

氷海向石油掘削プラットフォーム用鋼/コンクリート・コンポジット構造の開発

長谷川 俊昭 (技術研究所)	内 田 裕 市 (技術研究所)	太 田 隆 義 (土木本部技術第1部)
塩 屋 俊 幸 (技術研究所)	長 澤 保 紀 (技術研究所)	松 本 学 (土木本部技術第1部)
岡 田 武 二 (技術研究所)	河 井 徹 (技術研究所)	別 所 友 宏 (土木本部技術第1部)
		大 野 文 良 (土木本部技術第1部)

§ 1. はじめに

現在、海洋における石油開発は全石油生産量の約30%を占め、今後さらに進展する傾向にある。海洋油田は浅海域から深海域へ、そして氷海域へと移行しつつあり、過酷な環境下での開発がせまられている。北極海においては、1960年代よりアラスカやカナダ北岸で水深数mの浅海域での埋立式人工島による石油・天然ガス探査、生産が行なわれてきたが、開発対象水深の増加に伴い、これらの埋立式人工島から鋼製またはコンクリート製プラットフォームへと移行してきている¹⁾²⁾。北極海のような氷海域においては、過大な氷圧力が繰返し作用するため、これに耐えうる構造部材として延性に優れた鋼材と耐圧縮性に優れたコンクリートの各々の特性を生かした鋼/コンクリートのサンドイッチ状のコンポジット構造

(図一参照)が脚光を浴びてきている^{3)~8)}。しかしながら、このコンポジット構造は現在開発段階にあり、設計・施工の両面において解決すべき問題点が数多くある。

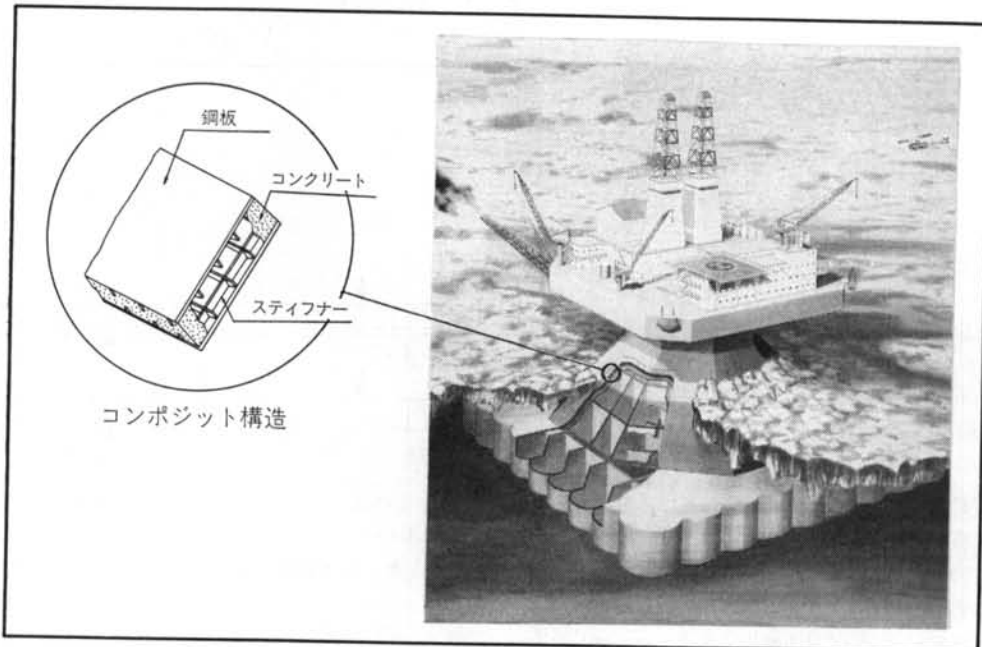
このような背景から、コンポジット構造の設計・施工法の確立を目指し、構造実験および施工性実験を実施した。本論文は、これらの実験について報告するものである。

§ 2. 構造実験

2.1 実験概要

構造実験として、以下に示す2シリーズの実験を行なった。

(a) 曲げ実験 (13体)



図一 氷海向石油掘削プラットフォーム用鋼/コンクリート・コンポジット構造

実験	試験体	試験体形状				コンクリート			鋼材			スチフナー形状			実験結果					破壊モード	
		全長	載荷スパン長	有効高さ	幅	粗骨材最大寸法	圧縮強度	引張強度	板厚 t または鉄筋 D	降伏点	引張強度	主鋼材比	タイプ	高さ	間隔	降伏荷重	座屈荷重	最大荷重	最大モーメント		終局せん断強度
		L (mm)	l (mm)	d (mm)	b (mm)	G_{max} (mm)	f_c (kgf/cm ²)	f_t (kgf/cm ²)	(mm)	f_{sy} (kgf/cm ²)	f_{su} (kgf/cm ²)	p (%)		h_s (mm)	l_s (mm)	P_y (tonf)	P_b (tonf)	P_{max} (tonf)	M_{max} (tonf·m)		τ_{max} (kgf/cm ²)
曲げ	CBMO-A1	3900	3300	296	300	25 ^{*1}	423	28.3	9	3300	5300	3.05	FB A	10	—	68.0	95.5	95.5	43.0	—	圧縮鋼板の塑性座屈による曲げ破壊 支下がすべったため、支下を改良後再載荷した(引張鋼板破断 ^{*3}) 圧縮鋼板の塑性座屈による曲げ破壊 せん断 せん断 せん断 せん断 せん断 せん断 せん断 せん断 せん断 せん断 圧縮鋼板の弾性座屈による曲げ破壊 曲げ引張破壊
	" A2	"	"	"	"	"	442 (546) ^{*2}	29.7 (39.4) ^{*2}	"	"	"	"	"	25	—	66.0	—	100.0 (104.0) ^{*3}	45.0 (46.6) ^{*3}	—	
	" A3	"	"	"	"	"	446 (546) ^{*2}	29.9 (39.4) ^{*2}	"	"	"	"	"	50	—	76.0	—	108.0 (114.5) ^{*3}	48.6 (51.5) ^{*3}	—	
	" B1	"	"	"	"	"	449	30.2	"	"	"	"	FB B	10	250	56.0	79.5	79.5	35.8	—	
	" B2	"	"	"	"	"	464	31.3	"	"	"	"	"	25	"	60.0	83.0	86.0	38.7	—	
	" B3	"	"	"	"	"	470	31.7	"	"	"	"	"	50	"	58.0	88.0	89.0	40.1	—	
	" B4	"	"	"	"	"	472	31.9	"	"	"	"	"	10	500	58.0	80.5	80.5	36.2	—	
	" B5	"	"	"	"	"	477	32.4	"	"	"	"	"	25	"	60.0	81.0	82.0	36.1	—	
	" B6	"	"	"	"	"	478	32.6	"	"	"	"	"	50	"	62.0	89.0	89.0	40.1	—	
	" B7	"	"	"	"	"	482	32.9	"	"	"	"	"	10	750	62.0	77.5	77.5	34.9	—	
" B8	"	"	"	"	"	483	33.1	"	"	"	"	"	25	"	60.0	82.5	82.5	37.1	—		
" B9	"	"	"	"	"	488	33.6	"	"	"	"	"	50	"	55.0	30.0	55.0	24.8	—		
	RBMO-P-3-1	3950	"	300	"	"	472	35.5	D19 ×10	3500	"	3.19	—	—	—	58.0	—	65.5	29.5	—	
せん断	C BR	4000	1800	618	590	15 ^{*2}	606	26.4	12	3100	4500	1.94	L型 リブ	550	350	—	—	221	—	60.7	せん断圧縮破壊
	C BF	"	"	"	"	"	579	31.7	12	"	"	"	FB C	100	200	—	—	329	—	90.3	"
	C SR	"	"	"	1190	"	606	31.1	12	"	"	"	L型 リブ	550	350	—	—	591	—	80.4	"
	C SF	"	"	"	"	"	579	30.6	12	"	"	"	FB C	100	200	—	—	680	—	92.9	"
	RCB	"	"	600	600	"	564	27.9	D32 ×9	3500	5600	1.99	—	—	—	—	—	278	—	77.3	"

