

非対称 Z 型 NC ブレース架構の静的載荷実験

高松 隆夫*・玉井 宏章**・小松 真吾***・栗原 将平****

(平成28年11月1日受付)

Static loading tests on anti-symmetric Z-type NC braced frames

Takao TAKAMATSU, Hiroyuki TAMAI, Shingo KOMATSU and Shouhei KURIHARA

(Received Nov. 1, 2016)

Abstract

The authors reached the conclusion from shaking table tests and seismic response analyses that anti-symmetric Z-type NC braced frames show seismic response reduction performance due to accumulated elastic strain energy based upon incremental torsional deformation. Static loading tests on the NC braced frames are carried out to estimate the incremental torsional deformation behavior in detail. From experimental results, the incremental torsional deformation is clarified based upon monotonic increase of torsional moment.

Key Words: NC brace, Anti-symmetric Z-type, Static loading tests

1. はじめに

著者等は、端部に楔デバイスを設置することで圧縮力が作用しないノンコンプレッションブレース(以下、NCブレースと呼ぶ)を開発した。

図3のように、NCブレースをZ型かつ非対称に配置した非対称Z型NCブレース架構の開発・研究を行っている。本架構の特徴は次に示すとおりである。

- (1) 振動時、層間振り角が一方向に漸増する特性(以下、漸増振り変形と呼ぶ)を生じる。
- (2) 漸増振り変形の弾性ひずみエネルギー蓄積により、弾性時の絶対加速度、速度応答等を低減できる。
- (3) NCブレース弾塑性時には、Bi-linear型復元力特性を示す。

文献1)では、振動台実験並びに実大架構の数値解析を行い、本架構は上記(1)～(3)の性能を有することを明らかにしたが、漸増振り変形の詳しい機構については十分

に検討できていない。

そこで、本論では漸増振り変形状をより詳細に検討することを目的に、1層1スパン架構試験体の静的載荷実験を実施した。

2. 非対称 Z 型 NC ブレース架構の力学特性

2.1 楔デバイスの作動概念

NCブレースはその一端部に楔デバイスと呼ばれる装置を設置したブレースである。楔デバイスは、図2(a)に示すように、楔、楔受け、楔台、バネにより構成される。楔デバイスの作動概念は、図1に示すように平面架構にNCブレースをZ型に配置した、Z型NCブレース架構に水平力が作用した場合で説明できる。また、図2(b)～(d)に楔デバイスの様子を示している。まず、ブレースが圧縮される方向の水平力が作用すると、図2(b)のように楔と楔受けの間に離間が生じる圧縮力が作用しない。離間によって生じた間隙には、(c)に示すようにバネの復元力に

