

落重試験による構造要素の衝撃強度評価

——弾性域の応答と限界——

正員 前 中 浩* 正員 北 村 茂**
佐久間 正 明** 正員 青 木 元 也**

The Evaluation on Impact Strength of Structural Elements by Means of Drop Weight Test
——Elastic Response and Elastic Limit——

by Hiroshi Maenaka, *Member* Shigeru Kitamura, *Member*
Masaaki Sakuma Genya Aoki, *Member*

Summary

A small and short impulsive load yields relatively small deformation and large stress on structural elements, but large and long one does large deformation. Then a sharp impulsive load may cause brittle fracture or fatigue on such structural parts as subjected to high stress concentration, and a large impulsive load also brings about ductile fracture or collapse.

The response of structural elements to an impulsive load can be obtained by the dynamic analysis of continuous model or spring-mass approximation. The recent progress of computer makes possible to calculate dynamic response of actual structures. However, impact tests are important to obtain impulsive load and structural response in actual structures.

In this paper, simply supported T-section beams, clamped square plates and restricted stiffened plates were tested by using drop weight testing apparatus. The characteristics of impulsive load measured on long size impact bars used as the drop weight, deflection and strain of specimens were ascertained. Based on the test results and the elastic calculation using beam and plate/shell Finite Element Methods, simple methods with impact energy and impulse were proposed to estimate the impulsive load and deflection of structural elements.

1. 結 言

船体構造部材は、スラミング等の波浪衝撃、衝突、座礁あるいは物体の落下等によってさまざまな性質を持つ衝撃荷重を受ける。部材が高速の衝撃荷重を受けると、全体的な変形は小さくても内部に大きな応力が生じ、応力集中部を中心に脆性破壊や疲労破壊が問題となる。また、低速でも大きな変形を伴う衝撃荷重に対しては、変形によって大きな応力が生じるため、延性破壊や座屈による崩壊が問題となる。従って、構造部材の耐衝撃設計では、局所的な応力やひずみとともに部材の全体的な変形も考慮する必要がある。

構造部材の衝撃による応答解析は、構造要素あるいは自由度を減らしたモデルの運動方程式を解く方法^{1)~8)}または

応答関数を利用する方法^{9),10)}により行われ、数多くの現象が解明されてきた。今後、高度に発達した計算技術を利用して、より実構造に近いモデルで精密な解析が行われるであろう。しかし、構造部材の強度評価には実構造物との対応が必要であり、衝撃試験は欠かせないものと考ええる。

本報告では、船体構造部材の衝撃強度を評価するための基礎的な特性を把握することを目的として、梁、平板及び防撓板について落重衝撃試験を実施し、発生する衝撃荷重の特性及びそれによるたわみとひずみの応答を調べた。その結果をもとに、有限要素法による弾性計算を行って、衝撃試験法についていくつかの知見を得るとともに、構造要素の衝撃荷重、たわみ及びひずみの簡易評価法について考察を加えた。

2. 試 験 方 法

衝撃試験には T 型断面梁、正方形平板及び防撓板の 3 種

* 船舶技術研究所材料加工部

** 船舶技術研究所構造強度部

類の供試体を用いた。梁は $150/3t \times 75/4.2t$ の一般構造用溶接軽量 H 型鋼 (JIS G 3353) から T 型断面に切削し、応力除去焼鈍して製作したもので、形状寸法と梁の特性を Table 1 に示す。断面寸法と長さを変えた 5 種類の梁を T11~T42 と呼び、表には寸法、断面積 (A_s)、剛性 (K_s)、及び 1 次の固有周期 (T_{s1}) をそれぞれ示した。梁の試験は、T11 が 4 体でその他の試験片は各 1 体について、支持間隔 S の両端支持条件で行った。

平板は、板厚 3 mm と 5.5 mm の熱間圧延軟鋼板 (JIS G 3131, SPHC) から Table 2 に示す形状寸法に切り出した。平板試験片は P16~P36 の 3 種類とし、各 1 体について周辺を板が跳ね上がらない程度に押さえて試験したが、周辺固定条件に近い試験結果が得られたために剛性及び 1 次の固有周期は固定条件の値を示した。

防撓板は、その形状寸法を Table 3 に示すように FA~FD の 4 種類とした。膜材 (平板) 及び防撓材とも板厚 3 mm の軟鋼 (JIS G 3101, SS 41) を用い、脚長約 6 mm の連続隅肉溶接で製作し、固定棒 (200 mm $\times$ 15 t の軟鋼材) を付けた後応力除去焼鈍した。FA は 6 体、FC は 5 体、FB

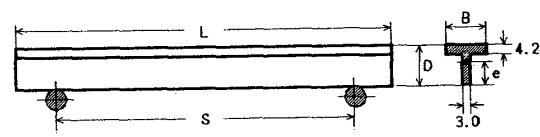
及び FD は各 2 体の試験片を準備し、そのうちの各 1 体で剛性及び固有周期を計測した。また、FA 及び FC の各 1 体については崩壊まで静的試験を行った。各防撓板で計測した固有周期に差が生じたため、表には周辺固定条件で計算した FEM の結果を併せて示したが、FB 及び FD の計測周期は 2 次の固有周期に近かった。

それぞれの試験片の残留応力除去焼鈍の条件は $625^\circ\text{C} \times 1$ 時間とした。各試験片に用いた材料の静的強度特性を Table 4 に示す。

衝撃試験は、ガイドレール付きの落重試験装置を用いて Fig. 1 に示す方法で行った。図は平板試験片の例であるが、支持台に取り付けた試験片の中央に長さ l の丸棒 (打撃棒) を高さ h から落下した。打撃棒の形状寸法を Table 5 に示す。今回の衝撃試験では断面積 (A_R) と長さを変えた R11~R82 の 10 種類の打撃棒を使用した。打撃棒の重量 (W) には、打撃棒をガイドレールに取り付ける支持治具の重量を含めている。

衝撃荷重は打撃棒の打撃端から打撃棒長さの $1/20$ の位置の円周上に対称に貼った 2 枚の 2 軸ゲージ (T24-FA-2-120-11) を用いて計測した。変位は、梁については非接触型光学式変位計 (Zimmer, 200 X-50) を用いて梁中央位置で荷重方向に直交する方向から、平板及び防撓板については非接触型レーザ式変位計 (Omron, 3 Z 4 M-S 22) を用いて試験片中心から 30~50 mm 離れた位置の荷重方向からそれぞれ荷重方向のたわみを計測した。また、各試験片には、目的とする位置に 1, 2 及び 3 軸ひずみゲージを貼付し、直流歪増幅器 (昭和測器, 5392) を介して各試験片のひずみ応答を計測した。衝撃荷重、たわみ及びひずみの出

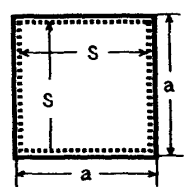
Table 1 Shape, dimensions and particulars of beam



Mark	B mm	D mm	L mm	S mm	A_s mm ²	I mm ⁴	k_s kgf/mm	T_{s1} msec
T11	25	25	1000	900	167	8.5E3	11.75	14.1
T12	25	25	2000	1700	167	8.5E3	1.744	50.4
T22	25	75	2000	1700	317	1.9E5	38.98	14.7
T32	75	75	2000	1700	527	2.7E5	54.40	15.9
T42	75	150	2000	1700	752	1.8E6	369.3	7.35

where $k_s = 48EI/S^3$ [kgf/mm]
 $T_{s1} = 2S^2/\pi\sqrt{gEI/\gamma A_s}$ [msec]

