

筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性解析に関する研究

正会員	藤	本	盛	久*
	同	和	田	章**
	同	白	方	和彦***
	同	小	杉	立****

はじめに

今日、高層鋼構造建築物に、水平方向の剛性耐力を確保する目的から、筋違を配する例が多く見られる。また、そのような筋違付鉄骨ラーメンが、激震時などを想定した大きな水平力を受けた場合、筋違が水平力の大部分を負担することになり、圧縮側筋違が座屈することは、実験によっても確認されている^{1),2)}。したがって、かかるラーメンの耐震性を正當に評価する上で、筋違が座屈した後に、繰り返し荷重を受けた場合の挙動を正確に把握する必要がある。

さて、筋違付ラーメンの弾塑性性状については、実験および理論解析による研究が最近数多く報告されている。

山田・辻・武田³⁾、並びに若林・野中・小城・山本⁴⁾、は小型模型実験によって繰り返し軸力を受ける筋違材の弾塑性域における挙動を追跡し、細長比の変化による履歴性状の差異を軸力-軸方向変形関係などによって示している。一方、松井・三谷・妻鳥⁵⁾は、材軸方向の塑性域の広がりを考慮し、C-D-C法^[註1]を用いた数値解析によって種々の細長比を有する筋違材の座屈後、終局耐力に至る挙動を追跡し、Hinge Method⁶⁾による解析結果と比較を行ない、Hinge Methodが、細長比の大きい部材に関しては、良好な近似を与えるが、細長比の小さな部材に関しては、差のあることを示している。また偏心による耐力低下の大きいことを指摘している。五十嵐・井上・木林・浅野⁷⁾は、塑性ヒンジに軸方向変位成分を考慮した解析法によって、交番繰り返し軸力を受ける筋違材の弾塑性挙動を、細長比の異なる数種類の部材

[註1] 軸力と曲げを同時に受ける部材(Beam Column)の変形曲線を数値計算により求める方法。

C・D・C(Column Deflection Curve)の概念は、Chwallaによって導かれ、計算機を利用した解析に広く用いられている。詳しくは文献10)を参照。

* 東京工業大学教授 工博

** 日建設計コンピューター室

*** 清水建設(株)建築設計本部

**** 東京工業大学大学院

(昭和48年3月16日日本稿受理・討論期限昭和48年10月末日)

を対象に数値解析し、繰り返し数の増加に伴い残留変形が蓄積され耐力が低下する様子を示している。

筋違の座屈という不安定現象を伴う繰り返し荷重下での弾塑性挙動を解析することは、きわめて困難なため、筋違付ラーメンの厳密な解析は、現在のところ報告されていない。本報告は、著者らが既に発表した解析手法⁸⁾に基づき、新たに歪硬化モデルに対して適用できる解析法を誘導し、それを用いて圧縮部材の座屈および座屈後の挙動、並びに繰り返し軸力を受ける部材の挙動、さらに繰り返し水平力を受ける筋違付鉄骨ラーメンの挙動を、数値解析によって解明を試みたものである。なお、筋違付ラーメンの解析結果に関しては、実験結果²⁾と比較し検討を加えた。

1. 解析手法

1-1 解析上の仮定

解析を行なうに際し、下記の仮定を設けた。

- (i) 部材は、すべて線材として扱う。
- (ii) 断面は、変形後も平面を保持するものとする。
- (iii) 軸方向変形および曲げ変形を考慮し、剪断変形は無視する。
- (iv) 材料(鋼材)の応力-歪関係は、Fig. 1に示すものを用いる。[註2]
- (v) 断面内の応力度、歪度に関しては、断面を細か

[註2] 塑性域に及ぶ繰り返し荷重を受ける構造物並びに部材を解析対象とするため、複雑な履歴にも十分追従し、正しい応力-歪関係を保つことが必要である。また、塑性履歴を受けることによって鋼材の機械的性質が変化することは、実験によって確認されている⁹⁾。本解析で用いた応力-歪の関係は不完全ではあるが、歪硬化およびバウシinger効果的な性質を想定したものである。すなわち、Fig. 1に示すように、処女材の降伏点 $\sigma = \pm \sigma_y$ 、 $\epsilon = \pm \epsilon_y$ を通り勾配 a を有する直線上に達した場合に降伏し、塑性域での剛性は、歪硬化を考慮し、勾配 b を有する。後述の数値解析では、 $a = \tan^{-1}(E/200)$ 、 $b = \tan^{-1}(E/100)$ を用いた。なお、この応力-歪関係は、変形の進行中に生ずる歪のもどり(Strain reversal)を、無視することなく追跡するよう、考慮したものである。ただし、本解析では、収束計算中にも歪のもどりを生ずるが、その場合、変形の進行中に起こる歪のもどりと厳密に区別し、応力-歪関係が正確な経路をたどるよう考慮した。たとえば、Fig. 1に於いてA点から降伏点Cを越えてB点に達した場合、収束計算中は、A-C-Bの線上をたどり、B-D、E-Cなどの線上に達することはない、などである。

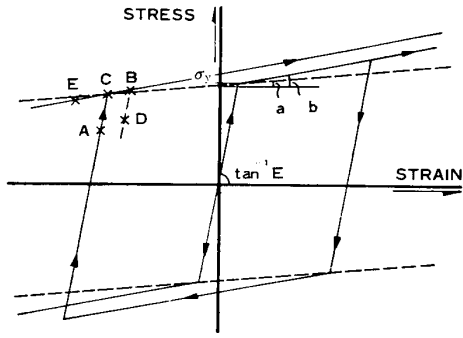


Fig. 1 応力-歪関係

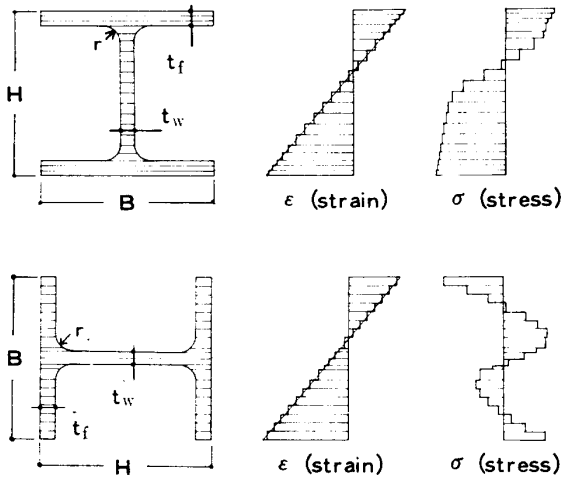


Fig. 2 断面の歪, 応力の分布

く層状に分割し, その単位分割中では一定とする。[註3]
(vi) 残留応力は考慮しない。

1-2 数値解析法

Fig. 3(a) に示すように一部材 (member) を 5~20 程度に細かく分割することを前提に, 一つ一つの要素は, 通常の線材に用いる簡単な変位関数, すなわち軸方向に関して一次, 軸に直角方向に関しては三次の多項式を増分変位関数として用いた。たとえば, 要素 m における x 軸方向の増分変位を $\Delta_m u$, y 軸方向の増分変位を $\Delta_m v$ 変形後の材軸が x 軸となす角度の増分を $\Delta_m \theta$ とすると, 各増分は (1) 式のように表わされる。ただし, 座標は要素 m に関する local coordinate で x 軸は要素 m の両端を通るものとし, 原点は要素の中心に置くものとする。(Fig. 3 (b) 参照)

$$\begin{Bmatrix} \Delta_m u \\ \Delta_m v \\ \Delta_m \theta \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1 & x & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & x & x^2 & x^3 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 2x & 3x^2 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} m\alpha_1 \\ m\alpha_2 \\ m\alpha_3 \\ m\alpha_4 \\ m\alpha_5 \\ m\alpha_6 \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(1)$$

[註3] Fig. 2 に示すように断面内を層状に分割し, おのおのの断面がそれぞれの図心に集中していると仮定し, おのおのの断面の応力-歪関係は, 仮定 (iv) に従うものとした。なお, 本解析では, 断面を 20 分割することによって, 断面積並びに断面二次モーメントなどの値を, かなり高い精度で近似することができた。また H 形断面部材のフィレット部は台形に置換し近似した。

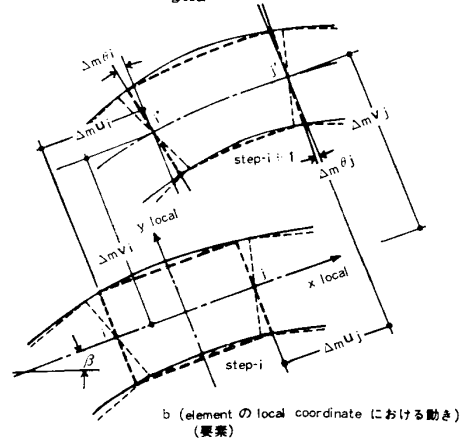
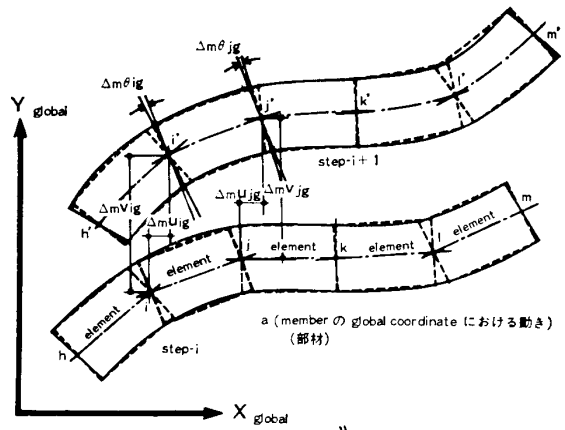


