

論文 / 著書情報
Article / Book Information

論題(和文)	制振構造建物の主架構の塑性化の程度に応じたエネルギーの釣合に基づく応答評価法
Title	
著者(和文)	松澤祐介, 佐藤大樹, 北村春幸, 山口路夫, 脇田直弥, 松蔭知明 :
Authors	daiki sato, Haruyuki Kitamura, Michio Yamaguchi, Naoya WAKITA
出典 / Citation	日本建築学会関東支部研究報告集, Vol. 83, , 2022
Citation(English)	, Vol. 83, , 2022
発行日 / Pub. date	2013, 3
rights	日本建築学会
rights	本文データは学協会の許諾に基づきCiNiiから複製したものである
relation	isVersionOf: http://ci.nii.ac.jp/naid/110009769768

制振構造建物の主架構の塑性化の程度に応じたエネルギーの釣合に基づく応答評価法

構造一振動

鋼構建造物 履歴型ダンパー エネルギーの釣合式

せん断モデル 時刻歴応答解析 等価繰返し数

正会員 ○松澤祐介^{*1}〃 佐藤大樹^{*1}〃 北村春幸^{*1}〃 山口路夫^{*2}〃 脇田直弥^{*2}〃 松蔭知明^{*2}

1. はじめに

現在、耐震計算法として構造骨組のエネルギー吸収能力により建物の耐震安全性を確保するエネルギーの釣合に基づく応答予測法¹⁾(以後、エネルギー法と呼ぶ)が規定されている。

制振構造において、主架構が弾性でのエネルギー法は秋山ら¹⁾により提案され、北村ら²⁾により主架構が塑性化する場合にも対応できるような式に拡張された。エネルギー法では、エネルギー配分を決定する重要な指標として等価繰返し数があり、北村らの式では主架構が塑性化する場合のダンパーの等価繰返し数に耐震構造の等価繰返し数と同じ 1.0 を使用している。しかし、主架構が塑性化する場合にはダンパーの等価繰返し数は主架構の塑性化の程度に応じて徐々に低下する事を筆者らは文献 3 で報告している。また、北村らの方法では、主架構が大きく塑性化する事を想定しているため、全層で主架構が塑性化する式となっており、主架構が弾性である場合と塑性化する場合が混在するような建物応答の場合は考慮されていない。

本報では「主架構の塑性化の程度に応じて、ダンパーの等価繰返し数を低減させる」という方法により、主架構の塑性化の程度に応じた応答評価式を導出する。また、応答評価式による建物応答と時刻歴応答解析結果の高さ方向分布を示し、比較する事で応答評価式の妥当性を検証する。

2. 検討対象建物、及び入力地震動の概要

2.1 検討対象建物の概要

検討対象建物は、5 階建て、8 階建て、10 階建ての鋼構建造物とする。各建物の基準階伏図と軸組図を図 1(a)~(c) に示す。制振建物は、ダンパーを図 1(a)~(c) の示す位置に付与したモデルとする。解析対象は X 方向とし、減衰定数は主架構の 1 次固有周期 fT_1 に対して $h=2\%$ となる剛性比例型とした。せん断モデルの作成は、主架構のみの静的増分解析より得られる各層の履歴曲線が、終局変形 δ_{ui} 時までの範囲で、斜線部の面積が等価となるように完全バイリニア置換する(図 2 参照)。なお、静的増分解析での外力には A_i 分布に基づいた層せん断力を用いた。表 1(a)に各建物の主架構の降伏耐力 fQ_{yi} 、主架構の降伏変

