

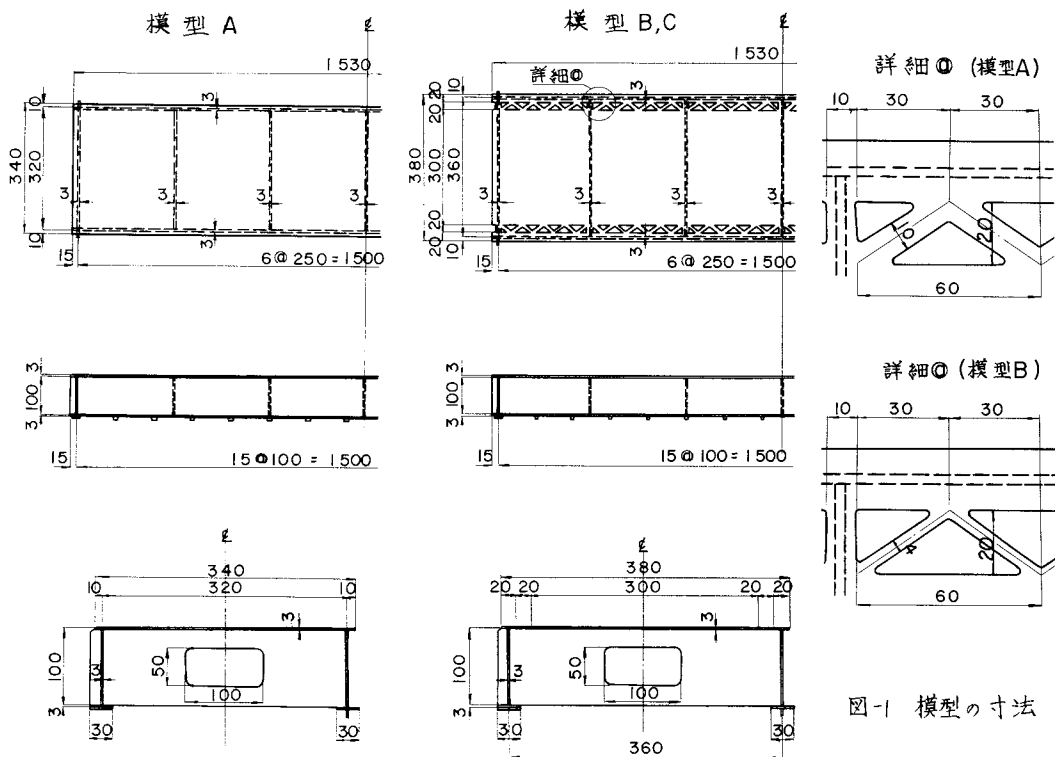


図-1 模型の寸法

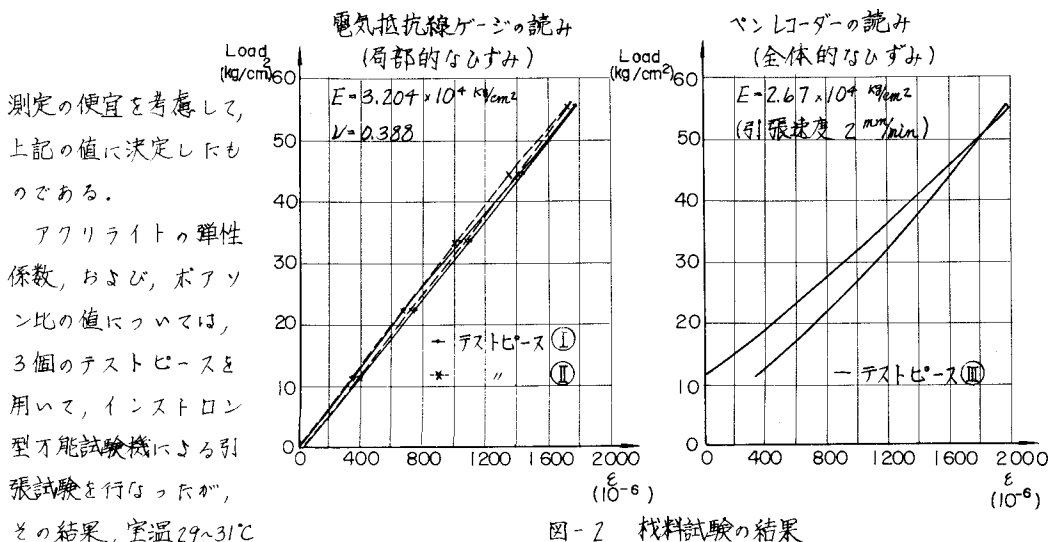


図-2 材料試験の結果

において、図-2に示すような測定結果が得られた。

また、これらの模型では、それぞれ、支間の6等分点に対傾構としての隔板を設けているが、支点位置以外の中間隔板については、測定に対する影響をなるべく避けるため、床組部分と隔板との面を接着せずに、単なるタッチの状態とした。

材料試験の状況は、写真-1に、また、各模型は、写真2, 3, 4などに示すようである。

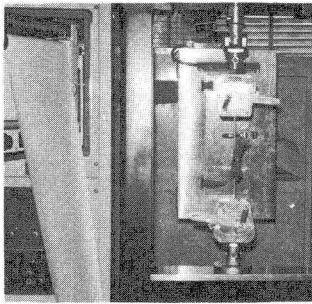


写真-1 栈料試験

2.2 実験方法

各模型は、それぞれ、支間長 $l=1.500^m$ 、両端単純支持の状態に支持した。これらに対する、荷重、および、測定計器類の配置は、図-3に示すとおりである。模型の鉛直にわみは、 $1/100\text{ mm}$ 読み（ストローク 20 mm ）のダイヤル・ゲージにより、また、各点のひずみについては、電気抵抗線ゲージ（標点距離 3 mm ）を板の上、下面に取り付け、局部変形の影響を打ち消した状態で測定を行なった。

図-3において、断面①、②では、主構造の上フランジ、下フランジ、および、床組部分における、橋軸方向のひずみを測定し、また、断面③では、せん断応力変をも求めるため、三軸（ $45^\circ/90^\circ$ 交叉）方向のひずみを測定した。さらに弾性結合部材のひずみについては、部材中心線に沿った上、下面のほか、部材の両側部にも電気抵抗線ゲージを取り付け、部材端の拘束にともなう、二次応力の影響を、できるだけ除去するように配慮した。

