

鋼構造物の変形性能・エネルギー吸収能力の評価基準に関する一考察

1. 序

鋼構造物の履歴挙動は、耐震設計では想定しない領域まで硬化を続けるもの¹⁾から弾性限=最大耐力で脆性的に破壊するもの²⁾まで、更には、降伏後も安定した耐力を保持した後破断によって急激に耐力を喪失するもの³⁾、最大耐力以後非常に緩やかな耐力低下を続けるもの⁴⁾、最大耐力以後急激な耐力低下を起こすがその後は安定した耐力を保持するもの⁵⁾など様々であり、その変形性能・エネルギー吸収能力を評価することは容易ではない。

現在の耐震理論は、G.W.Housenerの研究^{6,7)}に基礎をおくものであり、完全弾塑性の復元力特性をもつ構造物を対象に、構造物を構成要素の変形能力と構造物のエネルギー吸収能力の関係を定量化する研究は多く行われてきた^{8,9)}。過去に定義されている変形能力^{10,11,12)}と呼ばれる尺度は、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¹³⁾。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質点系構造物を対象に、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つを考慮した構造物の変形性能・エネルギー吸収能力の評価式を提案する。本論の評価式によるエネルギー吸収能力より地動による入力エネルギーが小さければ、同じ弾性限強度をもつ完全弾塑性系より最大応答変位および残留塑性変形共に小さくなることが期待できる。このような意味で、本論の評価式による値は、完全弾塑性系より良好な地震応答性状を示す上限値として定義したものであ

本論文の一部は日本建築学会大会学術講演梗概集、1996.9に発表の予定である。

り、構造物の地震応答を直接反映した値になっている。

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自由系を対象とし、その繰り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。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、初期弾性限強度 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。

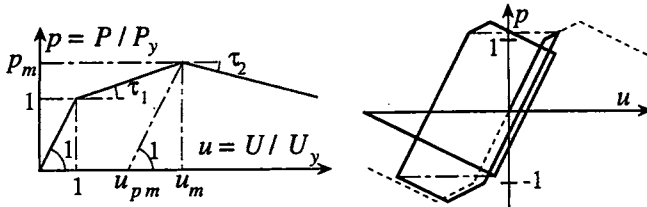


図1 単調載荷時

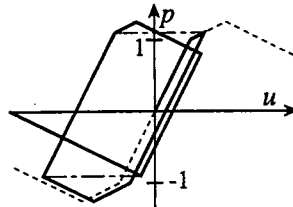


図2 履歴モデル

この系について、文献13)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_i は復元力特性に依存しない量であり、次式で与えられるとする。

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

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り、次式で表される。

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

[2] 地動による全入力エネルギー E_i の1/4が、まず1方向の塑性変形によって吸収されるものとする。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。

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

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、次式で近似する。

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

3. 分配則による予測結果の性状

前節の損傷分布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分枝勾配と第3分枝勾配の交点の変位 u_m を1.5~5.5の範囲で変化させている。

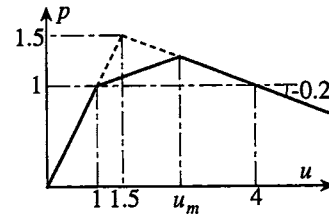


図3 解析モデル

入力エネルギー e_i 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 $e u_p$ を図4に、最大塑性率 u_{pmax} を図5にそれぞれ実線で示す。なお、図4, 5の(f)図に示す e_i が15の場合については、 u_m が1.8~4.6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倒壊すると予測されるためであり、 e_i 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, 5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_{pmax} と残留塑性率 $e u_p$ は等しくなる。

図4, 5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。図5によると、◆印で示した系の最大塑性率 u_{pmax} 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

