

漸増振り変形成状に着目した 1層非対称Z型NCブレース架構の振動台実験

高松 隆夫*・玉井 宏章**・山西 央朗***・小松 真吾****

(平成26年10月30日受付)

Shaking table tests on single-story anti-symmetric Z-type NC braced frame focusing on one-directional incremental torsional deformation behavior

Takao TAKAMATSU, Hiroyuki TAMAI, Teruaki YAMANISHI and Shingo KOMATSU

(Received Oct. 30, 2014)

Abstract

An anti-symmetric Z-type NC braced frame is proposed by the authors. This structural system has an advantage that elastic strain energy absorption capability due to one directional incremental distortional deformation in a small earthquake decreases seismic response of the structure without any damage. In this paper, one-story and one-span model specimen is employed and shaking table test and numerical analysis are carried out to examine fully the incremental distortional deformation behavior. Elastic-plastic restoring force characteristics of the braced structures and experimental results are discussed in comparison with the analytical results.

Key Words: Torsional deformation, Braced frame, Shaking table test, Numerical analysis

1. はじめに

著者等は、既往の文献において、非対称Z型NC(ノンコンプレッション)ブレース架構を提案している¹⁾²⁾³⁾。本構造システムは、架構の一方向漸増振り変形を利用した弾性ひずみエネルギー吸収性能により、ブレース降伏までの地震応答を無損傷のままに低減できるという利点を有している。地震後には、架構に残留振り変形が生じるが、これは地震動によってNCブレースに導入された張力を解放することで低減でき、地震後再利用性に優れている。これらの性能により、従来の鋼材の塑性変形に依存した地震応答低減システムと比較して、発生頻度の高い中小地震における地震応答低減に、特に威力を発揮する。

鋼構造建築物の地震応答低減に関する既往の研究としては、以下が挙げられる。笠井ら⁴⁾⁵⁾は、鋼材ダンパーか粘性減衰を併せ持つダンパーの制振効果を性能曲線として表現し、制振構造物の簡易設計手法を提案している。緑川ら⁶⁾は、構造物のロッキング挙動を許容して、ベースプレート浮き上がり降伏によるエネルギー消費で地震応答低減を図る構造システムを、また、聲高⁷⁾は、スラブと梁の間に設置した粘弾性体のエネルギー消費により地震応答低減を図る構造システムを、それぞれ提案している。このように、応答低減の手法は、ダンパーの履歴特性かエネルギー消費要素の配置を工夫することで多様化しているが、弾性ひずみエネルギー吸収により地震応答を低減する研究は、本研究を除いて行われていない。

