

独立行政法人港湾空港技術研究所

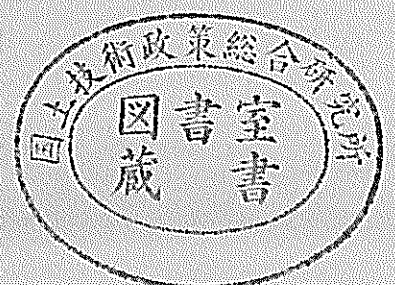
港湾空港技術研究所 報告

REPORT OF
THE PORT AND AIRPORT RESEARCH
INSTITUTE

VOL.44 NO.3 September 2005

NAGASE, YOKOSUKA, JAPAN

INDEPENDENT ADMINISTRATIVE INSTITUTION,
PORT AND AIRPORT RESEARCH INSTITUTE



港湾空港技術研究所報告(REPORT OF PARI)

第44巻 第3号 (Vol.44, No.3), 2005年9月 (September 2005)

目 次 (CONTENTS)

1. 短繊維補強コンクリートの港湾構造物への適用性評価に関する研究
.....伊藤 始・横田 弘・岩波光保..... 3
(Evaluation on the Applicability of PVA Short Fiber Reinforced Concrete to Harbor Structures
.....Hajime ITO, Hiroshi YOKOTA, Mitsuyasu IWANAMI)

2. 港湾コンクリート構造物における塩害環境の定量的評価手法に関する検討
.....山路 徹・中野 松二・濱田 秀則.....39
(Study on the estimation method of surface chloride ion content in port concrete structures
.....Toru YAMAJI, Shoji NAKANO, Hidenori HAMADA)

3. 細粒分含有率を考慮した砂質地盤の締固めの設計法の提案
.....山崎 浩之・永野 賢次.....77
(Design method for Compaction of Sandy Deposits Considering Fines Content
.....Hiroyuki YAMAZAKI, Kenji NAGANO)

港湾空港技術研究所報告(REPORT OF PARI)

第44巻 第3号 (Vol.44, No.3), 2005年9月 (September 2005)

目 次 (CONTENTS)

1. 短繊維補強コンクリートの港湾構造物への適用性評価に関する研究
.....伊藤 始・横田 弘・岩波光保..... 3
(Evaluation on the Applicability of PVA Short Fiber Reinforced Concrete to Harbor Structures
.....Hajime ITO, Hiroshi YOKOTA, Mitsuyasu IWANAMI)

2. 港湾コンクリート構造物における塩害環境の定量的評価手法に関する検討
.....山路 徹・中野 松二・濱田 秀則.....39
(Study on the estimation method of surface chloride ion content in port concrete structures
.....Toru YAMAJI, Shoji NAKANO, Hidenori HAMADA)

3. 細粒分含有率を考慮した砂質地盤の締固めの設計法の提案
.....山崎 浩之・永野 賢次.....77
(Design method for Compaction of Sandy Deposits Considering Fines Content
.....Hiroyuki YAMAZAKI, Kenji NAGANO)

短繊維補強コンクリートの港湾構造物への 適用性評価に関する研究

伊藤 始*・横田 弘**・岩波 光保

要 旨

コンクリートは、引張荷重下あるいはせん断荷重下において脆性的に破壊するため、一般的に鉄筋を中心とした鋼材による補強が施される。しかしながら、鉄筋は、コンクリート内部に集中して配置されるため、ひび割れ分散性が十分でない場合や発生応力が局所化する場合がある。また、昨今の構造物の大型化や高性能化により、配筋が過密となり、施工面からも鋼材での補強には限界がある。これに対し、鋼材による補強に加えて、または代えて、コンクリート中に短繊維を分散させて混入することによりコンクリート部材の力学性能を改善する技術を取り上げた。

著者らは、これまでに基礎的な部材実験と施工性に関する研究を行ってきた。これらの研究に加えて、実寸大模型実験による構造性能の検討とコスト試算による経済性の検討を実施することで短繊維補強コンクリートの港湾構造物への適用性を評価した。構造性能の検討では、実寸大のフーチングやはりなどにおいても短繊維混入による構造性能の改善効果が確認できた。また、経済性の検討では、ケーソン式護岸のフーチングと消波ブロックにおいて、コスト縮減効果が確認できた。

キーワード：短繊維補強コンクリート、PVA 短繊維、力学性能、実寸大模型実験、コスト試算

* 前地盤・構造部構造強度研究室客員研究員（現：前田建設工業株式会社）

** 地盤・構造部構造強度研究室長

*** 地盤・構造部主任研究官（構造性能評価担当）

〒239-0826 横須賀市長瀬3-1-1 独立行政法人港湾空港技術研究所
電話：046-844-5059 Fax：046-844-0255 e-mail: hiroy@pari.go.jp

Evaluation on the Applicability of PVA Short Fiber Reinforced Concrete to Harbor Structures

Hajime ITO*
Hiroshi YOKOTA**
Mitsuyasu IWANAMI***

Synopsis

Since concrete fails brittlely in shear and/or tension, reinforcing bars are embedded in the concrete to prevent concrete structures from collapsing in these failure modes. However, the reinforcement by the steel bars may cause crack localization and stress concentration because they exist in the concrete discretely. Therefore, application of short fiber reinforcement has been investigated to reinforce the concrete.

We have been executing a series of experimental and analytical tests to understand the basic mechanical properties of PVA (Polyvinyl Alcohol) short fiber reinforced concrete together with the examination of constructability. In addition, the applicability of PVA short fiber reinforced concrete to harbor structures was evaluated by full-scale model experiments and the life-cycle cost calculations. By the full-scale model experiments, improvement of structural performance by PVA short fiber mixing was confirmed in footings of caisson and deck beams of open-type wharf. Furthermore, the life-cycle costs of harbor structures can be reduced by the application of PVA fiber reinforced concrete to footing of caisson and wave-dissipating blocks.

Key Words: fiber reinforced concrete, PVA short fiber, structural performance, full-scale model experiment, life-cycle cost estimation

* Ex-Visiting Researcher, Structural Mechanics Division, Geotechnical and Structural Engineering Department
** Head of Structural Mechanics Division, Geotechnical and Structural Engineering Department
*** Senior Researcher of Geotechnical and Structural Engineering Department
Port and Airport Research Institute, 3-1-1 Nagase, Yokosuka, 239-0826 Japan
Phone: +81-46-844-5059 Fax: +81-46-844-0255 E-mail: hiroy@phri.go.jp

目 次

要 旨	3
1. まえがき	7
2. 本論文の位置付け	7
2.1 はじめに	7
2.2 構造性能に関する検討	7
2.3 施工性に関する検討	9
3. RCスラブの押抜きせん断抵抗改善の検討	9
3.1 はじめに	9
3.2 RCスラブの押抜きせん断実験	10
3.3 実験結果	12
3.4 有限要素解析による短繊維補強効果の検証	16
3.5 まとめ	19
4. 実寸大模型実験による構造性能の検討	20
4.1 はじめに	20
4.2 ケーソンのフーチング	20
4.3 栈橋上部工のはり	23
4.4 消波ブロック	24
4.5 まとめ	26
5. コスト試算による経済性の検討	27
5.1 はじめに	27
5.2 ケーソン	27
5.3 栈橋上部工	29
5.4 L型ブロック	31
5.5 消波ブロック	31
6. 港湾構造物への適用性の評価	34
6.1 はじめに	34
6.2 構造性能の評価	34
6.3 施工性の評価	34
6.4 経済性の評価	34
6.5 まとめ	34
7. まとめ	34
8. あとがき	35
謝辞	35
参考文献	35
付録	37

1. まえがき

コンクリート部材は、引張荷重下あるいはせん断荷重下において脆性的に破壊するため、一般的に鉄筋を中心とした鋼材による補強が施される。しかしながら、鉄筋を用いた場合、コンクリート内部に集中して配置されるため、ひび割れ分散性が十分でない場合や発生応力が局所化する可能性がある。また、構造物の大型化や高性能化により、配筋が過密となり、施工の面からも鋼材での補強には限界がある。これに対し、鋼材による補強に加えて、または代えて、コンクリート中に短繊維を分散させて混入することにより、コンクリートの力学性能を改善した短繊維補強コンクリート（Fiber Reinforced Concrete, 以下、FRCとも記す）に関する技術開発が進められている。

コンクリート部材を短繊維により補強する研究は、80年代前半から行われており、破壊力学特性の把握、せん断耐力やじん性能の向上、耐疲労性の改善、耐衝撃性の改善が主な研究内容である¹⁾。最近では、軽量コンクリートとの組合せ²⁾や高強度モルタル³⁾との組合せに関する研究が行われている。これらの研究のほとんどが鋼繊維に関するものであり、耐食性に優れたPVA（ポリビニルアルコール, Polyvinyl Alcohol）短繊維（写真-1）は、比較的新しい材料であるため、研究が90年代半ばより始まっているものの、構造性能評価に関する技術は、確立されていない状況にある。

PVA短繊維を混入したコンクリートに対しては、これまでに基礎的な実験を通して、RC部材の力学性能の改善効果を確認した⁵⁾。また、施工性に関する検討を通して、FRCの品質を確保するための施工方法を把握した⁶⁾。

RC部材の力学性能のうちせん断抵抗では、短繊維混入により大きな改善効果が得られた。そのため、港湾に建設されるコンクリート構造物のうち、高いせん断抵抗が要求される構造形式に着目して、栈橋上部工やケーソンなどに見られるスラブ部材、栈橋上部工のはり部、およびケーソン式防波堤のフーチング部をモデル化した試験体を製作し、載荷実験を行うことで、それらの構造形式においても短繊維混入による力学性能の改善効果が得られるかを検証した。

これらの実寸大模型による確認実験に加えて、確認実験に用いたRC構造物をモデルケースとしてコスト試算を実施することで、構造性能、施工性、経済性を含めた比較を行い、短繊維補強コンクリートの港湾構造物への適用性評価を行った。

2. 本論文の位置付け

2.1 はじめに

この研究は、図-1に示すように、大きく短繊維補強コンクリートの構造性能に関する検討、施工性に関する検討、経済性に関する検討の3つに分けて行った。構造性能に関する検討では、コンクリートの基礎物性の検討、鉄筋コンクリート（RC）部材の力学性能の検討、実寸大模型による確認実験を実施した。

施工性に関する検討では、基礎物性の検討における配合選定のために、FRCのフレッシュ性状の検討と施工性の検討を実施した。経済性に関する検討では、コスト試算を実施した。

このうち、コンクリートの基礎物性の検討およびスラブを除くRC部材の力学性能の検討は、港空研資料No.1071「短繊維混入によるコンクリート構造物の力学性能改善効果の定量評価」⁵⁾で報告しており、施工性に関する検討は、港空研資料No.1087「短繊維補強コンクリートの施工性に関する検討」⁶⁾で報告している。そのため、本報告では、既報告部分の概要を示した上で、スラブの力学性能の検討と実寸大模型による確認実験、経済性についての検討を示し、最後に構造性能、施工性、経済性の観点から港湾構造物への適用性の評価を行った。

2.2 構造性能に関する検討

(1) コンクリートの基礎物性の検討

基礎物性の検討⁵⁾は、圧縮強度、割裂強度、曲げ強度、耐疲労性、耐衝撃性について行った。短繊維補強コンクリートの圧縮強度および割裂強度は、プレーンコンクリートと同等であった。写真-2に示すRILEM法に準拠した曲げ試験で求めた曲げ強度は同等であったが、ひび割れ発生後の軟化挙動が改善された。

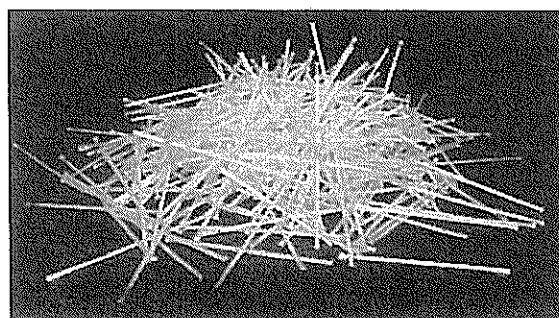


写真-1 PVA短繊維

耐疲労性は、曲げ疲労試験を実施することで検討した。短繊維を混入することで疲労寿命が改善され、軽量コンクリートを用いた場合に改善効果が大きくなった。耐衝撃性は、衝撃試験を実施することで検討した。衝撃载荷時の消費エネルギーは、静的载荷時の消費エネルギーとほぼ一致したため、短繊維補強コンクリートでは、衝撃力を受ける場合でも静的载荷時と同様にピーク後の荷重保持性能が期待できることを確認した。

(2) RC部材の力学性能の検討

はりのせん断抵抗は、鉄筋コンクリート (RC) はりの曲げせん断実験を行うことで検討した。結果として、短繊維混入によりせん断耐力が増加し、実験結果より、図-2に示す引張軟化曲線の折曲がり点(σ_{BP})とせん断耐力比の関係が得られ、この関係から短繊維補強コンクリートにのせん断耐力の算定式を提案した⁷⁾。

ひび割れ幅は、写真-3に示すコンクリート角柱に埋め込んだ鉄筋の両引き試験 (一軸引張実験) を行うことで検討した。結果として、短繊維混入によりコンクリートが負担する応力、ひび割れ幅、ひび割れ間隔が改善された。実験結果より、図-3に示す引張軟化曲線の折曲がり点応力とひび割れ間隔比の関係が得られ、この関係からひび割れ幅の低減係数を提案した⁸⁾。

部材接合部の耐震性の検討は、護岸や係船岸として用いられるL型ブロック部材に作用する地震時土圧をモデルとして行った。結果として、普通コンクリートに比べてせん断強度が劣る軽量コンクリートの補強に、じん性、耐荷性、ひび割れ分散性などの面で短繊維混入が有効であることを確認した⁹⁾。

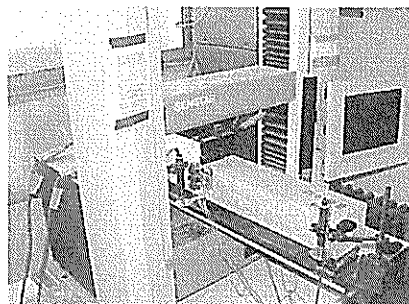


写真-2 曲げ試験

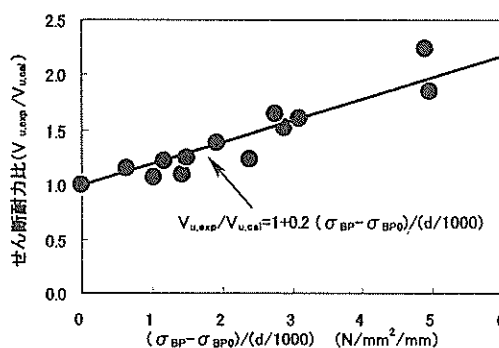


図-2 σ_{BP} とせん断耐力比

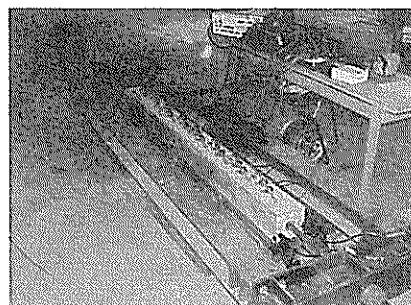


写真-3 一軸引張実験状況

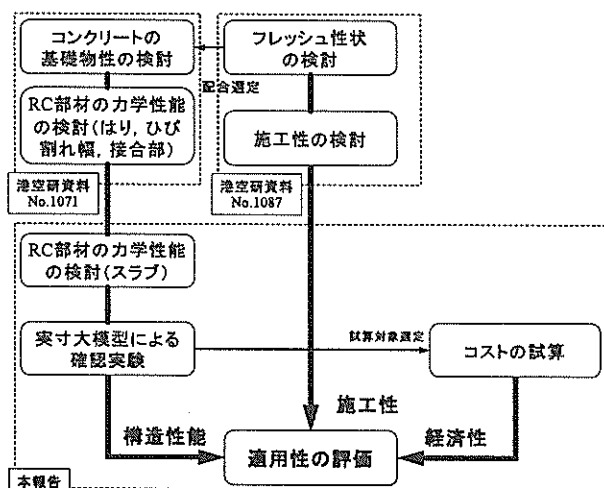


図-1 研究の構成

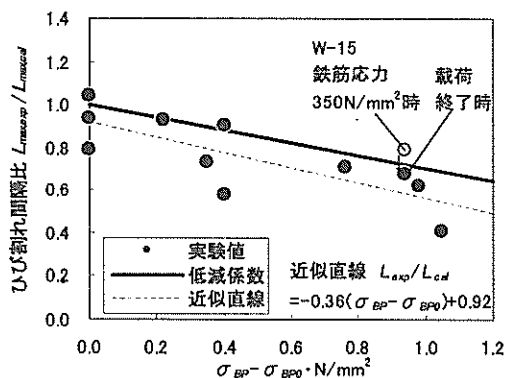


図-3 ひび割れ幅低減係数

2.3 施工性に関する検討

図-4に施工性の検討⁶⁾に関するフローを示す。施工性の検討は、同図に示す配合、練混ぜ、運搬の3項目を対象に行った。打込み、締固め、仕上げ、養生については、配合が適切に選定されれば、通常のコンクリートと同様に扱うことが可能であると考えた。

配合について、普通コンクリートと軽量コンクリートを対象として混入率増加によるスランプ（スランプフロー）および空気量の変化を検討した。また、短繊維種類やベーススランプを変化させた場合についても検討した。混入率とスランプの関係を図-5に示す。短繊維を混入し、混入率を増すことにより、短繊維の周りにコンクリート中のモルタル分が付着し、流動性を確保するためのモルタルが不足することが主な原因となり流動性が低下した。また、短繊維を長く太いものから短く細いものに変えたときには表面積が大きくなり、同様に流動性が低下した。

練混ぜについて、アジテータ車で短繊維を練混ぜる方法は、コンクリート工場で練り混ぜる方法に比べ簡易的であり適用しやすく、時間経過によるフレッシュ性状の変化の影響を受けなくなった。しかしながら、短繊維の分散性が劣ることが懸念されたため、洗い試験により部分ごとの混入率の変動が小さいことを確認した。

ポンプ圧送による運搬について、圧送試験により図-6の関係が得られた。この関係より、水平管1mあたりの管内圧力損失は、短繊維混入によるスランプの低下を考慮すれば、土木学会「コンクリートポンプ指針」¹⁰⁾の標準値を用いることができることを確認した。

