

衝撃力をうける構造物の塑性変形

—衝撃荷重をうける門型ラーメンの実験的研究（その1）—

若林 実・野中泰二郎・南 宏一

LARGE PLASTIC DEFORMATION OF A STRUCTURE DUE TO IMPACT

—AN EXPERIMENTAL STUDY ON A PORTAL FRAME
SUBJECTED TO IMPULSIVE LOADING, REPORT NO.1

By *Minoru* WAKABAYASHI, *Taijiro* NONAKA and *Koichi* MINAMI

Abstract

A preliminary test is performed for the study of large permanent deformation of the columns in a portal frame under horizontal impact loading. The column specimens are made of mild steel and aluminum alloy plates. The impact load is applied by detonating an electric blasting cap or by means of a ballistic pendulum. The force is measured piezo-electrically, and the impulse by the swings of a bifilar pendulum. The theoretical analysis follows the principle introduced in an earlier paper, and a general consensus is seen with the experimental results.

記号

A	チタン酸バリウムの断面積
a_0	振子の初期振巾
B	柱巾
b	チタン酸バリウムの厚さ
D	材料による定数
E	ヤング係数
F	復元力
g	重力の加速度
H	柱せい
h	柱高
h_s	有効柱高
I	力積
k	$\frac{P}{V}$
M_0	静的全塑性モーメント
M_y	動的全塑性モーメント
m_0	はりの質量
m	柱の単位長さ当りの質量

m_1	$m_0 + \frac{2}{3}mh$
m_2	$m_0 + mh$
P	作用荷重の大きさ
P_{\max}	P の最大値
P_{col}	静的崩壊荷重
ρ	材料による定数
R	エネルギー比
T_0	振子の固有周期
t	時間
V	チタン酸バリウムの開放出力電圧
W	振子の全重量
x	はりの水平変位
δ	柱頭の最終塑性変形量
ϵ	歪度
σ	応力度
σ_0	静的降伏応力度
σ_y	動的降伏応力度
τ	Impact の作用時間
\cdot	時間に関する微分を表わす

I 序

構造物が、耐力以上の荷重を受ければ、それと釣り合う応力状態は存在し得ないので、加速度運動を生ずることになる。もし、そのような荷重が、長時間構造物に作用すれば、変形が増大して、構造物は破壊するか、もしくは、使用に耐えない状態になるであろう。しかし、そのような大きな荷重であっても、その作用時間が、充分短い場合には、慣性抵抗によって、過度の変形は妨げられると考えられる。動的塑性解析の主な目的は、このような状態における構造物の最終変形量を求めることにある。通常、大きな変形を対象とするため、塑性変形に比べて、弾性変形を無視することにより、幾多の問題が理論的に解かれ、特に単純な構造物に関する研究は枚挙に暇が無い。解析にあったては、簡単のため、荷重が純衝撃的に作用するものとし、外力は力積、あるいは、初速度として与えられると仮定しているものが多い。しかしながら、最近の研究によれば、弾性変形を考慮すれば、この仮定を用いて良い場合が多いが^{1)*}、剛塑性理論を適用するにあたっては、作用荷重の最大値と崩壊荷重との比が10以上のオーダーであれば純衝撃と仮定して良く、そうでなければ、力積のみでなく、荷重そのものの大きさが構造物の最終塑性変形量を決定する主要要素となることが明らかにされた²⁾。したがって、剛塑性理論を実験的に検討するとき、荷重と時間との関係を測定する必要が痛感される。

塑性衝撃の分野において、はりについてはすでに多くの実験がなされ、衝撃力は、雷管、重錘、銃、Sheet Explosive などによって、直接的に加えられるか³⁾⁴⁾⁵⁾⁶⁾⁷⁾、あるいは、試験体に充分な速度を加えて、静止した剛体に衝突させて⁸⁾⁹⁾、力積、あるいは、速度変化を測定しているが、荷重と時間の関係を正確に測定したものは皆無に近い状態である。そこで、筆者らは、チタン酸バリウム磁器と、シンクロスコープを用い、荷重の大きさを測定することを主な目的として、Impact による構造物の大変形を調べる実験を企画し、その予備実験を試みたので、ここに、その経過を報告する。

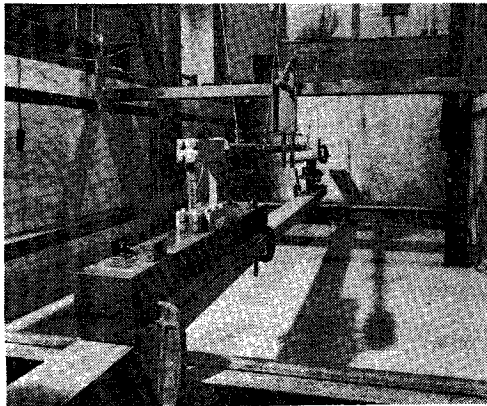
* 片括弧をともなる数字は、論文末の文献番号を意味する。

Impact 荷重としては、初期振巾を与えた弾道振子を、試験体フレームに衝突させる方法を取り、あわせて、雷管によって衝撃力を与える実験をも加えた。試験体としては、骨組構造物に関する実験が非常に少ない¹⁰⁾ことを考えて、ここでは、骨組構造物の最も単純なモデルとして門型フレームを選び、柱頭において、はりの軸に平行に Impact を加え、柱の変形に着目し、既往の研究に基づく理論値と比較・検討を行なう。

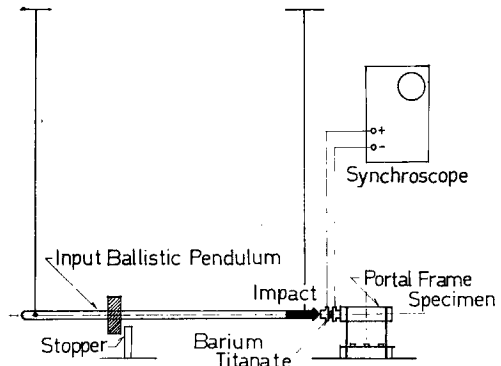
II 実 験

(1) 実験概要

試験体フレームの柱頭に、入力用弾道振子、および雷管によって、2種類の Impact を与えて実験した。振子による実験装置を Fig. 1(a)(b) に、雷管による実験装置を Fig. 2(a)(b) に示す。

