

衝撃によるH型鋼梁の弾塑性応答解析に関する実験研究

防衛大学校土木工学教室 岡元北海

〃 〃 〇石川信隆

〃 〃 政玄雄造

1. 緒言

衝撃力を受ける構造物の弾塑性応答については、最近数多くの理論的・実験的研究がなされ^{1)~6)}、その弾塑性域にわたる変形挙動が次第に解明されつつある。しかし、現場で多用されているH型鋼についての衝撃による弾塑性応答に関する実験研究は少く、理論的研究としてR.K. Wenらの塑性域における曲げモーメントとせん断力の相互作用を考慮したTimoshenkoばりの近似解法、さらに出村・小堀⁷⁾の上記解法を用いたせん断変形の数値的考察が挙げられるにすぎない。

構造物にまれに作用するかも知れない衝撃力に対する設計法では、衝撃によって生じた塑性変形量が規定の範囲を越えないようにするもの、衝撃力による構造物の弾塑性応答の中でも最大たわみや残留たわみが重要な要素となってくる。

かゝる観点から、本研究は実用に供しているH型鋼(SS41)の弾塑性応答を実験的に究明せんとしたものである。すなわち、両端単純支持のH型鋼梁に重錘の自然落下による横衝撃を与え、曲げモーメント、せん断力、最大たわみおよび残留たわみなどを求め、R.K. Wenらの理論値と比較するとともに、各種H型鋼の断面形状による比較検討を行ない、重力的塑性設計へ資せんとしたものである。

2. 実験

(1) 実験方法

実験装置の概要は図-1および写真-1に示すとおりで、重錘をガイドで誘導し、高さ10~200cm(落速140~626cm/sec)から自然落下させ、H型鋼の中央突に横衝撃を与えた。重錘は図-2に示すように鋼製で半球に仕上げ、重量は57Kgである。試験体の両端は単純支持とし、衝撃時に両端が支桌から離れないように写真-2に示すようにはりの上からボルトで固定した。測定突は図-2に示すように重錘の中央突に加速度計(Kyowa AS-1000A)を、試験体にはひずみゲージ(Kyowa KP-6-A1およびKP-6-B2)を貼付し、変位計(ShinKoh IDS-1)またはポテンシオメーター(Midori LP-50S)を取り付けた。動ひずみ計(Kyowa DM-6P)、シンクロスコープ(Tektronix 565)およびカメラを使用して重錘の加速度、各突のひずみおよび変位を記録測定した。また残留たわみはノギスにより衝撃直後同時に測定した。

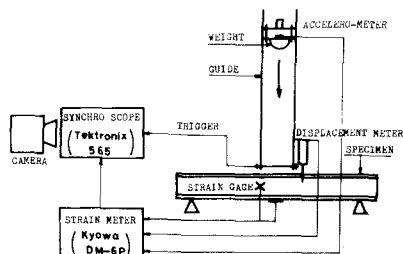


Fig.-1

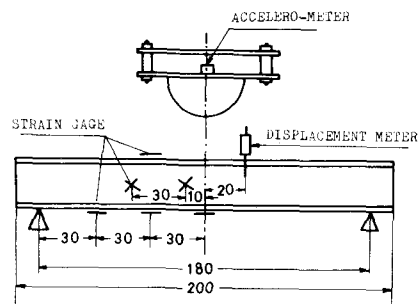


Fig.-2

(2) 試験体

試験体は、一般構造用鋼材SS41を使用し、長さ200cm、スパン長180cmとし4種類各5本準備した。その寸法諸元を表-1に示す。各試験体について、アムスラー万能試験機により中央集中荷



