

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	実効変形を考慮した履歴減衰型制振部材を有する鋼構造建物のエネルギーの釣合に基づく応答予測法
Title	ENERGY BALANCE-BASED SEISMIC RESPONSE PREDICTION METHOD FOR STEEL STRUCTURE CONSIDERING EFFECTIVE HYSTERETIC DAMPER DEFORMATION
著者(和文)	栗林 晃司, 佐藤 大樹, 北村春幸, 山口 路夫, 西本晃治
Authors	Kouji Kuribayash, daiki sato, Haruyuki Kitamura, Michio Yamaguchi, Kohji Nishimoto
出典(和文)	日本建築学会構造系論文集, Vol. 76, No. 661, pp. 543-552
Citation(English)	Journal of Structural and Construction Engineering (Transactions of AIJ), Vol. 76, No. 661, pp. 543-552
発行日 / Pub. date	2011, 3
rights	日本建築学会
relation	isVersionOf: http://ci.nii.ac.jp/naid/40018752882

実効変形を考慮した履歴減衰型制振部材を有する 鋼構造建物のエネルギーの釣合に基づく応答予測法

ENERGY BALANCE-BASED SEISMIC RESPONSE PREDICTION METHOD FOR STEEL STRUCTURE CONSIDERING EFFECTIVE HYSTERETIC DAMPER DEFORMATION

栗林晃司*¹, 佐藤大樹*², 北村春幸*³, 山口路夫*⁴, 西本晃治*⁵

*Koji KURIBAYASHI, Daiki SATO, Haruyuki KITAMURA,
Michio YAMAGUCHI and Koji NISHIMOTO*

The structural-seismic safety is evaluated by the amount of plasticity energy. The prediction method based on energy balance has been established, and this method is founded on simplified shear spring model. In case of the vibration control structure having the hysteretic dampers, the shear spring model excessively evaluates the efficiency of the vibration control of the dampers because the effective damper deformation is not considered.

In this paper, the shear spring model considering the effective deformation of the hysteretic damper is made by connecting the series spring to the damper. This series spring can be obtained without the push-over analysis of the material model. In addition, the prediction method based on energy balance considering the effective damper deformation is proposed.

Keywords: *Hysteretic damper, Shear spring model, Effective damper deformation, Energy balance, Response prediction method*

履歴型ダンパー, せん断型モデル, 実効変形, エネルギーの釣合, 応答予測法

1. 序

建物の耐震性能は、構造骨組の終局耐力と塑性変形能力の積（塑性履歴エネルギー吸収能力）により判定される。これまでの耐震設計法は、層せん断力や層間変形、塑性率などの最大応答値に着目して、ある瞬間の終局耐力と塑性変形の積である1ループの塑性履歴エネルギー吸収能力を評価するものである。一方、エネルギーの釣合に基づく耐震設計法^{1)~4)}（以後、エネルギー法と呼ぶ）は、地震動による建物への入力、地動が始まってから終わるまでに入力するエネルギー総量により評価し、構造骨組の各層が吸収すべき塑性履歴エネルギーを、最適分布に対する終局耐力の偏りに応じて配分するものである。この配分されたエネルギーに対して、必要とする構造骨組の終局耐力と塑性変形の累積値の積である累積塑性履歴エネルギー吸収能力を評価するものである。エネルギー法は、2005年にエネルギー法告示^{5), 6)}として公布され、制振構造などの耐震設計に用いられている。

これまでエネルギー法は、明快で分かり易い方法にするため、構造骨組を多質点系等価せん断型にモデル化して適用されてきたが、制振構造建物を考えた場合、以下の問題が生じてしまう。ダンパーは、柱の軸伸縮により生じる骨組全体としての曲げ変形に対して作用せず、層間変形のうちせん断変形成分に対してのみ有効に働く。

従って、制振構造をエネルギー法で適用する場合、ダンパー単体の試験から得られた振動特性を直接用いてモデル化した要素を、主架構をモデル化したバネと並列に配置したせん断型モデル（以後、直接せん断型モデルと呼ぶ）を用いると、ダンパーが有効に働く変形（以後、実効変形と呼ぶ）を過大に評価することとなり危険側の評価となる。本論文では、部材レベルの時刻歴応答解析と同様な応答値が得られるダンパーの実効変形を考慮したせん断型モデル（以後、実効せん断型モデルと呼ぶ）の作成手法を提案し、そのモデルをエネルギー法に適用することで、この問題の解決を図ることとする。

これまでも、実効せん断型モデルを作成する手法として、ダンパー単体の試験による復元力モデルに、直列にせん断バネ（以後、直列バネと呼ぶ）を取付けて作成する研究^{7)~11)}が行われている。本論文で提案する手法は、直列バネを求めるために静的解析を行わずに剛性マトリクスを用いる点が他の手法と異なる。

本論文の構成は、2章において、検討対象建物、ダンパー諸元及び入力地震動の概要を示す。3章では、実効せん断型モデルの作成手法を提案し、作成した実効せん断型モデルを直接せん断型モデルと部材レベルモデルと比較検証することで、本手法の妥当性を示す。4章では、実効変形を考慮したエネルギー法の応答予測式を提案すると共に、北村らが文献2で提示しているダンパーの損傷分散係数

*¹ 東京理科大学理工学研究科建築学専攻 大学院生
*² 東京理科大学理工学部建築学科 助教・博士(工学)
*³ 東京理科大学理工学部建築学科 教授・博士(工学)
*⁴ 新日鉄エンジニアリング(株) 博士(工学)
*⁵ 新日鉄エンジニアリング(株) 修士(工学)

Graduate Student, Tokyo Univ. of Science
Assist. Prof., Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.
Prof., Tokyo Univ. of Science, Dr. Eng.
Nippon Steel Engineering Co., LTD., Dr. Eng.
Nippon Steel Engineering Co., LTD., M. Eng.

$s\gamma_i$ を再評価し、新たな $s\gamma_i$ の導出式を提案する。提案した応答予測式を、部材レベルモデルの時刻歴解析結果と比較することで、本手法の有用性を考察する。なお、本論文では、ダンパーと直列バネを合わせたものを「付加系」⁹⁾と呼ぶこととし、主架構を制振構造の性状を明らかにするために弾性とする。左添字の f は主架構、 s はダンパー、 b は直列バネ、 a は付加系の値であることを意味する。

2. 検討建物、ダンパー諸元及び入力地震動の概要

2.1 検討対象建物概要

検討対象建物の基準階伏図と軸組図を図1に示す。検討対象建物は、地上8階、高さ32.7m（1階4.7m、2～8階4.0m）、長辺方向（X方向）6.4m×5スパン＝32.0m、短辺方向（Y方向）16.0m+8.0m＝24.0mの鋼構建造物とする。なお、解析対象はX方向とする。

基準とするラーメン構造（以後、Fモデルと呼ぶ）は、SN490材を使用して、 $C_0=0.2$ の水平地震力に対して許容応力度設計を行い、部材断面を決定した。柱と梁の代表部材断面を表1に示す。Fモデルの1次固有周期 T_1 は1.36secであり、減衰定数は T_1 に対して $h=2\%$ となる剛性比例型とした。せん断型モデルを作成する際に用いる主架構の層剛性 k_i は、Fモデルの静的解析から得られた初期剛性を用いる。静的解析の外力分布型は、 A_i 分布を基にした1次設計用地震力とする。また、制振建物は、Fモデルにダンパーを図1(a)に示す位置に1層当たり4基付与したモデルとする。なお、ダンパーは、軸材にLY225材を用いた座屈拘束ブレースを使用する。

2.2 ダンパー諸元の決定

第1層のダンパーの降伏層せん断力係数 $s\alpha_{y1}$ が与えられた場合、第1層の塑性化部断面積 sA_{c1} は、以下の式で求められる。

$$sQ_{y1} = s\alpha_{y1} \cdot \sum_{i=1}^N m_i \cdot g, \quad sN_{y1} = \frac{sQ_{y1}}{4\cos\theta_1}, \quad sA_{c1} = \frac{sN_{y1}}{s\sigma_y} \quad (1a\sim c)$$

ここに、 sQ_{y1} ：ダンパーの降伏層せん断力、 N ：全層数、 m_i ： i 層の質量、 g ：重力加速度、 sN_{y1} ：ダンパーの降伏軸力、 θ_1 ：ダンパーの取り付け角度、 $s\sigma_y$ ：ダンパーの降伏応力度（＝225 N/mm²）である。

次に、1層より上層の sA_{ci} は、1層を基準としたダンパーの耐力比分布（ sQ_{yi}/sQ_{y1} ）を式(1c)の sA_{c1} に乗ずることで求める。本論文では、ダンパーの耐力比分布として、図2に示す3typeを使用する。 A_i 分布に基づいた降伏層せん断力 Q_i の分布に従って決定した耐力比分布をtype1とする。3つのグループに分割（1～3層、4～6層、7～8層）したダンパーの耐力比分布をtype2とし、type2から7～8層のグループを除いた耐力比分布をtype3とする。

本論文で用いる座屈拘束ブレースは、図3で示すように塑性化部と弾性部で構成される。本解析では、ダンパーを1要素（一様断面）でモデル化¹²⁾した。 i 層のダンパーの軸方向の等価な剛性 \hat{k}_i 、等価な断面積 sA_i 及び等価な降伏応力度 $s\sigma'_{yi}$ は、 sA_{ci} を用いて、それぞれ次式で算出される。

$$\hat{k}_i = \frac{sE \cdot sA_{ci}}{sL_i} \cdot \lambda_i, \quad sA_i = sA_{ci} \cdot \lambda_i, \quad s\sigma'_{yi} = \frac{s\sigma_y}{\lambda_i} \quad (2a\sim c)$$

$$\text{ここで、} \lambda_i = \frac{1}{\frac{sL_{ci}}{sL_i} + 2 \frac{sL_{li}}{sL_i} \cdot \frac{sA_{ci}}{sA_{1i}} + \left(1 - \frac{sL_{ci}}{sL_i} - 2 \frac{sL_{li}}{sL_i}\right) \cdot \frac{sA_{ci}}{sA_{2i}}} \quad (3)$$

