

FRPブロック化技術の研究

安藤 孝弘*、田中 義照*、佐久間 正明*、岩田 知明**、
勝又 健一*、林 慎也*、松岡 一祥*

Research on the FRP Ship Fabricated by Block Joint

by

Takahiro ANDO, Yoshiteru TANAKA, Masaaki SAKUMA,
Toshiaki IWATA, Kenichi KATSUMATA, Shinya HAYASHI
and Kazuyoshi MATSUOKA

Abstract

For FRP ship on a small-scale damage, the reproductive technologies based on re-lamination and recoating of the damaged parts have been established. However, in the case of FRP ship on a large-scale damage, the ships are to be scrapped in many cases. Thus, this research examined the new building method of FRP ship, which has been built by solid forming so far, by dividing the ship into several parts and join them together. The method of joining is to make each block joint shear core, then seam and tense the fringe of the shear core with aramid fiber rope in spiral. This is called block joint.

First, the tensile test and bending test were carried out by the basic block joint test piece. As a result, it became clear that the strength of block joint hit a peak when the number of rolls per unit length excels the constant.

Next, the bending test by fabricating the framed box girder test piece of 2.5m in length, 1.0m in breadth and 1.0m in height was conducted. The result showed the test piece has the tolerance of about 280kN, which is enough for shearing and bending moment.

Finally, FRP ship of 6m was designed and built by block joint method. After that, bending test at three points, drop test, ocean wave logging test and disjointing test were performed. As a consequence, block joint method has been proved to keep enough safety when applied to the ships. However, disjointing and seaming of the damaged blocks cause man-hour to no small extent, it is ascertained that the productivity cannot be secured by single part production.

With the above research results, it is expected that the application of block joint method over FRP ship will contribute to a great extent in decreasing the scrapping of FRP ships.

* 環境・エネルギー研究領域、** 国土交通省 海事局 企画課

原稿受付 平成16年7月13日

審査済 平成16年9月15日

目次

1. まえがき	36
2. ブロック化及び接合工法の開発・研究	36
2.1 FRP ブロック接合方法の開発	36
2.1.1 従来手法の問題点	37
2.1.2 接合箇所の選定	37
2.1.3 接合方法	37
2.1.4 止水処理	37
2.1.5 解体方法	37
2.1.6 船舶以外への適用	37
2.2 基礎継手による強度試験	37
2.2.1 基礎継手試験体の製作	37
2.2.2 基礎継手強度試験とその結果	39
2.2.3 基礎継手強度試験のまとめ	40
2.3 FRP 箱形模型による強度試験	40
2.3.1 FRP 箱形模型試験体の製作	40
2.3.2 静的戴荷試験	42
2.4 FRP ブロック接合船の開発	44
2.4.1 FRP ブロック接合船の詳細設計	44
2.4.2 FRP ブロック接合船の建造	46
2.5 FRP ブロック接合船の縫合接合部	
衝撃荷重解析	48
2.5.1 概要	48
2.5.2 解析方法	48
2.5.3 対象船と計算の条件	50
2.5.4 解析結果と考察	51
2.5.5 衝撃荷重解析のまとめ	53
2.6 FRP ブロック接合船の強度試験	53
2.6.1 外板模型の形状および寸法	53
2.6.2 外板模型の静的戴荷試験	53
2.6.3 FRP ブロック接合船の航走試験	55
2.6.4 FRP ブロック接合船の落下試験	55
2.6.5 強度試験のまとめ	58
2.7 FRP ブロック接合船のコスト評価	59
2.7.1 解体試験方法	59
2.7.2 試験結果および考察	60
2.8 FRP ブロック接合船の FEM 強度解析	
と要検査項目の抽出	60
2.8.1 FEM モデル	60
2.8.2 FEM モデルの精度確認	61
2.8.3 FEM 強度解析	61
2.8.4 要検査項目の抽出	64
3. あとがき	64
参考文献	65

1. まえがき

循環型社会を実現するためには、製品の廃棄物発生をリデュースすることを目標に、製品及び部品を再使用するリユース及び資源として再利用するリサイクル、いわゆる 3R が重要である。

損傷等による中古 FRP 船の廃棄量を減少させるためには、損傷箇所だけを取り替えることができる船殻のブロック化（パーツ化）が有効である。

他方、自動車、家電等では容易なパーツ化が、一体成型を基本として製造される FRP 船体には困難であり、FRP 船にはリユースは不向きと考えられている。しかし、廃棄物発生量を抜本的に低減するには、リユースを容易にする各部のパーツ化を実現する必要がある。そこで、船体構造に適したブロック化及びその接合技術の開発研究を実施するが、FRP 船体が一体成型され、パーツ化されていない理由は以下の通りである。

- FRP 船では、二次接着部の強度の信頼性が低く、主要構造に二次接着が基準上認められていない。
- 二次接着が可能としても、従来の着脱可能な継ぎ手は強度/重量比が著しく劣り、航行中の大きな荷重変動にさらされ、かつ、軽量化が必要な船体構造には適用しがたい。

これより、解決すべき課題は以下の通りと考える。

- ① 着脱が容易で軽量かつ高強度な接合方法の開発
- ② 接合部強度の信頼性の確保

また、リサイクルの効率化のため、異種素材の使用を極力抑えることも必要である。

以上を満足する接合方法を開発するため、以下の研究開発を実施することとする。

- ・ 概念設計
- ・ 接合方法の開発
- ・ ブロック継手試験片の設計製作
- ・ 接合部強度試験
- ・ 接合部構造解析モデルの確立
- ・ 箱形ブロック接合模型の設計製作
- ・ 箱形ブロック接合模型の強度試験
- ・ ブロック接合実船模型の設計製作
- ・ ブロック接合実船模型の強度試験
- ・ 接合部構造解析モデルの検証

2. ブロック化及び接合工法の開発・研究

2.1 FRP ブロック接合方法の開発

リユースを前提として、損傷、劣化部のみを廃棄することで、廃棄量の減少を目指すため、接合、分離が容易であることが必要である。また、経済性の

観点から、接合部の強度/重量比を大きくする必要
がある。

2.1.1 従来手法の問題点

従来からのブロック化手法として、鋼船の溶接接
合によるブロック建造法、プレストレスコンクリー
トにおけるプレキャストブロックの緊張工法、FRP
の二次接合工法等があるが、これらは分離の容易さ
を追求するものではない。

分離の容易なブロック接合法としては、図-1に
示すボルト等による機械締結が一般的であるが、ボ
ルト接合部周辺の補強による重量増加が大きく、経
済的でない。また、リサイクルの際、ボルト等の異
種材料の混入は望ましくない。

すなわち、出来るだけ、異種材料の使用を避け、リ
サイクル性を高めると共に、ブロック接合部の補強
を構造強度に有効に活用することが技術的課題とな
る。

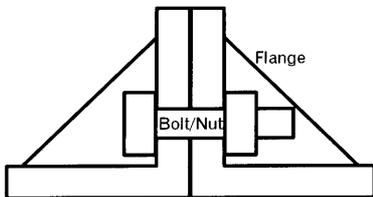


図-1 ボルト・ナット・フランジ接合法

2.1.2 接合箇所を選定

図-2にFRP船の概形を示す。点線で示した断面
に注目すると、ガンネル、チェーン、キールで外板
が折れ曲がる。この部分に継手を設定し、補強によ
り断面積が増加しても、その増加が縦強度に寄与す
るように設計を行えば経済的な損失はない。

すなわち、船長方向のブロック継手箇所として
は、ガンネル、チェーン、及びキールを選定する。深
さ方向の継手箇所としては隔壁等の内部横強度部材
の設置箇所を選定する。

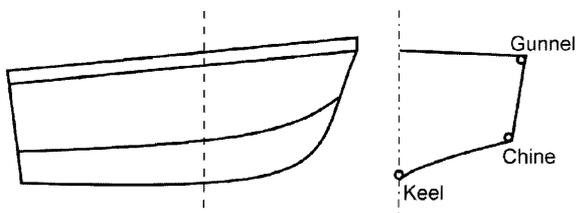


図-2 FRP船体の概念図及び継手位置

2.1.3 接合法

金属等の異種素材を極力使用しないように、アラ
ミド等の有機繊維のロープによるスパイラル締結法
を採用する (図-3参照)。すなわち、ブロックある

いはユニットパネルの接合箇所には半円柱型のコアを
形成し、スパイラルの穴をこのコアに接するように
施工し、2つのブロックの接合端部のコアを合わせ
た後に、スパイラルの穴にロープを通し、ロープを
緊張してブロック継手を作製する。なお、この方法
については特許出願中である。

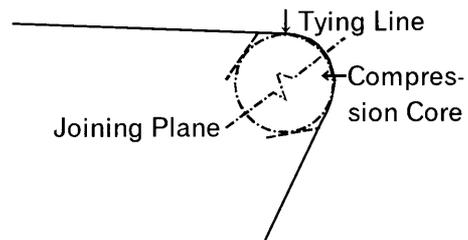


図-3 新しい接合法

2.1.4 止水処理

締結用の穴は外板を貫通しているため、止水の必
要がある。そこで、熱可塑性樹脂を塗布したGFク
ロスを貼り付けてアイロン等で加熱接着施工する。

2.1.5 解体方法

アイロン等で加熱し、熱可塑性樹脂を塗布した止
水シーลを取り外した後、締結用のロープを切断す
ることで解体できる。また、継手を含む部分を廃
棄、リサイクルする際にも、金属等の異種材料が殆
ど無いため分別が容易である。

2.1.6 船舶以外への適用

現地接合が必要なFRP製品として、水タンク、
プール、遊具等が挙げられる。これらは概ねボルト、
ナット、フランジ等による継ぎ手が用いられている
が、本接合法はこれらの製品にも適用可能である。

本接合法により、確実な止水及び解体・分別を
容易に行うことが可能となる。また、水タンク及び
プール等は、部材の統一化が容易であり、船舶用以
上にブロック化、ユニット化に適しているものと思
われる。

2.2 基礎継手による強度試験

2.2.1 基礎継手試験体の製作

(1) 基礎継手試験体用FRP板材料

マトリックスとしては、不飽和ポリエステル(イ
ソ系ポリエステル)樹脂を使用し、メチルエチルケ
トンパーオキサイドを主成分とする硬化材を用い
た。

ガラス繊維の構成は、

S//MRMRM//MMM//MRMRM//S

である。ここに、Sはサーフェスマット、Mはチョッ

ブドストランドマット、Rはロービングクロスである。// は硬化の工程であり、// と // に挟まれた範囲は、連続積層を行った。ガラス含有率等を表-1に示す。

表-1 FRPの構成

ガラス構成	ガラス重量	ガラス積層数	ガラス含有率	FRP重量	FRP厚さ
	kg/m ²		wt.%	kg/m ²	mm
M	0.45	9	35	11.6	7.695
R	0.57	4	60	3.8	2.212
S	0.03	2	5	1.2	0.600
合計	-	-	38.5	16.6	10.507

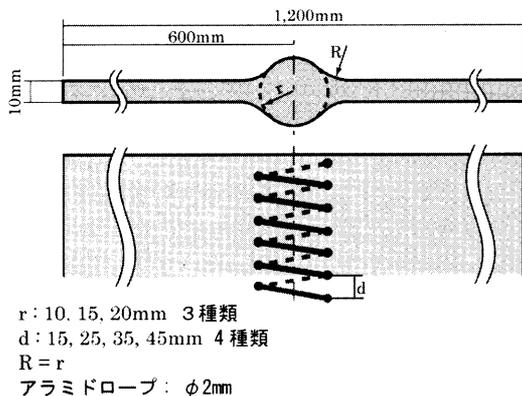


図-4 基礎継手の形状、パラメータ

(2) 試験体形状

FRP継手試験体用FRP板の概形を図-4に示す。図の中央は継手部であり、左右共に同形状の板厚10mm、幅200mm、長さ600mmのコア付きのFRP板を突合せ、接合することにより、長さ1,200mmの基礎継手試験体を製作した。

継手部のせん断コアの半径r(図-4参照)は、10、15および20mmの3種類である。また、継手部せん断コアから主板への移行部分の曲率半径Rはコア部半径rと等しい。

(3) 試験体の成型方法

ハンドレイアップで以下の工程で成型した。

- i) FRP型の準備
- ii) FRP型の清掃、離型剤の塗布
- iii) サーフェスマットの積層

着色用トナーを3%混合した積層用不飽和ポリエステル樹脂に、硬化剤を1%添加、着色し、サーフェスマット1層を積層し硬化させた。

- iv) マット、ロービングクロス積層

積層用不飽和ポリエステル樹脂に、硬化剤を1%添加し、MRMRMの順番で積層し硬化させた。

- v) 反対側の型の積層

もう一方の型に上記 iii)、iv)の積層を行った。

- vi) 中間層の形成、加圧

一方の積層物の上に、MMMの積層を行い、硬化する前にもう一方の型の積層物側を合わせ、重量を加えて、圧着、硬化させた。重量は完成品の主板厚が10mmとなるように選定した。

- vii) 加熱硬化

上記積層物を硬化炉中で、50℃、1時間で硬化させた。

- viii) 脱型、仕上げ

積層物を型からはずし、所定寸法になるように、4周を切断した。

(4) 縫合用溝と穴の施工

スパイラル縫合の間隔d(図-4参照)は15、25、35および45mmの4種類である。スパイラル縫合のための穴および溝は、直径3mmのアラミ繊維製ロープが通るように設定した。

溝と穴の施工にはNC加工機を使用した。

せん断コア半径3種類、スパイラル縫合間隔4種類、合計12種類の継手試験体を各4本ずつ組み立てることができる数量のFRP板を製作した。試験体の一例を写真-1、2に示す。

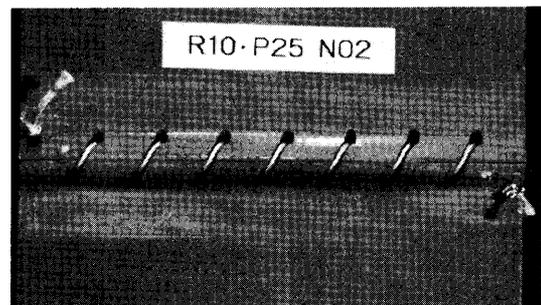


写真-1 コア半径10mm 縫合間隔25mm

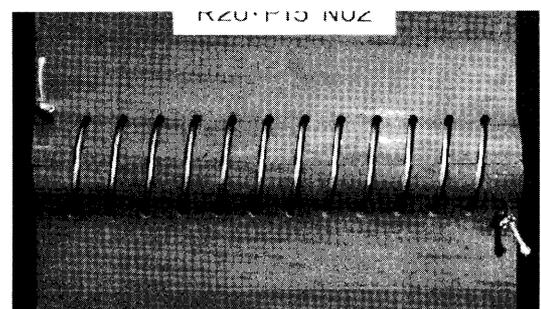


写真-2 コア半径20mm 縫合間隔15mm

(5) FRP板の強度

FRP板の強度試験は、引張試験についてはJIS K 7054のA形、曲げ試験についてはJIS K 7055の短冊状試験片幅30mmとした。試験結果を表-2に示した。

表-2 FRP母材強度試験結果

番号	引張試験		番号	曲げ試験	
	引張強さ	ヤング率		曲げ強さ	ヤング率
	MPa	MPa		MPa	MPa
T1	144	10,790	B1	186	11,388
T2	126	12,583	B2	218	11,290
T3	155	11,388	B3	230	11,290
T4	156	10,388	B4	251	10,986
T5	145	11,486	B5	216	10,486
平均	145	11,327	平均	220	11,088

(6) アラミドロープ

基礎継手試験体の締結に用いるアラミドロープとして2mm径、破断強度2kN程度のものを用いた。

(7) 防水用シール材

シール材の構成は、ガラス繊維織物を表面材、ガラス繊維不織布を中間材とし、不織布に熱可塑性樹脂を含浸したものである。

熱可塑性樹脂は軟化点が100℃以上のポリエステル系を用いた。

(8) 継手の製作

直径2mmのアラミド繊維製ロープを緊張材として継手の製作を行った。

以下に継手製作の手順を示す。

i) 継手の縫合

試験体を縫合用緊張装置に固定し、端部固定ジグ(圧着端子)をかしたアラミド繊維製ロープを端部穴に通す。

緊張装置にアラミド繊維製ロープを固定し、140kgfの張力を与え、70kgfまで緊張力を緩和して、アイスピックでロープを固定する。

ロープを次の穴に通し、緊張力を与えた後、固定する。

最後の穴では、緊張後、端部をかしめる。

ii) 穴と溝への熱可塑性樹脂の充填

iii) 止水シートの貼付

2.2.2 基礎継手強度試験とその結果

(1) 曲げ強度

各スパン300mmの4点曲げを実施した。結果を表-3に示す。

表には、最大荷重、最大モーメントおよび破断箇所が示されている。FRPが破断箇所の場合の破壊機構は、層間剥離である。

緊張材が破断する場合の強度評価式は比較的簡単で、

$$M = N \lambda R T_0 \quad (1)$$

表-3 継手曲げ試験の結果

試験片番号	ピッチ(mm)	引張側緊張材本数	コア半径(mm)	最大荷重(N)	最大モーメント(N-mm)	破壊箇所
P15R10-1	15	12	10	1,627	244,020	せん断コア
P15R15-1	15	12	15	2,127	318,990	FRP
P15R20-1	15	12	20		実施せず	
P25R10-1	25	7	10	1,411	211,680	緊張材
P25R10-2	25	8	10	1,264	189,630	緊張材
P25R15-1	25	7	15	1,950	292,530	FRP
P25R15-2	25	8	15	1,764	264,600	FRP
P25R20-1	25	7	20	1,901	285,180	FRP
P35R10-1	35	5	10	755	113,190	緊張材
P35R10-2	35	6	10	1,196	179,340	緊張材
P35R15-1	35	5	15	1,813	271,950	緊張材
P35R15-2	35	6	15	1,637	245,490	緊張材
P35R20-1	35	5	20	1,970	295,470	FRP
P35R20-2	35	6	20	2,087	313,110	FRP
P45R10-1	45	3	10	1,166	174,930	緊張材
P45R10-2	45	4	10	1,264	189,630	緊張材
P45R15-1	45	3	15	1,637	245,490	緊張材
P45R15-2	45	4	15	1,597	239,610	緊張材
P45R20-1	45	3	20	1,852	277,830	緊張材
P45R20-2	45	4	20	1,940	291,060	緊張材

