劣化域を考慮した鋼構造物のエネルギー吸収能力の
評価基準に関する一考察EVALUATION CRITERIA OF ENERGY ABSORPTION CAPACITY
FOR STEEL STRUCTURES CONSIDERING DEGRADING
LOAD-DEFLECTION CURVES小川 厚治*, 黒羽 啓明*, 待鳥 賢治**, 馬淵 信一郎***
Koji OGAWA, Yoshiaki KUROBANE, Kenji MACHIDORI
and Shinichirou MABUCHI

In this paper, the energy absorption capacity of a single-degree-of-freedom system with an arbitrary load-deformation relationship is defined as the maximum input energy for which the system starts to show plastic deformations lower than a perfect elasto-plastic system. Based on the damage distribution law proposed by authors, a formula is derived to evaluate the energy absorption capacity of a system with tri-linear load-deformation relationship, consisting of elastic, hardening, and degrading parts. In this formula, the energy absorption capacity is expressed as a function of the three parameters, namely the hardening rigidity after yielding, plastic deformation to maximum strength and decay rigidity after maximum strength. This formula is found to represent well dynamic responses of structures with various hysteretic behaviors.

Keywords : *steel structure, strength decay, earthquake-resistant design, deformation capacity, energy absorption capacity*
鋼構造物, 耐力劣化, 耐震設計, 変形能力, エネルギー吸収能力

1. 序

鋼構造物の荷重-変形挙動は、降伏後歪硬化によって耐力が上昇し、その後局部座屈や横座屈の影響で耐力劣化を生じるのが一般的で、概括的にはTri-linear型となることが多い¹⁾。このようなTri-linear型の復元力特性をもつ系では、地動による入力エネルギーが小さい場合には、正の第2分枝剛性²⁾の影響で完全弾塑性系に比べて最大変位応答が小さくなり²⁾、一方、入力エネルギーが大きくなると、第3分枝の劣化勾配の影響で塑性変形が一方向に片寄る傾向が強くなり、その最大変位応答は完全弾塑性系よりも大きくなる^{1,3)}。

過去に定義されている塑性変形能力^{4,5,6)}と呼ばれる尺度は、上記の現象を考慮し、概ね一定した耐力を保持しながら塑性変形する領域を工学的判断によって定量化したものであり、少なくとも暗黙のうちに、等価な完全弾塑性系の変形能力を表すものとして用いられている。しかし、復元力特性の形状が地震応答に及ぼす影響をどのように反映した値として、これらの変形能力が定義されているかは曖昧である。

筆者らは既に、1自由度系の正負2方向への損傷分配則を提案している⁷⁾。この損傷分配則を用いれば、明確に構造物の変形性能・エネルギー吸収能力を定義できることを示すのが本研究の目的であ

る。本論では、第3分枝に耐力劣化域をもつTri-linear型の復元力特性の1自由度系構造物を対象に、完全弾塑性系より良好な地震応答性を示す入力エネルギーの上限値としてエネルギー吸収能力を定義し、その評価式を提案する。本論の評価式は、最大耐力点までの硬化勾配、最大耐力点までの変形量、最大耐力点以降の劣化勾配の3つのパラメータの関数として表され、この評価式によるエネルギー吸収能力は、同じ弾性限度をもつ完全弾塑性系より最大塑性変形および残留塑性変形共に小さくなる入力エネルギーの上限値を与える。このような意味で、本論のエネルギー吸収能力の評価式は、構造物の地震応答を直接反映したものになっている。

2. 考察対象とその損傷分配則

本論では、図1に示すように単調載荷時の荷重 P -変形 U 関係が第3分枝に負勾配をもつTri-linear型の1自由度系を対象とし、その繰返し載荷時の履歴特性は、図2に示すように1方向の塑性挙動が逆方向の履歴の影響を受けないと仮定する⁸⁾。なお、本論では以後、図1,2にも示しているように、荷重 P および変形 U は、初期弾性限度 P_y および初期弾性限変位 U_y を基準値とする無次元量 p, u で扱っている。

本論文の一部は日本建築学会大会学術講演梗概集, 1996.9に発表している。

* 熊本大学工学部建築学科 教授・工博

** ㈱松村組 工修

*** 熊本大学工学部建築学科 大学院生

Prof., Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kumamoto Univ., Dr. Eng. Matsumura Corporation, M. Eng.

Graduate Student, Dept. of Architecture, Faculty of Engineering, Kumamoto Univ.

