

塑性化に伴う鋼構造骨組の地震入力エネルギーの変動に関する研究

VARIATION OF EARTHQUAKE INPUT ENERGY OF STEEL FRAMES ACCOMPANIED WITH PLASTIC DEFORMATIONS

谷本 憲郎*
Norio TANIMOTO

小川 厚治**
Koji OGAWA

ABSTRACT The apparent natural period (the time required for one cycle vibration) of steel frames accompanied with plastic deformations under strong ground motion is longer than the natural period calculated from the initial elastic stiffness. Because earthquake input energy by ground motion depends primarily on the apparent natural period, the plastic deformation of steel frames increases, the apparent natural period becomes longer, and earthquake input energy becomes higher. The present paper proposes the expression to approximate the mean of the apparent natural period in the whole vibration and demonstrates that the variation (increase) of the earthquake input energy of steel frames accompanied with plastic deformations can be predicted by using this expression.

Keywords : 地震入力エネルギー, 見かけの固有周期, 塑性変形
earthquake Input Energy, apparent natural period, plastic deformation

1. 序

強震を受けて構造物に塑性変形が生じると、架構は初期剛性から算定される弾性固有周期よりも長い周期で振動する。地震動により構造物に入力されるエネルギーは構造物の強度や復元力特性には影響されない安定した量であり^[1,2], 主に見かけの固有周期(架構が1回の振動に要する時間)に依存する^[2,3]。したがって、構造物が塑性化すると、見かけの固有周期が伸び、地震入力エネルギーが変動(増大)するという傾向が生まれる。

これまで筆者らは、履歴型ダンパー付架構を想定した Bi-linear 型の系を対象として塑性化に伴う地震入力エネルギーの変動を検討してきた^[4,5]。その結果、最大変位点での割線剛性を用いて見かけの固有周期を近似することによって地震入力エネルギーの変動の傾向を予測できることを示した。しかし、実際の地震による振動においては最大変位に達する直前および直後の振幅はそれより小さく、正負両方向で最大変位をとるとすると、塑性化による周期の伸びを過大に評価することになる^[6]。また、架構の見かけの固有周期は各サイクル毎の塑性変形の程度により変化する値であり、その上限値と考えられる最大変位点での割線剛性に

よる値では、地震動による振動全体での周期の伸び、およびそれに伴う地震入力エネルギーの変動を正確に評価することができない。文献[4,5]の結果においても、第2分枝勾配が小さい系や第3分枝勾配が零の Tri-linear 型の系について、周期の伸びを過大に評価する傾向が顕著に認められた。

本論では、耐震設計において塑性化に伴う地震入力エネルギーの変動の影響を考慮し構造物へ入力されるエネルギー量を予測するために、見かけの固有周期の平均値を近似する式を実用算定式として提案する。この算定式を用いることで、塑性化に伴う地震入力エネルギーの変動を予測できることを示す。

2. 基本仮定

ここでは、図1に示す Bi-linear 型のせん断力 Q - 変形 δ 関係をもつ 1 自由度系を考察の対象とする。図1で Q_y は降伏せん断力、 δ_y は降伏変位、 μ は塑性率、 K は初期剛性、 τ は第2分枝剛性比である。

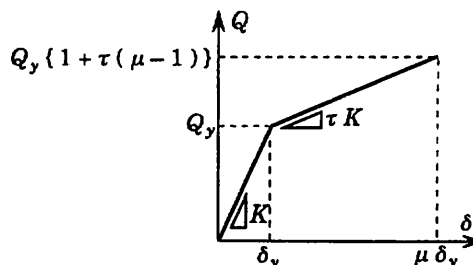


図1 復元力特性

*工修(株)竹中工務店 (元 熊本大学大学院生)
(〒550-0005 大阪市西区西本町2-3-10)

**工博 熊本大学 教授 工学部環境システム工学科
(〒860-8555 熊本市黒髪2-39-1)

2.1 損傷に寄与する地震入力エネルギー E_{dm}

本論では損傷に寄与する地震入力エネルギー E_{dm} を、弾性歪エネルギー E_e と塑性変形履歴による消費エネルギー E_p との和の最大応答値と定義し、 E_{dm} は擬似速度応答スペクトル S_v を用いて次式で近似できると仮定する[1-5]。

$$E_{dm} = (E_e + E_p)_{\max} = \frac{1}{2} M \{S_v(fT_o)\}^2 \quad (1)$$

(1)式で M は架構の質量、 f は塑性変形による見かけの固有周期の伸び率であり、 T_o は初期剛性 K から算定される弾性固有周期である。

損傷に寄与する地震入力エネルギー E_{dm} の速度換算値 V_{dm} を、次式で定義する[2]。

$$V_{dm} = \sqrt{\frac{2 E_{dm}}{M}} \quad (2)$$

V_{dm} は(1)式の仮定が成立すれば、 S_v と次の関係がある。

$$V_{dm} = S_v(fT_o) \quad (3)$$

2.2 半サイクルの最大地震入力エネルギー ΔE_{dm}

半サイクルとは系が1方向に変形する間であり、その間の $E_e + E_p$ の増分が半サイクルの地震入力エネルギー ΔE である。 ΔE は各半サイクル毎に異なるが、その最大値を半サイクルの最大地震入力エネルギー ΔE_{dm} と定義する。この ΔE_{dm} は、弾塑性構造物の最大変位応答と強い相関をもつことが報告されている[4,6-9]。図2は、変形が生じる方向を正方向として半サイクルのせん断力 Q -変形 δ 関係を示したものである。この間の地震入力エネルギーの増分は、この変形で架構が吸収したエネルギー(図2の斜線を施した面積)から既に蓄えていた弾性歪エネルギー(図2の灰色部分の面積)を減じたものである。半サイクルの最大地震入力エネルギー ΔE_{dm} の速度換算値 ΔV_{dm} を次式で定義する。