が成立する。ここに、Mはモーメント(N-mm)、Nは引張側の緊張材の本数、λは2.0以下の係数で本試験の範囲では1.92、Rは圧縮コアの半径(mm)、T₀は緊張材1本当たりの抗張力(N)である。設計用には、式(1)を安全率で除して設計用継手強度を設定できる。

FRPが層間剥離する破壊機構の最大モーメントは本試験の範囲では265N-mから319N-mの範囲でばらつきは小さい。

以上の結果を整理すると図-5が得られる。図では、横軸をNR(巻き数と圧縮コア半径の積)とし、縦軸を最大モーメントとしている。図中の記号○が層間剥離、●が緊張材の破断、◎はコア部の圧縮側で層間剥離が生じたものである。本試験の範囲では、図-5により、最大モーメントを上昇させるには、層間剥離強度の改善が有効であると考えられる。しかし、層間剥離により最大モーメントが制約

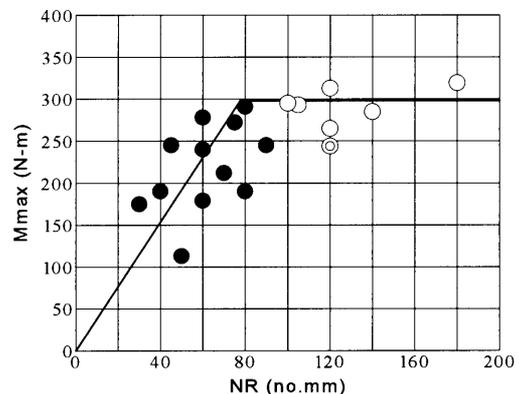


図-5 曲げ試験結果

される破壊の機構が明白ではない。これについては今後の検討が必要である。

(2) 引張強度

継手の引張試験を実施した。結果を表-4に示す。

表-4 継手の引張試験結果

試験片 番号	ピッチ (mm)	緊張材		最大荷重 (N)
		本数	コア半径 (mm)	
P15R10-2	15	25	10	49,196
P15R15-2	15	25	15	54,341
P15R20-2	15	25	20	53,479
P25R15-3	25	15	15	32,634
P25R20-2	25	15	20	38,416
P35R15-3	35	11	15	27,313
P35R20-3	35	11	20	26,480
P45R15-3	45	7	15	26,313
P45R20-2	45	7	20	16,121

実施した試験の範囲では破壊機構は緊張材の破断であった。この機構に関しては、強度評価式は式(2)で表される。

$$P = N\lambda T_b + S \quad (2)$$

ここに、 P は継手の引張強度、 N は緊張材の本数、 λ は1.0程度の係数、 T_b は緊張材1本当たりの抗張力(N)、 S は防水シートの強度寄与量(N)である。直径2mmのアラミド繊維製ロープの T_b は2kN程度であり、本試験の範囲では防水シートの強度寄与量 S は平均5kN程度であった。結果をまとめて図-6に示す。図中の実線は式(2)、破線は式(2)で $S=0$ としたものである。

本試験の範囲では継手の引張強度は十分でないものの、本試験で使用した緊張材の3倍の引張強度を持つ直径3mmのアラミドロープを使用すれば、縫合ピッチ25mm程度の継手の引張強度は、板厚

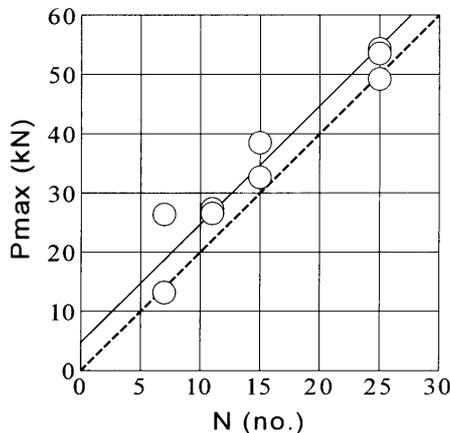


図-6 継手強度と緊張材本数の関係

5mmのFRP板の引張強度と同等にまで改善される。更に縫合ピッチや高強度な緊張材を組み合わせることで、最適な設計が可能となる。

2.2.3 基礎継手強度試験のまとめ

基礎継手による強度試験において以下が判明した。

- ・曲げ強度については、FRPの層間剥離で上限が設定できる。
- ・引張強度については、ロープ引張強度及び縫合ピッチにより最適な設計が可能である。

しかし、構造物において、図-2に示したような折れ曲がり部にこの継手を用いる場合、継手部の面内せん断強度の確認が必要である。この面内せん断に関しては、接合面の凹凸をせん断キーとする方法などが考えられる。

2.3 FRP箱形模型による強度試験

2.3.1 FRP箱形模型試験体の製作

長さ2,500mm、断面1,000×1,000mmのFRP箱形模型試験体2体を製作した(図-7,8参照)。

以下に製造手順を示す。

(1) 型の製作

継手部形状を3D-CADで作り、粉体を用いたCO₂レーザー立体成形法で原型を作った(写真-3参照)。原型を含む雄型によりFRP雌型を作った。

(2) FRP板の製作

FRPの板厚は外板が5mm、隔壁が10mmである。

外板用のFRPの構成は、

GC/M/R//M/M//R/M/GC

である。ここに、GC:ゲルコート、M:チョップドストランドマット、R:ロービングクロスである。//までがひとつの積層物であり、これらを更に積層している。

隔壁用のFRPの構成は、

GC/S/M/R/M/R//M/M//R/M/R/M/S/GC

である。ここに、Sはサーフェスマットである。

接合部のせん断コアは直径32mmまでを強度メンバーとし、その外側4mmの部分にはパテ(P)を用いた。

写真-3は外板用FRP板のGC/M/Rまでを積層した状態で、この表面にチョップドストランドマット2層を積層して反対側のGC/M/Rまでの積層物とあわせる。

養生、脱型後、接合ブロックの所定の位置に直径4mmの貫通孔をあける。

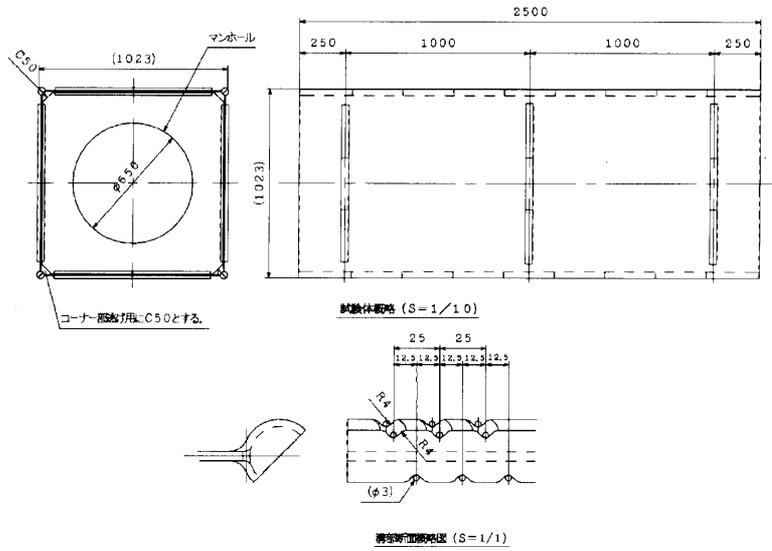


図-7 箱形模型概形

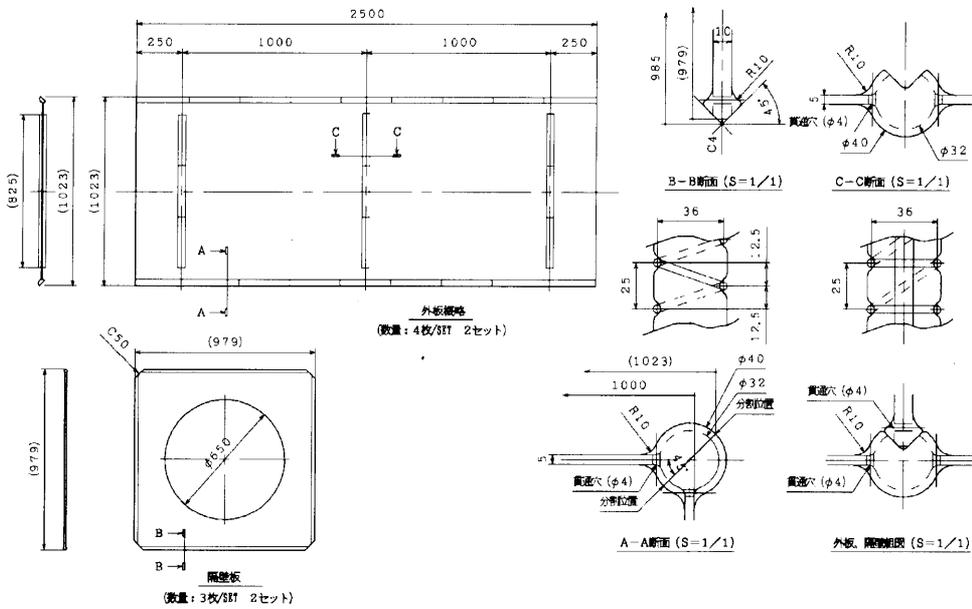


図-8 接合部詳細図



写真-3 外板の型での積層の様子と継手部の原型

(3) 組立

4枚の外板と3枚の隔壁を組み合わせて仮止めした後、直径3mmのアラミド繊維製ロープで継手を

縫合、緊張した。緊張装置と緊張の様子を写真-4に示した。

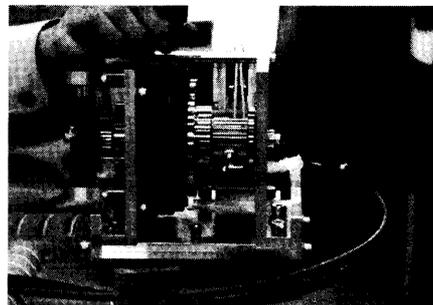


写真-4 緊張作業

(4) 止水施工

最後に継手の外側に止水シートを施工した。

2.3.2 静的載荷試験

三点曲げ試験を行い、荷重・変位、荷重・ひずみ関係、耐荷能力等の測定を行った(写真-5参照)。

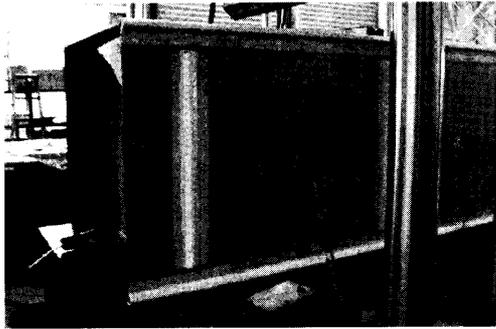


写真-5 模型の設置状況

(1) 載荷による変形の様子

載荷試験は、複合荷重試験装置縦型100ton試験機を使用し実施した。以下に概要を示す。

荷重を増加していくと、初めに側外板がせん断座屈する(写真-6参照)。

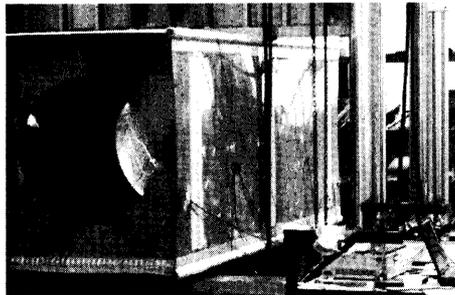


写真-6 側外板のせん断座屈

その後、隔壁と外板の縫合部のずれと隔壁の面外変形が生じる(写真-7参照)。

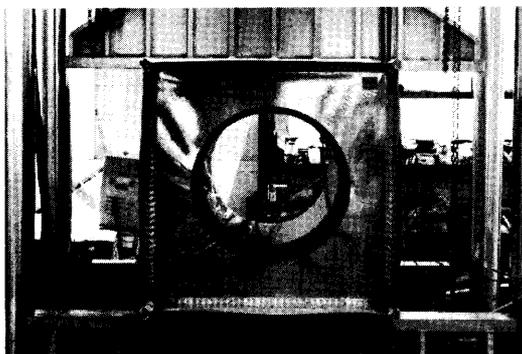


写真-7 隔壁の変形

せん断座屈による側外板の面外変形、隔壁と側面接合部とのずれ及び隔壁の面外変形が荷重と共に増加する。285kNで最大荷重となったが、この時、中央隔壁と側外板の上部縫合箇所のアラミドロープが

破断した。縫合箇所の破壊により、側外板、中央隔壁共に面外剛性が低下し、荷重伝達能力が低下した。破壊の機構を明確にするために、さらに変形を進めた結果を写真-8、9に示す。

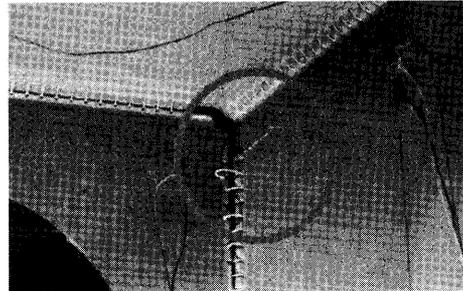


写真-8 アラミドロープの破断箇所と側外板の破壊

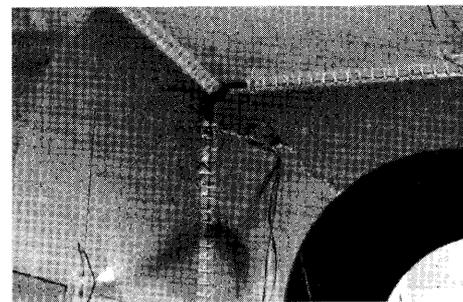


写真-9 隔壁の破壊箇所(写真-8の裏側)

(2) 結果の検討

図-9～11にひずみ計測位置を示した。また、

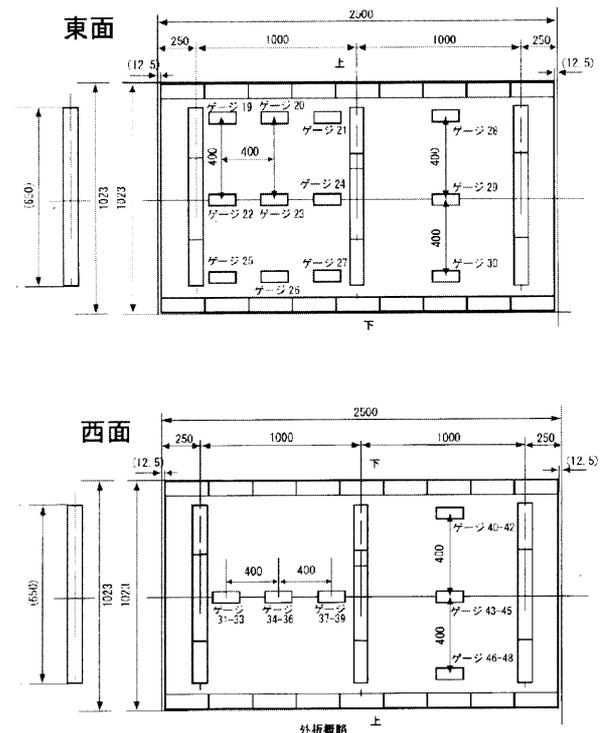


図-9 側外板ゲージ貼付位置

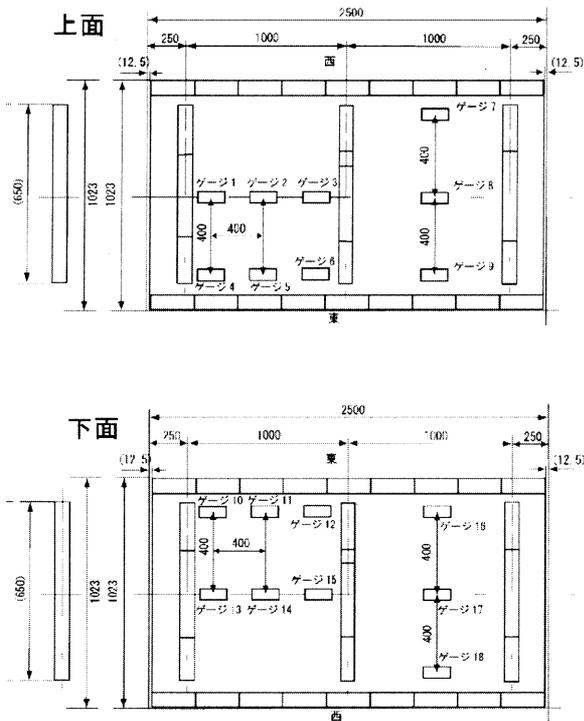


図-10 上下面のゲージ貼付位置

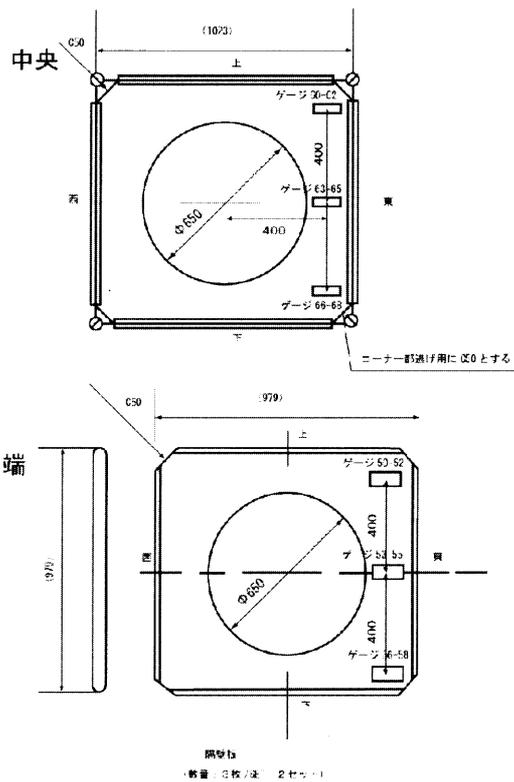


図-11 隔壁のゲージ貼付位置

図-12 に側外板の軸方向応力の変化を示した。計測位置は図-9のゲージ20,23,26である。荷重70 kN程度までは中央部のゲージ23(図中実線)の値はほぼ0で、ゲージ20と26は正負逆の絶対値のほぼ等しい値を示す。すなわち、荷重70 kNまでは断面形状を保持した梁としての曲げ挙動を示している。荷重80 kNを超えると、中央部のゲージの値は0から離れ出す。

