

## 変位制御型座屈拘束ブレース「ディレイブレース」の開発

坂井 誠<sup>\*1</sup>・上原 誠<sup>\*2</sup>・西村 真<sup>\*2</sup>

## 概 要

本開発では、座屈拘束ブレースにオクトブレースを使用し、この座屈拘束ブレースに変位制御機構を組み込んだ開発品（ディレイブレース<sup>®</sup>）の性能確認実験により変位制御機構の有効性を検証し、その後設計法の構築を行った。なお、座屈拘束ブレースの変位制御機構の実現のために、座屈拘束ブレース芯材端部とガセットプレートとの接合部を普通ボルトによる支圧接合とし、ガセットプレートと芯材間に摩擦が生じずスライド可能なディテールとした。また、ガセットプレートのボルト孔をスロットホール形状とすることで、座屈拘束ブレースに軸力を遅れて作用させ、設計で必要となる任意の層間変形角で効果を発揮できる機構とした。

キーワード：座屈拘束ブレース，変位制御型ブレース，遅延作動，制振構造，スロットホール，支圧接合

DEVELOPMENT OF BUCKLING-RESTRAINING BRACES FOR CONTROLLING  
DISPLACEMENTMakoto SAKAI <sup>\*1</sup>, Makoto UEHARA <sup>\*2</sup> , Makoto NISHIMURA <sup>\*2</sup>

## Abstract

In this project, a design method was formulated using the octagonal brace “Octobrace” as the buckling-restraining brace, and the effectiveness of the displacement control mechanism was confirmed through performance verification tests of the product we developed (Delay Brace ), which incorporates a displacement control mechanism in the buckling-restraining brace.. To create an adequate displacement control mechanism for the buckling-restraining brace, the joint between the end of the buckling-restraining brace core and the gusset plate was a bearing pressure joint using ordinary bolts, and the detail was adopted so that the gusset plate and the core could slide without friction. The bolt hole in the gusset plate is shaped in the form of a slot-hole to allow the axial force to act on the buckling-restraining brace in delayed timing. Through these measures, the system is given a feature to create a desired effect at any interlaminar deformation angle required in the design.

Keywords: buckling-restraining brace, displacement-control type brace, delayed action, vibration control structure, slot hole, bearing pressure joint

---

<sup>\*1</sup> Associate General Manager, Structural Design Dept.(Architectural Technology Dept.)

<sup>\*2</sup> Architectural Technology Dept.

## 変位制御型座屈拘束ブレース「ディレイブレース」の開発

坂井 誠\*1・上原 誠\*2・西村 真\*2

## 1. はじめに

これまでの地震被害経験により、主に超高層建物や大規模建物を対象として、建物に高い機能維持能力を付与させることができる制振構造の採用が増加している。鉄骨造建物の制振構造においては、座屈拘束ブレースを制振部材として採用する事例が多く見られるが、座屈拘束ブレースを配置するとラーメン架構に比べて層の初期剛性が高くなることで、建物全体の固有周期が短くなり、超高層建物などでは建物への地震入力が大きくなる傾向がある<sup>1)</sup>。また、長周期地震動など継続時間が長い地震動では、座屈拘束ブレースに繰返し軸力が作用することにより、累積ひずみが大きくなり部材靱性能の確保が難しいケースが見られる<sup>2)</sup>。

上記の課題解決を目的として、ラーメン架構とブレース架構の各々の利点を活かした『鉄建式変位制御型座屈拘束ブレース（ディレイブレース®）』（以下、変位制御型座屈拘束ブレースという。）を開発した。

## 2. 変位制御型座屈拘束ブレースの概要

変位制御型座屈拘束ブレースは、図-1に示すように、地震力が作用する早期段階では、ラーメン架構の利点を活かすために、変位制御型座屈拘束ブレースに軸力を作用させず、地震力が大きくなり建物の層間変形が増大した段階で、ブレース架構の利点を活かして変位制御型座屈拘束ブレースに軸力を遅れて作用させる。図-2に大地震時における最大応答層間変形角のイメージを示す。ラーメン架構のみでは、大地震時に局所層への変形集中が生じ易いのに対して、変位制御型座屈拘束ブレースを組込んだ全

体系では、局所層への変形集中を回避する力学的特性（スモーキング効果）を保有した機構の付加が可能となる。この応答低減効果を発揮するための機構として、座屈拘束ブレース接合部のガセットプレートボルト孔をスロットホールにすることによって、架構の層間変形角が指定した角度に達した時点から、座屈拘束ブレースに軸力を作用させる機構とした。

図-3に変位制御型座屈拘束ブレースの詳細を示す。座屈拘束ブレースは、2枚の鋼板を組

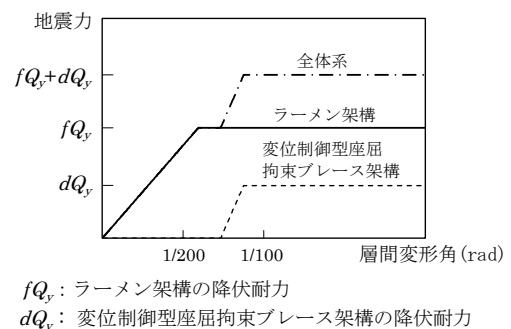


図-1 変位制御型座屈拘束ブレースの地震力と層間変形角の関係

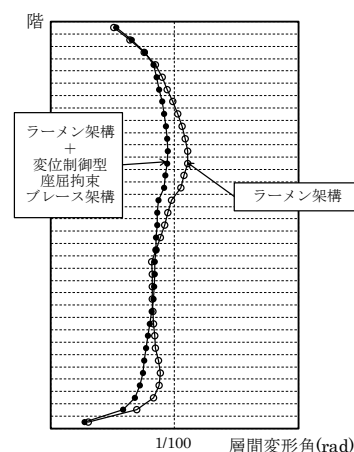


図-2 大地震時における最大応答層間変形角のイメージ

\*1 建築本部 設計統括室 構造設計部 構造設計グループリーダー  
 （建築技術部 企画・開発グループ）

\*2 建築本部 建築技術部 建築技術グループ

立てた芯材をアルミニウム合金押出成形材の座屈拘束材に挿入し、芯材と座屈拘束材の隙間にセメント系無収縮グラウト材を充填して構成されるディテールとした。図-4に接合部の詳細を示す。接合部は、普通ボルトを用いてガセットプレートに支圧接合する構成である。また、ガセットプレートにスロットホールを設けた形状として、設定したスロットホール寸法まで軸変形に対して抵抗せずに滑り、その後、ボルトによる支圧力が生じてブレースに軸力が作用する機構とした。

