

SRC (Steel Reinforced Cement) 工法による 平板要素の耐衝撃試験

北村 茂、佐久間 正明
前中 浩、青木 元也

Strength acted Impact Load of Plates made
by SRC (Steel Reinforced Cement) method

By

Shigeru Kitamura, Masaaki Sakuma
Hiroshi Maenaka, Motoya Aoki

Abstract

Accidents that a sailing boat comes into collision with marine animals such as whales or floating bodies are increasing. The hull of sailing boat is usually manufactured by using FRP or ferrocement.

Ferrocement is considered to be heavy and brittle, and to need plenty of time to work in comparison with FRP. However, several new manufacturing techniques have been developed. For instance, the SRC (Steel Reinforced Cement) that uses hard drawn steel wires instead of welded steel wire fabrics employed in the conventional methods, is able to reduce both the working time for banding the reinforced materials and the thickness of the mortar.

In this study, two types of ferrocement plates manufactured by the conventional method and SRC method were tested both statically and dynamically, and the strength properties of the ferrocement and FRP were discussed.

The following results were obtained.

1. The use of silica and lightweight aggregate instead of river sand effectively reduced the weight of ferrocement.
2. Emulsion and steel fiber added to mortar improved the strength against cracking and fracture of ferrocement plates in static and impact tests.
3. The impact test showed that strength properties of the SRC specimen added emulsion and steel fiber were almost the same as those of FRP.

*構造強度部

原稿受付：平成2年11月8日

目 次

- 1. はじめに
- 2. 供試体の種類及び製作方法
 - 2.1 補強材及び組立
 - 2.2 モルタルの配合
- 3. 試験方法及び試験結果
 - 3.1 静的荷重試験
 - 3.1.1 変位の計測結果
 - 3.1.2 歪の計測結果
 - 3.1.3 破損状況
 - 3.2 衝撃試験
 - 3.2.1 緩衝材の効果
 - 3.2.2 衝撃荷重の計測結果
 - 3.2.3 歪の計測結果
 - 3.2.4 変位の計測結果
 - 3.2.5 衝撃試験結果
 - 3.2.6 破損状況
- 4. 耐衝撃強度の評価に関する考察
- 5. まとめ
 - 謝 辞
 - 参考文献

1. はじめに

小型船舶、特に帆船(ヨット)での太平洋や大西洋の横断、単独無帰港世界一周、地球縦廻り等の夢をもった航海やレースあるいは鯨のウォッチング等の海洋遊覧が盛んになってきた。1989年9月に、英国のサザンプトンから出発した世界一周ヨットレースは翌年の5月末に過酷な戦いに幕を閉じた。レース中、カーボンFRP製のヨット「シャルル・ジョルダン」が全長50ft(約15m)もの鯨と激突し、スターボード(右舷)側トップサイドが広範囲にわたって大きな損傷を受けた。¹⁾最近、外洋レースでのこのような海洋動物との衝突が急激に増加しており、帆船と鯨や海洋浮遊物との衝突を単なる災難として見過ごせなくなっているため、十分な耐衝撃強度をもつ帆船の建造を検討する必要にせまられている。

小型船舶の船体はFRPで造られることが多いが、形成の容易さからフェロセメントが注目を浴びてきた。一般に、フェロセメントの大きな欠点は、FRPに比べて重く、脆くてひび割れが生じ易いことである。また、芯材に用いる金網の結束作業に時間がかかり、モルタルの養生期間が長く多量生産には適しない。これ

らの解決策として、従来の金網の代わりに硬鋼線を用いるSRC(Steel Reinforced Cement)工法²⁾やモルタルに優れた混和剤が開発され、さらに、蒸気養生により養生期間も短縮できるようになった。従って、小型船舶の船体建造にこれらの新技術を導入すれば、軽くて丈夫なフェロセメント船を短期間で建造できる可能性がある。

本研究では、モルタルの配合等に改良を施した数種類のフェロセメント板を、従来工法及びSRC工法により製作し、これらのフェロセメント板とFRP板について、静的試験及び落錘衝撃試験を実施した。これらの結果から、小型帆船に用いられる船体用材料としての衝撃強度評価法を検討し、フェロセメント板とFRP板の強度上の特徴を調べた。

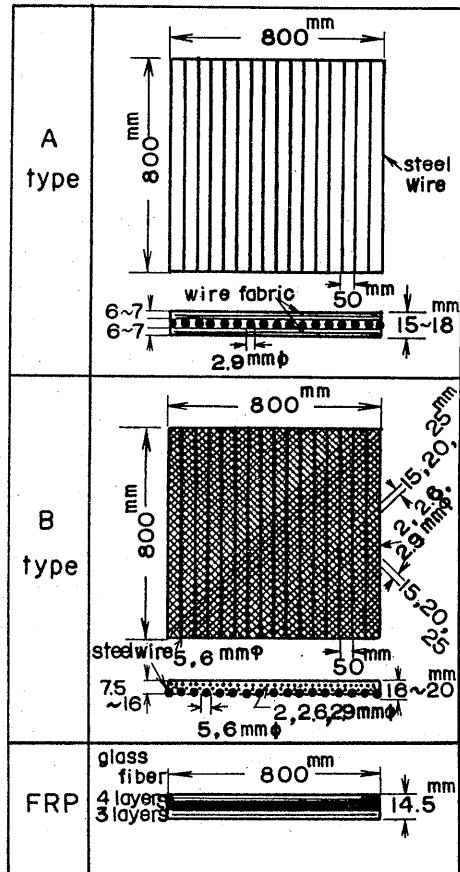


図-1 供試体の形状及び寸法

2. 供試体の種類及び製作方法

試験片は全て小型帆船の船側外板と同等に製作し、その大きさを800mm角の正方形板にした。試験片は、図-1に示すように、在来工法によるフェロセメント板（以下、A typeと称する）、SRC工法によるフェロセメント板（以下、B typeと称する）及びFRP板の3種類である。A typeの試験片は3枚、B typeは6枚製作した。フェロセメント板の補強材とモルタルの組成及び試験片の重量と板厚を表-1にまとめて示す。なお、フェロセメント板との比較に使用したFRP板は、FRP船の建造法の一例に従い、厚さ10mmのビニフォームの片側に#600Rのガラスロービングクロス(R)3枚とその上に#450Mのガラスチョップドストランドマット(M)を積層した側を表とし、裏側はM-R-Mの順に積層して製作した。仕上がったFRP板の厚さは14.5mmであった。

2.1 補強材及び組立

A typeは補強材を図-1の上段及び表-1に示すように、3mmφの硬鋼線を50mm間隔に配列し、その両面に0.9mmφで12.5mm平方の網目のステンレ

ス溶接金網あるいは0.8mmφで10mm平方の網目の鋼製溶接金網を3枚ずつ積層し、針金で結束する従来の小型フェロセメント船の建造法によって製作した。ステンレス溶接金網を用いた試験片をA-1、A-2とし、鋼製溶接金網を用いた試験片をA-3とした。

B typeは図-1の中段に示すように、5mmφまたは6mmφの硬鋼線を50mm間隔で配列し、この片側表面に2、2.5または3mmφの硬鋼線を15、25または20mm間隔で対角線方向に2層配列し、Cリングと呼ばれる工具で結束するSRC工法によって製作した。5mmφで50mm間隔の硬鋼線に2.5mmφで25mm間隔の硬鋼線を組み合わせた試験片をB-1、B-2とする。6mmφで50mm間隔の硬鋼線に3mmφで20mm間隔の硬鋼線の組み合わせをB-3、B-4とし、5mmφで50mm間隔の硬鋼線に2mmφで15mm間隔の硬鋼線を組み合わせた試験片をB-5、B-6とした。

A typeの金網と硬鋼線の結束及びB typeの硬鋼線同志の組み合わせでできた骨組の一例を写真-1の上段に示す。また、フェロセメント板試験片の補強材に用いた硬鋼線及び金網の強度特性を表-2に示す。

表-1 補強材及びモルタルの組成

	Reinforced Material			Mortar				Plate		Note
	H. D. S. W.	W.S.W.F.	Weight kgf	Aggregate	Cement	C. A.	S.G. of powder	Weight kgf	Thick. mm	
A-1	3mmφ 50mm space	Stainless 0.9mmφ 12.5mm square	4.25	River sand	Portland cement	NO	1.6	24.25	15-18	
A-2	"	"	4.25	"	"	"	1.6	20.20	12.5-16	Static test
A-3	"	0.8mmφ 10mm square	5.20	Silica	"	"	1.6	24.0	15	
B-1	5mmφ 50mm space 2.5mmφ 25mm space	NO	5.00	L. A.	"	Acrylic emulsion	0.75	11.15	9-15	
B-2	"	"	5.00	L. A. S.F.(2)	"	"		12.30	11.5-16	W.L.C.
B-3	6mmφ 50mm space 3mmφ 20mm space	"	7.50	L. A.	"	"	0.75	13.05	9.5-18	
B-4	"	"	7.50	Silico S.F.(1)	"	Latex emulsion		16.60	12-20	W.L.C.
B-5	5mmφ 50mm space 2mmφ 15mm space	"	5.00	Silico	"	Acrylic emulsion	1.6	13.95	7.5-14	
B-6	"	"	5.00	Silico S.F.(1)	"	"		18.20	12.5-15	Static test
FRP								6.85	14.5	

H.D.S.W. : Hard Drawn Steel Wires, C. A. : Chemical Additive, S.G. : Specific Gravity

W.L.C. : Waterproof Latex Compound, L. A. : Lightweight Aggregate, S.F.(1) : Steel Fiber, SFR2 0.6mmφ x 30mm

Thick. : Thickness Range, W.S.W.F. : Welded Steel Wire Fibrics, S.F.(2) : Steel Wool, 0.01mmφ x 100mm

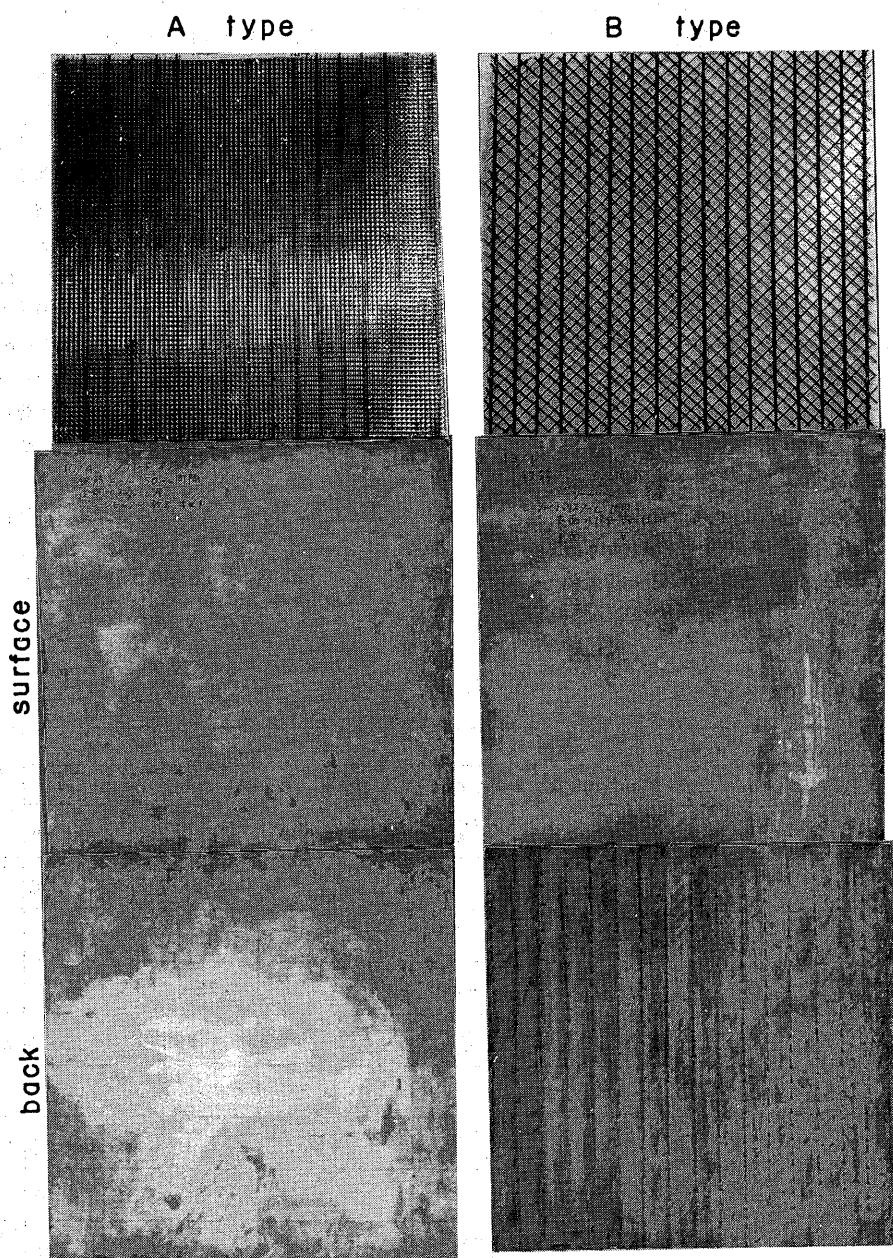


写真-1 補強材の骨組及びフェロセメント板の表裏面

表-2 補強材の強度特性

	0.2%PS kgf/mm ²	σ_u kgf/mm ²	EI %	RA %	E kgf/mm ²	note
H.D.S.W. 2.0	155.9	205.5	7.3	22.6		JIS G3521 -80
2.6	126.7	173.9	4.0	38.2		
2.9	117.5	166.7	6.5	38.2		
5.0	104.6	146.2	8.4	37.0	22000	
6.0	94.6	137.0	8.9	35.1	21500	
0.8 mm ϕ 10 sq. W.S.W.F.		42	5.9	15.0		JIS G3551 -80
0.8 mm ϕ 12.5 sq. Stainless W.S.W.F.		107	35.0	20.5		