以上が既報の2編の港空研資料の概要である。

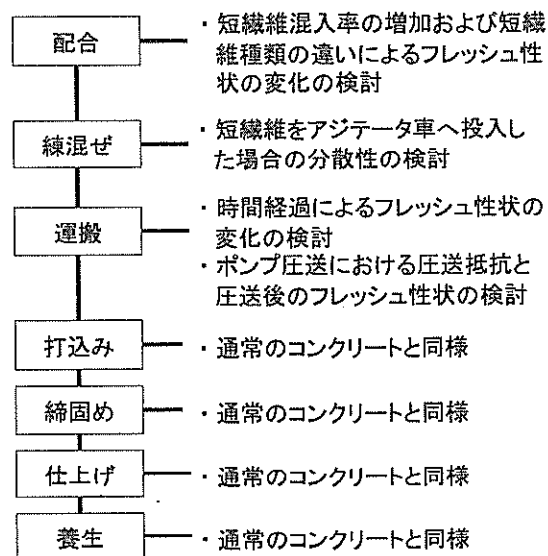


図-4 施工性の検討に関するフロー

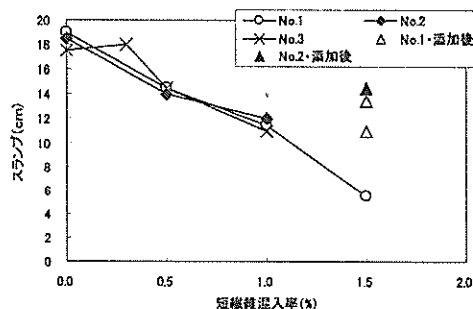


図-5 混入率とスランプの関係

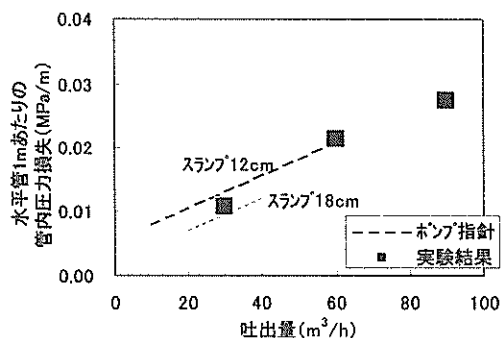


図-6 吐出量と管内圧力損失の関係

3. RCスラブの押抜きせん断抵抗改善の検討

3.1 はじめに

近年、設計や施工の合理化を図ることを目的として、コンクリートに用いられる骨材を軽量なものに代えて、コンクリートの重量を軽減する試みがいくつかの構造物で行われている。橋梁においては、上部工を軽量化することで、地震時の慣性力の減少によるコスト縮減を可能にした大規模実施工が実現している¹¹⁾。

港湾構造物においても、栈橋上部工を軽量化することによって、地震時における橋梁と同様の効果が得られ、鋼管杭の本数を減らすことや鋼管杭の杭径や肉厚などを小さくすることが可能となり、コスト縮減につながる可能性がある¹²⁾¹³⁾。

軽量コンクリートは、独立空隙型の高性能人工軽量骨材の採用により、従来のものに比べ力学性能および耐久性が向上することが確認されているが、依然として普通コンクリートと比較した場合、引張強度やせん断強度が小さい¹⁴⁾。クレーン等の大きい上載荷重が作用する栈橋上部工のスラブでは高い押抜きせん断耐力が必要であり、はりでは高いせん断耐力が必要である。はりに軽量コンクリートを用いた場合には、せん断耐力が低下する

表-1 実験ケースと実験パラメータ

シリーズ	試験体名	実験条件		引張側鉄筋			コンクリート種類	短繊維混入率 (体積比)	結果					
		戦荷方法 *1	有効高さ d *2 mm	径	降伏強度 f_y N/mm ²	ピッチ s mm			鉄筋比 p *2 (=As/bd)	圧縮強度 f_c N/mm ²	ヤング率 E_c kN/mm ²	押抜きせん断耐力 P_{Vpc}		
									強度	率	実験	計算	実験	
											kN	kN	kN	
A1	A1-N-0	A	120	D19	507	150	0.016	普通	0.0	30.9	25.6	335	281	1.19
	A1-N-1	"	"	"	"	"	"	"	1.0	30.8	26.2	364	280	1.30
	A1-L-0	"	"	"	503	"	"	軽量	0.0	50.0	21.4	336	357	0.94
	A1-L-1	"	"	"	"	"	"	"	1.0	41.1	19.9	383	324	1.18
A2	A2-N-0	"	"	D13	339	"	0.007	普通	0.0	33.8	28.6	272	224	1.21
	A2-N-1	"	"	"	"	"	"	"	1.0	34.2	28.5	297	225	1.32
	A2-L-0	"	"	"	"	"	"	軽量	0.0	50.0	21.4	312	272	1.15
	A2-L-1	"	"	"	"	"	"	"	1.0	41.1	19.9	315	247	1.28
B1	B1-L-0	B	120	D19	507	150	0.016	軽量	0.0	37.6	19.9	713	954	0.75
	B1-L-1	"	"	"	"	"	"	"	1.0	37.1	19.4	960	948	1.01
B3	B3-L-0	"	180	"	"	100	"	"	0.0	37.6	19.9	1131	1571	0.72
	B3-L-1	"	"	"	"	"	"	"	1.0	37.1	19.4	1545	1561	0.99

*1 戦荷方法A:4辺支持-正方形戦荷板(100×100mm)、B:2辺支持-長方形戦荷板(100×1200mm)

*2 2方向の鉄筋に対する平均値

*3 コンクリート標準示方書の押抜きせん断耐力算定式

ことが既往の研究で確かめられていることより¹⁵⁾、スラブでも押抜きせん断耐力の低下が懸念される。栈橋上部工のスラブには一般にせん断補強鉄筋を配置しないため、押抜きせん断耐力の増加には部材厚を厚くする方法があるが、重量の増加があることやコンクリート量が多くなりコストアップになるため、適用できない場合が考えられる。

そこで本研究では、はりのせん断特性の改善に有効性が確認されているPVA短繊維⁷⁾を軽量コンクリート製RCスラブに適用することを試みた。研究では、軽量コンクリートを用いた場合の押抜きせん断耐力の低下とPVA短繊維による耐力の改善効果を確認することを目的に、コンクリート種類と短繊維混入の有無をパラメータとしたRCスラブ試験体の押抜きせん断実験を行った。あわせて、3次元有限要素解析を行うことで、実験結果の再現の可能性と短繊維補強コンクリートを解析するときの問題点を検討した。

3.2 RCスラブの押抜きせん断実験

短繊維混入による軽量コンクリート製RCスラブの押抜きせん断特性の改善効果を検討するために、表-1に示す戦荷方法、有効高さ、鉄筋比、コンクリート種類、短繊維混入の有無をパラメータとしたRCスラブ試験体を作製し、一方向荷重を作用させる戦荷実験を行った。

(1) 使用材料

a) 軽量骨材

軽量コンクリートに使用した軽量骨材は、中国・黄河の堆積物を原材料として、これに発泡材と結合材を混合

して造粒した後、高温で焼成した独立空隙型低吸水性の高性能人工軽量粗骨材である。その物性を表-2に示す。

表-2 軽量骨材の物性値

項目	単位	物性値
絶乾密度	kg/m ³	1180
24時間吸水率	%	2.69
寸法	mm	5~15
形状	—	碎石状

表-3 短繊維の物性値

項目	単位	物性値
直径	mm	0.66
標準長	mm	30
織度	dtex*	4440
アスペクト比	—	45.5
密度	kg/m ³	1300
引張強度	N/mm ²	880
ヤング率	kN/mm ²	29.4

*) 1dtex : 糸長 10000m の糸質量が 1g であること

表-4 コンクリートの配合

コンクリート種類	水セメント比 (%)	細骨材率 (%)	単位量 (kg/m ³)			
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G
普通	53.2	47.8	181	340	833	940
軽量	45.0	47.3	165	367	823	413

*混和剤 : 普通—AE 減水剤 0.85kg/m³

: 軽量—高性能 AE 減水剤 5.14kg/m³

b) PVA短繊維

短繊維には主に鋼繊維と合成繊維の2種類があり、本研究では合成繊維のうちPVA短繊維を用いた。PVA短繊維は、鋼繊維に比べ体積混入率を同一とした場合の補強効果は劣るものの、密度が小さいためコンクリートとの分離抵抗性が高く、コンクリート重量の増加を抑えることが可能である。また、作業性や耐食性にも優れている。腐食環境の厳しい栈橋上部工を対象としているため、耐食性は短繊維選択の主要要因となった。さらに、PVA短繊維は、合成繊維の中においても引張強度が強く、コンクリートとの付着性や耐アルカリ性に優れている。実験に用いたPVA短繊維は、直径0.66 mm、長さ30 mmのものである。その物性を表-3に示す。

c) コンクリートの配合

コンクリートは、普通重量のコンクリートと軽量コンクリートを使用し、粗骨材種類により圧縮強度が異なることを考慮して、配合強度を基準として配合を定めた。使用したコンクリートは、セメント種類を普通ポルトランドセメント、配合条件を普通コンクリートではスランプ18 cm、空気量4.5 %、粗骨材最大寸法20 mm、軽量コンクリートではスランプフロー450 mm、空気量5.5 %、粗骨材最大寸法15 mmとした。コンクリートの単位容積質量は、普通コンクリートが 2290 kg/m^3 、軽量コンクリートが 1770 kg/m^3 である。示方配合を表-4に示す。短繊維は、コンクリート体積の1.0 % (外割り) で混入した。

d) 材料試験結果

試験体製作に使用したコンクリートの圧縮強度とヤング率を表-1に示す。これらは、試験体と同様の条件で養生した直径100 mm、高さ200 mmの円柱供試体により求めた。上述のように配合強度を同程度としたものの、試験体A1-L-0およびA2-L-0の製作に使用したコンクリートでは圧縮強度が他のものに比べてやや大きくなった。この理由は、明らかではないが、本検討はこの強度差を考慮して実施した。引張側鉄筋の降伏強度を表-1に示す。A2シリーズには材質SD295の鉄筋を使用し、それ以外のシリーズではSD490の鉄筋を使用した。

(2) 実験ケースおよび試験体概要

実験ケースおよび実験パラメータを表-1に示す。主要なパラメータの1つが荷重方法である。荷重方法は、図-7に示すAとBの2種類とした。荷重方法Aは、支点間距離を1000 mmとした4辺単純支持 (2方向スラブ) のもと、100 mm×100 mmの正方形載荷板に荷重を加えた。荷重方法Bは、支点間距離を1000 mmとした2辺単純支持 (1方向スラブ) のもと、支点と平行方向を長手方向として配置した100 mm×1200 mmの長方形載荷板に荷重を加えた。実

際のスラブ構造では固定支持である場合が多いが、今回の実験では基礎的なデータを得るために、両荷重方法とも単純支持とし、支持点での試験体の浮き上がりを拘束しなかった。また、支点間の距離は、著者らが行ったRCはりの実験結果を考慮して、有効高さに対する荷重点と支点の距離の比が3~4程度となるように設定した。

他の実験パラメータは、有効高さと鉄筋比 (鉄筋径、材質) である。荷重方法Aの試験体寸法および配筋を図-8に示す。荷重方法Aでは鉄筋の降伏が短繊維の押抜きせん断特性改善効果に与える影響を検討するために、A1シリーズでは鉄筋が降伏点に達する前に押抜きせん断破壊するように材質SD490、径D19 (鉄筋比0.016) の鉄筋を配置した。A2シリーズでは鉄筋が降伏点に達した後に押抜きせん断破壊するように材質SD295、径D13 (鉄筋比0.007) の鉄筋を配置した。有効高さ120 mmおよび引張側鉄筋ピッチ150 mmは両シリーズで一定とした。

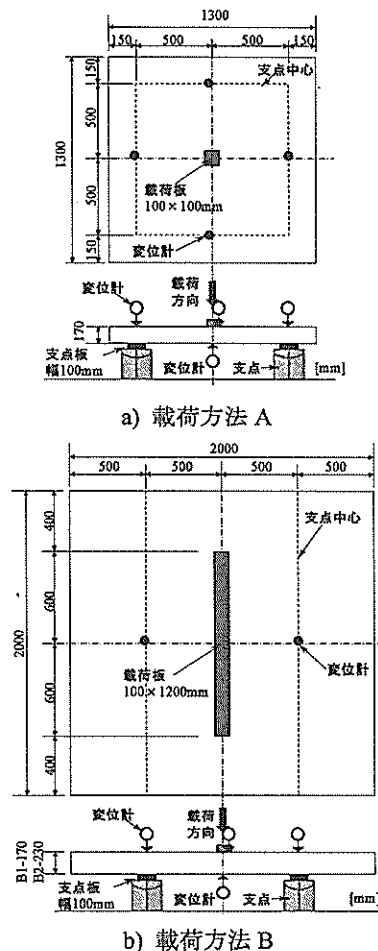


図-7 荷重方法および計測位置

載荷方法Bでは短繊維混入による押抜きせん断特性の改善効果により桟橋上部工のスラブ厚を小さくすることを考え、スラブ厚が補強効果に与える影響を検討するため、有効高さをB1シリーズで120 mm、B3シリーズで180 mmとした。B1シリーズでは引張側鉄筋 (D19) を2方向に150 mmピッチで配置し、B3シリーズでは100 mmピッチで配置することにより鉄筋比を0.016とした。なお、ここでの有効高さとは、2方向の鉄筋に対する平均値である。

コンクリート種類と短繊維混入率の組合せは、A1およびA2シリーズでは短繊維無混入の普通コンクリート (□-N-0)、短繊維を1.0%混入した普通コンクリート (□-N-1)、無混入の軽量コンクリート (□-L-0)、1.0%混入した軽量コンクリート (□-L-1) の4種類であり、B1およびB3シリーズでは無混入の軽量コンクリートと短繊維を1.0%混入した軽量コンクリートの2種類である。なお、試験体名は、以下のとおりで定めた。

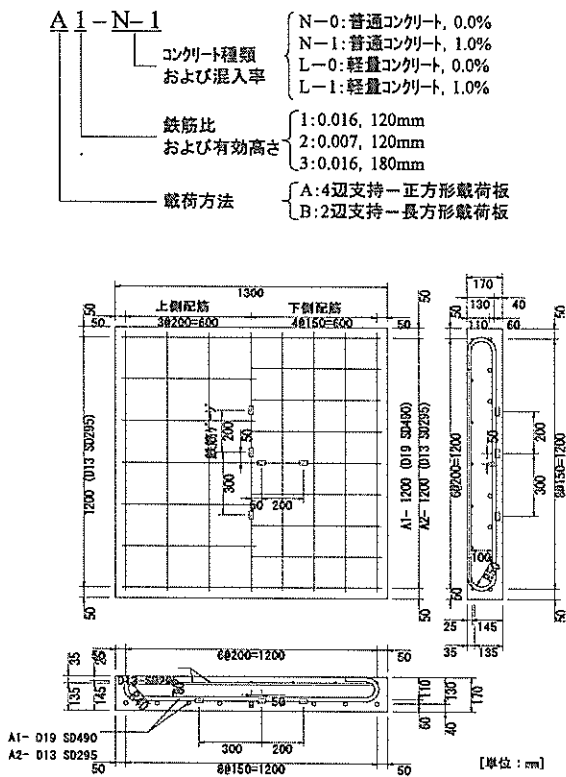


図-8 試験体寸法および配筋 (A1, A2 シリーズ)

(3) 載荷方法および計測方法

載荷は、前述したように4辺単純支持の載荷方法Aと2辺単純支持の載荷方法Bで行った。載荷方法Bでは、2方向に配置してある鉄筋のうち下側鉄筋が支点軸と直交するように試験体を設置して載荷した。載荷は荷重を単調増加させて、荷重がピーク荷重の5割程度に低下した時点

で終了した。

計測は、荷重、載荷点変位、支点変位、鉄筋ひずみについて行った。図-8に示すように、支点変位は載荷方法Aでは4箇所、載荷方法Bでは2箇所で計測した。鉄筋ひずみは、図-8に示す中心軸上の引張側鉄筋で計測した。

3.3 実験結果

(1) 破壊形態

各実験パラメータが破壊過程やひび割れ発生状況などに与える影響を載荷方法AとBに分けて記述する。

a) 載荷方法A

載荷方法Aで実験を行った8体のうち、A1シリーズの4体は鉄筋が降伏点に達する前に押抜きせん断破壊し、A2シリーズの4体は降伏点に達した後に押抜きせん断破壊した。A1シリーズの破壊過程は、初めに曲げひび割れが発生し、続いて4辺のうち1辺に斜めひび割れが発生しはじめた。その後、試験体の上面において載荷板に沿ってひび割れが発生し、載荷板は試験体の周辺よりも落ち込み、斜めひび割れが載荷板を取り囲むことでコーン状の破壊面が形成され、それと同時に破壊に至った。

押抜きせん断破壊した試験体の典型的なひび割れ状況として、A1-N-0とA1-N-1のひび割れ発生状況を図-9 a) とb)に示す。図は載荷終了時の下面のひび割れ発生状況である。図中のグリッドは200 mm×200 mmであり、破線で囲まれた着色部分は載荷板と支点の支圧板を表している。載荷板を囲む点線はコンクリート標準示方書・構造性能照査編¹⁶⁾ (以下、示方書) の算定式で45°の破壊面で想定されるひび割れ位置を示す。

図中の太線は、ひび割れ幅が1.0 mm程度以上である押抜きせん断破壊により卓越したひび割れであり、細線は、それ以外のひび割れである。着色部分は、はく落が生じた部分である。太線のひび割れは、載荷板の端から220~400 mmの位置に発生し、載荷板からひび割れまでの距離がスラブ厚の1.3~2.4倍に相当し、破壊面の鉄筋軸方向に対する角度が示方書の想定45°よりも大きいと推測される。脆弱部での破壊を考え、ひび割れ位置の最小値から算定される設計断面の周長 u_p は示方書の1.2倍に相当し、後述する押抜きせん断耐力の実験値と計算値の比に近い値となった。

両ケースを比較すると、短繊維を混入したA1-N-1のひび割れが密であり、かぶりコンクリートのはく落が抑制されている。また、A1-N-1では太線の外側や内側に複数のひび割れが見られるが、これは短繊維の架橋効果により、ひび割れが1本に局所化せず荷重の増加にともない新たなひび割れを発生させたためと考えられる。