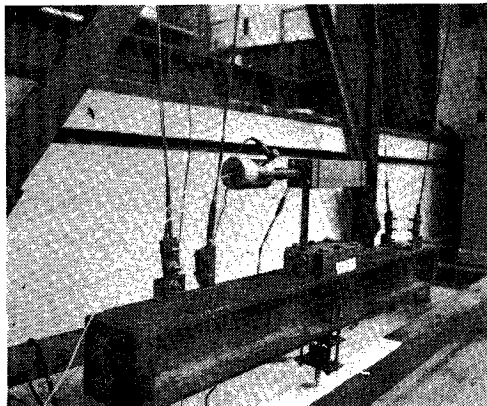


(a) General View

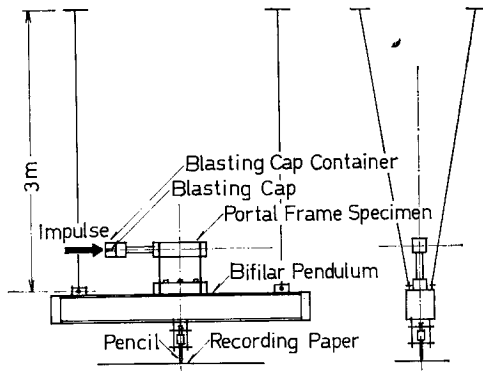


(b) Schematic Diagram

Fig. 1 Apparatus for Loading by Input Ballistic Pendulum



(a) General View



(b) Schematic Diagram

Fig. 2 Apparatus for Loading by Electric Blasting Cap

試験体フレームとしては、柱の変形に対して、はりの変形を無視できるものを選び、柱部材のみを取りかえ、同じはり部材をくりかえし使用することにより、実験が行なえるように工夫した。

柱部材の材質として、軟鋼、およびアルミニウムの2種類を選び、軟鋼に対して14個、アルミニウムに対しては16個の試験体フレームについて実験した。

(2) 試験体フレームおよびその材料

試験体フレームの形状、および寸法を Fig. 3 に示す。はりは鋼製ブロックで作った。はりの重量は

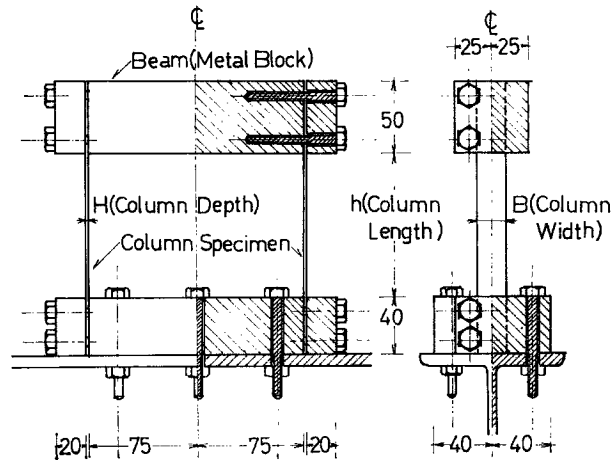


Fig. 3 Frame Specimen (unit: mm)

4000gr. であり、一本の柱の重量の250~600倍で、はりの重量による柱の軸力は、その降伏荷重の3~6%である。柱部材は8本のボルトにより、柱頭柱脚ともに完全固定と近似できる状態で取り付けた。柱部材は、おのおのの材質に対して、公称厚さ1.0mm, 1.5mm, および2.0mmの3種類の薄板から、柱巾Bを10~20mm, 柱高hを100~110mmとなるように切断して作製し、薄板の厚さ方向を柱せいとした。このように、柱巾を柱せいに比べて大きくとったのは、試験体の横座屈を防ぐためである。なお、柱高と柱せいとの比 h/H は50~110である (Table 3)。柱部材の断面の測定は、個々の試験体フレームにつき、左右の柱の柱頭柱脚、すなわち、4カ所について行ない、その平均値をとって実断面とした。また、柱高としては左右の柱高の平均値をとった。

軟鋼、およびアルミニウムに対して、おのおの、3個の静的引張試験を行なった。応力 (σ)—歪 (ϵ)

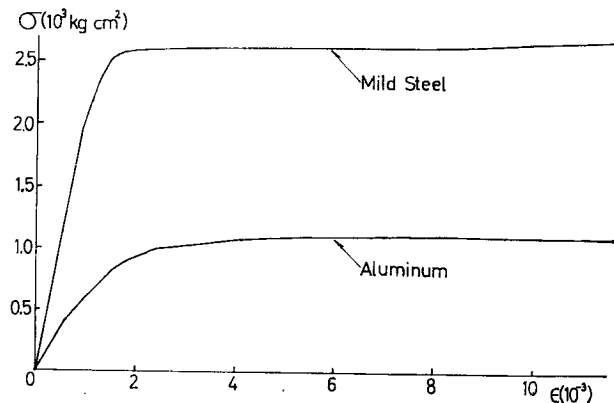


Fig. 4 Stress-Strain Relation

曲線の一例を Fig. 4 に示す。アルミニウムにおいて、明確なおどり場は見られず、1%の歪度程度においては、歪硬化は見られない。軟鋼においては、0.7%の歪度から歪硬化の様相がみられる。静的降伏応力度 σ_0 、およびヤング係数 E の平均値を Table 1 に示す。

Table 1 Common Properties for Specimens

	Static Yield Stress $\sigma_0(10^8 \text{kg/cm}^2)$	Young's Modulus $E(10^8 \text{kg/cm}^2)$	D sec. ⁻¹	p
Mild Steel	2.45	2.10	40.4	5
Aluminum	1.15	0.61	6500	4