ここに、 sE ：鋼材の弾性係数、 sL_i ：柱・梁芯間長さ、 sL_{ci} ：塑性化

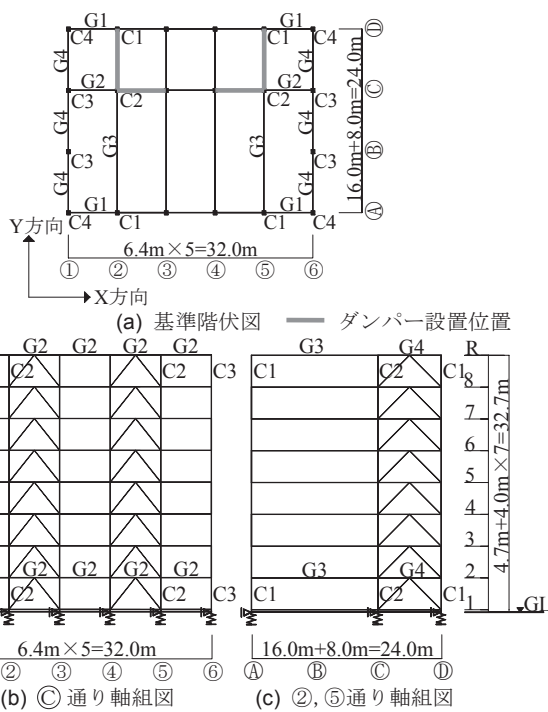


図1 対象建物の基準階伏図と軸組図

表1 対象建物の代表部材断面

	符号		鋼材種類	A1,B1モデル
柱	C2	上層	SN490級	□-400×400×28
		下層	SN490級	□-400×400×45
梁	G2	上層	SN490級	H-600×200×12×14
		下層	SN490級	H-600×200×12×25
	G3	上層	SN490級	H-800×250×14×16
		下層	SN490級	H-800×250×14×25

---type1 ■—type2 -△—type3

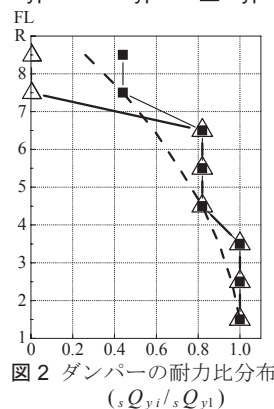


図2 ダンパーの耐力比分布 (sQ_{yi}/sQ_{y1})

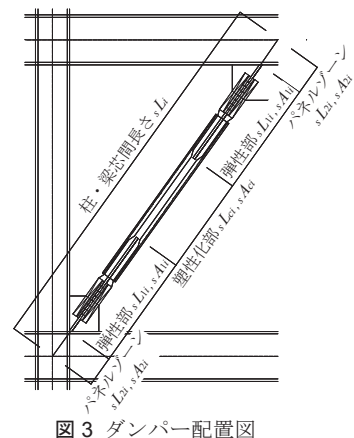


図3 ダンパー配置図

部長さ、 sL_{li} ：弾性部長さ、 sA_{li} ：弾性部断面積、 sA_{2i} ：パネルゾーン断面積である（図3参照）。本論文では、 $sL_{ci}/sL_i=0.25$ 、 $sL_{li}/sL_i=0.325$ 、 $sA_{1i}=2 \cdot sA_{ci}$ 、 $sA_{1i}=sA_{2i}$ を用いた。

2.3 解析入力地震動

解析に用いる入力地震動は、コーナー周期 $T_c=0.64$ sec以降の領域で、 $S_V=100$ cm/sec ($h=5\%$)となる模擬地震動波形をX方向から入力したものを用いる。採用した位相特性は、HACHINOHE 1968 EW, JMA KOBE 1995 NS, TOMAKOMAI 2003 NSであり、それぞれART HACHI, ART KOBE, ART TOMAと呼ぶこととする。いずれの解析ケースにおいても1次固有周期 T_1 が速度応答スペクトルの一定の領域に入る。図4に速度応答スペクトルとエネルギースペク

トルを示し、図5に加速度時刻歴波形を示す。図5の $e t_0$ は、加速度時刻歴波形のパワー累積値の5%点と95%点をもって実効地震継続時間と定義する^{13), 14)}。

3. 実効せん断型モデルの作成・解析

3.1 直列バネの作成手法

図6(a)のような部材レベルモデルの i 層において、最大層間変形 $\delta_{\max i}$ だけ変形した場合、ダンパーの軸方向の最大実効変形 $s \Delta_{\max i}$ の水平方向変形 $s \delta_{\max i}$ は、曲げ変形や周辺架構剛性の影響で $\delta_{\max i}$ より小さくなる。 $\delta_{\max i}$ と $s \delta_{\max i}$ との差をダンパーのロス変形 $b \delta_{\max i}$ とする。図6(b)のような直接せん断型モデルでの $s \delta_{\max i}$ は、最大層間変形 $\delta'_{\max i}$ と等しくなるため、ダンパーによる制振効果を過大に評価することとなる。そこで、本論文では図6(c)のように、ダンパーの剛性 $s k_i$ に直列バネの剛性 $b k_i$ を設けることで $b \delta_{\max i}$ を表現する。

$b k_i$ の決定法を以下に述べる。ダンパーを設けた部材レベルモデルの水平方向の自由度に縮約した剛性マトリクス $[K]$ から、主架構のみの剛性マトリクス $[f K]$ を引いたものを $[a K]$ とする(式(4))。

$$[K] - [f K] = [a K] \quad (4)$$

$[a K]$ はせん断変形にのみ作用するダンパーの剛性以外に、曲げ変形やダンパー周辺架構の剛性によって生じるダンパーのロス変形による影響が含まれている。一般に、 $[K]$ および $[f K]$ はフルマトリクスになるため、 $[a K]$ もフルマトリクスである。一方、図6(c)に示すような実効せん断型モデルでの $s k_i$ と $b k_i$ で表される付加系の剛性マトリクス $[a k_i]$ は、3重対角マトリクスとなる。

$[a k_i]$ と $[a k]$ について任意の相対変形 $\{x\}$ に対して、水平力が等しくなるとすると、実効せん断型モデルの付加系の剛性 $a k_i$ は $[a K]$ マトリクスの要素 $a K_{mn}$ を用いて、次式で表される(付録A参照)。

$$a k_i = \frac{1}{x_i - x_{i-1}} \cdot \sum_{m=i}^N \sum_{n=1}^N (a K_{mn} \cdot x_n) \quad (5)$$

ただし、 $x_0 = 0$ である。さらに、各層の層間変形 δ_i が等しい($\delta_i = \delta$)と仮定して $x_i = i \cdot \delta$ とすると、式(5)は次式のように簡略化される。

$$a k_i = \sum_{m=i}^N \sum_{n=1}^N (a K_{mn} \cdot n) \quad (6)$$

直列バネの剛性 $b k_i$ は、以下の式より算出できる。

$$b k_i = \frac{s k_i^2 \cdot \beta_{ki}}{s k_i (1 - \beta_{ki})}, \quad \beta_{ki} = \frac{a k_i}{s k_i} \quad (7a, b)$$

3.2 1次固有周期と剛性及び時刻歴応答解析による比較

表2に、 $s \alpha_{y1} = 0.02, 0.07, 0.10$ における部材レベルモデルと前節で作成した実効せん断型モデル及び直接せん断型モデルの1次固有周期 T_1 の比較を示す。表2から、各typeともに、直接せん断型モデルと部材レベルモデルの誤差は、 $s \alpha_{y1} = 0.10$ の時に約20%と大きな

表3 剛性の比較 ($s \alpha_{y1} = 0.07, \text{type1}$)

層	$s k_i$ (kN/cm)	$\beta_{ki} (= a k_i / s k_i)$
8	1411	0.419
7	2392	0.415
6	3186	0.422
5	3845	0.433
4	4389	0.461
3	4822	0.514
2	5152	0.573
1	4367	0.653

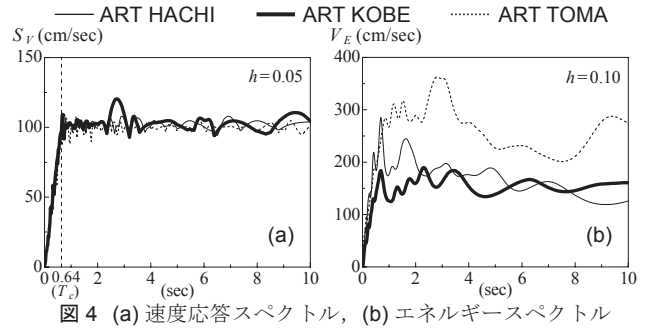
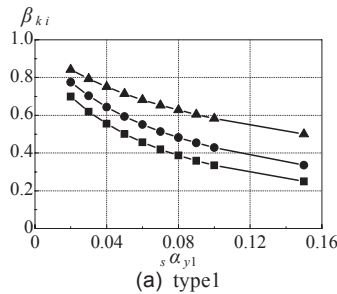


