

不均一温度分布による実験構造物の変形と応力

星野 邦弘*

At-Sea Experiment of a Floating Offshore Structure Deformation and Stress of Experimental Structure due to the Ununiformity of the Temperature Distribution

by
Kunihiro HOSHINO

Abstract

In the design stage of a huge offshore platform, e.g. a floating airport, effects of the deflections due to a non uniform temperature distribution caused by some natural environment conditions such as solar radiation cannot be neglected. In this study, the temperature distribution has been estimated for the upper structure of floating offshore platform 'POSEIDON', although the size of the upper structure is not so large. Furthermore, the distributions of both deflections and thermal stress have been obtained by a structural analysis using a Finite Element Method (FEM).

The following results have been obtained.

- 1) As for the estimation of total solar radiation in any plane, it can be said that the present method is a practical one and also has a good accuracy.
- 2) The present method can also predict the thermal distribution in the the upper structure due to natural environment.
- 3) The central part of the upperdeck has been deflected upward due to the difference in temperature between the upper and lower sides of the box-girder and the deflection becomes maximum at noon in a day.
- 4) Compression stresses occur in the upper side of the upperdeck. The maximum longitudinal axial stress occurs in the central part of the upperdeck and that of transverse axial stress occurs in the box-girder.
- 5) The upper structure has been deflected due to the ununiform of the temperature distribution between side walls even in the horizontal plane.
- 6) The estimation of the structural strain agrees well with the measured results as for the upper side of the box-girder. On the other hand, qualitative agreement is obtained in regard to the side wall and the lower side of the box-girder.
- 7) A regression equation, which can be estimate the maximum and minimum temperatures of the upperdeck in a day, has been shown using the data of climatic elements in every 3 hours.

目次

1. はじめに
 2. 実験構造物と計測法
 3. POSEIDON号の温度分布
 - 3.1 相当外気温度
 - 3.2 ボックスガーダ部の熱流応答
 - 3.3 外気側の熱伝達率
 - 3.4 ボックスガーダ内の空気温度分布
 - 3.5 ボックスガーダ部の温度分布の推算値と実測値との比較検討
 - 3.6 ボックスガーダ部以外の甲板温度の推定法
 4. 温度分布によるたわみ変形と応力
 5. 結論
- 参考文献
付録

- A. 太陽高度と方位角
- B. 日射量推定法と日射量の検討
 - B.1 大気圏外日射量
 - B.2 構造物に入射する日射量
 - B.2.1 直達日射量
 - B.2.2 拡散日射量
 - B.2.2.1 天空日射量
 - B.2.2.2 反射日射量
 - B.3 日射量推定値の検討
 - B.4 日射量の日積算値の検討
- C. 日射以外の実験構造物への熱源となる気象要素の特性について
 - C.1 外気温度
 - C.2 相対湿度
 - C.3 海水温度
- D. 大気輻射および有効輻射
- E. 壁面間温度分布と垂直温度分布

* 海洋開発工学部

F. 計測歪みに関する若干の考察

G. 気象庁公表データからの甲板温度の日最大値、最小値の推定法

1. はじめに

海洋空間の有効利用を目的とした浮体式海上空港や海洋情報都市等の大規模な浮遊式海洋構造物は、数キロメートルに及ぶ長大な上部構造物を有するものとなる。このような大規模浮遊式海洋構造物の上部構造物は、甲板面へ入射する日射エネルギーを主要因として温度分布が不均一となる。大規模浮遊式海洋構造物の設計にあたっては、この不均一温度分布によって生じる上部構造物の変形と、応力について考慮する必要があるものと考えられる。

日射等による建築材料の挙動と熱応力に関して、陸上建築物では、主に鉄筋コンクリート建物の日射による熱応力の問題^{1)~5)}やシーリング材の日射による挙動と熱応力の問題⁶⁾等が検討されている。一方、船舶海洋工学分野ではタンカーや貨物船等の不均一温度分布による応力に関して、実機計測も含めて幾つかの研究例^{7)~10)}があるが、浮遊式海洋構造物の日射によるたわみ変形と応力に関する研究は極めて少なく、実機による計測は著者らの知る限りでは存在しない。したがって、大規模浮遊式海洋構造物の不均一温度分布によるたわみ変形と応力に関する設計上の問題点が明らかに成っているとは言い難い。

船舶技術研究所では既に「浮体工法による海上空港建設に係る評価のための技術調査研究」¹¹⁾および「大型浮遊式海洋構造物の建設基礎技術に関する研究」¹²⁾を

実施した際に、この問題に関する若干の理論的検討を行ない、上部構造物の上面と下面に20℃の温度差を与えた場合に、上部構造物端部で約0.6mの上下方向の変形が生じる事を明らかにしているが、実際の計測値による検証は行っていない。

構造物の規模は浮体式海上空港等に比べるとかなり小さいが、船舶技術研究所で実施した、浮遊式海洋構造物「POSEIDON号」の実海域実験でも実験当初に、主要構造物材であるガーダーの縦曲げ歪みが、有義波高5m時の波浪による歪み量の5倍強にもなることが明らかになっている¹³⁾。したがって、海上空港等の大規模浮遊式海洋構造物では、かなり大きな曲げ応力が発生するものと考えられる。

本論文は、大規模浮遊式海洋構造物の日射による変形と応力を検討する第一段階として、POSEIDON号の実海域実験での実測自然環境データをもとに、気象、建築原論および空気調和等の分野において既に確立している理論や実験式等を用いて構造物の温度分布を求め、その推定法の検証を行ったものである。また、求めた上部構造物の温度分布を用いて、有限要素法による構造解析を行い、上部構造物の変形と応力の分布を求め、実測歪み量と推算値の比較を行った。

2. 実験構造物と計測法

POSEIDON号は、山形県鶴岡市由良漁港沖合い約3kmの海域(38°44'N, 139°40'E)に船首をWNW方向に向けて6条の鎖係留ラインで弛緩係留された。POSEIDON号はFig.1に示すように、12本のフーティング付きカラムで

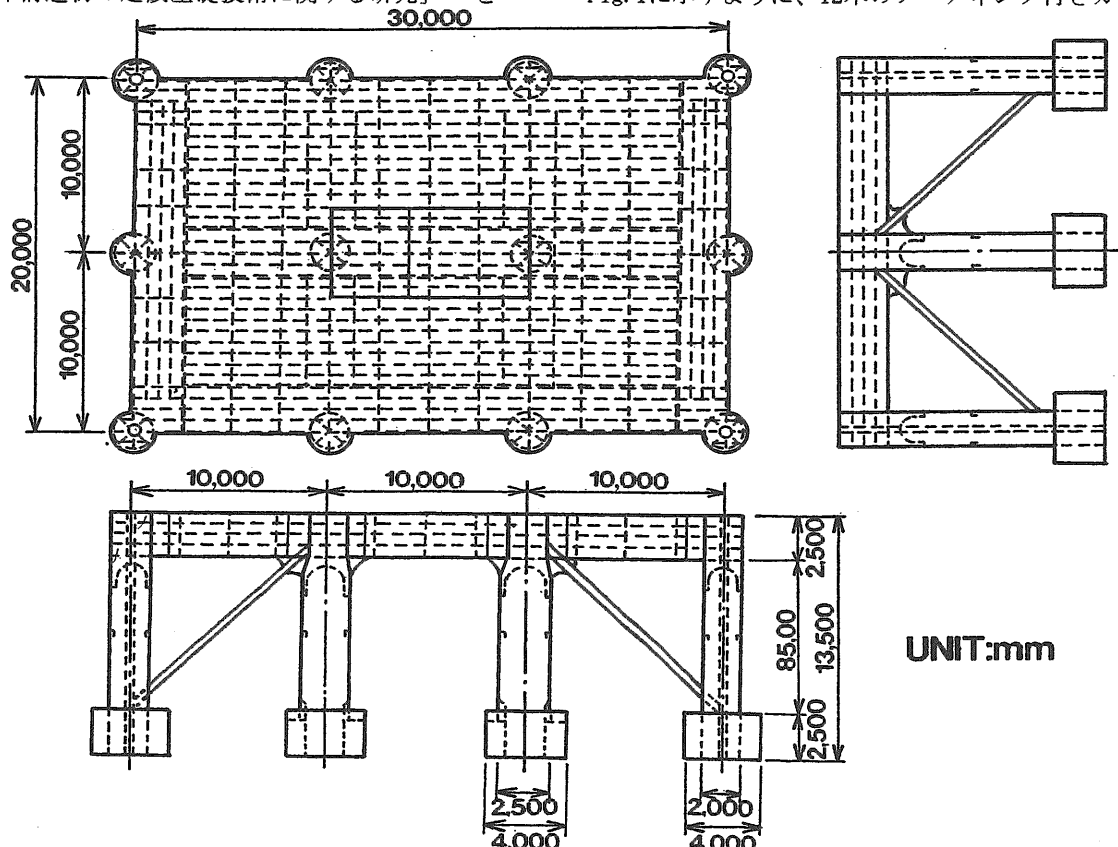


Fig.1 Configuration of the floating offshore platform "POSEIDON"

上部構造物を支持した構造形式である。上部構造物の周囲は水密区画であるボックスガーダで囲まれ、その主要目は、長さ34.0m、幅24.0および喫水5.5mである。

上部構造物の側壁に入射する日射量は、それぞれの側壁が天空へ向かう方位により相違する。そのため、Fig.2に示す計測場所①～⑤を約2週間程度で移動しながら、5回に分けてボックスガーダ部の温度と歪みの計測を行った。計測場所①～④での温度および歪みセンサーの配置をFig.3に示す。なお、計測場所⑤ではFig.3の計測点とボックスガーダ中心線に対して対称となる位置にセンサーを配置し、ボックスガーダ内側の日陰になる部分の温度と歪みを計測した。ボックスガーダ部の温度分布と歪みの計測と同時に気象要素として外気温度、外気相対湿度、甲板面全天日射量、風向・風速および海水温度の計測を行った。計測項目と使用計測機器名一覧をTable 1に示す。日射量の計測は、水平台を使用していないため気象庁のいう水平面全天日射量とは相違し、POSEIDON号甲板上の180°日射

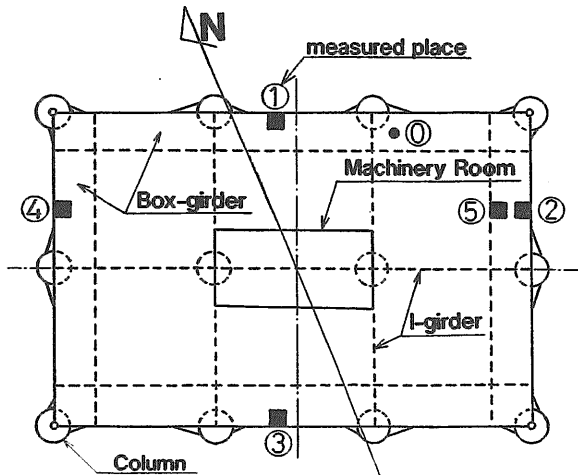


Fig.2 Measured places in the box-girder of upper structure

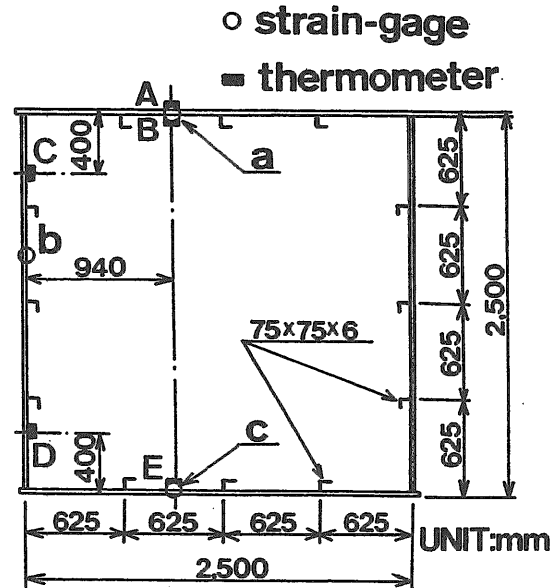


Fig.3 Measuring points in the box-girder for plate temperature and strain

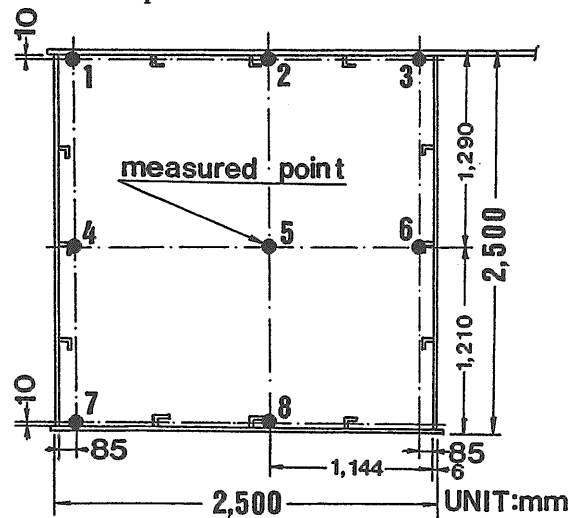
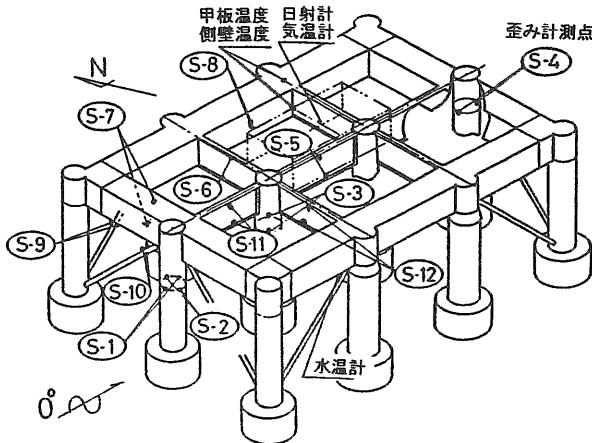


Fig.4 Measuring points in the box-girder for air temperature

Table 1 Measurement item, equipment and measuring points

計測項目	数量	使用機器	計測場所	備考
全天日射量	1台	エプリー型全天日射計	計測室上百葉箱上	
外気温度	1台	白金抵抗測温体 (Pt100)	計測室上百葉箱内	
相対湿度	1台	静電容量式薄膜センサー	計測室上百葉箱内	
鋼板温度	5台	白金抵抗測温体 (Pt100)	ボックスガーダ	
ボックスガーダ内 気温	8台	白金抵抗測温体 (Pt100)	ボックスガーダ内	通常3台、温度分布計測時は8台
海水温度	2台	白金抵抗測温体 (Pt100)	海面下5.5mおよび 1.0m	実験開始時は海面下2.0mで計測
ボックスガーダ鋼 板歪み	3台	箔フェノール・エポキシ ゲージ	ボックスガーダ	ダミーゲージ法による温度補償

量となる。両者は、POSEIDON号が傾斜していなければ一致するはずである。また、NNE側のボックスガダ上の計測場所 0 では、実験実施期間を通して連続して甲板温度の計測を実施した。その他、ボックスガダ内の空気温度分布の計測を、1日の総入射日射量が最も多いと考えられる計測場所③でFig. 4に示す8点で同時に計測した。



Element name	Measured point	Strain type
Column	1,2,4	Bending
	3	Axial
Brace	9,10	Axial
Box-girder	7	Bending
	8	Shearing
I-girder	5,6,11,12	Bending

Fig.5 Measuring positions of the structural strain

ボックスガダ部の鋼板温度の計測は、熱容量の少ない小型の白金抵抗測温体を鋼板表面に直接貼り付けて行った。歪みの計測は箔フェノールエポキシゲージを直接構造物表面へ貼りつけることによって行った。温度補償は計測点近くにダミーゲージを貼った鋼板を置きこれを自由膨張させることを行っている。なお、熱応力による歪みは通常被測定物の最も弱い部分の変形として表れるが、構造部材の場合には、外部変形が拘束されて内部に熱応力が発生する。この場合の熱応力についての計測を付録-Fで考察した。また、上部構造物の主要部材の曲げ歪みとせん断歪み、カラムの曲げ歪みと軸歪みおよびブレースの軸歪みについては、各々 Fig. 5に示す場所で計測を行っている。

本論で用いた、各種の気象要素から構造物表面温度の推定、さらに求めた温度分布から、上部構造物の変形と応力を構造解析により求めるまでの手順をFig. 6に示す。図中の () の中は、参照すべき本論文の章を示している。

3. POSEIDON号の温度分布

実験構造物のボックスガダ部分の温度分布の推定は、日射等の輻射成分を等価な空気温度に換算し、熱流応答の時刻歴計算には応答係数法の一つであるレスポンス・ファクター法^{14)~16)}を用いて行った。ボックスガダ部分以外の甲板温度については裏面開放の単純なパネルとして時刻歴計算を行って求めた。以下に、