*1) 普通骨材(混合砂利), *2) 人工軽量骨材, *3) 支承改良後の再載荷時

表-1 試験体および実験結果一覧

コンポジット部材の曲げ耐力の評価, 特に圧縮側鋼板の座屈挙動を把握することを目的とした。

(b)せん断実験(5体)

コンポジット部材のせん断耐力の評価, 特にスチフナー形状の違いによる耐力を比較することを目的とした。

各々の実験において表-1に示す試験体を製作した。

2.1.1 曲げ実験の概要

(1)形状・寸法, 鋼材配置

コンポジット曲げ試験体の基本形状・寸法を図-2に示す。試験体の形状は正方形断面のはりとし, 試験体の高さ $h=300\text{mm}$, 幅 $b=300\text{mm}$ とした。この断面高さは, 実際の石油掘削プラットフォームの $1/8\sim 1/6$ の縮尺に相当する。鋼材配置については主鋼板(厚さ $t=9\text{mm}$)を上下に配置した構造とし, 上下の鋼材比は各々 $p=3.05\%$

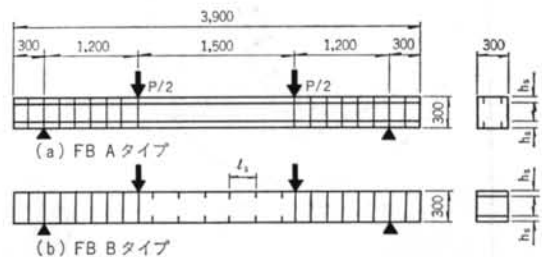


図-2 コンポジット曲げ試験体の形状・寸法および載荷条件 ($p=A_s/(bd)$; ここで, A_s は上下片側の主鋼材断面積)とした。曲げ実験においては, 上下鋼板に配置するスチフナー(フラットバー厚さ $t=9\text{mm}$)の高さ h_s , 間隔 l_s と方向(Aタイプ, Bタイプ)を実験パラメータとした。

実験	コンクリートの種類	目標圧縮強度 (kgf/cm ²)	目標単位容積重量 (ton/m ³)	粗骨材最大寸法 G_{max} (mm)	スランブの範囲 (cm)	空気量の範囲 (%)	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	シリカヒュームSF
曲げ実験 (コンポジット試験体)	普通コンクリート	450	—	25	24±2	6±2	35	39	157	450	646	1,042	—
曲げ実験 (鉄筋コンクリート試験体)	普通コンクリート	500	—	25	24±2	6±2	28.5	37	157	550	585	997	—
施工性実験	軽量コンクリート	500	2.00	15	25以上	7±2	29	38	146	502	589	598	50

表-2 コンクリートの示方配合

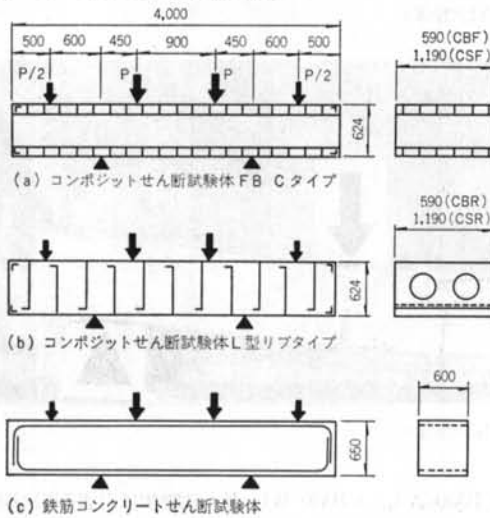


図-3 コンポジットおよび鉄筋コンクリートせん断試験体の形状・寸法と荷重条件

- (i)FB Aタイプ: スティフナー(フラットバー)を試験体軸方向に配置したもの
(ii)FB Bタイプ: スティフナー(フラットバー)を試験体軸直角方向に配置したもの

なお、コンポジット曲げ試験体とほぼ同じ鋼材比を有する鉄筋コンクリート曲げ試験体(RBM0-P-3-1試験体)を製作し、コンポジット曲げ試験体との曲げ耐力性状の違いについて調べた。

(2)使用材料

コンクリートは、粗骨材最大寸法 $G_{max}=25$ mm の普通骨材を用いた、圧縮強度 $f'_c=450$ kgf/cm² 程度の流動化コンクリートである。配合を表-2に示す。