図4 (a) 速度応答スペクトル, (b) エネルギースペクトル

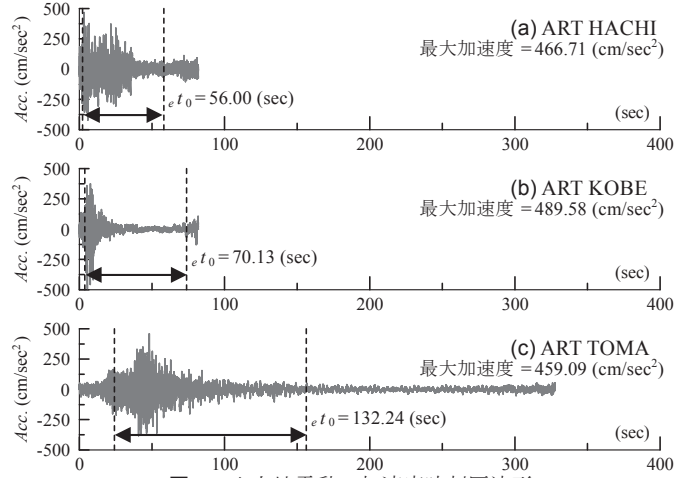


図5 入力地震動の加速度時刻歴波形

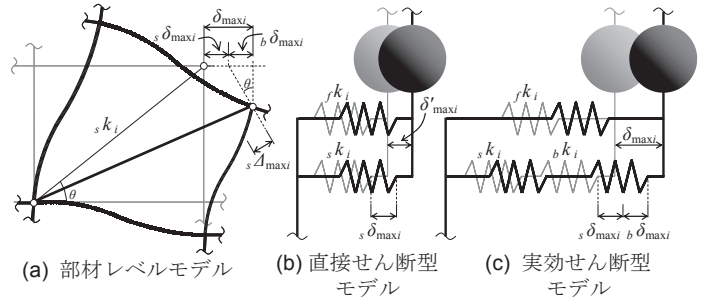


図6 ダンパーの実効変形を考慮した本手法の概念図

表2 1次固有周期 T_1 の比較

	$s \alpha_{y1}$	1次固有周期 T_1 (sec)		
		部材レベルモデル	直接せん断型モデル	実効せん断型モデル
type1	0.02	1.191	1.155 (0.970)	1.193 (1.002)
	0.07	1.045	0.891 (0.853)	1.049 (1.004)
	0.10	1.007	0.800 (0.795)	1.013 (1.006)
type2	0.02	1.183	1.141 (0.964)	1.185 (1.002)
	0.07	1.036	0.871 (0.840)	1.043 (1.007)
	0.10	1.000	0.780 (0.780)	1.007 (1.007)
type3	0.02	1.186	1.151 (0.970)	1.188 (1.002)
	0.07	1.041	0.901 (0.866)	1.044 (1.003)
	0.10	1.004	0.821 (0.817)	1.008 (1.004)

※()内は、部材レベルモデルとの比を表す

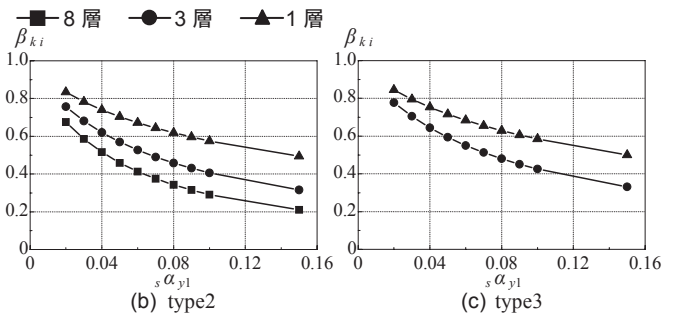


図7 β_{ki} の比較

値となるが、実効せん断型モデルと部材レベルモデルの誤差は、全ての $s\alpha_{y1}$, type において、1%以下となっていることがわかる。

type1 において、ダンパーのエネルギー吸収量が最も大きい $s\alpha_{y1} = 0.07$ でのダンパーの剛性 $s k_i$ 及び β_{k_i} (式(7b))を表3 (前頁)に示す。 $s\alpha_{y1}$ を0.02~0.15まで変化させた時における8層,3層,1層の β_{k_i} を図7 (前頁)に示す。表3の β_{k_i} から付加系の剛性 $s k_i$ は下層ではダンパーの剛性 $s k_i$ の60%程度,上層では40%程度の値となっていることがわかる。図7から,各 type とともに $s\alpha_{y1}$ を大きくすると,上層になるほど β_{k_i} が小さくなる。つまり,ダンパーの効率が低下することがわかる。

部材レベルモデルと,直接せん断型モデル,実効せん断型モデルの時刻歴応答解析より得られた応答比較の結果を図8に示す。図8は,ダンパー量を $s\alpha_{y1} = 0.07$,入力地震動をART HACHIとしたときにおける,ダンパーの累積塑性変形倍率 $s\eta_i$ (式(8))と,層間変形角 R_i の高さ方向の応答比較である。

$$s\eta_i = \frac{s W_{pi}}{s Q_{yi} \cdot s \delta_{yi}} \quad (8)$$

ここに, $s W_{pi}$:ダンパーのエネルギー吸収量, $s \delta_{yi}$:ダンパーの降伏層間変形である。式(8)の $s W_{pi}$ は,ダンパー履歴の面積より求め

た値を用いている。

図8から, $s\eta_i, R_i$ 共に,直接せん断型モデルより実効せん断型モデルの方が部材レベルモデルの値に近いことがわかる。図9は,部材レベルモデルに対する直接せん断型モデルの比と,部材レベルモデルに対する実効せん断型モデルの比を示したものであり,比較する応答値は部材レベルモデルにおいて応答が最大となる層の $s\eta_{i\max}, R_{i\max}$ と,損傷に寄与する入力エネルギー E_D である。図9から,直接せん断型モデルは, $s\alpha_{y1} = 0.10$ において,部材レベルモデルとの応答値の差異が大きいもので2倍程度となっているものも確認できる。これは,直接せん断型モデルの T_1 の誤差が,ダンパー量が多い場合に大きく(表2参照),それにより入力エネルギーが部材レベルモデルと異なる値となっているためである。それに対して,実効せん断型モデルは,全ての $s\alpha_{y1}$, type, 地震動において,部材レベルモデルとの差異が20%以内に収まっていることがわかる。

以上のことから,剛性マトリクスを用いて作成した実効せん断型モデルの妥当性を示すことができた。なお,本手法の実効せん断型モデルは,付図B1のように主架構の層剛性 $j k_i$ が極端な分布となる場合においても,上記と同様な結果となることを確認している。

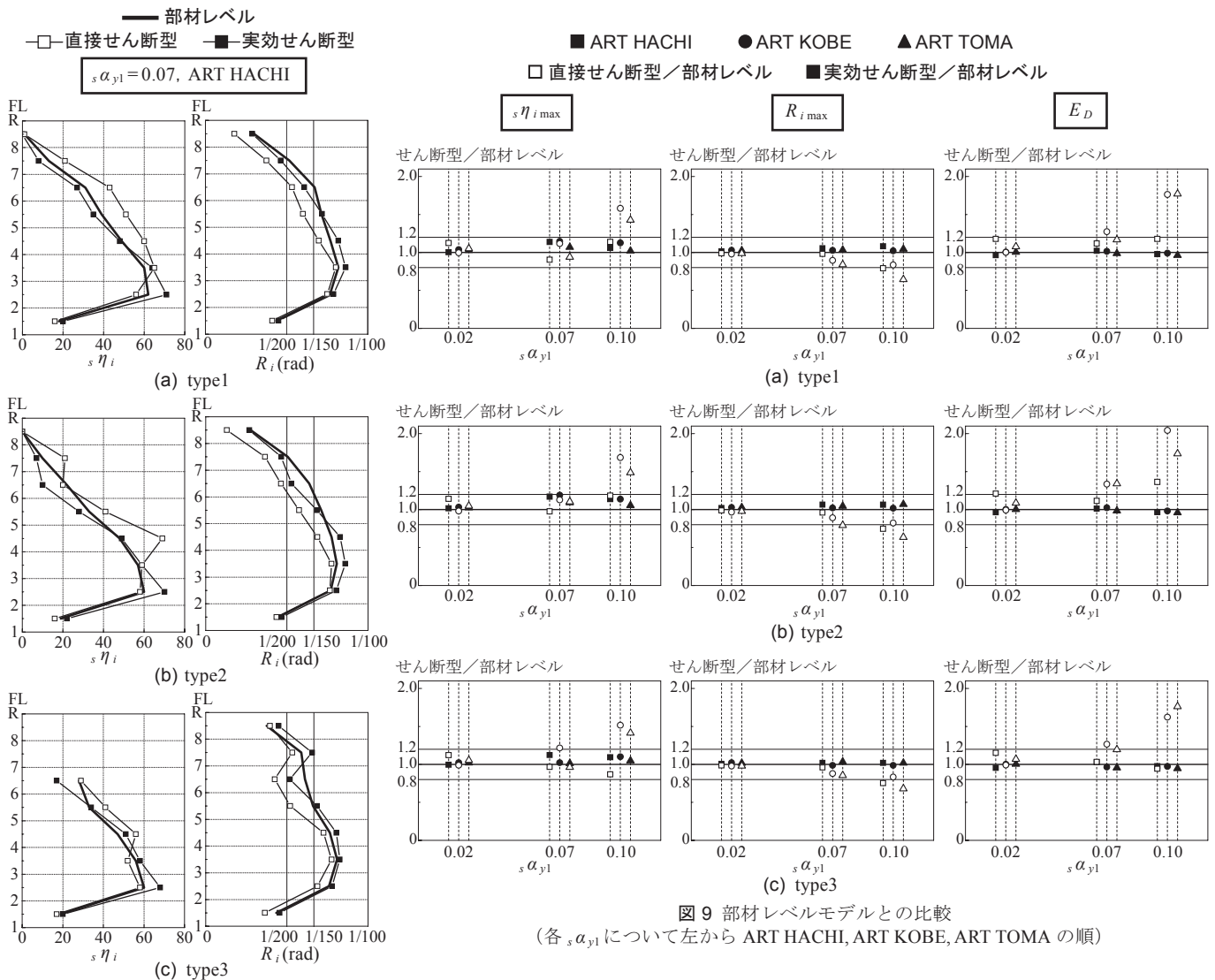


図9 部材レベルモデルとの比較
(各 $s\alpha_{y1}$ について左からART HACHI,ART KOBE,ART TOMA の順)

図8 部材レベルモデルとの高さ方向の比較

4. ダンパーの実効変形を考慮したエネルギー法の提案・検討

4.1 エネルギーの釣合式の導出

前章で提案した実効せん断型モデルは、ダンパーに直列バネを付与することで、ダンパーの実効変形の低下を表現した。本章では、ダンパーの実効変形を考慮したエネルギー法を提案する。

エネルギー法の応答予測式は、ダンパーの累積塑性変形倍率 $s\eta_i$ などの累積値を算出する時は地震終了時刻 t_0 におけるエネルギーの釣合式(9)から、最大層間変形 $\delta_{\max i}$ などの最大値を算出する時は最大応答発生時刻 t_m におけるエネルギーの釣合式(10)から求める。

$${}_a W_p(t_0) = E_D(t_0) \quad (9)$$

$${}_f W_e(t_m) + {}_a W_e(t_m) + {}_a W_p(t_m) = E_D(t_0) \quad (10)$$

ここに、 ${}_a W_p$: 付加系のエネルギー吸収量、 ${}_f W_e$: 主架構の弾性振動エネルギー、 ${}_a W_e$: 付加系の弾性振動エネルギーである。