* 広島工業大学工学部建築工学科

** 長崎大学

*** 広島大学大学院

**** 広島工業大学大学院工学系研究科知的機能科学専攻

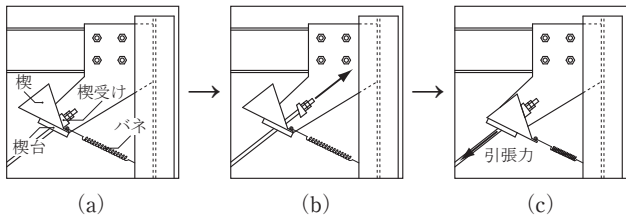


図1 楔デバイスの構成と機構

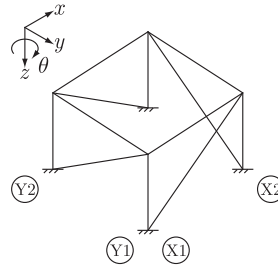


図2 非対称Z型モデル

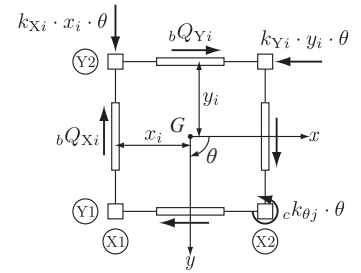


図3 z軸回りのつりあい

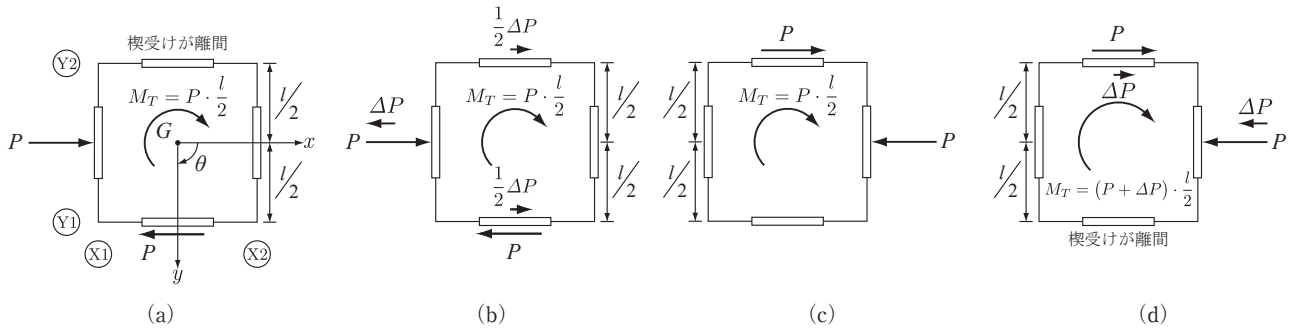


図4 M_T の単調増加機構

現在までに、非対称Z型NCブレース架構が漸増振り変形を生じることが1層振動台実験により、漸増振り変形の弾性ひずみエネルギー吸収が地震応答を低減しうることが実大1層構造物の数値解析により明らかにされている。しかしながら、漸増振り変形状については、実験的に詳細な検討がされていない。そこで、本論では漸増振り変形状をより詳細に検討するために、ブレース断面およびブレース初期張力を変数とした1層振動台実験を行う。併せて、ブレース降伏以降の地震応答低減に関わるブレース系の弾塑性復元力特性、数値解析による実験の再現性についても検討を行う。

2. 非対称Z型NCブレース架構の力学的特性

2.1 NCブレースの概要

NCブレース⁸⁾⁹⁾¹⁰⁾は、図1(a)に示す楔デバイスを一端部に有している。地震時に材端の楔受けが移動して生じた間隙(図1(b))は、楔がバネの復元力で移動して直ちに埋められる(図1(c))。この機構により、NCブレースは以下の性能を発揮する。(1) NCブレースには圧縮力が作用せず、引張力のみを負担する。(2) 軸力0からの引張変形に対して直ぐに抵抗できる。(3) スリップ現象を生じない。

2.2 漸増振り変形機構

図2に示す1層1スパン非対称Z型NCブレース架構モデルに生じる漸増振り変形について考える。いま、構面

骨組の番号を i 、柱の番号を j とし、ブレースの材料には完全弾塑性体モデルを仮定する。まず、図3に示す重心 G 点の z 軸回りモーメントのつりあいから、振り角 θ はブレース負担水平力の振りモーメント M_T を主架構の振り剛性 K_θ で除した、次の(1)式となる。

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

ここに、 bQ_{Yi} 、 bQ_{Xi} : Yi 、 Xi 構面ブレースの負担水平力、 k_{Yi} 、 k_{Xi} 、 $c k_{\theta j}$: Yi 、 Xi 構面骨組の剛性、柱 j の振り剛性である。

地震時に架構が漸増振り変形を生じるためには、 M_T が単調増加する必要がある。続いて、この単調増加機構について、図4を用いて段階的に述べる。図4は、図2の x 方向に外力が作用する場合であり、簡単のため、外力は全てブレースが負担するとし、剛性偏心は考慮していない。

はじめに、外力 P が(a)のように作用すると、2.1節(1)の性能により、 $Y1$ 構面ブレースのみが抵抗して M_T を生じる。このとき、 θ を生じて Xi 構面骨組も変形するが、ブレース圧縮方向であるため、 Xi 構面ブレースは抵抗しない。次に、(a)から外力が ΔP 除荷された(b)を考える。外力の除荷により、 $Y1$ 構面ブレースの負担力は減少する一方、 $Y2$ 構面ブレースは2.1節(2)の性能により抵抗するため、各々右向きに $1/2\Delta P$ の力を生じる。 $1/2\Delta P$ が両構面に作用することで M_T の値は変化することなく保持されたままとなる。 M_T が保持されるのは $0 \leq \Delta P \leq 2P$ の領

域であり、区間の下限 $\Delta P=0$ が (a) に、上限 $\Delta P=2P$ が (c) にそれぞれ対応している。 ΔP がこの領域外となることで、すなわち、外力の絶対値が P を超えることで (d) に示すように M_T は再び増加する。

