

筋違付骨組の復元力特性と地震応答に関する研究

柴 田 道 生

A STUDY ON SEISMIC BEHAVIOR AND HYSTERESIS LOOP OF BRACED FRAME

By Michio SHIBATA

Synopsis

Dynamic response analysis of a braced frame was conducted. The restoring force characteristics of the bare frame was assumed to be bi-linear, and the restoring force of the brace was predicted by the formulae proposed by Wakabayashi et al. . The results showed a good agreement with the precise solution where the restoring force of braces were obtained by detailed numerical calculation. The shape of the hysteresis loop and the response characteristics were much dependent not only on the slenderness of the brace but also on the ratio of the load-carrying capacity of the bare frame to that of the brace.

1. 序

筋違付骨組の地震応答解析は数多く試みられてきたが、その多くは筋違の履歴復元力特性としてスリップ形のような単純な履歴ループを仮定したものであった¹⁾。これは、筋違そのものの履歴挙動が複雑で、その性状が明らかにされていなかったことによるものと考えられるが、ここ数年来、我国を中心に進行されてきた繰返し軸方向力を受ける単一筋違に関する実験的^{2)~6)}、解析的研究^{7)~18)}の結果、ほぼその概要が明らかにされた。五十嵐らはすでに、塑性ヒンジ解析法によって得られた筋違の復元力特性を直接地震応答解析に適用しているが¹⁹⁾、塑性ヒンジ解析法によって実際の筋違の性状を追跡するには、おのずと限界があることは明らかであり、過去の研究成果に基づいた簡潔かつ精密な筋違の履歴復元力特性の定式化が望まれてきた。筋違の履歴復元力特性を定式化する場合、1°任意の非定常変位履歴を受ける単一筋違の復元力が変位の関数として表現できること、および2°繰返しに伴う耐力、剛性の劣化を正しく評価することが必要である。筋違の復元力特性の定式化について既にいくつかの提案がなされているが^{11), 20)~25)}、その中でも著者等が先に提案したもの²³⁾は上記の要件を最もよく満しているものと考えられる。提案式は静的な実験結果をよく追跡することが確かめられているが、動的解析に適用した場合の精度については未だ検討されていない。これを行うためには、定式化された復元力特性を用いた応答解析結果が、有限要素解析等による精密な復元力特性を用いた応答解析結果をよく追跡することを確認する必要がある。

本研究は、定式化された筋違の復元力特性および精密な数値解析で得られた筋違の復元力特性に基づく実地震波時刻歴応答解析結果と比較し、定式化曲線の動的解析における妥当性を確認するとともに、定式化された復元力特性を用いていくつかの例題を解析し、履歴ループの形状と最大応答の関係について検討する。

2. 区分線形復元力特性をもつ1質点系の時刻歴応答解析

精密な解析に基づく筋違付構造物の履歴復元力特性は、一般に複雑な曲線ループを描くが、これを幾多の線形分岐をもった区分線形の履歴ループに置換することは容易であり、しかも、復元力特性の精密さを失わない。ここでは、区分線形復元力特性を持つ非減衰1自由度系に任意の地震外乱が作用したときの、時刻歴

応答解析法について概説する。

Fig. 1 に区分線形関数に置換された履歴ループの一部を示す。縦軸 f は系の復元力 F と基準降伏復元力 F_0 の比、横軸 ξ は系の相対変位 x と基準降伏変位 x_0 の比である*。時刻 $\tau=\tau_1$ における無次元化された復元力および剛性を f_1, g , Fig. 2 に示す 1 自由度系の質量を M_e とすれば、 $\tau=\tau_1$ の近傍における運動方程式は次式となる。

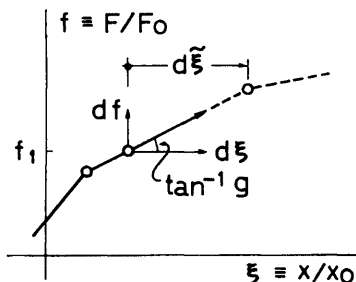


Fig. 1. Piecewise linear restoring-force characteristics.

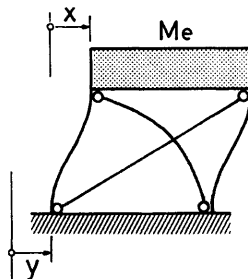


Fig. 2. Braced frame subjected to earthquake excitation.

$$\frac{d^2\xi}{dt^2} + \omega_0^2 \cdot \{g \cdot d\xi + f_1 + \lambda \cdot \phi(\tau)\} = 0 \quad (1)$$

ここに、 ω_0 は系の弾性固有円振動数、 $\phi(\tau)$ は絶対値の最大が 1 となるように規格化された地動加速度記録、 λ は地動最大加速度と系の基準降伏加速度 (F_0/M_e) の比である。

ここで $\phi(\tau)$ を時間増分 t の多項式 $\phi(\tau_1+t) = \sum_{r=0}^P a_r \cdot t^r$ で表現するならば、 t 時間後の変位増分および相対速度は、次式で与えられる。

$$d\xi = \sum_{r=0}^P b_r \cdot t^r + b_0 \{1 - \cos(\omega t)\} + b \cdot \omega \cdot \sin(\omega t) \quad (2)$$

$$\frac{d\xi}{dt} = \sum_{r=0}^P r b_r \cdot t^{r-1} + b_0 \omega \cdot \sin(\omega t) + b \cdot \cos(\omega t) \quad (3)$$

$$b_r = \begin{cases} 0 & r > P \\ -\{\lambda a_r + (r+2)(r+1) \cdot b_{r+2} / \omega_0^2\} / g & 1 \leq r \leq P \end{cases}$$

$$b_0 = -(f_1 + \lambda a_0 + 2b_2 / \omega_0^2) / g$$

$$b = \left. \frac{d\xi}{dt} \right|_{t=0} - b_1, \quad \omega^2 \equiv \omega_0^2 \cdot g$$

(2), (3) 式は、 $d\xi$ が次の分岐点までの変位増分 $d\xi$ (Fig. 1 参照) を越えず、かつ、速度符号の変化しない範囲では有限の t に対して厳密であり、一般の数値積分法にみられるような数学的誤差を含まない。もしこの条件が侵された場合には、(2), (3) 式の左辺をそれぞれ $d\xi$ および 0 において t について解けば、次の分岐点に達するまでの時間増分、あるいは除荷が生ずるまでの時間増分が決定される。分岐点あるいは除荷点に達した場合、履歴法則に基づいて次の分岐点および剛性を設定した後、(2), (3) 式により逐次数値計算を続行する。(2), (3) 式において、三角関数の指標は $\omega^2 < 0$ の場合虚数となるので、実際の数値計算においては双曲線関数に変換して計算する必要がある。この場合、双曲線正弦関数は通常の変換式 $\sinh \theta = (e^\theta - e^{-\theta})/2$ によって計算すると θ が小さい場合大きな桁落誤差を生ずる可能性があり、また、 $\{1 - \cos(\omega t)\}$ や $\{1 - \cosh(i\omega t)\}$ といった項も指標の値が小さい場合、大きな桁落誤差を生ぜしめる。そこで、(2), (3) 式の計算にあたっては、三角関数を Taylor 展開し、必要十分な最初の数項をとることにすれば、 ω^2 の