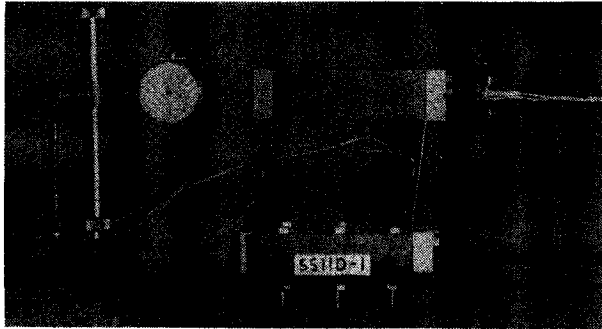
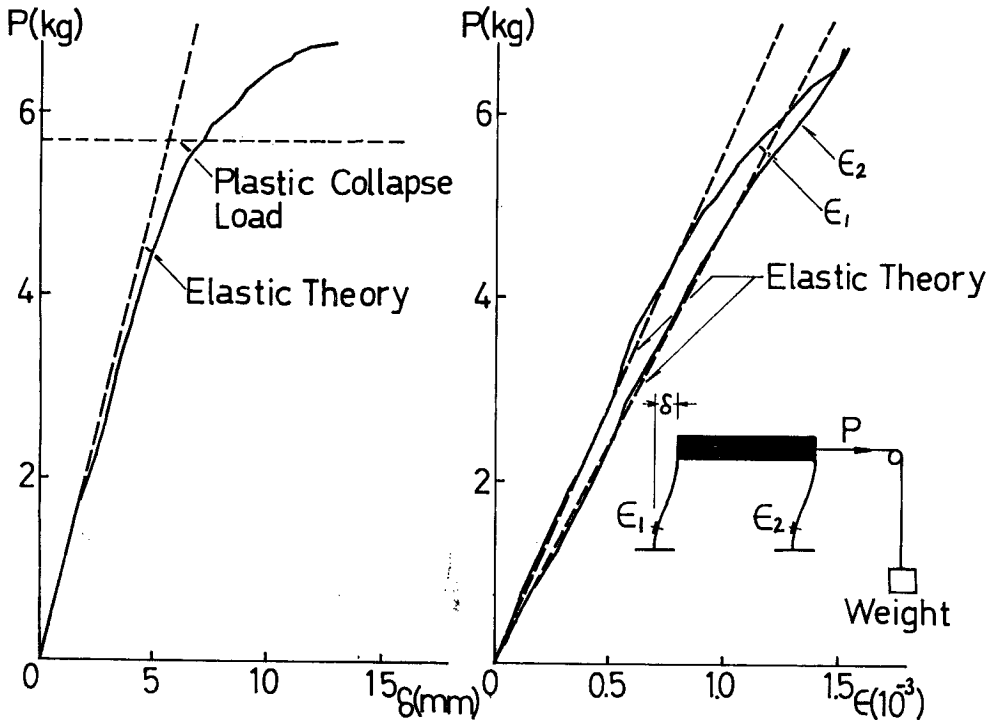


Fig. 5 Apparatus for Static Test



(a) Load-Displacement Relation

(b) Load-Strain Relation

Fig. 6 Static Test Results

Impact 载荷を行なった試験体フレームと同じものに対して、Fig. 5, Fig. 6 に示すように、重錘を利用して、はり断面中心部に静的水平力を載荷させて、柱頭の水平変位、左右の柱の歪度を測定し、あわせて、柱の変形状態を観察した。アルミニウムの柱材による実験結果の一例を Fig. 6 に示した。初期剛性は計算値とよく一致し、最終塑性変形の性状は、静的試験と Impact 载荷の場合とで、ほとんど、差異は見られなかった。

(3) 衝撃力 载荷

(i) 振子による Impact 载荷

Fig. 1 に示したように、試験体フレームを固定させ、振子を試験体フレームのはり断面中心部に衝突させて、Impact 载荷を行なった。Stopper を用いて、衝突の重複を避けた。衝撃力の測定にあたっては、Fig. 1(b) に示すように、はり断面中心部に取り付けられたチタン酸バリウム (BaTiO_3)** の生ずる開放出力電圧の時間的変動をシンクロスコープに写し、毎回パルス波形を写真にとり、それを荷重に変換した (Fig. 9)。

チタン酸バリウムの生ずる開放出力電圧 V と、作用荷重 P との間に比例関係 $P = kV$ があると仮定し、比例定数 k の値を、実験的に求めた***。その方法は、雷管により衝撃载荷を行なう実験のさい力積を求めるときに用いた原理を応用するものである。すなわち、Fig. 2(b) に示した力積測定用振子の先端にチタン酸バリウムを取りつけ、これに入力用弾道振子を衝突させて、シンクロスコープによって記録された開放出力電圧と時間の関係から

$$k = \int_0^{\tau} P(t) dt / \int_0^{\tau} V(t) dt$$

として、 k を求める。ここに、 τ は Impact の作用時間である。このとき、純衝撃的な衝突を仮定して、力積 $\int_0^{\tau} P(t) dt$ は振子の振巾から求める。本実験において使用した2種類のチタン酸バリウム (BaTiO_3 —A, および BaTiO_3 —B) に対して求めた k 値決定のための実験結果を Table 2, および Fig. 8 に示す。

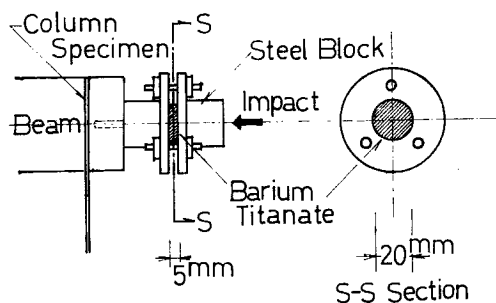


Fig. 7 Barium Titanate Holder

** チタン酸バリウム磁器に人工的に直流電界を長時間印加すると、分極を起すが、この分極した状態で、交流電圧を加えると、磁器に共振を励起することができ、また、逆に機械的歪を与えると、一方向に交流電圧を発生し、いわゆる、圧電現象を示す。この現象を利用して、Impact 载荷による衝撃力を測定する。

*** チタン酸バリウムに生ずる開放出力電圧 V と、荷重 P との間には、 $P/V \equiv k = g_{33}b/A$ の関係があると言われる¹⁴⁾。ここに、 g_{33} は電圧出力係数、 b はチタン酸バリウムの厚さ、 A はその断面積である。本実験で使用したチタン酸バリウムは、公称 $g_{33} = 15.2 \times 10^{-6}$ volt-cm/dyne、 $b = 0.5$ cm、 $A = 3.14$ cm² で、 $k = 420$ gr./volt と計算される。しかし、本実験では Fig. 7 に示すように、チタン酸バリウムは、両側を鋼製円柱ではさまれ、アララダイト系接着剤でとりつけられており、複雑な構造になっているので、このような単純な関係式を用いられない。