(d) において、 ΔP が増加を続けてブレースが降伏水平力 bQ_y に到達したとする。ブレース材料を完全弾塑性体モデルとした場合には、ブレース降伏により M_T が頭打ちとなる。以降、この限界の振りモーメントを降伏振りモーメント $M_{Ty}=1/2bQ_y \cdot l$ と定義する。

2.3 弾塑性復元力特性

図 2 のモデルにおける弾塑性時の bQ_{Y1} 、 bQ_{Y2} と x 方向重心変位 δ_x の関係を、図 5 に模式的に示す。2.1 節で述べた NC プレースの (1)~(3) の性能により、各ブレースの引張領域の履歴形状は図示のようになる。そのため、 bQ_{Y1} と bQ_{Y2} を合計すれば、その復元力特性は完全弾塑性型となる。

この完全弾塑性型復元力特性モデルの降伏耐力はブレース

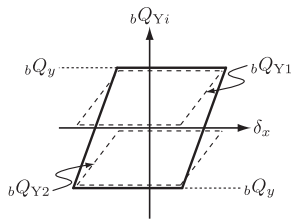


図 5 弾塑性復元力特性

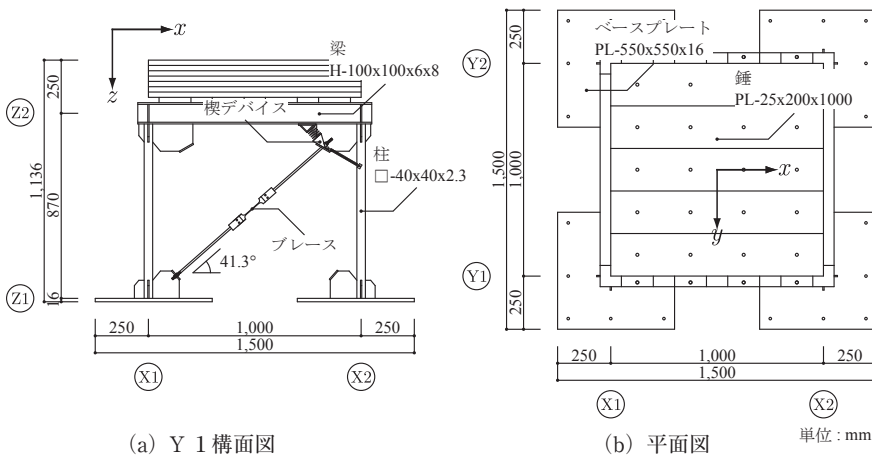


図 6 試験体

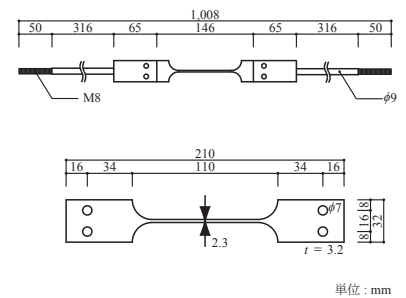


図 7 ブレースと Fuse

表 1 試験体の素材特性

部材	鋼種	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	YR	e (%)
梁フランジ	SS400	327	436	0.75	40
梁ウェブ	SS400	331	443	0.75	34
柱	STKR400	378	454	0.83	19
ガセットプレート	SS400	297	409	0.72	39
Fuse	SS400	417	495	0.84	-

σ_y : 降伏応力度, σ_u : 引張強さ, YR: 降伏比, e : 破断伸び

表 2 試験体の性能

試験体	ブレース 初期張力	K (kN/mm)	T (s)	f (Hz)	h
Frame	-	1.78	0.191	5.24	0.019
S-1-type	0%	9.63	0.090	11.1	0.022
ST-1-type	50%				
S-2-type	0%	10.8	0.087	11.5	0.029
S-3-type	0%	11.6	0.087	11.5	0.031

