

# 構面外剛性の低い接合部により接合された座屈拘束ブレースの座屈安定性

## STABILITY OF BUCKLING-RESTRAINED BRACES AFFECTED BY THE OUT-OF-PLANE STIFFNESS OF THE JOINT ELEMENT

竹内 徹\*1, 山田 哲\*2, 北川 まどか\*3, 鈴木 一 弁\*4, 和田 章\*5  
Toru TAKEUCHI, Satoshi YAMADA, Madoka KITAGAWA,  
Kazuaki SUZUKI and Akira WADA

Recently, Buckling-restrained-braces (BRB) has been widely used in steel building frames as seismic energy dissipation members. In these braces, connections are designed as rigid in rotation for in-plane direction, while joint rotation subjected to story drift being absorbed by slight angle at the end of plastic area of core plate in restrain tube. On contrary, for out-of-plane direction, it is sometimes difficult to design connection as rigid in rotation, and three-hinge instability including connections and core-end hinges is concerned. If the brace member including connections becomes instable, BRB cannot fulfill its function as energy dissipation devices. In this paper, out-of-plane stiffness of various types of gusset-plate connections including bolted joint system are tested, and required conditions of the connections for stable BRB's action are analyzed and discussed.

**Keywords:** Joint element, Buckling-Restrained Brace, Out-of-Plane Behavior, Stability

接合要素, 座屈拘束ブレース, 構面外挙動, 安定

### 1. 序

近年、履歴型の制振ダンパーとして座屈拘束ブレースが広く使用されるようになってきているが、その安定した挙動のためには境界条件となる接合部の性能が前提となることは言うまでも無い。一般的なブレース接合部は、図-1に示すように、構面外補剛リブが柱または梁に達し溶接されている場合が多いが、納まりによってはリブを柱面の手前で止めるディテールも多用されている(図-3(1)参照)。座屈拘束ブレースにおいても、このような接合ディテールが準用されている。座屈拘束ブレース自身は拘束材内部の芯材塑性化部端部に若干の回転性能を有しており、これが層間変形に伴う接合部の構面内強制回転を吸収するメカニズムとなっている。同様のメカニズムにより、構面外に層間変形が生じるとき、接合部と座屈拘束部が十分剛である場合には、図-2(1)に示すように、座屈拘束ブレースにおいて塑性化する芯材端部が回転することで変形に追従する。しかし接合部の構面外剛性が不十分である場合には、図-2(2)、(3)に示すように、芯材端部だけでなく接合部にも変形が生じ、これらの変形が過大になると3ヒンジまたは4ヒンジ状態となり、不安定になる可能性が考えられる。接合部近傍における構面外剛性の不足により、ブレースの片側端部に2つのヒンジが形成され不安定

な状態となる現象は、従来から指摘されている<sup>1)2)</sup>ブレース接合部の一般的な問題である。

座屈拘束ブレースを用いる場合、過去に座屈拘束部の全体座屈に対する検討<sup>3)4)</sup>は行われているが、接合部を含むブレース全体の構面外座屈に対する検討はなされていない。一旦構面外座屈を生じると、設計で意図した剛性・耐力を発揮できず、十分なエネルギーが吸収ができなくなる。座屈拘束ブレースの性能を十分に発揮させるためには、接合部を含むブレース全体の構面外座屈についても検討を行う必要がある。

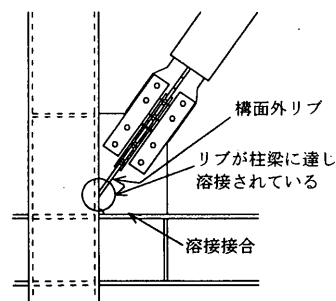


図-1 一般的な接合部

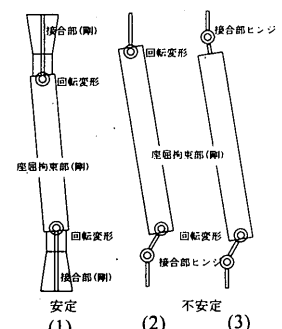


図-2 構面外への追従

\*1 東京工業大学大学院理工学研究科建築学専攻 助教授・博士(工学)  
\*2 東京工業大学建築物理研究センター 助教授・博士(工学)  
\*3 元 東京工業大学 大学院生・修士(工学) (現 構造計画研究所)  
\*4 新日本製鐵(株)建築事業部 修士(工学)  
\*5 東京工業大学建築物理研究センター 教授・工博

Assoc. Prof., Dept. of Architecture and Building Engineering, Graduate School of Science and Engineering, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.  
Assoc. Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.  
Former Graduate Student, Tokyo Institute of Technology, M. Eng.  
Nippon Steel Corporation, M. Eng.  
Prof., Structural Engineering Research Center, Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

本研究では、容易に構面外方向に変形を生じるであろうと考えられる構面外剛性の低い接合部を対象に、まず要素実験により接合要素としての力学特性を明らかにする。さらにブレースを組み込んだ状態で部材実験および解析を行うことで、座屈拘束ブレースの構面外挙動に与える接合部の影響を検討する。

## 2. 対象とする接合部

本研究で対象とする座屈拘束ブレース接合部として、2つの形式を設定する。1つは従来のように十字断面の接合部をスプライスプレートで接合する形式(以後、従来型)のうち、図-3(1)に示すように構面外リブが柱梁に達していない形状のものである。このような接合部はリブが固定されていないため、構面外剛性が不十分となり、構面外方向へ容易に回転変形を生じてしまう可能性がある。

一方、近年柱梁をボルト接合で組み立てることにより品質の安定を図り、高い補修性や再利用性を実現する構造システムが提案されている<sup>9)</sup>。この種のシステムにおいて、エネルギー吸収要素であるダンパーの接合に用いるガセットプレートは、他の部材同様、柱梁に対してボルト接合の方が合理的である。しかしながら、従来型接合形式のような構面外リブはボルトの締め付けの障害となりやすい。そこで、本研究で対象とする第2の接合形式として、図-3(2)に示すように、構面外リブを省略しスプライスプレートの替りにアングルを用いることで構面外の剛性を確保する十字断面-平板接合形式(アングル接合型)を提案する。この形式の接合部は後施工が容易であることから、既存建築の耐震補強にも適用でき、応用範囲の広い接合形式となる。ただし、アングルによる構面外補剛効果について検証を行う必要がある。