Fig. 3 座標系と変形

(ただし $m\alpha = \{m\alpha_1, m\alpha_2, m\alpha_3, m\alpha_4, m\alpha_5, m\alpha_6\}^T$ は, 要素 m の増分変位関数の未定係数ベクトルを表わす) 要素 m の増分変位 $\Delta_m u$ と $m\alpha$ の関係は, (1) 式に要素 m の i, j 両端の座標 $x = \pm l/2$ を代入することによって (2) 式で表わされる。

$$\Delta_m u = \begin{Bmatrix} \Delta_m u_i \\ \Delta_m u_j \\ \Delta_m v_i \\ \Delta_m v_j \\ \Delta_m \theta_i \\ \Delta_m \theta_j \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 1 & -\frac{l}{2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 1 & \frac{l}{2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & -\frac{l}{2} & \frac{l^2}{4} & -\frac{l^3}{8} \\ 0 & 0 & 1 & \frac{l}{2} & \frac{l^2}{4} & \frac{l^3}{8} \\ 0 & 0 & 0 & 1 & -l & \frac{3l^2}{4} \\ 0 & 0 & 0 & 1 & l & \frac{3l^2}{4} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} m\alpha_1 \\ m\alpha_2 \\ m\alpha_3 \\ m\alpha_4 \\ m\alpha_5 \\ m\alpha_6 \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(2)$$

すなわち

$$\Delta_m u = mT \cdot m\alpha$$

または

$$m\alpha = mT^{-1} \cdot \Delta_m u \dots\dots\dots(3)$$

ただし

$$\begin{Bmatrix} \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\frac{1}{l} & \frac{1}{l} & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{l}{8} & -\frac{l}{8} \end{Bmatrix}$$

$${}^m T^{-1} = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -\frac{3}{2l} & \frac{3}{2l} & -\frac{1}{4} & -\frac{1}{4} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{2l} & \frac{2}{2l} \\ 0 & 0 & \frac{2}{l^3} & -\frac{2}{l^3} & \frac{1}{l^2} & \frac{1}{l^2} \end{bmatrix} \dots\dots(4)$$

平面保持の仮定から要素内の軸方向歪増分 $\Delta \epsilon_x$ は、
 $\Delta \epsilon_x = \Delta \epsilon_0 - \Delta \phi \cdot y \dots\dots\dots(5)$

$\Delta \epsilon_0$: 重心軸の歪増分

$\Delta \phi$: 曲率増分

y : 重心軸からの距離

ここで、重心軸の縦歪増分は、幾何学的非線形を考慮し、細かい要素分割を行ない 1 step ごとに各要素の local coordinate を移動するという前提において、

$$\Delta \epsilon_0 = \frac{d \Delta u}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{d \Delta v}{dx} \right)^2 \dots\dots\dots(6)$$

曲率に関しては、一つの部材を細かい要素に分割すること、すなわち、大変形を起こす可能性および歪が塑性域に入る可能性を考慮した分割を行なうこと、さらに、一つの要素についておのおののその両端を通る local coordinate を用いることを前提として (7) 式を用いる。

(Fig. 3 参照)

$$\Delta \phi = \frac{d^2 \Delta v}{dx^2} \dots\dots\dots(7)$$

したがって、 $\Delta \epsilon_x$ は (8) 式で表わされる。

$$\Delta \epsilon_x = \frac{d \Delta u}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{d \Delta v}{dx} \right)^2 - \frac{d^2 \Delta v}{dx^2} \cdot y \dots\dots(8)$$

(8) 式中の $\frac{d \Delta u}{dx}$, $\frac{d \Delta v}{dx}$, $\frac{d^2 \Delta v}{dx^2}$ は、変位関数 (1) 式を微分することにより (9), (10), (11) 式のように求められる。

$$\frac{d \Delta u}{dx} = [0 \ 1 \ 0 \ 0 \ 0 \ 0] \cdot {}^m \mathbf{a} \dots\dots\dots(9)$$

$$\frac{d \Delta v}{dx} = [0 \ 0 \ 0 \ 1 \ 2x \ 3x^2] \cdot {}^m \mathbf{a} \dots\dots\dots(10)$$

$$\frac{d^2 \Delta v}{dx^2} = [0 \ 0 \ 0 \ 0 \ 2 \ 6x] \cdot {}^m \mathbf{a} \dots\dots\dots(11)$$

増分変位によって要素 m に貯えられる歪エネルギー ${}^m U$ は、次のように二種類に分割して考えられる (Fig. 4 参照)。

$${}^m U = {}^m U_1 + {}^m U_2 \dots\dots\dots(12)$$

${}^m U_1$: initial stress によるもの

${}^m U_2$: incremental stress によるもの

${}^m U_1$, ${}^m U_2$ は、(8), (9), (10), (11) 式を参考に以下に示すように展開できる。

$${}^m U_1 = \iiint_V \sigma_x \cdot \Delta \epsilon_x \cdot dx \cdot dy \cdot dz$$

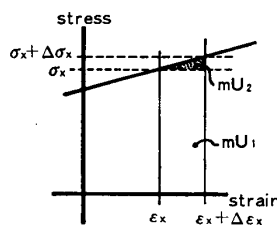


Fig. 4 歪エネルギー

$$= \int_l \int_A \sigma_x \left\{ \frac{d \Delta u}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{d \Delta v}{dx} \right)^2 - \frac{d^2 \Delta v}{dx^2} \cdot y \right\} dA \cdot dx$$

$$= {}^m U_{11} + {}^m U_{12} + {}^m U_{13} \dots\dots\dots(13)$$

$$\left. \begin{aligned} {}^m U_{11} &= \int_l \left(\int_A \sigma_x dA \right) \left(\frac{d \Delta u}{dx} \right) dx \\ &= {}^m \mathbf{a}^T \cdot {}^m \mathbf{a}_1 = \Delta_m \mathbf{u}^T \cdot {}^m T^{-1T} \cdot {}^m \mathbf{a}_1 \\ {}^m U_{12} &= - \int_l \left(\int_A \sigma_x \cdot y \cdot dA \right) \left(\frac{d^2 \Delta v}{dx^2} \right) dx \\ &= - {}^m \mathbf{a}^T \cdot {}^m \mathbf{a}_2 = - \Delta_m \mathbf{u}^T \cdot {}^m T^{-1T} \cdot {}^m \mathbf{a}_2 \\ {}^m U_{13} &= \int_l \left(\int_A \sigma_x \cdot dA \right) \frac{1}{2} \left(\frac{d \Delta v}{dx} \right)^2 dx \\ &= \frac{1}{2} \cdot {}^m \mathbf{a}^T \cdot {}^m \mathbf{A}_1 \cdot {}^m \mathbf{a} \\ &= \frac{1}{2} \Delta_m \mathbf{u}^T \cdot {}^m T^{-1T} \cdot {}^m \mathbf{A}_1 \cdot {}^m T^{-1} \cdot \Delta_m \mathbf{u} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(14)$$

$${}^m U_2 = \iiint_V \frac{1}{2} E (\Delta \epsilon_x)^2 dx \cdot dy \cdot dz$$

$$= \int_l \int_A \frac{1}{2} E \left\{ \frac{d \Delta u}{dx} + \frac{1}{2} \left(\frac{d \Delta v}{dx} \right)^2 - \frac{d^2 \Delta v}{dx^2} \cdot y \right\}^2 dA dx$$

$$= {}^m U_{21} + {}^m U_{22} + {}^m U_{23} \dots\dots\dots(15)$$

$$\left. \begin{aligned} {}^m U_{21} &= \frac{1}{2} \int_l \left(\int_A E \cdot dA \right) \left(\frac{d \Delta u}{dx} \right)^2 dx \\ &= \frac{1}{2} {}^m \mathbf{a}^T \cdot {}^m \mathbf{A}_2 \cdot {}^m \mathbf{a} \\ &= \frac{1}{2} \Delta_m \mathbf{u}^T \cdot {}^m T^{-1T} \cdot {}^m \mathbf{A}_2 \cdot {}^m T^{-1} \cdot \Delta_m \mathbf{u} \\ {}^m U_{22} &= - \frac{1}{2} \int_l \left(\int_A E \cdot y \cdot dA \right) \left(\frac{d \Delta u}{dx} \frac{d^2 \Delta v}{dx^2} + \frac{d^2 \Delta v}{dx^2} \frac{d \Delta u}{dx} \right) dx = - \frac{1}{2} {}^m \mathbf{a}^T \cdot {}^m \mathbf{A}_3 \cdot {}^m \mathbf{a} \\ &= - \frac{1}{2} \Delta_m \mathbf{u}^T \cdot {}^m T^{-1T} \cdot {}^m \mathbf{A}_3 \cdot {}^m T^{-1} \cdot \Delta_m \mathbf{u} \\ {}^m U_{23} &= \frac{1}{2} \int_l \left(\int_A E \cdot y^2 \cdot dA \right) \left(\frac{d^2 \Delta v}{dx^2} \right)^2 dx \\ &= \frac{1}{2} {}^m \mathbf{a}^T \cdot {}^m \mathbf{A}_4 \cdot {}^m \mathbf{a} \\ &= \frac{1}{2} \Delta_m \mathbf{u}^T \cdot {}^m T^{-1T} \cdot {}^m \mathbf{A}_4 \cdot {}^m T^{-1} \cdot \Delta_m \mathbf{u} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(16)$$