使用した鋼材の種類、機械的性質を表-1に示した。

(3)コンクリートの養生

試験体は、打設直後から1週間コンクリート面を水張り養生とし、その後試験時まで湿布養生とした。

(4)実験方法

支持条件は単純支持、加力は2点集中荷重であり、等曲げモーメント区間長を5hとした(図-2参照)。

2.1.2 せん断実験の概要

(1)試験体の形状・寸法、鋼材配置

コンポジットせん断試験体の形状・寸法を図-3に示す。試験体は、後述する施工性実験において製作した大型実験体構造から切り出したはりおよびスラブであり、試験体の高さ $h=624$ mm、幅 $b=590$ mm、1190 mmとした。これらは、試験体幅方向の拘束がせん断耐力に及ぼす影響を調べるためのものである。鋼材配置については主鋼板(厚さ $t=12$ mm)を上下に配置した構造とし、上下の主鋼材比は各々1.94%とした。スティフナー形状は次のような2種類である。

- (i)FB Cタイプ: フラットバーを試験体軸方向および軸直角方向に配置したもの(CBF, CSF 試験体)
(ii)L型リブタイプ: L型リブプレートを試験体軸直角方向に配置したもの(CBR, CSR 試験体)

なお、コンポジットせん断試験体とほぼ同じ鋼材比を有する鉄筋コンクリートはり試験体(RCB試験体)を製作し、コンポジットせん断試験体との耐力性状の違いについて調べた。

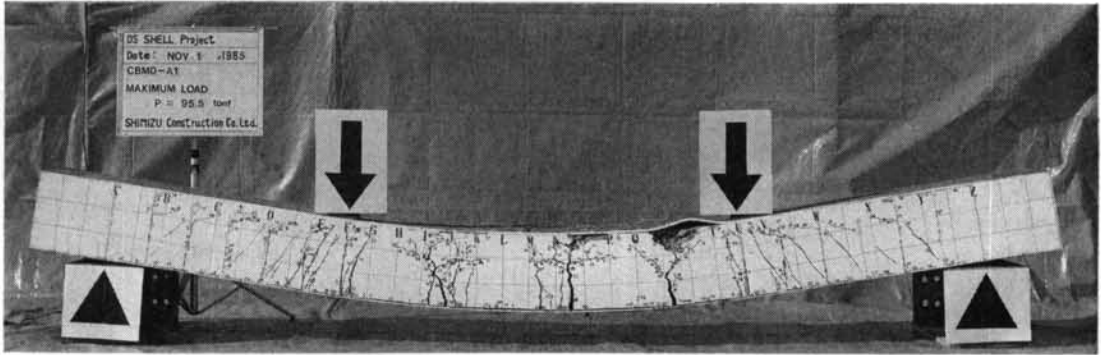
(2)使用材料

コンクリートは、粗骨材最大寸法 $G_{max}=15$ mm の軽量粗骨材を用いた、圧縮強度 $f'_c=600$ kgf/cm² 程度の流動化コンクリートである。なお、せん断実験で軽量コンクリートを用いた理由は、施工性実験において普通コンクリートより施工が困難な軽量コンクリートを選定したためである。配合を表-2に示す。

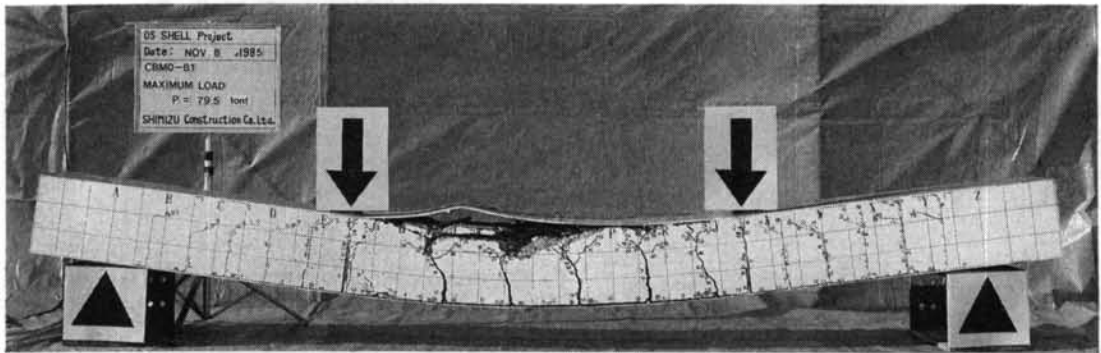
使用した鋼材の種類、機械的性質を表-1に示した。

(3)コンクリートの打設および養生

せん断試験体は後述の大型施工性実験後、ダイヤモンドカッターにより切り出し、その後試験時まで気中養生



(a)FB Aタイプ (CBM0-A1試験体)



(b)FB Bタイプ (CBM0-B1試験体)

写真-1 コンポジット曲げ試験体の破壊性状の一例とした。

(4)実験方法

載荷スパン比 $l/d=2.91$ とした。支持条件は単純支持とし、加力は等分布荷重が連続ばりに満載する状態をモデル化し、4点集中載荷とした。載荷位置を図-3に示す。

2.2 実験結果と考察

実験結果は、表-1に示したとおりである。

2.2.1 曲げ実験結果

(1)ひび割れおよび破壊性状

ひび割れおよび破壊性状の一例を、写真-1に示す。FB Aタイプは試験体軸直角方向にフラットバーが配置されていないので、ひび割れの分散性が悪いのではないかと考えられたが、写真-1から分かるように0.7~1.0 d ピッチでひび割れが入り、分散性は良い。FB Bタイプでは、曲げひび割れはフラットバー取付け位置から発生する。フラットバー間隔 l_f が大きい CBM0-B7~B9試験体では、フラットバー取付け位置以外からもひび割れが発生し、ひび割れ分散性は良い。

CBM0-A1, CBM0-B1~B8試験体は引張鋼板が降伏後、圧縮鋼板が加工硬化域にある状態で座屈し、急激に破壊した。しかし、これらの試験体の最大耐力時に圧縮鋼板の座屈、または曲げ圧縮部コンクリートの圧壊のいずれが先行するのかわかりませんでした。

CBM0-A2, A3試験体は変形能が大きく、最大耐力前に支承がすべったため、支承を改良した後、再度載荷を行ない最大耐力を確認した。

CBM0-B9試験体は引張鋼板が降伏する以前に圧縮鋼板が弾性座屈し、圧縮力を伝達しなくなった後、単鉄筋はりのような曲げ引張破壊を起こした。この弾性座屈は、圧縮鋼板とコンクリートが載荷前から剝離していたこと、溶接時の残留ひずみが悪影響したことなどによると思われる。