ところで、ブレースが山形に配置された場合には、入隅部以外に図-4に示すような大梁下の接合部形状が生じる。大梁が横補剛されていない場合の不安定問題については井上ら<sup>9)</sup>により提起されているが、本研究では大梁および中央リブの構面外安定性は小梁によって確保されており、入隅部と同様の条件が満足されているものとして取り扱う。また、構面直交方向への層間変形については接合部間における変形で吸収するものとして安定性の評価をおこなっている。

## 3. 接合部要素実験

### 3.1 実験概要

接合部を含めた座屈拘束ブレースの構面外挙動を検討するためには、軸力作用下における接合要素の力学特性を明らかにする必要がある。そこでまず、構面外リブやアングルの食い込み長さを主なパラメータとし、材端に接合要素を組み込んだブレースの偏心圧縮実験を行う。実験では1/2スケールの試験体を用い、図-5に示す載荷装置により単調圧縮載荷を行う。この実験装置では、対称変形を仮定し、材長中央をピン(ナイフエッジ)で置き換え、さらに座屈拘束ブレース芯材端部に生じると考えられる弾塑性ヒンジもピン(ナイフエッジ)で置き換えている。載荷にあたっては、層間変形角1/100の構面外変形に相当する $e_0=10\text{mm}$ (階高を4mと仮定、材長中央で切り出し1/2スケールとして算出)程度の初期偏心量を与えた偏心加力とする。弾塑性ヒンジをピンで置き換えた上に偏心加力としているため、座屈に対して実際よりも過酷な条件下での載荷となっ

ている。計測については、試験機ロードセルにより鉛直方向力 $P$ を、変位計により下側ピン位置における鉛直方向および水平方向の変位 $(\delta_v, \delta_h)$ と回転 $(\theta)$ を測定する。

なお、1/2スケールでの座屈拘束ブレースの耐力としては、ブレース芯材の歪硬化を考慮し、最大500kN程度を想定する。

### 3.2 試験体

試験体一覧を表-1に、試験体詳細の例を図-6に、試験体に用いた鋼材のJIS-1A号試験片による引張試験結果を表-2に示す。本実験で用いた試験体は従来型7体とアングル接合型16体であり、リブやアングルの長さなどによる構面外方向の剛性の違いが主なパラメータとなっている。また、取付角度(梁に対するブレースの角度)もパラメータとして、 $45^\circ$ と一般的なオフィスビルの階高・スパン(4.2m×6.4m程度)にK型にブレースを取り付ける場合の代表的角度としての $55^\circ$ (<sup>10)</sup>の2種類を設定する。

接合部のフェイス断面であるが、1/2スケールで9mmの芯材の座屈補剛ブレースに接合するものとして、ガセットプレートの板厚を全試験体9mmとし、従来型では幅成ともに190mmの十字断面を板厚6mm幅75mmのスプライスプレート8枚により接合し、アングル接合型では幅132mmのガセットプレートをL-60x60x4のアングル4本により接合する。アングル接合型では、ボルト穴による断面欠損を無視した接合部の最小断面積が、座屈拘束ブレース最大耐力として想定した500kN程度の軸力で軸降伏する程度となっている。一方従来型の接合部では、リブがあるためボルト穴による断面欠損を無視した接合部の最小断面積がアングル接合型の2倍程度となっている。

従来型試験体の主なパラメータは構面外リブの長さであり、図-6(1),(7)に示すようにスカラップ等にあたらぬ程度のところまでリブを伸ばしたタイプと、図-6(2)に示すようにスプライスプレートと同じ食い込み長さとなっているものを設ける。また $55^\circ$ タイプについては、梁側のガセットプレートが広いため、図-6(8)に示すようにボルト本数を増やしスプライスプレートを伸ばした試験体も設ける。さらに、構面外方向の剛性が低いと考えられる試験体に対しては、図-6(3)に示すように接合部周辺に補剛板を取り付けた改良型の試験体を設け、補剛の効果を検討する。

アングル接合型試験体では、アングルの食い込み長さが主なパラメータとなっている。ガセットプレートの幅が最も広い部分(図-6中破線部)に対して、ボルト間距離 $L_b (=40\text{mm})$ ずつ食い込み長さを変化させ、座屈耐力に与える影響を確認する。また従来型と同様に $55^\circ$ タイプについては、梁側のボルト本数を増やし、アングルを伸ばした試験体を設ける。さらに、構面外方向の剛性が低いと考えられる試験体に対して、図-6(5),(6),(11)に示すように接合部周辺に補剛板を取り付けたものや、図-6(9)に示すように構面外リブを溶接により固定したものといった改良型の試験体も設け、補剛の効果を検討する。

### 3.3 実験結果

本実験は、接合要素の曲げ挙動モデルを構築することを目的としているが、ここではまず、接合部における構面外挙動を大局的に把握するため、図-7に主要試験体の荷重(鉛直方向力 $P$ )・構面外変形 $(\delta_h)$ 関係を示し、試験体ごとの挙動を比較する。また、各試験体の最大耐力(軸方向力) $P_{max}$ を、初期偏心量 $e_0$ とあわせて表-3に示す。前述

した過酷な試験条件のため、構面外リブが柱に溶接された W55S-L2 を除き、座屈拘束ブレースの最大耐力として想定した 500kN を下回る荷重で最大耐力に達する結果となっている。試験体の最大耐力は、アングルや構面外リブを回り込む形で接合部に降伏機構が形成され、構面外剛性が低下したことにより決まった。

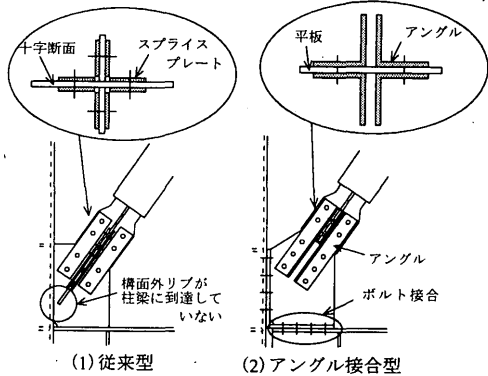


図-3 対象とする接合部

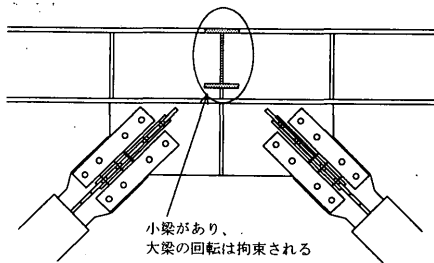


図-4 上端側接合部周辺

表-1 試験体一覧(接合部要素実験)