Photo-1

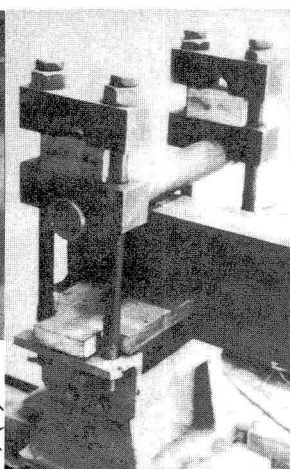


Photo-2

Table-1

H - TYPE CROSS SECTION		A 150 - 75	B 125 - 60	C 100 - 50	D 100 - 100
SIZE mm	h	150	125	100	100
	b	75	60	50	100
	t ₁	5	6	5	5.5
	t ₂	7	8	7	7.5
AREA	A cm ²	17.85	16.84	11.85	19.68
WEIGHT	W kg/m	14.0	13.2	9.3	15.44
MOMENT OF INERTIA					
	I _x cm ⁴	666	413	187	350
SECTION MODULUS					
	Z _x cm ³	88.8	66.1	37.5	70

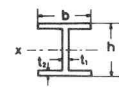


Table-2

SPECIMEN	P _y (kg)	M _x (kg-cm)	E (10 ⁴ kg/cm ²)
A	7380	3.32 × 10 ³	2.13
B	5500	2.48 × 10 ³	2.08
C	3200	1.44 × 10 ³	2.14
D	5800	2.61 × 10 ³	2.06

重による静的実験を行ない、静的降伏荷重 P_y 、降伏モーメント M_y およびヤング係数 E の値を表-2のように求めた。

(3) 実験結果

実験結果の一部を写真-3および図-3, 4, 5に示す。写真-3は試験体A, 落高 $H=60$ cmのもので、チャンネル1は重錘の加速度、2はせん断ひずみ、3は中央突下側フランジひずみ、4は中央突変位を示している。

図-3は試験体Aの中央突下側フランジひずみを落高 H をパラメーターとして比較図示したもので、 $H=120$ cmにおいて残留ひずみが生じている。

図-4は試験体Aの1/3突下側フランジのひずみを落高 H をパラメーターとして示したもので、 $H=120$ cm以上ではほぼ一定の性状を示しており、ここでは残留ひずみが生じていない。

図-5は重錘の加速度およびせん断ひずみを落高 H をパラメーターとして比較したもので、両者の波形がほぼ似ていることから、衝撃力がはりのせん断振動の影響を強く受けている

振れ

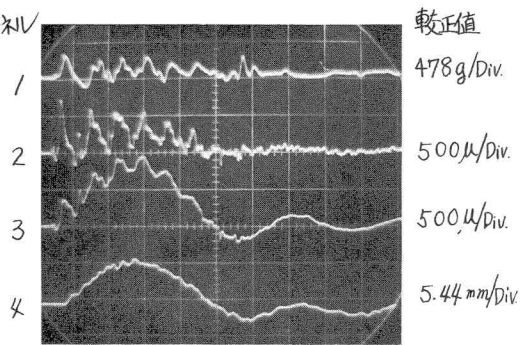


Photo-3 $H=60$ cm
(掃引速度 2 msec/Div.)

