

多層NCブレース架構の地震応答性状に関する研究

高松 隆夫*・玉井 宏章**・小松 真吾***

(平成28年11月1日受付)

Seismic response behavior of multi-story NC braced frames

Takao TAKAMATSU, Hiroyuki TAMAI and Shingo KOMATSU

(Received Nov. 1, 2016)

Abstract

The authors have proposed Z-type and anti-symmetric Z-type NC braced frames that reduce absolute acceleration response by accumulated elastic strain energy. The elastic strain is accumulated by incremental deformation due to elastic response. These frames show similar elasto-plastic seismic response behavior by plastic energy absorption of the NC braces to hysteretic dampers. They are compared for single-span and single-story frames. Numerical analyses of eight-story, three-span frames with various NC brace arrangements are carried out to compare the seismic response behaviors of Z-type, anti-Z-type and X-type braced multi-story frames. Residual deformation in multi-story frames after an earthquake can be calculated based upon incremental deformation in each story.

Key Words: multi-story, non-compression brace, brace arrangement, elastic strain energy accumulation, numerical analyses

1. 序論

地震応答低減のため、安価で性能の安定した鋼材ダンパーが多用されているが、これらを設置した構造物はダンパー弾性限内ではエネルギーを消費できず高剛性を維持するので、地震時の絶対加速度が高くなりやすく¹⁾、室内什器の転倒や滑りが生じる可能性がある²⁾。これは、ダンパーを早期降伏させることで回避できるが、比較的発生頻度が高い地震動レベルからダンパーを損傷させる必要があり、必ずしも合理的な設計であるとは言い難い。

一方で、これらの問題を解決しうるシステムとして著者等は図1に示すZ型^{3),5)}および非対称Z型^{4),6)}NC (Non-Compression) ブレース架構を提案し、以下に示す性能を活用した中低層建築物の耐震設計法構築を目指している。

- 1) Z型は層間変形の一方方向漸増(図1(a))、非対称Z型は層間振り角の一方方向漸増(図1(b))に基づく弾性ひずみエネルギー蓄積で、絶対加速度応答を低減できる。
- 2) ブレース弾塑性時には bi-linear 型の復元力特性を示し、鋼材ダンパー架構同等の応答低減効果を発揮する。

- 3) 漸増変形に基づく残留変形は、地震後のNCブレース残留張力を解放することで容易に除去できる。

これまでに、1,2層架構でZ型^{3),5)}および非対称Z型^{4),6)}の振動台実験を行うとともに、実大1層架構の数値解析によりZ型、非対称Z型の比較を行ってきたが⁷⁾、多層架構においてZ型と非対称Z型の比較は行われていない。

そこで、本論では図1(c)のX型⁸⁾を含めたブレース配置を変数とした8層3スパン架構の数値解析を行い、各々の弾性、弾塑性地震応答性状を比較する。また、多層Z型および非対称Z型NCブレース架構の各層に生じる、漸増変形に基づいた地震後残留変形を計算する手法を示す。