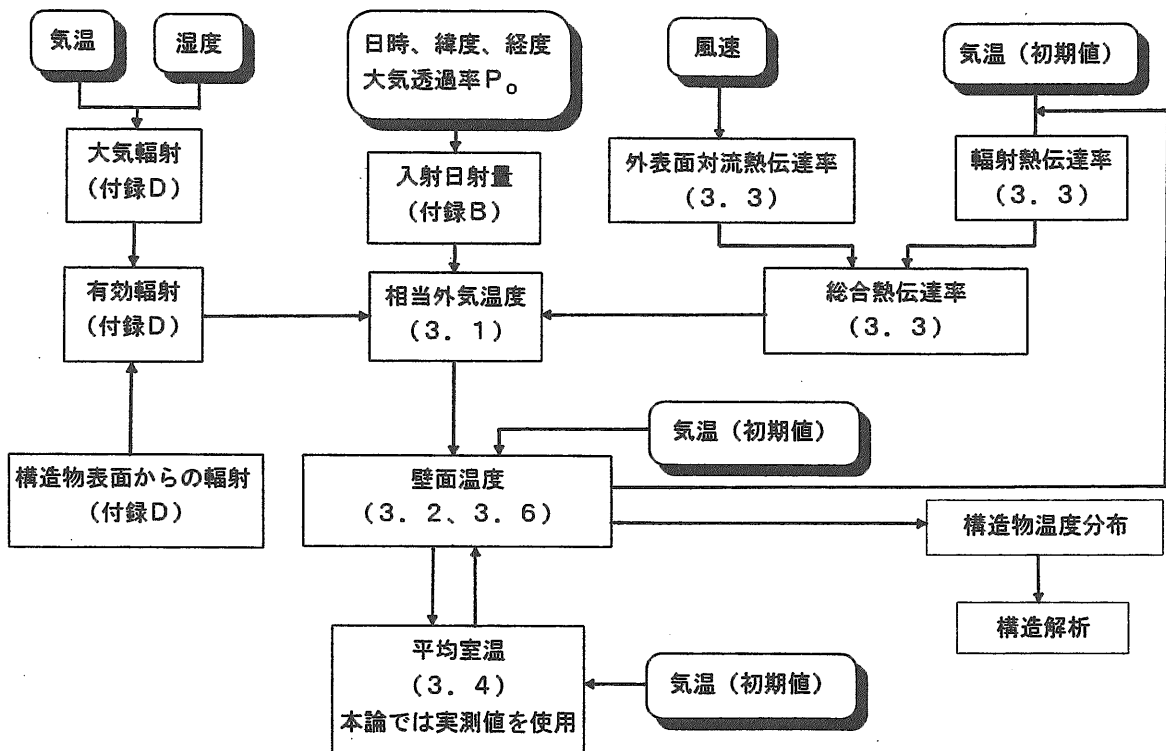


Fig.6 The estimation procedure of the deformation and stress of floating offshore structure due to the ununiform temperature distribution

本論で用いた実験構造物の鋼板温度の推定法の概要について述べる。

3.1 相当外気温度

実験構造物が外界からうける熱エネルギーは、日射や大気輻射のように、熱エネルギーが間に介在する物体を透す電磁波の形で伝達する所謂、輻射の形で伝えられるものと構造物まわりの空気境界層の伝達すなわち対流熱伝達の2形態が存在する。輻射による熱伝達は、対流熱伝達とともに構造物への入射エネルギーとなるため、外気温度や風の影響による対流熱伝達と区別することが困難であるので、入射輻射エネルギーを等価な空気温度(相当外気温度)に換算し、熱伝達率は、輻射と対流を含めた形で3.3で詳述する総合熱伝達率 α_0 として表す。相当外気温度の組み立て方を以下に示す。

構造物表面の熱収支は壁面に垂直な方向の熱流のみを仮定し、構造物と大気間の相互反射を無視すれば、(構造物の中に吸収される熱量) =

$$(入射する輻射熱量の中で構造物に吸収される熱量) - (構造物から大気中に放散する熱量)$$

壁体の温度を θ 、壁の厚さ方向位置を x とすれば、熱伝導率 λ の鋼板表面に吸収される熱量 $[-\lambda(\partial\theta/\partial x)_{x=0}]$ は次式のようになる。

$$-\lambda\left(\frac{\partial\theta}{\partial x}\right)_{x=0} = (a_p I + \epsilon_p E_A) - \{E_p + \alpha_C(T_P - T_A)\} = \{a_p I + (\epsilon_p E_A - E_p)\} - \alpha_C(T_P - T_A) \quad (3.1)$$

ここで、 a_p は構造物表面の日射吸収係数、 I は全入射日射量(W/m^2)、 ϵ_p は構造物表面の輻射吸収係数、 E_A は大気輻射(W/m^2)、 α_C 構造物表面の対流熱伝達率(W/m^2C)、 T_P は構造物表面温度および T_A は外気温度である。なお、(3.1)式中の $(\epsilon_p E_A - E_p)$ は日射以外の輻射エネルギーの構造物表面での収支であり、有効輻射 R_n と呼ばれる。大気輻射および有効輻射については付録Dに詳しく説明する。大気輻射は、天空輻射温度と外気温度が等しいと仮定し、外気温度の絶対温度を $\theta_A = T_A + 273.15$ (K)とすれば

$$E_A = \epsilon_A C_b \theta_A^4 \quad (3.2)$$

ここで、 ϵ_A は大気輻射の射出率、 C_b はStefan-boltzmann定数 ($5.67 \times 10^{-8} Wm^2/K$)である。構造物表面からの温度輻射 E_p は、地表面や建築物表面は赤外域輻射に対しては、ほぼ黒体と見なして良いため、構造物表面を黒体と仮定し、構造物表面の絶対温度を θ_P (K)とすれば

$$E_p = \epsilon_p C_b \theta_P^4 \quad (3.3)$$

よって有効輻射 R_n は

$$R_n = \epsilon_p \epsilon_A C_b \theta_A^4 - \epsilon_p C_b \theta_P^4 = C_b \{ (1 - 1 + \epsilon_p \epsilon_A) \theta_A^4 - (1 - 1 + \epsilon_p) \theta_P^4 \} = C_b (\theta_A^4 - \theta_P^4) - \{ (1 - \epsilon_p \epsilon_A) C_b \theta_A^4$$

$$- (1 - \epsilon_p) C_b \theta_P^4 \} \quad (3.4)$$

(3.4)式の右辺第一項に輻射熱伝達率 α_R の概念を用いれば

$$C_b (\theta_A^4 - \theta_P^4) = \alpha_R (\theta_A - \theta_P) = \alpha_R (T_A - T_P) \quad (3.5)$$

ここで、簡単のために(3.4)式で $(1 - \epsilon_p \epsilon_A) C_b \theta_A^4 - (1 - \epsilon_p) C_b \theta_P^4 = q$ と置けば(3.1)式は

$$-\lambda\left(\frac{\partial\theta}{\partial x}\right)_{x=0} = \{a_p I + \alpha_R (T_A - T_P) - q\} - \alpha_C (T_P - T_A) = a_p I - q + (\alpha_R + \alpha_C) (T_P - T_A) \quad (3.6)$$

もし輻射がない場合を考えたならばNewtonの放射係数を α_N と書けば式の形は

$$\lambda\left(\frac{\partial\theta}{\partial x}\right)_{x=0} = \alpha_N (T_A - T_P) \quad (3.7)$$

(3.6)式を(3.7)式と同じ形に書こうとするならば

$$\lambda\left(\frac{\partial\theta}{\partial x}\right)_{x=0} = (\alpha_R + \alpha_C) \{ (T_A + T_E) - T_P \} \quad (3.8)$$

と書かねばならない。ここで(3.6)式と(3.8)式より

$$T_E = \frac{a_p I - q}{\alpha_R + \alpha_C} = \frac{a_p I - q}{\alpha_0} \quad (3.9)$$

この T_E が構造物壁面に入射する全ての輻射エネルギーを等価の外気温度に換算した相当外気温度であり、 $\alpha_R + \alpha_C$ が総合熱伝達率 α_0 である。

3.2 ボックスガーダ部の熱流応答

空気室の壁面温度を求めるための、時刻歴計算手法として差分法および有限要素法等が一般に知られているが、空調等の熱負荷計算には実用的な推算法としては、これらの他に応答係数法^{14)~16)}、Z変換法¹⁷⁾および逐次積分法等¹⁸⁾が用いられている。本論では、応答係数法の一つであるレスポンス・ファクター法を用いてボックスガーダの鋼板温度分布の推算を行った。この手法は、カナダ国立研究所のD. G. StephensonとG. P. Mitalas¹⁴⁾が開発したもので、多層の材料から構成されている壁体の外側に単位波(流体温度を1°C上昇させる温度波形)を与えた時の内側の壁体温度変化の時刻歴変化をあらかじめ計算しておき、この単位波の重ね合わせで熱源の変化を近似し熱流応答を計算する

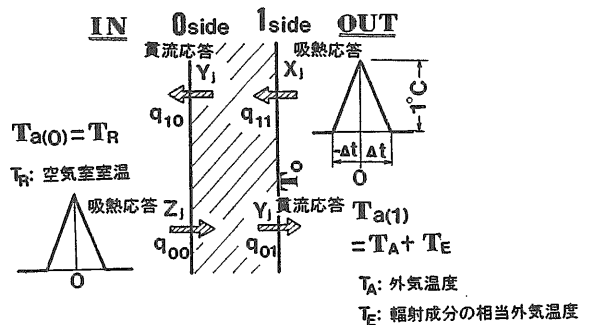


Fig.7 Configuration of heat flow by the response factor method

ものである。実験構造物は6~10mmの鋼板で構成された単層壁体である。単位波としては2等辺三角形波を用いた。壁体表面における熱流はFig. 7のような応答を示し、応答係数を用いると次式のように書き表すことができる。

$$\left. \begin{aligned} q_{11,k} &= \sum_{j=0}^{\infty} X_j T_{a(1)k-j} \\ q_{10,k} &= \sum_{j=0}^{\infty} Y_j T_{a(1)k-j} \\ q_{00,k} &= \sum_{j=0}^{\infty} Z_j T_{a(0)k-j} \\ q_{01,k} &= \sum_{j=0}^{\infty} Y_j T_{a(0)k-j} \end{aligned} \right\} \quad (3.10)$$

Fig. 7に示すように壁体の外気側表面を1、室内側表面を0とし、外気温度が2等辺三角形形状に変化した場合の吸熱応答を X_j 、貫流応答を Y_j とし、同様に室内側の吸熱応答を Z_j 、貫流応答を Y_j としている。また、 j は1つの単位波励振に対する経過時間 $j\Delta t$ を表す整数である。

0側および1側表面における熱流 q_{0k} および q_{1k} は1側から0側の方向へ向かう熱流を正とし、次式より求まる。

$$\left. \begin{aligned} q_{0k} &= q_{10,k} - q_{00,k} \\ q_{1k} &= q_{11,k} - q_{01,k} \end{aligned} \right\} \quad (3.11)$$

(3.11)式で求めた熱量を $t=0$ 時間の吸熱応答のレスポンス・ファクタ X_0 、 Z_0 で除すことで外界気象条件の変化に対する壁体温度の温度変化を次式のように求めることができる。

$$\left. \begin{aligned} t_{0k} &= \frac{q_{0k}}{Z_0} + T_{a(0)k-j} \\ t_{1k} &= \frac{q_{1k}}{X_0} + T_{a(1)k-j} \end{aligned} \right\} \quad (3.12)$$

本論では Δt を450秒とし、計算を開始する $t=0$ 秒より以前に50個の単位波に対する熱流応答を求め初期条件としている。

本論の計算では空気室内気温 T_R は、実測したボックスガダ内気温を用いている。壁面温度分布の推定に空気室内の実測気温を用いているため、本論に示した計算手法では、構造物の温度分布の推定への一般適用性に欠ける。空気室を持つ一般の海洋構造物の温度分布の推定を行うためには、空気室内温度を含めた計算を行う必要がある。空気室内気温の推定のためには次式に示す空気室内気温の熱平衡式を解く必要がある。

$$C_a \rho \cdot VOL \frac{dT_R}{dt} = \sum_{n=1}^{NW} A_n \alpha_{Cn} (T_P - T_R) + C_a G_O (T_A - T_R) \quad (3.13)$$

ここで

$C_a \rho \cdot VOL$: 空気室内熱容量
 ρ : 空気密度
 C_a : 空気の比熱
 VOL : 空気室容積

T_A : 外気温度
 T_R : 空気室内気温
 NW : 空気室の壁面の総数
 T_{Pn} : 室内側の壁面温度($n = 1, 2, \dots, NW$)
 A_n : 室内側の壁面積($n = 1, 2, \dots, NW$)
 α_{Cn} : 室内側壁面の対流熱伝達率($n = 1, 2, \dots, NW$)
 G_O : 外気との換気量 (実験構造物ではケーブル引き込み口等を通した換気)

(3.13)式で各壁面温度と空気室温を未知数として連立方程式を立て、これを解けば室温変動も含めて推算することが可能である。現実問題への適用に関しては、隔壁で遮られた空気室が多数存在するため、隣室の室温変動の影響も含めた計算を行う必要性が生じ、かなり複雑な計算を行わなければならない。また、3次元(空気室気温および壁温)問題への拡張性あるいは材料強度計算への適用性等を考えると、今回用いたレスポンス・ファクター法の拡張としてでなく、差分法あるいは有限要素法等による計算手法を用いるべきと思われる。空気室室温変動の予測も含めた浮遊式海洋構造物全体の構造物温度分布の推定については、今後の課題としたい。

3.3 外気側の熱伝達率

構造物の表面が外界から受ける熱エネルギーは、日射等の輻射熱伝達と構造物まわりの空気境界層の伝達、すなわち対流熱伝達となる。構造物へ入る全熱量を q とすれば q は対流熱伝達 q_C と輻射熱伝達 q_R の和になる。

$$q = q_C + q_R \quad (3.14)$$

ここで q_C は、構造物周囲の外気温度 T_A と構造物表面温度 T_P との差に比例する。

$$q_C = \alpha_C (T_A - T_P) \quad (3.15)$$

(3.14)式の比例定数 α_C が対流熱伝達率であり、空気の流速(風速) U と構造物表面の状態(面の粗さ等)の影響を受けて異なった値となる。本論では α_C の値は建築等の分野で一般的に用いられている加熱銅板の風洞実験より得られた次に示す平滑面のJurgess¹⁸⁾の式を用いて求めた。

$$\left. \begin{aligned} \alpha_C &= 5.58 - 3.95U & U \leq 5.0 \text{ m/sec} \\ \alpha_C &= 7.12U^{0.78} & U \geq 5.0 \text{ m/sec} \end{aligned} \right\} \quad (3.16)$$

ここで U は周辺の風速である。構造物表面が受ける輻射熱伝達 q_R は輻射の基礎式から

$$q_R = C_b \varepsilon_P \varphi (\theta_R^4 - \theta_P^4) \quad (3.17)$$

ここで ε_P は構造物表面の輻射率、 θ_R は仮想天空輻射温度(K)、 θ_P は構造物の表面の絶対温度(K)、 φ は次式で定義される構造物表面の形態係数である。

$$\varphi = \frac{1 + \cos \delta}{2} \quad (3.18)$$

ここで、 δ は構造物表面の水平面からの角度である。

(3.16)式は構造物に熱が入る場合であるが、構造物表面から天空に向かう温度輻射もある。この輻射熱伝

達を(3.14)式のように外気温度 T_A と構造物表面温度 T_P に比例すると仮定すれば

$$\left. \begin{aligned} q_R &= \alpha_R(T_A - T_P) \\ \therefore \alpha_R &= \frac{C_b \varepsilon \varphi (\theta_R^4 - \theta_P^4)}{T_A - T_P} \end{aligned} \right\} (3.19)$$

ここで実用的に仮想天空輻射温度と外気温度を等しいと考え、 $\theta_R = T_A + 273.15 = \theta_A$ と置く。輻射による熱伝達是对流熱伝達とともに構造物に入る熱エネルギーとなるため両者を区別せず一括して総合熱伝達率 α_0 として次式の様に表すことにする。

$$\left. \begin{aligned} q &= \alpha_0(T_A - T_P) \\ \alpha_0 &= \alpha_C + \alpha_R \end{aligned} \right\} (3.20)$$

時刻歴計算に当たっては、この総合熱伝達率 α_0 の風速等による時間変動を考慮しなければ、外表面の熱収支を正しく記述したことはない。

3.4 ボックスガーダ内の空気温度分布

本論で用いたボックスガーダ部の温度分布の推定では、ボックスガーダ内の平均空気温度を用いている。ボックスガーダ内の空気温度分布に関して、1989年10月25日にFig. 2の計測場所③において、Fig. 4に示した8点で空気温度を計測した。その結果として、Fig. 8に各計測場所における空気温度の時刻歴の変化を示す。また、ボックスガーダ中央の計測点5を基準として、

