

# 重構造 FRP 艇強度設計法

永井 保\*・橋本 恒雄\*\*・川崎 祐二\*

Structural Strength Design Formulae of Heavy FRP Crafts

Tamotsu NAGAI, Tsuneo HASHIMOTO and Yuji KAWASAKI

## Abstract

In order to presume the structural strength of heavy FRP crafts as a whole before beginning the initial design, we propose useful design formulae or analytical formulae which were composed of both many theoretical equations and empirical results of hull strength members which were already published.

Application of these design formulae to a 60 m GFRP craft for the determination of strength members are described in the following paper, showing good coincidences with experimental results.

## 1. 概 要

初期設計に先立ち全体的構造強度の推定に役立てる目的で、得られた成果につき述べる事にする。本設計法は、既に発表されている船殻構造部材の理論式、実験式を基にして設計式、解析式に変えたものである。以下に要点について述べる。

(1) 船殻縦曲げモーメントは、 $L/20$  Trochoid,  $\theta=10^{-6}$  OSM,  $\theta=10^{-8}$  OSM の何れかを使用する。

(2) 各種の実艇、試設計艇の解析により求められた設計係数を統計化した設計安全率又は撓み指数の技術係数値を通用する。

理論値をオーバーする設計係数値も存在するが実艇解析による技術統計値である為である。

(3) 縦曲げ応力  $\sigma_H$  値を含む縦強度メンバー設計式による場合は、それ以外の設計式による最大寸法を用いた中央部横断面係数を先ず求めたのち  $\sigma_H$  を含む部材寸法を算定し、改めて曲げ応力と関係部材を確認する。

縦強度メンバーを決定した後に、その他の部材設計がまとめられ、それ以後実船用の有限要素法解析により精度を確認する段階をとる。

(4) 尚耐水中爆発設計が要求される場合は、

外板：(170), (171) 式

船底防撓材：(176)~(184) 式

に基づいて、船底構造部材を補強するものとし、最終的には 15.7 章, Fig. 39 により、格子構造防撓平板としての応力解析を行う。

サンドイッチ船底外板は 15.8 章による。

---

平成 3 年 10 月 2 日受理

\* 機械工学科

\*\* 元日立造船株式会社

## 2. 記 号

(特記参照) と示すものは、各設計式において指定する。

- $A$ : 外板有効幅を含む防撓材断面積 (特記参照) ( $\text{cm}^2$ )
- $A_F$ : FRP 材有効剪断断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_f$ : 防撓材頂板 (ハットクラウン) 断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_{fd}$ : ハットクラウン設計断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_{fd} = \{H_w / 12(t_f - t_{fd}) + A_f\}$
- $A_0$ : トランスハットの囲む面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_P$ : 支柱断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_w$ : 集成材 (木材) 有効剪断断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_U$ : ハットウェブの断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_\tau$ : FRP 換算有効剪断断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $A_S$ : 外板を含みぬ防撓材断面積 ( $\text{cm}^2$ )
- $a$ : パネル短辺長さ (cm)
- $a_0$ :  $(4D_4/b_4)$  (Smith の Buckling 式の係数)
- $a_P$ : 支柱の甲板分担長さ (cm)
- $a_L$ : サンドイッチ甲板長さ方向パネル辺長 (cm)
- $B$ : 船の形幅 (m)
- $B_C$ : チャイン幅 (m)
- $B_H$ : 甲板開口幅 (m)
- $b$ : パネル長辺長さ (cm)
- $b_C$ : チャイン幅 (100Bc) (cm)
- $b_e$ : 外板付きハットフランジ有効幅 (cm)
- $b_e = f_0 \{1 + n / 4(n + 0.1/n + 0.5)\}$
- $b_f$ : ハットクラウン (頂辺) 幅 (cm)
- $b_L$ : ロンジスペース (cm)
- $b_n$ : ハット防撓材各辺長さ (特記参照) (cm)
- $b_o$ : 防撓平板全幅 (cm)
- $b_P$ : 外板有効幅又は支柱の甲板分担幅 (cm)
- $b_P = (40t_P + b_2) \leq S$
- $b_S$ : 防撓材スペース (cm)
- $b_T$ : 防撓平板幅又はサンドイッチ甲板トランス方向パネル辺長 (cm)
- $b_w$ : 特設横部材スペース (cm)
- $C$ : 設計常数
- $C_a$ : 剪断座屈応力係数
- $C_E$ : Kevlar Floor 耐爆応力係数  $(E_K/E_G)^{0.22}$
- $C_F$ : Kevlar Floor 耐爆撓み係数  $(E_K/E_G)^{0.56}$
- $C_f$ : 剪断力指数  $(W/F_H)$
- $C_l$ : 格子構造平板縦座屈係数
- $C_1 \sim C_4$ : 防撓材端末支持条件係数
- $C_o$ : (Smith Buckling 式の係数)  $(a_0 + 3D_3/b_3)$
- $C_\sigma$ : 船殻縦曲げ応力係数
- $C_G$ : 耐爆フロア安全係数付値  $(l_B/2x)^{0.28}$

- $D$ : 船の形深さ (m)  
 $D_d$ : 設計点の隔壁甲板下の断面深さ (m)  
 $D_n$ : ハット断面各辺の曲げ剛性 (kgf/cm)  
 $D_o$ : 弾力甲板までの形深さ (m)  
 $D_s$ : サンドイッチ甲板の曲げ剛性 (kgf/cm)  
 $d$ : 満載吃水 (m)  
 $d_x$ : 爆薬の水中深度 (m)  
 $d_o$ : 支柱外径 (cm)  
 $d_s$ : 区画の深さ (cm)  
 $E$ : 縦弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $E_G$ : GFRP の弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $E_1$ : 短辺方向曲げ弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $E_2$ : 長辺方向曲げ弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $E_F$ : FRP 材の弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $E_K$ : Kevlar FRP の弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $E_w$ : 木材 (米松集成材) の弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $e$ : ハット中立軸の外板中心よりの高さ (cm)  
 $e_0$ : ハット中立軸の外板下面よりの高さ (cm)  
 $e_1$ : サンドイッチ板表板 FRP 材板厚中心のサンドイッチ中立軸よりの高さ (cm)  
 $F_A$ : 船底横肋材変断面係数  
 $F_B$ : 船側甲板横肋材変断面係数  
 $F_e$ : 外板付きハットフランジ有効幅係数  
 $F_H$ : 艇の最大剪断力 (Tonf)  
 $F_n$ :  $N_{dor}/D_1 \cdot (b_1/\pi)^2$   
 $F_1$ : Fig 23 の Type 1 による  $F_n$  値  
 $F_2$ : Fig 23 の Type 2 による  $F_n$  値  
 $F_3$ : Fig 23 の Type 3 による  $F_n$  値  
 $f$ : ウェブを貫通するハットの支点間長 (cm)  
 $f_n$ : 肘板脚長 (cm)  
 $f_1$ : 上部肘板脚長 (cm)  
 $f_2$ : 下部肘板脚長 (cm)  
 $f_0$ : 外板付きハットフランジ有効幅係数  
 $G$ : 剪断弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $G_c$ : サンドイッチ芯材の剪断弾性係数 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $g$ : 重力加速度又は防撓材 F 端と基線間高さ (cm/s<sup>2</sup>) or (cm)  
 $H_0$ : 船側外板チェーン弾力甲板ガンネル間高さ (cm)  
 $H_C$ :  $\frac{\pi^2}{12} \left\{ \left( \frac{\gamma}{n} \right)^2 + \left( \frac{n}{\gamma} \right)^2 + 2k_0 \right\}$   
 $H_n$ : 外板局所板厚部の高さ (m)  
 $H_w$ : 防撓材ウェブ高さ (cm)  
 $H_{w_0}$ : 被貫通材ウェブ高さ (cm)  
 $H_{WT}$ : 貫通材ウェブ高さ (cm)  
 $h$ : 隔壁防撓材水頭 (cm)  
 $h_C$ : 基線上チェーン部高さ (cm)

$h_F$ : Panting Stringer を貫通する Side Frame の外板内面の高さ (cm)

$h_T$ : 他材を貫通するハットの外板内面よりの高さ (cm)

$h_W$ : 交差部ハット材の残存ウェブ高さ (cm)

$h_O$ : ハット木芯材の高さ (cm)

$I$ : 断面 2 次モーメント ( $\text{cm}^4$ )

$I_H$ : 計算箇所船殻断面 2 次モーメント ( $\text{cm}^4$ )

$I_L$ : ロンジ部材の船殻断面 2 次モーメント ( $\text{cm}^4$ )

$I_T$ : トランス部材の船殻断面 2 次モーメント ( $\text{cm}^4$ )

$I_U$ : 垂直防撓材の断面 2 次モーメント ( $\text{cm}^4$ )

$$J: \frac{4A_o^2}{\left(\frac{b_2}{t_2}\right) + \left(\frac{b_3}{t_3}\right) + \left(\frac{2b_4}{t_4}\right)}$$

$J_1$ : トランス方式パネル応力係数

$J_2$ : ロンジ方式パネル応力係数

$j$ :  $|l-h|$  (特記参照) (cm)

$K$ : サンドイッチパネルの Wrinkling 発生パラメータ

$\bar{K}_n, \bar{K}_1, \bar{K}_2, \bar{K}_3$ : パネル撓み係数

$K_1 \sim K_7$ : Schade 式の係数

$K_{F1}$ : (5.8.1) 参照

$K_{F2}$ : (5.8.2) 参照

$K_{F3}$ : (5.8.3) 参照

$$K_f: \left\{ 1 - 6 \left( \frac{f_n}{l_n} \right) + 6 \left( \frac{f_n}{l_n} \right)^2 \right\}$$

$K_C$ : サンドイッチパネル一軸圧縮座屈係数<sup>11)</sup>

$K_0$ : 最大パネルの曲げ応力関数<sup>12)</sup>

$$\sigma_i \frac{\lambda \Gamma}{E_b} \left( \frac{a}{t_P} \right)^2$$

$K_L$ : 格子構造平板縦座屈係数

$$k_0: (\mu + 2\lambda G/E)$$

$L$ : 船の全長 (m)

$L_d$ : 防撓外板の衝撃水圧による動荷重係数

$L_{PP}$ : 船の垂線間長 (m)

$l, l_n$ : 部材長さ (cm)

$l_B$ : 格子構造平板トランスメンバー支点間長さ (cm)

$l_L$ : 防撓平板長さ甲板部ビラーライン修正値 (cm)

$l_0$ : 防撓平板隔壁間心距 (cm)

$l_P$ : ロンジハットの支柱心距 (cm)

$l_s$ : 静縦曲げ試験支持台間距離 (cm)

$l_{T1}$ : ビーム支点間長さ (cm)

$l_{T2}$ : フロア支点間長さ (cm)

$M_H$ : 船体ホギングモーメント (Tonf・m)

$M_h$ : 船体縦曲げモーメント (Tonf・m)

$M_L$ : ロンジ部材の肘板部モーメント (Tonf・m)

$M_n$ : 船側水圧による肘板部モーメント (kgf・cm)

$M_s$ : 船体サギングモーメント (kgf・cm)



- $M_T$ : トランス部材の肘板部モーメント (kgf・cm)  
 $M_1$ : 船側水圧による上部肘板モーメント (kgf・cm)  
 $M_2$ : 船側水圧による下部肘板モーメント (kgf・cm)  
 $M_N$ :  $M_n$  と  $M_L$  又は,  $M_n$  と  $M_T$  のうち大きな方の値 (kgf・cm)  
 $m$ : ロンジ部材本数  
 $m_0$ : 両舷ロンジ本数  
 $N, N_H$ : 撓み指数  
 $n$ : トランス部材本数  
 $n_L$ : 船体支点間長  $l_s$  と艇の全長  $L$  との比  
 $n_0$ : 横隔壁間の甲板トラスト部材本数  
 $n_P$ : 支柱端末条件係数  
 $P$ : 水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_1$ : 船底水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_2$ : 船側水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_3$ : 甲板水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_{31}$ : 暴露甲板水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_{32}$ : 最上強力甲板水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_{33}$ : その他の甲板水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_B$ : 下端水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $P_T$ : 上中段部水圧 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $Q$ : 波浪の長期出現確率  
 $R_X$ : 水中爆薬と船底の直線距離 (m)  
 $R, R_m$ : 支点反力 (kgf)  
 $S$ : フレームスペース (cm)  
 $S_a$ : ロンジの平均心距 (cm)  
 $S_b$ : トランスの平均心距 (cm)  
 $S_T$ : 横構造フレームスペース (cm)  
 $S_w$ : 特設横部材心距 (cm)  
 $S_w$ : Wrinkling 発生安全率  
 $\overline{SF}$ : 安全率 (特記参照)  
 $t$ : 板厚 (cm)  
 $t_c$ : サンドイッチ芯材厚さ (cm)  
 $t_d$ : 設計板厚 (cm)  
 $t_F$ : サンドイッチ板表面 FRP 材板厚 (cm)  
 $t_m$ : 船底船側直立外板板厚平均値 (mm)  
 $t_n$ : 板厚 (特記参照) (cm)  
 $t_0$ : 単板隔壁の接する外板甲板部板厚 (cm)  
 $t_P$ : パネル板厚 (cm)  
 $t_f$ : ハットクラウン (頂辺) 板厚 (cm)  
 $t_w$ : ハットウェブ (フランジ) 板厚 (cm)  
 $V\beta$ : サンドイッチ平板剛性係数  
 $W$ : 満載排水量又は集中荷重 (Tonf)  
 $W_c$ : パネル中央集中荷重 (kgf)  
 $W_m$ : 乗員重量 (kgf)

- $W_P$ : 支柱荷重 (kgf)  
 $W_X$ : 機雷の TNT 薬量 (kgf)  
 $w$ : パネル最大撓み (cm)  
 $w_1$ : 単位幅荷重 (均等水圧) (kgf/cm)  
 $w_2$ : 単位幅荷重 (三角形分布水圧) (kgf/cm)  
 $x$ : 支持端より計算点までの距離 (特記参照) (cm)  
 $y_F$ : ハット中立軸より部材頂面までの距離 (cm)  
 $y_P$ : ハット中立軸より外板下面までの距離 (cm)  
 $Z$ : 断面係数 (cm<sup>3</sup>)  
 $Z_L$ : ロンジ防撓材断面係数 (cm<sup>3</sup>)  
 $Z_T$ : トランス防撓材断面係数 (cm<sup>3</sup>)  
 $\alpha$ : 11.1 章参照  
 $\alpha_1$ : ( $\pi/b_T$ )  
 $\alpha_F$ : 波浪別の船体撓み指数係数  
 $\alpha_L$ : 各部船体縦曲げモーメントと最大モーメント値との比  
 $\beta$ : 正の整数値  
 $\beta_0$ : 設計者のセットするハット木芯材高さ比  $\beta_0 = (h_o/h_w) \leq 1$   
 $\Gamma$ : 材料別応力係数  
 $\gamma$ : ( $a/b$ )  
 $\gamma_1$ :  $\left(G + \frac{\alpha_1^2 b_1^2 E}{12}\right)$   
 $\delta$ : 防撓材又は防撓平板最大撓み (cm)  
 $\delta_H$ : 計算箇所における波浪中船体撓み (cm)  
 $\varepsilon$ : 横隔壁間ウェブトランス数  
 $\xi$ : 横隔壁間横方向支柱列数  
 $\nu$ : 甲板幅内の縦方向支柱列数  
 $\eta$ :  $1/0.366(w/t)$   
 $\lambda$ :  $(1 - \mu_0 \cdot \mu_{90}) \doteq (1 - \mu^2)$   
 $\mu$ : ポアソン比  
 $\mu_f$ : FRP 材ポアソン比  
 $\pi$ : 円周率  
 $\sigma$ : 応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_B$ : 曲げ強度 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_b$ : 曲げ応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_c$ : 圧縮強度 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_c$ : 圧縮応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_{cr}$ : 座屈応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_H$ : 船殻縦曲げ応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_{HC}$ : 船殻縦曲げ圧縮応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_{Ht}$ : 船殻縦曲げ引張り応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_f$ : サンドイッチ板表面 FRP 材の  $\sigma_c$  又は  $\sigma_T$  の小なる方の値 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_P$ : 比例限応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_T$ : 引張り強度 (kgf/cm<sup>2</sup>)  
 $\sigma_t$ : 引張り応力 (kgf/cm<sup>2</sup>)