A 150 × 75

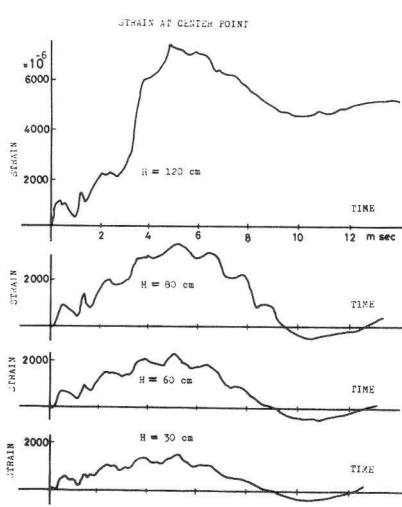


Fig.-3 中央突ひずみ

A 150 × 75

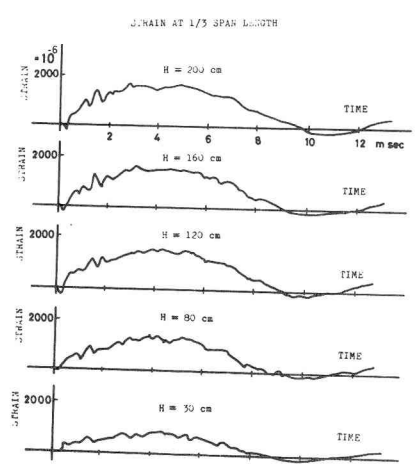


Fig.-4 1/3突ひずみ

ことが認められる。

3. 理論解析

(1) 解析方法 このでは R. K. Wen^らが提案した、はりを一種の近似モデルに置き換えて数値積分する方法を用いた。

モデルは図-6, 7に示すように連続したはりパネルに分割したもので、各パネルは剛体で変形は力突に挿入されているモーメントバネとせん断バネが受けもつと考え、外力や質量はパネルの中央突(負突)に集中させる。なお、支突は力突に一致させるようにする。図-8はパネルに作用する力の釣合図である。

以上の仮定から導いた関係式および降伏関数などを表-3に示す。

Table-3

モーメントバネの回転(α_i)	$\alpha_{i+1} = \phi_{i+1} - \phi_i$ (1)
せん断バネの変位(β_i)	$\beta_{i+1} = y_{i+1} - y_i - \frac{h}{2}(\phi_{i+1} + \phi_i)$ (2)
垂直方向の運動方程式	$m_i \frac{\partial^2 y_i}{\partial t^2} = S_{i+1} - S_i + P_i$ (3)
回転方向の運動方程式	$J_i \frac{\partial^2 \phi_i}{\partial t^2} = M_i - M_{i+1} + \frac{h}{2}(S_i + S_{i+1})$ (4)
曲げモーメント(M_i)	$M_i = -EI \alpha_i / h$ (5)
せん断力 (S_i)	$S_i = Gk'A \beta_i / h$ (6)
境界条件	$\alpha_1 = \alpha_{n+1} = 0, \beta_1 = y_1 - \frac{h}{2}\phi_1$ $\beta_{n+1} = -y_n - \frac{h}{2}\phi_n$ (7)
時間増分 Δt に対する y_i ϕ_i も同じ	$y_i(t_1) = y_i(t_0) + \Delta t \dot{y}_i(t_0) + (\Delta t)^2 \frac{\ddot{y}_i(t_0)}{2}$ $t_1 = t_0 + \Delta t$ (8)
時間増分 Δt に対する $\dot{y}_i$	$\dot{y}_i(t_1) = \dot{y}_i(t_0) + \Delta t \frac{\{\ddot{y}_i(t_0) + \ddot{y}_i(t_1)\}}{2}$ (9)
降伏関数	$f(M_i, S_i) = \left(\frac{M_i}{M_y}\right)^2 + \left(\frac{S_i}{S_y}\right)^2 - 1$ (10)
塑性ポテンシャル	$\frac{\partial f / \partial M_i}{\partial (\alpha_p)_i / \partial t} = \frac{\partial f / \partial S_i}{\partial (\beta_p)_i / \partial t} = C_i$ (11)
塑性変形量	$\Delta \alpha_p = \Delta \alpha - \Delta \alpha_e$ $\Delta \beta_p = \Delta \beta - \Delta \beta_e$ (12)

記号: ϕ_i = パネルの回転角,

y_i = 負突の垂直変位,

m_i = 集中質量,

J_i = 集中慣性モーメント,

P_i = 集中外力,

A = 断面積,

k = 断面定数, C_i = 定数

n = 分割数,

h = パネル長,

M_y = 降伏曲げモーメント,

S_y = 降伏せん断力,

$\Delta \alpha_p, \Delta \alpha_e = \Delta \alpha$ の塑性および弾性成分

$\Delta \beta_p, \Delta \beta_e = \Delta \beta$ の塑性および弾性成分

なお、衝撃力については、衝撃を与える物体がはりに附着して振動するものと仮定し³⁾、はりの衝撃突に初速度を与える方法を用いる。すなわち、初期条件は次式のようになる。