試験体名	接合部形式	取り付け角度	補剛の有無	構面外リブの長さ	ボルト位置		ボルト本数(列)	
					柱側	梁側	柱側	梁側
W45-L2	従来型	45	無	Lr(max)*1	-	-	-	2
W45-S2	従来型	45	無	Lr(min)*2	-	-	-	2
W45S-S2	従来型	45	有	Lr(min)	-	-	-	2
W55-L2	従来型	55	無	Lr(max)	-	-	2	2
W55-S2	従来型	55	無	Lr(min)	-	-	2	2
W55-L2	従来型	55	無	Lr(max)	-	-	2	3
W55S-L2	従来型	55	有*3	Lr(max)*3	-	-	2	2
D45-L3	アングル接合型	45	無	-	-Lb*4	-	-	3
D45-M3	アングル接合型	45	無	-	0	-	-	3
D45-S3	アングル接合型	45	無	-	+Lb	-	-	3
D45-M4	アングル接合型	45	無	-	0	-	-	4
D45-L5	アングル接合型	45	無	-	-Lb	-	-	5
D45S-S3	アングル接合型	45	有(半分)	-	+Lb	-	-	3
D45S-L3	アングル接合型	45	有	-	-Lb	-	-	3
D45S-M3	アングル接合型	45	有	-	0	-	-	3
D45S-S3	アングル接合型	45	有	-	+Lb	-	-	3
D45S-M4	アングル接合型	45	有	-	0	-	-	4
D45S-L5	アングル接合型	45	有	-	-Lb	-	-	5
D55-M3	アングル接合型	55	無	-	0	0	3	3
D55-L4	アングル接合型	55	無	-	0	+Lb	3	4
D55-LL6	アングル接合型	55	無	-	0	+3Lb	3	6
D55S-L4L6	アングル接合型	55	有(片側)	-	0	+3Lb	3	6
D55S-LL6	アングル接合型	55	有(両側)	-	0	+3Lb	3	6

\*1 Lr(max): スカラップ等にあたらなところまでリブを伸ばした長さ  
 \*2 Lr(min): スプライスプレートと同じところでリブが終わっている (190mm)  
 \*3 柱側にリブが溶接されている  
 \*4 Lb: ボルト間距離 (40mm)

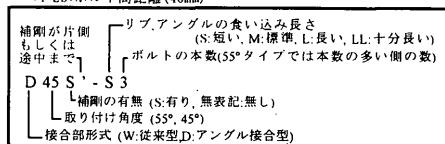


表-2 素材試験結果(接合部要素実験)

試験体名	ボルト位置	ボルト種類	降伏応力 (MPa)	最大応力 (MPa)	降伏比	破断伸び
D45.DS'45	PL9	SS400	295	469	0.63	0.32
DS45						
W.D55.DS'55	PL9	SS400	283	420	0.67	0.33
DS55						
スプライスプレート	PL6	SS400	282	422	0.67	0.33

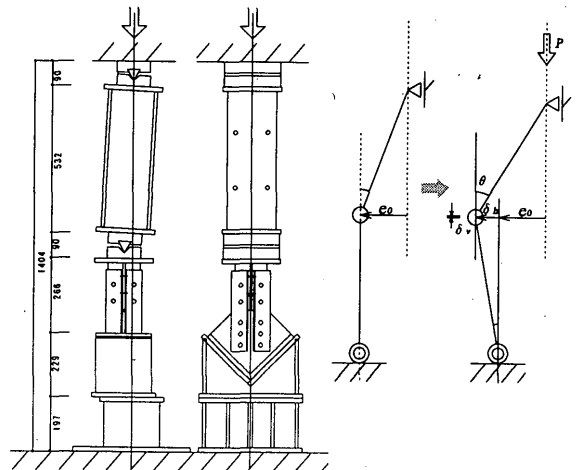


図-5 要素実験載荷装置

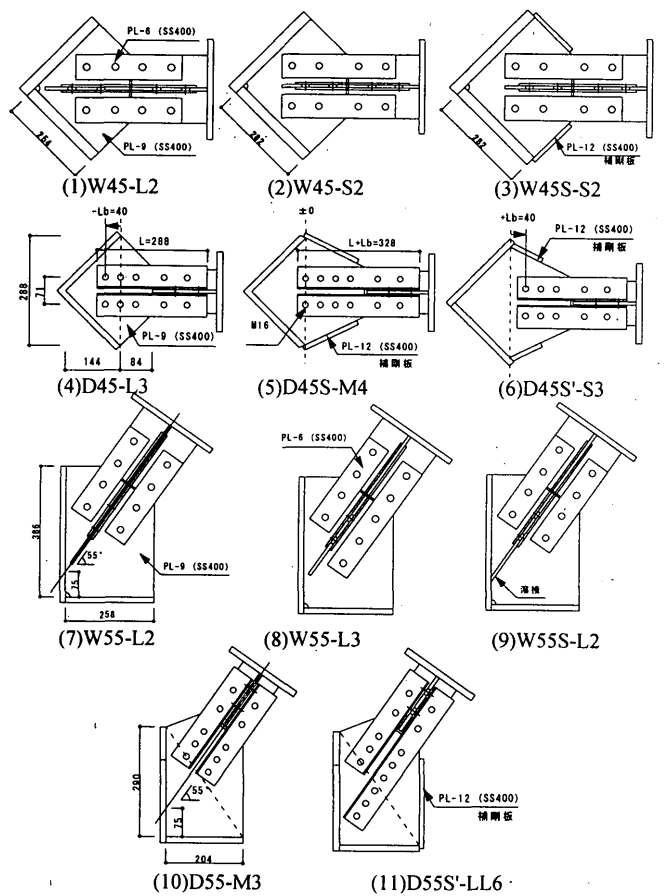


図-6 試験体詳細

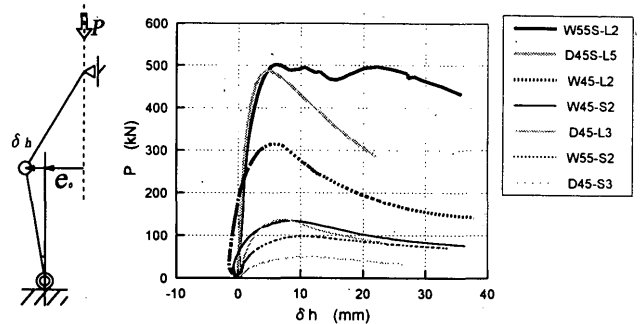


図-7 荷重-構面外変形関係

構面外リブの食い込み長さ、アングルの食い込みの有無による降伏機構の違いを図-8に、各試験体がどのような降伏機構を形成したかを表-3に示す。パターン A は、ガセットプレートが根本で折れ曲がる形の降伏機構であり、D45-S3 で見られた。パターン B は、リブやスプライスプレート、アングルに沿って降伏線が入るパターンであり、スプライスプレートやアングルが剛域として機能した。パターン C は補剛板が有効に機能したパターンであり、最終的にガセットプレートとアングルが一体で降伏機構を形成した。そして、パターン D は接合要素が十分な構面外抵抗を有した結果であり、最終的にガセットプレートの外側でアングルあるいはスプライスプレートが変形した。