- $\sigma_v$ : 引張りあるいは圧縮の耐力 (金属), あるいは強度 (FRP) ( $\text{kgf/cm}^2$ )  
 $\sigma_{\max}$ : 水圧を受ける短形甲板の最大応力 ( $\text{kgf/cm}^2$ )  
 $\tau$ : 剪断強度 (内面) ( $\text{kgf/cm}^2$ )  
 $\tau_{cr}$ : 剪断座屈応力 ( $\text{kgf/cm}^2$ )  
 $\tau_F$ : FRP 材剪断強度 ( $\text{kgf/cm}^2$ )  
 $\tau_w$ : 集成材剪断強度 (米松) ( $\text{kgf/cm}^2$ )  
 $\phi$ : 平板撓み係数  
 $\phi_0$ : 船底ロンジを支持する場合  $\phi_0=2$   
           甲板ロンジのみ支持する場合  $\phi_0=1$   
 $\psi$ : ハットフランジ白化剝離係数

本設計式集の設定は, 下記の標準縦曲げモーメント, 標準最大剪断力による。

Table 1.  $M_H$  and  $F_H$ 

	$M_H$ (Tonf·m)		$F_H$ (Tonf)
	Hog moment	Sag moment	
L/20 Trochoid波	$W^{1.225}/L^{0.1015}$	$W^{1.107}/L^{0.101}$	$W^{0.667} D_0^{0.251}$
OSM $Q=10^{-6}$	$0.975 L^{0.82} W^{0.75}$	$0.976 L W^{0.57}$	$0.997 W^{1.05}/D_0^{0.821}$
OSM $Q=10^{-8}$	$0.970 L^{1.05} W^{0.57}$	$1.01 L^{1.15} W^{0.56}$	$W^{1.08}/D_0^{0.697}$

船が大形になると, 波浪中航走撓み制限の為, 船体断面 2 次モーメント  $I_H$  値を (158) 式によって規定される。

### 3. 設 計 水 圧 等

#### 3.1 船底水圧: $P_1$ ( $\text{kgf/cm}^2$ )

$$P_1 = 1.025/10 (\alpha + 0.025L_{WL}) \quad (1)$$

#### 3.2 船側水圧: $P_2$ ( $\text{kgf/cm}^2$ )

$$(\text{Tapered Pressure}) \text{ 主船体側圧: } P_{21} = 1.025/10(d + 0.025L_{WL} - h_c) \quad (2)$$

$$\text{船楼側圧: } P_{22} = P_{21}/2$$

#### 3.3 甲板水圧: $P_3$ ( $\text{kgf/cm}^2$ )

$$\begin{array}{l}
 \left[ \begin{array}{l}
 \text{強力暴露甲板} \left\{ \begin{array}{l}
 \text{重作業船 } P_{31} = \frac{1.025}{10} \times 1.5 = 0.154 \\
 \text{一般船 } P_{32} = 0.07(0.02L_{PP} + 0.76)
 \end{array} \right. \\
 \text{非強力暴露甲板} \\
 \text{船楼内強力甲板} \\
 \text{その他の甲板}
 \end{array} \right. \quad \begin{array}{l}
 P_{33} = 1.025/10 \times 0.75 = 0.077 \\
 P_{34} = 1.025/10 \times 0.35 = 0.036
 \end{array}
 \end{array} \quad (3)$$

#### 3.4 縦強度補強範囲 ( $L/4 \otimes$ ) の船体断面 2 次モーメント値: (158) 式による。

### 4. 材料強度特性 (42% G.C. MR-FRP) 標準値

M600 600 ( $\text{gf/m}$ ) ガラスマット  $t=0.12$  (cm)

R860 860 (gf/m) ローピングクロス  $t=0.10$  (cm)

重量の異なるガラス板厚は、重量に比例する寸法を用いる。(14.2) 項参照

Table 2. Material Properties of 42% G.C. MR-FRP

$E=1.17 \times 10^5$ ( $1.3 \times 10^5$ )	kgf/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{B0}=1980$ (2200)	kgf/cm <sup>2</sup>
$G=0.234 \times 10^5$	kgf/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{B90}=1890$ (2100)	kgf/cm <sup>2</sup>
$\tau_0=810$ (900)	kgf/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{T0}=1440$ (1600)	kgf/cm <sup>2</sup>
$\tau_{90}=810$ (900)	kgf/cm <sup>2</sup>	$\sigma_{T90}=1350$ (1500)	kgf/cm <sup>2</sup>
$\mu=0.27$		$\sigma_{C0}=1800$ (2000)	kgf/cm <sup>2</sup>
$\lambda=0.9271$		$\sigma_{C90}=1800$ (2000)	kgf/cm <sup>2</sup>
$\rho_m=1.54 \times 10^{-3}$	kgf/cm <sup>3</sup>		

※ ( ) 内は、生計測平均データ値を示す。

## 5. 外板・甲板設計

### 5.1 撓み設計 (Uniform Load)

撓み指数:  $N=(a/w)$

#### 5.1.1 等方性小撓み式<sup>1)</sup> (四辺固定平板)

$$t = a \sqrt[3]{\phi \frac{PN}{E_b}} \quad (4)$$

$$N = E_b / \phi P (t/a)^3 \quad (5)$$

Table 3.  $\phi$  for  $b/a$

$b/a$	1.0	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6	1.7	1.8	1.9	2.0	$\infty$
$\phi$ ( $\times 10^{-2}$ )	1.4	1.6	1.9	2.1	2.3	2.4	2.5	2.6	2.7	2.7	2.8	2.8

#### 5.1.2 直交異方性小撓み式<sup>2,4)</sup> (四辺固定平板)

$$t = 0.314 a \sqrt[3]{\frac{\bar{K}_2 PN}{E_b}} \quad (6)$$

$$N = 32.26 E_b / \bar{K}_2 P (t/a)^3 \quad (7)$$

$\bar{K}_2$  は Fig 21 による。

### 5.2 集中荷重による甲板撓み設計<sup>2)</sup>

#### 5.2.1 100 lb/in の集中荷重による甲板撓み設計<sup>3)</sup>

$W_c=(18a)$  (kgf) パネル中央集中荷重

$N=(a/w)$  撓み指数

$\bar{K}_3 \doteq b/a(E_1/E_2)^{1/4} \doteq b/a$  により, Fig 21 より求める。

Table 4.  $N$ 

	Combined 方式	Longi 方式	Trans 方式	修正係数 $C$ と水圧値 $P_n$	
				主強度船殻構造	非強力船殻構造
ボトム プレート	(Longi方式) $35 L^{0.6} M_H^{0.62}/a$	$3.13 L^{1.5} M_H^{0.6}/a$	$2.6 L^{1.5} M_H^{0.68}/a$	$C=1$ $P_1$	
サイドシェル プレート	(Trans方式) $0.95 L^{1.5} M_H^{0.68}/aC$	$1.67 L^{1.5} M_H^{0.6}/aC$	$1.42 L^{1.5} M_H^{0.68}/aC$	$C=1.1$ $P_{21}$	$C=4$ $P_{22}$
デッキ プレート	(Trans方式) $0.334 L^{2.5} M_H^{0.4}/aC$	$4.9 L^{1.5} M_H^{0.6}/aC$	$0.585 L^{2.5} M_H^{0.4}/aC$	$C=1.1$ $P_{31}$ or $P_{32}$	$C=4$ $P_{33}$ or $P_{34}$
適用フレーム スペース	$S_w > 3 \text{ m}, S_r \leq 1 \text{ m}$	$S_r \leq 2.5 \text{ m}$	$S_r \leq 1 \text{ m}$		

※  $M_H$  は, Table 1 による。

$$t = 1.655 \sqrt[3]{\frac{K^3 N a^2}{E_b}} \quad (8)$$

$$N = 0.220 \left( \frac{E_b t^3}{K_3 a^2} \right) \quad (9)$$

但し, 一般船には適用せず。甲板重作業船,  $N=100$

#### 5.2.2 乗員荷重による撓み設計

$$W_m = 90 \text{ (Kgf)}$$

$$t = 0.6316 \sqrt[3]{\frac{K_3 N a W_m}{E_b}} \quad (10)$$

$$N = 3.968 \left( \frac{E_b t^3}{K_3 a W_m} \right) \quad (11)$$

主強度甲板  $N=200$ , 非強力甲板  $N=100$

#### 5.3 船側外板剪断座屈設計<sup>2)</sup>

$H$ : 船側外板のチェーン〜強力甲板ガネル間高さ (cm)

$F_H$ : 最大剪断力 (Tonf): Table 1 による。

$$\left[ \begin{aligned} \tau &= \frac{F_H \times 10^3}{2tH} = \frac{\tau_{cr}}{SF_\tau} \\ \tau_{cr} &= \frac{C_a E_b}{3\lambda} \left( \frac{t}{a} \right)^2 \end{aligned} \right] \text{— より (12) 式, (13) 式を求める。}$$

$C_a$ :  $k_0 = \mu + 2\lambda(G/E) = 0.27 + 2 \times 0.9271 \times (234/1170) = 0.6408$  を用いて, Fig. 22<sup>2)</sup> 又は Table 6 による。

$$t = 10 \sqrt[3]{\frac{3\lambda a^2 F_H SF_\tau}{2HE_b C_a}} \quad (12)$$

$$SF_\tau = \frac{1}{1500} \left( \frac{C_a H E_b t^3}{\lambda F_H a^2} \right) \quad (13)$$

Table 5.  $\overline{SF}_\tau$ 

$\overline{SF}_\tau$	$1.88 L^{0.425}/C$	
C	強力側外板	非強力側外板
	1	8

Table 6.  $C_a$  for  $a/b$ 

$a/b$	0.0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5
$C_a$	11.40	11.63	11.86	12.17	12.64	13.16
$a/b$	0.6	0.7	0.8	0.9	1.0	
$C_a$	13.83	14.72	15.85	17.40	19.11	

## 5.4 応力設計

縦強力メンバーを撓み、剪断より求めて  $\sigma_H$  を算出し、応力設計、座屈設計で検討する。

## 5.4.1 Transverse Stiffener 部の外板・甲板

$$t_\tau = a \sqrt{\frac{J_1 P_n}{\left(\frac{\sigma_y}{\overline{SF}_\tau}\right) - \sigma_H}} \quad (14)$$

$$\overline{SF}_\tau = \frac{\sigma_y}{J_1 P_n \left(\frac{a}{t}\right)^2 + \sigma_H} \quad (15)$$

Table 7.  $\overline{SF}_\tau$  and Stress

	$35 \text{ m} > L$	$L \geq 35 \text{ m}$	$\sigma_y/\sigma_H$	
$\overline{SF}_\tau$	4	6	BTM	Side Deck
			$\sigma_c/\sigma_{HC}$	$\sigma_T/\sigma_{Ht}$

5.4.2 Longitudinal Stiffener 部の外板・甲板 ( $\sigma_H$  は、Table 10 参照)

$$t_L = a \sqrt{\frac{J_2 P_n}{\left(\frac{\sigma_y}{\overline{SF}_L}\right) - \sigma_H}} \quad (16)$$

$$\overline{SF}_L = \frac{\sigma_y}{J_2 P_n \left(\frac{a}{t}\right)^2 + \sigma_H} \quad (17)$$

Table 8.  $\overline{SF}_L$  and Stress

	$35 \text{ m} > L$	$L \geq 35 \text{ m}$	$\sigma_y/\sigma_H$	
$\overline{SF}_L$	4	6	BTM	Side Deck
			$\sigma_c/\sigma_{HC}$	$\sigma_T/\sigma_{Ht}$

Table 9.  $J_1, J_2$ , for  $b/a$ 

$b/a$	1.00	1.25	1.50	1.75	2.00	$\infty$
$J_1$	0.308	0.398	0.454	0.484	0.498	0.500
$J_2$	0.308	0.335	0.342	0.343	0.343	0.343

Table 10. Stress by  $\sigma_{DK}$ 

	強力側外板	非強力甲板	非強力側外板
$\sigma_H = C\sigma \cdot \sigma_{DK} \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$	$0.75\sigma_{DK}$	$0.65\sigma_{DK}$	$0.5\sigma_{DK}$

5.5 縦座屈設計<sup>4)</sup> (Trans Stiffner 部の外板・甲板)

$$\begin{aligned}\gamma &= a/b, \sqrt{\beta(\beta+1)} > \gamma > \sqrt{\beta(\beta-1)} \\ k_0 &= (\mu + 2\lambda G/H) \\ H_c &= \frac{\pi^2}{12} \left\{ \left( \frac{\gamma}{\beta} \right)^2 + \left( \frac{\beta}{\gamma} \right)^2 + 2k_0 \right\} \\ \sigma_{cr} &= \frac{H_c E_b}{\lambda} \left( \frac{t}{b} \right)^2 = \sigma_{HC} \overline{SF}_\tau \\ t_\tau &= b \sqrt{\frac{\lambda \sigma_{HC} \overline{SF}_\tau}{H_c E_b}}\end{aligned}\tag{18}$$

$$\overline{SF}_\tau = \frac{H_c E_b}{\lambda \sigma_{HC}} \left( \frac{t}{b} \right)^2\tag{19}$$

Table 11.  $\overline{SF}_\tau$ 

	Bottom Plate	Deck Side Plate
$\overline{SF}_\tau$	2.5	2

5.6 縦座屈設計<sup>5,6)</sup> (Longi Stiffner 部の外板・甲板)

$$\sigma_{cr} = \left( \frac{\pi t}{a} \right)^2 \frac{1.1 E_b}{12\lambda} \left( 3 + 2\mu + 4\lambda \frac{G}{E_b} \right) = \sigma_{HC} \overline{SF}_L$$

四辺支持と四辺固定の平均値を, Smith の実験により採用した。

$$t_L = \frac{a}{\pi} \sqrt{\frac{12\lambda \sigma_{HC} \overline{SF}_L}{1.1 E_b \left( 3 + 2\mu + 4\lambda \frac{G}{E_b} \right)}}\tag{20}$$

$$\overline{SF}_L = \left( \frac{\pi t}{a} \right)^2 \frac{1.1 E_b}{12\lambda \sigma_{HC}} \left( 3 + 2\mu + 4\lambda \frac{G}{E_b} \right)\tag{21}$$

Table 12.  $\overline{SF}_L$ 

	Bottom Plate	Deck Side Plate
$\overline{SF}_L$	5	4

## 5.7 横肘骨部外板甲板の横隔壁部増厚

単板横隔壁の外板・甲板交差部拡大パネル幅  $a_0$  に対する板厚  $t_0$ 。

$$\gamma_0 = (a_0/b) \\ \sqrt{\beta_0(\beta_0+1)} > \gamma_0 > \sqrt{\beta_0(\beta_0-1)}$$

$\beta_0$  は正の整数値

$$2k_0 = 2(\mu + 2\lambda G/H_b)$$

$$\approx 1.2817(\text{MR-FRP})$$

$$H_{c0} = \frac{\pi^2}{12} \left\{ \left( \frac{\gamma_0}{\beta_0} \right)^2 + \left( \frac{\beta_0}{\gamma_0} \right)^2 + 2k_0 \right\}$$

$$t_0 = b \sqrt{\frac{\lambda \sigma_{HC} \overline{SF}_B}{H_{c0} E_b}} \quad (22)$$

$$\overline{SF}_B = \frac{H_{c0} E_b}{\lambda \sigma_{HC}} \left( \frac{t_0}{b} \right)^2 \quad (23)$$

Table 13.  $\overline{SF}_B$ 

$\overline{SF}_B$	Bottom Plate	Deck Side Plete
	2.5	2/C
C	強力外板・甲板 (沿海遠洋 C=1) (限定沿海以下 C=1.25)	

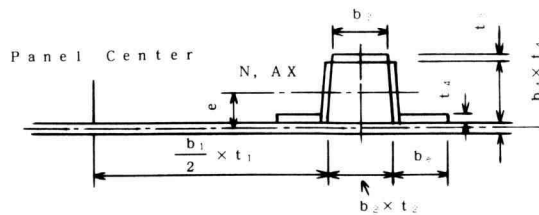
5.8 Transverse Stiffner 優先設計の外板・甲板座屈安全率<sup>5)</sup>

Fig. 1.