* おもな記号については巻末に付録として一覧表を示す。

符号にかかわらず共通の数式表現を用いることができる上、桁落誤差の発生を防止できる。また、次の分岐点あるいは除荷点に達するまでの時間増分 t の多項式に展開するときの次数 P は計算全体の精度にそれ程大きな影響を与えず、あまり大きな値をとると地震波の特性によってはかえって不都合の場合もあり、通常の $1/100$ 秒程度の間隔で断続的に与えられた地動加速度の場合、1 次式による近似 ($P=1$) で充分な精度が得られよう。

3. 復元力の算定

系の復元力は純骨組部分および筋違による復元力の単純和として表現する。純骨組部分の復元力特性は第 2 勾配比 μ_f をもつ bi-linear 型とし、筋違の復元力特性は文献 23 において定式化された復元力関数および文献 9 の解法による解析結果を用いた。Fig. 3 は一方載荷時の筋違付骨組の復元力特性を実線で、純骨組部分および各筋違の負担する復元力を点線および破線で示す。純骨組部分の初期降伏耐力 F_{f_0} と引張筋違のみによる初期降伏耐力 F_{b_0} の比を α 、各々の初期降伏変位の比を $\beta \equiv x_{f_0}/x_{b_0}$ とすれば、純骨組部分の初期剛性分担率は $\alpha/(\alpha+2\beta)$ となる。圧縮筋違の耐力を一義的に定義することは困難なので、細長比 0 の圧縮筋違を持つ筋違付骨組の耐力 $F_0 \equiv F_{f_0} + 2F_{b_0}$ を系の基準降伏耐力と定義し、それに対応する変位 x_0 を基準降伏変位と定義すれば、純骨組部分および引張筋違の耐力分担率は $\alpha_f \equiv F_{f_0}/F_0 = \alpha/(2+\alpha)$ 、 $\alpha_b \equiv F_{b_0}/F_0 = 1/(2+\alpha)$ 、各々の初期降伏時変位と x_0 の比は $\beta_f \equiv x_{f_0}/x_0 = (2\beta+\alpha)/(2+\alpha)$ 、 $\beta_b \equiv x_{b_0}/x_0 = (2+2/\beta)/(2+\alpha)$ となる。

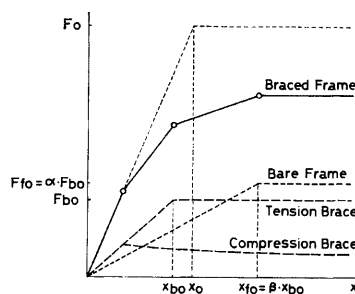


Fig. 3. Load-displacement relation under monotonic loading.

4. 定式化された復元力特性による単一筋違の履歴挙動

文献 23 において定式化された履歴ループは、繰返し軸方向力を受ける単一筋違の軸力と軸方向変位の関係を、二種類の曲線および二種類の直線の組合せにより表現しようとする (Fig. 4(a) 参照)。Fig. 4(a) において、Stage A とは部材の全長にわたって引張降伏を生じた状態で、耐力は引張降伏軸力を保つ。この状態から載荷方向を反転すると除荷点 ④ に対応した ⑧ 点が定まり、軸力-軸方向変位関係を表わす点 Z は、初期剛性に等しい勾配を持つ弾性除荷域 (Stage D: ④→⑧) を経て、⑧点を起点とする圧縮側崩壊曲線上をたどる [Stage C: ⑧→①] (Fig. 4(b))。④点および⑧点をそれぞれこのループの引張側基準点および圧縮側基準点と名付ける。点 Z が圧縮側崩壊曲線上を⑧点から左へ移動するにつれ、引張側基準点④は右へ移動する。

圧縮側崩壊曲線上の①点で載荷方向を逆転すると、弾性除荷域 (Stage D: ①→②) を経て引張側崩壊曲線上を②点に対応する引張側基準点 ④' に向う [Stage B: ②→④']。この間、圧縮側基準点も右方に移動し、Z 点が④' 点に達すると圧縮側基準点は ④' 点に対応する ⑧' 点に達する。弾性除荷域は、④'-②点間の水平距離と⑧-①点間の水平距離の比 $q_1 = \delta_1/\delta_2$ が一定となるよう②点を設定する (Fig. 4(c))。

Stage B から引張側基準点 ④' を越えて引張った場合は Stage A に移行し、引張側および圧縮側基準点は Z 点に対応して④'' 点および⑧'' 点に移動する (Fig. 4(d))。

一方、引張側崩壊曲線上の③点で載荷方向を反転すると、このときの圧縮側基準点 ⑧''' は⑧-⑧' 点間を⑧'-③点間と③-④' 点間の水平距離の比に内分する位置にあり、Z 点は弾性除荷域を経て⑧''' 点を起点とする圧縮側崩壊曲線上をたどる [③→④→Z] (Fig. 4(e))。弾性除荷域の境界点④は Fig. 4(e) における

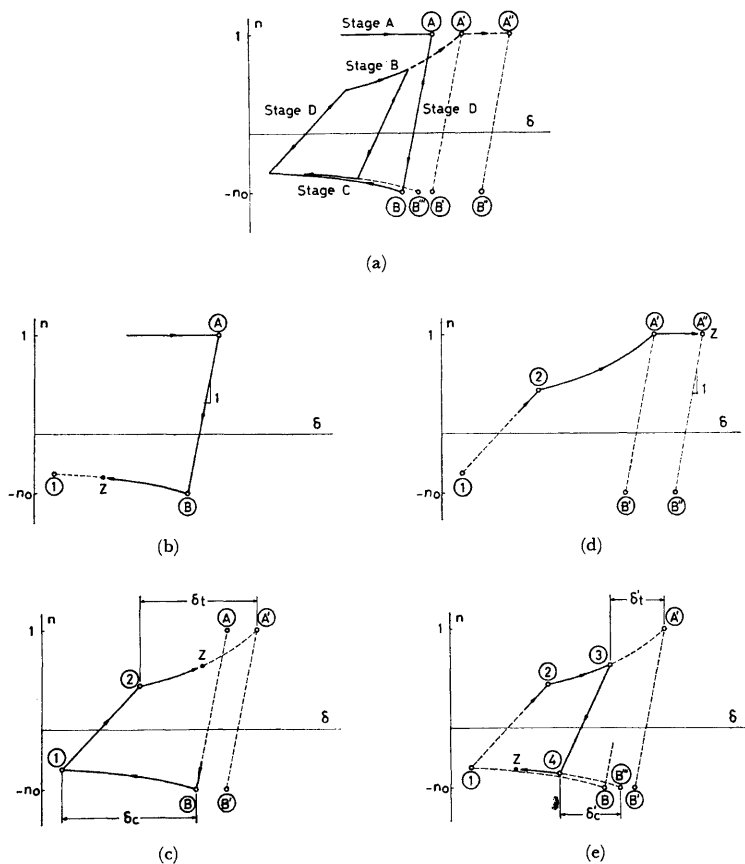


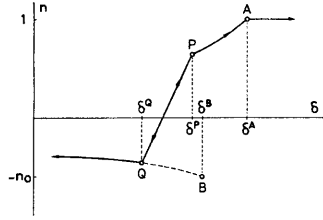
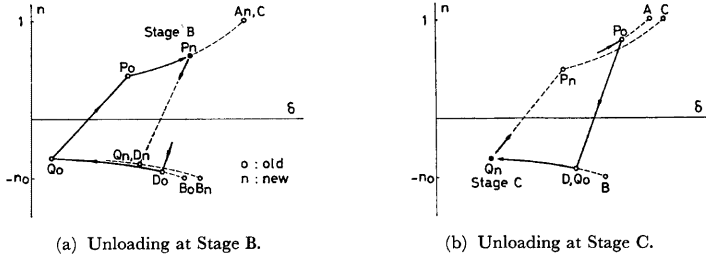
Fig. 4. Hysteretic rules.