$$\Delta V_{dm} = \sqrt{\frac{2 \Delta E_{dm}}{M}} \quad (4)$$

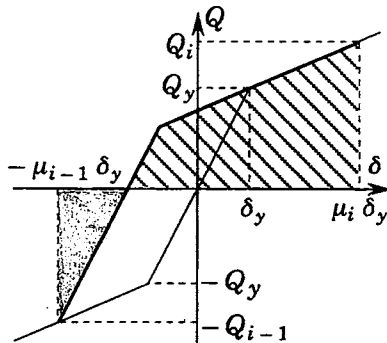


図2 半サイクルのエネルギー入力

また、 E_{dm} に占める ΔE_{dm} の割合を、半サイクルの最大地震入力エネルギー率 r_{cycle} と定義する。

$$r_{cycle} = \frac{\Delta E_{dm}}{E_{dm}} \quad (5)$$

この r_{cycle} については、文献[7]において1/4と提案しており、この値を用いると(1)~(5)式より次式を得る。

$$\Delta V_{dm} = \frac{1}{2} S_v(fT_o) \quad (6)$$

3. 見かけの固有周期の平均値 \bar{T}

3.1 定義

地震動によって振動する架構の見かけの固有周期は、各サイクル毎の塑性変形の程度により変化する値である。地震による振動全体における損傷に寄与する地震入力エネルギーの総量 E_{dm} は、変動する見かけの固有周期の平均値 \bar{T} に依存すると考え、ここでは各半サイクル毎の塑性変形量の平均値を推定し、見かけの固有周期の平均値を近似する式を提案する。第 i 回目の半サイクルの塑性変形量を表す指標として、図3で定義する塑性変形倍率 η_i を用い、その振動全体での平均値を $\bar{\eta}$ とする。図4は、塑性変形倍率 η_i が平均値 $\bar{\eta}$ で定常応答する履歴を想定したものである。図4に鎖線で示す平均塑性変形倍率 $\bar{\eta}$ から得られる割線剛性 \bar{K} を用いて、振動全体での見かけの固有周期の平均値 \bar{T} を次式で与える。

$$fT_o = \bar{T} = \sqrt{\frac{K}{K}} T_o = \sqrt{\frac{2 + \bar{\eta}}{2 + \tau \bar{\eta}}} T_o \quad (7)$$

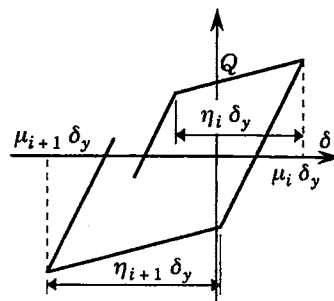


図3 塑性変形倍率

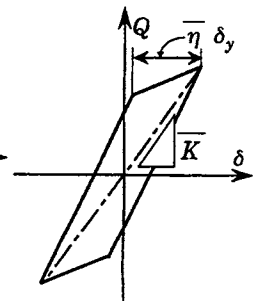


図4 平均塑性変形倍率での応答

3.2 平均塑性変形倍率 $\bar{\eta}$ の推定

塑性変形倍率 η_i の最大値を最大塑性変形倍率 η_{\max} と定義し、平均塑性変形倍率 $\bar{\eta}$ を塑性変形倍率の最大値 η_{\max} と最小値零の平均値として次式で仮定する。

$$\bar{\eta} = \eta_{\max} / 2 \quad (8)$$

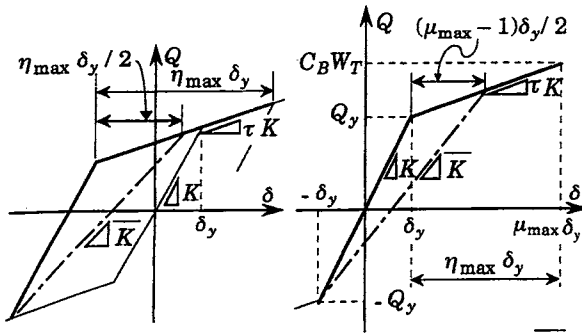


図5 η_{\max} による \bar{K}

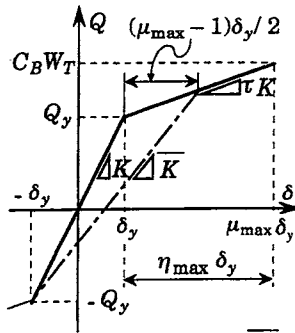


図6 μ_{\max} による \bar{K}

(8) 式の仮定に基づいて、最大塑性変形倍率 η_{\max} を用いて求めた見かけの固有周期の平均値 \bar{T} の伸び率を f_{η} とすると、 f_{η} は(7)式より次式となる。

$$f_{\eta} = \sqrt{\frac{4 + \eta_{\max}}{4 + \tau \eta_{\max}}} \quad (9)$$

(9)式は図5の割線剛性 \bar{K} に基づくものであるが、通常の耐震設計では最大塑性変形倍率 η_{\max} は重要視されることが少なく、検討対象に含められない場合も多い。

最大塑性変形 $\eta_{\max} \delta_y$ が生じる履歴を、図6のように想定し、塑性変形零の状態から最大塑性変形 $\eta_{\max} \delta_y$ が生じて最大変位 $\mu_{\max} \delta_y$ に至ると仮定する。最大塑性変形 $\eta_{\max} \delta_y$ は最大変位 $\mu_{\max} \delta_y$ から弾性限変位 δ_y を減じたものとなり、(8)式の仮定を用いれば次式を得る。

$$\bar{\eta} = (\mu_{\max} - 1) / 2 \quad (10)$$

このときの見かけの固有周期の平均値 \bar{T} の伸び率を f_{μ} とすると、(7)式より次のようになる。

$$f_{\mu} = \sqrt{\frac{3 + \mu_{\max}}{4 + \tau(\mu_{\max} - 1)}} \quad (11)$$

4. 既往の研究

4.1 秋山による入力エネルギーの定義

秋山は文献[2]において、地震による入力エネルギーを次のように定義している。

総入力エネルギー：

$$E_e + E_h + E_p = \frac{1}{2} M V_E^2 \quad (12)$$

損傷に寄与する入力エネルギー：

$$E_e + E_p = \frac{1}{2} M V_D^2 \quad (13)$$

ここで、 E_h は粘性減衰によって消費されるエネルギーである。

(12)式の総入力エネルギーは安定した量であり弾性系でも弾塑性系でもほぼ等しく、その速度換算値 V_E は10%の粘性減衰定数をもつ弾性系のも

ので概ね代表できるとしている。また、損傷に寄与する入力エネルギーは粘性減衰定数が多い程小さくなる傾向があり、その速度換算値 V_D を粘性減衰定数 h と10%の粘性減衰定数をもつ弾性系の V_E により次式で与えている。