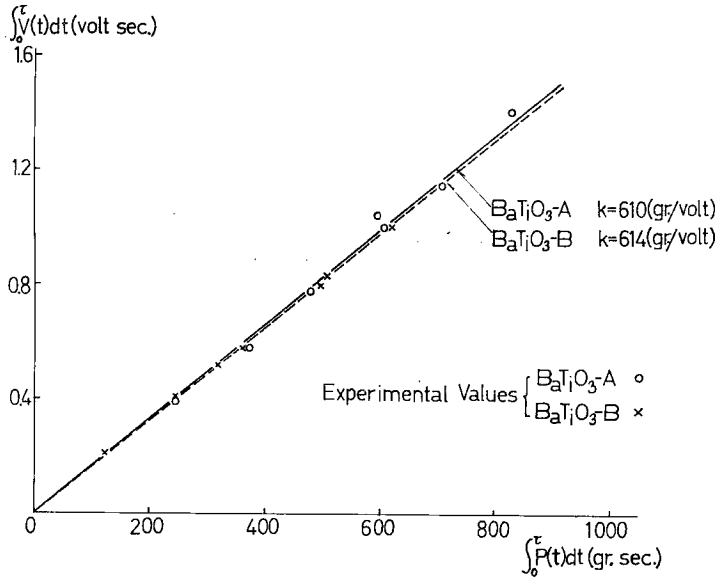


Fig. 8 Evaluation of k -Value

Table 2 Evaluation of k -Value

	Test Number	Synchroscope Measurement			Pendulum Measurement		k gr./volt
		V_{max} volt	τ 10^{-6} sec.	$\int_0^\tau V(t)dt$ volt sec.	a_0 cm	$\int_0^\tau P(t)dt$ gr. sec.	
BaTiO ₃ —A	1	812	800	0.394	5.16	246	625
	2	1280	750	0.582	7.84	375	645
	3	1710	750	0.779	10.0	480	602
	4	2380	720	1.042	12.5	598	572
	5	2740	690	1.149	14.9	711	620
	6	3420	670	1.405	17.4	830	590
	7	2360	700	1.005	12.7	608	606
BaTiO ₃ —B	1	404	835	0.209	2.60	124	594
	2	880	740	0.402	5.20	248	618
	3	1330	700	0.580	7.60	363	625
	4	1220	690	0.518	6.68	320	618
	5	1890	675	0.793	10.4	496	625
	6	1940	690	0.830	10.5	502	605
	7	2470	675	1.020	13.0	622	620

Fig. 8 において、横軸は振子の振巾から求めた力積で、縦軸は電圧パルス波形から求めた電圧の積分値である。こうして得られた k の平均値は、610gr./volt, および 614gr./volt, その偏差は $\pm 6\%$ 以内であり、この値を信頼して、試験体フレームに対する Impact を測定した。

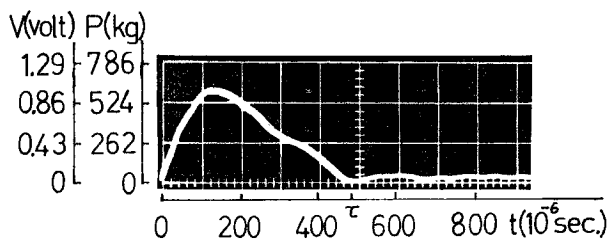


Fig. 9 Voltage (Load)-Time Relation

試験体フレームの Impact 載荷において、測定されたパルス波形の一例を Fig. 9 に示す。各試験体フレームに対して、Impact の作用時間は、ほぼ 500 μ sec. であり、最終塑性変形時間の 1/100~1/500 倍である。作用荷重の最大値 P_{max} は、200kg~2000kg で、これは静的崩壊荷重 P_{col} の 150~400 倍にあたる (Table 3(a))。

(ii) 雷管による衝撃載荷

衝撃力の載荷方法、および測定方法は文献⁷⁾にならったが、その概略をつぎに述べる。

Fig. 2 に示すように、試験体フレームを弾道振子に固定し、6号雷管をはり断面中心部に取り付け、爆発させて衝撃力を与えた。この場合、爆圧波をはり断面中心部のみに作用させるために、長さ約 40mm, 外径約 50mm のアルミニウム製の軽い中空円筒内に、雷管を挿入して、爆圧波に方向性を与えた。

試験体フレームに載荷された力積は、弾道振子の振巾から求めた。H形鋼で作られた振子の下面フランジ部に、鉛筆を取りつけ、その鉛筆がえがく軌跡によって、振巾を測定した。振子の初期振巾 a_0 から、力積 I は

$$I = 2\pi W a_0 / g T_0$$

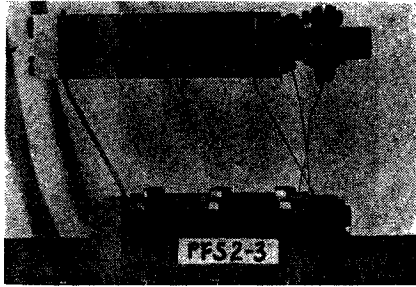
と求められる。ここに、 W は振子の重量で、試験体フレーム、鉛筆等の重量を含めて $W = 30.0$ kg, T_0 はその固有周期で $T_0 = 3.44$ sec, g は重力の加速度である。 a_0 は振子の初期減衰変化を線型であると近似し、数回の振巾から直線補間して求めた。上式は、試験体フレームに載荷された力積が、試験体フレーム、および振子に純衝撃的に載荷されるとし、かつ、振子の固有周期に対して、衝撃力の作用時間、および試験体フレームの変形時間を無視できると仮定して求められたものである。

なお、この実験においては、荷重と時間の関係は測定しないが、Impact 載荷によるものよりも純衝撃に近い載荷であったと考えられる。

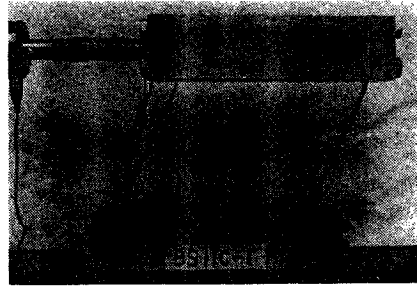
(4) 最終塑性変形量の測定

検長 50mm, 最小目盛 1/100mm のダイヤルゲージを使用して、変形終了後、試験体フレームを構成している状態で、載荷前に対する柱頭柱脚の相対変位を測定し、その左右の柱における平均値をとって最終塑性変形量 δ とした。変形終了後の試験体フレームの例を Fig. 10, Fig. 11 に示す。本実験において、左右の柱において最終変形状態に、ほとんど、差異は認められず、文献⁷⁾と同様、変形は柱頭柱脚附近に集中して生じており、柱材の中間部分は、直線的な形を保っている。

