

骨組構造の崩壊シミュレーション (その2)

—クラッシュ解析結果と実験結果の比較—

正員 都 井 裕* 正員 梁 洪 鐘**
正員 小 畑 和 彦*

Simulation of Collapse of Framed Structures (Part 2)

—Comparisons of the numerical results with the experimental results for the crush problem—

by Yutaka Toi, *Member* Hong-Jong Yang, *Member*
Kazuhiko Obata, *Member*

Summary

The purpose of the present study is to develop the economical finite element analysis program for the collapse simulation of framed structures and to verify the validity of the developed code through the comparisons of the numerical results with the test results. In the first report, the details of the incremental formulations were described, in which the linear Timoshenko beam element was employed with the variable location technique of the numerical integration point and the elasto-plastic constitutive equation expressed in terms of resultant forces. In this second report, the finite element results by the updated Lagrangian formulation are compared with the crush test results conducted for beams, columns and space frames. The strain hardening and the frictional contact are taken into account in the present analysis. The obtained results can be summarized as follows:

(1) From the results for beams and columns, it can be seen that the present analysis method gives sufficiently accurate solutions for the crush problem accompanied by large strains and large displacements, except for the cases that local deformations as shells are obvious

(2) From the results for space frames, it can be seen that the developed code is sufficiently economical and accurate from a practical point of view, however, some trial-and-error analyses are necessary for the crush behaviors in which friction and contact play important roles.

1. 序

本研究は、クラッシュ挙動などに代表される骨組鋼構造の強非線形挙動を合理的かつ効率的にシミュレートするための有限要素解析コードの開発および検証を目的としている。前報の(その1)においては、簡単な数値例とともに基本的な定式化を詳細に述べたが¹⁾、その要点は以下のとおりである。すなわち、①次数低減積分法(1点積分法)による線形チモシェンコはり要素を一般の3次元有限変形問題に拡張した要素モデルを用いる。②数値積分点位置の移動により、塑性関節発生点を制御する。③増分理論として、最終耐力解析には Total Lagrangian Formulation を、クラッシュ解析には Updated Lagrangian Formulation を

用いる。④一般化応力(断面力)と一般化ひずみ(曲率など)により表示された弾塑性構成式を用いる。

本報では、前報で開発した有限要素解析プログラム、特に Updated Lagrangian Formulation によるクラッシュ解析機能の実験的検証を目的として、はり、柱および空間骨組構造のクラッシュ問題に対する実験と解析を実施し、両者の結果を比較・検討した。本報における解析で特に留意した点は、以下のとおりである。

すなわち、前報の定式化および数値例においては、弾/完全塑性体材料を仮定したが、5,60%にも及ぶ大ひずみを伴うクラッシュ挙動の実験結果との定量的比較に際しては、ひずみ硬化の影響を無視することは困難であり、本報では、ひずみ硬化の影響を含めた断面力表示の構成式を新たに誘導し、これを用いる。また、空間骨組構造のクラッシュ解析においては、加圧盤と骨組構造との接触を考慮する必要が生ずるが、本報では接触の様相に応じ、ペナルティ(処罰

* 東京大学生産技術研究所

** 東京大学大学院

法)および節点変位自由度の直接制御の2種類の方法を使用した。なお、前報の解析では R_{min} 法の使用により、応力点を正確に降伏曲面上に位置させたが、本報の解析では、計算効率の観点より、この演算は省略し、単に降伏後の応力レベルを増分間応力経路と降伏曲面との交点に引き戻す操作により代用した²⁾。

続く2章では、ひずみ硬化を考慮した断面力表示の構成式を誘導し、3章では、はり、柱および空間骨組構造のクラッシュ実験結果と解析結果を比較する。骨組構造解析における接触の取り扱いについても3章で言及する。最後の4章は結言である。

2. ひずみ硬化を考慮した断面力表示の構成式

本章では、ひずみ硬化の影響を考慮した断面力表示の弾塑性構成式を誘導する^{4)~10)}。この場合の構成式は、軸力、曲げモーメント、ねじりモーメントなどの一般化応力(断面力)と、平均軸ひずみ、曲率、ねじれ率などの一般化ひずみの関係式であるが、以下では、「一般化応力」および「一般化ひずみ」を、適宜、単に「応力」および「ひずみ」と表記する。

2.1 降伏関数

ひずみ硬化を考慮した断面力表示の弾塑性構成式を誘導するためにの準備として、以下に示す考察を行なった。すなわち、 $E_T=0.0, 0.02E, 0.05E, 0.1E$ の接線係数を有する4種類のbi-linear型弾塑性材料を仮定し、全ひずみ理論に従い、曲げモーメントあるいはねじりモーメントのみが作用するパイプ断面の弾塑性挙動を数値計算により求めた。この場合、応力とひずみの単軸引張関係は、次式により表現される。

$$\epsilon = \begin{cases} \sigma/E & (\sigma \leq \sigma_y) \\ \sigma/E + (\sigma - \sigma_y)/H' & (\sigma > \sigma_y) \end{cases} \quad \text{or} \quad \begin{cases} \sigma_y/E + (\sigma - \sigma_y)/E_T & (\sigma > \sigma_y) \end{cases} \quad (1)$$

ここに、 σ_y は降伏応力、 H' はひずみ硬化係数、 E_T は接線係数、 ν はポアソン比である。この時、全ひずみ理論に従えば、純粋せん断状態における応力とひずみの関係は次式により与えられる。

$$\gamma = \begin{cases} \tau/G & (\tau \leq \tau_y = \sigma_y/\sqrt{3}) \\ \tau/G + 3(\tau - \tau_y)/H' & (\tau > \tau_y = \sigma_y/\sqrt{3}) \end{cases} \quad \text{or} \quad \begin{cases} \tau_y/G + \frac{(\tau - \tau_y)(3E - E_T + 2\nu E_T)}{E E_T} & (\tau > \tau_y = \sigma_y/\sqrt{3}) \end{cases} \quad (2)$$

ここに、せん断降伏応力 τ_y は、Misesの降伏条件に従い仮定されている。

(1)式あるいは(2)式の関係を用いて、曲げモーメントあるいはねじりモーメントを受ける中空パイプ断面の弾塑性挙動を数値計算した結果がFig. 1およびFig. 2である。計算に際しては、パイプ断面に十分な数の数値積分点を設