δ_t'/δ_e' の値が Fig. 4(c) における δ_t/δ_e と等しくなるように設定する。

上記の履歴法則に従えば、時刻 $\tau = \tau_1$ において引張側および圧縮側基準点 A, B, 弾性除荷域の引張側および圧縮側での限界点 P, Q が確定すれば、それ以後除荷が生じない限り、 n は δ の一価連続関数で表現される (Fig. 5)。

$$n = \begin{cases} 1 & : \delta \geq \delta^A, \delta > 0 & [\text{Stage A}] \\ f_t(\delta^A - \delta) & : \delta^P \leq \delta \leq \delta^A, \delta > 0 & [\text{Stage B}] \\ -f_c(\delta^B + n_0 - \delta) & : \delta \leq \delta^Q, \delta < 0 & [\text{Stage C}] \\ \delta^P + (\delta - \delta^P) \frac{n^P - n^Q}{\delta^P - \delta^Q} & : \delta^Q < \delta < \delta^P & [\text{Stage D}] \end{cases} \quad (4)$$

ここに関数 $f_t(X)$, $f_c(X)$ は次式で定義され


 Fig. 5. Current $n-\delta$ relation.


(a) Unloading at Stage B.

(b) Unloading at Stage C.

Fig. 6. Determination of characteristic points.

$$\left. \begin{aligned} f_i(X) &= (p_1 \cdot X + 1)^{-3/2} \\ f_e(X) &= (p_2 \cdot X + p_3)^{-1/2} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$p_1 = 1/(3 \cdot 1n_E + 1.4), \quad p_2 = (10/n_E - 1)/3 \geq 0, \quad p_3 = 4/n_E + 0.6 \geq 1$$

n_E は筋違材の Euler 荷重と降伏軸力の比である。また n_0 は次式の根として定められる。

$$p_2 \cdot n_0^3 + p_3 \cdot n_0^2 - 1 = 0 \quad (6)$$

Stage D 以外の状態で除荷点に達すると、上記の基準点 A, B, P, Q および Figs. 6(a), (b) に示す補助基準点 C, D を再設定せねばならない。

○Stage B から除荷する場合 (Fig. 6(a) 参照)

$$\left. \begin{aligned} \delta_{\text{新}}^A &= \delta^C \\ \delta_{\text{新}}^B &= \delta_{\text{旧}}^B + (\delta_{\text{新}}^A - 1 - n_0 - \delta_{\text{旧}}^B) (\delta - \delta_{\text{旧}}^P) / (\delta_{\text{新}}^A - \delta_{\text{旧}}^P) \\ \delta_{\text{新}}^P &= \delta, \quad n_{\text{新}}^P = n \\ \delta_{\text{新}}^Q &= \delta_{\text{新}}^P = \delta_{\text{新}}^B - (\delta_{\text{新}}^A - \delta) / q_1 \\ n_{\text{新}}^Q &= -f_e(\delta_{\text{新}}^B + n_0 - \delta_{\text{新}}^Q) \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

○Stage C より除荷する場合 (Fig. 6(b) 参照)

$$\left. \begin{aligned} \delta^C &= \delta^A + \ln\{q_2(\delta^D - \delta) + 1\} - q_3(\delta^B - \delta^D) \\ \delta_{\text{新}}^Q &= \delta, \quad n_{\text{新}}^Q = n \\ \delta_{\text{新}}^P &= \delta^C - (\delta^B - \delta) \cdot q_1 \\ n_{\text{新}}^P &= f_i(\delta^C - \delta^P) \end{aligned} \right\} \quad (8)$$

○Stage A より除荷する場合

$$\delta_{\text{新}}^A = \delta_{\text{新}}^P = \delta, \quad \delta_{\text{新}}^B = \delta_{\text{新}}^D = \delta_{\text{新}}^Q = \delta - 1 - n_0, \quad n_{\text{新}}^P = 1, \quad n_{\text{新}}^Q = -n_0 \quad (9)$$

ここに q_1, q_2, q_3 は、次式で定義される定数である。

$$q_1 = 0.3\sqrt{n_E} + 0.24 \leq 1, \quad q_2 = (3 - 1/n_E)/10, \quad q_3 = 0.115/n_E + 0.36$$

尚, 処女状態での各基準点の初期値は次式で与えられる。

$$\delta^A = \delta^C = \delta^F = n^P = 1, \quad \delta^B = \delta^D = \delta^Q = n^Q = -n_0 \quad (10)$$

単一筋違の静的加力実験結果⁴⁾と定式化された履歴ループの比較を Fig. 7(a) (b) に示す。

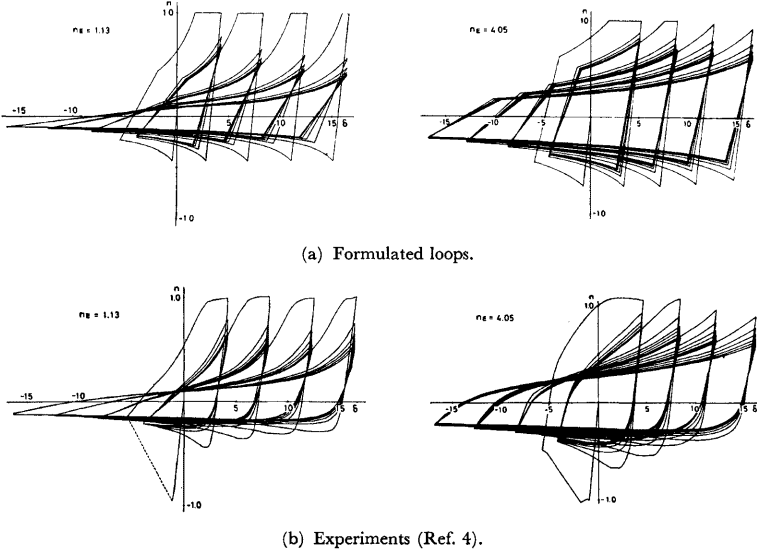


Fig. 7. Comparison of hysteresis loops.