### 3. 実験計画

### 3. 1 試験概要

本試験は、図－５に示す載荷装置により、スロットホールを使用したブレースの履歴特性を性能把握試験で、ブレースの疲労特性を疲労試験で確認することを目的とする。また、繰返し応力を受けた接合部の損傷状況についても確認することを目的とする。

### 3. 2 試験体

試験体一覧を表-1に示す。試験体は、スロットホールを設けたガセットプレートに座屈拘束ブレースを普通ボルトで接合して構成され、試験体数は5体とした。いずれの試験体も、座屈拘束ブレースは、芯材断面を2PL-14×80

(SN490B)、座屈拘束材長さ  $L_b$  を 3300mm、加力点高さ  $H$  を 3480mm、ブレース角度  $\theta$  を 45 度とした。接合部を構成するガセットプレートは PL-14 (SN490B) とし、はしあきを 50mm とした。ボルトは 10-M20 (強度区分 6.8) とし、ボルトのピッチは 80mm とした。なお、ボルトの締付けは、手締めによって行うこととし、ナットの緩み止め策として、ダブルナットの締付けに加えて緩み止め金具を設置した。

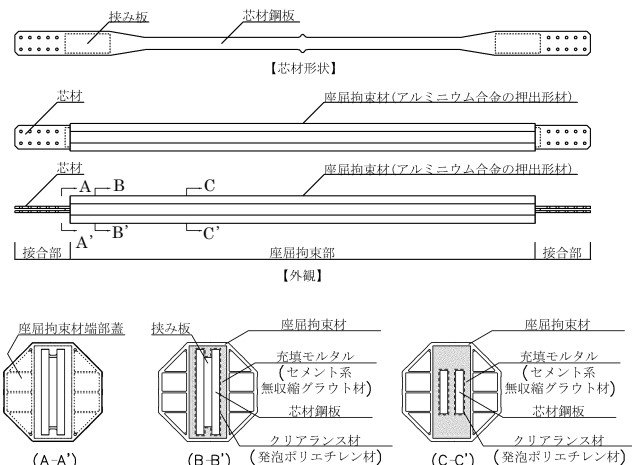


図-3 変位制御型座屈拘束ブレースの詳細

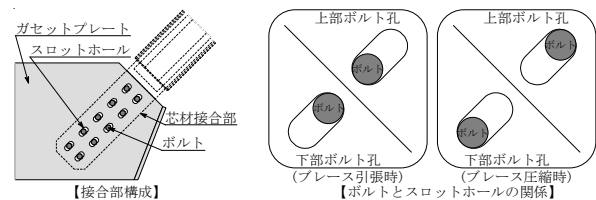


図-4 接合部の詳細

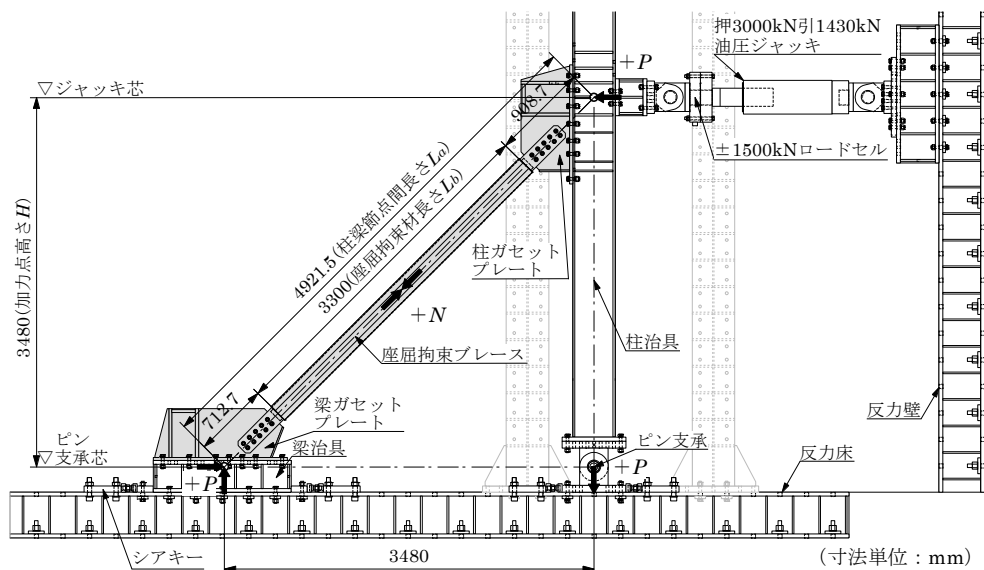


図-5 載荷装置

表－１ 試験体一覧

試験体名	接合部			試験項目
	スロット ホール 寸法 mm	想定接合部 すべり量 $\delta_d$ mm	想定ブレース 作用開始層間 変形角 $R_d$ rad	
No.1	22×30.5	12.5	±1/200	性能把握試験 (漸増振幅荷重試験)
No.2	22×34.5	16.5	±1/150	
No.3	22×42.5	24.5	±1/100	
No.4	22×34.5	16.5	±1/150	疲労試験 (一定振幅 荷重試験)
No.5				目標層間変形角±1/50 目標層間変形角±1/37.5