(ただし、 ${}^m U_2$ に含まれる $\frac{1}{2} \left(\frac{d \Delta v}{dx} \right)^2$ の項は微小と考慮省略した)

(14), (16) 式中の ${}^m \mathbf{a}_1$, ${}^m \mathbf{a}_2$, ${}^m \mathbf{A}_1 \sim {}^m \mathbf{A}_4$ は、次のようなベクトルおよびマトリックスである。

$${}^m \mathbf{a}_1 = \int_l \left(\int_A \sigma_x \cdot dA \right) \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} dx \dots\dots\dots(17)$$

$${}^m\mathbf{a}_2 = \int_l \left(\int_A \sigma_x \cdot y \cdot dA \right) \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 2 \\ 6x \end{Bmatrix} dx \dots\dots\dots(18)$$

$${}^m\mathbf{A}_1 = \int_l \left(\int_A \sigma_x \cdot dA \right) \cdot \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 2x & 3x^2 \\ 0 & 0 & 0 & 2x & 4x^2 & 6x^3 \\ 0 & 0 & 0 & 3x^2 & 6x^3 & 9x^4 \end{Bmatrix} dx \dots\dots\dots(19)$$

$${}^m\mathbf{A}_2 = \int_l \left(\int_A E \cdot dA \right) \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{Bmatrix} dx \dots\dots\dots(20)$$

$${}^m\mathbf{A}_3 = \int_l \left(\int_A E \cdot y \cdot dA \right) \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 2 & 6x \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 6x & 0 & 0 & 0 & 0 \end{Bmatrix} dx \dots\dots\dots(21)$$

$${}^m\mathbf{A}_4 = \int_l \left(\int_A E \cdot y^2 \cdot dA \right) \begin{Bmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 4 & 12x \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 12x & 36x^2 \end{Bmatrix} dx \dots\dots\dots(22)$$

(17)~(22) 式中には面積に関する積分 $\int_A \sigma_x \cdot dA$, $\int_A \sigma_x \cdot y \cdot dA$, $\int_A E \cdot dA$, $\int_A E \cdot y \cdot dA$, $\int_A E \cdot y^2 \cdot dA$ を含むが、それは要素の両端で仮定 (v) に述べた方法により計算し、要素内部では材軸方向に linear に変化しているとして全体の積分計算を行なう。たとえば、Fig. 5 のように要素両端の面積積分値が P_i, P_j であるとするとき材軸方向に対する積分は (23) 式に示す通り簡単に計算できる。

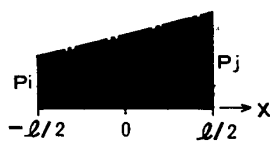


Fig. 5 積分法

$$\left. \begin{aligned} \int_l P \cdot dx &= \frac{l}{2} (P_j + P_i) \\ \int_l P \cdot x dx &= \frac{l^2}{12} (P_j - P_i) \\ \int_l P \cdot x^2 \cdot dx &= \frac{l^3}{24} (P_j + P_i) \\ \int_l P \cdot x^3 \cdot dx &= \frac{l^4}{80} (P_j - P_i) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots(23)$$

$$\int_l P \cdot x^4 \cdot dx = \frac{l^5}{160} (P_j + P_i)$$

ただし σ_x が降伏点を越えている点 (塑性域) においては、 E を E_{ST} として計算する。

前記の計算を行ない増分歪によって、この要素が貯える歪エネルギー mU は (24) 式で表わされる。

$$\begin{aligned} {}^mU &= \Delta {}^m\mathbf{u}^T \cdot ({}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{a}_1 - {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{a}_2) \\ &+ \frac{1}{2} \cdot \Delta {}^m\mathbf{u}^T \cdot ({}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_1 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1} \\ &+ {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_2 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1} - {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_3 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1} \\ &+ {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_4 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1}) \cdot \Delta {}^m\mathbf{u} \\ &= \Delta {}^m\mathbf{u}^T \cdot {}^m\mathbf{f}_{IN} + \frac{1}{2} \Delta {}^m\mathbf{u}^T \cdot {}^m\mathbf{K} \cdot \Delta {}^m\mathbf{u} \dots\dots\dots(24) \end{aligned}$$

$${}^m\mathbf{f}_{IN} = {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot \mathbf{a}_1 - {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot \mathbf{a}_2 \dots\dots\dots(25)$$

: 要素 m の内部応力に釣合うために必要な local coordinate における節点内力ベクトル

$$\begin{aligned} {}^m\mathbf{K} &= {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_1 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1} + {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_2 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1} \\ &- {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_3 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1} + {}^m\mathbf{T}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{A}_4 \cdot {}^m\mathbf{T}^{-1} \\ &\dots\dots\dots(26) \end{aligned}$$

: 要素 m の local coordinate における剛性マトリックス

全構造体に貯えられる歪エネルギー ${}_T U$ (以下 T は Total の略) は、各要素の変位成分を (27) 式に示すマトリックスによって全体座標系に変換し、全要素について総和をとることにより求められる (Fig. 3 参照)。

$$\Delta {}^m\mathbf{u} = {}^m\mathbf{L}^{-1} \cdot \Delta {}^m\mathbf{u}_G \dots\dots\dots(27)$$

ただし

$${}^m\mathbf{L}^{-1} = \begin{Bmatrix} m\lambda & 0 & m\mu & 0 & 0 & 0 \\ 0 & m\lambda & 0 & m\mu & 0 & 0 \\ -m\mu & 0 & m\lambda & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -m\mu & 0 & m\lambda & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(28)$$

$\Delta {}^m\mathbf{u}_G$: global coordinate における要素 m の増分変位ベクトル, $m\lambda = \cos \beta$ $m\mu = \sin \beta$ (Fig. 3(b) 参照)

$$\begin{aligned} {}_T U &= \sum_{m=1}^n {}^mU = \sum_{m=1}^n (\Delta {}^m\mathbf{u}_G^T \cdot {}^m\mathbf{L}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{f}_{IN} \\ &+ \frac{1}{2} \Delta {}^m\mathbf{u}_G^T \cdot {}^m\mathbf{L}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{K} \cdot {}^m\mathbf{L}^{-1} \cdot \Delta {}^m\mathbf{u}_G) \\ &= \Delta \mathbf{u}_G^T \cdot \left(\sum_{m=1}^n {}^m\mathbf{L}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{f}_{IN} \right) \\ &+ \frac{1}{2} \Delta \mathbf{u}_G^T \cdot \left(\sum_{m=1}^n {}^m\mathbf{L}^{-1T} \cdot {}^m\mathbf{K} \cdot {}^m\mathbf{L}^{-1} \right) \cdot \Delta \mathbf{u}_G \\ &= \Delta \mathbf{u}_G^T \cdot \mathbf{f}_{IN} + \frac{1}{2} \Delta \mathbf{u}_G^T \cdot \mathbf{K} \cdot \Delta \mathbf{u}_G \dots\dots\dots(29) \end{aligned}$$

$\Delta \mathbf{u}_G$: 全構造体の global coordinate における増分変位ベクトル

$$\mathbf{f}_{IN} = \sum_{m=1}^n {}^m\mathbf{L}^{-1} \cdot {}^m\mathbf{f}_{IN} \dots\dots\dots(30)$$

: 全構造体の内部応力に釣合うために必要な
節点内力ベクトル

$$K = \sum_{m=1}^n L^{-1T} \cdot mK \cdot mL^{-1} \dots \dots \dots (31)$$

: 全構造体の剛性マトリックス

外力のなす仕事 TW は

$$TW = \Delta u_G^T \cdot f_{EX} \dots \dots \dots (32)$$

f_{EX} : 作用する全外力ベクトル

ここで $(i+1)$ -state における全構造体のポテンシャルエネルギー Π_{i+1} は (33) 式で表わされる。

$$\Pi_{i+1} = \Pi_i + TU - TW \dots \dots \dots (33)$$

したがって (29), (32), (33) 式より

$$\begin{aligned} \Pi_{i+1} = \Pi_i + \frac{1}{2} \Delta u_G^T \cdot K \cdot \Delta u_G \\ + \Delta u_G^T \cdot f_{IN} - \Delta u_G^T \cdot f_{EX} \dots \dots \dots (34) \end{aligned}$$

釣合状態において、ポテンシャルエネルギーは停留しているから、変分原理を用いて Δu_G が求められる。すなわち、任意の $\delta \Delta u_G$ に対して $\delta \Pi = 0$ より

$$K \Delta u_G + f_{IN} - f_{EX} = 0 \dots \dots \dots (35)$$

よって (35) 式に示される連立方程式を解くことにより、 Δu_G は求められる。この Δu_G を用いて各節点の座標を (36) のように修正する。

$$\left. \begin{aligned} x_i &= x_i + \Delta u_G \\ y_i &= y_i + \Delta v_G \end{aligned} \right\} \dots \dots \dots (36)$$

Δu_G : i 節点における増分変位の X 方向成分
 Δv_G : i 節点における増分変位の Y 方向成分

また、(8) 式によって増分歪 $\Delta \epsilon_x$ が求められ、それを用いて各要素の両端の歪および応力を修正すれば、1 step の計算が終了する。以上の計算を step by step のテクニックにより積み重ねることによって所期の解析が可能となる。しかし、ここで求められる Δu_G だけ変形が進んだ状態では、降伏域の進行、変形による座標の変化などにより外力と内力とは必ずしも釣合っていない。したがって、同じ境界条件のもとで iteration を行なう必要がある。特に Post-Buckling 等の解析を行なう場合、不釣合力の影響がきわめて大きいので iteration は不可欠と考えられる。なお、数値解析の Block Chart を、Fig. 6 に示す。