5. 精密な数値計算による復元力の算定

ここでは, 文献 9 において提案された解法による筋違の復元力算定法について概説する。この解法は, 大胆な仮定を含んでいるにも拘らず, 精密な有限要素解析結果および静的実験結果とよく一致することが確かめられている。

両端ピン支持された単一筋違を, Fig. 8 に示すような曲げ変形を生ずる部分と 2 個の直線部分とからなるモデルで近似し, 曲げ変形部分では, 中央断面での軸力 N と曲げモーメント M に対応する曲率 κ が一様に分布するものと仮定すると, 増分で表現した釣合条件式は, 次のように表現される。

$$dm = -(n \cdot dk + k \cdot dn + dk \cdot dn) / n_e \quad (11)$$

ここに, $n \equiv N/N_0$, $m \equiv M/M_0$, $k \equiv \kappa \cdot EI/M_0$ であり, N_0 は純引張での降伏軸力, M_0 は純曲げでの全塑性モーメント, E は Young 率, I は断面 2 次モーメント, $n_e \equiv EI/(sL^3N_0)$ はモデルの弾性座屈荷重と N_0 の比, s は曲げ変形部分の長さで材長 $(2L)$ の比である。

中央断面の重心軸ひずみ ε と降伏点ひずみ ε_0 の比を $e \equiv \varepsilon/\varepsilon_0$ とすると, 中央断面での増分構成方程式は

$$\begin{pmatrix} dn = \bar{A} \cdot de + \rho \cdot S \cdot dk \\ dm = S \cdot de + I \cdot dk \end{pmatrix} \quad (12)$$

ここに, $\bar{A} \equiv \int \mu dA/A$, $S \equiv \int \mu y dA/Z_P$, $I \equiv \int \mu y^2 dA/I$ は中央断面を構成する各繊維要素の接線弾性係数と E の比 μ を断面全体について積分して得られる値であり, y は各繊維要素の重心軸からの距離, A , Z_P は断面積および塑性断面係数, $\rho \equiv Z_P^2/(AI)$ は断面の形状に関係した定数である。

(11), (12) 式より dm を消去すると, de および dn は, dk の関数として表わされる。

$$\left. \begin{aligned} de &= c_1 \cdot dk + c_2 \cdot (dk)^2 / (1 + c \cdot dk) \\ dn &= (c_1 \cdot \bar{A} + \rho \cdot \bar{S}) \cdot dk + c_2 \cdot \bar{A} \cdot (dk)^2 / (1 + c \cdot dk) \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

$$c \equiv \frac{\bar{A}}{k\bar{A} + n_e \bar{S}}, \quad c_1 \equiv -\frac{n_e \bar{I} + k\rho \bar{S} + n}{k\bar{A} + n_e \bar{S}}, \quad c_2 \equiv \frac{c_1 \bar{A} - \rho \bar{S}}{k\bar{A} + n_e \bar{S}}$$

実際の数値計算では, 中央断面を数多くの繊維要素に分割し, 各要素内で μ が一様に分布すると仮定して, $\bar{A}, \bar{S}, I$ を計算する。この際, 材料が区分線形の応力-歪関係を持つと仮定すると, $\bar{A}, \bar{S}, I$ が一定値を保つ有限の時間増分に対して有効となる。したがって, 段階的数値計算を正確に遂行するためには, $\bar{A}, \bar{S}, I$ の値が変化する時点, 言い換えると構造体としての剛性分布が変化する時点を実際に追跡していく必要がある。

中央断面において, 重心軸から y_j の距離にある繊維要素のひずみ増分は (13) 式を考慮すれば, 次式となる。

$$\begin{aligned} de_j &= de + (Z_P/I) \cdot y_j \cdot dk \\ &= \{c_1 + (Z_P/I) \cdot y_j\} dk + c_2 (dk)^2 / (1 + c \cdot dk) \end{aligned} \quad (14)$$

その繊維要素が次に剛性変化をするまでのひずみ増分は, 材料の応力-歪関係と歪履歴から定まるので, その値を (14) 式の左辺に代入して dk について解けば, 対応する無次元曲率増分が定まる。同様の操作が直線部分のひずみ増分

$$de_R = dn/\mu_R = \{(c_1 \bar{A} + \rho \bar{S}) dk + c_2 \bar{A} (dk)^2 / (1 + c \cdot dk)\} / \mu_R \quad (15)$$

についても可能であり, モデルを構成する全ての繊維要素について得られた dk のうち, 絶対値最小でかつ載荷法則を侵さない dk が最適増分となる。

材端の軸方向変位 Δ の無次元量 $\delta \equiv \Delta / (L \varepsilon_0)$ は, 直線部分および曲げ変形部分の軸方向伸びによる成分 δ_R および δ_B と幾何学的変化の軸方向成分 δ_G の和として表現されるので, (13), (15) 式を考慮することにより決定できる。

$$\left. \begin{aligned} d\delta &= d\delta_R + d\delta_B + d\delta_G \\ d\delta_R &= (1-s) \cdot de_R \\ d\delta_B &= s \cdot de \\ d\delta_G &= \rho / (6n_e) \cdot d(k^2) = \rho / (6n_e) \cdot (2k + dk) \cdot dk \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

こうして得られた単一筋違の復元力特性は, 無数の折曲り点 (分岐点) を持つ曲線群となるが, これを各分岐点を結ぶ直線群に置換しても何らその精密性を失わない。もし, 他の筋違あるいは純骨組部分の剛性変化に対応して, $d\delta$ が確定した場合, 対応する dk は (13) (15) 式を考慮して (16) 式を dk について解けば, 3 次方程式の根として定まる。

Fig. 9 に示す応力-ひずみ関係を持つ長方形断面筋違に対する本解析結果と静的実験結果⁴⁾ の比較を Fig. 10(a), (b) に示す。

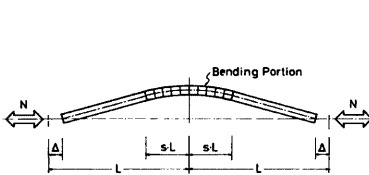


Fig. 8. Analytical model of single brace.

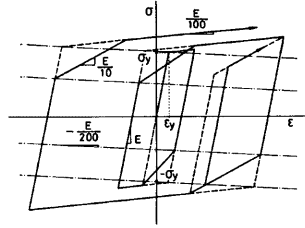


Fig. 9. Assumed stress-strain relationship.

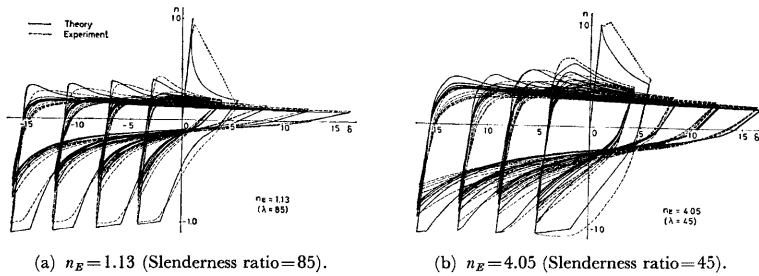


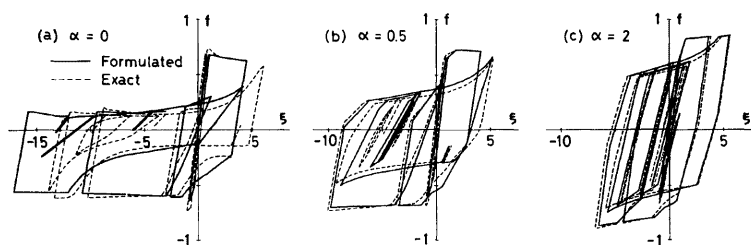
Fig. 10. Comparison of analytical and experimental results.