$e$ : 中立軸の外板中心よりの高さ (cm)

$A$ : 有効外板幅を含むハット断面積 (cm<sup>2</sup>)

$A_0$ : トランスハットの囲む面積 (cm<sup>2</sup>)

$I$ : 有効外板幅を含む断面 2 次モーメント (cm<sup>4</sup>)

$n$ : 上図の部材別番号

$b_T$ : 有効強度甲板幅 (片玄) (cm)

$$D_n = E_b t_n^3 / 12 \lambda$$

$$a_0 = 4D_4 / b_4$$

$$C_0 = a_0 + 2D_3 / b_3$$

$b_e$ : (42) 式, 外板付きハットフランジ有効幅 (cm)



## 5.8.1 Type 1 Interframe Buckling.

$$K_{F1} = a_0(1 - a_0/4C_0)$$

$(b_1/b_2)$  及び  $(K_{F1}b_1/D_1)$  を計算し, Fig. 23<sup>5)</sup> より,

$$\begin{aligned} F_1 &= N_{xcr}/D_1(b_1/\pi)^2 \\ \sigma_{cr} &= P_1F_1/t_1(\pi/b_1)^2 \\ \overline{SF}_1 &= D_1F_1/t_1\sigma_{HC}(\pi/b_1)^2 \end{aligned}$$

$\sigma_{HC}$  は Table 10 参照。

$\overline{SF}_1$ : 強力甲板=3, 非強力甲板=2

## 5.8.2 Type 2 Interframe Buckling.

$$\begin{aligned} J &= \frac{4A_0^2}{\frac{b_2}{t_2} + \frac{b_3}{t_3} + \frac{2b_4}{t_4}} \\ K_{F2} &= 2GJ(\pi/b_2b_T) \end{aligned}$$

$(b_1/b_2)$ ,  $(K_{F2}b_1^3/D_1)$  を計算し, Fig. 23<sup>5)</sup> より,  $F_2 = N_{xcr}/D_1(b_1/\pi)^2$  を読む。

$$\begin{aligned} \sigma_{cr} &= D_1F_2/t_1(\pi/b_1)^2 \\ \overline{SF}_2 &= D_1F_2/t_1\sigma_{HC}(\pi/b_1)^2 \end{aligned}$$

$\sigma_{HC}$  は Table 10 参照。

$\overline{SF}_2$ : 強力甲板=3, 非強力甲板=2

## 5.8.3 Type 3 Interframe Buckling.

$$\begin{aligned} \alpha_1 &= (\pi/b_T), \gamma_1 = G + \frac{\alpha_1^2 b_1^2 E_b}{12} \\ K_{F3} &= \frac{E_b J \alpha_1^4}{2} + \frac{2t_1 \gamma_1 (\alpha_1 e)^2}{b_1} \left\{ 1 - \frac{1}{\frac{\alpha_1^2 E A b_1}{4t_1 \gamma_1} + 1} \right\} \end{aligned}$$

$(b_1/b_2)$ ,  $(K_{F3}b_1^3/D_1)$  を計算し, Fig. 23 より,  $F_3 = N_{xcr}/D_1(b_1/\pi)^2$  を読む。

$$\begin{aligned} \sigma_{cr} &= D_1F_3/t_1(\pi/b_1)^2 \\ \overline{SF}_3 &= D_1F_3/t_1\sigma_{HC}(\pi/b_1)^2 \end{aligned}$$

$\sigma_{HC}$  は Table 10 参照。

$\overline{SF}_3$ : 強力甲板=3, 非強力甲板=2

## 6. 防撓ハット設計式 (Transverse Member 設計)

$l$ : トランス・メンバー支点間長 (パンテイング・ストリンガーは支点と考えない)。

大形スケグを有し船底傾斜角 12 度以上の場合キール・チェーン間距離, 甲板の場合は最大支点間長とする。

$S$ : スレームスペース (特設トランス部材の場合は, 1.5 $S$  とする)。

$N$ : 撓み指数 ( $l/\delta$ )

## 6.1 トランス部材設計

$$Z_T = \frac{PSl^2 \overline{SF}_T}{C_n \sigma_y} \quad (24)$$

$$\overline{SF}_T = \frac{C_n \sigma_y Z_T}{PSl^2} \quad (25)$$

Table 14.  $C_1$  and  $\sigma_Y$ 

$C_1$	8	12	24
$\sigma_Y$	$\sigma_{CorT}$	$\sigma_C$	$\sigma_T$

 $(H_w + t_f) \geq 2e$  の場合Table 15.  $\overline{IF}_T$  and  $N_T$ 

	一般航走	耐爆設計
$\overline{SF}_T$	5	1.5
$N_T$	Table 16	200
$P_N$	$P_1 \sim P_{3.4}$	$P_{X2}$ or $P_{X2d}$

(1) 非強力部材は設計係数を一般の 1/2 とする。

(2)  $C_n$  は Table 21 による。

## 6.2 トランス部材撓み設計

$$I_T = \frac{PSI^3 N_T}{C_n E_t} \quad (26)$$

$$N_T = \frac{C_n E_t I_T}{PSI^3} \quad (27)$$

Table 16.  $N_T$ 

	Combined 方式	Transverse 方式	Longitudinal 方式
般底部	Table 24	17 $L$	12 $L$
般側部	一般フレーム：18 $L$ ，特設フレーム：単一材 24 $L$ 変断面 $F_b/2 (L^{7.3}/D^{15.6})$		
甲板部	12 $L$	12 $L$	11 $L$

## 6.3 横方向部材優先設計のロンジガータ設計（単材設計は，7.1，7.2 項による）。

 $m$ ： $b_0$  内のロンジ部材本数 $n$ ： $l_0$  内のトランス部材本数 $\zeta$ ：横方向甲板支柱列数 $N_{2L}$ ：撓み指数

$$N_{2L} = (l_L / \delta) = N_{2T} (l_L / l_T)$$

(ア)  $b_0$  は船底の場合  $50B_c$ ，甲板の場合  $100B$  と読みかえる。(イ)  $m=1$  あるいは  $n=1$  の場合は，

$$(m+1)=8/3 \text{ 又は } (n+1)=8/3$$

とする。

(ウ) 甲板の場合は，横隔壁間ロッジに  $\zeta$  条の横方向支柱列を設けるときの  $l_0$ ， $n_0$  は次式による。 $l_L$ ， $n$  を使用する。

$$l_L = 1.1 l_0 / 1 + \zeta$$

$$n = n_0 - \zeta / 1 + \zeta, \quad n_{\min} = 1$$

但し,  $\zeta=0$  のときは,  $I_L = I_0$  とする。

(㉔) 船底, 船側は片支設計, 甲板は全幅設計を基本とする。

(㉕) 非強力船殻部材の  $\overline{SF}_B$ ,  $N_2$  は規定値の 1/2 とする。

### 6.3.1 $I_T$ を決定した後の $I_L$ の格子構造撓み設計<sup>1)</sup>

$$I_L = \frac{P b_0 I^3 N_2}{C E_t (m+1) \pi^4} - I_T \left( \frac{n+1}{m+1} \right) \left( \frac{l_0}{b_0} \right)^3 \quad (28)$$

$$N_{2L} = \frac{C E_t (n+1) I_T \left( \frac{\pi}{b_0} \right)^4 \left\{ 1 + \frac{I_L}{I_T} \left( \frac{m+1}{n+1} \right) \left( \frac{b_0}{l_0} \right)^3 \right\}}{P} \quad (29)$$

格子構造平板撓み指数:  $N_{2L}$  は Table 25 の各項の数式に  $\times (l_0/b_0)$  を乗じた値とする。(㉕) 項を適用する。

耐爆設計は  $P_{X2}$  の場合  $N_{2L} = 160$  とする。又, 四辺条件係数:  $C$  は, Table 25 と同じとする。

### 6.3.2 支柱式によるハット縦座屈設計<sup>5)</sup>

$\overline{SF}_B = 3$ ,  $\sigma_{HC}$  は Table 10 による。

$$I_L = \frac{A \sigma_{HC} \overline{SF}_B \left( \frac{l_0}{\pi} \right)^2}{E_b} \left/ \left\{ 1 - \left( \frac{A}{A_w} \right) \frac{\sigma_{HC} \overline{SF}_B}{G} \right\} \right. \quad (30)$$

$$\overline{SF}_B = \frac{E_b I_L \left( \frac{\pi}{l_0} \right)^2}{A \sigma_{HC}} \left/ \left\{ 1 + \frac{E_b I_L}{G A_w} \left( \frac{\pi}{l_0} \right)^2 \right\} \right. \quad (31)$$

### 6.3.3 格子構造平板式による縦座屈設計

$$I_L = I_T \left( \frac{n+1}{m+1} \right) \left( \frac{l_L}{b_T} \right)^3 \left\{ \frac{b_T^4 t_P \sigma_{HC} \overline{SF}_B}{C_l \pi^2 E_b l_L I_T (n+1)} - k_l \right\} \quad (32)$$

$$\overline{SF}_B = \frac{C_l E_b I_T (n+1) l_L \pi^2}{\sigma_{HC} t_P b_T^4} \left\{ \frac{I_L}{I_T} \left( \frac{m+1}{n+1} \right) \left( \frac{b_l}{l_L} \right)^3 + k_l \right\} \quad (33)$$

Table 17.  $\overline{SF}_B$

	$C_1$	$K_1$		$\overline{SF}_B$
四辺支持	1	1	$L/20$ Trochoid	4
四辺固定	4	1	$Q=10^{-6}$	2.5
$L$ 辺支持 $F$ 辺固定	4	3/16	$Q=10^{-8}$	2

(32) 式による  $I_L$  が負となる場合 ( $I_T$  の大なる時) は (26) 式の  $I_L$  にて (33) 式  $\overline{SF}_B$  のみ求める。

6.3.4 ウェブ貫通を受けるハットの残存ウェブ断面積剪断設計 (木芯材を含む特設フロア設計は, 7.5.5 参照のこと。)

$f$ : 貫通ハットの支点間長さ (cm)  $B_0 = (h_0/hw) = 0 \sim 1$

$S$ : 貫通ハットのフレームスペース (cm)

$$A_\tau = \frac{P_n f S \overline{SF}_\tau}{\tau_F} = h_w \left\{ 2t_w + B_0 b_f \left( \frac{E_w}{E_G} \right) \right\} \quad (34)$$

$$h_w = \frac{P_n f S \overline{SF}_\tau}{2 \tau_F \left\{ t_w + \frac{B_0 b_f}{2} \left( \frac{E_w}{E_G} \right) \right\}} \quad (35)$$

Table 18.  $\overline{SF} \tau$  and  $P_n$ 

	船 底 部		船側甲板部
	一般航走	耐爆設計	
変断面	$7F_A$	$1.2 F_A$	$2.7 F_B$
単一材	15	2.5	6
$P_n$	$P_1$	$P_{x2}$	$P_2$ or $P_3$

## 7. 防撓ハット設計式 (縦方向部材設計)

一般ロンジの  $S$  は分担幅, ガータの  $S$  は分担幅の  $1/2$  とする。又, 一般ロンジの  $l$  は支点間長, ガータの  $l$  は  $l_L$  とする。

( $\varepsilon=0$  のとき  $l_0=l_L$  とする。)

$$l_L = (1.1l_0 / 1 + \varepsilon)$$

$$N_1 = (l / \delta)$$

但し, 非強力構造の  $\overline{SF}_L$ ,  $N_L$  は規定値の  $1/2$  とする。

## 7.1 ロンジ部材応力設計

$$Z_L = \frac{PSl^2}{C_n \left( \frac{\sigma_Y}{\overline{SF}_L} - \sigma_H \right)} \quad (36)$$

$$\overline{SF}_L = \frac{C_n Z_L \sigma_Y}{PSl^2 + C_n \sigma_H Z_L} \quad (37)$$

Table 19.  $\overline{SF}_L$  ( ) in case of minesweeper.

	( $L/20$ ) Trocoid	$Q=10^{-6}$	$Q=10^{-8}$
$\overline{SF}_L$	8 (6)	6 (4.5)	4 (3)

## 7.2 ロンジ部材撓み設計

$$I_L = \frac{PSl^3 N_1}{C_n E_L} \quad (38)$$

$$N_1 = \frac{C_n E_L I_L}{PSl^3} \quad (39)$$

片側支持, 片側固定はりの場合は  $C_1=8$ ,  $\sigma_Y=\sigma_c$

片側固定, 片側自由はりの場合は  $C_1=12$ ,  $\sigma_Y=\sigma_c$

両端支持はりの場合は  $C_1=8$ ,  $\sigma_Y=\sigma_T$

両端固定はりの場合は  $C_1=24$ ,  $\sigma_Y=\sigma_T$

Table 20.  $C_n$ 

	Uniform Load		Tapered Load	
	Moment	Deflection	Moment	Deflection
端末条件	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$
両端支持	8	76.8	$9\sqrt{3}$	153
上端固定下端支持	8	184.6	120/7	327
上端支持下端固定	8	184.6	15	419
両端固定	12	384	基部 20 先端部 30	764

Table 21.  $N_1$ 

	Combined System	Longi System	Transe System
BTM Longi	$52.5 \times 1.05 \epsilon L$	$5.2 L^{1.25} M_H^{0.36}$	桁 $60 \times 1.05^m L$
Side Longi	桁 $17 \times 1.05 \epsilon L$	$1.6 L^{1.25} M_H^{0.36}$	桁 $17 \times 1.05 \epsilon L$
Deck Longi	桁 $L^{1.12} M_H^{0.23} / P_3$	桁 $L^{1.12} M_H^{0.23} / P_3$ 一般 $2 L^{1.25} M_H^{0.36}$	桁 $L^{1.12} M_H^{0.23} / P_3$

7.3 ロンジ部材縦座屈設計<sup>5)</sup>

$A$ : 有効幅外板を含むハット断面積 ( $\text{cm}^2$ )

$A_w$ : ハットウェブの断面積 ( $\text{cm}^2$ )

$$I_L = \frac{A \sigma_{HC} \overline{SF}_B}{E_b} \left( \frac{l}{\pi} \right)^2 / \left\{ 1 - \left( \frac{A}{A_w} \right) \left( \frac{\sigma_{HC} \overline{SF}_B}{G} \right) \right\} \quad (40)$$

$$\overline{SF}_B = \frac{E_b I_L}{A \sigma_{HC}} \left( \frac{\pi}{l} \right)^2 / \left\{ 1 + \frac{E_b I_L}{G A_w} \left( \frac{\pi}{l} \right)^2 \right\} \quad (41)$$

$$\overline{SF}_B = 3$$

## 7.4 防撓ハット外板付きフランジ有効幅

但し, ハットフランジ断面積は  $(b_e \times t_w)$  とする。

$$b_e = f_0 \{ 1 + n/4(n+0.1/n+0.5) \} \quad (42)$$

$\{(M+R)n+M\}$  の FRP 平板の  $MR$  層数を  $n$  とする。

Table 22.  $f_0$ 

	$f_0$
(500~600 $M$ ) (800~900 $R$ )	5.0
(300~500 $M$ ) (400~600 $R$ )	3.5
Kevlar Hybrid Cloth	3.0

## 7.5 縦方向部材優先設計の特設横部材

$l_B$ : トランスメンバー支点間距離 (cm)

大形キール・スケアを持つかあるいは、船底傾斜が12度以上の場合キール・チェーン間、甲板の場合は、単材では支点間長、格子構造材では7.5.3(ア)項の  $b_0$  とする。

$x$ : 変断面設計の計算の基点よりの距離 (cm)

$x$  は  $l_B$  の設計上細い部材基点より太い部材の端の方向に測る。

$F_A$ : 船底部変断面係数

$F_B$ : 船側・甲板部変断面係数

$$F_A = \{1 + 2(x/l_B)\} \quad (43)$$

$$F_B = \{1.5 + (x/l_B)\} \quad (44)$$

非強力船殻構造部材の  $\overline{SF}_T$ ,  $N_1$  は規定値の 1/2 とする。

## 7.5.1 特設横部材の応力設計

$$Z_T = \frac{P b_w l_B^2 \overline{SF}_T}{C_1 \sigma_Y} \quad (45)$$

$$\overline{SF}_T = \frac{C_1 \sigma_Y Z_T}{P b_w l_B^2} \quad (46)$$

片側支持、片側固定はりの場合は  $C_1=8$ ,  $\sigma_Y=\sigma_C$

片側固定、片側自由はりの場合は  $C_1=12$ ,  $\sigma_Y=\sigma_C$

両端支持はりの場合は  $C_1=8$ ,  $\sigma_Y=\sigma_T$

両端固定はりの場合は  $C_1=24$ ,  $\sigma_Y=\sigma_T$

$C_1$  は Table 20,  $F_A$  は (43) 式,  $F_B$  は (44) 式による。

Table 23.  $\overline{SF}_T$ 

		$\overline{SF}_T$
船 底 部	変断面	$3.2 F_A C_E$
	単断面	$8 C_E$
船側甲板部	変断面	$2.3 F_B$
	単断面	5