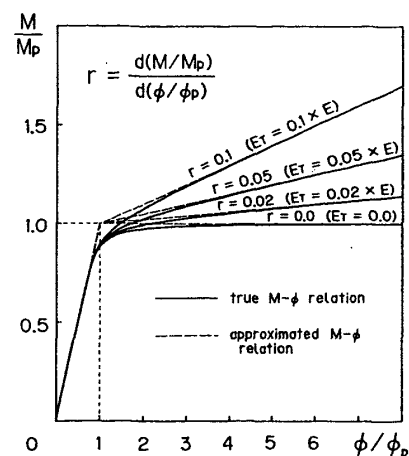


Fig. 1 Calculated moment-curvature relations

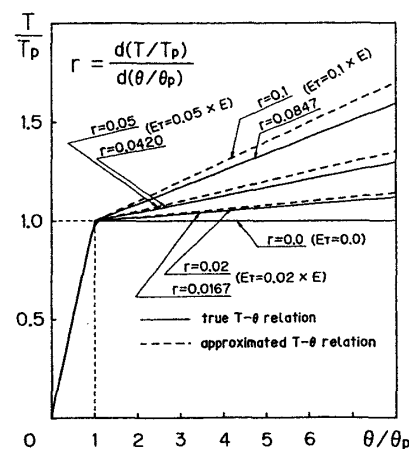


Fig. 2 Calculated torsion-twist rate relations

けた。Fig. 1およびFig. 2ともに、縦軸および横軸が全断面塑性モーメントおよび対応するひずみ値で無次元化されていることに注意されたい。これらの結果から、断面内に弾性部分と塑性部分が混在している状態を除けば、曲げモーメント・曲率曲線の塑性時の接線係数は単軸引張り曲線の接線係数と等しいことがわかる。純ねじりの場合は若干異なる値となるが、一般に骨組構造の塑性崩壊に対するねじりモーメントの影響は、軸力あるいは曲げモーメントの寄与と比べ相対的に小さいことを考慮して、この場合も単軸引張りの場合の接線係数と等しいと仮定することにする。また、断面内における弾性部分と塑性部分の共存過程は、超大ひずみを伴うクラッシュ崩壊時のエネルギー吸収にはほとんど影響しないので考慮しないこととする。

軸力、曲げモーメントあるいはねじりモーメントが単独に作用する場合に上で仮定した関係が成立することを前提条件として、次式の降伏関数を仮定した。

$$f^2 = \left(\frac{M_x}{Z_{xp}} \right)^2 + \left(\frac{M_y}{Z_{yp}} \right)^2 + a \left| \frac{N}{A} \right| \left\{ \left(\frac{M_x}{Z_{xp}} \right)^2 + \left(\frac{M_y}{Z_{yp}} \right)^2 \right\}^{1/2} + \left(\frac{N}{A} \right)^2 + 3 \left(\frac{M_z}{W_p} \right)^2 \quad (3)$$

ここに、 N は軸力、 M_x 、 M_y 、 M_z はそれぞれ x 軸、 y 軸ま

わりの曲げモーメントおよび z 軸まわりのねじりモーメントである。また、 A は部材断面積、 Z_{xp} および Z_{yp} はそれぞれ x 軸および y 軸まわりの塑性断面係数である。 W_p はねじりに対する同様の量であり、パイプ断面の場合、次式により与えられる。

$$W_p = \pi(D_o^3 - D_i^3)/12 \quad (4)$$

ここに、 D_o はパイプ断面の外径、 D_i は内径であるが、異なる断面形状に対しては当然、異なる式が使用される。

(3)式におけるパラメータ a は降伏曲面の形状に影響を及ぼす。本報の解析では、 $a=0.5$ と仮定したが、次章における計算と実験との比較からわかるように、実験結果との対応は平均的に良好のようである。

2.2 弾塑性構成式

(3)式の降伏関数を塑性ポテンシャルとし、塑性ひずみ増分が次式により与えられるものとする。

$$\{d\epsilon^p\} = h \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\} df \quad (5)$$

ここに、 h は比例係数であり、 R は断面力の各成分である。応力状態 $\{R\}$ から計算される(3)式の f の値を相当応力 $\bar{\sigma}$ と定義すれば、塑性仕事増分は次式により与えられる。

$$dW^p = \{R\} \{d\epsilon^p\} = \bar{\sigma} d\epsilon^p A = h \{R\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\} df \quad (6)$$

ここに、 $\bar{\sigma}$ は相当塑性ひずみ増分であり、 A は断面積である。(3)式より、次式の関係が成立することがわかる。

$$\{R\} \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\} = f = \bar{\sigma} \quad (7)$$

この関係は、応力成分の斉次関数 f に対して一般的に成立する関係である。材料試験による単軸の応力・ひずみ関係から得られるひずみ硬化係数 H' を用いると、塑性状態においては次式が成立する。

$$df = d\bar{\sigma} = H' d\epsilon^p \quad (8)$$

(6)式、(7)式および(8)式から、次の関係式を得る。

$$\frac{1}{h} = \frac{H'}{A} \quad (9)$$

$$hdf = h d\bar{\sigma} = A d\epsilon^p \quad (10)$$

塑性状態における全ひずみ増分は弾性ひずみ増分と塑性ひずみ増分の和である。すなわち、

$$\{d\epsilon\} = \{d\epsilon^e\} + \{d\epsilon^p\} \quad (11)$$

応力増分と弾性ひずみ増分の関係式に、(5)式および(11)式を用いると、次式を得る。

$$\begin{aligned} \{dR\} &= [D^e] \{d\epsilon^e\} \\ &= [D^e] \{d\epsilon\} - [D^e] \{d\epsilon^p\} \\ &= [D^e] \{d\epsilon\} - h [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\} df \end{aligned} \quad (12)$$

(6)式、(8)式および(12)式を用いると次式を得る。

$$hdf = \frac{\left[\frac{\partial f}{\partial R} \right] [D^e] \{d\epsilon\}}{\frac{H'}{A} + \left[\frac{\partial f}{\partial R} \right] [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\}} \quad (13)$$

(13)式における c は、(7)式を用いると、次式のように計

算される。

$$c = \frac{\bar{\sigma} A}{[R] \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\}} = A \quad (14)$$

(13)式および(14)式を用いると塑性状態における応力増分とひずみ増分の関係式として次式を得る。

$$\{dR\} = \left([D^e] - \frac{[D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\} \left[\frac{\partial f}{\partial R} \right] [D^e]}{\frac{H'}{A} + \left[\frac{\partial f}{\partial R} \right] [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\}} \right) \{d\epsilon\} \quad (15)$$

