鋼板とコンクリートから構成されるサンドイッチ式 複合構造物の強度に関する研究 (第6報)

正員 岩 田 節 雄* 正員 服 部 陽 一**

On the Strength of Composite Steel-Concrete Structure of Sandwich System
(6th Report: Ultimate Toughness under Shear and Bending Model)

by Setsuo Iwata, *Member* Yoichi Hattori, *Member*

Summary

Offshore structure should have a high degree of structural safety even under extreme environmental load conditions. The authors have suggested an importance of use of composite steel concrete structure of sandwich system for the strength members of huge offshore structures.

In the previous papers, the authors carried out both experimental and theoretical investigations on the toughness of the sandwich composite structures. Experiments were carried for the two dimensional models of composite structures under pure bending and combined shear and bending as well. A nonlinear analysis was made to predict the toughness of sandwich beam under pure bending.

In the present paper, the authors have carried out model tests under shear and have developed a nonlinear analysis method to predict the toughness of sandwich beam under shear and combined shear and bending. In the nonlinear analysis the material nonlinearities of both concrete and steel plate have been taken into consideration. The results of nonlinear ultimate deformation analysis have been found to be very close to the test results.

1. 結 言

海洋構造物は、安全性、耐久性や安定性などの多種の性能を要求される。単一の材料でこれらの性能を満たすことは困難であり異種材料を複合することによりこれらの要求性能を満足させていくことが合理的であると考えられる。

著者らは大型海洋物の強度部材として鋼とコンクリートから構成されるサンドイッチ式複合構造部材を取り上げこれまでに強度試験によって強度特性を明らかにするとともにコンクリートのアーチ効果を考慮した最終強度の解析方法を導いた。また、有限要素法を用いた非線形解析法によって複合構造物が崩壊するまでの過程を追跡した^{1),2),3),4),5)}。

一方、海洋構造物には船舶や氷山などの衝突によって非

常に大きな荷重が作用する場合が考えられる。海洋構造物がいったん崩壊し、浸水した場合にはその修復は非常に困難なものとなる。従って、海洋構造物の安全性を確保するためには構成される部材の最終強度が高いだけでなく崩壊するまでのエネルギー吸収能力すなわち粘り強く壊れ難いことが必要である。

前報では、曲げせん断型および純曲げ型サンドイッチ式複合構造の内部構造を種々に変化させてエネルギー吸収能力に対する影響を調査した。また、純曲げ型モデルについてエネルギー吸収能力を定量化する方法を提案した。

本研究では、せん断型サンドイッチ式複合構造について内部構造を変化させた模型実験を行うとともに既出の報告からデータを整理し、エネルギー吸収能力の調査を行う。また、曲げせん断型およびせん断型モデルについて吸収エネルギーを定量化する方法を提案する。

2. 試 験 模 型

せん断型の試験模型(SS-type)をFig.1に示す。図中には既報告の模型(S-W 45, S-W 60, S-1, S-5)を再記し

* 日立造船株式会社技術研究所

** 金沢工業大学機械システム工学科

Fig. 1 Test models for shear test

た。試験模型は、コンクリート、上下の鋼板、隔板（ウェブプレート，W/P），ずれ止め（シアコネクタ，S/C）などから構成されている。

試験模型は、サンドイッチ構造の変形能力に影響を及ぼす因子が検討できるように構造を変化させた。

- (1) 隔板の間隔 (SS-1, SS-2)
- (2) ウェブへのずれ止めの配置 (SS-3, SS-4)
- (3) 表板のリップ (SS-5)
- (4) ガーダウェブ (S-W 45, S-W 60)
- (5) ずれ止めの種類 (S-1, S-5)

SS-2 模型は、SS-1 模型に比べてウェブの間隔を 1/2 にしたもので、アーチ効果とウェブ間隔との関係を調べるものである。SS-3 模型は、ウェブにもずれ止めを配置してせん断力がウェブを介して伝達するかどうかを検討するもの

Table 1 Mechanical properties of steel plate
(in kgf/mm²)

	SS-1~SS-5, SS1-1	S-1 D-H, S-5 D-H	S-W01, S-W02	S-W45, S-W60
THICKNESS(mm)	3.2, 4.5, 6.0	4.45, 5.65	4.4, 5.93	4.4, 5.94
YIELD STRESS	25.2, 32.4, 25.1	30.1, 24.7	26.2, 25.9	24.9, 24.0
TENSILE STRENGTH	37.8, 48.7, 35.3	41.1, 27.5	34.5, 41.6	34.7, 37.4
YOUNG'S MODULUS $\times 10^4$	2.12, 1.99, 2.05	2.01, 1.94	2.15, 2.22	2.06, 2.13
ELONGATION (%)	40.8, 36.0, 42.2	41.8, 45.6	29.5, 30.5	29.7, 23.4

