能性がうかがえる。

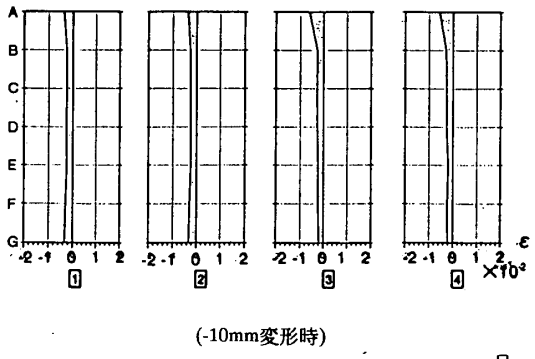
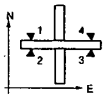


図15　芯材の軸方向ひずみ(880+19)



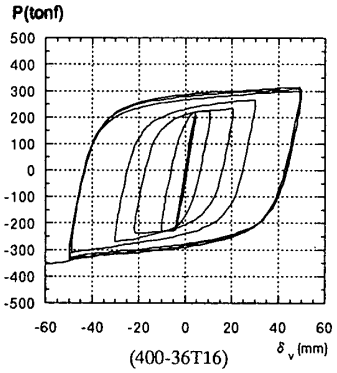


図11　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係

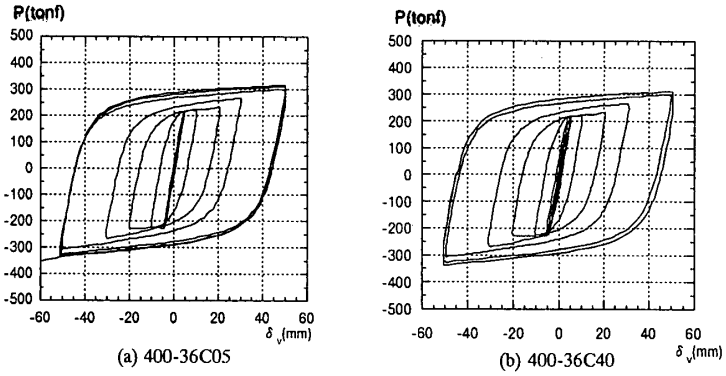


図12　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係

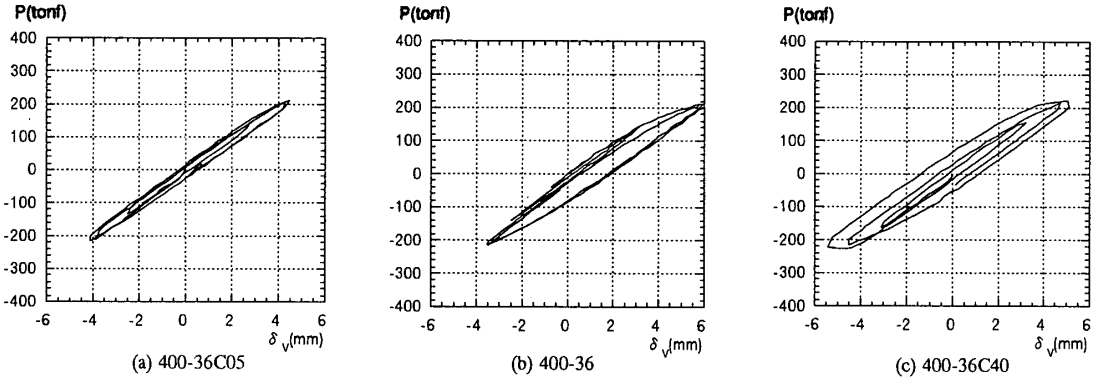


図13　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係

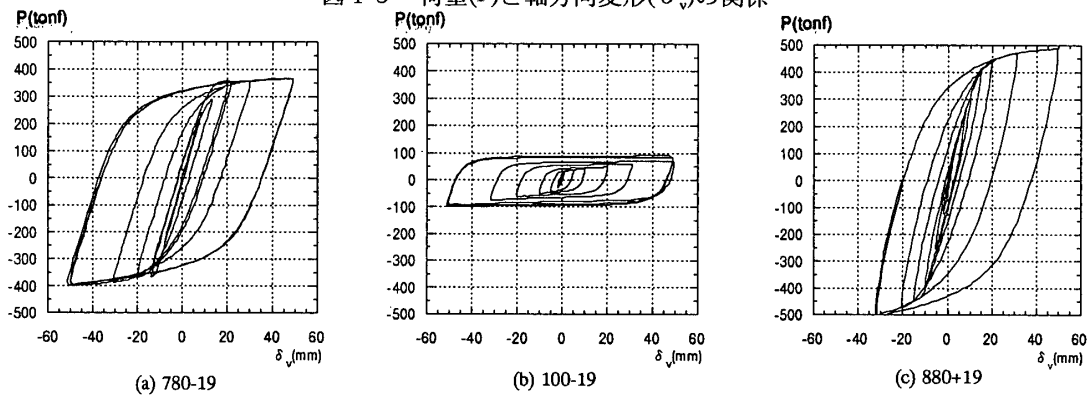


図14　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係

NII-Electronic Library Service

7.5 偏芯モデル

（偏芯量）

フレーム内に装着されたブレースは，軸力を負担するだけでなく，フレームの変形に伴う強制変形により曲げモーメントを受ける。アンボンドブレースに作用するモーメントが復元力特性にどのような影響を及ぼすかを分析するために，偏芯モデル実験を実施した。

弾性域においてブレースに発生するモーメントMは，図１６より，回転を無視しφを一定と仮定すると，たわみ角公式から次式で表すことができる。

$$M = \frac{6EI\Delta \sin\phi}{(\ell - 2\alpha\ell)^2} \qquad \cdots\cdots ③$$

一方，偏芯モデルに発生するモーメントMは図１６に示すように軸力をN，偏芯距離をe_1とすると，Ne_1であり，芯材が降伏点に達したときは，降伏応力をσy,ブレース断面積をAとすると次式で表わすことができる。

$$M = e_1 \sigma_y A \qquad \cdots\cdots ④$$