性能把握試験の試験体 No.1～No.3 は、ガセットプレートのスロットホール寸法によって調整される想定ブレース作用開始層間変形角  $R_d$  を因子とした。 $R_d$  は、加力点高さ  $H$  (3480mm) と想定接合部すべり量  $\delta_d$ 、ブレース角度  $\theta$  (45度) を用いて式(1)により算出した。想定接合部すべり量  $\delta_d$  は式(2)により算出した。

$$R_d = \delta_d / (H \cos \theta) \quad (1)$$

$$\delta_d = \ell - B + (\phi - B) \quad (2)$$

$\ell$ : スロットホール長

$B$ : 接合部ボルト径(=20mm)

$\phi$ : 芯材接合部孔径(=22mm)

疲労試験の試験体 No.4～No.5 は、想定ブレース作用開始層間変形角を試験体 No.2 と同じとし、一定振幅荷重試験における目標層間変形角を因子とした。

### 3. 3 使用材料

芯材鋼板の引張試験結果を表－２に示す。降伏ひずみ  $\varepsilon_{sy}$  は降伏点  $\sigma_{sy}$  をヤング係数 ( $2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ) で除して算出した。表－３に、ブレース芯材断面積と座屈拘束材元たわみの実測値および降伏軸力計算値を示す。なお、降伏軸力計算値  $N_y$  は、芯材断面寸法実測値による芯材塑性化部断面積  $A$  に、降伏点  $\sigma_{sy}$  を乗じて算出した。

### 3. 4 試験方法

荷重は、柱治具に設置した押し引き型油圧ジャッキによって水平力  $P$  を与えることにより、試験体に軸力  $N$  を加える方法で行った。試験体に生じる軸力は式(3)により算出した。

$$N = P / (\cos 45^\circ) \quad (3)$$

荷重は、水平力  $P$  あるいは後述の層間変形角  $R$  によって制御し、正加力方向は図－５に示す油

表－２ 芯材鋼板の引張試験結果

使用部位	板厚	鋼種	降伏点 $\sigma_{sy}$ (N/mm <sup>2</sup> )	引張強さ $\sigma_{su}$ (N/mm <sup>2</sup> )	伸び (%)	降伏ひずみ $\varepsilon_{sy}$ ( $\times 10^{-3}$ )
ブレース 芯材	PL-14	SN490B	353	546	28	1.72

表－３ 芯材断面積と座屈拘束材元たわみの実測値および降伏軸力

試験体名	芯材塑性化部断面積 $A$ (mm <sup>2</sup> )	座屈拘束材 元たわみの 実測値	降伏軸力 計算値 $N_y$ (kN)
No.1	2294	1/8400	810
No.2	2288	1/7800	808
No.3	2288	1/12600	808
No.4	2290	1/4500	808
No.5	2281	1/10000	805

圧ジャッキの押し方向とした。

性能把握試験における荷重履歴は、目標水平力  $P = \pm 150 \text{ kN}$ ,  $\pm 300 \text{ kN}$ ,  $\pm 450 \text{ kN}$ , 目標層間変形角  $R = \pm 1/100$  (No.3 では除く),  $\pm 1/75$ ,  $\pm 1/50$ ,  $\pm 1/37.5$ ,  $\pm 1/30$ ,  $\pm 1/25 \text{ rad}$  で各 2 サイクルずつの正負交番漸増振幅荷重とした。

疲労試験における荷重履歴は、試験体 No.4 では目標層間変形角  $R = \pm 1/50 \text{ rad}$ , 試験体 No.5 では目標層間変形角  $R = \pm 1/37.5 \text{ rad}$  の正負交番一定振幅荷重とし、荷重が最大荷重の 90% 以下に低下するまで荷重を行った。

## 4. 実験結果

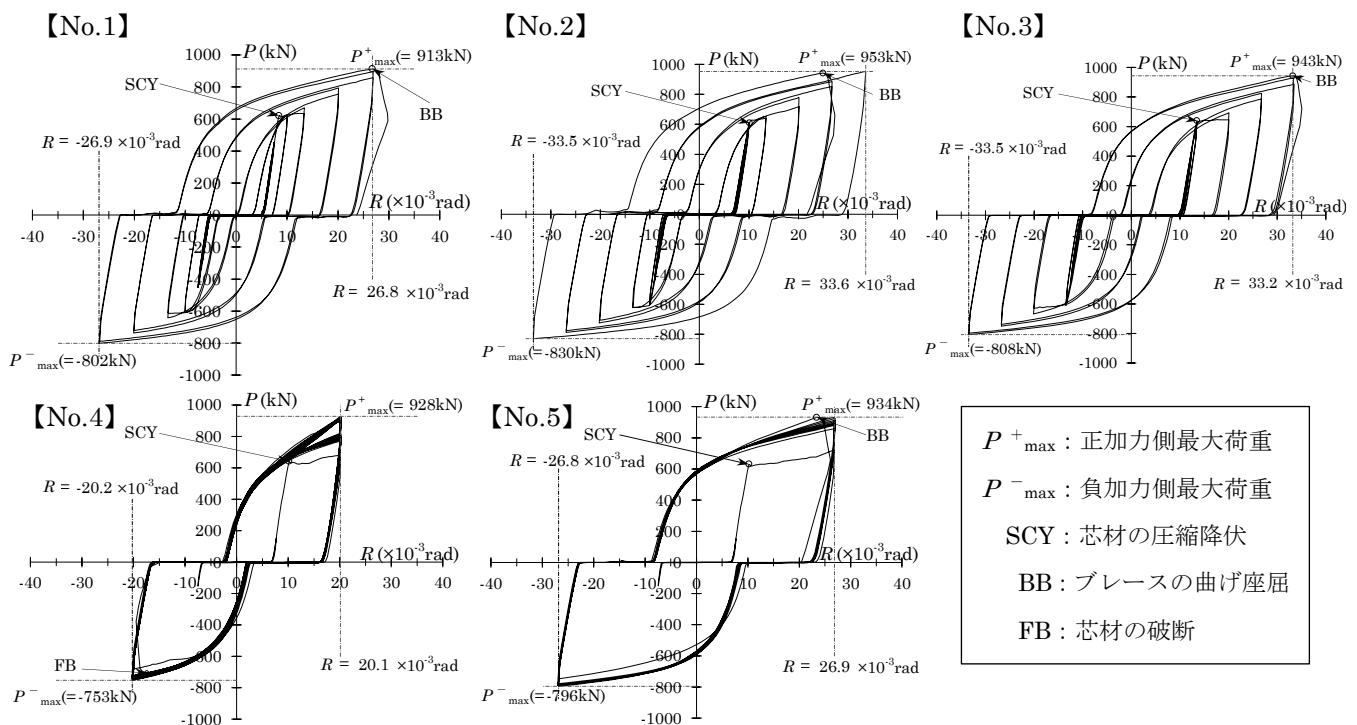
### 4. 1 荷重－変形関係および破壊状況

試験結果一覧を表－４に、水平力  $P$ －層間変形角  $R$  関係を図－６に示す。 $P$ － $R$  関係は、いずれの試験体も正加力(圧縮)側および負加力(引張)側ともに安定した紡錐形の履歴性状を示した。