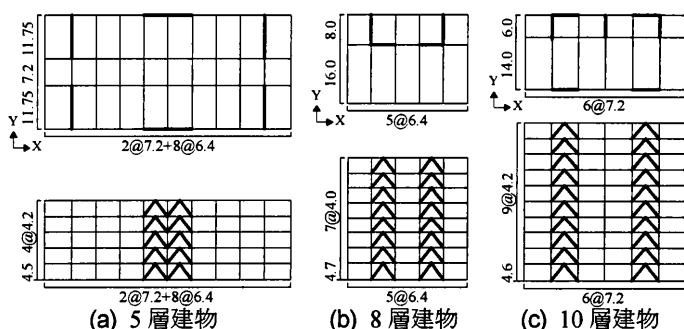


図 1 基準階伏図と軸組図 (単位: m) — ダンパー設置位置

表 1(a) 各建物の主架構諸元

5 層モデル			8 層モデル			10 層モデル		
fQ_{yi} (kN)	$f k_i$ (kN/cm)	$f \delta_{yi}$ (cm)	fQ_{yi} (kN)	$f k_i$ (kN/cm)	$f \delta_{yi}$ (cm)	fQ_{yi} (kN)	$f k_i$ (kN/cm)	$f \delta_{yi}$ (cm)
15030	5624	2.67	4251	2147	1.98	6169	2561	2.41
22400	5771	3.88	6289	2308	2.73	8866	2560	3.46
27936	5786	4.83	8214	2405	3.42	11026	2615	4.22
32175	6233	5.16	9740	2721	3.58	13196	2670	4.94
35154	7435	4.73	10998	2861	3.84	14757	2740	5.39
			12008	2974	4.04	16141	2802	5.76
			12792	3339	3.83	17284	2867	6.03
			13352	5014	2.66	18228	2994	6.09
						18996	3265	5.82
						19578	4740	4.13

表 1(b) 各建物の主架構諸元

	5層モデル	8層モデル	10層モデル
fT_1 (sec)	1.10	1.51	2.01
W (kN)	75199	49115	67912
$f a_{y1}$	0.47	0.27	0.29

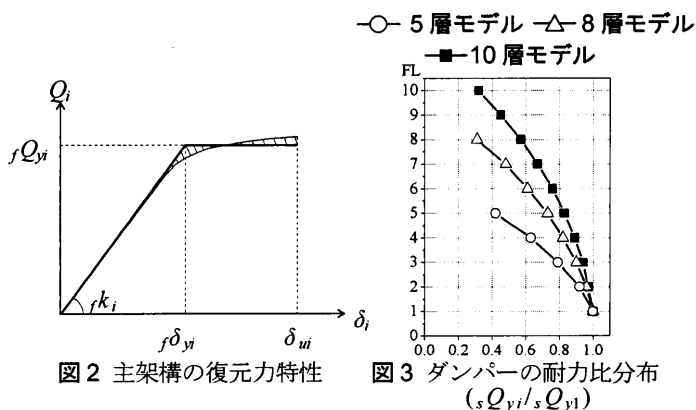


図 2 主架構の復元力特性

図 3 ダンパーの耐力比分布
($s Q_{yi} / s Q_{y1}$)

形 $f \delta_{yi}$ 、主架構の初期剛性 $f k_i$ を示し、表 1(b) に fT_1 、建物全重量及び第 1 層の降伏層せん断力係数 $f a_{y1}$ ($=fQ_{y1}/W$)を示す。ダンパーには軸材に LY225 材を用いた座屈拘束ブレースを使用し、ダンパーの耐力比分布は図 3 に示すような A_i 分布に基づ

いた層せん断力の分布に従って決定した。第1層のダンパーの降伏層せん断力 ${}_sQ_{y1}$ は、次式で求められる。

$${}_sQ_{y1} = {}_s\alpha_{y1} \cdot \sum_{i=1}^N m_i \cdot g \quad (1)$$

ここに、 ${}_s\alpha_{y1}$:ダンパーの降伏層せん断力係数、 N :全層数、 m_i : i 層の質量、 g :重力加速度である。

(1)式では ${}_s\alpha_{y1}$ をパラメータとしてダンパーの降伏層せん断力を変化させているので、 ${}_s\alpha_{y1}$ をダンパー量と呼び、本報では ${}_s\alpha_{y1}=0.02, 0.04, 0.06, 0.08, 0.10, 0.12, 0.15, 0.18, 0.20, 0.25$ の10種類を用いる。本報で用いるダンパーは、塑性化部と弾性部で構成されるため、解析で1本の部材としてモデル化する場合、ダンパー剛性と断面積は、等価剛性及び等価断面積⁴⁾を用いることとする。