接合部の構面外曲げ挙動については、回転中心となると考えられる降伏線(図-8中に矢印で示した降伏線)に作用する曲げモーメント  $M_g$  と、接合部の回転角  $\theta_g$  の関係で整理した。ガセットプレート内で降伏機構を形成した試験体の  $M_g$ - $\theta_g$  関係を、図-9に示す。

### 3.4 接合部の構面外曲げ挙動のモデル化

接合部の形状がブレースの構面外挙動に与える影響を検討するため、構面外剛性および耐力が比較的小さなパターン A およびパターン B の降伏機構を形成した試験体について、実験結果に基づき軸力を受ける接合部の構面外曲げ挙動をモデル化する。まず接合部の降伏耐力  $M_{pg}$  については、降伏線理論により算定する。降伏耐力の算定にあたっては、接合部の耐力に支配的と考えられる回転中心近傍において接合部の断面積は十分大きく軸力比が小さくなることから、軸力の影響は無視する。また、構面外リブに沿って入る降伏線については、溶接による板厚の増し分として脚長の半分を加えて単位長さあたりの全塑性モーメントを計算する。

一方、接合部の変形については、アングルやスプライスプレートが取り付けられた部分においてはガセットプレートが十分に拘束されていることから、回転中心となる降伏線に生じる回転角で接合部全体の回転角を代表させる。そして 1 次剛性  $K_{g1}$  は、実験結果から比例限荷重を  $1/2 \cdot M_{pg}$  とし、比例限荷重に対する回転角  $\theta_{g1}$  を、アングルや構面外リブに沿って降伏線が生じ、変形領域が降伏線近傍の狭い領域に限定されるような場合には  $\theta_{g1} = 10e_y$  ( $e_y$  はガセットプレート材の降伏歪)、D45-S3 のように食い込みが無く広い領域でなめらかに変形すると考えられるものは  $\theta_{g1} = 15e_y$  として求める。そして 2 次剛性  $K_{g2}$  を 1 次剛性の 1/4 とし、トリリニア型にモデル化する。

降伏耐力  $M_{pg}$  および 1 次剛性  $K_{g1}$  の計算値を表-3中に示す。また、モデル化した接合部のモーメント-回転角関係を、実験結果と併せて図-9中に示す。図中、一点鎖線は降伏耐力および 1 次剛性の計算値を、破線はモデル化した接合部のモーメント-回転角関係を、実線は実験結果を表す。モデルは実験結果と概ね良好に対応しており、設定したトリリニア型モデルにより接合部の構面曲げ挙動を表現することができたと言える。

## 4. 接合部付きブレース部材実験

### 4.1 実験概要

接合部要素の偏心圧縮実験結果に基づき、圧縮軸力下における接合部の曲げ挙動を回転バネとしてモデル化することができた。次に、ブレース芯材端部に生じる曲げ変形を考慮し、接合部を含めた座屈

拘束ブレース全体の挙動を検討する。具体的には接合部に座屈拘束ブレースを取り付けた状態での繰り返し軸方向載荷実験を行い、接合部を含めた座屈拘束ブレース全体の構面外挙動を検討するとともに、ブレース芯材端部の曲げ挙動を調べる。図-10に載荷装置を示す。試験体は接合部要素実験同様 1/2 スケールとなっている。載荷履歴は軸歪で  $\pm 2\%$  と  $\pm 4\%$  の振幅で各 2 回の繰り返しとするが、ブレースの歪硬化の影響を排除するため、初期載荷時のみ各 4 回繰り返し、最大応力レベルを揃えるようにする。ブレース芯材の軸方向最大歪は、構面内層間変形角でそれぞれ 1/50、1/25 程度に相当する値である。

### 4.2 試験体

図-11に本実験で用いた座屈拘束ブレースを示す。芯材は SN400B であり、断面は 75x12、平行部長さは 1200mm である。構面外リブの鋼管に対する食い込み長さ  $L_s$  や構面に対する芯材断面の向きは、

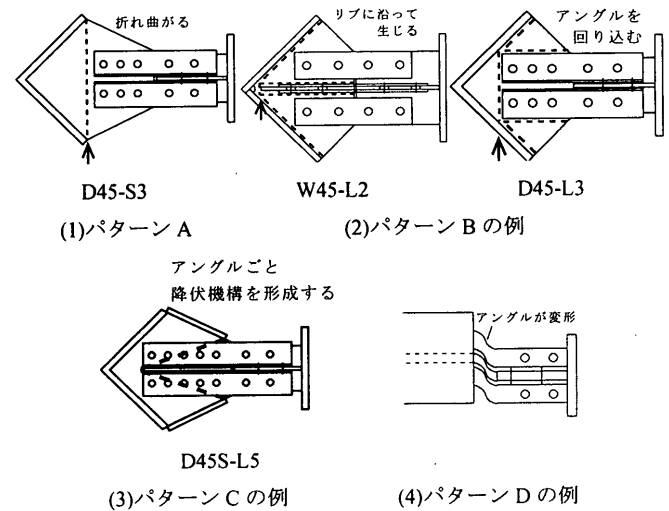


図-8 降伏機構の例

表-3 実験結果およびモデルの諸元

試験体名	$P_{max}$ (kN)	$e_0$ (mm)	降伏パターン	$M_{p,g}$ (kN·m)	$K_{g1}$ (kN·m)	試験体名	$P_{max}$ (kN)	$e_0$ (mm)	降伏パターン	$M_{p,g}$ (kN·m)	$K_{g1}$ (kN·m)
W45-L2	315	6.5	B	10.5	367	D45S'-S3	168	8.5	B	5.4	188
W45-S2	133	10.0	B	5.1	177	D45S-L3	330	11.0	C	-	-
W45S-S2	424	8.0	D	-	-	D45S-M3	317	10.0	C	-	-
W55-L2	300	7.5	B	11.6	405	D45S-S3	276	11.0	C	-	-
W55-S2	97	7.5	B	5.1	118	D45S-M4	375	12.0	C	-	-
W55-L3	266	8.0	B	11.6	405	D45S-L5	487	12.0	C	-	-
W55S-L2	502	9.0	D	-	-	D55-M3	68	5.5	B	3.1	72
D45-L3	137	10.0	B	4.1	143	D55-L4	84	10.0	B	4.1	96
D45-M3	67	13.0	B	2.2	78	D55-LL6	190	7.0	D	-	-
D45-S3	49	9.0	A	1.72	40	D55S'-LL6	350	7.5	D	-	-
D45-M4	93	7.5	B	2.4	84	D55S-LL6	447	6.5	D	-	-
D45-L5	116	10.0	B	5.1	177						