EI : Elongation , RA : Reduction of Area
E : Young's Modulus
H.D.S.W. : Hard Drawn Steel Wires
W.S.W.F. : Welded Steel Wire Fabric

2.2 モルタルの配合

鉄とセメントは熱膨張係数も近似しており、接着も良好であるが、油やほこりがついているとセメントとの付着が良くない。モルタルはポルトランド・セメントと骨材を容積比で1 : 3の割合で混合し、カラ練りしてからセメントの1/2程度の水や乳剤を加えた。

水はできるだけ少ない方がセメントの強度が上がるが、金網や硬鋼線にモルタルを塗り込んで、そのまま付着しなければならないので、極端に水を少なくすることはできない。乳剤はモルタルと補強材等との付着性を良好にし、乾燥収縮が少なく、ひび割れを発生しにくくし、さらに吸水性を低下させる等の利点がある。

乳剤はアクリル系のもの（バリスター、307）またはゴム系のもの（デンカ、LK-50）を使用した。モルタルを軽くするため、表-1に示すように骨材には川砂、硅砂（5、6、7号）、中空軽量骨材の3種類を使用した。骨材とセメントを混ぜた粉体の比重は川砂及び硅砂の場合は1.6、中空軽量骨材の場合は0.75になった。また、B typeの試験片では従来のモルタルの性質を改善し、引張強度、耐衝撃性、耐ひび割れ性を良くするスチール・ファイバーを混ぜて仕上げたものも製作した。B-4試験片には市販のスチール・ファイバー（SFR2、0.6mm ϕ ×30mm）を混入した。しかし、この市販のスチール・ファイバーを混入した

モルタルを硬鋼線の骨組みに鍍で塗る作業はスチール・ファイバーが突出したりして作業能率が悪くなる上に、船体を研磨するときには怪我をする危険性があるので、B-2試験片には危険性の少ない0.01mm ϕ ×長さ100mmのスチール・ウールを混入した。

A typeの試験片はモルタルを表面及び裏面とも平に仕上げた。B typeでは重量を軽くするために裏面では硬鋼線のかぶりを出来るだけ少なくなるようにしたが、B-2、B-4の裏面は防水ラテックス・コンパウンド（デンカ、LA-50）を塗って平らに仕上げた。試験片の表面及び裏面の仕上がり状態の一例を写真-1の中、下段に示す。

モルタルの養生については、直射日光を避け、28日間湿った毛布で包んでおいたもの（A-1~3、B-1、3、5、6）と60℃で6時間の蒸気養生を行ったもの（B-2、4）の二種類とした。各モルタルの強度は直径50mm ϕ 長さ100mmの検体を製作し、圧縮試験によって求めた。モルタルの強度特性を表-3に示す。

3. 試験方法及び試験結果

3.1 静的荷重試験

各試験片は衝撃試験を行う前に、撓み変形のごく小さい範囲で静的荷重試験を行い、静的撓み剛性を求めた。また、A typeとB typeの静的強度を比較するため、それぞれのタイプで代表的な機能を有すると考えられるA-2及びB-6試験片については崩壊するま

表-3 モルタルの強度特性

Mortar	Vol. Ratio	σ_c kgf/mm ²	E kgf/mm ²	Specific Gravity	Note
P. C. Silica Water	1 3 <0.5	2.33	955	2.02	A-3
P. C. Silica Emulsion	1 3 <0.5	1.03	582	1.70	B-5
P. C. Silica Emulsion	1 3 <0.5	0.73	611	2.34	B-4 Steam curing
P. C. L. A. Emulsion	1 3 <0.5	1.00	796	0.82	B-1 B-3
P. C. L. A. Emulsion	1 3 <0.5	0.77	430	0.79	B-2 Steam curing

P.C. : Portland cement
L.A. : Lightweight aggregate

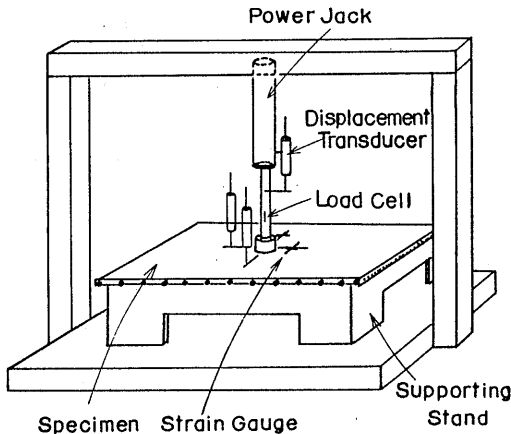


図-2 静的荷重試験の概略

で荷重を加える試験を行った。

静的荷重試験の概略を図-2に示す。試験片を支持間隔が750mm角の支持台の上に置き、その中央に直径が40mmφ 長さが30mmの加圧治具と20mmφ × 300mmのロードセルを介して手動式油圧ジャッキ

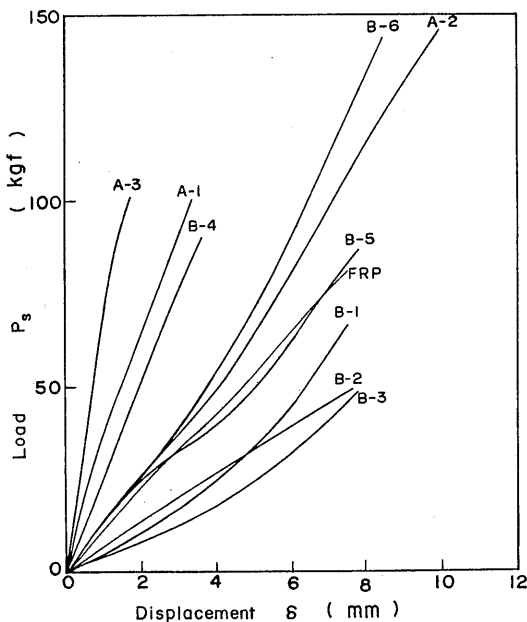


図-3 静的荷重と変位の関係

(容量10トン)で25kgfステップで荷重を加え、荷重方向の変位及び試験片表面上の歪を計測した。変位の計測は摺動抵抗線型変位計(共和電業、DT-50A)を用い、荷重点の変位は加圧治具の動きを、試験片各点の変位は加圧側表面に取り付けた変位計で計測した。歪は試験片の表裏面に貼ったゲージ長10mmの2軸及び3軸の歪ゲージでそれぞれ計測した。

3.1.1 変位の計測結果

図-3に、静的荷重試験で求めた荷重と荷重点変位の関係を示す。SRC工法によるB typeは従来の工法によるA typeより撓み易い特性を示しているが、B typeであってもモルタルにスチール・ファイバーを混入したB-4はA typeに近い結果となった。A-2、B-5、B-6試験片及びFRP試験片はほぼ同等で、A typeとB typeの中間の特性を示した。それぞれの荷重-変位関係を直線で近似し、その勾配を静的撓み剛性 k とし、各試験片の値を表-4に示す。表には、静的撓み剛性 k とともに衝撃試験の結果から求めた最大荷重と最大変位の比 k_D も併せて示すが、これについては後述する。

試験片が崩壊するまで荷重を加えた場合の荷重と変位の計測結果を、A-2試験片については図-4に示し、B-6試験片については図-5にそれぞれ示す。

図-4のA-2試験片では、荷重点Aの変位が最も大きく、荷重点から離れるほど変位は小さくなっていくが、荷重点から100mm離れたy軸上のD点の変位がx軸上で200mm離れたC点より小さくなった。A typeの試験片では、補強材の配列によって変位分布に異方性が生じ、硬鋼線上の変位は硬鋼線に直交する線上の変位よりも小さくなるものとする。荷重に対する変位の増加率は約600kgfの荷重から増加がみられ、荷重の最大値は685kgfであった。従って、A-2試験片は約600kgfの荷重で補強材が降伏しはじめ、685kgfで試験片が崩壊したものとみなした。

図-5のB-6試験片では、荷重点からそれぞれ150mm離れたB、C、D点の変位はほとんど同じ値を示しており、A-2試験片のような変位分布の異方性はみられなかった。B-6試験片の降伏現象は荷重が約700kgfでみられ、崩壊は780kgfで生じ、ともにA-2試験片より高くなった。

3.1.2 歪の計測結果

A-2試験片で計測した荷重と歪の関係について、図-6に荷重点の裏面(a)及びx軸上の表面(B,C,D,E)の計測値を、図-7にy軸上表面(A,C)及び対角

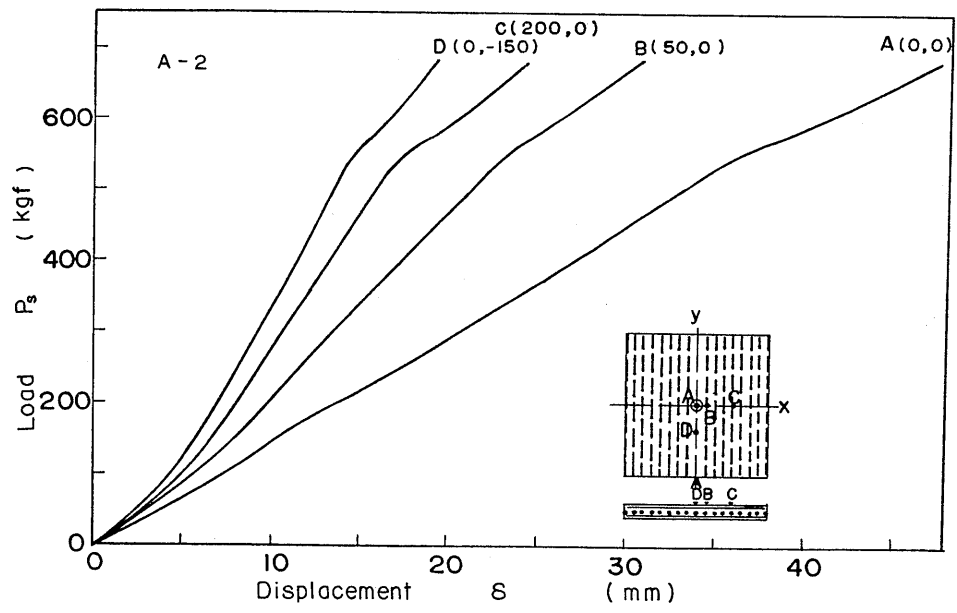


図-4 静的荷重と変位の関係(A-2)

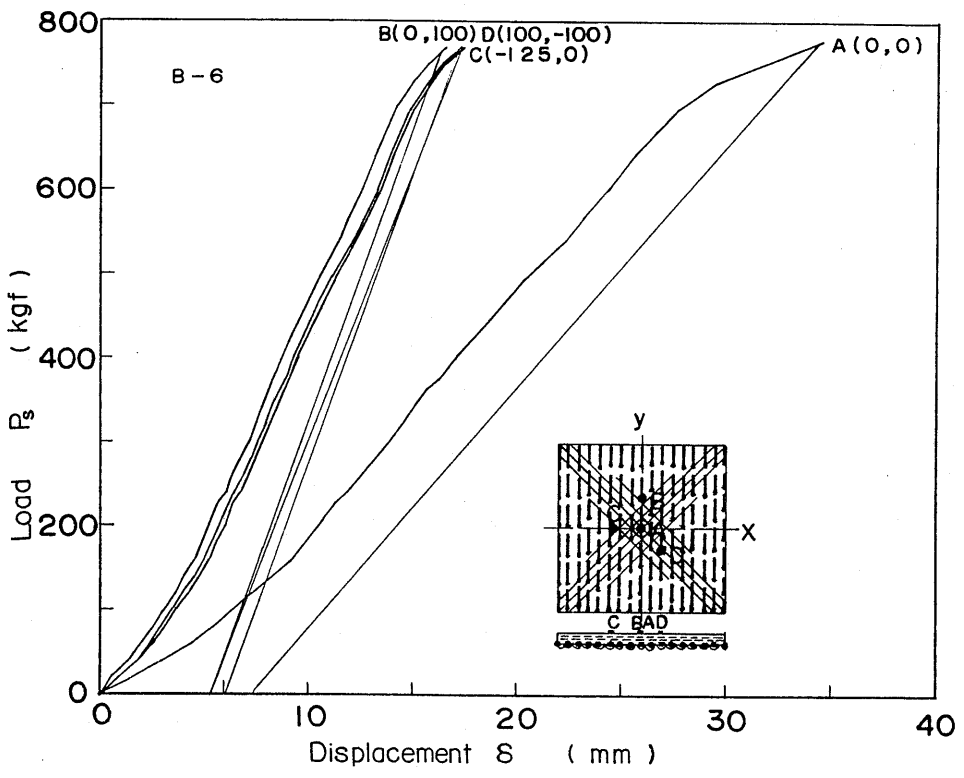


図-5 静的荷重と変位の関係(B-6)