$$V_D = \frac{V_E, h=0.1}{1 + 3h + 1.2\sqrt{h}} \quad (14)$$

秋山は短周期域での塑性化による地震入力エネルギーの増大を考慮するために、完全弾塑性系の見かけの固有周期を振動方程式から求め、塑性化による周期の伸び率 f_A を1.2としている。この値は、塑性化の程度や復元力特性に関係ない。

$$f_A = 1.2 \quad (15)$$

(15)式は、短周期域における V_D に対する割り増し率である。短周期域における V_D は S_v よりも大きくなる傾向があるので(15)式は本論の伸び率 f と厳密には異なったものである。短周期域では塑性化による周期の伸びの影響で、地震入力エネルギーの速度換算値は概ね1.2倍程度になるというのが秋山の評価であると考えている。

4.2 等価線形化法による等価固有周期

等価線形化法とは、弾塑性系の応答を等価な弾性系の応答から推定しようとするものであり、最大変位応答の予測を重要とする最近の耐震設計の流れの中で注目されている[6]。その等価線形化法の最も単純な方法として、図7に示すように最大変位点での割線剛性を等価剛性 \bar{K} とし、これから等価固有周期を求める方法が挙げられる[6, 10, 11]。これは、文献[4, 5]において筆者らが用いた方法であり、図7の履歴モデルに対する等価固有周期の伸び率 f_p は次のようになる。

$$f_p = \sqrt{\frac{\mu_{\max}}{1 + \tau(\mu_{\max} - 1)}} \quad (16)$$

また文献[12]では、膨大な数値解析により完全弾塑性系や完全弾塑性要素と劣化挙動を示す要素の結合モデルなどの種々の履歴モデルを対象に等価固有周期を求めているが、Bi-linear型の系については次式の伸び率 f_l を提案している。

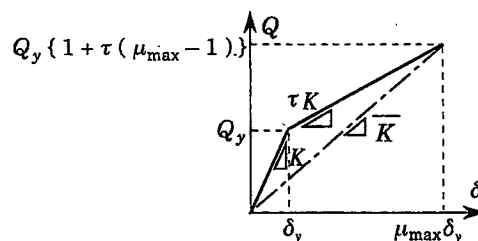


図7 最大変位点での割線剛性

$$f_I = 1 + 0.121(\mu_{\max} - 1)^{0.939} \quad (17)$$

さらに文献[13]では、Bi-linear 型の系に対して、(17) 式を簡略化した伸び率 f_S を次式で与えている。

$$f_S = 1 + 0.12(\mu_{\max} - 1) \quad (18)$$

4.3 既往の研究と本提案式との比較

前節で示した既往の等価固有周期の伸び率 f_p , f_I , f_S , および秋山による提案である f_A を、本論で提案する見かけの固有周期の平均値の伸び率 f_η , f_μ と図 9 で比較する。図 9 は横軸に最大塑性率 μ_{\max} をとり、第 2 分枝剛性比 $\tau = 0.0$ の完全弾塑性系と、 $\tau = 1/3$ および $\tau = 2/3$ の場合について比較している。

(9) 式による伸び率 f_η は、 μ_{\max} でなく η_{\max} の関数であり、図 6 に示すように $\eta_{\max} = \mu_{\max} - 1$ と仮定すれば f_μ と一致する。ここでは、図 8 に細線で示す履歴を想定し $\eta_{\max} = 2\mu_{\max} - 2$ として求めた f_η の上限となる値を図 9 に示している。 $\eta_{\max} = 2\mu_{\max} - 2$ として求めた f_η と、 $\eta_{\max} = \mu_{\max} - 1$ として求めた f_η (図 9 では f_μ と表示) との差は、 τ が大きくなるにしたがって小さくなる傾向があり、 $\tau = 1/3$ では最大 1 割程度、 $\tau = 2/3$ では最大 4 % 程度となる。また、 μ_{\max} が大きくなると、 f_η と f_μ は μ_{\max} の変化に鈍感になるという傾向がある。

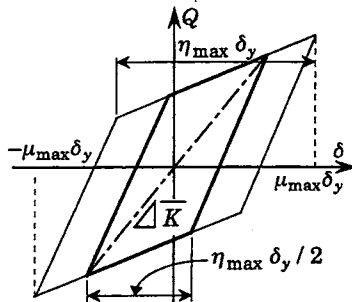


図 8 $\eta_{\max} = 2\mu_{\max} - 2$ の履歴

図 9 (a) に示す $\tau = 0.0$ の完全弾塑性系の結果においては、ここで提案した f_μ は、精度の高い等価線形化法^[11, 13]とされている f_I や f_S と非常に近い値を与えている。一方、 f_p は正負両方向で最大塑性率 μ_{\max} を取るとして求めたもので、割線剛性 K の下限値、周期伸び率の上限値を示すものである。図 9 (b), (c) に示す第 2 分枝勾配 τ が $1/3$ や $2/3$ の系では、 f_I および f_S は、上限値である f_p よりも大きくなる。 f_I は τ が 0.05 の Bi-linear 系の応答解析結果に基づいて提案されたもので^[12]、大きな第 2 分枝勾配をもつ系については矛盾を生じる。

周期の伸び率を一定値の 1.2 とするという (15) 式は、鋼構造骨組の荷重-変形関係を完全弾塑性型とみなし、平均塑性変形倍率を 1.26 程度であることを前提に導いている。周期の伸び率を一定値と考えることは設計式の簡略化に繋がるが、塑性変形が微少の領域では、地震入力エネルギーの増大を過大評価することになり、また、非常に小さな変形で降伏し大きな塑性率で変形する履歴型ダンパーを持つ架構などでは、地震入力エネルギーの増大を過小評価することになる。