図1 単調荷荷時

図2 履歴モデル

図3 解析モデル

この系について、文献7)で提案した損傷分配則を以下に列記しておく。

- [1] 地動による全入力エネルギー E_t は復元力特性に依存しない量であり、次式で与えられる。

$$E_t = E_i + E_e + E_p = e_t E_y \quad (1)$$

ここで、 E_i は運動エネルギーであり、 E_e は弾性歪エネルギー、 E_p は塑性変形による吸収エネルギーである。また、 E_y は初期弾性限歪エネルギーである。

$$E_y = P_y U_y / 2 \quad (2)$$

- [2] 地動による全入力エネルギー E_t の 1/4 が、まず1方向の塑性変形によって吸収される。本論では以後、この初期塑性変形が生じる方向を正側と呼ぶ。

- [3] その後の入力エネルギーは正負2方向の塑性変形で吸収されるが、正負2方向の累積塑性変形倍率 u_{p+} 、 u_{p-} の増分間には次の関係がある。

$$\frac{du_{p+}}{du_{p-}} = \frac{(1 - \tau_+) p_{y+}^{-5}}{(1 - \tau_-) p_{y-}^{-5}} \quad (3)$$

ここで、 p_{y+} 、 p_{y-} は、その時点での正負の弾性限強度であり、 τ_+ 、 τ_- は塑性化後の剛性比であって、累積塑性変形倍率 u_{p+} 、 u_{p-} に応じて次式で表される。

$u_{p+} < u_{pm}$ のとき、

$$p_{y+} = 1 + \frac{\tau_1}{1 - \tau_1} u_{p+} \quad (4.a)$$

$$\tau_+ = \tau_1$$

$u_{p+} \geq u_{pm}$ のとき、

$$p_{y+} = p_m + \frac{\tau_2}{1 - \tau_2} (u_{p+} - u_{pm}) \quad (4.b)$$

$$\tau_+ = \tau_2$$

$u_{p-} < u_{pm}$ のとき、

$$p_{y-} = 1 + \frac{\tau_1}{1 - \tau_1} u_{p-} \quad (4.c)$$

$$\tau_- = \tau_1$$

$u_{p-} \geq u_{pm}$ のとき、

$$p_{y-} = p_m + \frac{\tau_2}{1 - \tau_2} (u_{p-} - u_{pm}) \quad (4.d)$$

$$\tau_- = \tau_2$$

- [4] 弾性振動エネルギー $E_i + E_e$ は、次式で得られる。

$$E_i + E_e = E_y \min(p_{y+}^2, p_{y-}^2) \quad (5)$$

3. 分配則による予測結果の性状

前節の損傷分配則による予測例を用いて、Tri-linear型の復元力特性をもつ1自由度系の応答性状を検討する。ここで解析対象としたのは、図3に示すようなTri-linear型で、第3分枝は常に $(u, p) = (4, 1)$ を通る $\tau_2 = -0.2$ の直線で、第2分枝と第3分枝の交点の変位 u_m を1.5～

5.5の範囲で変化させている。したがって、 u_m が4を超えると第2分枝も負勾配をもつ復元力特性となる。なお、この復元力特性について、前節の損傷分配則が応答値の良好な近似を与えることは、既に文献7)に示している。

図4には、入力エネルギー e_t が5, 7, 9, 11, 13, 15の各場合について、予測結果の残留塑性率 $e u_p$ を太線で、最大塑性率 $u_{p \max}$ を細線で示す。なお、残留塑性率 $e u_p$ は全入力エネルギー分配後の正負累積塑性変形倍率の差 $u_{p+} - u_{p-}$ であり、最大塑性率 $u_{p \max}$ はエネルギー分配過程での $u_{p+} - u_{p-}$ の最大値である。図4 (f) に示す e_t が15の場合については、 u_m が2.0～4.6程度の範囲でしか予測結果を示していないのは、これ以外の範囲では正側の弾性限強度 p_{y+} が負になって(3)式によるエネルギー分配ができないためであり、このとき系の応答は負の勾配で荷重零軸を横切り倒壊すると予測される。 e_t が17の場合は u_m の値にかかわらずすべて倒壊すると予測される。図4中には、完全弾塑性系についての予測結果も鎖線で示している。本損傷分配則によれば、完全弾塑性型の系の最大塑性率 $u_{p \max}$ と残留塑性率 $e u_p$ は等しくなる。

図4の◆印は、Tri-linear型の系の中で残留塑性率 $e u_p$ が最小となる系を示している。この◆印で示した系では、損傷が正負2方向に最も一様化して配分され、その結果、残留塑性率 $e u_p$ が小さくなっている。◆印で示した系の最大塑性率 $u_{p \max}$ は、必ずしも各図の最小値とはなっていないが、少なくとも各図の最小値に非常に近い値となっている。以上のように、◆印の系は、各入力エネルギー e_t に応じて最も良好な応答性状を呈するという意味で最善の復元力特性を示すものである。図4によると、このときの u_m の値は e_t が大きくなるにしたがって増大する傾向が認められる。したがって、最善の復元力特性は入力エネルギー量に依存し、必ずしも一定したものでないことが分かる。また、入力エネルギー e_t が13, 15では、◆印で示した値も、鎖線で示した完全弾塑性型の予測値より残留塑性率 $e u_p$ 、最大塑性率 $u_{p \max}$ 共に大きくなっていることから、ここで対象とした復元力特性は u_m の値によらず、 e_t が13未満のエネルギー吸収能力しか期待できないことがわかる。