* 広島工業大学工学部建築工学科

** 長崎大学工学部工学科

*** 広島工業大学大学院工学系研究科知的機能科学専攻

**** 広島工業大学大学院工学系研究科建設工学専攻

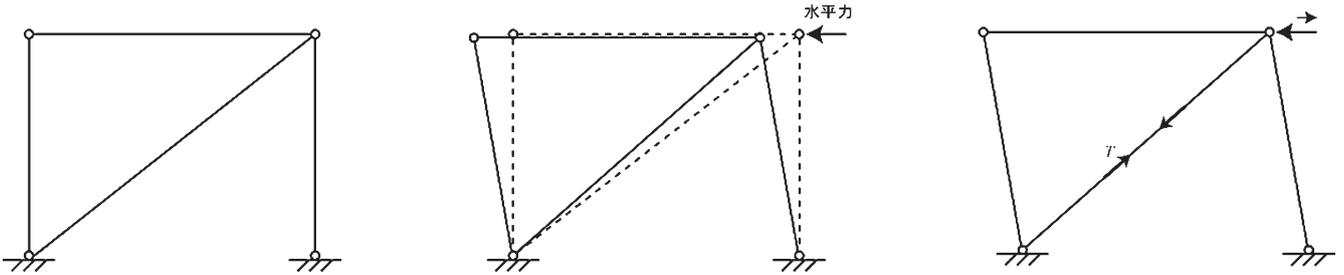


図1 Z型NCブレース架構

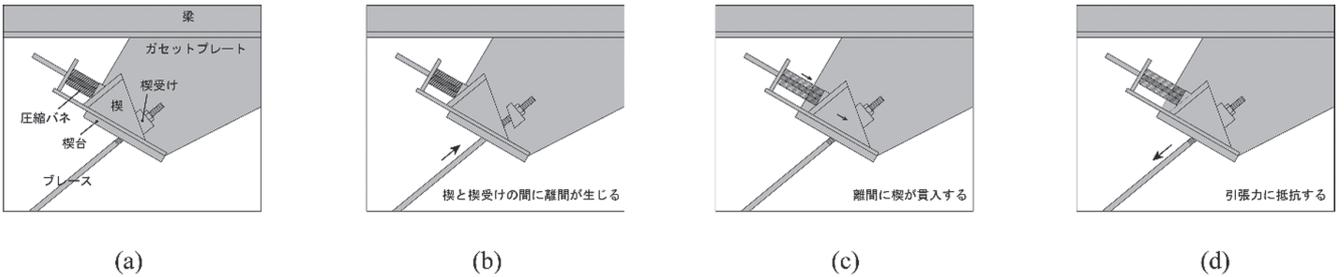


図2 楔デバイスの様子

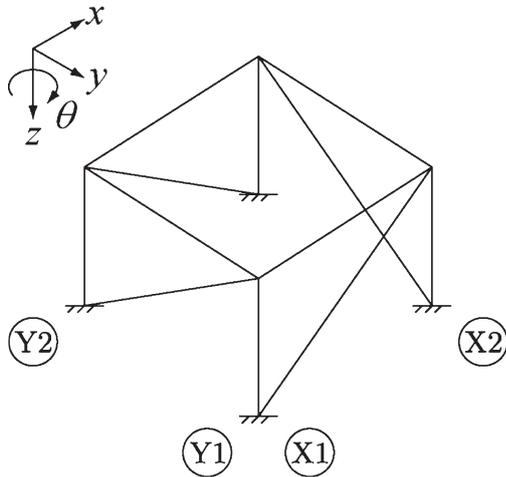


図3 非対称Z型NCブレース架構

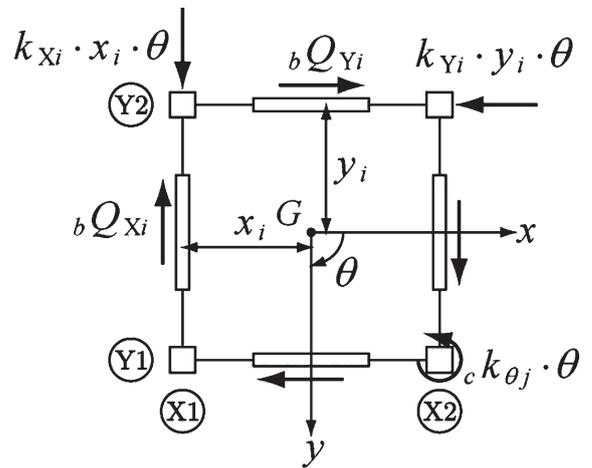


図4 z軸回りのつり合い

よって楔が貫入する。そのため、水平力の除荷を開始するとNCブレースには引張変位が生じるので、(d)に示すように直ちに抵抗を開始する。水平力が繰り返し作用することで、平面架構の変形が一方向に漸増する（一方向漸増変形）。

2.2 漸増振り変形機構

引張力のみ作用するNCブレースを図3のように配置したとき、各構面のブレース負担水平力は重心Gに同一回転方向の振りモーメントを生じさせる。この振りモーメント M_T が生じたときの振り角 θ は、図4に示すz軸回りのモーメントの静的なつりあいから、(1)式のように表せる。

$$\theta = \frac{M_T}{K_\theta} = \frac{\sum_i (bQ_{Yi} \cdot y_i + bQ_{Xi} \cdot x_i)}{\sum_i (k_{Yi} \cdot y_i^2 + k_{Xi} \cdot x_i^2) + \sum_j c k_{\theta j}} \quad (1)$$

ここに、 K_θ ：主架構の振り剛性、 bQ_{Yi}, bQ_{Xi} ：Yi, Xi構面ブレース負担水平力、 $k_{Yi}, k_{Xi}, c k_{\theta j}$ ：Yi, Xi構面骨組の剛性、柱jの振り剛性。

M_T が単調増加することが漸増振り変形の機構であり、これは図3のx方向に繰返し水平力が作用する場合で説明できる(図5)。簡単のため、ブレース系が負担する水平力のみを考えるとともに、剛性偏心は考慮しない。

まず、(a)のように水平力Pが作用すると、Y1構面ブレースのみが抵抗して M_T は $1/2P \cdot l$ となる。次に、(b)のように水平力が ΔP 除荷されると、Y1構面ブレースには除荷により、Y2構面ブレースには直ちに生じる引張抵抗により、それぞれ正方向に $1/2\Delta P$ の水平力が作用してx方向の力がつりあう。これにより、 M_T は除荷後においても変わらずに保持される。(b)における M_T は $0 \leq \Delta P \leq 2P$ 、すなわち、外力の大きさが $|P|$ 以下の領域で保持され、

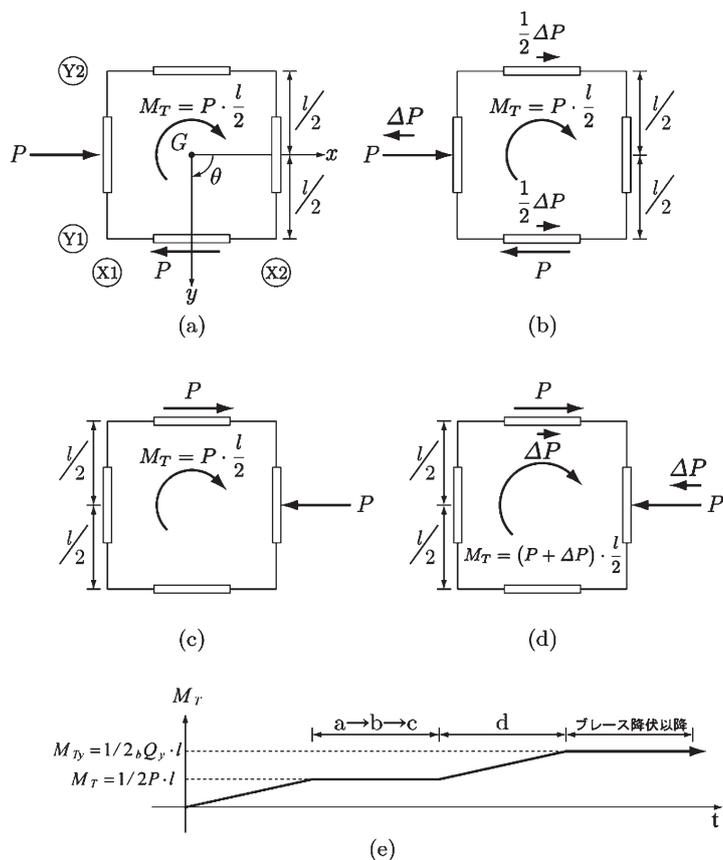


図5 M_T の単調増加

区間の下限 $\Delta P=0$ が (a) に、上限 $\Delta P=2P$ が (c) に対応する。(c) から水平力が ΔP 増加して、水平力の大きさが $|P|$ を超えることで、(d) に示すように M_T は再び上昇する。