$C_E = (E_K/E_G)^{0.22}$  Kevlar Floor 耐爆設計係数, その他は  $C_E=1$ ,  $P$  は (1) 式による。

## 7.5.2 特設横部材の撓み設計

$$I_{1T} = \frac{P b_w l_B^3 N_1}{C_2 E_t} \quad (47)$$

$$N_{1T} = \frac{C_2 E_t I_T}{P b_w l_B^3} \quad (48)$$

$C_2$  は Table 20,  $F_A$  は (43) 式,  $F_B$  は (44) 式による。

$C_F = (E_K/E_G)^{0.56}$  Kevlar Floor 耐爆設計係数, その他は  $C_F=1$ ,  $P$  は (1) 式による。

7.5.3 格子構造平板撓み式による特設横部材設計<sup>1)</sup>

(ア)  $b_0$  は船底の場合キール・チェーン間の  $50B_C$ , 甲板の場合  $100B$  とする。(cm)

(イ)  $N_2 = (b_0/\delta)$  撓み指数

(ウ)  $m=1$  あるいは  $n=1$  の場合,  $(m+1)=8/3$  又は  $(n+1)=8/3$  とする。

Table 24.  $N_{1T}$ 

System		Combined	Trans	Longi
船底部	変断面	$15.4 F_A L C_F$	$9 F_A L$	$4 F_A L$
	単一材	$37 L C_F$	$21 L$	$10 L$
船側部	変断面	$F_B/2 (L^{7.3}/D^{15.6})$	$13 F_B L$	$6 F_B L$
	単一材	$1.15 (L^{7.3}/D^{15.6})$	$28 L$	$13 L$
甲板部	変断面	$F_B/1.25 (B^{20}/L^{9.7})$	$6.8 F_B L$	$8 F_B L$
	単一材	$1.75 (B^{20}/L^{9.7})$	$15 L$	$18 L$
適用フレームスペース		$S_w \geq 3 \text{ m}, S_T \leq 1 \text{ m}$	$S_T \leq 1 \text{ m}$	$S_T \leq 2.5 \text{ m}$

(ニ) 甲板の場合, ロンジガータを $\zeta$ 列の横柱列で支持するとき,  $l$ は $l_L$ 又は支点間長のうち大なる値とする。

$$l_L = (1.1 l_0 / 1 + \zeta)$$

$$n = (n_0 - \zeta / 1 + \zeta)$$

$n_{\min} = 1$  又は支点間長内の  $n$  値。

(カ) 船底の場合  $l_L = l_0$   $n = n_0$ ,  $n_0$  は隔壁間特設肋板の全数。

(キ) (49) 式による  $I_T$  が負となる場合は, (47) 式による  $I_T$  にて (50) 式による  $N_{2T}$  値を求める。

(ク) 船底設計は片玄計算, 甲板設計は  $b_0$  と  $l_L$  又は支点間長の内大なる値との計算による。

(コ) 非強力船殻構造の  $N_{2T}$  は規程値の  $1/2$  とする。

$$I_{2T} = \left\{ \frac{P b_0^3 l_L N_{2T}}{C_5 E_t (n+1) \pi^4} - I_L \left( \frac{m+1}{n+1} \right) \left( \frac{b_0}{l_L} \right)^3 \right\} \quad (49)$$

$$N_{2T} = \frac{C_5 E_t l_L (m+1)}{P} \left( \frac{\pi}{l_L} \right)^4 \left\{ 1 + \frac{I_T}{I_L} \left( \frac{n+1}{m+1} \right) \left( \frac{l_L}{b_0} \right)^3 \right\} \quad (50)$$

Table 25.  $N_{2T}$  and  $C_5$ 

System		$N_{2T}$			$C_5$
		Combined	Transverse	Longitudinal	
船底	変断面	$27 L F_A C_F$	$11 L F_A$	$5 L F_A$	四辺固定 3
	単一材	$6.5 L C_F$	$26 L$	$12 L$	
船側	変断面			$5.5 L F_B$	固定支持の平均 1.8
	単一材			$12 L$	
甲板	変断面	$F_B/2 (B^{33}/L^{16.6})$	$6.5 L F_B$	$5.5 L F_B$	
	単一材	$1.07 (B^{33}/L^{16.6})$	$14 L$	$11 L$	

$C_F$  は Table 24,  $F_A$  は (43) 式,  $F_B$  は (44) 式による。

#### 7.5.4 格子構造防撓平板の縦座屈設計<sup>1)</sup>

$m$ :  $b$  内のロンジの本数 (両玄)

$n$ :  $l_L$  内のトランス部材の本数

$m=1$  又は  $n=1$  の場合は  $(m+1)$  と  $(n+1)$  は  $(8/3)$  とする。

$I_{3L}$  又は  $I_{3T}$  が負の場合は  $\overline{SF}_B$  のみ計算する。

$$I_{3L} = I_T \left( \frac{n+1}{m+1} \right) \left( \frac{l_L}{b_0} \right)^3 \left\{ \frac{b_0^4 t_P \sigma_{HC} \overline{SF}_B}{C_l \pi^2 E_b l_L I_T (n+1)} - K_l \right\} \quad (51)$$

$$I_{3T} = \frac{I_L}{K_l} \left( \frac{m+1}{n+1} \right) \left( \frac{b_0}{l_L} \right)^3 \left\{ \frac{b_0 t_P \sigma_{HC} \overline{SF}_B}{C_l E_b I_L (m+1)} \left( \frac{l_L}{\pi} \right)^2 - 1 \right\} \quad (52)$$

$$\overline{SF}_B = \frac{C_l E_b I_T (n+1) l_L \pi^2}{t_P \sigma_{HC} b_0^4} \left\{ \frac{I_L}{I_T} \left( \frac{m+1}{n+1} \right) \left( \frac{b_0}{l_L} \right)^3 + K_l \right\} \quad (53)$$

Table 26.  $\overline{SF}_B$

	$L/20$ Trochoid	$Q=10^{-6}$	$Q=10^{-8}$
$\overline{SF}_B$	4	2.5	2
船底構造 (52) 式による。 $(F_A L^{21.5} / b_3^{2.84} I_L^{5.13})$			

$K_l$ ,  $C_l$  は Table 17 による。

7.5.5 ウェブ貫通を受けるハットの残存ウェブの剪断設計 (木芯材を含む)

$f$ : 貫通するハットの支点間長 (cm)

$F_A$ : (43) 式に示す変断面係数

$s$ : 貫通するハットのフレームスペース (cm)

$F_B$ : (44) 式に示す変断面係数

(34) 式から,

$$A_\tau = \frac{P_n f S \overline{SF}_\tau}{\tau_F} = h_w \left\{ 2t_w + B_0 b_f \left( \frac{E_w}{E_F b} \right) \right\}$$

被貫通材ウェブ残存高さ

$B_0$ : 設計者のセットする木芯材高さ比。  $B_0 = (h_0 / h_w) \leq 1$

$h_0$ : ハット木芯材高さ。 (cm)

(35) 式から,

$$h_w = \frac{A_\tau}{2 \left\{ t_w + \frac{B_0 b_f}{2} \left( \frac{E_w}{E_G} \right) \right\}}$$

第2 ロンジ支点フロア設計による  $I_{w2}$ ,  $h_{w2}$  が定まった場合の近似式。

$$h_{wx} = H_{w2} (I_{wx} / I_{w2})^{1.5} \quad (54)$$

$H_{w0}$ : 被貫通材ウェブ全高さ

$$H_{w0} = (H_T + h_{wx}) \quad (55)$$

Table 27.  $\overline{SF}_\tau$  and  $P_n$

	船 底 部		船側甲板部
	一般航洋	耐爆設計	
変 断 面	$7 F_A$	$1.2 F_A$	$2.25 F_B$
単 一 材	15	2.5	5
$P_n$	$P_1$	$P_{X2}$	$P_2$ or $P_3$



7.6 Plate Theory によるロンジハット防撓材の設計<sup>12)</sup>

## 7.6.1 外板付きハットフランジの白化剝離対策設計

$P_d \lambda / E_b (a/t_p)^4$  より Fig. 36 を用いて外板曲げ応力係数  $K_0$  を求める。

$P_d = P_1 L_d$  で水中爆発の場合は,  $P_x L_d$  と読み換える。 $L_d$  は Table 29 に示す。

$$t_w = t_p \sqrt{K_0 K_1 \left( \frac{t_p}{a} \right)^2 \overline{SF}_w - 1} \quad (56)$$

$$\overline{SF}_w = \frac{1}{K_0 K_1 \left( \frac{a}{t_p} \right)^2} \left\{ 1 + \left( \frac{t_w}{t_p} \right)^2 \right\} \quad (57)$$

$$K_1 = \left( \frac{E_t}{\lambda \Gamma \varphi \sigma_T} \right) \doteq \frac{62.3}{\varphi} \quad (\text{MR-FRP}) \quad (58)$$

$\Gamma = 1.5$ ,  $\varphi$  は Table 28 に示す。

$\overline{SF}_w$  は Table 30 による。

Table 28.  $\phi$ 

	発泡芯, 航走時	(発泡芯, 水中爆発) (木芯, 航走時)	木芯, 水中爆発
$\phi$	0.667	0.467	0.327

## 7.6.2 ハットウェブ剪断座屈対策設計

$$t_w = \frac{\sqrt[3]{P_n L_d H_w S I \overline{SF}_\tau}}{K_2} \quad (59)$$

$$\overline{SF}_\tau = \frac{(t_w K_2)^3}{P_n L_d H_w S I} \quad (60)$$

$$K_2 = \sqrt[3]{\frac{Z C_a E_b C_T}{3 \lambda}} \doteq 100 \sqrt[3]{C_T} = 126 \quad (\text{MR-FRP}) \quad (61)$$

$C_T$  は Table 31,  $L_d$  は Table 29 による。

水中爆発の場合は  $P_n = P_{x2}$ ,  $\overline{SF}_\tau = \overline{SF}_{\tau x}$  と読み換える。

$C_3 \doteq 1.2$ ,  $\overline{SF}_\tau$  は Table 30,  $P_n$  は (1) 式に示す。 $P_{x2}$  は (167) 式による。

Table 29.  $L_d$ 

	航 走 時	水中爆発時
$L_d$	1.0	13 章による

## 7.6.3 ハットクラウン曲げ座屈対策設計

$$t_f = \left( \frac{b_f l}{K_3} \right) \sqrt{\frac{\overline{SF}_B \left( \frac{P_n L_d S}{Z} + \frac{12 \sigma_{Hcd}}{l^2} \right)}{C_f}} \quad (62)$$

$$\overline{SF}_B = \left( \frac{t_f K_3}{b_f l} \right)^2 \left\{ \frac{C_f}{\left( \frac{P_n L_d S}{Z} \right) + \left( \frac{12 \sigma_{Hcd}}{l^2} \right)} \right\} \quad (63)$$

$$K_3 = \pi \sqrt{\frac{1.1 E_t \left( 3 + 2\mu + 4\lambda \frac{G}{E_t} \right)}{\lambda C_f}} \doteq \frac{2422}{\sqrt{C_f}} \doteq 2422 \quad (\text{MR-FRP}) \quad (64)$$

水中爆発の場合は,  $t_f$  は  $t_{fx}$ ,  $\overline{SF}_B$  は  $\overline{SF}_{BX}$ ,  $P_1$  は  $P_{X2}$  と読み換える。  
 $\overline{SF}_B$  は Table 30,  $P_1$  は (1) 式,  $P_{X2}$  は (167) 式,  $L_d$  は Table 29,  $C_f$  は Table 31 による。

Table 30.  $\overline{SF}_B$  etc.

フランジ白化剝離応力安全率 $\overline{SF}_w, \overline{SF}_{wx}$	設計値 1.5 許容値 1.2 白 化 $1.1 \geq \overline{SF}_w > 1.0$ 剝 離 $1.0 \geq \overline{SF}_w$
ウェブ剪断座屈応力安全率 $SF_\tau, SF_{\tau x}$	設計値 1.5 許容値 1.2
クラウン曲げ座屈応力安全率 $\overline{SF}_B, \overline{SF}_{BX}$	設計値 1.5 許容値 1.2

Table 31.  $C_T$  and  $C_f$ 

	両端固定, 両端支持	固定～支持	固定～自由
$C_T$	2	8/5	1
	両端固定	固定～支持, 両端支持	固定～自由
$C_f$	1	1.5	6

(但し, 連続ロジンは両端固定)

## 8. ハット防撓材寸法設計手法

### 8.1 1段ハット設計手法

(1)  $I_{Rea} Z_{Rea}$  を算出し, Fig. 27～Fig. 32 を用いて, 共に同一の  $H_w$  についてのハット寸法  $H_w, t_f, A_f$ , を読み取り, その大なる方を採用する。〔大寸法フロア等の被貫通材の設計は, 7.5.5 項の交点部  $h_{w2}$  を定めて設計を進める方式による。〕

(2) 設計した,  $H_w, t_f, A_f$  と設計者がセットする  $b_f$  を用いて,  $t_{fc}$  を (65) 式により算定し, ガラス構成により,  $t_{fd}$  を決定する。

$$t_{fc} = \left\{ \frac{t_f + 12 \left( \frac{A_f}{H_w} \right)}{1 + 12 \left( \frac{b_f}{H_w} \right)} \right\} \quad (\text{cm}) \quad (65)$$

(3) 他材により, ウェブを貫通される被貫通ハットでは,  $H_w, h_T$  と (65) 式による  $t_{fc}$  を用いて残存ウェブ板厚  $t_{wc}$  を (66) 式により求め, ガラス構成により  $t_{wa}$  を定める。〔大寸法フロアでは, 7.5.5 項の (34), (35), (53), (54) 式の方式による。〕

$$t_{wc} = t_{fc} \left( \frac{H_w}{H_w - h_T} \right) \leq 2 t_{fc} \quad (\text{cm}) \quad (66)$$

(4) 選定した  $t_{fd}$  のガラス構成の  $n_1$  に対して,  $t_{wa}$  の  $n_2$  を求める。大寸法ハットでは,  $t_{fd}$  の  $n_1$  が偶数の場合は  $n_2 = (n_1/2)$  とし,  $n_1$  が奇数の場合には  $n_2 = (n_1 - 1/2) + 1$  とする。被貫通ハットでは,  $t_{wa} = t_{fd}$  とする事が多い。

(5) 外板有効幅  $b_P$  は

$$b_P = (40t_P + b_2) \quad (67)$$

貫通されない一般連続ハットの外板付きフランジは強度メンバーとして (42) 式により, 有効幅  $b_e$  を与えられる。

(6) 以上のハット寸法により,  $I/Y$  計算を行って,  $I_c, L_c, A_{wc}$  を求める。これは,  $I_{Req}, Z_{Req}, A_{wT}$  をクリアしなければならない。その差が大なる場合は,

$$H_{wd} = H_w \sqrt[3]{\frac{I_{Req}}{I_c}} \quad (68)$$

又は,

$$H_{wd} = H_w \sqrt{\frac{Z_{Req}}{Z_c}} \quad (69)$$

を用いて, ウェブ高さを変更し  $I_d, Z_d, A_{wd}$  を再計算をして決定する。

(7) 被貫通ハットの場合等, 差の大なる時は,  $t_{wd} = t_{fd}$  とする他  $b_f$  を (70) 式により  $b_{fd}$  に変更する。大きく不足する場合には (7.5.5) 項による木芯材を挿入する。以上により, 良好なる一段ハットが設計できる。ここで, 5.6 項により検証する事を要す。

$$b_{fd} = b_f \left( \frac{I_{Req}}{I_c} \right)^{1.22}$$

又は

$$b_{fd} = b_f \left( \frac{Z_{Req}}{Z_c} \right)^{2.04} \quad (70)$$

## 8.2 2 段ハットの設計手法

大形の 2 段ハットは主として撓み設計に支配されるので,  $I_{Req}$  について, 内ハットを 1, 外ハットを 2 の符号にて表示して設計を行う。

$$I_1 \doteq 0.2 I_{Req} \quad (71)$$

$$I_2 = I_{Req} - I_1 \quad (72)$$

但し,  $H_{w1}, H_{w2}$  は, エンジンベッド取付け等による制限で,  $I_{Req}$  に基づき採定される。 $I_1$  には  $b_e$  を算入せず,  $I$  の合計で算入する。 $I_2$  についても  $I_1$  と同様 Fig. 30~Fig. 32 を用いた (65) 式の方式により寸法を定める。ここで, 1 段ハット  $b_{f1}$  は, 先に決定した  $b_2, b_{f2}$  より次式にて算出される。