Table 2 Shape, dimensions and particulars of plate

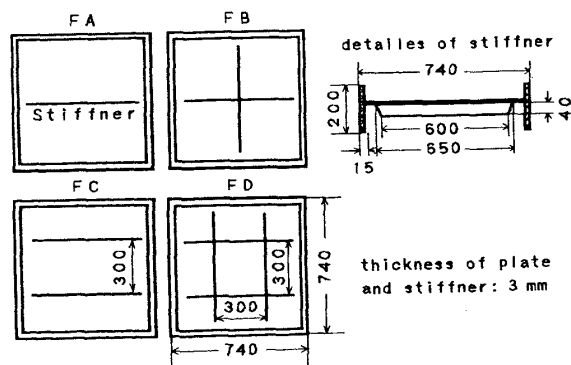


S: supporting span
t: thickness

Mark	a mm	t mm	S mm	D kgf/mm	k_s kgf/mm	T_{s1} msec
P16	1500	5.5	1300	3.20E5	33.84	34.7
P33	750	3.0	700	5.19E4	18.94	18.4
P36	750	5.5	700	3.20E5	116.7	10.1

where $k_s = 4Et^3/0.2444S^2$ [kgf/mm]
 $T_{s1} = S^2\sqrt{\gamma t/gD}/1.82\pi$ [msec]

Table 3 Shape, dimensions and particulars of stiffened plate



details of stiffener
740, 600, 650, 200, 15, 300, 740, 300, 300, 740

thickness of plate and stiffener: 3 mm

Mark	k_s (kgf/mm)		T_s (msec)		
	Measured	FEM	Measured	FEM	
				T_{s1}	T_{s2}
FA	208	206	7.87	9.03	4.80
FB	431	436	3.53	7.27	3.85
FC	60	59.9	7.75	9.62	4.59
FD	95	95.6	2.82	7.41	3.14

Table 4 Mechanical properties of steel used

(a) for beam (JIS G3553, H type steel, 150/3tx75/4.2t)

Kinds	σ_{yu} kgf/mm ²	σ_{y1} kgf/mm ²	σ_u kgf/mm ²	El. %
Web Part	38.9	36.8	48.9	31.4
Flange Part	40.9	37.8	48.5	27.8

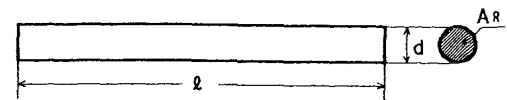
(b) for plate (JIS G3131, SPHC 3t, 5.5t)

Kinds	σ_{yu} kgf/mm ²	σ_{y1} kgf/mm ²	σ_u kgf/mm ²	El. %
3.0mm L-Direct.	31.0	29.3	40.4	25.6
3.0mm C-Direct.	31.7	30.3	40.2	24.3
5.5mm L-Direct.	28.2	-	34.0	30.8
5.5mm C-Direct.	28.8	-	33.5	29.3

(c) for stiffened plate (JIS G3101, SS41 3t)

Kinds	σ_{yu} kgf/mm ²	σ_{y1} kgf/mm ²	σ_u kgf/mm ²	El. %
as Received L-D.	31.5	29.0	39.0	24.8
as Received C-D.	31.2	28.6	36.9	24.1
Str.Relived L-D.	36.7	29.5	37.1	25.3
Str.Relived C-D.	35.5	30.2	37.8	25.3

Table 5 Shape, dimensions and particulars of impact bar



Mark	d mm	l mm	A _R mm ²	W * kgf	k _R kgf/mm	T _{R1} msec
R11	10	1000	78.54	1.417	1649	0.391
R12	10	2000	78.54	2.033	825	0.782
R14	10	4000	78.54	3.266	412	1.563
R21	20	1000	314.2	3.486	6597	0.391
R22	20	2000	314.2	5.972	3299	0.782
R32	30	2000	706.9	13.047	7422	0.782
R41	40	1000	1257	12.125	26389	0.391
R42	40	2000	1257	21.990	13195	0.782
R62	60	2000	2827	47.220	29688	0.782
R82	80	2000	5027	82.410	52778	0.782

where * : W include weight of supporter

$$k_R = E A_R / l \quad [\text{kgf/mm}]$$

$$T_{R1} = 2 l / \sqrt{E g / \gamma} \quad [\text{msec}]$$

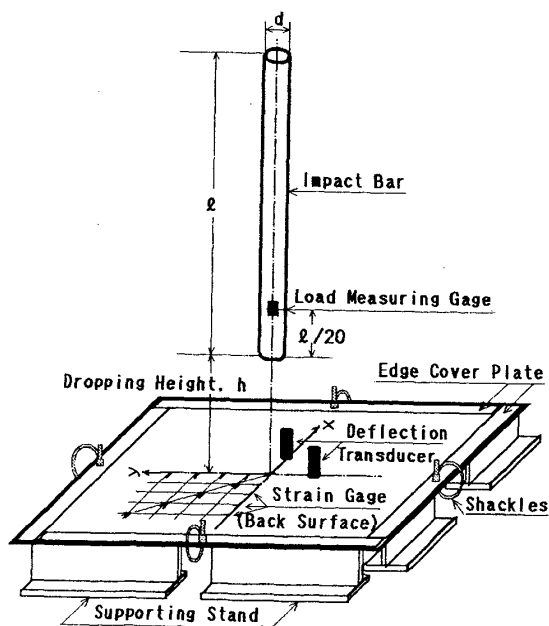


Fig. 1 Illustration of impact test

力は、8チャンネルのトランジェント・レコーダ（オートニクス，S128）に一時記憶し，パソコンに転送して記録及び解析を行った。

衝撃試験は落下高さが50 mm～3650 mmまで（打撃速度が1～8.5 m/sec）の範囲で行った。各試験片について、重量の小さい打撃棒を低いところから落とし、順次棒の重量と落下高さを増して試験片の変形が顕著になるまで試験を繰り返し行った。また、前述の複数試験片（T11及び防

撓板）を準備したものについては繰り返し衝撃試験の結果を利用して単一の衝撃条件で試験した。

各供試体の剛性計算、固有振動解析及び衝撃応答の解析には複合構造解析プログラム（NEC，ISAP）を、平板及び防撓板の静的たわみ計算には構造解析プログラム（MARC）を用いてそれぞれ弾性計算を行った。梁の計算には50 mmメッシュの梁要素、平板は25 mmメッシュの平板曲げ/薄肉シェル要素を使用し、防撓板については25 mmメッシュの梁要素と平板曲げ/薄肉シェル要素を複合した要素モデルとした。なお、動的計算はすべて非減衰で行った。

3. 試験結果

3.1 梁の曲げ衝撃応答

梁は両端支持で、R11からR41までの打撃棒を使用し、落下高さが100～1600 mmの範囲で試験した。梁の衝撃荷重、たわみ及びひずみの計測波形の一例をFig. 2に示す。支持間隔1700 mmで支持されたT22梁の中央にR22丸棒を500 mmの高さから落した（以後、試験条件を（T22-R22-h500）と記す）もので、上から衝撃荷重、梁中央のたわみ及び中央のウェット端でのひずみをそれぞれ示す。衝撃荷重は、最初にみられるピークから曲線で下がり途中から直線的に下がる。荷重のピーク値及び降下曲線は梁と打撃棒の断面寸法に¹¹⁾、波形の持続時間は打撃棒の長さに関係している。このような波形が間欠的に現れ次第に減衰し、波形が消えている間は打撃棒と梁が非接触の状態であった。たわみ波形は荷重波形に対応せず、低次の振動モード

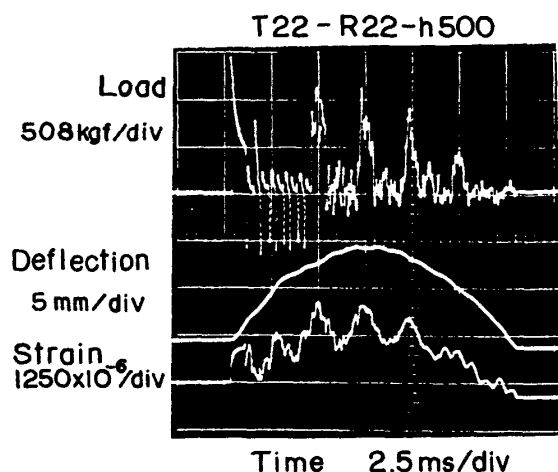


Fig. 2 Measured time history of load, deflection and strain (T22-R22-h500)