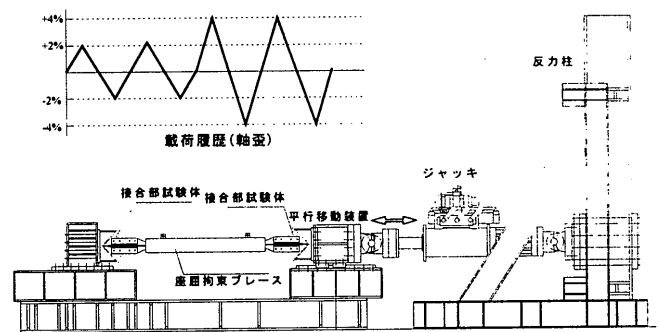


図-10 載荷装置

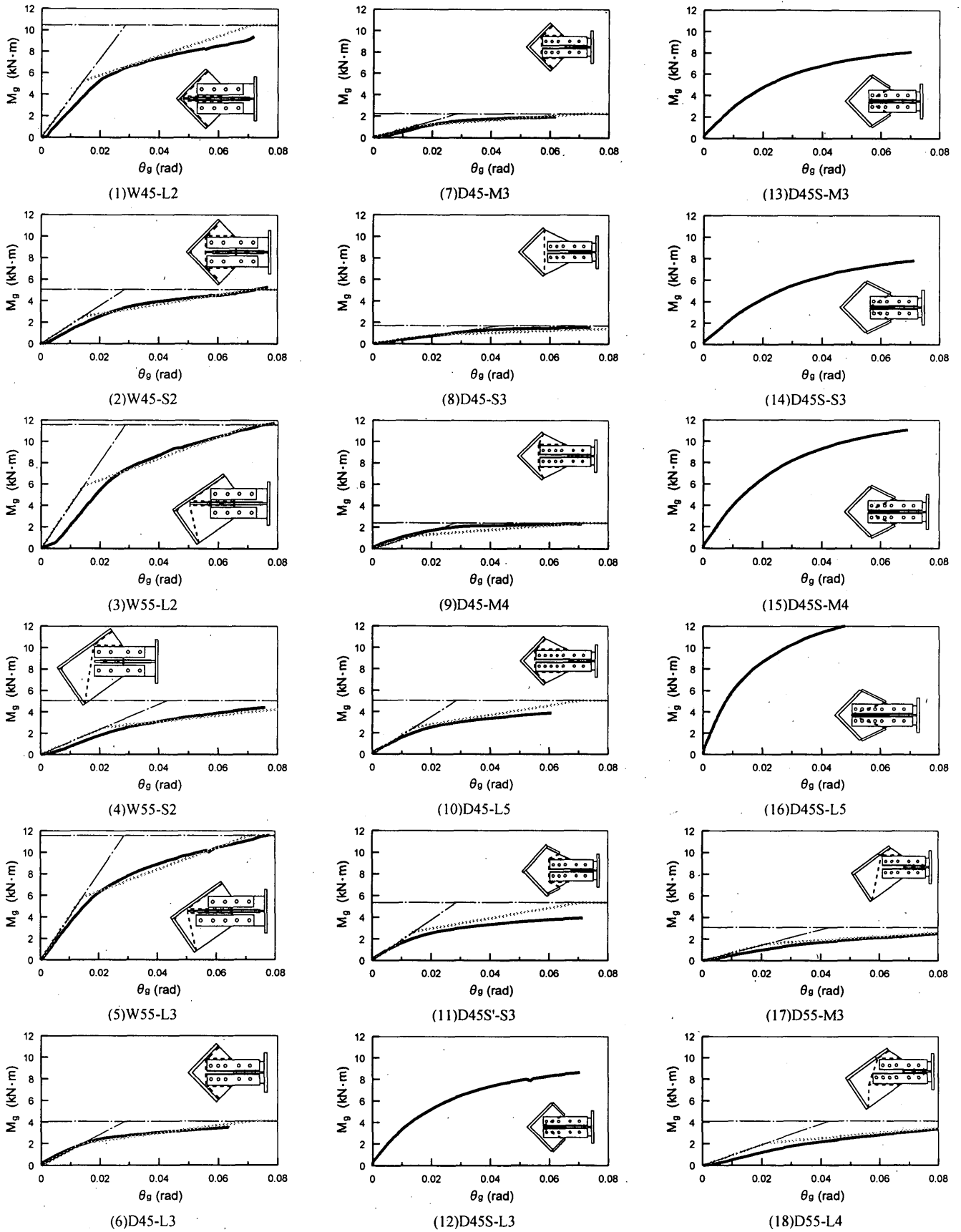


図-9 接合要素のモーメント回転角関係

ブレース端部のヒンジ形成に影響すると考えられるが、本研究では、食い込み長さは 150mm で固定し、芯材の向きを図-12に示す水平・垂直の両タイプのブレースを用意した。両タイプのうち、芯材を垂直としたブレースのほうが構面外に容易に変形し、芯材端部にヒンジを形成し易いと考えられる。また、ブレース端部のアンボンド材の厚さを 1mm とする。

接合部の一覧を図-14に、JIS-1A 試験片による使用鋼材の引張試験結果を表-4に示す。要素実験では取り付け角度が異なる接合部について検討を行ったが、本実験では取り付け角度 45° に絞り、従来型の標準タイプである W45-L2、アングル接合型の標準タイプである D45-L3、最も構面外剛性が低かった D45-S3 の合計 3 体の試験体について実験を行った。なお、本実験ではガセットプレートの板厚を座屈拘束ブレースの芯材に合わせて 12mm(要素実験では 9mm) とし、アングル接合型の試験体のフェイスの幅をブレースの接合部に合わせて 190mm(要素実験では 132mm)としたことにより、同じ形式の接合部であっても、要素実験で用いた試験体と耐力・剛性は異なっている。