5. 地震応答解析例による検討

5.1 解析条件

ここでは、地震応答解析結果に基づいて、構造物の塑性化に伴う地震入力エネルギーの変動について調べる。地震応答解析に用いた 1 自由度系のパラメータは以下の通りである。

弾性固有周期 T_0	: $0.1 \sim 2.0$ (sec.) の 20 種
第 2 分枝剛性比 τ	: $0.0, 1/3, 2/3$
最大塑性率 μ_{\max}	: $2, 4, 8$

過去の Bi-linear 系の入力エネルギーに関する研究は、第 2 分枝剛性比 τ が 0.25 程度以下のものが大部分である^[2, 3]。ここでは、履歴型ダンパー付架構のように第 2 分枝剛性比 τ が大きい架構^[3, 4]も考察対象に含めるために、 $\tau = 1/3$ や $2/3$ を採用してい

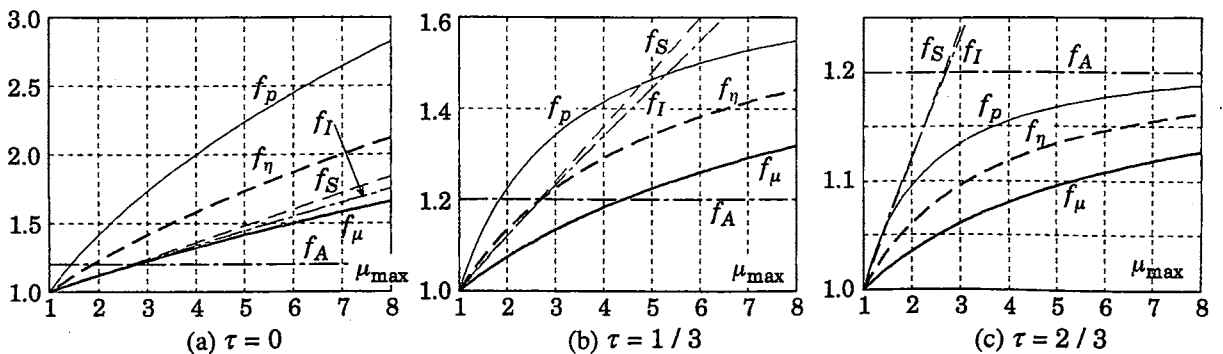


図 9 伸び率の比較

る。減衰定数はすべて0.01とし、数値積分の時間増分は1/500秒としている。応答解析は、架構の弾性限強度を調節して最大塑性率 μ_{\max} の値が指定した2, 4, 8となるときの結果を求めている。

入力地震動は、El Centro NS, JMA-Kobe NS, Yokohama^[14]の3波を用い、最大加速度、継続時間は原波形の値をそのまま用いている。El Centro NSは現在耐震設計に用いられている代表的な強震記録であり、兵庫県南部地震の記録であるJMA-Kobe NSは速度スペクトルに鋭い卓越周期があり主要動の継続時間が短い。Yokohamaは人工地震波であり、速度スペクトルは平滑で主要動の継続時間が長い。

5.2 最大塑性変形倍率 η_{\max} と最大塑性率 μ_{\max} の関係

地震応答解析により最大塑性変形倍率 η_{\max} と最大塑性率 μ_{\max} から推定した平均塑性変形倍率 $\bar{\eta}$ の関係を調べる。図10に、 μ_{\max} を2, 4, 8と指定したときの応答値 η_{\max} を用いて(8)式から求めた $\bar{\eta}$ の予測値を図中に示すマークで示す。また、(10)式による μ_{\max} を用いた $\bar{\eta}$ の予測を鎖線で示す。

図10(a)に示す $\tau=0.0$ の完全弾塑性系の結果においては、 μ_{\max} が一定でも η_{\max} には大きなばらつきがある。しかし、鎖線で示す μ_{\max} による $\bar{\eta}$ の予測値は、□印などで示す η_{\max} による $\bar{\eta}$ の予測値の平均的な値を示しており、完全弾塑性系では図6に示した $\eta_{\max} = \mu_{\max} - 1$ の関係が近似的に成立していることを示唆している。

一方、図10(b), (c)に示す τ が1/3, 2/3の系の結果では、 τ が大きくなるほど、また、 μ_{\max} が大きくなるほど、 η_{\max} による $\bar{\eta}$ の予測値は μ_{\max} による $\bar{\eta}$ の予測値の2倍の値に漸近する傾向が認められ、このような系では図8に示したように $\eta_{\max} = 2\mu_{\max} - 2$ となる履歴挙動をとる傾向がある。

入力地震動による大きな違いは、図10では認められない。

図10の η_{\max} と μ_{\max} から求めた $\bar{\eta}$ を周期の伸び率 f で比較するために、 $\bar{\eta}$ から(7)式で算定される周期の伸び率 f を図10の右側縦軸の目盛り線の位置に示している。図9にも示したように、 τ が大きくなるにつれて伸び率 f は小さくなり、また μ_{\max} が大きくなるにつれて $\mu_{\max}-f$ 関係の勾配