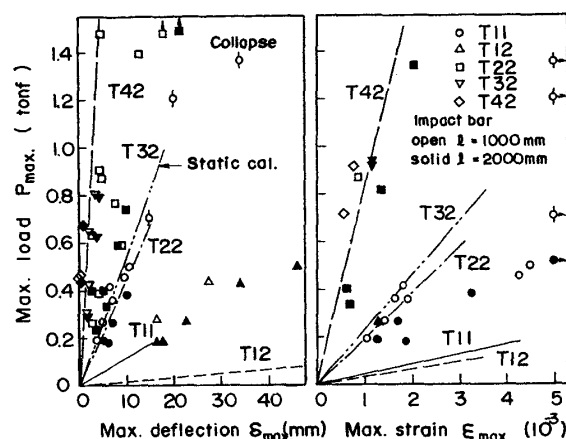


Fig. 3 Diagrams of max. load-max. deflection and max. load-max. strain (beam)

となった。ひずみ波形は最初に荷重に対応した応答を示すが、たわみの増加とともにたわみ波形を加算したモードになった。このように、両端支持の梁では打撃直後に荷重が最大となり、この時点でたわみは小さく、荷重-たわみ関係は静的負荷の場合と大きく異なった。また、中央断面が塑性変形するような衝撃荷重に対しても、たわみが生じている間に打撃棒と梁は接触と非接触を繰り返すハンマリング現象⁶⁾を示した。

最大荷重と最大たわみ及び最大ひずみの関係を Fig. 3 に示す。これらの関係には弾性変形の範囲内で直線関係が認められたが、その勾配は図に直線で示した静的な梁の剛性及び静的な荷重とひずみの関係よりかなり大きくなった。一方、たわみとひずみの最大値の出現時刻はよく対応しており、それぞれの最大値の関係は Fig. 4 に示すように、弾性変形の範囲で静的曲げ変形の場合の関係に一致した。

3.2 平板の衝撃応答

平板の衝撃試験は、周辺支持平板の端部の跳ね上がりを

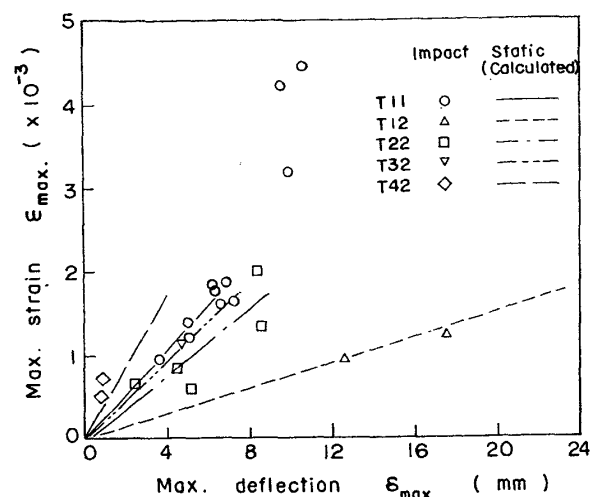


Fig. 4 Relation between maximum strain and maximum deflection (beam)

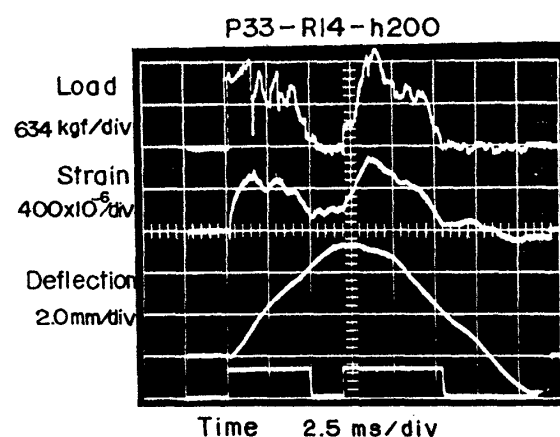


Fig. 5 Measured time history of load, strain and deflection (P33-R14-h200)

防ぐために周辺をシャックルで抑え、R11 から R22 までの打撃棒を使用して 50~2000 mm の範囲の落下高さで行った。平板試験片で計測した波形の一例 (P33-R14-h200) を Fig. 5 に示す。図の上から、衝撃荷重、板中央のひずみ、たわみ及び打撃棒と平板の接触状態を示す。衝撃荷重は最初のピークから一旦上昇し、打撃棒の自由端からの反射波と板のたわみの増加によって下降して打撃棒と板は離れ、再び接触して最大値を示した。ひずみ波形は荷重波形に対応しており、最大値も荷重と同時に現れた。たわみ波形はおおむね低次の振動モードを示し、最大値も荷重及びひずみと同時に現れた。平板の衝撃荷重及びひずみの最大値は、打撃直後に現れる場合と再接触時の山に現れる場合があった。板厚が 5.5 mm の P16 及び P36 は打撃直後に最大値を示す場合が多く、この場合はそれぞれの最大値の出現時刻がたわみの出現時刻と一致しなかった。P33 については、図の如く再接触後に最大値を示す場合が多かった。

平板の最大荷重と最大たわみ及び最大ひずみの関係を Fig. 6 に示す。左図の直線は平板の剛性を、曲線は静的負荷

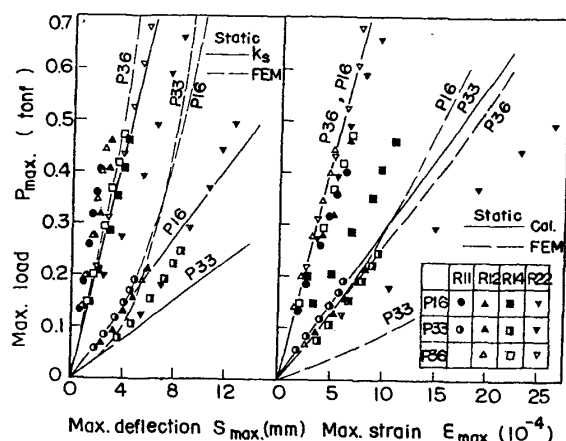


Fig. 6 Diagrams of max. load-max. deflection and max. load-max. strain (plate)

時の FEM 弾性計算の結果をそれぞれ示したものである。衝撃試験の最大荷重と最大たわみについては、P33 及び P36 が静的荷重—たわみとほぼ一致したが、P16 は同板厚の P36 とほぼ同じ関係を示し、静的負荷よりたわみにくい傾向を示した。右図の曲線は FEM による静的計算結果を示したもので、衝撃試験の結果は何れの試験片も静的に負荷した場合よりひずみが小さくなる傾向を示したが、最大荷重と最大ひずみの間には直線関係 ($\epsilon_{\max} = 0.75 P_{\max} / Et^2$) が得られた。

3.3 防撓板の衝撃応答

周辺に拘束材をつけた防撓板の衝撃試験は、R11 から R82 までの打撃棒を使用して 70~3650 mm の範囲の落下高さで行った。防撓板 (FA, FB, FC, FD-R22-h200) で計測した衝撃荷重、たわみ及びひずみの波形の比較を Fig. 7 に示す。図上段の荷重においては、打撃点に防撓材のある FA 及び FB 試験片の荷重が防撓材のない FC 及び FD のものより大きくなった。FA, FB では衝撃条件により打撃棒との接触状態が変化し、波形も種々変わったものとなるが、FC, FD の波形はほぼ連続した形となった。図中段のたわみ波形では、たわみの大きさの順序が荷重波形と逆順序で、波形の持続時間は荷重波形と同程度になった。下段は打撃点直下のひずみを示すが、防撓材の有無による影響を受けた。