4.3 実験結果

座屈拘束ブレースを含んだ接合部実験については、全試験体とも、载荷中に座屈拘束ブレースの弾塑性繰返し変形を阻害するような構面外方向への座屈は生じなかった。ここでは構面外方向への変形や回転が最も大きく生じた D45-S3 の結果について示す。図-15(1)に、軸歪 4% を目標に芯材の向きを垂直としたブレースを接合して载荷した際の、1 サイクル目の芯材端部回転角-軸方向変位関係を示す。圧縮側(負側)では、軸方向変位がある程度以上大きくなっても、芯材端部の回転は進まなくなっている。引張側(正側)でブレースの初期撓みが伸びきったと考えると、約 1/75 で回転が抑えられている。これは、座屈拘束ブレース芯材周りのアンボンド材部分(本試験体では厚さ約 1mm)の回転は許容されたが、それ以上の回転が図-16に示すように、モルタルと鋼管の抵抗で抑えられたことによる。また図-15(2)、(3)に示す、芯材の向きを水平および垂直としたブレースをそれぞれ接合した状態での、軸歪で 2% を目標に行った载荷の 1 サイクル目の結果についても、変形量は小さいものの同様の傾向が見られた。

5. 部材解析による構面外座屈の検討

5.1 解析の目的

接合部に座屈拘束ブレースを取り付けた状態で繰り返し軸方向载荷を行った実験では、接合部の形状に関わらず構面外座屈は生じなかった。実験における载荷条件は、構面外の層間変形に対して構面全体で追従する場合に対応したものとなっており、接合部には偏心圧縮力は加わっていない。また、座屈拘束ブレース端部の食い込み量が十分であったことも構面外座屈が起こらなかった原因と考えられる。層間変形を接合部間で吸収するような場合や、ブレース端の食い込みが浅くモルタルや鋼管の拘束力に期待できない場合においては、構面外座屈を生じ不安定となる可能性は否定できないことから、構面外座屈の可能性について解析的に検討を行う。

5.2 ブレース端部のモデル化

接合部と同様、座屈拘束ブレースの構面外座屈に影響すると考えられる端部の構面外挙動をモデル化する。まず、芯材が拘束部に接触するまでは、芯材の曲げ剛性により抵抗することから、拘束部に

接触するまでの剛性 $K_b$ を実験結果と比較の上、図-17中に示すように、板厚の 3 倍の長さを有する片持ち梁の弾性剛性(曲げ剛性)としてモデル化する。芯材が座屈拘束部に接触した後の挙動については、

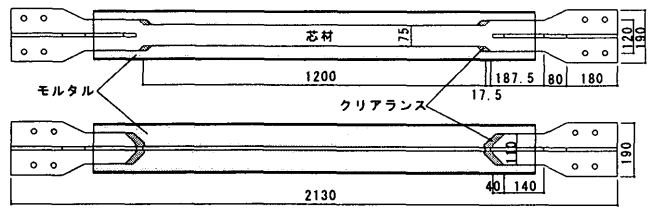


図-11 座屈拘束ブレース

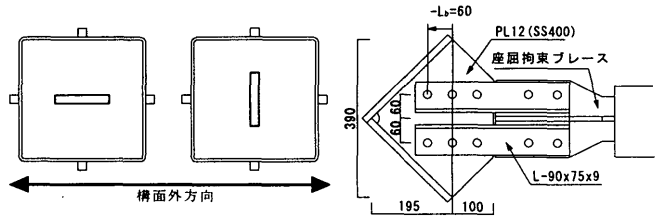


図-12 ブレース断面

図-13 接合部詳細(D45-L3)

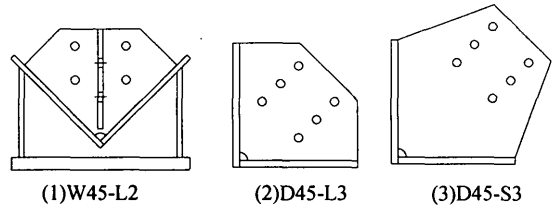
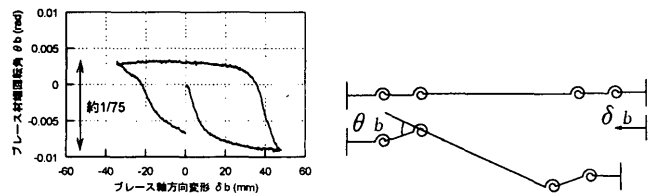


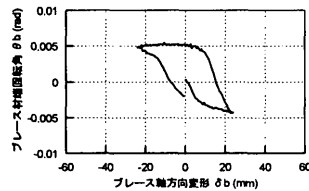
図-14 接合部一覧

表-4 素材引張試験結果(JIS-1A 号試験片による)

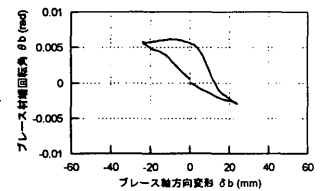
使用部位	鋼種	降伏応力 (MPa)	最大応力 (MPa)	降伏比	破断伸び
ガセットプレート	PL12 SS400	259	407	0.64	0.33
スプライスプレート	PL6 SS400	266	408	0.65	0.33
アングル	SS400	316	439	0.72	0.30
座屈拘束ブレース芯材	PL12 SN400B	341	459	0.74	0.28



(1) 芯材垂直 目標軸歪 4%



(2) 芯材垂直 目標軸歪 2%



(3) 芯材水平 目標軸歪 2%

図-15 回転角-軸方向変位関係

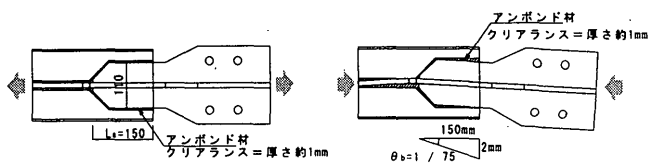


図-16 ブレース端部の回転

モルタルのせん断耐力が十分に小さいとすれば鋼管の耐力・剛性により決まる。そこで、面外に押される鋼管壁を図-17中に示すように、軸方向に拘束され集中荷重を受ける曲げ部材にモデル化し、これを解析した曲げ挙動を、図-17中に示すようにバイリニア型に近似する。ここで管壁の有効幅 $W_e$ については、ブレース端リブの食い込み長さを $L_s$ 、鋼管の成を $D$ として、 $W_e = \min(L_s/3, D/2)$ とする。以上、図-17に示すように芯材端部の曲げ挙動をモデル化するが、鋼管管壁の1次剛性 $K_{i1}$ に対して芯材の弾性剛性 $K_s$ は十分に小さいことから、芯材の降伏による剛性変化は無視する。