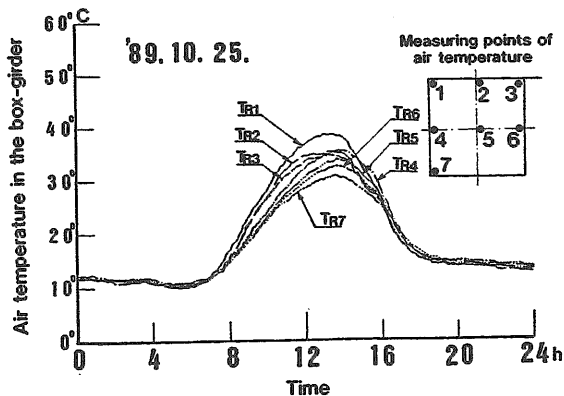


Fig.8 Comparison of air temperature at measured points in the box-girder

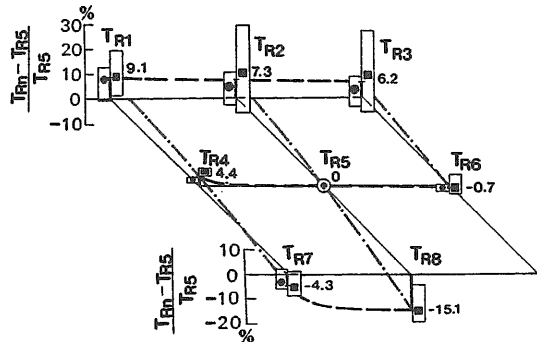


Fig.9 Difference of air temperature between measuring point⑤ and others points

各計測場所の空気温度の割合の日中の変動範囲とその平均値をFig. 9に示す。これらの図から、日射を受けない時間帯では、ほぼ様な分布を示し、日射を受け始めると空気温度は急激に上昇を始めるとともに空間的な温度分布を生じる。空間的な温度分布としては上面が高く下面に行くに伴ってほぼ直線的に空気温度は低くなり、日射を受ける側壁側の空気温度が高く内側に行くに従って空気温度が低くなるのが判る。また、ボックスガーダの壁面の近傍で空気温度が高くなることも判る。なお、時間毎の空気温度分布をボックスガーダ中心部の計測点5を基準として見ると上部では最大30%、平均で6~9%高く、下部では最大18%、平均で4~15%程度低いことが判る。この最大30%の温度差の影響は夏季におけるボックスガーダ内空気温度の最大値を50°Cとすると鋼板温度では7~8%の誤差になると試算される。本論では、ボックスガーダ内空気温度分布の影響は小さいとして無視した。

3.5 ボックスガーダ部の温度分布の推算値と実測値との比較検討

本論で用いたボックスガーダ部の温度分布の推定は、外気温度および全ての輻射成分を外気温度に換算した相当外気温度を用い、外気側総合熱伝達率については風速による対流熱伝達率の変化も考慮した。壁面の熱取得計算にはレスポンス・ファクター法を用いて行った。なお、相当外気温度の計算に用いた日射吸収係数 α_0 については表面の塗装の色等により若干相違する

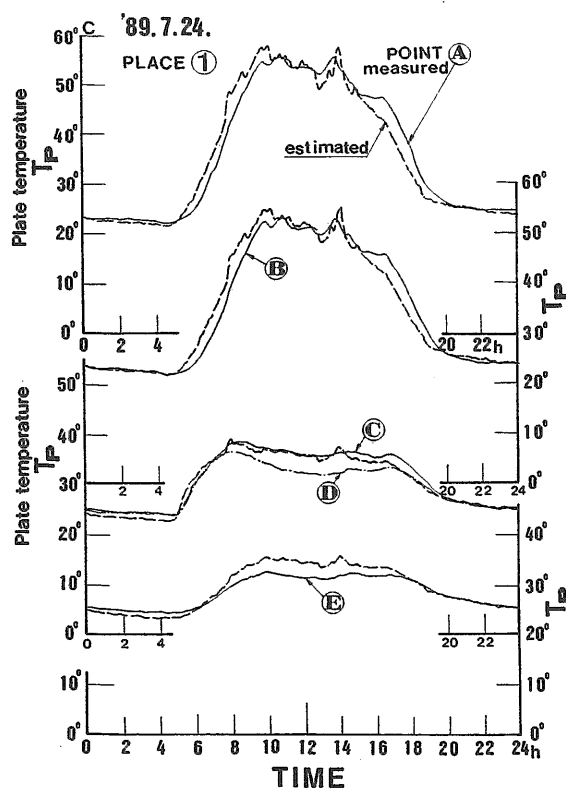


Fig.10 Comparison of the plate temperature between measurement and estimation at place①

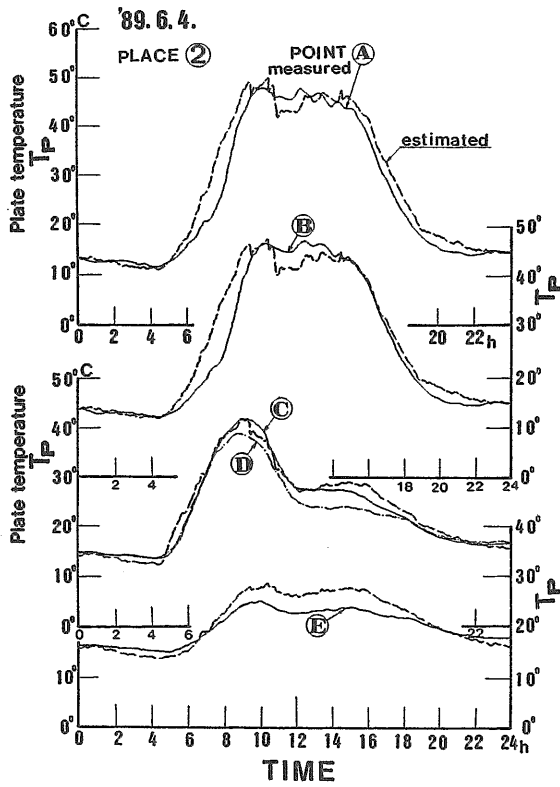


Fig.11 Comparison of the plate temperature between measurement and estimation at place②

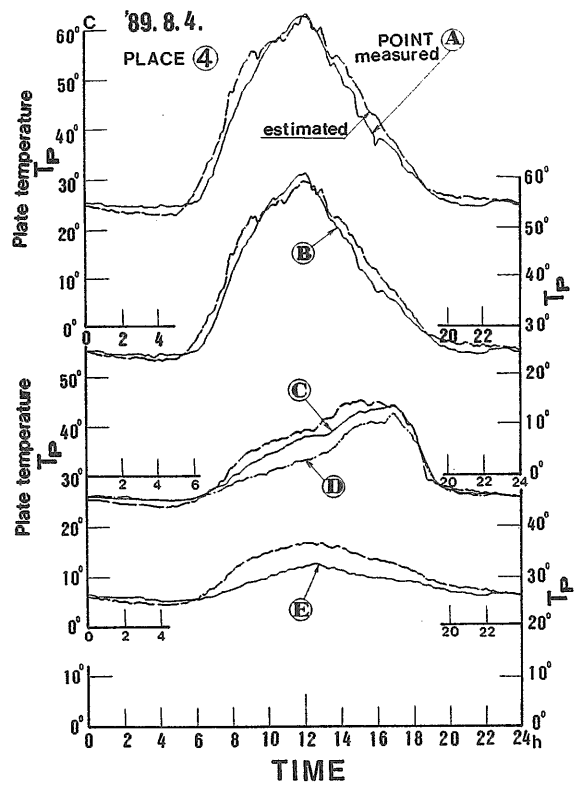


Fig.13 Comparison of the plate temperature between measurement and estimation at place④

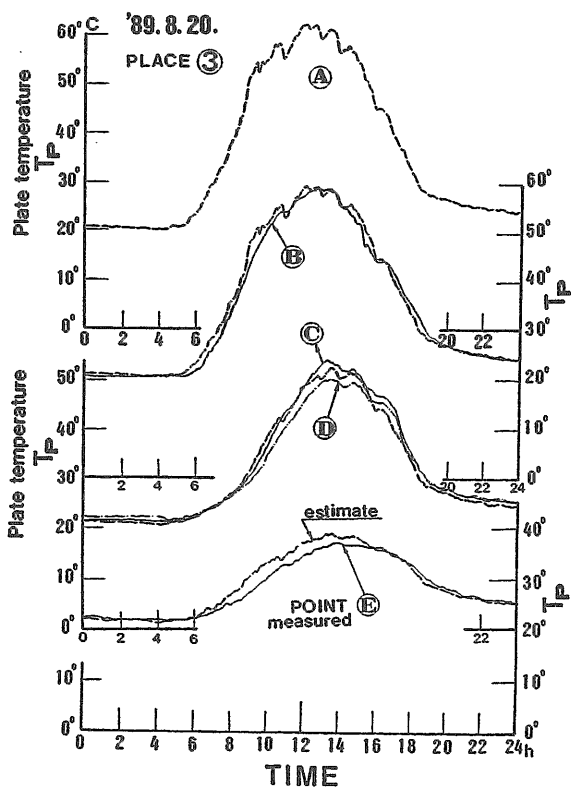


Fig.12 Comparison of the plate temperature between measurement and estimation at place③

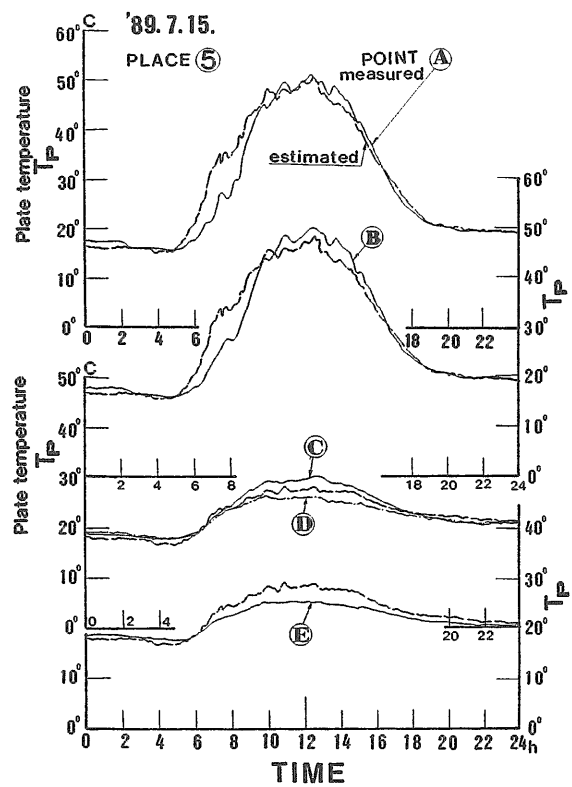


Fig.14 Comparison of the plate temperature between measurement and estimation at place⑤

が、建築分野で通常の鋼構造物の日射吸収係数として用いられる0.8を使用した。推算した実験構造物表面の温度(破線)と実測値(実線および一点鎖線)をボックスガーダ部の計測場所毎に比較した結果をFig. 10~14に示す。これらの図から次の事が言える。

- 1) 上甲板の上面Aおよび下面Bでは計測場所に関係なく実測値と推算値の良く一致するが、温度の上昇時と下降時に約30分の時間ずれが見られる。
- 2) 側壁面内において上部C点の実測値(実線)は推算値と良く一致するが、下部Dの実測値は推算値より数度低めとなる。
- 3) 底面の最大温度は実測値に対して最大で5℃程度高く推算する。

3.6 ボックスガーダ部以外の甲板温度の推定法

ボックスガーダ部以外の甲板面は、空気室のない裏面が開放された単純なパネルと考えられるので、その温度は各種の気象要素から以下のように簡単に推定することができる。

熱収支の釣り合い式より

$$\begin{aligned}
 & \text{(甲板面へ吸収される単位面積当り熱量)} \\
 & = \text{(入射輻射のなかで甲板面へ吸収される熱量)} \\
 & \quad - \text{(大気中へ放散する熱量)} \\
 C(T_P - T'_P) &= (aI + \rho_S a' I + \epsilon_P E_A \Delta t + \epsilon_P E_S \Delta t) \\
 & \quad - \{E_{PA} \Delta t + E_{PS} \Delta t + \alpha_{CU}(T_P - T_A) \Delta t \\
 & \quad \quad + \alpha_{CL}(T_P - T_A) \Delta t\} \\
 & = aI + \rho_S a' I + (\epsilon_P E_A + \epsilon_P E_S \\
 & \quad - E_{PA} - E_{PS}) \Delta t - \alpha_{CU}(T_P - T_A) \Delta t \\
 & \quad - \alpha_{CL}(T_P - T_A) \Delta t \quad (3.21)
 \end{aligned}$$

ここに、

- C : 単位面積当りの熱容量 (J/°C)
- T'_P : Δt 時間前の甲板温度 (°C)
- T_P : ある時刻の甲板温度 (°C)
- T_A : 外気温度 (°C)
- T_S : 海面温度 (°C)
- Δt : 時間刻み幅 (sec.)
- I : Δt 時間の入射日射量 (J/m²)
- E_A : 大気からの温度輻射 (W/m²)
- E_S : 海面からの温度輻射 (W/m²)
- E_{PA} : 甲板表面から天空への温度輻射 (W/m²)
- E_{PS} : 甲板裏面から海面への温度輻射 (W/m²)
- a : 甲板表面の日射吸収係数
- a' : 甲板裏面の日射吸収係数
- ϵ_P : 甲板表面の輻射吸収係数
- ρ_S : 海面の平均日射反射率
- α_{CU} : 甲板表面の対流熱伝達率 (W/m² K)
- α_{CL} : 甲板裏面の対流熱伝達率 (W/m² K)
- C_b : Stefan-boltzmann定数 (=5.67×10⁻⁸W/m²K⁴)

大気から受け取る温度輻射は天空輻射と外気温度が等しいとし、大気輻射の射出率を ϵ_A 、大気の絶対温度を θ_A (K) とすれば

$$\epsilon_P E_S = \epsilon_P \epsilon_A C_b \theta_A^4 \quad (3.22)$$

甲板面裏面が海面から受け取る温度輻射は海面の絶対温度を θ_S 、海面の温度輻射の射出率を ϵ_S とすれば、

$$\epsilon_P E_S = \epsilon_P \epsilon_S C_b \theta_S^4 \quad (3.23)$$

また甲板表面が大気および海面に向かって放射する温度輻射 E_{PA} および E_{PS} は甲板温度の絶対温度を θ_A とすれば

$$E_{PA} = E_{PS} = \epsilon_P C_b \theta_P^4 \quad (3.24)$$

よって日射以外の輻射成分は

$$\begin{aligned}
 & (\epsilon_P E_A + \epsilon_P E_S - E_{PA} - E_{PS}) \\
 & = \epsilon_P \epsilon_A C_b \theta_A^4 + \epsilon_P \epsilon_S C_b \theta_S^4 - 2\epsilon_P C_b \theta_P^4 \\
 & = C_b (\theta_A^4 - \theta_P^4) - \{(1 - \epsilon_P \epsilon_A) C_b \theta_A^4 - (1 - \epsilon_P) C_b \theta_P^4\} \\
 & \quad + C_b (\theta_S^4 - \theta_P^4) - \{(1 - \epsilon_P \epsilon_S) C_b \theta_S^4 - (1 - \epsilon_P) C_b \theta_P^4\} \\
 & \quad (3.25)
 \end{aligned}$$

(3.24) 式の右辺で $C_b(\theta_A^4 - \theta_P^4)$ と $C_b(\theta_S^4 - \theta_P^4)$ は輻射熱伝達を外気温度と甲板温度の差に比例すると仮定し比例定数を輻射熱伝達率 α_R とし、甲板上面を α_{RU} 、裏面を α_{RL} とすれば次式の様に表せる。

$$\begin{cases} C_b(\theta_A^4 - \theta_P^4) \doteq \alpha_{RU}(\theta_A - \theta_P) \\ \quad = \alpha_{RU}(T_A - T_P) \\ C_b(\theta_S^4 - \theta_P^4) \doteq \alpha_{RL}(\theta_S - \theta_P) \\ \quad = \alpha_{RL}(T_S - T_P) \end{cases} \quad (3.26)$$

α_{RU} および α_{RL} は近似的に Δt 時間前の甲板温度の絶対値 θ'_P を用いて

$$\begin{cases} \alpha_{RU} \doteq \frac{C_b(\theta_A^4 - \theta'^4_P)}{T_S - T'_P} \\ \alpha_{RL} \doteq \frac{C_b(\theta_S^4 - \theta'^4_P)}{T_S - T'_P} \end{cases} \quad (3.27)$$

ここで、簡単のために

$$\begin{aligned} & \{(1 - \epsilon_P \epsilon_A) C_b \theta_A^4 - (1 - \epsilon_P) C_b \theta_P^4\} \\ & = \{(1 - \epsilon_P \epsilon_A) C_b \theta_A^4 - (1 - \epsilon_P) C_b \theta_A^4\} = q_{RU} \end{aligned}$$

および

$$\begin{aligned} & \{(1 - \epsilon_P \epsilon_S) C_b \theta_S^4 - (1 - \epsilon_P) C_b \theta_P^4\} \\ & = \{(1 - \epsilon_P \epsilon_S) C_b \theta_S^4 - (1 - \epsilon_P) C_b \theta_S^4\} = q_{RL} \end{aligned}$$

と置き、(3.21)~(3.26) 式より(3.20) 式は次の様に書き直せる。

$$\begin{aligned} C(T_P - T'_P) &= \{aI \Delta t + a' \rho_S I \Delta t - (q_{RU} + q_{RL}) \Delta t \\ & \quad + \alpha_{RU}(T_A - T_P) \Delta t + \alpha_{RL}(T_S - T_P) \Delta t\} \\ & \quad - \alpha_{CU}(T_P - T_A) \Delta t - \alpha_{CL}(T_P - T_A) \Delta t \end{aligned} \quad (3.28)$$

(3.27) 式を T_P について解くと

$$\begin{aligned} T_P &= \{aI \Delta t + a' \rho_S I \Delta t - (q_{RU} + q_{RL}) \Delta t \\ & \quad + \alpha_{RU} T_A \Delta t + \alpha_{RL} T_S \Delta t \\ & \quad + (\alpha_{CU} + \alpha_{CL}) T_A \Delta t - C T'_P\} \end{aligned}$$

$$\{C + (\alpha_{RU} + \alpha_{RL} + \alpha_{CU} + \alpha_{CL})\Delta t\} \quad (3.29)$$