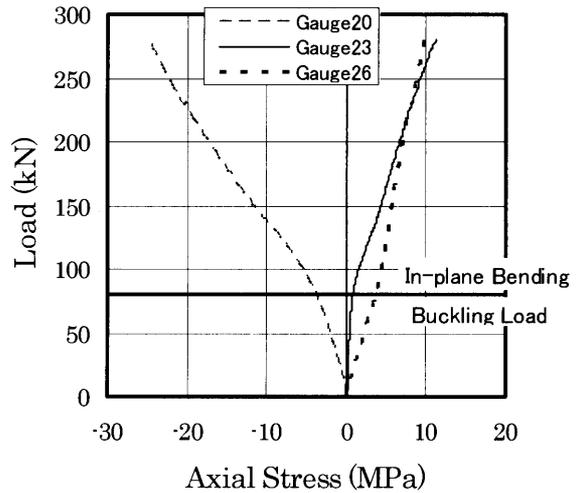


図-12 側外板の軸方向応力の変化

1,000×1,000 mmで板厚5 mm、ヤング率11 GPaの4辺支持のFRP板の面内曲げ座屈応力は6.3 MPa、この時の荷重は83.6 kNである。すなわち、中央部のゲージの値は0から離れた理由は側外板が曲げにより座屈し始めたものと考えられる。

図-13 に側外板の対角方向ひずみの変化を示した。図中の実線は表裏の平均値、破線は表裏の値の差である。

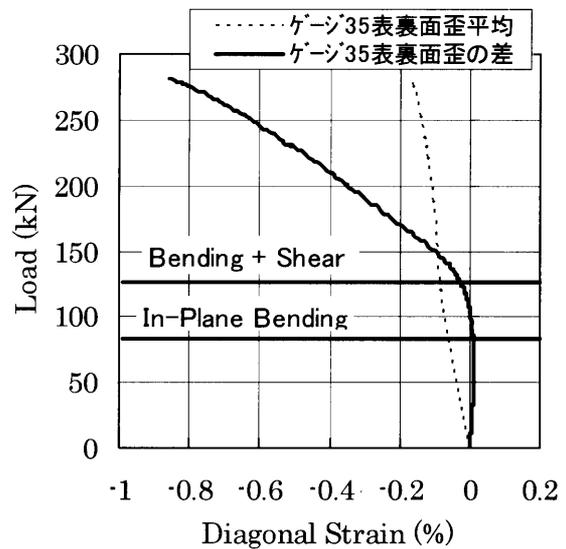


図-13 側外板区画中央の対角ひずみの変化

図-13を見ると、荷重120kN程度までは表裏のひずみ値に差がないのに対し、130kNを超えるとその差が増大してくる。

1m × 1m の区画の単純支持状態でのせん断座屈応力は2.12MPaであり、荷重を側外板のせん断応力だけで支えるものと仮定すると、せん断座屈荷重は42.6 kNとなる。側外板での面内曲げによる軸応力とせん断応力の間には相関があるが、単純化して独立と仮定し、曲げ座屈荷重とせん断座屈荷重を足し合わせると、126kNである。

図-13には、曲げ座屈荷重とせん断座屈荷重の和が示されているが、この値が本実験における座屈荷重(側外板が不安定となり面外変形が急激に増加する)とできる。

以上のように、理論座屈荷重を126 kNとすると、本実験で得られた崩壊荷重285 kNは座屈荷重の2倍以上であり、本研究で提案している継手方式は板骨構造の接合方法として十分な強度を持つものと考えられる。

2.4 FRPブロック接合船の開発

2.4.1 FRPブロック接合船の詳細設計

(1) 全体形状

ブロック接合船の全体形状および上部構造物形状をそれぞれ図-14、15に示す。本船の主要目は全長6.000m、全幅1.790m、全深さ0.725m、喫水0.300mである。

(2) 接合箇所を選定

ブロック継手詳細を図-16に示す。ブロック接合船の船殻を図-17に示すように甲板、船首、船尾、船側(両舷)および船底の6ブロックに分割し、縫合・緊張することとした。すなわち、シーム(船長方向の継手)箇所としてガンネル部およびチェーン部(船首尾部分を除く)を選定し、バット(船長方向に垂直な継手)箇所として船首および船尾ブロックと船側および船底ブロックの接合部を選定した。

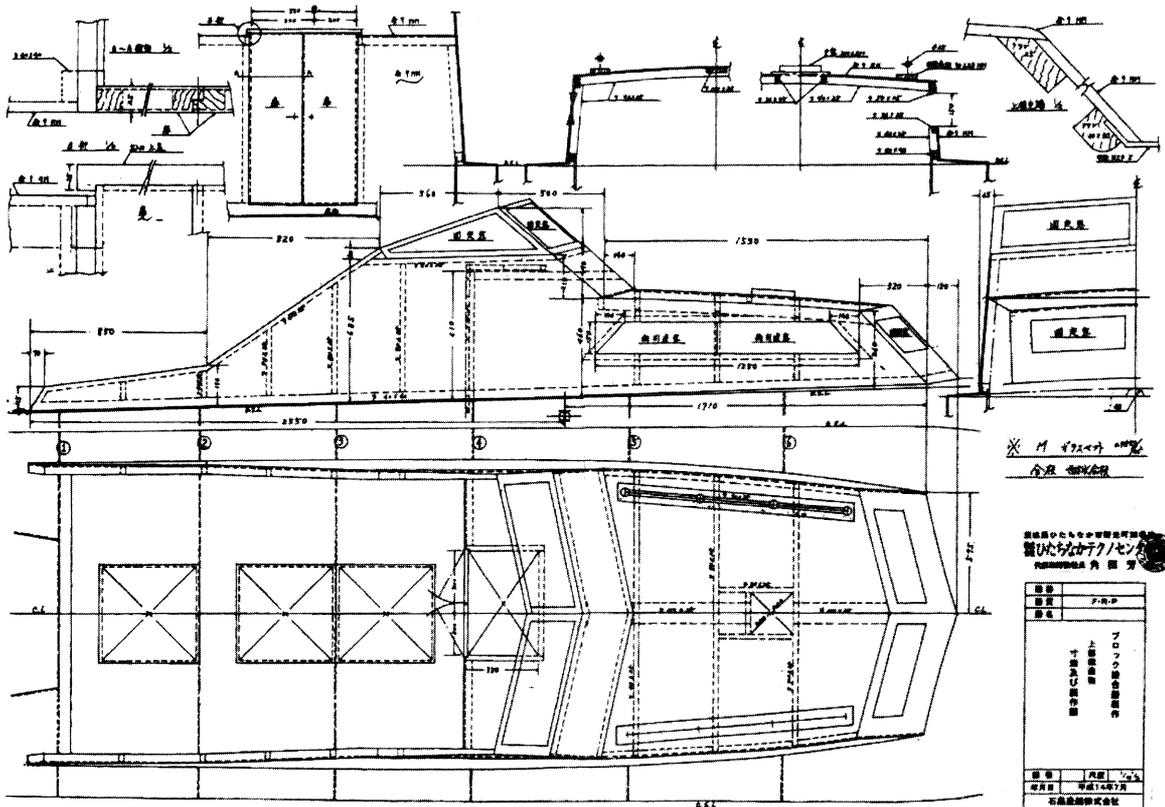


図-14 ブロック接合船の全体形状

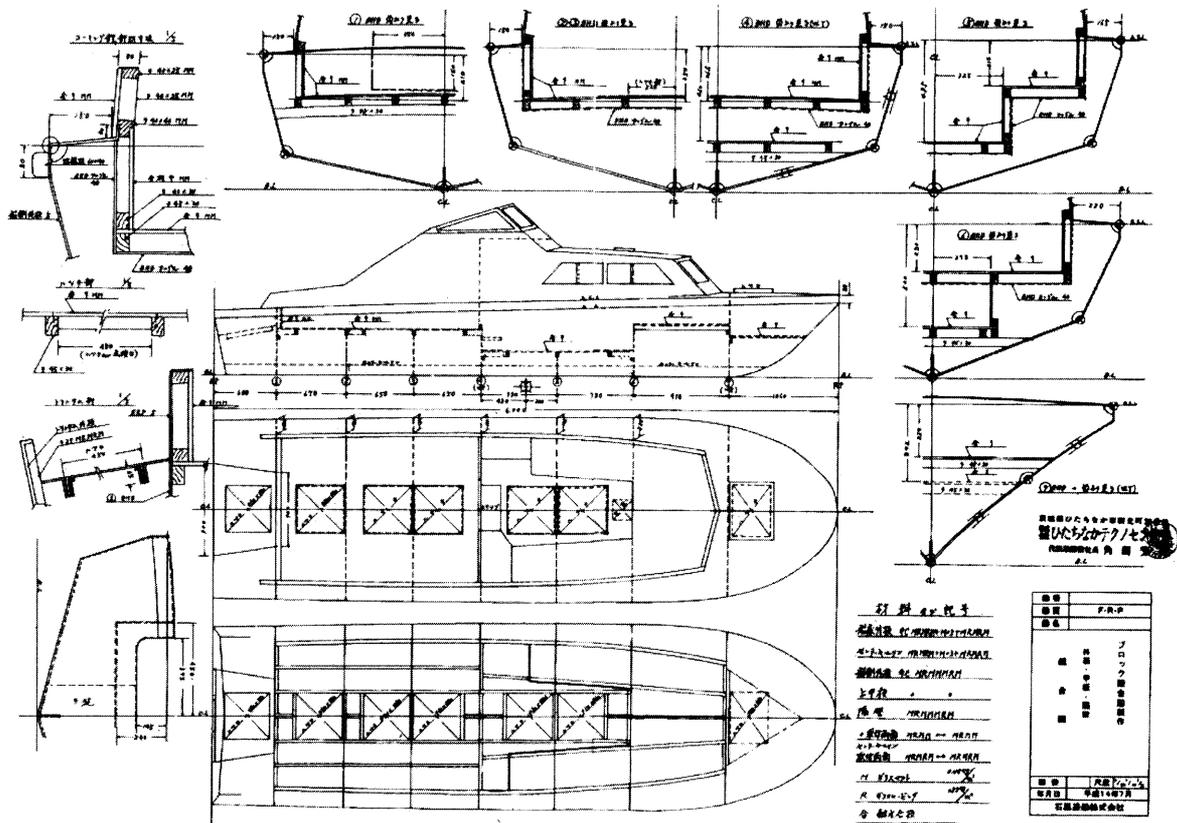


図-15 ブロック接合船の上部構造物形状

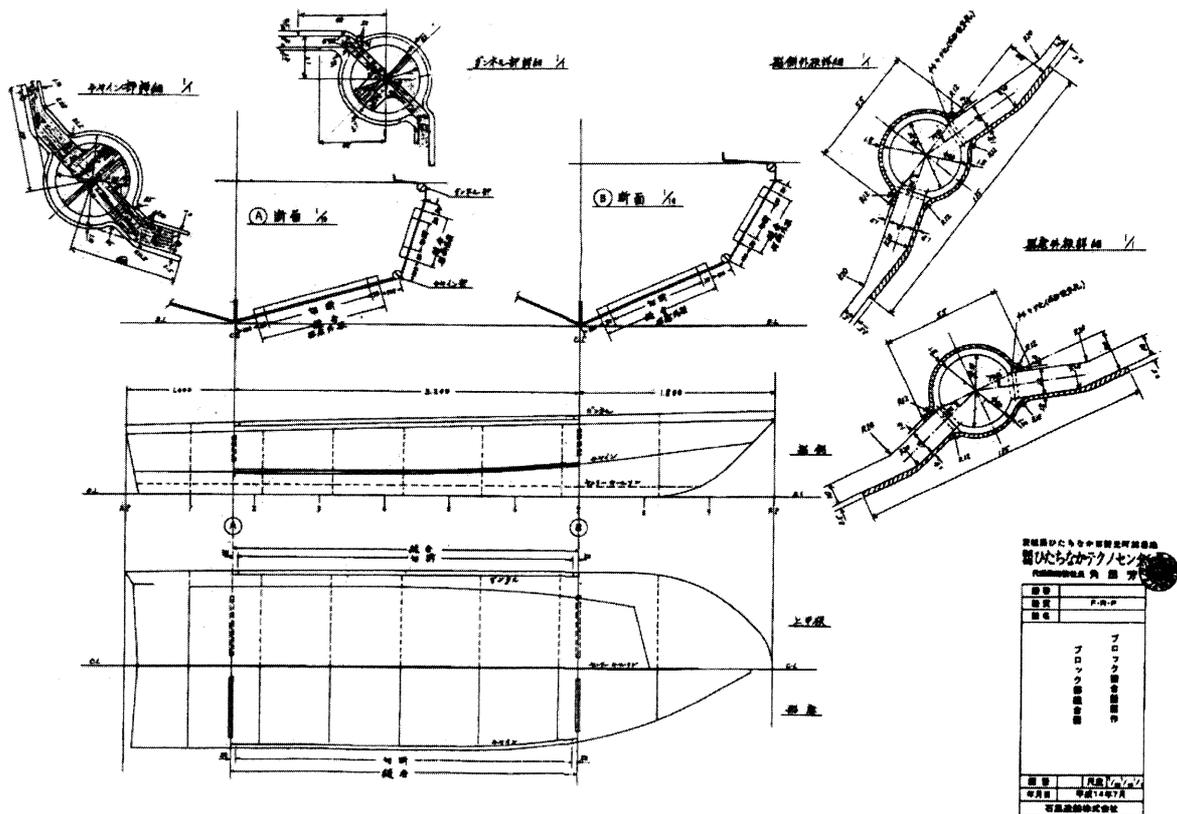


図-16 ブロック接合船のブロック継手詳細

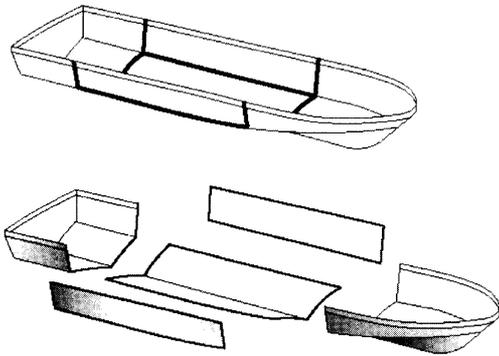


図-17 ブロック接合船 船殻分割図

(3) 接合方法

アラミド繊維製ロープによるスパイラル締結法を採用した。すなわち、ブロック周辺に半円柱形のせん断コアを持ち、スパイラル状の穴をこのコアに接するように施工し、2つのブロック端部のコアを合わせた後に、スパイラル状の穴にアラミド繊維製ロープを通し、ロープを緊張してブロック継手を作製する(特許出願中)。

(4) 偏心継手の強度検討

ブロック接合船のバット方向の継手においては、船底および船側部の外面を平滑にするため、継手部せん断コアを内側に偏心させる必要がある。偏心させたブロック継手では、1軸の引張または圧縮荷重に対しても面外曲げが発生し、ある程度の強度低下が予想されることから、偏心継手試験片を作製し(写真-10参照)、引張試験を行い強度を確認した。試験結果を従来の偏心のない試験片による引張試験結果と併せて図-18に示す。本試験片を用いた試験結果によると、せん断コアの偏心による強度低下率は約22%であったため、実船の継手部は図-16に示すように、せん断コアに接続するFRP板の厚さを10mm(試験片は5mm)として強度低下分を補うこととした。

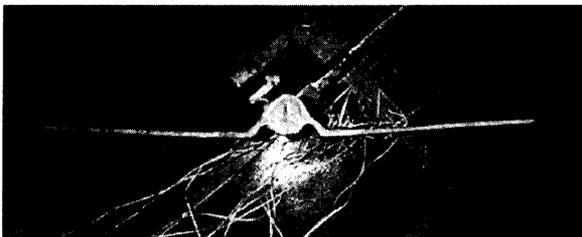


写真-10 偏心継手試験片

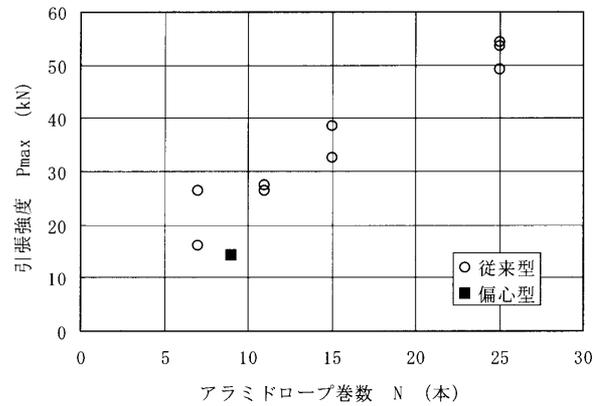


図-18 偏心継手試験片による引張試験結果

2.4.2 FRPブロック接合船の建造

(1) 型製作

継手部形状を3D-CADで作製し、粉体を用いたCO₂レーザー立体成形法で写真-11に示すナイロン型を作製した。せん断コアの直径は34mmである。この型を含む雄型により写真-12に示すFRP雌型を作製した。

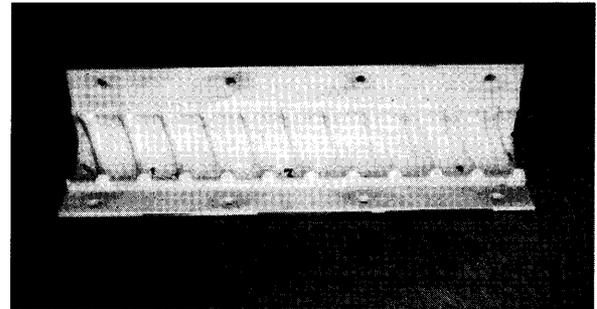


写真-11 継手部のナイロン型

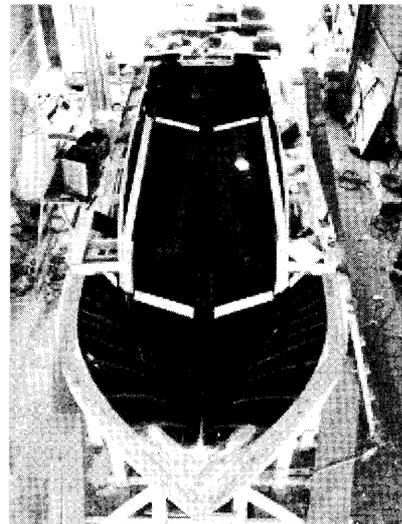


写真-12 雄型の全景

(2) FRP 船体の製作

船体の板厚は上甲板および船側外板が 5mm、船底外板が 10mm である。各部材の材料構成を表-5 に示す。

表-5 各部材の材料構成

部材名	材料構成
船底外板	GC MRMRM+MMM+MRMRM
センターキールソーン	MRMRM+MMM+MRMRM
船側外板	GC MRMMMMRM
上甲板	GC MRMMMMRM
隔壁	MRMMMMRM