5.3 解析概要

前節までにモデル化した接合部の構面外挙動とブレース端部の構面外挙動に基づき、接合部を含むブレース全体の構面外挙動の解析を行う。図-18に解析モデルの概要を示す。図中 $L_g$ は接合部長さ(接合部パネ-ブレース材端パネ間距離)であり、 $L_{br}$ は座屈拘束ブレースの芯材長さ(ブレース材端パネ間距離)である。解析モデルにおいては、接合部回転中心とブレース材端部に設けた弾塑性パネに変形を集約し、パネ間を繋ぐ部材は剛体とする。接合部回転パネの復元力特性としては3.4節で設定したモデルを、ブレース端部回転パネの復元力特性としては5.2節で設定したモデルを使用する。この解析モデルでは芯材の塑性化の影響は反映されないが、座屈拘束ブレースにおいて芯材が塑性化した場合には、軸力は増加しなくなることから、安全側の解を与えることになる。解析では、両端部の偏心距離 $\delta_{ho}$ を一定として圧縮力 $P$ を加えていき、増分解析により座屈荷重を求める。

まず、前章で行った接合部付ブレース部材実験について解析を行い、解析結果を実験結果と比較し、前項でモデル化したブレース材端部の構面外挙動の妥当性を検討する。図-19に、最も大きな構面外変形が観察されたD45-S3(4%載荷)の軸力-ブレース材端回転角関係において、解析結果と実験結果を比較して示す。解析では $\delta_{ho}$ を微小(0.05mm)とし、ブレース端リブの食い込み長さとして初期値( $L_s=150mm$ )を与えた。解析結果では、軸力350kN付近で芯材端部のクリアランス内での回転による不安定現象が生じるが、芯材端部がコンクリート表面に当たる回転角 $\theta_c$ で抵抗力が生じ、耐力上昇の後、軸力440kN付近で鋼管管壁の降伏により再び回転角が進展している。しかしながら、実験結果は $\theta_c$ までの挙動は一致しているものの、軸力を増加させても回転角の増加が見られない。このことから解析で仮定した鋼管管壁の抵抗剛性および強度は過小評価であると言える。これは充填モルタルによる剛性・強度への寄与を無視したことによる。また、ジャッキ側で安定点に至る実験結果経路が解析と異なっているのは、初期不整または付加曲げによりクリアランス内での回転が初期より成長したためと考えられる。いずれにしても系全体の安定性は $\theta_c$ 以降の芯材端部の回転剛性・耐力に依存しており、これらの値はリブの食い込み長さ $L_s$ に依存していると考えられる。

次いで、接合部形状とブレース端リブの食い込み長さ $L_s$ をパラメータとした部材解析を行った。解析モデルは、図-18に示したものをを用いて増分解析を行い、剛性低下による不安定が生じた荷重を座屈荷重とする。各部の寸法は、図-20に示すスパン4m階高2mの1/2スケールの骨組に座屈拘束ブレースを組み込む場合を想定し、接合部および座屈拘束ブレースの寸法を決めた。ここで設定した45°

の取付角は、一般的なオフィスビルにおける座屈拘束ブレースの取付角としては小さな値となっており、座屈長さの設定としては十分長いものとなっている。また、本解析においても、座屈拘束ブレースの最大耐力としては500kNを想定している。

接合部については、前章における実験同様、従来型の標準タイプであるW45-L2、アングル接合型の標準タイプであるD45-L3、最も構面外剛性が低かったD45-S3の3種類の接合部を扱った。食い込み長さ $L_s$ については、現実的な範囲として鋼管成175mmに対して75mmから300mmの範囲で変化させた。そして、構面外座屈に対し

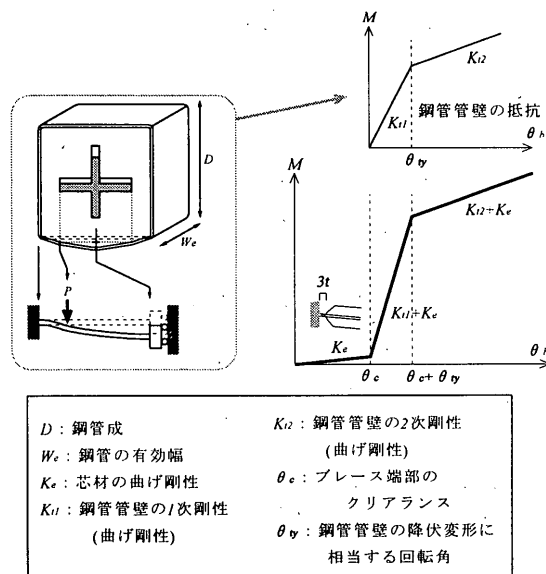


図-17 ブレース端部のモデル化

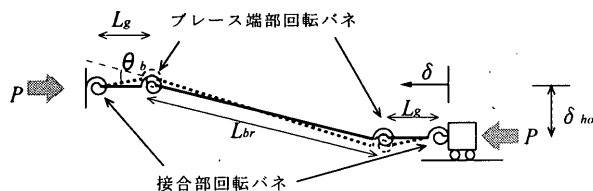


図-18 解析モデル

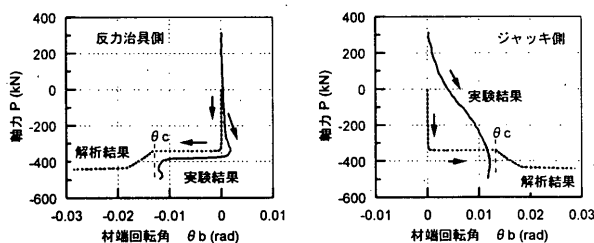


図-19 軸力-ブレース材端回転角関係 D45-S3(4%載荷)

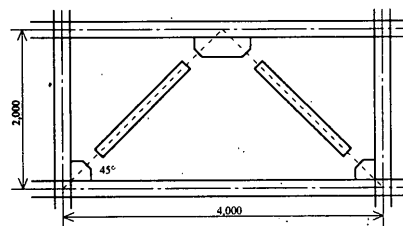


図-20 解析において想定した骨組(1/2スケール)

て最も不利となる、構面外方向へ大きく発生した層間変形を接合部間で吸収した状態を想定し、1/100の層間変形角に対応する構面外変形 $\delta_{ho}=20mm$ を偏心量として与えた。

表-5に、座屈荷重の解析結果を示す。食い込み長さ $L_s$ を長くするに従い耐力は上昇し、200mmの時には、どの接合部においてもブレースの最大耐力として想定した500kNの軸力が加わった場合においても座屈を生じなかった。即ち、ブレース端リブの食い込みが深い場合には、D45-S3のような構面外剛性の低い接合部でも構面外座屈の検討は必要ないと言える。一方、ブレース端リブの食い込みの浅い座屈拘束ブレースを構面外剛性が低い接合部と組み合わせる場合には、座屈を生じる可能性があり注意が必要である。