なお、実際の計算では T_P の初期値として夜間の外気温を与え、時間刻み幅 Δt を7.5分とし、甲板表面および海面が赤外線域の温度放射に対して黒体であるとして、 $\epsilon_P = \epsilon_A = 1.0$ として計算を行った。

4. 温度分布によるたわみ変形と応力

まず、代表的な快晴時の1日の日射、気温、水温、計測場所0の甲板温度およびボックスガード、Iガーダ等の構造部材の歪み量の変化をFig. 15に示す。(気温計は計測室屋根上1.2mの百葉箱内、水温計は水面下2m、甲板温度は右舷の中央線から5m後方および計測室外側側壁温度計は中央線上屋根下0.1mで計測している。) 図からカラム部分の歪みは日射量に多少関係していると思われるが、その量は極めて小さい。一方、ガードおよびブレース部分の歪みは日射と甲板温度に密接に関係して変化していることが判る。

この時のボックスガード横曲げ歪みS-7とIガーダ縦曲げ歪みS-11の1日の変化と、上甲板の温度と気温の差の変化を比較した結果をFig. 16に示す。図中の破線は上部構造物の上面と下面間で温度が直線的に変化するものとして実測した温度差を与えて構造物を等価な

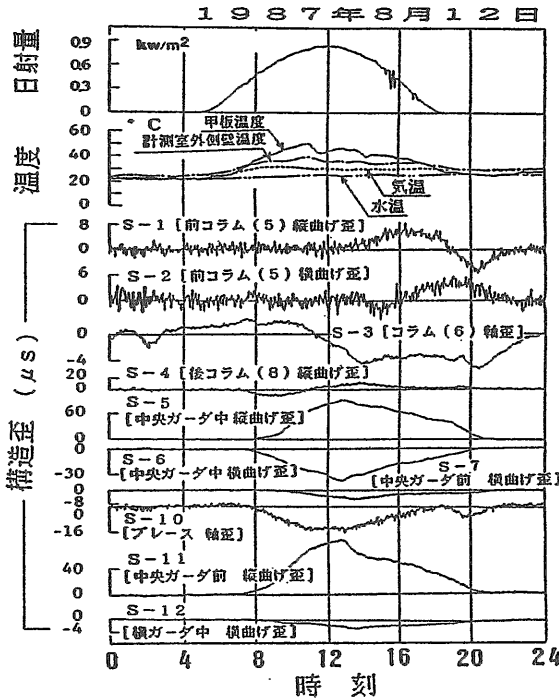


Fig.15 One day variation for structural strains and climatic elements

Table 2 Comparison between strains caused by solar radiation and waves

部材と歪	日射によるもの (μS)	波浪 (有義波高5m) によるもの (μS)
Iガーダ縦曲げ歪	192.3	41.4
Iガーダ横曲げ歪	73.5	32.4
ブレース軸歪	58.0	208.4

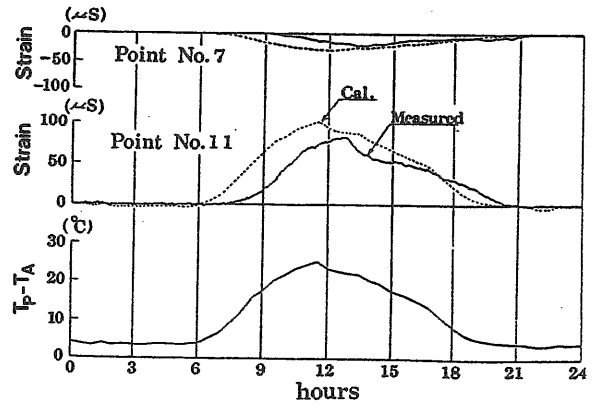


Fig.16 Comparison of the change of structural strain in a day between measurement and estimation

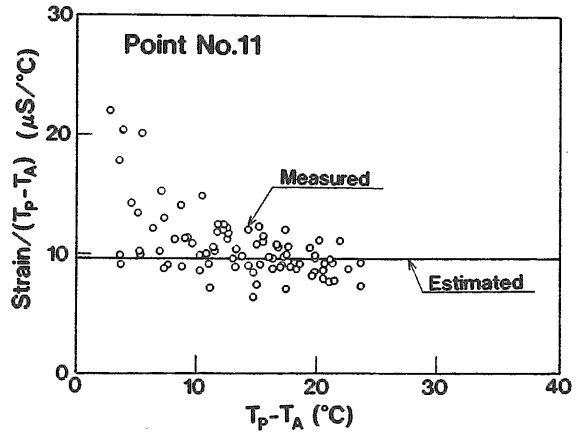


Fig.17 Comparison of the structural strains between measurement and estimation

梁要素で近似し、静的に計算した結果である。図から計算値は上甲板温度と気温の差と全く同じに変化し、実測値は約1時間30分の時間遅れをもって変化している。時間遅れを無視すれば実測値と計算値は良く一致している。Fig. 17に甲板温度と気温の一日の温度差に対してIガーダ縦曲げ歪みS-11の一日の最大変化量を示す。縦軸は歪みの1日の変化量を1日の温度さの変動振幅で除した値である。なお図中の実線は静的計算値である。図から最大温度差が10℃以上になると温度差に対して歪み量がほぼ線形に変化し静的計算結果と良く一致することが判る。

次に、Iガーダ部分の縦曲げ歪み (Fig. 5のS-11)、横曲げ歪み (S-12) およびブレースの軸歪み (S-9) の計測値の最大変動振幅について有義波高5mの時の波浪によるものと、日射を主要因とする一日周期で変動する歪みの変動量の比較をTable 2に示す。表からIガー

ダの曲げ歪みの1日の変化量は波浪による歪みの最大変動振幅の縦曲げ歪みで約5倍、横曲げ歪みで約2倍と極めて大きく、プレースの軸歪みでは波浪による歪みの最大変動振幅の約30%である。

以上の結果から、日射等の自然環境条件による構造部材の歪み量の変化は1日を周期とする極めてゆっくりとした変動であるが、波浪による歪みの変動振幅に比べて、かなり大きな値となる部分も存在することが明らかとなった。したがって、もう少し詳細な実験データの取得と理論的解析を行うことにした。具体的には空気室を有するボックスガダ部分に焦点を絞って部分的な鋼板の歪みの計測と温度分布の計測を行った。これに伴う不均一温度分による上部構造物の変形と応力の解析は有限要素法により行った。計算は上部構造物の全体構造を薄肉平板シェル要素によりモデル化し、Fig. 18に示す要素分割を行った。Fig. 18では中心線から片側だけの要素を示している。支持浮体はスプリング要素により各要素浮体の喫水変化による浮力変化に

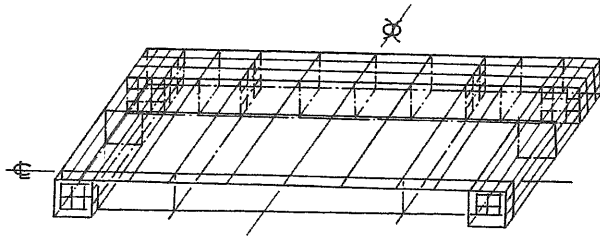
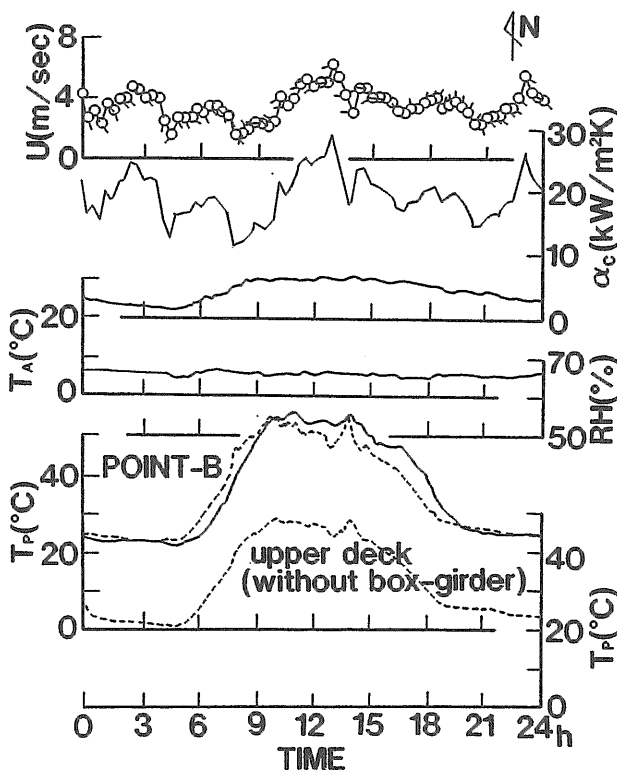


Fig.18 Finite element model of upper structure



相当するバネ定数を与えてモデル化し、計測室の剛性は計測室下のIガータの板厚を増やす事により考慮した。

構造解析の例として、1日の総入射日射エネルギー量が多く、場所による温度分布の差が大きくなり、上部構造物の変形が最も大きくなると考えられる、夏季の快晴時においてデータ取得ができた7月24日について示す。まずFig. 19に上部甲板および各側壁面へ入射する日射量の推算値を示す。図中の太い実線は実測の上部甲板面へ入射する全天日射量の実測値であり、他は全て推算値である。以降の解析に用いた日射量は、全てこの推算値である。

Fig. 20に各種気象要素と実験構造物の各部温度の実測値と推算値を示す。図中の破線が推算値で実線は実測値である。甲板温度は、ほぼ入射日射量の変化に従って変化し日射量との相関が最も強く、構造物近傍

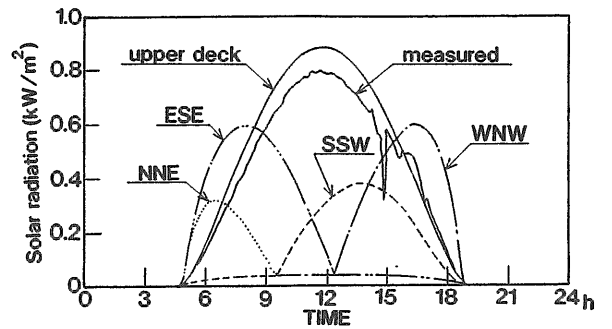


Fig.19 Total solar radiation for each surface wall

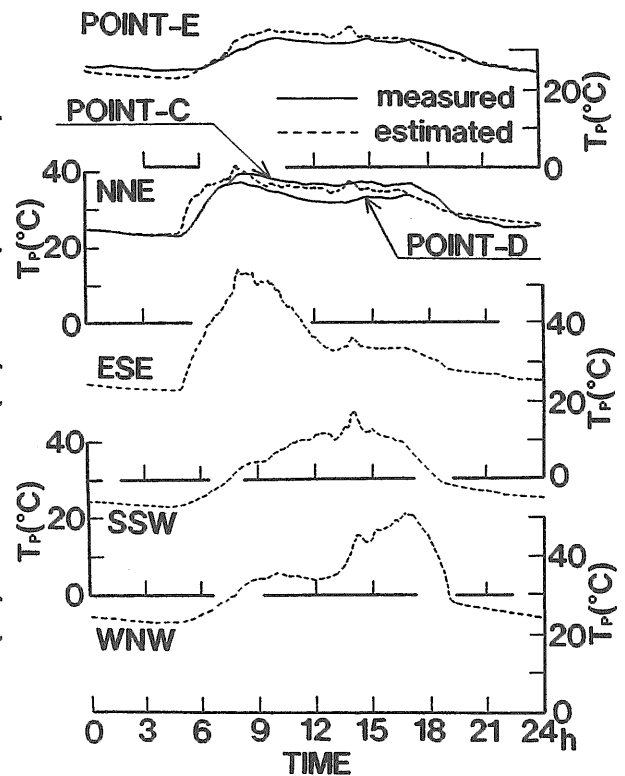


Fig.20 One day variation for plate temperature and climatic elements

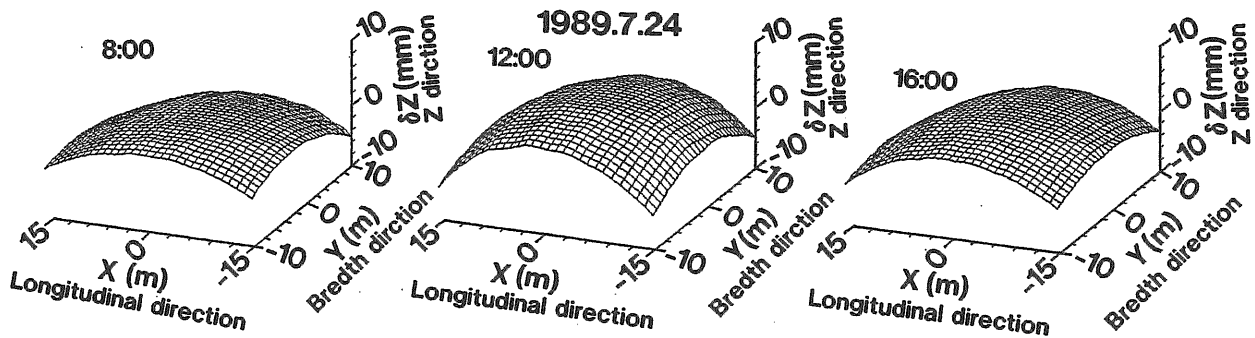


Fig.21 Deflection of upper deck

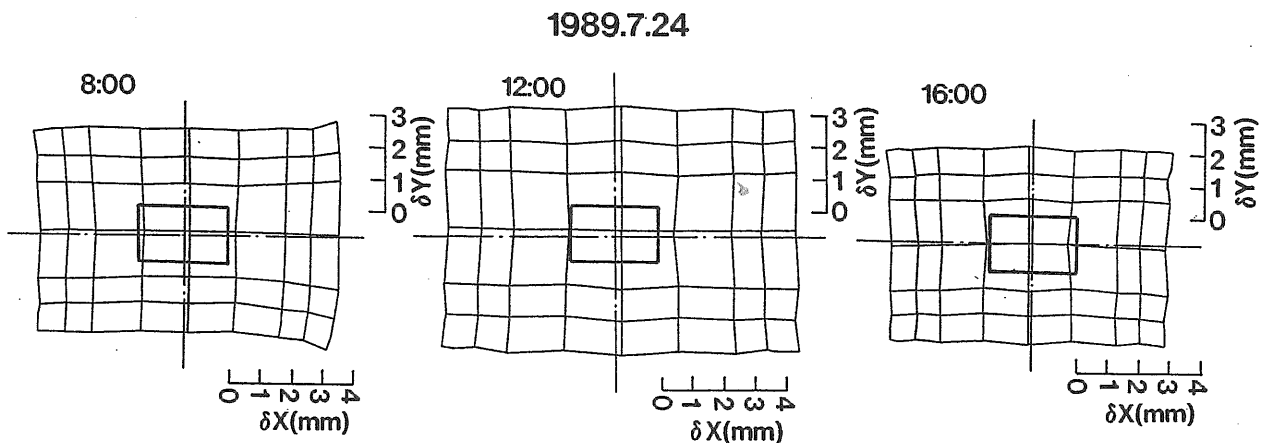


Fig.22 Displacement of upper deck viewed from above

の風速の変化に従って構造物表面の対流熱伝達率が変化するため細かく変動する。実測した温度と各種気象要素より推算した温度は良く一致する。温度分布は、ボックスガーダ上部の外側の甲板面が最も高く、内側はこれより僅かに低くなる。ボックスガーダのない裏面が解放された甲板部分の温度は、実測値がないため推算値だけを示しているが、ボックスガーダのある部分の甲板温度より 5°C 程度低い値となる。側壁面の温度分布は側壁への入射日射量が相違するため、各方位で温度の時間変化が大きく異なるが、夏季においては午前中はESE、午後はWNW方向の温度が高くなり、正午付近のボックスガーダ上の甲板温度の最高値に匹敵する程高くなる。ボックスガーダ下部の温度は外気温度より最大で 2°C から 5°C 程度高い値となっている。また、ボックスガーダ裏面の側壁温度は推算値だけであるが、ボックスガーダ下面より僅かに高い値となっている。

求めた構造物の温度分布をもとに、構造解析を行った結果について述べる。まず、Fig. 21に上部甲板のたわみ変形の例として1989年7月24日の8時、正午および16時の基準甲板面からの変形量を示す。図より全ての時間で上下方向のたわみ変形として、上部甲板は中央部付近が浮き上がり、四隅が垂れ下がる変形をする。その変形量は正午付近に最も大きくなり、正午では中央部で約 6mm 浮き上がり、四隅は約 6mm 垂れ下がっている。

Fig. 22に上部甲板面の水平面内の変形を示す。図中の中央の太い実線が変形前の上部甲板の形状である。日射により甲板上面が熱せられることにより上部甲板面は膨張する。その変形量は正午で 4mm 程度である。午前中の8時では太陽高度が低くESE側の側面から太陽光が入射するためESE側壁の温度が他の面の側壁温度より極端に大きくなるため、水平面でWNW側へ曲がる変形をする。その変形量は上下方向のたわみ変形量と比べると遥かに小さい。