制振建物の場合、一般に $E_D(t_m) \leq E_D(t_0)$ となることから、式(10)では $E_D(t_m)$ を $E_D(t_0)$ と置き換えている²⁾。 ${}_f W_e(t)$, ${}_a W_e(t)$ は、 $t = t_m$ で最大となり、 $t = t_0$ で消滅する。直列バネを考慮していない文献²⁾では、 $t = t_m$ の時においてもダンパーの弾性振動エネルギー ${}_s W_e(t_m)$ が $E_D(t_0)$ に対して十分に小さいため、ダンパーの弾性振動エネルギー ${}_s W_e(t_m)$ を 0 としていた。しかし、本論文では、直列バネを付けることで図10のように弾性域が広がり、 ${}_a W_e(t_m)$ が $E_D(t_0)$ に対して ${}_s \alpha_{y1} = 0.10$ の時 5~10% 程度となるため、式(10)のように ${}_a W_e(t_m)$ を含んだエネルギーの釣合式とする。

以下に、式(9),(10)で用いる諸元の算出式を示す。 $E_D(t_0)$ は、次式で求められる¹⁾。

$$E_D(t_0) = \frac{1}{2} \cdot M \cdot V_D^2 \quad (11)$$

ここに、 M : 総質量、 V_D : E_D の速度換算値¹⁾である。

式(9)の ${}_a W_p(t_0)$ は、 i 層の ${}_a W_{pi}$ と付加系の損傷分散係数 ${}_a \gamma_i$ (後述、4.2 節) を用いて次式のように表すことができる。

$${}_a W_p(t_0) = {}_a \gamma_i \cdot {}_a W_{pi} = {}_a \gamma_i \cdot {}_a Q_{yi} \cdot {}_a \delta_{yi} \cdot {}_a \eta_i \quad (12)$$

ここに、 ${}_a Q_{yi}$: 付加系の降伏層せん断力、 ${}_a \delta_{yi}$: 付加系の降伏層間変形 (図10参照) である。また、 ${}_a \eta_i$: 付加系の累積塑性変形倍率 (後述、4.3 節) である。

式(10)の ${}_f W_e(t_m)$ は、次式で表される。

$${}_f W_e(t_m) = \sum_{i=1}^N {}_f W_{ei} \cong \frac{M \cdot V_D^2}{2} \cdot \frac{1}{{}_f \bar{\alpha}_i^2} \cdot \left(\frac{{}_f \alpha_i}{{}_f \alpha_0} \right)^2 \quad (13)$$

$$\text{ここで、} \quad {}_f \alpha_i = \frac{{}_f Q_{\max i}}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g}, \quad {}_f \alpha_0 = \frac{2\pi \cdot V_D}{{}_f T_1 \cdot g} \quad (14a, b)$$

ここに、 ${}_f \bar{\alpha}_i$: 主架構の最適降伏層せん断力係数分布、 ${}_f Q_{\max i}$: 主架構の最大層せん断力である。

文献²⁾における ${}_f W_e(t_m)$ の算出式では、式(13)の ${}_f \bar{\alpha}_i$ を主架構+ダンパー (以後、全体架構と呼ぶ) の最適降伏層せん断力係数分布 $\bar{\alpha}_i$ としていた。しかし、 $\bar{\alpha}_i$ は、全体架構が弾性範囲でのせん断力係数分布を意味する¹⁾。よって、 $\bar{\alpha}_i$ を用いる文献²⁾の式は、図6(b)の直接せん断型モデルにおいて、各層の全体架構と主架構の剛性比 (${}_f k_i / ({}_f k_i + {}_s k_i)$) が等しい場合は成立するが、(${}_f k_i / ({}_f k_i + {}_s k_i)$) が異なる場合、もしくは (${}_f k_i / ({}_f k_i + {}_s k_i)$) が等しくても、図6(c)のように、

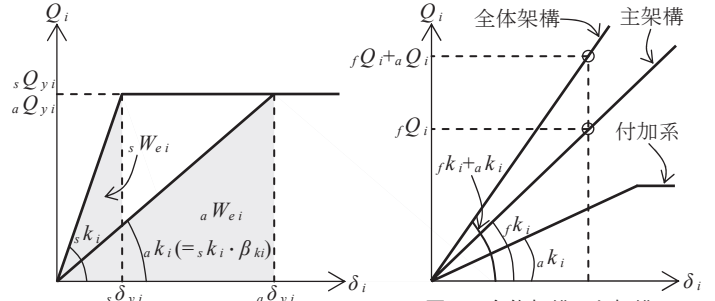


図10 ダンパーと付加系の $Q_i - \delta_i$

直列バネを考慮した場合は、全体架構と主架構の剛性比 (${}_f k_i / ({}_f k_i + {}_s k_i)$) が各層で異なるので適用できない。そこで、主架構の最適降伏層せん断力係数 ${}_f \bar{\alpha}_i (= {}_f \alpha_i / {}_f \alpha_0)$ を、図11に示す弾性範囲での主架構と全体架構の剛性比を用いて、次式のように表す。

$${}_f \bar{\alpha}_i = \frac{\alpha_i}{\alpha_0} \cdot \left(\frac{{}_f k_i}{{}_f k_i + {}_s k_i} \right) = \bar{\alpha}_i \cdot \left(\frac{{}_f k_i}{{}_f k_i + {}_s k_i \cdot \beta_{ki}} \right) \quad (15)$$

ここに、 α_i : 全体架構の層せん断力係数である。

式(10)の ${}_a W_e(t_m)$ は、以下の式で与えられる。

$${}_a W_e(t_m) = \sum_{i=1}^N {}_a W_{ei} = \frac{1}{2} \cdot \sum_{i=1}^N ({}_a Q_{yi} \cdot {}_a \delta_{yi}) \quad (16)$$

式(10)の ${}_a W_p(t_m)$ は、ダンパーの等価繰返し数 n_1 を用いて、下式で表される。

$$\begin{aligned} {}_a W_p(t_m) &= 4n_1 \cdot {}_a \gamma_i \cdot {}_a Q_{yi} \cdot {}_a \delta_{\max pi} = 4n_1 \cdot {}_a \gamma_i \cdot {}_a Q_{yi} (\delta_{\max i} - {}_s \delta_{yi}) \\ &= \frac{M \cdot V_D^2}{2} (8n_1 \cdot c_i \cdot {}_a \gamma_i) \cdot \frac{{}_a \alpha_{yi}}{{}_f \alpha_0} \left(\frac{{}_f \alpha_i}{{}_f \alpha_0} - \frac{{}_f k_i}{{}_f \alpha_0} \cdot \frac{{}_a \alpha_{yi}}{{}_f \alpha_0} \right) \end{aligned} \quad (17)$$

$$\text{ここで、} \quad \delta_{\max i} = \frac{{}_f Q_{\max i}}{{}_f k_i}, \quad {}_a \alpha_{yi} = \frac{{}_a Q_{yi}}{\sum_{j=1}^N m_j \cdot g} \quad (18a, b)$$

$$c_i = \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \right)^2 \cdot \frac{1}{\kappa_i}, \quad \kappa_i = \frac{{}_f k_i}{k_{eq}}, \quad k_{eq} = \frac{4\pi^2 \cdot M}{{}_f T_1^2} \quad (19a \sim c)$$

ここに、 ${}_a \delta_{\max pi}$: 付加系の最大塑性変形である。

文献²⁾における ${}_s W_p(t_m)$ は、 ${}_s \delta_{yi}$ が $\delta_{\max i}$ に対して十分小さいため、ダンパーの最大塑性変形 ${}_s \delta_{\max pi}$ を ${}_s \delta_{\max pi} = \delta_{\max i} - {}_s \delta_{yi} \cong \delta_{\max i}$ としていた。しかし、式(17)の ${}_a W_p(t_m)$ は、直列バネを付与することにより、降伏変形が伸びるため (図10参照)、 ${}_a \delta_{yi}$ を考慮して算出している。

4.2 実効変形を考慮した損傷分散係数の評価

各層の付加系へのエネルギー配分は、実効変形を考慮した損傷分散係数 ${}_a \gamma_i$ の逆数 $1/{}_a \gamma_i$ で表され、下式で求めることができる。

$$\frac{1}{{}_a \gamma_i} = \frac{{}_a W_{pi}}{\sum_{i=1}^N {}_a W_{pi}} = \frac{{}_a S_i \cdot {}_a P_i^{-a n_i}}{\sum_{i=1}^N ({}_a S_i \cdot {}_a P_i^{-a n_i})} \quad (20)$$

$$\text{ここで、} \quad {}_a S_i = \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \right)^2 \cdot \frac{{}_a \bar{\alpha}_i^2 \cdot {}_a k_i}{{}_f \alpha_0^2} = \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \right)^2 \cdot \frac{{}_s k_i \cdot \beta_{ki}}{{}_f \alpha_0^2 \cdot {}_s k_i \cdot \beta_{ki}} \quad (21)$$

$${}_a P_i = \frac{{}_a \alpha_{yi} / {}_f \alpha_0}{{}_a \bar{\alpha}_i} \quad (22)$$

$$\left. \begin{aligned} {}_a n_i &= 12 & r_{qi} &\leq 0.33 \\ {}_a n_i &= -2 + 8 \cdot r_{qi}^{-0.5} & 0.33 &< r_{qi} \leq 7.0 \\ {}_a n_i &= 1 & r_{qi} &> 7.0 \end{aligned} \right\} \quad (23)$$

$$r_{qi} = \frac{f Q_{\max i}}{a Q_{yi}} \quad (24)$$

ここに、 $a\bar{\alpha}_i$: 付加系の最適降伏層せん断力係数分布である。

文献2における $1/s\gamma_i$ の算出式では、式(21),(22)の $a\bar{\alpha}_i$ を $\bar{\alpha}_i$ としていた。しかし、前述の $fW_e(t_m)$ を算出する際に主架構の $f\bar{\alpha}_i$ を用いた時と同様な理由で、 $1/a\gamma_i$ を算出する際には、付加系の最適降伏層せん断力係数分布 $a\bar{\alpha}_i (= a\alpha_i/a\alpha_1)$ を用いる必要がある。 $a\bar{\alpha}_i$ は、図11の関係より、次式で求められる。

$$a\bar{\alpha}_i = \frac{\alpha_i}{\alpha_1} \cdot \frac{\left(\frac{a k_i}{f k_i + a k_i}\right)}{\left(\frac{a k_1}{f k_1 + a k_1}\right)} = \bar{\alpha}_i \cdot \frac{\left(\frac{s k_i \cdot \beta_{ki}}{f k_i + s k_i \cdot \beta_{ki}}\right)}{\left(\frac{s k_1 \cdot \beta_{k1}}{f k_1 + s k_1 \cdot \beta_{k1}}\right)} \quad (25)$$