芯材が降伏点に達したときの層間変形角を1/200と仮定して③，④式よりe_1を求めると

$$e_1 = \frac{6EIH\sin\phi}{200\sigma_y A(\ell - 2\alpha\ell)^2} \qquad \cdots\cdots ⑤$$

となり，L，α，Aを変化させてe_1を求めた結果を表５に示す。

（回転量）

芯材の断面積をA，鋼管の断面二次モーメントをIとすると，図１７より偏芯モデルの回転量（θ）と軸変形量（$\Delta\ell$）の関係は次式で表わすことができる。

$$\theta = \frac{Ne_1\ell}{4EI} = \frac{e_1 A}{2I}\cdot\Delta\ell \quad \left(N = \frac{2EA}{\ell}\cdot\Delta\ell\right) \qquad \cdots ⑥$$

一方，図１８よりフレームモデルの$\theta - \Delta\ell$関係は次式で表わすことができる。

$$\theta = \frac{3\tan\phi}{\ell}\cdot\Delta\ell \quad (\delta = \Delta\ell\tan\phi) \qquad \cdots ⑦$$

表５　計算上求まる偏芯量e_1の値

フレーム					アンボンドブレース					偏芯量
H	L	sinφ	ℓ	α	A	σy	芯材		鋼管	e_1
(cm)	(cm)		(cm)		(cm^2)	(t/cm^2)	タイプ	断面	断面	(mm)
400	400	0.71	566	0	90	2.4	−	250×36	□-300×6	26
400	400	0.71	566	0.2	90	2.4	−	250×36	□-300×6	71
400	600	0.55	721	0	90	2.4	−	250×36	□-300×6	12
400	600	0.55	721	0.2	90	2.4	−	250×36	□-300×6	34
400	400	0.71	566	0	132	2.4	+	250×28	□-300×6	18
400	400	0.71	566	0.2	132	2.4	+	250×28	□-300×6	49