Tri-linear型の系の予測値を示した太線と完全弾塑性型の系の予測値を示した鎖線の交点は、入力エネルギー e_t が11以下の例には2箇所存在し、この2つの交点間の領域は入力エネルギー e_t が大きくなるにつれて狭くなっていき、入力エネルギー e_t が13以上では存在しない。2つの交点間の領域では残留塑性率 $e u_p$ は鎖線で示した完全弾塑性系の値より小さくなっている。また、この領域では最大塑性率 $u_{p \max}$ は概ね一定で完全弾塑性系よりわずかに小さくなっている。完全弾塑性系より良好な地震応答を示す入力エネルギーの上限値という本論で採用したエネルギー吸収能力の定義からすると、2つの交点間の領域は、各図に対応する入力エネルギー e_t 以上のエネルギー吸収能力をもつ u_m の範囲を表し、交点で示される系は入力エ

図4 損傷分配則による予測結果

エネルギー e_i とエネルギー吸収能力が丁度一致することを表している。

図4の□印は、残留塑性率 $e u_p$ と最大塑性率 $u_{p \max}$ が等しくなる限界の値を示している。□印は、入力エネルギー e_i が11以下の例の上記の太線と鎖線の交点間の領域に2箇所存在し、この交点と□印の u_m の値はほとんど一致している。したがって、ここでは、入力エネルギー e_i とエネルギー吸収能力とが一致する交点で示される系の近似として、□印で示される系を用いることにした。

この2つの□印の間の領域では、全入力エネルギーの1/4によって初期正側塑性変形 $s u_p$ が生じた時点で塑性率 u_p は最大となり、その後は、負側の弾性限度が正側の弾性限度より小さいために塑性変形が負側に進行し、残留塑性率 $e u_p$ は最大塑性率 $u_{p \max}$ より減少する。一方、この2つの□印の外側の領域では、初期正側塑性変形 $s u_p$ が生じた後の塑性変形も、負側より正側の方が大きく、全入力エネルギーが分配された最終状態で塑性率 u_p は最大となり、残留塑性率 $e u_p$ と最大塑性率 $u_{p \max}$ が等しくなる。□印の系では、前節の損傷分配過程[3]で生じる正負2方向の累積塑性変形倍率が丁度一致している。

以上の結果に基づき、本研究では、残留塑性率 $e u_p$ と初期正側塑性変形 $s u_p$ が等しくなるときを、構造物のエネルギー吸収の限界と考えることにする。次節では、この条件の下でエネルギー吸収能力の予測式を提案する。

4. エネルギー吸収能力の評価式

前節の考察結果に基づき、残留塑性率 $e u_p$ が初期正側塑性変形 $s u_p$ と等しくなる時の入力エネルギーが構造物のエネルギー吸収能力を表すと考え、任意のTri-linear型の復元力特性をもつ構造物のエネルギー吸収能力の評価式を、2節の損傷分配則から導く。ただし、ここでは負側の塑性変形は第3分枝領域内に入ることとはないと仮定する。負側の塑性変形が劣化勾配をもつ第3分枝内に入れば、硬化を続けると考える場合より負側の塑性変形は生じ易くなり $s u_p = e u_p$ となるまでの塑性変形・吸収エネルギー量は増大する。このような意味

で、構造物のエネルギー吸収能力を過小評価する安全側の仮定として、計算を簡略化するためにこの仮定を設けることにした。

4.1 劣化域における塑性変形

まず始めに、図5に示すように正側の塑性変形が最大耐力点 u_{pm} で、負側の塑性変形が零であるという条件の下で、本分配則によるその後の正負2方向の累積塑性変形倍率 u_{p2+} 、 u_{p2-} が等しく u_{p2} となるという条件から、正側劣化域で期待される塑性変形を算定する。

この条件は、(3), (4)式から次式で表される。

$$\begin{aligned} & \frac{T_2}{\tau_2} \int_0^{u_{p2}} (p_m + T_2 u_{p2+})^5 d u_{p2+} \\ &= \frac{T_1}{\tau_1} \int_0^{u_{p2}} (1 + T_1 u_{p2-})^5 d u_{p2-} \end{aligned} \quad (6)$$

ただし、ここで、

$$T_1 = \frac{\tau_1}{1 - \tau_1}, \quad T_2 = \frac{\tau_2}{1 - \tau_2}$$

(6)式から次の関係を得る。

$$\tau_1 \left\{ (p_m + T_2 u_{p2})^6 - p_m^6 \right\} = \tau_2 \left\{ (1 + T_1 u_{p2})^6 - 1 \right\} \quad (7)$$