6. 解析結果と考察

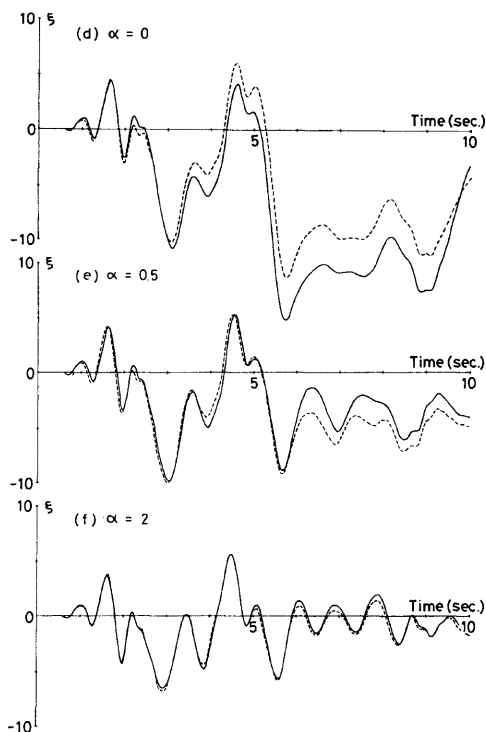
定式化された筋違の復元力特性を用いた筋違付骨組の実地震波応答解析結果と5章で述べた精密な数値解析による復元力特性を用いた応答解析結果の比較を Figs. 11(a)~(f) に示す。入力地震波形は El-Centro 1940 NS 地震記録の最初の10秒間の波形を用い、系の弾性固有周期を0.5秒、入力加速度比 $\lambda=2$ 、純骨組部分の第2勾配比 $\mu_f=0.05$ 、筋違の細長比係数 $n_E=1$ 、純骨組部分と筋違の耐力分担率を $\alpha=0, 0.5, 2$ とした場合の履歴復元力特性を Figs. 11(a)~(c) に、時刻-変位関係を Figs. 11(d)~(f) に示す。履歴ループの形状は、耐力分担率 α に依存し、応答性状もそれに応じて相当異なる。 $\alpha=0.5, 2$ の場合、定式化された復元力特性を用いた応答解析結果は精密な解析結果をよく追跡しているが、 $\alpha=0$ の場合履歴ループの形状はよく一致しているにも拘らず、応答性状はわずかながら異なる。我国の高層筋違付架構において、地震による水平力の全てを筋違に負担させることは、ほとんどあり得ないことを考慮すれば、筋違付骨組の動的解析において定式化された筋違の復元力特性を用いることにより、充分精度の高い解析結果が得られるものと考えられる。

定式化された筋違の復元力特性を用いた応答解析の結果を Figs. 12~15, 17 に示す。Figs. 12(a), (b) は、 $n_E=1, 4$ 、 $\mu_f=0, 0.05, 0.1$ 、 $\alpha=0.5, 1, 2, 4, 8$ とした場合の履歴復元力特性であって、それ以外の解析変数および入力加速度は、Fig. 11 の場合に準ずる。SS 41材の場合、 $n_E=1, 4$ は、それぞれ細長比 90, 45 程度に相当し、純骨組部分の基準降伏耐力 F_0 に対する耐力分担率は、 $\alpha=0\sim8$ のそれぞれの値に対し 0, 1/5, 1/3, 1/2, 2/3, 4/5 となる。履歴ループの形状は、筋違の細長比係数のみならず、 α の値に応じて著しく異り、応答性状も履歴ループの形状に依存することが観察される。 $\alpha\leq 2$ では履歴ループの形状、応答性状とも n_E に依存し、 μ_f にはほとんど依存しないが、 α が大きくなるにつれて純骨組部分の性状が支配的となり、 μ_f の影響が大きくなる。 $n_E=1$ の場合、 $\alpha\leq 0.5$ では変形が著しく負側にかたまるが、 $\alpha=1, 2$ ではほぼ原点に対称に変形し、 $\alpha=2$ のとき応答はほぼ最小となる。 $\alpha\geq 4$ では純骨組部分の影響が大きくなるので履歴ループはほぼ bi-linear 形となるが、最大応答は $\alpha=2$ の場合よりむしろ大きくなる。 $n_E=4$ の場合、 α が小さければ原点に対しほぼ対称に変形するが、 α の増加とともに負側への変形のかたまりが観察され、 $\alpha=2$ のとき応答は最大となる。 $\alpha\geq 4$ では純骨組部分の影響が支配的となるため、履歴ループの形状、応答性状とも $n_E=1$ の場合にほぼ等しい。

Figs. 13(a)~(c) は、 $n_E=0.5, 1, 2, 4, 8$ とした場合の最大応答変位 $|\xi|_{max}$ と α の関係を示す。他の解析変数および入力地震波形は Fig. 12 の場合と同様であり、横軸は純骨組部分の耐力分担率 $\alpha/(2+\alpha)$ に対応する縮尺となっている。 $n_E=0.5$ および $n_E=1$ の場合、最大応答はほぼ等しい。 $\alpha\leq 2$ では、 α が小さい程最大応答は大きく、 μ_f にはほとんど依存しない。 $\alpha\geq 4$ では、 μ_f の影響が顕著となり、最大応答は $\alpha=2$ の場合より大きくなることが多い。 $n_E=2$ の場合は $n_E=0.5$ および 1 の場合とほぼ同様の傾向である。



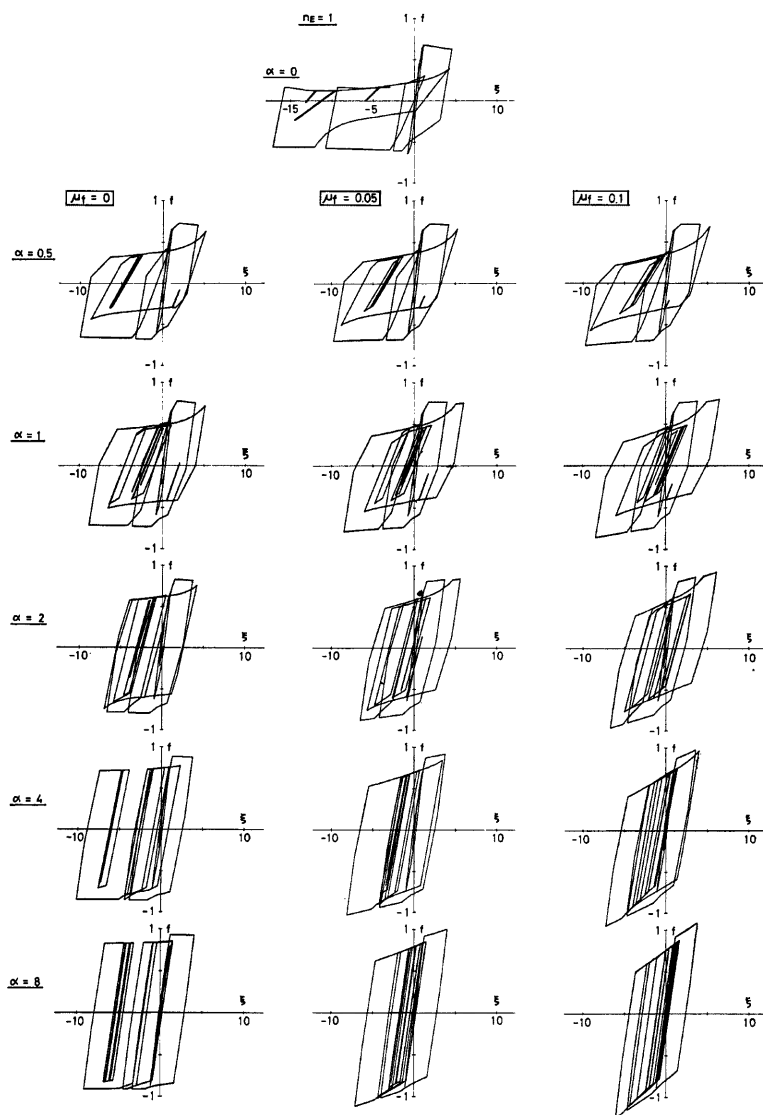
Hysteretic load-displacement relations.