(2)荷重-変形性状について

図-4は、荷重-たわみ関係を示したものである。コンポジット曲げ試験体は、圧縮鋼板が弾性座屈しなければ、引張鋼板降伏時の変形の8~10倍変形した後に塑性座屈破壊となったが、鉄筋コンクリート曲げ試験体ではこのような変形に至る前に、曲げ圧縮部コンクリートが

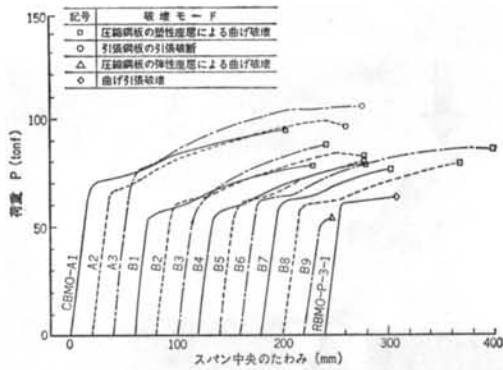


図-4 曲げ試験体の荷重とスパン中央のたわみの関係

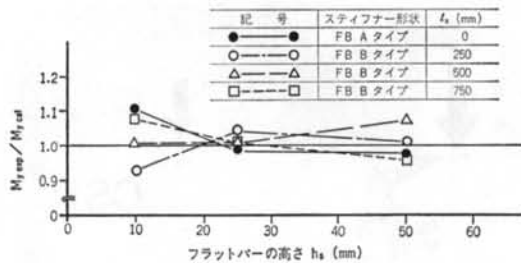


図-5 コンポジット曲げ試験体の曲げ降伏モーメントの実験値 $M_{y\text{exp}}$ と計算値 $M_{y\text{cal}}$ との比較

圧壊して破壊に至った。このように、コンポジット部材は鉄筋コンクリート部材に比べて曲げじん性の非常に大きな構造であるといえる。

(3)曲げ耐荷機構について

図-5は、コンクリートの引張負担力を無視して鉄筋コンクリートはり理論により計算した、曲げ降伏モーメント $M_{y\text{cal}}$ と実験値 $M_{y\text{exp}}$ の比を示したものである。圧縮鋼板が弾性座屈しなければ、降伏モーメントは鉄筋コンクリートとしての計算値にほぼ近い値を示した。

FB AタイプはFB Bタイプよりも大きな降伏荷重値を示したが、これはFB Aタイプではフラットバーが試験体軸方向に配置されており、実際には主鋼材比が増加しているためであり、FB Aタイプではフラットバー断面積を主鋼材として考慮しておく必要がある。なお、等モーメント区間では試験体軸方向のコンクリートおよび鋼板のひずみが断面高さ方向に直線分布しており、コンポジット部材においても平面保持の仮定がほぼ成立すると考えられる。

2.2.2 せん断実験結果

(1)ひび割れおよび破壊性状

ひび割れおよび破壊性状の一例を写真-2に示す。

RCB試験体のせん断耐荷機構はタイドアーチとなり、破壊モードはコンクリート斜め圧縮ストラット部のせん断圧縮破壊となった。

CBF試験体の耐荷機構もタイドアーチとなった。 $\tau = 82\text{kgf/cm}^2$ で、載荷点近傍の局部変形の増加とともに荷重は漸増したが、 $\tau = 90\text{kgf/cm}^2$ で支承と試験体が接触したため試験を中断した。

CBR試験体のせん断耐荷機構もタイドアーチとなったが、コンクリート斜め圧縮ストラット部にL型リブプレートとコンクリートの間にすべりを生じたため、FB Cタイプの試験体(CBF試験体)に比べ終局せん断強度は小さくなった。

CSF試験体はCBF試験体と同様の挙動を示し、終局せん断強度もほぼ同じであった。

CSR試験体はCBR試験体と同様の挙動を示したが、終局せん断強度は大きかった。

(2)終局せん断強度について

表-3に、土木学会「コンクリート標準示方書(昭和61年制定)」⁹⁾の式(式(1))で算定した各試験体の終局せん断強度、およびACI Building Code¹⁰⁾式(2))に従って計算した値を示した。

・土木学会式:

$$\tau_{\text{SCE}} = 0.6 \sqrt[4]{100/d} \sqrt[4]{100 p_w} \frac{5}{1 + (a_v/d)^2} \sqrt{f'_c} \quad \dots(1)$$

・ACI式:

$$\tau_{\text{ACI}} = 0.85 \times 1.59 \sqrt{f'_c} \quad \dots(2)$$

d: 有効高さ (cm)

p_w : 軸方向引張鋼材比

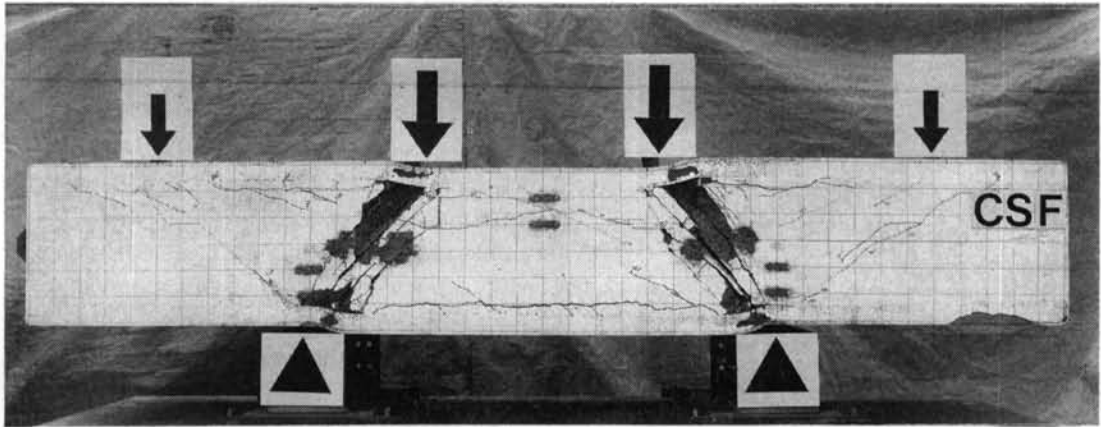
a_v : 荷重作用点から支承前面までの距離 (cm)

f'_c : コンクリートの圧縮強度 (kgf/cm^2)