上部構造物の甲板面上の応力の計算結果の例として1989年7月24日の正午の場合を示す。Fig. 23は長さ方向の応力 σ_x 、Fig. 24は幅方向の応力 σ_y の等応力線図であり、正午では上部甲板面には σ_x 、 σ_y ともに圧縮応力が発生している。 σ_x は甲板中央部に最大応力が発生し、 σ_y は前後のボックスガーダ部で最大応力が発生し、中央部は小さくなっている。

Fig. 25に上部甲板中心線上の8時、正午および16時における σ_x の分布を示す。8時の場合に甲板中央と甲板端部の間に引張応力の発生する区間がある。また、ESE側壁温度が他の側壁温度に比べて極端に高くなるため、応力分布が非対称になる。正午と16時の場合はほぼ左右対称の分布となり、ボックスガーダ、Iガーダ、計測室等の構造部材の影響が明確に表れている。

Fig. 26は、上部甲板中心線上の8時、正午および16時における長さ方向断面での σ_y の分布である。 σ_y の場

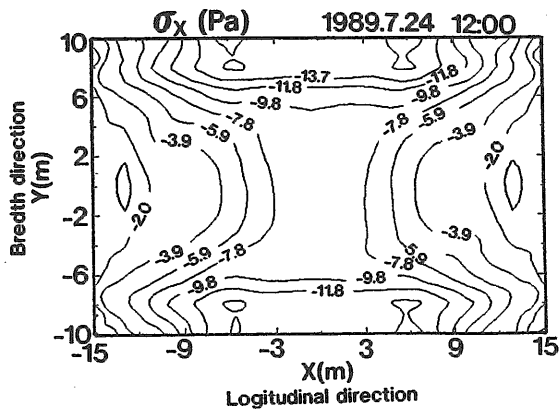


Fig.23 Contour of stress σ_x at the upper side of upper deck

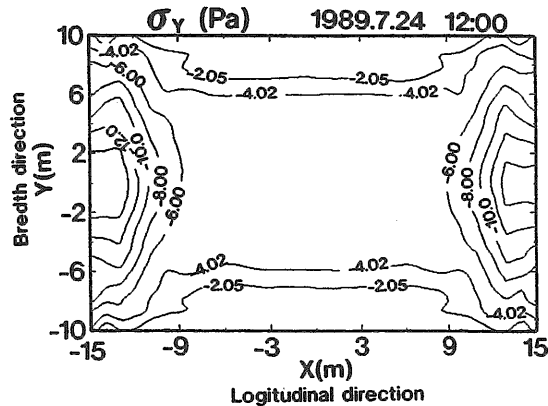


Fig.24 Contour of stress σ_y at the upper side of upper deck

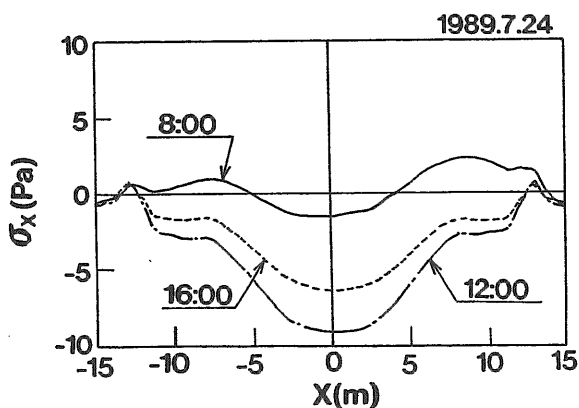


Fig.25 Distribution of stress σ_x along the center line of upper deck

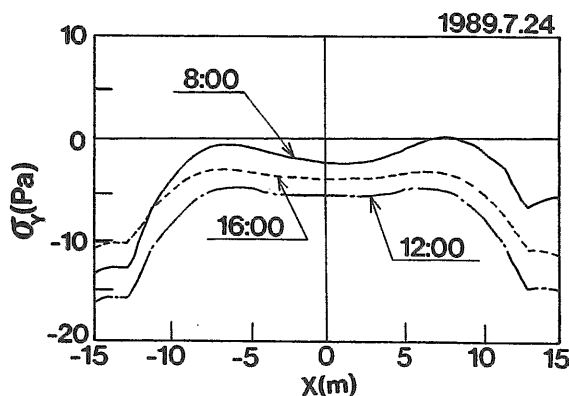


Fig.26 Distribution of stress σ_y along the center line of upper deck

合も 8時では前後非対称の分布になっている。甲板中央部ではほぼ一定の応力分布となり、両端のボックスガーダ付近で急激に圧縮応力が増大し、ボックスガーダ部分で最大となる。

推算結果の妥当性を検証するためにボックスガーダ部の計測歪みと推算値との比較を1989年7月24日および8月20日について行った。その結果をFig. 27と28に示す。推算値から歪み量への変換は要素内の節点変位量から求めている。いずれもボックスガーダ上面の歪みは実測値と推算値は良く一致しているが、側壁の歪みの推算値は実測値の2倍程度になっている。この原因としてはボックスガーダのロンジを無視していることや、計算モデルの分割数が粗いこと等の影響が考えられるが定性的には良い対応を示している。

Fig. 29に横軸にボックスガーダ上下の温度差を取り、縦軸にボックスガーダ上面の計測歪みを取り、午前零時の歪み値を0とした時の計測歪みの1日の経時変化の例を示す。快晴時には全ての計測歪みの変化は日の出とともに増加し、正午前後ではボックスガーダ上下の温度差は余り変化しないが歪み量はそのまま増加し、午後からは午前中と同じ位の傾きで減少し、夜中には、ボックスガーダ上下の温度差は変化はそれほど変化しないが歪み量は減少し前日の歪み量とほぼ

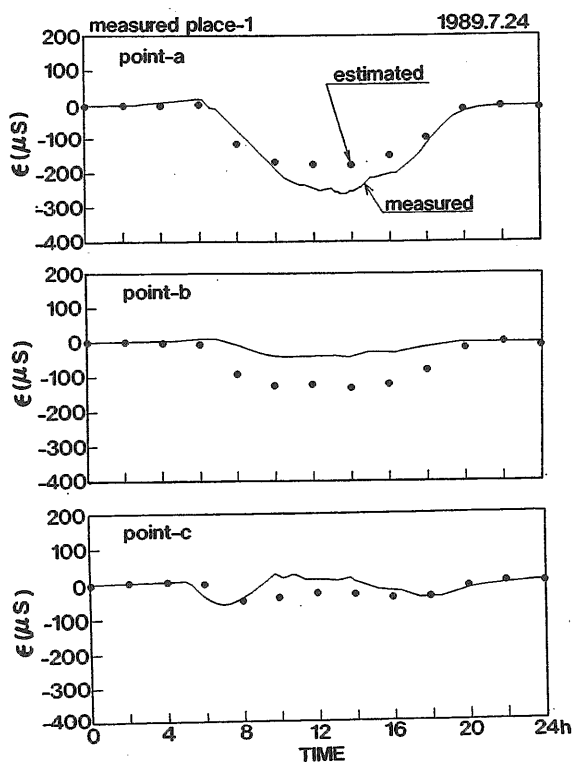


Fig.27 Comparison of strain at measured place-1 between estimated and measured results

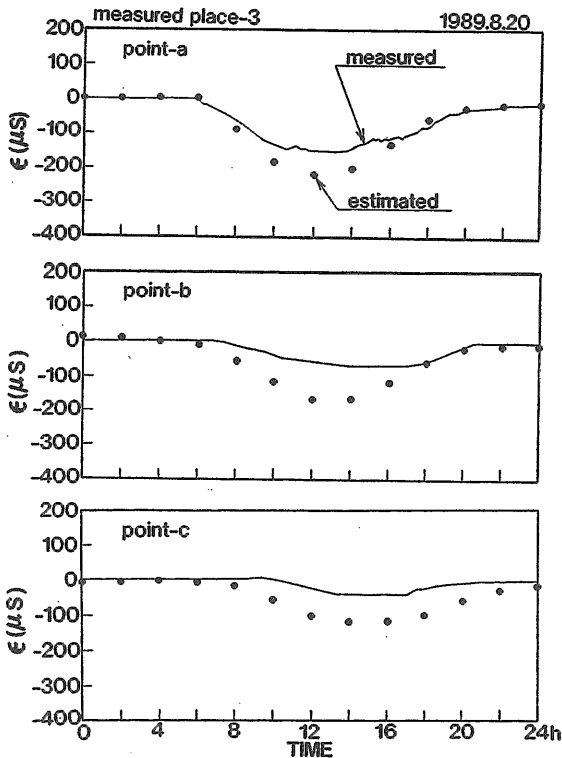


Fig.28 Comparison of strain at measured place-3 between estimated and measured results

同じとなる。したがって、歪み量の変化は一日を単位にした履歴特性を有する事になる。なお、図中の太い実線は推算値である。推算値では、側壁温度分布の影響を考慮しているため午前と午後で僅かにその値が相違し、やはり1日を単位としてループを描くが、非常に小さいため図面上ではほとんど差をみる事が出来ず、1本の直線となっている。計測歪みが1日を単位に履歴特性を有する現象は非常に興味あるところであるが、この現象が午前と午後の温度分布の差によって生じるものであるか、材料特性上のものであるかは今後詳しい解析を行って検討する必要がある。

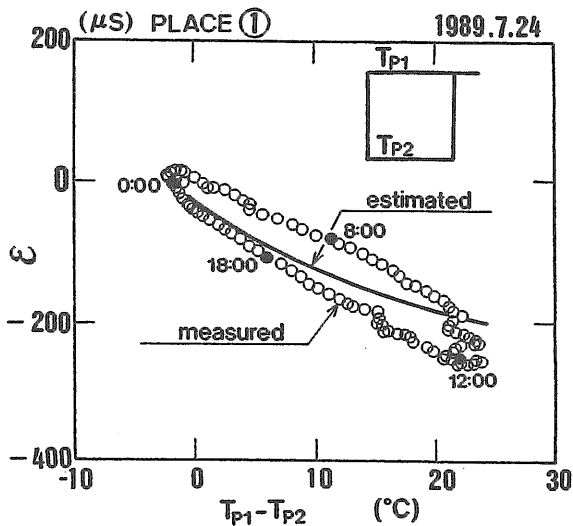


Fig.29 Hysteresis loop of measured stress and its estimation

5. 結論

POSEIDON号について日射、風速、外気温等の自然環境条件によって生じる温度分布を求め、この温度分布の不均一性により生じる上部構造物のたわみ変形と応力について有限要素法による構造解析を行なった。その結果、以下のような結論を得た。

- 1) 浮遊式海洋構造物の日射等の自然環境による温度分布の推算は、実海域における計測値と比較した結果、今回用いた簡便な手法で十分満足の結果が得られる事が確認された。
- 2) 浮遊式海洋構造物の温度分布推定法の一般化のためには多数室室温変動を考慮した室温の推算を含めた形にする必要がある。その場合、3次元問題等への拡張性を考えると、今回用いたレスポンス・ファクター法の拡張としてではなく、差分法あるいは有限要素法等による計算法の方が実用的である。
- 3) 上部構造物の上面と下面の温度差によって生ずるたわみ変形は構造物中央部が浮き上がり、四隅が垂れ下がるような変形をする。また、この時上甲板面では圧縮方向の応力が発生し、長さ方向応力は甲板中央部付近で最大応力が発生する。
- 4) 側壁面へ入射する日射量の相違により、側壁間で温度分布に不均一性が生じ、上部構造物は水平面内においても曲げ変形をする。この曲げ変形量は甲板面の上下たわみ変形に比べるとはるかに小さい。
- 5) 推算した温度差に起因する歪みは、ボックスガーダ上面では実測値と推算値は良く一致する。その他の個所については、定量的にはやや相違するものの定性的には良く対応した。
- 6) ボックスガーダ上面の実測歪みは、その上下の温度差に対して、1日を単位にループを描く履歴特性を示す。

今回得られた、POSEIDON号の日射によるたわみ変形と応力は、設計上問題となるほど大きな値とは言えない。しかしながら、浮体式海上空港等の長大な大規模浮遊式海洋構造物では、上部構造物の端部での変形量は1m近くにもなるものと予測されている¹²⁾。今後は、実際に考えられている海上空港等の超大型浮遊式海洋構造物について検討を行うため、温度分布推算手法の改善を行う予定である。また、上部構造物が長大になれば、採用する構造形式や係留方式等によっては、構造部材としての温度上昇時の熱膨張歪みの拘束応力もかなり大きくなるため、その応力緩和法も今後検討せねばならない。また、日射による構造材料の温度の上昇・下降の問題は、線膨張係数の異なる材料を接合した積層材料を用いる場合には、剛性の低い材料側に熱膨張、収縮に伴う歪みを生じ、その疲労による劣化

が起るため、この検討も必要である。また、塗料等の高分子材料の日射による劣化や、線膨張係数の相違によって塗料付着面に加わる疲労による塗料の剥がれ等の問題もある。これらの問題についても今後、機会があれば検討したいと考えている。

本研究報告をおわるにあたり、ただ一つ悲しむべきことは、安藤定雄前海洋開発工学部長の平成2年12月における逝去である。本研究は、安藤前部長の「大型浮遊式海洋構造物建造にあたっては、日射による変形と応力も重要な検討課題の一つである。」との指摘により始められたものであり、故人の存在なくして本研究はありえなかった。本論文と今後の研究の発展が地下に眠る故人の霊にこたえるものでありたいと願っている。

本研究は運輸技術研究開発費による「海洋構造物の沖合展開のための開発研究」の一環として海洋科学技術センターを始め、日本海事協会、民間企業7社との共同研究として実施されたことを付記し、関係各位にお礼申し上げます。

参考文献

- 1) 青山弘之：高層鉄筋コンクリート建物の現状と今後の問題点、コンクリート工学、Vol. 24、No. 5、1986
- 2) 河辺伸二、岡島達雄：乾燥コンクリートの温度上昇時の膨張ひずみ拘束応力と応力緩和、日本建築学会構造系論文報告集、第405号、1989
- 3) 串山 繁、小幡 守：北大工学部A棟の温度伸縮計測結果、日本建築学会構造系論文報告集、第376号、1987
- 4) 串山 繁、小幡 守、喜多村英司：鉄筋コンクリート建物の温度伸縮計測値と解析値の比較、日本建築学会構造系論文報告集、第398号、1989
- 5) 小池迪夫他：シールドジョイントの挙動、日本建築学会論文報告集、第329号、1978
- 6) J.L.Meriam et al. : Thermal Stress in the SS Boulder Victory、Journal of Ship Research、1958
- 7) W.Ossowski : Investigation of Thermal Stress in a Tanker due to Hot Cargo Oil、Proc. Thermal Loading and Creep、I. Mech. E.、1964
- 8) 森 正浩他：不均一温度分布による船体梁の撓み変形に関する一考察、西部造船会会報、第68号、1983. 5
- 9) G.H.Sole : Nonlinear Thermal Stress in Ship Structure、PRADS 83、1983
- 10) 長野 健他：ロングハッチカバーの設計に関する一考察、西部造船会会報 第71号、1985
- 11) 安藤定雄他：浮体工法による海上空港に係わる評価のための技術調査研究、船舶技術研究所報告、別冊第4号、1983
- 12) 青木元也他：大型浮遊式海洋構造物の建造基礎技術に関する研究 III. 浮体の構造強度及び弾性応答特性に関する研究、船舶技術研究所報告、別冊第6号、1985
- 13) 矢後清和他：実験構造物の構造強度、第50回船舶技術研究所研究発表会講演集、1987. 12
- 14) G.P.Mitalas、D.G.Stephenson : Room Thermal Respons Factors、ASHRAE Transactions、Vol. 73、1967
- 15) 松尾 陽、武田 仁：レスポンスファクター法による負荷計算法と計算例(1)、空気調和・衛生工学、第44巻、第4号、1970
- 16) 松尾 陽、武田 仁：レスポンスファクター法による負荷計算法と計算例(2)、空気調和・衛生工学、第44巻、第7号、1970
- 17) D.G.Stephenson、G.P.Mitalas : Calculation of heat conduction transfer functions for multilayer slabs、ASHRAE Transactions、Vol. 77、1971
- 18) 荒谷 登他：逐次積分法による室温および負荷変動の解析、北海道大学工学部研究報告、51、1968
- 19) 渡辺 要、真許喜久雄：高層建物のふく射熱負荷に関する二、三の問題とその図式解、空気調和・衛生工学、第38巻、第4号、1963
- 20) 空気調和・衛生工学会：手計算による最大負荷計算法、空調負荷計算に関するシンポジウムテキスト、1971
- 21) Duuffie J.A、Beckman W.A. : Solar Engineering of Thermal Processes、Wiley-Interscience、1980
- 22) 田中俊六：太陽熱冷暖房システム、オーム社、1979
- 23) 渡辺 要編：建築計画原論 I、丸善、1962
- 24) 木村健一：建築設備基礎理論演習、学献社、1970
- 25) 柴田行男、桜井武麿：Parabolic Cylinder型太陽放射集中装置の設置方向について、東北大学科学計測研究所論文報告集、第27巻、第1号、1978
- 26) 和達清夫監修：気象辞典、東京堂出版、1966
- 27) 鈴木憲三、荒谷 登：日射量計算式の開発、日本建築学会論文報告集、第288号、1979
- 28) 建築学大系編集委員会編：建築学大系 8、彰国社、1969
- 29) ソ連科学アカデミー海洋研究所：太平洋の気象、ラテス社、1970
- 31) 末岡英俊他：一体型高温貨物船の船殻構造強度、三菱重工技法 Vol. 23 No. 3、1986