Table 2 Mechanical properties of concrete
(in kgf/mm²)

	SS-1~SS-5, SS1-1	S-1 D-H, S-5 D-H	S-W01, S-W02 S-W45, S-W60
COMP. STRENGTH	3.05, 2.14	4.52	3.16
SPLITTING TEN. STRENGTH	0.21, 0.22	0.27	0.26
FLEXURAL STRENGTH	0.41, 0.44	0.39	0.21
SHEAR STRENGTH	0.69, 0.66	—	—

Table 3 Loading pattern

MODEL	LOADING PATTERN
SS-1 ~ SS-5 S-W01, S-W02 S-W45, S-W60 S-1D, S-5D	
SS1-1 S-1G S-5H	
S-5G	

である。SS-4 模型は、SS-3 と同じ目的であるが、ウェブのリップにもずれ止めを配置して更に機械的結合度を高めたものである。SS-5 模型は、大きな開口部をもつガーダウェブを 2 枚配置したもので表板の曲げ剛性が増加されている。この模型では、上下鋼板の断面積がリップによって増加するので表板の板厚を他の模型と断面積が同一になるように薄くした。S-W 45, S-W 60 模型は、模型の長さ方向にガーダウェブを取り付けたものである。S-1 模型は、ずれ止めに T 型断面の鋼材を溶接したもので、S-5 模型は、長尺のスタッドボルトを溶接し、斜め引っ張りクラックの発生やクラックの開口の抑制を意図したものである。

使用した鋼板及びコンクリートの材料特性を Table 1 と Table 2 に示す。

各模型と荷重ケースとの関係を Table 3 に示す。荷重は崩壊まで段階的に載荷する静的載荷と正方向と負方向の繰

り返し荷重とした。負方向の繰返し荷重は模型を反転させて行った。

3. 試験結果および考察

Fig. 2 と Fig. 3 にせん断型模型の静的荷重による荷重～たわみ関係を示す。また, Fig. 4 と Fig. 5 に繰返し荷重時及び繰返し荷重載荷後の静的試験による荷重～たわみ関係を示す。

Fig. 6 に各模型のコンクリートのクラック伝播状況を示す。また, Fig. 7 に繰返し荷重後のクラックの伝播状況を

Fig. 2 Measured load-deflection relation (SS-Model)

Fig. 3 Measured load-deflection relation (static test)

Fig. 4 Measured load-deflection relation (S-1G, repeated load test) Fig. 5 Measured load-deflection relation (S-5G, repeated load test)

Fig. 6 Observed crack (SS and S1 type)

Fig. 7 Observed crack (S1 and S5 type)

示す。図中、クラック線上の数値はクラック先端がその点まで達したときの荷重(単位 tf)を表わしている。各模型の降伏変位、最終変位、靱性率、最終強度及び吸収エネルギーを Table 4 及び Table 5 に示す。各模型の吸収エネルギーは崩壊までの荷重～たわみ曲線で囲まれる面積から算出した。

模型の内部のウェブ間隔を 540 mm (模型番号: SS-1) から 270 mm (SS-2 模型) に変化させた場合の最終強度は 12%, 吸収エネルギーは 18% 増加したが、各増加率は曲げせん断型に比べて小さい。従って、せん断型模型の場合にはウェブ間隔の影響は少ない。

