

立体骨組構造物の非線形解析法(II)

修 行 稔*・堀 田 緑**

A New Plastic Hinge Method for the Nonlinear
Analysis of Steel Space Frames (II)

by

Minoru SHUGYO* and Midori HORITA**

The fundamental theory of a new plastic hinge method for the nonlinear analysis of steel space frames was presented previously¹⁾. The purpose of this paper is to describe the method to reduce total number of the elements for entire structure. It is done by evaluating the imaginary length ℓ_p of elastic-plastic region of the yield element using the nodal forces. Adopting the above procedure, the size of the master stiffness matrix becomes nearly as small as conventional plastic hinge method. The accuracy of this improved method is examined by several examples.

1. 序

前報¹⁾で鋼構造立体骨組の複合非線形解析法の基礎理論を提示した。解法は基本的には塑性関節法に立脚しており、塑性関節部の塑性変形成分を降伏関数と塑性流れ則ではなく断面に関する接線係数行列^(註1)を利用して得ている。従って、素材の繰返し応力ひずみ履歴関係が直接適用でき、軸力と二軸曲げモーメント等の相互作用効果を比較的厳密に考慮できるという特長を有する。これに関連して要素の剛性行列の中には要素の両端 i, j の仮想の弾塑性域の長さ ℓ_{pi}, ℓ_{pj} が含まれている。本解法を骨組の解析に適用する場合、柱・はりなどの一部材を小さく分割して一要素の長さ ℓ を充分小さくし、要素両端の断面力にあまり差が生じないようにしておけば、 $\ell_{pi} = \ell_{pj} = \ell/2$ とおくことによって部材の塑性変形成分が階段状近似によって計算されることになるから解析結果は厳密な解に近いものとなり得る。前報では曲線 I 形はりや軸力と繰返し任意方向水平力を受ける H 形断面柱に関する既往の理論的精解および実験結果に対応する解を、充分な要素分割数をもって本解法で得て両者の結果を比較し、基礎理論の妥当性

を検証した。

ところで、本解法は本質的には塑性関節法に立脚しているのであるから、塑性関節の塑性変形量を支配する ℓ_{pi}, ℓ_{pj} の算定法を検討することによって従来の塑性関節法程度に骨組全体の総自由度を低減させることが可能であると考えられる。本論文では、この本解法の簡略化を可能ならしめると同時に精度の確保に大きく関与する量 ℓ_{pi}, ℓ_{pj} について検討を加え、これらの値を部材両端の部材端力を用いて決定することにより、本解法が通常はりや柱などを一要素とする従来の塑性関節法と同程度の自由度に簡略化され得ることを示すとともに、いくつかの例題によって本解法が部材を小さな繊維に分割する「部材細分割法」に準じる精度を有することを確認する。

2. ℓ_{pi}, ℓ_{pj} の算定法2. 1 一軸曲げにおける ℓ_p の特性

いま、はりの曲げモーメント～曲率関係を Fig. 1 のように仮定し、Fig. 2 のような状態にある単純ばりが端部に曲げモーメントの場合 dM を受けるときの接

昭和60年9月30日受理

* 構造工学科 (Department of Structural Engineering)

** (株)PAL 構造デザイン (PAL Structural Design Co. Ltd.)

線剛性を計算すると次式となる。

$$\left(\frac{dM}{d\theta}\right)_{\text{精解}} = \frac{3D}{\ell} \cdot \frac{D_t}{D} \left/ \left\{ 1 + \left(\frac{M_0}{M}\right)^3 \left(\frac{D_t}{D} - 1\right) \right\} \right. \quad (1)$$

これに対し、本解法による接線剛性を導くと、まず前報³⁴、³⁵式に相当する式が次式となる。

$$\begin{Bmatrix} dM^e \\ dM^p \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{3D}{\ell} & 0 \\ 0 & \frac{D_t}{\ell_p} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\theta^e \\ d\theta^p \end{Bmatrix} \quad (2)$$

ここに、 D_t は曲率 ϕ の塑性成分に対する剛性であり、次式で計算できる。

$$D_t = D \cdot D_i / (D - D_i) \quad (3)$$

また、前報³³式の T は、

$$T = \begin{bmatrix} 0 & 1 \\ 1 & -1 \end{bmatrix} \quad (4)$$

であるから、前報³⁸式に相当する接線剛性は、

$$\left(\frac{dM}{d\theta}\right)_{\text{本解法}} = \frac{3D}{\ell} \cdot \frac{D_t}{D} \left/ \left(\frac{D_t}{D} + \frac{3\ell_p}{\ell}\right) \right. \quad (5)$$

となる。従って、精解と本解法の接線剛性が等しくなるためには、

$$\ell_p = \frac{\ell}{3} \left\{ 1 - \left(\frac{M_0}{M}\right)^3 \right\} \quad (6)$$

となって、 ℓ_p の値には D 、 D_t の値は関与しないことがわかる。

しかしながら、曲げモーメント～曲率関係は文献⁽²⁾で明らかにしたように、特に降伏点近傍で滑らかに変化する。そこで、Fig.3に示すような柱頭に水平力と曲げモーメントを受けるH形断面柱の挙動を14要素分割と1要素分割によって解析し、降伏点近傍での ℓ_p の特