- 32) 富坂 崇：ブラックパネル温度の日較差マップ
屋外での熱劣化環境の定量化（その2）、日本建築学会構造系論文報告集 第401号、1989

付録A 太陽高度と方位角

日射量を計算するためには、実験建造物の設置場所の太陽高度と方位角を計算する必要がある。任意地点の任意時刻の太陽高度 H と太陽方位角 A は、理科年表によれば、天空座標と球面三角形の公式を用いて以下のように求めることが出来る。

太陽高度 H は

$$\sin H = \sin \phi \sin \delta + \cos \phi \cos \delta \cos T \quad (\text{A. 1})$$

ここで、 ϕ は求めようとする地点の緯度、 δ は太陽視赤緯、 T は時角である。時角 T は、真太陽時 t_{AS} の正午を 0° とし、午後を負、午前を正として時間を角度に変換したもので、1時間は $15'$ にあたり、次式により計算される²⁰⁾。

$$T = 15(t_{AS} - 12) \quad (\text{A. 2})$$

真太陽時 t_{AS} と標準時 t_S との関係は次式で与えられる。

$$t_{AS} = t_S + E(\lambda - \lambda_S)/15 \quad (\text{A. 3})$$

ここで、 λ は計算する地点の経度（東経は+、西経は-）、 λ_S は標準子午線の経度、 E は均時差（平均太陽時と真太陽時の差）である。 E は近似的に次式で求めることができる²¹⁾。

$$\left. \begin{aligned} E &= 0.1645 \sin 2B - 0.1255 \cos B - 0.025 \sin B \\ B &= \frac{360(n - 81)}{365} \end{aligned} \right\} \quad (\text{A. 4})$$

ここで n は1月1日を1とし平年の12月31日を365とする通日である。

太陽方位角 A は

$$\cos H \sin A = -\cos \delta \sin H \quad (\text{A. 5})$$

$$\cos H \cos A = \cos \phi \sin \delta - \sin \phi \cos \delta \cos H \quad (\text{A. 6})$$

$$\therefore \tan A = \frac{-\cos \delta \sin H}{\cos \phi \sin \delta - \sin \phi \cos \delta \cos H} \quad (\text{A. 7})$$

ここで δ は太陽視赤緯であり、次の近似式で求めることが出来る²⁰⁾。

$$\sin \delta = 0.397949 \sin B \quad (\text{A. 8})$$

求めた A は(A. 5)と(A. 6)式の符号により次の操作を行う。

- (A. 5) + (A. 6) + の場合 A
- (A. 5) + (A. 6) - の場合 $A + \pi$
- (A. 5) - (A. 6) - の場合 $A + \pi$
- (A. 5) - (A. 6) + の場合 $A + 2\pi$

付録B 日射量推定法と日射量の検討

日射量は気象要素の一つであるが受照面の方位、傾斜によって入射量が異なるため、気温や湿度のように気象観測値をそのまま集熱量計算等に用いることは出来ない。一般的には観測値を基本として構造物各面に入射する日射エネルギーを推定している。ここでは日射による最大エネルギーを押さえるということで、快晴時の実験建造物に入射する日射量の推定法について検討した。

B.1 大気圏外日射量

大気圏外での法線面（光線の方向に垂直な面）の太陽の輻射強さを太陽定数 I_{SC} といい、理科年表によれば 1.37kW/m^2 である。ただし地球の公転軌道は完全な円でないため地球と太陽との距離が日々変化するに従い太陽定数は若干変化（最大と最少で約6.5%）する。太陽光が真空中において減衰せずに距離の自乗に反比例するとすれば大気圏外における日射量は次式にて求める事が出来る。

$$I_o = \frac{I_{SC}}{R} \quad (\text{B. 1})$$

ここで R は地球と太陽との平均距離 $1.496 \times 10^8\text{km}$ を1.0とした天文単位距離である。地球と太陽との平均距離は年度によって若干変化するが、それを無視して大気圏外日射量 I_o は次に示すDuffieらの近似式²²⁾を用いて求めた。

$$I_o = I_{SC} \left\{ 1.0 + 0.033 \cos \left(\frac{2\pi n}{365} \right) \right\} \quad (\text{B. 2})$$

ここで n は1月1日を1とし平年の12月31日を365とする通日である。

B.2 構造物に入射する日射量

構造物に入射する日射エネルギーとしては次の3つの要素について検討する必要がある。

- 1) 大気中で散乱するもの（散乱日射量）
- 2) 大気を透過して地表面に届くもの（直達日射量）
- 3) 建物や水面等からの反射によるもの（反射日射量）

構造物に入射するこれらの各日射量の概念をFig. B-1に示す。構造物に入射する日射エネルギーの総量はこれらの日射量を全て加え合わせたものとなる。

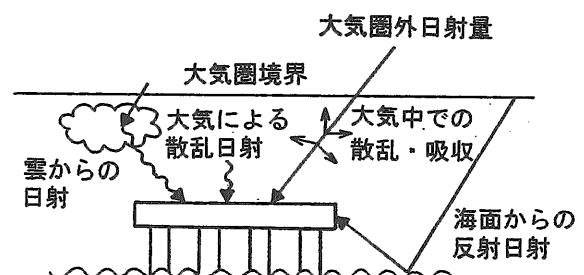


Fig. B-1 Classification of incident solar radiation

B.2.1 直達日射量

大気圏内に入射した太陽光は、大気を構成する分子によって吸収・散乱され、減衰して地表面に到達する。Fig. B-2に直達日射の減衰のモデル図²²⁾を示す。図中の H は地表面から天頂に向かって測った角度で太陽高度と呼ばれる。図において日射が大気を dm だけ通過する際に dI 減衰するとすれば日射量の減衰は、次式のように表せる。

$$\frac{dI}{dm} = -kI$$

$$\therefore I = I_0 \exp^{-km'} \tag{B.3}$$

ここで、 k は消散係数と呼ぶ。 k 消去するために、太陽が天頂にある場合の日射量を I' とし、その時の通過距離を m' とすれば

$$I' = I_0 \exp^{-km'} \tag{B.4}$$

(B.3) と (B.4) 式より

$$I = I_0 \left(\frac{I'}{I_0} \right)^{m/m'} \tag{B.5}$$

ここで (I'/I_0) は太陽が天頂にある時の地表面での日射量と大気圏外日射量の比で大気の透明度の基準となる値であり大気透過率 P と呼ばれている。 m/m' は太陽高度 H の時と太陽が天頂ににある時の太陽光の通路の長さの比であり図から判るように $1/\sin H$ に等しい。従って地表面での法線面直達日射量を I_{DN} とすれば

$$I_{DN} = I_0 P^{1/\sin H} \tag{B.6}$$

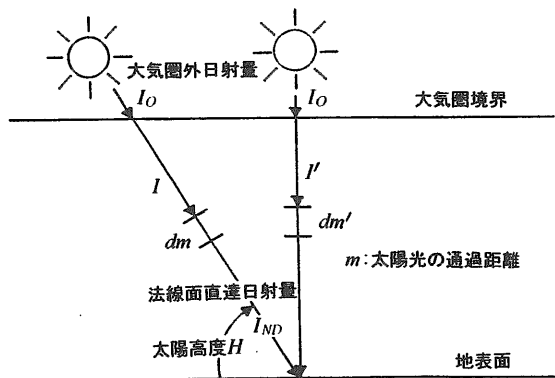


Fig.B-2 Loss of the direct solar radiation

(B.6)式はBouguer式²³⁾として一般によく知られている。ここで $1/\sin H$ は太陽光が通過する空気量 (大気路程) であり、(B.6)式は平行平面大気層に対する近似式であるため天頂距離が大きくなった場合にはなんらかの修正を要する。また、Bouguer式は大気中の光の減衰率が波長によらず一定であると仮定しているが、現実には太陽光の波長分布の影響を受けて、大気の状態が同じでも日射の波長分布によりその減衰率は異なっている。大気透過率 P の一日の変化を検討した例としては、東京の西郊外で観測した計測値に基づいて正午からの偏たり時間 t の関数とした木村・滝沢の式²⁴⁾、 P を固定して球面大気層を仮定して求めた柴田・桜井の式²⁵⁾ と Beuporad の式²⁶⁾ および札幌での観測値を基に太陽高度 H の関数で表現した鈴木・荒谷の式²⁷⁾ 等がある。今回の計算では、観測値より求めた定数等がなく、大気の状態が実験海域に最も近いと思われる次に示す鈴木・荒谷の式²⁷⁾ を用いることとした。

$$P' = 1 - (1 - P_0) \sqrt[3]{\sin H} \tag{B.7}$$

ここで P' は修正された大気透過率である。 P_0 は太陽高度に無関係であるので、大気の混濁状態を一義的に表現している。したがって以降の検討では大気の混濁状態を P_0 で表すことにする。以上の調査・検討結果を踏まえて実験海域の大気透過率 P_0 を検討する。

理科年表に掲載されている大気透過率の観測地で、実験海域に比較的近い場所としては、秋田と輪島がある。最近10年間の毎日正午の観測値の月別平均大気透過率 \bar{P} を Table B-1 に示す。表中の P_0 は毎月15日正午の観測値の太陽高度 H を用いて (B.7) 式から逆算した結果である。この表から秋田と輪島では大気透過率 P_0 の観測値にそれ程差がなく、また月によっても大きな差がないことが判る。したがって実験海域がこれらの観測地の中間的な緯度・経度にあるため、実験海域でも P_0 は年間を通して0.69程度の値であると思われる。

(B.6)、(B.7) 式から求めた I_{DN} より任意の方位および傾斜角を有する壁面 $A_{\alpha\theta}$ が受ける直達日射量 $I_{\alpha\theta}$ を求めるには次式²²⁾ の関係より。

$$I_{\alpha\theta} = I_{DN} \cos \gamma$$

$$\cos \gamma = \sin H \cos \theta + \cos H \sin \theta \cos(A - \alpha) \tag{B.8}$$

Table B-1 Monthly values of the transmissivity P and transmission coefficient P_0

	観測場所	1月	2月	3月	4月	5月	6月	7月	8月	9月	10月	11月	12月	平均
月別平均 大気透過率 P	輪島	0.76	0.73	0.67	0.67	0.65	0.63	0.64	0.64	0.67	0.70	0.73	0.74	0.686
	秋田	0.76	0.72	0.7	0.67	0.66	0.66	0.68	0.67	0.69	0.71	0.74	0.75	0.701
透過係数 P_0	輪島	0.71	0.7	0.66	0.71	0.68	0.68	0.66	0.66	0.67	0.69	0.69	0.69	0.683
	秋田	0.71	0.67	0.67	0.68	0.69	0.67	0.69	0.68	0.69	0.7	0.7	0.67	0.685

ここで、 α は法線方向に対する北からの偏角（東側を正とする）、 θ は水平面からの傾斜角、 γ は日射の方位と $A_{\alpha\theta}$ の外法線とのなす角、 A は太陽方位角ある。(B. 8)式から $I_{\alpha\theta}$ は

$$I_{\alpha\theta} = I_{ND} \{ \sin H \cos \theta + \cos H \sin H \cos(A - \alpha) \} \quad (B. 9)$$

なお、本論では実験構造物の水平面からの傾斜角は微小であるとして $\alpha = 0^\circ$ とした。

B. 2. 2 拡散日射量

大気中の分子や浮遊細塵により太陽光が散乱され地表面に到達するものを天空日射 I_S という。一方、海面等で反射され構造物表面へ入射する日射量もありこれを、反射日射 I_R と呼ぶ。また、雲を透過した日射と海面等からの日射が雲で再反射し、構造物表面へ入射するものもあり、これを雲からの日射 I_C と呼ぶ。この3種の間接的な日射を合わせて拡散日射 I_d という。すなわち拡散日射 I_d は

$$I_d = I_S + I_R + I_C \quad (B. 10)$$

本論では、快晴時の実験構造物に入射する総日射量の推定を目的とするため雲からの日射 I_C については考慮していない。

B. 2. 2. 1 天空日射量

天空日射は青空からの日射であって通常は天空が完全拡散状態にあるとして取り扱うが、実際には太陽の周辺に多く、太陽と 90° 離れたところが極小となる。また大気が汚れている場合あるいは薄曇りの時は太陽周辺の天空日射は非常に多くなる。天空日射の推定式としては、Berlage²⁸⁾による天空を等輝度拡散面と仮定し、昼光照度を与えるものとしてRayleighの拡散理論を用いて純粋大気分子について2次散乱まで考慮して導かれた理論式が良く知られている。しかし、Berlage式では水蒸気等による日射の吸収や粒子の大きい浮遊細塵によるMie散乱が考慮されていないため観測値より全般に小さな値となる事が指摘され、種々の修正式²⁹⁾実験式²⁷⁾・²⁹⁾が示されている。天空日射は浮遊細塵等の影響を受けるため、実験海域の空気が清浄であるとして、札幌での観測値を基に作られた次に示す鈴木・荒谷²⁷⁾の実験式を用いることにした。

$$I_{SH} = (-0.8P_O + 0.77)\sin H(0.9I_{SC} - I_{ND}) \quad (B. 11)$$

ここで I_{SH} は水平面の天空日射量であり、 P_O は太陽光が大気層にたいして垂直に入射したときに示すであろう大気透過率である。なお、傾斜面に入射する天空日射 $I_{S\theta}$ は傾斜面が水平となす角度を θ とすれば次式により求まる。

$$I_{S\theta} = \cos^2 \frac{\theta}{2} I_{SH} \quad (B. 12)$$

B. 2. 2. 2 反射日射量

反射日射は海面や地面等から反射する日射であり、海面等当たって反射して傾斜面に入る反射日射量 $I_{R\theta}$

は前面の海面が完全拡散面と仮定すれば平均反射（アルベド） ρ_g を用いて次式により求まる。

$$I_{R\theta} = I_T \rho_g \left\{ 1.0 - \cos^2 \left(\frac{\theta}{2} \right) \right\} \quad (B. 13)$$

ここで I_T は水平面全日射量($I_{ND} + I_{SH}$)である。なお、海面のアルベドは季節と緯度により変化するため Fig. B -3²⁹⁾ から夏季では0.07、冬季では0.12を使用して計算した。

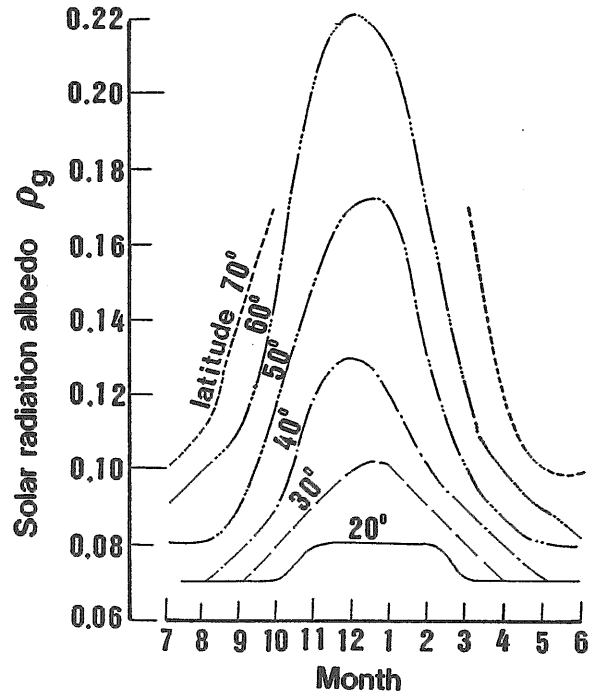


Fig.B-3 Solar radiation albedo at the sea surface for the variation of latitude

B. 3 日射量推定値の検討

以上の推算式に基づいて次式により全日射量 I_T を推定し、実験構造物甲板上面の全日射量計測量と比較した。両者は、実験構造物が傾斜していなければ一致するはずである。

$$I_T = I_{ND} + I_{SH} \quad (B-14)$$

Fig. B -4は典型的な快晴時の計測日射量（実線）と推算した全日射量の1日の変化を比較したものである。図から4月、6月、7月および9月では実測値と推算値が良く一致しているのに対して、1月と11月の冬季の実測値は推算値から若干外れている。Fig. B -5に快晴時における日射量の日最大値の年間変化を示す。図中の○印は実測値、実線は推算値である。この図から、夏季では実測値と推算値は良く一致するが冬季では実測値は推算値より若干大きめの値となる。この原因として、冬季では太陽高度が低くなり海面の平均反射率が增大するために、計測値に入ってくる散乱日射成分が増大することが考えられる。