K : 層剛性, T : 固有周期, f : 固有振動数, h : 減衰定数

ス 1 本の降伏水平力 bQ_y として、初期剛性 bK_h は両ブレースの初期剛性の和として、それぞれ (2), (3) 式で算定することができる。

$$bQ_y = bA \cdot \sigma_y \cdot \cos \theta \quad (2)$$

$$bK_h = n \cdot b k \cdot \cos^2 \theta \quad (3)$$

ここに、 bA : ブレース断面積, σ_y : ブレース降伏応力度, θ : ブレース設置角度, n : ブレース本数, $b k$: ブレース軸剛性である。

3. 振動台実験と数値解析の概要

3.1 試験体

試験体を図 6 に、試験体の素材特性を表 1 にそれぞれ示す。試験体の主架構は、梁 H-100x100x6x8(SS400) と柱 \square -40x40x2.3(STKR400) を隅肉溶接接合して製作した 1 層 1 スパン立体架構である。試験体上部に錘を積載することで、第 1 層の質量 m は 1,600kg となっている。NC ブレースは、ブレース軸の構面外方向への偏心を無視できるように、各構面骨組の軸芯から 2 本対称に Z 型設置する。ブレース軸部中央には、図 7 に示す耐力・剛性調節用の Fuse を 1~3 枚装着可能となっている。

試験体の性能を表 2 に示す。試験体は、ブレース 1 本当たり装着する Fuse 枚数、ならびにブレース降伏軸力 50% の初期張力の導入を変数として設定した。S-1-type, ST-1-type, S-2-type, S-3-type の 4 体で、いずれも非対称

Z型NCブレース架構である。試験体の固有振動数 f 、減衰定数 h を調べるため、加振により張力が0とならない程度にブレースのナットを締め付け、ホワイトノイズ入力を計3回行った。バンド幅0.4HzのParzen Window¹¹⁾により平滑化した各々のフーリエ振幅スペクトル比の平均から、共振峰の振動数を f とし、 h をハーフパワー法により算定した。また、各々の試験体の層剛性 K は、ホワイトノイズ入力における荷重変形関係から求めた。

3.2 加振計画

本実験では、図8に示すような振動数3Hzの正弦波を入力する。各加振の目標は、初期張力を導入しない場合を基準として、それぞれ以下のように設定した。加振I：目標応答をブレース弾性限の50%とする入力、加振II：目標応答をブレース弾性限の100%とする入力、加振III：Fuseを十分塑性変形させることを目的に、Fuseの目標累積塑性伸びを破断の90%とした入力である。

S-1-typeおよびST-1-typeには加振IからIIIまでを、S-2-typeおよびS-3-typeには加振Iのみを実施する。各加振の最大加速度は、Fuse 1枚の場合で加振I：100gal、加振II：200gal、加振III：450gal、Fuse 2, 3枚の場合はそれぞれ200, 300galである。

3.3 計測計画

実験の計測計画を図9に示す。加速度計により、地動加速度 α_g 、第1層重心の x, y 方向絶対加速度 α_x, α_y を、変

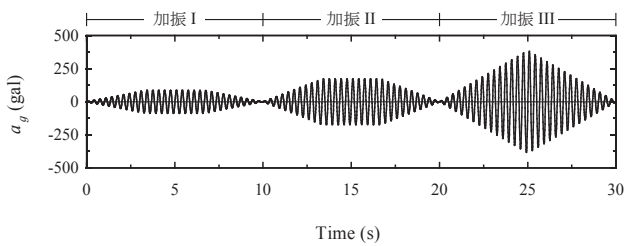


図8 加振計画 (Fuse が1枚の場合の例)

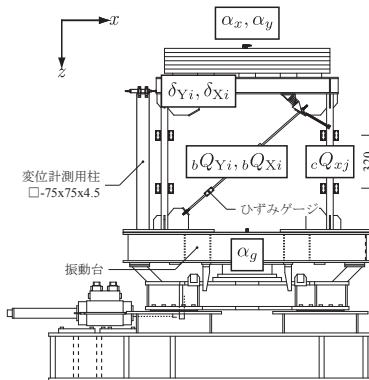


図9 加振装置と計測計画

位計測用柱に設置した変位計より、 Y_i, X_i 構面の変形 δ_{Yi}, δ_{Xi} を計測する。また、柱に320mm間隔で貼付けたひずみゲージの値から算出した曲げモーメントの勾配から柱が負担する x 方向せん断力 cQ_{xj} を、各ブレース軸部に貼付けたひずみゲージの値を用いて、各構面当たりのブレースが負担する水平力 bQ_{Yi}, bQ_{Xi} を求めた。試験体の δ_x, θ はそれぞれ以下の各式による。