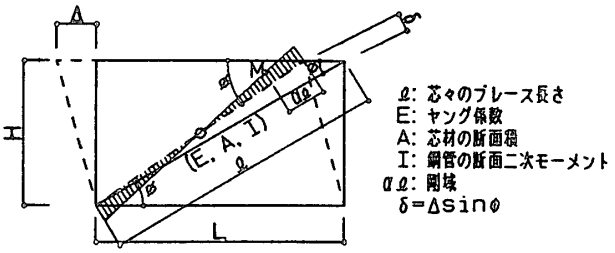


図１６　フレームのモデル化

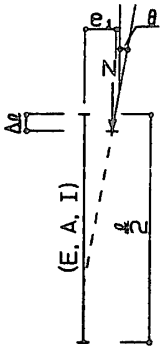


図１７　偏芯モデル

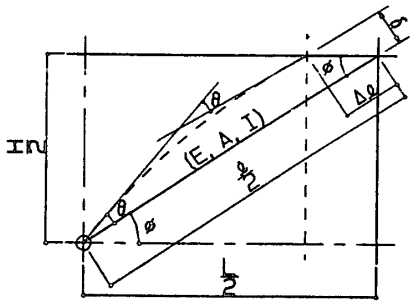


図１８　フレームモデル

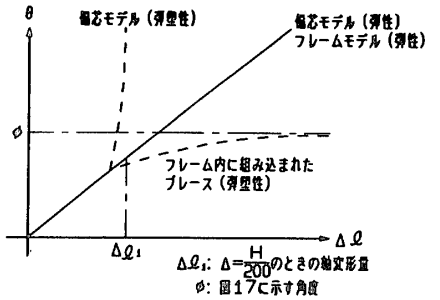


図１９　回転量(θ)と軸変形量(Δl)の関係

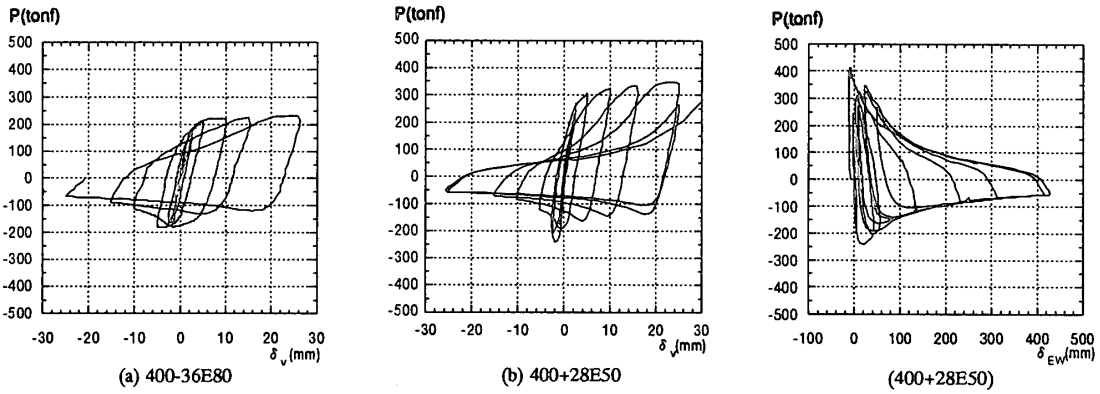


図２０　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係

図２１　荷重(P)とE方向変形(δ_{EW})の関係

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

⑥式，⑦式を弾性挙動と仮定してグラフに表わすと図１９の実線のようになり，⑤式で計算した偏芯量は，弾性域においてはフレームに装着されたブレースを再現できる。しかし，芯材の塑性化を考慮すると，θ-$\Delta\ell$関係は破線のようになる。偏芯モデルのモーメントは非常に過大なものであり，弾性域についてのみ実フレームの応力状態が再現が出来ているといえる。

（変形能力）

偏芯モデル4体の試験体のうち，代表例として400-36E80,400+28E50の荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係を図２０(a),(b)に示す。荷重(P)と図２(b)中に示すA点におけるE方向（偏芯方向）変形(δ_{EW})の関係は400+28E50のみ図２１に示す。

図２０をみると，－タイプ，＋タイプ共に，弾性域においては軸力低下は認められず，偏芯曲げを考慮した圧縮応力が降伏応力を超えると圧縮側で軸力が低下している。これは，前述したように降伏応力を超えた領域において，実フレームではかからない過大なモーメントが作用するためにブレース端部に塑性ヒンジを形成しているためである。図２１より偏芯方向の変形をみると，弾性域においては，偏芯方向の変形は10mm以内と小さい値であり，塑性域に入ってから急激に進行し，軸方向変形が25mm時には400mm以上も変形している。これは，塑性域に入ってA点に塑性ヒンジが形成されると，その点を中心に「く」の字に試験体が変形し，回転が進行していくためである。