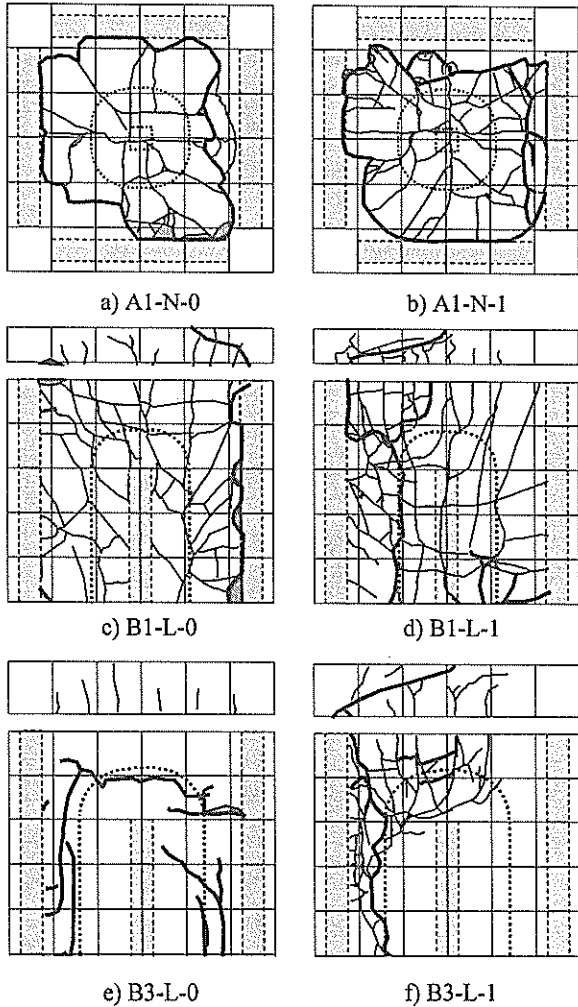


図-9 ひび割れ発生状況

b) 荷重方法B

荷重方法Bで荷重した4体のひび割れ発生状況を図-9 c)~f)に示す。同図は、支点に直交する中心軸から半分の図である。図-9c), d)のB1-L-0とB1-L-1の破壊過程は、曲げひび割れが数本発生した後、太線のようにRCはりで典型的に見られるような斜めひび割れが発生し、そのひび割れが荷重面に貫通することで荷重が急激に低下した。両ケースのひび割れ発生状況を比較するとB1-L-1でひび割れが密になった。

B3シリーズでは、B1シリーズに比べ試験体の部材厚が大きかったことにより、荷重初期の曲げひび割れの発生が見られず、図-9e), f)のように斜めひび割れのみが卓越して発生した。B3-L-0の荷重終了後の破壊形態は、荷重板が試験体に沈み込み、図-9e)に示すように荷重板端部から200~300 mm離れた想定破壊面に近い位置にひび割れが発生しており、押抜きせん断破壊となった。一方、B3-L-1の破壊形態は、図-9f)に示すように押抜きせん断破壊のような荷重板を囲む位置にひび割れが見られたもの

の、最終的にはRCはりにおける斜めひび割れに似たひび割れの発生で荷重が低下した。B3-L-1では、短繊維がひび割れ面で応力を負担し、外側に新たなひび割れを発生させたことで、自由縁にひび割れが到達し、B3-L-0と破壊形態が異なると考えられる。

荷重方法Aでは荷重ピーク後に荷重板を囲むコーン状のひび割れが形成されたが、荷重方法BではB-3-0を除き、コーン状のひび割れが形成されなかった。斜めひび割れは、両荷重方法とも支点付近の1辺から発生しはじめたが、荷重方法Aでは自由縁が存在しないため、この斜めひび割れが荷重板を囲むように進展した。それに対して、B-3-0を除く荷重方法Bでは斜めひび割れが自由縁に貫通して荷重が低下しはじめたため、斜めひび割れが片側のみに形成される状況となった。

(2) 荷重-変位関係

荷重実験において計測した荷重と荷重点変位の関係から、各ケースの剛性や押抜きせん断耐力などについて記述する。図-10に荷重-変位関係を示す。

a) 荷重方法A

図-10a)およびb)にA1およびA2シリーズの荷重-変位関係を示す。A1シリーズでは、短繊維を混入したA1-N-1とA1-N-0の初期剛性は同じで、ひび割れ後にA1-N-0の剛性が低下したが、軽量コンクリートを使用したA1-L-0とA1-L-1の剛性はほとんど変わらなかった。短繊維を混入したA1-N-1とA1-L-1の最大荷重が無混入のケースに比べ大きくなり、最大荷重後の変位増加に対する荷重減少の傾きが緩やかであった。

A2シリーズでは、最大荷重までの剛性は、いずれのケースも同様の傾向を示した。最大荷重は、短繊維を混入したケースで若干大きくなり、最大荷重後の変位増加に対する荷重減少の傾きがA1シリーズと同様に緩やかであった。普通コンクリートと軽量コンクリートを比較すると、A1-N-1とA1-L-1でひび割れ後の剛性の差が見られたものの、それ以外に明確な差が見られなかった。

b) 荷重方法B

図-10c)にB1およびB3シリーズの荷重-変位関係を示す。初期剛性は、両シリーズともに短繊維混入と無混入のケースで同様であった。B1-L-0では変位3 mm程度、B3-L-0では2 mm程度で荷重板が試験体の周囲より落ち込みはじめ、斜めひび割れまたはコーン状の破壊面が形成されはじめたと推察され、その後の荷重増加がほとんど見られなかった。それに対して、短繊維を混入したB1-L-1およびB3-L-1では、その後も荷重が上昇し続け、最大荷重960 kNおよび1545 kNまで達した。最大荷重後は、短繊維混入と無混入のケースの変位増加に対する荷重減

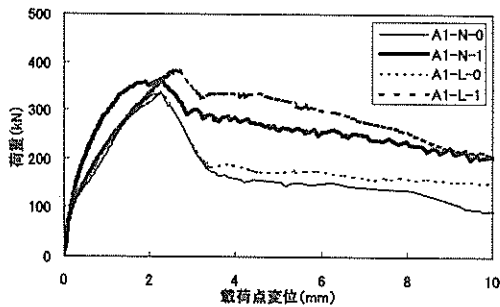
少の傾きはほぼ同様であった。

(3) 耐荷性能の改善効果

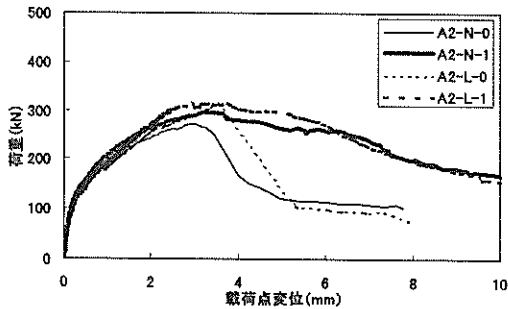
荷重-変位関係において見られたように、短繊維を混入したケースの最大荷重が混入していないケースのものに比べ、大きくなった。ここでは、耐荷性能の改善効果の検討として各ケースの最大荷重を比較した。

実験では、表-1に示したように、コンクリートの圧縮強度に無視できない差が生じたため、押抜きせん断耐力の実験値 $V_{pc,exp}$ を計算値 $V_{pc,cal}$ で無次元化した値（以下、押抜きせん断耐力比または耐力比と記す）で比較を行った。押抜きせん断耐力の計算値には、以下に示す示方書の算定式を用いた。

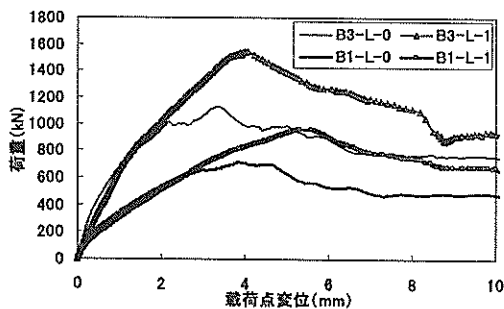
$$V_{pc} = 0.2 f_c^{1/2} (100p)^{1/3} (1000/d)^{1/4} (1 + 1/(1 + 0.25u/d)) u_p d \quad (1)$$



a) A1 シリーズ



b) A2 シリーズ



c) B1, B3 シリーズ

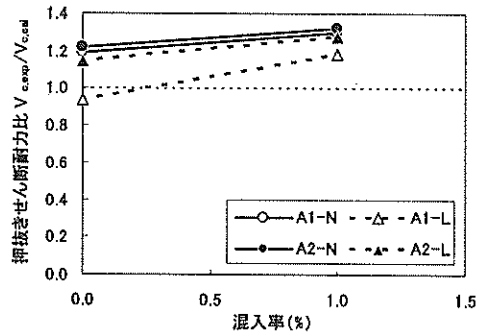
図-10 荷重-変位関係

ここに、 f_c :コンクリートの圧縮強度(N/mm²), u :荷重面の周長(mm), u_p :設計断面の周長(mm) (荷重面から $d/2$ 離れた位置で算定), d :有効高さ(mm), p :鉄筋比

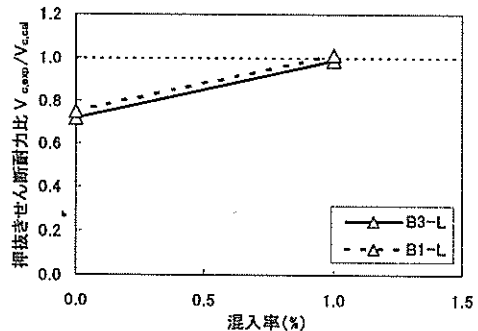
a) 荷重方法A

図-11a)にA1シリーズおよびA2シリーズの押抜きせん断耐力比を示す(詳細:表-1)。A1シリーズの普通コンクリートを用いたケースでは、混入率0.0%のA1-N-0の耐力比が1.19となり、実験値が計算値を上回った。これに対して、混入率1.0%のA1-N-1の耐力比は、1.30となり、A1-N-0の耐力比を9%程度上回った。

一方、軽量コンクリートを用いたA1-L-0の耐力比は0.94となり、A1-N-0の耐力比の79%になった。はりにおける軽量コンクリートのせん断強度は、示方書において普通コンクリートの70%の値を用いて設計することとなっており、一般に普通コンクリートに比べて小さくなる。今回の実験においても軽量コンクリートの押抜きせん断耐力が小さくなったものの、示方書に示されるはりの場合に比べると低下割合は小さくなった。この要因として、4辺単純支持であることから、はりの場合よりも試験体中央部の変形が進まず、斜めひび割れ幅が比較的小さくなり、粗骨材のかみ合わせにより抵抗するせん断耐力の低下が軽減されたためと推察される。



a) A1, A2 シリーズ



b) B1, B3 シリーズ

図-11 押抜きせん断耐力比

これに対して、短繊維を混入したA1-L-1の耐力比は、1.18となり、A1-L-0に比べ26%の増加となり、普通コンクリートの増加割合よりも大きくなった。加えて、A1-L-1の耐力比は、普通コンクリートを用いたA1-N-0の耐力比をと同程度となり、軽量コンクリートを用いた場合の耐力低下を回復させることが可能であった。

また、コンクリート種類の違うA1-N-1とA1-L-1の耐力比が近い値になった。この理由は、短繊維の効果がコンクリートのひび割れ発生後、モルタルに埋め込まれた部分の付着により、外力に抵抗することであることから、粗骨材種類の影響が現れなかったためと考えられる。このことから、短繊維を混入した軽量コンクリートの力学性能は、押抜きせん断耐力に限らず、普通コンクリートと同様に評価できる可能性を示した。

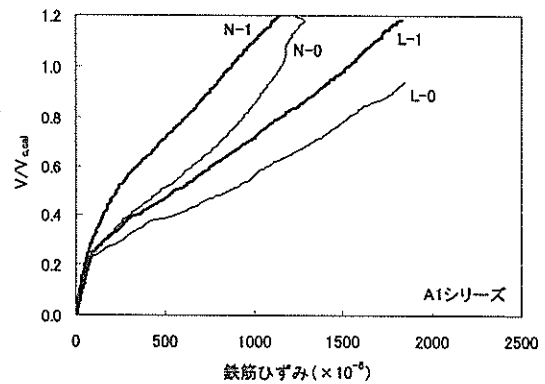
A2シリーズでは、軽量コンクリートの耐力比が普通コンクリートと同程度となった。これは、鉄筋が降伏することで曲げひび割れが支配的になり、押抜きせん断破壊の直前まで斜めひび割れ幅が小さく、A1シリーズと同様に粗骨材のかみ合わせによる影響を受けなかったためと考えられる。短繊維混入による耐力比の増加割合は、普通コンクリートで9%、軽量コンクリートで11%となった。この結果は、既往の実験結果¹⁷⁾と同程度の増加割合となり、短繊維混入による押抜きせん断耐力の改善効果が得られた。また、ここでも短繊維を混入した普通コンクリートと軽量コンクリートで耐力比が近い値になったことより、短繊維の効果がコンクリート種類にあまり影響されないことが示された。

b) 載荷方法B

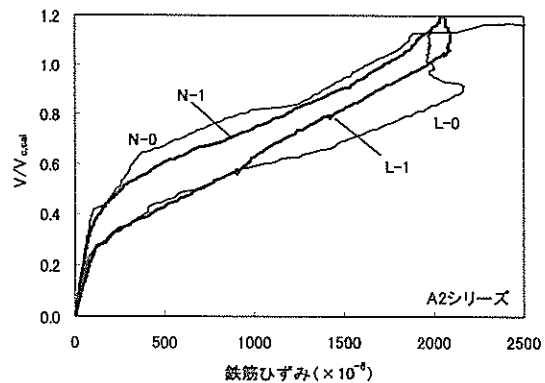
図-11b)にB1およびB3シリーズの押抜きせん断耐力比を示す(詳細:表-1)。B3シリーズの混入率0.0%の耐力比が0.72であり、計算値に比べ実験値が小さくなった。この原因として、軽量コンクリートを用いたことも一つとして考えられるが、示方書には自由縁を有する1方向スラブでは、4辺単純支持の2方向スラブを仮定した示方書の算定式に比べて押抜きせん断耐力が低下することが示されておりこの影響も考えられる。これに対して、混入率1.0%では耐力比が0.99となり、短繊維混入により耐力比が38%増加しており、短繊維の効果が現れている。

一方、有効高さをB3シリーズの3分の2の120mmにしたB1シリーズでは、混入率0.0%の耐力比が0.75であるのに対して、混入率1.0%では1.01になり、短繊維混入による荷重の増加割合は36%であった。両シリーズとも耐力比の増加割合が同程度となり、軽量コンクリートを1方向スラブに用いた場合の耐力の低下を短繊維混入により回復可能であることを確認できた。また、有効高さ120mmで

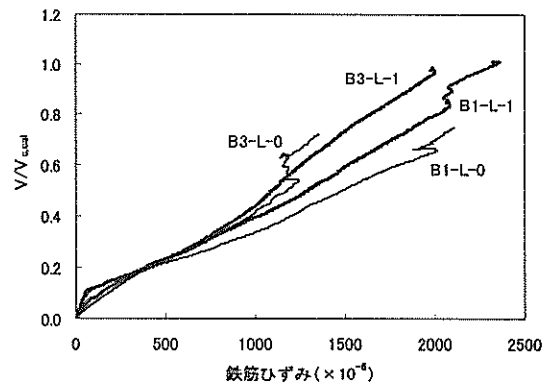
短繊維を混入したB1-L-1の最大荷重が960kNであり、180mmで無混入のB3-L-0の最大荷重1131kNに近い値になっていることから、短繊維を混入することでスラブ厚さを小さくできることを示した。栈橋上部工のスラブに短繊維補強した軽量コンクリートを適用した場合、軽量コンクリートの使用によるコンクリート密度の減少とPVA短繊維の混入によるコンクリート量の減少の両方を軽量化の手段として考えることが可能となる。



a) A1 シリーズ



b) A2 シリーズ



c) B1, B3 シリーズ

図-12 鉄筋ひずみ

(4) 鉄筋ひずみの抑制効果

図-12に荷重増加に対する鉄筋ひずみの履歴を示す。鉄筋ひずみは、引張側下段鉄筋の載荷点直下で計測したひずみである。荷重は、コンクリートの圧縮強度に差が生じたため、実験における荷重を計算耐力で除して無次元化した値（荷重比）を用いた。

a) 載荷方法A

図-12a)のA1シリーズにおいて、荷重比が0.2付近で曲げひび割れが発生するまではすべてのケースで同様の傾向を示した。ひび割れ発生後、短繊維混入と無混入のケースにひずみの差が生じており、荷重比が大きくなるにつれて両者のひずみ差が大きくなった。荷重比0.5以上では、コンクリート種類に関わらず、混入のケースのひずみが無混入のケースのものに比べ $200\sim 300\times 10^{-6}$ 程度小さくなった。

図-12b)のA2シリーズにおいて、普通コンクリートでは荷重比0.4付近、軽量コンクリートでは荷重比0.2付近で曲げひび割れが発生し、いずれのケースも荷重比の増加に対するひずみ増加の傾きが大きくなった。普通コンクリートでは、短繊維混入と無混入のケースのひずみ差がほとんど見られなかったが、軽量コンクリートでは荷重比0.6付近からひずみの差が生じはじめ、その差は最大 500×10^{-6} 程度となった。これらの短繊維混入による鉄筋ひずみの低減は、曲げひび割れ面における引張力を鉄筋とともに短繊維が負担し、鉄筋にかかる引張力を減少させたためと考えられる。

b) 載荷方法B

図-12c)のB1およびB3シリーズでは、荷重比が0.1以下で曲げひび割れが発生した。B1シリーズでは曲げひび割れ発生後の短繊維混入と無混入ケースのひずみ差は、荷重比0.6付近で 300×10^{-6} 程度であった。B3シリーズではひずみの差がほとんど表れなかった。これは、図-9e)~f)のひび割れ状況からも分かるように、計測位置で曲げひび割れが卓越しなかったためと考えられる。

(5) 実験のまとめ

PVA短繊維によるRCスラブの補強効果を検討するために、載荷方法を2種類に変えた載荷実験を実施した。短繊維混入により、ひび割れ分散性および耐荷性能が改善され、短繊維混入がRCスラブの押抜きせん断特性の改善に有効であることが確認できた。

載荷方法Aでは短繊維を混入したコンクリートの押抜きせん断耐力は、コンクリート種類にあまり影響されなかった。軽量コンクリートの押抜きせん断耐力が普通コンクリートのものに比べ小さくなるため、短繊維混入による補強効果は、普通コンクリートに比べ軽量コンクリ