2.2 入力地震動の概要

解析に用いる入力地震動は、コーナー周期 $T_c = 0.64$ (s)以降の領域で、 $S_v = 100$ cm/s ($h=5\%$)となる位相特性 HACHINOHE 1968 EW(以後、ART HACHI), JMA KOBE 1995 NS(以後、ART KOBE)の模擬波と、最大速度を50 cm/sに基準化した El Centro 1940NS(以後、El Centro)の観測波を採用する。入力加速度倍率は1.0, 2.0, 3.0, 4.0倍を用いて検討を行う。図4(a), (b)にそれぞれ入力加速度倍率1.0倍の速度応答スペクトルとエネルギースペクトルを示す。

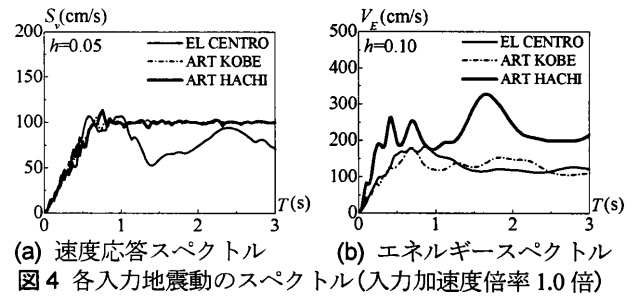


図4 各入力地震動のスペクトル(入力加速度倍率1.0倍)

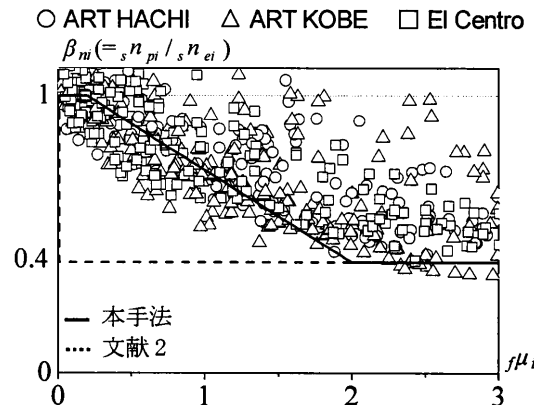


図5 ダンパーの等価繰返し数の低下率 β_m と $f\mu_i$ の関係

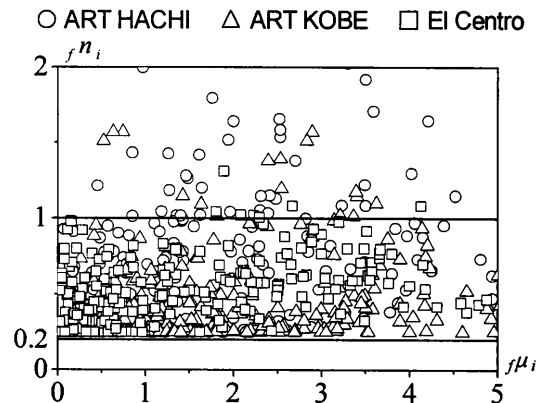


図6 主架構の等価繰返し数 $f n_i$ と $f\mu_i$ の関係

3. 等価繰返し数の検討

3.1 ダンパーの等価繰返し数の低下率と $f\mu_i$ の関係

ダンパーの等価繰返し数 n_i は次式で算出される¹⁾。

$${}_s n_i = \frac{{}_s W_{pi}}{4 \cdot {}_s Q_{yi} \cdot (\delta_{\max i} - {}_s \delta_{yi})} \quad (2)$$

ここに、 ${}_s W_{pi}$:ダンパーのエネルギー吸収量、 ${}_s \delta_{yi}$:ダンパーの降伏変形、 $\delta_{\max i}$:最大層間変形である。