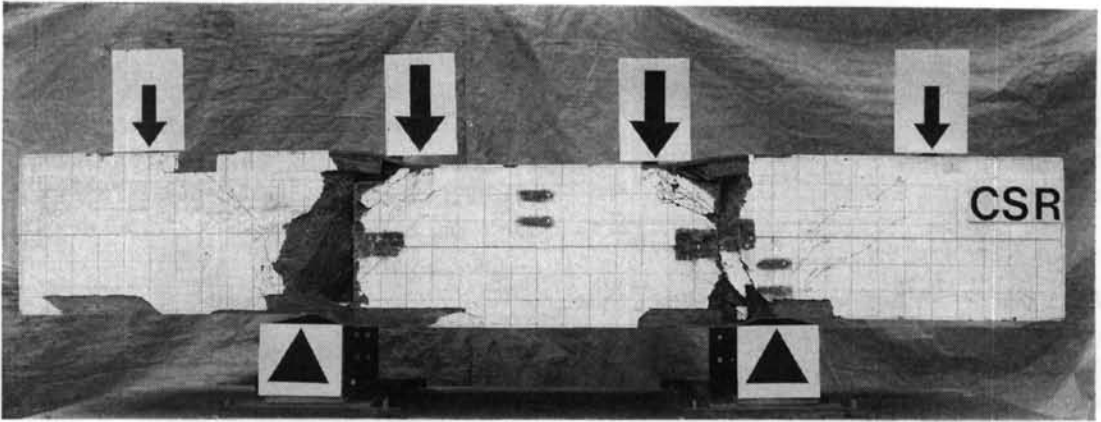
計算の結果、いずれの試験体においてもACI式で算定される値は、実験時の終局せん断強度の約40%程度とかなり小さな値となった。一方、土木学会式で算定した終局せん断強度は、CBR試験体以外は実験値と非常によく一致した。したがって、 a/d の小さい場合のフラットバーを有するコンポジット部材のせん断耐力は、土木学会式により比較的精度よく推定できると考えられる。

(3)荷重-変形状とエネルギー吸収能

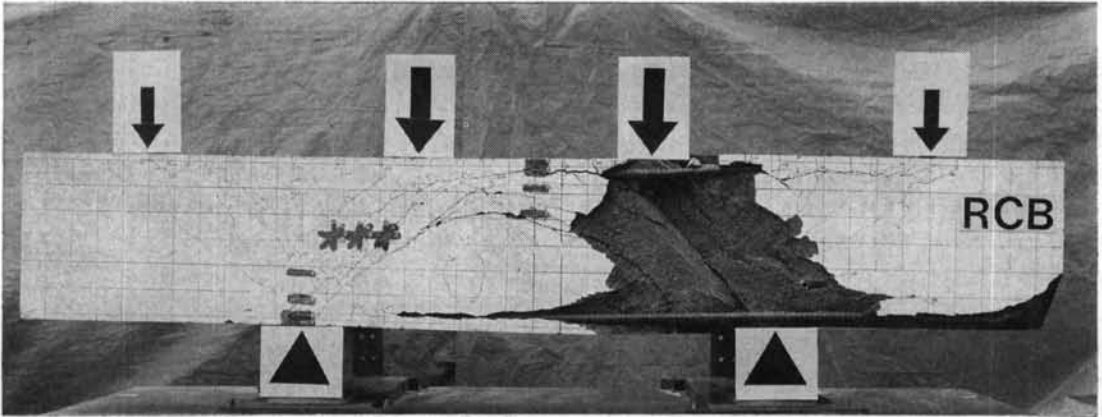
図-6に、各試験体の荷重とスパン中央の変位の関係(包絡線)を、表-3に各試験体の最大耐力点までの試験体単位幅当たりのエネルギー吸収量を示す。試験体のエネルギー吸収量は、各載荷点の荷重をその断面の変位で積分し、和をとることによって求めたものである。RCB試験体のエネルギー吸収量に比べて、CBR試験



(a)FB Cタイプ (CSF 試験体)



(b)L型リブタイプ (CSR 試験体)



(c)鉄筋コンクリート試験体 (RCB 試験体)

写真-2 セン断試験体の破壊性状の一例

体では約5倍、その他のコンポジット試験体では約20倍となり、せん断破壊においても曲げ破壊の場合と同じくコンポジット部材は、鉄筋コンクリート部材に比較して

エネルギー吸収能が非常に大きい部材であることが明らかになった。

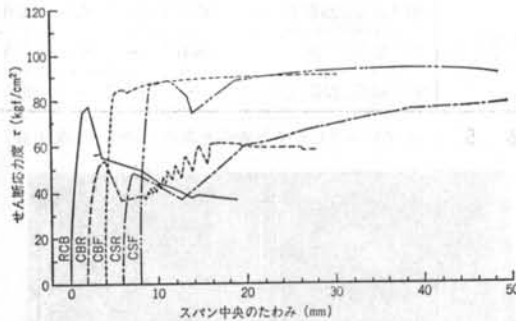
このようにエネルギー吸収能が大きいことから、コン

試験体	RCB	CBR	CBF	CSR	CSF	
コンクリート圧縮強度 f'_c (kgf/cm ²)	564	606	579	606	579	
コンクリート弾性係数 E_c ($\times 10^5$ kgf/cm ²)	2.47	2.17	2.10	2.17	2.10	
修正鋼材比 ρ_{tm} (%) ^{*1}	1.99	2.50	3.31	2.21	3.02	
修正有効高さ d_m (cm)	60.0	61.3	60.1	61.5	60.2	
計算せん断強度	土木学会式 τ_{JSCE} (kgf/cm ²)	76.0	85.4	91.2	82.2	88.5
	ACI式 τ_{ACI} (kgf/cm ²)	32.1	33.3	32.5	33.3	32.5
実験せん断強度 τ_u (kgf/cm ²)	77.3	60.7	90.3	80.4	92.9	
τ_u/τ_{JSCE}	1.02	0.71	0.99	0.98	1.05	
τ_u/τ_{ACI}	2.41	1.82	2.78	2.41	2.86	
最大耐力時のエネルギー吸収量 W_u (tonf·m/m)	1.63 ($W_{u,RCB}$)	7.75	29.6	39.0	34.4	
$W_u/W_{u,RCB}$ ^{*2}	1.0	4.8	18.2	23.9	21.1	