破壊状況として、試験体 No.1 から No.3 では、芯材弱軸方向へのブレースの曲げ座屈(BB)が生じて、荷重が急激に低下し、試験を終了した。試験体 No.4 では、破断音の発生を伴い芯材の破断(FB)が生じるとともに、最大荷重の 90% 以下となる急激な荷重低下が生じて、試験を終了した。試験体 No.5 では、設定した目標層間変形角においてブレースに入力する軸力が過大となり、芯材弱軸方向へのブレースの曲げ座屈(BB)が生じたことで試験を終了した。

表－４ 試験結果一覧

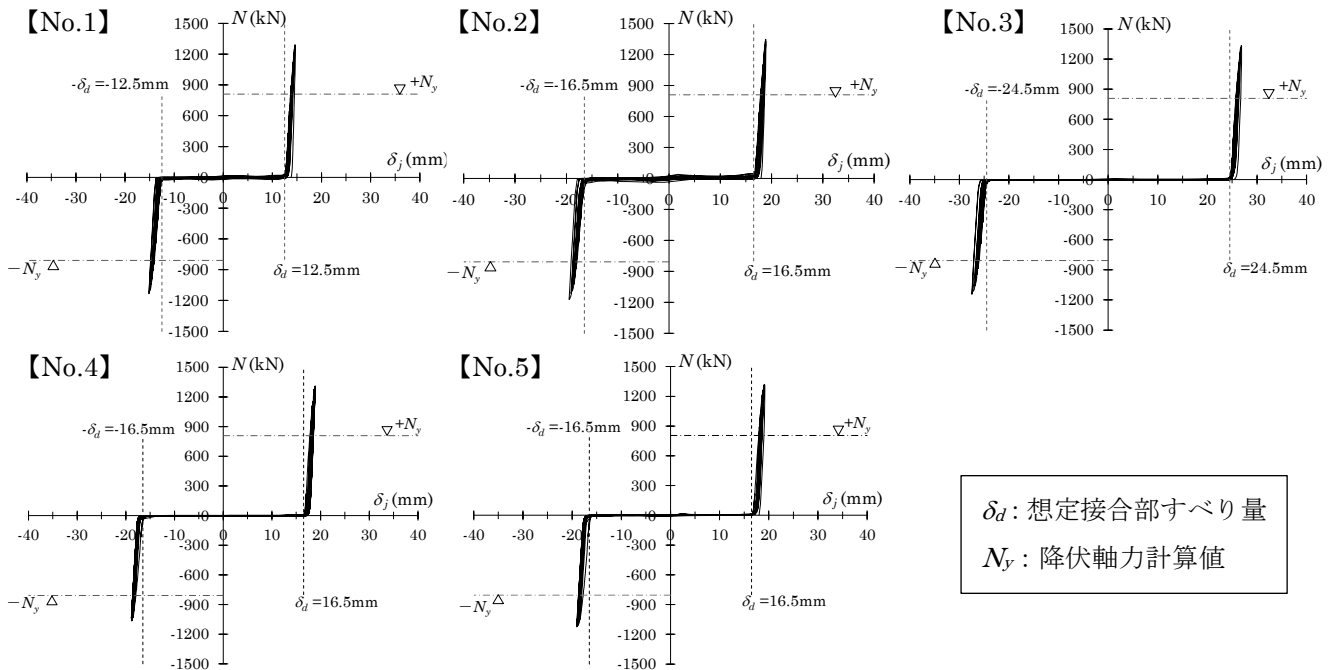
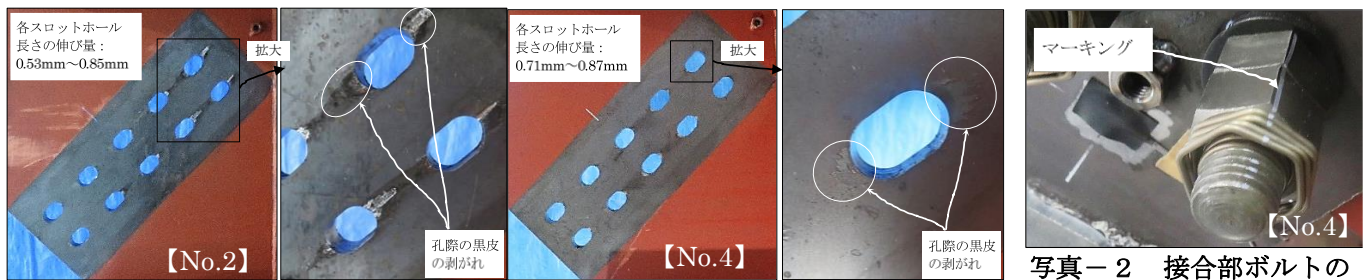
試験体			最大荷重時							最終 サイクル （目標 $R$ （rad）	破壊形式
試験 体名	接合部		一定目 標層間 変形角 $R$ rad	正（圧縮）加力側			負（引張）加力側				
	スロット ホール 寸法 mm	想定ブレース 作用開始層間 変形角 $R_d$ rad		サイクル （目標 $R$ （rad）	$P^+_{\max}$ kN	$R$ $\times 10^{-3}$ rad	サイクル （目標 $R$ （rad）	$P^-_{\max}$ kN	$R$ $\times 10^{-3}$ rad		
No.1	22×30.5	±1/200	<div></div>	15(+1/30)	913	26.8	14(−1/37.5)	802	−26.9	15(+1/30)	曲げ座屈
No.2	22×34.5	±1/150		15(+1/30)	953	33.6	15(−1/30)	830	−33.5	16(+1/30)	曲げ座屈
No.3	22×42.5	±1/100		15(+1/25)	943	33.2	14(−1/30)	808	−33.5	15(+1/25)	曲げ座屈
No.4	22×34.5	±1/150	±1/50	47	928	20.1	37	753	−20.2	58(−1/50)	芯材破断
No.5			±1/37.5	13	934	26.9	13	796	−26.8	14(+1/37.5)	曲げ座屈