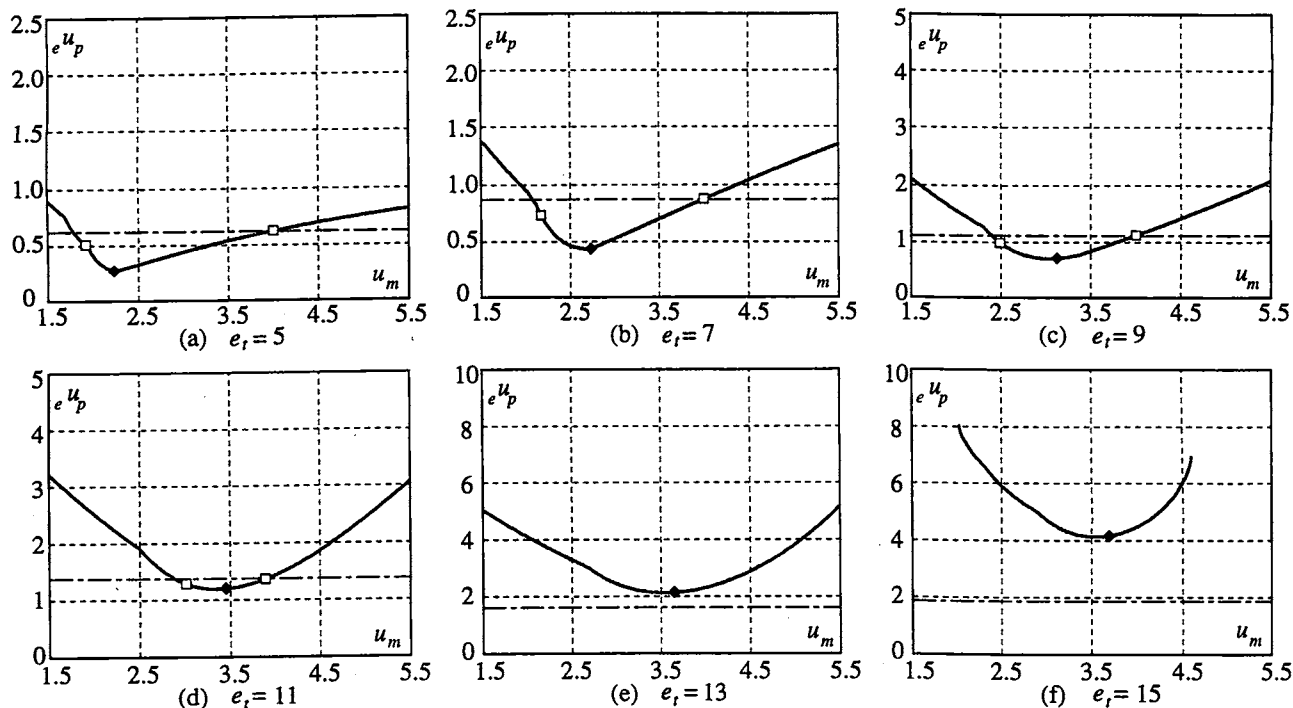


図4 残留塑性率

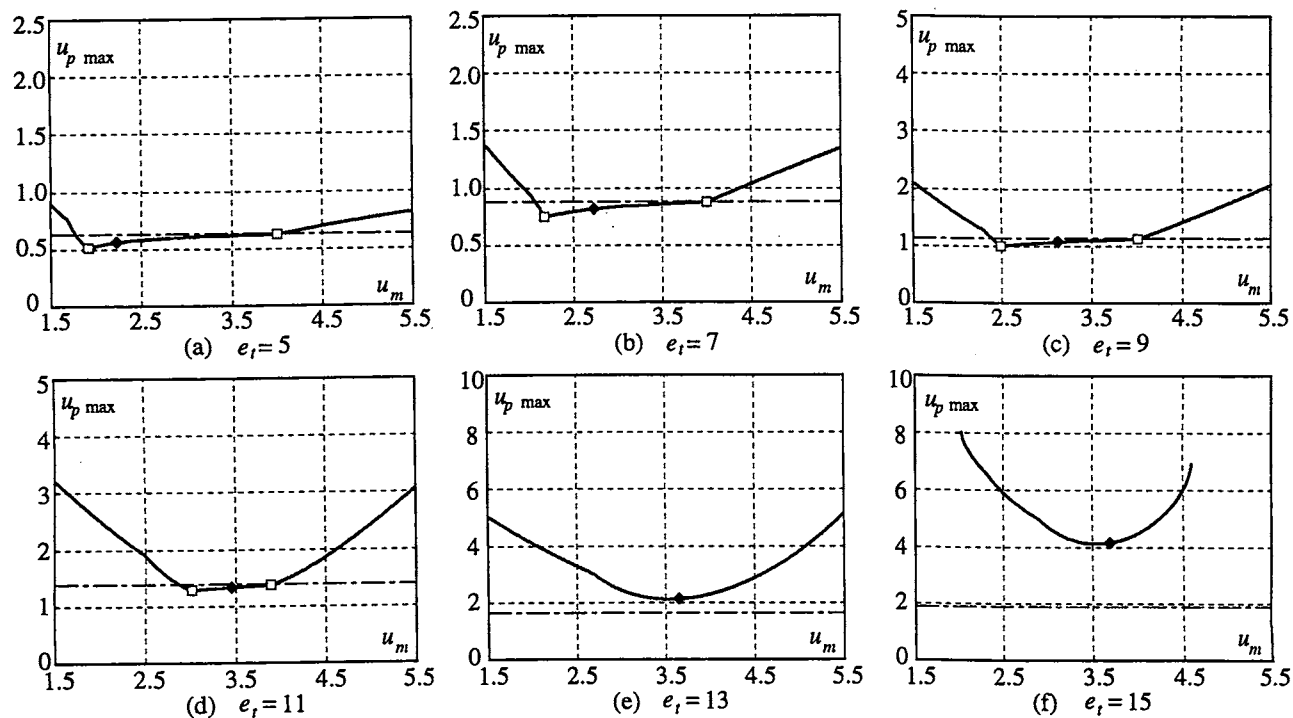


図5 最大塑性率

系は、各入力エネルギー e_i 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4,5によると、このときの u_m の値は e_i 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_i 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 eU_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_i 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。

図4,5の□印は、残留塑性率 eU_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。図4,5の入力エネルギー e_i が11以下の例には□印は2箇所存在し、この2箇所

間の領域は入力エネルギー e_i 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_i が13以上では存在しない。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、負側の弾性限強度が正側の弾性限強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。