*1) 修正鋼材比 ρ_{tm} は、引張主鋼板、試験体軸方向のフラットバーおよび施工時補強L型鋼の断面積より計算したもの

*2) $W_{u,RCB}$ は RCB 試験体の W_u

表一三 せん断試験体のせん断強度とエネルギー吸収量



図一六 せん断応力度 τ とスパン中央のたわみの関係
ポジット部材は耐衝撃性、耐震性のきわめて優れた部材であるといえる。

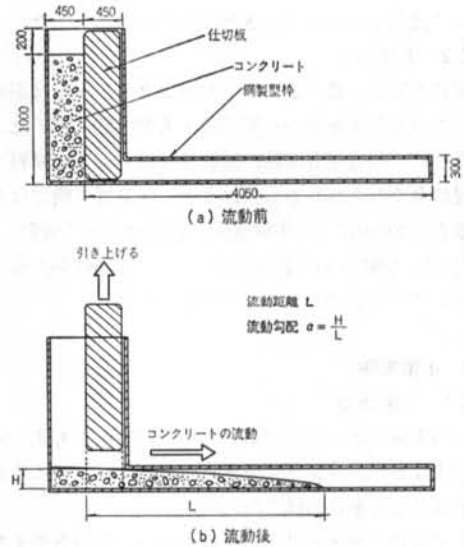
§ 3. 施工性実験

3.1 概要

施工性実験では、コンクリートを鋼殻の中に確実に、かつ効率よく充填する技術の確立を目標とし、以下の実験を行なった。

(a) コンクリート配合実験

鋼殻の中に充填しやすいコンクリート配合（人工軽量骨材使用）を選定することを目的とした。



図一七 流動性実験

(b) 小型実験

コンクリートの打設方法に関する項目をパラメータとして実験を行ない、その結果に基づいてコンクリートを鋼殻の中に確実に充填する打設技術を確立しようとしたものである。

(c) 大型実験

実機を想定して、小型実験で得られた打設技術を盛り込み、かつ打設作業の効率化を図るため開発・試作したコンクリート打設装置を用い、実物大実験により本打設技術の実証確認を行なった。

3.2 コンクリート配合実験

3.2.1 実験概要

本実験の目的は高強度軽量コンクリートを前提とし、流動性が高く、かつ材料分離のないコンクリート配合を確立することであり、基礎配合実験と流動性実験に分けて実験を行なった。

基礎配合実験は、実験パラメータとして、水セメント比、混和剤の種類・量等を考えて試験練りし、コンクリート圧縮強度、コンシステンシー、材料分離等を測定した。材料分離の測定方法は、 $\phi 10\text{cm} \times 100\text{cm}$ の塩ビ管内にコンクリートを充填し、硬化後これを高さ方向に7分割して各々の単位容積重量、コンクリート圧縮強度を測定し、ばらつきの状況を見る方法とした。

流動性実験では、図一七に示す実験装置によりコンクリートを横流動させ、流動距離、流動勾配、材料分離を測定した。材料分離の測定方法は、流動方向1mごとに

コンクリート（流動直後）を採取し、単位粗骨材量を測定して流動方向のばらつき状況を見る方法とした。

3.2.2 実験結果

実験の結果、表-2に示したコンクリート配合が得られ、この配合を後述の小型実験・大型実験に用いた。本配合では、基礎配合実験、流動性実験を通じて材料分離状況は全くみられなかった。また、流動性実験では流動距離 $L=405\text{cm}$ 以上（実験装置の範囲はすべて流動）、流動勾配約 $1/50$ という結果が得られ、流動性が非常に高いコンクリートであることが確認できた。

3.3 小型実験

3.3.1 実験概要

小型実験では、主にコンクリート打ち込み方法、締固め方法などの、コンクリート打設方法にかかわる基本仕様を得ることを目的にした。

主な実験パラメータとしては、以下のものを考えた。

鋼殻内スティフナーの形状	パイプレータピッチ (cm)	実験体の水平からの傾斜角 θ	
		30° (傾斜)	90° (鉛直)
		表面充填率 (%)	
FB C タイプ	60	94.5	100.0
	100	93.0	100.0
	締固めなし	44.0	96.5
L型リブタイプ	締固めなし	83.5	99.5

表-4 実験体の姿勢と表面充填率の関係（小型実験）

(i) 鋼殻内スティフナー形状（フラットバータイプ/L型リブタイプ）

(ii) 実験体姿勢（傾斜/鉛直）

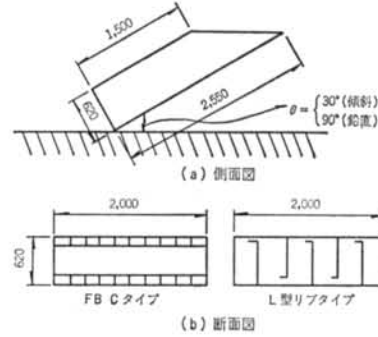
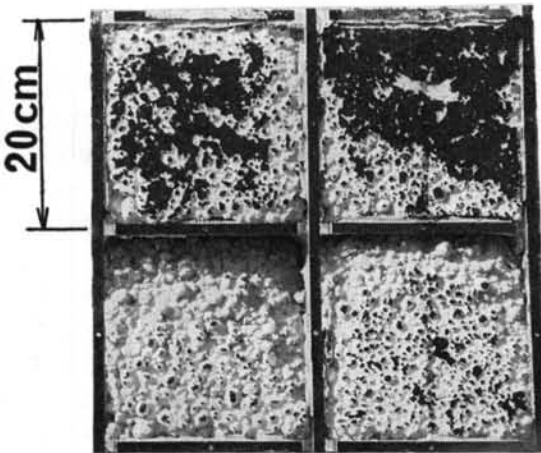


図-8 小型実験の実験体構造

鋼殻内スティフナーの形状	実験体の水平からの傾斜角 θ	コンクリートスランブ (cm)	パイプレータピッチ (cm)				締固めなし
			60	70	100	140	
			表面充填率 (%)				
FB C タイプ	30° (傾斜)	25以上	94.5	—	93.0	—	44.0
	90° (鉛直)	25以上	100.0	—	100.0	—	96.5
L型リブタイプ	30° (傾斜)	25以上	—	97.0	—	96.5	84.0
	30° (傾斜)	24	—	98.0	—	95.5	67.5
	90° (鉛直)	25以上	—	—	—	—	99.5

表-5 パイプレータピッチと表面充填率の関係（小型実験）



(a) 締固めなし



(b) パイプレータピッチ 60cm

注) 黒く見える部分は、コンクリートが鋼殻内表面と接触した部分であり、ローラーを用いて黒ペンキで着色された。

$$\text{表面充填率} = \frac{\text{鋼殻内表面とコンクリートの接触面積 (= 黒色部分の面積)}}{\text{上側鋼殻の全内表面積}}$$