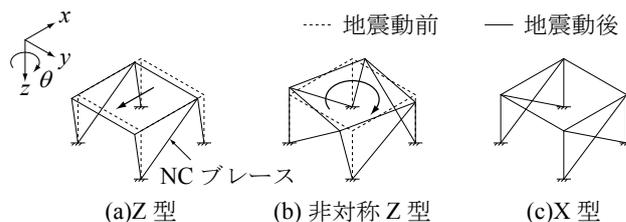


図1 NCブレース架構の概要

* 広島工業大学工学部建築工学科

** 長崎大学大学院工学研究科

*** 広島工業大学大学院工学系研究科知的機能科学専攻

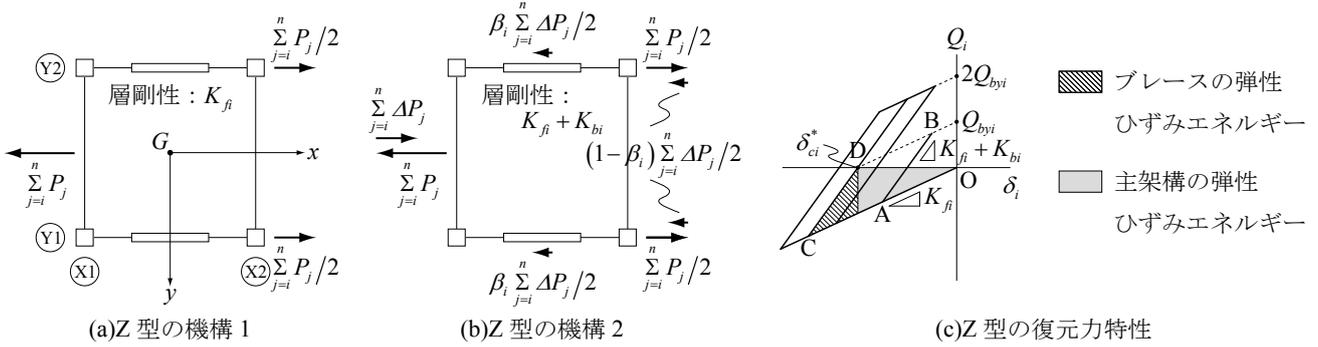


図2 多層Z型NCブレース架構の漸増変形機構

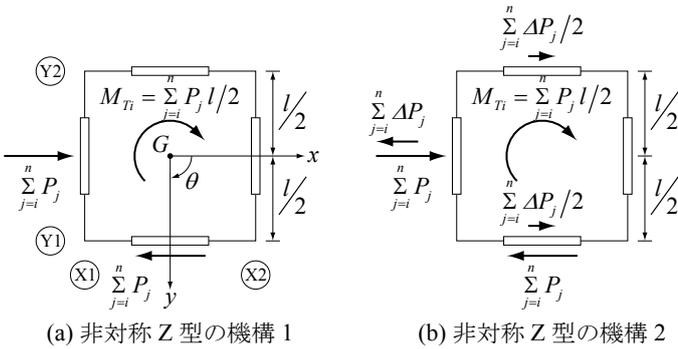


図3 多層非対称Z型NCブレース架構の漸増振り変形機構

た bi-linear 型復元力特性を示し、地震後残留層間変形はほぼ点 D に収束する。この層間変形を δ_{ci}^* とし、その絶対値を次式で表す。

$$|\delta_{ci}^*| = \frac{Q_{byi}}{K_f} \quad (1)$$

ここに、 Q_{byi} : i 層ブレース系の降伏水平力である。

○非対称Z型NCブレース架構の漸増振り変形機構^{4),6)}

漸増振り変形による i 層の層間振り角 ϕ_i は、 i 層重心回りのブレース負担水平力の振りモーメント M_T を主架構 i 層の振り剛性 $K_{\theta i}$ で除した次式で表せる。

$$\phi_i = \frac{M_T}{K_{\theta i}} \quad (2)$$

ϕ_i の漸増は、図 3(a), (b) に示す M_T の単調増加機構として説明できる。

- 1) 図 3(a) のように $\sum_{j=i}^n P_j$ が作用すると、Y1 構面ブレースが引張抵抗して M_T を生じる。
- 2) 図 3(b) のように水平力が $\sum_{j=i}^n \Delta P_j$ で減少すると、Y2 構面ブレースは引張変位を受けて直ちに抵抗し、ブレースは各々右向き増分 $\sum_{j=i}^n \Delta P_j / 2$ を生じる。
- 3) 増分 $\sum_{j=i}^n \Delta P_j / 2$ の作用で M_T は $\sum_{j=i}^n P_j$ 以下の水平力 ($0 \leq \sum_{j=i}^n \Delta P_j \leq 2 \sum_{j=i}^n P_j$) で保持される。
- 4) 水平力が以前経験した最大値 $\sum_{j=i}^n P_j$ を超えることで M_T が再び増加する。
- 5) M_T は x, y 方向のブレース降伏で頭打ちとなり、以降は一定となる。このときの M_T を降伏振りモーメント M_{Tyi} と定義し次式で表す。

$$M_{Tyi} = Q_{byi} l \quad (3)$$

ここに、 l : ブレース設置構面間距離である。また、 M_{Tyi} に対応する ϕ_i を降伏層間振り角 ϕ_{yi} と定義する。

2.2 層間変形の連成

多層架構の i 層において漸増変形が生じる場合、図 4 に示すように節点の回転によって隣接層にも残留層間変形が生じる。従って、多層架構の場合は層間変形の連成を考慮して残留層間変形を求めなければならない。

文献 5) では、2 層 1 スパン架構において層間変形の連成を考慮して漸増変形に基づく残留変形を求めるモデルを構築したが、本論では一般の n 層架構に拡張した図 5(a)~(c) のモデルを考える。(a) は柱脚を固定とした最下層にブレースを設置する場合、(b) は一般層にブレースを

2. 多層 NC ブレース架構の力学特性

2.1 多層架構の漸増変形機構

n 層 1 スパン架構で Z 型、非対称 Z 型の i 層に生じる漸増変形の機構を説明する (ブレース配置は図 1 参照)。非対称 Z 型の場合には簡単のため、ブレース系の負担水平力のみを考えるとともに、剛性偏心の影響を考慮しない。以下、 i 層の主架構、ブレース系の剛性を K_f, K_{bi} 、 i 層のブレース系水平力分担率を $\beta_i = K_{bi} / (K_f + K_{bi})$ 、 $i \sim n$ 層までの水平力総和を $\sum_{j=i}^n P_j$ と定義する。ブレース材料は完全弾塑性体とする。