図4によると、2つの□印間の領域では残留塑性率 $e u_p$ は直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、図5によると、2つの□印間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の値とほとんど一致している。これらの結果から、2つの□印間の領域は、各図に対応する入力エネルギー e_i 以上のエネルギー吸収能力をもつ u_m の範囲を表し、□印で示した系は入力エネルギー e_i とエネルギー吸収能力が丁度一致することを表すと考えた。

以上の考察結果に基づき、本研究では最大塑性率 $u_{p \max}$ と初期正側塑性変形 $s u_p$ が等しくなることを構造物の変形能力の限界と考えることにする。次節では、この条件の下で塑性変形能力・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

ここでは前節の考察結果に基づき、最大塑性率 $u_{p \max}$ が初期正側塑性変形 $s u_p$ が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6に示すように正側の塑性変形が耐力劣化開始点 $u_{p m}$ 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 $u_{p 2+}$ 、 $u_{p 2-}$ が等しく $u_{p 2}$ となるという条

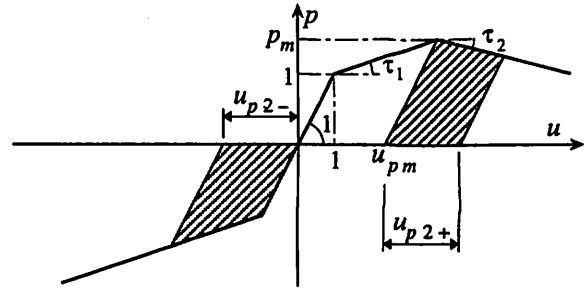


図6 正側劣化域での塑性変形

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。

$$\begin{aligned} & \frac{T_2}{\tau_2} \int_0^{u_{p 2+}} (p_m + T_2 u_{p 2+})^5 d u_{p 2+} \\ & = \frac{T_1}{\tau_1} \int_0^{u_{p 2-}} (1 + T_1 u_{p 2-})^5 d u_{p 2-} \end{aligned} \quad (6)$$