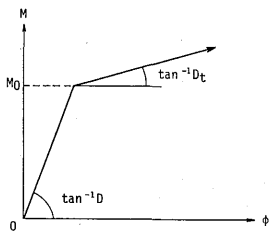


Fig. 1 Assumption of $M \sim \phi$ Relationship

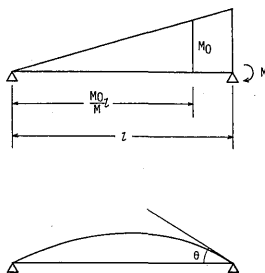


Fig. 2 Simply Supported Beam

性を検討してみる。柱の断面はH-100×100×6×8で、断面積 $A=21.9\text{cm}^2$ 、強軸回り断面二次モーメント $I_y=383.0\text{cm}^4$ 、弱軸回り断面二次モーメント $I_z=134.0\text{cm}^4$ 、降伏応力 $\sigma_y=2.4\text{t/cm}^2$ 、弾性係数 $E=2100.0\text{t/cm}^2$ 、高さ $h=100\text{cm}$ 、素材の応力ひずみ関係と断面分割はそれぞれ前報¹⁾Fig.8とFig.9に示したものをを用いた。

Fig.4に強軸方向への負荷の例を示す。図中、 Q_y は強軸方向水平荷重、 Q_{yy} は強軸方向への単一負荷時の初期降伏荷重、 v は柱頭水平変位である。なお、 ℓ_i はFig.5に示すようなものであり、 ℓ_{pi} は i 端の ℓ_p の意

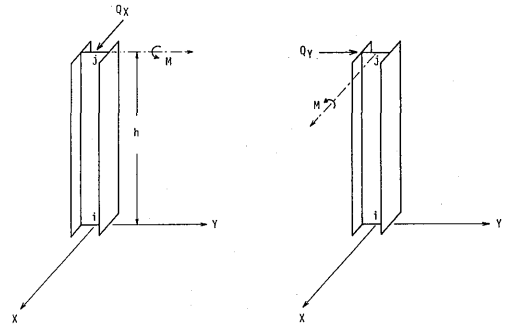


Fig. 3 Analyzed H-column

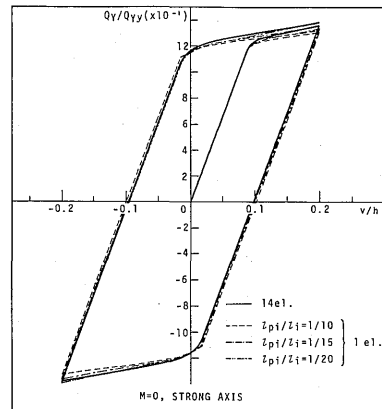


Fig. 4 Lateral Force versus Displacement Relationships

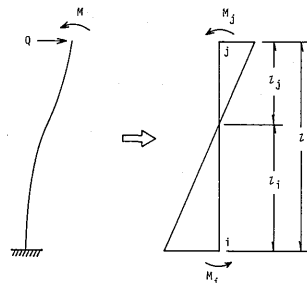


Fig. 5 Definition of ℓ_i and ℓ_j

である。 i 端は固定端、 j 端は柱頭であり、計算を通して ℓ_{pi}/ℓ_i は常に一定値としてある。 Fig. 6 はこのときの柱脚部フランジの応力ひずみ履歴を示す。 Fig. 7 は弱軸方向へ負荷したときの水平荷重～柱頭変位関係

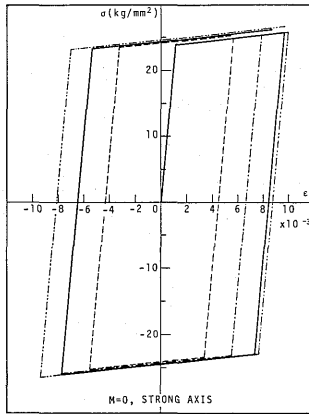


Fig. 6 Hysteretic Stress-Strain Curves of Flange

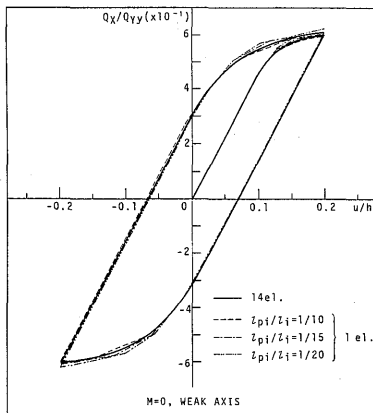


Fig. 7 Lateral Force versus Displacement Relationships

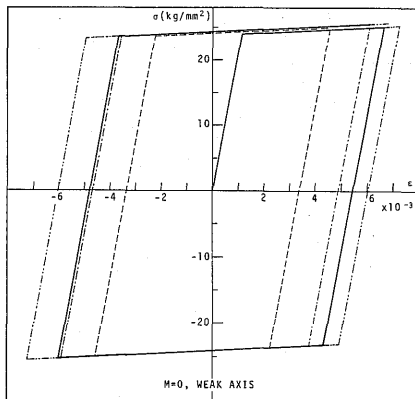


Fig. 8 Hysteretic Stress-Strain Curves of an Outer Fiber of Flange

である。 Fig. 8 はこの場合の柱脚部フランジ最外縁の繊維の応力ひずみ履歴を示す。これらの図から、降伏点近傍では ℓ_{pi}/ℓ_i を一定値としても 1 要素分割による解は極めてよい精度を持つことがわかる。