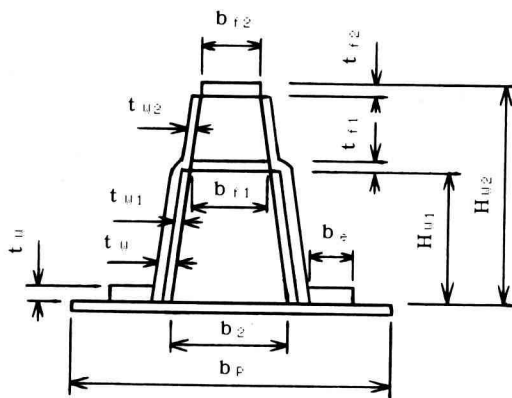


Fig. 2.

$$b_{f1} = \left\{ (b_2 - b_{f2}) \left( \frac{H_{w1}}{H_{w2}} \right) + b_{f2} \right\} \quad (73)$$

主機台下の大スパンロンジは、一般スパン用の  $I_{Req}$  については、上図の (ア) の木芯材挿入によって設計する。 $I$  の TOTAL 計算用のフランジ幅  $b_e$  は  $(t_{w1} + t_{w2}) = t_w$  について (42) 式により求める。

以上の内外ハット寸法に基づき底外板上面を仮定中立軸として  $I/Y$  計算を行い、 $I_{Req}$ ,  $Z_{Req}$  を満足する事を確認する。

6.3 Keelson と Skeg の一体ハット設計手法設計上 Skeg を 1, Keelson を 2 の付号で示す。Base line を仮定中立軸として断面積を  $A_1$ ,  $A_2$  のその中立軸の Base line よりの高さを  $e_1$ ,  $e_2$  とする。

$I_{Req}$  は (38) 式, 設計値  $I_d$  は (74) 式による。

$$I_d = I_1 + I_2 + \frac{A_1 A_2 (e_1 + e_2)^2}{A_1 + A_2} \geq I_{Req} \quad (74)$$

$I_1$  は Lines 等による外形寸法と、底外板設計による板厚等を用いて Skeg を決める。

Skeg のみの Base line による  $I/Y$  計算を行って ( $I_1$ ,  $A_1$ ,  $e_1$ ) が求められる。Keelson の  $I_2$  は直接計算が出来ないので近似式によって求める。 $I_2$  の寸法計算用の  $I_{20}$  を (75) 式により算出する。

$$I_{20} = (I_{Req} / 1.35) - I_1 \quad (75)$$

8.1 項の手法により、 $I_{20}$  を求め、 $I/Y$  計算を行って ( $I_2$ ,  $A_2$ ,  $e_2$ ) を求める。

( $I_{20} > I_2$  でも可とする。)

(74) 式によって  $I_d$  を算出し、 $I_{Req}$  をクリアする事を確認する。

一体防撓材としての Base line 上方の新中立軸の高さは次式による。

$$\epsilon_0 = \left( \frac{A_2 e_2 - A_1 e_1}{A_1 + A_2} \right) \quad (76)$$

$\epsilon_0$  により、上下レバーを算出して、 $I_d$  より  $Z_d$  を求める。

## 9. 支柱設計

$w_P$ : 支柱荷重,  $w_P = P_3 a_P b_P$  (kgf)

$\overline{SF}_P$ : 座屈安全率,  $\overline{SF} = 2$

設計支柱の直上甲板に支柱がある場合は、その支持荷重の 90% が設計支柱に加算される。水中爆発を受ける最下層支柱用の合計甲板水圧は  $\Sigma P_3 \geq 0.154$  (kgf/cm<sup>2</sup>) とする。

### 9.1 耐食アルミ合金パイプ支柱

NP56-0,  $E = 7.2 \times 10^5$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

$\sigma_Y = 1620$  (kgf/cm<sup>2</sup>),  $\sigma_P = 1400$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

#### (1) 弾性座屈域設計

$$\begin{aligned} t_1 &> w_P / 87.3l \\ (d_0 - t_1) &< l / 25.17 \\ \overline{SF}_1 &= \frac{9 \times 10^4 t_1 \{ \pi (d_0 - t_1) \}^3}{W_P l^2} \geq 2 \\ \sigma_{cr} &= 9 \times 10^4 \left\{ \frac{\pi (d_0 - t_1)^2}{l} \right\} \leq 1400 \quad (\text{kgf/cm}^2) \\ 25t_1 &> d_0 \end{aligned}$$

## (2) 塑性座屈域設計

$$\begin{aligned}
 (d_0 - t_2) &< l/25.17 \\
 \overline{SF}_2 &= \frac{5089t_2}{W_P} \left\{ (d_0 - t_2) - \frac{1}{4672} \times \frac{l^2}{(d_0 - t_2)} \right\} \geq 2 \\
 \sigma_{cr} &= \frac{W_P \overline{SF}_2}{\pi t_2 (d_0 - t_2)} \geq 1400 \quad (\text{Kgf/cm}^2) \\
 25t_2 &> d_0
 \end{aligned}$$

## 9.2 配管用ステンレス鋼管支柱

SUS-309TP  $E=2.1 \times 10^6$  (kgf/cm<sup>2</sup>) $\sigma_Y=2100$  (kgf/cm<sup>2</sup>),  $\sigma_P=1596$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

## (1) 弾性座屈域設計

$$\begin{aligned}
 t_3 &> w_P/62l, (d_0 - t_3) < l/40.3 \\
 \overline{SF}_3 &= \frac{2.1 \times 10^6 t_3 \{ \pi (d_0 - t_3) \}^3}{8 W_P l^2} \geq 2 \\
 \sigma_{cr} &= \frac{2.1 \times 10^6}{8} \left\{ \frac{\pi (d_0 - t_3)}{l} \right\}^2 \leq 1590 \quad (\text{Kgf/cm}^2) \\
 40t_3 &> d_0
 \end{aligned}$$

## (2) 塑性座屈域設計

$$\begin{aligned}
 (d_0 - t_4) &> l/40.3 \\
 \overline{SF}_4 &= \frac{6597t_4}{W_P} \left\{ (d_0 - t_4) - \frac{1}{6709} \times \frac{l^2}{(d_0 - t_4)} \right\} \geq 2 \\
 \sigma_{cr} &= \frac{W_P \overline{SF}_4}{\pi t_4 (d_0 - t_4)} \geq 1590 \quad (\text{Kgf/cm}^2) \\
 40t_4 &> d_0
 \end{aligned}$$

9.3 パイプ支柱設計用一般式<sup>1)</sup> ( $n_P=1$ )

## (1) 弾性座屈域設計

$$t_n > \frac{W_P \overline{SF}_P}{n_P l} \sqrt{\frac{E_b}{8\sigma_P^3}} \quad (77)$$

$$(d_0 - t_n) < \frac{n_P l}{\pi} \sqrt{\frac{8\sigma_P}{E_b}} \quad (78)$$

$$\overline{SF}_n = \frac{\pi^3 E_b t_n (d_0 - t_n)^3}{8 W_P (n_P l)^2} \geq \overline{SF}_P \quad (79)$$

$$\sigma_{cr} = \left\{ \frac{\pi (d_0 - t_n)}{n_P l} \right\}^2 \frac{E_b}{8} \leq \sigma_P \quad (80)$$

鋼管:  $40t_n > d_0$ , アルミ管:  $25t_n > d_0$  $\overline{SF}_P=2$ 

## (2) 塑性座屈域設計

$$(d_0 - t_n) > \frac{n_P l}{\pi} \sqrt{\frac{8\sigma_P}{E_b}} \quad (81)$$

$$\overline{SF}_n = \frac{\pi \sigma_Y t_n (d_0 - t_n)}{W_P} \times \left\{ 1 - \frac{8(\sigma_Y - \sigma_P)}{\pi^2 E_b} \left( \frac{\sigma_P}{\sigma_Y} \right) \left( \frac{n_P l}{d_0 - t_n} \right)^2 \right\} \geq \overline{SF}_P \quad (82)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{W_P \overline{SF}_n}{\pi t_n (d_0 - t_n)} \geq \sigma_P \quad (83)$$

鋼管:  $40t_n > d_0$ , アルミ管:  $25t_n > d_0$

$$\overline{SF}_P = 2$$

#### 9.4 米松集成材支柱 (正方形断面)

米松集成材  $E_b = 1.35 \times 10^5$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

$$\sigma_P = 2530 \text{ Psi} = 178 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

$$\sigma_Y = 3350 \text{ Psi} = 236 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

$$\overline{SF}_P = 5 \text{ (短期荷重)}, n_P = 1$$

##### (1) 弾性座屈域設計

$$b = \frac{\sqrt[4]{W_P l^2 \overline{SF}_P}}{18.25} \text{ (cm)}$$

$$\overline{SF}_n = \frac{1.11 \times 10^5 \left(\frac{b^2}{l}\right)^2}{W_P} \geq \overline{SF}_P$$

$$\sigma_{cr} = \frac{W_P \overline{SF}_n}{b^2} < 178 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

##### (2) 塑性座屈域設計

$$b = \frac{\sqrt{W_P \overline{SF}_P}}{13.34} \text{ (cm)}$$

$$\overline{SF}_n = 178 \left(\frac{b^2}{W_P}\right) \geq \overline{SF}_P$$

$$\sigma_{cr} = 236 \left\{ 1 - \frac{1}{2538} \left(\frac{l}{b}\right)^2 \right\} \geq 178 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}$$

支柱荷重:  $W_P = P_3 a_P b_P$  (kgf)

設計では, (1) 及び (2) の  $b$ ,  $\overline{SF}$ ,  $\sigma_{cr}$  を総て計算し, そのモードに於ける適応性を  $\sigma_{cr} \geq \sigma_P$  によって確認する。

#### 9.5 木製正方形断面支柱一般式

$$(n_P = 1.0)$$

##### (1) 弾性座屈域設計

$$b = \sqrt[4]{\frac{12 W_P \overline{SF}_P}{E_b} \left(\frac{n_P l}{\pi}\right)^2} \quad (84)$$

$$\overline{SF}_n = \frac{E_b b^4}{12 W_P} \left(\frac{\pi}{n_P l}\right)^2 \geq \overline{SF}_P \quad (85)$$

$$\sigma_{cr} = \frac{W_P \overline{SF}_n}{b^2} = \frac{E_b}{12} \left(\frac{b \pi}{l n_P}\right)^2 \leq \sigma_P \quad (86)$$

##### (2) 塑性座屈域設計

$$b = \sqrt{\frac{W_P \overline{SF}_P}{\left(\frac{\sigma_y}{2}\right) + \sqrt{\left(\frac{\sigma_y}{2}\right)^2 - (\sigma_y - \sigma_P) \sigma_P}}} \quad (87)$$

$$\overline{SF}_n = \frac{b^2}{W_P} \left\{ \left(\frac{\sigma_y}{2}\right) + \sqrt{\left(\frac{\sigma_y}{2}\right)^2 - (\sigma_y - \sigma_P) \sigma_P} \right\} \geq \overline{SF}_P \quad (88)$$

$$\sigma_{cr} = \sigma_y - \frac{12(\sigma_y - \sigma_P)\sigma_P}{E_b} \left( \frac{n_P l}{\pi b} \right)^2 \geq \sigma_P \quad (89)$$

## 10. 肘板設計<sup>7)</sup>

$A_n$ : 肘板有効断面積 (cm<sup>2</sup>)

$t_f$ : 肘板斜クラウン板厚 (cm)

$b_f$ : 肘板斜クラウン板幅 (cm)

$t_w$ : 肘板ウェブ板厚 (cm)

$f_n$ : 肘板脚長 (cm)

$\sigma_Y$ :  $\sigma_T$ ,  $\sigma_C$  の小なる値 (kgf/cm<sup>2</sup>)

$M_N$ :  $M_n$  と  $M_L$  或は  $M_n$  と  $M_T$  の内大なる値 (kgf・cm)

$M_n$ : 肘板支持点モーメント (kgf・cm)

$M_1$ : 上部肘板モーメント (kgf・cm)

$M_2$ : チャイン部肘板モーメント (kgf・cm)

$M_L$ : ロンジ材の肘板部モーメント (kgf・cm)

$M_T$ : トランス材の肘板部モーメント (kgf・cm)

$R_n$ : 支点反力 (kgf)

$R_1$ : 上部支点反力 (kgf)

$R_2$ : 下部支点反力 (kgf)

$R_3$ : 水平防撓材支点反力 (kgf)

$$A_n = t_f b_f + 30 t_w^2 \quad (89)$$

$$A_n = \frac{M_N \overline{SF}}{\sigma_Y f_n \cos 45^\circ} = \frac{1.414 M_N \overline{SF}}{\sigma_Y f_n} \quad (90)$$

$$\overline{SF} = \frac{\sigma_Y A_n f_n \cos 45^\circ}{M_N} = 0.707 \frac{\sigma_Y A_n f_n}{M_N} \quad (91)$$

$$f_n = \frac{1.414 M_N \overline{SF}}{\sigma_Y (30 t_w^2 + t_f b_f)} \quad (92)$$

### 10.1 等分布荷重を受けるロンジ部材の曲げモーメント値

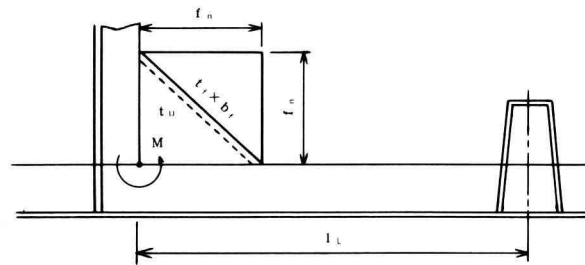


Fig. 3.

$$M_L = \frac{P_n b_L l_L^2}{12} \quad (93)$$

$SF=12$ , 横肋骨構造のロンジ部材の  $b_L$  は, 分担幅の 1/2 とする。

10.2 上下ロンジを受ける横隔壁防撓材肘板 ( $l > h$  の場合)

$$h = (100D_d - g - 10)$$

$$W_2 = 1.025hb_s / 1000$$

$$R_1 = \frac{W_2}{20} \left( \frac{h}{l} \right)^3 (3l + 2J)$$

$$M_1 = \frac{W_2 h^3}{60l^2} (2l + 3J)$$

$$M_2 = \frac{W_2 h^2}{6} + M_1 - R_1 l$$

$\overline{SF} = 12$ ,  $M_{L1}$ ,  $M_{L2}$  は (92) 式による。

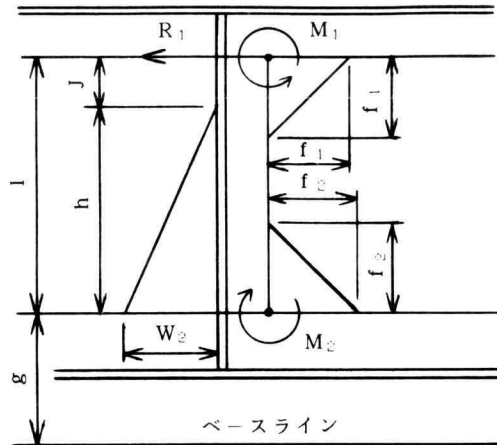


Fig. 4.