除荷の判定条件は次式により与えられる。

$$hdf < 0 \quad (16)$$

また、相当塑性ひずみ増分の具体形は次式のようにになる。

$$\bar{\epsilon}^p = \frac{hdf}{A} = \frac{1}{A} \cdot \frac{\left[\frac{\partial f}{\partial R} \right] [D^e] \{d\epsilon\}}{\frac{H'}{A} + \left[\frac{\partial f}{\partial R} \right] [D^e] \left\{ \frac{\partial f}{\partial R} \right\}} \quad (17)$$

3. クラッシュ解析結果と実験結果の比較

前報で開発した有限要素解析プログラムに、前章で述べた降伏関数および弾塑性応力マトリックスを追加し、一連のクラッシュ実験に対して、ひずみ硬化を考慮した有限要素解析を行い、両者の結果を比較・検討した。

クラッシュ実験(超大変形を伴う圧壊実験)として、以下の数種類の試験体の崩壊実験を実施した。すなわち、①中央集中荷重を受ける両端クランプはり(水平方向変位は自由)、②中央集中荷重を受ける両端固定はり(水平方向変位も拘束)、③偏心圧縮荷重を受ける両端支持柱、④4点荷重を受ける空間骨組、⑤2点荷重を受ける空間骨組、⑥1点荷重を受ける空間骨組、の6種類の試験体の崩壊実験である。

これらの梁柱および骨組構造はすべてJIS規格の中空パイプ部材より製作されており、外径、肉厚の異なる2種類のパイプ部材TA2580およびTB1580を使用した。精密加工によりこれらのパイプ部材から可能な限り大きなサイズの矩形断面棒を2本ずつ取り出し材料試験を行なった。パイプ部材の材料、寸法、材料試験片の平均サイズをTable 1に示す。

材料試験結果(単軸引張り試験結果)の一例をFig. 3に示す。有限要素解析において必要とされる真応力・真ひずみ関係を得るためには、くびれの発生による試験片断面積

Table 1 Pipes and tensile test specimens

pipe	Material	Nominal size (mm)		Material test specimen size (mm)		
		O.D.	Th.	Br.	Th.	G.L.
TA2580	JIS G3454 STPG 38-S-H	34.0	4.5	7.988	3.716	50.0
TB1580	JIS G3454 STPG 38-S-C	21.7	3.7	6.995	2.903	50.0

(Notes) O.D.: Out Diameter, Th.: Thickness,
Br.: Breadth, G.L.: Gauge Length

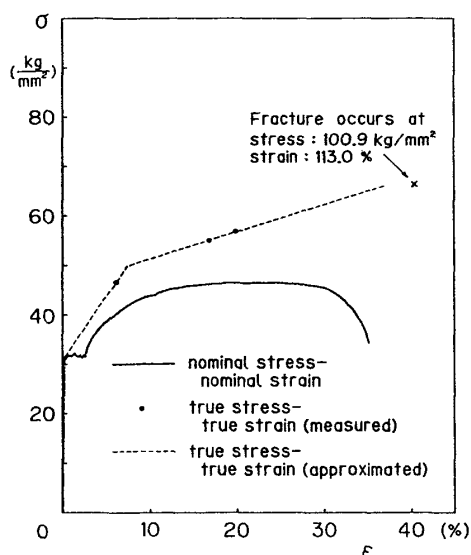


Fig. 3 Tensile test result for TA2580

の変化を計測しなければならないが、材料試験片の断面サイズが極めて小さいため、計測が困難であり、したがって計測点数も多くない (Fig. 3 の例では降伏後4点)。有限要素解析においては、真応力・真ひずみ関係に対する材料試験結果を、Fig. 3 に示すように、3線分近似して、プログラムに入力している。なお、真応力・真ひずみ関係を求める際、くびれ部断面近傍が厳密には単軸応力状態にないことによる補正 (Bridgmanの補正³⁾) は省略した。

2種類のパイプ部材に対する材料試験結果をまとめて Table 2 に示す。表中、 $(\sigma_y)_U$ は上降伏応力、 $(\sigma_y)_L$ は下降伏応力、 σ_T は引張り強度 (公称応力)、 σ_B は破断応力、 $Elog$ は破断時の伸びである。また、 $(E_r)_1$ および $(E_r)_2$ は3線分近似における接線係数値である。

なお、溶接接合により製作したはりおよび骨組構造の供試体は、残留応力除去のための焼鈍を施してから使用した。

3.1 中央集中荷重を受ける両端クランプはり

中央集中荷重を受ける両端クランプはりの塑性崩壊実験 (崩壊後の超大変形過程を含む) を行なった。はり端部はローラーにより水平方向に自由に摺動可能である。材料は TB1580 であり、はりの長さは 600 (mm) である。はり端部には回転拘束のために大きな円板フランジを溶接接合したが、試験体をローラー治具に取り付ける際に過大な初期応力が発生する恐れがあり、2枚のひずみゲージ出力を常

Table 2 Tensile test results

	$(\sigma_y)_U$ kg/mm ²	$(\sigma_y)_L$ kg/mm ²	σ_T kg/mm ²	σ_B kg/mm ²	$Elog$ %	E kg/mm ²	ν	$(E_r)_1$	$(E_r)_2$
TA2580	33.11	31.50	46.45	32.60	36.2	21000	0.25	0.012E 31.5 ≤ σ < 49.7	0.0026E 49.7 ≤ σ
TB1580	32.50	27.80	40.33	23.76	41.4	21000	0.25	0.012E 27.8 ≤ σ < 40.4	0.0026E 40.4 ≤ σ