水平荷重 Q に対する曲げモーメント M の割合を強軸の場合 $M = Qh/3 \sim -Qh$ 、弱軸の場合 $M = -Qh/3 \sim Qh$ の範囲で (j 端は常に弾性域にある) いろいろと変えたときの 14 要素分割による精解と、1 要素分割で ℓ_{pi}/ℓ_i の値を変えて得られた解とを比較した結果を Table 1 に示す。表において $(u_1/u_{14})_{\max}$ は 14 要素分割と 1 要素分割によって計算された柱頭変位の差が最も大きい時点での両者の比、 $(\varepsilon_1/\varepsilon_{14})_{\max}$ は同じく柱脚部フランジ最外縁の繊維のひずみの比である。表の数値は、 ℓ_{pi}/ℓ_i を変化させて解析した結果を用いて作った補間式が例えば $(u_1/u_{14})_{\max} = 1$ と交わるときの ℓ_{pi}/ℓ_i の値である。補間式と $(u_1/u_{14})_{\max} = 1$ の交点が求まらないものについては、両者が最も近づくときの ℓ_{pi}/ℓ_i の値を記入している。表より、強軸・弱軸を問わず、また変位とひずみの別に拘らず、最もよい解を与える ℓ_{pi}/ℓ_i の値には比較差が少いことがわかる。これらの結果から ℓ_{pi}/ℓ_i の平均値をとれば次式が得られる。

$$\ell_{pi} = 0.071 \ell_i \quad (7)$$

2. 2 三次元状態における ℓ_{pi} , ℓ_{pj} の算定法

(6), (7) 式を利用して、本論文では次のようにして i 端および j 端の仮定の弾塑性域の長さ ℓ_{pi} , ℓ_{pj} を決定するものとする。

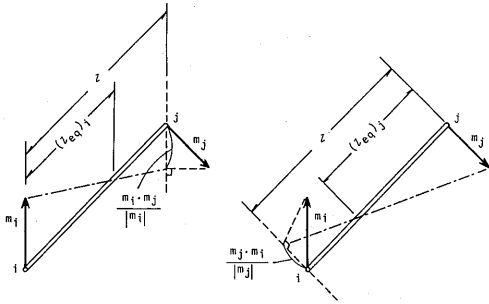
(i) まず、 i 端および j 端の相当応力 $(M_{eq})_i$, $(M_{eq})_j$ を次式で評価する。

$$\begin{aligned} (M_{eq})_i &= \left\{ \left(\frac{F_x}{F_{yx}} \right)_i^2 + \left(\frac{M_y}{M_{py}} \right)_i^2 + \left(\frac{M_z}{M_{pz}} \right)_i^2 + \left(\frac{\tilde{M}_w}{\tilde{M}_{pw}} \right)_i^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \\ &\equiv (f_{xi}^2 + m_{yi}^2 + m_{zi}^2 + \tilde{m}_{wi}^2)^{\frac{1}{2}} \\ (M_{eq})_j &= \left\{ \left(\frac{F_x}{F_{yx}} \right)_j^2 + \left(\frac{M_y}{M_{py}} \right)_j^2 + \left(\frac{M_z}{M_{pz}} \right)_j^2 + \left(\frac{\tilde{M}_w}{\tilde{M}_{pw}} \right)_j^2 \right\}^{\frac{1}{2}} \\ &\equiv (f_{xj}^2 + m_{yj}^2 + m_{zj}^2 + \tilde{m}_{wj}^2)^{\frac{1}{2}} \end{aligned} \quad (8)$$

ここに、 F_{yx} は初期降伏軸力、 M_{py} , M_{pz} , \tilde{M}_{pw} は文献

Table 1 The Most Suitable Value of ℓ_{pi}/ℓ_i for Various Loading Condition

ITEM	WEAK AXIS				STRONG AXIS			
	$M = -\frac{Qx}{3}$	$M = 0$	$M = \frac{Qx}{2}$	$M = QxL$	$M = \frac{Qx}{3}$	$M = 0$	$M = -\frac{Qx}{2}$	$M = -QxL$
$FOR\left(\frac{u_1}{u_{14}}\right)_{\max}$	$\frac{1}{13.5}$	$\frac{1}{11.2}$	$\frac{1}{11.4}$	$\frac{1}{12.1}$	$\frac{1}{12.7}$	$\frac{1}{18.8}$	$\frac{1}{16.8}$	$\frac{1}{29.5}$
$FOR\left(\frac{\varepsilon_1}{\varepsilon_{14}}\right)_{\max}$	$\frac{1}{13.2}$	$\frac{1}{16.4}$	$\frac{1}{16.0}$	$\frac{1}{16.6}$	$\frac{1}{12.7}$	$\frac{1}{17.3}$	$\frac{1}{16.7}$	$\frac{1}{16.5}$