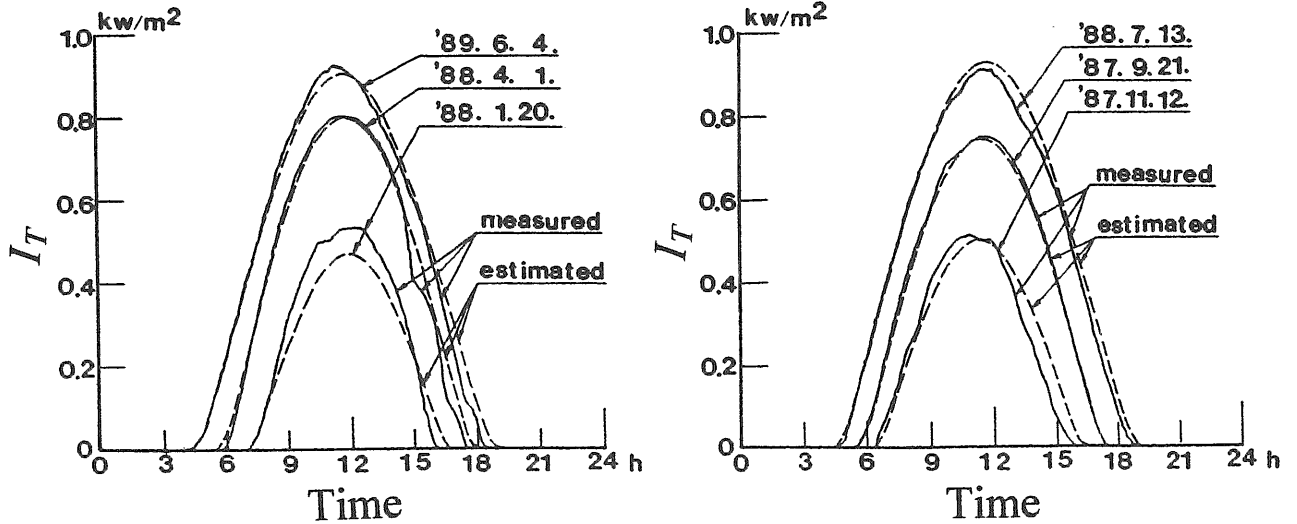


Fig.B-4 Comparison of total solar radiation between measurement and estimation

Fig. B-6は上甲板への全日射量 (UD、実線) と上部構造物ボックスガードの4つの側壁に入射する日射量 (1. NNE側壁三点鎖線、2. ESE側壁破線、3. SSW側壁一点鎖線およびWNW側壁二点鎖線) について一日の変化を1、3、5および6月について推算した結果である。図から太陽高度の関係から上部甲板面への日射量より側壁面への入射日射量の方が多く、3月では両者の日射量がほぼ同程度となり、5月と6月では上部甲板面への日射量が側壁面よりかなり大きくなる。

B.4 日射量の日積算値の検討

日射量の日積算値 (一日の入射エネルギー総量) を検討するには、地域差あるいは特異年や数年におよぶ

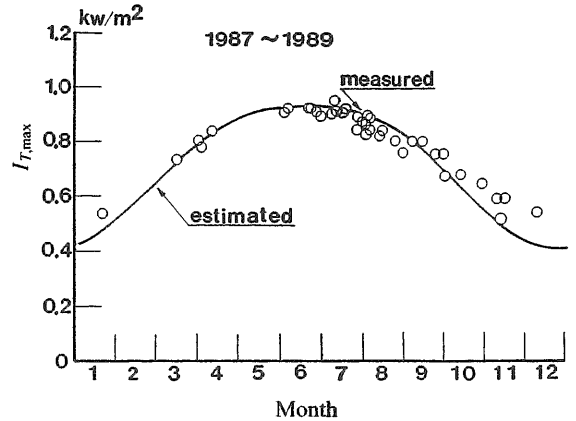


Fig.B-5 Yearly variation of the total solar radiation concerning maximum value of one day

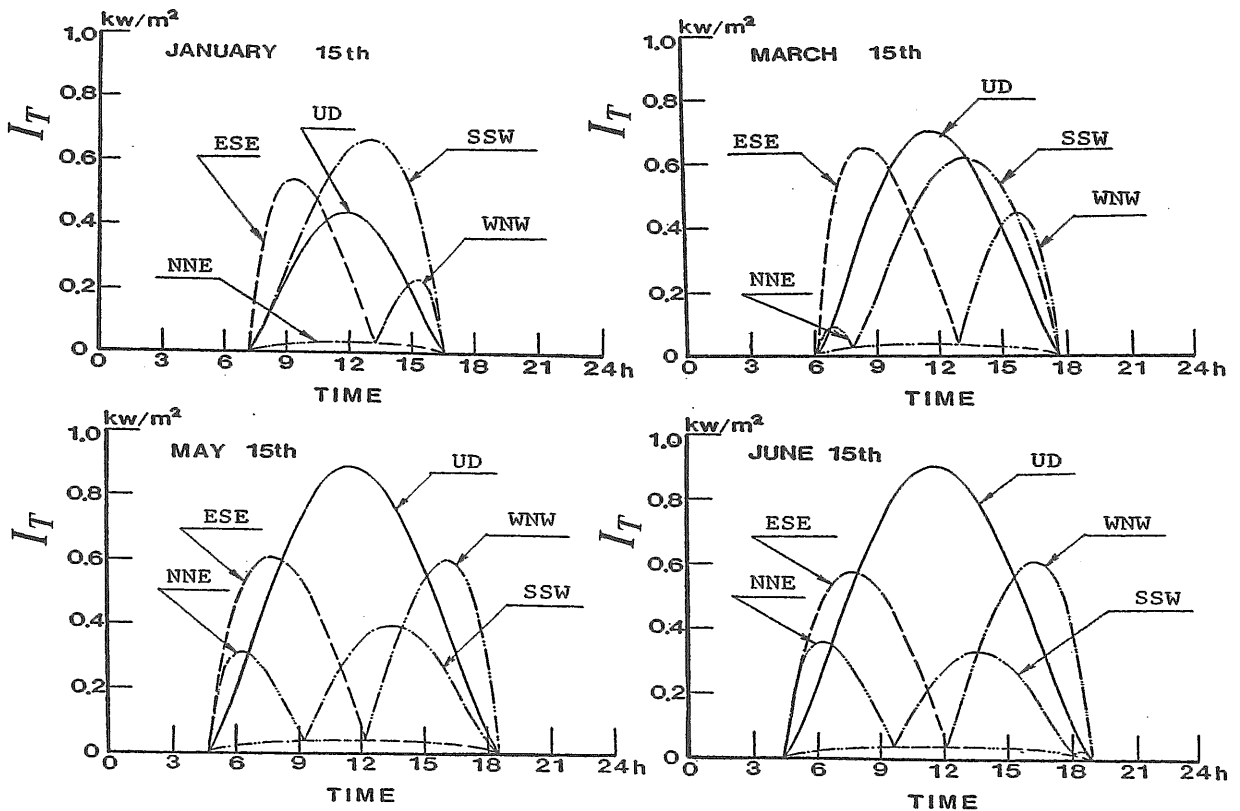


Fig.B-6 Comparison of the total solar radiation for the surface of each wall

長期の変動性があるため長期に亘り計測を行ったデータをもとに統計的な検討を行う必要があるものと考えられる。参考のために日射量の日積算値の月平均値を1988.4~1990.5までプロットしたものをFig. B-7に示す。なお、図中の黒丸印は酒田（1988：国内気象適要表より）のデータである。図より全体的に酒田より小さく実験海域では7月に最大値を示している。

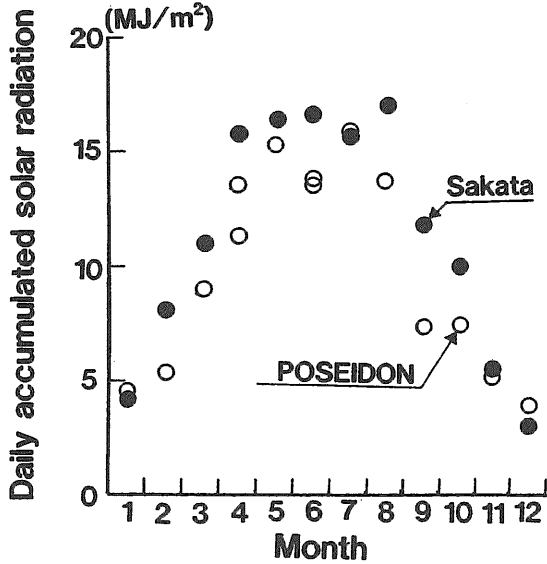


Fig. B-7 Yearly variation of the monthly average of daily accumulated radiation

付録C 日射以外の実験構造物への熱源となる気象要素の特性について

実験構造物への熱源となる日射以外の気象要素としては外気温度、湿度、海水温度が考えられる。

C.1 外気温度

1987.8~1988.12までの実験構造物の計測室上に設置した百葉箱内で計測した外気温度の1日の平均値の年間変化をFig. C-1に示す。図中の実線は酒田の準平年値（理科年表より）である。図から実験海域での計測値は酒田の準平年値とほぼ一致しているため、外気温度については海洋構造物設置場所に近い陸地のデータを用いて良いと考えられる。

C.2 相対湿度

外気温度と同じく、1987.8~1988.12までの実験構造物の計測室上に設置した百葉箱内で計測した1日の平均相対湿度の年間変化をFig. C-2に示す。図中の破線は各月の平均値であり、実線は酒田の準平年値である。図より実験海域の相対湿度は陸地（酒田）より年間を通して約20%強高い値になり、陸地での計測データをそのまま用いることは出来ない。なお、湿度は直接海洋構造物への熱源とはならないが、大気輻射として実験構造物へ入射する源となる。

C.3 海水温度

Fig. C-3に海水温度の月平均値の年間変化を示す。図中の○印は海面下1mでの計測値、●印は海面下5.5mでの計測値である。海面下5.5mの海水温度の月平均値

は海面下1.0の表層海水温度より夏季で約2℃高く、冬季で約2℃低い。また、最高海水温度となる月は9月であり、気温の最大値よりも1~2ヶ月遅れている。

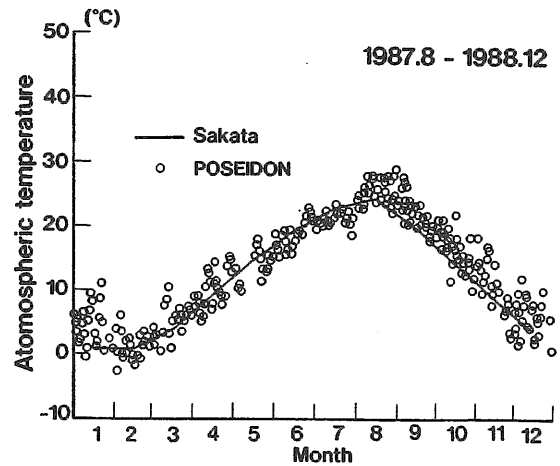


Fig. C-1 Yearly variation of the daily average of atmospheric temperature

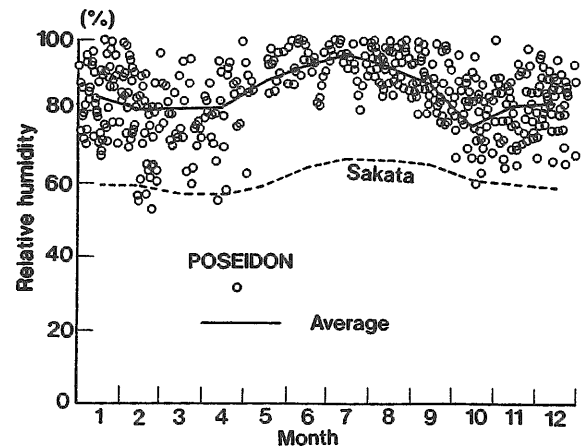


Fig. C-2 Yearly variation of the daily average of relative humidity

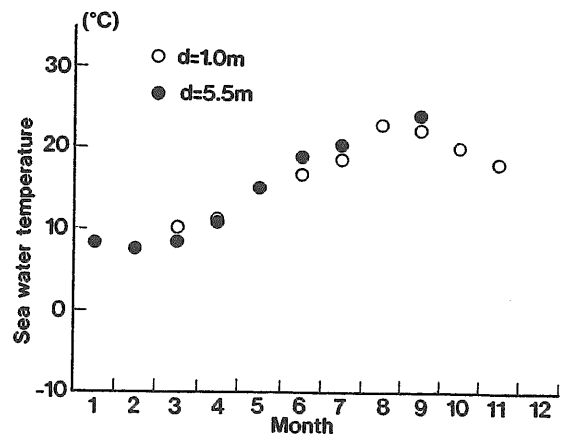


Fig. C-2 Yearly variation of the monthly average of sea water temperature

付録D 大気輻射および有効輻射

海面や構造物は赤外線域の長波長域の輻射に対しては黒体と考えてよく、天空に向かって赤外線域の熱輻射を放出する。一方、大気は酸素、窒素、2酸化炭素、オゾンおよび水蒸気等で構成されるが、これらの内、2酸化炭素、オゾン、水蒸気等の多原子分子の多くは赤外線域に吸収帯を持っているために海面や構造物表面から放出される輻射を吸収する。Stefan-Boltzmanの法則が示すように吸収物質は、また同じ波長の輻射を射出するため、大気中の多原子分子は赤外線域の長波長輻射を上下左右に向けて射出することになる。赤外線域の輻射を射出すると、それに応じて放射体の温度は低下する。構造物はその表面温度の赤外線域輻射を射出するとともに、一方において大気中の多原子分子から下向きに放射される輻射を吸収する。したがって放射するエネルギーと吸収するエネルギーの差し引き勘定によって冷却または加熱されることになる。

赤外線域輻射の内、大気から地表面へ向かう輻射を大気輻射 R_S と言い、本論では、外気温度と地表面温度が等しいと仮定した次の計算式²⁴⁾を用いて R_S を求めた。

$$R_S = \left[\left\{ 1.0 - 0.62 \left(\frac{CC}{10} \right) \right\} \epsilon_A + 0.62 \left(\frac{CC}{10} \right) \right] \times \sigma (T_A + 273.15)^4 \quad (D-1)$$

ここで、 CC は大気中に占める雲の割合で0から10までの雲の量を表す数値、 T_A は外気温度である。 ϵ_A は大気輻射の射出率(大気の黒度)であり、次式で計算される。

$$\epsilon_A = a + b \sqrt{p_w} \quad (D-2)$$

ここで a および b は定数であり0.51および0.209が用いられる。 P_w は地表付近の水蒸気分圧(kPa)であり、相対湿度が水蒸気分圧と飽和水蒸気圧の百分率であることから、次式により求めることが出来る。

$$P_w = \frac{\phi_R + P_{WS}}{100} \quad (D-3)$$

ここで、 ϕ_R は相対湿度であり、 P_{WS} は飽和水蒸気圧(kPa)であり、次に示す0~200℃の水に接するWexler-Hylandの式²⁴⁾を用いて求めた。

$$P_{WS} = \left[\exp \left\{ -5800.2206/T_{AB} + 1.3914993 - 0.048640239T_{AB} + 0.41764768 \times 10^{-4} \times T_{AB}^2 - 0.14452093 \times 10^{-7} \times T_{AB}^3 + 6.5459673 \log e(T_{AB}) \right\} \right] / 1000 \quad (D-4)$$

ここで T_{AB} は地表付近における気温の絶対温度である。一方、構造物表面から射出する赤外線域輻射 E_P は、POSEIDON号の外表面温度を θ_P として次式により求めた。

$$E_P = \epsilon_P C_b \theta_P^4 \quad (3.3) \text{再録} \quad (D-5)$$

有効輻射 R_E は、大気輻射 R_S と構造物表面から射出する赤外線域輻射 E_P とから次式により求まる。

$$R_E = R_S - E_P \quad (D-6)$$

付録E 壁面間温度分布と垂直温度分布

本論文で用いた解析では、各壁面で一樣な温度になるものとして壁面内の熱伝導を考慮していない。実際は、実験構造物の各壁面で温度が異なるため、相接する壁面の間で熱伝導が起こり壁面境界部では接する壁面の中間的な温度に落ち着く事になる。この様な壁面間の熱伝導による温度分布は次式に示す理論的解析式³⁰⁾によって表現される。

$$T_i = \frac{T_O - T_{iO}}{\sinh(m_i l_i)} \sinh(m_i x_i) + T_{iO} \quad (E-1)$$

$$T_O = \frac{\sum \{ m_i T_{iO} / \tanh(m_i l_i) \}}{\sum \{ m_i / \tanh(m_i l_i) \}} \quad (E-2)$$

$$T_{iO} = \frac{\alpha_{i1} T_{i1} + \alpha_{i2} T_{i2}}{\alpha_{i1} + \alpha_{i2}} \quad (E-3)$$

$$m_i = \sqrt{(\alpha_{i1} + \alpha_{i2}) / \lambda_i l_i} \quad (E-4)$$

ここで、

- T_i : 鋼板*i*の相接部近傍の温度
- T_O : 相接部の温度
- T_{iO} : 鋼板*i*の平均温度
- T_{i1}, T_{i2} : 鋼板*i*の表面と裏面の流体温度
- α_{i1}, α_{i2} : 鋼板*i*の表面と裏面における流体との等価熱伝達係数
- l_i : 鋼板*i*における温度変化のある部分の長さ
- λ_i : 鋼板*i*の熱伝導率
- t_i : 鋼板*i*の厚さ