ートの方が大きくなった。

載荷方法Bでは、軽量コンクリートを用いた1方向スラブの押抜きせん断耐力の低下を回復するために短繊維が有効であることが確認できた。

3.4 有限要素解析による短繊維補強効果の検証

(1) 検証の概要

a) 検証方法

PVA短繊維の混入が軽量コンクリート製RCスラブの押抜きせん断特性の改善に有効であることが載荷実験により確認された。しかしながら、棧橋上部工などの実構造物の形状寸法は様々であるため、押抜きせん断特性の改善効果も異なってくる。そのため、解析により補強効果を確認する必要がある。

今回対象としたRCスラブの押抜きせん断特性の再現には、3次元でのモデル化が必要である。現在、鉄筋コンクリートを対象とした解析技術に関して盛んに研究が行われており、はりや壁などの2次元解析に対しては十分な解析精度が得られている。3次元解析に対しては検討例が少ないものの、普通コンクリートを対象として、精度の良い結果が得られ始めている¹⁸⁾。

本研究では、3次元有限要素解析による実験結果の再現性を確認するとともに、軽量コンクリートおよびPVA短繊維を用いた場合の解析精度や問題点を検討した。解析の対象とした実験ケースは、A1シリーズの普通コンクリートを用いたA1-N-0、軽量コンクリートを用いたA1-L-0、および短繊維補強軽量コンクリートを用いたA1-L-1である。

b) 解析方法

図-13に解析モデルおよび境界条件を示す。A1シリーズのRCスラブ試験体では載荷条件、支持条件、形状寸法に对称性が見られることから、解析モデルは対称条件を考慮して1/4モデルとした。試験体、載荷板および支圧板は、8節点アイソパラメトリック要素を用いてモデル化し、鉄筋は、埋込み式離散鉄筋でモデル化した。なお、鉄筋とコンクリートの付着は完全付着とした。ひび割れモデルには、RCスラブの押抜きせん断解析の既往の研究¹⁸⁾で良い結果が得られている、回転ひび割れモデルを採用した。

(2) 応力ひずみモデル

a) 圧縮側コンクリート¹⁹⁾

コンクリートの破壊基準は、圧縮-圧縮-圧縮領域においてMenetrey-Willam塑性規準²⁰⁾を用い、引張-引張-引張領域においてRankin規準を用いた。それ以外の領域では、1軸引張強度 f_t と1軸圧縮強度 f_c を直線で結んだ規準

とした。

圧縮側コンクリートのピーク前までの応力-ひずみ関係は、圧縮強度 f_c の3分の2までは線形として与え、そこからピークまでの間はパラボラ曲線形状のモデルを使用した。ピーク後の軟化域の関係は、直径100 mm、高さ200 mmの円柱供試体を用いた圧縮強度試験より求めた。図-14に圧縮強度試験より得られた応力とひずみを最大応力とその点のひずみで無次元化した関係を示す。圧縮軟化モデルは、実験結果より変曲点と最大応力の10%の点を取り、それらの点を直線で結び、応力ゼロ時の点まで延長したモデルである。

b) 引張側コンクリート

引張側コンクリートのピーク前までの応力-ひずみ関係は、引張強度 f_t に到達するまで線形弾性とした。ここでの引張強度は、著者らの既往の研究⁵⁾でコンクリート種類や短繊維の有無に関わらず、コンクリート標準示方書の算定式 $f_t=0.23f_c$ ²³⁾に従うことが確認されており、この式を用いて圧縮強度から算定した。

ピーク後の軟化域の構成則は、既往の論文⁹⁾で報告したRILEM法に準拠して求めた引張軟化曲線よりモデル化した。引張軟化曲線は、切欠きを有した試験体の曲げ試験により荷重、支間中央変位、開口ひび割れ幅を求め、それらの値から修正J積分法²¹⁾にしたがって算定した。短繊維無混入の普通コンクリートおよび軽量コンクリートのモデルは、折曲がり点の応力を軟化開始応力の4分の1にする1/4モデルとした。

短繊維を混入した軽量コンクリートのモデルには、通常のコンクリートのモデルに短繊維の効果を足しあわせることを考えた。1/4モデルの限界ひび割れ幅に相当するひび割れ幅での応力の平均値を折曲がり点の応力として、応力-ひび割れ幅関係に囲まれた面積と得られた破壊エネルギーが一致するひび割れ幅まで応力を一定とした。短繊維混入率1.0%の軽量コンクリートの算定結果および引張軟化モデルを図-15に示す。

c) 鉄筋

鉄筋の応力-ひずみ関係には、降伏後にひずみ硬化し、ひずみ0.1の点が引張強度(668 N/mm²)となり、その後応力が一定値を取るトリリニア型のモデルを用いた。降伏強度は、強度試験により得られた値を用い、ヤング係数は、200 kN/mm²とした。

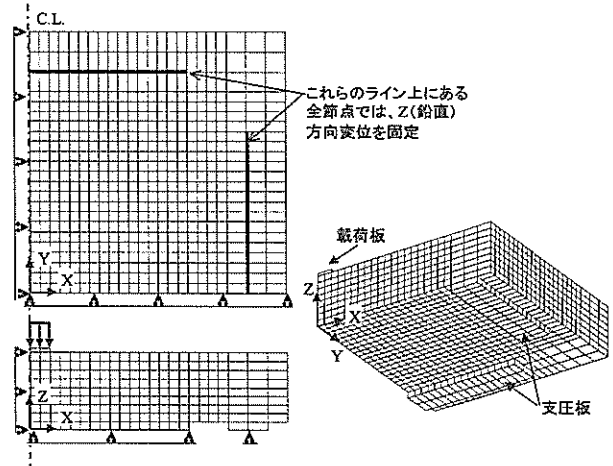


図-13 解析に用いた要素分割と境界条件

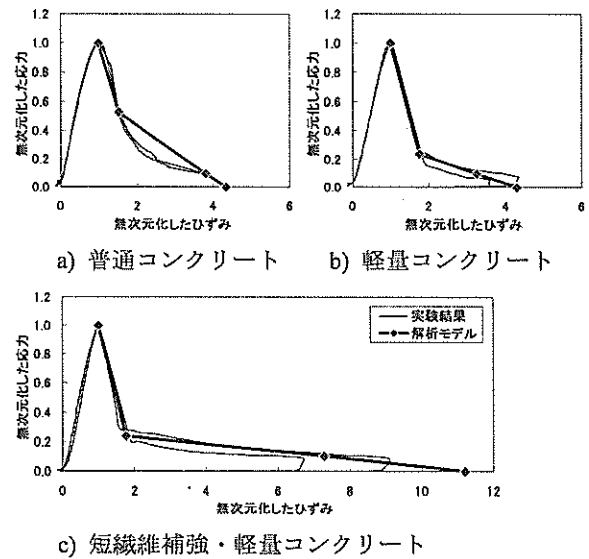


図-14 圧縮軟化モデル

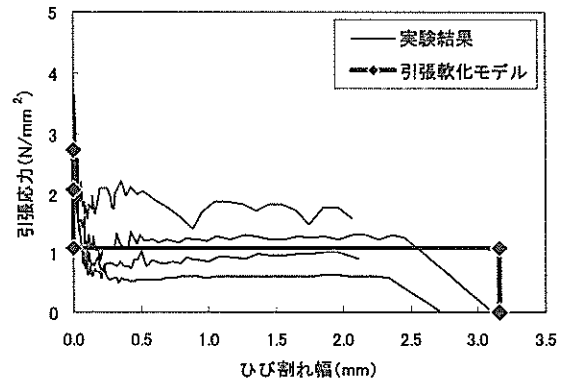


図-15 引張軟化モデル

(3) 解析結果

a) 荷重－変位関係

解析から得られた荷重－変位関係を図-16に示す。図-16a)の普通コンクリートの解析結果と実験結果を比較すると、解析におけるひび割れ発生後の剛性が実験に比べて若干低く、最大荷重時の変位に1.0 mm程度の差が生じた。解析の最大荷重は、実験の335 kNに対して312 kNと若干小さくなった。剛性が低くなった原因は、鉄筋とコンクリートの付着を完全付着としたため、ひび割れ分散性が良くなり、実験に比べて多くのひび割れが生じたためと考えられる。

図-16b)の軽量コンクリートでは、解析における剛性が実験とほぼ一致したものの、実験では変位が2 mmを越えたあたりで荷重が急激に低下するのに対して、解析ではその傾向が見られず、荷重が徐々に増加して変位が5 mm付近で最大荷重となった。解析の最大荷重は、実験の336 kNに対して、徐々に荷重が上昇したため354 kNと若干大きくなった。

一方、図-16c)の短繊維を混入した軽量コンクリートでは、実験のピーク点までの剛性が実験と解析で一致したものの、最大荷重は実験383 kNに対して解析552 kNと5割近く大きくなった。

b) 鉄筋ひずみ

図-17に解析より得られた鉄筋ひずみの履歴を示す。縦軸には、前述した荷重比を用いた。実験結果と解析結果に差が生じている原因は、解析の鉄筋とコンクリートを完全付着としたため、ひび割れ分散性が良くなり、鉄筋ひずみがスラブ全体にわたり平均化したためと推察される。解析のひずみを比較すると、同じ荷重比で短繊維の有無により 200×10^{-6} 程度のひずみの差が生じており、実験で得られた短繊維の効果を解析でも確認することができた。

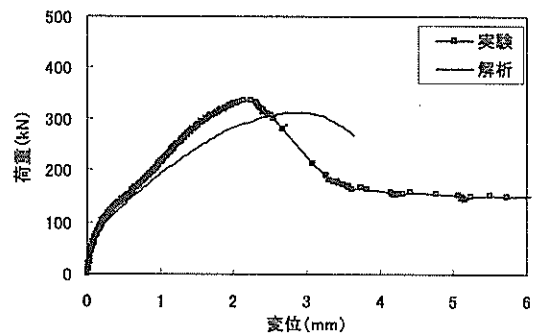
c) 解析結果に関する考察

3次元有限要素解析により、すべてのケースの剛性、短繊維無混入のケースの最大荷重、普通コンクリートのケースにおける最大荷重時の変位をある程度、再現することが可能であった。実験と解析に大きな差異が生じた項目について原因を以下に考察する。

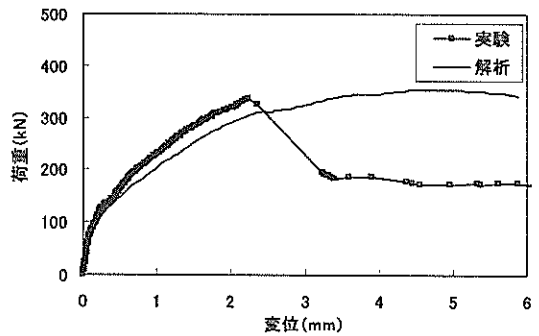
普通コンクリートの解析ではピーク後の急激な荷重の低下を再現することができたが、軽量コンクリートの解析では再現できなかった。解析における普通コンクリートと軽量コンクリートの違いは、軽量コンクリートの圧縮強度が大きいこととヤング係数が小さいことである。圧縮強度が大きいことから引張強度と折曲がり点応力が大きくなる。また、圧縮強度が大きいこととヤング係数

が小さいことから圧縮側の限界ひずみが大きくなり、普通では 10000×10^{-6} であるのに対して軽量では 13300×10^{-6} である。

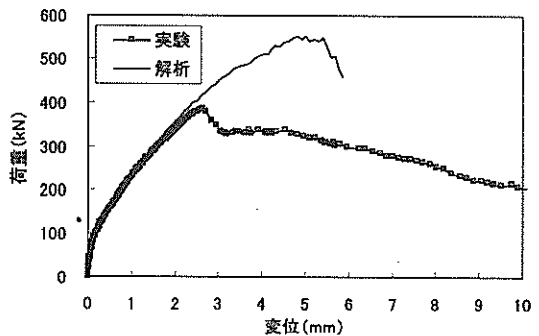
解析において、両ケースの破壊モードは、引張側鉄筋が降伏ひずみに達していないため、せん断破壊型であると判断できる。それらのピーク点からの荷重低下は、載荷板周りの要素において圧縮ひずみが限界値に達することで始まっている。このことから、ピーク点変位の差は、軽量の引張側の応力が大きいことで、斜めひび割れに起因した載荷板周りの圧縮ひずみの増加が抑制されたこと、圧縮側の限界ひずみが大きいことで載荷板周りの応力が保持されたことにより生じたと推察される。



a) A1-N-0 (普通コンクリート, 混入率 0.0%)



b) A1-L-0 (軽量コンクリート, 混入率 0.0%)



c) A1-L-1 (軽量コンクリート, 混入率 1.0%)

図-16 解析による荷重－変位関係

短繊維を混入したケースでは、実験のピーク点までの剛性が良く一致したが、実験と解析の最大荷重に大きな差異が見られた。破壊挙動について、実験では数本のひび割れが卓越した。それに対して、解析結果を見ると、ひび割れた要素がせん断スパン内で幅広く生じ、ひび割れ幅が大きくならなかった。そのため、解析におけるひび割れ幅と図-15に示す引張軟化モデルを対応させると破壊面で引張応力が保持されたと判断でき、斜めひび割れの圧縮縁への進展および貫通を妨げ、荷重を上昇させたと考えられる。

ピーク後の荷重の低下は、図-18のひび割れ発生状況に示すように斜めひび割れが載荷板付近に到達することで、圧縮側のコンクリートひずみが急激に増加し、載荷板近くのコンクリートの圧壊により起こったと考えられる。なお、同図は、最大荷重点付近におけるひび割れ発生状況であり、ひび割れ幅0.1 mm未満のひび割れを除いたものである。

短繊維補強した軽量コンクリートの解析を精度良く行うためには、多軸応力状態の再現やひび割れモデルの選定などの再検討が必要と考えられる。多軸応力状態の再現では、応力-ひずみモデルを一軸応力状態の強度試験から設定しているが、短繊維混入のケースでは変形（ひずみ）が大きな領域まで応力状態を表現する必要があるため、同じ構成則では十分ではなかった可能性がある。

また、今回の解析では分布ひび割れモデルを使用したのが離散ひび割れモデルに比べてひび割れの局所化を捉えにくい特徴がある。また、分布ひび割れモデルのうち回転ひび割れモデルを選定したが引張軟化モデルが直接影響する特徴を有しており、適切なひび割れモデルを選定する必要があると考えられる²²⁾。

3.5 まとめ

本稿では、PVA短繊維により補強したRCスラブの載荷実験および3次元有限要素解析を用いた実験の再現を行い、以下に示す知見が得られた。実験に関する知見は、限られた混入率やコンクリート強度、主鉄筋比などを基に検討したもので、各実験ケースで1体の実験結果であり定性的な結果にとどまったが、信頼性のある結果が得られたと考えている。

- (1) 軽量コンクリートを用いたRCスラブの押抜きせん断耐力は、普通コンクリートを用いたものよりも小さくなった。その減少割合はRCはりのせん断耐力の場合よりも小さかった。
- (2) RCスラブの押抜きせん断挙動について、PVA短繊維の混入により、ひび割れ分散性および耐荷性能が改

善された。

- (3) 短繊維を混入したコンクリートの押抜きせん断耐力は、コンクリート種類にあまり影響されなかった。軽量コンクリートの押抜きせん断耐力が普通コンクリートのものに比べ小さくなるため、短繊維混入による補強効果は、普通コンクリートに比べ軽量コンクリートの方が大きくなった。
- (4) 3次元有限要素解析を用いて、実験における普通コンクリートと軽量コンクリートの最大荷重を再現することができた。そのため、栈橋上部工などの実構造物の押抜きせん断耐力をある程度の精度で評価することができた。
- (5) 短繊維補強した軽量コンクリートの解析において、実験の最大荷重までの剛性は再現できたものの、最大荷重に大きな差が生じた。短繊維補強コンクリートを対象とした解析を精度良く行うためには、ひび割れモデルや材料構成則を含めて検討する必要がある、今後の検討課題である。

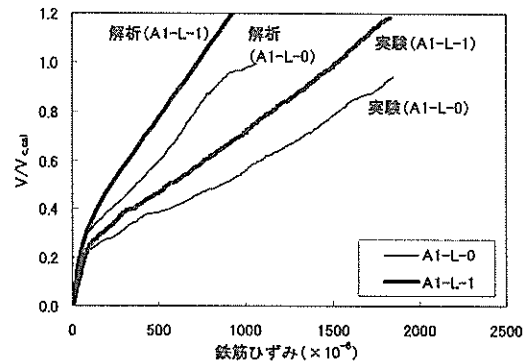
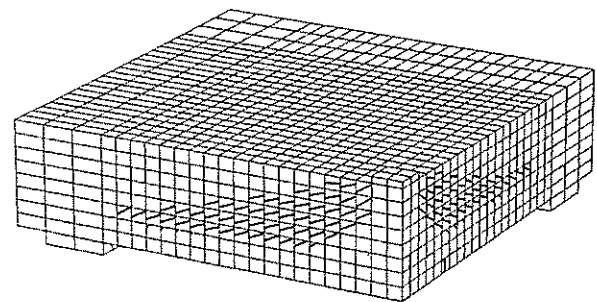


図-17 解析による鉄筋ひずみ



解析ケース : A1-L-1
 荷重レベル : 最大荷重時(552kN)
 表示ひび割れ : 幅 0.1mm以上

図-18 解析におけるひび割れ発生状況

4. 実寸大模型実験による構造性能の検討

4.1 はじめに

実寸大模型試験体を用いて短繊維混入による力学性能改善効果の確認実験を実施した。実寸大模型の対象の選定にあたっては、既往の研究成果⁵⁾において、短繊維混入による改善効果が最も大きかったはりのせん断抵抗に着目し、ケーソン式防波堤（護岸）のフーチングと棧橋上部工のはりを選定した。また、代表的な無筋コンクリートであり、実際の適用が容易と考えられる消波ブロックも対象とした。試験体の設計は、文献23)、24)などを参考に行った。

試験体製作に使用したコンクリートおよびPVA短繊維は、基本的に前述と同様のものである。コンクリートの呼び強度は、フーチングおよびはりでは21 N/mm²、消波ブロックでは27 N/mm²に設定して、練混ぜを行った。示方配合を表-5に示す。

4.2 ケーソンのフーチング

(1) 実験目的

RCはり部材の実験で短繊維混入によるせん断補強効果が確認された。港湾構造物のうちせん断抵抗が厳しくなる構造物として、片持ちばり構造のケーソン式防波堤のフーチングがある。これを対象として、フーチング長