$$\left. \begin{aligned} y_i(0) &= 0, \dot{y}_i(0) = 0 \quad (i \neq 1), \dot{y}_1(0) = \frac{m_w}{m_1 + m_w} V \\ \phi_i(0) &= 0, \dot{\phi}_i(0) = 0, \end{aligned} \right\} \quad (13) \quad \text{ただし, } V, m_w = \text{重錘の衝撃速度および質量} \\ \dot{y}_1, m_1 = \text{はり中央突の変位速度および集中質量}$$

A 150-75

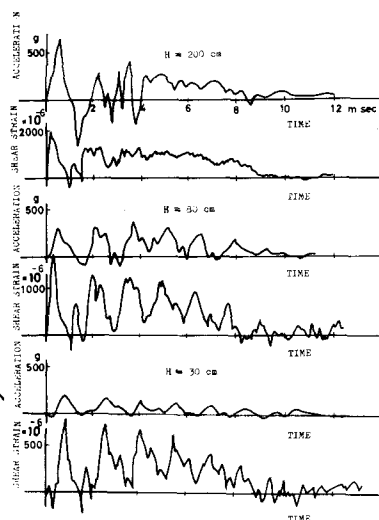


Fig.-5

加速度 およびせん断ひずみ

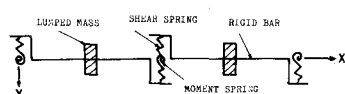


Fig.-6

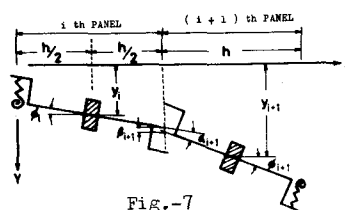


Fig.-7

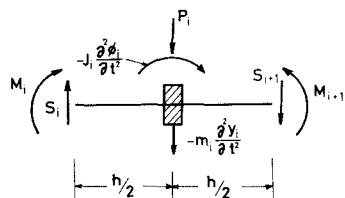


Fig.-8

(2) 数値計算法および入力データの検討

式(1)~式(13)を用いて図-9のフローチャートにしたがって数値計算を行なうが、降伏関数 $f(M_i, S_i)$ が正となる場合は、はりの挙動が塑性域に入ったことを意味し、式(10), (11), (12)を用いて塑性変形量を計算することとなる。^{(1), (2)}

数値計算においてパネル分割数 N と時間増分 Δt が計算結果との関連において問題となるので予め検討した。

(i) Δt については、ある限界値($\Delta t/T=0.002$, T : はりの固有周期)より大きくなると収束しなくなり、それ以下の場合は計算結果がほぼ同じ値に収束する。しかし、分割数 N が大きくなると、 Δt を小さくしなければならないことから結局 $\Delta t/T=0.0008$ を採用した。

(ii) N については、 N を多くとれば結果は次第に一定になることが分り、これを図-10(a), (b)に示した。図-10(a)は N と最大変位 Y_m との関係を示し、図-10(b)は N と Y_m/Y_y (Y_y : 残留変位)との関係を示したもので、 $N=21$ では一定となるが、 $N=15$ でもその差は1%以内で実用上十分差し支えなく、計算時間も半分以下となるため、 $N=15$ を採用した。

(iii) 動的降伏モーメント M_y の値については、Symonds⁽⁴⁾および野中の提案した式を用いると、 $M_y=1.5M_y^0$ となるので、ここでは $M_y=1.5M_y^0$ を使用した。

$$M_y = M_y^0 \left\{ 1 + \left(\frac{\dot{y}_i}{Z D \ell} \right)^4 \right\} \quad (14)$$

ただし、 $\dot{y}_i$ =初期変位速度、 ℓ =スパン長、 D =材料による定数(鋼 40.4 sec), p =材料による定数(鋼 5), M_y^0 =静的降伏モーメント