この Block Chart 中で " $f_{IN} = f_{EX}$ " を調べている部分があるが、これについて本論文の計算を行なう際にはすべて " $(f_{IN} - f_{EX}, f_{IN} - f_{EX}) / (f_{IN}, f_{IN}) \leq 10^{-9}$ " をもって等しくなったとみなした。

収束回数は場合に応じて異なるが少ないときは 2, 3 回、多いときは 12~13 回程度であった。

境界条件として与える強制変位の増分のピッチについて、非常に細いピッチで行なわねばならない部分が多かったことを付記する。たとえば、構造物のある点における応力の増分で数 10 kg/cm^2 を生じさせる程度の細か

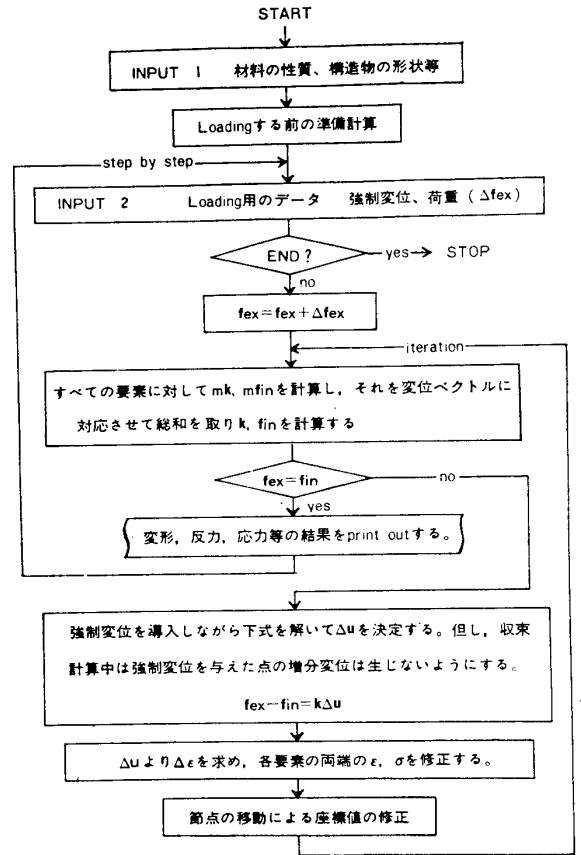


Fig. 6 Flow Chart

いピッチを用いた所
もあった。

1-3 精度の検討

要素の分割数が解析精度に及ぼす影響を知り後述の解析に、どの程度の要素分割が適当であるかを把握する目的から矩形断面部材の塑性座屈問題を数種類の要素分割により解析し、比較検討した。

対象とした部材は、 $B \times D$ が $10 \text{ cm} \times 6 \text{ cm}$ の矩形断面を有し、部材長 $L = 86.6 \text{ cm}$ の両端をピン支持された圧縮部材 (細長比 $\lambda = 60$) であり、断面内をすべて 20 等分に層分割して解析した。Fig. 8 に示す如く、5, 10, 15 の三種類の要素

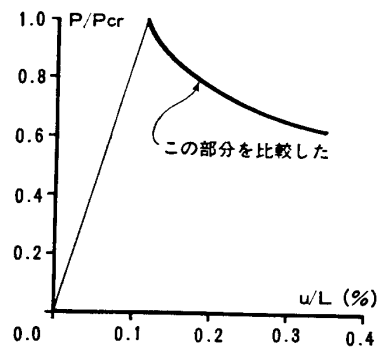


Fig. 7

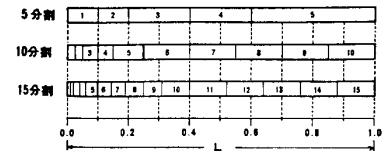


Fig. 8

Table-1 精度の検討

P / Pcr	u / L (%)		
	分割数		
	5	10	15
1.00	.114	.114	.114
.95	.123	.123	.123
.90	.136	.136	.136
.85	.157	.156	.156
.80	.184	.183	.183
.75	.221	.220	.219
.70	.262	.260	.259
.65	.307	.305	.304

分割した部材について、同一の境界条件および荷重 step で解析を行なった。この解析結果を Fig. 7 に示す座屈後の荷重変位関係に注目して比較したものを Table 1 に示す（なお、分割数による収束回数大きな違いは見られなかった）。この結果から、分割数は5程度でも十分と思われるが、繰り返し荷重を受け塑性域が複雑な形状に分布する部材は、ある程度細かい分割を行なう必要があるが、以下の解析例では、柱および梁は5~10、筋違は15~20の要素分割を行なった。

2. 軸方向荷重を受ける鉄骨部材（解析例 1）

2-1 解析の対象

解析の対象としてH形断面を有し、両端ピン支持された圧縮材を取り上げ、(i)~(iii) に示す範囲で数値解析を行なった。解析上の境界条件はすべて Fig. 9(a) に示すように単純支持の形式であるが、数値解析にあたっては、部材の対称性を考慮して Fig. 9(b) に示すように部材長を1/2とし片側固定の境界条件で解析を行なった。

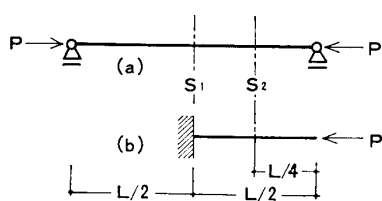


Fig. 9

(i)~(iii) で扱う部材はすべて
 断面の形状寸法 H-100×100×6×8 (mm)
 降伏応力度 $\sigma_Y = \pm 2.4 \text{ t/cm}^2$
 断面内の分割層数 20 分割
 部材の要素分割 20 要素/部材長

とした。なお、座屈は、すべて弱軸回りに起こるとして取り扱った。
 Step by step 法において座屈後の荷重低下を伴う不安定な挙動の確実な追跡を可能にするため、変形を段階的に増減すること（変形制御による解析）によって数値計算した。

(i) 細長比の異なる圧縮材
 細長比を 30~180 の範囲で変化させた場合の弾塑性挙動を解析し、比較検討した。

真直な部材を軸方向に圧縮した場合には、この解析法では、たわみを生ずることなく軸方向変形が進行するだけである。したがって、数値解析を行なうにあたっては、初期に微小な横力を加えることによって座屈問題の解析を可能なものにしていく [Fig. 10(a) 参照]。

解析した部材の長さ、細長比、初期に加えた横力の値を次に示す。

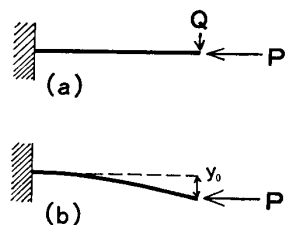


Fig. 10

部材長 L	74.7	149.4	298.8	448.2 (cm)
細長比 λ	30	60	120	180
横力 Q	0.008	0.005	0.001	0.00005 (t)

(ii) 初期変形を有する圧縮材

初期変形量の異なる圧縮材の弾塑性挙動を細長比 $\lambda = 60 (L = 149.4 \text{ cm})$ の部材について解析し、比較検討した。ただし、初期変形は部材中央で最大となる正弦波として与えたもので [Fig. 10(b) 参照] 次に示す4種類の値について解析した。なお、 y_0 は部材中央でのたわみ、 L は部材長を示す。

$$y_0 : L/2000 \quad L/1000 \quad L/500 \quad L/200$$

(iii) 繰り返し軸方向を受ける部材

圧縮引張の交番繰り返し軸力を受ける部材の弾塑性挙動を $\lambda = 60$ の部材について解析し、検討を加えた。ただし、初期には (i) の場合と同様に微小な横力 ($Q = 0.005 \text{ t}$) を加えた。

2-2 解析結果および考察

(i) 細長比の異なる圧縮材の弾塑性挙動

初期変形量 $y_0 = 0$ で細長比 λ を 30~180 に変化させた場合の荷重変形曲線を Fig. 11, 12 に示す。解析に用いた応力-歪関係において、降伏応力に達するまでは、応力と歪は比例すると仮定しているのので、細長比の小さな部材 ($\lambda = 30, 60$) の座屈荷重は $P_{cr} = 52.6 \text{ t} (P_{cr} = A \cdot \sigma_Y : A = 21.9 \text{ cm}^2, \sigma_Y = 2.4 \text{ t/cm}^2)$ を示すはずであるが、初期の横力の影響で座屈荷重はわずかに低い値を示している。また $\lambda = 120, 180$ に関してオイラー座屈として計算すると図中に示すような値となる。

Fig. 11 に示した P_c は鋼構造設計規準より求めた短期許容圧縮力である。各部材の座屈後の耐力低下は著しい。

Fig. 13 は部材中央におけるモーメント M -曲率 ϕ の関係を示したものである。ただし、横軸は曲率 ϕ と部材せい d の積をとっている。従来の解析では種々の工夫を凝らして仮定していた M - ϕ の関係が本解析では応力-歪関係のみを仮定することにより計算結果として得られる。