線上表面(B)の計測値をそれぞれ分けて示す。各計測点でx, y及びs方向の歪を計測し、計測点を示す記号に添字を付けて示している。両図とも歪は非常に複雑な変化を示しているが、x軸上表面ではy方向に引張歪、x方向には圧縮歪が生じた。y軸上表面では逆にy方向に圧縮歪、x方向に引張歪が生じた。これは、試験片の変形は荷重点の変位が最も大きく、拘束の小さい対角線上の変位が大きくなっているためと云える。図-6において、 a_y は75kgf、 B_x 及び B_y は175kgfの荷重で歪の鋭いピークが生じた。これは荷重点の裏面及び荷重点近傍の表面に、硬鋼線と直交するx方向の亀裂が比較的低い荷重で発生したため、以後荷重の増大にもかかわらず歪の増加として現われなかったものとみられる。なお、図-7にはこれらのピークは認められなかった。

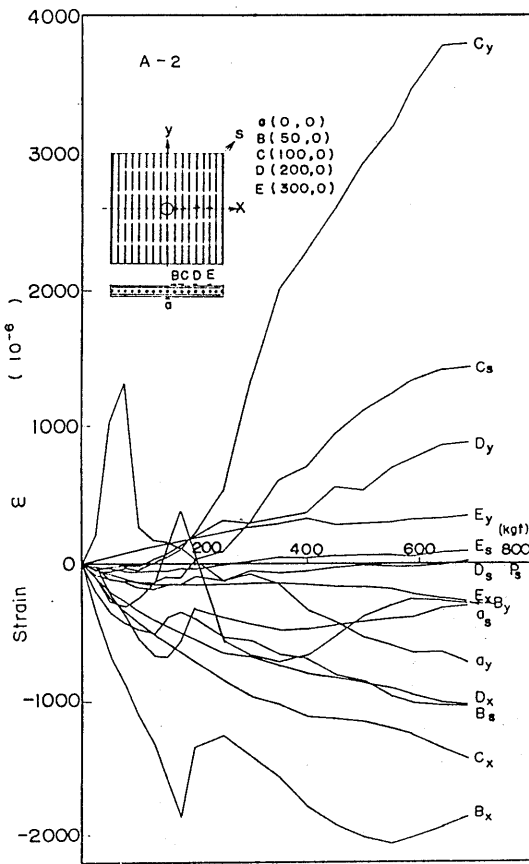


図-6 静的荷重と歪の関係(A-2, x軸上)

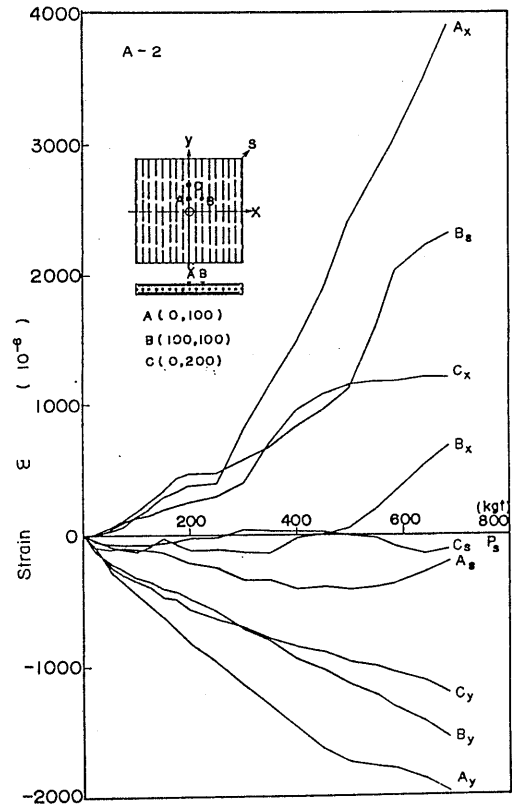


図-7 静的荷重と歪の関係 (A-2, y軸上及び対角線上)

B-6試験片についても同様に、x軸上の表、裏面の歪を図-8に、y軸及び対角線上の表面の歪の値を図-9にそれぞれ示す。図-8のx軸上の計測位置は表裏とも荷重点から等距離にあるが、裏面の歪ゲージはy軸に平行な50mm間隔の硬鋼線の中間のモルタル凹部に貼付されている。表面の歪はA-2試験片と同様に、y方向は引張、x方向は圧縮を示した。裏面の歪は、表面と異なった挙動を示しており、 a_x に500kgfの荷重で歪のピークがみられ、以後荷重の増加とともに歪は低下している。これはゲージ近傍のモルタルに亀裂が入ったためと考えられる。図-9のy軸上表面の歪も、y方向は圧縮、x方向は引張をそれぞれ示したが、歪の絶対値は前者が小さくなった。また、 A_x に図-8の a_x と同じ荷重で歪のピークがみられた。B-6試験片においても、A-2と同様に荷重点及び拘束の最も小さい試験片対角線上の変位が先行するか

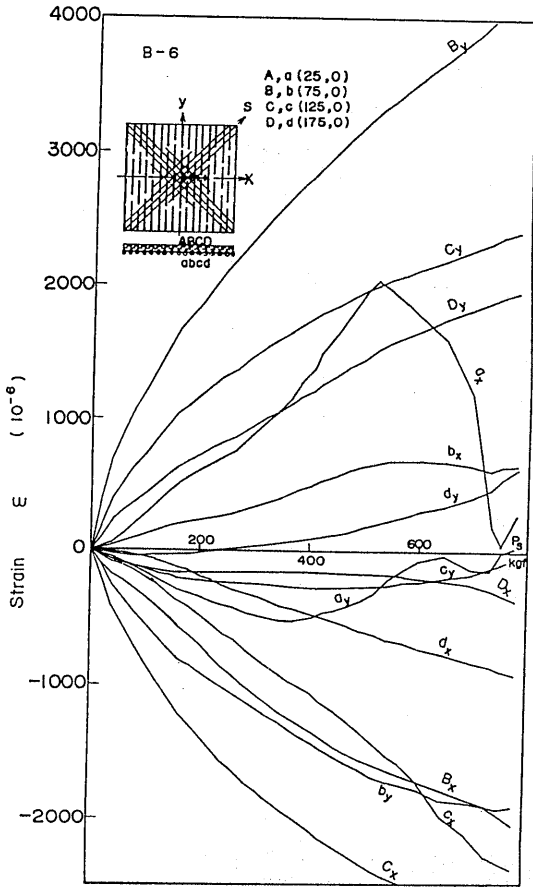


図-8 静的荷重と歪の関係(B-6, x軸上)

たちで変形していると考えられるが、B typeの試験片の特徴であるy軸に平行な50mm間隔の硬鋼線の露出のために裏面の歪分布はA typeと異なるものとなった。

3.1.3 破損状況

静的荷重試験で崩壊した試験片の中央部を切り出し、試験片の変形状態、モルタルの付着状況及び硬鋼線とCリングの結束状態を調べた結果を写真-2に示す。崩壊時の面外変形は荷重点を中心に広範囲にわたって起こり、加圧治具の直径である40mmφを底とするすり鉢状の変形が残留した。その深さは、A-2では48mm B-6では27mmとなった。

A-2試験片の荷重点近傍では表面のモルタルと上側の金網とは剥離し、荷重点で3mmφの硬鋼線は折れ曲がり、金網は大きく膨らみ変形した。裏面では荷

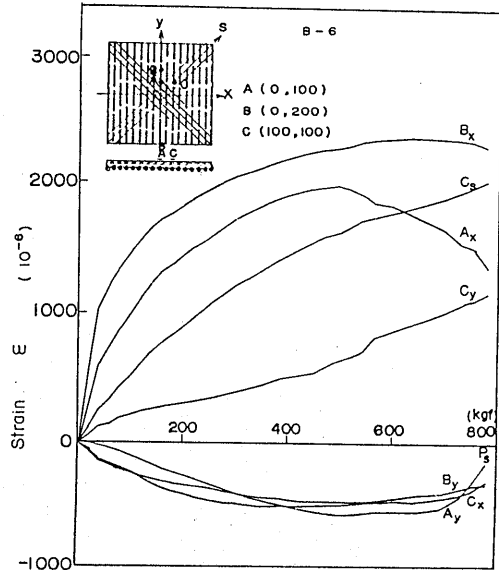


図-9 静的荷重と歪の関係(B-6, y軸上及び対角線上)

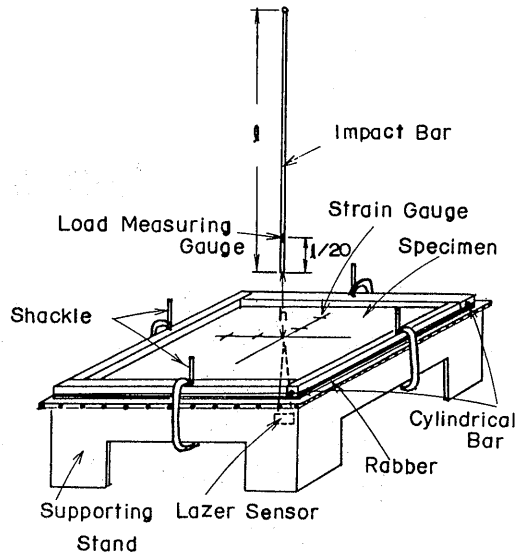
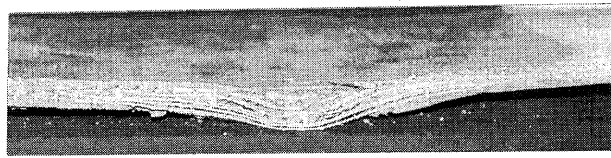


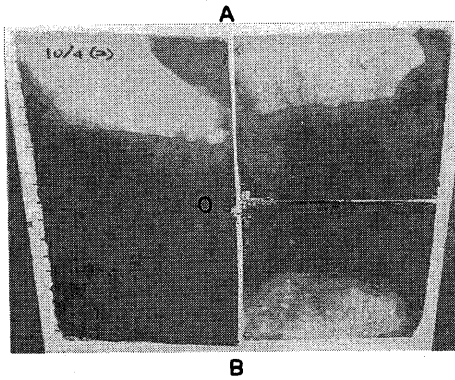
図-10 衝撃試験の概略

重がかかった部分を中心に補強材の綱目に沿って格子状に亀裂が走っていた。

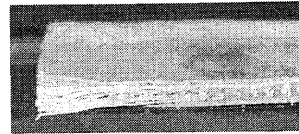
B-6試験片では荷重点近傍の表面のモルタルと対角線方向の2mmφの硬鋼線とは剥離した。裏面の荷重点直下の5mmφの硬鋼線は変形し、補強材を結束



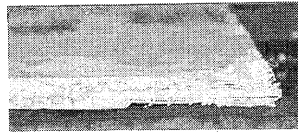
A-B section



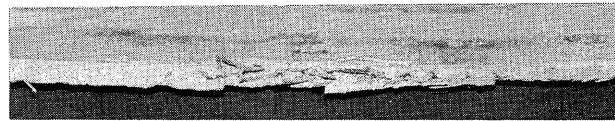
A - 2



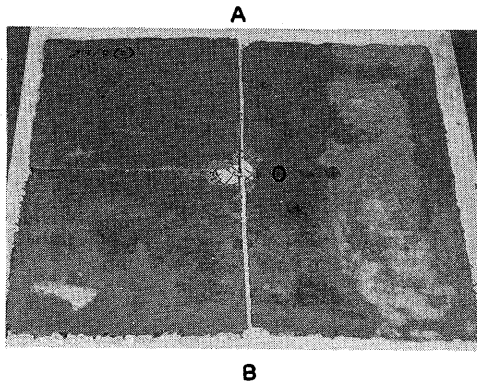
A-O section



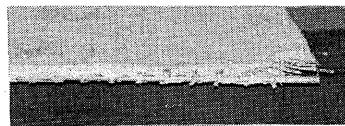
O-C section



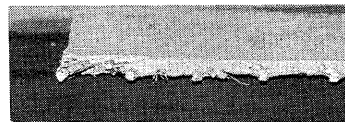
A-B section



B - 6



A-O section



O-C section

写真-2 静的試験による破損及び変形状況(A-2,B-6)