また、動的降伏せん断力 S_y につ

いては上式と von Mises の降伏条件を用いて算出し、結局入力データとして使用した諸値は表-4のとおりである。

4. 実験結果と計算結果との比較検討

(1) 曲げモーメントおよびせん断力

図-11(b), (c)は曲げモーメントおよびせん断力の計算値をはり中央底下フランジのひずみおよびせん断ひずみ値に換算し、実験値のそれらと比較したもので、さらに両者の比較を容易にするため、図-12(a), (b)にそれらのスペクトル解析を行ない図示した。図-11(b)より曲げモーメントは計算値の周期がやや短く、最大値がわずかに大きくなっているが、これは理論上局部変形や減衰の影響を無視した

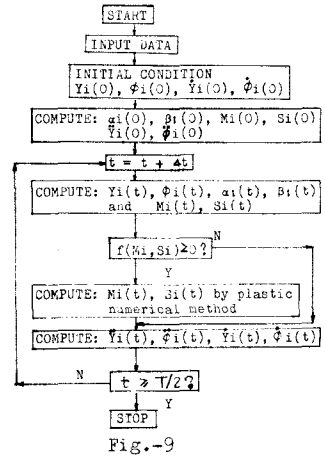


Fig.-9

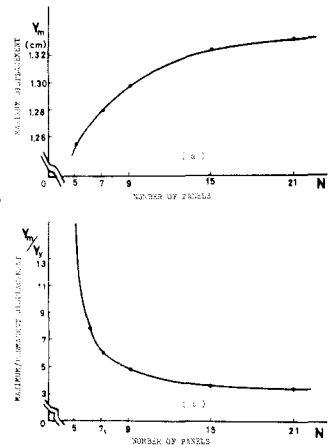


Fig.-10

Table-4

DATA	SPECIMEN	A	B	C	D
SPAN LENGTH L (cm)		180	180	180	180
NATURAL PERIOD T (sec)		0.006	0.007	0.007	0.007
PANEL MASS m (gr)		1.71	1.62	1.14	1.89
ROTATORY INERTIA J (cm ² gr/sec)		5.34	3.31	1.50	2.80
FLEXURAL RIGIDITY EI (gr-cm ²) $\times 10^4$		14.3	8.88	4.02	7.53
SHEARING RIGIDITY kGA (gr) $\times 10^4$		6.23	6.23	4.15	4.57
YIELD MOMENT M_y (gr-cm) $\times 10^3$		4.98	3.71	2.16	3.92
YIELD SHEAR FORCE S_y (gr) $\times 10^3$		5.80	5.44	3.85	6.40
WEIGHT MASS m_w (gr)		58	58	58	58
IMPACT VELOCITY V (cm/sec)		140		626	

ためと考えられる。一方、図-12(a)の曲げモーメントの周波数応答特性は、1次振動が支配的で、2次振動も若干現われている。

せん断力の実験値も、図-12(b)より曲げモーメントと同様1次振動がやゝ支配的であるが、2次振動もかなり大きい。計算値の方は1次振動がやゝ小さく、2次から4次までの波も現われており、この実験値と異っている。

(2) たわみ

図-11(a)は試験体A、落高 $H=40\text{cm}$ の場合の中央たわみを比較したもので、計算値の方がやゝ大きくなっているが、殆んど合致している。しかし、落高が高くなるにつれ、たわみ-時間曲線の測定結果は不安定となり、十分な値は得られなかったが、最大たわみおよび残留たわみのみ測定して図-13, 14, 15, 16に示した。いずれも実験値と計算値はよく一致していることが認められる。Eulerモデルは曲げ変

形のみ考慮した場合で、Timoshenkoモデルとの差がせん断変形による影響を示している。この影響は静的実験において約1%であるが、衝撃の場合には試験体によって多少異なるが、約10%あり、特に衝撃の場合にはせん断変形の影響が大きいことが確認された。また、別の実験データによれば、この影響は衝撃点および支点付近で大きく、それらの点より離れた1/3点付近では小さいことも認められた。