(d) において、 $P+\Delta P$ が増加してブレース降伏水平力 bQ_y に達したとする。ブレース材料を完全弾塑性と仮定した場合、ブレースの耐力は降伏水平力 bQ_y 以上とならないので、ブレース降伏時の降伏捩りモーメント $M_{Ty}=1/2bQ_y \cdot l$ が限界であることが分かる。(e) には (a) → (b) → (c) → (d) に至るまでの M_T の時間的変化を示す。

3. 実験概要

3.1 試験体

図6に試験体を示す。試験体は1層1スパンの立体架構である。柱には \square -60×60×6 (STKR400)、梁には H-150×150×7×10 (SS400) を使い、接合部は梁通し型となっている。本架構に図3のように NC ブレースを設置できるように、ガセットプレート ($t=12, SS400$) 及びリブプレート ($t=12, SS400$) 設けている。また、ブレース抵抗時に軸心のずれによる偏心の影響を排除するため、1構面にブレースを2本配置とできるガセットプレートとなっている。

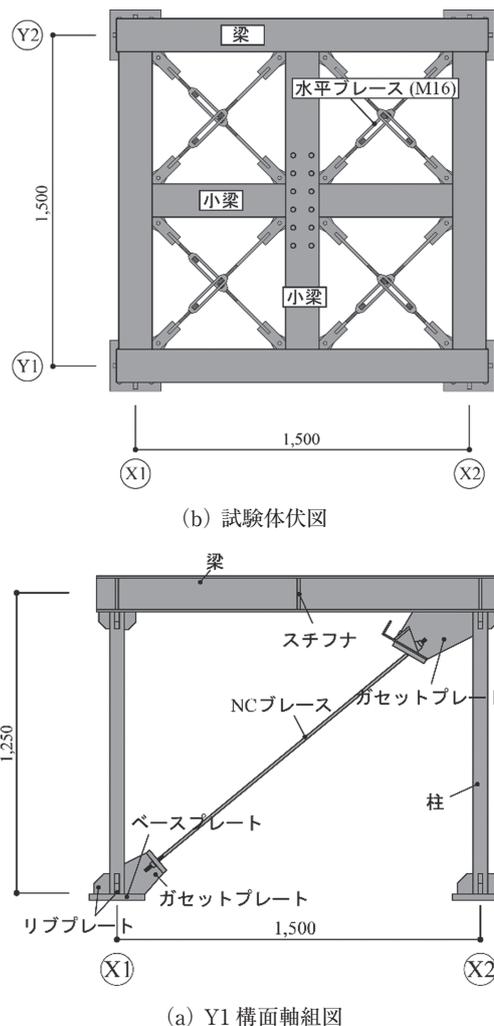


図6 試験体

試験体中心部の荷重位置にはピン設置するため、ボルト孔を設けた小梁 (H-150×150×7×10) に、更に小梁を2本直行して、溶接接合している。また、床の面内剛性を高めるため、水平ブレース (M16) を採用計8本配置している。これらのブレースに張力を導入しており、荷重時、水平力を伝達できるようにしている。

表1に構成部材の素材試験結果、表2に試験体の諸元を示す。本試験体の主架構は荷重点の剛性を高めるため、梁断面を大きめに設計したため、柱先行降伏型となっている。ただし、応力解析により求めた主架構降伏時の層間変形角は $1/85\text{rad}$ となっており、3.5節で後述の荷重プログラムにおいて主架構が塑性化することはない。

3.2 ブレースと楔デバイス

図8にブレースを示す。ブレースの材質は、みがき棒鋼の SGD-400D であるが端部を転造ねじとするために軸部を引抜架構して縮径したため、表3に示すように0.2%オフセット耐力による降伏応力度 σ_y 、引張強さ σ_u が400級鋼

表1 部材の素材試験結果

部材	サイズ	材質	E (N/mm ²)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	σ_u/σ_y (%)	δ (%)
ガセットプレート	PL-12	SS400	205000	303	441	68.6	30.9
梁フランジ	H-150×150×7×10	SS400	205000	304	440	69.2	29.4
梁ウェブ	H-150×150×7×10	SS400	205000	307	427	71.7	28.1
柱	box-60×60×6	STKR400	205000	469	535	87.7	19.1

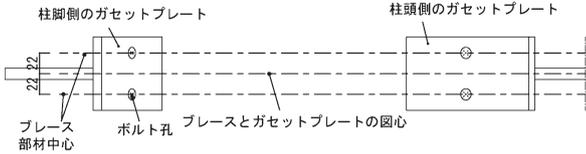


図7 ガセットプレートとプレースの図心

表2 試験体諸元

プレース	フレーム剛性	プレース剛性	剛性比	フレーム降伏時の変形	
	K_f (kN/mm)	K_b (kN/mm)	K_f/K_b (-)	δ_{fy} (mm)	δ_{fy}/h (rad)
M6	3.84	6.47	1.69	14.7	1/85
M8		11.8	3.08		