(7)式から u_{p2} の陽な形の解を得ることはできないので、(7)式の各項を次式で近似する。

$$\begin{aligned} (p_m + T_2 u_{p2})^6 &\approx p_m^6 + 6 p_m^5 T_2 u_{p2} + 15 p_m^4 T_2^2 u_{p2}^2 \\ (1 + T_1 u_{p2})^6 &\approx 1 + 6 T_1 u_{p2} + 15 T_1^2 u_{p2}^2 \end{aligned} \quad (8)$$

図5 正側劣化域での塑性変形

(8)式を(7)式に代入して整理すると次式を得る。

$$u_{p2} = \frac{2(T_1 \tau_2 - p_m^5 T_2 \tau_1)}{5(p_m^4 T_2^2 \tau_1 - T_1^2 \tau_2)} \quad (9)$$

ただし、正側が劣化を開始した瞬間から正側塑性変形増分が負側塑性変形増分を上回る場合には、(9)式の分子が負になる。この場合は、劣化域での塑性変形 u_{p2} は零とする。すなわち、

$$p_m^5 \leq \frac{\tau_2 T_1}{\tau_1 T_2} = \frac{1 - \tau_2}{1 - \tau_1} \text{ のとき、 } u_{p2} = 0 \quad (10)$$

4.2 劣化域を含めた変形能力

前項では、正側塑性変形が最大耐力点で負側塑性変形が零の状態を初期状態として、正負2方向の累積塑性変形の増分量が等しくなるときの累積塑性変形増分 u_{p2} を求めた。全入力エネルギーの1/4が入力された時点での初期正側塑性変形 $s u_p$ が第2分枝の領域内にあることを前提とすると、正側累積塑性変形が $s u_p$ より増大して最大耐力点 u_{pm} に達するまで、更に $u_{p1+}(=u_{pm} - s u_p)$ の累積塑性変形が可能である。この正側累積塑性変形が u_{p1+} だけ増大する間に生じる負側累積塑性変形 u_{p1-} の値の予測は単純ではないが、このとき正側は弾性耐力も大きく接線剛性も大きくて正側損傷が最も生じにくい状態にあることを考慮して、負側の累積塑性変形の増大量 u_{p1-} も正側と同じ u_{p1+} と仮定する。したがって、本論では図6(a)に示すように正側累積塑性変形倍率 u_{p+} 、負側累積塑性変形倍率 u_{p-} は次式として、劣化域を含めた構造物のエネルギー吸収能力を評価する。

$$u_{p+} = s u_p + u_{p1+} + u_{p2+} = u_{pm} + u_{p2} \quad (11.a)$$

$$u_{p-} = u_{p1-} + u_{p2-} = u_{pm} - s u_p + u_{p2} \quad (11.b)$$

図6(a)に示すように、負側累積塑性変形 u_{p2-} と u_{p1-} の発生順序は本来逆である。この点を含め、(11)式の近似の合理性を、以下で若干検討しておく。さて、初期正側塑性変形 $s u_p$ が生じた時点での正側弾性限強度を p_s 、損傷分配終了時の弾性限強度を p_d とする。一方、負側累積塑性変形 u_{p2-} が生じた時点での負側弾性限強度を p_1' 、損傷分配終了時の負側弾性限強度を p_2' とする。以上の記号を

図6 劣化域を考慮した変形能力

用いると、(7)式は次のように表される。

$$\tau_1 \{p_d^6 - p_m^6\} = \tau_2 \{p_1'^6 - 1\} \quad (12)$$

また、 $u_{p1+} = u_{p1-}$ を仮定しているため、 p_2' は次式となる。

$$p_2' = p_1' + (p_m - p_s) \quad (13)$$

すなわち、ここでの変形能力評価式は、正側に(11.a)式の累積塑性変形 u_{p+} が生じたとき、負側は硬化によって弾性限強度が p_2' まで上昇すると近似して導いている。

2節の損傷分配則を直接用いて、正側に(11.a)式の累積塑性変形 u_{p+} が生じたときの負側の弾性限強度 p_2 を導く。図6(b)に示すように、正側に累積塑性変形 u_{p1} が生じたときの負側の弾性限強度を p_1 とすると、(12)式と同様に次式が得られる。

$$p_m^6 - p_s^6 = p_1^6 - 1 \quad (14)$$

同様に、その後、正側に累積塑性変形が u_{p2} 生じたときの負側弾性限強度 p_2 は次式となる。

$$\tau_1 \{p_d^6 - p_m^6\} = \tau_2 \{p_2^6 - p_1^6\} \quad (15)$$

(14)、(15)式から p_2 に関する次式を得る。

$$p_2^6 = \frac{\tau_1}{\tau_2} (p_d^6 - p_m^6) + 1 + (p_m^6 - p_s^6) \quad (16)$$