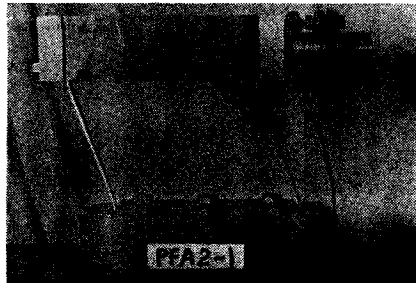
塑性変形によって吸収されるエネルギーと、柱の曲げによって蓄積され得る最大弾性歪エネルギーとの比 R は、ほとんどが 5~15 であった (Table 3)。



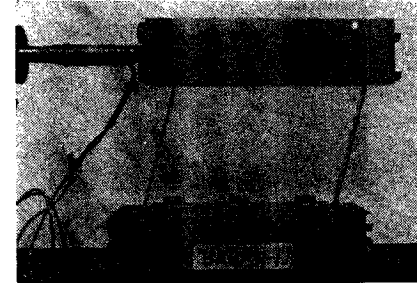
(a) Mild Steel Specimen



(a) Mild Steel Specimen



(b) Aluminum Specimen



(b) Aluminum Specimen

Fig. 10 Deformed Specimen Due to Pendulum Loading

Fig. 11 Deformed Specimen Due to Blasting Cap Loading

試験体フレームの運動時の変形状態を 8mm カメラで撮影したが、軟鋼の試験体に対する一例を Fig.12 に示す。各図は、0.03sec. 間隔の変形状態を示す。②において、Impact 荷が行なわれ、⑥で最大変形をおこし、その後、弾性自由振動をしていることが認められる。

なお、振子による Impact 荷の実験において、予定以上の Impact が加わり、転倒した試験体が 2 個あったが、それらについては測定を行っていない。

III 理 論 値

実験に用いた試験体のはり、柱に比べて充分剛であって、柱の変形に比べてはりの変形は無視できる。また、前節で述べたように、塑性変形に費やされたエネルギーは柱の貯え得る最大弾性歪エネルギーに比べて非常に大きいことを考え、弾性変形を塑性変形に比べて無視する。曲げ変形のみを考えた剛塑性理論によれば、門型フレームが、動的水平力を柱頭に受けたときの変形モードは、荷重が崩壊荷重と同程度のオーダーをもつのであれば、柱頭、および柱脚で 4 つの Plastic Hinge をもって運動するようなものであり、荷重が崩壊荷重に比べて非常に大きい場合には、柱脚の Plastic Regime は有限の長さをもつ Plastic Zone となり、後に Plastic Hinge に縮小して、4 つの Plastic Hinge をもつものへと変る。しかし、この実験におけるごとく、はりの質量が柱の質量に比較して非常に大きい場合には、Plastic Zone を有するモードにおける変形は、その後の変形に比べて無視できる程度のものであり¹²⁾、したがって、変形のモードとして、いずれの場合にも柱頭柱脚に Plastic Hinge を持つ 1 自由度の動力学系を仮定してもその誤差は少ない。

一方、実験により作用荷重と崩壊荷重との比は、100以上のオーダーをもつものであることがわかったから、Impact は純衝撃的に作用し、したがって、初速度として与えられると近似して良い。

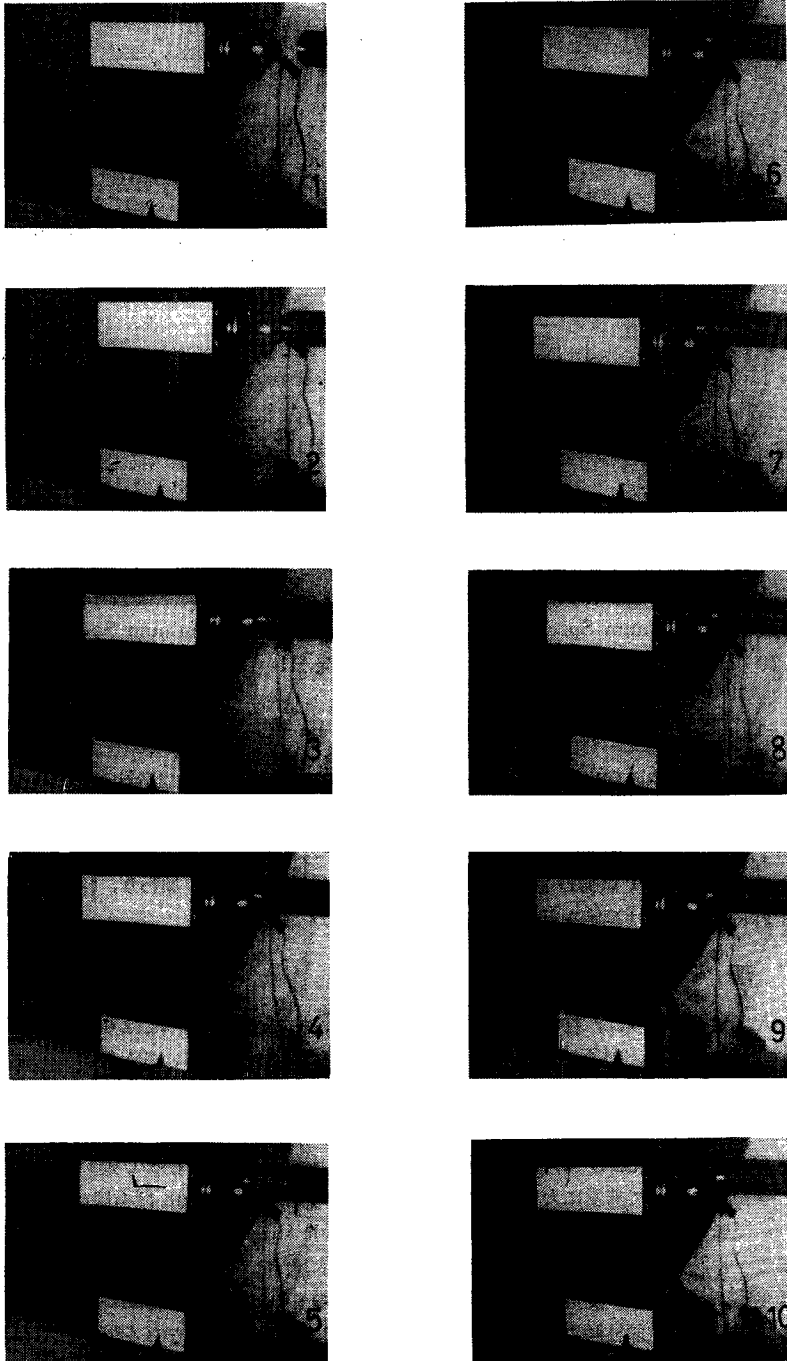


Fig. 12 Deformation Process for The Period of 3/10 sec.