主架構の塑性変形倍率 $f\mu_i$ は次式で算出される。

$$f\mu_i = \frac{\delta_{\max i}}{\delta_{yi}} - 1 \quad (3)$$

図5にダンパーの等価繰返し数の低下率 $\beta_m = {}_s n_{pi} / {}_s n_{ei}$ を縦軸とし、横軸を $f\mu_i$ としたときの時刻歴応答解析結果を示す。ここで、 ${}_s n_{ei}$ は主架構が弾性状態、 ${}_s n_{pi}$ は主架構が塑性化したときのダンパーの等価繰返し数である。文献2では、ダンパーの等価繰返し数に主架構が弾性状態のときは2.5、主架構が塑性化するときは耐震構造の等価繰返し数である1.0を使用している。これを β_m で表すと、いずれの $f\mu_i$ においても0.4であることを意

味する(図6)。図5より、 $f\mu_i$ が大きくなると地震動の種類に関わらず β_m は低下し、 $f\mu_i=2$ 程度から0.4となる傾向にある。また、 $f\mu_i=0.5$ までは β_m は1.0となっている。等価繰返し数はばらつく値であるため、図中のプロットの間を取るような線を引くと、 β_m は $f\mu_i$ と係数 a 、 b を用いて、次式で表される。

$$\left. \begin{aligned} \beta_m &= 1.0 & f\mu_i < 0.5 \\ \beta_m &= a \cdot f\mu_i + b & 0.5 \leq f\mu_i \leq 2 \\ \beta_m &= 0.4 & f\mu_i > 2 \end{aligned} \right\} \quad (4a \sim c)$$

本報では、 β_m が0.4となる $f\mu_i$ を時刻歴応答解析果より2と定め、 a に-2/5、 b に1.2を用いる。

3.2 主架構の等価繰返し数と $f\mu_i$ の関係

主架構の等価繰返し数 $f n_i$ は次式で算出される。

$$f n_i = \frac{f W_{pi}}{4 \cdot f Q_{yi} \cdot (\delta_{\max i} - f \delta_{yi})} \quad (5)$$

ここに、 $f W_{pi}$ ：主架構のエネルギー吸収量である。

図6に縦軸を主架構の等価繰返し数 $f n_i$ 、横軸を $f \mu_i$ としたときの時刻歴応答解析結果を示す。図6より、 $f n_i$ は $f \mu_i$ の値に関わらず概ね0.2~1.0の値となるが、図5とは異なり、 $f \mu_i$ に対する相関性は低い。 $f n_i$ が1.0を超えるものは、ダンパー量が極端に少なく、入力加速度倍率が4.0倍である場合が多いため、本報では $f n_i$ の上限値を1.0、下限値を0.2として応答評価のときに用いる。

4. 主架構の塑性化の程度に応じたエネルギー法の提案

4.1 エネルギーの釣合式の導出

エネルギー法は、最大層間変形 $\delta_{\max i}$ などの最大値を算出するときは最大応答発生時刻 t_m におけるエネルギーの釣合式(式(6))から、主架構の累積塑性変形倍率 $f \eta_i$ などの累積値を算出するときは地震終了時刻 t_0 におけるエネルギーの釣合式(式(7))から求める。それぞれの釣合式を以下に示す²⁾。

$$f W_e(t_m) + s W_e(t_m) + f W_p(t_m) + s W_p(t_m) = E_D(t_0) \quad (6)$$

$$f W_p(t_0) + s W_p(t_0) = E_D(t_0) \quad (7)$$

ここに、 E_D ：損傷に寄与する入力エネルギー¹⁾、 $f W_e$ ：主架構の弾性振動エネルギー、 $s W_e$ ：ダンパーの弾性振動エネルギー、 $f W_p$ ：主架構のエネルギー吸収量、 $s W_p$ ：ダンパーのエネルギー吸収量である。