7.6　試験後の芯材の変形

試験体400-36,400+28及び880+19については，試験実施後に，鋼管及びモルタルを除去し，芯材の観察を行った。なお，400-36,880+19は圧縮載荷で，400+28は引張載荷で終了した試験体である。実験結果と併せて，これら３体の試験体について観察した結果，芯材の「波打ち状の変形」，局部座屈などはなかったことからも，芯材が軸方向に一様に変形していることが確認できた。400-36の芯材の状況を写真２に示す。

7.7　大変形時圧縮挙動

アンボンドブレースの大変形時圧縮挙動を確認するために400-36T16を圧縮側で100mmまで加力した。その荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係を図２２に示す。

図２１より，100mm（軸ひずみ約1/40）まで大変形させても座屈による軸力低下を起こさないことがわかる。このとき，端部断面がモルタルに埋るような形になっており，モルタルと鋼管に軸力が伝わって，軸力が上昇する現象が起こっている。

偏芯モデル400-36E30においても圧縮側で最大55mmまで加力した（写真３）。その荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係を図２３に示す。この場合も上部モルタルは圧壊したものの，軸力が急激に低下することはなかった。

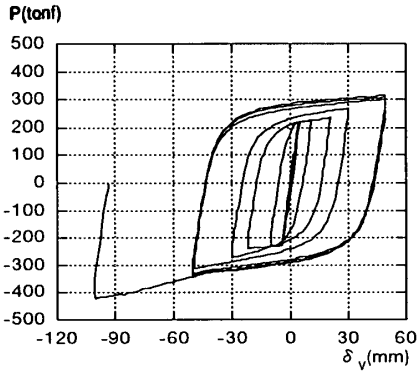


図２２　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係(400-36T16)

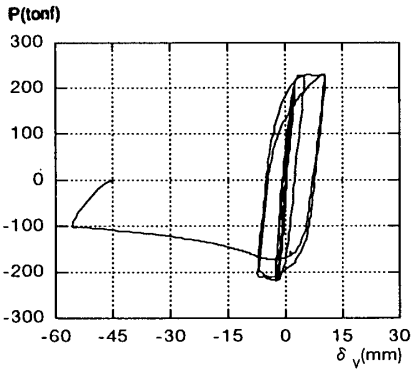


図２３　荷重(P)と軸方向変形(δ_v)の関係(400-36E30)

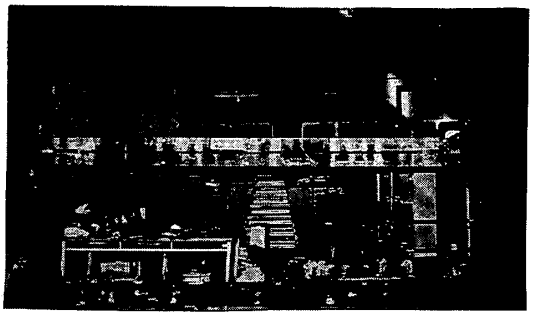


写真２　試験後の芯材状況

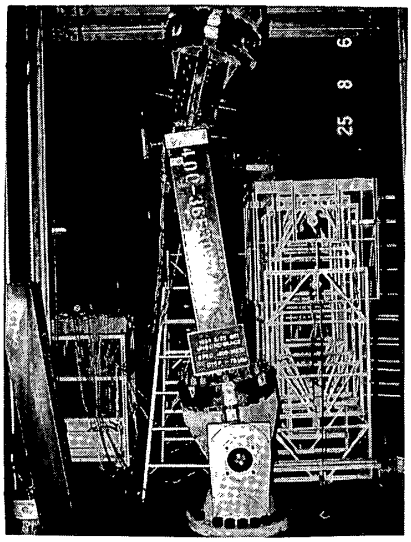


写真３　大変形時の試験状況

NII-Electronic Library Service

Architectural Institute of Japan

8．結論

本実験より得られた結論を以下に示す。

1）基本モデル

①実物大試験においても軸方向変形±50mm（軸ひずみ約1/80）まで安定した復元力特性を有することが確認され，繰り返し載荷による鋼管のはらみだし現象も認められなかった。