上記仮定のほか、この実験の有する精度を考えあわせて、つぎのような仮定を加える。

- (1) 塑性条件、および変形は曲げのみを考える。
- (2) 柱材のモーメントと曲率の関係は完全剛塑性で、かつ、十分な靱性をもつ。
- (3) 重力による転倒モーメントの影響は考慮するが、フレームの変形は小さく、はりと柱の鉛直方向の慣性は無視できる。
- (4) 横座屈、局部座屈その他不安定現象は生じない。
- (5) 応力波の影響は無視できる。

はりの質量を m_0 、柱の静的全塑性モーメント、および単位長さ当りの質量を、それぞれ M_0 、および m 、有効柱高を h_s 、はりの水平変位を x 、時間を t とすれば、初速度をもって Fig. 13 のように運動している門型フレームの運動方程式は、スパン、およびはりの寸法に関係なく

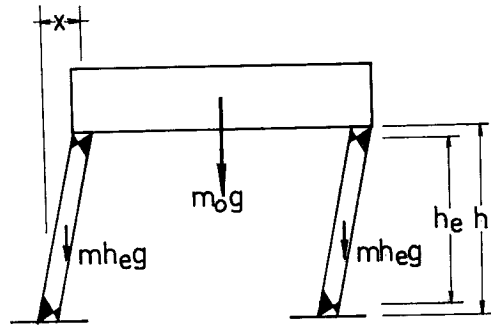


Fig. 13 Deformation Mode and Assumed Plastic Regions

$$m_1 \ddot{x} - \frac{m_2 g}{h_s} x + \frac{4M_0}{h_s} = 0 \dots\dots\dots(1)$$

のごとく表わされる。ここに、dot は時間に関する微分を表わし

$$m_1 \equiv m_0 + \frac{2}{3} m h_e \dots\dots\dots(2)$$

$$m_2 \equiv m_0 + m h_e \dots\dots\dots(3)$$

であって、 m_1 は、はりの水平移動に対する、1自由度系の等価質量とみることができ¹⁾、 $m_2 g$ は質価重量とみなせるものであって、本実験においては、十分な精度をもって、 $m_1 \cong m_2 \cong m_0$ と近似できる。有効柱高 h_s は、文献1)にしたがって、真の柱高 h と柱せい H の差をとる。すなわち、

$$h_s = h - H \dots\dots\dots(4)$$

であるが、本実験では、 $h_s \cong h$ ととれる。

(1) 式の両辺に \dot{x} を乗じて積分し、力積 I を有する衝撃载荷による初期条件

$$x=0, \dot{x} = \frac{I}{m_1} \quad \text{at } t=0 \dots\dots\dots(5)$$

を用いれば次式を得る。

$$\frac{m_1}{2} \dot{x}^2 - \frac{m_2 g}{2h_s} x^2 + \frac{4M_0}{h_s} x = \frac{I^2}{2m_1} \dots\dots\dots(6)$$

最終変形量 δ は、(6) 式において $\dot{x}=0$ を代入したときの x の値として求まるから、2 次代数方程式を解いて、

$$\delta = \frac{4M_0}{m_2 g} \left\{ 1 \pm \sqrt{1 - \frac{m_2 g h_s}{m_1} \left(\frac{I}{4M_0} \right)^2} \right\} \dots\dots\dots(7)$$

と書ける。あるいは、根号の前の符号は、 $I=0$ のとき $\delta=0$ となるよう、負の方をとり、かつ、無次元量を用いて表わせば、(7)式は

$$\bar{\delta} = 1 - \sqrt{1 - \bar{I}^2} \dots\dots\dots(8)$$

となる。ここに、 $\bar{\delta}$ 、 \bar{I} はそれぞれ δ 、 I に比例する量であって、

$$\bar{\delta} \equiv \frac{m_2 g}{4M_0} \delta \cong \frac{m_0 g}{4M_0} \delta \dots\dots\dots(9)$$

$$\bar{I} \equiv \sqrt{\frac{m_2 g h_e}{16m_1 M_0^2}} I \cong \sqrt{\frac{g h}{4M_0}} I \dots\dots\dots(10)$$

(8)式は $\bar{I} \leq 1$ の範囲においてのみ成立する関係であることは式の形から明らかである。 $\bar{I}=1$ のときは $\bar{\delta}=1$ となるが、このときの状況を調べるため、運動方程式(1)を

$$\begin{cases} m_1 \ddot{x} + F = 0 \dots\dots\dots(11) \\ F = \frac{4M_0}{h_e} - \frac{m_2 g}{h_s} x \dots\dots\dots(12) \end{cases}$$

のように書き変える。ここに導入した F は1自由度系の復元力に相当するものであって、(12)式が示すように、 F は変位と線型関係を保って減少する。(9)式、および(12)式より、 $\bar{\delta}=1$ は、系の変位が、 $F=0$ となるような値に達することを意味し、力積が、 $\bar{I}>1$ となるほど大きいものであれば、 $F<0$ なる状態に達し、(11)式より $\ddot{x}>0$ 、すなわち、速度は増大するのみで、変形が終了しないことになり、フレームは転倒してしまうことを意味する。

以上は、完全剛塑性材料を仮定したときの解であるが、雷管による実験のように、変形速度が非常に速い状態においては、材料の降伏応力度が、歪速度に応じて、静的降伏応力度より高くなることを考慮すべきである。そのためには、まず、歪速度 $\dot{\epsilon}$ の値を知らなければならないが、簡単化のため、文献¹⁾におけると同様、塑性域を、Fig. 13のごとく、柱頭柱脚の三角形領域に仮定し、塑性歪がそれらの領域内で均等に分布すると考えると、結局、微小変形において、 $\dot{\epsilon} = \dot{x}/(2h_e)$ なる関係を得る。動的降伏応力度 σ_y 、静的降伏応力度 σ_0 、および歪速度 $\dot{\epsilon}$ の間に

$$\dot{\epsilon} = D \left(\frac{\sigma_y}{\sigma_0} - 1 \right)^p \dots\dots\dots(13)$$

なる関係がある¹⁾とすれば、動的全塑性モーメント M_y は

$$\frac{\dot{x}}{2h_e} = D \left(\frac{M_y}{M_0} - 1 \right)^p \dots\dots\dots(14)$$