防撓板の最大荷重と最大たわみの関係を Fig. 8 に示す。図の左から FA, FB, FC, FD の結果を示す。それぞれの試験片で打撃棒を示す記号に—をつけたものは単一の条件で試験した結果を示した。直線は各防撓板の静的試験で求めた防撓板の剛性を、実曲線は静的試験で求めた荷重とたわみの関係をそして破線は FEM による静的弾性計算の結果をそれぞれ示した。各試験片とも変形の小さい領域では最大荷重と最大たわみの関係はそれぞれの試験片の剛性と等しくなった。変形が大きい領域では静的試験の荷重—たわみよりも破線の FEM による弾性計算の結果と一致し

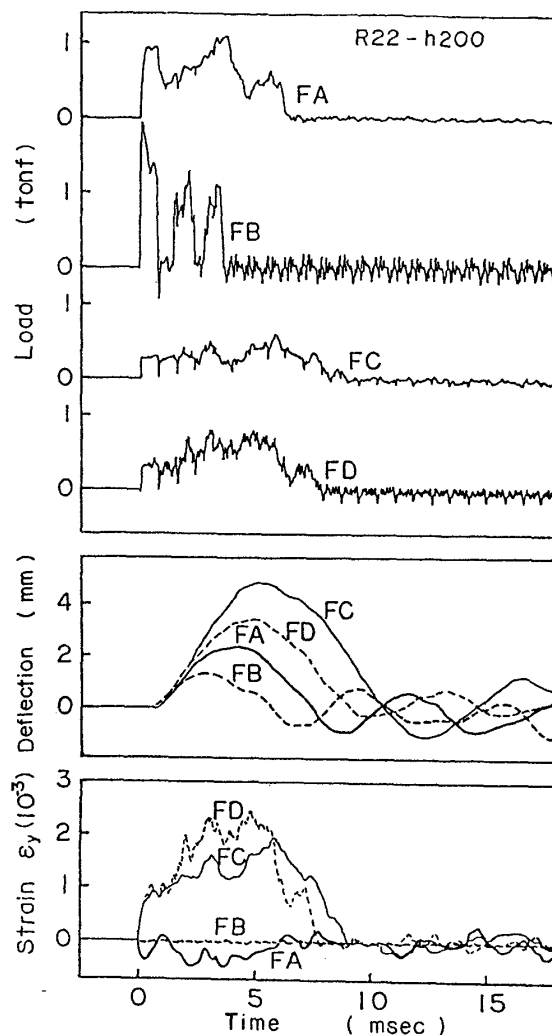


Fig. 7 Measured time history of load, deflection and strain (FA, FB, FC, FD-R22-h200)

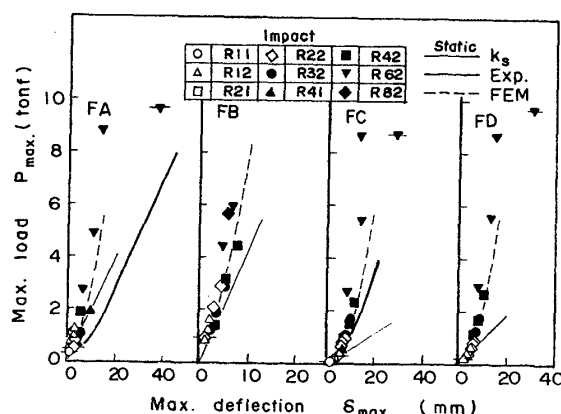


Fig. 8 Relation between maximum load and maximum deflection (stiffened plate)

た。変形の大きい領域での単一衝撃試験の結果は何れも静的試験結果に近づく傾向があり、あまり大きな変形領域での荷重増加型繰り返し試験はたわみ応答を低く見積もる傾向があることを示した。

FA 及び FC の最大ひずみと最大たわみの関係を Fig. 9

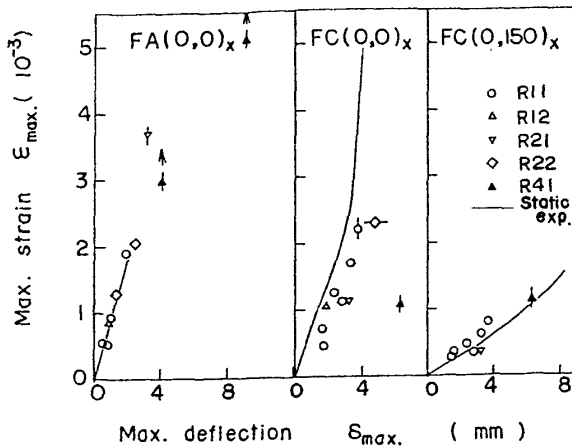


Fig. 9 Relation between maximum strain and maximum deflection (stiffened plate)

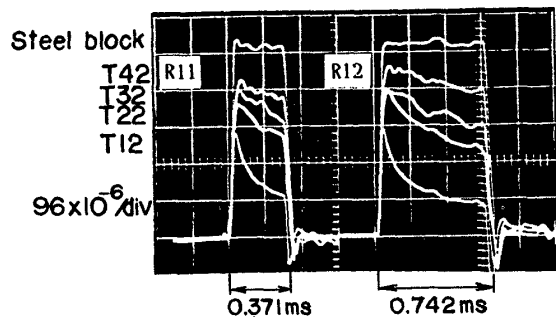


Fig. 10 Comparison of strain measured by impact bar dropped on steel block and beam

に示す。図の実線は静的試験で計測したひずみとたわみの関係を示した。衝撃試験で変形が認められたものには記号に | を付けた。左図の FA は静的試験の関係と一致した。中央の図に示した FC の試験片中央のひずみは直線関係が認められるものの、静的関係からずれた。右図に示した FC の防撓材のひずみは静的関係とほぼ一致した。防撓板では、板部のひずみは平板の場合と同様に静的な関係と一致せず、防撓材のひずみは梁の場合と同様に静的関係と一致した。

4. 考 察

4.1 衝撃荷重の計測法

弾性波の伝播理論によれば、長さ l の棒が速度 V_0 で剛体と衝突すると、(1)式に示すひずみ ε_{th} が生じ、棒内を往復する時間 τ_{th} は(2)式となる。

$$\varepsilon_{th} = V_0 / C_0 \quad (1)$$

$$\tau_{th} = 2l / C_0 \quad (2)$$

ここに、 C_0 は弾性波の伝播速度。

打撃棒を鋼ブロック及び断面寸法の異なる梁に落として、打撃棒で計測したひずみ波形を Fig. 10 に示す。図の左側は R11、右側は R12 打撃棒の計測波形で、上から鋼ブロック、T42、T32、T22、T12 梁に打撃棒を 500 mm の高さ

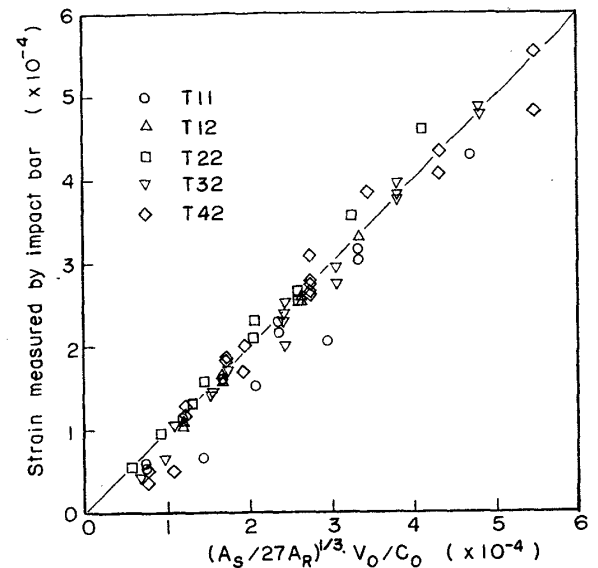


Fig. 11 Results of maximum strain measured by impact bar (beam)