なお、荷重状態としては、長大橋梁の断面計算に対して、最も支配的であると思われる、等分布荷重に近い状態とし、かつ、橋軸直角方向には、対称に載荷することとした。

荷重

測定計器（模型A）

測定計器（模型B.C）

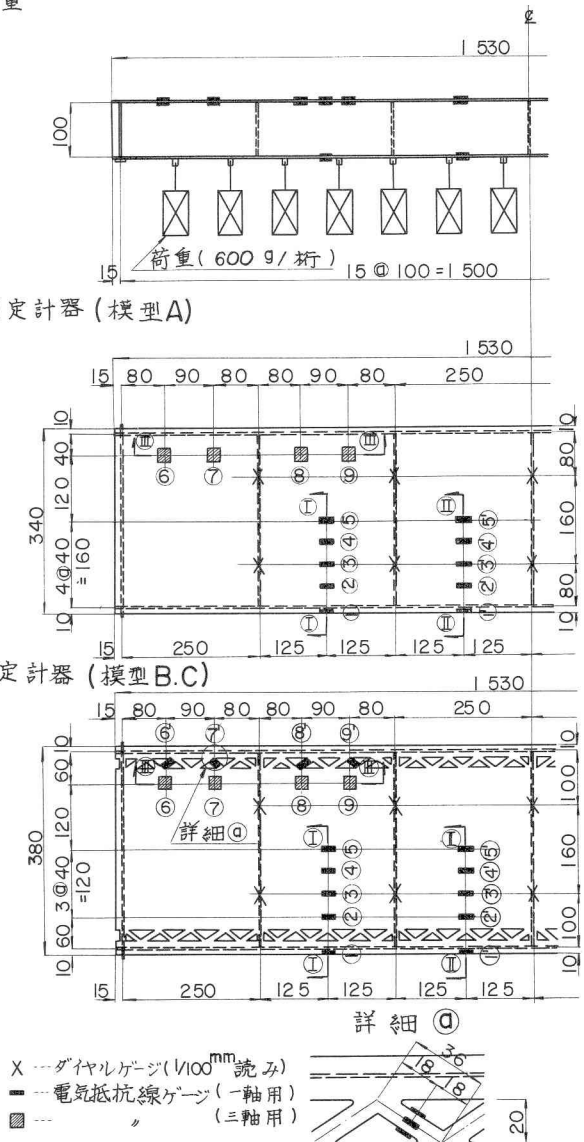
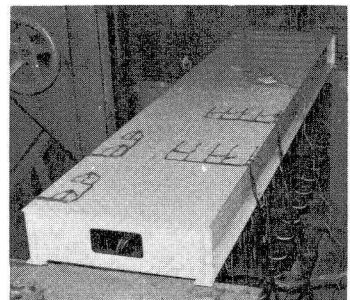


図-3 荷重、および、測定計器

写真-2

模型Aの実験



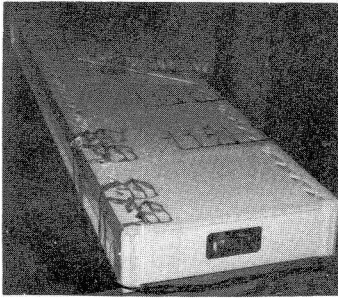


写真-3 模型Bの実験

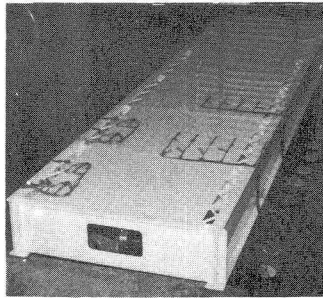


写真-4 模型Cの実験

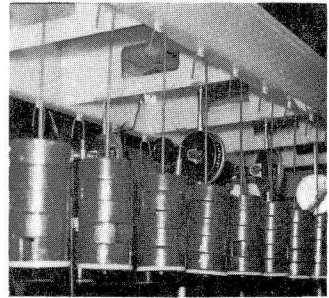


写真-5 載荷状態, その他

3. 模型の計算方法, その他

ここでは, 文献1)に示された二種類の解法のうち, 応力関数を用いた解法の方に従うことにした。これによれば, 両構造部材が完全合成された場合の, 床組断面の有効巾 (b_m)₀ は, つぎの式で与えられる。

$$\frac{(b_m)_0}{b} = \frac{2}{\pi\beta} \cdot \frac{\sinh 2\pi\beta + 2\pi\beta}{(3+\nu) \cdot \cosh 2\pi\beta + 2(1+\nu) \cdot (\pi\beta)^2 + 5 - \nu} \quad \text{----- (1)}$$

また, 両構造部材の間における弾性結合定数 k は, 文献1)の図-3を参照して,

$$k = EAd \cdot \alpha^2 \cdot \sec^3 \theta \quad \text{----- (2)}$$

であり, これより, 弾性結合部材を設けにことによる有効巾の低減率 μ は, つぎの式で与えられる。

$$\mu = \frac{1}{1 + \pi^2 \cdot \frac{(Afm)_0}{l_x^2} \cdot \frac{E}{k}} \quad \text{----- (3)}$$

ここで, 式(1), (2), (3)に使用した記号は, つぎのようである。

$2b$; 床組断面の総巾 (cm) l_x ; 主構造の有効支間長 (cm)

$\beta = b / l_x$ E ; 弾性係数 (kg/cm^2) ν ; ポアソン比

$(Afm)_0$; 式(1)より求めた有効巾の部分における床組断面の断面積 (cm^2)