ここに、GCはゲルコート、Mはチョップドストランドマット、Rはロービングクロス、+記号はその位置までを連続して積層したことを示す。

養生、脱型後の船体を写真-13 に示す。この後、接合ブロックの所定の位置に直径 4mm の貫通孔をスパイラル状に開ける。

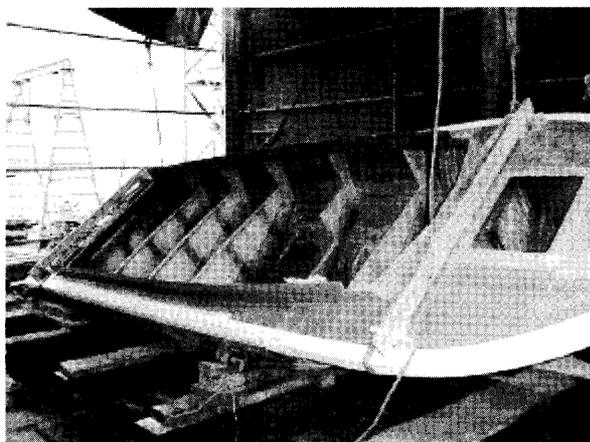


写真-13 脱型後の船体

(3) 切断

船首、船側、船底および船尾ブロックの継手部にあたるせん断コアを、隣り合うブロックの対称面で切断した。

(4) 縫合・緊張

切断された各ブロックを組み合わせて仮止めした後、直径 3mm のアラミド繊維製ロープで継手を縫合、緊張した。緊張装置概略図および緊張作業を図-19 および写真-14 に示す。

(5) 止水処理

締結用の孔は外板の内外面を貫通しているため止水の必要がある。そこで、アラミド繊維製ロープを縫合、緊張した後、継手部貫通孔に接着剤(日本シーカ株式会社製シーカレックス SF-291)を流し込み、乾燥後に継手外側をプライマー(日立化成ポリマー株式会社製 Hi-Bon プライマー NEW80)で施工し

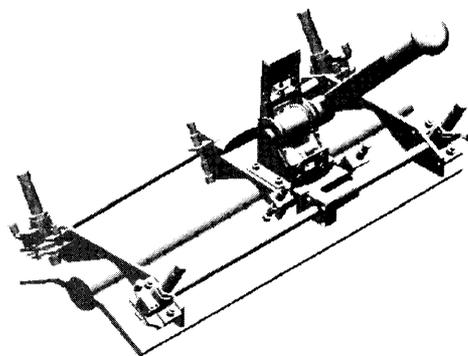


図-19 緊張装置概略図



写真-14 緊張作業

た。1号艇については、ここまでの作業とし、外板模型として強度試験に供した。

(6) 装備品取付け

2号艇船殻を1号艇と全く同様に建造した後、上部構造物及び必要な装備品を艤装し、写真-15 に示すように、ブロック接合船が完成した。

(7) 射水試験

小型船舶検査規則¹⁾に準じ、射水試験を実施した結果、ブロック接合部等からの漏水もなく、規則に適合することが確認された。

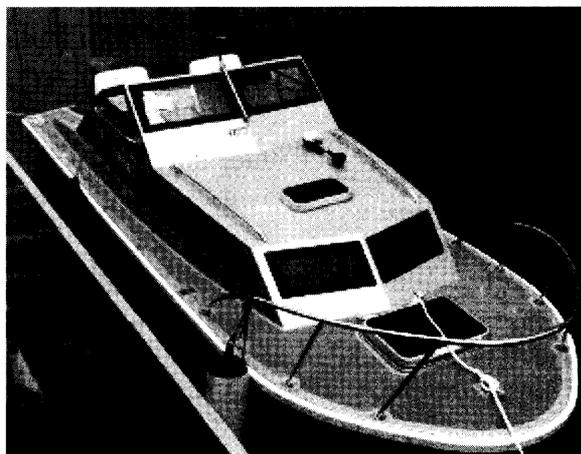


写真-15 竣工艇

2.5 FRP ブロック接合船の縫合接合部

衝撃荷重解析

2.5.1 概要

(1) 背景と目的

ブロック接合船の安全性を検証するために、船殻部分を用いた落下試験および曲げ試験を実施するとともに、実海域における航走試験も実施する予定であるが、これらの試験結果を総合的に評価し、安全性を検証するためには、縫合接合部分に作用する衝撃荷重を精度よく解析しておく必要がある。

(2) 解析内容

ブロック接合船において、最も大きい衝撃荷重が作用すると考えられる船底部分における衝撃荷重に及ぼす deadrise angle および側面図の bow line の傾斜角(図-15の⑤, ⑥, ⑦部分の角度)、トリム角(3, 6, 9度)および船速(10~50ノット)の影響を明らかにすることを目的に衝撃荷重解析を行った。

なお、船速の影響については、衝撃速度は(船体の垂直速度+船速による衝撃速度成分)からなるため、この組み合わせで考えねばならない。任意の垂直速度と船速に対して、これらから衝撃速度を計算して衝撃荷重を求めることが出来るが、垂直速度のみ、あるいは、船速のみの場合についても同じ方法で衝撃速度を計算して、衝撃荷重を求めることが出来る。

2.5.2 解析方法

波浪中を航行する船舶は船首部船底に非常に大きい衝撃荷重を受けることが知られている。これは船体運動と波の相対運動に船の前進速度に起因する衝撃速度が重畳するためと考えられる。このような現象を考慮して導かれた三次元衝撃圧計算法^{2~5)}により本報告の衝撃荷重を計算する。

(1) 三次元水面衝撃水圧簡易計算法

衝撃水圧を推定する方法は、(a)船体表面および水面の向き、速度を用いて衝撃角、衝撃速度を求める、(b)これらから衝撃水圧、あるいは、(b')衝撃水圧を積分して衝撃荷重を求める。(b)の場合には、さらに(c)衝撃水圧の分布から対象とする物体表面にかかる平均水圧を求めるという手順からなる。

本報告では、(a)および(b')により衝撃荷重を求める方法をとる。図-20に計算のフローチャートを示す。

(2) 衝撃角、衝撃速度

図-21に示すように船体表面の微小部分sと波面wを考え、それぞれの面に垂直な単位ベクトルを \mathbf{n}_s 、 \mathbf{n}_w とする。また、船体表面の微小部分sと波面wの速度ベクトルをそれぞれ \mathbf{V}_s 、 \mathbf{V}_w とする。

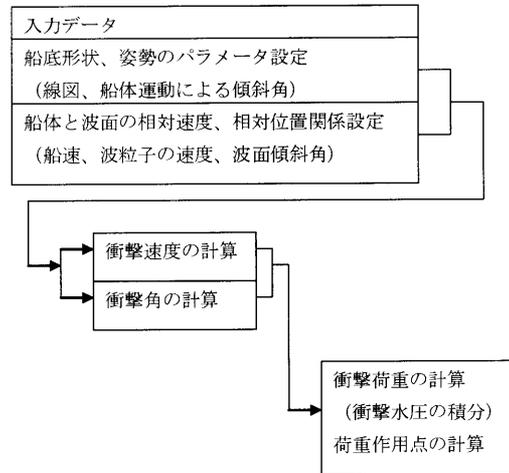


図-20 衝撃荷重計算のフローチャート

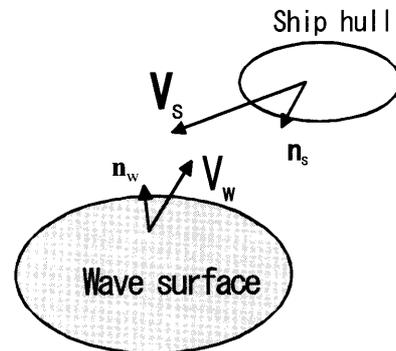


図-21 船体表面と波面の位置関係

船体表面の微小部分sと波面wの相対速度 \mathbf{V}_r は次式で与えられる。

$$\mathbf{V}_r = \mathbf{V}_s - \mathbf{V}_w \tag{3}$$

船体表面の微小部分sと波面wのなす角 ϕ は次式で与えられる。

$$\cos \phi = (\mathbf{n}_s \cdot (-\mathbf{n}_w)) \tag{4}$$

相対速度 \mathbf{V}_r は船体に平行な成分 \mathbf{V}_t と波面に垂直な成分 \mathbf{V}_n に分解できる。

$$\mathbf{V}_r = \mathbf{V}_t + \mathbf{V}_n \tag{5}$$

ただし、

$$\mathbf{V}_t = v_t \cdot \mathbf{t}_s \tag{6}$$

$$\mathbf{V}_n = v_n \cdot \mathbf{n}_w$$

この関係式から \mathbf{V}_t 、 \mathbf{V}_n を求めることができる。ここで \mathbf{t}_s は船体表面に平行な単位ベクトルとする。

式(5)と \mathbf{n}_s の内積をとると $(\mathbf{t}_s \cdot \mathbf{n}_s) = 0$ であるから式(4)を用いて次式を得る。

$$\begin{aligned} (\mathbf{V}_r \cdot \mathbf{n}_s) &= ((\mathbf{V}_t + \mathbf{V}_n) \cdot \mathbf{n}_s) \\ &= ((v_t \cdot \mathbf{t}_s + v_n \cdot \mathbf{n}_w) \cdot \mathbf{n}_s) \\ &= v_n (\mathbf{n}_w \cdot \mathbf{n}_s) = -v_n \cos \phi \end{aligned} \tag{7}$$

したがって、

$$v_n = -(\mathbf{V}_r \cdot \mathbf{n}_s) / \cos \phi \tag{8}$$

式(8)の v_n が衝撃速度である。また、式(4)の ϕ が衝撃角である。この方法で三次元の水面衝撃問題を二

次元の水面衝撃問題として扱うことができる。

(3) β 、 θ と \mathbf{n}_s の関係

\mathbf{t}_s が張る平面が yz 面を切る交線の傾きを β とする。この交線に沿ったベクトルを \mathbf{t}_{s1} とする。同じく \mathbf{t}_s が張る平面が xz 面を切る交線の傾きを θ とする。この交線に沿ったベクトルを \mathbf{t}_{s2} とする。

$$\begin{aligned} \mathbf{t}_{s1} &= (0, b_2, b_3) \\ \mathbf{n}_s \cdot \mathbf{t}_{s1} &= 0 + n_2 \cdot b_2 + n_3 \cdot b_3 = 0 \\ \therefore \mathbf{b}_3/b_2 &= -n_2/n_3 = \tan \beta \\ \mathbf{t}_{s2} &= (c_1, 0, c_3) \\ \mathbf{n}_s \cdot \mathbf{t}_{s2} &= n_1 \cdot c_1 + 0 + n_3 \cdot c_3 = 0 \\ \therefore c_3/c_1 &= -n_1/n_3 = \tan \theta \end{aligned}$$

ここで、

$$n_1^2 + n_2^2 + n_3^2 = 1$$

であるから

$$n_3^2 = 1 / (\tan^2 \theta + \tan^2 \beta + 1)$$

したがって、

$$\begin{aligned} n_1 &= -\tan \theta / \sqrt{\tan^2 \theta + \tan^2 \beta + 1} \\ n_2 &= -\tan \beta / \sqrt{\tan^2 \theta + \tan^2 \beta + 1} \quad (9) \\ n_3 &= 1 / \sqrt{\tan^2 \theta + \tan^2 \beta + 1} \end{aligned}$$

船体が前進速度をもって静水面に落下する場合、船速を V_s 、落下速度を V_z とすると、衝撃速度 v_n は、式 (8)、(9) を用いて次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \mathbf{V}_r &= (V_s, 0, V_z) \\ \mathbf{n}_s &= (n_1, n_2, n_3) \\ v_n &= -(\mathbf{V}_r \cdot \mathbf{n}_s) / \cos \phi = V_z + V_s \cdot \tan \theta \quad (10) \end{aligned}$$

衝撃角 ϕ は式 (4)、(9) を用いて次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \mathbf{n}_w &= (0, 0, 1) \\ \cos \phi &= (\mathbf{n}_s \cdot (-\mathbf{n}_w)) \\ &= -n_3 \\ &= 1 / \sqrt{\tan^2 \theta + \tan^2 \beta + 1} \quad (11) \end{aligned}$$

(4) 衝撃荷重の計算

二次元の水面衝撃水圧の計算式として Wagner の理論式⁵⁾を用いる。

Wagner の理論による衝撃水圧は次式で与えられる。式 (12) で β は衝撃角 ϕ に、 V_i は衝撃速度 v_n に当たる。

$$\begin{aligned} P &= \frac{1}{2} \rho V_i^2 \left[\frac{\pi}{\beta \sqrt{1 - (x/L)^2}} - \frac{(x/L)^2}{1 - (x/L)^2} \right] + \frac{1}{2} \rho V_i^2 + \rho z \sqrt{L^2 - x^2} \\ P_{\max} &= \frac{1}{2} \rho V_i^2 \left[1 + \left(\frac{\pi}{2\beta} \right)^2 \right] \\ \text{at } \frac{x}{L} &= \left[1 - \left(\frac{2\beta}{\pi} \right)^2 \right]^{\frac{1}{2}} \\ \text{for } z &= 0 \end{aligned} \quad (12)$$

船底のキール部分、あるいは、チェーン部分にかかる衝撃荷重は水面がチェーンに到達した状態で最大となるから、この状態で衝撃荷重を計算する。

チェーン幅とチェーン部における β 、 θ から衝撃角 ϕ を求め、衝撃水圧は幅方向に Wagner の理論に従って分布をしているものとして、式 (12) を幅方向に積分して衝撃荷重を求める。単位長さの船体断面に働く垂直方向の衝撃荷重 Q は次式により与えられる³⁾。ここで B_c はチェーン幅、 ξ は船体中心線を原点した時の幅方向の位置 x とチェーン半幅との比として $\xi = x/(B_c/2)$ とおく。また、 ξ_0 は $P(\xi_0) = 0$ となる場合の ξ の値である。

$$\begin{aligned} Q &= \frac{1}{2} B_c v_n^2 \rho \int_0^{\xi_0} \left(\frac{\pi}{\phi \sqrt{1 - \xi^2}} - \frac{\xi^2}{1 - \xi^2} \right) d\xi \\ &= \frac{1}{2} B_c v_n^2 \rho \left(\frac{\pi}{\phi} \sin^{-1} \xi_0 + \xi_0 + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{\xi_0 - 1}{\xi_0 + 1} \right| \right) \\ &= \frac{1}{2} B_c v_n^2 m \quad (13) \end{aligned}$$

$$m = \rho \left(\frac{\pi}{\phi} \sin^{-1} \xi_0 + \xi_0 + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{\xi_0 - 1}{\xi_0 + 1} \right| \right)$$

船体の片舷に働く荷重を考え、その船体中心線 $x = 0$ に対するモーメント N を求める。これは次式で与えられる。

$$\begin{aligned} N &= \frac{1}{2} \left(\frac{B_c}{2} \right)^2 v_n^2 \rho \int_0^{\xi_0} \left(\frac{\pi}{\phi \sqrt{1 - \xi^2}} - \frac{\xi^2}{1 - \xi^2} \right) \xi d\xi = \frac{1}{2} \left(\frac{B_c}{2} \right)^2 v_n^2 n \\ n &= \rho \left[\xi \left(\frac{\pi}{\phi} \sin^{-1} \xi + \xi + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{\xi - 1}{\xi + 1} \right| \right) \right]_0^{\xi_0} \\ &\quad - a \rho \int_0^{\xi_0} \left(\frac{\pi}{\phi} \sin^{-1} \xi + \xi + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{\xi - 1}{\xi + 1} \right| \right) d\xi \\ &= \xi_0 \rho \left(\frac{\pi}{\phi} \sin^{-1} \xi_0 + \xi_0 + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{\xi_0 - 1}{\xi_0 + 1} \right| \right) \\ &\quad - a \rho \int_0^{\xi_0} \left(\frac{\pi}{\phi} \sin^{-1} \xi + \xi + \frac{1}{2} \ln \left| \frac{\xi - 1}{\xi + 1} \right| \right) d\xi \quad (14) \end{aligned}$$

$$\frac{N}{Q/2} = \frac{\frac{1}{2} \left(\frac{B_c}{2} \right)^2 v_n^2 n}{\frac{1}{4} B_c v_n^2 m} = \frac{n B_c}{m 2}$$

片舷の船底に垂直な荷重は、 $Q/(2 \cos \beta)$ で与えられ、荷重の作用点は船体中心線から半幅の n/m の位置にある。

(5) 衝撃荷重の計算例

i) 衝撃水圧

衝撃角 $\beta = 15 \sim 40$ 度の楔形断面に対する Wagner

の理論による衝撃水圧を図-22に示す。

横軸は片幅に対する比である。衝撃角 $\beta = 15$ 度
の時、衝撃水圧は比較的高いピーク値を持つが、
衝撃角が大きくなるとピークは下がり平坦な分布と
なることが分かる。

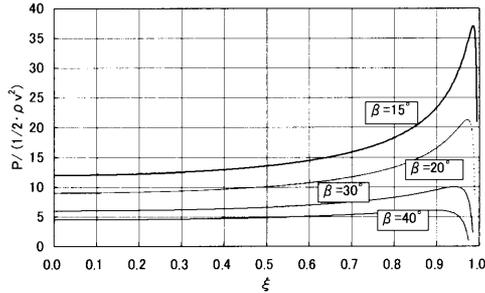


図-22 Wagnerの理論による衝撃水圧

ii) 衝撃荷重と作用点

図-22の衝撃水圧を式(13)に示すように幅方向
に積分して衝撃荷重 Q_i を求める。図-23は求めら
れた衝撃荷重を衝撃角に対して表示したものであ
る。ここでは、対象とした楔型断面の幅を2mとし、
長さ1mの物体に対する荷重を求めた。衝撃速度は
1m/secである。