表-5 解析結果一覧

試験体名	W45-S2	D45-L3	D45-S3
接合部形状			
ブレース長さ $L_{br}$	1359 [mm]	1250 [mm]	1010 [mm]
接合部長さ $L_g$	680 [mm]	635 [mm]	665 [mm]
ブレース端リブの 食い込み長さ $L_s$	75 [mm]	514 [kN]	434 [kN]
	100 [mm]	528 [kN]	450 [kN]
ブレース端リブの 食い込み長さ $L_s$	150 [mm]	605 [kN]	533 [kN]
	200 [mm]	759 [kN]	698 [kN]

6. 結論

本研究では、容易に構面外方向に変形を生じると考えられる構面外剛性の低い座屈拘束ブレース接合部を対象に、先ず軸力が作用した状態での接合部要素の構面外挙動を調べるための要素実験を行い、実験結果に基づき、接合部要素の構面外挙動のモデル化を行った。次いで座屈拘束ブレースを取り付けた状態での部材実験ならびに部材解析を行い、接合部とブレース材端部の力学的特性が座屈拘束ブレースの構面外挙動に与える影響を検討した。得られた結論を以下に記す。

- 1) 構面外剛性の低い座屈拘束ブレース接合部の圧縮軸力作用下での構面外曲げ耐力は、降伏線理論に基づき予測することができた。また、弾性剛性も想定した降伏機構から予測することができた。実験結果に基づき比例限耐力及び2次剛性をモデル化することで、構面外剛性の低い座屈拘束ブレース接合部の圧縮軸力下における構面外挙動を、折れ線型の復元力特性として表すことができた。
- 2) 座屈拘束ブレースを取り付けた状態での部材実験では、芯材塑性歪4%に至る繰返し载荷に対しても全体座屈が生じなかったが、鋼管壁が弾性範囲に留まる領域でのブレース材端部における構面外挙動が観察された。
- 3) 接合部形状とブレース端リブの食い込み長さをパラメータとした、座屈拘束ブレースを取り付けた状態での部材解析から、一般的なオフィスビルに座屈拘束ブレースを取り付ける場合、ブレース端リブの食い込みが十分深ければ、構面外剛性の低い接合部を用いた場合においても座屈耐力は十分大きく、構面外座屈の検討は必要ないと言える。
- 4) ブレース端リブの食い込みの浅い座屈拘束ブレースを構面外剛性が低い接合部と組み合わせて用いる場合には、偏心圧縮力を受ける場合に座屈を生じる可能性がある。

謝辞

本研究を行うに際して、新日本製鐵株式会社建築事業部前田泰史氏には数々の御助言をいただきました。また、実験の実施にあたっては、岡田 健氏、吉敷祥一氏をはじめ東京工業大学大学院生諸氏にご尽力いただきました。ここに記して感謝の意を表します。

参考文献

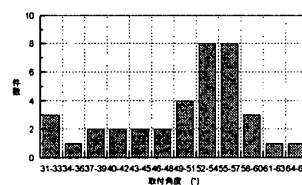
- 1) 多田元英, 西 豊, 井上一朗: 管通し平板ガセット形式接合部を有する軸力材の弾性挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第503号, pp.131-137, 1998.1.
- 2) 多田元英, 山田能功: 管通し平板ガセット形式接合部を有する軸力材の非弾性座屈荷重の算定, 日本建築学会構造系論文集, 第530号, pp.163-170, 2000.4.
- 3) 藤本盛久, 和田 章, 佐伯英一郎, 渡辺 厚, 人見泰義: 鋼管コンクリートにより座屈を拘束したアンボンドブレースに関する研究, 構造工学論文集 Vol.34B, 1988.3.
- 4) 日本鋼構造協会, 鋼材倶楽部: 履歴型ダンパー付骨組の地震応答性状と耐震設計法, 1998.9.
- 5) 前田泰史, 吉敷祥一, 岡田 健, 鈴木一弁, 竹内 徹, 竹内一郎, 山田 哲, 和田 章: 塑性化スプリットティーを用いたドライフレームに関する研究 (その1ドライフレームの概要), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-I分冊, pp.653-654, 2002.8.
- 6) 井上一朗, 髙高裕治, 天島秀秋, 上村健二: 接合部を含む座屈拘束ブレースの構面外座屈に関する研究 (その1接合部詳細を考慮した解析モデル) (その2座屈荷重解析方法および解析結果), 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1分冊, pp.563-566, 2002.8.

付録1 座屈拘束ブレースの取付角度について、実施設計例を調べた結果を付図-1に示す。55°前後の角度で座屈拘束ブレースを取り付けた例が多くなっている。55°の取付角度は、階高4.2m、スパン6.4m程度の構面にK型にブレースを取り付ける場合に相当する。

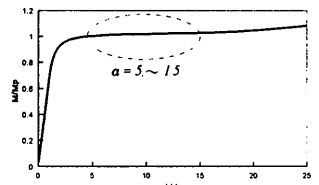
付録2 ガセットプレートの降伏線に沿った構面外回転角 $\theta$ について、回転中心から板厚分 $t$ の領域で生じていると考えると、全塑性モーメントに至った時点での回転角 $\theta_p$ は、式(付2.1)に定義される $\alpha$ を用いて式(付2.2)のように表現できる。ガセットプレート材の材料特性を考慮して計算したモーメント-曲率関係を付図-2に示す。全塑性モーメントに対応した $\alpha$ は概ね5~15にあたる。そこで、アングルやスプライスプレートでガセットプレートが十分剛に拘束されていると考えられる場合には、平均的な値として $\alpha=10$ 、食い込みがなく板厚分より広範囲で面外方向に曲がっていると考えられる場合には大きめの値として $\alpha=15$ とした上で、接合部の全塑性荷重 $M_{pk}$ に対応する弾性変形を $\theta_p$ と一致するものと仮定し、比例限荷重 $0.5M_{pk}$ に対応する回転角 $\theta_{el}$ を設定した。

$$\alpha = \epsilon / \epsilon_y = \phi / \phi_y \quad (\text{付 2.1})$$

$$\theta_p = \phi \cdot t = 2\alpha \cdot \epsilon_y \quad (\text{付 2.2})$$



付図-1 座屈拘束ブレースの取付角度



付図-2 ガセットプレートのモーメント-曲率関係

(2003年6月6日原稿受理, 2003年10月9日採用決定)