○Z型NCブレース架構の漸増変形機構^{3),5)}

図 2(a), (b) に示す Z 型の漸増変形機構は (c) の復元力特性と対応付けて次のように説明できる。

- 1) 図 2(a) のようにブレース圧縮方向に $\sum_{j=i}^n P_j$ が作用すると、NC ブレースは圧縮力を負担しないため、主架構のみが水平力を負担する (図 2(c): 点 O → A)。
- 2) 図 2(b) のように水平力が増分 $\sum_{j=i}^n \Delta P_j$ で減少すると、ブレースは引張変位を受けて直ちに抵抗し、主架構、ブレースは各々左向きの増分を生じる (図 2(c): 点 A → B)。
- 3) 層剛性が K_f から $K_f + K_{bi}$ に変化することで、 $\sum_{j=i}^n \Delta P_j = \sum_{j=i}^n P_j$ の層せん断力零点ではブレース系残留水平力 $\beta_i \sum_{j=i}^n P_j$ による残留層間変形 $\beta_i \sum_{j=i}^n P_j / K_f$ が生じる。
- 4) ブレース圧縮方向の水平力が $\sum_{j=i}^n P_j$ 以上で層剛性が再び K_f となる (図 2(c): 点 A → C)。以上の機構を繰り返して層間変形が一方に漸増する。
- 5) ブレース弾塑性時には、図 2(c) の点 D を履歴中心とし

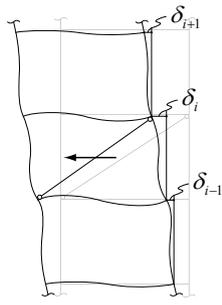


図4 層間変形の連成

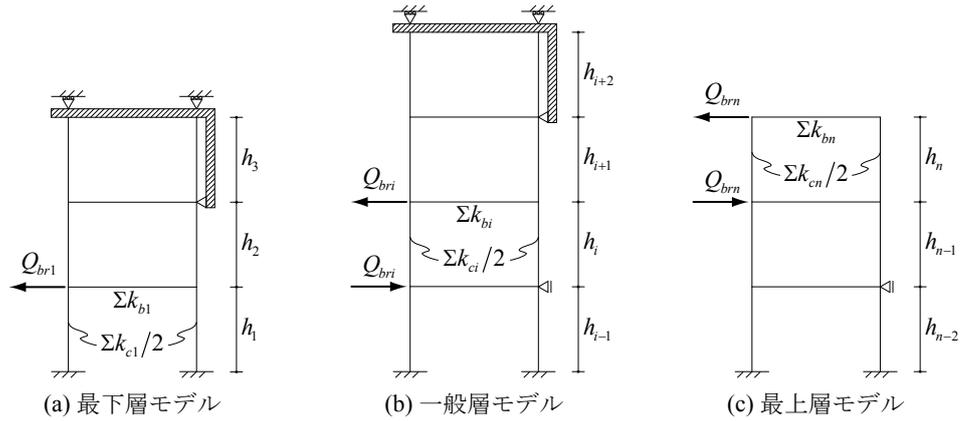


図5 多層架構の層間変形連成を考慮した残留変形計算モデル

表1 層間変形の連成を考慮した各層の残留層間変形

j	δ_j	...	δ_j	...	δ_{nj}
n	0	...	0	...	$\frac{1}{\sum k_{cn}} \cdot \frac{19}{3} + 60\gamma_n + 168\gamma_n^2 + 144\gamma_n^3 \cdot \frac{Q_{brn} h_n^2}{36EK_0}$
$n-1$	0	...	0	...	$\frac{1}{\sum k_{cn-1}} \cdot \frac{3 + 24\gamma_{n-1} + 36\gamma_{n-1}^2}{9 + 5\gamma_{n-1} + 32\gamma_{n-1}^2 + 48\gamma_{n-1}^3} \cdot \frac{Q_{brn} h_{n-1} h_n}{36EK_0}$
\vdots	\vdots	\ddots	\vdots	\ddots	\vdots
$i+1$	0	...	$\frac{1}{\sum k_{ci+1}} \cdot \frac{9 + 36\gamma_{i+1} + 36\gamma_{i+1}^2}{10 + \frac{43}{3}\gamma_{i+1} + 48\gamma_{i+1}^2 + 48\gamma_{i+1}^3} \cdot \frac{Q_{br i} h_i h_{i+1}}{36EK_0}$...	0
i	0	...	$\frac{1}{\sum k_{ci}} \cdot \frac{\frac{43}{3} + 100\gamma_i + 216\gamma_i^2 + 144\gamma_i^3}{10 + \frac{43}{3}\gamma_i + 48\gamma_i^2 + 48\gamma_i^3} \cdot \frac{Q_{br i} h_i^2}{36EK_0}$...	0
$i-1$	0	...	$\frac{1}{\sum k_{ci-1}} \cdot \frac{9 + 36\gamma_{i-1} + 36\gamma_{i-1}^2}{1 + \frac{131}{9}\gamma_{i-1} + 48\gamma_{i-1}^2 + 48\gamma_{i-1}^3} \cdot \frac{Q_{br i} h_{i-1} h_i}{36EK_0}$...	0
\vdots	\vdots	\ddots	\vdots	\ddots	\vdots
2	$\frac{1}{\sum k_{c2}} \cdot \frac{18 + 36\gamma_2}{3 + 28\gamma_2 + 48\gamma_2^2} \cdot \frac{Q_{br1} h_1 h_2}{36EK_0}$...	0	...	0
1	$\frac{1}{\sum k_{c1}} \cdot \frac{24 + 120\gamma_1 + 144\gamma_1^2}{3 + 28\gamma_1 + 48\gamma_1^2} \cdot \frac{Q_{br1} h_1^2}{36EK_0}$...	0	...	0