より求まる。ここに、 D 、および p は材料に固有の定数である。さらに、衝撃载荷の場合、運動エネルギーの大部分は、変形の初期において、塑性変形に費やされるから¹²⁾、その動的降伏応力度を変形中一定と仮定し、载荷時の値をもつと近似して、(14)式の \dot{x} を I/m_1 で置換する。このような近似を用いれば、剛粘塑性材料の解は、完全剛塑性の場合の解における M_0 を M_y で置換したものとなる。すなわち、

$$\bar{\delta} = 1 - \sqrt{1 - \bar{I}^2} \dots\dots\dots(15)$$

$$\bar{\delta} \equiv \frac{m_2 g}{4M_y} \delta \cong \frac{m_0 g}{4M_y} \delta \dots\dots\dots(16)$$

$$\bar{I} \equiv \sqrt{\frac{m_2 g h_e}{16m_1 M_y^2}} I \cong \sqrt{\frac{g h}{4M_y}} I \dots\dots\dots(17)$$

$$M_y \equiv M_0 \left\{ 1 + \left(\frac{I}{2D h_e m_1} \right)^{\frac{1}{p}} \right\} \cong M_0 \left\{ 1 + \left(\frac{I}{2D h m_0} \right)^{\frac{1}{p}} \right\} \dots\dots\dots(18)$$

なお、重力による転倒モーメントの影響を考慮しない場合には、 $m_2=0$ において、剛塑性理論では、(6)式から

$$\delta = \frac{I^2 h_0}{8M_0 m_1} \cong \frac{I^2 h}{8M_0 m_0} \dots\dots\dots(19)$$

剛粘塑性理論では

$$\delta = \frac{I^2 h_s}{8M_y m_1} \cong \frac{I^2 h}{8M_y m_0} \dots\dots\dots(20)$$

となる。

IV 実験結果およびその検討

振り载荷による実験結果を、Table 3(a), Fig. 14(a) に、雷管载荷によるものを、Table 3(b), Fig. 14(b) に示す。Fig. 14 において、横軸には、前節で導入した、力積に比例する無次元量、縦軸には、柱頭の最終塑性変形量 δ に比例する無次元量を取り、理論値と比較した。全塑性モーメントとして、振り载荷のものには M_0 を、雷管载荷のものには M_y をとった。材料の定数 D 、および ρ としては、Table 1 に示したような Bodner and Symonds⁹⁾ の値を用いた。本実験において、 M_y と M_0 の比は、軟鋼に対しては、ほぼ1.63 アルミニウムに対しては、1.16であった。

比較のため重力による転倒モーメントの影響を無視した理論曲線を点線で Fig. 14 に示した。

Fig. 14(a) から、実験値と理論値とは、ほぼ一致していることが認められるが、塑性変形量の小さい、すなわち、エネルギー比の小さいところでは、実験値の方が、やや小さい値を示す傾向にある。最終塑性変形量の大きいところでは、実験値は、転倒モーメントの影響を考慮した理論値に近い値を示す変形量の増大ともなっており、転倒モーメントによるフレームの復元力低下の影響が大きくなる様子がよくわかる。

Fig. 14(b) から、実験値と、歪速度の影響を前節の方法によって導入した理論値とは、かなりよく一致することが認められ、構造物を1自由度系として取り扱い文献1)の方法によって、最終塑性変形量は、充分、近似できると言える。

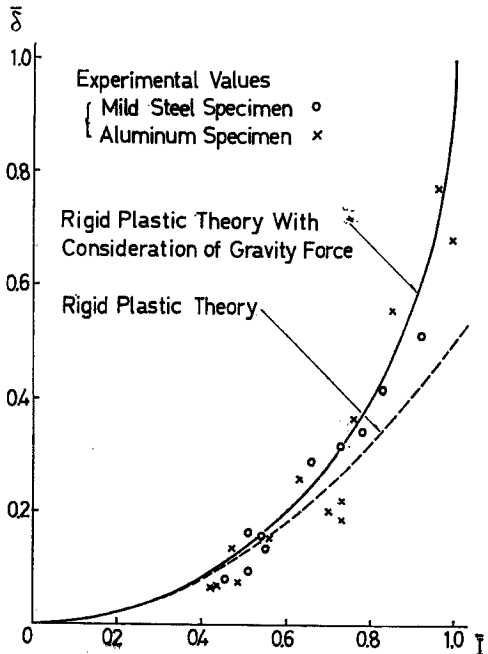
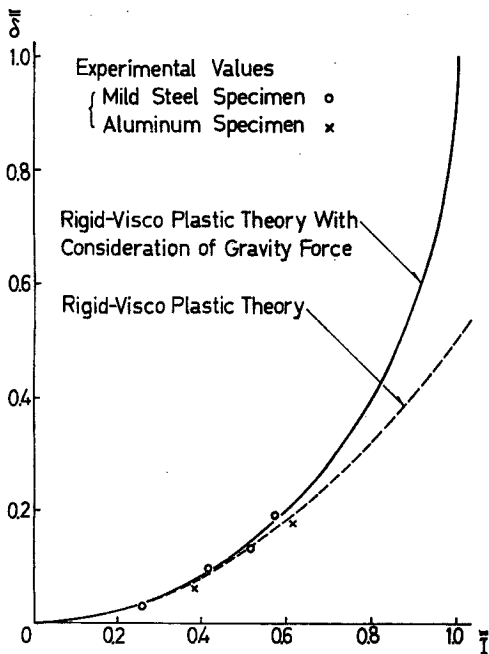


Fig. 14(a) Test Results of Pendulum Loading

Fig. 14(b) Test Results of Blasting Cap Loading

V 結 語

本実験において、チタン酸バリウム磁器を使って、Impact 载荷の荷重パルスの形をつきとめ、作用荷重と、崩壊荷重との比が 100 以上のオーダーであることがわかり、したがって、剛塑性理論を用いる場合にも、純衝撃的に作用するものと近似して良いことがわかった。この予備実験においては、実験値は、構造物を 1 自由度系として、最終変形量を求める文献 1) の近似解とよく一致した。