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。

$$\tau_1 \left\{ (p_m + T_2 u_{p 2})^6 - p_m^6 \right\} = \tau_2 \left\{ (1 + T_1 u_{p 2})^6 - 1 \right\} \quad (7)$$

(7)式から $u_{p 2}$ 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。

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

(8)式に(7)式に代入して整理すると次式を得る。

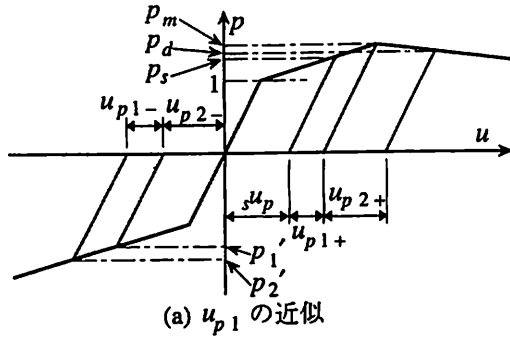
$$u_{p 2} = \frac{2 (T_1 \tau_2 - p_m^5 T_2 \tau_1)}{5 (p_m^4 T_2^2 \tau_1 - T_1^2 \tau_2)} \quad (9)$$

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 $u_{p 2}$ は零とする。すなわち、

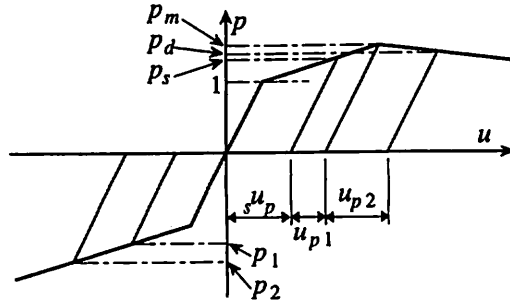
$$p_m^5 \leq \frac{\tau_2 T_1}{\tau_1 T_2} = \frac{1 - \tau_2}{1 - \tau_1} \text{ のとき、 } u_{p 2} = 0 \quad (10)$$

4.2 劣化域を含めた変形能力

前節では、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時の累積塑性変形増分 $u_{p 2}$ 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 $u_{p m}$ に達するまで、更に $u_{p 1+} (= u_{p m} - u_p)$ の累積塑性変形が可能である。この正側累積塑性変形が $u_{p 1+}$ だけ増大する間に生じる負側累積塑性変形 $u_{p 1-}$



(a) u_{p1} の近似



(b) 損傷分配則による結果

図7 劣化域を考慮した変形能力

の値の予測は単純ではないが、このとき正側は弾性限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7(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ことにする。すなわち、

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

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

図7(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、負側累積塑性変形が u_{p2-} 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。正側に累積塑性変形 u_{p1} が生じた後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_i は次式で表される。

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

一方、全入力エネルギー e_i 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、 $e_i/4$ は次式で表される。

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

以上の(18)~(22)式を整理すると、 $s\mu_p$ に関する次式を与える。

$$A s\mu_p^2 + 2B s\mu_p - C = 0 \quad (23)$$

ただし、

$$A = 3T_1$$

$$B = 4 + p_m + T_1 u_{p2}$$

$$C = (T_1 + T_2 + T_2^2) u_{p2}^2 + 2 \left\{ p_m (T_2 + 1) + 1 \right\} u_{p2} + 2 \left\{ 1 + p_m + T_1 u_{p2} \right\} u_{pm} + p_m^2$$

(23)式から初期正側塑性変形 $s\mu_p$ は次式となる。

$$s\mu_p = C / \left\{ B + \sqrt{B^2 + AC} \right\} \quad (24)$$

(24)式による $s\mu_p$ 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

前節で提案したエネルギー吸収能力の評価式による結果を応答解析結果とを比較する。解析に用いた復元力特性のパラメータは、第2分枝剛性比 τ_1 を0.1, 0.2の2種、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 を2, 4の2種、第3分枝剛性比 τ_2 を-0.05, -0.1, -0.2の3種とする。この計12種類の荷重-変形関係の構造物について検討した。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 が特定の値のときの結果を得ている。なお、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。