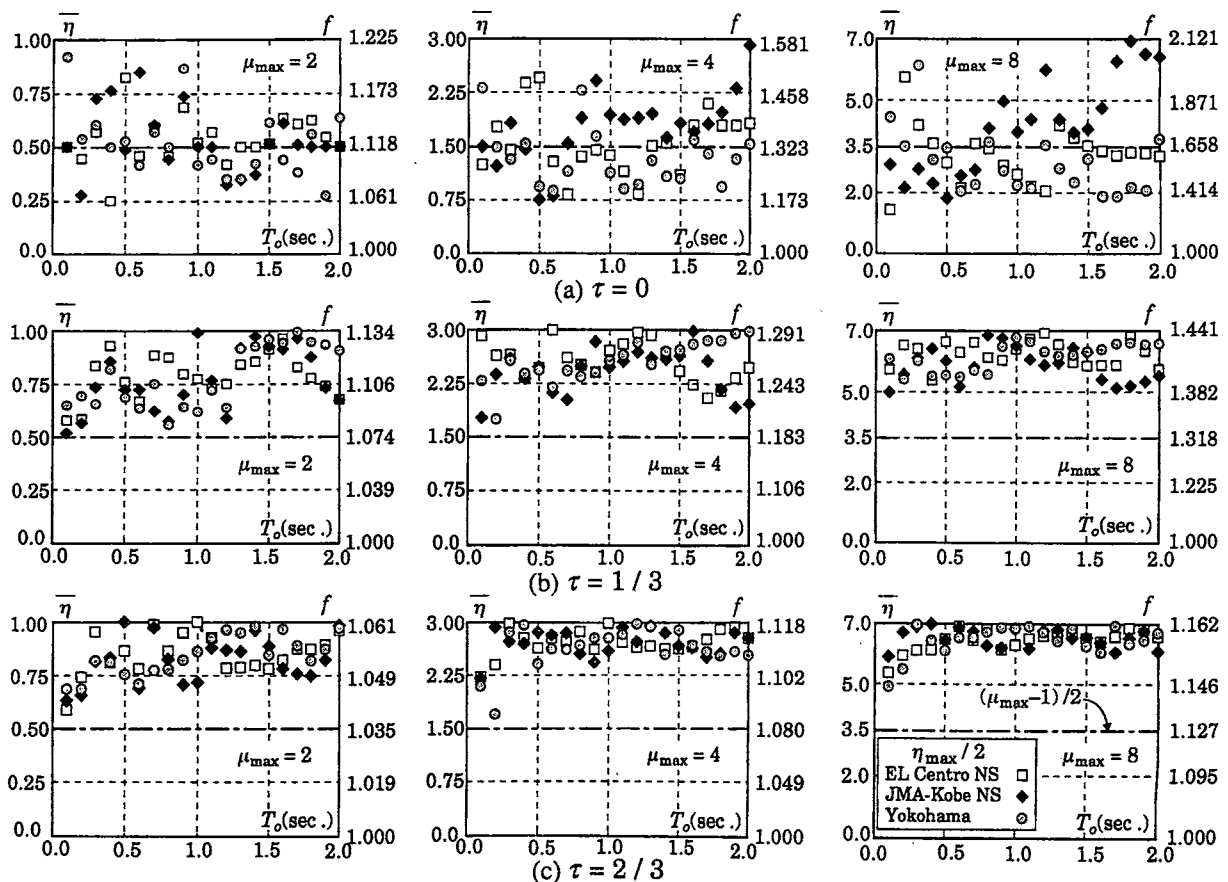


図10 最大塑性変形倍率と最大塑性率の関係

は緩やかになるので、 τ が $1/3$, $2/3$ の系では、 μ_{\max} を用いて求めた f_{μ} と η_{\max} を用いて求めた f_{η} との差はあまり大きくない。(9) 式による f_{η} と (11) 式による f_{μ} の差の最大値は τ が大きい系ほど小さくなり、 $\tau = 2/3$ の系では 3 % 程度である。 $\tau = 0.0$ の完全弾塑性系においては、 μ_{\max} を一定としても η_{\max} は大きく変動するので、完全弾塑性系では f_{μ} と f_{η} との差が大きくなり、最大で 20 % 程度となっている。

本論では、 f_{η} を最も適切な周期の伸び率 f の近似値として提案している。しかし、図 10 によると、 τ が大きい系では f_{μ} と f_{η} との差が小さく、一方、 τ が小さい系では $\eta_{\max} = \mu_{\max} - 1$ が近似的に成立するので、 f_{μ} もまた実用に耐える周期の伸び率 f の近似値を与えるものと考えている。

5.3 損傷に寄与する地震入力エネルギー E_{dm} の変動

損傷に寄与する地震入力エネルギー E_{dm} と、塑性化によって伸びる周期の関係について検討する。ここで検討に用いる塑性化による周期の伸び率は、本論の提案である f_{η} と f_{μ} であり、完全弾塑性系については既往の研究で精度が良いとされている (17) 式の f_l についても検討している。図 11 ~ 13 は損傷に寄与する地震入力エネルギー E_{dm} の速度換算値 V_{dm} を、それぞれの伸び率によって評価した見かけの周期の位置に四角印で示して、実線で示した擬似速度応答スペクトル S_v および点線で示した V_D スペクトルと比較している。図 11 は $\tau = 0.0$ の完全弾塑性系、図 12 には $\tau = 1/3$ 、図 13 には $\tau = 2/3$ の Bi-linear 系の解析結果を示