図－６ 水平力  $P$ －層間変形角  $R$  関係

#### ４．２ 接合部の軸力－軸方向変位関係および損傷状況

接合部の軸力  $N$ －軸方向変位  $\delta_j$  (ガセットプレートと芯材間の軸方向変位) 関係を図－７に、試験終了後のガセットプレートスロットホールの損傷状況を写真－１に、試験終了時の接合部ボルトのナット緩み止め状況を写真－２に示す。各試験体ともに、概ね想定接合部すべり量  $\delta_d$  まですべりが生じた後に軸力が増加した。なお、軸力増加後の  $N$ － $\delta_j$  関係には、明瞭な剛性低下は見られなかった。試験終了後において、

ガセットプレートの各スロットホールには、試験開始前に局所的な黒皮の剥がれが、また、試験開始前に測定したスロットホール長さから 1mm 程度以下の伸びが確認され、支圧力を受けるスロットホール孔際に局所的に塑性化した様相が確認された。また、試験開始前にナット、ダブルナット、緩み止め金具、ボルトに設けたマーキングには、試験終了時においてもずれが生じておらず、接合部ボルトとナットには緩みが生じなかった。

図－7 接合部の軸力  $N$ －軸方向変位  $\delta_j$  関係

写真－1 試験終了後のガセットプレートの損傷状況

写真－2 接合部ボルトのナット緩み止め状況

## 5. 復元力特性のモデル化

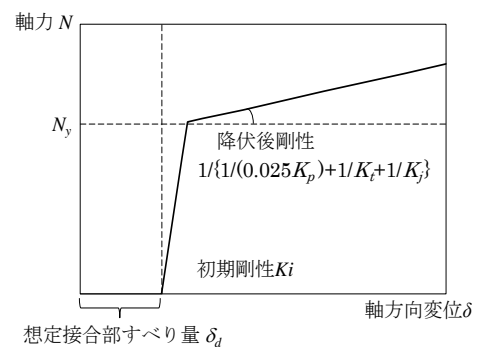
変位制御型座屈拘束ブレースの軸方向復元力特性は、図－8に示すようにスリップタイプ Bi-linear 型にモデル化した。軸方向変位が想定接合部すべり量  $\delta_d$  に達するまでは、ブレースに軸力が作用しないスリップモデルとした。初期剛性  $K_i$  は、芯材の塑性化部と非塑性化部の直列剛性として式(4)により評価した。降伏耐力は、芯材塑性化部の断面を用いて式(5)により評価した。ここで、芯材の鋼材は JIS 規格品であるため、降伏強度を 1.1 倍<sup>5)</sup>とした。

$$K_i = 1 / (1/K_p + 1/K_t + 1/K_j) \quad (4)$$

$K_p$  : 塑性化部の初期剛性

$K_t$  : テーパー部の初期剛性

$K_j$  : 非塑性化部のうちテーパー部を除いた初期剛性



図－8 変位制御型座屈拘束ブレースのモデル化

$$N_y = 2 \cdot t_s \cdot B_p \cdot 1.1 \cdot \sigma_y \quad (5)$$

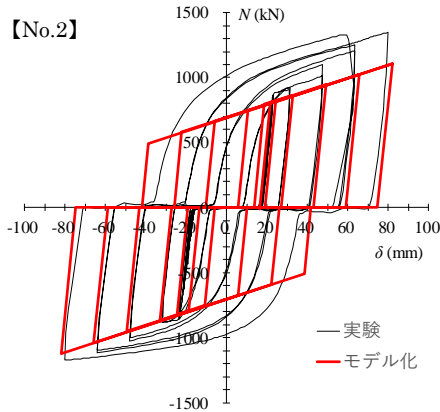
$N_y$  : 座屈拘束ブレースの降伏耐力

$t_s$  : 芯材の板厚,

$B_p$  : 芯材塑性化部の板幅

$\sigma_y$  : 芯材の降伏強度

設定した復元力特性と性能把握試験結果の比較を図－9に示す。これにより、実験結果を安全側にモデル化できることを確認した。



図－9 変位制御型座屈拘束ブレースの軸方向復元力特性

## 6. 接合部の設計式

本研究の接合部は、接合部設計用軸力に対して弾性域である必要がある。文献<sup>3)</sup>では、本研究の接合部における芯材およびガセットプレートの材質の組合せから、接合部設計用軸力 $jN_{\max}$ を $1.4N_y$ とし、接合部の降伏耐力 $jN_y$ との関係を式(6)で規定している。接合部の降伏耐力 $jN_y$ は、文献<sup>4)</sup>を参考に式(7)から式(10)のように提案した。また、文献<sup>9)</sup>に示されている支圧降伏耐力 $P_b$ の確認を式(11)で行う。