したCリングは緩んでいたが、荷重点から少し離れたCリングには異常が認められなかった。荷重点のモルタルは切断作業中に容易に脱落し、補強材のみ残った。

3.2 衝撃試験

打撃棒を任意の高さに設定できる落錘型衝撃試験装置を用いて衝撃試験を行った。衝撃試験の概略を図-10に示す。750mm角の支持台の上に平板試験片を置き、試験片の周囲にラバーと丸棒を置きその上に鋼製の帯板をあて万力で締付け、試験片中央に直接あるいは緩衝材を介して打撃棒を落下した。打撃棒は、長さ

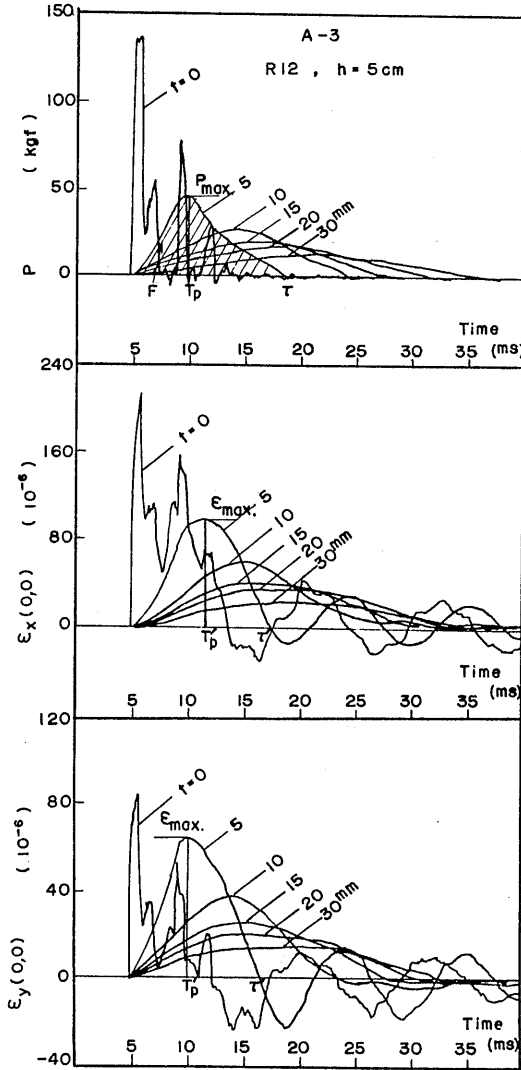


図-11 荷重及び歪の時系列波形に及ぼす緩衝材の厚さの効果(A-3)

が2mで、直径が10, 20, 30, 40mmφ、重さWが1.23, 4.93, 11.10, 19.73kgの4種類とし、それぞれR12, R22, R32, R42と呼称するものとする。落下高さhは5cmから100cmまでの範囲とした。

衝撃試験は、一つの試験片について、最初は軽量の打撃棒で落下高さを増して行き、さらに重い打撃棒に取り替えて高さを増す(打撃エネルギーを順次増加する)方法で行った。荷重計測は打撃棒の打撃端から棒の長さの1/20の位置の円周上に対称に貼った2枚の2軸の歪ゲージで行った。変位は非接触式レーザ変位計(オムロン、3Z4M-S22)を用いて、試験片中央部の打撃点の裏面で計測した。荷重、変位及び歪について、合計8点の計測を行い、トランジェント・レコーダ(オートニクス、S128)に記録し、計測結果をコンピュータで処理した。

3.2.1 緩衝材の効果

コンクリート梁の衝撃試験では、衝撃効果を調整する目的でゴムパッド等の緩衝材が用いられる。本研究でも、帆船と鯨等との衝突を考慮して、緩衝材(生ゴム)を介して衝撃試験を行うこととし、緩衝材の厚さの効果調べた。

A-3試験片についてR12の打撃棒を使用し、落下高さを5cmと一定にして緩衝材の厚さtを0, 5, 10, 15, 20, 30mmと変えた場合について計測した時

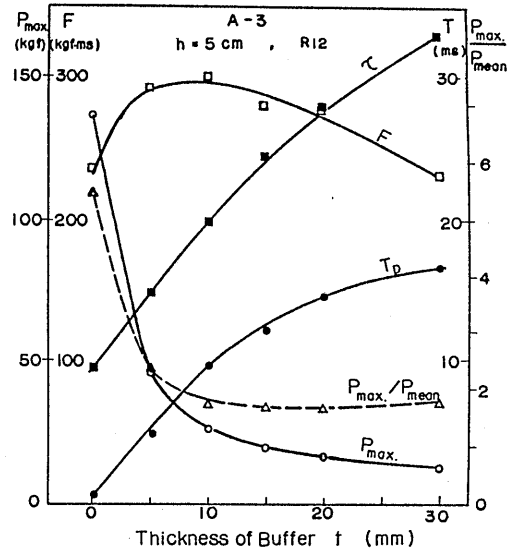


図-12 荷重波形に関する諸特性と緩衝材の厚さの関係(A-3)

系列波形を図-11に示す。上段は荷重波形、中段及び下段は試験片中央部の x 及び y 方向の歪波形である。いずれの波形も、緩衝材を入れることにより、滑らかな波形となった。

図-11上段の荷重波形において、緩衝材の厚さ t を厚くすると最大荷重 P_{max} は下がり、最大値に達する時間 T_p 及び作用時間 τ は長くなった。これらの関係を図-12に示す。力積 F は図-11の荷重波形を作用時間 τ まで積分して求めたもので、緩衝材の厚さによって若干の変化がみられた。平均荷重 P_{mean} は力積を τ で除して求めたものであるが、 P_{max}/P_{mean} は緩衝材を用いると緩衝材がない場合 ($t=0$) の1/3程度に低下したが、 $t=10\sim 30\text{mm}$ の間ではほぼ一定になった。

図-13に、A-3 試験片の打撃点の裏面の x, y 方向の最大歪 ϵ_{max} 、最大歪に達する時間 $T_{p'}$ 及び零になる時間 τ' を示した。それぞれの記号で、白ぬきは x 方向、黒塗りは y 方向の値を示すが、硬鋼線の通っていない x 方向の ϵ_{max} 、 $T_{p'}$ 及び τ' はいずれも y 方向の値より大きくなった。 $T_{p'}$ と τ' は、緩衝材の厚さが増すと増加するが、増加率は減少する傾向にあり、 $t=20\text{mm}$ 以上では歪や作用時間に与える緩衝材の厚さの影響が比較的小さくなる。しかし、後の図-15, 16等に示すように、打撃エネルギーを大きく

すると20mmの厚さでは変化を無視できないものもある。

緩衝材の厚さが衝撃諸特性に及ぼす影響についての定量的な把握は充分ではないが、ここでは以後20mmの生ゴムを緩衝材として用い衝撃試験を行うこととした。

3.2.2 衝撃荷重の計測結果

20mmの緩衝材を用いて計測した荷重の時系列波形の一例を図-14に示す。図ではB-5 試験片について、打撃棒R32の落下高さ h を 5, 10, 15, 20, 30, 50, 70, 100cm と変えた場合である。落下高さの増加とともに最大荷重が増加し、最大荷重を示すまでの時間は短くなり、負荷時間も短くなった。このような現象は他の試験片でも同様であったので、以下B-5の試験結果をもとに計測された衝撃荷重の特徴について述べる。

最大荷重と打撃棒の落下高さとの関係を図-15に示す。図では、3種類の打撃棒、R12, R22, R32について落下高さ h を 5 cmから100cm迄段階的に変えた場合である。最大荷重 P_{max} は落下高さの増加とともに大きくなった。図には最大荷重と平均荷重の比 P_{max}/P_{mean} を併せて示したが、R22についてはほぼ一定となったが、R12, R32はゆるやかな増加傾向を示した。図-16に示すように、荷重波形が最大値に達する時間 T_p 及び作用時間 τ は棒の落下高さが高くなるほど短くなり、打撃棒の径を太くするほど、それらの時間は長くなった。打撃棒R12については緩衝材の厚さ $t=10, 30\text{mm}$ の場合についても付記した。

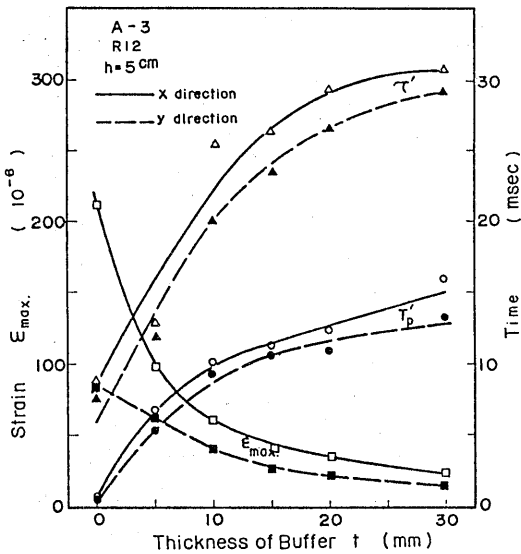


図-13 歪波形に関する諸特性と緩衝材の厚さの関係(A-3)

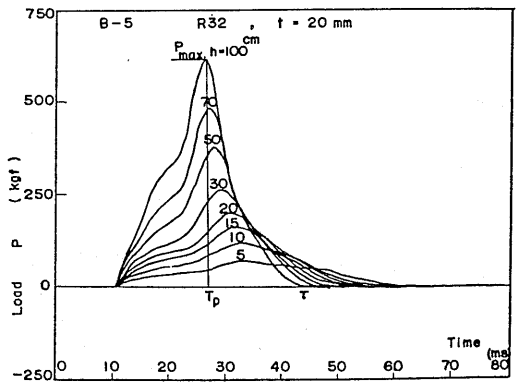


図-14 荷重の時系列波形の一例(B-5)

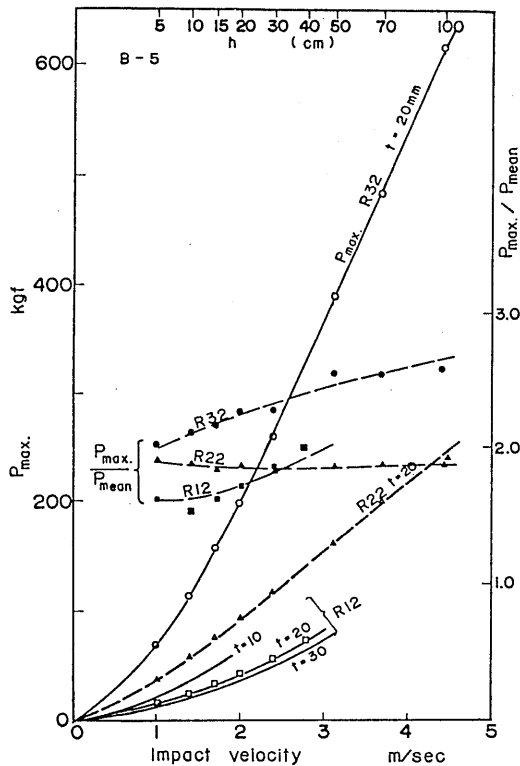


図-15 最大荷重と打撃速度の関係(B-5)

3.2.3 歪の計測結果

B-5 試験片について、前項と同じ試験条件で計測した歪の時系列波形を図-17に示す。計測位置は x 軸上で打撃点裏面から25mm離れた硬鋼線と硬鋼線間の凹部である。図上段の x 方向の最大歪は落下高さの増加とともに大きくなったが、波形は落下高さが50 cmより大きいものについては変動が大きくなった。下段の y 方向の最大歪は落下高さ50cm迄は大きくなり、100cmでは70cmよりも小さくなった。

最大歪と落下高さ（衝撃速度）の関係を3種類の打撃棒R12, R22, R32についてまとめた結果を図-18に示す。歪の最大値は x 方向は圧縮を示し、y 方向は引張を示した。R12の打撃棒で落下高さ30cmでピークを示し、40cmで最大歪が低下した。これは歪ゲージ方向に直角の亀裂が入ったためと考えられる。R32の場合落下高さが70cmで歪の増加が止まり、100cmでは減少して、試験片が崩壊したことがわかる。

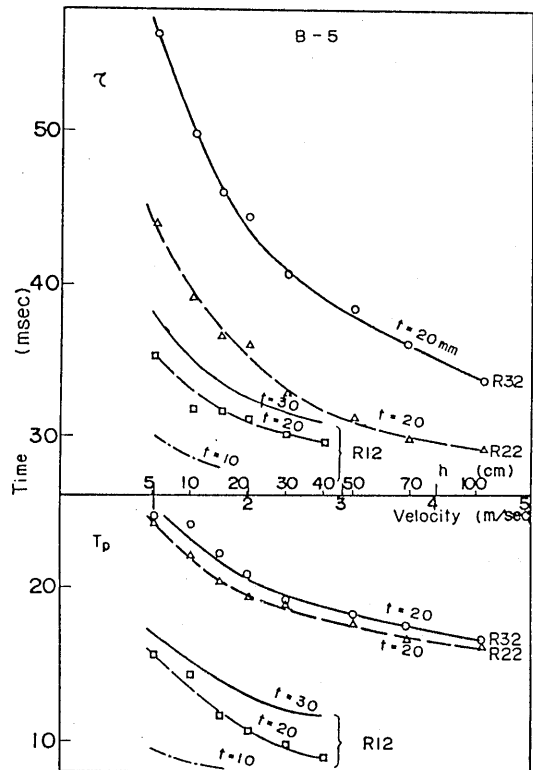


図-16 荷重波形に関する時間特性と打撃速度の関係(B-5)