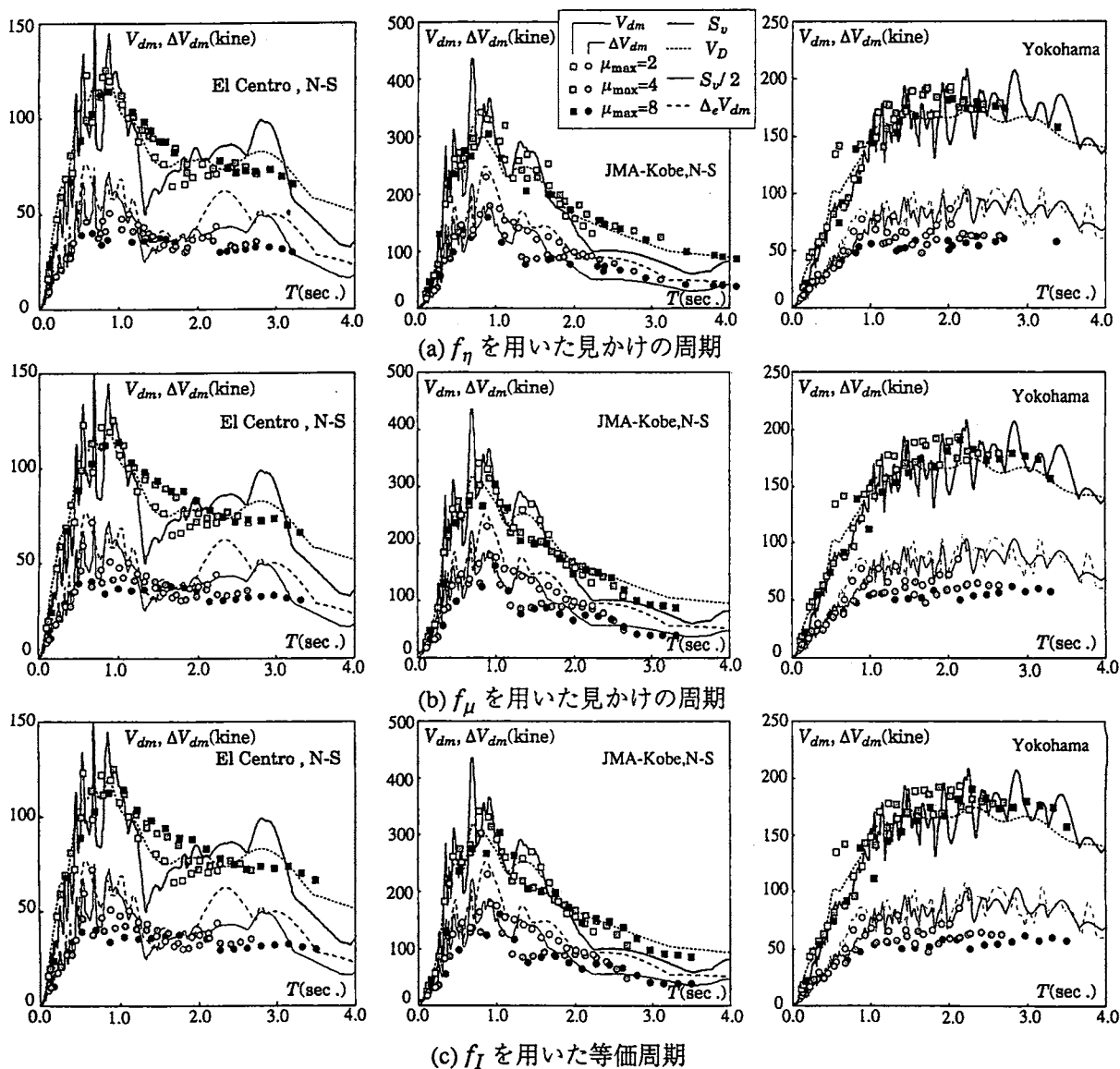


図 11 地震入力エネルギーの変動 ($\tau = 0$)

している。ただし、 f_η は、応答解析結果の η_{\max} を (9) 式に代入して求めている。

図 1 1 ~ 1 3 によると、 f_η, f_μ, f_I の何れを用いても、その結果は S_v または V_D スペクトルをよく近似することが分かる。

次に、地震入力エネルギーを予測するためのスペクトルとして S_v と V_D を比べる。損傷に寄与する地震入力エネルギーの速度換算値 V_{dm} は、塑性化が進むと、 S_v を平滑化（周辺固有周期領域で平均化）した値をとる傾向があり、 V_D スペクトルはその傾向を考慮に入れたものである^[2]。したがって、図 1 1 に示す $\tau=0.0$ の完全弾塑性系の結果では、塑性化が進むと、 V_{dm} は S_v よりも V_D スペクトルに近い値を示している。一方、図 1 3 に示す第 2 分枝剛性比 τ が $2/3$ の結果においては、架構の挙動が弾性振動に近くなるため、 V_{dm} が V_D よりむしろ S_v によって近似されるという傾向が現れている。なお、構造物の設計時に想定されるべきスペクトルは、何れにしても S_v または V_D スペクトルを平滑化したものであり、 V_{dm} の予測に S_v と V_D の何れを用いるべきかは、実用上大きな問題ではないと考えている。

f_η, f_μ, f_I の 3 種の値を用いた結果を比較する。図 1 1 (c) に示す f_I で塑性化による周期の伸びを評価した結果は、図 1 1 (b) に示す f_μ を用いた結果と

酷似している。これは図 9 (a) から当然予想される結果である。

図 1 1 ~ 1 3 の (a), (b) に示す f_η と f_μ を用いた結果にも大きな差異は認められないが、例えば、図 1 1 の JMA Kobe NS に対する応答で、周期 3 秒程度以上に示した ■ 印の結果は、(a) 図の f_η を用いた方が (b) 図の f_μ を場合より周期が長くなり、(a) 図の方が V_{dm} が V_D に近づく傾向が現れている。図 1 1 は完全弾塑性系に関するものであり、■ 印は $\mu_{\max}=8$ の結果を表すものであることを考慮すると、先に述べた考察より V_{dm} は V_D を近似する傾向が予測される。したがって、 f_η は f_μ より合理的な伸び率を与えるものと考ええる。この結果は、 η_i の平均値 $\bar{\eta}$ は、 μ_{\max} から予測するより、 η_i の最大値 η_{\max} から予測した方が精度がよいという当然の結果ではあるが、図 1 1 ~ 1 3 に示すようにその差は小さく、 f_η と f_μ の何れを用いても、 V_{dm} は良好な精度で予測できる。

5.4 半サイクルの最大地震入力エネルギー ΔE_{dm} の変動

半サイクルの最大地震入力エネルギー増分 ΔE_{dm} の速度換算値 ΔV_{dm} と、塑性化による周期の伸びについて検討する。ここでも (9), (11) 式の見かけの固有周期の平均値の伸び率 f_η と f_μ 、既往の等価固有周期の伸び率 f_I を対象にする。