式(14)による片舷に働く衝撃荷重の作用点(圧力
の中心)を図-24に示しているが、図-22の衝撃
水圧の分布形状から分かるように、衝撃角が大き
くなると作用点は船体中心方向に移動する。

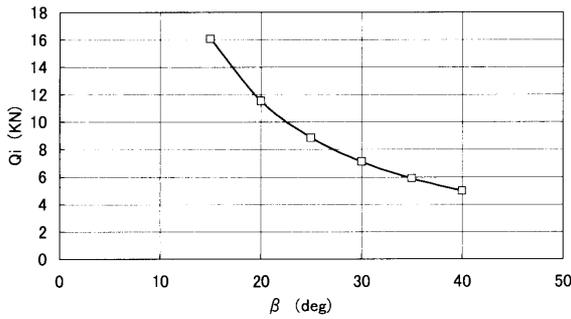


図-23 楔形物体の単位衝撃速度に対する衝撃荷重
：片幅1m、長さ1mの場合

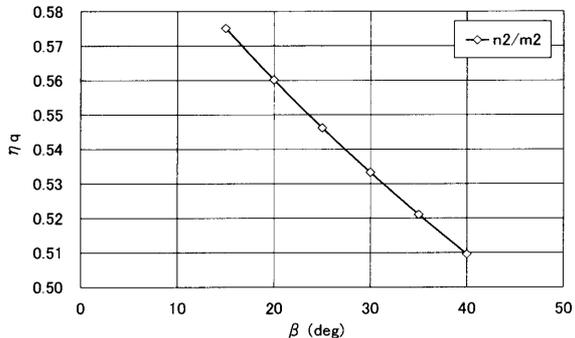


図-24 衝撃荷重の作用点の船体中心線からの距離
(η_q : 半幅に対する比)

2.5.3 対象船と計算の条件

(1) 全体配置図

解析対象船の概略図を図-15に示す。船体前部の
⑤、⑥、⑦断面について衝撃荷重の解析を行う。

(2) 船体形状のパラメータ

表-6に⑤⑥⑦断面のチェーン幅(半幅)を示す。
また、表-7と図-25に各断面のキールからチェ
インまでの deadrise angle β の分布を示す。同じく表
-8と図-26に側面図の bow line の傾斜角 θ の分
布を示す。

表-6 断面のチェーン幅

section	半幅 mm
5	770
6	728
7	882

表-7 各断面の β

	sec.5	sec.6	sec.7
keel	17	21	46
1/3	17	21	39.3
2/3	17	21	34.5
chine	17	21	30.6

表-8 各断面の θ

	sec.5	sec.6	sec.7
keel	0.00	0.00	2.81
1/3	1.72	3.43	11.31
2/3	2.86	6.28	16.17
chine	3.15	6.84	17.74

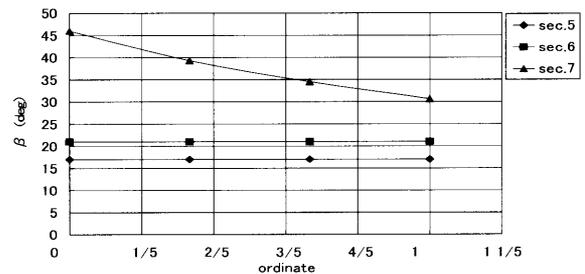


図-25 各断面の β の分布

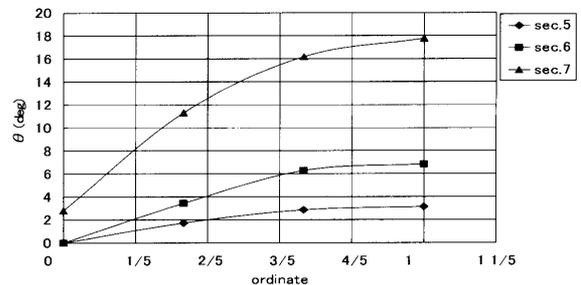


図-26 各断面の θ の分布

section 5、6は β 一定で、section 7は船体中心で β が大きくチェーンに近づくにつれて小さくなっている。bow lineの傾斜角は船首に近いほど大きく、船体中心線から離れるほど大きくなる傾向がある。これらは高速艇の一般的な形状である。

(3) 計算条件

i) トリム角

船体のトリム角によって衝撃角、衝撃速度は大きく影響を受ける。計算条件としてトリム角を0, 3, 6, 9度とする。

ii) 船速

船速は10~50ノットに設定する。これは、約5~25m/secに相当する。

iii) 船体の速度一定(仮定)

高速艇が波浪中で衝撃荷重を受けた場合、船体には大きな加速度を生じ短時間に上下方向速度あるいは前進速度が減少し、結果的に衝撃荷重は短時間に小さくなる。この現象は波浪中の動的応答計算をしなければ、把握できない。

この解析では船体の運動の速度は一定である(衝撃速度は一定である)ことを想定している。本報告の結果を他に応用する場合には、そのことを考慮に入れる必要がある。

iv) 船体の変形を考慮しない(仮定)

大きな衝撃荷重をうける時、船体は弾性変形を生じ、その影響が無視できない可能性があるが、本報告の解析ではこれは考えないものとする。

上記、iii)の仮定に関して、船体の水面への突入量が大きくなると衝撃荷重のために衝撃速度はかなり低下し、衝撃荷重も減少する。これは積み荷を含む船体重量によって左右されるが、一般に速度一定の仮定の下で求めた衝撃荷重は大きめの推定値を与える。

また、iv)の船体に変形しないとする仮定は、船体の変形による衝撃速度の変化、衝撃角の変化がないことを意味している。実際の衝撃現象では、船体の変形による衝撃速度の増減はホッピング等として知られており、船体の変形による衝撃角の変化は衝撃荷重の増減の原因になることが知られている。詳細な解析を行う場合はこれらを考慮に入れた計算を行う必要があるが、船体重量が大きく衝撃速度の変化が小さいと思われる場合や接水初期の荷重が問題となる場合には、速度一定とすることが多い。

2.5.4 解析結果と考察

(1) 船体断面の衝撃角: trimと衝撃角の関係

衝撃角 ϕ は式(11)に示されるように β と θ により求められる。図-27は各sectionの幅方向の衝撃角 ϕ を示したもので、比較のためにdeadrise angle

β も示している。横軸の1がチェーンを示す。

衝撃荷重が最大になるのはチェーン部に水面が到達する時であるから、衝撃角 ϕ はチェーン部での値を用いる。船体のtrimにより船体表面と水面の相対角度は変わるから、衝撃角 ϕ はtrimを考慮して求める必要がある。trimによりbow lineの傾斜角は $\theta' = \theta + \text{trim angle}$ となる。これを入れて各sectionのチェーン部の衝撃角 ϕ を求める。

図-28に示すように、衝撃角 ϕ がtrim角により増加していくことが分かる。

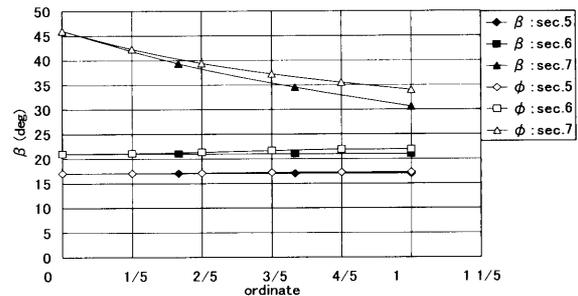


図-27 trim=0の場合の衝撃角 ϕ の幅方向の分布

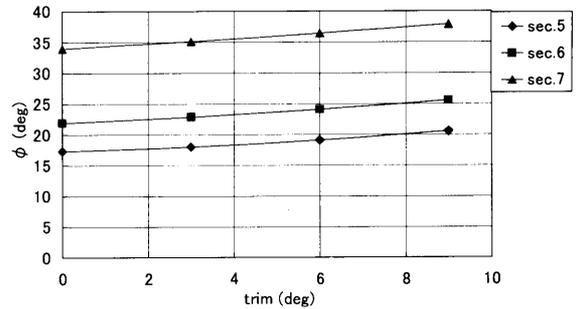


図-28 trimによるチェーン部の衝撃角の変化

(2) 垂直速度と衝撃荷重の関係

衝撃角 ϕ と衝撃速度が与えられると式(13)により断面に働く垂直方向の衝撃荷重 Q_i が求められる。これは断面のチェーン幅に比例する。前節で求めた衝撃角 ϕ と各sectionのチェーン幅を用いて、衝撃速度 V_i に対して衝撃荷重を計算したのが図-29~31である。衝撃荷重の作用点(船体中心線からの距

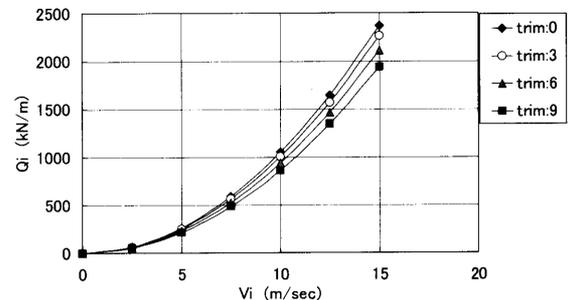


図-29 衝撃速度と衝撃荷重の関係: section 5

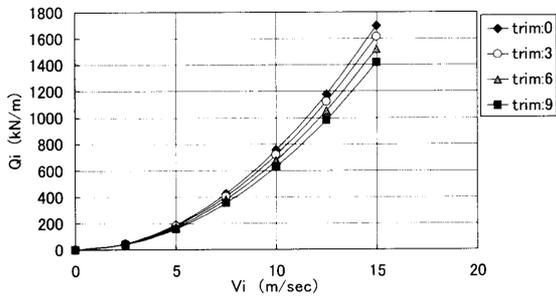


図-30 衝撃速度と衝撃荷重の関係 : section 6

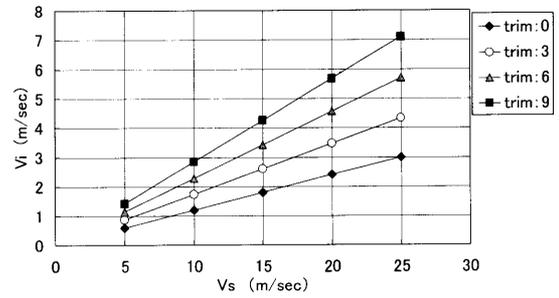


図-33 船速と衝撃速度の関係 : section 6

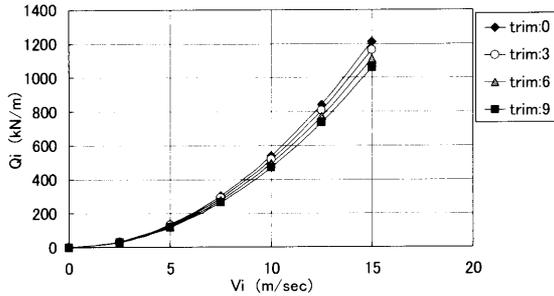


図-31 衝撃速度と衝撃荷重の関係 : section 7

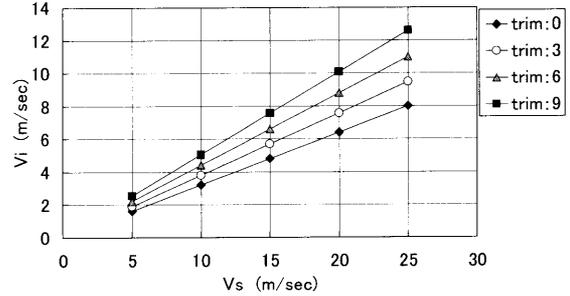


図-34 船速と衝撃速度の関係 : section 7

離の半幅に対する比 η_a) は、図-24 に示されるように衝撃角 ϕ により求められる。

荷重の単位は kN/m である。これは船体の単位長さ当たりの荷重を示している。衝撃速度一定の場合、trim 角が小さい方が衝撃荷重は大きくなる。これは trim 角が小さい方が衝撃角が小さいためである。

(3) 船速と衝撃速度

任意の船体の落下速度 Vz と前進速度 Vs が与えられる時、衝撃速度は次式で与えられる。

$$Vi = Vz + Vs \tan \theta$$

上式の衝撃速度により前進速度の影響を考慮した衝撃荷重を図-29 ~ 31 により求めることができる。

船体の落下速度 $Vz = 0$ の場合、

$$Vi = Vs \tan \theta$$

となり、船速と衝撃速度の関係は、図-32 ~ 34 に示すようになる。ここで θ には trim 角を含んでいる。図から分かるように衝撃速度は、trim 角が大

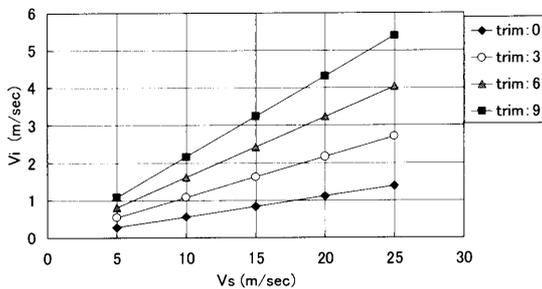


図-32 船速と衝撃速度の関係 : section 5

きいほど大きくなる。また、船首に近いほど衝撃角が大きいことが分かる。これは図-26 に示すように船首の方が θ が大きいことが原因である。

(4) 船速と衝撃荷重

前節で求めた船速と衝撃速度の関係を用いて船速と衝撃荷重の関係を図-35 ~ 37 に示す。図から trim 角が大きいほど衝撃荷重が大きいこと、船首に近いほど衝撃荷重が大きいことが分かる。

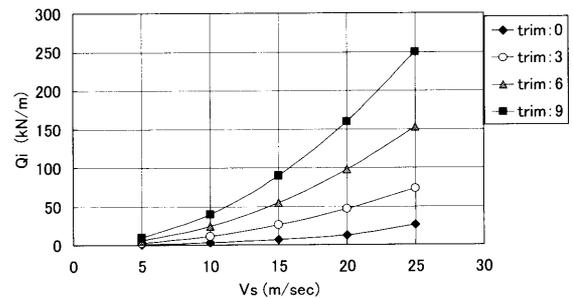


図-35 船速と衝撃荷重の関係 : section 5

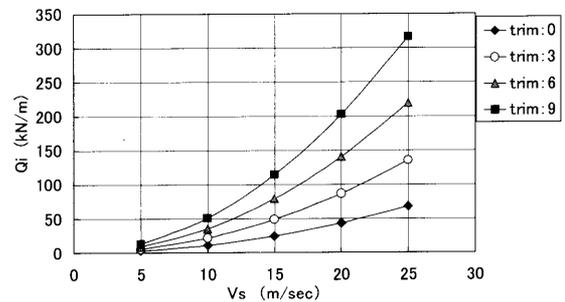


図-36 船速と衝撃荷重の関係 : section 6

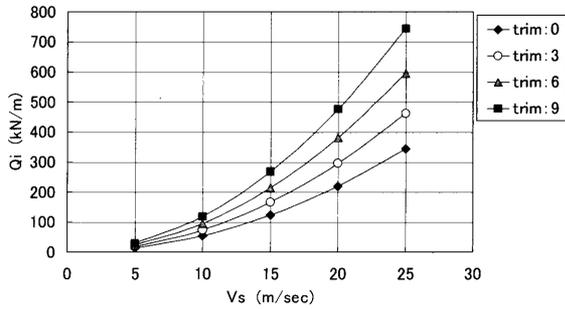


図-37 船速と衝撃荷重の関係 : section 7

衝撃荷重の作用点は、図-28から衝撃角 ϕ を求め、図-24から η_q を求めると、 $\eta_q \cdot B_c / 2$ が船体中心線から作用点までの距離を与える。船底パネルをキールとチェーン部で支持している場合には、これを用いてそれぞれにかかる荷重を計算することができる。

2.5.5 衝撃荷重解析のまとめ

FRP高速艇の船底縫合接合部分にかかる荷重推定のために、船体のtrim角、前進速度を考慮して船底衝撃水圧を推定し、衝撃荷重とその作用点を求めた。ここで求めた衝撃荷重は、与えられた条件における最大値を示している。水面がチェーンに到達しない場合などについては、チェーン幅の項を修正するなどの方法がある。

船底にキールとチェーン部以外に縦通桁がありパネルを支持するような構造では、キール、チェーンにかかる荷重を求めるには、若干異なる解析が必要である。

2.6 FRPブロック接合船の強度試験

2.4節で述べた手順によりブロック接合船の外板模型を製作し、海上技術安全研究所内の5,000kN大型構造物試験装置を用いて三点曲げ試験を行い、外板模型の荷重-変位関係、および、荷重-ひずみ関係の計測を行った。

2.6.1 外板模型の形状および寸法

製作した外板模型の形状を写真-16~21に示す。模型の寸法、FRP板の板厚および接合方法は、実艇(2号艇)と同じである。

2.6.2 外板模型の静的載荷試験

(1) 計測点位置

外板模型の隔壁③-④、④-⑤、⑤-⑥、⑥-⑦間の中央位置に当たる外板上にひずみゲージを計26点貼付した(図-38参照)。また、隔壁④-⑤間の断面B位置においてガンネル部の深さ方向および幅方向の変位を計4点計測した。

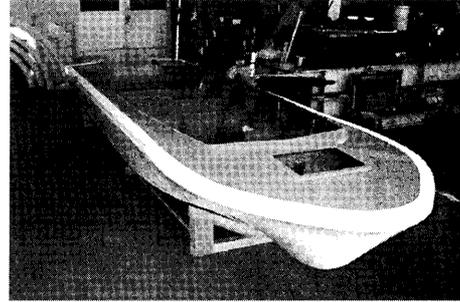


写真-16 外板模型 全景

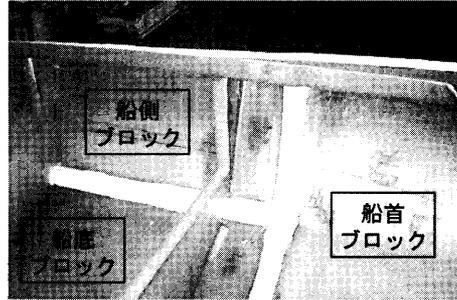


写真-17 艇内の継手 (船首側)



写真-18 艇内の継手 (船尾側)