一方、(12)、(13)式から $p_2'^6$ は次のようになる。

$$\begin{aligned} p_2'^6 &= \{p_1' + (p_m - p_s)\}^6 \\ &= \frac{\tau_1}{\tau_2} (p_d^6 - p_m^6) + 1 \\ &\quad + 6 p_1'^5 (p_m - p_s) + 15 p_1'^4 (p_m - p_s)^2 + \dots \end{aligned} \quad (17)$$

(16)式と(17)式は第2項まで一致している。第3項以降は、 p_m 、 p_s 、 p_1' が第2分枝上の弾性限強度であるので $p_m \approx p_s \approx p_1'$ であると仮定して、 $(p_m - p_s)$ の一次の項まで考慮すると、いずれも $6 p_m^5 (p_m - p_s)$ となる。したがって、 $p_m \approx p_s \approx p_1'$ の関係が近似的に成立する範囲においては(11)式は十分な合理性をもっている。

4.3 エネルギー吸収能力の評価式

前項で示した塑性変形を生じた際の吸収エネルギーを考える。正側の塑性歪エネルギーの総和 E_{p+} は次式で表される。

$$\frac{E_{p+}}{E_y} = e_{p+} = (1 + p_m) u_{pm} + (2 p_m + T_2 u_{p2}) u_{p2} \quad (18)$$

負側の塑性歪エネルギーの総和 E_{p-} は次式となる。

$$\begin{aligned} \frac{E_{p-}}{E_y} = e_{p-} &= T_1 s u_p^2 - (2 p_m + 2 T_1 u_{p2}) s u_p \\ &\quad + (1 + 2 T_1 u_{p2} + p_m) u_{pm} + (2 + T_1 u_{p2}) u_{p2} \end{aligned} \quad (19)$$

また、弾性振動エネルギー $E_i + E_e$ は正側の弾性限歪エネルギーを用いて次式で近似する。

$$\frac{E_i + E_e}{E_y} = e_e = (p_m + T_2 u_{p2})^2 \quad (20)$$

以上の量を用いて全入力エネルギー e_t は次式で表される。

$$e_t = e_{p+} + e_{p-} + e_e \quad (21)$$

一方、全入力エネルギー e_t の1/4が入力された時点での塑性変形は $s u_p$ であるので、 $e_t/4$ は次式で表される。

$$e_t/4 = (2 + T_1 s u_p) s u_p \quad (22)$$

以上の式を整理すると、 $s u_p$ に関する次式を得る。

$$A {}_s u_p^2 + 2 B {}_s u_p - C = 0 \quad (23)$$

ただし、

$$\begin{aligned} A &= 3 T_1 \\ B &= 4 + p_m + T_1 u_{p2} \\ C &= (T_1 + T_2 + T_2^2) u_{p2}^2 + 2 \left\{ p_m (T_2 + 1) + 1 \right\} u_{p2} \\ &\quad + 2 (1 + p_m + T_1 u_{p2}) u_{pm} + p_m^2 \end{aligned}$$

(23)式から初期正側塑性変形 ${}_s u_p$ は次式となる。

$${}_s u_p = C / \left\{ B + \sqrt{B^2 + A C} \right\} \quad (24)$$

(24)式による ${}_s u_p$ を(21)式または(22)式に代入することによりエネルギー吸収能力 e_t が求められる。

5. 地震応答解析結果と予測値との比較

以上の考察結果を応答解析結果と比較する。応答解析に用いた入力地震波形は、表1の12種であり、適当に増幅して入力エネルギー e_t が設定された値のときの結果を得ている。なお、ここでの解析は、構造物の固有周期はすべて1秒、粘性減衰定数は0.01としている。

まず、図7は、いずれも第2分枝剛性比 τ_1 が0.1、第2分枝勾配と第3分枝勾配の交点の無次元化変位 u_m が4で、第3分枝剛性比 τ_2 が-0.05、-0.1、-0.2の3種の復元力特性について、各地震外乱に対する入力エネルギー e_t と残留塑性率 ${}_e u_p$ の関係を示したもので、地震外乱は表1のマークで区別している。なお、(b)、(c)図では、入力エネルギー e_t が増大するにつれて応答値を示すマークの数が減っているが、これは倒壊する解析例について応答値を示していないからである。また、図7中には、2節の損傷分配則による残留塑性率 ${}_e u_p$ の予測結果を実線で示し、4節で導いたエネルギー吸収能力の評価式による値を ${}_p e_t$ として鎖線で示している。この解析結果についても、実線で示した損傷分配則による予測結果は、残留塑性率 ${}_e u_p$ の上限的な値を近似している⁷⁾。