入力エネルギー e_t と残留塑性率 $e\mu_p$ の関係を図8に、入力エネルギー e_t と最大塑性率 u_{pmax} の関係を図9に示す。これらの図で、□印で示しているのはTri-linear型の復元力特性をもつ系の12種類の地震外乱に対する応答値の平均値で、●印で示しているのは完全弾塑性型の復元力特性をもつ系の応答値の平均値である。ただし、Tri-linear型については12種類の応答値のうち、どれか1つでも倒壊した場合は平均値は示していない。また、図中に

表1 入力外乱

	最大加速度	継続時間
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.
Osaka, 1963, E-W	25.0gal	14.98sec.

鎖線で示しているのが、(21)式から得られる本論におけるエネルギー吸収能力の算定値である。

図8, 9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実線で示し、実線上に×印で、初期正側塑性変形 $s\mu_p$ と残留塑性率 $e\mu_p$ が等しいときの値を示している。前節におけるエネルギー吸収能力の評価式は、この×印での 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と鎖線で示す近似値を比べると、第3分枝剛性比 τ_2 が大きい(耐力劣化が緩やかな)ときには近似値は精算値より大きくなり、第3分枝剛性比 τ_2 が小さい(劣化勾配が急な)ときには近似値が精算値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 u_{p2} が大きくなり、(24)式による初期正側塑性変形 $s\mu_p$ 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 $s\mu_p$ との差 $u_{p1} = u_{pm} - s\mu_p$ 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 $s\mu_p$ 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やすくなる。これが、第3分枝剛性比 τ_2 が大きいときに近似値が精算値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 $s\mu_p$ から最大耐力点での塑性変形 u_{pm} に増大する間に、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かなり大きくなる。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、近似値が精算値より小さくなる主な原因である。

前節で求めた評価式による値は、以上に述べたような傾向の誤差をもつが、図8, 9に示すように、損傷分配則による精算値の概ね良好な近似となっている。

さて、図8, 9によると、●印で示す完全弾塑性型の系の残留塑性率 $e\mu_p$ や最大塑性率 u_{pmax} 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。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 $e\mu_p$ 、最大塑性率 u_{pmax} 共に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 $e\mu_p$ と最大塑性

率 $u_{p \max}$ のいずれの応答値も急激に増大し、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_i の限界値と定義しており、図8, 9において●印と□印が交差する交点での入力エネルギー e_i の値である。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_i 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おり、逆に、鎖線で示した e_i より大きい範囲では、Tri-linear型の応答値は完全弾塑性型の応答値よりも大きくなっている。

構造物のエネルギー吸収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。最後に、このような既往の評価法による値と本論の結果を比較する。既往の評価法としては、塑性変形能力の限界を[a]最大耐力点、[b]最大耐力の95%に耐力低下する点、[c]初期弾