を長くすることができれば、マウンド支持力や堤体の安定性の点から、本体の幅を小さくすることができ、コストダウンにつながる可能性がある。そのため、ケーソンのフーチングを実寸大でモデル化した試験体を用いて載荷実験を行うことで、せん断補強効果の検証ならびにフーチング長の検討を行った。

表-5 コンクリートの示方配合

対象	水セメント比 W/C (%)	細骨材率 s/a (%)	単位量(kg/m ³)			
			水 W	セメント C	細骨材 S	粗骨材 G
フーチング はり	61.2	49.4	179	292	886	934
消波 ブロック	53.2	47.8	181	340	833	940

*混和剤：AE 減水剤，AE 剤

表-6 実験ケース

試験体名	混入率 %	せん断 スパン長 m	せん断 補強鉄筋 の有無	せん断耐力		
				実験値 kN	計算値 kN	実験/計算
FN-10	0.0	0.50	なし	1325	1170	1.13
FN-10S	0.0	0.50	あり	1577	1249	1.26
FF-10	1.0	0.50	なし	1504	1119	1.34
FF-15	1.0	0.75	なし	1134	699	1.62
FF-20	1.0	1.00	なし	624	459	1.36

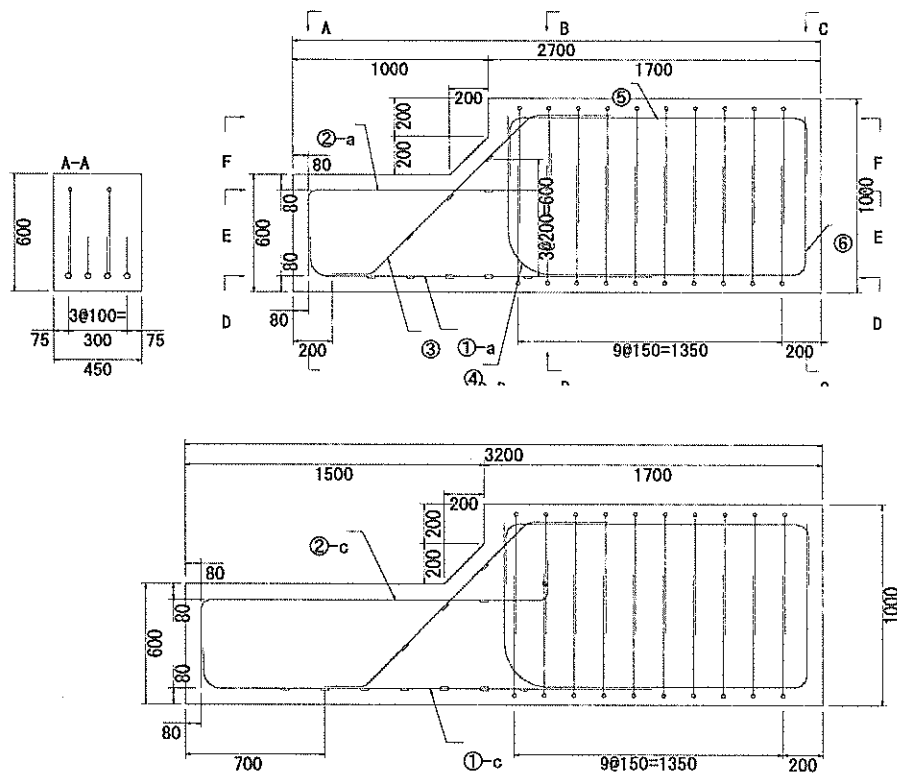


図-19 試験体形状寸法および配筋（上図：FN-10，FF-10，下図：FF-20）

(2) 実験ケース

実験ケースは表-6に示す5ケースである。現行設計において1.0 mであるフーチング長さをFF-15では1.5 m, FF-20では2.0 mを想定した場合の耐力や破壊性状を検討した。載荷点は、等分布荷重の合力として、想定フーチング長さ1.0 mでは壁側面から0.5 m, 1.5 mでは0.75 m, 2.0 mでは1.0 mの点に設け、その点に集中荷重を作用させた。なお、表-6の計算値は、コンクリート強度に実強度 ($N: 25.1 \text{ N/mm}^2$, $F: 23.5 \text{ N/mm}^2$) を用い、短いはりを対象とした二羽らの式²⁵⁾で計算したせん断耐力であり、支持部分の幅 r は上部支圧板幅の半分の200 mm, せん断スパン長 a は下部ジャッキから外壁面までの距離として与えた。

図-19に試験体の概要を示す。試験体は、実際のケーソンのフーチングを実寸大で模擬したものとした。本実験はせん断破壊させることを目的としたため、試験体では曲げ破壊防止のために引張側主鉄筋をモデルとしたケーソンのD19/SD345からD29/USD685に変更して用いた。また、載荷装置の容量を考慮して、試験体の幅は450 mmとした。

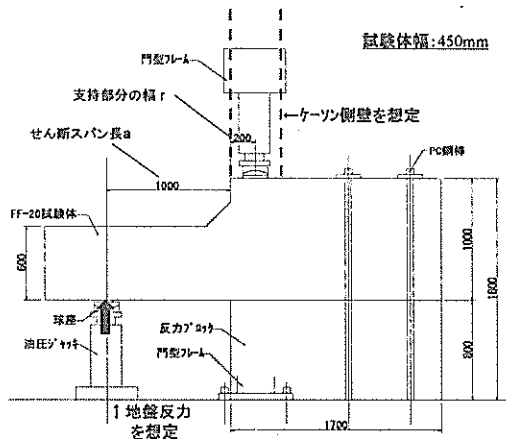


図-20 載荷方法

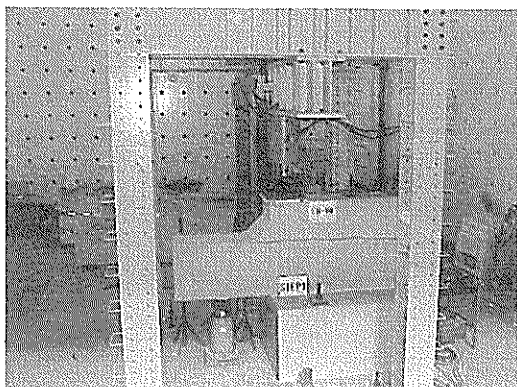
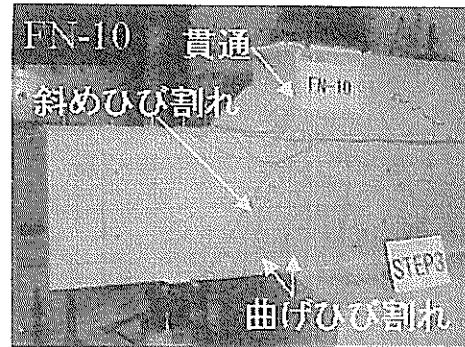
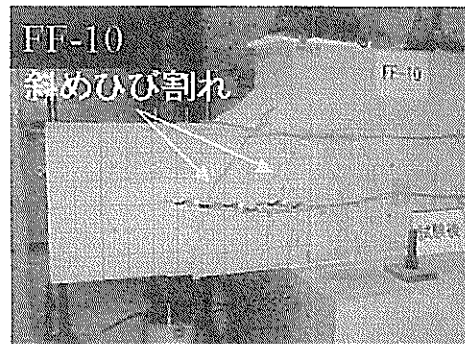


写真-4 フーチング載荷状況

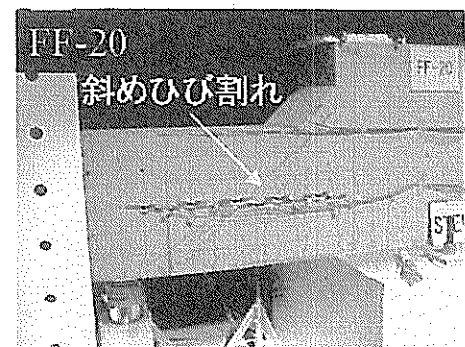
図-20および写真-4に載荷方法および載荷状況を示す。実寸大模型試験体の載荷は、フーチングに作用する地盤反力を考慮して、片持ちはりとして行った。実験では、荷重をフーチング長さに対して作用する反力の合力として1点に作用させた。模型試験体の高さ1.0 mの部分にPC鋼棒で反力ブロックおよび反力床に固定し、高さ1.0 mと0.6 mの境界から0.2 m固定側に入った部分に上部ジャッキで荷重を作用させて、試験体を固定した。そして、高さ0.6 mの片持ち部分に境界から図-20のせん断スパン長にあたる所定の距離をおき、荷重を作用させ、荷重を増加させることで試験体を破壊に至らせた。荷重がピーク点に達した後、荷重が最大荷重の5割程度に低下した時点で載荷を終了した。



a) FN-10 (普通コンクリート)



b) FF-10 (FRC, $a=500 \text{ mm}$)



c) FF-20 (FRC, $a=1000 \text{ mm}$)

写真-5 破壊状況

(3) 実験結果

a) 破壊性状

写真-5にFN-10, FF-10, FF-20の破壊状況を示す。写真-5a)に示したFN-10の破壊過程は、曲げひび割れが固定部との境界付近から発生し、その後、斜めひび割れが荷重点内側とハンチ部を結ぶように発生した。破壊は、その斜めひび割れがハンチ部を貫通して壁部に至ることで発生した。写真-5b)に示した短繊維を混入したFF-10では、FN-10と違い斜めひび割れが複数発生し、破壊直前に斜めひび割れがハンチ部に緩やかに貫通した。写真-5c)に示した短繊維を混入し、せん断スパン長を1.0 mとしたFF-20では、FF-10に比べ斜めひび割れの角度が緩やかであった。このことに起因して、圧縮ストラットの幅²⁶⁾(図-21)が小さくなったため、耐力が小さくなったと考えられる。

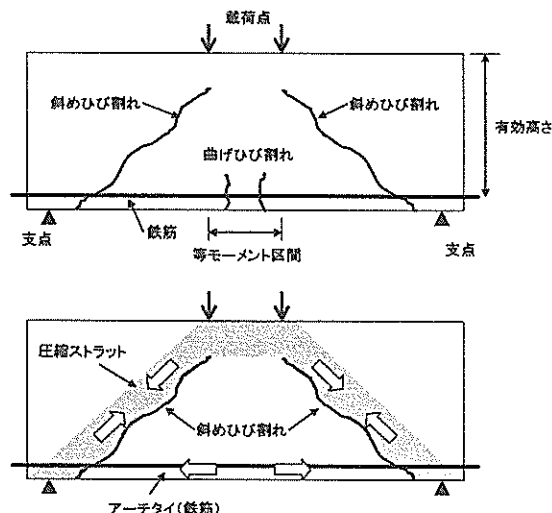


図-21 RC はりの4点曲げ荷重実験(上段:ひび割れ発生状況, 下段:斜めひび割れ後の耐荷機構)

b) 荷重-変位関係

図-22にFN-10, FN-10S, FF-10の荷重-変位関係を示す。すべてのケースにおいて荷重300 kN程度で曲げひび割れが発生し、800 kN程度で斜めひび割れが発生した。FN-10では、斜めひび割れ発生後、荷重増加に対する変位の増加量が他の2ケースに比べ大きくなった。短繊維を混入したFF-10とせん断補強鉄筋を配置したFN-10Sでは、荷重ピーク点までの範囲で曲線がほぼ一致した。普通コンクリートの両ケースでは荷重がピーク点から急激に低下したのに対して、短繊維を混入したFF-10では緩やかに低下した。

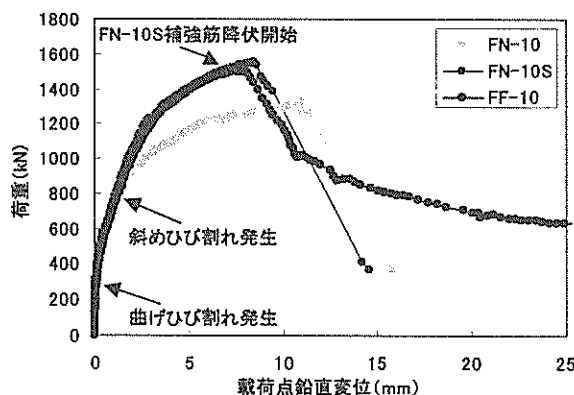


図-22 荷重-載荷点変位関係

c) 耐力に関する考察

図-23に短繊維混入率と最大荷重の関係を示す。FN-10の最大荷重は1325 kNとなったのに対して、FF-10では1504 kNとなり、短繊維を混入した効果が得られた。図-24にせん断スパン長と最大荷重の関係を示す。同図には普通コンクリートを対象としたせん断耐力の計算値と短繊維の効果を考慮した提案式による計算値をあわせて示す。せん断スパン長0.5 mのFF-10の実験値は、計算値に比べ大きくなり、提案式とほぼ同様の値を示した。実験値は、せん断スパン長が0.75 m, 1.0 mと大きくなるのともない小さくなっているが、その値もこの提案式とほぼ一致しており、実験結果を推定可能であることが確認できた。

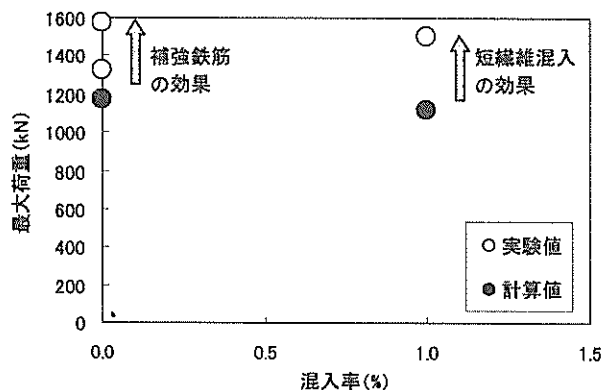


図-23 短繊維混入率-最大荷重関係

この提案式は、図-20に示すように支持部分の幅 r を外壁厚の半分とし、せん断スパン長 a を合力点から外壁面までの距離として計算したものである。ここで検討した提案式と入力方法を用いることで、短繊維を混入したフーチングの実せん断耐力を精度良く推定でき、設計に用いることも可能であると考えられる。

4.3 棧橋上部工のはり

(1) 実験目的

港湾構造物のうちせん断抵抗が要求される構造物には、単純はりで設計される棧橋上部工のはりがある。短繊維混入によるせん断補強効果により、棧橋上部工のはりのせん断補強鉄筋量を減らすこと、またはそれ自体を無くすることができれば、コストダウンや施工の省力化につながり、あわせて、コンクリートの充填性が良くなるため、構造物の品質確保につながる可能性がある。そのため、棧橋上部工のはりを実寸大でモデル化した試験体を用いて載荷実験を行うことにより、せん断補強効果の検証を行った。

(2) 実験方法

実験ケースは表-7に示す2ケースである。B-Nでは普通コンクリートを使用し、B-Fでは短繊維補強コンクリートを使用した。図-25に試験体の概要を示す。試験体は、実際の棧橋上部工のはり部を実寸大で模擬したものである。本実験はせん断破壊させることを目的としたため、試験体では曲げ破壊防止のために引張側主鉄筋を実設計のD22/SD345からD29/USD685に変更して用いた。せん断補強鉄筋は、コンクリートが負担するせん断耐力のみを測定するため配置していない。また、載荷装置の容量を考慮して、実設計のはり幅が800 mmであるのに対して試験体の幅を300 mmとした。

写真-6に載荷状況を示す。実寸大模型試験体の載荷は、設計時の上載荷重および鋼管杭点での支持を考慮して、載荷の安定性が得られる4点曲げ載荷(載荷点2点と支点2点の合計4点ではりに曲げモーメントを作用させる載荷方法、図-21)とした。支点間長さを4500 mm、載荷点間長さを500 mm、せん断スパン長さを2000 mmとして載荷を行った。支点で試験体を支持し、載荷点に荷重を作用させ、荷重を増加させることで試験体を破壊に至らせた。荷重がピーク点に達した後、荷重が最大荷重の5割程度に

低下した時点で載荷を終了した。

(3) 実験結果

a) 破壊性状と荷重-変位関係

写真-7および図-26に破壊性状および荷重-変位関係を示す。両ケースの破壊過程は、荷重200 kN程度で等モーメント区間の引張縁に曲げひび割れが発生し、600 kN前後でせん断スパン内に載荷点と支点を結ぶように斜めひび割れが発生し、荷重の増加とともにそのひび割れ幅が拡大した。B-Nでは、載荷点間の圧壊により荷重が1293 kNから一時的に低下し、若干の荷重増加後、斜めひび割れの載荷点外側への貫通により破壊に至った。B-Fでは、荷重1525 kNにおいて試験体圧縮縁への斜めひび割れの貫通により破壊に至った。B-Fでは、斜めひび割れの発生から900 kN程度の荷重増加が確認された。

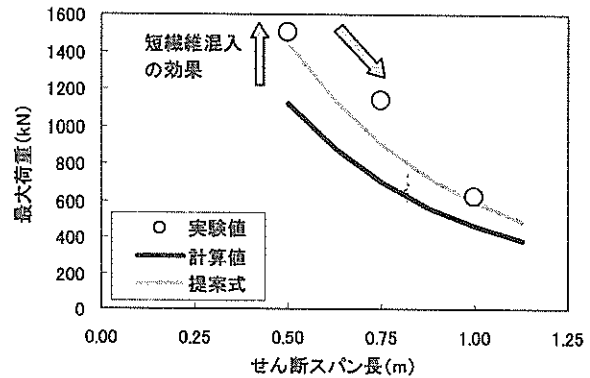


図-24 せん断スパン長-最大荷重関係

表-7 実験ケース

試験体名	混入率 %	せん断耐力		
		実験値 kN	計算値 kN	実験/計算
B-N	0.0	1293	1020	1.27
B-F	1.0	1525	976	1.56