写真-3 小型実験でのコンクリート充填状況の一例 (FB Cタイプ、実験体の姿勢は傾斜)

(ii) コンクリート打設速度

(iii) コンクリートの締り具合合い

また、実験体構造は図-8に示すとおりである。

実験に用いたコンクリート配合は、表-2に示したものである。

3.3.2 実験結果

鋼殻内スティフナー形状にかかわらず、実験より得られた主な傾向としては、以下のものが挙げられる。

(a) 実験体の姿勢とコンクリートの表面充填率の関係は、鉛直の方が傾斜より表面充填率（上側鋼殻の全内表面積に対する鋼殻内表面とコンクリートとの接触面積の比）が高い（表-4参照）。

(b) コンクリートの打設速度と表面充填率の関係において顕著な相関は認められなかった。

(c) コンクリートの締り具合合いとコンクリートの表面充填率の関係は、締り具合を密に行なうほど表面充填率が高い（写真-3および表-5参照）。

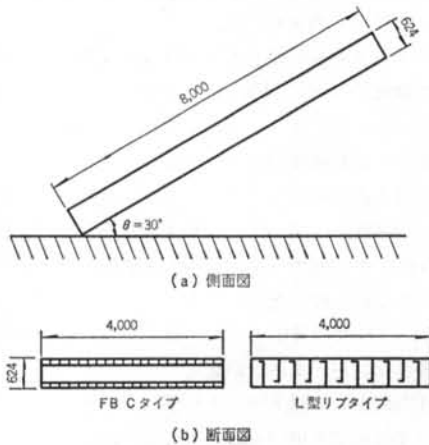


図-9 大型実験の実験体構造

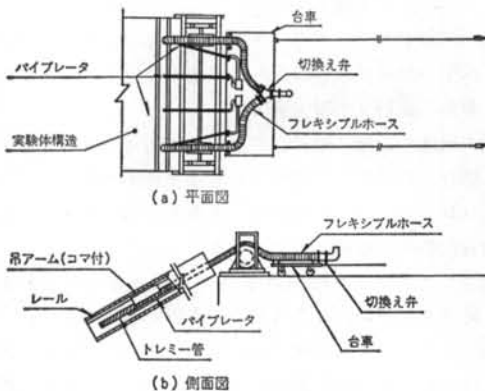


図-10 コンクリート打設装置

3.4 大型実験

3.4.1 実験概要

大型実験は、小型実験で得られた技術および打設作業の効率化のために開発・試作したコンクリート打設装置を、実物大規模で実証確認することが主目的である。

実験体構造は図-9に示すとおりであるが、これは鋼製で、コンクリート打設時の充填状況を目視観察できるようにアクリル製の窓を設けている。

コンクリート打設装置は図-10に示したものである。この装置は、トレミー管を鋼殻内部に設けたレールにより懸垂させ、コンクリート打設に伴ってトレミー管を引上げる構造であり、フレキシブルホースを用いていることから、引上げ途中での配管切り取り作業が不要で、コンクリートの連続打設が可能である。また、この装置には棒状パイププレートも同様に懸垂させており、トレミー管と連動して引き上げる構造である（写真-4参照）。表面充填率の測定は小型実験と同様の方法で実施した。

3.4.2 実験結果

写真-5は大型実験のコンクリート打設状況である。

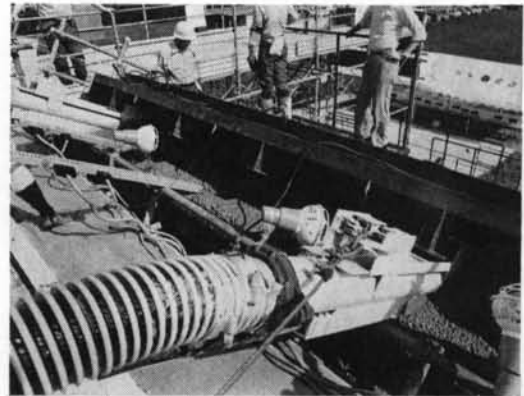


写真-4 コンクリート打設装置の使用状況（大型実験）

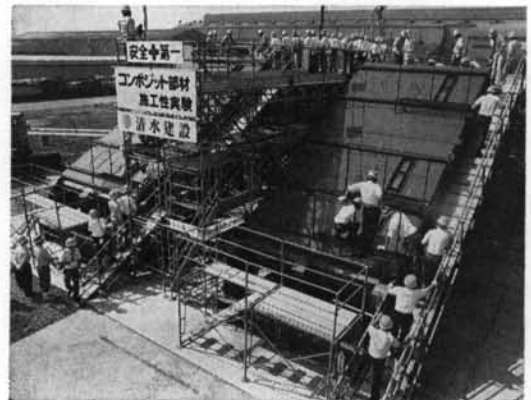
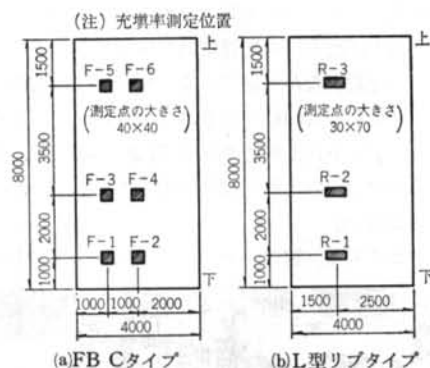


写真-5 大型実験の状況

鋼 殻 内 スチフナー の 形 状	表面充填率 測 定 位 置	表面充填率 (%)
FB Cタイプ	F-1	96.0
	F-2	93.5
	F-3	96.6
	F-4	96.2
	F-5	96.7
	F-6	98.5
L型リブタイプ	R-1	99.2
	R-2	98.6
	R-3	99.6



表一六 表面充填率測定結果 (大型実験)

主な実験結果は、以下のとおりである。

(a)表面充填率は表一六に示すとおりであり、十分に充填されていることが分かる。

(b)コンクリート打設後におけるコンクリート温度の最大値は68℃ (平均外気温28℃)であったが、実験体切断面にひび割れは認められなかった。

(c)コンクリート打設装置は非常に良好に作動し、十分実機に供し得ることを確認した。本実験での打設実績から、実機における打設効率は40 m³/hr程度と推察される。

以上の実験結果より、“コンクリートを鋼殻の中に確実に、かつ効率よく充填する技術を確立する”ことができたといえよう。

§ 4. まとめ

曲げ実験の結果から、以下のことが明らかとなった。

(1)圧縮鋼板が弾性座屈しなければ、コンポジット曲げ試験体の降伏モーメントは、コンクリートの引張負担力を無視した鉄筋コンクリート計算式によって求めることができる。