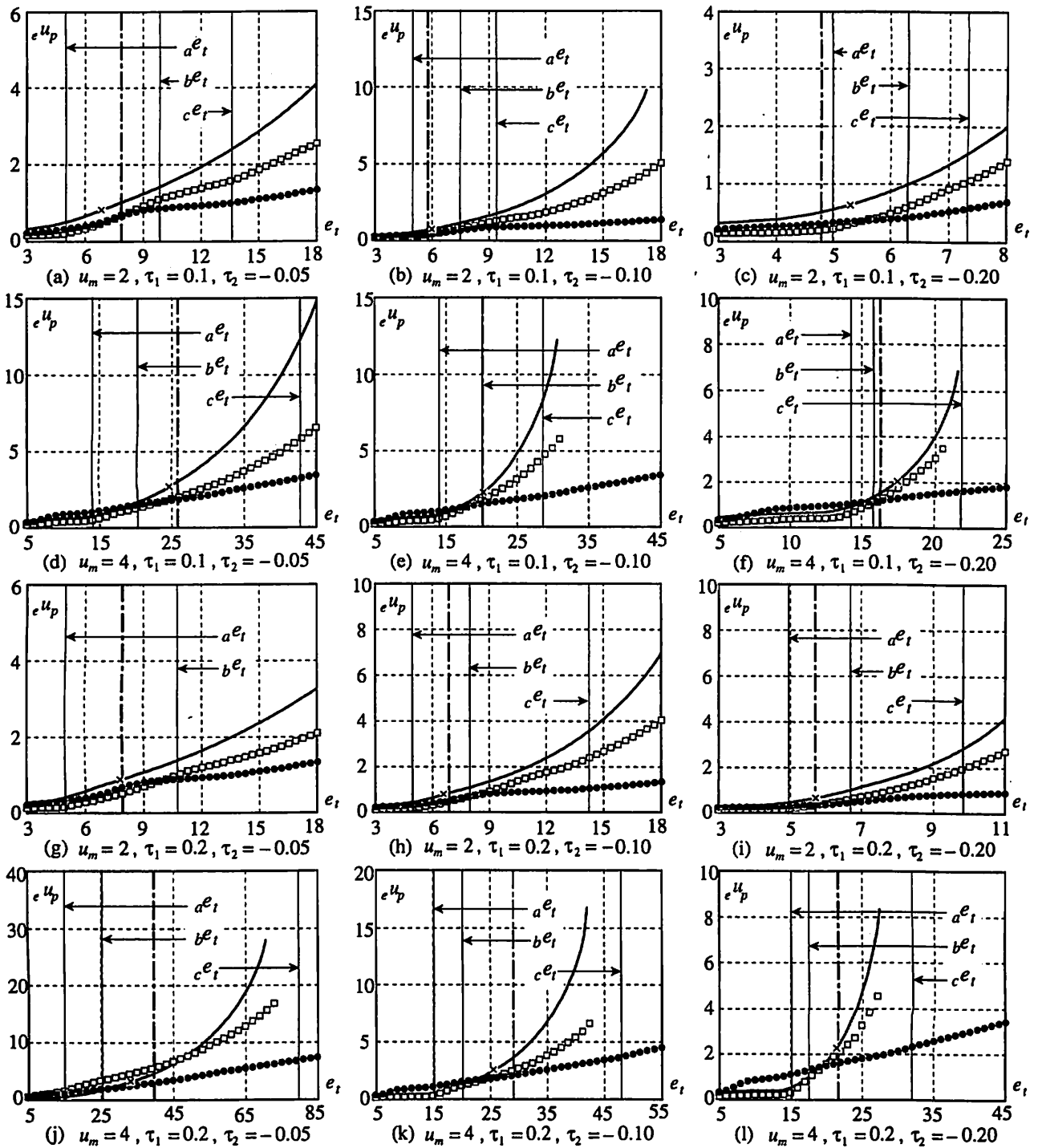


図8 残留塑性率

性限強度まで耐力低下する点、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歪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 $a e_t$ は次式となる。

$$a e_t = 2(1 + p_m) u_{p m} + p_m^2 \quad (25)$$

[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 $b e_t$ は次式となる。

$$b e_t = 2(1 + p_m) u_{p m} - 3.9 p_m \cdot \frac{0.05 p_m}{T_2} + (0.95 p_m)^2 \quad (26)$$