以下に、式(6)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⁾。

$$E_D(t_0) = \frac{1}{2} \cdot M \cdot V_D^2 \quad (8)$$

ここに、 M ：総質量、 V_D ： E_D の速度換算値である。

式(6)の $f W_e(t_m)$ は、次式で表される²⁾。

$$f W_e(t_m) = \sum_{i=1}^N f W_{ei} + \sum_{i=1}^N f W'_{ei} \quad (9)$$

$$\text{ここで、} f W_{ei} = \frac{f Q_{yi} \cdot f \delta_{yi}}{2} \quad (f \mu_i > 0) \quad (10)$$

$$f W'_{ei} = \frac{f Q_{\max ei} \cdot \delta_{\max ei}}{2} \quad (f \mu_i = 0) \quad (11)$$

ここに、 $f Q_{\max ei}$ ：主架構弾性式(式(20))より求めた主架構の層せん断力である。

$f W_e(t_m)$ の算出において、文献1では全層で主架構が降伏する事を仮定していたため、式(10)を全層で適用していたが、本報で

は主架構弾性式より求めた最大層間変形 $\delta_{\max ei}$ (式(20))が、主架構の降伏変形を超えない場合、その層の主架構は弾性であるとみなし、その層にのみ式(11)を適用する。これにより、層によって主架構が弾性である場合と弾塑性である場合が混在する建物応答でも適切なエネルギー配分が可能となる。

式(6)の $f W_p(t_m)$ 、式(7)の $f W_p(t_0)$ は、次式で表される²⁾。

$$f W_p(t_m) = 4 f n_i \cdot f \gamma_i \cdot f Q_{yi} (\delta_{\max i} - f \delta_{yi}) \quad (12)$$

$$f W_p(t_0) = f \gamma_i \cdot f W_{pi} = f \gamma_i \cdot f Q_{yi} \cdot f \delta_{yi} \cdot f \eta_i \quad (13)$$

$$\text{ここで、} \frac{1}{f \gamma_i} = \frac{f s_i \cdot f p_i^{-n_i}}{\sum_{i=1}^N (f s_i \cdot f p_i^{-n_i})} \quad (14)$$

$$\left. \begin{aligned} f s_i &= \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \right)^2 \cdot \bar{\alpha}_i^2 \cdot \frac{f k_i}{f k_i} \quad (f \mu_i > 0) \\ f s_i &= 0 \quad (f \mu_i = 0) \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

$$f p_i = \frac{(s \alpha_{yi} + f \alpha_{yi}) / (s \alpha_{y1} + f \alpha_{y1})}{\bar{\alpha}_i} \quad (16)$$

$$n_i = 8 \quad (\text{梁降伏型構造の場合}) \quad (17)$$

ここに、 $f \gamma_i$ ：主架構の損傷分散係数、 $\bar{\alpha}_i$ ：最適降伏せん断力係数分布¹⁾、 n_i ：損傷集中指数である。

主架構が塑性化していない層は $f W_{pi}$ が0となるため、本報では式(15)において $f s_i$ の値を $f \mu_i$ によって場合分けしている。

式(6)の $s W_p(t_m)$ 、式(7)の $s W_p(t_0)$ は、次式で表される²⁾。

$$s W_p(t_m) = 4 s n_{ei} \cdot \beta_m \cdot s \gamma_i \cdot Q_{yi} \cdot \delta_{\max i} \quad (18)$$

$$s W_p(t_0) = s \gamma_i \cdot s W_{pi} = s \gamma_i \cdot s Q_{yi} \cdot s \delta_{yi} \cdot s \eta_i \quad (19)$$

ここに、 $s \gamma_i$ ：ダンパーの損傷分散係数⁴⁾、 $s \eta_i$ ：ダンパーの累積塑性変形倍率である。

4.2 主架構の塑性化の程度に応じた応答評価フロー

本節では3.1節で提示したダンパーの等価繰返し数の低下率を、エネルギー法の式に組み込む事で、主架構の塑性化の程度に応じた応答評価法を提案する。はじめに、文献4で示されている応答評価式（以後、主架構弾性式）を用い、主架構弾性式より求めた最大層間変形 $\delta_{\max ei}$ を算出する。

$$\delta_{\max ei} = \frac{f Q_{\max ei}}{f k_i} = \left(\frac{f \delta_0}{k_i} \right) \cdot \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{M} \right) \cdot \left(\frac{f \alpha_i}{f \alpha_0} \right) \quad (20)$$