(ii) 初期変形を有する圧縮部材の弾塑性挙動

細長比 $\lambda = 60$ の部材に初期変形量 $y_0 = L/2000 \sim L/200$ および $y_0 = 0$ を与えた場合の荷重変形曲線を Fig. 14, 15 に示す。初期変形量の増加に伴う初期剛性の変化はほとんど見られないが、座屈荷重は大きく低下する傾向を示している。初期変形量の大きい部材ほど曲げによる影響が大きいので、荷重変形曲線のピークは滑らかな曲線となっている。また座屈後、変形が進行すると各部材の荷重変形曲線は一致する傾向を示している。これは、初期変形量よりも、付加された大変形が卓越するために初期変形量の差が終局的な挙動に影響を及ぼさないためと考えられる。Fig. 16は M - ϕ 曲線を示したもので初

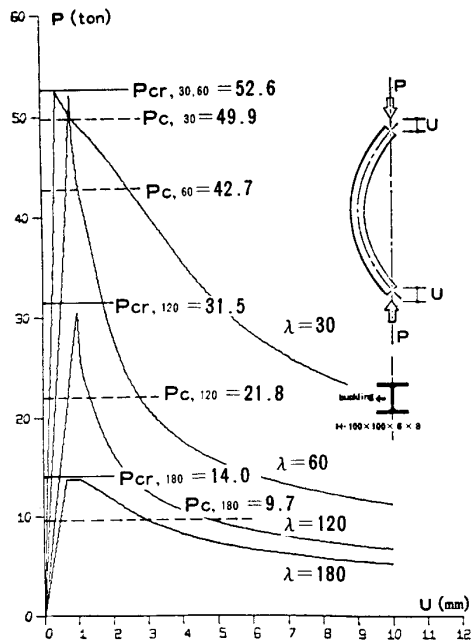


Fig. 11 軸力-縮み関係 (細長比の異なる圧縮材)

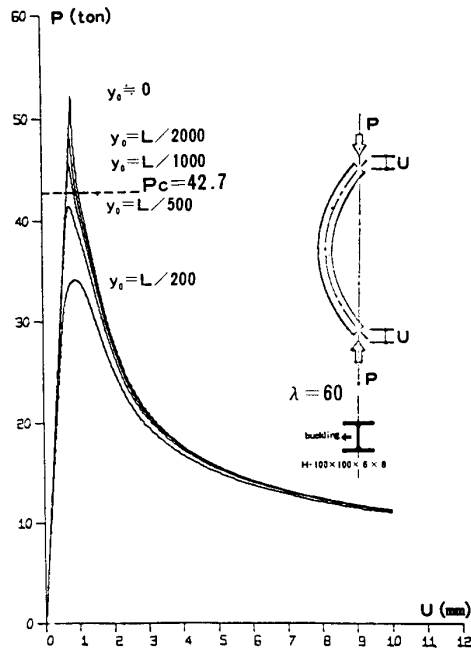


Fig. 14 軸力-縮み関係 (初期変形を有する圧縮材)

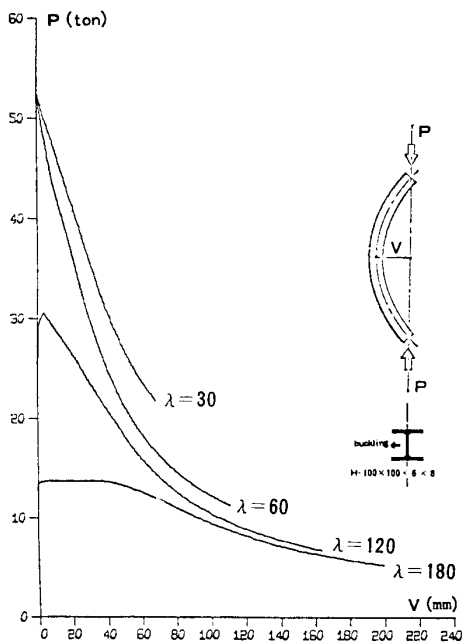


Fig. 12 軸力中央のたわみ関係 (細長比の異なる圧縮材)

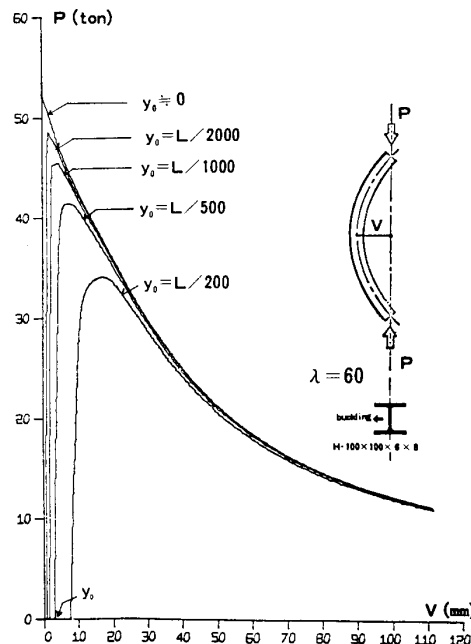


Fig. 15 軸力-中央のたわみ (初期たわみを有する圧縮材)

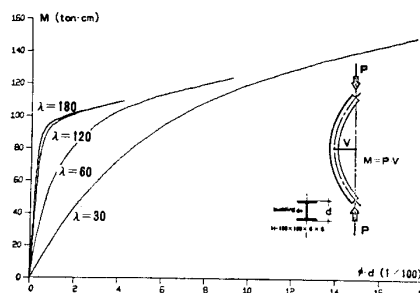


Fig. 13 中央の曲げモーメントと曲率の関係 (細長比の異なる圧縮材)

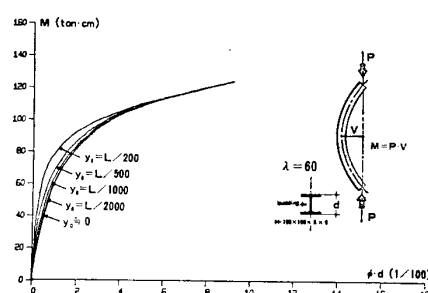


Fig. 16 中央の曲げモーメントと曲率の関係 (初期たわみを有する圧縮材)

期変形量による差はわずかであり、終局的には一致している。この後に述べる解析例では当然生じることであるが、この例題を解析している際にも歪のもどりが生じ、部材中央部では座屈後に引張の降伏を生じるなど、部材内部の歪、応力の変化は非常に複雑である。

(iii) 繰り返し軸方向力を受ける鉄骨部材

細長比 $\lambda=60$ 、初期変形量 $y_0=0$ の部材に繰り返し軸方向荷重を加えた場合の荷重変位曲線を Fig. 17~20 に示す。Fig. 17, 18 は、初め圧縮力により座屈した部材を軸方向変形量 U の異なる A~E 点で除荷し、 $U=0$ まで引張り、その後再圧縮した場合の荷重 P と軸方向変形量 U 、並びに中央のたわみ V の関係を示したものである。ただし、曲線 a~e はそれぞれ A~E 点で除荷した場合に対応する。初回の軸方向変形量 U が増加するにつれて除荷および引張側での剛性は減少し、内側に凹な曲線となる。次に再度圧縮力を加えると、初回の撓み V が大きいほど (すなわち U が大きいほど)、残留変形 ($U=0$ に戻したときの V) が大きくなるため、剛性が低下し、最大荷重は大幅に減少する。これは、(ii) に示した初期変形を有する部材の挙動と類似の傾向で、終局的には初回の挙動にほぼ一致してくる。

Fig. 19, 20 は、初め圧縮力により座屈した部材を除荷し、さらに A~F のそれぞれの点まで引張力を

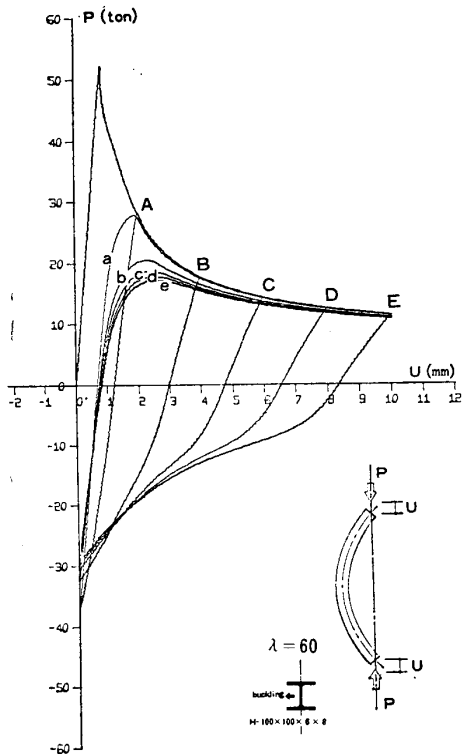


Fig. 17 繰返し軸力と伸縮

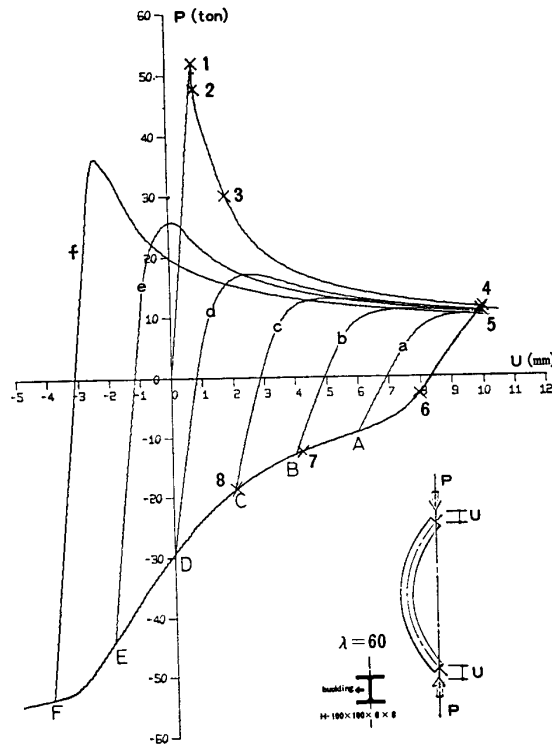


Fig. 19 繰返し軸力と伸縮

9 参照)における応力分布の変遷を示している。その時の荷重および変形量は、Fig. 19. 20 の 1~8 点(ただし、任意点)で示したものである。

繰返し軸方向荷重を受ける鉄骨部材について文献 3) で報告された実験結果を参考として本解析結果を検討すると、両者の荷重変形曲線は類似の傾向を示している。

3. 繰返し水平力を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性挙動(解析例 2)