[c]の初期弾性限強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 $c e_t$ は次式となる。

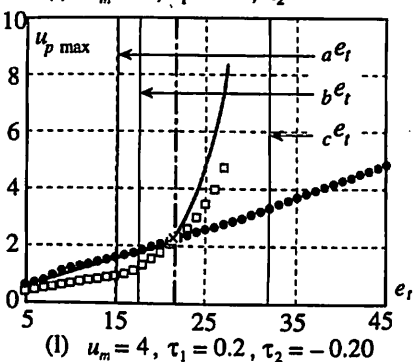
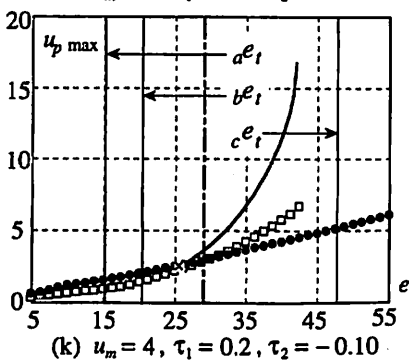
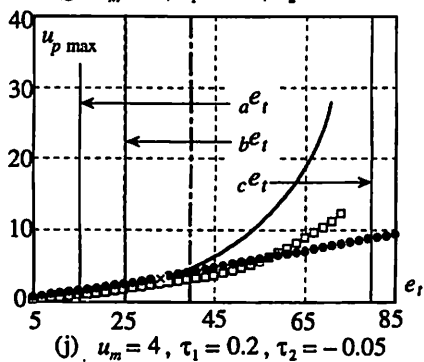
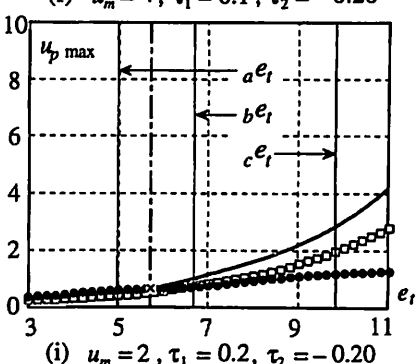
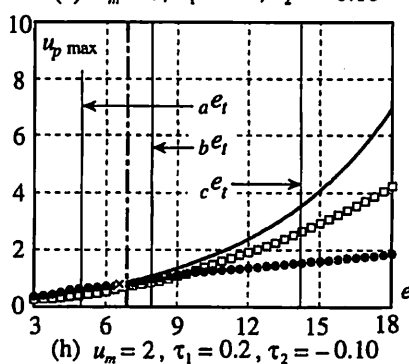
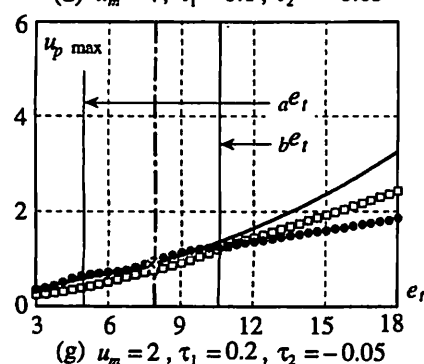
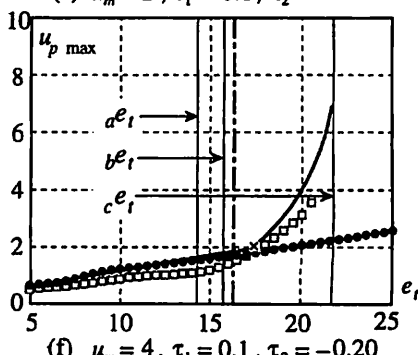
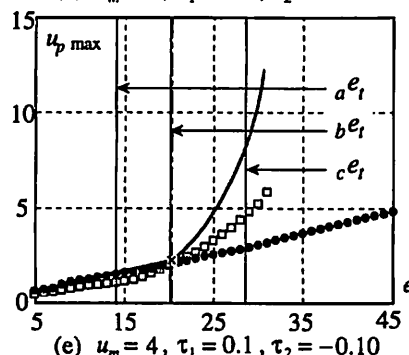
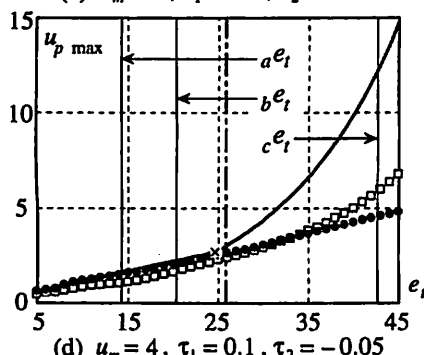
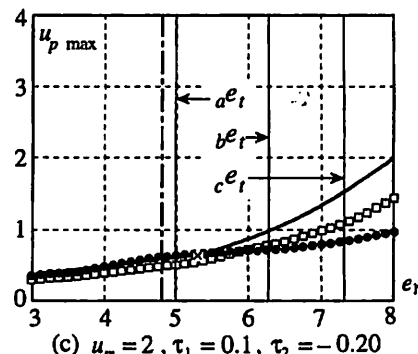
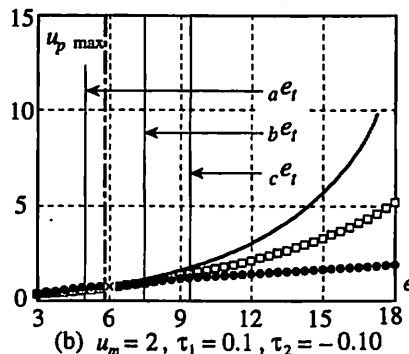
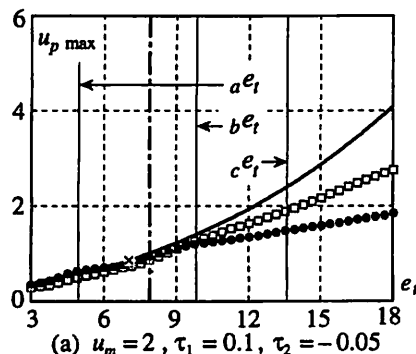