写真-19 船側部

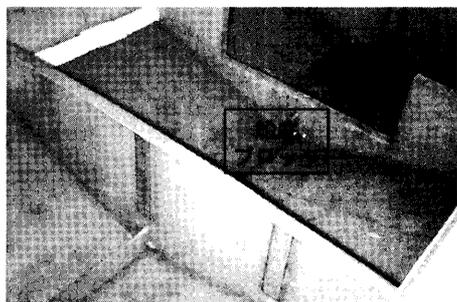


写真-20 船底部 キール・横隔壁の二次接合部



写真-21 艇内の継手（ガンネル、チェーン）

(2) 外板模型の設置方法

外板模型の設置方法を図-39および写真-22に示す。船首尾の支持点間距離は5,580mmで、荷重点は支持点間中央より205mm後方である。

(3) 試験結果

後に落下試験に供するため破損を生じないように

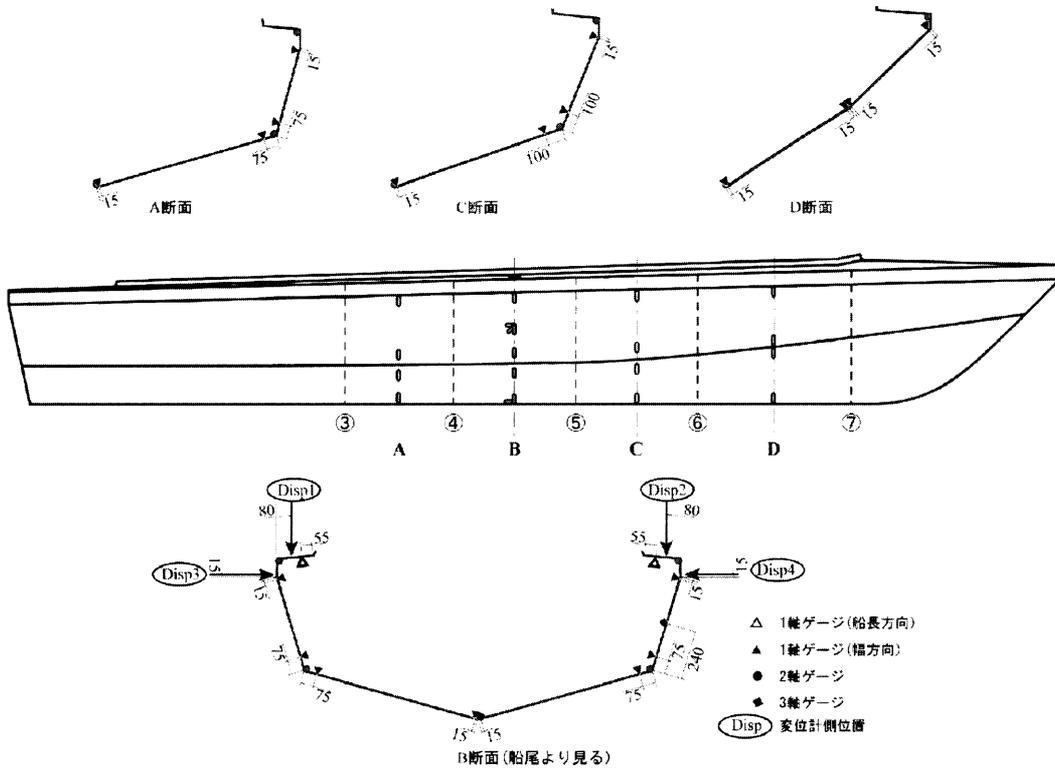


図-38 ゲージ貼付位置

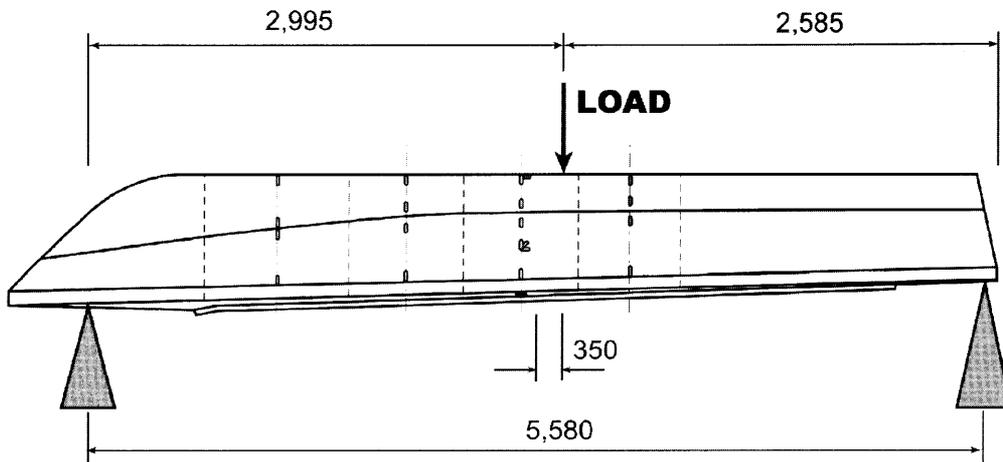


図-39 外板模型の設置方法 (単位:mm)

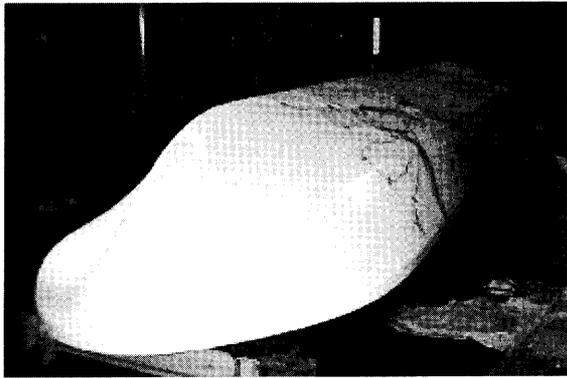


写真-22 外板模型の設置方法

に、最大10kNまで準静的に荷重した。荷重と断面Bにおける長さ方向のひずみ(縦曲げひずみ)の関係を図-40に示す。

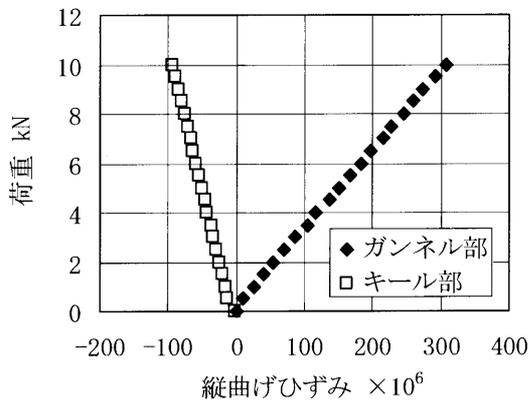


図-40 荷重-縦曲げひずみ関係

図-40より荷重-ひずみ関係はほぼ直線関係にあり、10kNまでの荷重では船体は弾性変形していることがわかる。しかしながら、試験中にはゲルコートの破損あるいは隔壁板の剥離と思われる音がたびたび聞こえた。

10kN荷重時の縦曲げモーメント最大値 M_{max} は、 $M_{max} = 10 \cdot 2.995 \cdot 2.585/5.58 = 13.88 \text{ kN} \cdot \text{m}$

であり、荷重点より350mm前方の断面Bに作用する曲げモーメント M_B は、

$$M_B = 13.88 \cdot (2995 - 350) / 2995 = 12.26 \text{ kN} \cdot \text{m}$$

となる。断面Bにおけるガンネル部とキール部の垂直距離は0.715mであり、10kN荷重時のそれぞれの縦曲げひずみが 307.5×10^6 および -94×10^6 であったので、中立軸の位置は、キール上方0.167mであることがわかる。したがって、本船の上部構造物を除く外板のみの縦曲げ剛性EIは、

$$94 \times 10^{-6} \times E = \frac{12.26 \times 0.167}{I}$$

より $EI = 2.178 \times 10^4 \text{ kN} \cdot \text{m}^2$ であり、Steelに置き換えると1辺190mmの中実角柱の曲げ剛性とほぼ等しい。10kN荷重時の垂直方向の撓み量は3.9mm、水平方向0.0mmでJCI検査基準の許容値内⁶⁾であった。

2.6.3 FRPブロック接合船の航走試験

ブロック接合船の航走性能を確認するため、2号艇(写真-15)による航走試験を実施した。目視波高1m以下の海域で船外機の出力(最大5,500rpm)を変えて航走し、船首、船体中央、及び船尾の上下方向加速度を計測した。最大加速度は、斜め45度向かい波の3/4出力時に発生した。その際の船首上下加速度の時系列計測結果を一例として図-41に示す。最大加速度は約4Gであったが、安定した航走が得られ、試験終了後の点検においても破損、漏水等は全く見られなかった。

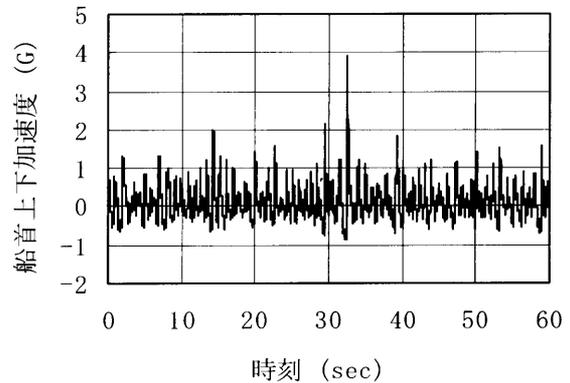


図-41 航走試験における加速度計測値

2.6.4 FRPブロック接合船の落下試験

FRP製小型船舶の強度を確認する方法のひとつとして、日本小型船舶検査機構では、長さ12m未満の小型船舶に対して落下試験を規定している⁸⁾。そこで、前年度に建造したFRPブロック接合船の強度確認のため、外板模型を用いた落下試験を実施した。

落下試験において設定すべき落下高さについて、宮本ら⁷⁾は、FRP複合艇およびアルミニウム合金艇を用いて波浪中航走実験及び落下試験を行い、波浪中航走時に受ける最大衝撃荷重と等価な荷重を与える落下試験方法を提案しているが、本試験においては、日本小型船舶検査機構による従来の規程に従い、最大落下高さを2.5mに設定した。

(1) 供試模型

FRPブロック接合艇の実艇及び外板模型を写真-15および写真-16に示した。また、主要目を表-9に示す。実船および外板模型の船体重量は、それぞれ1,100kgおよび430kgである。

表－9 供試船の主要目

全長	6.00 m
全幅	1.79 m
全深さ	0.73 m
喫水	0.30 m
乗船定員	6 名

(2) 計測方法

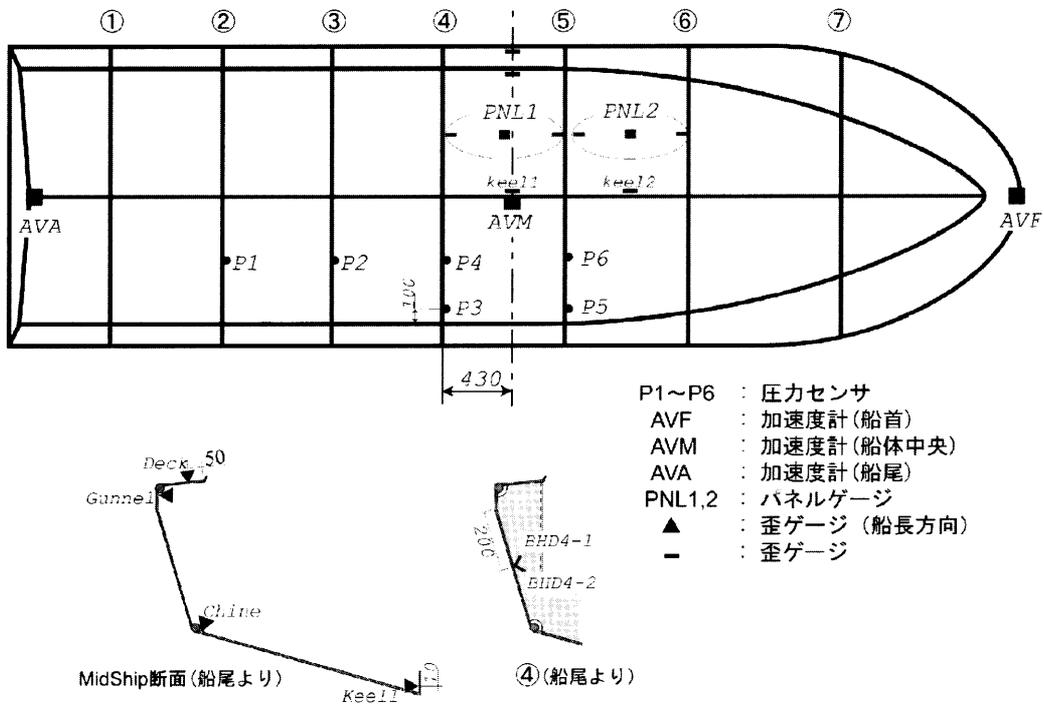
落下試験では、船体上下加速度3点（船首、船尾、船体中央）、船底水圧6点、および船底パネルの曲げひずみの他、中央断面における縦曲げひずみをデッキおよびキールで計測した。各センサの配置を図－42に示す。

(3) 試験条件

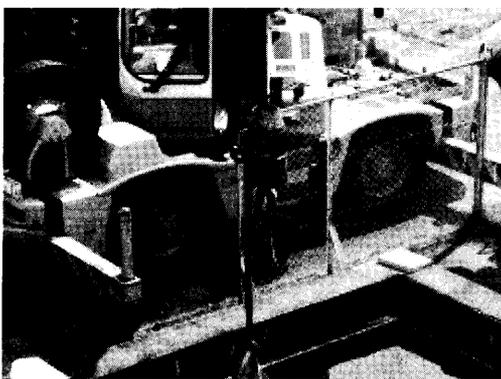
落下試験は、(独)海上技術安全研究所大阪支所の落下試験水槽（長さ×幅×最深部深さ＝10×10×3 m）で実施した。船体をクレーンで吊り下げ、切り離し装置（写真－23参照）を操作することにより、所定の高さから平水面に自由落下させた。

外板模型には写真－24に示すように、上部構造物や船外機等の構造物、および乗船定員6名に相当する重量の土嚢（25kg×39袋）を重量分布（満載状態）に準じて積載した。また、比較のために外板模型のみ（軽荷状態）の落下試験も実施した。

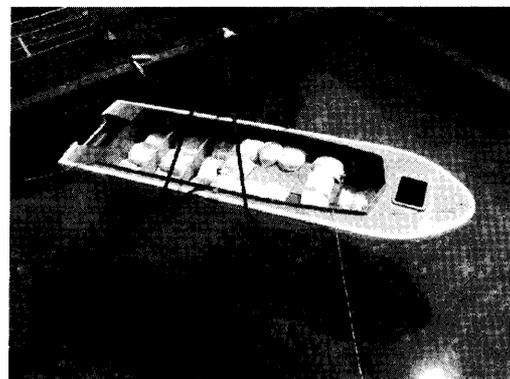
落下時の船体トリム角はほぼ0度とし、落下高さについては、0.5～2.5mまで0.5m刻みに変えることとした。



図－42 各センサの配置



写真－23 クレーン及び切り離し装置



写真－24 満載状態の土嚢積載状況

(4) 試験結果

各落下高さにおける試験状況を写真-25～29に示す。

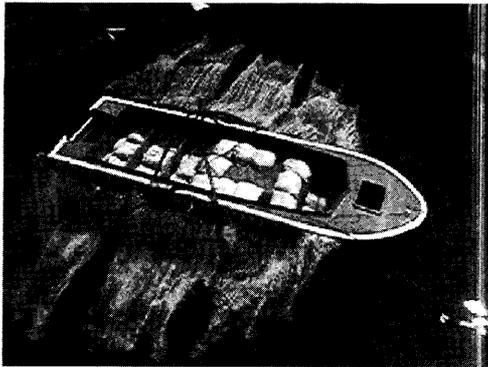


写真-25 落下高さ 0.5m

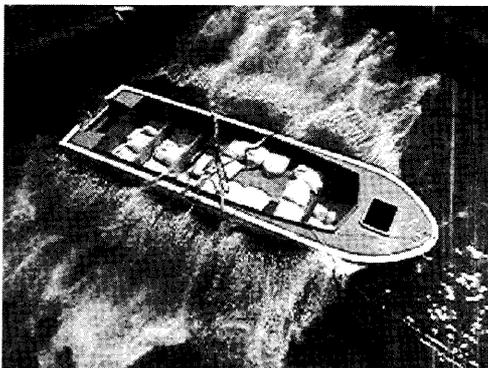


写真-26 落下高さ 1.0m

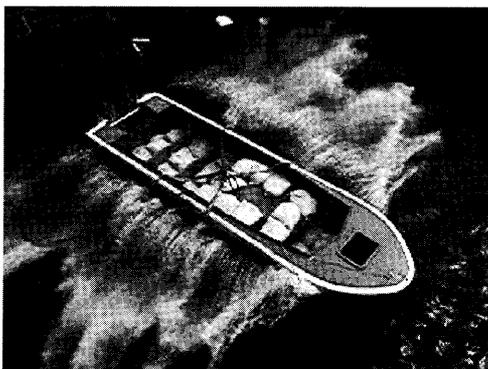


写真-27 落下高さ 1.5m



写真-28 落下高さ 2.0m

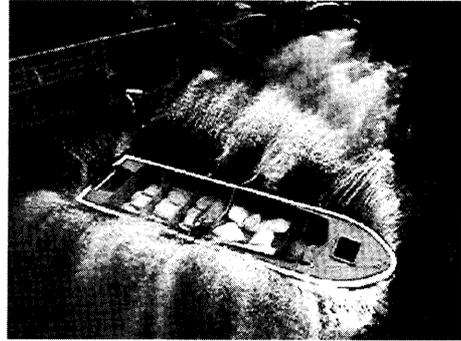


写真-29 落下高さ 2.5m

i) 上下加速度

満載状態および軽荷状態の全10ケースにおいて計測された上下加速度最大値と落下高さとの関係を図-43に示す。但し、計測波形の一部に乱れが生じたもの及び計測波形が計測器のレンジを越えてしまい最大値まで追えていないものについては、白抜きでプロットした。上下加速度は、落下高さとはほぼ比例関係にあり、満載状態では最大船首加速度40Gが計測された。