3.2.4 変位の計測結果

B-5 試験片について、落下高さ h を変えた時の打撃面直下での裏面の変位をレーザー式変位計で計測して、その時系列波形を図-19に示す。変位の波形は、荷重及び歪波形に比べ全て滑らかな波形を示した。その最大値は図-20に示すように、打撃棒の径が大きくなるほど大きくなり、落下速度に比例して大きくなった。変位が最大値に達する時間及び零になる時間は落下高さを高くするほど短くなり、この傾向は荷重の場合と同じであった。

3.2.5 衝撃試験結果

各試験片について、4種類の打撃棒R12, R22, R32, R42を用い、落下高さ h を5 cmから100cmまで変えて行った衝撃試験の結果を図-21~28にそれぞれ示す。各図には力積と変位の関係で示したが、これは後述するように力積は試験条件から推定することができ、打撃エネルギーとの関係も得られたためである。また、

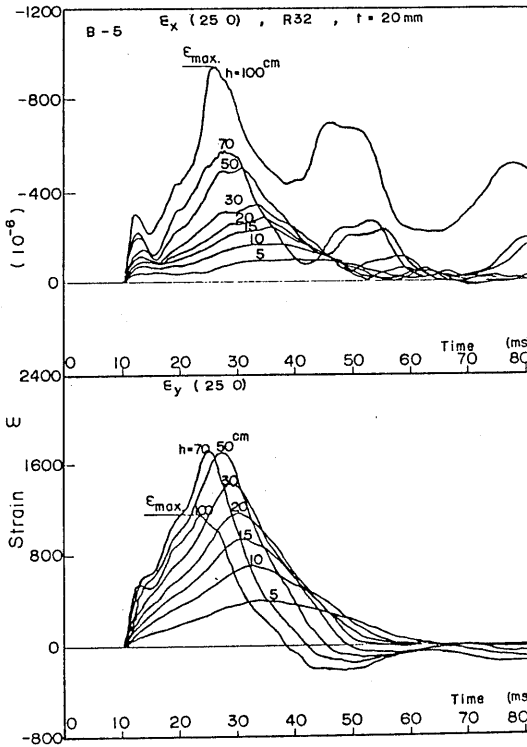


図-17 歪の時系列波形の一例(B-5)

図には力積-変位曲線に交差するように P_{mean} を細線で示した。これらの図における全体的な特徴として、打撃棒を太くすると同じ変位量となる力積は、打撃棒が太いほど大きくなった。また、静的荷重試験で撓みにくかった A type の試験片の方が B type よりも同じ変位量では力積は大きくなった。落下高さを高くすると A type の力積と変位の関係は放物線状となり、B type はほぼ直線状になる関係が得られた。個々の試験片についての結果を以下に述べる。

図-21に示す A-1 試験片では、打撃棒 R12 で落下高さ h が 40cm の試験で、平均荷重 P_{mean} が 35.4kgf、最大変位 δ が 3.3mm で亀裂の発生 (Cracking) が観察された。打撃棒 R32 で落下高さを増すと残留変形が生じ、崩壊は h が 100cm、 P_{mean} が 300kgf で δ が 23.5mm となり、除荷後の δ は 22mm であった。この値を図中で横軸に交わる矢印で示した。

図-22 に示す A-3 では R12 の棒で h が 40 cm、 P_{mean} が 38.9kgf、 δ が 1.6mm で亀裂が発生し、R32、

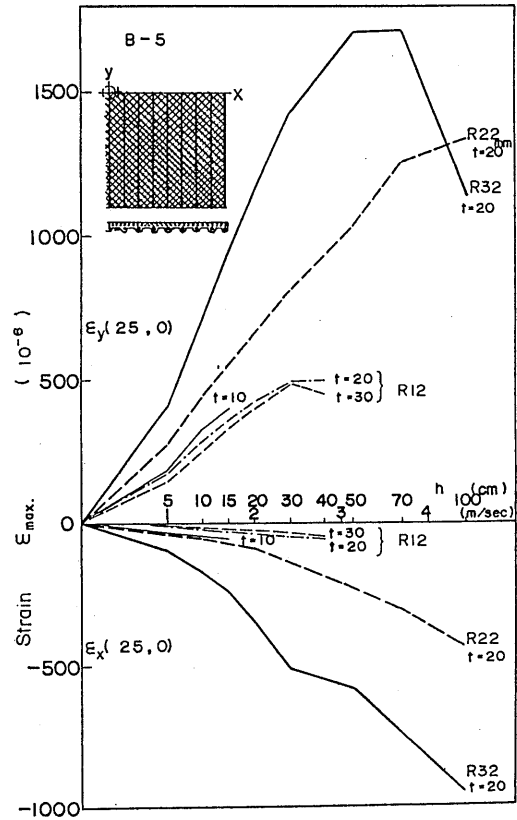


図-18 最大歪と打撃速度の関係(B-5)

h が 70cm、 P_{mean} が約 300kgf、 δ が 15.7mm で崩壊 (Fracture) し、除荷後の δ は 10mm となった。

A-1 と A-3 試験片の平均荷重と変形量の差は、金網及び川砂と珪砂を骨材としたモルタルの差異による撓み剛性の差によるものと思われる。

A type と同じ条件の打撃棒 R12、 h が 40cm のとき、図-27に示す B-5 は P_{mean} が 30kgf で亀裂が観察されたが、他の B type では観察できなかった。図-23 に示す B-1 では打撃棒 R22 で h が 70cm のときに、 P_{mean} が 100kgf、 δ は 20mm となり、図-25 の B-3 では h が 100cm のとき、 P_{mean} が約 140kgf、 δ は 19mm でそれぞれ亀裂の発生が確認された。

打撃棒 R32 を高さ 70cm から落下させたとき、最も硬鋼線の太い組合せの試験片 B-3 では P_{mean} が 173kgf、 δ は 20.0mm、次の太さの B-1 では P_{mean} が 185kgf、 δ は 28.8mm、最も細い組み合わせの B-

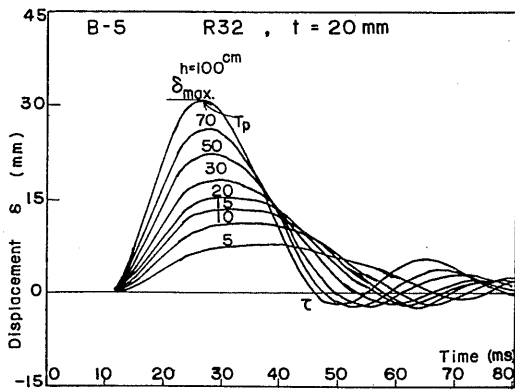


図-19 変位の時系列波形の一例(B-5)

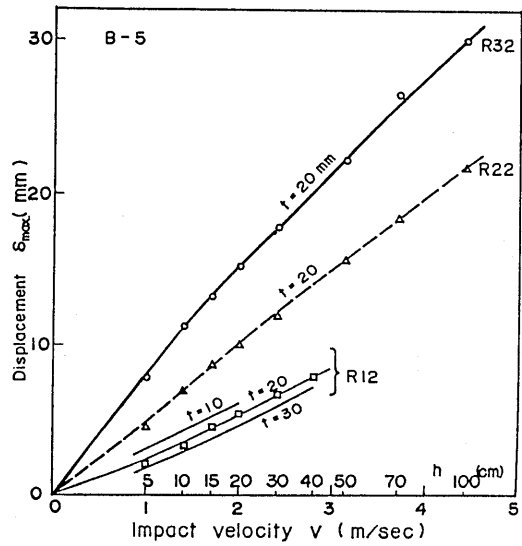


図-20 最大変位と打撃速度の関係(B-5)

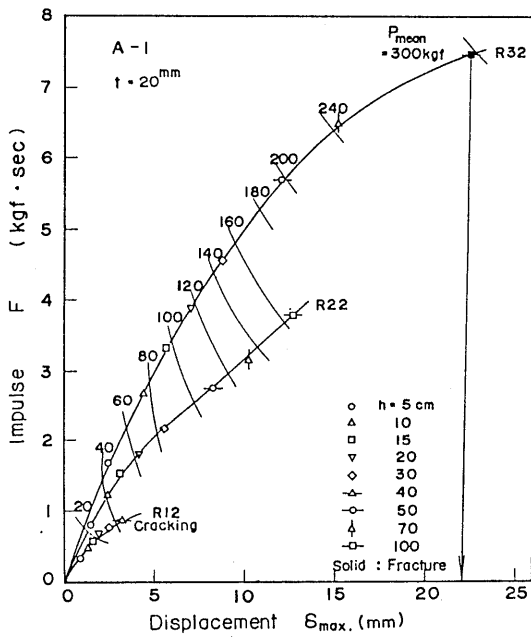


図-21 力積と最大変位の関係(A-1)

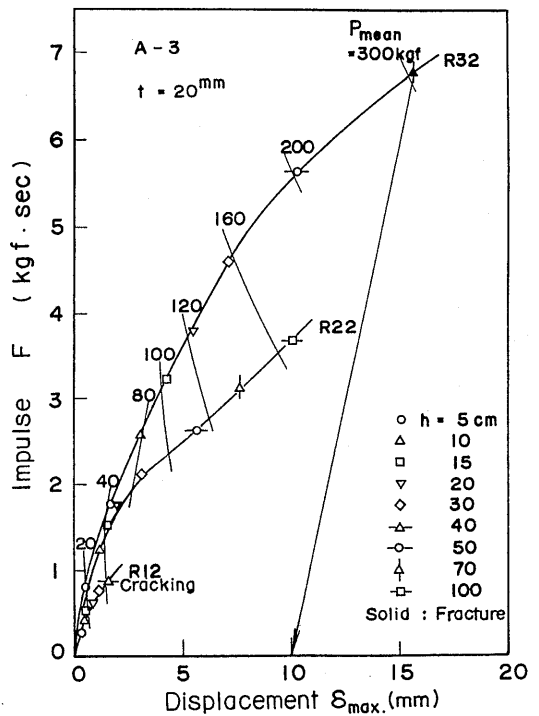


図-22 力積と最大変位の関係(A-3)

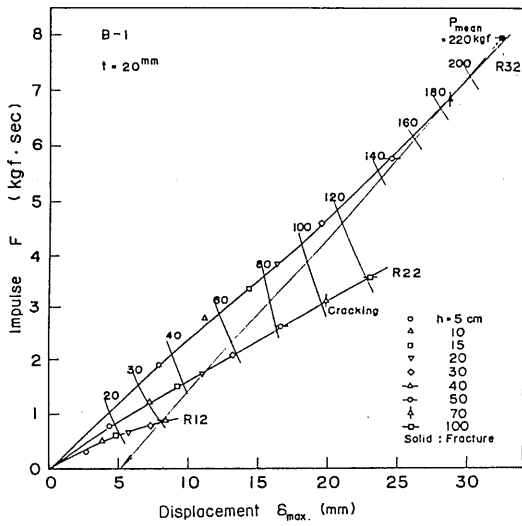


図-23 力積と最大変位の関係(B-1)

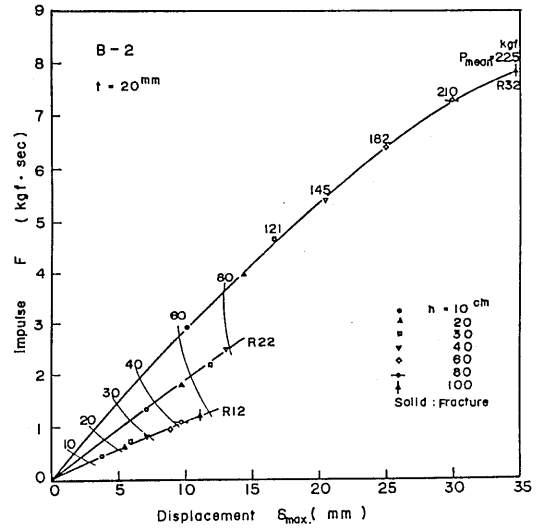


図-24 力積と最大変位の関係(B-2)