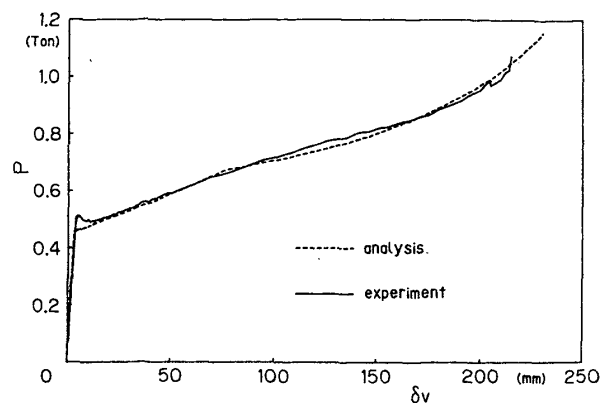


Fig. 4 Load-deflection curves for a clamped beam

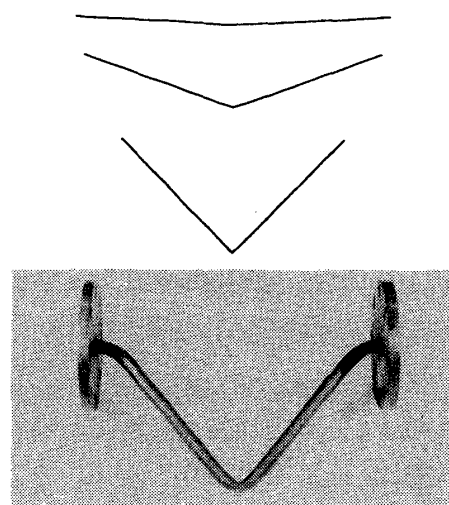


Fig. 5 Deformed configurations for a clamped beam

にモニターで監視しながら、スペイサーを挿入して組立作業を行った。その結果、初期応力の発生はほとんど見られなかった。

有限要素解析に際しては、はりの半スパンを5要素に等分割した。荷重点およびクランプ端を含む両端要素においては、剛性評価のための数値積分点をそれぞれ荷重点とクランプ端と反対側の要素端部に設け、塑性関節が正確に荷重点およびクランプ端に発生するように配慮した。

Fig. 4 と Fig. 5 は、解析結果と実験結果の比較であり、Fig. 4 は荷重・中央たわみ曲線、Fig. 5 は変形図である。有限要素解析結果と実験結果は極めて良好に一致している。荷重・たわみ曲線において、実験結果の方が若干高い崩壊荷重を与えているのは上降伏点の影響と思われる。

3.2 中央集中荷重を受ける両端固定はり

中央集中荷重を受ける両端固定はりの塑性崩壊実験 (崩壊後の超大変形過程を含む) を行なった。はり端部は水平方向も含めて完全に固定されている。両端クランプはりと同様に、材料は TB1580 であり、はりの長さは 600 (mm) である。試験体取り付けに際しては、前節と同様の手順により、初期応力の発生を防止した。

有限要素解析においては、はりの半スパンを5要素に等

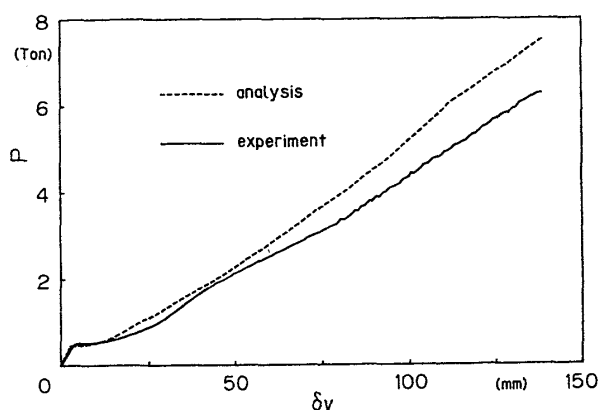


Fig. 6 Load-deflection curves for a fixed beam

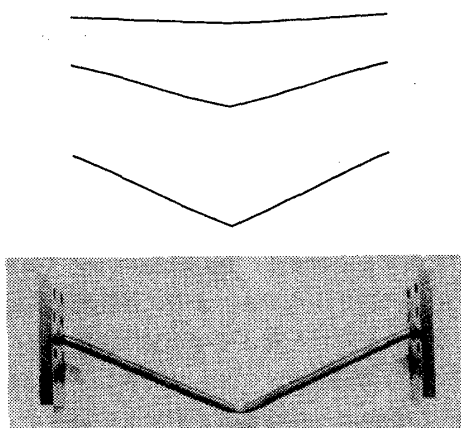


Fig. 7 Deformed configurations for a fixed beam

分割し、両端要素の数値積分点に対しては前節と同様の配慮をした。

Fig. 6 と Fig. 7 は、解析結果と実験結果の比較であり、Fig. 6 は荷重・中央たわみ曲線、Fig. 7 は変形図である。荷重・たわみ曲線において、変形がかなり進んだ段階で、実験結果の方が低めの荷重値を与えているが、これは、Fig. 7 の実験写真においても明らかなように、荷重点における局部変形（断面偏平化）の影響である。この点を除けば、解析結果と実験結果は良好に対応している。

3.3 偏心圧縮荷重を受ける両端支持柱

偏心圧縮荷重を受ける両端支持柱のクラッシュ実験（座屈後挙動実験）を行なった。材料は TA2580 であり、柱の長さは 600 (mm) である。

有限要素解析における要素数は半スパンで 11 である。この内、10 要素は柱本体の分割であり、残りの 1 要素は偏心荷重を載荷するために仮想的に設けた高剛性要素である。

解析結果と実験結果の比較を、Fig. 8 と Fig. 9 に示す。Fig. 8 は荷重・縮み量曲線であり、Fig. 9 は変形図である。荷重・縮み量曲線において、変形がかなり進んだ状態で実験における荷重値が計算値を下回るのは、柱中央部における断面偏平化の影響である。また、変形図は、ひずみ硬化の影響を取入れたことにより、実験結果と極めて良好に対