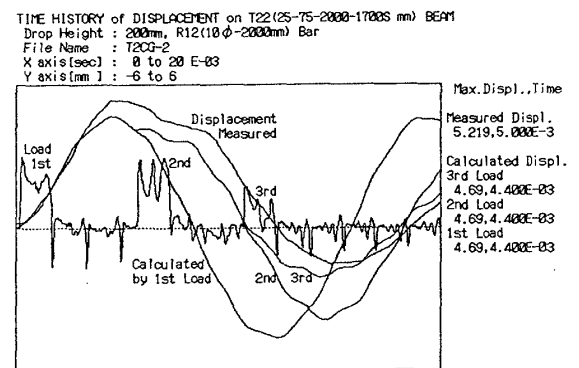


Fig. 12 Comparison of deflection measured and calculated by FEM (T22-R14-h200)

から落とした結果である。鋼ブロックに落とすとひずみ波形はほぼ矩形となったが、梁に落とすとひずみ時間幅は鋼ブロックの場合と同じであるが、ひずみは打撃直後に最大値を示したあと減少した。計測されるひずみの最大値は梁の断面寸法が小さくなると低下した。梁の最大荷重は打撃直後に出現するので梁の支持間隔には影響されず、Fig. 11 に示すように、梁の断面積と打撃棒の断面積の比 (A_s / A_R) の関数となった。

打撃棒で衝撃荷重を計測すると、打撃棒と供試体が接触している時だけ荷重が計測された。梁のたわみ応答について、接触・非接触の効果を調べる計算を行った結果を Fig. 12 に示す。1 番目の荷重波形を荷重履歴として入力した場合、2 番目に出現した荷重まで入力した場合及び 3 番目の荷重まで入力した場合について梁のたわみを計算した。たわみ波形の最大値は 1 番目の荷重入力で生じ、2 番目の荷重はたわみの低下を押さえて持続時間を延ばす効果を示した。この例では、計算波形の最大値は計測波形に比べ若干

低くなったが、3番目の荷重まで入力すると計測波形とほぼ一致したたわみ波形を得ることができた。衝撃条件によって非接触時間が異なるので打撃棒と供試体の接触・非接触がたわみ波形に及ぼす効果は一律ではないが、たわみ波形の持続時間（梁が初期状態に戻るまでの時間に対応）にある荷重履歴を入力すれば、計算によってたわみ応答を求めることができる。

梁や板の受ける衝撃力は衝撃点を含めた小要素の剪断力と小要素の慣性力の和に等しいとして、衝撃点近傍の数箇所の表面ひずみから求める方法^{12),13)}が報告されている。この方法を用いて求めた梁が受けた衝撃力の波形を Fig. 13 に示す。図には打撃棒で計測した衝撃荷重、打撃点と打撃点から 10 mm の位置のひずみ (0-10 mm)、10 mm と 20 mm 及び打撃点と 20 mm の位置のひずみから求めた荷重を示した。図中段の 10 mm と 20 mm に貼ったひずみゲージから求めた値が図上段の打撃棒で計測した荷重波形と一致した。これにより打撃棒で計測した荷重は供試体に作用した外力と考えられる。

以上のことから、落錘として長尺の丸棒を使用し、これによってひずみ計測を行えば弾性波の伝播理論を利用して構造要素に作用する衝撃荷重及びその衝撃応答を得ることができる。しかし、打撃棒の重量及び落下高さの増加には限度があり、本報告で使用した範囲の打撃棒については一応の整理ができたが、棒径を大きくすると弾性波の伝播理論の適用にも問題がある。ロードセルを使用した衝撃試験結果も数多く報告されており、比較的速い衝撃ではロードセルの周波数特性が問題になるが、被衝撃体を大きく変形させるような衝撃試験では有効な手段と考えられる。また、被衝撃体への衝撃力を調整し、打撃点の局部的な損傷を防ぐ目的で緩衝材を使用した衝撃試験が行われることがある。P33 試験片に R42 打撃棒を 100 mm から落とした場合について調べた緩衝材（生ゴム）の厚さの効果を Fig. 14 に示す。緩衝材の厚さを増すと、荷重、たわみ及びひずみの

最大値 (P_{max} , δ_{max} , ϵ_{max}) を低下させ、それぞれの出現時間 (t_{Pp} , $t_{\delta p}$, $t_{\epsilon p}$) 及び持続時間 (t_P , t_δ , t_ϵ) を増すことができる。しかし、緩衝材の厚さに対するこれらの関係は打撃棒及び落下高さが変わると変化した。粘性材料であるゴムの強度が荷重速度に影響されることもあって定量的な評価は困難であった。

4.2 ひずみエネルギーによる衝撃応答の推定

衝撃試験における最大荷重 P_{max} 、最大たわみ δ_{max} 及び静的荷重とたわみの関係を Fig. 15 に示す。静的負荷による弾性変形領域では、梁の荷重とたわみの関係は梁の剛性 k_s と等しくなるので図の直線 OD で示され、平板及び防撓板においてはたわみの増加とともに直線関係が崩れ曲線となるので曲線 OA で示される。衝撃試験の場合は δ_{max} を図の B 点とすると P_{max} は AC 線上の 1 点となるが、前章の試験結果では便宜上 $P_{max}-\delta_{max}$ の関係を A 点で示した。梁の $P_{max}-\delta_{max}$ は、Fig. 3 に示したように直線関係が認められたが k_s より大きかったので破線 OA 上に位置する。平板と防撓板の場合は、Fig. 6 及び Fig. 8 に示したようにほぼ静的負荷の荷重-たわみ曲線（曲線 OA）上にあった。

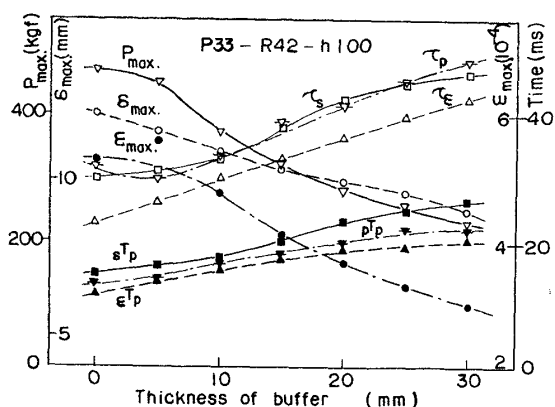


Fig. 14 Effects of thickness of impact buffer on load, deflection and strain (P33-R42-h100)

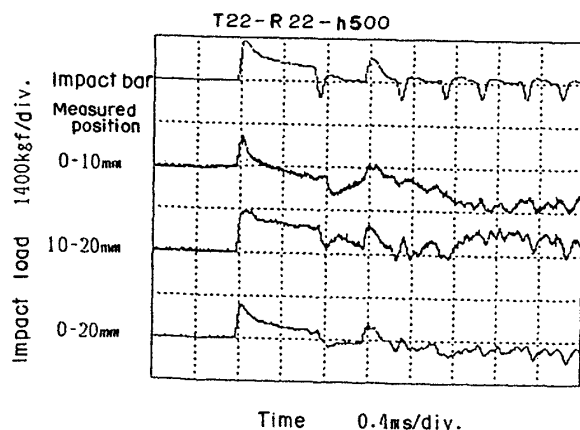


Fig. 13 Comparison of load measured by impact bar and calculated with strain on beam (T22-R22-h500)