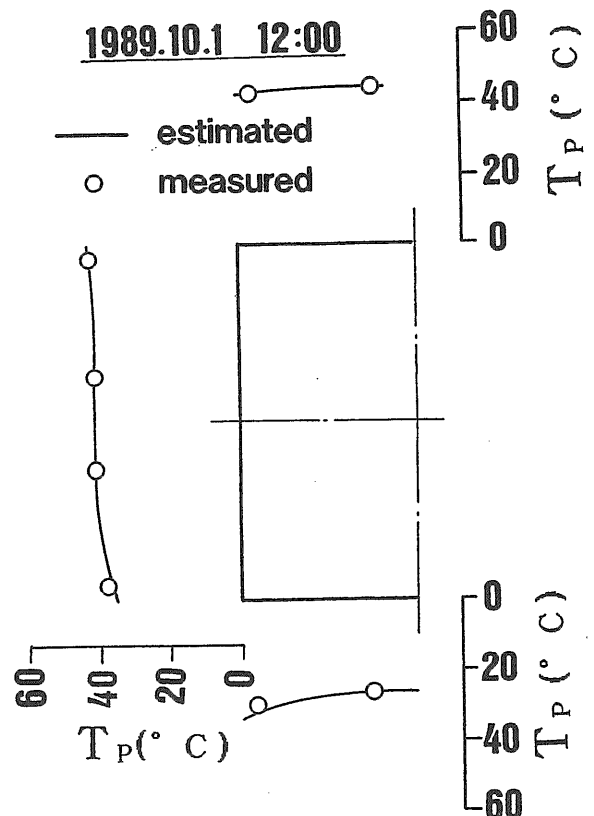


Fig.E-1 Comparison of temperature distribution between estimated and measured result

ボックスガダ壁面間の境界部温度分布の例として 1989.10.1 12:00の計測結果をFig. E-1に示す。図中の丸印は計測値、実線は計算結果である。計算結果は計測値の傾向を良く表している。この結果から壁面間で温度分布の変化する範囲は余り広くなく、かつ、高温部から低音部へ熱が流れ込み各壁面間の温度差が小さくなる現象であるので熱応力も軽減されることが予想され、設計上はこの影響を無視して良いと考えられる。今回の解析には直接使用していないが、実験構造物の垂直温度分布の計測も実施した。実際の海洋構造物で海面下を含む温度分布の計測は極めて少なく興味あるところである。計測例としてNNE向き中央カラム上の温度分布の計測例(1990.5.6)をFig. E-2に示す。垂直温度分布は上部甲板、ボックスガダ、空中部カラム、没水部カラム等の構造境界毎に一定の値となる傾向が伺える。

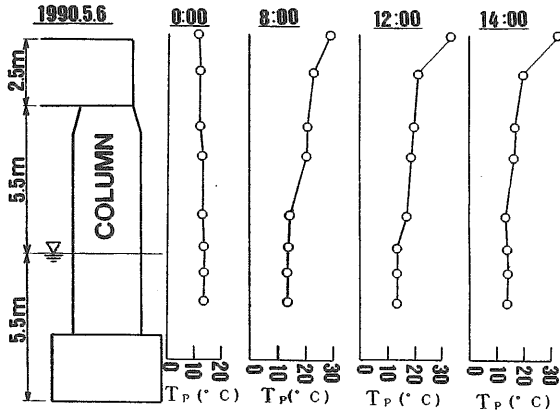


Fig. E-2 Temperature distribution of the column

付録F 計測歪みに関する若干の考察

熱応力による歪みは通常は被測定物の最も弱い部分の変形の形であられるが、構造部材として拘束を受ける状況下では、外部変形を伴わないで内部に拘束応力が発生する。今回の計測はこのような場合と考えられる。例としてFig. F-1のようにある物体の両端を完全に拘束して、これを加熱しても被測定物に曲げや膨らみ等の変形が全く生じない場合について考えてみる。

まず、基本的な検討を行うためゲージ1枚による計測を考える。接着ゲージに温度変化が与えられた場合に歪み測定器に指示される変化には被測定物の歪みだけでなく、温度変化による抵抗値の変化(見掛け歪み)も含まれる。熱応力の測定では次のような考えで歪みゲージの温度による見掛け歪みの補正を行うのが一般的である。歪み測定器に指示される歪み $\epsilon_i(t)$ は

$$\epsilon_i(t) = \left(\frac{K_t}{K_0}\right) \epsilon_m(t) + \epsilon_t(t) \quad (F-1)$$

ただし

t : 被測定物のゲージ接着箇所の温度

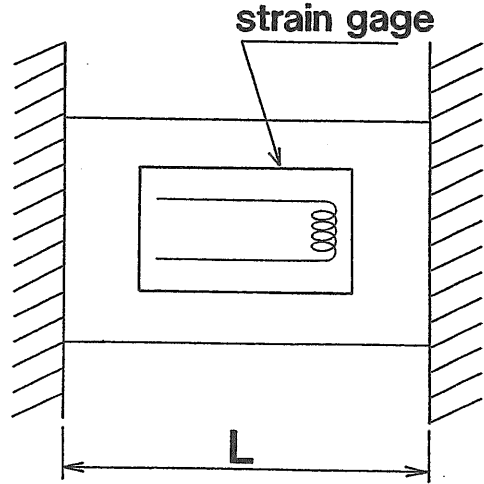


Fig. F-1 Schematic diagram of setting of strain gage for fixed material

$\epsilon_m(t)$: 外力や熱応力により生じた歪み
 K_0 : 基準温度における使用ゲージのゲージ率
 K_t : 基準温度 t における使用ゲージのゲージ率
 $\epsilon_t(t)$: 使用ゲージの温度 t における見掛け歪み
 したがって被測定物の実際の歪み $\epsilon_m(t)$ は

$$\epsilon_m(t) = \{\epsilon_i(t) - \epsilon_t(t)\} \left(\frac{K_0}{K_t}\right) \quad (F-2)$$

次に(F-2)式からFig. F-1の熱応力による接着ゲージの軸方向の歪みを求めることを考える。(F-2)式中の $\epsilon_t(t)$ は次式のように表される。

$$\epsilon_t(t) = \left(\frac{\alpha}{K} + \beta_s - \beta_g\right)(t) \quad (F-3)$$

ただし

α : 使用ゲージ抵抗体の抵抗温度係数
 K : 使用ゲージのゲージ率
 β_s : 被測定物の線膨張係数
 β_g : 使用ゲージ抵抗線の線膨張係数

Fig. F-1の例では温度を変化させても長さ L の変化は全くないので指示歪み $\epsilon_i(t)$ は丁度 β_g が0の材料に歪みゲージを接着して自由膨張させた場合の温度による見掛け歪み $\epsilon_t(t)$ に相当する。すなわち

$$\epsilon_i(t) = \left(\frac{\alpha}{K} - \beta_g\right)(t) \quad (F-4)$$

したがって(F-2)と(F-4)式より熱応力による歪み $\epsilon_m(t)$ は次式のように表される。

$$\begin{aligned} \epsilon_m(t) &= \{\epsilon_i(t) - \epsilon_t(t)\} \left(\frac{T_0}{K_t}\right) \\ &= \left\{ \left(\frac{\alpha}{K} - \beta_g\right) - \left(\frac{\alpha}{K} + \beta_s - \beta_g\right) \right\} \left(\frac{K_0}{K_t}\right)(t) \\ &= -\beta_s \left(\frac{K_0}{K_t}\right)(t) \end{aligned} \quad (F-5)$$

すなわち、この場合における熱応力による歪みは供試体の線膨張係数と温度差の積(符号は逆)で与えられる。以上の結果から、外部に変形の表れない内部に存

在する熱応力に相当する歪みも通常の(F-2)式による補正方法を適用することができる。

実際の計測は、1枚のアクティブゲージと3枚のダミーゲージによって行った。以上の結果から、温度変化によって被測定物の変形が生じない場合でも、実際の歪みが指示歪みと見掛け歪みの差で与えられるとすれば、ダミーゲージ法による温度補償は行える事になる。ダミーゲージ部の温度変化は、被測定物の温度変化と全く同一ではないため、加熱あるいは冷却時に、測定部温度に対して僅かな時間遅れが生じると考えられるが、この影響は無視した。

付録G 気象庁公表データからの甲板温度の日最大値、最小値の推定法

各種気象要素の時刻歴データを用いて熱収支計算を行えば構造物表面温度を求める事が出来るが、実際には設計段階で設置海域の気象要素の時刻歴データを入力できる事は希である。そこで、比較的入手が可能であろうと思われる気象庁の「普通気候観測・時日別累年値」に代表される3時間毎の観測データを用いて構造物の表面温度の日最大値、最小値を求める手法について検討した。

実海域実験の実施期間中を通して温度の計測を行っている計測場所 ① の甲板面温度 T_{PMAX} を推定することを試みる。使用する気象要素は参考文献³¹⁾に従って3時間毎 (0, 3, 6, 9, 12, 15, 18, 21時) の観測データを用いる。気温については

- ① 日最高気温 T_{AMAX}
- ② 12時の気温 T_{A12}

のどちらかを選択し、風速は

- ① 12時の風速 U_{12}
- ② 昼間の平均風速 U_D

のうちどちらかを選択する。また本論では湿度を考慮することも検討した。湿度は

- ① 12時の相対湿度 H_{12}
- ② 昼間の平均相対湿度 H_D
- ③ 相対湿度と外気温から求めた12時の大気中の水蒸気分圧 P_{12}

から1つを選択する。これらと日積算日射量 J_D と晴天指数 C の5つの気象要素から推定する。なお、晴天指数は計測した日積算日射量を快晴時の理論的日積算日射量で除した値として定義した。

これらの気象要素の組み合わせでNNE側のボックスガード上甲板温度の日最高値 T_{PMAX} の重回帰分析を行い、求めた回帰式により解析した結果をTable G-1にまとめる。その結果、 T_{PMAX} を説明する変数として日最高気温 T_{AMAX} 、昼間の平均風速 U_D 、日積算日射量 J_D 、晴天指数 C および12時の相対湿度 H_{12} の5つ組み合わせとした、次に示す。重回帰式が実際の計測値と推定値の誤差が最も少なくなった。

$$T_{PMAX} = 1.089T_{AMAX} - 0.248U_D - 3.804R_{12} + 1.012J_D - 4.94C + 4.645 \quad (G-1)$$

この時の、自由度調整済み寄与率 R^2 は0.972 となり、甲板温度の日最高値 T_{PMAX} の約97%をこの回帰式で説明できる。なお、湿度については大気輻射を考えると相対湿度より大気中の水蒸気分圧の方が物理的意味があると考えられるが、相対湿度を用いた場合に説明変

Table G-1 Results of regression analysis for maximum temperature T_{PMAX} on plate

Climatic Element									Constant	R^2
Atmospheric Temperature (°C)		Wind Verocity (m/sec)		Relative Humidity (%)		Water Vapour Pressure (kPa)	Solar Radiation (MJ/m ²)	Clear Sky Index		
T_{AMAX}	T_{A12}	U_{12}	U_D	R_{12}	R_D	P_w	J	C	K	
1.386									0.912	0.840
1.277			-0.476						6.218	0.867
1.155							0.889		-2.994	0.959
	1.112	-0.234					0.829		0.853	0.963
1.106			-0.276				0.836		0.318	0.968
1.116			-0.270	-1.817			0.814		1.739	0.968
1.110			-0.260			-0.332	1.013	-4.100	1.455	0.970
1.089			-0.248	-3.804			1.012	-4.940	4.645	0.972
1.088			-0.254		-3.675		1.011	-4.779	4.619	0.971

数の有意確率が0.1%以下で高度に有意であるのに対して、大気中の水蒸気分圧を用いた場合に有意確率は40%程度となり有意な説明変数とは言えないため12時の相対湿度を選択した。この原因については、現在の所、不明である。この推定式で計測場所①のボックスガダ上の甲板温度の日最高値を推定した結果と実測値との相関をFig. G-1に示す。

甲板温度の日最低値 T_{PMIN} は日最高値 T_{PMAX} と同様に気温については

- ① 日最低気温 T_{AMIN}
- ② 夜間の平均気温 T_N

のどちらかを選択し、これと夜間の平均風速 U_N 、夜間の平均相対湿度 R_N および晴天率 C の4つの気象要素から推定した。なお、 T_{PMIN} の出現時間が T_{PMAX} のように特定の時間に集中することがないため特定の時間の気象要素を検討の対象とはしなかった。

これらの気象要素の組み合わせで T_{PMIN} を重回帰分析により求めた回帰式で解析した結果をTable G-2に示す。その結果、 T_{PMIN} を説明する変数として日最低気温 T_{AMIN} 、夜間平均風速 U_N 、夜間平均湿度 R_N および晴天率 C の組み合わせた、次式が最適となった。

$$T_{PMIN} = 1.013T_{AMIN} - 0.879U_N + 0.039R_N + 2.616C - 3.476 \quad (G-2)$$

この時の、自由度調整済み寄与率 R^2 は0.992となり、この回帰式で T_{PMIN} の99%を説明できる。なお、晴

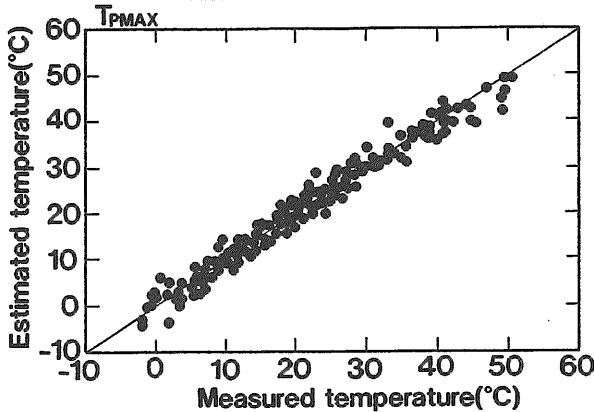


Fig.G-1 Comparison of T_{PMAX} between estimated and measured results

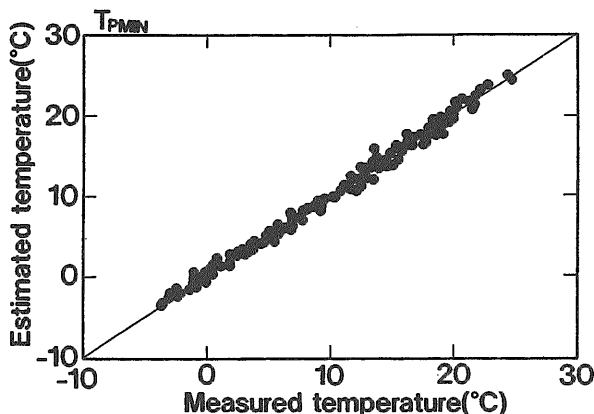


Fig.G-2 Comparison of T_{PMIN} between estimated and measured results

Table G-1 Results of regression analysis for minimum temperature T_{PMIN} on plate

Climatic Element					Constant	R^2
Atmospheric Temperature (°C)		Wind Verocity (m/sec)	Relative Humidity (%)	Clear Sky Index		
T_{AMIN}	T_N	U_N	R_N	C	K	
1.017					-1.440	0.989
	1.012				-1.465	0.980
1.027			0.043		-1.869	0.989
1.000				3.239	-4.069	0.991
1.025		-1.105	0.034		-1.184	0.991
1.011			0.047	3.348	-4.624	0.991
1.013		-0.879	0.039	2.616	-3.476	0.992

天率は甲板面の天空に対する放射冷却を説明する変数である。この推定式で T_{PMIN} を推定した結果と実測値との相関をFig. G-2に示す。

また、Fig. G-3 に1日の温度変化量 ($T_{PMAX} - T_{PMIN}$) の年間変動特性の計測値を、Fig. G-4に推算値を示す。一日の温度差は推算値、実測値ともにその最大値は冬期で $15^{\circ}C$ 、夏季で $30^{\circ}C$ 程度である。実際の構造物では日射を受けて構造物の上面が暖まり、構造物下面と温度差が生じてたわみ変形をするが、上部構造物下面の温度は外気温度より若干高い温度であり、実用的には構造物下面温度は外気温度と等しいと仮定して検討すれば十分であると考えられる。

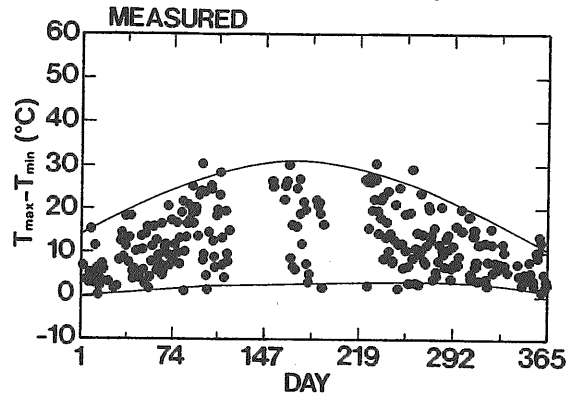


Fig.G-3 Yearly variation of measured $T_{PMAX} - T_{PMIN}$

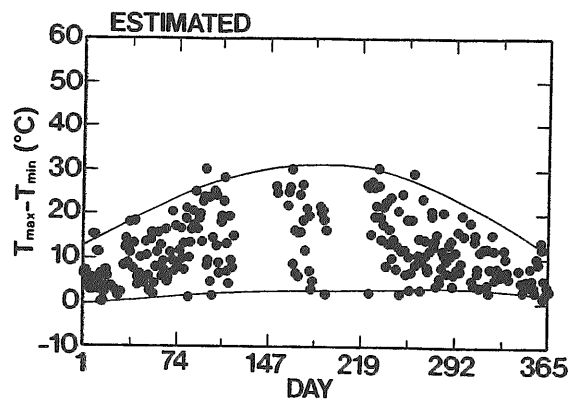


Fig.G-4 Yearly variation of estimated $T_{PMAX} - T_{PMIN}$