(2)コンポジット曲げ試験体は、圧縮鋼板が弾性座屈し

なければ引張鋼板降伏時の変形の8~10倍変形した後に圧縮鋼板の塑性座屈破壊となったが、鉄筋コンクリート試験体ではこのように大きな変形となる前に曲げ圧縮部コンクリートが圧壊して破壊に至った。このことより、コンポジット部材は鉄筋コンクリート部材に比べて、曲げじん性の非常に大きな構造形式であるといえる。

(3)等モーメント区間では、試験体軸方向のコンクリートおよび鋼板のひずみが断面高さ方向に直線分布しており、コンポジット部材においても平面保持の仮定がほぼ成立すると考えられる。

せん断実験の結果から以下のことが明らかとなった。

(4)スチフナー形状がフラットパーCタイプであるコンポジット試験体 (CBF, CSF) のせん断強度は試験体幅の影響がなく、土木学会式による計算値とよく一致した。ACI式によるせん断強度の計算値はかなり小さく (実験値の約40%)、実験結果と一致しない。したがって、 a/d の小さい場合のフラットパーを有するコンポジット部材のせん断強度は、土木学会式により比較的精度よく推定できると考えられる。

(5)スチフナー形状がL型リブプレートであるコンポジット試験体 (CBR, CSR) は、L型リブプレートとコンクリートとの間ですべりが生ずるため、CBF, CSF試験体に比べせん断強度が小さくなる。

(6)最大耐力点に至るまでのエネルギー吸収量を鉄筋コンクリート試験体 (RCB) と比較した場合、CBR試験体で約5倍、その他のコンポジット試験体では20倍ないしそれ以上の値となった。このように、コンポジット部材はエネルギー吸収能が大きく、耐衝撃性、耐震性のきわめて優れた部材であるといえる。

施工性実験から、以下のことが明らかとなった。

(7)特殊な混和剤を用いることにより、流動性が非常に高く、材料分離のないコンクリート配合を確立した (コンクリート配合実験)。

(8)上側鋼殻とコンクリートの接する面での表面充填率には以下の傾向がみられた。その他の部位での表面充填率は非常に高い (小型実験)。

(a)実験体の姿勢 (傾斜/鉛直) と表面充填率の関係を見た場合、鉛直の方が傾斜より表面充填率が高い。

(b)コンクリートの打設速度と表面充填率の関係において顕著な相関は認められなかった。

(c)コンクリートの締固め度合いと表面充填率の関係は、締固めを密に行なうほど表面充填率が高い。

(9)コンクリート打設後におけるコンクリート温度の最大値は68℃ (平均外気温28℃)であったが、実験体切断面にひび割れは認められなかった (大型実験)。

(0)コンクリート打設装置は非常に良好に作動し、十分実機に供し得ることを確認した。大型実験での打設実績から、実機における打設効率は40 m³/hr程度と推察される。

§ 5. 今後の取組み

以上、コンポジット構造は力学的にきわめて優れた構造であり、施工性も良好なことから、氷海向石油プラットフォームとして最適な構造形式の一つであると考えられる。しかしながら、以下のようにいくつかの課題が残されている。

(1)せん断に対する設計法、特にせん断スパン比、せん断補強量をパラメータとした実験による設計法の確立

(2)軽量コンクリートを用いたコンポジット部材が凍結融解を受けた場合の構造特性の把握

(3)コンクリートの充填性の非破壊検査方法

(4)充填不良箇所があった場合の補修方法

今後は、これらの課題の解決を目指して研究・開発を進めていく予定である。

謝辞 最後に、本研究を実施するに当たりご協力を頂いた、土木本部 坂手正直氏、日原邦夫氏、中鉢克美氏、渡部勤氏、石川寛氏、工務本部 梶岡保夫氏、小峯富夫氏、技術開発本部 小田原卓郎氏、武川芳広氏、技術研究所 鈴木進氏、若林謙二氏に謝意を表します。

<参考文献>

- 1) 井畔瑞人, 大野義郎, 丹羽元和: “北極海向け移動式石油掘削用人工島の建造—Super C.I.D.S. BB-44建設工事—(最新の施工技術・1)” 土木学会土木施工研究委員会(1985年4月) pp.1~9
- 2) 田村徹, 鈴木智郎: “先端技術施設—氷海石油掘削人工島—” コンクリート工学 Vol.24, No.3 (1986年3月) pp.85~88
- 3) T. Shioya, G. Matsumoto, T. Okada & T. Ota: “Development of Composite Members for Arctic Offshore Structures” Proceedings of POLARTECH '86 (International Offshore and Navigation Conference and Exhibition), Vol.2 (Oct.1986) pp.660~677
- 4) 服部陽一, 松石正克, 石浜高明, 山本隆夫, 岩田節雄, 北園真澄: “鋼板とコンクリートから成るサンドイッチ式コンポジット構造の最終強度” 日本造船学会論文集 No.157 (1985年6月) pp.369~382
- 5) L.C.Zaleski-Zamenhof & N.Rojansky: “Design Considerations for Concrete Offshore Platforms subjected to Iceberg Impact Loads” Proceedings of 5th International Offshore Mechanics and Arctic Engineering (OMAE) Symposium, Vol.4 (April 1986) pp.145~159
- 6) K.Nuijima, Y.Nojiri, K.Koseki & M.Sasaki: “Study on Applicability of Steel/Concrete Composite Members to Ice Walls of Arctic Offshore Structures” Proceedings of the International Conference on Concrete in the Marine Environment (Sept.1986) pp.91~100
- 7) 吉織恒夫, 坪井東一郎, 沢柳政弘, 福岡哲二, 扇子健: “鋼/コンクリート複合構造部材の強度に関する実験研究” 三井造船技報 No.129 (1986年10月) pp.7~16
- 8) 小川泰之輔, 判田耕, 大須賀哲夫: “鋼板とコンクリートから構成されるサンドイッチ式ディープビームの強度に関する研究—(第1報)静的強度の模型実験—” 日本造船学会論文集 No.160 (1986年12月) pp.377~385
- 9) 土木学会: “昭和61年制定コンクリート標準示方書 設計編” 土木学会 (1986年10月) pp.157~159
- 10) ACI: “Building Code Requirements for Reinforced Concrete (ACI 318-83)” (1983)