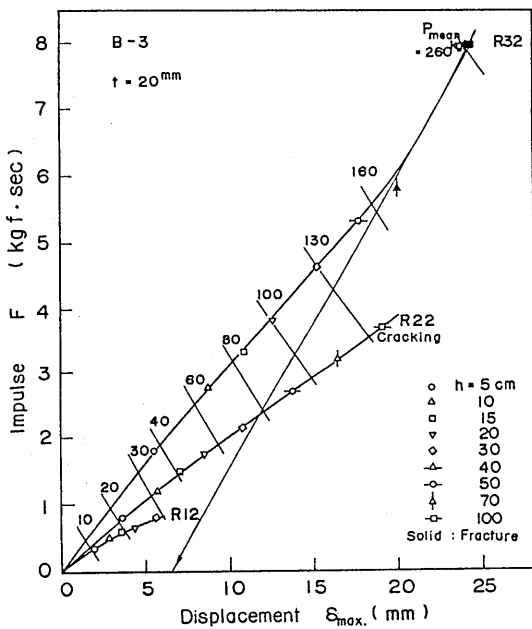


図-25 力積と最大変位の関係(B-3)

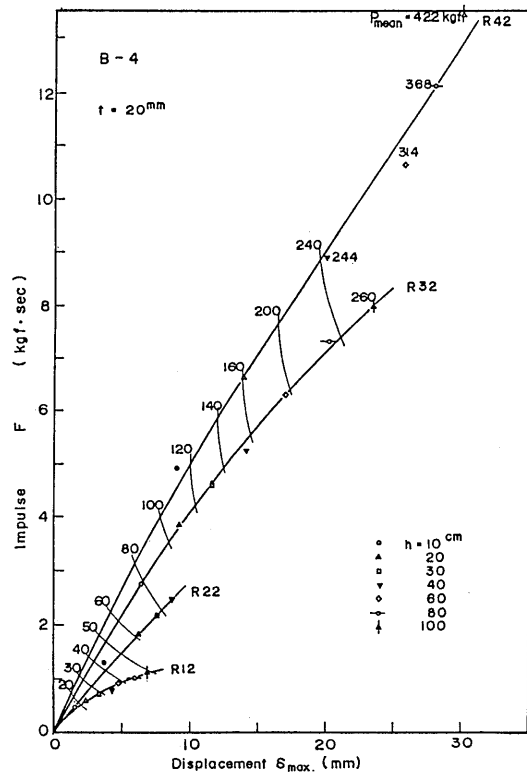


図-26 力積と最大変位の関係(B-4)

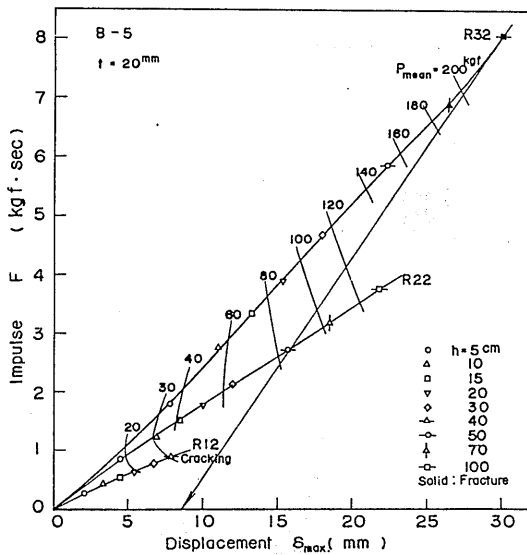


図-27 力積と最大変位の関係(B-5)

5では P_{mean} が約190kgf、 δ は26.7mmで、それぞれモルタルに亀裂が入るのが確認された。

スチール・ウールを混入した図-24に示すB-2では、力積、平均荷重は変位に関してほぼ比例して増大した。衝撃試験結果はR32、 h が100cmのとき、 P_{mean} が225kgf、 δ は約35mmとなり、直径30mmの圧痕部分のモルタルに円弧状に亀裂が入り、穴があいた。

スチール・ファイバーを混入した図-26のB-4でも力積及び平均荷重は変位に関してほぼ比例して増大した。衝撃試験は打撃棒R42を落下高さ100cmまで試験したが、 P_{mean} が422kgf、 δ が30mmを越え計測できなかったが、試験片には何ら異常は認められなかった。

図-28に示すFRP試験片も同様に、力積、平均荷重は変位に比例して増大した。打撃棒R42を高さ100cmより落下衝突させると、 P_{mean} が483kgf、 δ は約20mmで破損せず、除荷後の δ は1.3mmとなった。

以上のことから、モルタルにスチール・ファイバーを混入した試験片B-4では衝撃強度は大幅に改善され、亀裂の発生防止にも役に立つことがわかった。

3.2.6 破損状況

硬鋼線と金網の組合せの試験片A-1では打撃棒R32を高さ100cmで落下衝突させると、打撃部より2~

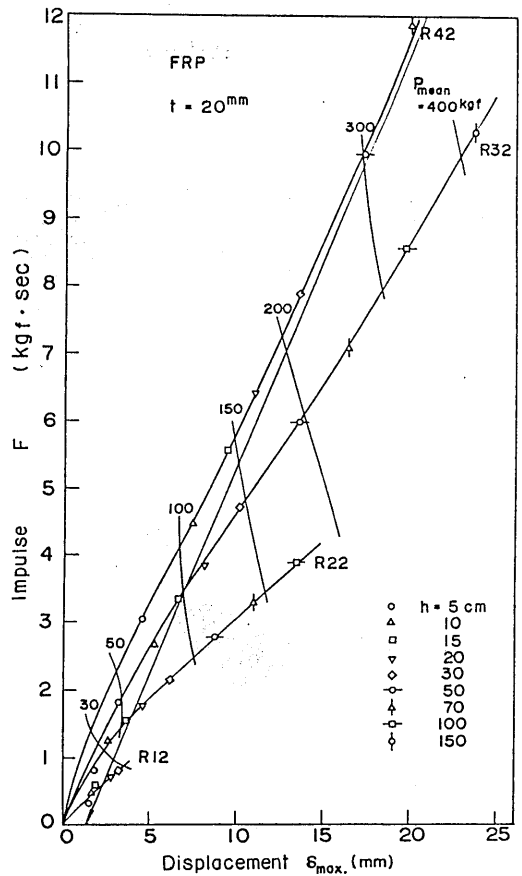


図-28 力積と最大変位の関係(FRP)

3cm離れた位置に円弧状に亀裂が入り、硬鋼線の通っていないx軸方向に大きく変形した。裏面では打撃部を中心に金網のかぶりの部分のモルタルが網目状にはがれ落ち、x軸方向に60cm、y軸方向に40cmにわたり金網に沿った格子状の亀裂が認められ、金網が露出した。

A-3では打撃棒R32、落下高さ70cmで、表面に直径3cmの陥没した穴があいたが、その周辺には亀裂は認められなかった。裏面は金網が露出して金網の格子に沿った亀裂が認められたが、直径120mmの円内で止まっていた。

硬鋼線と硬鋼線とが結束されている試験片B-1は打撃棒R32、落下高さ100cmで、表面の打撃圧痕部の

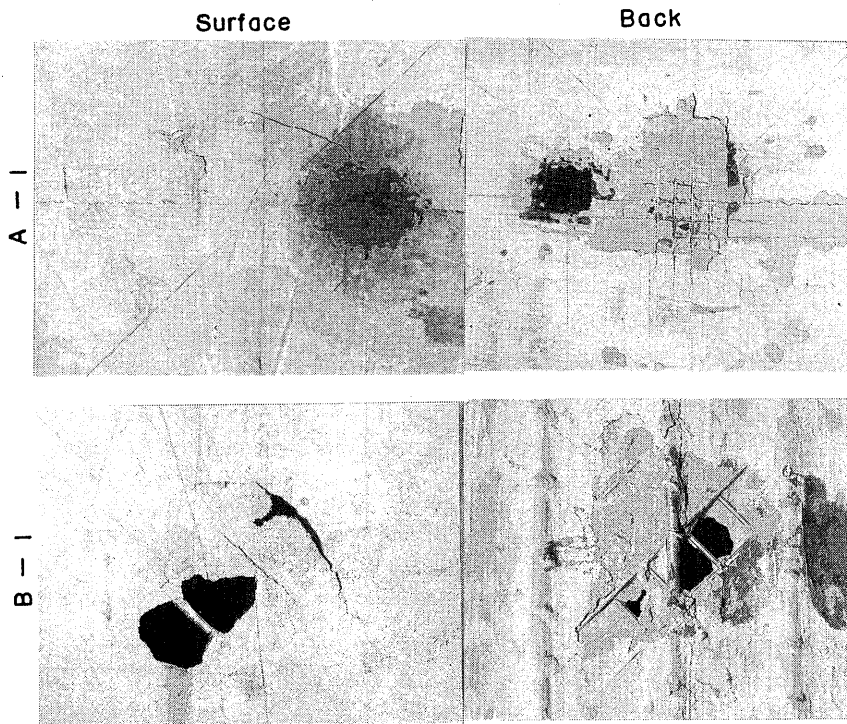


写真-3 衝撃試験による破損状況の一例(A-1,B-1)

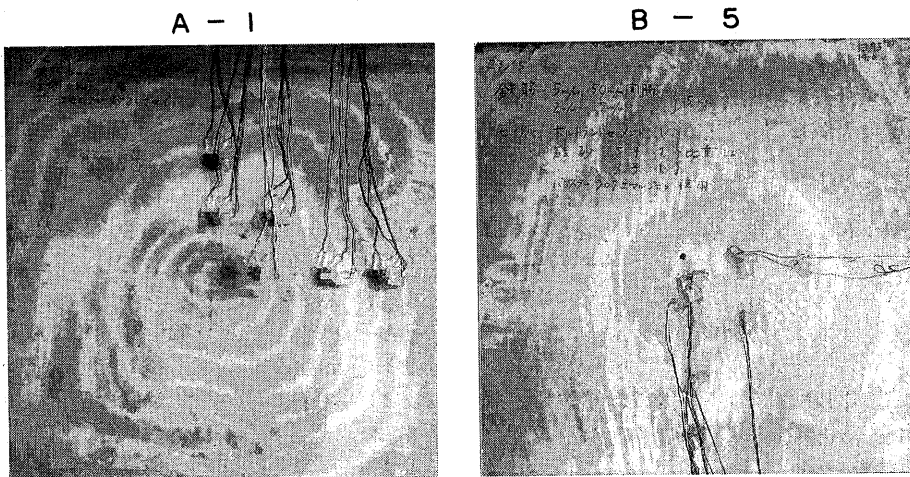


写真-4 衝撃試験による残留変形モアレ縞の一例(A-1,B-5)

周辺には円弧状の亀裂ができ、裏面では打撃部を中心に補強材とモルタルは剥がれ、亀裂は5mmφの硬鋼線に沿って認められた。打撃を受けた格子部分の一部のモルタルのみ脱落したが、硬鋼線や結束状態には異常は認められなかった。

B-3では打撃棒R32、落下高さ100cmで、B-1同様穴があいたがやや小さく、表面は打撃部に圧痕が認められただけであった。裏面では打撃を受けた6mmφの硬鋼線のかぶりの部分のモルタルが剥がれ、硬鋼線に沿った亀裂が認められた。

B-5では打撃棒R32、落下高さ100cmで、同様の穴があき、表面では斜め方向の2mmφの硬鋼線に沿った亀裂が認められ、裏面では5mmφの硬鋼線に沿った亀裂が認められた。

スチール・ウールを混入させた試験片B-2では打撃棒R32、落下高さ100cmで、スチール・ウールを切断あるいは引き抜いてモルタルは脱落し穴があいた。打撃部の表裏面の周辺には亀裂は認められず、また硬鋼線にもほとんど異常は認められなかった。

スチール・ファイバーを混入させた試験片B-4では4種類の打撃棒R12、R22、R32、R42をそれぞれ落下高さ100cmで衝突させたが、亀裂の発生及び残留変位は認められなかった。比較のために行ったFRP試験片も同じ条件で、打撃部分が白く変色した白化部ができたが、樹脂のみの損傷にとどまりガラス繊維は破断していなかった。

破損状況の一例を写真-3に、残留変形のモワレ縞の一例を写真-4にそれぞれ示す。

4. 耐衝撃強度の評価に関する考察

3.2項で述べた衝撃試験においては、重量Wの打撃棒が高さhから落下し、打撃速度Vで試験片に衝突する。試験片の打撃点は初速度Vで降下し、最下点で速度が零となった後上昇する。打撃棒と試験片は離れずに運動するとして、最下点までに打撃棒が試験片に加えた力積Iは打撃棒の運動量の変化に等しいので、

$$I = WV / g \quad \dots \dots \dots (1)$$

ここに、I：打撃点の最下点までの力積(kgfsec)、
W：打撃棒の重量(kgf)、
V：打撃速度(m/sec)、
g：重力加速度(9.8m/sec²)