また、ダンパーを付加系に置き換えても、図10に示すように、 $sQ_{yi} = aQ_{yi}$ となるため、式(24)の r_{qi} は文献2の r_{qi} と等しい。従って、式(23)に示した付加系の損傷集中指数 $a n_i$ は、文献2で提案されているダンパーの $s n_i$ を用いることができる ($a n_i = s n_i$)。

以上の導出方法から求めた $1/a\gamma_i$ (以後、応答予測(本手法)と呼ぶ)と、直接せん断型モデルを用いて文献2の応答予測式から求めた $1/s\gamma_i$ (以後、応答予測(従来計算)と呼ぶ)を、部材レベルモデルの時刻歴応答解析結果から算出した $1/s\gamma_i$ (以後、時刻歴解析(部材レベル)と呼ぶ)と比較することで、本手法の妥当性を検討する。なお、直列バネは弾性であるので $aW_{pi} = sW_{pi}$ となり、式(20)の第2式からわかるように $s\gamma_i = a\gamma_i$ が成り立つ。また、時刻歴解析(部材レベル)の $1/s\gamma_i$ は、ダンパー履歴の面積から各層での sW_{pi} を計算し、 $sW_{pi}/\sum sW_{pi}$ から求めている。

図12に、 $s\alpha_{y1} = 0.07$ の時における、 $1/s\gamma_i, 1/a\gamma_i$ の高さ方向の比較を示し、図13に、横軸を時刻歴解析より得られた $1/s\gamma_i$ 、縦軸を応答予測式より得られた $1/s\gamma_i, 1/a\gamma_i$ としての時のプロットを、全ての層、

$s\alpha_{y1}$, type, 地震動において示す。また、図中の破線は20%の誤差を表している。各層のダンパー降伏層せん断力 sQ_{yi} は1層を基準として算出している(式(1))ため、応答予測式に用いる $s n_i, a n_i$ も1層の値を式(23)より求め、その値を全層に用いることとした。具体的には、部材レベルモデルの時刻歴応答解析から得られた $fQ_{\max i}$ を式(24)に代入し r_{qi} を求め、その値を用いて式(23)より算出した。その結果、各 type, 各地震動において、 $s\alpha_{y1} = 0.02$ では $s n_1 = 1.0$, $s\alpha_{y1} = 0.07$ では $s n_1 = 2.2$ 程度、 $s\alpha_{y1} = 0.10$ では $s n_1 = 2.8$ 程度となるため、応答予測式では、表4で示している $s n_i, a n_i$ を用いることとする。

応答予測(従来計算)は、図12,13からわかるように時刻歴解析(部材レベル)と比べ、 $1/s\gamma_i$ の小さい上層で過大に、逆に $1/s\gamma_i$ の大きい下層で過小評価する傾向があった。一方、応答予測(本手法)は、式(25)において全体架構と付加系の剛性比を考慮しているため、損傷分布が大きく改善されていることが図12,13より確認できる。以上のことから、応答予測(本手法)の妥当性を示すことができた。なお、応答予測(本手法)は、主架構の層剛性 $f k_i$ が極端な分布の場合でも良い精度を示すことを確認している(付録B参照)。

4.3 累積塑性変形倍率 $s\eta_i$ と層間変形角 R_i の評価

4.1節で示したエネルギーの釣合式(9),(10)を用いて、 $s\eta_i$ と R_i の導出を行う。まず、 $s\eta_i$ を求める。式(9)に式(11),(12)を代入することで、 $a\eta_i$ は次式で表される。

$$a\eta_i = \frac{M \cdot V_D^2}{2 a \gamma_i \cdot a Q_{yi} \cdot a \delta_{yi}} = \frac{1}{2 a \gamma_i \cdot c_i} \cdot \left(\frac{a k_i}{f k_i}\right) \cdot \left(\frac{f \alpha_0}{a \alpha_{yi}}\right)^2 \quad (26)$$

直列バネは弾性であるため、前述の通り、 $sW_{pi} = aW_{pi}$, $sQ_{yi} = aQ_{yi}$ となる。従って、 $s\eta_i$ は、 β_{ki} を用いて次式で算出することができる。

$$s\eta_i = \frac{sW_{pi}}{sQ_{yi} \cdot s\delta_{yi}} = \frac{aW_{pi}}{aQ_{yi} \cdot a\delta_{yi}} \cdot \frac{a\delta_{yi}}{s\delta_{yi}} = a\eta_i \cdot \frac{s k_i}{a k_i} = \frac{a\eta_i}{\beta_{ki}} \quad (27)$$

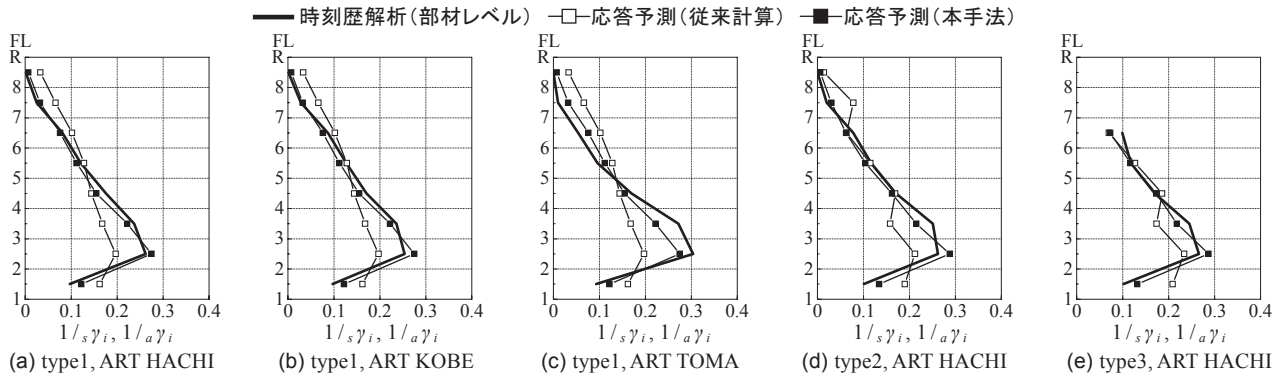


図12 高さ方向における $1/s\gamma_i, 1/a\gamma_i$ の応答予測と時刻歴解析(部材レベル)の比較 ($s\alpha_{y1} = 0.07$)

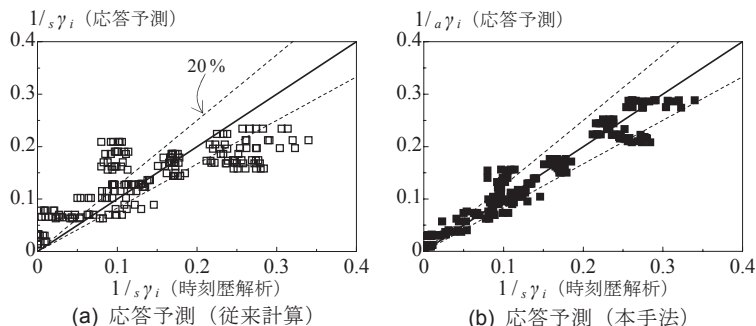


図13 $1/s\gamma_i, 1/a\gamma_i$ の応答予測と時刻歴解析(部材レベル)の比較

表4 応答予測式に用いる $s n_i, a n_i, V_D, n_1$

	$s\alpha_{y1}$	$s n_i, a n_i$	V_D (cm/sec)	n_1
type1	0.02	1.0	117	2.5
	0.07	2.0	135	
	0.10	2.0	133	
type2	0.02	1.0	118	
	0.07	2.0	135	
	0.10	2.0	132	
type3	0.02	1.0	116	
	0.07	2.0	134	
	0.10	2.0	130	

※ V_D, n_1 は、ART HACHIの時における値である

次に、 R_i を求める。式(13),(16),(17)及び(11)を、式(10)に代入することで、下式が得られる。

$$\frac{1}{f\bar{\alpha}_i^2} \cdot \left(\frac{f\alpha_i}{f\alpha_0}\right)^2 + \frac{1}{M \cdot V_D^2} \cdot \sum_{i=1}^N (aQ_{yi} \cdot a\delta_{yi}) + 8n_1 \cdot c_i \cdot a\gamma_i \cdot \frac{a\alpha_{yi}}{f\alpha_0} \cdot \left(\frac{f\alpha_i}{f\alpha_0} - \frac{fk_i}{ak_i} \cdot \frac{a\alpha_{yi}}{f\alpha_0}\right) = 1 \quad (28)$$

式(28)を解くと、 $f\alpha_i/f\alpha_0$ は次のように求まる。

$$\frac{f\alpha_i}{f\alpha_0} = -4n_1 \cdot c_i \cdot a\gamma_i \cdot f\bar{\alpha}_i^2 \cdot \frac{a\alpha_{yi}}{f\alpha_0} + f\bar{\alpha}_i \sqrt{8m_1 \cdot c_i \cdot a\gamma_i \left(2m_1 \cdot c_i \cdot a\gamma_i \cdot f\bar{\alpha}_i^2 + \frac{fk_i}{ak_i} \left(\frac{a\alpha_{yi}}{f\alpha_0}\right)^2 + 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (aQ_{yi} \cdot a\delta_{yi})}{M \cdot V_D^2}\right)} \quad (29)$$