ここで、 $f \alpha_i / f \alpha_0$ は次式で求まる。

$$\frac{f \alpha_i}{f \alpha_0} = -4 s n_{ei} \cdot c_i \cdot s \gamma_i \cdot f \bar{\alpha}_i^2 \cdot \frac{s \alpha_{yi}}{f \alpha_0} + f \bar{\alpha}_i \sqrt{8 s n_{ei} \cdot c_i \cdot s \gamma_i \left(2 s n_{ei} \cdot c_i \cdot s \gamma_i \cdot f \bar{\alpha}_i^2 + \frac{f k_i}{s k_i} \right) \left(\frac{s \alpha_{yi}}{f \alpha_0} \right)^2 + 1 - \frac{\sum_{i=1}^N (Q_{yi} \cdot \delta_{yi})}{M \cdot V_D^2}} \quad (21)$$

ここに、 $f \alpha_0$ ：1質点モデル非制振弾性系の応答せん断力係数²⁾、 $f \bar{\alpha}_i$ ：主架構の最適降伏層せん断力係数分布⁴⁾、 c_i については、

文献1を参照されたい。

式(20)より求めた $\delta_{\max ei}$ を最大層間変形 $\delta_{\max i}$ であるとみなし、主架構の塑性変形倍率 $f\mu_i$ (式(3))を求める。いずれの層においても $f\mu_i$ が0ならば、主架構が全層で弾性であるとみなし、主架構弾性式で応答評価を行う。いずれかの層で $f\mu_i > 0$ となる場合は、主架構の塑性化の程度に応じた釣合式より最大層間変形を求める。

これより、主架構の塑性化の程度に応じた最大層間変形 $\delta_{\max i}$ を算出する。式(6)において、 $sW_e(t_m)$ は $E_D(t_0)$ に対して極めて小さな値となるため、 $sW_e(t_m)=0$ とする。式(9)、(12)及び(18)を $t=t_m$ のときの釣合式(6)に代入すると、 $\delta_{\max i}$ は次式で算出される。

$$\delta_{\max i}^{(j+1)} = \frac{E_D - f\gamma_i \cdot W_e + 4f\gamma_i \cdot f\gamma_i \cdot Q_{yi} \cdot f\delta_{yi}}{4s\gamma_i \cdot \beta_{ni}^{(j)} \cdot s\gamma_i \cdot Q_{yi} + 4f\gamma_i \cdot f\gamma_i \cdot Q_{yi}} \quad (22)$$

ここで、右辺の β_{ni} は $\delta_{\max i}$ を含む項であるため、左辺の $\delta_{\max i}$ と値を一致させる必要がある。そこで、はじめは主架構弾性式より求めた $\beta_{ni}^{(1)}$ を使用し、算出される $\delta_{\max i}^{(2)}$ を用いて再度 $\beta_{ni}^{(2)}$ を求め、式(22)に代入する。この操作を繰り返し、 $\delta_{\max i}^{(j+1)}$ が概ね一定値となる $\delta_{\max i}$ を建物応答値とする。

次に、主架構の塑性化の程度に応じた $f\eta_i, s\eta_i$ を算出するために、 $t=t_0$ のときの釣合式(7)に、式(13)及び(18)を代入すると、主架構の累積塑性変形倍率 $f\eta_i$ は次式で算出できる。その際 $\delta_{\max i}$ には、式(22)より求めた値及び、その値に対する β_{ni} を用いる。

$$f\eta_i = \frac{E_D - 4s\gamma_i \cdot \beta_{ni}^{(j+1)} \cdot s\gamma_i \cdot Q_{yi} \cdot \delta_{\max i}^{(j+1)}}{f\gamma_i \cdot f\gamma_i \cdot Q_{yi} \cdot \delta_{yi}} \quad (23)$$