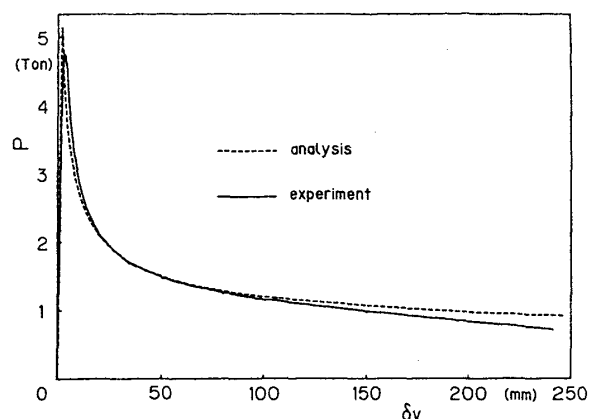


Fig. 8 Load-shortening curves for an eccentrically loaded column

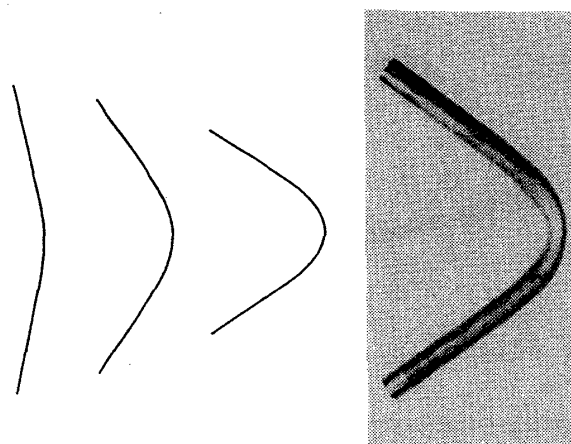


Fig. 9 Deformed configurations for an eccentrically loaded column

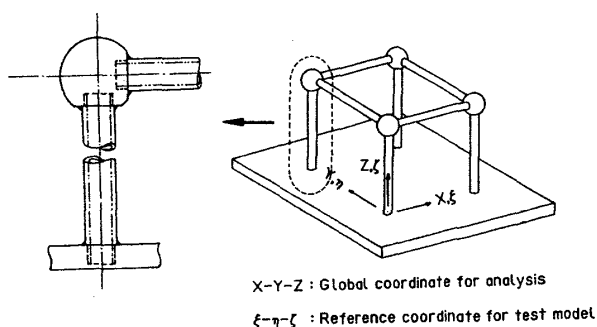


Fig. 10 Built-up space framed structure

応した（完全塑性体を仮定すると「く」の字形状に折れ曲り、本解析結果のような弓形の変形状が得られない）。

3.4 空間骨組構造のクラッシュ

Fig. 10 に示すように、鋼球を介してパイプ部材 (TB1580) を溶接接合することにより製作した簡単な空間骨組構造の載荷盤によるクラッシュ実験を行ない、有限要素解析結果と比較した。この試験体は 8 本のパイプ部材より成り、4 本の柱部材は厚板鋼板（基盤）に溶接接合されている。この骨組基盤を、適宜回転あるいは傾斜させることにより、Fig. 11 に示すような、4 点荷重、2 点荷重および 1

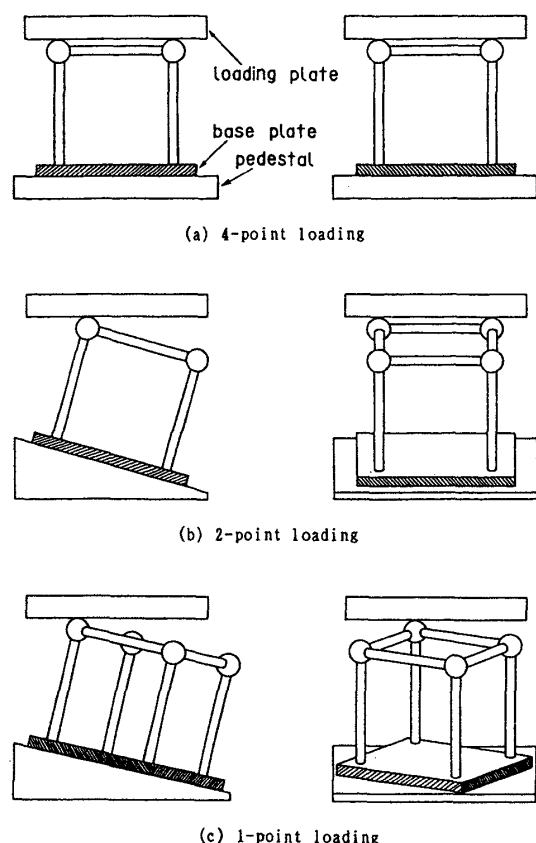


Fig. 11 Type of loading for a space frame

点荷重の3種類の荷重状態を設定した。2点荷重あるいは1点荷重の場合は、変形の進行に伴い、加圧盤と接触している鋼球が回転したり、滑ったり、あるいは初めは離れていた鋼球が接触したりといった複雑な挙動を呈し、有限要素解析においてはこれらをどのように考慮するかが重要なポイントの一つであった。そこで解析結果の説明に先立ち、接触、摩擦滑りおよび転がりを有限要素解析においてどのように考慮したかを、簡単に説明しておく。なお、部材接合に使用した鋼球はSWRM3 S15CKのカーボン鋼球であり、直径は50.8 mmである。

3.4.1 接触の考慮

Fig. 11 から容易に想像されるように、2点荷重および1点荷重のクラッシュ実験においては、変形の進行に伴い、最初は加圧盤から離れていた部材結合部（鋼球部）が逐次、加圧盤と接触する。また、4点荷重の場合も、4本の柱部材の初期長さが完全に等しくないため、現実には、4箇所の部材接合部が逐次、加圧盤と接触する。さらに、上部のはり部材が曲げ変形により、加圧盤に接触することもある。

これらの接触挙動の解析のために、2種類の方法を用いた。まず、4点荷重および2点荷重の場合については、接触の予想される部材結合部節点と加圧盤間に予め処罰ばねを挿入しておくいわゆるペナルティ法を使用した。この手法は、既存プログラムの変更が最小であることが長所であるが、全体系剛性マトリックス中の対角項の値のアンバラン

スが解の精度を損うことがある。そこで、1点荷重の場合については、加圧盤と接触する節点の変位自由度に、接触条件を直接、境界条件として課す方法を採用した。具体的には、鉛直方向の変位自由度には加圧盤の強制変位を課し、水平方向の変位自由度は拘束した（摩擦滑りについては後述する）。この方法では、既存プログラムの修正量は増大するが、計算は最も安定化する。

3.4.2 摩擦の考慮

2点荷重および1点荷重の場合は、加圧盤と接触した鋼球が摩擦滑りを起こし、水平方向に移動する現象を伴う。摩擦滑り現象の複雑さゆえに、この挙動を正確にシミュレートするのは困難である。後述するように、本報の解析では、動摩擦係数は零と仮定し、また、滑りの開始点を決定する静摩擦係数に関し、数種類の値を仮定することにより、ある程度試行錯誤的に、実験結果と良好に対応する解を見出した。

3.4.3 転がりの考慮

鋼球の転がりは以下に述べる方法により、考慮した。すなわち、Fig. 12 に示すように、パイプ部材の延長線が鋼球の中心で交差すると仮定し、鋼球内のパイプは高剛性を有するはり要素でモデル化する。また、加圧盤との接触点方向にも、同様に高剛性を有するはり要素を設ける。このはり要素の向きは増分ステップごとに変更し、常に鋼球中心と加圧盤との接触点を結ぶように設定している。この操作により、鋼球の転がりを正しく考慮したシミュレーションが行なえる。