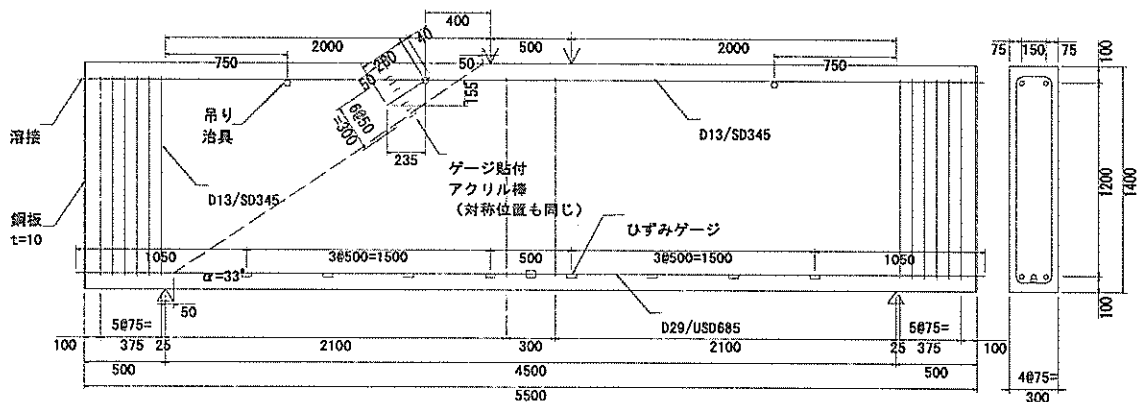


図-25 試験体形状寸法および配筋

b) 耐力に関する考察

図-27にせん断スパン長と最大荷重の関係を示す。同図には普通コンクリートを対象にした計算式と短繊維の効果を検討した提案式を示す。短繊維を混入したケースの最大荷重は、計算値に比べ大きくなり、橋橋上部工のはりのせん断補強鉄筋量を低減できる可能性を示した。

両ケースとも実験値が計算値より大きな値となった。また、短繊維の効果による荷重の増加割合は、計算と実験でほぼ同程度となった。本実験のような有効高さ(図-21)が大きいはりに従来の普通コンクリートを対象とした計算式(提案式)では対応できなかった可能性がある。そのため、この部分が今後の検討課題となったが、設計に用いる場合に安全側の評価を与えるため、この提案式を用いることが可能であると考えられる。

4.4 消波ブロック

(1) 目的

海岸等に設置される消波ブロックには、一般に無筋もしくは少量の鉄筋を配置したコンクリートが用いられる。そのため、供用中に脚の折損などにより積み上げ高さが不足し、必要な消波機能が発揮できなくなる事例が散見される。

本研究では、短繊維補強コンクリートを適用することで、消波ブロックの脚折れが防止できるかどうか検討した。その際、PVA短繊維混入率をパラメータにした実寸大モデルによる荷重実験を実施した。ここでは、その結果について報告する。

(2) 実験方法

実験ケースは、表-8に示す混入率をパラメータにした4ケースとした。試験体形状・寸法および荷重方法の概要を図-28に、荷重状況を写真-8に示す。試験体は、それぞれの脚が平面上120°の角をなす4脚からなる形状である。消波ブロックに実際に作用する荷重は、明確ではないので、ここでは図-28のようにモデル荷重を設定し、同図下側の3脚を支点として鉛直方向に固定し、水平方向を自由にして、残りの1脚に鉛直方向荷重を作用させることで荷重を行った。支点は、摩擦低減のために、同図のように構成した。

計測は、荷重、変位、コンクリートひずみについて行った。変位の計測は、荷重点と支点の鉛直変位を対象に行った。なお、表-8におけるひび割れ荷重は、荷重中に10 kNピッチで行ったひび割れ観察でひび割れを目視できた時点の荷重または最大荷重である。

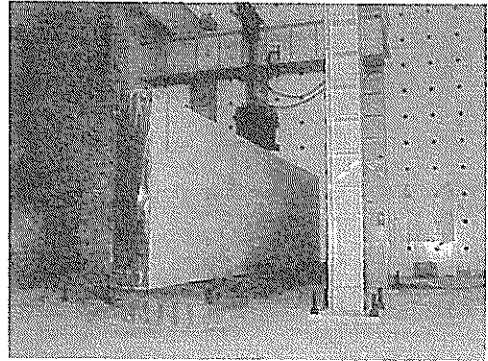


写真-6 はり試験体の荷重状況

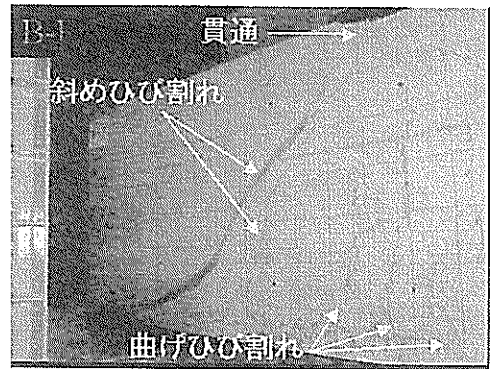


写真-7 破壊状況

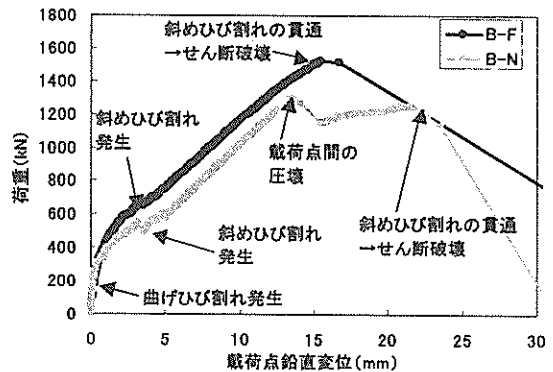


図-26 荷重-変位関係

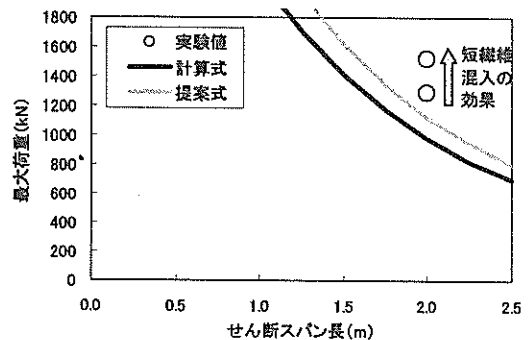


図-27 せん断スパン長と最大荷重の関係

(3) 実験結果

a) 破壊形態と荷重-変位関係

荷重-変位関係を図-29に示す。T-00の破壊過程は、支点3脚のうち1脚にひび割れが発生するとそのひび割れに起因してその脚が折曲がり、破壊に至った。最大荷重から破壊までの荷重低下は急激であった。T-03の破壊過程は、T-00とほぼ同じであったが、脚の折曲がりにもなう荷重の低下は図-29に示したように緩やかであった。T-05では、ひび割れ発生から荷重の上昇があり、荷重低下後も載荷点変位が1.0 mmを越えるまで荷重を保持し続けた。T-10では、ひび割れが発生し、変位が増加し始めた0.1 mm以降においても荷重が緩やかに上昇した。短繊維を混入したすべての試験体で、破壊を生じた脚以外の2脚においてもひび割れの発生を確認することができた。

b) コンクリートひずみ

引張側および圧縮側コンクリートのひずみ履歴を図-31および図-32に示す。引張側のゲージは、図-30に示すように、支点側に100 mm離れ、下面から脚周りに30°回転した位置に貼付し、圧縮側のゲージは、脚の交点から支点側に35 mm離れ、上面に貼付した。同図は、引張側を正、圧縮側を負と表示した。図-31の引張側ひずみは、はじめ荷重増加にともない上昇し、脚の交点から微細ひび割れが入り始めることで応力解放により減少した。T-00ではひずみが急激に減少したのに対して、短繊維を混入した試験体では、ひずみの減少域でも荷重が増加した。また、図-32の圧縮側ひずみT-10がT-00に比べ、負側に大きなひずみまで荷重を保持した。これらの結果から短繊維のひび割れ面での架橋効果により、応力が伝達され、ひび割れ発生後においても荷重上昇が可能であったと判断できる。

c) 耐荷力に関する考察

短繊維を1.0%混入することで最大荷重は、無混入のケースの2.2倍となった。これは、短繊維のひび割れ面での架橋効果に起因すると考えられる。加えて、今回の試験体の形状では破壊面が円形であったため、中立軸から遠い、引張ひずみ（ひび割れ幅）が大きくなる領域の面積が相対的に小さかったことが耐荷力に有利に働いたと考えられる。

耐荷力といくつかのパラメータの相関関係を調査した。混入率および破壊エネルギーの基本値と最大荷重の相関関係を図-33に示し、各種パラメータと耐荷力の関係を表-9に示す。最大荷重と混入率の関係は、ほぼ直線的な関係になったが、ひび割れ荷重は、混入率0.3 %から1.0 %まではほぼ横這いになった。破壊力学特性値は、RILEM法に準拠した曲げ試験により得られた値である。これら

の値と最大荷重に直線的な関係が得られ、相関係数が1に近い値になった。この結果より、これらの値による耐荷力の評価が可能であることが確認できた。

表-8 実験ケースと実験結果

試験体名	混入率 %	実験結果		
		圧縮強度 N/mm ²	ひび割れ荷重 kN	最大荷重 kN
T-00	0.0	37.7	191	191
T-03	0.3	39.8	254	254
T-05	0.5	38.8	260	274
T-10	1.0	39.8	290	421

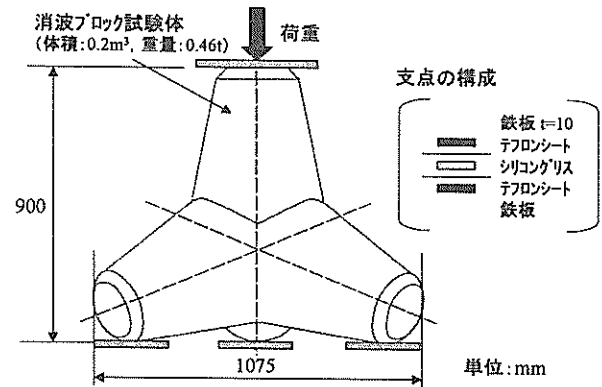


図-28 試験体形状寸法と載荷方法

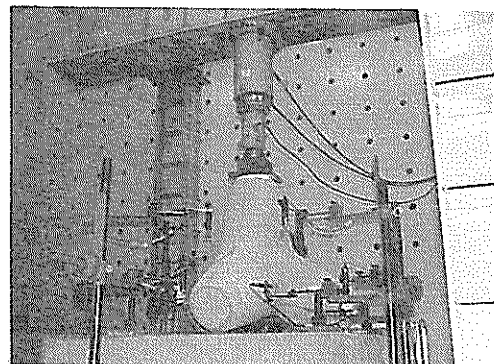


写真-8 消波ブロック試験体

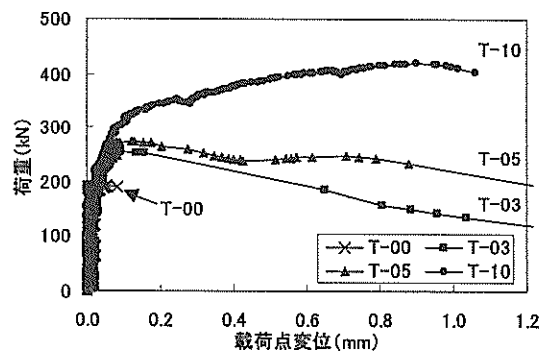


図-29 荷重-変位関係

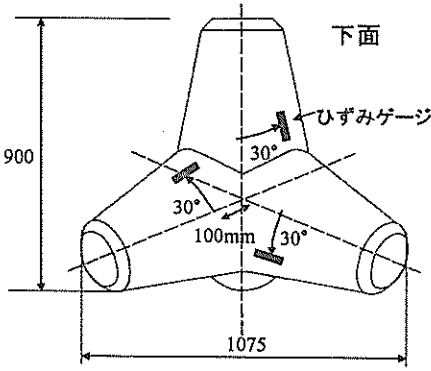
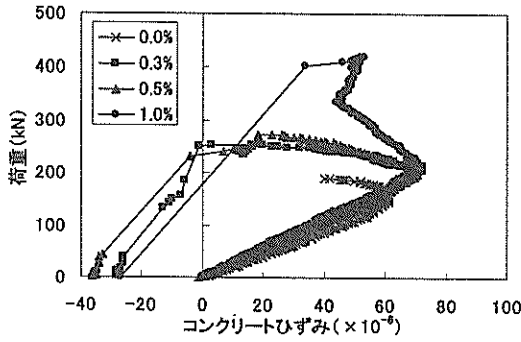
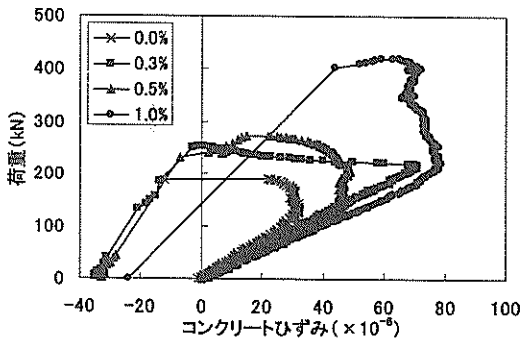


図-30 ひずみゲージ貼付位置 (下面)



a) 折曲がり脚



b) 隣接した脚

図-31 引張側コンクリートひずみ (下面のゲージ)

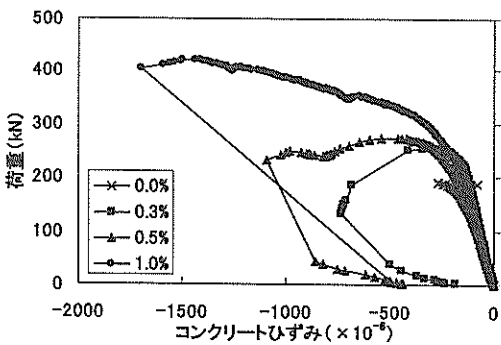
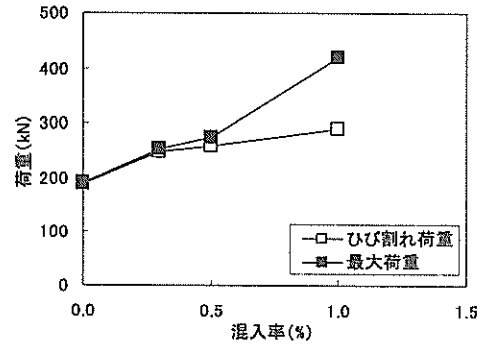
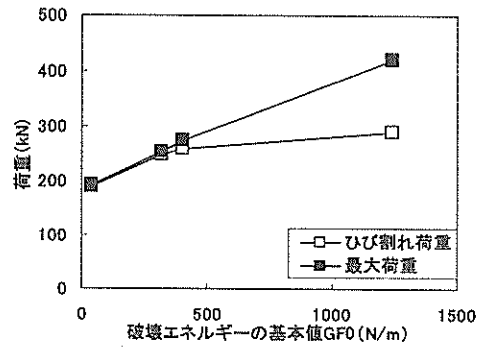


図-32 圧縮側コンクリートひずみ (上面のゲージ)



a) 混入率



b) 破壊エネルギーの基本値

図-33 各種パラメータと耐荷力の関係

表-9 各種パラメータと最大荷重の相関係数

パラメータ	相関係数
混入率	0.987
破壊エネルギーの基本値 G_{FD0}	0.998
折曲がり点応力 σ_{BP}	0.995
引張応力比 σ_{BP}/σ_t	0.998

4.5 まとめ

本実験により、以下の知見が得られた。

- (1) ケーソンのフーチングの構造形式においても短繊維の混入により、せん断耐力が増加した。
- (2) フーチング長を変化させた場合でも、提案式で算定した計算値と実験値に近い値になり、設計に適用可能であることが確認できた。その場合の支持部分の幅 r には外壁厚の半分、せん断スパン長 a には合力点から外壁面までの距離を用いることが有効であった。
- (3) 栈橋上部工のはりの構造形式においても短繊維の混入により、せん断耐力が増加した。
- (4) 提案式により算定した計算値に比べ、実験値が大きくなった。しかしながら、安全側の評価を与えるため、短繊維補強コンクリートのはりの設計にはこの提

案式を用いることが可能であることが確認できた。

- (5) 消波ブロック模型実験において、短繊維を混入した試験体は、ひび割れ発生による急激な荷重低下が見られず、荷重上昇または緩やかな荷重低下となった。
- (6) 今回の試験体形状では、短繊維を1.0%混入することで、最大荷重が無混入の場合の2.2倍となった。
- (7) 短繊維混入による耐荷力増加量は、破壊力学特性値によって評価可能であった。

5. コスト試算による経済性の検討

5.1 はじめに

短繊維を混入することで、構造性能が改善されることが実寸大模型実験により確認されたケーソン式護岸（防波堤）、栈橋上部工、L型ブロック、消波ブロックの4つの構造物を選定してコスト試算による経済性の検討を実施した。試算では、普通コンクリートを用いたケースと短繊維補強コンクリートを用いたケースの比較を行った。なお、コスト試算における対象構造物の構造諸元等は、文献23)および24)を参考に設定した。

5.2 ケーソン

(1) 目的

護岸や防波堤に用いられるケーソンには、転倒や滑動に対する安定性が求められる。それらは、ケーソンの幅や構造物の重量などを大きくすることで高めることができる。ケーソンを大きくする方法として、ケーソン外壁にフーチングを設けることが行われており、長さ1 m程度のものが多く用いられている。ここでは、フーチングに短繊維を混入することでその長さを長くすることを検討した。表-10にコストへの影響要因を示す。

(2) コスト試算条件

図-34に示す高さ12.6 m、1函あたりの長さ15.0 mのケーソン式護岸をモデルにコスト試算を実施した。試算の条件を表-11に示す。

(3) コスト試算結果

コスト試算結果を表-11に示す。また、設計計算例として、ケース4の作用せん断力と設計せん断耐力の計算手順および結果を付録に示す。設計せん断耐力の算定にあたっては、実験による検討結果を考慮して、支持部分の幅 r を外壁厚さの半分とし、せん断スパン長 a を地盤反力の合力点から外壁面までの距離とした。

図-35にフーチング長とせん断力の関係を示す。フーチング長が長くなるのにもない作用せん断力は大きくなり、短繊維補強コンクリートの設計せん断耐力は小さく

なっており、フーチング長1.75 m程度で設計せん断耐力が作用せん断力を下回っている。この図は、ケース4のフーチング長1.70 mではせん断力に関する照査が合格となり、ケース5の1.75 mでは不合格となることを表している。

コスト試算の結果を図-36に示す。短繊維補強コンクリートを用いたケース4で費用が最も小さくなり、1 mあたりの建設費用がケース1に比べ18%程度、ケース2に比べ3%程度低減された。加えて、ケース4では、フーチング部におけるせん断補強鉄筋の配筋工程が省けることで若干の工期短縮になることも考えられる。付録の図-42にフーチング高とフーチング長を変化させた場合の1 mあたりのせん断耐力を示す。フーチング高を大きくすることでさらに大きなせん断耐力が得られることが分かる。