さらに、 $t=t_0$ のときの釣合式に式(13)及び(19)を代入すると、ダンパーの累積塑性変形倍率 $s\eta_i$ は次式で算出できる。

$$s\eta_i = \frac{E_D - f\gamma_i \cdot f\gamma_i \cdot Q_{yi} \cdot \delta_{yi} \cdot f\eta_i}{s\gamma_i \cdot s\gamma_i \cdot Q_{yi}} \quad (24)$$

図7(a),(b)に、時刻歴応答解析(質点モデル)、本手法(エネルギー法)により得られた10層モデルの高さ方向の応答比較を示す。比較する応答値は、主架構の累積塑性変形倍率 $f\eta_i$ とダンパーの累積塑性変形倍率 $s\eta_i$ である。解析に用いる地震動はART HACHI(入力加速度倍率3.0倍)とし、 $s\alpha_{y1}=0.10$ とした。本手法に用いる V_D は、質点モデルの時刻歴応答解析から得られた値を用い、 $s\eta_{ei}$ には主架構を弾性設定とした結果の全層の $s\eta_{ei}$ を平均した値を使用する。主架構の等価繰返し数 $f\eta_i$ には、 $f\eta_i$ (式(23))を求めるときは主架構に対する応答評価が危険側にならないように上限値である $f\eta_i=1.0$ を、 $s\eta_i$ (式(24))を求めるときはダンパーに対する応答評価が危険側にならないように下限値である $f\eta_i=0.2$ を使用する(表2参照)。

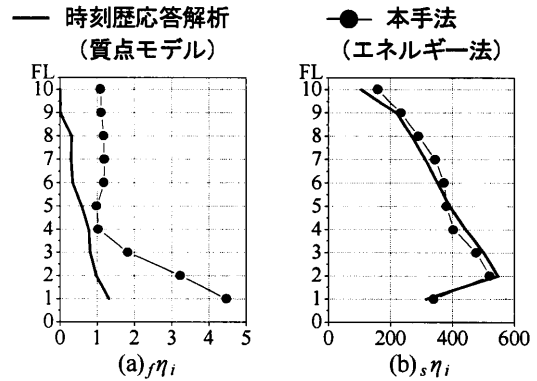


図7 時刻歴解析との高さ方向の応答比較
(10層モデル, ART HACHI, $s\alpha_{y1}=0.10, 3.0$ 倍)

表2 応答評価式に用いる $V_D, s\eta_{ei}, f\eta_i$ の値

V_D (cm/sec)	$s\eta_{ei}$	$f\eta_i$	
		$f\eta_i$ の算出	$s\eta_i$ の算出
589	7.4	1.0	0.2

図7(a)より、本手法の $f\eta_i$ は時刻歴応答解析と比較して安全側の評価となる事が分かる。図7(b)より、本手法の $s\eta_i$ は時刻歴応答解析の傾向を捉えており、同等な値となる。これにより、本手法は $f\eta_i, s\eta_i$ の評価法として妥当であると言える。

5 まとめ

本報では、主架構の塑性化の程度に応じてダンパー等価繰返し数が徐々に低下する影響を考慮した応答評価式(本手法)を提案した。さらに、本手法と時刻歴応答解析との結果を比較検証する事で、本手法の有用性を確認した。これにより、建物架構の状態に応じて適切なエネルギー配分が可能となる。

謝辞

本研究は、新日鉄住金エンジニアリング株式会社、東京理科大学によるエネルギー法研究会の成果の一部である。

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，技術堂出版，1999.11
- 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，日本建築学会関東支部研究報告集，2006.1，pp.341-344，2010年度日本建築学会関東支部研究報告集，pp.341-344
- 3) 松澤祐介，佐藤大輔，佐藤大樹，北村春幸，山口路夫，脇田直弥，松蔭知明：制振構造における主架構の塑性化がダンパー吸収効率に与える影響—その2—等価繰返し数の検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，B-2，pp.963-964，2012.9
- 4) 栗林晃司，佐藤大樹，北村春幸，山口路夫，西本晃治：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，日本建築学会構造系論文集，第76巻，第661号，543-552p，2011.3

*1 東京理科大学

*2 新日鉄住金エンジニアリング株式会社