Table 3 (a) Test Results of Pendulum Loading

	Specimen Number	B cm	H cm	h cm	M_0 10^8 gr. cm	P_{max} 10^8 gr.	I gr. sec	δ cm	\bar{I}	$\bar{\delta}$	R	$\frac{P_{max}}{P_{col}}$
Mild Steel Specimens	P F S 1-1	0.99	0.100	11.0	5.94	366	117	0.98	0.511	0.165	3.09	170
	P F S 1-2	1.00	0.097	11.0	5.75	523	161	1.84	0.729	0.320	8.68	251
	P F S 1-3	1.00	0.100	11.0	6.00	498	153	1.75	0.662	0.293	6.16	228
	P F S 1-4	0.99	0.097	10.0	5.97	664	201	2.50	0.834	0.418	7.24	278
	P F S 2-1	1.50	0.100	11.0	9.00	550	178	0.85	0.514	0.095	2.68	168
	P F S 2-2	1.49	0.101	11.0	9.10	681	274	3.15	0.782	0.346	9.95	206
	P F S 2-3	1.49	0.101	11.0	9.10	1210	324	4.68	0.926	0.515	15.0	366
	P F S 3-1	2.01	0.100	11.0	12.0	733	212	0.98	0.460	0.082	14.9	168
	P F S 3-2	2.00	0.101	11.0	12.2	705	254	1.91	0.543	0.157	6.02	159
	P F S 3-3	2.03	0.100	11.0	12.0	915	252	1.76	0.540	0.147	5.57	210
Aluminum Specimens	P F A 1-1	1.10	0.151	11.0	6.65	575	161	1.73	0.628	0.260	5.46	247
	P F A 1-2	1.06	0.149	11.0	6.75	731	221	3.76	0.852	0.557	10.7	298
	P F A 1-3	1.08	0.150	11.0	7.35	915	271	5.69	0.960	0.774	16.9	342
	P F A 2-1	1.52	0.150	11.0	9.81	836	287	3.60	0.760	0.368	10.4	234
	P F A 2-2	1.53	0.150	11.0	9.89	523	165	0.65	0.434	0.066	1.54	146
	P F A 2-3	1.52	0.149	11.0	9.71	1150	316	4.39	0.843	0.452	12.2	325
	P F A 4-1	0.98	0.203	11.0	11.4	760	246	1.74	0.556	0.152	6.58	183
	P F A 4-2	1.05	0.203	11.0	11.6	1260	328	2.58	0.735	0.222	9.89	299
	P F A 4-3	0.98	0.202	11.0	11.4	575	185	0.74	0.421	0.065	2.81	139
	P F A 10A-3	1.27	0.101	10.0	3.75	239	71	0.51	0.468	0.136	1.15	222
	P F A 10B-4	1.74	0.101	10.0	5.11	452	141	1.05	0.696	0.201	2.40	221
	P F A 10B-5	1.70	0.098	10.0	4.69	611	188	3.21	0.992	0.685	6.97	325
	P F A 10G-3	1.21	0.196	10.0	13.6	850	267	1.02	0.484	0.075	4.50	156
	P F A 10G-4	1.16	0.197	10.0	12.9	1240	374	2.43	0.732	0.188	10.7	241

Table 3 (b) Test Results of Blasting Cap Loading

	Specimen Number	B cm	H cm	h cm	$\frac{M_o}{10^8}$ gr. cm	$\frac{M_y}{M_o}$	I gr. sec	δ cm	\bar{I}	$\bar{\delta}$	R
Mild Steel Specimens	B S10C—1	1.99	0.099	10.0	12.0	1.62	324	1.89	0.416	0.097	6.12
	B S11C—1	2.00	0.098	11.0	11.8	1.65	430	3.79	0.572	0.193	10.3
	B S11E—1	1.48	0.161	11.0	23.5	1.63	387	1.11	0.262	0.029	5.03
	B S11C—2	1.99	0.097	11.0	11.7	1.63	380	2.51	0.518	0.131	6.86
Aluminum Specimens	B A10E—1	1.74	0.151	10.0	11.5	1.16	331	2.36	0.616	0.177	8.23
	B A10 I—1	2.15	0.198	10.0	25.2	1.17	452	1.78	0.380	0.061	8.26

謝 辞

この実験を始めるにあたって、京都大学若園吉一先生、および日本火薬株式会社北尾盛功氏から、全面的に御協力いただいた。また、実験中、京都大学大学院柴田道生、貴島嘉夫両氏の惜しめない助力を得た。本紙上を借りて、甚深の謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) T. Nonaka, "Some Interaction Effects in a Problem of Plastic Beam Dynamics, Part II: Analysis of a Structure as a System of one Degree of Freedom," to be published in Journal of Applied Mechanics.
- 2) T. Nonaka and P.S. Symonds, "Effects of Shear on a Rigid-Plastic Beam under Blast-Type Loading," under preparation.
- 3) E.W. Parkes, "The Permanent Deformation of a Cantilever Struck Transversely at Its Tip," Proceedings of the Royal Society of London, Series A, Vol.228, 1955, pp.462—476.
- 4) E.W. Parkes, "The Permanent Deformation of an Encastred Beam Struck Transversely at Any Point in Its Span," Proceedings of the Institution of Civil Engineers, Vol.10, 1958, pp.277—304.
- 5) S.R. Bodner and W.G. Speirs, "Dynamic Plasticity Experiments on Aluminium Cantilever Beams at Elevated Temperature," Journal of the Mechanics and Physics of Solids, Vol.6, 1958, pp.186—202.
- 6) J.S. Humphreys, "Plastic Deformation of Impulsively Loaded Straight Clamped Beam", Journal of Applied Mechanics, Vol.32, 1965, pp.7—10.
- 7) T. Nonaka, "Some Interaction Effects in a Problem of Plastic Beam Dynamics, Part III: Experimental Study," to be published in Journal of Applied Mechanics.
- 8) T.J. Mentel, "The Plastic Deformation due to Impact of a Cantilever Beam with an Attached Tip Mass," Journal of Applied Mechanics, Vol.25, 1958, pp.515—524.
- 9) S.R. Bodner and P.S. Symonds, "Experimental and Theoretical Investigation of the Plastic Deformation of Cantilever Beams Subjected to Impulsive Loading," Journal of Applied Mechanics, Vol.29, 1962, pp.719—728.
- 10) B. Rawlings, "Impact Tests on Model Steel Frames," Proceedings of The Institution of Civil Engineers, Vol.29, 1964, pp.389—414.

- 11) 田中哲郎「チタン酸バリウム応用」OHM文庫(60), オーム社, 1955, pp.11-63.
- 12) T. Nonaka, "Some Interaction Effects in a Problem of Plastic Beam Dynamics, Part I: Interaction Analysis of a Rigid-Perfectly Plastic Beam," to be published in Journal of Applied Mechanics in 1967.
- 13) N. Perrone, "On a Simplified Method for Solving Impulsively Loaded Structures of Rate-Sensitive Materials," ASME Paper No.65-APM-10, June, 1965.