10.3 上下ロンジを受ける横隔壁防撓材肘板 ( $h > l$  の場合)

$$h = (100D_d - g - 10)$$

$$W_1 = 1.025(h - l)b_s / 1000$$

$$W_2 = 1.025b_s / 1000$$

$$M_1 = \frac{l^2}{60} (5W_1 + 2W_2)$$

$$M_2 = \frac{l^2}{60} (5W_1 + 3W_2)$$

$\overline{SF} = 12$ ,  $M_{L1}$ ,  $M_{L2}$  は (92) 式による。

10.4 船底ロンジのみを支持する横隔壁防撓材肘板 ( $l > h$  の場合)

$$h = (100D_d - g - 10)$$

$$W_2 = 1.025hb_s / 1000$$

$$R_1 = \frac{W_2}{40} \left( \frac{h}{l} \right)^3 (5l - h)$$

$$M_2 = \frac{W_2 h^2}{6} - R_1 l = \frac{W_2 h^2}{120} \left\{ 20 - \frac{3h(5l - h)}{l^2} \right\}$$

$\overline{SF} = 12$ ,  $M_{L2}$  は (92) 式による。





10.6 上下ロンジを受ける水平防撓材付き横隔壁防撓材肘板 ( $h > l$  の場合)

$$h = (100D_a - g - 10)$$

$$W_1 = 1.025(h - l)b_s / 1000$$

$$W_2 = 1.025lb_s / 1000$$

$$R_1 = \frac{W_2}{40ll_1} \{5l_1^3 - l_2^3 + (l_1 - l_2)^3\}$$

$$R_3 = \frac{W_2 l^2}{40l_1 l_2} (2l + l_1)$$

$$M_1 = \frac{W_1 l}{24} (3l_1 - l) + \frac{R_1 l_1}{3} - \frac{W_2 l_1^3}{60l}$$

$$M_2 = \frac{W_1 l}{8} (l_2 - l_1) + \frac{W_2 l^2}{6} - R_1 l - R_3 l_2 + M_1$$

$\overline{SF} = 12$ ,  $M_{L1}$ ,  $M_{L2}$  は (92) 式による。

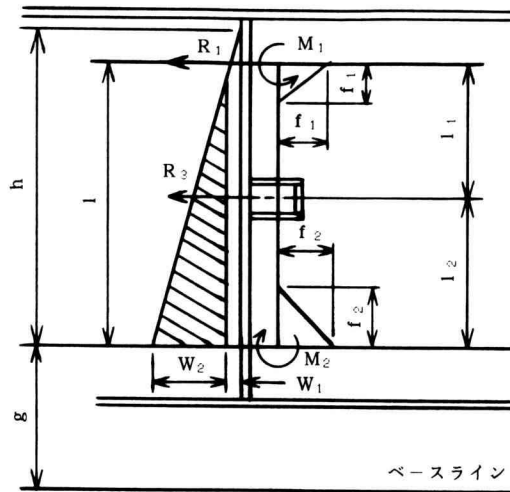


Fig. 8.

10.7 船底ロンジを支持する水平防撓材付き横隔壁防撓材肘板 ( $h > l$  の場合)

$$h = (100D_a - g - 10)$$

$$W_1 = 1.025Jb_s / 1000$$

$$W_2 = 1.025lb_s / 1000$$

$$R_1 = \frac{W_2}{20ll_1 l_2 (3l + l_1)} \{3l(l^4 - l_1^4) - l_2(5l^4 - l_1^4)\}$$

$$R_3 = \frac{W_2(5l^4 - l_1^4)}{60ll_2^2} - \frac{(3l^2 - l_1^2)}{3l_2^2} R_1$$

$$M_2 = \frac{W_1 l}{24} (3l_2 - l) + \frac{W_2 l^2}{6} - R_1 l - R_3 l_2$$

$\overline{SF} = 12$ ,  $M_{L2}$  は (92) 式による。

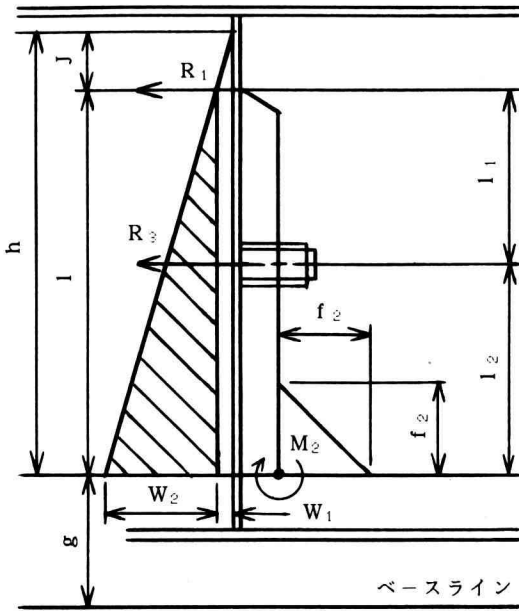


Fig. 9.

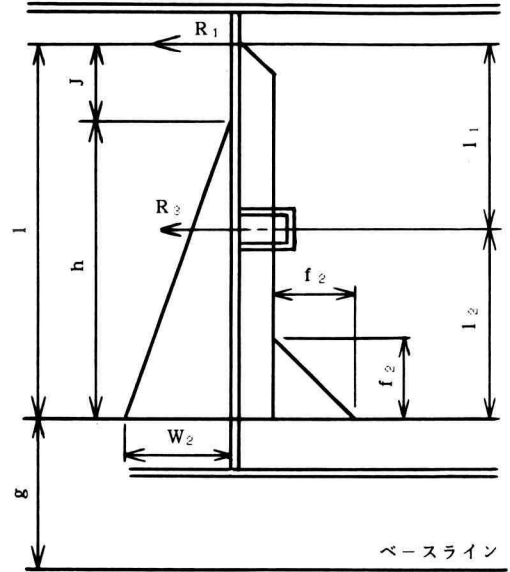


Fig. 10.

10.8 船底ロンジを支持する水平防撓材付き横隔壁防撓材肘板 ( $l > h$  の場合)

$$\begin{aligned}
 h &= (100D_a - g - 10) \\
 W_2 &= 1.025hb_{s1}/1000 \\
 R_1 &= \frac{W_2}{20l_1l_2(4l-l_2)} \left[ h^3 \{ 3(l_1-J) - 2l_2 \} - \frac{(l_1-J)^2(3l-l_2)}{l_1h} \right] \\
 R_3 &= \frac{W_2h^3}{12l_2^2} - W_2 \left( \frac{h}{l_2} \right)^3 \frac{ \{ 3(l_1-J) - 2l_2 \} (3l^2 - l_1^2) }{60l_1(4l-l_2)} + \frac{W_2(l_1-J)^5}{10l_1^2h(4l-l_2)} \left( \frac{l}{l_2} \right)^3 \\
 M_2 &= \frac{W_2h^2}{6} - R_1l - R_3l_2 \\
 \overline{SF} &= 12, M_{L2} \text{ は (92) 式による。}
 \end{aligned}$$

10.9 横肋骨上下肘板 ( $l > h$  の場合)

$$\begin{aligned}
 h &= (100d + 2.5L - g) \\
 W_2 &= 1.025hb_{s1}/1000 \\
 R_1 &= \frac{W_2}{20} \left( \frac{h}{l} \right)^3 (3l + 2J) \\
 M_1 &= \frac{W_2h^3}{60l^2} (2l + 3J) \\
 M_2 &= \frac{W_2h^2}{6} + M_1 - R_1l \\
 M_{T1} &= \frac{P_3b_{s1}l_{T1}^2}{12} \\
 M_{T2} &= \frac{P_1b_{s2}l_{T2}^2}{12}
 \end{aligned}$$

特設横肋骨の場合、分担幅  $b_s$  は横肋骨心距の 1.5 倍とする。 $\overline{SF} = 12$

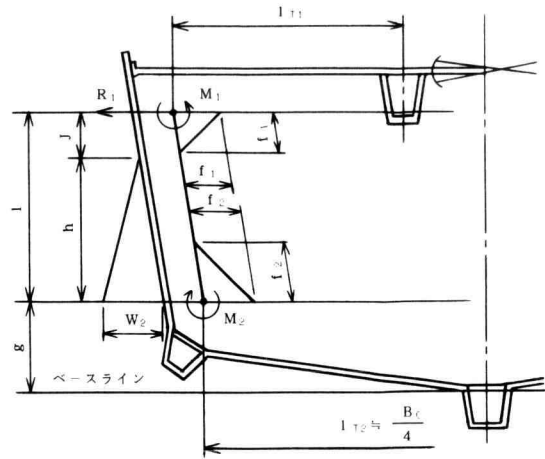


Fig. 11.

10.10 横肋骨上下肘板 ( $h > l$  の場合)

$$h = (100d + 2.5L - g)$$

$$W_1 = 1.025Jb_{s1}/1000$$

$$W_2 = 1.025lb_{s1}/1000$$

$$M_1 = \frac{l^2}{60} (5W_1 + 2W_2)$$

$$M_2 = \frac{l^2}{60} (5W_1 + 3W_2)$$

$$M_{T1} = \frac{P_3b_{s1}l_{T1}^2}{12}$$

$$M_{T2} = \frac{P_1b_{s2}l_{T2}^2}{12}$$

特設横肋骨の場合，分担幅  $b_s$  は横肋骨心距の 1.5 倍とする。 $\overline{SF} = 12$

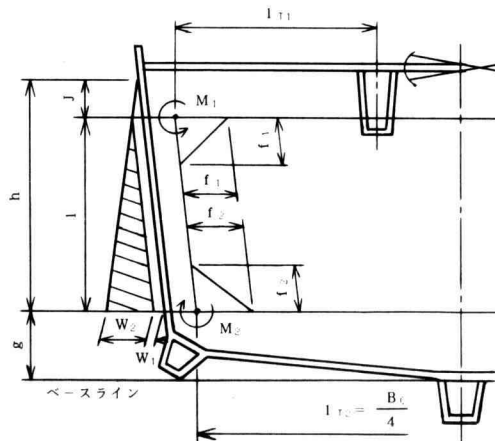


Fig. 12.

10.11 チャインスニップ横肋骨部の梁肘板 ( $l > h$  の場合)

$$\begin{aligned}
 h &= (100d + 2.5L - g) \\
 W_2 &= 1.025hb_s / 1000 \\
 R_1 &= \left[ \frac{W_2}{40hl^3} (l^5 - J^5) - \frac{W_2}{8hl^2} (l^4 - J^4) + \frac{3W_2l}{8} \right] \\
 M_1 &= \frac{W_2h}{6} (2l + J) - R_1l \\
 M_{T1} &= \frac{P_3bsl_{T1}^2}{12} \quad \overline{SF} = 12
 \end{aligned}$$

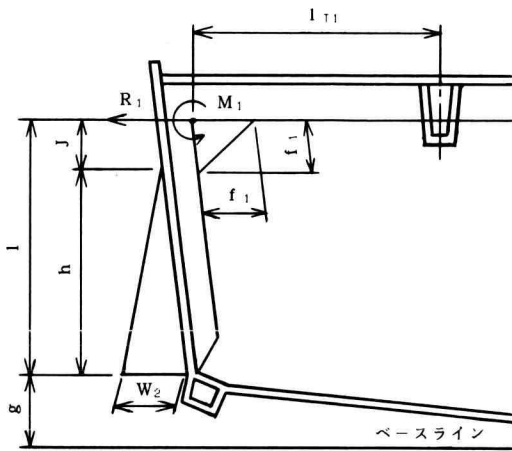


Fig. 13.

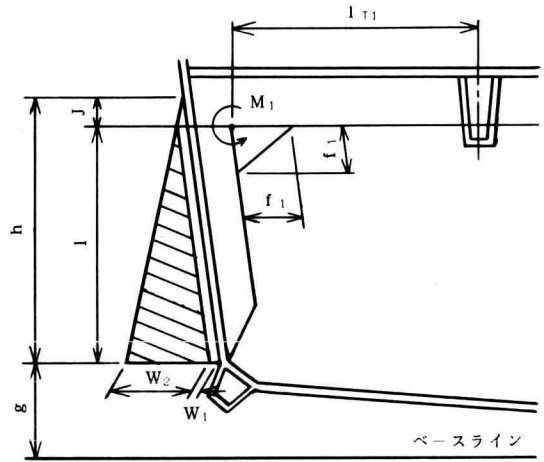


Fig. 14.

 10.12 チャインスニップ横肋骨部の梁肘板 ( $h > l$  の場合)

$$\begin{aligned}
 h &= (100d + 2.5L - g) \\
 W_1 &= 1.025Jb_s / 1000 \\
 W_2 &= 1.025lb_s / 1000 \\
 M_1 &= \frac{l^2}{120} (15W_1 + 7W_2) \\
 M_{T1} &= \frac{P_3bsl_{T1}^2}{12} \quad \overline{SF} = 12
 \end{aligned}$$

## 10.13 チャインスニップ船首部横肋骨の梁肘板 (船の最上層甲板前部 0.2L の間) (甲板上 50 cm のブルーウォーターを考慮)

$$\begin{aligned}
 J &= (100D_d + 50 - g - l) \\
 W_1 &= 1.025Jb_s / 1000 \\
 W_2 &= 1.025lb_s / 1000 \\
 M_1 &= \frac{l^2}{120} (15W_1 + 7W_2) \\
 M_{T1} &= \frac{bsl_{T1}^2}{12} P_{DK} \quad \overline{SF} = 12
 \end{aligned}$$

$P_{DK}$  は、 $P_3$  と  $(1.025 \times 50 / 1000)$  の大なる方をとる。

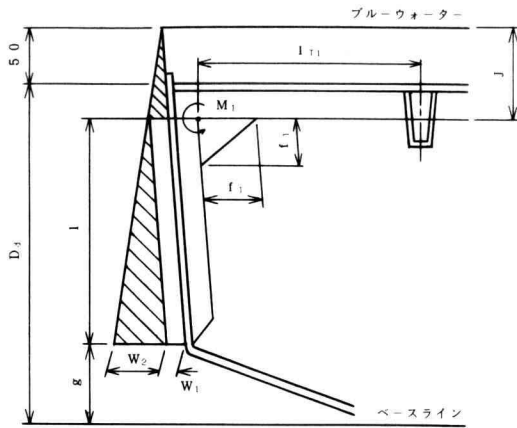


Fig. 15.

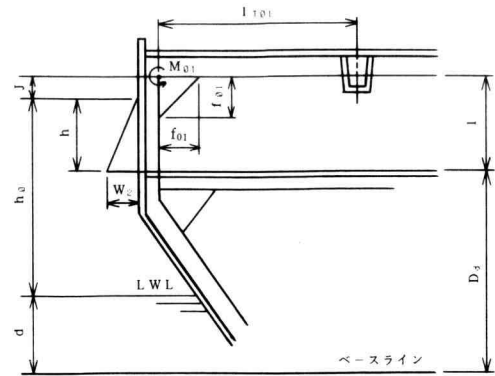


Fig. 16.