$\delta_{\max i}$ は、次式で表される。

$$\delta_{\max i} = \frac{fQ_{\max i}}{fk_i} = \frac{f\delta_0 \cdot \sum_{j=i}^N m_j}{\kappa_i M} \cdot \frac{f\alpha_i}{f\alpha_0} \quad (30)$$

$$\text{ここで、 } f\delta_0 = \frac{fT_1 \cdot V_D}{2\pi} \quad (31)$$

最終的に $\delta_{\max i}$ は、式(30)に式(29)を代入して求める。

$\delta_{\max i}$ を算出する際に用いる $f\alpha_i/f\alpha_0$ の計算には、式(29)からも分かるように付加系の諸元 ($aQ_{yi}, a\delta_{yi}$ など)が必要となるため、type3のように上層のダンパーを配置していない場合(図2参照)、ダンパーが設置されていない層の最大層間変形 $\delta_{\max i}$ を算出することができない。そこで、ダンパーが設置されていない層の $\delta_{\max i}$ は、 A_i 分布に基づいた Q_i とFモデルの層剛性 fk_i を用いて算出した層間変形の分布 $\bar{\delta}_i$ を利用する。具体的には、type3の場合、 Q_i を fk_i で除すことにより、層間変形の分布 $\bar{\delta}_i$ を算出し、6層の $\bar{\delta}_6$ を基準とした時の7,8層の $\bar{\delta}_7, \bar{\delta}_8$ との比を求め、その比を式(30)より計算した6層の最大層間変形 $\delta_{\max 6}$ に乗ずることで、7,8層の最大層間変形 $\delta_{\max 7}, \delta_{\max 8}$ を導出する。

以上の $\delta_{\max i}$ を用いて、 R_i を下式から算出する。

$$R_i = \frac{\delta_{\max i}}{H_i} \quad (32)$$

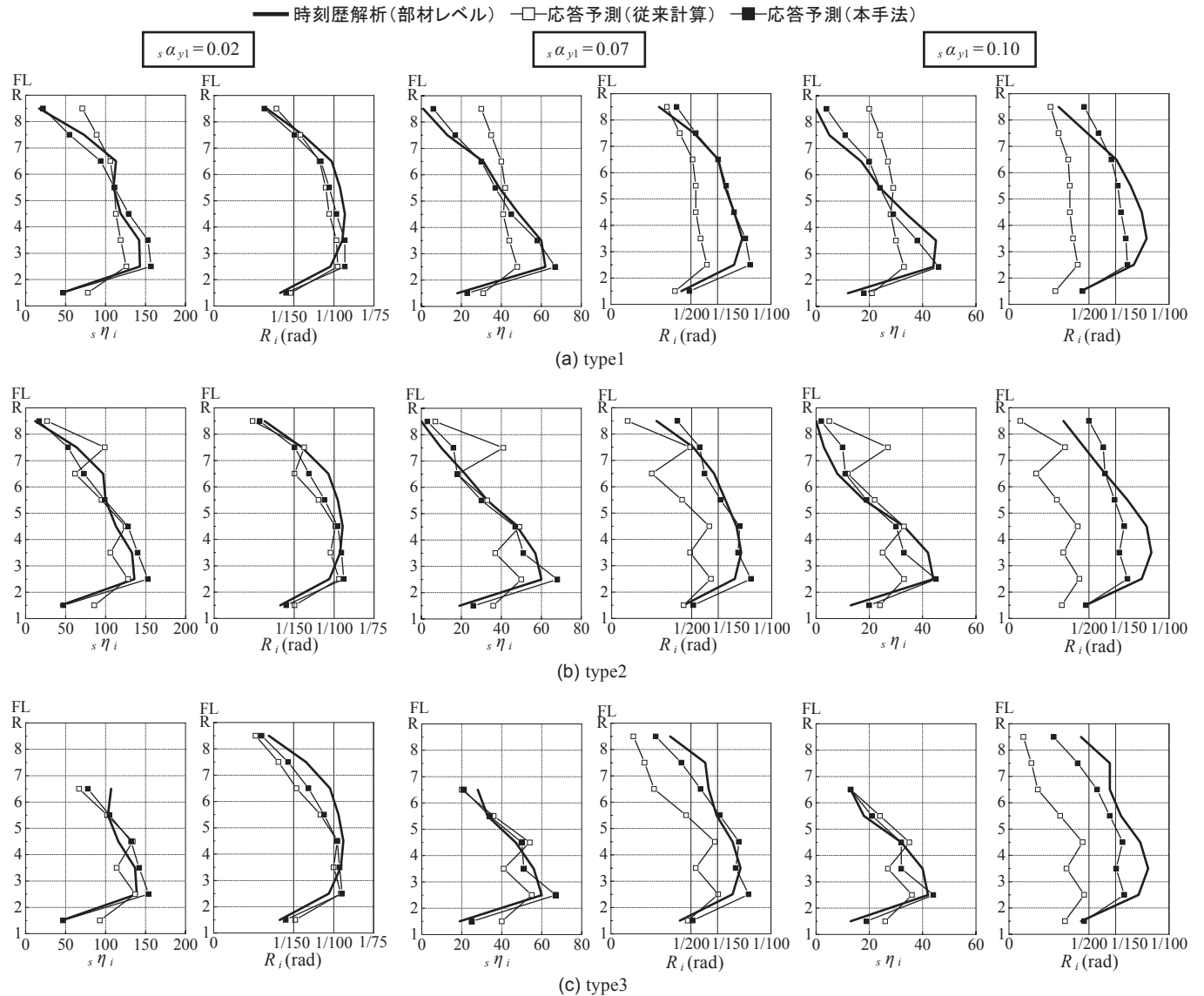


図14 高さ方向における $s\eta_i$ と R_i の応答予測と時刻歴解析(部材レベル)の比較 (ART HACHI)

ここに、 H_i : 階高である。

時刻歴解析 (部材レベル) と、応答予測 (本手法)、応答予測 (従来計算) を比較検討することで、本手法の有用性を考察する。なお、応答予測 (従来計算) は、エネルギーの釣合式において ${}_s W_e(t_m) = 0$ とし、 ${}_f \bar{a}_i$ と ${}_a \bar{a}_i$ を \bar{a}_i と置いて応答予測式を解いたものである。

図14 (前頁) に高さ方向の ${}_s \eta_i$ と R_i を示す。解析に用いる地震動は ART HACHI とし、本節でのダンパー量は、 ${}_s \alpha_{y1} = 0.02, 0.07, 0.10$ とする。エネルギー法に用いる V_D は、部材レベルモデルの時刻歴応答解析から得られた値を用いる (表4 参照)。ダンパーの等価繰返し数 n_1 は、エネルギー法告示^{5), 6)} で定められている $n_1 = 2.5$ を使用する。図14より、各ダンパー量、各 type とともに、応答予測 (本手法) の ${}_s \eta_i$ は、応答予測 (従来計算) よりも時刻歴解析 (部材レベル) の値に近いことが確認できる。特に、type1 に着目すると、応答予測 (本手法) は、時刻歴解析 (部材レベル) の上層で ${}_s \eta_i$ が小さくなる傾向を捉えられていることがわかる。応答予測 (従来計算) の R_i は、時刻歴解析 (部材レベル) より低い値となっているため危険側の評価となっているのに対して、応答予測 (本手法) の R_i は、時刻歴解析 (部材レベル) と同等の値となっていることがわかる。また、type3 のように上層にダンパーを設置していない場合においても、本論文で提案した手法を用いることで、 R_i を予測できていることがわかる。

以上のことから、本手法の有用性を示すことができた。

4.4 第1層の応答予測式の検証と最適応答予測式の導出

応答性状を検討するに当たり、第1層の主架構と付加系のせん断力係数 (${}_f \alpha_1, {}_a \alpha_{y1}$) の関係、全体架構と付加系のせん断力係数 ($\alpha_1, {}_a \alpha_{y1}$) の関係を導き出す。式(29)において、 $i=1$ と置くと $c_1 = 1/\kappa_1, \bar{a}_1 = 1$ となるため、以下のように変換できる。なお、式(29)中の $\Sigma({}_a Q_{yi} \cdot {}_a \delta_{yi})$ は、値が十分に小さいので、式を簡便にするため、無視している。

$$\frac{{}_f \alpha_1}{{}_f \alpha_0} = \frac{4m_1 \cdot a \gamma_1}{{}_f \alpha_0} \cdot \frac{{}_a \alpha_{y1}}{\kappa_1} + \sqrt{\frac{8m_1 \cdot a \gamma_1}{\kappa_1} \left(\frac{2m_1 \cdot a \gamma_1}{\kappa_1} + \frac{{}_f k_1}{{}_s k_1 \cdot \beta_{k1}} \right) \left(\frac{{}_a \alpha_{y1}}{{}_f \alpha_0} \right)^2 + 1} \quad (33)$$

$\alpha_1 = {}_f \alpha_1 + {}_a \alpha_{y1}$ より、 α_1 と ${}_a \alpha_{y1}$ の関係は、式(33)を用いて、次式で与えられる。

$$\frac{\alpha_1}{{}_f \alpha_0} = \left(1 - \frac{4m_1 \cdot a \gamma_1}{\kappa_1} \right) \frac{{}_a \alpha_{y1}}{{}_f \alpha_0} + \sqrt{\frac{8m_1 \cdot a \gamma_1}{\kappa_1} \left(\frac{2m_1 \cdot a \gamma_1}{\kappa_1} + \frac{{}_f k_1}{{}_s k_1 \cdot \beta_{k1}} \right) \left(\frac{{}_a \alpha_{y1}}{{}_f \alpha_0} \right)^2 + 1} \quad (34)$$

ここでは例として、 $\beta_{k1} = 0.5, 1.0$ とした式(33), (34)の第1層の応答予測を図15に示す。また、表5に応答予測に用いる諸元を示す。なお、式(33), (34)に用いる ${}_s k_1$ の値は、図15横軸の ${}_a \alpha_{y1} / {}_f \alpha_0$ に応じて