δ_{21} は δ_{12} の1と2を入れ替えて、また、 $\delta_{n-1,n}$ は $\delta_{n,n-1}$ の n と $n-1$ を入れ替えて計算する。

設置する場合、(c)は最上層にブレースを設置する場合である。いずれも i 層のブレース残留水平力 $Q_{br i}$ を等価な層せん断力として表現している。この解析モデルを用い、以下の仮定に基づいて計算を行う。

- 1) 解析方法にはたわみ角法を用いる。
- 2) i 層に $Q_{br i}$ が作用したときの、 i 層および $i+1$ 層の層間変形 $\delta_{ii}, \delta_{i,i+1}$ のみ考慮し、 $\delta_{i,i+2}$ 以上は無視する。
- 3) 多スパン架構を1スパン架構に縮約し、 i 層の柱、梁剛比は縮約前の架構の合計 $\Sigma k_{ci}, \Sigma k_{bi}$ と一致させる。
- 4) 多層架構では一般に柱1節毎に同一部材断面を用いることから、計算を簡単にするため、 i 層の層間変形を算出する際には、柱剛比、梁剛比の合計は解析モデル

全層において $\Sigma k_{ci}, \Sigma k_{bi}$ とする。

図5(a)より δ_{i1}, δ_{i2} が、(b)より $\delta_{i,i-1}, \delta_{ii}, \delta_{i,i+1}$ が、(c)より $\delta_{n,n-1}, \delta_{nn}$ がそれぞれ表1のように計算できる。ここで、 $\gamma_i = \Sigma k_{bi} / \Sigma k_{ci}$ 、 E : ヤング係数、 K_0 : 標準剛度である。 $\Sigma k_{ci}, \Sigma k_{bi}$ に Ys, Xs 構面骨組(s は構面番号)の値を用いれば、 i 層 Ys, Xs 構面骨組の剛性 $\tilde{k}_{fi}^{Ys}, \tilde{k}_{fi}^{Xs}$ が次式で求まる(「 \sim 」は残留変形計算用を表す)。

$$\tilde{k}_{fi}^{Ys} = \tilde{k}_{fi}^{Xs} = \frac{Q_{br i}}{\sum_{j=1}^n \delta_{ji}} \quad (4)$$

なお、ブレース弾塑性振動後は各ブレースに $Q_{br i}/2$ が残留するため^{3),5),6)}、ブレース降伏後の残留変形を求める場合、

Q_{bri} を Q_{byi} 分布に基づいて決定し \tilde{k}_{fi}^{Ys} , \tilde{k}_{fi}^{Xs} を求めればよい。残留変形計算用の主架構 i 層の剛性 \tilde{K}_{fi} ならびに振り剛性 $\tilde{K}_{\theta i}$ は次式により求められる。

$$\tilde{K}_{fi} = \sum_s \tilde{k}_{fi}^{Ys} = \sum_s \tilde{k}_{fi}^{Xs} \quad (5)$$

$$\tilde{K}_{\theta i} = \sum_s (\tilde{k}_{fi}^{Ys} y_s^2 + \tilde{k}_{fi}^{Xs} x_s^2) \quad (6)$$

ここに、 x_s, y_s : 重心から s 番目構面までの x, y 方向距離である。式 (1) に \tilde{K}_{fi} を、式 (2) に $\tilde{K}_{\theta i}$ および式 (3) を代入することで、 i 層の弾塑性振動後残留変形が求まる。

2.3 弾性ひずみエネルギー蓄積量

Z 型、非対称 Z 型、X 型を、それぞれ「Z」、「AZ」、「X」と右肩に付けることで区別する。 x, y 方向ブレース降伏後に i 層の主架構、ブレースに蓄積される弾性ひずみエネルギーの最大値 $W_{ei,max}$ は次式で表せる (X 型は架構が一方方向漸増変形しないため、ブレースのみである)。

$$W_{ei,max}^Z = Q_{byi}^2 \left(\frac{1}{\tilde{K}_{fi}} + \frac{1}{K_{bi}} \right), \quad W_{ei,max}^{AZ} = Q_{byi}^2 \left(\frac{l^2}{2\tilde{K}_{\theta i}} + \frac{1}{K_{bi}} \right),$$

$$W_{ei,max}^X = \frac{Q_{byi}^2}{K_{bi}} \quad (7.a, b, c)$$

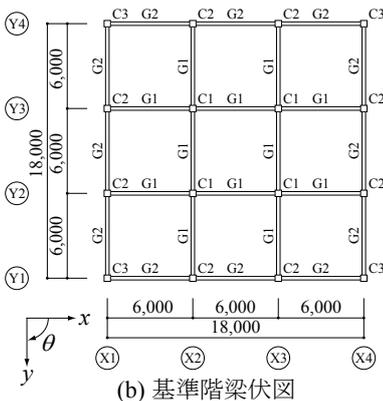
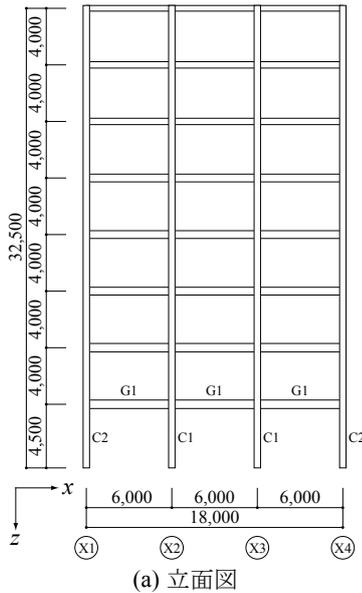