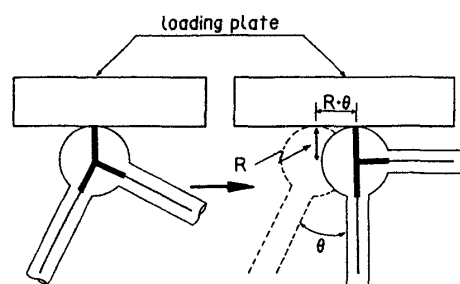


Fig. 12 Treatment of a steel ball

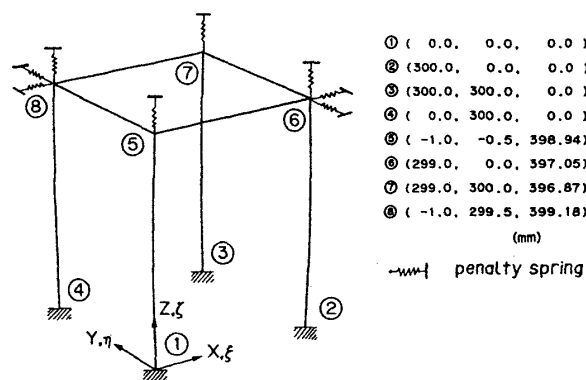


Fig. 13 Space frame under 4-point loading

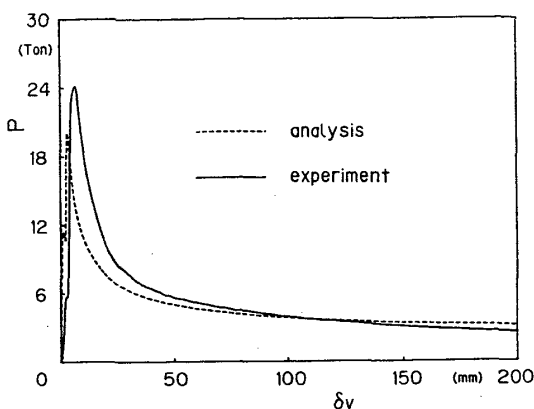


Fig. 14 Load-displacement curves for a space frame under 4-point loading

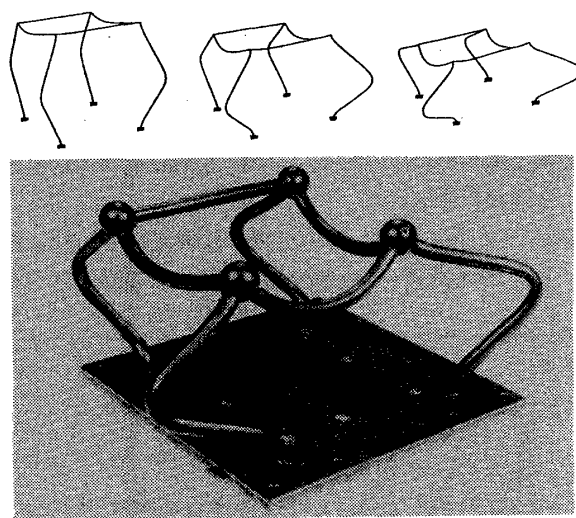


Fig. 15 Deformed configurations for a space frame under 4-point loading

3.4.4 4点荷重を受ける空間骨組

計算モデルの形状および部材端部①～⑧の座標値(X , Y , Z)をFig. 13に示す。これらの座標値は、定盤上で精密に計測した結果であり、微小な製作誤差が存在していることがわかる。

実験において、加圧盤と接触した鋼球の摩擦滑りおよび転がりはほとんど観察されなかったため、解析に際しては、図に示す処罰ばねにより、鉛直および水平方向変位を拘束し、転がりも考慮しなかった。ただし、実験結果と変形モードを一致させるため、各柱部材の座屈方向に微小な初期たわみを付与した。4本の柱部材はそれぞれ40要素、4本のはり部材はそれぞれ20要素に分割した。これに、鋼球中心と加圧盤との接触点を結ぶ4本の高剛性要素を加えた計244が総要素数である。

Fig. 14とFig. 15は解析結果と実験結果の比較である。Fig. 14の荷重・変位(加圧盤の変位)曲線において、実験による最高荷重が計算値を若干上回っているが、これは、加圧盤および鋼球の微小な変形により、4本の柱部材が座

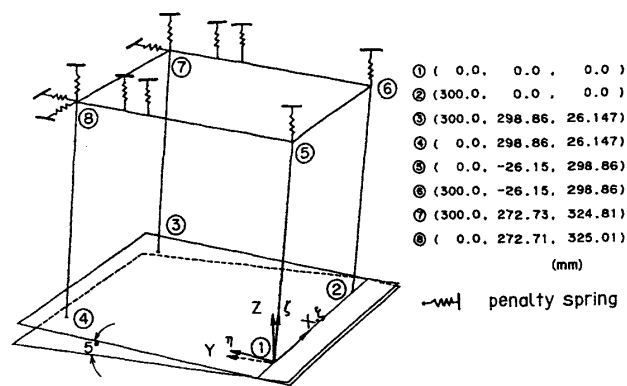


Fig. 16 Space frame under 2-point loading

屈するタイミングが、計算と実験とで微妙に相違するためである。Fig. 15は変形図であり、解析結果と実験結果が極めて良好に一致していることがわかる。

3.4.5 2点荷重を受ける空間骨組

計算モデルの形状および部材端部の座標値をFig. 16に示す。骨組基盤を X 軸回りに5度回転させているため、初期には部材結合部⑦および⑧に加圧盤からの荷重が作用する。

実験においては、初めに柱部材③⑦および④⑧が座屈するが、この際、⑦および⑧の位置の鋼球の転がりを伴う。続いて、はり部材⑥⑦と⑤⑧の一部、および鋼球⑤と⑥が加圧盤と接触し、骨組の倒壊が始まる。鋼球⑤と⑥が滑りにより加圧盤からはみ出す直前で実験を停止した。

これらの接触、摩擦滑り、転がりを考慮するため、計算においては、Fig. 16に示すような処罰ばねを設け、3.4.3に述べた方法により、転がりを考慮した。摩擦すべりについては、簡易的な扱いとし、実験で観察されたすべり開始点から、水平方向の処罰ばね定数を徐々に低減させてゆくようにした。また、4本の柱部材はそれぞれ30要素、4本のはり部材はそれぞれ20要素に分割した。これに、鋼球中