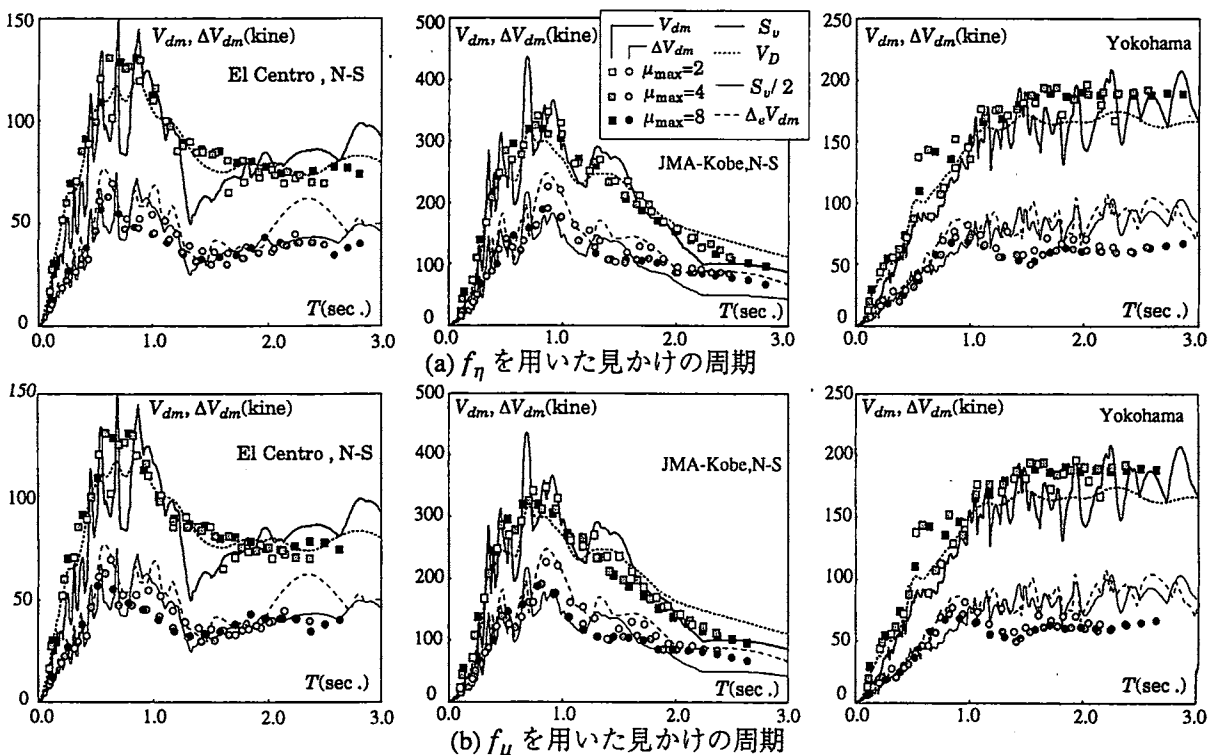


図 1 2 地震入力エネルギーの変動 ($\tau=1/3$)

図1 1～1 3には半サイクルの最大地震入力エネルギー増分の速度換算値 ΔV_{dm} を、それぞれの伸び率によって評価した見かけの周期の位置に丸印で示して、細線で示した擬似速度応答スペクトル S_v の1/2の値と比較する。

文献[8, 9]には、弾性系の ΔV_{dm} をスペクトル表示した $\Delta_e V_{dm}$ によって弾塑性系の ΔV_{dm} が近似できると報告されている。図1 1～1 3においても、破線で弾性系の $\Delta_e V_{dm}$ スペクトルを示している。図からわかるように、 $\Delta_e V_{dm}$ は $S_v/2$ より若干大きな値を取る傾向があるが、 $\Delta_e V_{dm}$ と $S_v/2$ の間には大きな相違は認められない。

図1 1～1 3によると、 f_η, f_μ, f_I の何れを用いて表示した ΔV_{dm} も、 $S_v/2$ や $\Delta_e V_{dm}$ スペクトルをよく近似しており、前項5.3で述べた V_{dm} と同様に、周期の伸び率としての3つの値の優劣は判断し難い。

図1 3のように第2分枝剛性比 τ が大きい系や最大塑性率 μ_{max} が小さい系など、弾性に近い挙動をとるとき、 ΔV_{dm} は $\Delta_e V_{dm}$ に近い値となる傾向がある。一方、第2分枝剛性比 τ が小さい系や最大塑性率 μ_{max} が大きい系では、 ΔV_{dm} は $\Delta_e V_{dm}$ より若干小さな値を取る傾向があり、 $\Delta_e V_{dm}$ より $S_v/2$ に近い値となる。

図1 1に示す完全弾塑性系の応答で最も明確で

あるように、 ΔV_{dm} はYokohamaのように主要動の継続時間が長い外乱では $S_v/2$ より小さくなり、JMA Kobeのように主要動の継続時間が短い外乱では $S_v/2$ より大きくなる傾向がある。このように半サイクルの最大地震入力エネルギー率 r_{cycle} は外乱の特性によって変化する。 $\Delta_e V_{dm}$ はYokohamaでは $S_v/2$ をよく近似しているのに対して、JMA Kobeではほぼ全周期域で $S_v/2$ より大きめの値を与え、外乱の特性を反映したものとなっている。 $\Delta_e V_{dm}$ によれば外乱特性を考慮することが可能で、また ΔV_{dm} の上限的な値を与えるという性質を $\Delta_e V_{dm}$ は持っている。この結果は、本論で提案している $S_v/2$ より $\Delta_e V_{dm}$ を用いれば、より信頼性の高い ΔV_{dm} の予測が可能になることを示唆するものである。

6. 結論

本論では、塑性変形によって変動する見かけの固有周期の平均値を、振動全体における各半サイクル毎の塑性変形量の平均値を用いて近似することを提案した。最大塑性変形倍率と最大塑性率の何れかを用いて平均塑性変形倍率を推定し、見かけの固有周期の平均値を近似することによって、塑性変形の増大に伴う損傷に寄与する地震入力エネルギー E_{dm} と半サイクルの最大地震入力エネルギー