図7によると、各地震外乱についての残留塑性率 ${}_e u_p$ は入力エネルギー e_t がある値を超えると急激に増大する傾向があり、その入力エネルギー e_t の値は地震外乱によってかなりばらついているが、鎖線で示した本論の評価式による値 ${}_p e_t$ は、残留塑性率 ${}_e u_p$ の急激な増大が現れ始める入力エネルギー e_t の値の近似となっている。

図8では、図7に示した解析例について12種の入力地震外乱に関する残留塑性率 ${}_e u_p$ の平均値を◇印で示し、●印で示した完全弾塑性系の残留塑性率 ${}_e u_p$ の平均値と比較している。ただし、Tri-linear型については12種類の地震外乱に対する応答値のうち、どれか1つでも倒

壊した場合は平均値は示していない。

図8中には、2節の損傷分配則によって求めたTri-linear型構造物の予測値を図7と同等に実線で示し、実線上に×印で、初期正側塑性変形 ${}_s u_p$ と残留残留塑性変形 ${}_e u_p$ が等しいときの値を、損傷分配則から直接求めたエネルギー吸収能力の予測値 ${}_p e_t$ として示している。図8中にも鎖線で示した前節におけるエネルギー吸収能力の評価式による値 ${}_p e_t$ は、×印で示す ${}_p e_t$ の値を求める近似式である。この×印で示す損傷分配則による精算値 ${}_p e_t$ と鎖線で示す近似値 ${}_p e_t$ を比べると、第3分枝剛性比 τ_2 が大きい(耐力劣化が緩やかな)ときには近似値 ${}_p e_t$ は精算値 ${}_p e_t$ より大きくなり、第3分枝剛性比 τ_2 が小さい(劣化勾配が急な)ときには近似値 ${}_p e_t$ が精算値 ${}_p e_t$ より小さくなる傾向が認められる。

第3分枝剛性比 τ_2 が大きいときには、(9)式から得られる劣化域での累積塑性変形 ${}_p u_{p2}$ が大きくなり、(24)式による初期正側塑性変形 ${}_s u_p$ は最大耐力点での塑性変形 u_{pm} より大きくなる。このとき、前節の近似では、最大耐力点での塑性変形 u_{pm} と初期正側塑性変形 ${}_s u_p$ との差 $u_{p1} = u_{pm} - {}_s u_p$ が負として機械的に計算を行っている。一方、損傷分配則によれば、初期正側塑性変形 ${}_s u_p$ が最大耐力点での塑性変形 u_{pm} を超えると、2節[3]に示した正負2方向への損傷分配過程の最初の時点で、正側弾性限強度が最大耐力 p_m を下回っているために、前節の近似より正側塑性変形が生じ易くなる。これが、第3分枝剛性比 τ_2 が大きいときに近似値 ${}_p e_t$ が精算値 ${}_p e_t$ より大きくなる主な原因である。

第3分枝剛性比 τ_2 が小さいときには、いずれにしても劣化域におけるエネルギー吸収をほとんど期待しない結果となるが、前節の近似では、正側累積塑性変形が ${}_s u_p$ から最大耐力点での塑性変形 u_{pm} に増大する間は、正負2方向の塑性変形の増大量は同じとしている。損傷分配則によると、この間、正側弾性限強度の方が負側より大きいので、負側累積塑性変形は正側累積塑性変形より大きくなる。第3分枝剛性比 τ_2 が小さいとき、精算値の方が負側で吸収するエネルギー量が大きくなるのが、近似値 ${}_p e_t$ が精算値 ${}_p e_t$ より小さくなる主な原因である。

さて、図8によると、●印で示す完全弾塑性型の系の残留塑性率 ${}_e u_p$ は入力エネルギー e_t と概ね線形関係を保ちながら増大している。◇印で示すTri-linear型の応答値も入力エネルギー e_t が小さい範囲では入力エネルギー e_t と概ね線形関係を保ちながら増大し、このような入力エネルギー e_t の範囲ではTri-linear型の系の方が完全弾塑性型よりも残留塑性率 ${}_e u_p$ が小さい値を示すことが認められるが、それより入力エネルギー e_t が大きくなると、残留塑性率 ${}_e u_p$ は急激に増大し、完全弾塑性型の応答値より大きくなる。本論では、Tri-linear型の系のエネルギー吸収能力をTri-linear型の系の方が完全弾塑性型よりも良好な地震応答を示す入力エネルギー e_t の限界値と定義しており、図8においては●印と◇印で表す2本の曲線が交差する交点での入力エネルギー e_t の値が応答解析結果から求めたエネルギー吸収能力となる。一点鎖線で示す本論による評価式の値は、●印と◇印の交点の良好な近似となっており、どの系についても概ね鎖線で示した入力エネルギー e_t より小さい範囲では、Tri-linear型の応答値は完全弾塑性型の応答値よりも小さい値を示している。