試験結果を SS-1 模型を基準にして最終強度および吸収エネルギーを比較した結果、以下の事が分かった。

ウェブにずれ止めを取り付けた SS-3 模型の場合、最終

Table 4 Comparison of deformation energy under shear

MODEL		DEFLECTION δ_u (mm)		μ ($\frac{\delta_u}{\delta_y}$)	DEFORMATION ENERGY W (tf-mm)		ULTIMATE STRENGTH Pu (tf)	
		δ_y	δ_u					
SS-1		3.3	27.8	8	1838		78.0	
SS-2		3.5	31.1	9	2170		87.0	
SS-3		3.0	12.9	4	647		63.1	
SS-4		3.2	3.2	1	93		55.2	
SS-5		5.0	25.6	5	2562		107.0	
S-1		4.0	44.0	11	3171		78.1	
S-2		2.0	5.5	3	211		51.6	
S-3		3.2	5.1	2	229		76.3	
S-4		3.0	4.5	2	196		68.2	
S-5		2.8	29.0	10	2607		96.1	
S-W01	$\frac{1}{6}$ $\frac{1}{4.5}$ 	4.0	8.4	2	515		87.7	
S-W02	$\frac{1}{4.5}$ $\frac{1}{6}$ 	3.3	8.4	3	456		70.8	
S-W45	$\frac{4.5}{6}$ $\frac{6}{6}$ 	1.4	20.5	15	6389		143.2	
S-W60	$\frac{4.5}{6}$ $\frac{6}{6}$ 	1.5	36.0	24	5449		163.5	

Table 5 Comparison of deformation energy under repeated load test

P No.	MODEL		DEFLECTION δ (mm)		μ ($\frac{\delta_u}{\delta_y}$)	DEFORMATION ENERGY W (tf-mm)	ULTIMATE STRENGTH Pu (tf)
	Nome	N	δ_y	δ_u			
④	SS-1	—	3.3	27.8	8	1838	78.0
	SS1-1	$\frac{-30}{+30}$ $\frac{10^4}{10^4}$	3.5	14.0	4	936	65.8
⑤	S-1D	—	1.0	30.6	31	3197	80.4
	S-1G	$\frac{+65}{-50}$ $\frac{100}{100}$	2.8	26.4	9	2140	80.8
⑥	S-5D	—	1.0	27.0	27	2868	99.4
	S-5H	$\frac{+70}{-70}$ $\frac{100}{100}$	2.8	26.5	9	2393	99.8
	S-5G	$\frac{+70}{-70}$ $\frac{200}{200}$	8.0	20	3	1317	85.0

強度は 19% 減少し、吸収エネルギーは 65% 減少した。従って、ウェブのずれ止めはせん断型模型には効果的ではない。

ウェブにずれ止めの付いたリブを配置した SS-4 模型の場合、最終強度と吸収エネルギーともに低下した。従って、せん断型構造にずれ止め付きリブは効果的ではない。これは SS-3 模型、SS-4 模型の場合ウェブおよびリブを取り付けられたずれ止めによってコンクリートのアーチ構造を形成する頂部が破壊されるためである。

模型内部に穴あきガーダウェブを取り付けた SS-5 模型の場合、最終強度は 37%, 吸収エネルギーは 39% 増加した。これは穴あきガーダウェブによってせん断変形および圧縮側鋼版の座屈強度が増加したためである。

ずれ止めの形状をT型にしたS-1模型の場合、SS-1模型と比較すると最終強度も吸収エネルギーも変化しない。しかし、ずれ止めをフラットなプレートにしたS-2模型の場合、最終強度は34%減少し、吸収エネルギーは93%減少し、強度特性が著しく低下した。これはずれ止めとコンクリートの間のせん断方向に対する機械的な拘束がないためである。

せん断型模型の内部に鉄筋コンクリートを配置したS-3模型および短スタッドボルトを多数本溶接配置したS-4模型の場合、最終強度はあまり減少しないが、吸収エネルギーはS-1模型の6%から7%で殆ど脆性的に破壊した。これは、変形が進むとコンクリートと鉄筋およびずれ止めとの挙動が異なりアーチの基部を構成するコンクリートを破壊するためである。内部に長尺のスタッドボルトを多数本溶接配置したS-5模型の場合、最終強度は23%増加したが、吸収エネルギーは18%減少した。これはスタッドを取り付けた鋼製枠の変形がコンクリートよりも大きくなるためにスタッドとコンクリートの間に変形の差が生じてアーチを構成するコンクリートを細かく破碎するからである。

せん断型模型に正負の繰り返し荷重を作用させた場合、SS-1-1模型の場合SS-1模型に比べて最終強度は18%低下し、吸収エネルギーも約50%低下した。また、S-1-G模型はS-1-D模型に比べて最終強度は殆ど変化しないが、吸収エネルギーは33%減少した。S-5-H及びS-5-G模型ではS-5-D模型に比べて吸収エネルギーが繰り返し荷重を作用させるほど低下した。これは、正負の繰り返し荷重によってクラックが交差し、進展することによってアーチを構成するコンクリートが破壊されるからである。また、圧縮側鋼板が面外方向に残留変形を生じ、そのためによる初期変形が座屈強度を低下させたからである。