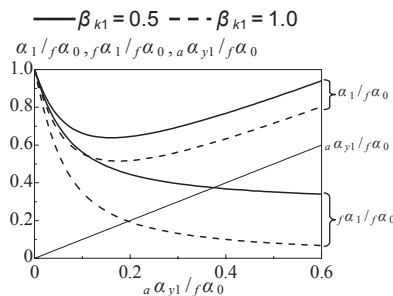


図15 第1層の応答予測

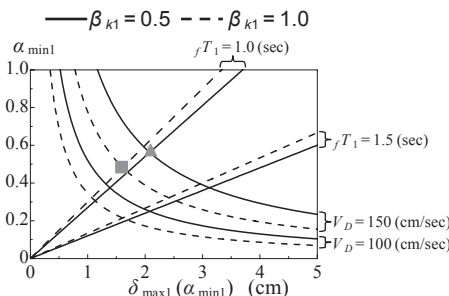


図16 α_{min1} と $\delta_{max1}(\alpha_{min1})$ の関係

式(1)~(3)より計算した値を使用している。図15より、ダンパーの実効変形を考慮していない場合 ($\beta_{k1} = 1.0$; 破線) は、考慮した場合 ($\beta_{k1} = 0.5$; 太線) に比べて、 $\alpha_1 / {}_f \alpha_0$ 及び ${}_f \alpha_1 / {}_f \alpha_0$ を小さく予測しており、危険側の評価をしていることがわかる。また、実効変形を考慮すると、ダンパー量を増しても、 $\beta_{k1} = 1.0$ と同程度の応答低下は望めないことがわかる。

次に、 α_1 が最小となる (以後、 α_{min1} と呼ぶ) ときの δ_{max1} (以後、 $\delta_{max1}(\alpha_{min1})$ と呼ぶ) 及び ${}_a \alpha_{y1}$ (以後、 ${}_a \alpha_{y1}(\alpha_{min1})$ と呼ぶ) を算出する。式(30)を ${}_f \alpha_1 / {}_f \alpha_0$ について解き、式(33)に代入して、 ${}_a \alpha_{y1}$ と δ_{max1} の関係を求めると次式のようになる。

$$\frac{{}_a \alpha_{y1}}{{}_f \alpha_0} = \frac{1}{2} (Y - 2) \frac{\kappa_1 \cdot \delta_{max1}}{{}_f \delta_0} + \frac{1}{2} \sqrt{X \left(\frac{\kappa_1 \cdot \delta_{max1}}{{}_f \delta_0} \right)^2 - Z} \quad (35)$$

$$\text{ここで、 } X = \frac{{}_s k_1 \cdot \beta_{k1}}{{}_f k_1} \left(\frac{{}_s k_1 \cdot \beta_{k1}}{{}_f k_1} + \frac{\kappa_1}{2n_1 \cdot a \gamma_1} \right), \quad Y = \frac{{}_s k_1 \cdot \beta_{k1}}{{}_f k_1} + 2 \quad (36a, b)$$

$$Z = \frac{\kappa_1 \cdot {}_s k_1 \cdot \beta_{k1}}{2n_1 \cdot a \gamma_1 \cdot {}_f k_1} \quad (37)$$

式(34)に式(35)を代入すると、 α_1 と δ_{max1} の関係は次式で得られる。

$$\frac{\alpha_1}{{}_f \alpha_0} = \frac{1}{2} \cdot Y \cdot \frac{\kappa_1 \cdot \delta_{max1}}{{}_f \delta_0} + \frac{1}{2} \sqrt{X \left(\frac{\kappa_1 \cdot \delta_{max1}}{{}_f \delta_0} \right)^2 - Z} \quad (38)$$

式(38)を δ_{max1} で微分すると、 α_{min1} となるときの $\delta_{max1}(\alpha_{min1})$ は、下式で表される。

$$\frac{\kappa_1 \cdot \delta_{max1}(\alpha_{min1})}{{}_f \delta_0} = Y \cdot \sqrt{\frac{Z}{X(Y^2 - X)}} \quad (39)$$

式(39)を式(35), (38)に代入すると、 ${}_a \alpha_{y1}(\alpha_{min1})$ 及び α_{min1} は、それぞれ以下の式で与えられる。

$$\frac{{}_a \alpha_{y1}(\alpha_{min1})}{{}_f \alpha_0} = \frac{\{Y(Y-2) - X\}}{2} \sqrt{\frac{Z}{X(Y^2 - X)}} \quad (40)$$

$$\frac{\alpha_{min1}}{{}_f \alpha_0} = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{Z \cdot (Y^2 - X)}{X}} \quad (41)$$

ここで、式(39), (41)より、 α_{min1} と $\delta_{max1}(\alpha_{min1})$ の関係を導き、式(14b), (31)を用いて、 V_D または ${}_f T_1$ の式で表すと以下のようになる。

$$\alpha_{min1} = \frac{V_D^2}{2\delta_{max1}(\alpha_{min1}) \cdot \kappa_1 \cdot g} \cdot \frac{Y \cdot Z}{X} = \frac{2\delta_{max1}(\alpha_{min1}) \cdot \kappa_1 \cdot \pi^2}{{}_f T_1^2 \cdot g} \cdot \frac{Y^2 - X}{Y} \quad (42)$$

式(42)の $\beta_{k1}, V_D, {}_f T_1$ に、 $\beta_{k1} = 0.5, 1.0, V_D = 100, 150 \text{ cm/sec}, {}_f T_1 = 1.0, 1.5 \text{ sec}$ となるパラメータを代入した、 α_{min1} と $\delta_{max1}(\alpha_{min1})$ の関係を図16に示す。なお、 ${}_a \gamma_1, n_1, \kappa_1, {}_f k_1, {}_s k_1$ は、表5の値を用いている。

ある $V_D, {}_f T_1$ を定めた時、ダンパーの効果を最大に期待した場合

表5 第1層の応答予測式に用いる諸元

β_{k1}	${}_a \gamma_1$	n_1	κ_1	${}_f k_1$ (kN/cm)	${}_s k_1^*$ (kN/cm)
0.5	6.69	2.5	5.54	5244	6238
1.0	6.99				

※ 図16に使用する値である

の α_1 と $\delta_{\max 1}$ が図 15 から推定でき、その時のダンパーの降伏層せん断力係数が式(40)により求まる。図 16 において、 $V_D=150 \text{ cm/sec}$ 、 $fT_1=1.0 \text{ sec}$ とした場合の $\beta_{k1}=1.0$ (図中■) と $\beta_{k1}=0.5$ (図中▲) を比較すると、 $\beta_{k1}=0.5$ のときは、 $\beta_{k1}=1.0$ のときよりも $\alpha_{\min 1}$ 、 $\delta_{\max 1}(\alpha_{\min 1})$ が大きくなる。また、これは、 β_{k1} を変えると、最も α_1 を低減できるダンパー量が増えることを意味するので、ダンパー量を設定する際には、 β_{k1} すなわちダンパーの実効変形を考慮する必要がある。

5. 結

本論文では、ダンパーの実効変形を考慮したせん断型モデルの新たな作成手法を提案した。提案したモデルを、エネルギーの釣合に基づく応答予測法(以下、エネルギー法)においても適用することで、ダンパーの実効変形を考慮した応答予測式を提示した。以下に得られた知見を示す。

- (1) 本論文で提案したせん断型モデルの作成手法は、ダンパーを設置した部材レベルモデルの静的解析を行わない点で、既往の研究^{7)~11)}と異なる。直列バネを算出する際、各層の層間変形を等しくなると考えることで、式(6)、(7a)のように簡略な式で表した。
- (2) 提案したせん断型モデルが部材レベルモデルと近い応答を示すモデルであることを、時刻歴応答解析により確認した。これにより、作成手法の妥当性を示した。
- (3) 既往研究²⁾のエネルギー法で提示されているダンパーの損傷分散係数 γ_i を、ダンパーの実効変形を考慮して新たに提案した。このことにより、ダンパーのエネルギー配分をより正確に予測できるようになった。
- (4) 本論文で提案したダンパーの実効変形を考慮したエネルギー法と、考慮していないエネルギー法を、部材レベルモデルの時刻歴応答解析の結果と比較検討した。その結果、実効変形を考慮していないエネルギー法は、時刻歴解析結果より危険側の値を示していたが、提案したエネルギー法は、時刻歴解析結果と同等な評価ができていたことを確認した。
- (5) ダンパーの実効変形を考慮したエネルギー法の最適応答予測式から、ダンパー量を効率的に設定するためには、ダンパーの実効変形を考慮する必要があることを示した。

本論文は、主架構を弾性として検討を行った。今後は、本手法を主架構が塑性化する場合に拡張する予定である。

参考文献

- 1) 秋山宏：エネルギーの釣合に基づく建築物の耐震設計、技報堂出版、1997
- 2) 北村春幸、財津和康、馬谷原伴恵：主架構の塑性化を考慮した制振構造物のエネルギーの釣合に基づく応答評価法、日本建築学会構造系論文集、第 599 号、pp.71-78、2006.1
- 3) 北村春幸、馬谷原伴恵、川崎恵：時刻歴応答解析結果をもとにエネルギーの釣合に基づく耐震設計法を適用した建築物の耐震性評価法の提案、日本建築学会構造系論文集、第 632 号、pp.1755-1763、2008.10
- 4) 長谷川隆、西山功、向井昭義、石原直、加村久哉：エネルギーの釣合に基づく履歴型ダンパー付鉄骨造骨組の地震応答予測、日本建築学会構造系論文集、第 582 号、pp.147-154、2004.8
- 5) 日本建築センター：エネルギーの釣合に基づく耐震計算法の技術基準解説及び計算例とその解説、2005.10

- 6) 独立行政法人 建築研究所：鋼構造建築物へのエネルギー活用マニュアル平成 17 年国土交通省告示第 631 号「エネルギーの釣合に基づく耐震計算法」に準拠して一、技報堂出版、2008.9
- 7) 石井正人、北村春幸、和田章、笠井和彦：粘弾性型制振部材付き架構のモデル化に関する検討、日本建築学会構造系論文集、第 531 号、pp.55-62、2000.5
- 8) 石井正人、太田弘俊、多田有輝、北村春幸、和田章：速度依存型制振部材付き架構の簡易モデル化手法、日本建築学会構造系論文集、第 592 号、pp.43-50、2005.6
- 9) 笠井和彦、岩崎啓介：様々な形式の制振構造における自由度縮約法と水平バネ系への変換法、日本建築学会構造系論文集、第 605 号、pp.37-46、2006.7
- 10) 市川尚史、竹中裕美、大宮幸、石井正人、寺本隆幸：制振部材の実効変形を考慮した等価せん断型モデルに関する研究—実効せん断型モデルの適用性—、日本建築学会大会学術講演梗概集(関東)、B-2、pp.795-796、2006.9
- 11) 石井正人、笠井和彦：多層制振構造の時刻歴解析に用いるせん断棒モデルの提案、日本建築学会構造系論文集、第 647 号、pp.103-112、2010.1
- 12) 佐伯英一郎、前田泰史、中村秀司、緑川光正、和田章：実大アンボンドブレースに関する実験的研究、日本建築学会構造系論文集、第 476 号、pp.149-158、1995.10
- 13) Trifunac, M.D. and Brady, A.G.: A Study on Duration of Strong Earthquake Ground Motion., Bulletin of the Seismological Society of America, Vol.65, No.3, pp.581-626, June 1975
- 14) 秋山宏、北村春幸：エネルギースペクトルと速度応答スペクトルの対応、日本建築学会構造系論文集、第 608 号、pp.37-43、2006.10