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

$$\theta = \left(\frac{\delta_{Y2} - \delta_{Y1}}{l} + \frac{\delta_{X1} - \delta_{X2}}{l} \right) / 2 \quad (5)$$

ここに、 l : 試験体スパン 1,000mm である。

3.4 数値解析概要

図10に示す解析モデルは、以下の仮定の下に作成した。

[1] 解析モデルは、柱脚の境界条件を固定とした1層1スパン立体架構である。

[2] 主架構の剛性は、柱上端部および下端部に各々同じ長さの剛域を考慮することで実測値に調節する。

[3] Fuseを1枚装着したブレース復元力特性モデルは、引張降伏耐力を5.70kN、圧縮降伏耐力を0.001kNとした完全弾塑性型とする。これは図11のFuse引張試験結果の一例に示すように、Fuse破断までの履歴面積がモデルの面積とほぼ一致する仮定である。Fuse 2, 3枚装着の場合は引張降伏しない。また、モデルの剛性は、表2のブレース架構と主架構の層剛性との差を1/2倍したものを構面当たりのブレース剛性と考え、それを軸方向に変換して求めた。

実験中、試験体の転倒モーメントにより、振動台がロッキング挙動を呈し、試験体のみと比べて固有周期に見かけ上の伸びが見られた。本解析では、試験体の挙動を追跡するため、付録に示す手法を用いて動的特性の補正を行う。

数値解析条件は、以下の通りである。

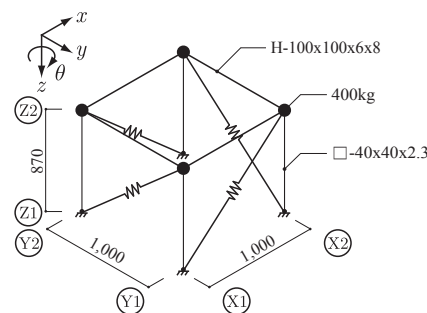


図10 解析モデル

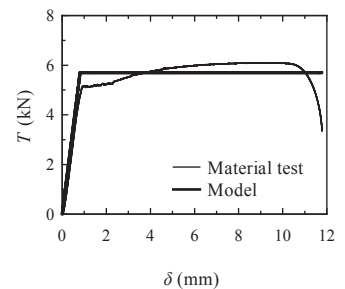


図11 Fuse引張試験の一例と復元力特性モデル

- [1] 数値解析プログラムには、SNAP を用いる。
- [2] 数値積分法には、Newmark β 法 ($\beta=0.25$) を用いる。
- [3] 数値積分の時間刻みは、0.002s とする。
- [4] 減衰は、初期剛性比例減衰を仮定する。減衰定数には、各々表 2 の値を用いる。

4. 振動台実験および数値解析結果

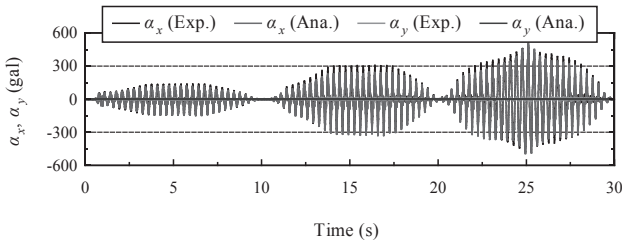
4.1 絶対加速度応答時刻歴

図 12(a) に S-1-type, (b) に ST-1-type の絶対加速度応答 α_x, α_y の時刻歴を示す。実験結果は、初期張力の有

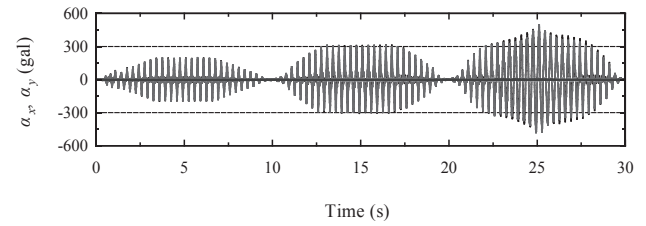
無に関わらず概ね等しく、更に次のことが言える。 α_x は、加振 I, II では α_g と類似形状の時刻歴となっているが、加振 III では Fuse の塑性化により応答倍率が低下している。 α_y は、いずれの加振中においても α_x と比較して微小であり、顕著な振り振動を生じていない。また、数値解析結果は、実験結果を比較的良い精度で追跡できている。