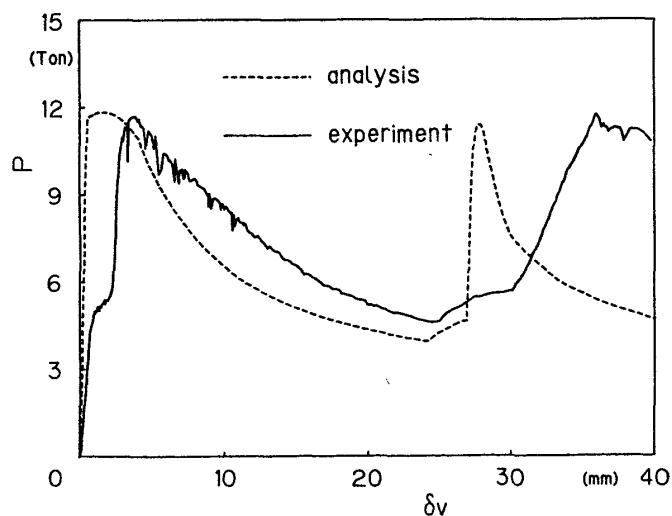


Fig. 17 Load-displacement curves for a space frame under 2-point loading

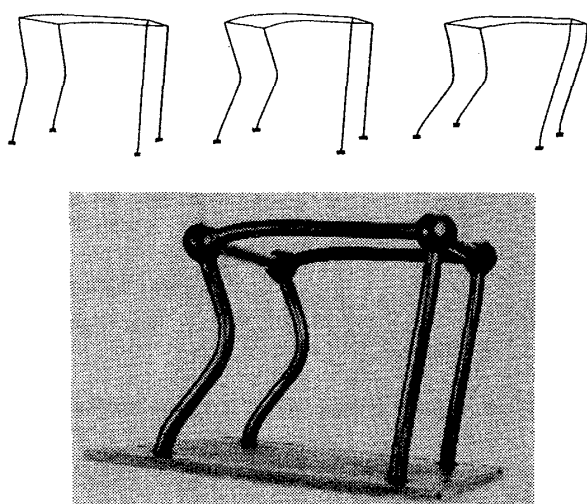


Fig. 18 Deformed configurations for a space frame under 2-point loading

心と加圧盤との接触点を結ぶ4本の高剛性要素を加えた計204が総要素数となる。

Fig. 17とFig. 18は、解析結果と実験結果の比較であり、それぞれ、荷重・変位（加圧盤変位）曲線および変形図が示されている。総体的に計算と実験は良好に対応しているが、Fig. 17に見られるように、実験における最高荷重時の変位は、計算値よりかなり大きい。この理由として、載荷装置および治具の組み立てに伴うがた、およびそれらの変形による2本の柱部材の座屈タイミングのずれなどを挙げることができる。

3.4.6 1点荷重を受ける空間骨組

計算モデルの形状および部材端部の座標値をFig. 19に示す。骨組基盤をX軸まわりに10度回転させて、さらに骨組をξ軸まわりに60度回転させている。

実験においては、初期荷重直下の柱部材③⑦が、鋼球⑦の転がりを伴いながら、最初に座屈する。続いて、鋼球⑥、鋼球⑧が加圧盤と接触し、その間、クーロン摩擦の臨界状態に達した鋼球は随時、摩擦すべりを起こす。この実験では、骨組全体が相当程度変形しても、鋼球が加圧盤の範囲を越えることはなかった。また、上部はり部材の加圧盤との接触も見られなかった。

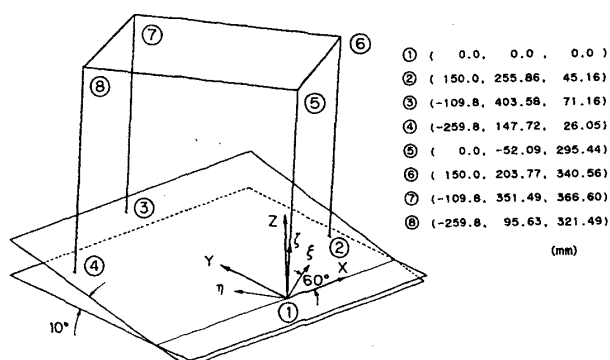


Fig. 19 Space frame under 1-point loading

本ケースの解析においては、ペナルティ法を用いず、加圧盤と接触した節点の変位自由度に直接、接触条件を付与する方法を採った。すなわち、加圧盤と接触した節点の鉛直方向変位自由度には加圧盤の動きに対応する強制変位を与え、水平方向変位自由度は拘束する。ただし、鉛直方向反力(N)および水平方向反力(F)がクーロンの条件($F \geq \mu N$)を満足した場合は、この拘束を解放し、自由に滑り得るものとする。ただし、摩擦力は付与しない（動摩擦係数を零と仮定したことになる）。クーロンの条件を適用する際の摩擦係数（すなわち、静摩擦係数）として、以下の4種類の値を仮定して解析した。