Fig. 9 Definition of $(l_{eq})_i$ and $(l_{eq})_j$

(2)で定義した降伏応力であり、初期降伏値 M_{yy} , M_{yz} , \tilde{M}_{yw} との関係はそれぞれ $M_{py}=1.12M_{yy}$, $M_{pz}=1.41M_{yz}$, $\tilde{M}_{pw}=1.41\tilde{M}_{yw}$ となっている。

(ii) l_{pi} , l_{pj} の算定には Fig. 5 の l_i , l_j の大きさも関係するが、三次元的な負荷状態でのこれらの長さを等価長さと呼び、それぞれ $(l_{eq})_i$, $(l_{eq})_j$ で表して(i)で求めた f_{xi} , m_{yi} 等を用いて次のように決める (Fig. 9 参照). i , j 端のベクトル $\mathbf{m}_i = [f_{xi} \ m_{yi} \ m_{zi} \ \tilde{m}_{wi}]^T$, $\mathbf{m}_j = [f_{xj} \ m_{yj} \ m_{zj} \ \tilde{m}_{wj}]^T$, 部材長を l として,

$$\begin{aligned} (l_{eq})_i &= l \cdot |\mathbf{m}_i| / (|\mathbf{m}_i| + \mathbf{m}_i \cdot \mathbf{m}_j / |\mathbf{m}_j|) \\ (l_{eq})_j &= l \cdot |\mathbf{m}_j| / (|\mathbf{m}_j| + \mathbf{m}_j \cdot \mathbf{m}_i / |\mathbf{m}_i|) \end{aligned} \quad (9)$$

(iii) l_{pi} , l_{pj} を次式で得る。

$$\begin{aligned} l_{pi} &= 0.071 (l_{eq})_i & \{(M_{eq})_i < 1.083\} \\ l_{pi} &= \frac{(l_{eq})_i}{3} \left[1 - \left\{ \frac{1}{(M_{eq})_i} \right\}^3 \right] & \{(M_{eq})_i \geq 1.083\} \\ l_{pj} &= 0.071 (l_{eq})_j & \{(M_{eq})_j < 1.083\} \\ l_{pj} &= \frac{(l_{eq})_j}{3} \left[1 - \left\{ \frac{1}{(M_{eq})_j} \right\}^3 \right] & \{(M_{eq})_j \geq 1.083\} \end{aligned} \quad (10)$$

ここに、式の適用範囲を指定する数値1.083は、(6)式の l_p を(7)式の l_{pi} に等しいとおいて得られたものである。なお、 l_{pi} または l_{pj} の値が負になった場合あるいは $l/2$ を越える場合には、それぞれ $l_{pi} = l/2$, $l_{pj} = l/2$ とする。

3. 解析例

低自由度化された解法による解析例を以下に示す。本項では、従来の塑性関節法と同じく、原則として部材の接合点、集中荷重の作用点など、塑性関節の生じる可能性のある断面間を単位部材とする。

3. 1 軸力と繰返し水平力を受けるH形断面柱

Fig. 3 に示したH形断面柱が一定軸力の下で $Q_x/Q_y=1$ の割合で水平力を受けるときの挙動を解析し、14要素分割による精解と比較する。断面定数は前述のものに加えて、そり定数 $I_\omega = 2821.0 \text{ cm}^6$, サンプナンのねじれ定数 $J = 4.02 \text{ cm}^4$, $I_r = \int (y^2 + z^2) dy dz = 14810.0$

cm^6 を用い、断面分割と応力ひずみ関係も同じであるが、立体骨組構造物の柱の一般的な状態に近くなるよう、柱頭の X , Y の方向への回転と断面のそりを拘束している。

Fig. 10 は定軸力 P が降伏軸力 P_y の0.3倍のときの水平荷重～柱頭変位関係、Fig. 11 は Fig. 10 にAおよびBで示した繊維の応力ひずみ履歴である。

図中、 Q_x は弱軸方向水平荷重、 Q_y は強軸方向水平荷重、 Q_{vy} は軸力と Q_x のないときの強軸方向初期降伏荷重、 u は弱軸方向柱頭変位、 v は強軸方向柱頭変位である。これらの図から、 $P=0.3P_y$ 程度までは1要素