5. 断面形状による比較

本実験で用いたH型鋼の比較基準(例えば重量一定など)は一定でなかったが、一応使用した試験体A(150×75)、B(125×60)、C(100×50)、D(100×100)の最大たわみおよび残留たわみ y_m についてそれぞれ図-17および図-18に比較した。

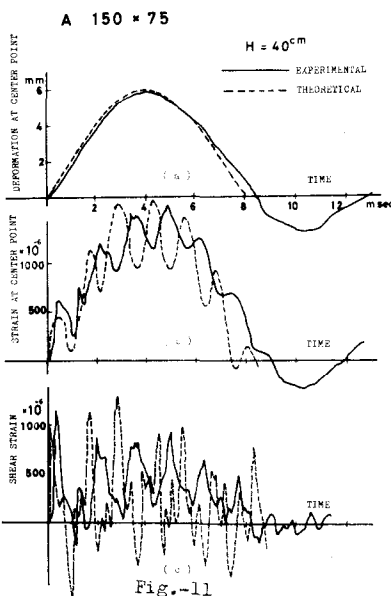


Fig.-11

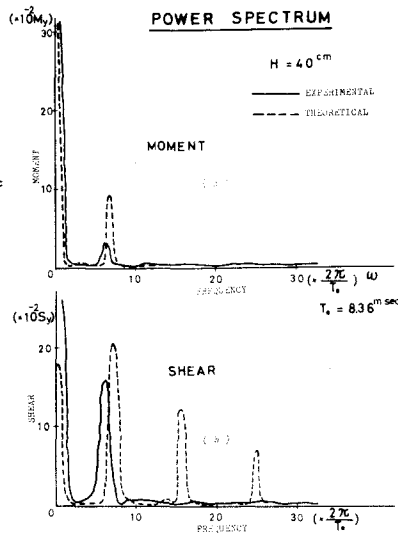


Fig.-12

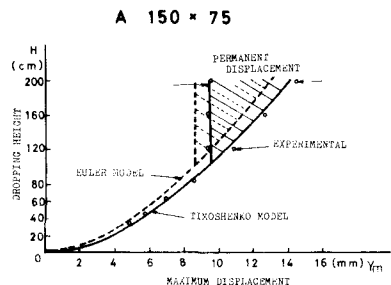


Fig.-13

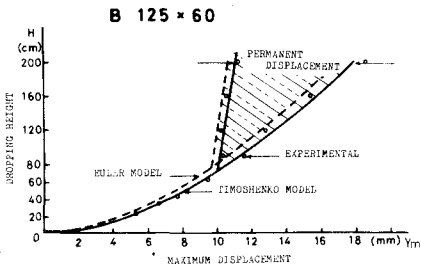


Fig.-14

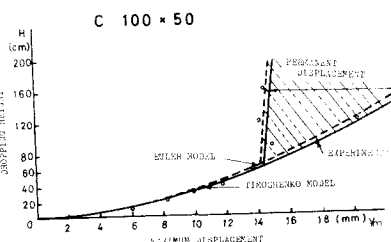


Fig.-15

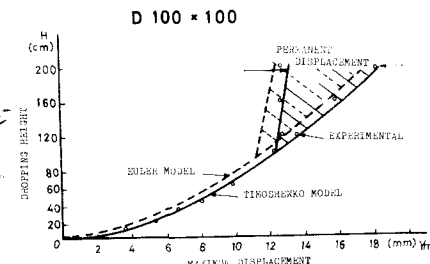


Fig.-16

(1) 図-17より最大たわみは一定の落高に対しA, B, D, Cの順に大きくなっている。AはDより重量(断面積)が小さいにも拘らずDに比べ最大たわみは小さくしており、Bもほぼ同様の傾向を示している。これより衝撃の場合も静的の場合と同様曲げ剛性のたわみに与える影響が大きいことが確認される。