つぎに, 主構造断面の直応力度, および, 両構造部材の間に働く橋軸方向のせん断力は, 式(1), (2), (3)から求められた床組断面の換算有効巾を用いて, 通常の完全合成断面としての計算を行なうことによつて得られ, さらに, 床組部分の各応力度は, これらにもとづいて, つぎのように計算される。すなわち, 橋軸方向の直応力度 σ_x は,

$$\sigma_x = (\sigma_x)_{y=0} \cdot \mu \cdot \frac{e^{-\alpha y} + B_1 \cdot e^{\alpha y} + C_1 \cdot (-Z + \alpha y) \cdot e^{-\alpha y} + D_1 \cdot (Z + \alpha y) \cdot e^{\alpha y}}{1 + B_1 + 2(D_1 - C_1)} \quad \text{----- (4)}$$

で与えられ, また, せん断応力度 τ_{xy} は,

$$\tau_{xy} = \bar{\tau}_h \cdot \frac{1}{d} \cdot \frac{-e^{-\alpha y} + B_1 \cdot e^{\alpha y} + C_1 \cdot (1 - \alpha y) \cdot e^{-\alpha y} + D_1 \cdot (1 + \alpha y) \cdot e^{\alpha y}}{-1 + B_1 + C_1 + D_1} \quad \text{----- (5)}$$

となる。ここで積分定数 B_1, C_1, D_1 は,

$$B_1 = \frac{\lambda \cdot (e^{-2\alpha b} - 1) + 2\alpha b \cdot (\alpha b - \lambda)}{\lambda \cdot (e^{2\alpha b} - 1) + 2\alpha b \cdot (\alpha b + \lambda)} \quad \left. \vphantom{\frac{\lambda \cdot (e^{-2\alpha b} - 1) + 2\alpha b \cdot (\alpha b - \lambda)}{\lambda \cdot (e^{2\alpha b} - 1) + 2\alpha b \cdot (\alpha b + \lambda)}}} \right\}$$

$$\left. \begin{aligned} C_1 &= -\frac{(e^{2\alpha b} + 1) + 2(\alpha b + \lambda)}{\lambda \cdot (e^{2\alpha b} - 1) + 2\alpha b \cdot (\alpha b + \lambda)} \\ D_1 &= -\frac{(e^{-2\alpha b} + 1) - 2(\alpha b - \lambda)}{\lambda \cdot (e^{2\alpha b} - 1) + 2\alpha b \cdot (\alpha b + \lambda)} \\ \lambda &= (1 - \nu) / (1 + \nu) \end{aligned} \right\} \text{----- (6)}$$

であり、また、式(4)、(5)、(6)に使用した各記号は、つぎのようである。

(σ_x)_{y=0} : 結合面における主構造の直応力度 (kg/cm^2)

σ_x : 結合面に働く橋軸方向のせん断力 (kg/cm)

$\alpha = \pi / l_x$

d : 床組断面の換算厚さ (cm)

表-1、2に示す模型断面の各定数、および、表-3～6、図-4、5の計算値は、それぞれの模型に対して、以上のようにして求めたものである。

4. 計算値と実験値の比較

文献1)の計算法によって得られた各応力度、たわみなどの計算値と実験値とを比較すると、表-3～6、図-4、5のようである。これらの比較については、前述した弾性係数の差を考慮して、模型のひずみから各応力度の実験値を算出する場合には、弾性係数 $E=3.204 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$ の値を採用し、また、前述した各計算式からたわみの計算値を求める場合には、弾性係数 $E=2.67 \times 10^4 \text{ kg/cm}^2$ の値を用いるものとした。