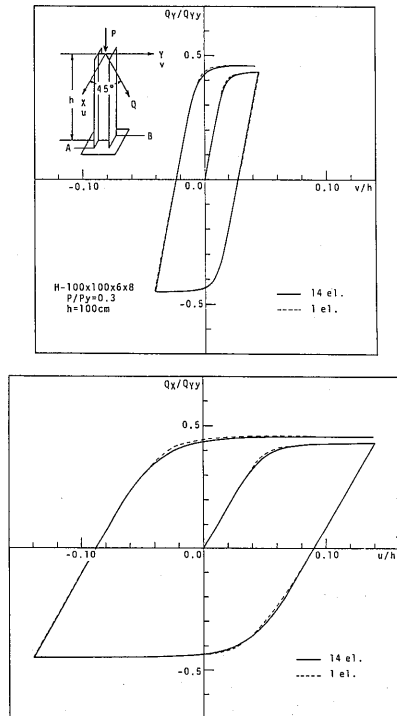
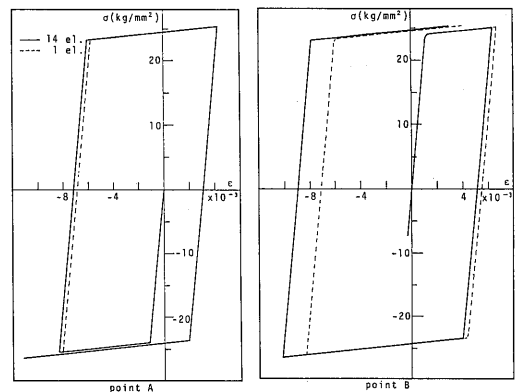
Fig. 10 Lateral Force versus Displacement Relationships ($P/P_y=0.3$)

Fig. 11 Hysteretic Stress-Strain Curves

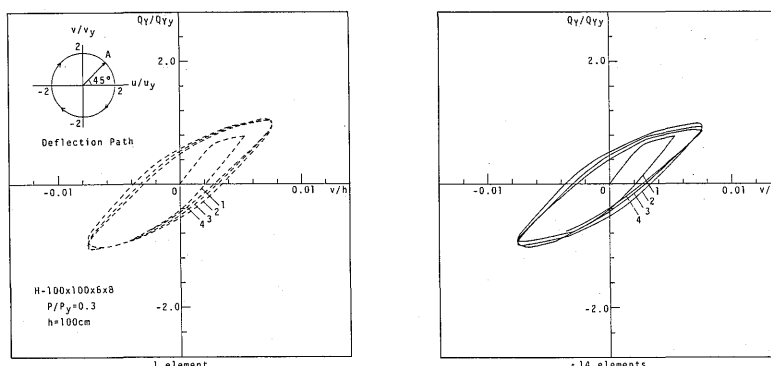


Fig. 12 Restoring Force versus Displacement Relationships (Strong Axis)

による簡略解は極めてよい精度を有することがわかる。

3. 2 軸力と水平方向強制変位を受ける H 形断面柱

3. 1 と同じ条件の柱に定軸力 $P=0.3P_y$ を負荷した後、柱頭に強制変位を与えたときの例を Fig. 12 ~ Fig. 14 に示す。強制変位の径路は Fig. 12 の左上に示すとおりである。図中、 u_y , v_y はそれぞれ弱軸および強軸方向の初期降伏変位であって、最初原点から A まで進み、その後円周上を時計回りに $u/u_y=v/v_y=2$ の最大変位振幅で 4 回繰返している。Fig. 12 が強軸方向、Fig. 13 が弱軸方向の復元力特性、Fig. 14 が図中に示された繊維の柱脚部の応力ひずみ履歴である。弱軸方向復元力特性にやや一致の悪い部分はあるが、全体的に簡略解はよい精度を保っている。

3. 3 強軸構面と弱軸構面に同時に水平力を受ける 2 層 1 スパン鋼ラーメン

立体骨組への適用例として、藤本らによって行われた 2 層 1 スパン鋼ラーメンの実験³⁾に対応する解析を行い、実験結果と比較する。供試体の形状寸法を Fig. 15 に示す。供試体は 4 種類であり、Table 2 に各部寸法、軸力比および藤本らによって行われた剛塑性解析

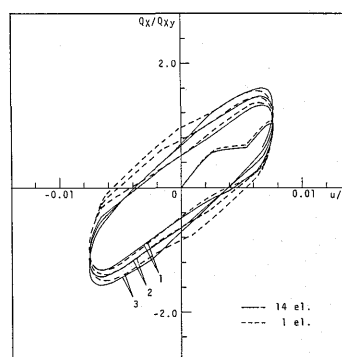


Fig. 13 Restoring Force versus Displacement Relationships (Weak Axis)

による水平耐力 F_{cr} を示す。はり、柱とも断面寸法は $H-20 \times 20 \times 2 \times 2$ であり、解析に用いた諸量は次の通りである。 $A=1.12\text{cm}^2$, $I_y=0.719\text{cm}^4$, $I_z=0.268\text{cm}^4$, $I_w=0.267\text{cm}^6$, $J=0.0149\text{cm}^4$, $I_r=1.12\text{cm}^6$, $\sigma_y=2.62\text{t/cm}^2$, $E=2100\text{t/cm}^2$, $G=810\text{t/cm}^2$, 断面分割と素材の応力ひずみ関係は 3. 1 と同じものを用いた。柱とはりを接合するジョイントブロックは非降伏弾性部材として取扱³⁾、はりまたは柱とジョイントブロック