図6 8層3スパン解析モデル

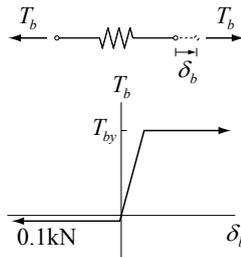


図7 ブレース復元力特性

3. 数値解析の概要

3.1 解析モデル

解析モデルを図6に、解析モデルの部材リストを表2に示す。解析モデルは、階高を1階4.5m, 2~8階4m, スパン長を6mとした8層3スパン架構である。解析モデルの設計条件は、以下のとおりである。

- 1) 部材重量を除く固定荷重は一般層 $4,470\text{N/m}^2$, 最上層 $6,590\text{N/m}^2$ とする。また、地震用積載荷重は一般層 800N/m^2 , 最上層 600N/m^2 とする。
- 2) 各層の床には剛床を仮定する。
- 3) 柱、梁、ブレースのヤング係数は $E=205,000\text{N/mm}^2$, 降伏応力度は $\sigma_y=358\text{N/mm}^2$ とする。
- 4) 各層において、梁の全塑性モーメントの総和 ΣM_{pb} に対する軸力を考慮した柱の全塑性モーメントの総和 ΣM_{pc} の比 $\Sigma M_{pc}/\Sigma M_{pb}$ が1.5を上回るものとする。
- 5) ブレースは、ブレース剛性比 K_{bi}/K_{fi} が全層1となるよう断面を決定する。

NCブレースは、図7に示すように、圧縮降伏軸力を 0.1kN として、圧縮力を負担しない特性を再現する。

3.2 解析変数

ブレース配置を図8に、各ブレース配置架構の性能を表3に示す。Z型および非対称Z型ブレース配置は、全層同一方向配置するZ-A, AZ-A, 2層毎にブレース配置方向を交互とするZ-B, AZ-Bである。Z-B, AZ-B配置は、2層毎に漸増変形の変化させることで、2層毎の相対変位、また層間変形の連成を利用して残留変形(表3(b)参照)を抑制することを狙いとされている。

X型は、ブレースに初期張力を導入しないX, 各ブレース

表2 解析モデルの部材断面リスト

階	柱		梁	
	C1, C2	C3	G1	G2
8			H-400x250x9x19	H-400x250x9x16
7	□-450x450x22	□-450x450x19	H-450x250x9x22	H-450x250x9x19
6				
5				
4	□-450x450x25	□-450x450x22	H-550x250x12x22	H-550x250x12x19
3				
2				
1	□-450x450x28	□-450x450x25	H-600x250x12x25	H-600x250x12x22

表3 解析モデルの性能
(a) 固有値解析結果

モデル	T_1 (s)
Z-A	0.894
Z-B	0.894
AZ-A	0.894
AZ-B	0.894
X	0.892
XT	0.892

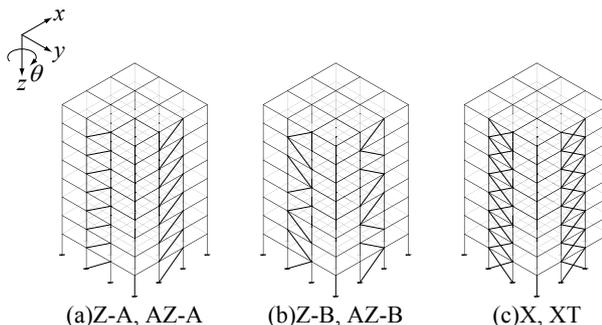


図8 NCブレース配置

表3 解析モデルの性能

(b) 残留層間変形角および最大弾性ひずみエネルギー蓄積量

i	R_{ci}^* (rad)		R_{yi} (rad)		$W_{ei,max}$ (kN·m)					
	Z-A	Z-B	AZ-A	AZ-B	Z-A	Z-B	AZ-A	AZ-B	X	XT
8	1/662	1/1416	1/374	1/753	9.706	7.120	13.45	9.116	4.853	0
7	1/662	1/1353	1/371	1/728	10.66	7.934	14.84	10.17	5.329	0
6	1/662	1/1374	1/364	1/740	12.27	9.089	17.29	11.62	6.135	0
5	1/662	1/1247	1/363	1/673	14.38	11.00	20.31	14.26	7.188	0
4	1/662	1/1321	1/361	1/713	14.89	11.17	21.11	14.35	7.446	0
3	1/662	1/1108	1/358	1/598	16.09	12.85	22.90	16.95	8.044	0
2	1/662	1/1387	1/358	1/752	18.13	13.39	25.81	17.04	9.067	0
1	1/688	1/1293	1/368	1/704	24.80	19.00	35.61	24.51	12.40	0