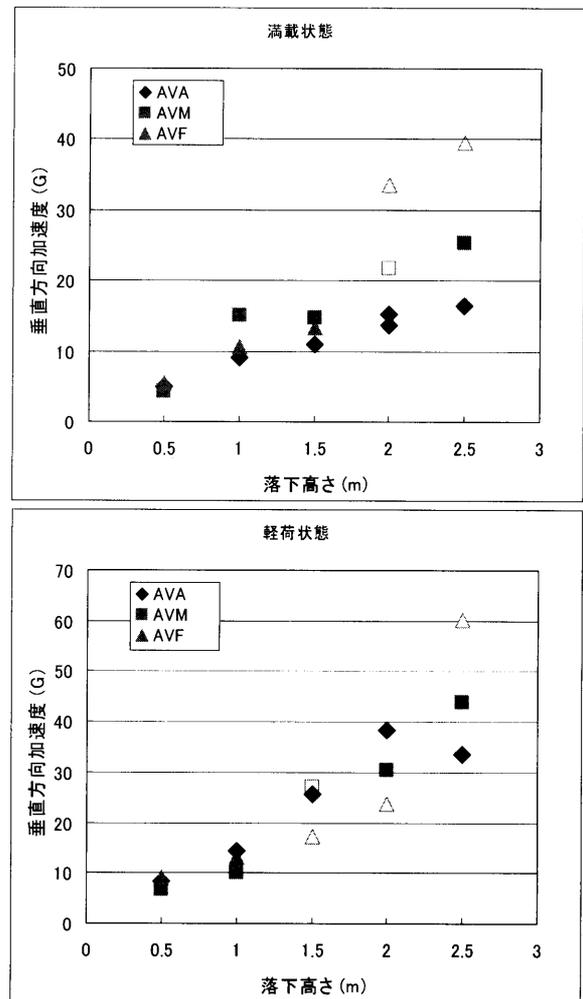


図-43 落下高さと船体上下加速度最大値との関係

ii) 衝撃水圧

満載状態及び軽荷状態の全10ケースにおいて計測された船底衝撃水圧最大値と落下高さとの関係を図-44に示す。最大水圧500kPaが計測された。

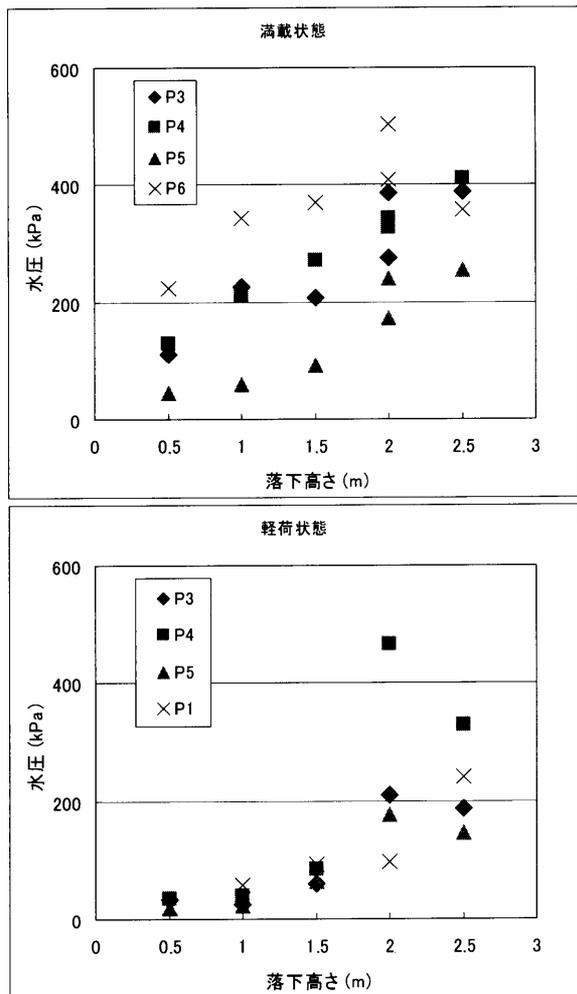


図-44 落下高さとし船底衝撃水圧最大値との関係

iii) 船体ひずみ (縦曲げひずみ)

満載状態及び軽荷状態の全10ケースにおいて計測された縦曲げひずみ最大値と落下高さとの関係を図-45に示す。但し、計測データが計測器のレンジを超えたために最大値まで追えていないものについては、白抜きでプロットした。Deck側の最大引張ひずみ $1.2 \times 10^3 \mu$ 、Keel側の最大圧縮ひずみ $1.0 \times 10^3 \mu$ が計測された。

iv) 落下試験後の艇の変形

落下試験の結果、写真-30に示すように艇内の横隔壁と船底および船側外板との二次接合部に剥離が見られた。なお、船首、船側、船底および船尾の各ブロックを接合した継手部分には異常は見られなかった。

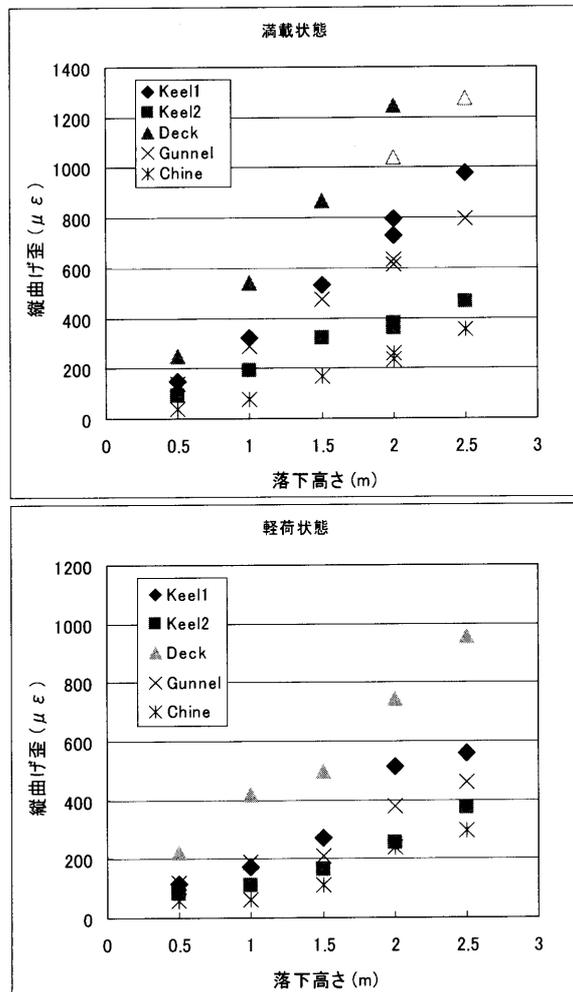


図-45 落下高さとし縦曲げ至最大値との関係 (Deck側 : 引張、Keel側 : 圧縮)



写真-30 船底パネルと隔壁間の剥離

2.6.5 強度試験のまとめ

・ ブロック接合船外板模型の静的戴荷試験を用いて5,000kN大型構造物試験装置により戴荷(三点曲げ)試験を行った結果、上部構造物を除く船体外板のみの曲げ剛性が $2.178 \times 10^4 \text{ kN}\cdot\text{m}^2$ であることが分かった。

ブロック接合船外板模型を用いた落下試験により、落下高さと上下加速度、船底衝撃水圧、および縦曲げひずみの関係が明らかになった。

本船の構造は、船首、船尾、船側、船底、および甲板の各ブロックを直径34mmのFRPコア材を介して、アラミドロープにより接合したものであるが、外板模型の静的戴荷試験結果から従来構造のFRP船の検査基準を十分に満たしていることを確認した。船殻に縦通している4本のコア材は、少なからず縦強度に寄与していると考えられる。

落下試験において、船底パネルと隔壁との二次接合部に剥離が生じたが、ブロック接合継手部には異常は認められなかった。



写真-33 隔壁の切断

2.7 FRPブロック接合船のコスト評価

ブロック接合船のコスト評価用データを取得するため、落下試験終了後の外板模型を用いて解体試験を実施し、ブロックの接合（縫合、緊張、止水作業等）および解体（接着剤除去、抜糸等）に要する標準的な工数を明らかにした。

2.7.1 解体試験方法

船側ブロックの損傷を想定し、ガネルおよびチェーンの一部、並びに船側ブロックと船首ブロックとの接合部において継手を解体した。まず、ラバー状の防水用プライマをカッターナイフにより粗く剥ぎ取った後、ドライバを用いて溝に沿って削った。その後、アラミドロープを切断し、プライアで引き抜いた。作業手順を写真-31～37に示す。

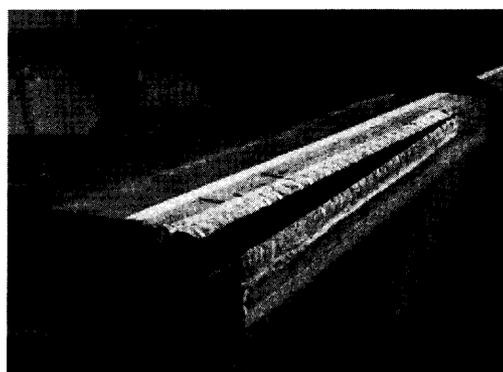


写真-34 パネル切り離し

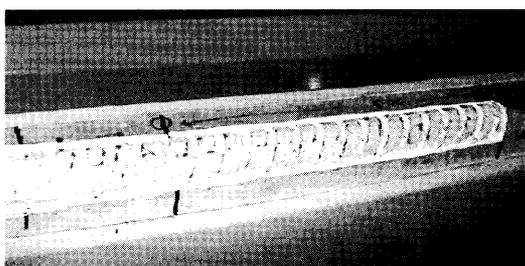


写真-31 プライマ除去(ガンネル)

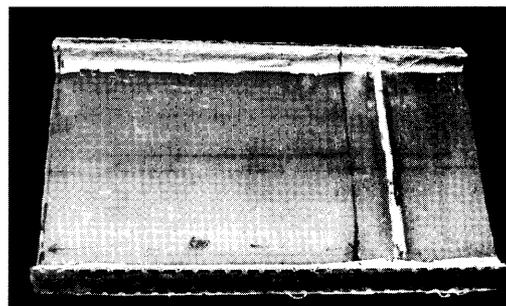


写真-35 切出した船側外板

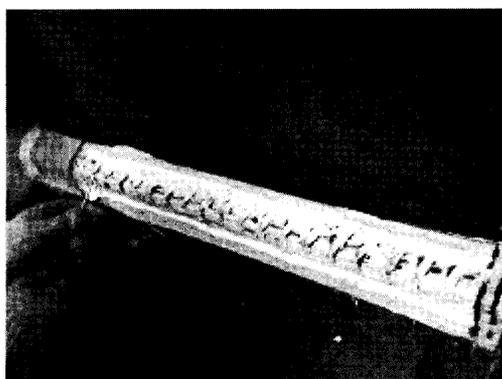


写真-32 プライマ除去(チェーン)

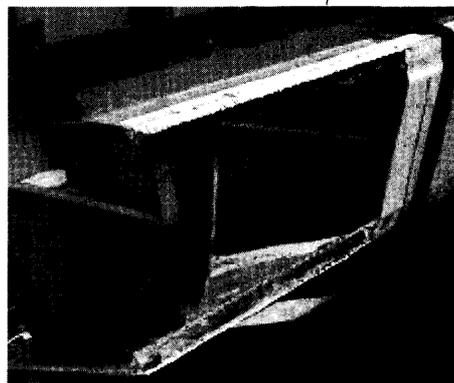


写真-36 切断後の船体



写真-37 プライマ除去
(船側・船首ブロック)

2.7.2 試験結果および考察

解体作業に要した時間をまとめて表-10に示す。

表-10より、長さ100mmの継手のプライマの除去作業に平均2.45分、アラミドロープの引き抜き作業に平均5.57分を要することがわかった。この結果から表-11に示すように、建造したブロック接合船の船側部(片舷)を解体するのに要する作業時間は約550分、すなわち約1.15人日と推定される。

建造したブロック接合船の継手全長は16,100mmであり、縫合・緊張に要した作業時間は25人日であった。したがって、長さ100mmの継手の縫合・緊張に要する平均時間は約74.5分となる。以上の結果から、本ブロック接合船の船側ブロックを除去し、新しい船側ブロックを接合するのに要する作業時間(横隔壁を除く)は約5,650分、すなわち、約11.8人日と推定される。

表-10 解体試験結果

部位	作業内容	長さ(mm)	作業時間(min)	備考
ガンネル部	プライマ除去	500	15.6	外側から
	ロープ引抜き		17.3	外側から
チェーン部	プライマ除去	500	9.3	内側から
	ロープ引抜き		36.4	内側から
船側・船首ブロック接合部	プライマ除去	300	5.8	内側から
	ロープ引抜き		24.5	内側から
横隔壁1枚	デッキ、船側から切断		(7.17)	
船側	板切断		(2.88)	

表-11 ブロック接合船の船側部解体に要する推定作業時間

部位	作業内容	長さ(mm)	作業時間(min)
ガンネル部	プライマ除去	3,200	99.5
	ロープ引抜き		110.4
チェーン部	プライマ除去	3,050	56.7
	ロープ引抜き		222.0
船側・船首ブロック接合部	プライマ除去	600	11.6
	ロープ引抜き		49.0
横隔壁5枚	デッキ、船側から切断		(35.9)
合計		6,850	549.3

2.8 FRPブロック接合船のFEM強度解析と要検査項目の抽出

ブロック接合船の強度評価を行うため、2.6.4項にて実施した落下試験に用いた外板模型をモデル化し、衝撃水圧に対する船体強度をFEM解析によって明らかにすると共に要検査項目の抽出を行った。

2.8.1 FEMモデル

図-46に示すモデルによりFEM解析を実施した。外板模型は左右対称であるため左舷側のみをモデル化し、対称性を考慮した境界条件を与えることにより計算を実施した。

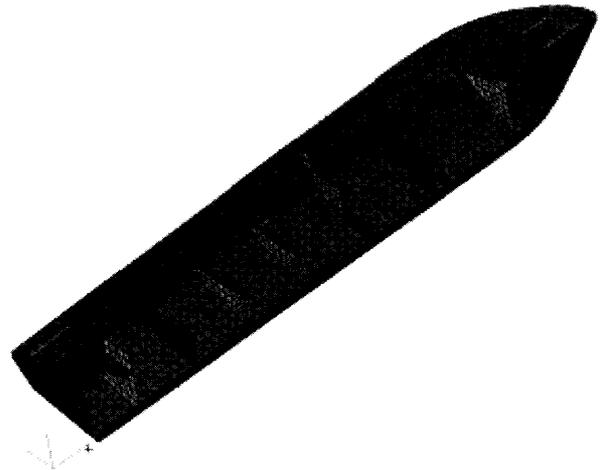


図-46 ブロック接合船 FEM 解析モデル

(1) ブロック接合部

ブロック接合部はコア材同士が完全に接合され一体化したものと考え、直径40mmの円形断面有する単純梁要素を実船と同じ位置にオフセットさせた状態で配置することにより簡易的にモデル化した。ブロック接合部におけるアラミドロープ及びシール材については簡略化のためモデル化していない。

(2) 外板部のモデル化

外板部分のモデル化には、主に四辺形平板要素を用いて定義し、板部材同士の接合部に一部三角形平板要素を用いた。キール、チェーン及び船首・船尾ブロック接合部付近では、船体中央または接合コア部材に向かって板厚が変化しているため、実測値を反映させた。

(3) 解析モデルの材料設定

2.6.4 項の落下試験に用いた外板模型の各部位の材料について、静的引張試験を実施し表-12に結果を示す。材料には著しい異方性が見られなかったため、本解析モデルで使用する材料定数は船長及び船幅方向の平均値を等方性材料として適用した。また横隔壁やキールといった材料試験を実施していない部位の材料定数については、ガラス含有率40% (重量比)の平均的なGFRP材料と仮定し、この材料の平均的な縦弾性係数である10,000MPa⁹⁾を適用することとした。

表-12 外板模型使用材料の静的引張試験結果

部位	方向	板厚平均 (mm)	最大引張応力平均値 (MPa)	弾性係数平均値 (MPa)
船側	船長	6.71	85.9	12,100
	船幅	6.57	74.7	11,200
船底	船長	11.0	92.3	12,900
	船幅	11.4	103	11,900
デッキ	船長	4.92	66.4	12,100

2.8.2 FEMモデルの精度確認

FEMモデルの精度を確認するために、本解析モデルに2.6.2項で記述した静的3点曲げ試験と同様の荷重条件を与え、線形解析を実施し、この計算結果と実験計測結果とを比較することにより本解析モデルの精度確認を行った。図-47に船長方向の歪みと計算結果との比較を、図-48に船幅方向の歪みと計算結果との比較をそれぞれを示す。

図-47の船長方向の曲げ歪みの比較では、キール及び船側外板中央部で良好な計算結果が得られたものの、デッキにおける計測値と計算値との比較では、計算値が1/2程度の値となっている。デッキ部分は船体中央方向が自由端となっており模型全体での捩れの影響を受け易いのに対し、FEMモデルでは接合部材を一体化し接合部材軸方向のせん断挙動の影響を無視していることを考えれば、ほぼ妥当な結果であると言える。図-48の幅方向の歪みの比較では、曲げ試験の計測値自体が小さいため単純に比較するのは難しいものの、変形の傾向としては正しく追えている。以上により、FEM解析モデルの妥当性を確認した。

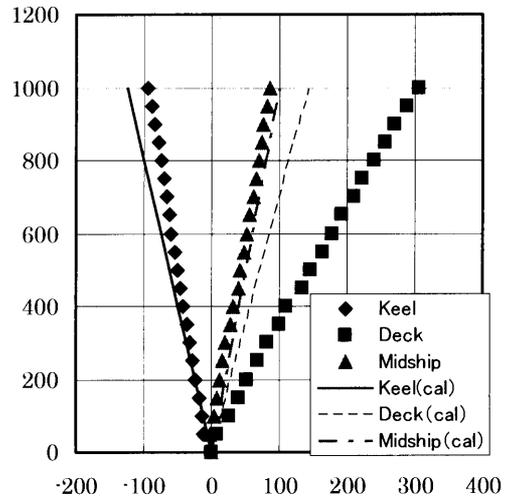


図-47 静的曲げ試験計測値とFEM計算結果の比較 (船長方向)