4. 理論解析

4.1 最終変形の解析法

せん断荷重および曲げとせん断の組合せ荷重を受けるサンドイッチ式複合梁の崩壊に至る過程は次のようになる。コンクリートにクラックが発生しない荷重の初期の段階では荷重～たわみ曲線はほぼ直線的である。そして、引張り域のコンクリートが引張強度に達していない場合にはコンクリートは引張力を分担する。しかし、荷重が増加し引張り側コンクリートの応力がコンクリートの引張強度を越えるようになるとクラックが発生し、たわみは若干増加する。さらに荷重が増加するとクラックは上方に進展し、たわみ量も増加する。荷重の増加によってせん断力が増加すると斜めせん断クラックが発生するようになり、垂直に進展していたクラックは斜め方向に進展するようになる。荷重が引張り側鋼板の降伏荷重を越えて増加すると荷重～たわみ曲線の勾配が低下してたわみが急増する。コンクリートのクラックはさらに斜め方向に進展する。圧縮側鋼板の歪が座

屈歪に達すると鋼板が座屈してコンクリートが崩壊する。梁のせん断力が支配的な場合には支点と荷重点の方向に斜め引張りクラックが発生して梁は崩壊する。

このような崩壊メカニズムを基にしてサンドイッチ式複合梁をFig. 8に示すようにモデル化する。

Fig. 8(a)は荷重の載荷によって発生したクラックの状況を示している。曲げせん断型モデルの場合、支点近傍でのクラックの発生は少なく支点から離れるに従って曲げモーメントによるクラックが発生するが、せん断力の方が支配的であるのでクラックは45度方向に進展する。荷重点に近くなると曲げモーメントが支配的になり、クラックは垂直に進展し、上方にせん断クラックが発生する。ここでは、Fig. 8(b)のようにサンドイッチ式複合梁をコンクリートのクラックが発生した領域でブロック化された要素によって構成し、各要素の曲げ変形とせん断変形を合計することによって梁全体の変形量を求めるものとする。サンドイッチ式複合梁の場合、要素ブロックはずれ止めあるいはウェブで区切られる範囲を1ブロックとした。

各要素ブロックではFig. 8(c)のように支点から*i*番目の要素では曲げモーメント M_i 及びせん断力 F_i の内力が作用するものとする。また、各要素断面ではFig. 8(d)に示すように平面保持が成立するものとする。各断面の中立軸位置は、 $n-n$ の記号で示した。コンクリートはコンクリートの引張強度まで破断しないとすると各断面の軸応力及びせん断応力分布は、Fig. 8(e)及び(f)に示すようになる。

各要素においてFig. 9に示すように軸力、曲げモーメント及びせん断力の釣合が成立するものとする*i*番目の要素ブロックの平衡条件式は、次式のようになる。

$$C_{ui} + T_{ui} = C_i + T_i \quad (1)$$

ここで、

C_{ui}, C_i : 圧縮側、引張り側コンクリートの軸力

T_{ui}, T_i : 圧縮側、引張り側鋼板の軸力

$$M_{int i} = M_i \quad (2)$$

ここで、

$M_{int i}$: 内部力による断面モーメント

M_i : 外力による断面モーメント

$$Q_i = F_i \quad (3)$$

ここで、

Q_i : 内部力のせん断力

F_i : 外力によるせん断力

従って、(1), (2), (3)式は、それぞれ

$$B \int_0^c \sigma_{c1}(y) dy + \sigma_{su} A_u = B \int_0^c \sigma_{c2}(y_t) dy + \sigma_{st} A_t \quad (4)$$

$$B \int_0^c \sigma_{c1}(y)(d-y) dy + \sigma_{su} A_u d - B \int_0^c \sigma_{c2}(y_t) dy = M_i \quad (5)$$

$$B \int_0^{c+c_t} \tau_c(y) dy = F_i \quad (6)$$

ここで、 x_i : 支点から要素ブロックの中心までの距離

$$M_i = 0.5Px_i \quad (13)$$

$$F_i = 0.5P \quad (14)$$

ここで、 P : 集中荷重, x_i : 支点からの距離

梁のたわみ量は、各要素の変形を Fig. 11 に示すように曲げ変形とせん断変形に分離して計算する。各要素の中立軸は圧縮縁の歪量 ε_1 を段階的に増加させ、(4)、(5)、(6) 式及び(12)式を用いて求められる。