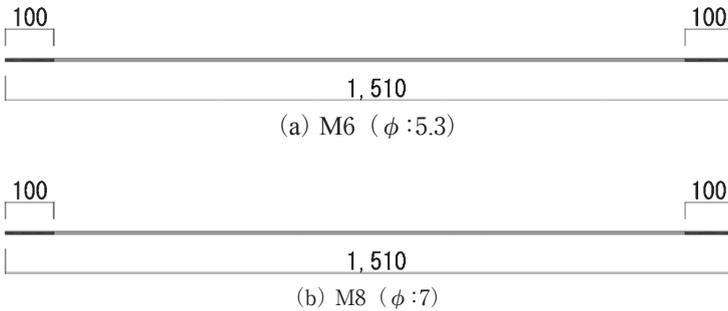


図8 プレース (単位:mm)

表3 プレースの素材試験結果

部材	材質	ヤング係数 E (N/mm ²)	降伏応力度 σ_y (N/mm ²)	引張強さ σ_u (N/mm ²)	降伏比 σ_y/σ_u (%)	破断伸び (%)
M6	SGD400	205,000	589	682	86	12
M8	SGD400	205,000	613	696	88	11

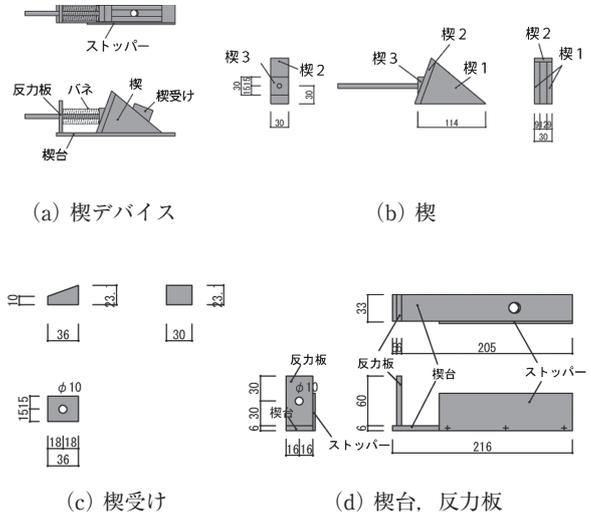


図9 楔デバイスと詳細寸法

材としてはかなり高く、また破断伸びは小さくなる。M6(軸部φ:5.3mm)、M8(軸部φ:7mm)の2種類を採用する。主架構に対するプレース系の剛性はM6:1.69倍、M8:3.08倍となっている。

図9に楔デバイスの構成及び詳細を示す。楔の限界貫入量(NCプレースが機能する限界の楔移動量)はプレースの有効長さ1410mmに対して約4.0%となっている。

3.3 計測方法

図10に試験装置、ひずみゲージの位置及び変位計設置位置を示す。ひずみゲージは、柱:2断面(1断面あたり4枚)、梁:2断面(1断面あたり4枚)、プレース:3断面(1断面あたり1枚)に貼付け、それぞれ、柱:x,y方向j柱の負担水平力 cQ_{xy} , cQ_{yj} 、プレース:プレース負担水平力 bQ を計測する。

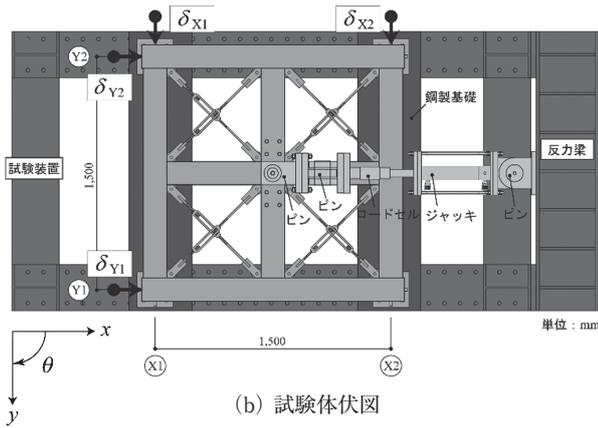
$$cQ_{xy} = \frac{tM_{sj} - bM_{sj}}{h_b}, cQ_{yj} = \frac{tM_{yj} - bM_{yj}}{h_b} \dots \dots \dots (2)$$

$$bQ = \sigma_t \cdot A_b \cdot \cos \theta_b \dots \dots \dots (3)$$

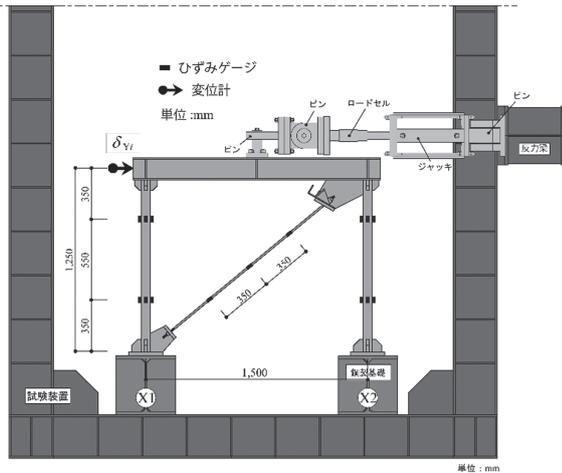
ここに、 tM_{xy} , tM_{yj} :x,y方向j柱の柱頭側曲げモーメント、 bM_{xy} , bM_{yj} :x,y方向j柱の柱脚側曲げモーメント、 h_b :柱のひずみゲージ間隔、 σ_t :プレースの応力度、 A_b :プレース断面積、 θ_b :プレース取り付け角である。

変位計は、各構面の梁図心に設置し、 $YiXi$ 構面変位 δ_{Yi} , δ_{Xi} を計測する。荷重Pは油圧ジャッキの先端に取り付けたロードセルにより計測する。