Displacement — time relations.

Fig. 11. Comparison between results of dynamic response analysis using formulated hysteresis loops and precise solution.

が、 α が小さい場合の最大応答量は $n_E=1$ の場合より相当小さい。 $n_E=4$ の場合は、 α が小さければかえって最大応答が小さく、 $\alpha=2$ の近傍で最大値となる。 $\alpha=0$ の場合を除き μ_f の影響は顕著であり、 μ_f が大きい程最大応答量は小さい。 $n_E=8$ では最大応答量はあまり α に依存しないが、 α が大きい程最大応答量が小さくなる傾向が観察される。 μ_f の影響は $n_E=4$ の場合よりむしろ小さい。

Fig. 12(a). Results of dynamic response analysis. $n_E = 1$.

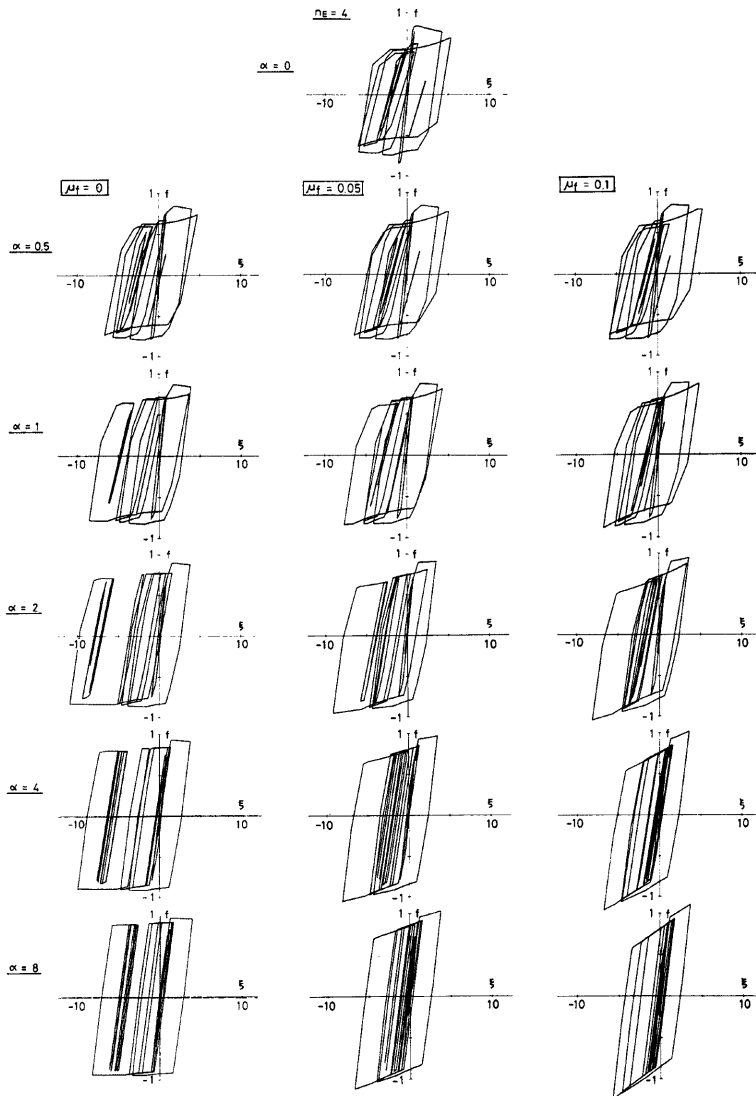
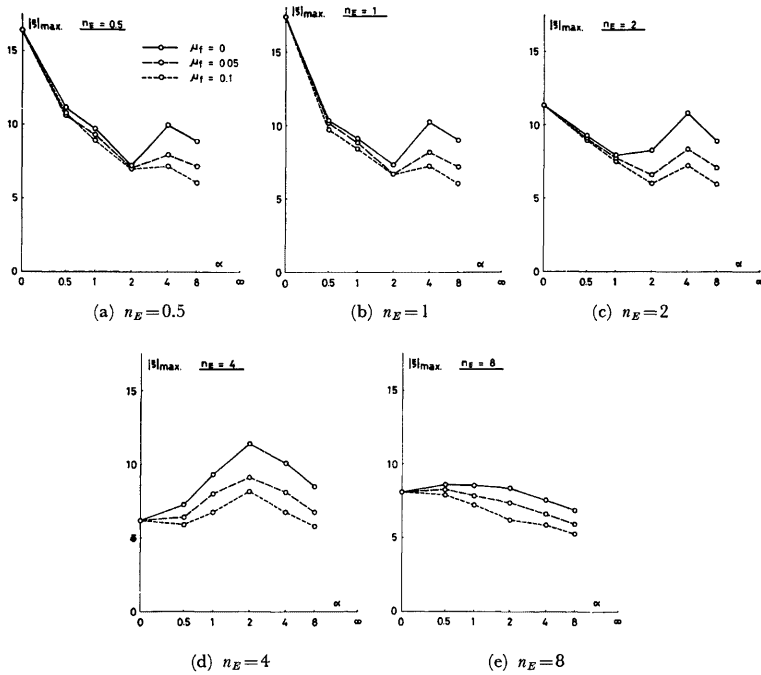


Fig. 12(b). Results of dynamic response analysis. $n_B = 4$.

Fig. 13. $|\xi|_{max}$, vs. α relations.

Figs. 14(a)~(f) は、同じ解析変数について最大応答変位と n_E の関係を示す。 $\alpha=0$, および 0.5 の場合、最大応答は $n_E=4$ のとき最小となり、 μ_f にはあまり依存しない。 $\alpha=1$ の場合もほぼ同様の傾向を示すが、 $n_E \geq 4$ において μ_f の影響が大きい。 $\alpha=2$ では $n_E \geq 2$ において μ_f の影響が大きく、最大応答は $n_E=4$ のときに最大となる。 $\alpha=4, 8$ の場合、 n_E の値によらず μ_f の影響は大きく、最大応答量はあまり n_E に依存しない。