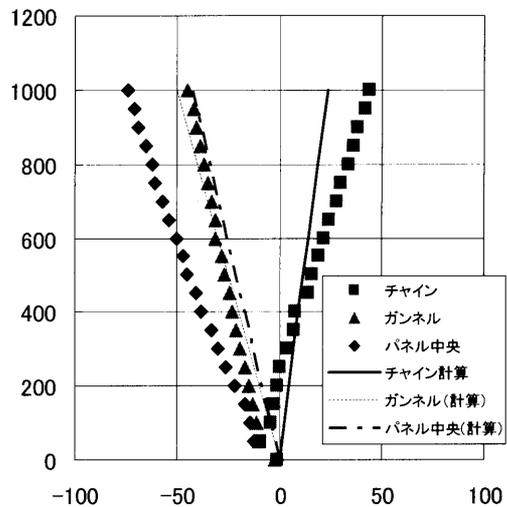


図-48 静的曲げ試験実験計測値とFEM計算結果の比較 (船幅方向)

2.8.3 FEM強度解析

2.6.4項にて実施した落下試験と同様の条件をFEMモデルに適用し、落下試験の計測では得られなかった部位における問題点を明らかにする。

(1) 落下試験の衝撃荷重計算

落下試験の衝撃荷重はWagner⁵⁾の理論を用いて、二次元楔型模型モデルが水面に自由落下する場合の応答計算法により計算を行った。模型船の船底外板の断面傾斜角は、船尾からSec⑤までがほぼ同じであるが、Sec⑤から船首にかけては大きく変化しているため、Sec⑤～船首喫水位置までを6等分し、各区間内の断面傾斜角を一定とみなし、その区間の断面傾斜角の平均値を適用することにした。分割した

断面に作用する衝撃水圧は、二次元楔形模型が水面に突入した場合に時々刻々変化する突入量、喫水幅、加速度、最大水圧等をシミュレーション計算し、この中から最大加速度が得られた瞬間の各種値から衝撃荷重および荷重作用面積を求め平均衝撃水圧に換算したものを使用した。図-49、50に衝撃荷重計算で得られた最大加速度と2.6.4項の落下試験における最大加速度の計測値を示す。満載時及び軽荷時ともに計算値の方が同等もしくはやや大きめの値を示しており、実際の落下試験条件と同等かやや厳しい荷重設定を適用したといえる。

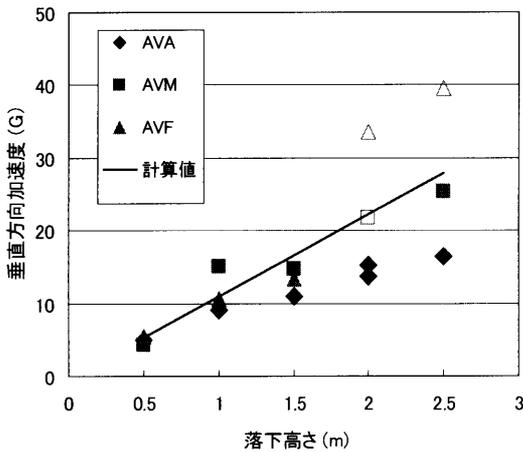


図-49 落下試験における最大加速度と計算値との比較 (軽荷時)

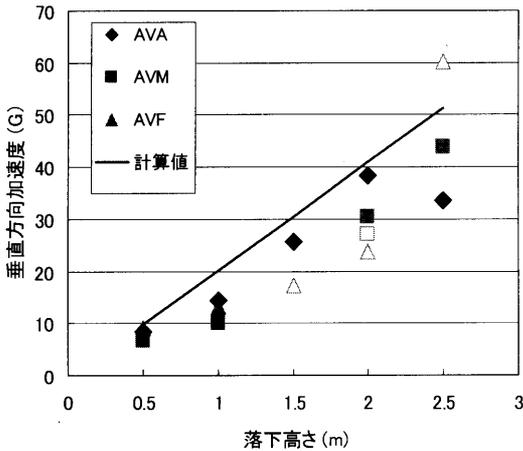


図-50 落下試験における最大加速度と計算値との比較 (満載時)

(2) 荷重設定

FEMモデルに適用する圧力分布は(1)で求めた各断面の平均衝撃水圧をその瞬間の喫水幅に合わせて適用した。落下試験で使用したウェイト(土嚢)も実験時の条件と同様の位置に非構造化質量として配置し、重力加速度を作用させることにより、船体の

自重と共に作用荷重とした。

(3) 解析結果

図-51、52に満載時における縦曲げ歪み計測値とFEM解析で得られた計算結果を示す。但し2.8.2項で良好な計算精度が得られなかったデッキ部分の結果は除外している。

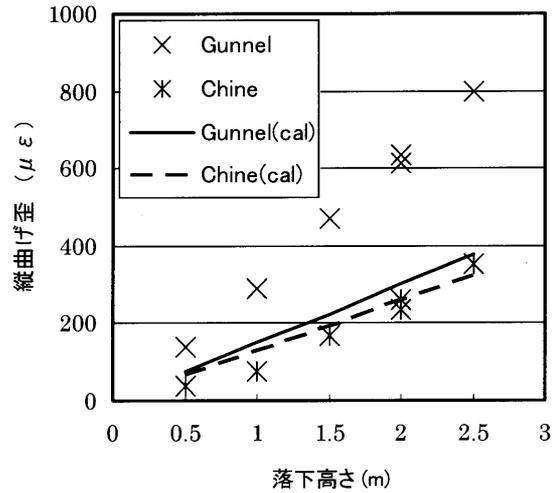


図-51 満載状態時における縦曲げ歪計測値とFEM計算結果の比較 (ガンネル、チェーン)

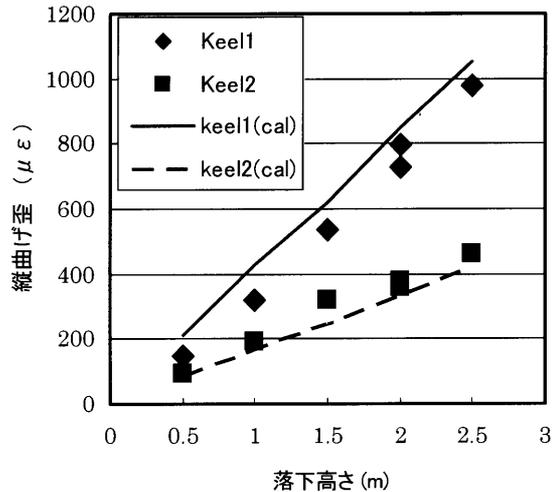


図-52 満載状態時における縦曲げ歪計測値とFEM計算結果の比較 (キール)

Keel1, Keel2及びChineに関しては何れも良好な計算結果が得られた。一方Gunnelについては、FEM計算の結果が計測値の1/2程度となった。船殻模型の開口部に近くに位置するガンネル接合部においては、落下試験のように大きな変形が生じる際のモデリングとして、接合コア部軸方向のせん断挙動を考慮する必要があると考えられる。図-53、54に落下高さ2.5m、満載時における解析結果を示す。

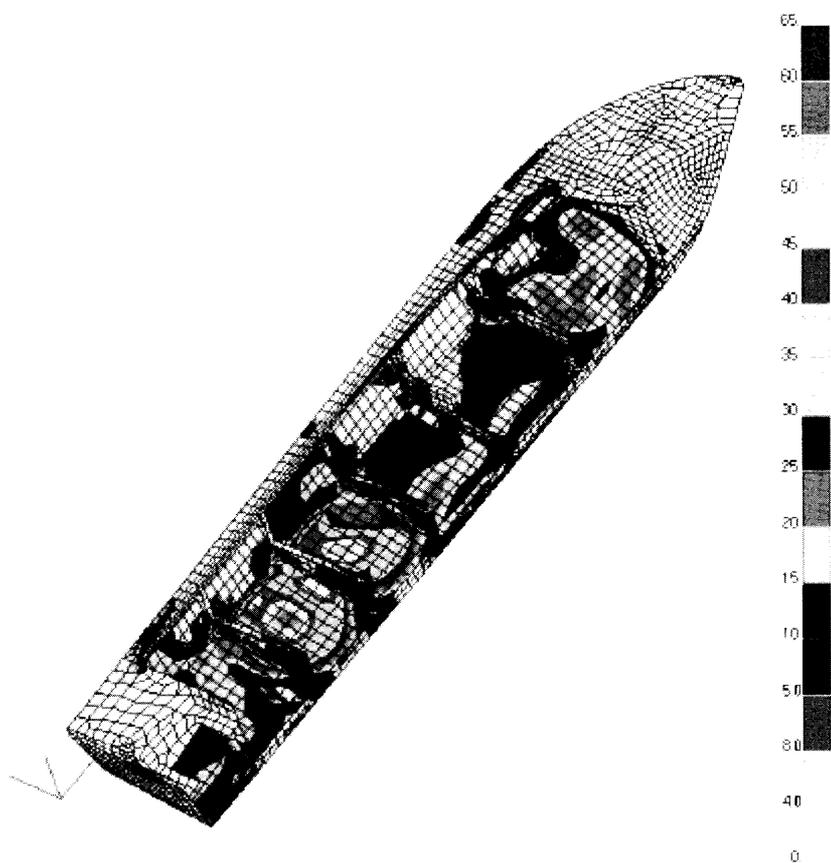


図-53 FEM 計算結果 落下高さ 2.5m、満載時、上面、VonMises 等価応力 (MPa)

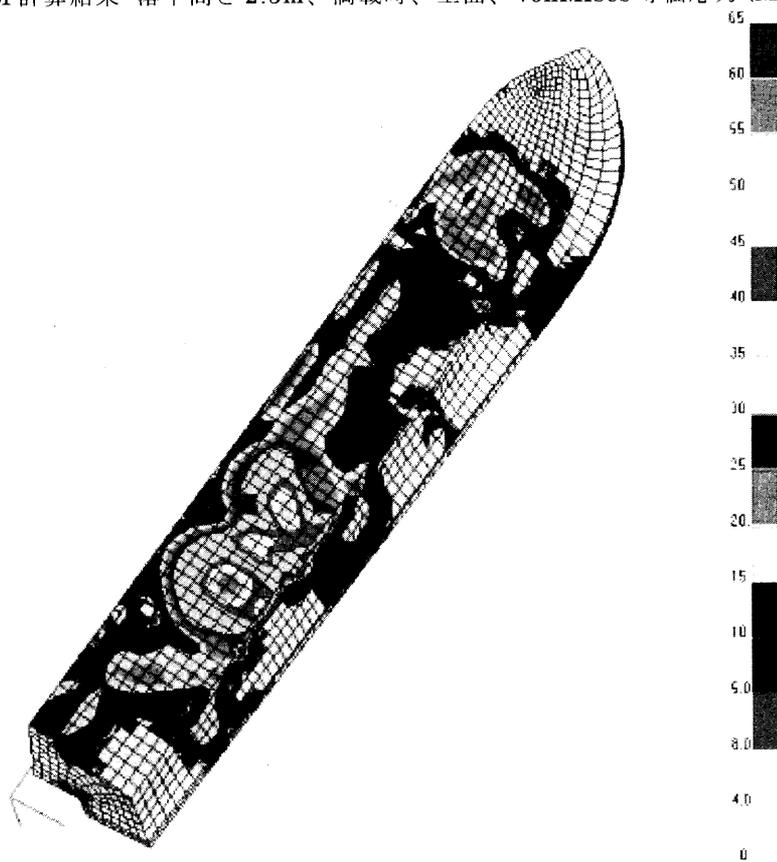


図-54 FEM 計算結果 落下高さ 2.5m、満載時、下面、VonMises 等価応力 (MPa)

何れも **Mises** の等価応力として出力している。Sec ②～④までの船底外板の応力値が高いことが分かる。これはウェイト（土嚢）を直接船底に積載しているため、水面突入時におけるウェイトの慣性力により外板パネルが変形しているためである。また、2.6.4 項の落下試験結果で横隔壁と船底外板の剥離が報告されているように、本解析結果においても図-55 に示すように横隔壁に設けられているチェーン部コア材用スロット付近に周辺より高い応力が見られる。

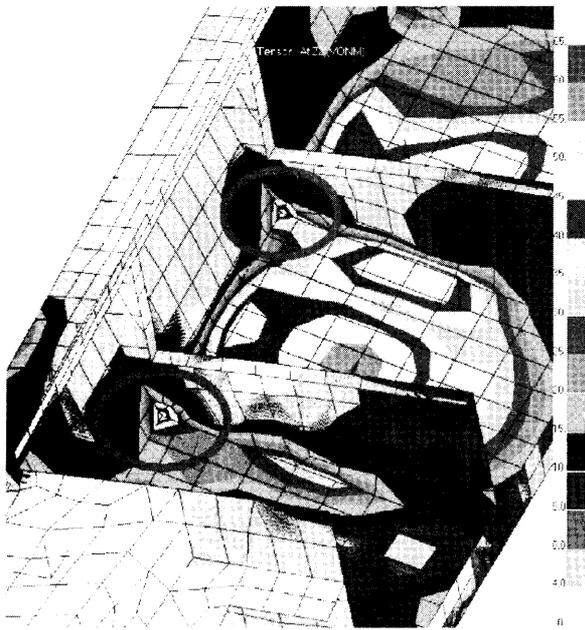


図-55 FEM 計算結果 横隔壁スロット部
落下高さ 2.5m、満載時、
VonMises 等価応力 (MPa)

(4) FEM 強度解析のまとめ

FRPブロック接合船のブロック接合部を簡易的にモデル化したFEMモデルを作成し、FEM強度解析を実施した結果について、以下にまとめる。

- ・ブロック接合部のモデリングは、接合されたせん断コア部分を単純梁要素で置き換えることにより簡易的にモデリング可能である。
- ・本解析モデルのガネル部のように、周辺部の変形の影響を受けやすい部位に位置する接合部のモデリングを行う場合には、コア材同士のせん断変形を考慮したモデリングが必要である。
- ・本落下試験のようにウェイトが直接船底パネルに作用するような場合には、横隔壁スロット部付近からの損傷が予想されるため、接合部のモデリングにソリッド要素を用いるなどして、応力集中の評価を行う必要がある。

2.8.4 要検査項目の抽出

本解析モデルの評価基準として、表-12 に示す各部位における最大引張応力を基準応力として用いる。また、横隔壁等の材料試験を未実施の部位については、本プロジェクト H13 年度報告書¹⁰⁾ 標準化船の構造解析結果の評価基準としている **98MPa** を基準応力として適用する。

解析結果では最大値がウェイトの慣性力による船底パネルの曲げによって生じる **60MPa** 程度の応力値であり、また評価基準以内であることからこの部位での損傷は考えにくい。また、その他の部位においても、評価基準を大幅に下回っている。

落下試験で剥離した横隔壁スロット部から横隔壁と船底外板の接合箇所付近については、FEM 解析結果においても周辺部と比べ応力集中が確認されている。スロットとチェーンコア材の隙間は非常に狭くシート等の積層による補強が困難であるため、スロット端部から剥離する可能性が大きく、検査項目として挙げられる。この部位については、設計段階から作業性を考慮しておく必要がある。但し、今回の落下試験における重量分布のように、横隔壁で仕切られた片側船底パネルに **100kg** もの荷重が直接作用することは極めて稀であることを付記する。

3. あとがき

本研究の成果は、海上技術安全研究所研究発表会および一般公開において複数回発表された。その際に実施したアンケート調査の結果を表-13 に示す。

表-13 ブロック接合技術に関するアンケート結果

	ある	ない	どちらとも言えない
ブロック接合技術に興味はあるか？	13	4	
一体成形と比べて優位性があるか？	12	1	4
問題点は？	解体技術、工数、接合強度、形状自由度の制限、再利用、生産性、経年変化の実証、各部型の作成、汎用性		
船舶以外の利用法は？	水槽、ガスタンク、倉庫、プレハブ建築、大型スクラパー、簡易地下室、公園等の遊具、排水のタンク、風力発電用の翼		

アンケート結果からは、ブロック接合技術に多くの関心が寄せられ、船舶以外の構造物への利用も期待されていることが伺われる。

また、ブロック接合船は、別途開発された発泡構造船とともに第43回国際ポートショーに出展され（写真-38参照）、来場者から賛否両論の多くのご意見をいただいた。



写真-38 国際ボートショーへの出展

本研究において開発された「FRPブロック接合技術*」は、FRPブロック接合船建造による各種実証試験により、強度については安全性が確認されたが、種々の分野における実用化に向けては、多くの課題を抱えている。船舶以外の構造物への適用に際しては、その都度、安全性を検討する必要がある。

謝辞

本研究は、国土交通省海事局船用工業課からの受託研究「FRP 廃船の発生抑制に係わるリサイクル・リユース技術に関する研究」において実施されたものである。研究実施においては、FRP 廃船高度リサイクルシステム構築推進委員会ならびにリユースWG(ともに座長は金原勲教授)の委員の先生方から多大なご助言をいただいた。ここに厚く謝意を表します。

参考文献

- 1) 日本小型船舶検査機構監修：第2編、検査の実施方法に関する「細則2-1-4(1)(iii)圧力試験又は水密試験」
- 2) 竹本博安他：船舶の波浪衝撃水圧簡易計算法について、西部造船会会報、第101号(2001年3月)
- 3) 竹本博安他：高速域における三次元水面衝撃水圧簡易計算法の検証、西部造船会会報、第105号(2002年3月)
- 4) 竹本博安：水面衝撃水圧に関する一考察、日本造船学会論文集、第156号(1984年12月)
- 5) Wagner, H., "Über Stosse und Gleitvorgänge an der Oberfläche von Flüssigkeiten", Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechnik, Vol.12, No.4 (1932)
- 6) 日本小型船舶検査機構：検査事務規程細則、第1編 小型船舶安全規則に関する細則、附属書[5] FRP船強度試験の方法
- 7) 宮本武、平方勝、加納敏幸、福島正郎：小型高速艇の落下試験方法の検討、FRP 漁船、平成11年7月号
- 8) 日本小型船舶検査機構：検査事務規程細則、第1編 小型船舶安全規則に関する細則、附属書[5-2] 落下試験
- 9) 丹羽誠一：FRP船の建造技術、p98,99、舵社(1981)
- 10) FRP 廃船高度リサイクルシステム構築プロジェクト 平成13年度報告書、国土交通省海事局船用工業課(2003)

*：特許出願中「FRP 構造体ブロック継手方式及び縫合装置」(平成16年12月現在)