その他の実験値の計算方法をまとめる。層間変形 δ_x , x,y方向の変位計より求めた振り角 θ_y , θ_x , 平均振り角 θ , 層せん断力 Q_x , $K_\theta \cdot \theta$:主架構の抵抗モーメントは以下のよう算出する。



(b) 試験体伏図



(a) Y1 構面軸組み図

図 10 実験装置，計測計画

$$\delta_x = \frac{\delta_{Y1} + \delta_{Y2}}{2} \quad \dots \dots \dots (4)$$

$$\theta_y = \frac{\delta_{Y2} - \delta_{Y1}}{l}, \theta_x = \frac{\delta_{X1} - \delta_{X2}}{l} \quad \dots \dots \dots (5)$$

$$\theta = \frac{\theta_x + \theta_y}{2} \quad \dots \dots \dots (6)$$

$$Q_x = \sum b Q_{Yi} + \sum c Q_{Xj} \quad \dots \dots \dots (7)$$

$$K_\theta \cdot \theta = (\sum c Q_{Xj} + \sum c Q_{Yj}) \cdot l / 2 + \sum c k_{\theta j} \cdot \theta \quad \dots \dots \dots (8)$$

ここに、 Q_{Yi}, Q_{Xj} : Yi, Xi 構面フレーム (柱 2 本分) の負担水平力である。

3.4 実験変数

表 4 に実験変数を示す。実験変数は、ブレース径 2 種類とブレースの初期張力の有無であり、ブレースの初期張力は、Yi 構面ブレースにのみブレース降伏時水平力の 50% ($0.5 \cdot b Q_y$) を導入する。

3.5 載荷方法

載荷は、油圧ジャッキよりピンを介して行う。本架構に

表 4 実験変数

case	ブレースサイズ	初期張力 (kN)
M6 Type	M6	0
M6-T Type		10.7
M8 Type	M8	0
M8-T Type		18.9

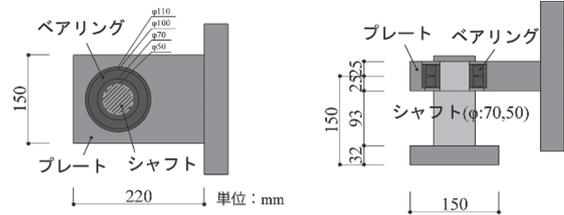


図 11 試験体中央ピン

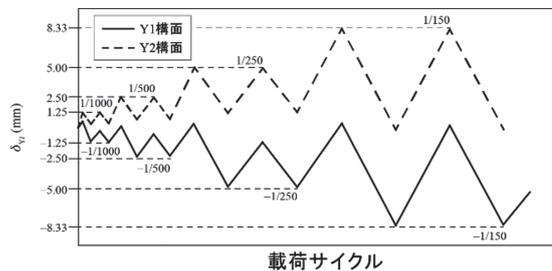


図 12 載荷プログラム

生じる振り変形を拘束しないように、3 種類のピンを組み合わせた。それぞれ、反力梁に設置したピン：鉛直軸回りの回転を拘束しない、ロードセル端部に設置したピン：y 軸回りの回転を拘束しない、試験体中央に設置したピン：鉛直軸回り及び y 軸回りの回転を拘束しないように設置している。試験体中央部のピンの詳細を図 11 に示す。このピンは、内部にシャフト、外部にベアリングをはめ込めるプレートにより構成されている。ベアリングには、自動調心ころ軸受を採用し、軸受の円滑な回転を妨げないようにになっている。

載荷方法は、図 3 における x 方向の正負交番漸増繰り返し載荷を行う。制御方法は、変位制御とし、外周構面の最大層間変形角が $\pm 1/1000, \pm 1/500, \pm 1/250, \pm 1/150 \text{rad}$ となるように載荷する (図 12)。各層間変形角のサイクルは 2 回繰り返す。なお、M6 Type は $\pm 1/250 \text{rad}$ に続き $\pm 1/125 \text{rad}$ の載荷を行う計画としたが、ブレースがネジ部で早期に破断したため、他 3 試験体は上記のように $\pm 1/125 \text{rad}$ を $\pm 1/125 \text{rad}$ に代えて行っている。

4. 実験結果

4.1 漸増振り変形

図 13 に M8 Type の θ_y, θ_x を、図 14 に M8-T Type の θ_y, θ_x を、横軸を載荷サイクルとして、示す。また、それぞれ、ブレースがネジ部で破断した時点まで表示している。