である。

図-21~28の縦軸、つまり打撃棒で計測した荷重から求めた力積Fと(1)式から計算した力積の比較を

図-29に示す。図には衝撃試験を行った全ての結果をプロットしており、試験片に関係なくほぼ(2)式の直線関係が認められる。

$$F = \beta WV / g \quad \dots \dots \dots (2)$$

ここに、W、V及びgは(1)式と同じで、βは定数で今回の試験では図に示すようにβ=1.6となった。従って、(2)式の関係から図-21~28の縦軸は衝撃試験の打撃条件から一律に定まり、それぞれの図を用いて各試験片の最大変位量は打撃条件から比較することができる。図-14及び図-19に示したように、緩衝材を使用した今回の衝撃試験では、最大荷重P_{max}と荷重点の最大変位δ_{max}に達するまでの時間はほぼ一致するので、(2)式のβ=1.6は荷重波形が零クロスする時間までの力積と最大荷重が生じる時間までの力積との比と云える。

(2)式の打撃速度にV=√2ghの関係を代入すると(3)式が得られ、力積は打撃エネルギーの平方根√Whに比例する。

$$F = A_1 \cdot \sqrt{Wh} \quad \dots \dots \dots (3)$$

ここに、

- F：荷重波形の力積(kgfsec)、
- W：打撃棒の重量(kgf)、
- h：打撃棒の落下高さ(m)、
- A₁：打撃棒の重量に依存する係数(√kgfsec²/m)。

係数A₁は(2)式の定数(=1.6)を用いて(4)式で得ることができる。

$$A_1 = \beta \cdot \sqrt{2W/g} \quad \dots \dots \dots (4)$$

各打撃棒の重量Wを用いて計算したA₁及び後述の図-30に示す実験点を最小二乗法で近似した係数A₂を以下に示す。

R12：A ₁ =0.803、	A ₂ =1.215
R22：A ₁ =1.605、	A ₂ =1.726
R32：A ₁ =2.408、	A ₂ =2.484
R42：A ₁ =3.210、	A ₂ =3.150

衝撃試験を行った全ての試験片について、計測した荷重波形から求めた力積Fと試験条件から計算した打撃エネルギーの平方根√Whとの関係を図-30に示す。実線は前記の係数A₁を用いた関係を、破線は係数A₂を用いた関係をそれぞれ示した。実験点は、試験片による差がほとんど認められないが、R12からR42までの打撃棒について緩やかな放物線状の関係を示した。

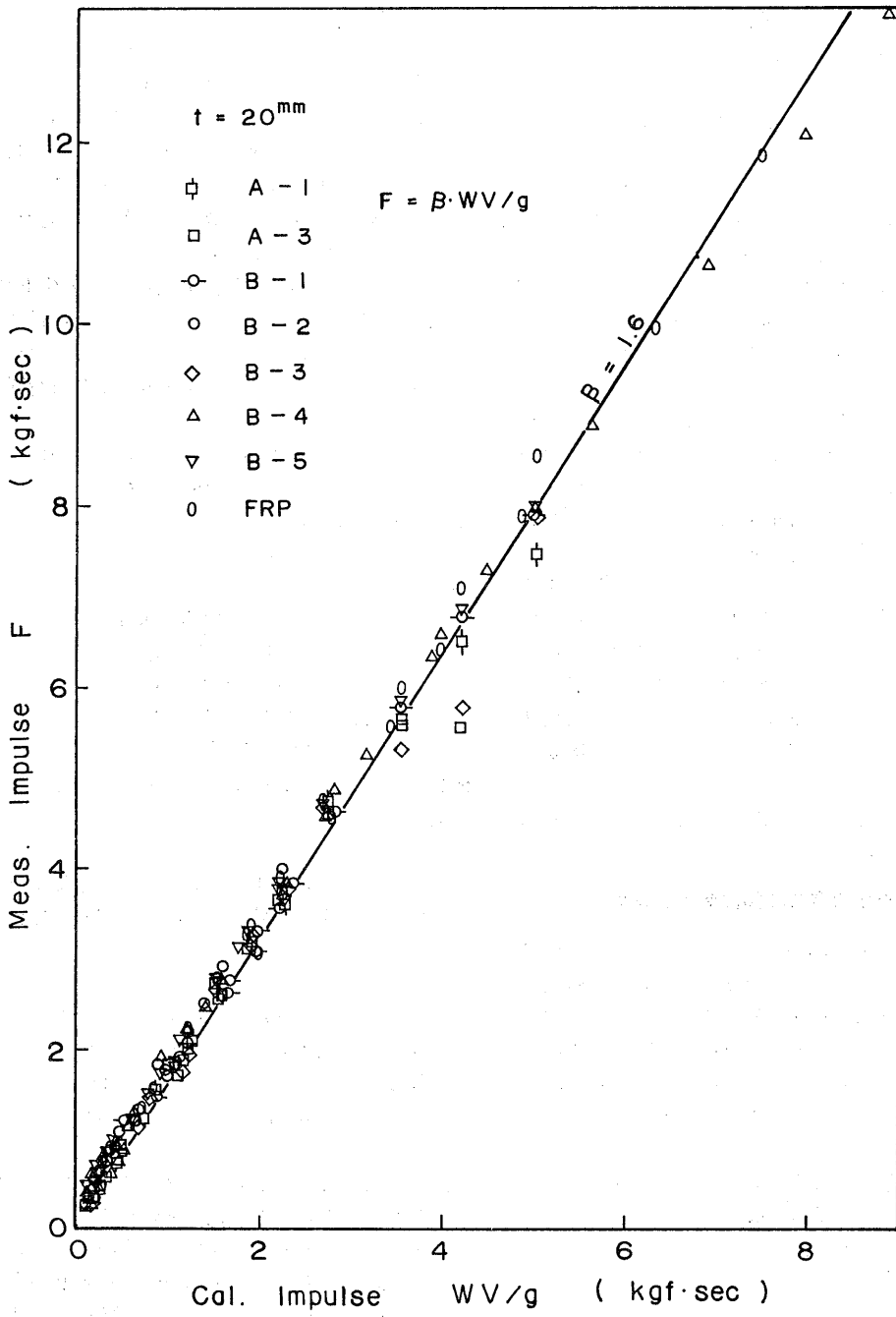


図-29 力積の計測値と計算値の比較

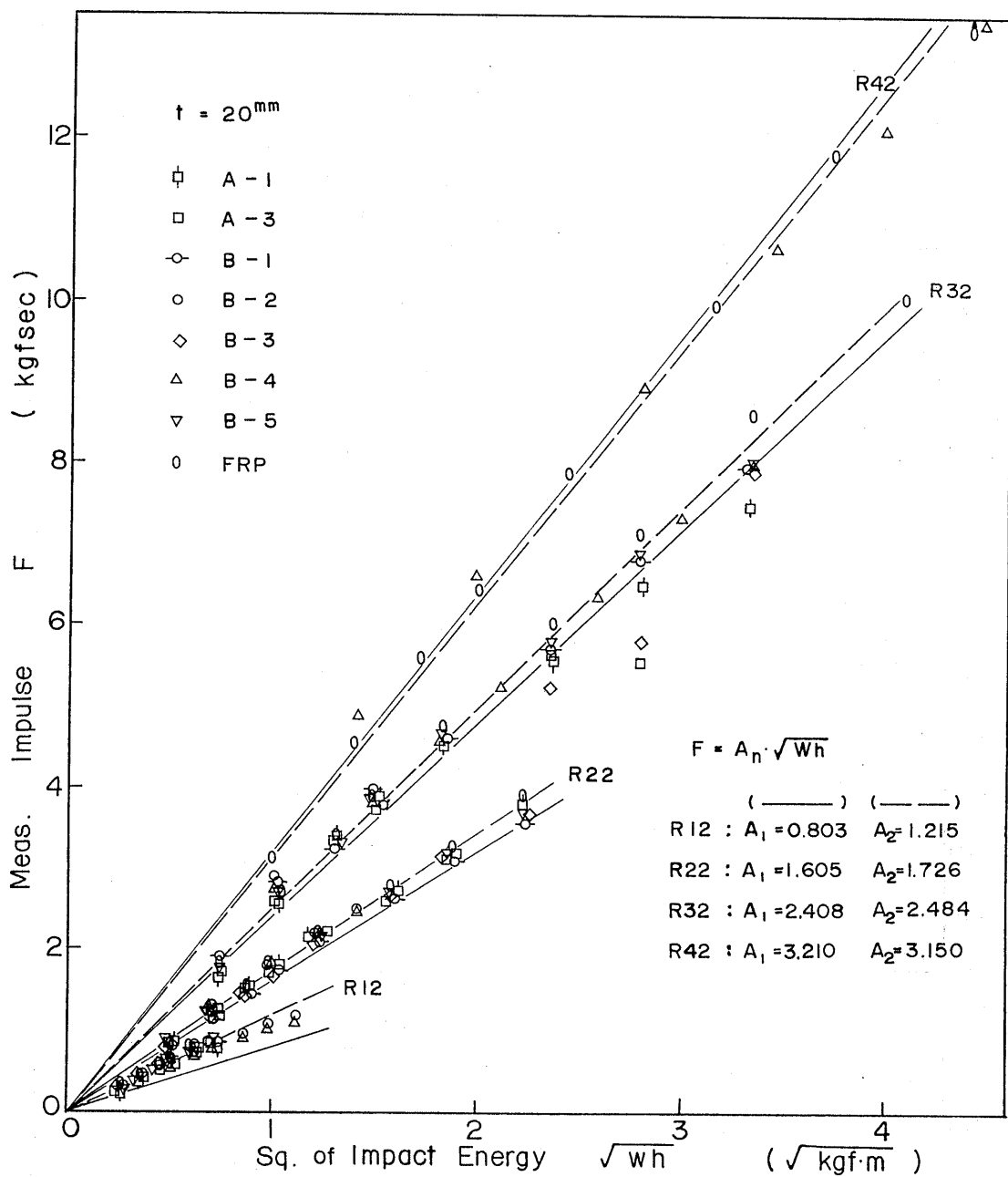


図-30 力積と打撃エネルギーの平方根の関係

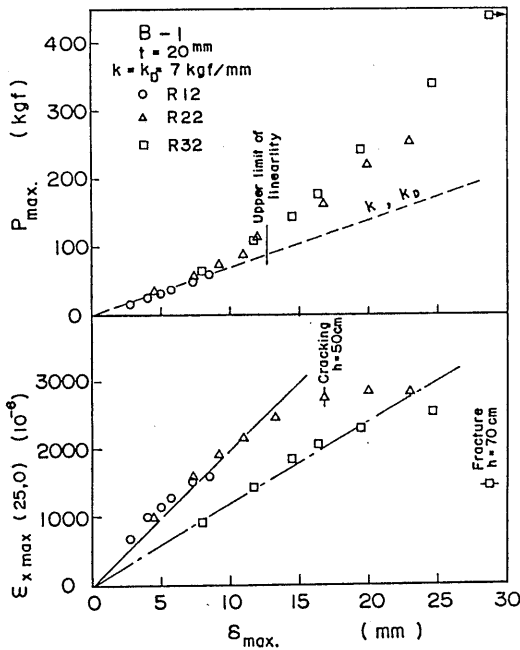


図-31 最大荷重及び最大歪と最大変位の関係(B-1)

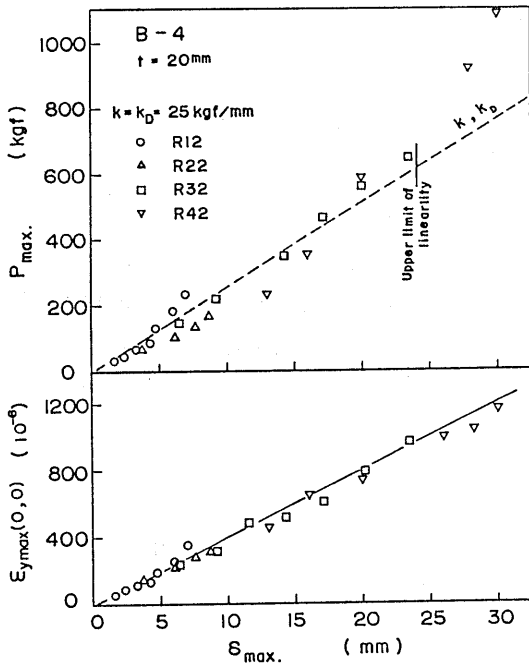


図-32 最大荷重及び最大歪と最大変位の関係(B-4)

軽い打撃棒のR12及びR22では A_2 が A_1 よりやや大きめであるが、R32及びR42ではほとんど差がなく、(3)式及び打撃棒毎の係数(4)式を用いて力積とエネルギーの関係をおおむね得ることができる。衝撃試験の結果はエネルギーの単位で評価することが多いが、力積で評価することも可能であると考える。

各試験片の最大荷重と最大変位の関係及び最大歪と最大変位の関係を調べた。一例として、B-1試験片の結果を図-31に、B-4の結果を図-32に、FRPの結果を図-33にそれぞれ示す。

図-31の上段において、最大荷重と最大変位はそれぞれの値が小さい間は直線関係があり、最大荷重と最大変位の比 k_D は破線で示す静的撓み剛性 k と一致した。下段の最大歪と最大変位についても同様に直線関係が認められ、その範囲は最大荷重と最大変位の場合とほぼ一致した。図-18では最大歪の低下と亀裂の発生の関連を述べたが、これは最大歪と最大変位の直線