図9 最大塑性率

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

(25)~(27)式で求めたエネルギー吸収能力を図8,9に細線で示している。なお、(g)図には(27)式によるエネルギー吸収能力 c_e を示していないが、(g)図では $c_e=23$ である。

図8,9によると、エネルギー吸収能力 a_e 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 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 は、劣化域でのエネルギー吸収を考慮したものであるが、(f), (j), (k), (l)図に示すように、最大耐力と弾性限強度との比 p_m がかなり大きい場合や第3分枝剛性比 τ_2 が小さい場合には、入力エネルギーが c_e に達したときには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 は、(a), (b), (c)図に示すような p_m が小さい場合には本論の評価式より大きな値となり、(j), (k), (l)図に示すような p_m が大きい場合には本論の評価式より小さな値となる傾向が認められるが、ここで示した復元力特性の範囲では、概ね本論の評価式による値に近い値となっている。

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い値を示し、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近似となっていることを明らかにしえたと考える。

参考文献

- 1) 勝井達也、桑原進、井上一朗、池澤弘之：角形断面柱・梁接合部パネルの力学的性状、日本建築学会大会学術講演梗概集、1393-1398頁、1994.9
- 2) 難波恒夫、藤本盛久、中込忠男、村井正敏、小野潤一郎、西村隆志：地震力を受ける鋼構造筋かいの高速載荷試験、日本建築学会大

会学術講演梗概集、1351-1356頁、1989.10

- 3) 秋山宏、桑村仁、山田哲、邸栄政、菊川春三：角形鋼管の終局挙動に及ぼす製造行程の影響、構造工学論文集、Vol.38B、399-410頁、1992.3
- 4) 加藤勉、秋山宏、帯洋一：局部座屈を伴うH形断面材の変形、日本建築学会論文報告集、第257号、49-58頁、1977.7
- 5) 真有信博、小川厚治、山成賢、黒羽啓明、北島博文：ウェブ材が座屈する鋼管トラスばり架構の終局挙動に関する研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、1277-1280頁、1990.10
- 6) G.W.Housner：Limit design of structures to earthquakes, Proc. of WCEE, 1956
- 7) G.W.Housner：Behavior of structures during earthquakes, Proc of ASCE, EM4, pp.109-129, 1959.10
- 8) 加藤勉、秋山宏：地震時における鋼構造せん断型多層骨組の損傷分布則、日本建築学会論文報告集、第270号、61-68頁、1978.8
- 9) 井上一朗、小川厚治、柳原秀和、小野聡子：鋼構造骨組構成部材の必要塑性変形性能に関する考察、日本建築学会近畿支部研究報告集、205-208頁、1992.6
- 10) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準（案）、111-122頁、1990.2
- 11) 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（1990）、261-310頁、1990.10
- 12) 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
- 13) 小川厚治、黒羽啓明、待島賢治：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