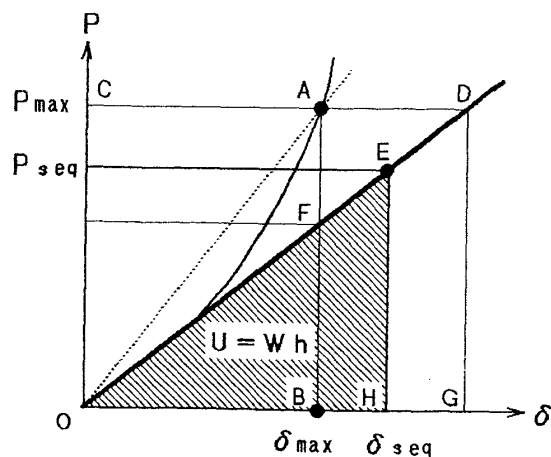


Fig. 15 Illustration of relation among load, deflection and strain energy

落下物体の位置エネルギーが被衝撃体のひずみエネルギーに変換されるとして、梁の剛性 k_s を用いたひずみエネルギーによって梁のたわみを求める方法¹⁴⁾があるが、これを利用して供試体の $P_{\max}$ 及び $\delta_{\max}$ を推定する。衝撃試験の打撃エネルギー Wh に等しいひずみエネルギー U を Fig. 15 の ΔOEH の面積とし、E 点における荷重を P_{seq} 、たわみを δ_{seq} でそれぞれ表す。 $P_{\text{seq}} = k_s \cdot \delta_{\text{seq}}$ 及び $U = Wh$ の関係から、等価荷重 P_{seq} は (3) 式に、等価たわみ δ_{seq} は (4) 式になる。

$$P_{\text{seq}} = \sqrt{2Whk_s} \quad (3)$$

$$\delta_{\text{seq}} = \sqrt{2Wh/k_s} \quad (4)$$

梁の衝撃試験で計測した最大たわみ $\delta_{\max}$ と (4) 式による等価たわみ δ_{seq} の比較を Fig. 16 に示す。図には T12 ~ T42 の梁について、打撃棒 R11 ~ R41, 落下高さ

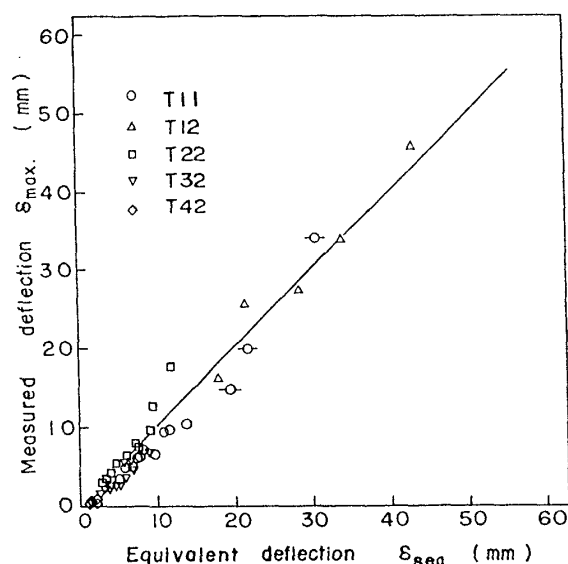


Fig. 16 Comparison of measured and estimated maximum deflection of beam using energy

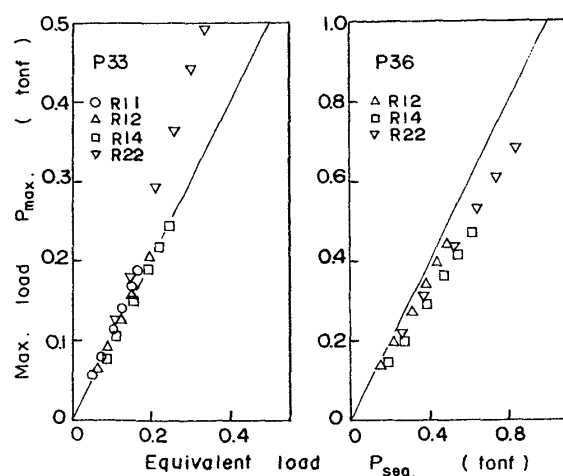


Fig. 17 Relation between maximum load and equivalent static load (P33, P36-R11, R12, R14, R22-h50~500)

100~1600 mm の試験結果をすべて含めた。横棒を付けた記号の試験片は単一衝撃条件の結果で変形が残留した。これらの範囲を含めて最大たわみ $\delta_{\max}$ と等価たわみ δ_{seq} に直線関係が認められた。平板及び防撓板については、等価たわみが最大たわみより大きくなり、直線関係はなかった。しかし、最大荷重 $P_{\max}$ と (3) 式による等価荷重 P_{seq} の間には Fig. 17 及び Fig. 18 に示すように直線関係が認められた。

以上のことから、被衝撃体のひずみエネルギーを静的剛性 k_s で近似して被衝撃体のたわみ応答を推定する方法は、両端支持の梁についてはかなりの範囲まで可能であるが、平板及び防撓板については過大な推定をすることがわかった。梁の場合は、Fig. 15 において打撃エネルギー Wh に等しくとったひずみエネルギーは ΔOEH ではなくて ΔOFB であることを意味し、この場合は最大荷重 $P_{\max}$ は等価荷重 P_{seq} より大きいことになり試験結果と一致する。平板及び防撓板の場合はひずみエネルギーが ΔODG となるために $P_{\max}$ と P_{seq} が等しくなり、 $\delta_{\max}$ より δ_{seq} が大きくなった。従って、梁の場合は打撃条件から (4) 式を用いて最大たわみは推定できるが最大荷重は推定できない。図の破線 OA は衝撃試験結果から求めるしかなく、最大荷重は静的試験結果からも推定できない。平板及び防撓板については、先ず (3) 式を用いて最大荷重を推定し、最大たわみは静的荷重-たわみ関係から推定できる。

4.3 力積による衝撃応答の推定

衝撃荷重の波形は供試体でそれぞれ特徴があり、同じ供試体でも打撃棒及び落下高さのちがいで形状が異なる時系列波形を示した。Fig. 12 で述べたように計測荷重を供試体に作用する外力として計算すれば、供試体のたわみ及びひずみ応答を求めることができる。しかし、そのためには衝撃試験を行い且つ荷重計測を行う必要がある。矩形パルスを受けた被衝撃体のたわみ応答は、パルスの時間幅と被衝撃体の 1 次固有振動周期の比が 0.5 以上であれば一定値 (静的荷重によるたわみの 2 倍) になることが知られてい

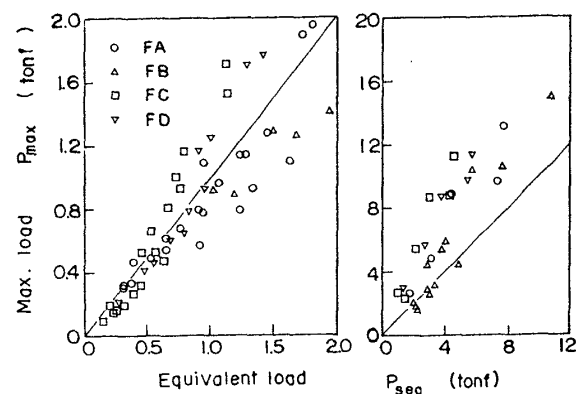


Fig. 18 Relation between maximum load and equivalent static load (stiffened plate)

る。今回行った衝撃試験では、供試体のたわみ波形の持続時間 τ_s と 1 次固有振動周期の比は 0.5 よりすべて大きかったので、矩形パルスを用いたたわみ応答を試みた。