これらの結果を考察すると、各模型に対する計算値と実験値とは、応力度、たわみともに、非常によく一致している。特に、表-3、図-4に示すように、主構造の上フランジ、および、床組部分における橋軸方向の直応力度の分布状態が、ほとんど完全に一致している。これらによって、文献1)の計算法の妥当性が証明されていると考えられよう。一才、表-4、5に示すように、床組部分のせん断応力度、および、弾性結合部材の直応力度については、模型B、Cにおいて、弾性結合部材の端部が剛結されているための二次応力の影響などから、計算値と実験値との差が、いくらか大きく現われている。この理由としては、さらに、文献1)の計算法では、弾性結合部材が、主構造と床組構造との間のせん断力を伝達させる部材として解析されているが、実際の橋梁構造物、または、この実験に用いた各模型などでは、対傾構、横リブなどによって橋軸直角方向における主構造、および、床組構造の変形が、かなり拘束されており、このために床組部分、および、弾性結合部材に二次応力が発生することも考えられる。これらの諸条件を考慮に入れると、表-4、5に示された計算値、および、実験値は、実用計算法としては、むしろ、良好な一致を示していると解されるであろう。このような、計算上の仮定が多分なりとも満足されないための二次応力は、一般には、実際の設計で無視されているが、この研究の対象としている構造形式は、これまでに前例のない形式であるので、今後の研究に

表-1 模型の換算有効巾、その他 (cm , kg/cm^2)

	$(bm)_0/b$	$(bm)_0$	bm	$\bar{A} \times 10^2$	μ
A	0.9127	14.60	—	—	—
B	0.9223	13.83	12.63	6.152	0.9134
C	"	"	11.18	2.461	0.8085

表-2 模型の断面定数

	I (cm^4)	Y_u (cm)	Y_L (cm)	W_u (cm^3)	W_L (cm^3)	Gf_m (cm^3)	Gf_m/I (cm^4)
A	128.84	2.88	7.42	44.74	17.36	12.61	0.09791
B	126.36	2.98	7.32	42.40	17.26	11.29	0.08936
C	122.28	3.15	7.15	38.82	17.10	10.57	0.08640

において、その取扱ひなどについて、慎重に検討したいと考えている。

なお、表-6、図-5に示すように、たわみの計算値と実験値とは非常によく一致しているが、各模型において、主構造に対する床組部分の合成率を変化させたことによる、相対的なたわみの変化はわずかである。したがって、測定誤差などを考慮すると、この結果は、参考データとしては価値あるものであるが、これより文献1)の計算法を批判することには、無理があると思われる。

5. 結言

以上の結果を総括すると、文献1)の計算法による計算値は、この実験の対象としたような基礎的な場合に関しては、応力度、鉛直たわみともに、実験値とよく一致することが示された。したがって、前述したように、さらに、軸方向力による大きな変形をともなう場合、および、二次応力などに対する適切な検討方法を満足するならば、実際の橋梁構造物に対して、このような構造形式を実用化することが可能になると考えられる。

これらの諸問題については、関係するパラメーターが非常に多いため、簡便な実用計算式を導くことは非常に困難であり、西ドイツの長大橋梁などにおける、完全合成された鋼床板床組の局部応力解析でも、その節度、便宜的な計算系を設けて、解析、または、実験が行なわれているようである。しかし、現在では、互に直交する二面の板 (Scheibe) から構成された構造物に対する有限要素法の計算プログラムが一般化されており、併用すれば、実用的には最も便利であろう。

著者らは、このような場合についても、今後引き続き研究を行なう計画であるので、機会があれば、追加発表したいと考えている。

表-3 上,下フランジ, および, 床組部分の
直応力度

(kg/cm²)

模型	断面	Pt	(1) 実験値	(2) 計算値	(1)/(2) 比率
A	Ⅰ	①	-2.980	-2.817	1.058
		①L	6.744	7.258	0.929
		②	-2.675	-2.663	1.005
		③	-2.627	-2.547	1.031
		④	-2.499	-2.466	1.013
	Ⅱ	⑤	-2.419	-2.420	1.000
		①	-3.621	-3.654	0.991
		①L	9.340	9.418	0.992
		②	-3.428	-3.455	0.992
		③	-3.376	-3.304	1.028
	Ⅲ	④	-3.284	-3.199	1.027
		⑤	-3.268	-3.139	1.041
		⑥	-0.977	-0.710	1.376
		⑦	-1.330	-1.420	0.937
		⑧	-2.435	-2.434	1.000
		⑨	-2.868	-2.865	1.001