支点から i 番目の要素の曲げモーメント M_i による変形は次式で計算する。

$$\delta_{mi} = d\phi(x_i)x_i = \frac{\varepsilon_1(x_i)}{c(x_i)}x_i dx \quad (15)$$

ここで、

x_i : 支点から要素 i の中心までの距離

$d\phi(x_i)$: 支点からの距離 x_i の要素の曲率

$\varepsilon_1(x_i)$: 要素 i の圧縮縁の歪

$c(x_i)$: 要素 i の中立軸深さ

dx : 要素 i の分割長さ

また、せん断力 F_i による変形は次式で計算する。

$$\delta_{si} = d\gamma(x_i)dx \quad (16)$$

ここで、 $d\gamma(x_i)$ は、要素 i のせん断歪で、次式で表わされる。

$$d\gamma(x_i) = \frac{F_i}{K_s} = \frac{F_i}{G_b H_s} \quad (17)$$

ここで、

K_s : コンクリート断面のせん断剛性

G_b : コンクリートのせん断弾性係数

H_s : 形状係数を考慮したせん断断面積

断面が矩形の場合には、

$$H_s = (5/6)H_0 = 0.833B(c + c_i) \quad (18)$$

コンクリートのポアソン比が 0.2 の場合、せん断弾性係数は、

$$G_b = \frac{E_c}{2(1+\mu)} = 0.42E_c \quad (19)$$

ここで、 E_c は、コンクリートの弾性係数で、(11)式の応力-歪関係を微分することによって得られる。

$$E_c = \frac{f_{cu}}{\varepsilon_{cu}} \frac{d\eta(\xi)}{d\xi} \quad (20)$$

Fig. 11 Deformation model

従って、梁全体の変形量は各要素毎のたわみの寄与を合計することによって得られる。

$$\delta = \sum_{i=1}^n (\delta_{mi} + \delta_{si}) \quad (21)$$

ここで、 n は要素ブロックの数を示す。たわみの限界点として以下の 4 つの条件を考慮した。

(1) 断面の曲率が増加しても引張側鋼板の歪が減少する場合⁹⁾

(2) コンクリートの圧縮域の歪が、破壊時の歪 ε_{cu} に達したとき

$$\varepsilon_1 > \varepsilon_{cu} \quad (22)$$

(3) 圧縮側鋼板が座屈したとき

$$\varepsilon_1 > \varepsilon_{cr} = \pi^2 I / (n^2 L^2 A) \quad (23)$$

ここで、 I, A : 鋼板の断面 2 次モーメント、面積

L : S/C の間隔、 n : 端部拘束因子

(4) 引張側鋼板が破断したとき

$$\varepsilon_2 E_{si} > \sigma_b \quad (24)$$

ここで、 ε_2 : 引張側鋼板の歪、 σ_b : 鋼板の破断応力

4.2 解析および考察

前項の解析法を用いて曲げのせん断の組合わせ荷重を受ける模型 B1, B4⁹⁾ とせん断荷重を受ける模型 SS-1 について最終強度および最終変形を解析した結果を Fig. 12 と Fig. 13 に示す。また、Table 6 に結果の一覧を示す。

要素ブロック数はずれ止め及びウェブの配置から、B1

Fig. 12 Comparison of load-deflection under shear and bending (B-Type model)

Table 6 Comparison of ultimate deflection under shear and bending

MODEL	bending								
	SHEAR AND BENDING			B-4			SHEAR		
	EXP	CAL	EXP	EXP	CAL	EXP	EXP	CAL	EXP
YIELD LOAD P_y (tf)	25.5	25.0	1.02	29.0	26.0	1.11	64.0	56.0	1.14
ULTIMATE LOAD P_u (tf)	31.4	32.0	0.98	33.7	33.0	1.02	78.0	75.0	1.04
ULTIMATE DEFLECTION δ_u (mm)	24.5	23.1	1.06	28.0	29.5	0.95	27.8	24.4	1.14
DEFORMATION ENERGY W (tf·mm)	694	604	1.15	817	852	0.96	1838	1627	1.13

Fig. 13 Comparison of load-deflection under shear (SS-1 model)

模型では $n=5$, B4 模型では $n=6$, SS-1 模型では $n=3$ とした。

たわみの限界点は、圧縮側の歪がコンクリートの圧縮強度時の歪に到達したときとした。B4 模型と SS-1 模型の降伏荷重の実験値は 29 tf, 64 tf, 計算は 26 tf, 56 tf で 11% から 14% の精度である。また、最終強度の実験値は 33.7 tf, 78.0 tf, 計算値は 33.0 tf, 75.0 tf で 2~4% の精度で両者ともよく合っている。