以上に記したように、最大応答量は n_E , μ_f , α と複雑な相関関係を持っているが、あえて構造物に固有な単一の指標によって最大応答量を評価することを試みる。Fig. 15 は、この指標として単調荷重時の平均的な復元力 f_{av} (Fig. 16 参照) を選んだ場合であって、縦軸は最大応答量、横軸は f_{av} の 2 乗に反比例する量である。 $(1/f_{av})^2 = 1.3$ の近傍でバラツキはあるものの各プロットは一樣な傾向を示し、 f_{av} が小さい程応答は大きい。 α が小さい筋違付骨組では崩壊曲線の勾配が負となる場合があり、崩壊曲線の勾配と見かけの初期降伏耐力 f_0 と相互関係が系の応答性状に大きな影響を与えるものと考えられるが、 f_{av} の評価にあたってはこの影響は間接的にしか考慮されていないので、上記のようなバラツキが生じたものと考えられる。そこで、崩壊曲線の勾配と初期降伏耐力の相互関係を考慮した耐震安全性の尺度として Fig. 16 で斜線を施した部分の面積に反比例する量

$$Q \equiv 10^2 \times (f_0 - f_c) / \{(\xi - 1) \cdot f_0\} \quad (17)$$

を選び、それに対応する応答量

$$R \equiv 10^2 \times (|\xi|_{max} - 1) / (\xi_c - 1) = 10^2 \times (|\xi|_{max} - 1) (f_0 - f_c) / \{(\xi - 1) \cdot f_0\} \quad (18)$$

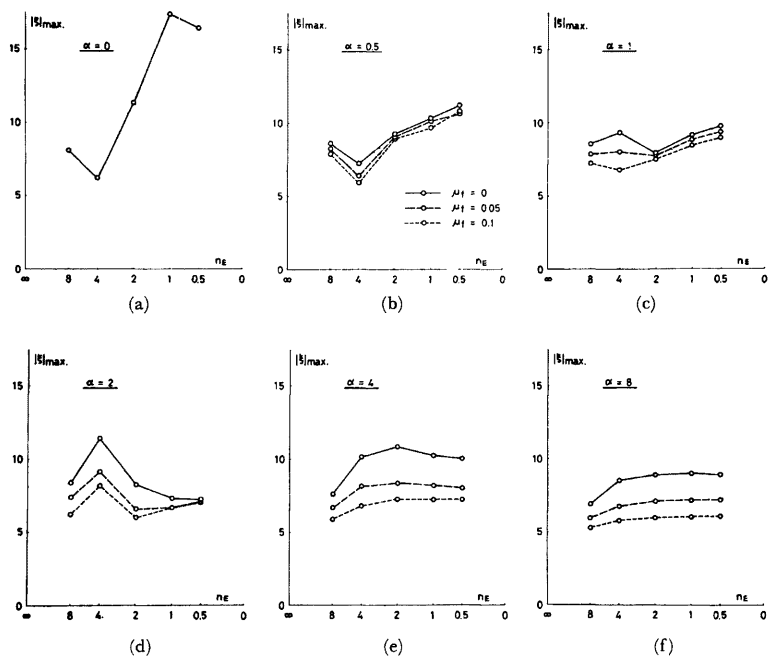


Fig. 14. $|\xi|_{\max}$, vs. n_E relations.

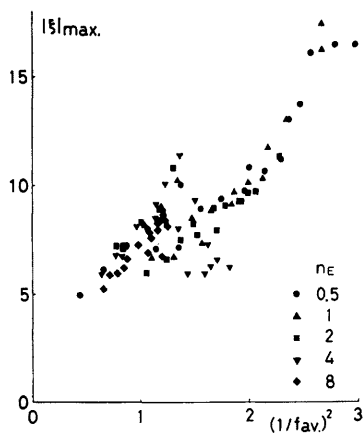


Fig. 15. $|\xi|_{\max}$, vs. $(1/f_{av})^2$ relations.

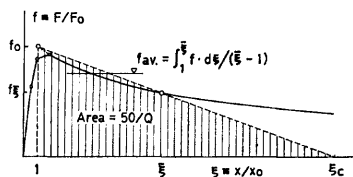


Fig. 16. Definition of f_{av} , and Q .

との関係を $\xi=11$ の場合について示したものが Fig. 17 であり、崩壊曲線が正勾配を持つ場合は Q, R とともに負となる。ここに、 f_0, f_1, ξ_c は Fig. 16 中に示された諸量である。崩壊曲線の勾配が 0 に近い場合には最大応答 $|\xi|_{max}$ の値に拘わらず $R \approx 0$ となって不都合であるが、ある程度の正または負の勾配を持つ場合、応答量 R は Q と一様な対応を示す。

7. 結 語

定式化された筋違の復元力特性を用いて、一層筋違付骨組の時刻歴応答解析を行った。解析結果は精密な数値解析による復元力特性を用いた応答解析結果と良く一致し、定式化された復元力関数が動的応答解析に適用できることが確認された。定式化曲線を用いた応答解析例によれば、筋違付骨組としての履歴ループ形状は筋違の細長比のみならず、筋違の耐力分担率に依存し、応答性状は履歴ループの形状と相関性を持つことが確認され、崩壊曲線の勾配と初期降伏耐力の相互関係を考慮した耐震性能指標 Q とそれに対応する応答量 R は一様な対応を示した。

なお、本研究を行なうに当り、京都大学防災研究所教授若林 實博士の有益な御助言を頂いたことを厚く感謝します。

参 考 文 献

- 1) 例えば Goel, S. C. and Hanson, R. D.: Seismic Behavior of Multistory Braced Steel Frames, Proc. 5WCEE, Rome, June, 1973, pp. 2934-2943.
- 2) 若林 実・野中泰二郎・小城 修・山本 昇: 繰返し軸方向力を受ける部材の挙動に関する一実験, 京都大学防災研究所年報, 第14号 A, 1971, pp. 371-381.
- 3) 山田 稔・辻 文三・武田和夫: 繰返し荷重を受ける鉄骨筋違付骨組の弾塑性変形状に関する研究 (II: 小型筋違モデルによる実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1971年11月, pp. 391-392.
- 4) 若林 実・野中泰二郎・中村 武・森野捷輔・吉田 望: 繰返し軸方向力を受ける部材の挙動に関する実験 (その1), 京都大学防災研究所年報, 第16号 B, 1973, pp. 113-125.
- 5) 田中 尚・重信恒雄: 鋼部材の繰返し軸方向力に対する弾塑性挙動 (小型モデルによる実験), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1973年10月, pp. 973-974.
- 6) 若林 実・松井千秋・三谷 勲: 材端回転拘束を受ける鉄骨筋違の繰返し弾塑性性状に関する研究, 日本建築学会論文報告集, 第262号, 1977年12月, pp. 83-91.
- 7) 藤本盛久・瀬川輝夫・松本芳紀: 繰返し荷重をうける筋違付ラーメンの弾塑性解析, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1969年8月, pp. 1213-1214.
- 8) 五十嵐定義・井上一郎・木林長仁・浅野美次: 筋違付架構の復元力特性 (その1, 交番繰返し軸力を受ける筋違材の挙動), 日本建築学会論文報告集, 第196号, 1972年6月, pp. 47-56.
- 9) 若林 実・野中泰二郎・柴田道生: 筋違部材の座屈後の挙動に関する研究 (その1), 日本建築学会近畿支部研究報告集, 1972年6月, pp. 197-200.
若林 実・野中泰二郎・柴田道生: 筋違部材の座屈後の挙動に関する研究 (その2), 日本建築学会大会学術講演梗概集, 1972年10月, pp. 1317-1318.

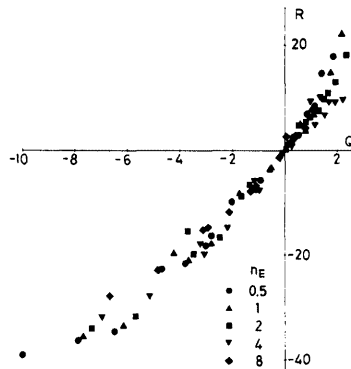


Fig. 17. R vs. Q relations.