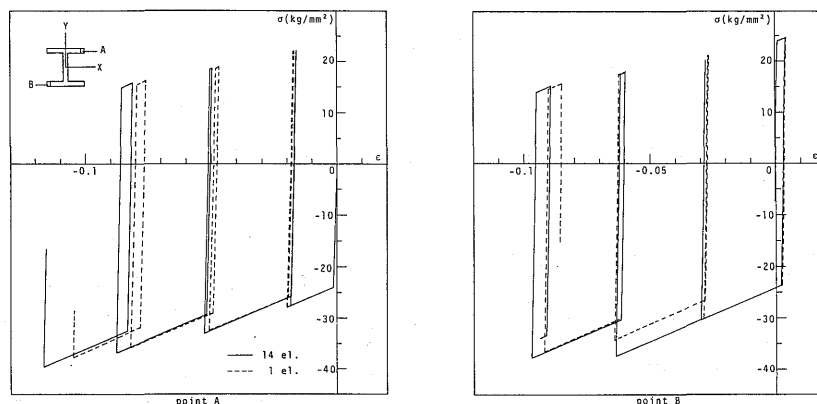


Fig. 14 Hysteretic Stress-Strain Curves

の間にも節点を設けた。下部の床板は剛とし、上部の床板は剛性の高いはりに置換した。

Fig. 16 は水平荷重と上部床板の重心Oの荷重方向変位 v 、それと直角方向の変位 u およびねじれ角 ϕ との関係を示したものである。水平荷重 F は F_{cr} で、変位は階高 h の2倍でそれぞれ無次元化しており、丸印は v 、四角印は u 、三角印は ϕ の実験値、実線は v 、破線は u 、一点鎖線は ϕ の解析値を表す。全体的に両者はよく一致している。Fig. 17 に、Fig. 15 中にC1で示した柱の柱脚部の両フランジの曲率変化を示す。図中、三角印はSR-I、丸印はSR-II、四角印はSR-III、逆三角印はSR-IVの実験結果であり、白ぬきは内側フランジ、黒印は外側フランジの値である。実線と破線は、それぞれ内側フランジと外側フランジの解析結果を示す。実験結果は下部床板から1 cm のところに貼付されたストレインゲージの測定値に基づくものの、解析結果は下部床板と柱との接合部の値であるから直接比較はできないが、断面のそりの状況を大略追

Table 2 Dimensions and Critical Loads obtained by Rigid-Plastic Analysis of the Frame (Fujimoto and Okada³⁾)

Frame	Column(cm)	Beam(cm)	P/Py	F _{cr} (kg)
SR-I	20.0	27.0	0.10(0.11)	732.0
SR-II	20.0	27.0	0.30(0.31)	705.0
SR-III	20.0	27.0	0.50(0.50)	625.0
SR-IV	30.0	27.0	0.30(0.31)	427.0

P/Py: axial load of columns/ axial yield load of columns
() denotes the actual value

F_{cr}: critical load obtained by the rigid-plastic analysis

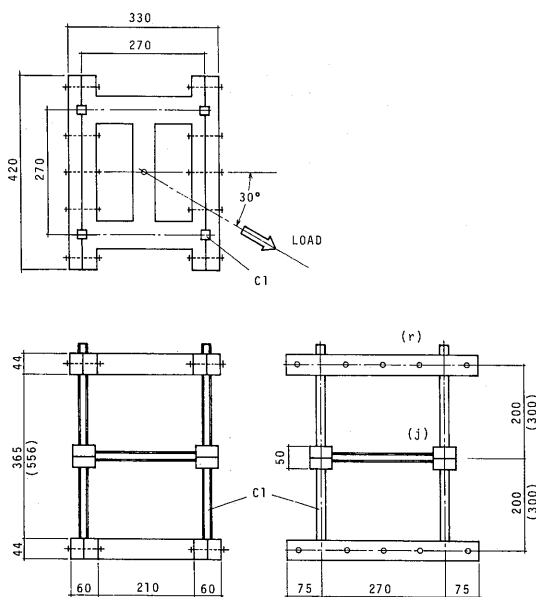


Fig. 15 Test Frame (Fujimoto and Okada³⁾)