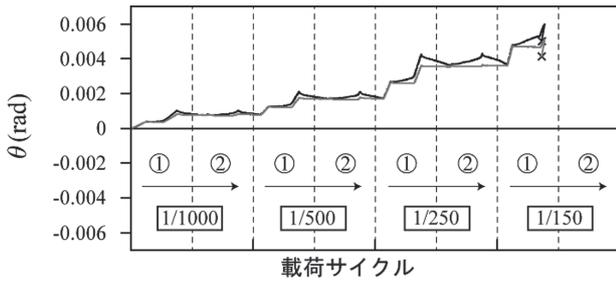


図13 M8 Type の θ_y, θ_x

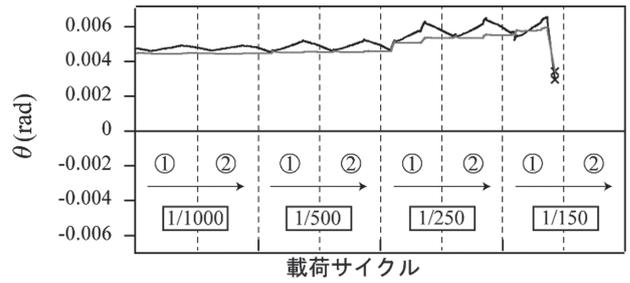


図14 M8 Type の θ_y, θ_x

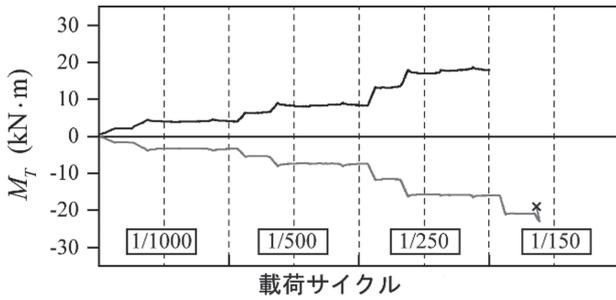


図15 M8 Type の M_T

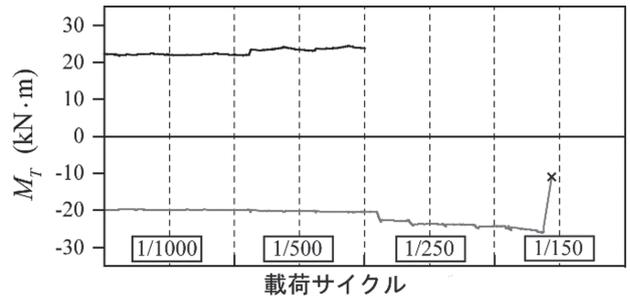


図16 M8 Type の M_T

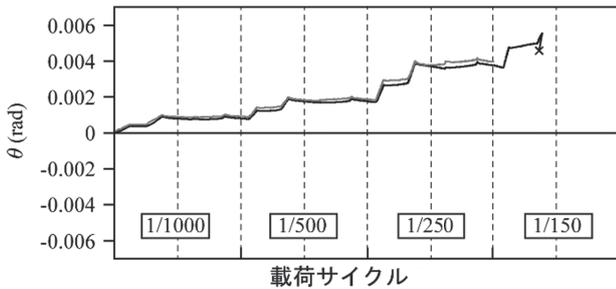


図18 M8 Type の θ

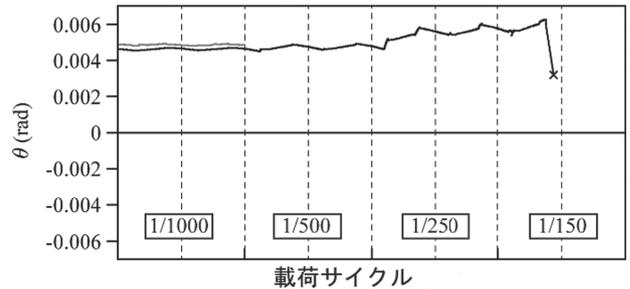
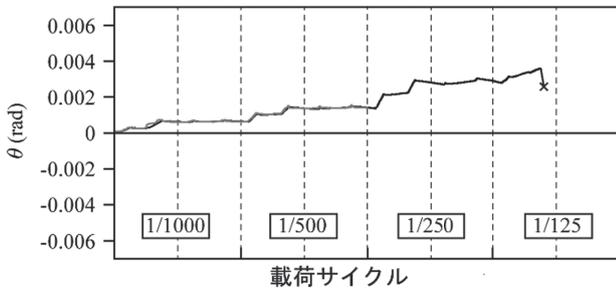


図19 M8 Type の θ



(a) M6 Type

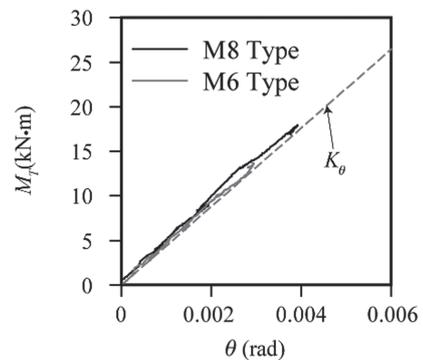
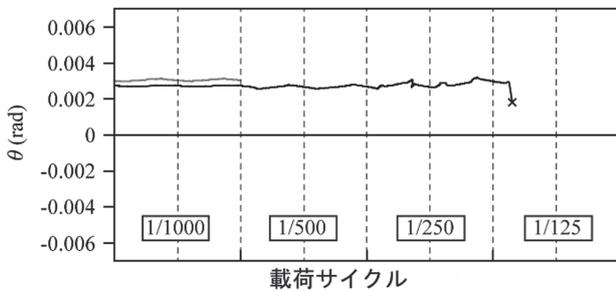


図17 $M_T-\theta$



(b) M6-Type

図20 M6, M6-T Type の θ

θ_y, θ_x は両者ともに、概ね対応しており、荷重中は床が剛体的に回転していることが確かめられる。M8 Type の $\theta_y,$

θ_x はある制御値で見ると1サイクル目で漸増振り変形し、2サイクル目は変わっていない。対して、M8-T Type はほとんど変化していない。

図15にM8 Type の $M_T, K_\theta \cdot \theta$ を、図16にM8-T Type の $M_T, K_\theta \cdot \theta$ を示している。また、 M_T はプレースの弾性範囲まで示している。 $K_\theta \cdot \theta$ は主架構の抵抗モーメントであり、 M_T とつりあうため、両者は逆対称となることが確認できる。M8 Type の M_T は θ_y, θ_x と同じように、1サイクル目に単調増加し、2サイクル目は変化していない。対して、M8-T Type は終始、変化していない。