構造物のエネルギー吸収能力・変形能力の評価法については、序でも述べたように既に多くの提案がある。図8では更に、このよう

表1 入力地震外乱

	最大加速度	継続時間	マーク
El centro, 1940, N-S	341.7gal	53.73sec.	●
El centro, 1940, E-W	210.1gal	53.47sec.	○
Taft, 1952, N-S	152.7gal	54.36sec.	▲
Taft, 1952, E-W	175.9gal	54.38sec.	△
Hachinohe, 1968, N-S	225.0gal	35.99sec.	■
Hachinohe, 1968, E-W	182.9gal	35.99sec.	□
Sendai, 1962, N-S	57.5gal	13.98sec.	▼
Sendai, 1962, E-W	47.5gal	14.18sec.	▽
Tohoku Univ., 1978, N-S	258.2gal	40.94sec.	◆
Tohoku Univ., 1978, E-W	202.6gal	40.94sec.	◇
Tokyo, 1956, N-S	74.0gal	11.38sec.	田
Osaka, 1963, E-W	25.0gal	14.98sec.	⊕

な既往の評価法による値と本論の結果を比較している。既往の評価法としては、エネルギー吸収能力の限界を[a]最大耐力点⁴⁾、[b]最大耐力の95%に耐力低下する点⁶⁾、[c]初期弾性限度まで耐力低下する点⁵⁾、とする3種類の方法を考える。ただし、いずれの方法においても正負2方向の塑性変形は等しく、エネルギー吸収能力は塑性変形による吸収エネルギーと限界点での弾性限度エネルギーの和として表されるものとする。

さて、[a]の最大耐力点を塑性変形の限界とすると、エネルギー吸収能力 $a e_i$ は次式となる。

$$a e_i = 2(1 + p_m) u_{pm} + p_m^2 \quad (25)$$

[b]の最大耐力の95%に耐力低下する点を塑性変形の限界とすると、エネルギー吸収能力 $b e_i$ は次式となる。

$$b e_i = 2(1 + p_m) u_{pm} - \frac{0.195 p_m^2}{T_2} + (0.95 p_m)^2 \quad (26)$$

[c]の初期弾性限度まで耐力低下する点を塑性変形の限界とすると、エネルギー吸収能力 $c e_i$ は次式となる。

$$c e_i = 2(1 + p_m) u_{pm} + 2(1 + p_m) \cdot \frac{1 - p_m}{T_2} + 1 \quad (27)$$

(25)~(27)式で求めたエネルギー吸収能力を図8に細線で示している。図8によると、エネルギー吸収能力 $a e_i$ は、Tri-linear型の系の応答値が入力エネルギー e_i と線形関係をもつ限界値と概ね対応しているが、第3分枝剛性比が大きなTri-linear型では、(25)式による $a e_i$ よりかなり大きな入力エネルギー e_i の範囲まで、Tri-linear型の系の応答値が完全弾塑性型より小さくなっている。劣化域でのエネルギー吸収を全く考慮していないので、劣化勾配が緩やかな構造物のエネルギー吸収能力を過小に評価する傾向が強く現われている。

一方、(27)式によるエネルギー吸収能力 $c e_i$ は、劣化域でのエネルギー吸収を考慮したものであるが、入力エネルギーが $c e_i$ に達したと

きには、図8(a), (b)の例ではTri-linear型の応答値は完全弾塑性型に比べてかなり大きくなっており、図8(c)ではTri-linear型構造物が倒壊している例も多く生じている。

(26)式によるエネルギー吸収能力 $b e_i$ は、図8に示した範囲では、概ね本論の評価式による値に近い値となっている。

図9は、図8の考察結果を、最大耐力点での変位 u_m が2と6の系について、更に詳しく検討したものである。 u_m が2の系については第2分枝剛性比 τ_1 が0.05, 0.2, 0.5の3種について、 u_m が6の系については第2分枝剛性比 τ_1 が0.02, 0.05, 0.1の3種について、第3分枝剛性比 τ_2 とエネルギー吸収能力との関係を、第3分枝剛性比 τ_2 が-0.01から-0.5の範囲で(a)から(f)の各図に示している。これらの図で、太線は4節の評価式による値 $p e_i$ であり、実線は損傷分配則から直接求めた値 e_i で、細線で(25)~(27)式による値 $a e_i, b e_i, c e_i$ を示している。

図9において、4節の評価式による近似値 $p e_i$ と損傷分配則から直接求めた精算値 e_i を比較すると、図8でも述べたように、全体的には、第3分枝剛性比 τ_2 が大きいときには近似値 $p e_i$ は精算値 e_i より大きくなり、第3分枝剛性比 τ_2 が小さいときには近似値 $p e_i$ が精算値 e_i より小さくなる傾向が認められる。一方、(b), (c)図で特に明確であるように、第3分枝剛性比 τ_2 が零近傍に近づくと、精算値 e_i は急激に大きくなり近似値 $p e_i$ をはるかに超える。これは、4節で近似値 $p e_i$ を求める際に、負側の塑性変形は劣化域に入ることではないと仮定しているためである。