R_{ci}^* : δ_{ci}^* 発生時の層間変形角, R_{yi} : ϕ_{yi} 発生時の外周構面層間変形角

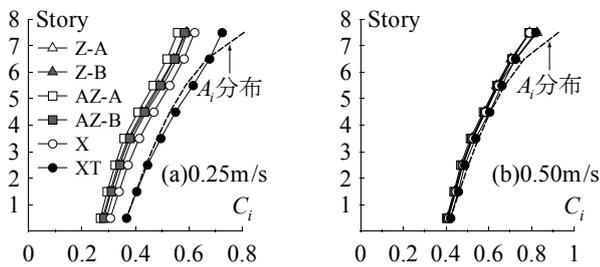


図9 層せん断力係数分布

スに降伏軸力の50%の初期張力を導入することで鋼材ダンパー架構同等の性能を有するXTとする。X, XTのブレース断面積はZ, AZの1/2とし、表3(a)に示すように1次固有周期 T_1 を一致させている。

入力地震動は、El Centro 1940, Taft 1952, Hachinohe 1968である。これらのNS成分をx方向に、EW成分をy方向に、最大地動速度を0.25, 0.50m/sにそれぞれ基準化して入力する。0.25m/s入力はブレース弾性時の地震応答性状を、0.50m/s入力はブレース弾塑性時の地震応答性状を、それぞれ比較することが目的である。0.25m/s入力では下層部でブレースが塑性化する傾向にあったが、その損傷は軽微であったため、ブレースを弾性として解析した。

3.3 解析条件

解析条件は以下のとおりである。

- 1) 数値解析には、SNAPを用いる。
- 2) 数値積分の方法はNewmark- β 法 ($\beta=0.25$ の平均加速度法)とし、時間刻みは0.005sとする。
- 3) 減衰は瞬間剛性比例型で1次減衰定数を0.02とする。
- 4) 解析時間は80sとする。

4. 数値解析結果および考察

4.1 層せん断力係数分布

図9にx, y方向で入力した計6波の入力地震動について平均した0.25, 0.50m/s入力の層せん断力係数 C_i の分布を示す。 C_i 分布は、4.3節にて後述するように、0.25m/s入力ではブレース配置により大きさが異なり、0.50m/s入力ではブレース配置によらずほぼ一定となるが、いずれもそ

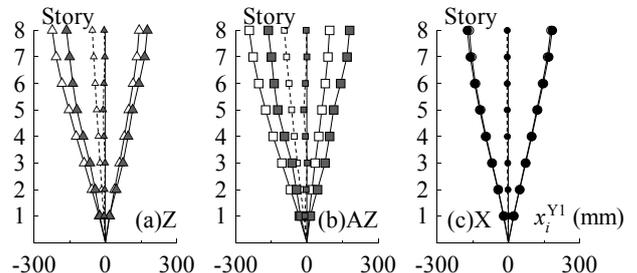


図10 Y1構面相対変位 (El Centro NS, 0.50m/s)
 ▲ Z-A ▲ Z-B □ AZ-A ■ AZ-B ○ X ● XT
 ※小さいプロットと破線は地震後残留変位を表す。

の分布形状は通常架構(XT)とほぼ同等である。また、XTの場合には、 A_i 分布に基づいて計算した C_i を併せて示している。 A_i 分布に基づく場合、0.25, 0.50m/sともに、最上層ではやや大きめとなるが、いずれのブレース配置の場合においても、平均的な C_i を A_i 分布に基づいて良好に評価できることが分かる。

4.2 外周構面の最大相対変位

ブレース弾性時、弾塑性時ともに同様の傾向が得られたため、図10にはEl Centro NS, 0.50m/s入力のY1構面における、最大変位発生時刻の相対変位 x_i^{Y1} 分布を示す。なお、同一点における地震後の残留相対変位を小さいプロットと破線で併せて示す。

図10より、全層ブレースを同一方向配置したZ-A, AZ-Aの外周構面は、各層の漸増変形によりX, XTと比べて一方に偏るとともに、比較的大きな残留変位が生じているが、Z-B, AZ-Bのように2層毎にブレース配置を交互とすることで、架構の変位領域および2層毎の残留変位をX, XTの場合と同程度に抑制できることが分かる。

4.3 最大絶対加速度応答

図11に0.25m/s入力のEl Centro NS, Taft EW, Hachinohe EW, 0.50m/s入力のEl Centro NSにおけるi層重心位置の最大絶対加速度 $\alpha_{i,max}$ 分布をそれぞれ示す。

図11(a)~(c)より、0.25m/s入力時のZ-A, Z-B, AZ-A, AZ-B, Xの最大絶対加速度 $\alpha_{i,max}$ は、弾性ひずみエネルギー蓄積により、いずれもXTに比べて低減される。各ブレース