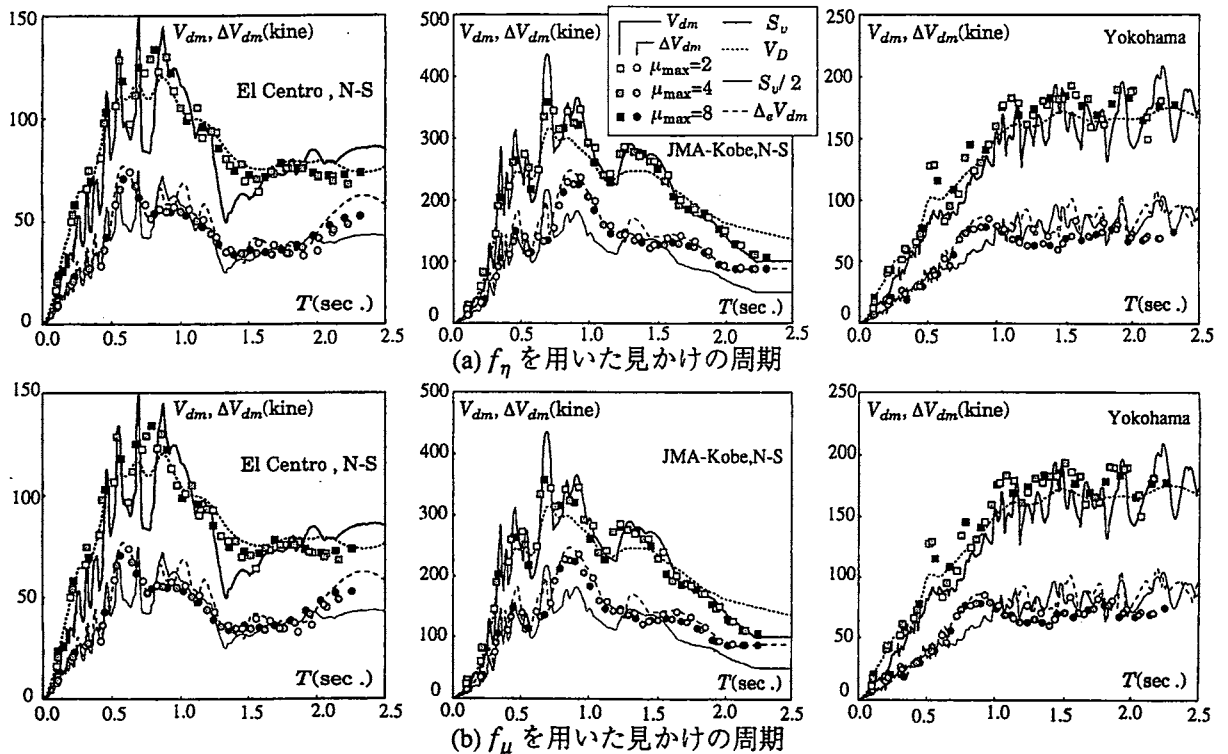


図1 3 地震入力エネルギーの変動 ($\tau = 2/3$)

ギー ΔE_{dm} の変動を予測できることを示した。

[謝辞]

この研究は、建設省総合技術プロジェクト/次世代鋼材による構造物安全性向上技術の開発「崩壊形と破壊分科会」(主査：京都大学 井上一朗教授)の一部として行われ、建設省建築研究所(社)鋼材倶楽部共同研究から研究費の補助を受けた。関係各位に謝意を表する。

[参考文献]

- [1] G.W.Housner : Limit Design of Structures to Resist Earthquakes, Proc. of 1st WCEE, Berkeley, California, pp.5.1-5.13, 1956.6
- [2] 秋山宏：建築物の耐震極限設計，東京大学出版会，pp.9-38，1980.9
- [3] M. Nakashima, K. Saburi and B. Tsuji : Energy Input and Dissipation Behaviour of Structures with Hysteretic Dampers, Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.25, 1996
- [4] 小川厚治・井上一朗・小野聡子：柱・梁を弾性域に留める履歴ダンパー付架構の設計耐力（1質点系による考察），JSSC鋼構造論文集，第5巻第17号，pp.13-28，1998.3
- [5] 谷本憲郎・小川厚治：履歴ダンパーの塑性化に伴う地震入力エネルギーの変動に関する研究，第10回日本地震工学シンポジウム論文集，第3分冊，pp.2845-2850，1998.11
- [6] 中村友紀子・壁谷澤寿海：瞬間エネルギーを用いた等価線形化法による弾塑性応答変形の推定，第10回日本地震工学シンポジウム論文集，第2分冊，pp.2573-2578，1998.11
- [7] 小川厚治・黒羽啓明・待鳥賢治：強震を受ける1自由度系の正負2方向の損傷分布に関する研究，日本建築学会構造系論文集，第481号，pp.117-126，1996.3
- [8] 岩崎智哉・堀則男・井上範夫：瞬間入力エネルギーによる構造物の地震時応答変形の推定（その1 疑似速度応答スペクトルを用いた瞬間入力エネルギーの推定），日本建築学会大会学術講演梗概集，構造II，pp.483-484，1998.9
- [9] 岩崎智哉・中村孝也・堀則男・井上範夫：疑似速度応答スペクトルを用いた瞬間入力エネルギーの推定方法，第10回日本地震工学シンポジウム論文集，第2分冊，pp.2579-2584，1998.11
- [10] P.C.Jennings : Equivalent Viscous Damping for Yielding Structures, Journal of Engineering Mechanics, ASCE, Vol.94, No.EM1, pp.103-116, 1968
- [11] 中島正愛・稲岡真也：全体崩壊型鋼構造ラーメン部材の必要塑性変形性能（その1. 既往の最大変位予測法の評価），日本建築学会大会学術講演梗概集 掲載予定，1999.9
- [12] Iwan,W.D. : Estimating Inelastic Response Spectra from Elastic Spectra, Journal of Earthquake Engineering and Structural Dynamics, Vol.8, pp.375-388, 1980
- [13] 日本建築学会：地震荷重-地震動の予測と建築物の応答，pp.129-140，1992
- [14] 横浜市構造建築物耐震指導基準査定委員会：振動応答解析マニュアル，付-2 横浜標準波の作成