$$jN_y \geq jN_{\max} \quad (6)$$

$$jN_y = \min \{P_{y1}, P_{y2}, P_{y3}\} \quad (7)$$

$$P_{y1} = n \cdot m \cdot \sigma_{by} / \sqrt{3} \cdot A_b \quad (8)$$

$$P_{y2} = A_n \cdot \sigma_y \quad (9)$$

$$P_{y3} = (A_{nt} + 0.5 \cdot A_{ns}) \cdot \sigma_{gy} \quad (10)$$

$P_{y1}$ ：ボルトのせん断降伏耐力

$P_{y2}$ ：芯材の有効断面降伏耐力

$P_{y3}$ ：図－10 の想定する降伏モードの中の最小値

$n$ ：ボルトの本数， $m$ ：せん断面の数

$\sigma_{by}$ ：普通ボルトの降伏強度

$\sigma_y$ ：芯材の降伏強度

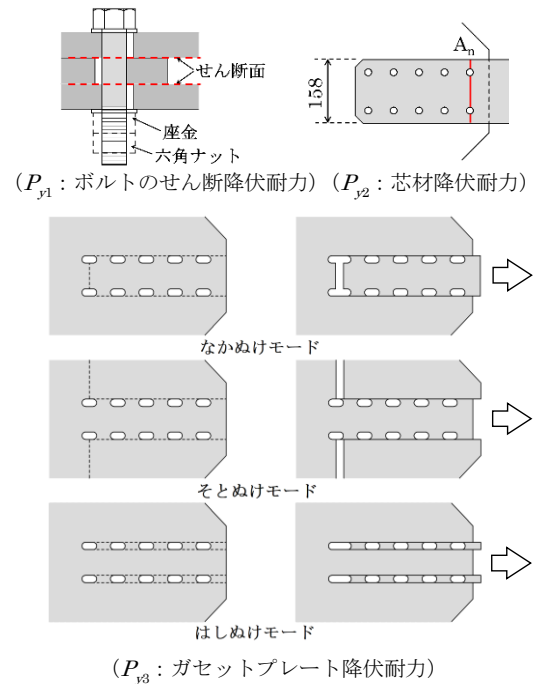
$\sigma_{gy}$ ：ガセットプレートの降伏強度

$A_b$ ：ボルトの軸断面積

$A_n$ ：芯材の有効断面積

$A_{nt}$ ：想定した降伏モードで引張応力の作用する部分の有効断面積

$A_{ns}$ ：想定した降伏モードでせん断応力の作用する部分の有効断面積



図－10 接合部の降伏耐力

表－5 接合部降伏耐力と設計用軸力の比較

設計式	対象部位	支圧降伏耐力 (kN)	降伏耐力 $N_y$ (kN)	接合部設計用軸力 $jN_{\max}$ (kN)
$P_{y1}$	ボルト(10 本分)	1,520	728	1,019
$P_{y2}$	芯材(2 枚分)	1,127		
$P_{y3}$	ガセットプレート	なかにぬけ		
		そとぬけ		
		はしぬけ		
$P_b$	スロットホール(10 個分)	1,850		

$$P_b = f_i \cdot t_g \cdot d_b \quad (11)$$

$f_i$ ：支圧降伏強度

( $= 1.5 \cdot 1.25 \cdot \sigma_{gy} = 1.875 \cdot \sigma_{gy}$ )

$\sigma_{gy}$ ：ガセットプレートの降伏強度

$t_g$ ：ガセットプレートの板厚

$d_b$ ：ボルトの軸径

本試験体における接合部降伏耐力と接合部設計用軸力の関係を表－5に示す。ここでは、芯材およびガセットプレートの降伏強度は表－2に示す引張試験結果の降伏点 $\sigma_{sy}$ とし、普通ボルトの降伏強度は $\sigma_{by} = 420 \text{ N/mm}^2$ とした。設計式と実験結果の比較を図－11に示す。実験最大荷重においては、接合部設計用軸力 $jN_{\max}$ 以上であり、ブレース芯材の接合部降伏耐力 $P_{y2}$ を上回る結果となったが、接合部は概ね弾性に留まっていることを確認できた。



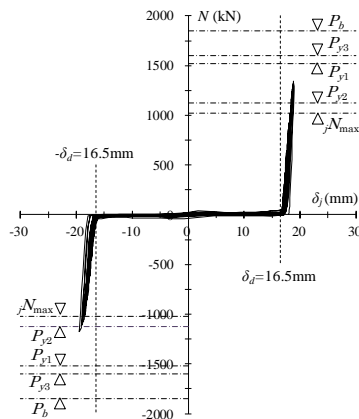


図-11 設計式と実験結果の比較

## 7. 有限要素法解析

### 7. 1 解析概要

ここでは、実験で確認できなかった接合部の応力状態や前章で提案した接合部降伏耐力式の妥当性について、有限要素法解析により検討する。まず、ボルト単体での接合部をモデル化し、接合部の挙動を詳細に確認する。次に、ボルトが多列配置で支圧接合の場合、摩擦接合と異なり各ボルトが負担するせん断力は一樣にならないと推定されるため、試験体 No.2 の接合部全体をモデル化し、各ボルトが負担するせん断力を確認する。

解析ソフトは MARC を使用し、解析モデルはソリッド要素とした。解析は幾何学的非線形および材料非線形解析とし、ガセツプレート、芯材およびボルト間で摩擦を考慮しない接触解析を行う。材料特性は  $E=2.05 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$  とし、ポアソン比  $\nu=0.3$  とした。ガセツプレートおよび芯材の降伏強度は材料試験結果より  $\sigma_y=353 \text{ N/mm}^2$  とし、普通ボルトの降伏強度は規格降伏強度  $480 \text{ N/mm}^2$  を 1.1 倍した  $528 \text{ N/mm}^2$  とした。塑性域の材料特性は、二次勾配を  $E/100$  とし、Bi-linear 型の応力-ひずみ関係とした。降伏条件は Mises の降伏条件とし、等方硬化則とした。