4.2 振り角時刻歴

図 13 に振り角 θ の時刻歴を示す。(a) は Fuse 枚数の違いによる比較, (b) は初期張力を導入した ST-1-type で

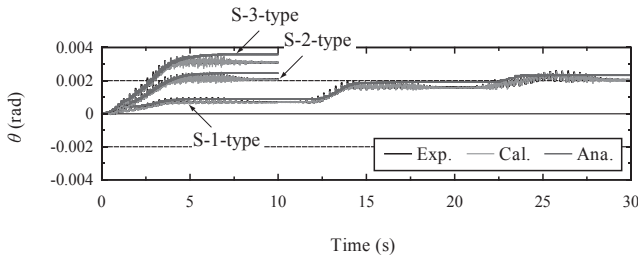


(a) S-1-type

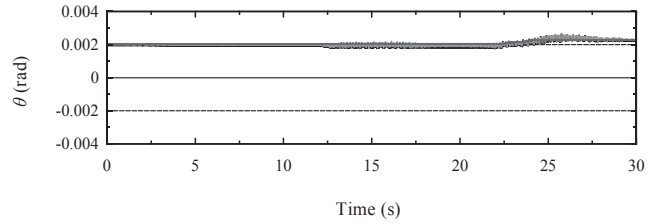


(b) ST-1-type

図 12 絶対加速度応答時刻歴



(a) S-1-type, S-2-type, S-3-type



(b) ST-1-type

図 13 振り角時刻歴

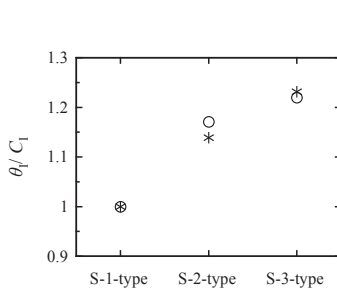
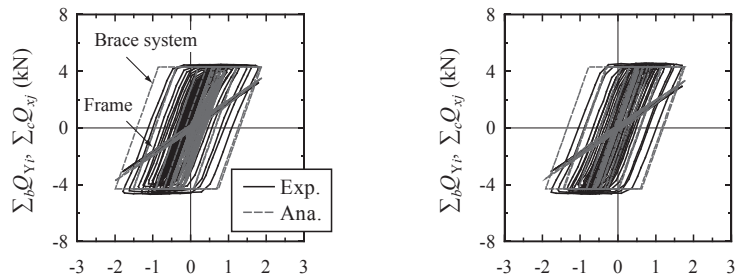


図 14 層せん断力係数当たりの振り角とブレース剛性の関係



(a) S-1-type

(b) ST-1-type

図 15 ブレース系と主架構の荷重変形関係

表 3 振り角のまとめ

試験体	加振I					加振II					加振III				
	加振後振り角 θ_I ($\times 10^{-3}$ rad)					加振後振り角 θ_{II} ($\times 10^{-3}$ rad)					加振後振り角 θ_{III} ($\times 10^{-3}$ rad)				
	Exp.	Cal.	Ana.	Exp./Cal.	Exp./Ana.	Exp.	Cal.	Ana.	Exp./Cal.	Exp./Ana.	Exp.	Cal.	Ana.	Exp./Cal.	Exp./Ana.
S-1-type	0.70	0.69	0.90	1.01	0.78	1.59	1.57	1.92	1.01	0.83	2.04	2.02	2.32	1.01	0.88
ST-1-type	1.93	1.92	2.05	1.01	0.94	1.83	1.85	2.05	0.99	0.89	2.24	2.22	2.29	1.01	0.98
S-2-type	2.09	2.08	2.44	1.00	0.86										
S-3-type	3.10	3.09	3.59	1.00	0.86										