- 若林 実・柴田道生：筋違部材の座屈後の挙動に関する研究（その5），日本建築学会大会学術講演梗概集，1976年10月，pp. 1039-1040.
- 10) 小浜芳朗・坂本 順：鉄骨ブレース要素の弾塑性履歴性状に関する解析的考察，日本建築学会学術講演梗概集，1972年10月，pp. 1369-1370.
 - 11) Higginbotham, A.B.: The Inelastic Cyclic Behavior of Axially-Loaded Steel Members, Ph.D. Thesis, The University of Michigan, Ann Arbor, Michigan, Jan., 1973.
 - 12) 山田 稔・辻 文三：繰返し軸方向力を受ける筋違材の弾塑性変形状に関する研究（I：解析），日本建築学会論文報告集第205号，1973年3月，PP. 31-35.
 - 13) 藤本盛久・和田 章・白方和彦・小杉 立：筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性解析に関する研究，日本建築学会論文報告集，第209号，1973年7月，pp. 41~51.
 - 14) Nonaka, T.: An Elasto-Plastic Analysis of a Bar under Repeated Axial Loading, Int. Jour. Solids Structures, 1973, Vol. 9, pp. 569~580.
 - 15) 重信恒雄・田中 尚：繰返し軸力を受ける鋼部材の復元力特性に関する研究（解析モデル），日本建築学会大会学術講演梗概集，1974年10月，pp. 935-936.
 - 16) 若林 実・柴田道生：筋違部材の座屈後の挙動に関する研究（その4），日本建築学会近畿支部研究報告集，1976年6月，pp. 201-204.
 - 17) 若林 実・野中泰二郎・吉田 望：繰返し軸方向力を受ける材端回転拘束部材の弾塑性性状，日本建築学会大会学術講演梗概集，1976年10月，pp. 1037-1038.
 - 18) Nonaka, T.: An Analysis for Large Deformation of an Elastic-Plastic Bar under Repeated Axial Loading-1 Derivation of Basic Equations, Int. Jour. Mech. Sci., Vol. 19, 1977, pp. 619-627.
 - 19) 五十嵐定義・井上一朗・浅野美次・小川厚治：筋違付架構の復元力特性（その2，ダイアゴナルブレースの動的解析例），日本建築学会論文報告集，第205号，1973年3月，pp. 37-42.
 - 20) Nilfroushan, R.: Seismic Behavior of Multistory K-Braced Frame Structures, Ph. D. Thesis, The University of Michigan, Ann Arbor, Michigan, Nov., 1973.
 - 21) 重信恒雄・田中 尚：繰返し荷重を受ける筋違構造の復元力履歴モデル，第22回構造工学シンポジウム，1976年1月，pp. 9-14.
 - 22) 坂本 順・小浜 芳朗：不規則外乱を受けるブレース構造系の動的応答性状に関する考察，日本建築学会論文報告集，第248号，1976年10月，pp. 31-41.
 - 23) Wakabayashi, M., Nakamura, T., Shibata, M., Yoshida, N. and Masuda, H.: Hysteretic Behavior of Steel Braces Subjected to Horizontal Load Due to Earthquake, Proc. 6 WCEE, New Delhi, Jan., 1977, pp. 3188-3193.
 - 24) 加藤 勉・秋山 宏：鋼構造筋違付骨組の復元力特性，日本建築学会論文報告集，第260号，1977年10月，pp. 99-107.
 - 25) 五十嵐定義・井上一朗・小川厚治：鋼構造筋違付多層骨組の塑性設計に関する研究，その1 終局荷重時における筋違の水平分担率の設定，日本建築学会論文報告集，第263号，1978年1月，pp. 43-50.

付 録

記 号

A : 筋違断面積
 $\bar{A} \equiv \int \mu dA / A$
 $a_0, a_1, a_2 \cdots$: 入力加速度を規定する係数
 $b, b_0, b_1, b_2 \cdots$: 応答量を規定する係数
 c, c_1, c_2 : 筋違の挙動を規定する係数
 $d(\quad)$: 増分

$d\tilde{\varepsilon}$: 次に剛性変化が生ずるまでの無次元変位増分
 E : Young 率
 $e \equiv \varepsilon / \varepsilon_0$
 $e_R \equiv \varepsilon_R / \varepsilon_0$
 $e_J \equiv \varepsilon_J / \varepsilon_0$
 F : 復元力

F_0 : 基準降伏復元力

$f \equiv F/F_0$

f_{av} : 平均的な f の値

$f_0 \equiv f|_{t=1}$

$f_i \equiv f|_{t=i}$

$f_1 \equiv f|_{t=t_1}$

$f_t(X)$: 筋違の引張側耐力曲線を規定する関数

$f_c(X)$: 筋違の圧縮側耐力曲線を規定する関数

$g = df/d\xi$

I : 筋違の断面 2 次モーメント

$I \equiv \int y^2 \mu dA$

$k \equiv \kappa \cdot EI/M_0$

$2L$: 筋違の材長

M_0 : 質量

M : 筋違中央断面の曲げモーメント

M_0 : 純曲げでの全塑性モーメント

$m \equiv M/M_0$

N : 筋違の軸力

N_0 : 純引張での降伏軸力

$n \equiv N/N_0$

n_c : 筋違解析モデルの弾性座屈荷重と N_0 の比

n_E : 筋違の Euler 荷重と N_0 の比

n_0 : 定式化された筋違の復元力関数における圧縮側最大耐力

p_1, p_2, p_3 : 耐力曲線を規定する定数

Q : 耐震性能指標

q_1, q_2, q_3 : 履歴法則を規定する定数

R : 応答指標

$S \equiv \int y \mu dA / Z_P$

s : 筋違解析モデルにおける曲げ変形部分と材長の比

t : 時間増分

x : 相対変位

x_0 : 基準降伏変位

y : 重心軸からの距離

y_j : j 番目の繊維要素の重心軸からの距離

Z_P : 筋違の塑性断面係数

α : 純骨組部分の耐力と引張筋違のみによる耐力の比

β : 純骨組部分の降伏変位と引張筋違が降伏するときの変位の比

δ : 筋違の無次元軸方向変位

δ_R : 直線部分の軸方向伸びによる成分

δ_E : 曲げ変形部分の軸方向伸びによる成分

δ_G : 幾何学的変化の軸方向成分

ε : 曲げ変形部分の重心軸ひずみ

ε_R : 直線部分の軸方向ひずみ

ε_j : j 番目の繊維要素の軸方向ひずみ

ε_0 : 降伏ひずみ

κ : 曲げ変形部分の曲率

λ : 最大入力加速度と系の基準降伏加速度の比

μ : 接線弾性係数と E の比

μ_R : 直線部分における接線弾性係数と E の比

μ_f : 純骨組部分の復元力特性における第 2 勾配比

$\xi \equiv x/x_0$

$\rho \equiv Z_P^2 / (AI)$

τ : 時刻

$\phi(\tau)$: 最大値の大きさが 1 となるように規格化された地動加速度記録

ω_0 : 弾性固有円振動数

$\omega_0^2 \equiv \omega_0^2 \cdot g$