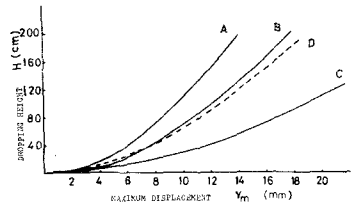


Fig.-17

(2) 図-18より残留たわみは落高 $H=160\text{cm}$ 以上ではA, D, B, Cの順に大きい、残留たわみが生じ始める落高の位置はD, A, B, Cの順に低くなっており、これよりフランジ幅の増大に伴い残留たわみが生じにくい傾向があるものと思われる。

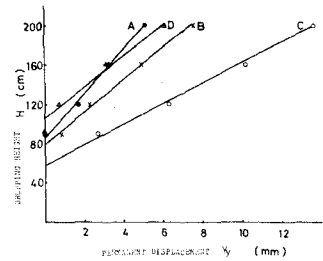


Fig.-18

6. 結 語

本研究は基礎的な衝撃実験によりH型鋼梁の弾塑性応答を明らかにしたもので、Timoshenkoモデルによる近似変形計算法が実験値にほぼ合致することを認めた。本研究の成果を要約すれば以下のとおりである。(1) 衝撃力について、最大加速度より求めた作用荷重とせん断ひずみより算定した最大せん断力の値がほぼ一致し、これが静的崩壊荷重の3~5倍の大きさになる。

また衝撃速度は $140\sim 626\text{ cm/sec}$ の範囲を使用した、このような範囲内では、重錘がはりに附着するものと仮定して初速度を与える方法を用いても実用計算上十分差支えないものと思われる。

(2) たわみに及ぼすせん断変形の影響は静荷重の場合に比し、衝撃の場合は大きく、特にウェブの薄いH型鋼では無視することはできない。

(3) 最大たわみに及ぼす曲げ剛性の影響は、静的の場合と同様衝撃の場合も大きいことが確認された。なお、本実験により理論の妥当性がほぼ確認されたが、さらに高精度の解を得るには、局部変形や減衰の影響を理論上加味する必要がある。また、衝撃に対するH型鋼の設計基準を定めるには、さらに多くの実験データを集積するとともに、大衝撃を与える実験装置や測定法などの改良を加える必要があり、衝撃に対するH型鋼の最適設計も考慮しなければならないと思われる。

参考文献

- 1) R.K. Wen, N. Beylerian: Elasto-Plastic Response of Timoshenko Beam; Proc. of A.S.C.E., ST3, June 1967, PR.131-146
- 2) 出村.小堀: 衝撃によるはりの塑性変形におよぼすせん断変形の影響について, 土木学会25回講演集, 利部, 昭和45年
塑性設計上からみたせん断変形についての考察, 土木学会26回講演集, 利部, 昭和46年
- 3) W. Goldsmith; Impact, Edward Arnold Ltd., 1960, PP.55-65
- 4) S. R. Bodner, P. S. Symonds: Experimental and Theoretical Investigation of the Plastic Reformation of Cantilever Beams Subjected to Impulsive Loading, Trans. of ASME, Journal of Applied Mechanics, Dec. 1962, PP.719-728
- 5) T. Nonaka: Some Interaction Effect in a Problem of Plastic Beam Dynamics,
Part I: Interaction Analysis of a Rigid, Perfectly Plastic Beam, Journal of Applied Mechanics, Trans. of ASME, Sept. 1967, PP.623-630
Part II: Analysis of a Structure as a System of One Degree of Freedom, Journal of Applied Mechanics, Sept. 1967, PP.631-637
Part III: Experimental Study, Journal of Applied Mechanics, Sept. 1967, PP.638-643
- 6) 若林.野中.南: 衝撃力をうける構造物の塑性変形, 京大防災研究所年報第10号A, 昭和42.3, PP.391-406