3-1 解析対象

Fig. 22 に示すK型筋違を有する鉄骨ラーメンに繰返し水平力が作用する場合を想定し、その弾塑性挙動を数値解析し、実験結果¹⁾と比較検討した。解析は、それぞれの部材の重心軸を結び材端を剛に接合された線材に置換したモデルを対象とした。

要素分割に関しては、大変形を生ずること、および塑性域の複雑な分布にも十分追従できるように考慮し、Fig. 23 に示すように、柱を 5 element、梁を 10 element、筋

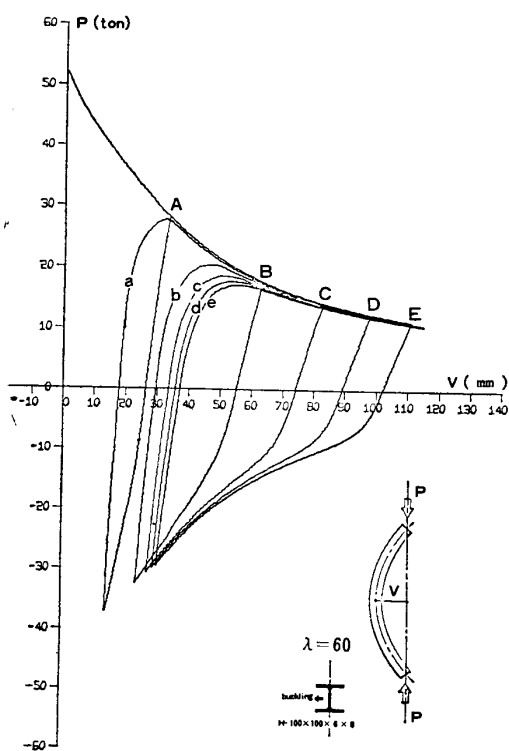


Fig. 18 繰返し軸力と中央のたわみ

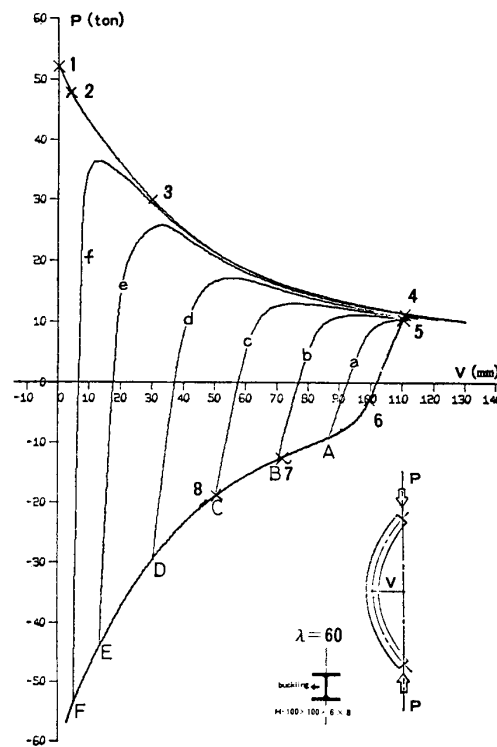


Fig. 20 繰返し軸力と中央のたわみ

加えた後に、再圧縮した場合の荷重と軸方向変形並びに撓みの関係を示したもので、曲線 a~f は A~F 点まで引張力を加えた後に再圧縮した場合に対応する。引張量が大きいほど、残留変形が小さくなり、再圧縮時の剛性および最大荷重は回復する傾向を示している。無限に引張り力を加えても歪硬化を考慮しているため、横たわみは完全に消滅することはない。

Fig. 21 は、細長比 60 の部材の S_1 , S_2 断面 (Fig.

違を 15 element に分割した。また筋違の座屈により荷重低下の現象を伴うため、2 の場合と同様、載荷点における変位を段階的に増減することによって、繰返し荷重下の挙動を追跡した。また、端部を剛接した線材によるモデル化を行なったことにより、初期荷重の段階より筋違材にも曲げモーメントが作用し、曲げ変形を生ずるため、これまで説明してきた単材の問題を解くときのような初期のみだれを与える必要はない。