10.14 船楼甲板の梁肘板 ( $l > h$  の場合)

$$h = \left( \frac{L_{WL}}{22.04} + d - D_a \right) \times 100$$

$$W_2 = 1.025 h b_{s01} / 1000$$

$$M_{01} = \frac{W_2 h^3}{60 l^2} (2l + 3J)$$

$$M_{T01} = \frac{P_{301} b_{s01} l_{T01}^2}{12} \quad \overline{SF} = 12$$

## 11. 隔壁構造設計

区画深さ: 船首隔壁  $d_s = D_a$  (m), 一般横隔壁  $d_s = (D_a - 0.1)$  (m)

設計水圧: 下端水圧  $P_B = 1.025 d_s / 10$  (kgf/cm<sup>2</sup>), 上中段水圧  $P_T = 3P_B / 4$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

$\sigma_H$ : 直立防撓材に加わる縦通ハットからの圧縮応力。  $P_n$  は  $P_1$  又は  $P_{30}$ 。

$\sigma_H = P_n b_L l_L / \phi A$  (kgf/cm<sup>2</sup>)

11.1 隔壁板厚設計<sup>2,8)</sup>

March-Hashimoto 式では,  $E_0, E_{90}$  のうち小なるヤング率を使用する。

設計チャート Fig. 25 用の式は下記による。

$$\left( \frac{a}{t} \right) \sqrt{\frac{\lambda \Gamma \sigma_b}{E_b \overline{SF}}} = \sqrt{\alpha \left( \frac{W}{t} \right) + \frac{\eta^2}{3}} = Q$$

$$P \left( \frac{E_b}{\lambda} \right) \left( \frac{\overline{SF}}{\sigma_b \Gamma} \right)^2 = \frac{32 \left( \frac{W}{t} \right) \left\{ 1 + \frac{23}{32} \left( \frac{W}{t} \right)^2 \right\}}{\left\{ \alpha \left( \frac{W}{t} \right) + \frac{\eta^2}{3} \right\}^2} = \Theta$$

$$\eta = \frac{1}{0.366} \left( \frac{W}{t} \right)$$

$$\alpha = 4 \left\{ \frac{\eta (\eta \coth \eta - 1)}{\eta - 2 \tanh \left( \frac{\eta}{2} \right)} \right\}$$

Fig. 25 を用いて、次のフローチャートによる計算を行い板厚を求める。

$$P \frac{E_b}{\lambda} \left( \frac{\overline{SF}}{\sigma_b \Gamma} \right)^2 \rightarrow \begin{cases} \mathcal{Q} \rightarrow t = \frac{a}{\mathcal{Q}} \sqrt{\frac{\lambda \Gamma \sigma_b}{E_b \overline{SF}}} \\ \left( \frac{W}{t} \right) \rightarrow N = \left( \frac{a}{t} \right) / \left( \frac{W}{t} \right) = \left( \frac{a}{W} \right) \end{cases}$$

Table 32.  $\Gamma$ ,  $\overline{SF}$ ,  $N$ 

	$\Gamma$	$\overline{SF}$	$N$
FRP	1.5	3	35
合板	1.0	1.8	100

パネル寸法と水圧を与えて応力安全率と撓み指数を解析する場合は、Fig. 26 を用いる。Fig. 26 は、次式により成る。

$$\begin{aligned} \psi &= 32 \left( \frac{W}{t} \right) \left\{ 1 + \frac{23}{32} \left( \frac{W}{t} \right)^2 \right\} = P \frac{\lambda}{E_b} \left( \frac{a}{t} \right)^4 \\ \Lambda &= \alpha \left( \frac{W}{t} \right) + \frac{\eta^2}{3} = \sigma_{\max} \frac{\lambda \Gamma}{E_b} \left( \frac{a}{t} \right)^2 \end{aligned}$$

Fig. 26 を用い、次のフローチャートによる計算を行い、応力安全率と撓み比を求める。

$$P \frac{\lambda}{E_b} \left( \frac{a}{t} \right)^4 \rightarrow \begin{cases} \Lambda \rightarrow \overline{SF} = \frac{\sigma_B \Lambda \Gamma}{\Lambda E_b} \left( \frac{a}{t} \right)^2 \geq 3 \\ \left( \frac{W}{t} \right) \rightarrow N = \left( \frac{a}{t} \right) / \left( \frac{W}{t} \right) = \left( \frac{a}{W} \right) \geq 35 \end{cases}$$

## 11.2 隔壁垂直防撓材

### 11.2.1 一船防撓材 (ロンジハットを支持しない防撓材)

#### (1) 応力設計

$$Z = \frac{P_B b_s l^2 \overline{SF}}{C_3 \sigma_T} \quad (94)$$

$$\begin{aligned} \overline{SF} &= \frac{C_3 \sigma_T Z}{P_B b_s l^2} \\ \overline{SF} &= 3 \end{aligned} \quad (95)$$

#### (2) 撓み設計

$$I = \frac{P_B b_s l^3 N}{C_4 E_t} \quad (96)$$

$$\begin{aligned} N &= \frac{C_4 E_t I}{P_B b_s l^3} \\ N &= 100 \end{aligned} \quad (97)$$

$C_3$ ,  $C_4$  は Table 34 による。

### 11.2.2 縦通ハットを支持する垂直防撓材

#### (1) 設計方式

(ア) (98) 式により  $\overline{SF}_0 = 2, 3, 4$  についての  $Z_0$  を算出する。

(イ)  $\overline{SF}_0$  により (ア) で求めた 3 種の  $Z_0$  について 8.1 章の方式で  $H_w$ ,  $t_f$ ,  $t_w$ ,  $A_f$ ,  $b_f$  を Fig. 27~Fig. 29 で求め  $t_{fd}$ ,  $t_{wd}$  を決める。

- (ウ) (99)式により, 概算防撓材断面積  $A$  を3種の  $Z_0$  について求める。  
 (エ) (ウ)の  $A$  を(100)式に代入して, 3種の  $Z_c$  を求める。  
 (カ)  $Z_0$  と  $Z_c$  の交点の設計点は,  $\overline{SF}$  が  $a$  と  $b$  の値の間にあるとすると, (101)式で  $C_x$  値を求め, 比例計算に依って  $H_w$ ,  $A_0$ ,  $Z_c$ ,  $t_{fd}$ ,  $t_{wd}$  を算出する。  
 (キ) (カ)で求めた  $H_{wd}$ ,  $t_{fd}$ ,  $t_{wd}$ ,  $b_{fd}$ ,  $b_e$ ,  $b_P$  によりハットの  $I/Y$  計算を行う。  
 (ク) (カ)で算出した  $I_d$ ,  $Z_d$ ,  $A_d$ ,  $A_{wd}$  を用いて(103)式, (104)式, (105)式により設計係数値を確認する。

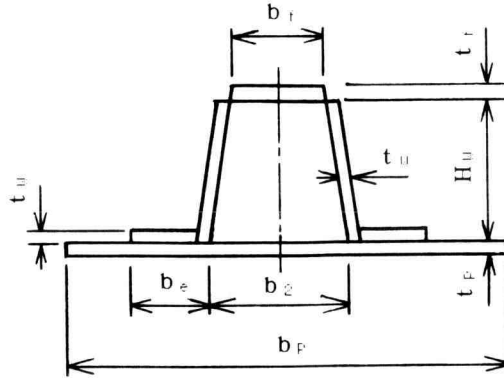


Fig. 17.

## (2) 垂直防撓材概算式

$$Z_0 = \frac{P_B b_s l^2 \overline{SF}_0}{C_3 \sigma_T} \quad (98)$$

$$A = \{t_f b_f + t_P b_P + 2t_w (H_w + b_e)\} \quad (99)$$

## (3) 垂直防撓材設計式

$\psi_0 = 1$ , 甲板ロンジのみ支持する防撓材

$\psi_0 = 2$ , 船底ロンジを支持する防撓材

$$Z_c = \frac{P_B b_s l^2}{C_3 \left( \frac{\sigma_T}{2.5} - \frac{P_n b_L l_L}{\varphi_0 A} \right)} \quad (100)$$

$$C_x = \frac{(Z_{ac} - Z_{a0})}{(Z_b - Z_a)_0 + (Z_a - Z_b)_c} \quad (101)$$

$$I_c = \frac{P_B b_s l^3 N}{C_4 E_t} \quad (102)$$

Table 33.  $\overline{SF}_0$ ,  $\overline{SF}_1$ ,  $\overline{SF}_2$ ,  $N$ 

$\overline{SF}_0$	2~4
$\overline{SF}_1$	2
$\overline{SF}_2$	3
$N$	300 $E_K/E_G$

※  $E_K/E_G$  は Kevlar 材のみの撓み係数, それ以外は 1 とする。



$Z_0$  と  $Z_c$  の交点のない場合は、 $\overline{SF}$  を追加して設計する。

(4) Fig. 27<sup>12)</sup>～Fig. 32<sup>12)</sup> より設計した防撓材ハットの設計係数値式  
応力安全率： $\overline{SF}_1$

$$\overline{SF}_1 = \frac{P_B b s l^2 \frac{\sigma_T}{C_3 Z} + P_n b_L l_L}{\varphi_0 A} \quad (103)$$

縦座屈安全率： $\overline{SF}_2$

$$\overline{SF}_2 = \frac{\frac{E_t I}{P_n b_L l_L} \left( \frac{\pi}{n_P l} \right)^2}{\left\{ 1 + \frac{I E_t}{A_w G} \left( \frac{\pi}{n_P l} \right)^2 \right\}} \quad (104)$$

撓み指数： $N$

$$N = \frac{C_4 E_t I}{P_B b s l^3} \quad (105)$$

Table 34.  $C_n$

	Uniform Load		Tapered Load	
	$C_1$	$C_2$	$C_3$	$C_4$
両端支持	8	76.8	$9\sqrt{3}$	153
上端固定下端支持	8	184.6	120/7	327
上端支持下端固定	8	184.6	15	419
両端固定	12	384	20	764

Table 35.  $n_P$

	$n_P$
両端肘板	0.5
一端支持一端固定	0.6991
両端支持	1.0

### 11.3 水平防撓材 1 条を有する隔壁防撓材

$l_1$ : 水平防撓材より上方の隔壁防撓材長さ (cm)

$l_2$ : 水平防撓材より下方の隔壁防撓材長さ (cm)

$l_V$ : 全垂直防撓材上下端間平均長さ (cm)

$h_V$ : 水平防撓材より  $d_s$  の上端までの距離 (cm)

$h$ :  $(100d_s - g - l_2)$  (cm)

$b_T$ : 水平防撓材長さ (cm)

$I_T$ : 水平防撓材断面 2 次モーメント (cm<sup>4</sup>)

$I_V$ : 垂直防撓材断面 2 次モーメント (cm<sup>4</sup>)

$m$ : 垂直防撓材本数

## 11.3.1 船底ロンジを支持しない水平防撓材下方垂直防撓材

$$Z_1 = \frac{b_s l_2^2 \overline{SF}_1}{976 \sigma_T} \left( \frac{h}{C_1} + \frac{l_2}{C_3} \right) \quad (106)$$

$$\overline{SF}_1 = \frac{976 \sigma_T Z_d}{b_s l_2^2 \left( \frac{h}{C_1} + \frac{l_2}{C_3} \right)} \quad (107)$$

$$N_1 = \frac{976 E_t I_d}{b_s l_2^3 \left( \frac{h}{C_2} + \frac{l_2}{C_4} \right)} \quad (108)$$

Table 36.  $\overline{SF}_0, \overline{SF}_1, \overline{SF}_2, \overline{SF}_3, N$ 

$\overline{SF}_0$	$\overline{SF}_1$	$\overline{SF}_2$	$\overline{SF}_3$	$N$
3~5	3	4	3	$400\sqrt{E_K/E_G}$

※  $\sqrt{E_K/E_G}$  は, Kevlar 材用で, その他は 1 とする。

## 11.3.2 船底ロンジを支持する水平防撓材下方垂直防撓材 (設計方式は 11.2.2 に準ずる。)

$$Z_0 = \frac{b_s l_2^2 \overline{SF}_0}{976 \sigma_T} \left( \frac{h}{C_1} + \frac{l_2}{C_3} \right) \quad (109)$$

$$A = \{Af + 2t_w(H_w + b_e) + t_P b_P\} \quad (110)$$

$$Z_c = \frac{b_s l_2^2 \overline{SF}_2}{976 \left( \sigma_T - \frac{P_1 b_L l_L \overline{SF}_2}{2A} \right)} \left( \frac{h}{C_1} + \frac{l_2}{C_3} \right) \quad (111)$$

応力安全率:  $\overline{SF}_2$

$$\overline{SF}_2 = \frac{976 \sigma_T Z_d}{b_s l_2^2 \left( \frac{h}{C_1} + \frac{l_2}{C_3} \right) + \frac{P_1 b_L l_L Z_d}{2A}} \quad (112)$$

座屈安全率:  $\overline{SF}_3$

$$\overline{SF}_3 = \frac{\frac{E_b I_d}{P_1 b_L l_L} \left( \frac{\pi}{n_P l_2} \right)^2}{\left\{ 1 + \frac{I_d E_b}{A_w G} \left( \frac{\pi}{n_P l_2} \right)^2 \right\}} \quad (113)$$

撓み指数:  $N_1$

$$N_1 = \frac{976 E_t I_d}{b_s l_2^3 \left( \frac{h}{C_2} + \frac{l_2}{C_4} \right)} \quad (114)$$

11.4 水平防撓材上方の垂直防撓材設計係数 ( $Z_d, I_d$  は水平防撓材下方の値とする)。

応力安全率:  $\overline{SF}_1$

$$\overline{SF}_1 = \frac{976 \sigma_T Z_d C_3}{b_s h l_1^2} \quad (115)$$

撓み指数:  $N_1$

$$N_1 = \frac{976 E_t I_d C_4}{b_s h l_1^3} \quad (116)$$

11.4.1 甲板ロンジを支持する水平防撓材上方垂直防撓材 ( $A_w, A_d, Z_d, I_d$  は水平防撓材下方値を適用する)。

応力安全率:  $\overline{SF}_2$ 

$$\overline{SF}_2 = \frac{976\sigma_T Z_d}{\frac{b_s h l_1^2}{C_2} + \frac{P_3 b_L l_L Z_d}{A_d}} \quad (117)$$

座屈安全率:  $\overline{SF}_3$ 

$$\overline{SF}_3 = \frac{\frac{E_b I_d}{P_3 b_L l_L} \left( \frac{\pi}{n_P l_1} \right)^2}{\left\{ 1 + \frac{I_d E_b}{A_w G} \left( \frac{\pi}{n_P l_1} \right)^2 \right\}} \quad (118)$$

撓み指数:  $N_1$ 

$$N_1 = \frac{976 E_t I_d C_4}{b_s h l_1^3} \quad (119)$$

## 11.5 水平防撓材設計 (1 条)

$$I_T = \frac{h_v l_v b_T^3 N_{2T}}{2600 C_5 E_t \pi^4} - \frac{3(m+1)I_v}{8} \left( \frac{b_T}{l_v} \right)^3 \quad (120)$$

$$N_{2T} = \frac{976 C_5 E_t (m+1) I_v}{h_v} \left( \frac{\pi}{l_v} \right)^4 \left\{ 1 + \frac{8}{3(m+1)} \left( \frac{I_T}{I_v} \right) \left( \frac{l_v}{b_T} \right)^3 \right\} \quad (121)$$

$$A_T = \frac{h_v l_v b_T \overline{SF}_T}{1952 C_T (m+1) \tau_F} \quad (122)$$

$$\overline{SF}_T = \frac{\sigma_T b_T N_{2T}}{32 E_t Y_F} \quad (123)$$

水平防撓材設計係数値は,  $N_{2T}=500$ ,  $\overline{SF}_T=8$ ,  $\overline{SF}_T=6$ , 発泡芯材ハット:  $C_T=1$ , 木芯材: ハット  $C_T=2$ 。

水平防撓材撓み設計四辺条件係数  $C_5$  は, 四辺固定の場合 3, 四辺支持の場合  $(\pi/4)^2$ , 固定と支持の場合の平均値は, 1.8 になる。

## 11.5.1 水平防撓材端部肘板

水平防撓材端部モーメント

$$M_T = 32 E_t I_T / N_{2T} b_T \quad (124)$$

$N_{2T}$  は, (121) 式による撓み指数, 肘板設計は, (89) 式, (90) 式による。  $\overline{SF}_{BKT}=12$ 。

## 12. 船首部船側防撓桁材 (Combined System 用)

Collision Bulkhead より後方 0.15L 付近に設ける Web Frame の間, あるいは Chine angle による形状剛性を確保出来ない  $m$  本の Side Frame に対し, Panting Stringer Hat Stiffener 1 条を Side Frame の長さの中央付近に設ける。Fore Peak Tank 内の Panting 構造も同様に行うものとする。

$I_L$ : Panting Stringer Hat 断面 2 次モーメント (cm<sup>4</sup>)

$I_T$ : Side Frame の断面 2 次モーメント (cm<sup>4</sup>)

$l_F$ : Side Frame の長さ (cm)

$N_s$ : 格子構造防撓平板撓み指数

$\overline{SF}_T$ : Side Frame の貫通による Panting Stringer Hat の残存ウェブの剪断応力安全率

$S$ : フレームスペース (cm)

$h_F$ : Side Frame Hat の高さ (cm)

$$N_s = \frac{E_t I_T \pi^6}{6 P_2 l_F^6} \left\{ 1 + \frac{3}{8(m+1)^2} \left( \frac{I_L}{I_T} \right) \left( \frac{l_F}{S} \right)^3 \right\} \quad (125)$$

$$I_L = \frac{8I_T(m+1)^2}{3} \left( \frac{S}{l_F} \right)^3 \left( \frac{6P_2 I_F^4 N}{E_I I_T \pi^6} - 1 \right) \quad (126)$$

$$A_\tau = \frac{P_2 l_F S \overline{SF}_\tau}{\tau_F} \quad (127)$$

$$H_w = h_F + \left( \frac{A_\tau}{2t_w} \right) \quad (128)$$

ハットの設計は8.1章による。

$\overline{SF}_\tau = 9$ ,  $N_s = 400$

(注) Panting Stringer を設けても, Side Frame 設計長さは, その全長とする。

### 13. サンドイッチパネル構造設計<sup>11)</sup>

MR-FRP:  $E_f = 1.17 \times 10^5$  (kgf/cm<sup>2</sup>)  $\sigma_{fT} = 1350$  (kgf/cm<sup>2</sup>)  $\sigma_{fC} = 1800$  (kgf/cm<sup>2</sup>)  $\lambda = 0.9271$   $\rho_f = 1.54 \times 10^{-3}$  (kgf/cm<sup>3</sup>)

Balsa Coa:  $E_{CL} = 0.45 \times 10^5$  (kgf/cm<sup>2</sup>)  $E_{CT} = 1500$  (kgf/cm<sup>2</sup>)  $G_C = 562$  (kgf/cm<sup>2</sup>)  $\rho_C = 0.15 \times 10^{-3}$  (kgf/cm<sup>3</sup>)

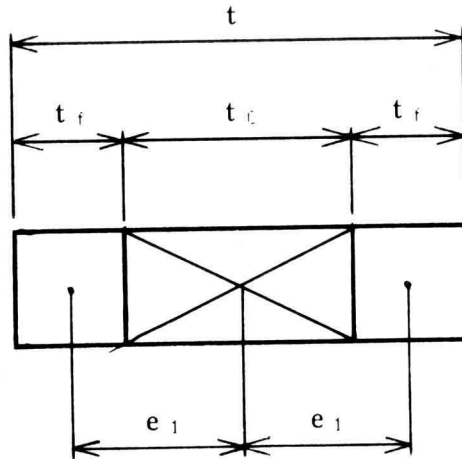


Fig. 18.