検討した矩形パルスを Fig. 19 に示す。 I_{th} は打撃棒を鋼ブロック上に落して打撃棒で計測した力積で、(1) 及び (2) 式から (5) 式で求められる。

$$I_{th} = 2EA_R l V_0 / C_0^2 \quad (5)$$

ここに、 E , A_R 及び l は打撃棒の弾性係数、断面積及び長さ、 V_0 は打撃棒の打撃速度、 C_0 は弾性波の伝播速度。

この力積は Fig. 20 に示すように、各試験片で計測した荷重波形で求めた力積 (積分時間 τ_s) と比較的良好い、衝撃条件からも推定できる。しかし、FEM 計算にこの力積を外力として入力したが、計算したたわみは計測たわみより大きくなった。前項 (3) 式の等価荷重 P_{seq} と計測波形から求めた力積の平均荷重 P_{mean} の比は P16 試験片が 1, P36 が 4, その他の試験片が 2 となった。試験片毎の比を用いれば、衝撃条件から P_{mean} を推定できる。 $P_{mean} \times \tau_s$ は計測波形から求めた力積に相当し、これを用いて計算したたわみは計測たわみと比較的良好であった。しかし、 P_{seq} と P_{mean} の比が試験片ごとに異なる理由が明かでないので一般的には使えない。

そこで、 I_{th} と P_{seq} を組み合わせることとし、 I_{th} を供試体

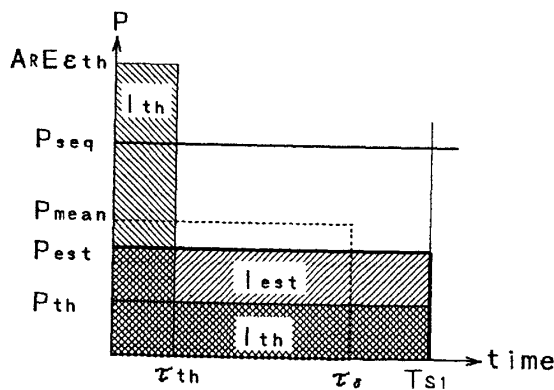


Fig. 19 Illustration of relation among load, time and impulse

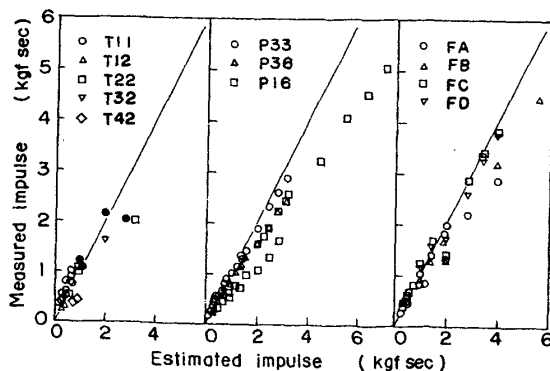


Fig. 20 Comparison of measured and estimated impulse

の 1 次の固有振動周期 T_{s1} に均した荷重を P_{th} とする。 P_{th} と P_{seq} を幾何平均した (6) 式に示す荷重 P_{est} を荷重レベル、 T_{s1} を時間幅とした矩形パルスを計算に用いる。

$$P_{est} = \sqrt{P_{seq} \cdot I_{th} / T_{s1}} = \alpha \sqrt{2Wh} \quad (6)$$

ここに、 $\alpha = (k_s \cdot k_R)^{1/4} \cdot (T_R / T_{s1})^{1/2}$, k_R 及び T_R は打撃棒の剛性及び 1 次の固有振動周期。

$P_{est} \times T_{s1}$ のパルスは供試体及び打撃棒の剛性と振動特性が既知であれば衝撃条件から求められる。平板試験片について、計測した最大たわみとこの矩形パルスを用いて FEM 計算で求めたたわみの最大値の比較を Fig. 21 に示す。最大たわみの小さい範囲で直線関係があるが、たわみが大きくなると前項のひずみエネルギーによる推定値の場合と同様に、推定値が計測値より大きくなった。図の破線は $P_{mean} \times \tau_s$ のパルスを用いて推定したもので、計測値に近い値を推定した。

防撓板についての結果を Fig. 22 に示す。単一衝撃による結果はかなり大きな変形領域までの推定を可能にする傾向を示したが、平板の場合とほぼ同様の結果となった。

力積を用いたたわみ推定法で、4.2 項に示したエネルギーによる推定法が利用できなかった平板及び防撓板の場合もごく変形の小さい領域に限り推定することができた。

4.4 構造要素の衝撃強度

3 節の試験結果及び 4.2, 4.3 項で、衝撃荷重、たわみ及びひずみの間の相関及びこれらの推定法について述べた。梁については、最大ひずみと最大たわみの間に静的な場合とほぼ同じ直線関係があり (Fig. 4), 最大荷重は Fig. 11 を利用して得ることができ、最大たわみは (4) 式で打撃エネルギーから推定できた (Fig. 16)。平板については、最大荷重と最大たわみに静的な場合とほぼ同じ直線関係があり (Fig. 6), 最大荷重は (3) 式で打撃エネルギーから (Fig. 17), 最大たわみは (6) 式で力積から (Fig. 21) それぞれ推定できた。防撓板については最大荷重と最大たわみの間に静的な場合とほぼ同じ関係があり (Fig. 8), FA では最大ひ

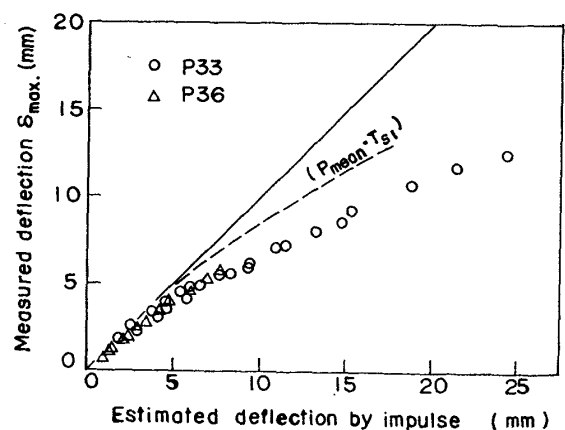


Fig. 21 Comparison of measured and estimated maximum deflection of plate using impulse

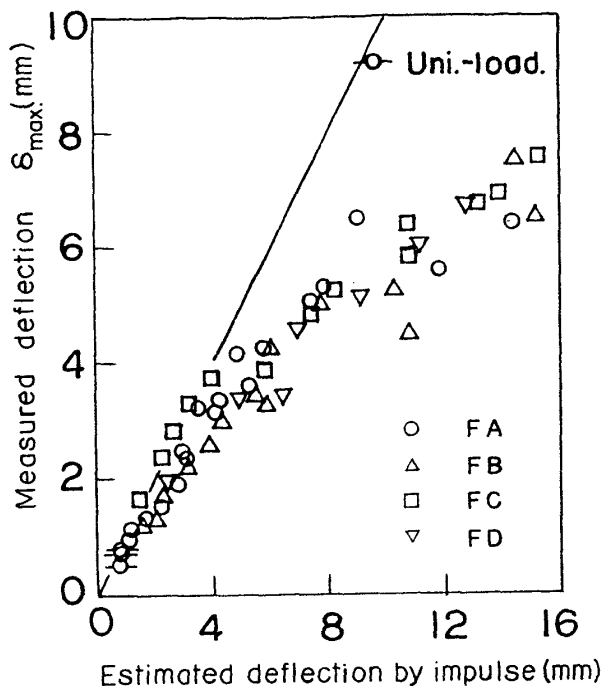


Fig. 22 Comparison of measured and estimated maximum deflection of stiffened plate using impulse

ずみと最大たわみの間にも静的な場合とほぼ同じ関係がみられ (Fig. 9), 最大荷重は (3) 式で打撃エネルギーから (Fig. 18), 最大たわみは (6) 式で力積から (Fig. 22) それぞれ推定できた。これらの相関関係及び推定方法は、梁については変形が比較的大きい範囲まで利用できるが、平板及び防撓板の場合は変形が大きくなると直線関係がなくなり推定誤差が大きくなる。