付録 A 付加系の剛性の算出手法

式(5)の付加系の剛性 a_k の算出手法を、3 層のモデルを例として以下に詳しく述べる。3 層のモデルを考えた場合、式(4)の剛性マトリクス $[aK]$ は、以下の式で表すことができる。

$$[aK] = \begin{bmatrix} aK_{33} & aK_{32} & aK_{31} \\ aK_{23} & aK_{22} & aK_{21} \\ aK_{13} & aK_{12} & aK_{11} \end{bmatrix} \quad (A1)$$

また、付加系の剛性マトリクス $[ak]$ は、次式で表される。

$$[ak] = \begin{bmatrix} ak_3 & -ak_3 & 0 \\ -ak_3 & ak_2 + ak_3 & -ak_2 \\ 0 & -ak_2 & ak_1 + ak_2 \end{bmatrix} \quad (A2)$$

ここで、任意の相対変形 $\{x\}$ に対して、式(A1)、(A2)による各層の水平力が等しくなるとすると、各層の付加系の剛性 a_k は下式となる。

$$ak_3 = \frac{1}{(x_3 - x_2)} (aK_{33} \cdot x_3 + aK_{32} \cdot x_2 + aK_{31} \cdot x_1) \quad (A3)$$

$$ak_2 = \frac{1}{(x_2 - x_1)} \{ (aK_{23} + aK_{33}) \cdot x_3 + (aK_{22} + aK_{32}) \cdot x_2 + (aK_{21} + aK_{31}) \cdot x_1 \} \quad (A4)$$

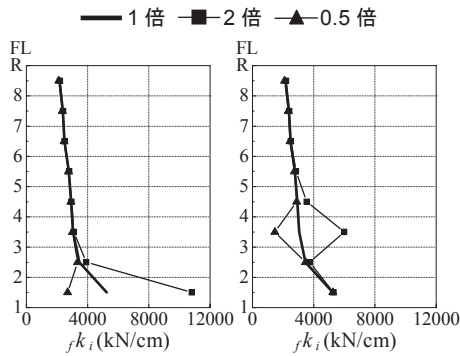
$$ak_1 = \frac{1}{(x_2 - x_1)} \{ (aK_{13} + aK_{23} + aK_{33}) \cdot x_3 + (aK_{12} + aK_{22} + aK_{32}) \cdot x_2 + (aK_{11} + aK_{21} + aK_{31}) \cdot x_1 \} \quad (A5)$$

式(A3)~(A5)より、 i 層の付加系の剛性 a_k は、式(5)のような一般形の式で表すことができる。

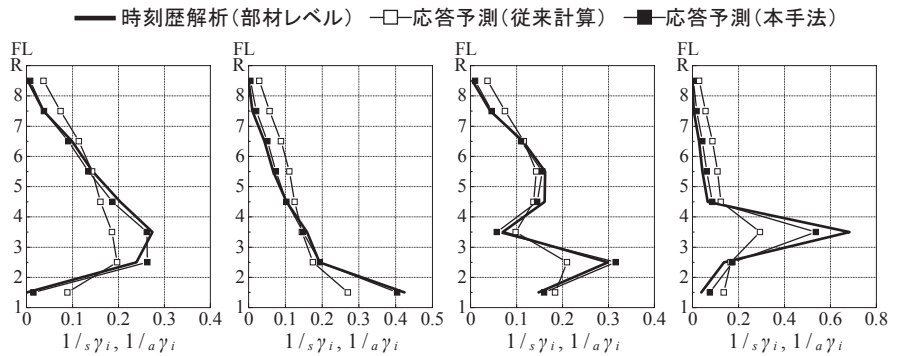
付録 B 主架構の層剛性が極端な分布となる場合の損傷分散係数

4.2 節で示した損傷分散係数 γ_i が、主架構の層剛性 f_k を極端な分布とした場合においても有効であるか検証する。

付図 B1(a)、(b)に、本論文に用いた主架構の 1 層及び 3 層の層剛性を、それぞれ 2 倍、0.5 倍とした場合の層剛性分布を示す。この 4 つの層剛性分布における応答予測(本手法)の $1/a\gamma_i$ と応答予測(従来計算)の $1/s\gamma_i$ 及び時刻歴解析(部材レベル)の $1/s\gamma_i$ の比較を付図 B2 に示す。なお、ダンパー量を $s\alpha_1$



(a) 1層の剛性を変化 (b) 3層の剛性を変化
付図 B1 主架構の層剛性分布



(a) 1層の剛性2倍 (b) 1層の剛性0.5倍 (c) 3層の剛性2倍 (d) 3層の剛性0.5倍
付図 B2 高さ方向における $1/\gamma_i, 1/a\gamma_i$ の比較 ($s\alpha_{yi}=0.07, \text{type1, ART HACHI}$)

= 0.07, ダンパーの耐力比分布を type1, 入力地震動を ART HACHI とする。
付図 B2 より, 全ての剛性分布において, 応答予測 (本手法) は, 時刻歴解析 (部材レベル) の値を捉えられていることがわかる。従って, 4.2 節で提案した $a\gamma_i$ は, 主架構の層剛性が極端な分布の場合においても有効であることが確認できた。

付録 C 記号リスト

- sA_i : ダンパーの等価な断面積
- sA_{ci} : ダンパーの塑性化部断面積
- sA_{1i} : ダンパーの弾性部断面積
- sA_{2i} : ダンパーのパネルゾーン断面積
- C_0 : 標準せん断力係数
- E_D : 損傷に寄与する入力エネルギー
- sE : 鋼材の弾性係数
- g : 重力加速度
- h : 減衰定数
- H_i : 階高
- $a k_i$: 付加系の剛性
- $b k_i$: 直列バネの剛性
- $f k_i$: 主架構の層剛性
- $s k_i$: ダンパーの水平方向の等価な剛性 (4 本分)
- $s \hat{k}_i$: ダンパーの軸方向の等価な剛性 (1 本分)
- $a K_{mn}$: $[aK]$ の構成要素
- $[a k]$: 実効せん断型モデルにおける付加系の剛性マトリクス
- $[K]$: 部材レベルモデルにおける全体架構の剛性マトリクス
- $[aK]$: $[K]$ から $[fK]$ を引いたマトリクス
- $[fK]$: 部材レベルモデルにおける主架構の剛性マトリクス
- sL_i : 柱・梁芯間長さ
- sL_{ci} : ダンパーの塑性化部長さ
- sL_{1i} : ダンパーの弾性部長さ
- sL_{2i} : ダンパーのパネルゾーン長さ
- m_i : 質量
- M : 総質量
- n_1 : ダンパーの等価繰り返し回数
- $a n_i$: 付加系の損傷集中係数
- $s n_i$: ダンパーの損傷集中係数
- N : 全層数
- sN_{yi} : ダンパーの降伏軸力
- $a Q_{yi}$: 付加系の降伏層せん断力
- $f Q_{max i}$: 主架構の最大層せん断力
- $s Q_{yi}$: ダンパーの降伏層せん断力

- R_i : 層間変形角
- S_V : 速度応答スペクトル
- t_m : 最大応答発生時刻
- t_0 : 地震終了時刻
- $e t_0$: 実効地震継続時間
- T_1 : 全体架構の 1 次固有周期
- T_c : 入力地震動のコーナー周期
- $f T_1$: 主架構のみの 1 次固有周期
- V_E : エネルギースペクトル
- V_D : E_D の速度換算値
- $a W_{ei}$: 付加系の弾性振動エネルギー
- $a W_{pi}$: 付加系のエネルギー吸収量
- $f W_{ei}$: 主架構の弾性振動エネルギー
- $s W_{pi}$: ダンパーのエネルギー吸収量
- x_i : 相対変形
- α_i : 全体架構の層せん断力係数
- $a \alpha_{yi}$: 付加系の降伏層せん断力係数
- $f \alpha_i$: 主架構の層せん断力係数
- $f \alpha_0$: 主架構の無減衰時の層せん断力係数
- $s \alpha_{yi}$: ダンパーの降伏層せん断力係数
- $\bar{\alpha}_i$: 全体架構の最適降伏層せん断力係数分布
- $a \bar{\alpha}_i$: 付加系の最適降伏層せん断力係数分布
- $f \bar{\alpha}_i$: 主架構の最適降伏層せん断力係数分布
- β_{ki} : $s k_i$ に対する $a k_i$ の比
- $a \gamma_i$: 付加系の損傷分散係数
- $s \gamma_i$: ダンパーの損傷分散係数
- $\delta_{max i}$: 最大層間変形
- $\delta'_{max i}$: 直接せん断型モデルの最大層間変形
- $a \delta_{max pi}$: 付加系の最大塑性変形
- $a \delta_{yi}$: 付加系の降伏層間変形
- $b \delta_{max i}$: ダンパーの最大ロス変形
- $f \delta_0$: 主架構の無減衰時の層間変形
- $s \delta_{max i}$: ダンパーの水平方向の最大実効変形
- $s \delta_{max pi}$: ダンパーの最大塑性変形
- $s \delta_{yi}$: ダンパーの降伏層間変形
- $s \Delta_{max i}$: ダンパーの軸方向の最大実効変形
- $a \eta_i$: 付加系の累積塑性変形倍率
- $s \eta_i$: ダンパーの累積塑性変形倍率
- θ_i : ダンパーの取り付け角度
- $s \sigma_y$: ダンパーの降伏応力度
- $s \sigma'_{yi}$: ダンパーの等価な降伏応力度

(2010年10月9日原稿受理, 2010年12月7日採用決定)