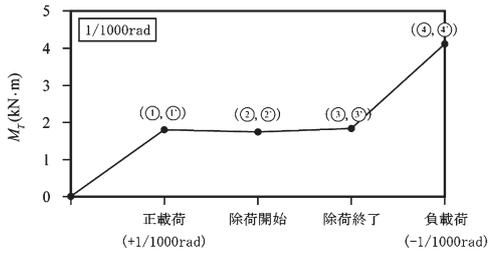
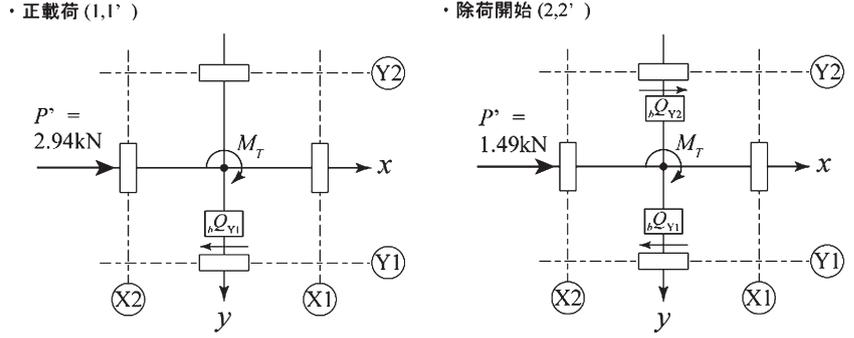


図 21 M_T (1/1000rad)



(a) 正載荷時

(b) 除荷開始時

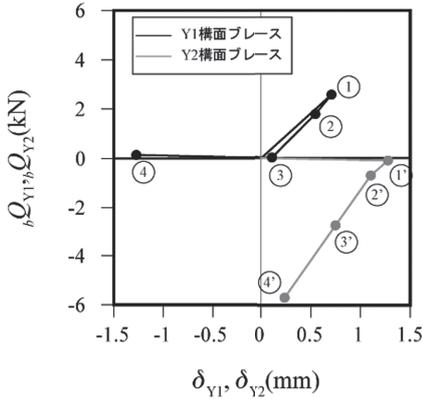
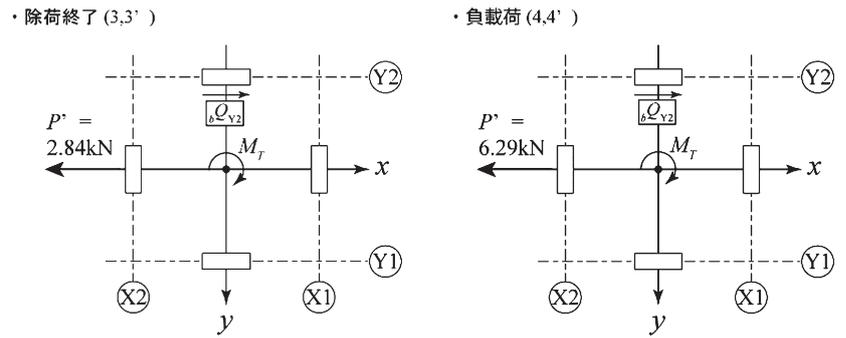


図 22 ${}_b Q_{Yi} - \delta_{Yi}$ (1/1000rad)