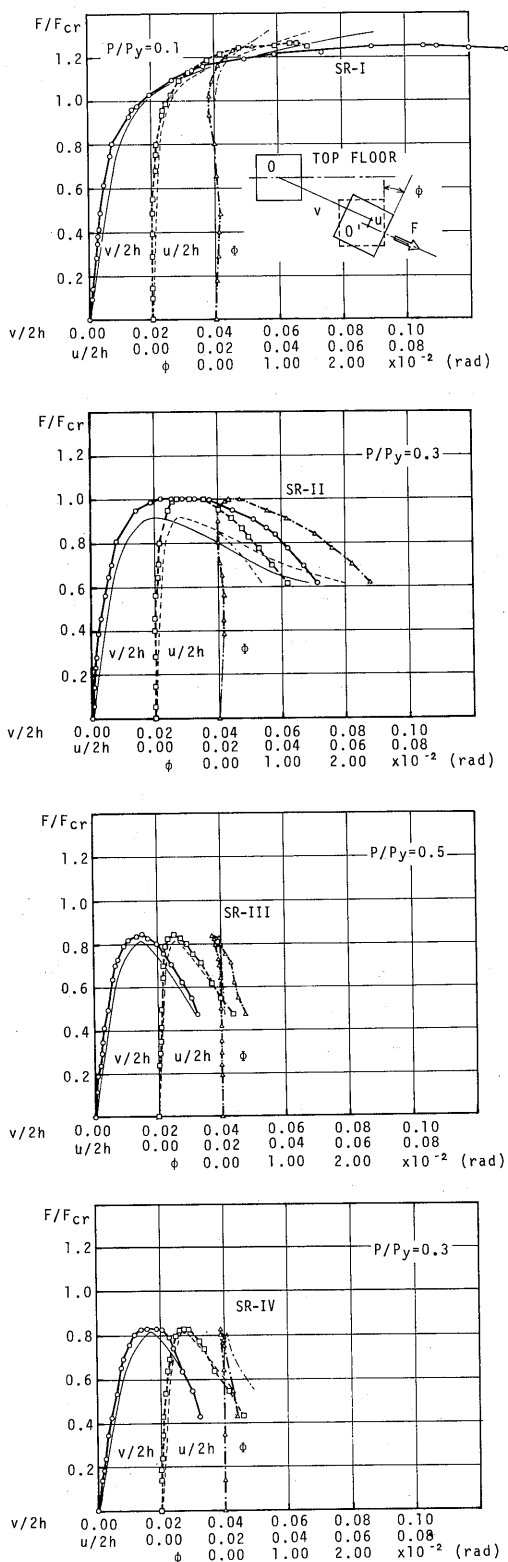


Fig. 16 Comparison of Lateral Force-Displacement Relationships with Test Results of Fujimoto and Okada³⁾

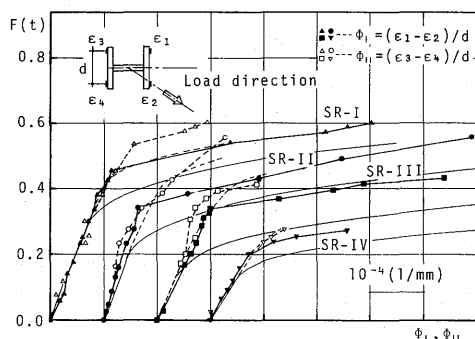


Fig. 17 Comparison of Lateral force-Curvatures of Flanges Relationships with Test Results of Fujimoto and Okada³⁾

跡し得ている。

3. 4 K形筋違付き1層ラーメンの面外座屈および座屈後挙動

弾塑性座屈挙動解析への適用例として、Fig. 18 に示すようなK形筋違付き1層ラーメンの挙動を解析し、藤本らの実験およびポテンシャルエネルギー増分停留原理に基づく精解⁴⁾と比較する。はり柱の断面はH-194×156×6×9、筋違材はH-100×100×5×7である。解析に用いた諸量は、はり柱については $A = 37.6\text{cm}^2$, $I_y = 2585.0\text{cm}^4$, $I_z = 506.6\text{cm}^4$, $I_w = 43320.0\text{cm}^6$, $J = 8.56\text{cm}^4$, $I_r = 301400.0\text{cm}^6$, $\sigma_y = 2.88\text{t/cm}^2$, 筋違材については、 $A = 18.3\text{cm}^2$, $I_y = 329.8\text{cm}^4$, $I_z = 116.8\text{cm}^4$, $I_w = 2523.0\text{cm}^6$, $J = 2.64\text{cm}^4$, $I_r = 13340.0\text{cm}^6$, $\sigma_y = 2.75\text{t/cm}^2$ であり、 $E = 2100\text{t/cm}^2$, $G = 810\text{t/cm}^2$ は両者に共通とし、断面分割と応力ひずみ関係は3.1と同じ形のものをを用いた。要素分割は、柱を1個、はりを2個、筋違材を2個とし、Fig. 18の1～7の点に節点を設けている。図の点1, 5は固定とし、点2, 4の面外変位を拘束、各部材の両端の断面のそりも拘束している。また、筋違材には、点6と7に部材長さの1/2000の面外方向初期たわみを与えている。

Fig. 19に水平荷重と点2での水平変位との関係を示す。点線は文献(4)の実験結果、白丸印は同じく解析結果、実線は本解析の結果である。部分的に差異はあるものの、本解析の結果は藤本らの精解とよく一致している。

Fig. 20は水平荷重と点6の面外方向変位との関係である。最初の負荷で初期面外たわみのある方向へ動き、次の逆方向負荷で初期面外たわみとは逆の方向へ大きく変形することがわかる。これは最初の負荷による残留応力のためであろうと考えられるが、文献(4)に示された定性的な結果とよく対応している。

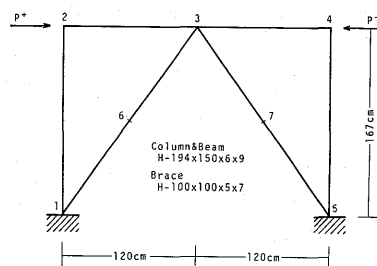


Fig. 18 Rigid Steel Frame with K-type Brace (Fujimoto, et al⁴⁾.)