表-10 ケーソンにおけるコストへの影響項目

コスト減少要因	コスト増加要因
・ 本体幅減少にともなう材料費	・ 短繊維の材料費 ・ 延長したフーチングの材料費

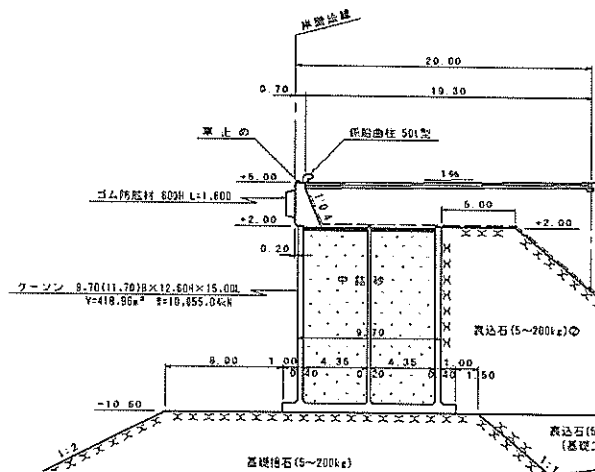


図-34 試算ケーソンの形状・寸法

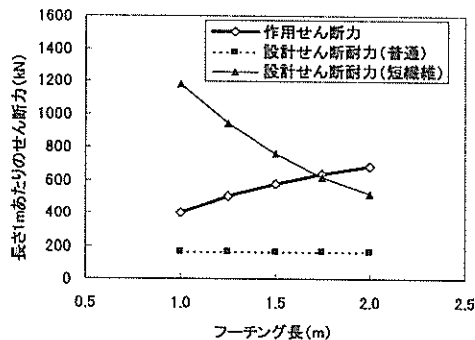


図-35 フーチング長とせん断力の関係

表-11 ケーソンでのコスト試算（上：試算条件，中：試算ケース，下：試算結果）

	項目	条件
設計条件	対象	ケーソン式護岸
	寸法	高さ H : 12.6m 長さ L : 15.0m
	潮位	H.W.L = +4.09m L.W.L = +0.10m
	設計震度 k_h	0.14
	裏込め材	+5.00~+2.00 m : 土砂 ($\phi = 30^\circ$, $\gamma = 18.0 \text{ kN/m}^3$, $\gamma' = 10.0 \text{ kN/m}^3$) +2.00 m ~ : 裏込石 ($\phi = 40^\circ$, $\gamma = 18.0 \text{ kN/m}^3$, $\gamma' = 10.0 \text{ kN/m}^3$)
	摩擦係数 μ	0.6 (コンクリートと捨石)
	設計基準強度 f_{ct}	24 N/mm ²
設計上の仮定	設計の前提	転倒および滑動に対する安定性照査を満足する。
	許容端支圧 (地盤反力 q_1 の限界値)	600 kN/m ² 以下
	フーチング厚	0.6 m (幅 < 1.5 m) 1.0 m (幅 \geq 1.5 m)
	せん断耐力算定式	普通コンクリート — 設計式 短繊維補強コンクリート — 提案式
積算条件	ケーソン本体の費用	普通コンクリート : 55 000 円/m ³ 短繊維補強コンクリート : 65 000 円/m ³ (混入率 1.0%)
	中詰め砂の費用	1 800 円/m ³
	せん断補強鉄筋の費用	100 000 円/t

		ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4	ケース 5
試算変数	フーチング	なし	あり	あり	あり	あり
	コンクリート種類	普通	普通	普通	短繊維	短繊維
	長さ (m)	—	1.00	1.50	1.70	1.75
	厚さ (m)	—	0.6	1.0	0.6	0.6

		ケース 1	ケース 2	ケース 3	ケース 4	ケース 5
設計計算	許容本体幅 (m)	12.2	8.9	8.1	7.9	7.9
	作用せん断力 (kN)	—	382.6	461.6	627.6	635.4
	コンクリートが負担する せん断耐力 (kN)	—	210.6	267.2	—	—
	せん断補強鉄筋が負担する せん断耐力 (kN)	—	279.5	278.4	—	—
	合計せん断耐力 (kN)	—	490.1	545.6	644.9	619.5
	せん断力に対する照査	—	OK	OK	OK	NG
堤体幅 1mあたりの費用 比 ^{*1}	本体	1.02	0.85	0.80	0.79	—
	中詰め砂	0.16	0.11	0.10	0.08	—
	フーチング	0.00	0.04	0.11	0.10	—
	全体	1.18	1.00	1.01	0.97	—

*1 : ケース 2 の全体費用を 1 としたときの比

5.3 棧橋上部工

(1) 目的

棧橋上部工のはりには、大きなせん断耐力が求められ、せん断補強鉄筋が密に配筋される。このはりについて、短繊維混入によるせん断補強効果により、せん断補強鉄筋を削減することを検討する。せん断補強鉄筋を無くすことにより、その工事費が無くなり、コストが低減できる可能性がある。コストへの影響要因を表-12に示す。

(2) コスト試算条件

図-37に示す外形寸法 16.0m×0.8m×1.4m の棧橋上部工における法線平行方向はりを対象として試算を実施した。試算条件を表-13に示す。

(3) コスト試算結果

設計計算およびコスト試算の結果を表-13および図-38に示す。ケース2ではせん断補強鉄筋を配置しない場合でもせん断力の照査が合格となった。しかし、試算結果では、ケース1に比べケース2の費用が、はり1本あたりでは約8%の増加、上部工全体では約4%の増加となった。短繊維を混入したケースでは、コストアップとなり、コスト削減効果が得られなかった。しかしながら、せん断補

強鉄筋を配筋しないことにより、コンクリートの施工性の向上、工期短縮による足場や支保工損料の低減などのメリットを考えることも可能である。

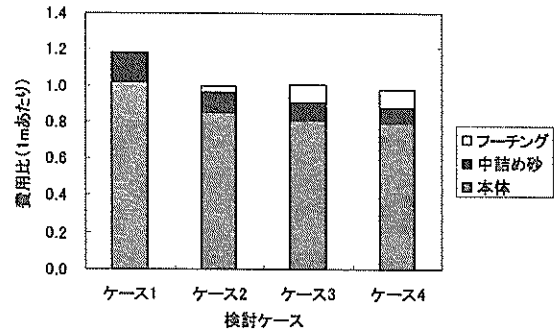


図-36 ケーソンのコスト比較

表-12 棧橋上部工はりにおけるコストへの影響項目

コスト減少要因	コスト増加要因
・せん断補強鉄筋の材料費、工事費	・短繊維の材料費

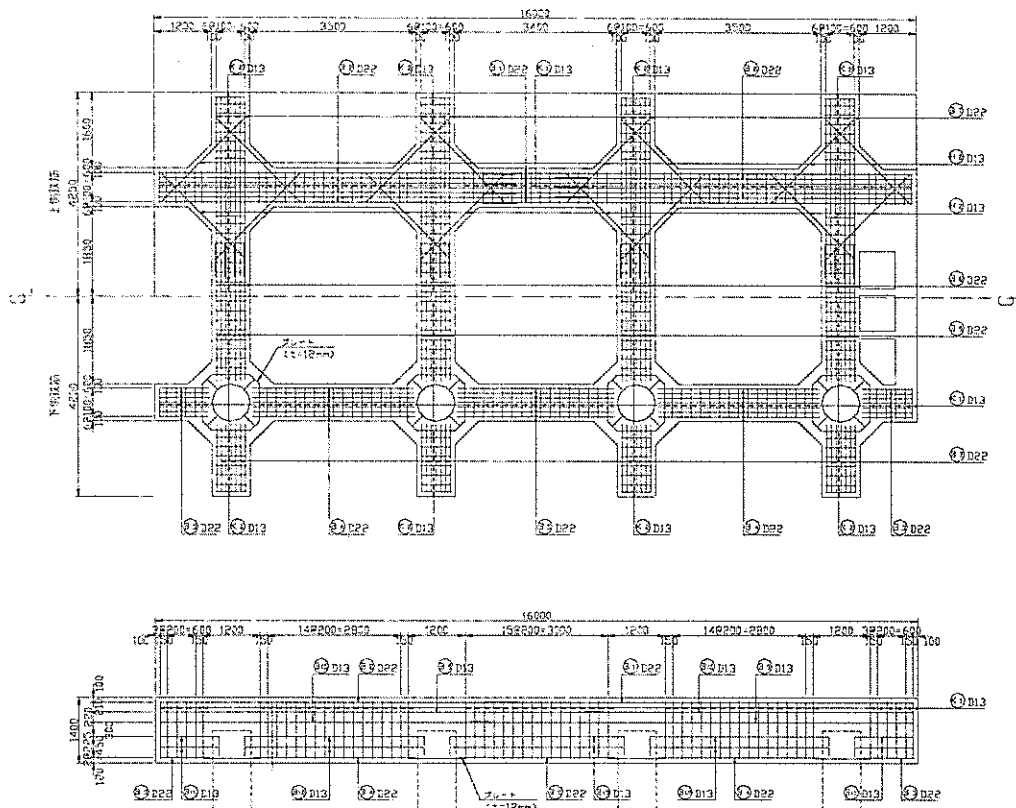


図-37 棧橋上部工の形状・寸法および配筋 (上図：平面図，下図：側面図)

表-13 栈橋上部工のコスト試算（上：試算条件，中：試算ケース，下：試算結果）

項目	条件	
設計条件	対象	栈橋上部工
	対象はりの寸法	はり幅 B : 0.8 m はり高 H : 1.4 m (有効高さ d : 1.3 m) 鋼管杭間距離: 4.5 m
	はりの鉄筋	引張側主鉄筋: D22-7 本 せん断補強鉄筋: D13-200 mm ピッチ
	設計基準強度 f_{ck}	24 N/mm ²
	荷重条件	自重, クレーン荷重など
	断面力の算出方法	2次元骨組みモデル
	検討ケース	短手方向はり, 地震時 (作用せん断力が最大となるケース)
設計上の仮定	せん断耐力算定式	普通コンクリート - 設計式 短繊維補強コンクリート - 提案式
	入力値: 支持部分の幅 r	100 mm
	入力値: せん断スパン長 a	2250 mm (支間長の半分)
積算条件	鉄筋コンクリートの費用 (せん断補強鉄筋を除く)	普通コンクリート : 52 500 円/m ³ 短繊維補強コンクリート: 62 500 円/m ³ (混入率 1.0%)
	せん断補強鉄筋の費用	200 000 円/t
	短繊維の混入部分	打込み 1 リフト目にあたるはり高さ 1000 mm までとする。

	ケース 1	ケース 2	
試算変数	コンクリート種類	普通	短繊維
	せん断補強鉄筋の有無	あり	なし
	せん断補強鉄筋間隔 (mm)	200	-

	ケース 1	ケース 2	
設計計算	作用せん断力 (kN)	511.5	511.5
	コンクリートが負担するせん断耐力 (kN)	253.2	1425.9
	せん断補強鉄筋が負担するせん断耐力 (kN)	429.7	0.0
	合計せん断耐力 (kN)	682.9	1425.9
	せん断力に対する照査	OK	OK
はり 1 本あたりの費用比 ^{*1}	鉄筋コンクリート (補強鉄筋を除く)	0.95	1.08
	せん断補強鉄筋	0.05	0.00
	全体	1.00	1.08
上部工全体の費用比 ^{*1}	鉄筋コンクリート (補強鉄筋を除く)	0.95*	1.04
	せん断補強鉄筋	0.05	0
	全体	1.00	1.04

*1: ケース 1 の全体費用を 1 としたときの比

5.4 L型ブロック

(1) 目的

係船岸に用いられるL型ブロックは、浮力を利用して運搬可能なケーソンに比べ、重量増加が据え付け工程や運搬用重機に与える影響が大きい。このL型ブロックの軽量化を考え、1ブロックあたりの長さを長くすることによる据え付け回数の低減を検討し、コスト試算を行う。増減する費用項目を表-14に示す。

(2) コスト試算条件

図-39に示す扶壁を有する高さ7.5m、床版幅5.2mのL型ブロック式係船岸を対象として試算を実施した。試算には、表-15の試算条件を用いた。係船岸の設置延長は315mを想定した。

(3) コスト試算結果

コスト試算の結果を表-15および図-40に示す。ケース1からのケース3の製作費の増加が据付費の減少を超える結果となったため、全体費用が約7%の増加となり、コスト縮減効果が得られなかった。今回は検討しなかったが、軽量コンクリートを用いることで、地盤への影響の低減などによるコストメリットがあり、これらを検討することも可能である。

5.5 消波ブロック

(1) 目的

波力低減のために港湾施設の周囲に設置される消波ブロックは、経年の波力により脚折れが発生し、全体の沈下を招く。その消波性能を維持するためには積み直しが必要であり費用が生じる。短繊維を混入することで脚折れを抑制することができるため、積み直し費用の削減が図れ、維持管理費の観点からメリットが考えられる。表-16に増減する費用項目を示す。

(2) コスト試算条件

表-17に示したA港における消波ブロックの損傷状況の調査によれば、建設後30年で完全な状態（損傷レベルA）にある消波ブロックは、88%であり、残りの12%は何らかの損傷を受けている状況にある。これを参考に表-18に示す試算条件および試算ケースに従いコスト試算を行った。なお、試算には維持管理費を含めた。

(3) コスト試算結果

試算結果を表-18および図-41に示す。維持管理費を含めた全体費用について、短繊維混入率0.5%、損傷を受けないとしたケース3では、ケース1の全体費用を4%程度下回った。

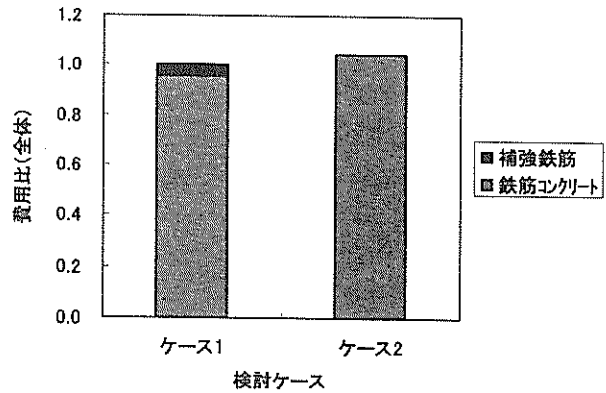


図-38 栈橋上部工のコスト比較（上部工全体）

表-14 L型ブロックにおけるコストへの影響項目

コスト減少要因	コスト増加要因
・ブロック設置にかかる工事費	・短繊維の材料費 ・軽量コンクリートの材料費

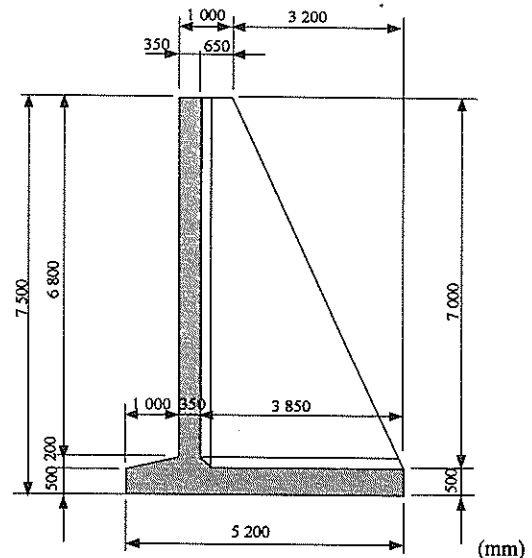


図-39 L型ブロックの形状寸法

表-16 消波ブロックにおけるコストへの影響項目

コスト減少要因	コスト増加要因
・積み直し費用	・短繊維の材料費

表-15 L型ブロックのコスト試算（上：試算条件，中：試算ケース，下：試算結果）

項目	条件	
設計条件	対象	L型ブロック式係船岸
	係船岸延長	315 m
	基本寸法	高さ H : 7.5 m 長さ L : 7.0 m (扶壁間隔 3.45 m) 床版幅 B : 5.2 m
設計上の仮定	コンクリートの力学性能	短繊維を 0.5 % 混入した軽量コンクリートは、普通コンクリートと同等以上の力学性能を有するものとする。
	基本設計	扶壁や吊り治具などの数量は変更しないものとする。
積算条件	L型ブロックの製作費	普通コンクリート : 55 000 円/m ³ 軽量コンクリート : 65 000 円/m ³ 短繊維補強軽量コンクリート (混入率 0.5 %) : 70 000 円/m ³
	L型ブロックの据付費	750 000 円/個

	ケース 1	ケース 2	ケース 3	
試算変数	1ブロックの長さ (m)	7.0	9.0	9.0
	ブロックの必要数	45	35	35
	コンクリート種類	普通	軽量・短繊維	軽量・短繊維
	単位容積質量 (t/m ³)	2.3	1.8	1.8
	短繊維混入の高さ (m)	—	全体	ハンチ上側から 400 mm

	ケース 1	ケース 2	ケース 3	
ブロック数				
	45	35	35	
1ブロックあたり ^{*1}	製作	0.017	0.027	0.026
	据付	0.005	0.005	0.005
全体費用比 ^{*1}	製作	0.77	0.93	0.89
	据付	0.23	0.18	0.18
	全体	1.00	1.11	1.07

*1：ケース1の全体費用を1としたときの比

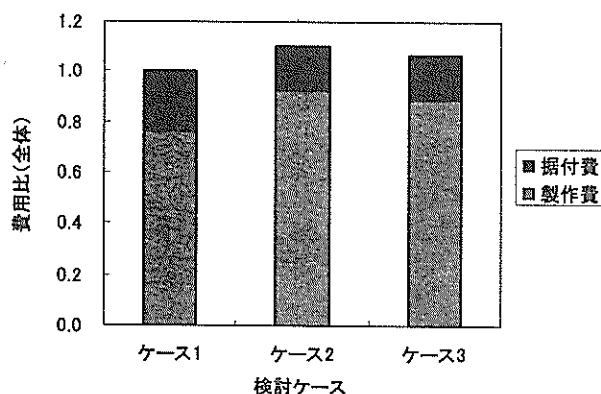


図-40 L型ブロックのコスト比較

表-17 A港での消波ブロック損傷状況

対象 *1	仕様	建設から の年数	総数	消波ブロックの損傷レベル*2			損傷割合(%)		
				A	B	C,D,E	A	B	C,D,E
防波堤1	4t	不明	300	169	10	121	56	3	40
防波堤2	4t	33	1134	1046	25	63	92	2	6
離岸堤1	6.3t	32	544	448	55	41	82	10	8
離岸堤2	6.3t	32	570	544	22	4	95	4	1
離岸堤3	6.3t	32	567	548	11	8	97	2	1
離岸堤4	6.3t	31	603	573	23	7	95	4	1
離岸堤5	6.3t	31	604	576	15	13	95	2	2
離岸堤6	6.3t	31	610	458	53	99	75	9	16
合計			4932	4382	214	356	88	4	7