B	Ⅰ	①	-2.980	-2.972	1.003
		①L	7.642	7.300	1.047
		②	-2.563	-2.607	0.983
		③	-2.467	-2.495	0.989
		④	-2.403	-2.418	0.994
	Ⅱ	⑤	-2.339	-2.374	0.985
		①	-3.941	-3.856	1.022
		①L	9.788	9.473	1.033
		②	-3.556	-3.383	1.051
		③	-3.332	-3.237	1.029
	Ⅲ	④	-3.220	-3.137	1.026
		⑤	-3.028	-3.081	0.983
		⑥	-0.737	-0.695	1.060
		⑦	-1.506	-1.390	1.083
		⑧	-2.275	-2.383	0.955
		⑨	-2.755	-2.805	0.982

C	Ⅰ	①	-3.380	-3.246	1.041
		①L	6.921	7.368	0.939
		②	-2.627	-2.520	1.042
		③	-2.563	-2.412	1.063
		④	-2.147	-2.337	0.919
	Ⅱ	⑤	-2.163	-2.296	0.942
		①	-4.293	-4.212	1.019
		①L	8.250	9.561	0.863
		②	-3.332	-3.270	1.019
		③	-3.172	-3.130	1.013
	Ⅲ	④	-3.060	-3.033	1.009
		⑤	-3.060	-2.979	1.027
		⑥	-0.929	-0.672	1.382
		⑦	-1.634	-1.344	1.216
		⑧	-1.986	-2.305	0.862
		⑨	-3.012	-2.712	1.110