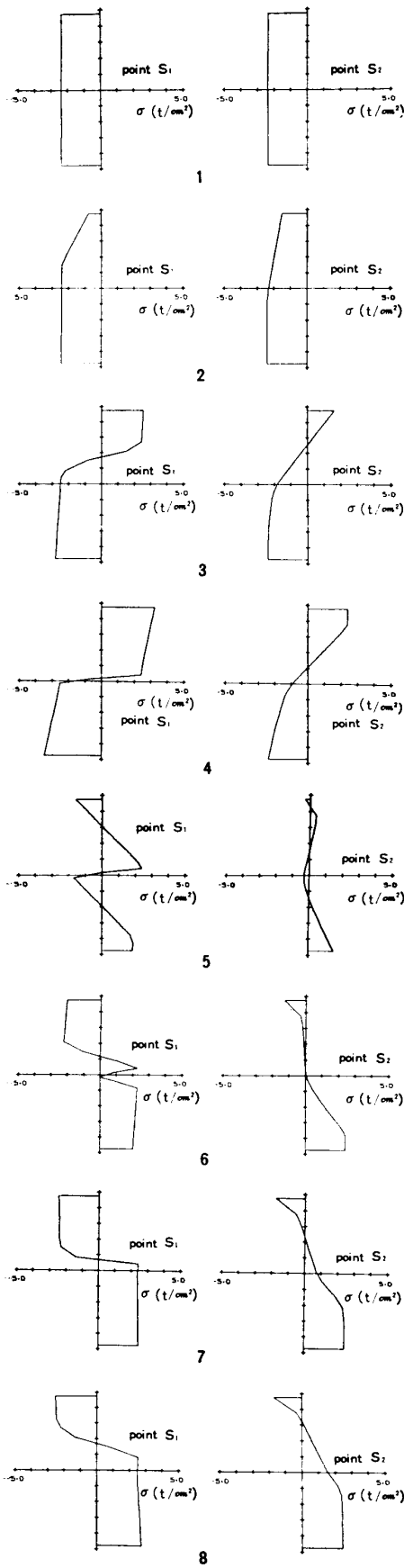


Fig. 21 (Fig.19, 20) の1~8における S_1, S_2 の応力分布

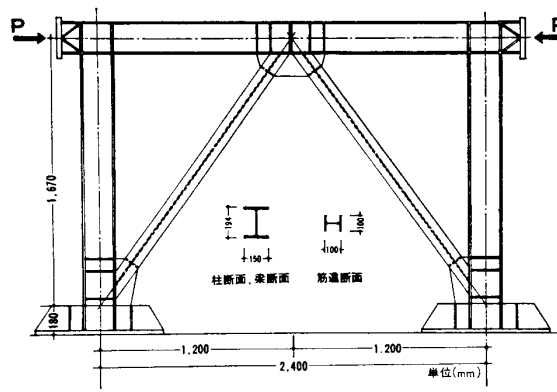


Fig. 22 K 形筋違付ラーメン

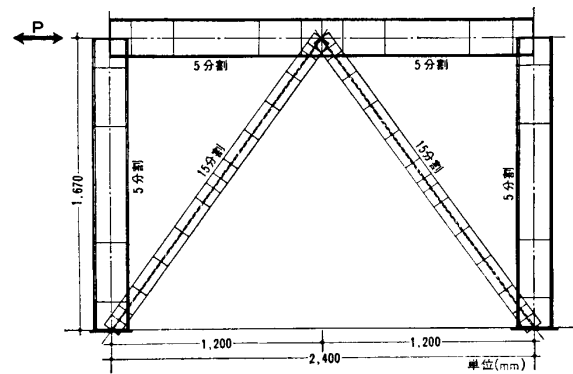


Fig. 23 K 形筋違付ラーメンのモデル化

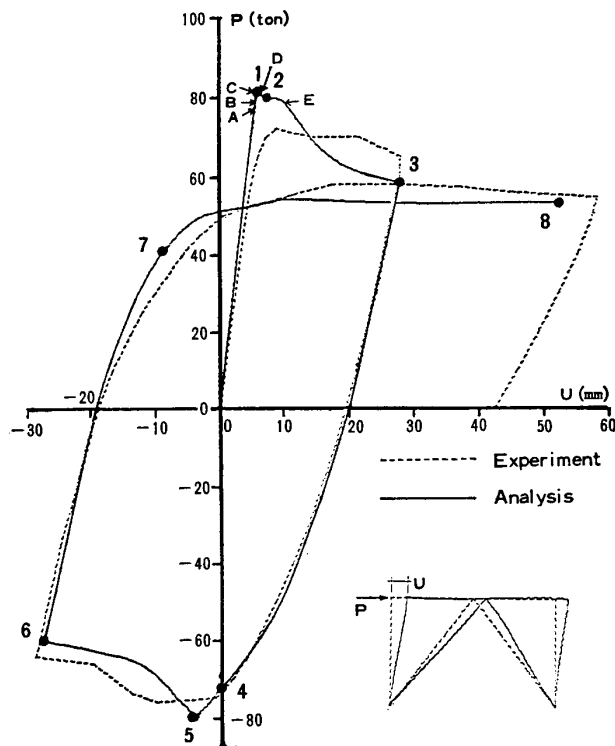


Fig. 24 荷重-変位関係

3-2 解析結果および考察

Fig. 24~Fig. 28 に解析結果を示す。

Fig. 24 は、水平外力と水平変位の関係を示したものである。この図から全体的挙動は、部分的差異をのぞくと実験結果と良好に一致していることがわかる。最大荷重に関しては、解析結果が実験結果より多少高い値を示しているが、その原因としては、試験体の有する不完全さ、すなわち、初期変形および残留応力などの影響と考えられる。特に、試験体の接合部がすべて溶接によっているため、接合部付近に無視できない残留応力が存在すると考えられる。一方、本解析においては初期変形および残留応力ともに無視したモデル化を行なっているため、実験結果より高い値を示したものと考えられる。また最大荷重後（筋違が座屈した後）の荷重低下は、解析結果のほうが実験結果より急激である。この原因としては、次のことが考えられる。解析の対象が節点の芯々を結ぶ線材で置換したモデルであり、一方、試験体は、H形鋼により構成されたもので、しかも接合部がプレートで補剛されているため、筋違両端部には、かなり変形しにくい部分が存在すると考えら

なお、鋼材の降伏応力度は、実験結果と比較のため、下記の値を用いた。

柱および梁 (H-194×150×6×9) $\sigma_y=3.04 \text{ t/cm}^2$
 筋 違 (H-100×100×6×8) $\sigma_y=2.86 \text{ t/cm}^2$

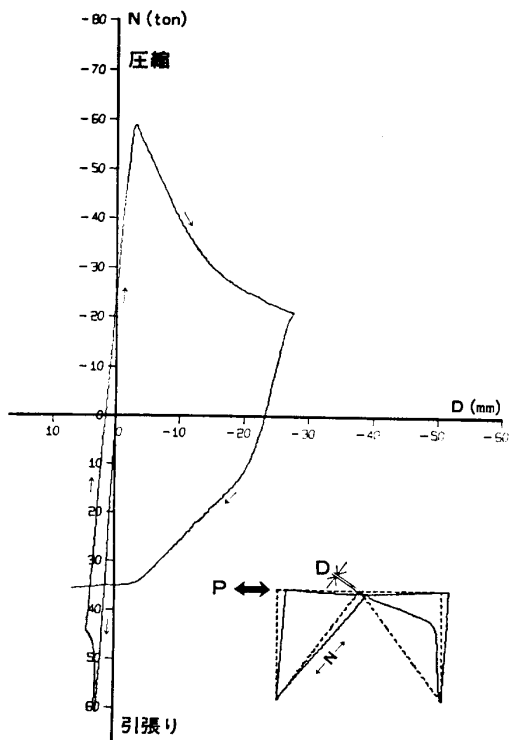


Fig. 25 初期荷重時に引張を受ける筋違の軸力と伸縮

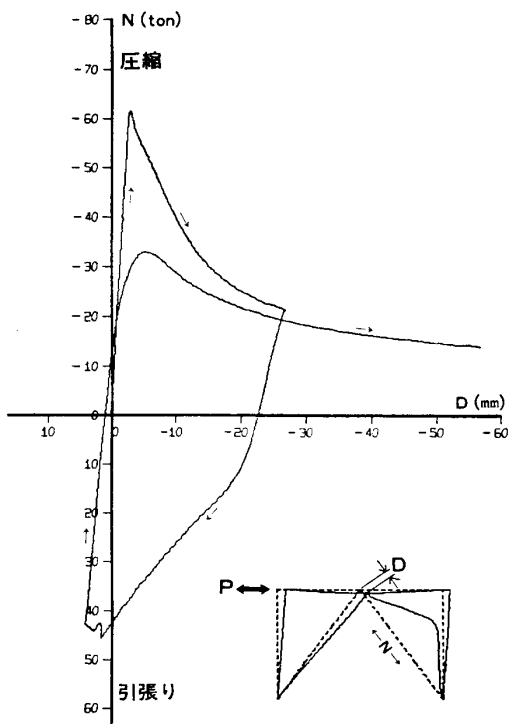


Fig. 26 初期荷重時に圧縮を受ける筋違の軸力と伸縮

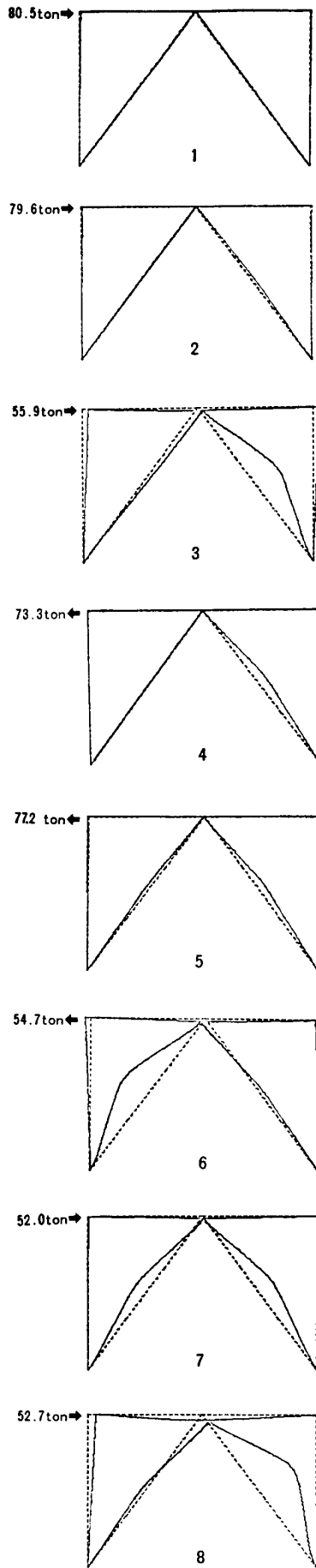
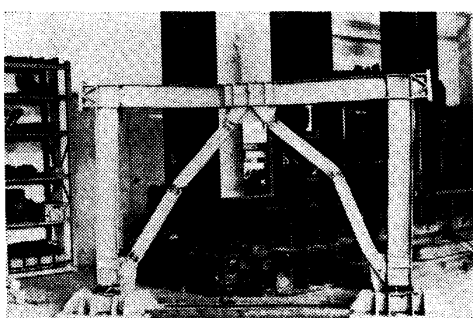


Fig. 27 (Fig. 24) の1~8における変形状態
scale: 1/80 (モデル)
1/40 (変形)

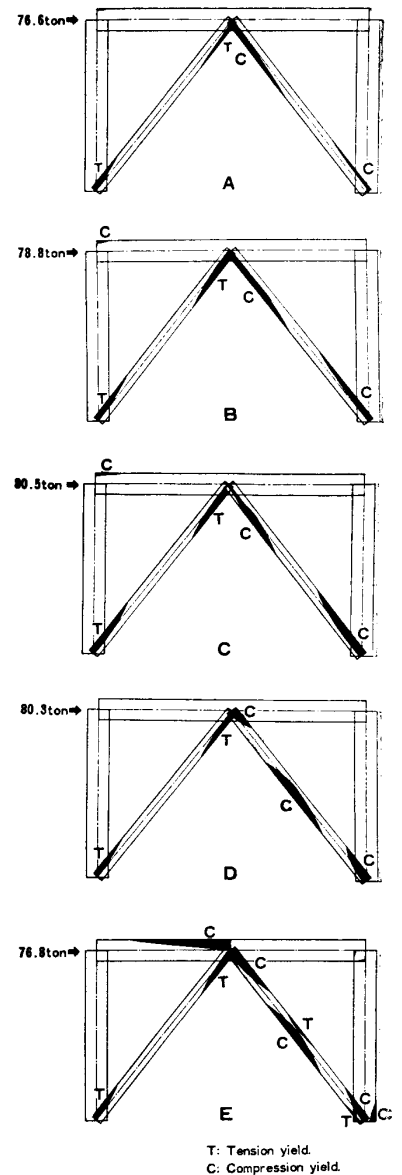


Fig. 28 (Fig. 24) のA~Eにおける塑性部分の広がり
T: Tension yield.
C: Compression yield.