供試体の打撃点が降伏する条件を各試験片について求めた結果を静的荷重による降伏条件と比較して Table 6 に示す。() は理論式または FEM 計算から求め、[] は上記相関関係を利用して推定したものでその他は実験結果から求めたものである。平板及び FC, FD 防撓板にはミーゼスの降伏条件を用い、衝撃荷重による降伏応力は (7) 式¹⁵⁾ で求めた。

$$\sigma_{yd}/\sigma_{ys} = 0.275 \log \dot{\epsilon} + 1.25 \quad (7)$$

ひずみ速度は打撃直後が最も大きく、大きな衝撃ではひずみ速度が 30/sec に達するものもあった。しかし、打撃直後のひずみが降伏点に達するよりも低い打撃条件で供試体の最大ひずみ ϵ_{max} が降伏ひずみに達し、この条件でのひずみ速度は 1/sec 程度であった。

梁が衝撃試験で降伏する条件は、最大荷重が静的荷重より高くなったがたわみは静的荷重によるたわみとほぼ同程度であった。平板の場合は、荷重及びたわみとも静的荷重によるものよりかなり大きくなった。防撓板の場合は荷重及びたわみとも静的荷重の場合とほぼ同程度であった。また、計測値と推定値の比較から、供試体が降伏する条件程度の衝撃に対しては上記相関関係を利用した推定法が利用

Table 6 Yielding condition of specimen under static test and impact test

Mark	Static Test				Impact Test			
	σ_{ys} kgf/cm ²	P kgf	δ mm	$\dot{\epsilon}$ 1/s	σ_{yd} kgf/cm ²	P_{max} kgf	δ_{max} mm	Wh (Bar-Height) kgfm
T11	38.9	(76.8)	(6.52)	1.05	48.9	357	6.81	0.57(R11-h400)
T12	38.9	(40.7)	(23.26)	[1.0]	[48.6]	[262]	[22.5]	[0.41(R12-h200)]
T22	38.9	(342)	(8.88)	0.95	48.4	1236	8.90	2.99(R22-h500)
T32	38.9	(403)	(7.34)	[1.0]	[48.6]	[1502]	[9.85]	[2.64(R22-h442)]
T42	38.9	(1507)	(4.07)	[1.0]	[48.6]	[4186]	[5.29]	[9.70(R41-h426)]
P16	28.2	(240)	(5.72)	0.18	29.5	640	10.59	3.91(R32-h300)
P33	31.0	(150)	(3.35)	0.32	34.5	245	8.52	1.63(R14-h500)
P36	28.2	(210)	(1.92)	0.37	31.9	>678	>5.79	>2.99(R22-h500)
FA	36.1	320 (550)	1.95 (2.70)	0.94 [0.94]	44.9 [44.9]	615 [541]	2.44 [2.43]	1.19(R22-h200) [0.70(R22-h118)]
FB	36.1	(1650)	(2.80)	[0.94]	[44.9]	[1094]	[2.43]	[1.39(R22-h232)]
FC	31.5	85.6 (100)	1.42 (1.50)	0.52 [0.52]	36.9 [36.9]	100 [130]	1.66 [1.66]	0.20(R11-h140) [0.14(R11-h100)]
FD	31.5	(105)	(1.20)	0.55	37.1	206	1.52	0.41(R12-h200)

() : calculated value with theory or FEM

[] : estimated value with test results and equations (3), (4), (6)

できるものとする。

5. 結 言

船体構造の基本的な部材である梁、平板及び防撓板について落重衝撃試験を行った。試験結果と有限要素法による弾性計算から衝撃荷重及びその応答を解析し、次の結論を得た。

- (1) 落錘として長尺の丸棒を使用することによって、棒の直径と長さを変えて荷重パルスを調節でき、衝撃荷重を精度良く計測できた。
- (2) 両端支持の T 型断面梁の衝撃荷重は打撃直後に最大となり、同一たわみを生じる静的荷重より大きくなった。たわみ及びひずみの最大値は最大荷重よりかなり遅れて出現するが、最大たわみは梁の剛性を用いて推定でき、最大たわみと最大ひずみの関係は静的な場合とほぼ同じであった。
- (3) 平板の衝撃荷重は打撃直後とたわみに対応した最大値を示す場合があるが、最大荷重は同一たわみを生じる静的荷重とほぼ等しくなった。打撃点のひずみは荷重に対応しており、ひずみの最大値と荷重の最大値の間に直線関係があった。

- (4) 防撓板の衝撃荷重、たわみ及びひずみは防撓材の配列に関係なく平板とほぼ同様の結果が得られた。
- (5) 落錘による衝撃でも構造要素に発生する衝撃荷重は複雑であるが、計測した荷重波形を入力すれば有限要素法による弾性計算でたわみ及びひずみ応答を得ることができた。荷重波形が未知の場合でも構造要素の固有周期に対応した矩形パルスを用いてその応答を得ることができた。

本報告では打撃点の局所的な変形を無視した弾性的な応答解析及びその限界を示したが、今後、塑性変形も考慮した強度評価を検討したい。

謝 辞

本研究の実施にあたり、有益なご討論を頂いた日本造船学会材料・溶接研究委員会材料分科会（主査：東京大学工学部 町田進教授）の委員各位に深くお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 永井：水面衝撃による長矩形平板の弾塑性応答について，造船学会論文集，第124号（昭和43年12月），pp. 259-269.
- 2) 安川，川上，大西：パネルの非線形応答の計算法について，造船学会論文集，第140号（昭和51年12月），pp. 174-181.
- 3) 郷田，深沢，本山：衝撃荷重を受ける薄肉梁の横倒れ，造船学会論文集，第157号（昭和60年6月），pp. 409-415.
- 4) 本山，渡辺，郷田：衝撃荷重を受ける薄肉梁の横倒れ（第2報），造船学会論文集，第158号（昭和60年12月），pp. 319-327.
- 5) 本山，渡辺，郷田：衝撃荷重を受ける薄肉梁の横倒れ（第3報），造船学会論文集，第160号（昭和61年12月），pp. 286-295.
- 6) 上田，村川，徐，大野：被衝突時における海洋構造物の弾性応答に関する基礎研究，造船学会論文集，第160号（昭和61年12月），pp. 275-285.
- 7) 上田，村川，大野，項：被衝突時におけるパイプ部材の弾塑性応答，造船学会論文集，第162号（昭和62年12月），pp. 320-327.
- 8) 上田，村川，項：被衝突時における海洋構造物の弾性応答に関する基礎研究（第2報）—変形の階層性に基づく現象の分類，造船学会論文集，第164号（昭和63年12月），pp. 331-338.
- 9) 守，永井：衝撃水圧を受ける防撓板の周波数応答解析，造船学会論文集，第140号（昭和51年12月），pp. 165-173.
- 10) 竹本，橋爪，岡：波浪衝撃荷重と船体応答に関する実船計測（第1報），造船学会論文集，第158号（昭和60年12月），pp. 256-269.
- 11) 小高，中原：弾性棒で打撃された無限長梁の応力，機械学会論文集，第33巻，248号（昭和42年），pp. 533-541.
- 12) 渋谷，小泉，澤田，奥屋：梁に作用する衝撃力の推定，非破壊検査，第25巻，12号（昭和51年），pp. 795-801.
- 13) 渋谷，小泉，澤田：板に作用する衝撃力の測定，機械学会論文集，第45巻，394号（昭和54年），pp. 666-673.
- 14) 多谷：振動・衝撃の基礎理論とラプラス変換 [下]，初版，学会出版センター（1984），p. 415.
- 15) 本間：日本機械学会，P-SC 112 分科会報告，日本機械学会（1988），P65.