②一タイプの方が軸方向のひずみ分布が均等であり，＋タイプは比較的端部にひずみが集中する傾向がある。しかし，全体座屈及び局部座屈による耐力低下は認められず，耐震部材としての性能に何ら問題はない。

③鋼管のひずみは非常に小さく，アンボンド材による摩擦力のカットは十分に効果を上げている。

2）薄肉鋼管モデル

①基本モデルと同様の性状を示し，座屈に対する安全率も現行の設計規準で充分である。

3）アンボンド材厚変化モデル

①弾性域に着目すると弾性勾配に差異はないものの，アンボンド材が厚いものほど，内部での微妙な「波打ち状の変形」により塑性化の進行が早いことがわかった。

②その他の性状は基本モデルと同様である。

4）異種鋼材モデル

①基本モデルと同様に優れた復元力特性を有し，復元力を自由に調整できるブレースの可能性が確認できた。

5）偏芯モデル

①フレーム内に装着されたブレースの挙動に対応する「弾性範囲」においては，本試験体は偏芯モーメントの有無にかかわらず充分に座屈拘束効果を発揮している。

②塑性域においては，偏芯方向の変形及びA点位置（図2(b)参照）の回転が進行し，圧縮領域で軸力低下を示す。

9．今後の課題

本論では，大型実大アンボンドブレースの実験結果について考察してきたが，今後は，この実験結果を再現できる数値解析モデルの提案及びそのモデルを用いた建築構造フレーム内に組み込まれたアンボンドブレースの挙動の数値解析，設計手法の提案などについて研究を進める予定である。

謝辞

本研究は東京工業大学工業材料研究所と建設省建築研究所との共同研究で行った。また，東京大学生産技術研究所高梨晃一教授，（株）構造計画研究所岡部富雄常務には，実験計画に際して貴重な御意見を頂いた。

付記して感謝の意を表わします。

参考文献リスト

1）武田寿一，竹本靖，高橋泰彦：新しい鉄骨ブレース，建築技術，No.250，pp.121-128

2）武田寿一，竹本靖，高橋泰彦，古屋則之：鉄骨ブレース付きラーメンの実験的研究（その3）鉄骨特殊ブレースの研究，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和47年10月，pp.1389-1390

3）尾路義一，竹本靖，古屋則之：合成繊維入り発砲モルタルで被覆したブレース，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和48年10月，pp.1559-1560

4）木村耕三，吉岡研三，武田寿一，古屋則之，竹本靖：角鋼管およびモルタルで被覆したブレースの部材実験，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和51年10月，pp.1041-1042

5）木村耕三，竹本靖，武田寿一：プレキャスト耐震壁の実験的研究(その3)，(その4)，日本建築学会関東支部研究報告集，昭和51年，pp.257-264

6）若林實，中村武，樫原章雄，森薗哲朗，横山宏明：繰返し水平力を受ける絶縁ブレース内蔵のＰＣ壁板の弾塑性性状に関する実験的研究（その1），（その2），日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和48年10月，pp.1041-1044

7）望月重，村田義男，安藤信義，高橋春閣：中心圧縮力を受けるアンボンドブレースの座屈に関する実験的研究(1)～(4)，日本建築学会大会学術講演梗概集［構造系］，昭和54年，pp.1623～1626，昭和55年，pp.1913～1914，昭和57年，pp.2263～2264

8）望月重，村田義男，安藤信義，高橋春閣：ＲＣ被覆による鉄骨ブレース材の弾塑性性状，日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和59年10月，pp.41-51

9）安藤信義，高橋春閣：アンボンド合成材における座屈挙動の研究，日本建築学会関東支部研究報告集＜構造系＞，昭和62年，pp.5-8

10）田川健吾，坂井正美，岡本春仁：平鋼の圧縮強さにおよぼす鉄筋コンクリートの補強効果について（動的繰返し載荷を受ける場合），日本建築学会大会学術講演梗概集，昭和48年10月，pp.1557-1558

11）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，昭和63年3月，pp.249～257

（1995年4月10日原稿受理，1995年7月13日採用決定）

NII-Electronic Library Service