(c) 除荷終了時

(d) 負載荷時

図 23 プレースの抵抗状態

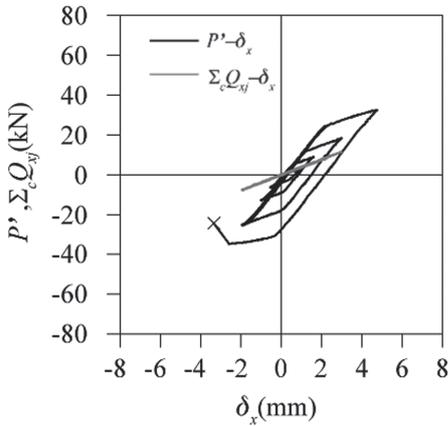


図 24 M8 Type の $\sum {}_b Q_{Yj}$, $\sum {}_c Q_{Yj} - \delta_x$

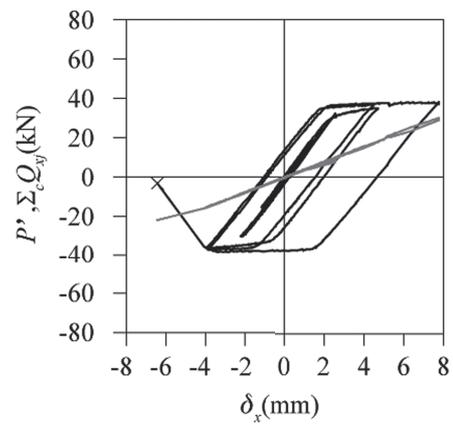


図 25 M8-T Type の $\sum {}_b Q_{Yj}$, $\sum {}_c Q_{Yj}$

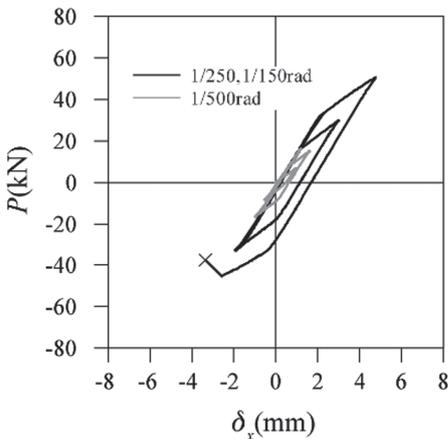


図 26 M8-T Type の $P - \delta_x$

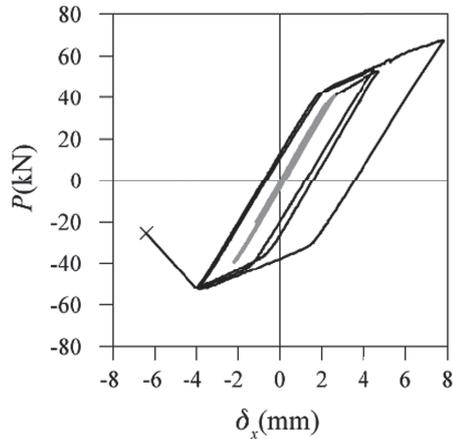


図 27 M8 Type の $P - \delta_x$

ここで、 M_T と θ_y, θ_x の平均値 θ の関係を図17に示す。 M_T と θ は比例関係であることが確認できるため、 M_T と θ は同じ性状を示した理由がわかる。図18, 19には θ の実験値と計算値を示しており、これら是对応していることから、 M_T を振り剛性 K_θ で除すことで θ を追跡できることがわかる。また、 $0.5 \cdot {}_bQ_y$ の初期張力を導入したM8-T Typeは初期状態においてM8 Typeのブレース降伏後と同じ θ を生じており、また、 θ は変化していない。

図20に、M6, M6-T Typeの θ 及び θ の理論値を示す。 θ は、M8 Typeと比較して小さくなっているが、これはブレース径を小さくしたことにより、限界の M_T も小さくなったためである。また、図17の θ は M_T に比例するとともに、 θ の理論値と対応していることがわかる。

4.2 M_T の単調増加

図21, 図22に1/1000radの1サイクルまでの $M_T, {}_bQ_{Yi}, \delta_{Yi}$ を、その時のブレースの抵抗状態を図23に示す。図23中の P' は、 P に $\Sigma_j Q_{Yi}$ を減じた値で、重心に作用する P の内、ブレース系が負担する成分である。

まず、初めの正載荷時、 P' に対して、Y1構面ブレースが抵抗している(①)。Y2構面では、ブレース端部の楔受けが離間し、圧縮力が作用しないため、 δ_{Y2} のみが進行している(①')。また、 M_T は増加している。次に除荷開始時は、 P' が減少しているのに対して、Y1構面ブレースは水平力が減少するが(②)、Y2構面ブレースが抵抗していることがわかる(②')。これは、Y2構面の楔が離間した際に直ぐに楔が貫入することで、除荷開始時から即座にブレースが抵抗できるためである。ここでは、 M_T は変化していない。除荷終了時から負載荷時には、ブレースの抵抗状態が両側構面の抵抗からY2構面に移行し、Y1構面の楔が離間することで、Y1構面ブレースは圧縮力に抵抗していないことがわかる。また、 M_T は増加した。

ここで、 P' と M_T に着目すると、正載荷時、 P' は増加し M_T が増加する。除荷開始・終了時、 P' は除荷で減少し、終了時に方向が変わり正載荷時と同じとなり、 M_T は変化していない。 M_T が再び増加するのは負載荷時に P' の絶対値 $|P'|$ が増加した時である。このように、 $|P'|$ が増加すれば M_T は増加し、これまでに経験した $|P'|$ の範囲では M_T は一定であることがわかる。

4.3 復元力特性

図24, 図25にM8 Type, M8-T Typeのブレース破断までの、 $\Sigma_b Q_{Yi}, \delta_{Yi}, \Sigma_c Q_{Xi}, \delta_{Xi}$ の関係を示す。M8 Typeは初期から $\Sigma_b Q_{Yi}, \delta_{Yi}$ に履歴が生じるのに対して、M8-T Typeは初期張力を導入したため弾性時には履歴が生じず、ブレース降伏後は紡錘型の復元力特性を示している。また、ブレース

の破断まで $\Sigma_c Q_{Xi}, \delta_{Xi}$ の関係は両者ともに線形関係であり、主架構は弾性範囲であることがわかる。

図26, 図27にM8 Type, M8-T Typeのブレース破断までの P, δ_x の関係を示す。ここでもM8 Typeは弾性時に履歴が生じており、両者ともブレース降伏後は、bi-linear型の復元力特性を示している。

5. まとめ

本研究では、非対称Z型NCブレース架構の漸増振り変形により詳細な検討を目的として、静的載荷実験を行った。以下に得られた知見を記す。

1. θ は実験値と理論値が対応するとともに、 M_T が単調増加することで漸増振り変形する。
2. ブレースに $0.5 {}_bQ_y$ の初期張力を導入することで、 θ は変化しない。
3. $|P'|$ の範囲では M_T は保持され、以前経験していた $|P'|$ より大きくなることで増加する。
4. 本架構は、弾性で履歴を生じ、弾塑性ではbi-linear型の復元力特性を示す。

今後の課題

既往の数値解析により、質量偏心させた非対称Z型NCブレース架構は偏心の影響を受けないことを知見として得た²⁾。今後は、試験体に偏心荷重を作用させた実験を行い、偏心が無い場合と比較して、偏心を有する非対称Z型NCブレース架構の妥当性を検討する。

謝 辞

本研究を進めるにあたり、広島工業大学教授 高松隆夫先生には、丁寧かつ熱心なご指導を賜りました。また、大学院生の方々には、細かな点まで適切に、且つ親切に対応して頂いたことにつきまして、ここに感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 小松真吾, 高松隆夫, 玉井宏章, 山西央朗: 1層非対称Z型NCブレース架構の地震応答低減に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第79巻, 第705号, pp.1677-1685, 2014.11
- 2) 高松隆夫, 玉井宏章, 山西央朗, 小松真吾, 栗原将平: 偏心を有する非対称Z型NCブレース架構の地震応答性状, 広島工業大学紀要, 研究編, 第50巻, pp.27-32, 2016.2