B4 模型と SS-1 模型の最終変形の実験値は 28.0 mm, 27.8 mm で計算値は 29.5 mm, 24.4 mm でよく合っている。吸収エネルギーは、実験値が 817, 1838 tfmm で、計算値が 852, 1627 tfmm でよく一致している。

B1 模型では要素ブロック数をずれ止めの配置から $n=$

5 としたが、計算値と実験値はよく一致する。従って、要素ブロック数はずれ止め及びウェブの配置から決定して良いと考えられる。

今回の解析ではコンクリートの圧縮縁の歪が ϵ_{cu} に達した時をたわみの限界点と判定したが荷重点近傍のコンクリートが周りのウェブやずれ止めなどによって拘束されて破碎され難い場合、また鋼板の座屈が生じ難い場合は耐荷力が保持され変形量が更に増加することが考えられる。また、今回の解析では盛り込めなかったが、内部構造等によって最終変形量が変化する影響を合理的なモデル化によって今後明らかにしていきたい。

5. 結 言

鋼板とコンクリートから構成されるサンドイッチ式複合構造の最終変形および吸収エネルギーを検討するためにせん断型モデルについて内部構造を種々に変化させた場合および繰り返し荷重を作用させた場合について実験を行い、サンドイッチ式複合構造の靱性を表わす吸収エネルギー量を数値的に示した。また、曲げとせん断およびせん断の荷重を受ける場合について理論解析を行い以下の結論を得た。

(1) せん断型モデルの内部構造を種々に変化させて吸収エネルギーを計測した結果、最終強度は同程度でも内部の構造によって変形性能、吸収エネルギーは著しく変化することが分かった。

(2) 曲げ及びせん断を受けるサンドイッチ式複合構造の変形を曲げ変形とせん断変形に分離し、また、クラックの発生状況を基に複合構造梁を要素ブロックに分割し、各要素の断面力から変形量を計算する理論解析は、実験結果とよく一致し、本解析法の有用性が明らかになった。

6. 謝 辞

本研究の実験結果は、日立造船(株)と日本船用機器開発協会の共同開発研究“ハイブリッド構造の海洋構造物への適用に関する開発”および日本造船研究協会第197及び第205研究部会(部会長 東京理科大 藤田 譲教授)との共同研究の一環として行われたものであり、有益な討論をいただいた委員各位にお礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 栖原, 西牧, 松石, 竹下, 岩田, “鋼板とコンクリートから構成されるサンドイッチ式複合構造物の強度に関する研究 (第1報)”, 日本造船学会論文集, Vol. 141, 昭和52年6月
- 2) 栖原, 西牧, 松石, 竹下, 岩田, “鋼板とコンクリートから構成されるサンドイッチ式複合構造の強度に関する研究 (第2報)”, 日本造船学会論文集, Vol. 142, 昭和52年12月
- 3) 栖原, 西牧, 松石, 竹下, 岩田, “鋼板とコンクリート

- から構成されるサンドイッチ式複合構造物の強度に関する研究(第3報)”, 日本造船学会論文集, Vol. 145, 昭和54年6月
- 4) 服部, 松石, 石浜, 山本, 岩田, 北園, “鋼板とコンクリートからなるサンドイッチ式コンポジットの最終強度”, 日本造船学会論文集, Vol. 157, 昭和60年6月
- 5) 松石, 岩田, “鋼板とコンクリートから構成されるサンドイッチ式複合構造物の強度に関する研究(第4報)”, 日本造船学会論文集, Vol. 164, 昭和63年12月
- 6) 岩田, 服部, “鋼板とコンクリートから構成されるサンドイッチ式複合構造物の強度に関する研究(第5報)”, 日本造船学会論文集, Vol. 174, 平成5年12月
- 7) Pau-Tsan Wang, “Complete Stress-Strain Curve of Concrete and Its Effect of Ductility of Reinforced Concrete Members U. S. Department of Commerce PB-272 836 1977. Oct
- 8) 金久保利他之, “高強度人工軽量骨材コンクリートを用いた鉄筋コンクリート部材の耐震性能に関する研究”, 日本建築学会論文集, 第441号, 1992. 11
- 9) 鈴木計夫他, “コンクリートはり部材断面の曲げ終局限界点に関する研究”, 日本建築学会論文報告集, 第383号, 1988
-