*1 調査対象:防波堤または離岸堤, テトラポッド型消波ブロック

*2 損傷レベル-A:健全なブロック, B:一部損傷したブロック, C, D, E:損傷したブロック

表-18 消波ブロックのコスト試算 (上:試算条件, 中:試算ケース, 下:試算結果)

項目	条件
供用年数	50年
消波ブロック数	1000個
消波ブロックの仕様	テトラポッド4t型 (3.68 t, 1.6 m ³)
消波ブロック1個あたりの製作費	40 000 円 (型枠損料, 材料費, 工事費)
消波ブロック1個あたりの据付費	30 000 円 (海上据付)
短繊維による材料費	①混入率0.5%:5 000 円/m ³ ②混入率1.0%:10 000 円/m ³
積み直し期間	10年ごと

		ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
試算 変数	コンクリート種類	普通	短繊維	短繊維	短繊維
	短繊維混入率	—	0.5%	0.5%	1.0%
	損傷の有無	あり	あり	なし	なし
	消波ブロックの損傷割合 (10年ごとの積み直し割合)	4%	2%	—	—

		ケース1	ケース2	ケース3	ケース4
費用比*1	初期費用	0.86	0.96	0.96	1.06
	全体費用	1.00	1.03	0.96	1.06

*1:ケース1の全体費用を1としたときの比

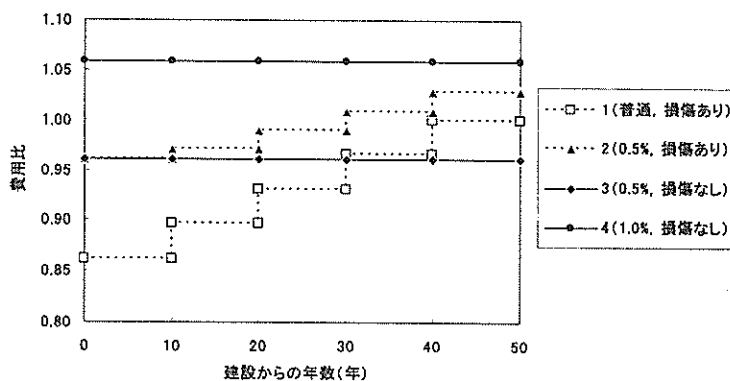


図-41 ライフサイクルコストの試算結果

6. 港湾構造物への適用性の評価

6.1 はじめに

これまでに述べた短繊維補強コンクリート構造物の構造性能、施工性、経済性に基づいて行った適用性の比較結果を表-19に示す。ここで、評価は、「特に優れる」、「有効（優れる）」、「同等」、「劣る」の4段階とした。また、構造性能および施工性は、コスト試算で最も経済的であったケースについて比較したものである。以下にそれぞれの判定理由を示す。

6.2 構造性能の評価

ケーソン式護岸では、コスト試算においてフーチング長を長くすることでコストメリットが得られる結果となった。しかしながら、構造性能の面ではフーチング長を長くすることで作用せん断力が増加し、せん断耐力が減少する。そのため、せん断力に対する安全の余裕度は小さくなり、設計上は「□同等」と評価した。

栈橋上部工では、短繊維（混入率1.0%）とせん断補強鉄筋の置き換えをコスト試算で想定したため、設計上の構造性能は「□同等」と評価した。

L型ブロック係船岸では、コスト試算において軽量コンクリートとしたときの引張強度の低下を補うために、短繊維を混入率0.5%で用いた。設計上、耐力は同等としたが、載荷実験において耐震性の向上が得られたため、「○優れる」と評価した。

消波ブロックでは、載荷実験において短繊維混入率0.5%で耐荷力が1.5倍となった。経済性の検討項目が設計に影響を与えないため、「◎特に優れる」とした。

6.3 施工性の評価

ケーソン式護岸では、本体幅が短くなり、本体の施工量が減少するため、「○優れる」と評価した。

栈橋上部工では、せん断補強鉄筋を配置しないため、せん断補強鉄筋の配筋の省略が可能であり、また、コンクリートの施工性が向上するため、「○優れる」と評価した。

L型ブロック係船岸では、据え付けブロック数が減少するメリットがあるが、ブロック長が長くなることや軽量コンクリートの施工性を考慮して「□同等」と評価した。

消波ブロックでは、短繊維を混入した場合でも施工性は変化しないため、「□同等」と評価した。

6.4 経済性の評価

経済性の判定は、コスト試算の結果にしたがった。消

波ブロックの今回のコスト試算が比較的穏やかな波浪条件であったため、コスト縮減率が4%にとどまった。しかしながら、据え付け箇所や波力（波高）によっては、コストメリットがより大きくなるため「◎特に優れる」と評価した。また、消波ブロックの経済性の有効性は、初期建設費では劣るものの、積み直しの必要性が生じた場合の維持管理費は低減できるため、このようなことが想定される海域での条件下で経済性が特に優れることになる。したがって、「(◎)」として評価した。

6.5 まとめ

総合評価として、消波ブロックは、構造性能の改善が大きく、実施工への適用がもっとも容易であるため「◎特に優れる」と評価した。実寸大モデル実験により有効性が確認されたケーソン式護岸を「○有効」とした。栈橋上部工とL型ブロック係船岸では経済性で劣るものの、構造性能または施工性で有効であるため、「□同等」とした。

表-19 港湾構造物への適用性に関する比較

構造物名	比較項目			総合評価
	構造性能	施工性	経済性	
ケーソン式護岸	□	○	○	○
栈橋上部工	□	○	△	□
L型ブロック係船岸	○	□	△	□
消波ブロック	◎	□	(◎)	◎

◎特に優れる, ○有効(優れる), □同等, △:劣る

7. まとめ

本研究において、得られた知見を以下にまとめる。

- (1) 短繊維を混入したコンクリートの押抜きせん断耐力は、コンクリート種類にあまり影響されなかった。軽量コンクリートの押抜きせん断耐力が普通コンクリートのものに比べ小さくなるため、短繊維混入による補強効果は、普通コンクリートに比べ軽量コンクリートの方が大きくなった。また、PVA短繊維の混入により、ひび割れ分散性および耐荷性能が改善された。

- (2) 3次元有限要素解析を用いて、実験における普通コンクリートと軽量コンクリートの最大荷重を再現することができた。そのため、栈橋上部工などの実構造物の押抜きせん断耐力を評価することができる可能性を示した。短繊維補強した軽量コンクリートの解析において、実験の最大荷重までの剛性は再現できたものの、最大荷重に大きな差が生じた。短繊維補強コンクリートを対象とした解析を精度良く行うためには、ひび割れモデルや材料構成則を含めて検討する必要がある。
- (3) ケーソンにおけるフーチングの構造形式においても短繊維の混入により、せん断耐力が増加した。フーチング長を変化させた場合でも、はりの提案式で算定した計算値と実験値が近い値になり、設計に適用可能であることが確認できた。その場合の支持部分の幅 r には外壁厚の半分、せん断スパン長 a には合力点から外壁面までの距離を用いることが有効であった。
- (4) 栈橋上部工はりの構造形式においても短繊維の混入により、せん断耐力が増加した。はりの提案式により算定した計算値に比べ、実験値が大きくなった。しかしながら、安全側の評価を与えるため、短繊維補強コンクリートはりの設計にはこの提案式を用いることが可能であることが確認できた。
- (5) 消波ブロックの載荷実験において、短繊維を混入した試験体は、ひび割れ発生が急激な荷重低下とならず、荷重上昇または緩やかな荷重低下となった。今回の試験体形状では、短繊維を1.0%混入することで、最大荷重が無混入の場合の2.2倍となり、短繊維混入による耐荷力増加量は、破壊力学特性値によって評価可能であった。
- (6) 短繊維を混入することでメリットが得られるケーソン式護岸、栈橋上部工、L型ブロック、消波ブロックの4つの構造物を選定してコスト試算を実施した。試算には、普通コンクリートを用いたケースと短繊維補強コンクリートを用いたケースのコスト試算を実施し、比較を行った。結果として、今回の試算条件では、ケーソン式護岸で3%、消波ブロックで4%のコスト縮減効果が得られ、栈橋上部工およびL型ブロックではコスト縮減効果が得られなかった。
- (7) 短繊維補強コンクリートは、消波ブロックおよびケーソン式防波堤(護岸)に適用することが構造的な性能、施工性、経済性の面で有効であると評価できた。

8. あとがき

これまでの基礎的な部材実験で得られた改善効果を踏まえて、本研究ではRCスラブの押し抜きせん断抵抗改善の検討、実寸大模型実験による構造的な性能の検討を実施し、今回取り上げた構造形式においても短繊維混入による構造的な性能の改善効果が確認できた。また、コスト試算による経済性を検討し、FRCをケーソン式護岸のフーチングに適用したケースと消波ブロックに適用したケースでコスト縮減効果が得られる結果となった。

今後、今回取り上げた形式の港湾構造物に短繊維補強コンクリートを適用する場合、本研究結果は構造的な性能および経済性の検討資料とすることが可能であり、既に報告した施工性の検討結果を考慮することで、実施工への適用が可能となると考える。

(2005年5月10日受付)

謝辞

本研究を実施するにあたりご助言を頂きました九州地方整備局下関港湾空港技術調査事務所の各位に厚く御礼を申し上げます。また、実験および解析の実施にご協力を頂きました港湾空港技術研究所の加藤絵乃研究官、高橋良輔研究官、山内浩依頼研修生、長岡技術科学大学実務訓練生の佐伯奈都美氏、横沢篤氏に厚く御礼を申し上げます。

参考文献

- 1) 土木学会：鋼繊維補強コンクリート柱部材の設計指針(案)、コンクリートライブラリー、97、pp.7-18、71-79、1999。
- 2) 雨宮美子、川口哲生、二羽淳一郎：繊維補強された超軽量コンクリートの破壊力学特性値に関する実験、コンクリート工学年次論文集、Vol.24、No.2、pp.1453-1458、2002。
- 3) 例えば、蔵谷幸憲、福山洋、中野克彦、松崎育弘：高靱性型セメント系複合材料を用いた梁部材の構造的な性能、コンクリート工学年次論文集、Vol.21、No.3、pp.511-516、1999。
- 4) Victor C. Li：Reflections on the Research and Development of Engineered Cementitious Composites, Proceeding of the JCI International Workshop on Ductile Fiber Reinforced Cementitious Composites (DFRCC), pp.1-21、2002。

- 5) 横田弘, 伊藤始, 岩波光保, 加藤絵万: 短繊維混入によるコンクリート構造物の力学性能改善効果の定量評価, 港湾空港技術研究所資料, No.1071, 2004.3.
- 6) 伊藤始, 岩波光保, 横田弘: 短繊維補強コンクリートの施工性に関する検討, 港湾空港技術研究所資料, No.1087, 2004.9.
- 7) 伊藤始, 岩波光保, 横田弘: PVA 短繊維で補強した RC はりのせん断耐力評価に関する実験的研究, 土木学会論文集, No.774, V-65, pp.123-138, 2004.11.
- 8) 伊藤始, 岩波光保, 横田弘: PVA 短繊維で補強したコンクリートのひび割れ分散性に関する研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.1549-1554, 2004.6.
- 9) 伊藤始, 岩波光保, 横田弘: ビニロン短繊維により補強した軽量コンクリート L 型部材の力学性能, 構造工学論文集, 土木学会, No.50A, pp.979-990, 2004.3.
- 10) 土木学会: コンクリートポンプ施工指針 (平成12年版), コンクリートライブラリー, 100, pp.13-24, 2000.
- 11) 佐々木敏也, 谷口俊一, 依田佐知子, 柳井修司: 東北幹線沼宮内橋への軽量コンクリートの適用, コンクリート工学, Vol.40, No.2, pp.47-55, 2002.2.
- 12) 横田弘, 山田昌郎, 濱田秀則, 横沢和夫, 舟橋政司, 原夏生, 三輪俊彦, 岡本亨久, 榎木隆, 二羽淳一郎: 高性能軽量コンクリートの港湾構造物への適用に関する基礎的研究, 港湾技術研究所資料, No.967, 2000.9.
- 13) 横田弘, 山田昌郎, 山路徹, 横沢和夫, 三輪俊彦: 高性能軽量コンクリートによる港湾構造物建造に関する考察, 軽量コンクリートの性能の多様化と利用の拡大に関するシンポジウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.153-158, 2000.8.
- 14) 例えば, 舟橋政司, 原夏生, 横田弘, 二羽淳一郎: 繰返し荷重を受ける高性能軽量コンクリートはりの曲げ耐力, コンクリート工学年次論文集, Vol.24, No.2, pp.1477-1482, 2002.
- 15) 佐伯奈都美, 岩波光保, 伊藤始, 横田弘: 高性能人工軽量骨材コンクリートを用いた RC はりのせん断耐力, 土木学会第 59 回年次学術講演会講演概要集, No.V-480, pp.957-958, 2004.9.
- 16) 土木学会: コンクリート標準示方書 [構造性能照査編], pp.65-75, 2002.
- 17) 三上浩, 岸徳光, 田口史雄, 栗橋祐介: ビニロン短繊維を混入した四辺支持 RC 版の押し抜きせん断性状に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.26, No.2, pp.1555-1560, 2004.6.
- 18) 八若幹彦, 檜貝勇, 中村光, 斉藤成彦: 3D-FEM による RC スラブの押し抜きせん断破壊性状の解析, 構造工学論文集, 土木学会, No.47A, pp.1339-1346, 2001.
- 19) 計算力学研究センター: ATENA 理論マニュアル, 2004.2.
- 20) Menetrey P. and Willam K. J.: Tri-axial failure criterion for concrete and its generalization, ACI Structural Journal, Vol.92, No.3, pp.311-318, 1995.
- 21) 内田裕市, 六郷恵哲, 小柳治: 曲げ試験に基づく引張軟化曲線の推定と計測, 土木学会論文集, No.426, V-5, pp.203-212, 1991.2.
- 22) 土木学会: コンクリート構造物の非線形解析技術研究小委員会成果報告書, コンクリート技術シリーズ, 50, pp.88-104, 2003.1.
- 23) 日本港湾協会: 港湾の施設の技術上の基準・同解説 (下巻), 1999.4.
- 24) 沿岸開発技術研究センター: 港湾構造物設計事例集 (上巻), 沿岸開発技術ライブラリー, No.1, 1999.4.
- 25) 二羽淳一郎: FEM 解析に基づくディープビームのせん断耐荷力算定式の提案, 第 2 回 RC 構造のせん断問題に対する解析的研究に関するコロキウム論文集, 日本コンクリート工学協会, pp.119-126, 1983.
- 26) 例えば, 田邊忠顕, 檜貝勇, 梅原秀哲, 二羽淳一郎: コンクリート構造, 朝倉書店, pp.111-122, 1996.

付 録

【設計計算例 (ケース 4)】

■作用せん断力

フーチングの地盤反力: $P_1 = 486.93 \text{ kN/m}^2$, $P_2 = 393.08 \text{ kN/m}^2$

せん断力の照査位置は, 外壁面より $h/2$ の位置とするため, 照査位置での地盤反力 $P_3 = 409.64 \text{ kN/m}^2$ となる.

$$V_d = (L - h/2) (P_1 + P_3)/2 = (1.70 - 0.6/2) (486.93 + 409.64)/2 = 627.6 \text{ kN/m}$$

■設計せん断耐力 (提案式による算定, 詳細は本文を参照)

設計せん断耐力の算定は, 次式によるものとする.

$$V_{yd} = V_{cd} = 0.24 f_{cd}^{2/3} \beta_F \beta_{p2} \beta_{r/d} \beta_{a/d,2} b_w d / \gamma_b$$

設計基準強度 f_{ck} が 24.0 N/mm^2 であるため, 設計圧縮強度 f_{cd} を $18.5 \text{ N/mm}^2 (=24.0/1.3)$, 引張強度の特性値を $1.916 \text{ N/mm}^2 (=0.23 f_{ck}^{2/3})$ とする. 混入率 R_w を 1.0% , 支持部分の幅 r を壁厚の半分 200 mm , せん断スパン長 a を合力点から外壁面までの距離 ($a = L - (L - h/2)/2 = 1000 \text{ mm}$) とした条件で各パラメータは以下のようになる.

$$\beta_F = 1 + 0.2 \sigma_{Bpl} / (d/1000) = 1 + 0.2 \times (0.4 \times 1.0 \times 1.916) / (520/1000) = 1.295$$

$$\beta_{p2} = 1 + (100 p_w)^{1/2} = 1 + (100 \times 0.0028)^{1/2} = 1.525$$

$$\beta_{r/d} = 1 + 3.33 r/d = 1 + 3.33 \times (200/520) = 2.281$$

$$\beta_{a/d,2} = 1 / (1 + (a/d)^2) = 1 / (1 + (1000/520)^2) = 0.213$$

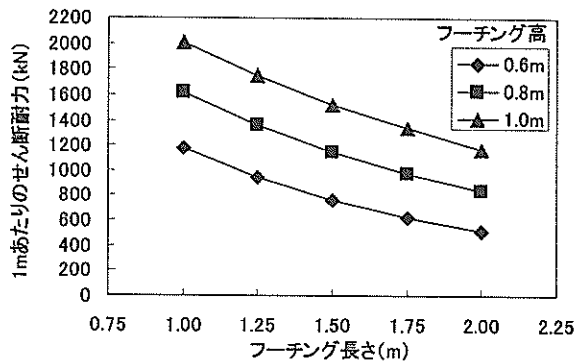
以上より, 設計せん断耐力 V_{yd} は以下のようになる.

$$\begin{aligned} V_{yd} = V_{cd} &= 0.24 \times 18.5^{2/3} \times 1.295 \times 1.525 \times 2.281 \times 0.213 \times 1000 \times 520 / 1.3 \\ &= 644940 \text{ N} = 644.9 \text{ kN} \end{aligned}$$

■フーチングのせん断力に関する照査結果

照査結果は, 以下のように合格となる.

$$\gamma_i V_d / V_{yd} = 1.0 \times 627.6 / 644.9 = 0.97 < 1.0$$



*算定条件: 設計基準強度 24 N/mm^2 , 外壁の壁厚: 400 mm , 主鉄筋比 0.0028 ,
かぶり 80 mm , 短繊維混入率 1.0% , 部材係数 1.3

図-42 フーチング高によるせん断耐力の変化