図9には更に、第3分枝剛性比 τ_2 が-0.02, -0.05, -0.1, -0.2, -0.4の5種について応答解析結果から求めた値も示している。すなわち、図8では●印と◇印の2本の曲線の交点で表したTri-linear型と完全弾塑性型の2つの系の残留塑性率の平均値が一致するときの入力エネルギーの値を図9では◇印で表し、同様にTri-linear型と完全弾塑性型の2つの系の最大塑性率の平均値が一致するときの入力エネルギー

図9 エネルギー吸収能力評価値の比較

の値を図9に○印で表している。また、■印は、Tri-linear型の系が倒壊した入力エネルギーの12種の入力外乱についての最小値である。本論でのエネルギー吸収能力の定義よれば、応答解析結果によるエネルギー吸収能力は◇印や○印、またはこの両者の小さい方の値となる。一方、系のエネルギー吸収能力をどのように定義するとしても、その値は■印で示した倒壊が生じる入力エネルギーの値以下とすべきことは当然である。

図9によると、損傷分配則から直接求めた値 e_i および4節の評価式による近似値 $p e_i$ は、◇印や○印の良好な近似値または下限値となっている。特に(c)図では、損傷分配則から直接求めた値 e_i も◇印や○印よりかなり小さいが、この原因としては、ここで用いている損傷分配則が損傷の1方向への片寄りの上限的な値を与えるものであることや、 e_i は初期塑性率 $s u_p$ と残留塑性率 $c u_p$ が等しいという条件から求めているが、図4に□印で示しているように、弾性限以降の硬化量が大きい系については $s u_p = c u_p$ のときTri-linear型のこれらの予測値は完全弾塑性型より小さく、完全弾塑性型の予測値と一致するまでに更にエネルギーを吸収できることなどが挙げられる。

(25)式による値 $a e_i$ は、劣化域でのエネルギー吸収を全く考慮していないので図9でも概ね◇印や○印の下限値となっているが、(d)図の $\tau_2 = -0.4$ の系では $a e_i$ 以下の入力エネルギーで倒壊する例もあることは注目に値する。

(27)式による値 $c e_i$ では、 τ_2 が小さいとき倒壊する例が多くあり、特に(f)図の例では τ_2 が-0.05と比較的大きな系についても $c e_i$ 以下で倒壊が認められている。

(26)式による値 $b e_i$ は、◇印や○印の良好な近似を与えている例も多く認められるが、(a)図のように弾性限以降の硬化量が極端に小さいときには(27)式による値 $c e_i$ より更にエネルギー吸収能力を過大に評価する傾向が現れ、(d)図の $\tau_2 = -0.4$ の系では(25)式による値 $a e_i$ と同様に、 $b e_i$ 以下の入力エネルギーで倒壊する例が認められる。

6. 結論

本研究では、筆者らが既に提案した正負2方向への損傷分配則に基づいて、最大耐力点までの硬化特性、最大耐力点までの変形量、最大耐力点以降の劣化勾配の3つを考慮したエネルギー吸収能力の評価式を提案した。入力エネルギーが、このエネルギー吸収能力の評価式の値以下では、Tri-linear型の復元力特性をもつ系の応答値は完全弾塑性型の復元力特性をもつ系の応答値よりも小さくなり、この値以上ではTri-linear型の復元力特性をもつ系の応答値は急激に増大する。地震応答解析結果との比較によって、本論で提案した評価式による値が、完全弾塑性系と同等またはそれより良好な地震応答性状を示すTri-linear型構造物の限界値の良好な近似となっていることを明らかにし得たと考える。

参考文献

- 1) 秋山宏：建築物の耐震極限設計、東京大学出版会、1980.9
- 2) 久徳敏治：弾塑性高層建築物の地震応答性状と適正耐震設計資料について（その2特殊な構造物系モデル）、竹中技術研究報告、第7号、62-83頁、1971.12
- 3) 曾我部博之、小高昭夫：強震を受ける弾塑性質点系のP-Δ効果について、日本建築学会構造系論文集、第463号、19-26頁、1994.9
- 4) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準（案）、111-122頁、1990.2
- 5) 日本建築学会：建築耐震設計における保有耐力と変形性能、261-310頁、1990.10
- 6) 井上一朗：塑性歪履歴を受ける鋼構造部材の耐震性能判定に関する一考察、構造工学論文集、Vol.41B、621-629頁、1995.3
- 7) 小川厚治、黒羽啓明、待鳥賢治：強震をうける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、117-126頁、1996.3
- 8) B.Kato and H.Akiyama: Theoretical Prediction of the Load-Deflection Relationship of Steel Members and Frames, IABSE Symposium, pp.23-28, 1973

(1996年4月1日原稿受理、1996年10月8日採用決定)