れる。したがって、筋違が座屈した後の挙動の差は解析において筋違の細長比が試験体より大きく評価されるためと考えられる。

次に、除荷から再負荷の過程は、比較的良好な一致を示している。この理由としては、筋違が座屈した後に、大変形を生じたことによって、試験体とモデルとの初期の幾何学的な形状、残留応力などの差が無視できるようなものになったためと考えられる。

Fig. 25, 26 は、筋違の軸力と軸方向変位の関係を示したも

のである。処女載荷で圧縮側の筋違は、再圧縮時には、剛性、耐力とも半分程度に減少している。

Fig. 27 は、Fig. 24 の●印の荷重状態における変形の様子を示すものである。なお、変形図の縮尺はモデルの縮尺の半分である。最終の変形状態を Photo 1 と比較してみると、両者がきわめて類似の形状を有していることがわかる。また、ここで注目すべき点は、筋違が座屈した後、変形が進行するに従い、梁中央部が水平方向だけでなく、上下方向にも大きな変位を生ずる挙動を捕らえている点である。この挙動が筋違の残留変形に大きな影響を及ぼし、繰り返し荷重下での架構の挙動を支配すると考えられる。したがって、解析上、筋違と梁柱を独立に取り扱う場合には、この挙動を十分考慮しておく必要があると思われる。Fig. 28 は圧縮側筋違に初めて座屈を生ずるまでの降伏域の変遷を示したもので、筋違の変形モードが移り変わるに従って降伏域の移り変わる様子がわかる。なお、Fig. 28 の A~E は Fig. 24 の A~E 点で示す荷重状態に相当するものである。

本論文において取り扱った解析を通して歪 (ϵ_x) の進行を調べると 10% 近くになっている部分もある。ここで用いた応力-歪関係 (SS 41 相当) により応力度に換算すると 4.5 t/cm^2 前後になる。

このことより、 E_{st} として用いた $E/100$ は少々大きな値であったかと考えられるが、大局的にはここで用いた応力-歪関係は適当な近似であったと考える。また、大変形問題を解析するに当っては歪もかなり大きくなるため、完全弾塑性型の応力-歪関係を用いることは誤差が多いといえる。

おわりに

軸方向繰り返し荷重を受ける鉄骨部材の座屈および座屈後の弾塑性挙動、並びに繰り返し水平力を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性挙動を数値解析し、実験結果と比較検討した結果、本解析法の有効性を確かめることができた。すなわち、これまで比較的困難とされてきた不安定現象を伴う弾塑性挙動を解析できる点、および実験では得ることが困難な、部材内部の応力分布などの把握が可能である点などから、今後十分活用できる解析法といえよう。ただし、本解析法によって解析できる構造物の規模は、計算機の容量によって制約を受けるため、現在大規模な骨組を直接解析することは困難である。しかし今後、計算機の大型化、高速化がさらに進めば、高層構造物などの大規模な骨組の解析も可能である。さらに今後の課題としては、剪断変形および接合部の変形などを合理的に導入すること、並びに材料の機械的性質および残留応力などの基本的問題点に対する正確な把握を行ない解析に反映させることによって解析の信頼性を高めることである。一方、筋違付ラーメンの復元力特性を単

純なモデルに置換することは、現在、設計などで用いられている弾塑性応答解析を行なう上で是非とも必要なことである。したがって、今後は本解析を進めるとともに、適切な仮定を設け簡略化した解析により、筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状を把握すべく研究を続ける必要があると考える。

謝 辞

本研究を行なうに際し、電々公社建築局特殊建築工事事務所調査役、北後 寿氏、および同建築局守谷一彦氏には、実験資料借用の便宜を計っていただきました。ここに深く感謝致します。

参 考 文 献

- 1) 藤本盛久, 北後 寿, 橋本篤秀, 木村栄一, 小杉 立, 吉良昌也:「繰り返し水平荷重をうける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究(その2) K型筋違付ラーメンの実験(I)」日本建築学会大会学術講演梗概集(昭和46年11月)
- 2) 藤本盛久, 北後 寿, 橋本篤秀, 守谷一彦:「繰り返し水平荷重を受ける筋違付鉄骨ラーメンの弾塑性性状に関する研究(その4) K型筋違付ラーメンの実験(III)」日本建築学会大会学術講演梗概集(昭和47年10月)
- 3) 山田 稔, 辻 文三, 武田和久:「繰り返し荷重を受ける鉄骨筋違付骨組の弾塑性性状に関する研究(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(昭和46年11月)
- 4) 若林 実, 野中泰二郎, 小城 修, 山本 昇:「繰り返し軸方向力を受ける部材の挙動に関する一実験」日本建築学会大会学術講演梗概集(昭和46年11月)
- 5) 松井千秋, 三谷 勲, 妻鳥淳二:「鉄骨圧縮筋違の弾塑性解析」日本建築学会大会学術講演梗概集(昭和46年11月)
- 6) 藤本盛久, 松本芳紀, 瀬川輝夫:「繰り返し荷重を受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(昭和44年8月)
- 7) 五十嵐定義, 井上一朗, 木林長仁, 浅野美次:「筋違付架構の復元力特性(その1 交番繰り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(昭和47年6月)
- 8) 藤本盛久, 須藤福三, 和田章:「任意平面骨組の非線形応力解析」日本建築学会論文報告集, 第189号(昭和46年11月)
- 9) 藤本盛久, 守谷一彦, 和田 章:「塑性履歴をうけた鋼材ならびに部材の力学的性状に関する研究, その1」日本建築学会論文報告集, 第167号(昭和45年1月)
- 10) G.C. Driscoll, L.S. Beedle, T.V. Galambos, L.W. Lu, J.W. Fisher, A. Ostapenko, J.H. Daniels: "PLASTIC DESIGN OF MULTI-STORY FRAMES", Fritz Engineering Laboratory Report No. 273. 20, 1965.
- 11) 藤田 譲, 川井忠彦, 大坪英臣, 湯原哲夫:「高軸力を受けるフレーム構造の大たわみ弾塑性問題の一解法」日本鋼構造協会第3回大会研究集会 マトリックス構造解析法講演論文集(昭和44年5月)
- 12) M.J. Turner, E.H. Dill, H.C. Martin, R.J. Melosh: "Large deflections of structures subjected to heating and external loads", A.I.A.A., Feb. 1960.
- 13) Harold C. Martin: "Introduction to Matrix Methods of Structural Analysis", McGraw-Hill, 1966.

U.D.C. 624.042.7 : 624.012.4

ASEISMIC CAPACITY OF REINFORCED CONCRETE STRUCTURES (II)

—Medium or Low Rise Reinforced Concrete Rigid Frames without Shear Walls—

by Dr. **MINORU YAMADA**, Prof., Kobe Univ. and **HIROSHI KAWAMURA**, Assistant, Kobe Univ., Members of A.I.J.

In this paper the aseismic safety of medium or low rise reinforced concrete rigid frames without shear walls is investigated on the basis that the steady-state resonance of such a frame as subjected to the sinusoidal forces at the foundation is able to be considered as the critical state. The criteria of the aseismic safety are given by applying the elasto-plastic hysteresis loops and fatigue characteristics of reinforced concrete members to such a critical state.

Consequently the allowable maximum acceleration amplitude of the forced ground vibration is expressed as the function of the ductility factor (μ) and the factor $F(s)$ which is related to the shape of the hysteresis loops (cf. Eqs. 17, 17', 17''). Numerical examples on the aseismic safety of one-story and four-story real reinforced concrete structures are presented. From these examples it is able to be concluded that the necessary minimum base shear force coefficient of the ordinary types of medium or low rise reinforced concrete rigid frames is about 0.6.

U.D.C. 624.042.7 : 69.022.4

RESTORING FORCE CHARACTERISTICS OF REINFORCED CONCRETE ASEISMATIC ELEMENTS (Part 2)

—Effects of Loading Type, the Dimensions of Members and Cross Sectional Properties on the Restoring Force Characteristics—

by **SUKENOBU TANI**, Prof. of Waseda Univ. **SETSURO. NOMURA**, Assoc. Prof. of Science Univ. of Tokyo, **TOMOYA NAGASAKA**, Lecturer of Tohoku Univ., and **AKIRA HIRAMATSU**, Graduate Student of Waseda Univ., Members of A.I.J.

Following Part 1, in this paper various factors which have influences on the restoring force characteristics of reinforced concrete aseismatic elements are examined through the tests. The factors which are discussed in this paper consist of the dimensions of members and cross sections, the quantities of reinforcements, the vertical load on the top of the column and loading types such as lateral loading, diagonal loading, static loading and dynamic loading. In the skeleton curves the influences on strength and stiffness and in "Normalized Characteristic Loop" those on loop shape and hysteresis damping are mainly discussed.

U.D.C. 724.0142.072.33 : 539.37

NONLINEAR ANALYSIS FOR K-TYPE BRACED STEEL FRAMESby **MORIHISA FUJIMOTO**, Prof., Tokyo Institute of technology, **AKIRA WADA**, Researcher, Computer Division, Nikken Sekkei Ltd., **KAZUHIKO SHIRAKATA**, Structural engineer Shimizu Construction Co. Ltd., **RYU KOSUGI**, Graduate Student of Tokyo Institute of Technology.

Particularly in high storied buildings, since they are subjected to large repeated horizontal forces due to the earthquake and wind, there are several occasions that braces are set into frames as the structural elements against the external forces.

Since, however, the brace bears a large axial force, it is needed to secure the rigidity and ultimate strength, so that a large cross-sectional members must be used. As a result the slenderness ratio (L/r) becomes comparatively small in the order of 30~70, and consequently a brace on the compression side is apt to break down by plastic buckling.

In order to clarify the mechanical behaviour of a structure having such characteristics analytically, this paper deals with nonlinear analysis taking consideration of the nonlinearity due to the yield of materials and the nonlinearity based on the finite deformation theory unable to be neglected in the behaviour of instability problems.

For the purpose, the behaviour of compressive members with different slenderness ratio was first analyzed for repeated loadings, and after making various checkings of the results, the analysis of the behaviour of 1 story 1 span frame provided with K-type braced is made for the case in which a repeated horizontal force is applied.