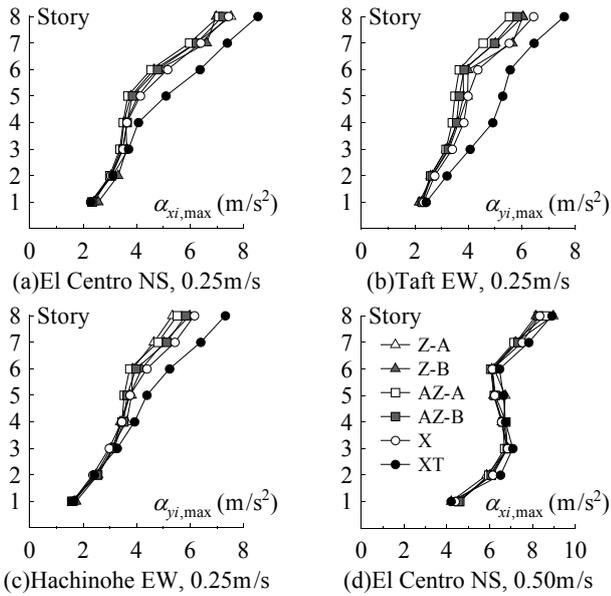


図 11 重心位置の最大絶対加速度

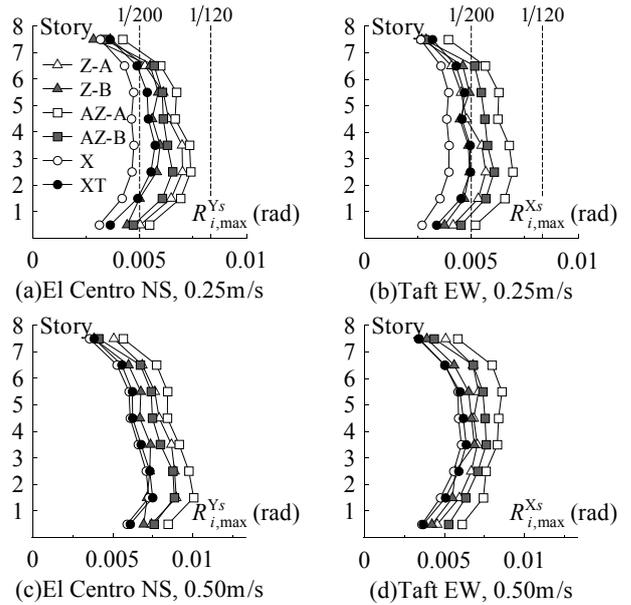


図 12 外周構面の最大層間変形角

配置の低減効果は、概ね $X < Z-B < AZ-B \approx Z-A < AZ-A$ の大小関係にあり、これは表 3 に示す $W_{ei,max}$ の大小関係と合致する。すなわち、弾性ひずみエネルギー蓄積量の大きなブレース配置ほど絶対加速度の低減が期待できる。また、上層部の方が低減効果が顕著となる傾向にあり、本解析では Z-A, Z-B, AZ-A, AZ-B, X でそれぞれ最上層において 31.8, 28.3, 34.3, 31.0, 24.7% の最大絶対加速度低減が見られた。

図 11(d) を見ると、0.50m/s ではブレース配置によらず最大絶対加速度はほぼ一定となる。これは、いずれのブレース配置でも bi-linear 型復元力特性を示して鋼材ダンパー架構同等の性能が発揮されるためである。

以上から、 C_i の大きさは、0.25m/s では各ブレース配置で異なり、0.50m/s では配置によらずほぼ一定となる。

4.4 最大層間変形角

図 12 には El Centro の Y_s 構面、Taft の X_s 構面のうち、最大の層間変形角 $R_{i,max}^{Y_s}$, $R_{i,max}^{X_s}$ を示す。(a), (b) より、0.25m/s 入力時の最大層間変形角は、概ね $X < XT \approx Z-B < Z-A \approx AZ-B < AZ-A$ の大小関係にある。

XT と比較して Z-A, AZ-A の層間変形角は漸増変形によって大きくなるが、いずれも内外装材が層間変形に追従できることを前提として緩和した制限値 1/120rad 以内に収まっている。ただし、Z-B, AZ-B とすれば Z-A, AZ-A と比べ層間変形角を抑制することが可能である。すなわち、 i 層と $i+1$ 層でブレース配置が異なる場合、 i 層の漸増変形によって $i+1$ 層に生じる変形は $i+1$ 層の漸増変形によって生じる変形と異符号となるためである。

このように、弾性ひずみエネルギー蓄積に基づく応答低減に加え、ブレース配置を工夫し層間変形の連成を利用することで、Z-B のように XT とほぼ同等となる場合もある。