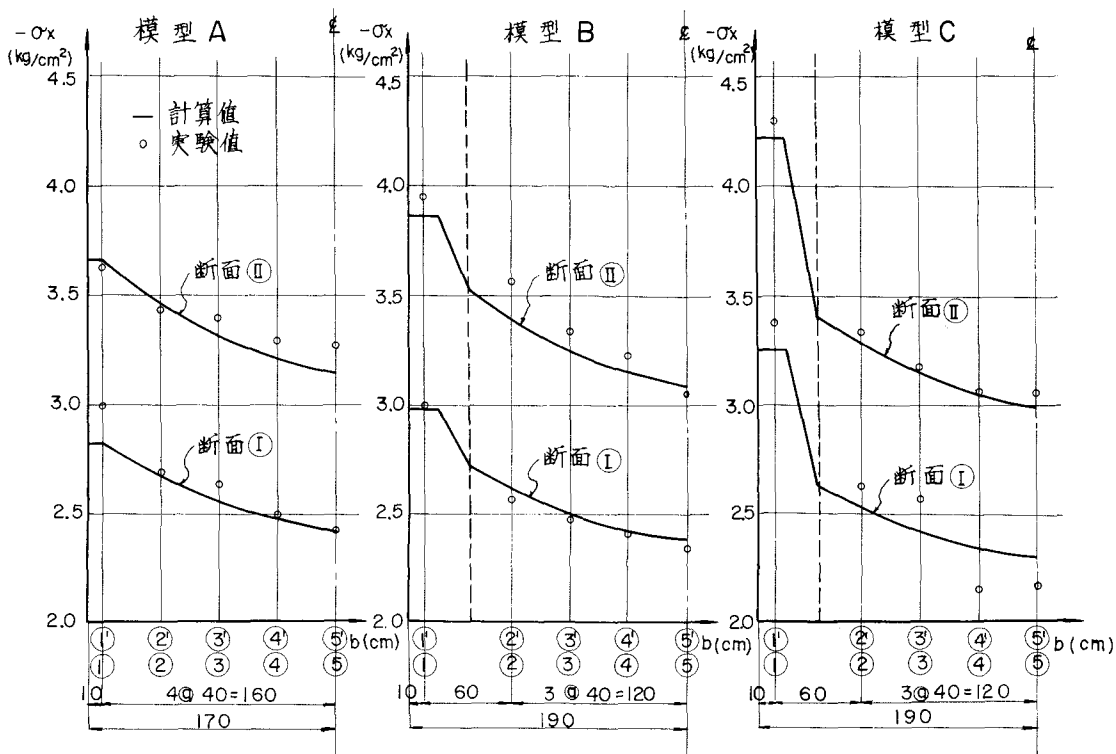


図-4 上フランジおよび床組部分の直応力度

表-4 床組部分のせん断応力度

模型	断面	Pt	(1) 実験値	(2) 計算値	(1)/(2) 比率
A	Ⅲ	⑥	1.085	1.005	1.080
		⑦	1.016	0.861	1.180
		⑧	0.594	0.575	1.033
B	Ⅲ	⑥	1.004	0.984	1.020
		⑦	0.889	0.845	1.052
		⑧	0.808	0.562	1.438
C	Ⅲ	⑥	0.975	0.953	1.023
		⑦	0.866	0.816	1.061
		⑧	0.485	0.543	0.893

表-5 弾性結合部材の直応力度

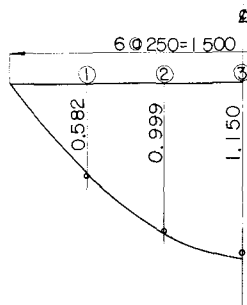
模型	Pt	(1) 実験値	(2) 計算値	(1)/(2) 比率
B	⑥	3.973	4.508	0.881
	⑦	-3.749	-3.870	0.969
	⑧	2.852	2.572	1.109
C	⑥	9.051	10.908	0.830
	⑦	-8.515	-9.346	0.911
	⑧	5.751	6.220	0.925

表-6 ねわみ

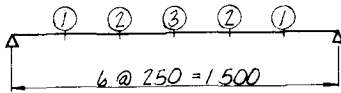
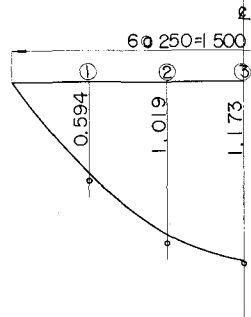
(mm)

模型	Pt	(1) 実験値	(2) 計算値	(1)/(2) 比率
A	①	0.585	0.582	1.005
	②	0.970	0.999	0.971
	③	1.106	1.150	0.962
B	①	0.645	0.594	1.086
	②	1.065	1.019	1.045
	③	1.192	1.173	1.016
C	①	0.657	0.613	1.072
	②	1.047	1.053	0.994
	③	1.184	1.212	0.977

模型 A



模型 B



最後に、この実験研究について、多大の御援助を頂いた日立造船(株)技術研究所の各位に、ここで、深く謝意を表す次第である。

参考文献

- 1) 山村信道, 多田和夫, 横江 稔; 主構造と鋼床板系組をトラス部材で合成した場合の近似計算法, 土木学会 論文報告集 第183号 (昭45.11).
- 2) 土井 浩, 広末日出生; 接着型抵抗線ひずみゲージをフラスチックに使用する場合の問題について, 材料試験 第10巻 第88号 (昭36.1).
- 3) 島村昭治; 硬質プラスチックの弾性係数, 日本機械学会誌 第72巻 第608号 (昭44.9).
- 4) Stahlbau, ein Handbuch für Studium und Praxis, Köln, 1964.
- 5) Klingenberg, W.; Der Wiederaufbau der Hängebrücke über den Rhein bei Rodenkirchen, Stahlbau 22 (1953).

模型 C

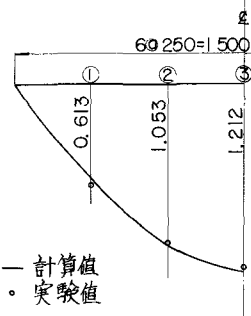


図-5 各模型のねわみ