ある。また、表3には、各々の試験体における各加振終了後の振り角をまとめたものを示す。

まず、(a)の実験結果を見ると、いずれの試験体も正の回転方向へ漸増振り変形を生じており、加振I終了時の θ はFuse枚数が多いほど大きくなっている。S-1-typeの θ はその後の加振においても更に漸増を続けている。これらは、2.2節の漸増振り変形機構から次のように説明できる。Fuse枚数が多いほどブレース降伏耐力が高くなるため、ブレース弾性限50%を目標とした加振では、Fuse枚数の多い試験体のブレースが負担する水平力は相対的に大きくなる。したがって、ブレース負担水平力に比例して M_T も大きくなり、生じた θ がS-1-type、S-2-type、S-3-typeの順に大きくなっている。本実験では、S-2-type、S-3-typeはブレース弾性限の50%の加振までしか行っていないが、ブレース降伏耐力が大きいほど θ の限界も増大することも考察できる。また、S-1-typeの加振IIIにおいて、振り角が増加しているのは、Fuseのひずみ硬化によって降伏振りモーメント M_{Tj} を超える M_T が作用したためである。

この実験結果は、実験で計測した ${}_bQ_{Yi}$ 、 ${}_bQ_{Xi}$ を(1)式分子の M_T に代入して求めた θ の計算値($y_i=x_i=0.5\text{m}$ として計算)とも良く一致しており、(1)式で θ を評価できることが分かる。実験結果と数値解析結果を比較すると、いずれの試験体もその挙動を良く追跡できているが、各加振終了後の θ は解析結果の方がやや大きい。実験では、外力の除荷によりブレースが軸力0から引張抵抗する時、すなわち、図4(b)に示した状態において、引張抵抗開始側ブレースに若干のスリップが発生しており、 M_T がやや保持されにくかったことに起因する。

続いて、(b)のST-1-typeを見ると加振初期から θ を生じており、加振II終了後までその量はほぼ一定である。これは、ブレース降伏軸力の50%初期張力による初期モーメントが降伏振りモーメント $M_{Tj}=1.93\text{kN}\cdot\text{m}$ にほぼ等しいためである。加振IIIにおける挙動、計算値ならびに解析結果についてはS-1-typeと同様のことが考察できる。

4.3 振り角とブレース剛性の関係

加振I終了後の振り角 θ_1 を加振Iの最大層せん断力係数 C_1 で除し、S-1-typeの θ_1/C_1 で規準化したものを○で図14にそれぞれ示す。Fuse枚数が多いほど、最大作用外力に対して残留した θ_1 が大きく、そのS-1-typeに対する比率は、*で示すブレース剛性の比率(各試験体のブレース剛性をS-1-typeのブレース剛性で規準化した値)とほぼ等しい。すなわち、 θ とブレース剛性には相関があり、ブレース剛性が大きいほど、層せん断力係数当たりの M_T が大きくなり、振り角が生じやすいことを意味している。

4.4 試験体の弾塑性復元力特性

図15に加振IIIのブレース系と主架構のx方向荷重変形関係を示す。(a)、(b)の実験結果より、ブレース系は2.3節で示した完全弾塑性型復元力特性に近い履歴曲線を示している。一方、主架構は弾性であり、ブレースが効率良くエネルギー消費していることが分かる。数値解析では、 ${}_bQ_y=5.70\text{kN}$ と仮定したことで実験よりもブレース降伏が遅れるが、降伏以降のサイクルでは、実験におけるブレース系の弾塑性挙動を比較的良好な精度で追跡できている。

5. まとめ

本論では、1層非対称Z型NCブレース架構の漸増振り変形性状を詳細に検討することを目的に、1層1スパン模型試験体を用いてFuse枚数、ブレース初期張力を変数とした振動台実験を実施した。また、振動台実験結果を数値解析により追跡し、その再現性の検討を行った。これらは、次に示すようにまとめられる。

- 1) 非対称Z型NCブレース架構は、ブレース負担水平力の振りモーメント M_T によって漸増振り変形を生じる。
- 2) 非対称Z型NCブレース架構の振り角 θ は、(1)式で評価することができる。
- 3) ブレース降伏耐力が大きいほど、振り角 θ の限界が増大し、ブレース剛性が大きいほど、層せん断力係数当たりに生じる振り角 θ が大きくなる。
- 4) 非対称Z型配置のブレース系は、弾塑性時に完全弾塑性復元力特性を示して効率良くエネルギー消費する。
- 5) 数値解析により、実験結果を良好な精度で追跡することが可能である。