また、図 12(c), (d) より、0.50m/s 入力時では弾性ひずみエネルギー蓄積による応答低減に期待できないため、

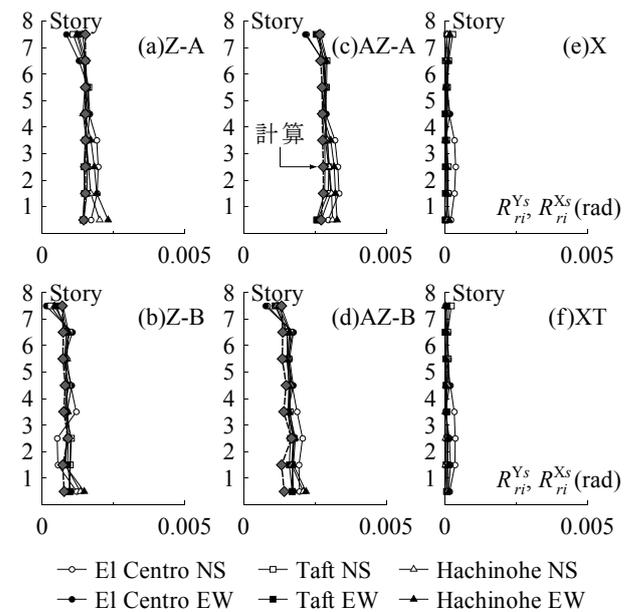


図 13 外周構面の残留層間変形角 (0.50m/s)

$R_{i,max}^{Y_s}$, $R_{i,max}^{X_s}$ の大小関係は $X \approx XT < Z-B < Z-A \approx AZ-B < AZ-A$ となる。

4.5 地震後残留層間変形角

図 13 には、 Y_s , X_s 構面のうち、最大の残留層間変形角 $R_{ri}^{Y_s}$, $R_{ri}^{X_s}$ を示す。Z, AZ の場合には、2.2 節に従い計算した漸増変形に基づく残留層間変形角 (表 3) も併せて示す。ただし、Z-A, AZ-A で各層の K_{bi}/K_{fi} が一定の場合、 \tilde{K}_{fi} , \tilde{K}_{oi} は K_{fi} , K_{oi} で評価できるため、これらの場合には K_{fi} , K_{oi} を用いて残留層間変形を計算した。

0.50m/s 入力では、各ブレース架構ともに最上層ではブレースが降伏しておらず、また下層部分で主架構が僅かに塑性化していた。これらに起因して、Z-A, AZ-A では最上層および下層部分で計算値との対応がやや悪いケースも

あるが、全体的に良く対応している。更に、Z-B, AZ-B から、層間変形の連成を考慮した地震後残留層間変形角の計算値は、工学的に十分な精度で解析結果と対応することが分かる。

5. 結論

本論では、8層3スパン架構において、NCブレース配置をZ型、非対称Z型、X型として解析を行い、それぞれの弾性、弾塑性地震応答性状を比較した。また、多層架構の漸増変形に基づく地震後残留層間変形を計算する手法を示した。本論の結論は、以下のようにまとめられる。

- 1) 多層NCブレース架構の C_i 分布形状は、ブレース配置によらずほぼ等しくなる。また、弾性、弾塑性時ともに A_i 分布に基づいて C_i を評価できる。
- 2) 弾性ひずみエネルギー蓄積に基づく最大絶対加速度低減効果は、上層部ほど顕著となる。この低減効果の大小関係は、概ね $X < Z-B < AZ-B \approx Z-A < AZ-A$ であり、最大弾性ひずみエネルギー蓄積量 $W_{ei,max}$ の大小関係と合致する。一方で、弾塑性時の最大絶対加速度は、ブレース配置によらずほぼ等しくなる。
- 3) NCブレース配置を2層毎に交互としたZ-B, AZ-Bは、2層毎の残留相対変位を抑制することで、外周構面の相対変位領域を通常架構(XT)と同等とできる。
- 4) Z-A, AZ-Aと比較して、Z-B, AZ-Bはそれぞれ、層間変形の連成を利用して最大層間変形、残留層間変形角を抑制することができる。
- 5) 本論で示した計算手法による、層間変形の連成を考慮したブレース弾塑性振動後の残留層間変形の計算値は、工学的に十分な精度で解析結果と対応する。

謝 辞

本論の数値解析を実施するに当たって、広島工業大学助教・山西央朗先生には有益な助言を頂きました。ここに記して、感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) 日本建築学会：鋼構造制振設計指針，2014
- 2) 日本建築学会：非構造部材の耐震設計施工指針・同解説および耐震設計施工要領，2003
- 3) 小松真吾，高松隆夫，玉井宏章，山西央朗：1層Z型NCブレース架構の地震応答性状に関する研究，鋼構造論文集，第22巻，第88号，pp.43-53，2015.12
- 4) 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
- 5) 小松真吾，高松隆夫，玉井宏章，山西央朗：2層Z型NCブレース架構の地震応答性状に関する研究，鋼構造論文集，第23巻，第91号，pp.53-64，2016.9
- 6) 小松真吾，高松隆夫，玉井宏章，山西央朗：多層非対称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80巻，第717号，pp.1755-1762，2015.11
- 7) 小松真吾，高松隆夫，玉井宏章，山西央朗：エネルギーの釣合に基づくZ型NCブレース架構の弾性地震応答予測，日本建築学会大会学術講演梗概集，構造Ⅲ，pp.733-734，2016.8
- 8) 玉井宏章，高松隆夫，松尾彰：ノンコンプレッションブ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