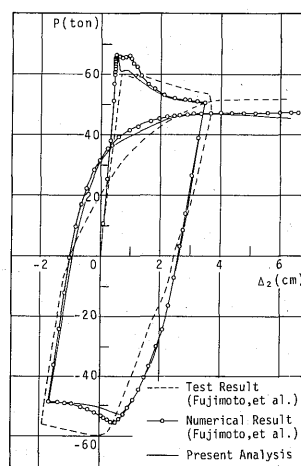


Fig. 19 Comparison of Load versus In Plane Displacement of Node 2 Relationship with Test and Numerical Results of Fujimoto, et al⁴⁾.

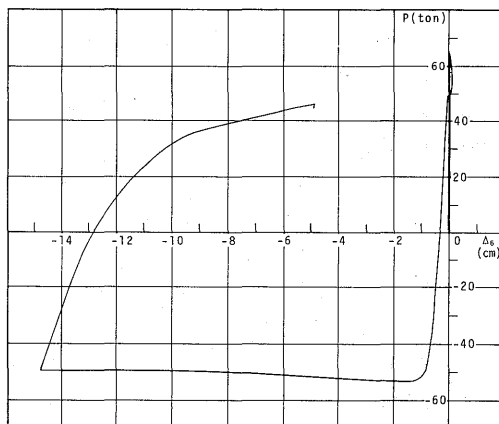


Fig. 20 Load versus Out of Plane Displacement of Node 6 Relationship

4. 結 語

前報¹⁾で鋼構造立体骨組の新しい非線形解析法の基礎理論を提示した。この解法は基本的には塑性関節法に立脚し、要素の剛性行列の中に要素両端の弾塑性域

の仮想の長さ l_p を含んでいる。本報では、この本解法の簡略化を可能ならしめると同時に精度の確保に大きく関与する量 l_p について検討し、この値を要素両端の部材端力を用いて決定することにより、本解法が通常はりや柱などを1要素とする従来の塑性関節法と同程度の自由度に簡略化され得ることを示した。

また、この簡略解法を用いてH形断面柱の三次元的な弾塑性挙動や強軸構面と弱軸構面に水平力を受ける2層1スパン鋼ラーメンの挙動およびK形筋違付き1層ラーメンの面外座屈後挙動などを解析し、充分な要素数で行った精解やポテンシャルエネルギー増分停留原理に基づく既往の解析結果および実験結果等と比較して、本解法が部材を微小な繊維に細分割する「部材細分割法」に準じる精度を有することを確認した。

謝 辞

本研究に際し、貴重な御助言を賜った千葉大学 田中 尚教授ならびに長崎大学 築地恒夫教授に深甚の謝意を表す。数値計算には長崎大学情報処理センターFACOM M-180 II ADを使用した。

注1) 塑性関節部の塑性接線剛性 \bar{s}^p の算定法について

前報¹⁾(11)式~(17)式において \bar{s}^p の計算法を示したが、軸力・二軸曲げモーメント・そりモーメントの4成分が存在する場合は厳密には、

$$\left. \begin{aligned} d\delta &= d\delta^e + d\delta^p \\ df &= Id\delta^e \\ df &= \bar{s}d\delta \end{aligned} \right\} \quad (i)$$

ここに、 $d\delta^e$ と $d\delta^p$ はそれぞれ $d\delta$ の弾性成分と塑性成分、 I は単位行列

となるから、 f_x のみが存在するとして求めた前報(14)式と同様に、

$$df = (I - \bar{s})^{-1} \cdot \bar{s} d\delta \quad (ii)$$

となり、 \bar{s}^p は次式で求めねばならない。

$$\bar{s}^p = (I - \bar{s})^{-1} \cdot \bar{s} \quad (iii)$$

ところが、(iii)式を用いると数値計算が不安定になりやすい傾向があったため、これまで近似的に前報(17)式を用いてきた。しかし、その後の検討の結果(iii)式を変形した、

$$\bar{s}^p = (\bar{s}^{-1} - I)^{-1} \quad (iv)$$

ならば上記の問題は生じないことが確認できた。解析精度に関係するので前報(17)式に代わり上記(iv)式を用いる方がよい。

の非線形解析法(I)、長崎大学工学部研究報告、第15巻、第24号、昭和60年1月

2) 修行 稔：定軸力と繰返し二軸曲げ荷重を受ける鋼構造部材断面の弾塑性挙動について(その1)、日本建築学会論文報告集、第323号、昭和58年1月、同(その2)、第329号、昭和58年7月

3) 藤本盛久、岡田久志：鋼構造骨組の三次元弾塑性挙動に関する研究、その1 三次元鋼構造骨組の模型実験、日本建築学会論文報告集、第244号、昭和51年6月

4) 藤本盛久、和田 章、岩田 衛、中谷文俊：鋼構造骨組の三次元非線形解析、日本建築学会論文報告集、第227号、昭和50年1月

参 考 文 献

1) 修行 稔、堀田 緑、大崎尚哉：立体骨組構造物