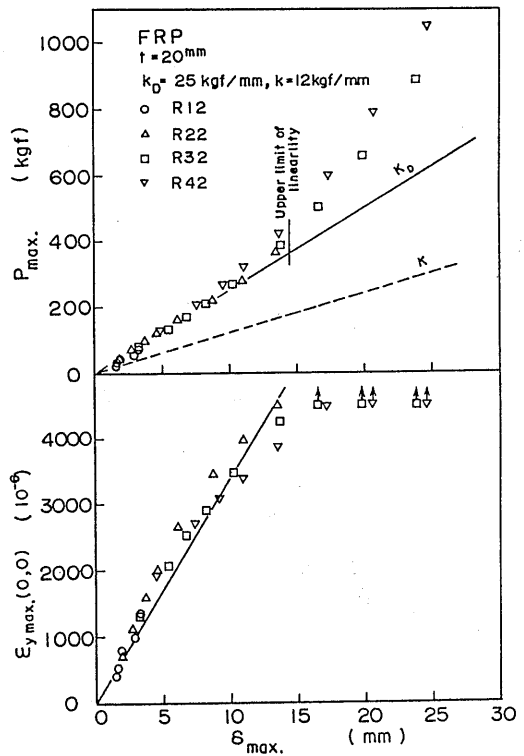


図-33 最大荷重及び最大歪と最大変位の関係(FRP)

表-4 静的撓み剛性値及び最大衝撃荷重と最大変位の比

	A-1	A-2	A-3	B-1	B-2	B-3	B-4	B-5	B-6	FRP
k	38	12	68	7	7	7	25	12	12	12
k_D	38	—	68	7	7	9	25	7	—	25

k : Rigidity in Static Test (kgf/mm)

 k_D : Ratio of Max. Load to Max. Displacement (kgf/mm)

関係の限界に相当し、この限界を亀裂の発生と見なすことができる。

以上の関係は他の試験片についても認められたが、図-32のB-4試験片では、最大荷重と最大変位の直線関係の限界が大きく、最大歪と最大変位の関係からも亀裂の発生が認められなかった。また、図-33のF

RPの場合には、 k_D とkが異なり、最大歪と最大変位の直線関係の限界が認められた。FRP試験片では試験後も亀裂を確認できず、材質か接着部に何らかの変化が生じたものとする。

最大荷重と最大変位の比 k_D は静的撓み剛性ととも表-4に示した。最大歪と最大変位の関係から推定した亀裂発生条件を表-5に示す。表には打撃条件、打撃エネルギー及び力積についてもあわせて示し、備考欄には図-21~28の衝撃試験結果で亀裂が発生しなかったと述べたものを示した。備考欄に記入した試験片を除き、最大歪と最大変位の関係から推定した亀裂発生条件は、衝撃試験結果で示した亀裂発生条件と同等か若干低くなった。B-2では最大歪と最大変位の関係から亀裂が発生したものと考えられ、その条件を示した。また、各試験片の崩壊条件をまとめて表-6に示した。衝撃試験による強度特性は表-5、6から、

表-5 衝撃試験による亀裂発生条件の推定値

Specimen	Impact Bar	Drop Height mm	Wh kgfm	δ_{max} mm	P_{max} kgf	ϵ_{max} 10^{-6}	F kgfsec	Note
A-1	R 1 2	400	0.86	3.3	89	693	0.87	
A-3	R 1 2	400	0.86	1.65	106	250	0.84	
B-1	R 2 2	300	1.85	13.2	116	2473	2.07	
B-2	R 3 2	200	2.64	14.3	202	293	3.98	No Cracking
B-3	R 2 2	300	1.85	10.8	120	1392	2.15	
B-4	R 4 2	1000	22.3	30.1	1084	1160	13.45	No Cracking
B-5	R 1 2	400	0.86	7.92	59	497	0.87	
FRP	R 3 2	700	9.24	16.5	498	4742	7.11	No Cracking

表-6 衝撃試験による崩壊条件の比較

Specimen	Impact Bar	Drop Height mm	Wh kgfm	δ_{max} mm	P_{max} kgf	ϵ_{max} 10^{-6}	F kgfsec	Note
A-1	R 3 2	1000	13.2	22.6	631	—	7.48	
A-3	R 3 2	700	9.24	16.6	560	—	5.56	t=0
B-1	R 3 2	700	9.24	28.8	441	—	6.83	
B-2	R 3 2	1000	13.2	31.6	535	—	7.8	
B-3	R 3 2	1000	13.2	24.3	593	—	7.95	
B-4	R 4 2	1000	22.3	30.1	1084	1160	13.45	no damage
B-5	R 3 2	700	9.24	26.5	485	—	6.9	
FRP	R 4 2	1000	22.3	24.6	1050	6084	14.15	no damage

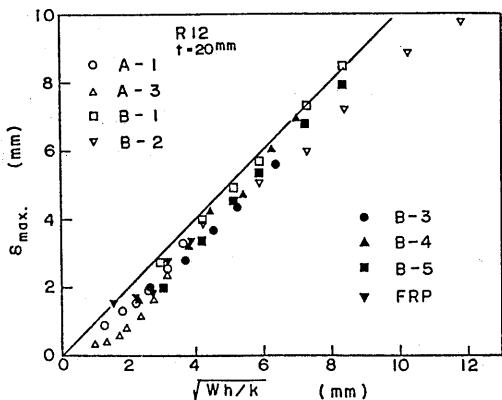


図-34 最大変位の計測値と計算値の関係(R12)

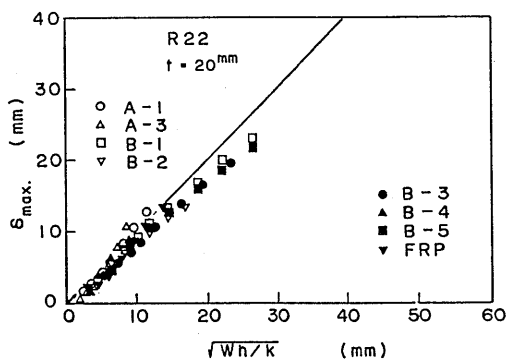


図-35 最大変位の計測値と計算値の関係(R22)

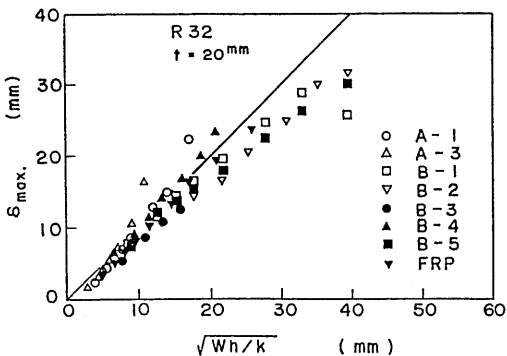


図-36 最大変位の計測値と計算値の関係(R32)

静的荷重試験よりやや低下するが、A type及びB typeとも各試験片には差はなかった。B-4では他の試験片が崩壊した条件より大きな打撃エネルギーでも、FRPと同様破壊せず亀裂も発生しなかった。

衝撃試験における試験片の変形々状は静的荷重試験の場合とはほぼ同じであると考えられるので、打撃エネルギーと試験片の歪エネルギーが等しいとして、衝撃による最大荷重 P_{max} と最大変位 δ_{max} は (5) 式及び (6) 式で示される。³⁾

$$P_{max} = \alpha \sqrt{Whk} \dots\dots\dots (5)$$

$$\delta_{max} = \alpha \sqrt{Wh/k} \dots\dots\dots (6)$$

ここに、k : 試験片の静的撓み剛性 (kgf/mm)、
α : 定数

である。

計算では、 $\alpha = \sqrt{2}$ となるが、これまでに行った鋼材の平板及び防撓板の衝撃試験の結果^{4),5)}では $\alpha < \sqrt{2}$ となったが、弾性限内で計測値と計算値の間には直線関係が認められた。

今回行った試験片の最大変位の計測値と $\sqrt{Wh/k}$ との比較を、打撃棒別に図-34~36にそれぞれ示す。なお、FRP試験片については前述のように k と k_D が異なったので k_D を用いた。図-34の打撃棒がR12の場合には計測値がやや低めとなったが、同一勾配の範囲内であった。また、図-35のR22及び図-36のR32でも変位量の小さいところで計測値と計算値は直線関係にあり、(6)式で $\alpha = 1$ とおいて最大変位を推定することができる。変位量が大きくなると、A typeの変位の計測値が計算値より相対的に大きくなり、下に凸の曲線となる傾向を示した。B typeは計測値が小さくなり、上に凸の曲線を示した。この違いは大きな変位領域での撓み剛性の違いに起因しており、変形とともにA typeは剛性が減少し、B typeは剛性が増加する。B typeの傾向は鋼材の場合と同じである。

以上の結果から、亀裂の発生が少ない範囲以下の衝撃荷重に対しては、(2)~(6)式を利用して、各種の衝撃強度を静的撓み剛性と衝撃条件から推定できる。亀裂の発生或いは変形等の推定については、荷重、変位及び歪の計測が必要であるが、固体衝撃のように鋭い衝撃でない限り、荷重、変位あるいは歪の最大値のいずれか一つが分かれば他の量を推定でき、さらに衝撃強度を評価することができるものと考えている。

5. まとめ

従来のフェロセメント船の工法及びその補強材の一部である金網を硬鋼線に置き換えたSRC工法により製作したフェロセメント板及びFRP板を用いて、静的試験及び衝撃試験を行い、耐衝撃強度の評価について考察した。得られた結果を要約すると以下のようになる。

- 1) 平板の静的撓み剛性は大きくばらついたが、A type (従来工法)の方がB type(SRC工法)より剛性が大きくなる傾向を示した。動的撓み比(最大荷重/最大変位)は静的撓み剛性とほぼ一致したが、FRPの動的撓み比は静的撓み剛性より大きかった。
- 2) ほぼ同等の静的撓み剛性を持つA-2とB-6の静的崩壊強度は685kgfと780kgfであった。歪ゲージで感知した亀裂発生荷重は前者が75~175kgfと低く、後者が500kgfと高めであった。前者の破損は広範囲にわたり残留変形も大きかった。後者については荷重点にモルタルの抜け落ちがあったが残留変形は局部的であった。衝撃試験の破損状況もほぼ静的荷重試験の場合と同じで、A typeとB typeの破損の違いは補強材に使用した金網の有無と硬鋼線の結束方法に起因したものと考える。
- 3) 衝撃試験には20mm厚の生ゴムを緩衝材として使用し、強度比較のパラメータに力積の使用を提案した。力積は試験片の種類に関係なく試験条件から推定((2)式)でき、打撃エネルギーとの関係((3),(4)式)も示した。最大荷重と最大変位についても試験条件から推定((5),(6)式)できることを示した。
- 4) 衝撃試験時の崩壊強度及び亀裂の発生については静的なものより若干低くなったが、A typeとB typeで明確な差はなかった。B typeでモルタルにスチール・ファイバーを混入したものは衝撃特性が大幅に改善された。特に、B-4はモルタル部に亀裂の発生を感知せず、他のフェロセメント板が全て崩壊した条件でもFRPと同様に壊れなかった。

- 5) 小型帆船の船体材料として用いるフェロセメントは、SRC工法によると従来工法よりモルタルの使用量を少なくして軽量にすることができた。さらに、川砂のかわりに珪砂を使用した試験片は重量を約30%、軽量骨材を使えば約50%軽減できた。SRC工法では船殻の強度は硬鋼線で持たせ、モルタルは硬鋼線の結合と防水の役目をはたす。船体外板として用いる場合に鯨や海洋浮遊物との衝突で穴があくことは安全性の観点から好ましくないことであるが、SRC工法による外板の破損は局部的で補修が簡単であり、モルタルに乳剤及びスチール・ファイバーを混入することにより衝撃時の安全性は大幅に改善される。

謝 辞

本研究は佐藤忠氏からの受託試験に追加試験を行い結果をまとめたものである。氏はY-Men's Clubに属し、木製ヨット、FRP船、フェロセメント船の建造実績が多い。追加試験片の製作、及び資料の収集で終始ご指導頂いた。厚くお礼申し上げます。また、本研究の実施にあたりご指導頂いた、運輸省海上技術安全局検査測度課、山尾崇専門官(元当所企画室専門官)に終始厚く感謝の意を表します。

参考文献

- 1) "ウィット・ブレット世界一周レース'89~'90最終レポート"、舵、1990.8, P12
- 2) 横田文真:セメント船建造の基礎知識、舵、1980.1, P214
- 3) 多谷虎男:振動・衝撃の基礎理論とラプラス変換<下>、学会出版センター、1984.7, p415-417
- 4) 北村、佐久間、前中、青木:平板の横衝撃応答、第51回船研講演集、1988.5, P9
- 5) 北村、佐久間、前中、青木:防撓板の衝撃荷重に対する応答、第53回船研講演集、1989.5, P99