謝 辞

本実験の実施に当たり、広島工業大学大学院生、学部生諸氏の協力を受けた。ここに記して、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) 小松真吾、高松隆夫、玉井宏章、山西央朗：非対称Z型ノンコンプレッションブレース架構の振動台実験、鋼構造年次論文報告集、第20巻、pp.447-454、2012.11
- 3) 小松真吾、高松隆夫、玉井宏章、山西央朗：非対称Z型NCブレース架構の応答低減に関する研究、鋼構造年次論文報告集、第21巻、pp.693-700、2013.11
- 4) 笠井和彦、伊藤浩資：弾塑性ダンパーの剛性・降伏力・

- 塑性率の調節による制振構造の応答制御手法, 日本建築学会構造系論文集, 第 595 号, pp.45-55, 2005.9
- 5) 笠井和彦, 川鍋佳史: 粘性減衰・履歴減衰を併用する構造における動的特性と地震最大応答の等価線形予測法, 日本建築学会構造系論文集, 第 591 号, pp.43-51, 2005.5
- 6) 緑川光正, 小豆畑達哉, 石原直, 和田章: 地震応答低減のためベースプレートを浮き上がり降伏させた鉄骨架構の動的挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第 572 号, pp.97-104, 2003.10
- 7) 聲高裕治: 鋼構造骨組における床スラブの解体性を考慮した簡易免震床構造システムの開発, その 1 1 層骨組の地震応答, 日本建築学会近畿支部研究報告集, 第 49 号, pp.325-328, 2009.6
- 8) 高松隆夫: 軸組筋違の復元力特性について, 日本建築学会中国支部研究発表報告集, 第 25 巻, pp.109-112, 2002.3
- 9) 玉井宏章, 高松隆夫, 松尾彰: ノンコンプレッションプレースの耐震性能向上について, 日本建築学会構造系論文集, 第 595 号, pp.131-138, 2005.9
- 10) Hiroyuki Tamai, Takao Takamatsu: Cyclic loading tests on a non-compression brace considering performance-based seismic design, Journal of Constructional Steel Research, No.61, pp.1301-1317, 2005
- 11) 大崎順彦: 新・地震動のスペクトル解析入門, 鹿島出版会, 1994.5
- 12) 小松真吾: 振り変形を活用した耐震プレース構造に関する研究, 広島工業大学修士論文, 2014.3

付 録

文献 12) では, 本実験装置を用いて振動台実験を実施し, 試験体転倒モーメントと振動台回転角の関係から, 振動台のロッキング剛性 K_{table} を $28,000\text{kN}\cdot\text{m}/\text{rad}$ と定めている。

本論では, この K_{table} の値を用いてロッキング補正を行う。まず, 振動台のロッキング回転角 θ_{table} を次式により求める。

$$\theta_{table} = \frac{M_{ovt}}{K_{table}} = -\frac{m \cdot \alpha_x \cdot H}{K_{table}} \quad (\text{付 1})$$

ここに, H : ベースプレート下面から錘中心までの距離 $1,033\text{mm}$ 。次に, これを用いて Y_i 構面における見かけの変位を次式で求める。

$$\delta_{Y_i}^* = \delta_{Y_i} + h \cdot \theta_{table} \quad (\text{付 2})$$

ここに, h : ベースプレート下面から変位計側点までの距離 824mm 。試験体の主架構およびプレース系が負担する水平力を見かけの変位 δ_x^* で除した値を見かけの剛性と考へ, これを解析モデルの剛性に設定する。なお, 解析モデルの変位は, $H=h=870\text{mm}$ とし, 逆の手順で実験結果と対応させた。

実剛性を用いた固有値解析結果, この方法による解析モデルの固有値解析結果, ホワイトノイズ入力結果の比較を付表 1 に示す。付表 1 の①を③と比べると, 試験体の剛性が高くなるに従い乖離する傾向にあるが, ②と③とはほぼ一致する。したがって, 本手法は試験体と解析モデルの転倒モーメントを完全に一致させるものではないが, 試験体の周期特性を十分表現できると考えた。

付表 1 固有周期の比較

試験体	T (s)			①/③	②/③
	①	②	③		
Frame	0.187	0.193	0.191	0.98	1.01
S-1-type	0.082	0.091	0.090	0.91	1.01
ST-1-type					
S-2-type	0.077	0.089	0.087	0.89	1.02
S-3-type	0.075	0.087	0.087	0.86	1.00

①: 実剛性による固有値解析結果

②: 見かけの剛性による固有値解析結果

③: ホワイトノイズ入力結果