### 7. 2 ボルト単体モデル

ボルト単体の解析モデルを図-12 に示す。ここで、ガセツプレートのはしあきは、はしめけ降伏  $\theta$  が生じないようにボルト径の 1.9 倍以

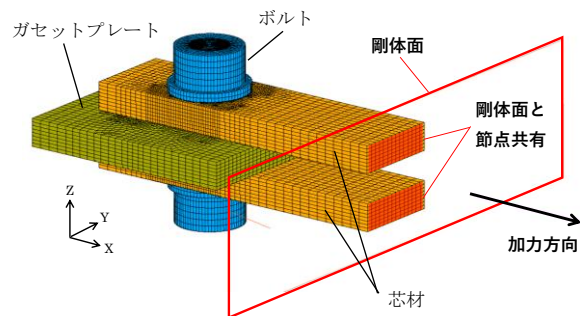
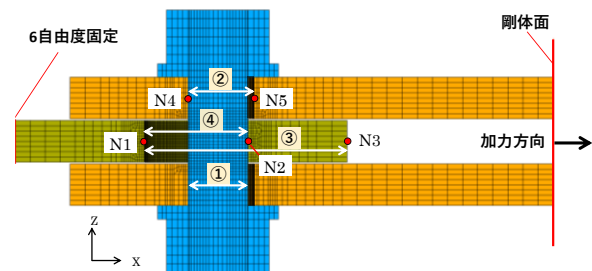


図-12 ボルト単体の解析モデル



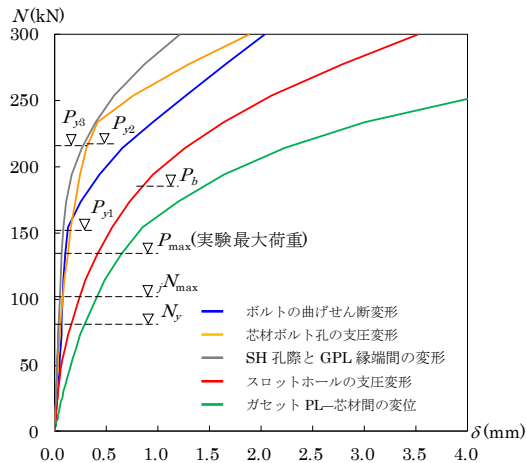
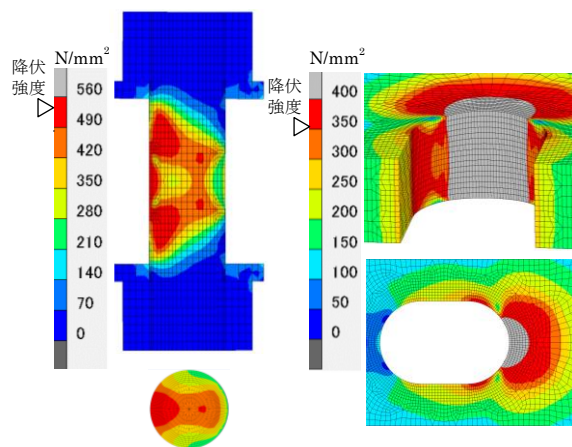
接合部降伏耐力(kN)	耐力評価方法	軸方向変位差
① $P_{y1}=152$	ボルトの曲げせん断変形	N4-N2
② $P_{y2}=217$	芯材ボルト孔の支圧変形	N5-N4
③ $P_{y3}=216$	スロットホール孔際と GPL 縁端間の変形	N3-N1
④ $P_y=185$	スロットホールの支圧変形	N2-N1
	ガセツ PL-芯材間の変位	N5-N1

図-13 解析上の耐力評価方法

上を満たす 50mm とした。また、芯材幅は解析上  $P_{y2}$  を評価するため、ボルト孔径の 2 倍 (44mm) とした。ボルトのモデル化は、ナットおよび座金を分離させず一体とした。载荷は、芯材と剛体面を節点共有させ、剛体面に引張力を単調に与えた。

図-13 に、ボルト単体モデルの接合部降伏耐力 ( $P_{y1} \sim P_{y3}$  の計算値) と解析における耐力評価方法を示す。同図の N1～N5 は節点番号であり、 $P_{y1} \sim P_{y3}$  の妥当性は、これらの節点において各ステップで軸方向 (X 方向) 変位を抽出し、軸力  $N$ -軸変位  $\delta$  関係を示すことにより検討する。 $P_{y1}$  はボルトの曲げせん断変形から、 $P_{y2}$  は芯材ボルト孔の支圧変形から、 $P_{y3}$  はスロットホール孔際とガセツプレート縁端間の変形からそれぞれ検討する。接合部の軸力  $N$ -軸変位  $\delta$  関係を図-14 に示す。ボルトの曲げせん断変形においては  $P_{y1}$  近傍で、芯材ボルト孔の軸変形においては  $P_{y2}$  をやや超えた辺りで、剛性が急激に低下している。スロットホール孔際とガセツ



図-14 接合部の軸力  $N$ -軸変位  $\delta$  関係図-15 相当応力分布(実験最大荷重時)  
(a)ボルトの縦断面およびせん断面 (b)スロットホール

トプレート縁端間の変形においては、 $P_{y3}$  に達する以前では急激な剛性低下は見受けられない。また、スロットホールの支圧変形においては、軸力が 40kN 付近から緩やかな剛性低下を示しているが、これは図-15 に示したスロットホールの実験最大荷重時における相当応力分布から、支圧による孔側面の局所的な降伏によるものと考えられる。支圧降伏耐力は、ガセットプレートの降伏強度を 1.875 倍としており、軸力が  $P_b$  に達する前に局所的な降伏現象が生じていると推定される。以上より、本開発の接合部は、支圧による局所的な降伏が生じるものの、提案した設計式で安全に評価できると考えられる。

### 7. 3 接合部全体モデル

解析モデルを図-16 に示す。境界条件は、ガセットプレートが柱梁に接する部分の節点の 6 自由度すべてを固定とした。加力は、実験の最

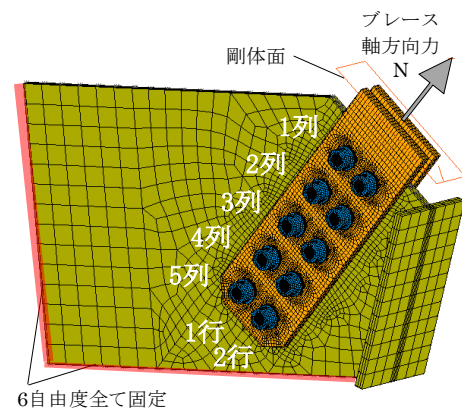
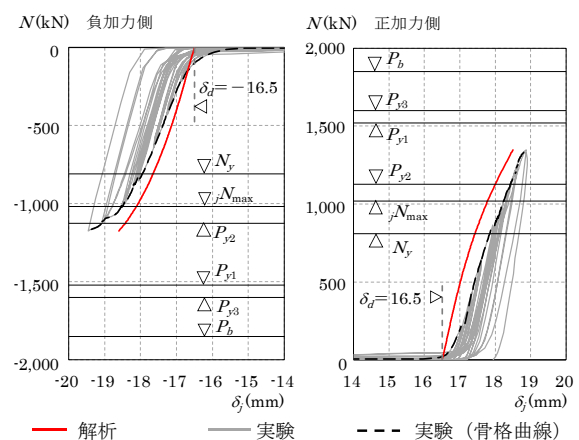