解析1：初期の静摩擦係数を0.2、後に0.12とする。

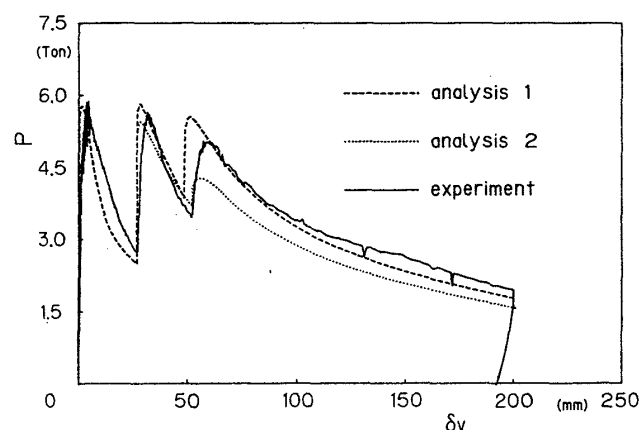
解析2：初期の静摩擦係数を0.2、後に0.10とする。

解析3：静摩擦係数を一貫して0.156とする（この値以下では、ほとんど同じ解となる）。

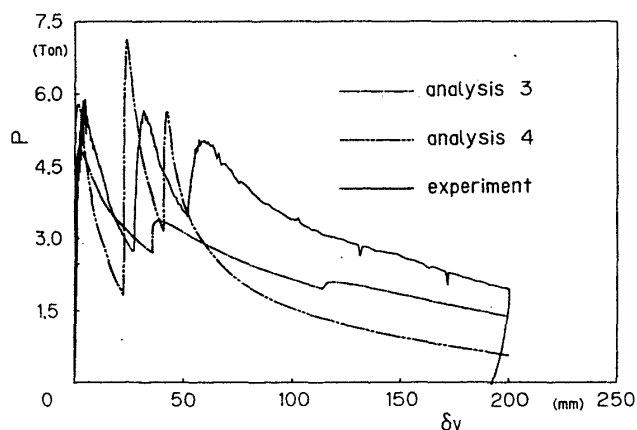
解析4：静摩擦係数を一貫して0.157とする。

4種類もの値を仮定した理由は、現象が摩擦係数値に極めて敏感であったためである。なお、要素分割は2点荷重の場合と同様である。

Fig. 20とFig. 21で、解析結果を実験結果と比較している。Fig. 20の荷重・加圧盤変位曲線より、鋼球の転がりに



(a) analysis 1 and analysis 2



(b) analysis 3 and analysis 4

Fig. 20 Load-displacement curves for a space frame under 1-point loading

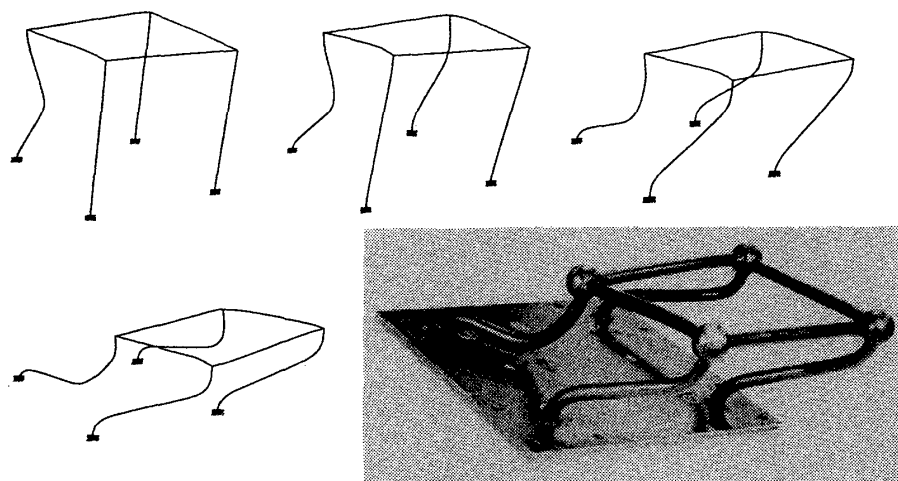


Fig. 21 Deformed configurations for a space frame under 1-point loading (analysis 1)

に伴い漸次、摩擦係数値を低減させた解析1あるいは解析2が良好な結果を与えていることがわかる。また、Fig. 21の変形図は、解析1によるものであるが、実験との一致は極めて良好であることがわかる。

本計算は、204要素、204節点、546増分ステップにより行なったが、要した計算時間は、東京大学大型計算機センターのメインフレーム HITAC M-682H (VOS3) を利用した場合は2分15秒、東京大学生産技術研究所第2部都井研究室のグラフィックスーパーコンピュータ STELLAR GS-1000 を利用した場合は16分5秒であった。

4. 結 言

空間骨組構造の崩壊シミュレーションを効率的に行なうための有限要素解析プログラムの開発および検証を目的とした本研究の第2報では、パイプ部材より成るはり、柱および空間骨組構造のクラッシュ実験を実施し、前報で詳述した Updated Lagrangian Formulation による有限要素解析結果と比較・検討した。なお、本報では、前報のアルゴリズムに加え、ひずみ硬化の影響を考慮した断面力表示の弾塑性構成式を用いており、また、接触現象に対しても適宜、解析アルゴリズムを付加した。本研究の主要な成果は、以下のとおりである。

(1) はりおよび柱の実験結果と解析結果の比較より、クラッシュ挙動、すなわち大ひずみを伴う超大変形挙動に対する本解析アルゴリズムの妥当性が示された。ただし、顕著な局所的断面変形あるいは局部座屈が生じないことが前提である。

(2) 空間骨組構造のクラッシュ挙動に対する実験結果と解析結果の比較から、本解析アルゴリズムにより、空間骨組構造のクラッシュ挙動を効率的に、かつ実用上十分な精度で解析できることが確認された。ただし、摩擦接触を

伴うクラッシュ挙動に対しては、摩擦係数値を変えたパラメータ計算などを行い、解析結果をある幅をもって捉える必要があろう。

参 考 文 献

- 1) 都井裕, 梁洪鐘: 骨組構造の崩壊シミュレーション (その1: 定式化および簡単な数値例), 日本造船学会論文集, 第164号, (1989), 285.
- 2) D. R. J. Owen and E. Hinton: Finite Elements in Plasticity (Theory and Practice), Pineridge Press Ltd., (1989), 249.
- 3) P. W. Bridgman: Studies in Large Plastic Flow and Fracture, McGraw-Hill Book Co., Inc. (New York), (1950), Chap. 1.
- 4) R. Hill: The Mathematical Theory of Plasticity, Baifukan (Japanese version), (1950), Chap. 4.
- 5) R. Hill and M. P. L. Siebel: On Combined Bending and Twisting of Thin Tubes in the Plastic Range, Phil. Mag., Vol. 42, (1951), 722.
- 6) R. Hill and M. P. L. Siebel: On the Plastic Distorsion of Solid Bars by Combined Bending and Twisting, J. Mech. Phys. Solids, Vol. 1, (1953), 207.
- 7) J. G. Orbison, W. McGuire and J. F. Abel: Yield Surface Applications in Nonlinear Steel Frame Analysis, Com. Meth. Appl. Mech. Engng., Vol. 33, (1982), 557.
- 8) H. Eggers and B. Kröplin: Yielding of Plates with Hardening and Large Deformation, Int. J. Num. Meth. Engng., Vol. 12, (1978), 739.
- 9) 安川度, 川上肇, 吉川孝男: 初期不整を有する球殻の圧壊強度解析, 日本造船学会論文集, 第151号, (1982), 197.
- 10) 山田嘉昭: 塑性・粘弾性 (有限要素法の基礎と応用 シリーズ6), 培風館, (1980), 3章.