図-16 接合部全体 (No.2 試験体) の解析モデル

図-17 接合部全体の軸力  $N$ -軸変位  $\delta_j$  関係

大軸力として圧縮軸力  $1.67N_r$ 、引張軸力  $1.45N_r$  をそれぞれ剛体面に与えた。

図-17 に軸力  $N$  と軸方向変位  $\delta_j$  の関係を示す。実験結果は、想定接合部すべり量  $\delta_d = \pm 16.5\text{mm}$  付近から軸力が増加し、接線剛性は軸力の増加に伴い解析の初期剛性に近い数値になった。解析結果と実験結果の骨格曲線を比較すると、両者は概ね一致しており、解析は実験時の挙動を概ね再現できていると考えられる。また、実験と解析の両方で  $jN_{\max}$  時まで明瞭な剛性低下を示さなかった。実験最大荷重時における各ボルトに生じる負担せん断力の関係を表-6 に示す。解析結果より、外側の 1 列目および 5 列目の負担せん断力が大きくなり、中央側になるに従って負担せん断力が小さくなった。また、各ボルトの負担せん断力のばらつきは、

表-6 ボルトの負担せん断力

		5列	4列	3列	2列	1列	平均値
圧縮時	1行	135 (1.01)	128 (0.95)	127 (0.95)	134 (0.99)	145 (1.08)	135
	2行	136 (1.01)	126 (0.94)	130 (0.96)	136 (1.01)	148 (1.10)	
引張時	1行	121 (1.03)	117 (1.00)	115 (0.98)	114 (0.97)	117 (1.00)	117
	2行	121 (1.03)	119 (1.01)	115 (0.98)	117 (1.00)	118 (1.01)	

※ 単位：kN

※ ( ) 内数値はボルトの平均負担せん断力に対する比率

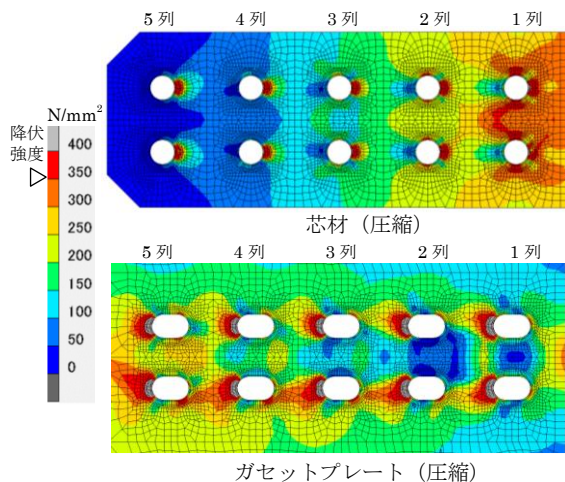


図-18 相当応力分布

軸力の増加に伴い若干小さくなる結果となった。

図-18に実験最大荷重時(圧縮)の芯材とガセットプレートの相当応力分布を示す。芯材の相当応力分布は1列目付近で最も大きくなるが、ガセットプレートでは5列目付近が最も大きくなる結果となった。外側の1列目および5列目では、両者の相対変位も大きくなることで、負担せん断力が中央側より大きくなったと考えられる。

## 8. まとめ

本研究において、変位制御型座屈拘束ブレースを用いた性能把握試験と疲労試験を行い、スロットホールを使用したブレースの履歴特性と疲労特性、繰返し応力を受けた接合部の損傷状況を確認した。また、接合部の有限要素法解析により、提案した設計式の妥当性について考察を行った。得られた結果を以下にまとめる。

- (1) 実験結果より、設定したスロットホール寸法によるすべり量まで変位制御型座屈拘束

ブレースに軸力が生じず、支圧状態後に荷重が上昇し、安定した紡錘形の履歴性状を示すことを確認した。また、試験終了後のガセットプレートの各スロットホールには、支圧力を受けるスロットホール孔際に局所的に塑性化した様相が確認されたが、概ね弾性挙動を示すことを確認した。

- (2) 変位制御型座屈拘束ブレースの軸方向復元力特性は、スリップタイプ Bi-linear 型にモデル化することにより、実験結果を安全側に評価できることを確認した。
- (3) 接合部挙動および提案した設計式の妥当性を有限要素法解析により検証した。

## 謝辞

本開発をご指導下さいました広島大学大学院先進理工系科学研究科の田川浩教授、陳星辰助教には、厚く御礼申し上げます。

## 参考文献

- 1) 市村将太, 福島東陽, 寺本隆幸: 鋼構造超高層建築物の設計用パラメータに関する研究: その1 剛性分布・固有周期・ベースシャー係数, 日本建築学会大会学術講演梗概集, C-1, pp.305-306, 1999.9
- 2) 荒木慶一, 金紋延, 西本篤史, 五十子幸樹, 上谷宏二: 長周期地震動を受ける座屈拘束ブレース付超高層鋼構造骨組における下層部変形集中現象, 日本建築学会構造系論文集, 第78巻, 第686号, pp.743-752, 2013.4
- 3) 日本建築学会: 鋼構造制振設計指針, 第1版, 2014
- 4) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 第4版, 2021
- 5) (一財) 建築行政情報センター, (一財) 日本建築防災協会: 2015年版建築物の構造関係技術基準解説書, pp.532, 2015
- 6) 日本建築学会: 軽鋼構造設計施工指針, 1985