#### 13.1 サンドイッチ縦座屈設計 (船底外板耐爆設計は15.8項による)。

応力安全率:  $\sigma_{HC1}$   $\sigma_{HC1} = (\sigma_{fC} / \overline{SF}_1)$  (129)

表皮寸法:  $t_f$   $t_f = \frac{C_6 P_m a E_f}{2 C_1 N_1 (\sigma_{HC1})^2}$  (130)

サンドイッチ全厚:  $t$   $t = \left( \frac{C_1 a \sigma_{fC} N_1}{C_7 E_f \overline{SF}_1} \right) [t \text{ min} = 2.7 t_{Fd}]$  (131)

$\sigma_{HCd}$  は, Table 10 参照のこと。

ガラス構成により,  $t_{Fd}$  を設定する。

$$\left. \begin{aligned} \text{コア材寸法: } t_c \\ t_c = (2e_1 - t_{fd}) \\ 0 > t_c, t_{c1} = (4e_1 - t_{fd}) \\ t_{cmin} = (t_{fd}/2) \end{aligned} \right\} \quad (132)$$

Table 37 等により  $t_{cd}$  を設定する。

$$e_{1d} = (t_{cd} + t_{fd})/2 \geq e_1 \quad (133)$$

$$\text{全厚設計値: } t_d \quad t_d = (2e_{1d} + t_{fd}) = (t_{cd} + 2t_{fd}) \quad (134)$$

$$D_s = \frac{E_f t_{fd}}{6\lambda} (t_{fd}^2 + 3e_{1d}^2) \quad (135)$$

$$V_s = \frac{D_s}{t_{cd} G_c} \left( \frac{\pi}{b_T} \right)^2 \quad (136)$$

座屈安全率:  $\overline{SF}_2$  [ $\overline{SF}_2, \overline{SF}_3, N_1$  が不足の場合,  $t_{cd}$  を増大する。  $K_c$  は Fig 34 による。]

$$\overline{SF}_2 = \frac{K_c D_s}{2t_{fd} \sigma_{Hcd}} \left( \frac{\pi}{b_T} \right)^2 \quad (137)$$

応力安全率:  $\overline{SF}_3$  [ $\sigma_{fc} > \sigma_{fT}$  の場合,  $\sigma_{fc}, \sigma_{Hcd}$  は  $\sigma_{HT}, \sigma_{HTd}$  と読みかえる。]

$$\overline{SF}_3 = \frac{\sigma_{fc}}{\left( \frac{P_n a^2}{C_1 t_{fd} t_d} \right) + \sigma_{Hcd}} \quad (138)$$

撓み指数:  $N_1$

$$N_1 = \frac{C_7 E_f G_c t_{fd} t_d^2}{P_n a (C_8 E_f t_{fd} t_d + G_c a^2)} \quad (139)$$

Table 37. エンドグレイイン・バルサ芯材板厚

$t$ (inch)	1/4	3/5	1/2	5/8	3/4	1
$t$ (cm)	0.63	0.95	1.27	1.58	1.90	2.54

### 13.2 甲板開口側線内又は非強力甲板・外板応力・撓み設計

$$t_f = \frac{C_7 a P_n E_f}{N_1} \left( \frac{\overline{SF}_1}{C_1 \sigma_f} \right)^2 \quad (140)$$

$t_{fd}$  をガラス構成により決定する。

$$t = \left( \frac{C_1 a \sigma_f N_1}{C_7 E_f \overline{SF}_1} \right) \quad [t \text{ min} = 2.7 t_{fd}] \quad (141)$$

$$t_c = (t - 2t_{fd}), t_d = (t_{cd} + 2t_{fd})$$

$\sigma_f$  は  $\sigma_{fT}$  と  $\sigma_{fc}$  の内小なる値とする。

$t_{cd}$  を Table 32 等に基づき決定する。

$N_1$  が不足の場合は, 一段厚い  $t_{cd}$  とする。

応力安全率:  $\overline{SF}_3$  [ $\sigma_{fc} > \sigma_{fT}$  の場合,  $\sigma_{fc}$  は  $\sigma_{fT}$  と読みかえる。]

$$\overline{SF}_3 = \frac{C_1 \sigma_{fc} t_{fd} t_d}{P_n a^2} \quad (142)$$

撓み指数:  $N_1$

$$N_1 = \frac{C_7 E_f G_c t_{fd} t_d^2}{P_n a (C_8 E_f t_{fd} t_d + G_c a^2)} \quad (143)$$

Table 38. 四辺条件係数

四辺条件	$C_1$	$C_6$	$C_7$	$C_8$
固 定	12	32	192	24
支 持	8	9.6	38.4	4.8

Table 39. サンドイッチ設計係数

	$\overline{SF}_1$	$\overline{SF}_2$	$\overline{SF}_3$	$N_1$	$P_n$ の式	四辺条件
船 底 部	$\{16.16/(E_f \times 10^{-5})^{0.69}\}$	2	6	180	$P_1$	固 定
船 側 部					$P_2$	
甲 板 部	$\{25/(E_f \times 10^{-5})^{0.56}\}$			250	$P_{31}$	
非強力甲板	$10.85/\sqrt{E_f \times 10^{-5}}$	—	5	200	$P_{33}$	支 持
甲板室天蓋				40	$(P_{34}/3)$	

※ 防撓材設計は、防撓面の単独表皮のみが有効外板として計算する。

### 13.3 船側外板面内剪断座屈安全率

$$(135) \text{ 式より, } D_s = \frac{E_f t_{fd}}{6\lambda} (t_{fd}^2 + 3e_{1d}^2)$$

$$(136) \text{ 式より, } V_s = \frac{D_s}{t_{cd} G_c} \left( \frac{\pi}{b_\tau} \right)^2$$

$$A = (a/b)^2 \leq 1 \quad (144)$$

四辺単純支持条件にて,

$$\frac{1}{1+A} \geq V_s \geq 0: K_s = \frac{4(4+3A)}{3+(13+9A)V_s} \quad (145)$$

$$V_s \geq \frac{1}{1+A}: K_s = \frac{1}{V_s} \quad (146)$$

$$\text{剪断座屈荷重: } S_{cy} \quad S_{cy} = K_s D_s \left( \frac{\pi}{a} \right)^2 \quad (\text{kgf/cm}) \quad (147)$$

$$\text{剪断力: } F_\tau \quad F_\tau = \left( \frac{F_H \times 10^3}{2S} \right) \quad (148)$$

$F_H$  は Table 1 による。

$$\text{内面剪断座屈安全率: } \overline{SF}_\tau \quad \overline{SF}_\tau = \left( \frac{S_{cy}}{F_\tau} \right) = \frac{2K_s D_s S}{F_H \times 10^3} \left( \frac{\pi}{a} \right)^2 \quad (149)$$

$\overline{SF}_\tau = 6$ 。

### 13.4 Wrinkling 発生安全率 (座屈波発生応力近似式による方法)

Sandwich 板の Wrinkling (しわ発生) は芯材よりの分離又は Coa 材の圧潰として表れる。

$$\text{座屈波発生応力: } (\sigma_{cy})_w \quad (\sigma_{cy})_w = 0.5 \sqrt{E_f E_{cr} G_c} \quad (150)$$

$$\text{最大負荷応力: } \sigma_{\max} \quad \sigma_{\max} = \left( \frac{P_n a l^2}{12 t_{fd} t_d} + \sigma_{HC} \right) \quad (151)$$

$$\text{Wrinkling 発生安全率: } \overline{SF}_{w1} \quad \overline{SF}_{w1} = \frac{(\sigma_{cy})_w}{\sigma_{\max}} \geq 3 \quad (152)$$

## 13.5 Wrinkling 発生安全率 (表面材の初期撓み値を用いる方法)

 $\delta$ : 表面 FRP 材の初期撓み

$$\delta \leq 0.05 t_{fd} \quad (\text{cm})$$

 $\sigma_i$ : 接着層界面の引張り強度

$$\sigma_i = 25 \quad (\text{kgf/cm}^2)$$

$$Q = \sigma_{fT} \sqrt[3]{\frac{\lambda}{E_f E_{CT} G_c}} \quad (153)$$

$$q = \left( \frac{t_{cd} G_c Q}{t_{fd} \sigma_{fT}} \right) \quad (154)$$

Fig. 35 より, パラメータ  $K$  値を読む Wrinkling 安全率は,

$$\frac{\overline{SF}_w}{\overline{SF}_{w2}=1.5} = \left( \frac{\sigma_i t_{cd} K}{\delta E_{CT}} \right) = \left( \frac{\sigma_i t_{cd} K}{0.05 t_{fd} E_{CT}} \right) \quad (155)$$

Fig. 35 の一点鎖線より右側では, Wrinkling 安全率が発生する。左側では発生せず, オイラー座屈となる。 $K=0$  のパラメータより上方の  $Q$  値では, 無条件にて Wrinkling が発生する。

## 14. 波浪中縦曲げ剛性設計式

(1)  $L > 40$  (m) の船に対して航行区域に基づき適用する。(2)  $C, M_H, F_H$  は, Table 41 による。

$$(3) \quad t_{m1} = \frac{\sum_n t_n H_n}{D_{01}} \quad (\text{mm}) \quad (156)$$

$$(4) \quad N_H = \alpha_P (L/L - 10) \quad (157)$$

$$(5) \quad I_{H01\text{Req}} = \frac{M_{HL} \times 10^6}{CE_t \left\{ \left( \frac{1000}{N_{H0}} \right) - \left( \frac{F_H \times 10^5}{4 G t_{m1} D_{01}} \right) \right\}} \quad (\text{cm}^2 \cdot \text{m}^2) \quad (158)$$

$$(6) \quad N_{H01\text{Ship}} = \frac{1000}{\left( \frac{M_H L \times 10^6}{CE_t I_{H01}} \right) + \left( \frac{F_H \times 10^5}{4 G t_{m1} D_{01}} \right)} \quad (159)$$

$$(7) \quad \delta_{H01\text{Ship}} = \left( \frac{M_H L^2 \times 10^6}{CE_t I_{H01}} \right) + \left( \frac{F_H L \times 10^5}{4 G t_{m1} D_{01}} \right) \quad (\text{mm}) \quad (160)$$

Table 40.  $\alpha_P, N_H$ 

	$L/20$ Trochoidal	$Q=10^{-6}$ OSM	$Q=10^{-8}$ OSM
航行区域	沿 海	近 海	遠 洋
$\alpha_P$	$160 L^{0.2}$	$153 L^{0.062}$	$324 L^{0.2}$
$N_H$	$(160 L^{1.2}/L - 10)$	$(153 L^{1.062}/L - 10)$	$(324 L^{1.2}/L - 10)$

$I_{H0} \geq I_{H1\text{Req}}, N_{H1\text{Ship}} \geq N_{Hd}$  が成立すれば剛性も応力も設計が合格する。

但し, 両者の差が不足又は過大である場合は, 14.1 項により剛性設計を改修する。符号 01 は 01 甲板強力甲板船を示す。第一甲板強力甲板船の場合, 符号 01 は 1 と読み換える。

Table 41.  $C, M_H, F_H$ 

	$C$	$M_H (T-M)$	$F_H (T)$
$L/20$ Trochoid波中	16	$W^{1.225}/L^{0.1015}$	$W^{0.667}D_0^{0.251}$
OSM $Q=10^{-6}$		$0.975 L^{0.82} W^{0.75}$	$0.997 W^{1.05}/D_0^{0.821}$
OSM $Q=10^{-8}$		$0.970 L^{1.05} W^{0.67}$	$W^{1.08}/D_0^{0.697}$
中央集中荷重 (バラスト) 曲げ条件	$20/n_1^2$	$W_1 L n_1/6$	$W_1 n_1/3$
長スパン自由曲げ条件	$8/n_1^2$	$W_2 L n_1^2/16$	$W_2 n_1/8$

$n_1=(l_s/L)$ ,  $l_s$ : 陸上曲げ試験支持点間心距 (m), 陸上曲げ試験では (バラスト  $W_1$ +自重  $W_2$ ) にて実施する。

14.1 船体のロンジ桁材断面積を変更せず, 外板甲板板厚を比率  $K$  倍として剛性設計化する手法。(若干の形深さ変更可能)

$C, M_H, F_H$  は Table 41 による。

(8) 仮定設計板厚

$$t_{m2} = \frac{F_{H2} \times 10^2}{4GD_{02}^2} \left\{ \frac{N_{H2}D_{01}}{1 - \left( \frac{M_{H2}N_{H2}L \times 10^3}{CE_t I_{H1}} \right)} \right\} \quad (\text{mm}) \quad (161)$$

(9) 新板厚設計倍数

$$K = \left( \frac{t_{m1} + t_{m2}}{2t_{m1}} \right)^{0.78} \quad (162)$$

外板・甲板に  $K$  値を乗じた値よりガラス構成により設計変更板厚値を決定する。中央部横断面係数計算を行って  $I_{H2}$ ,  $Z_{H2}$  及び  $t_{m2d}$  を求める。重量, 形深さ変更に伴って  $M_{H2}$ ,  $F_{H2}$  を再計算する。1 甲板強力甲板船の場合:  $D_{01} = D_1$ ,  $D_{02} = D_2$  と読み換える。

以上を満足した場合は,  $I_{H2} = I_{Hd}$ ,  $Z_{H2} = Z_{Hd}$ ,  $t_{m2} = t_{md}$  とする。

改造断面 2 次モーメント要求値:  $N_{H0}$  は (159) 式による。

$$I_{H2\text{Req}} = \frac{M_{H2}L \times 10^6}{CE_t \left\{ \left( \frac{10^3}{N_{H0}} \right) - \left( \frac{F_{H2} \times 10^5}{4Gt_{m2}D_{02}} \right) \right\}} \quad (\text{cm}^2 \cdot \text{m}^2) \quad (163)$$

改造後実船撓み指数値

$$N_{H\text{Ship}} = \frac{1000}{\left( \frac{M_{H2}L \times 10^6}{CE_t I_{H2}} \right) + \left( \frac{F_{H2} \times 10^5}{4Gt_{m2}D_{02}} \right)} \quad (164)$$

ここで,  $I_{H2} \geq I_{H2\text{Req}}$  (163) 式,  $N_{H\text{Ship}} \geq N_{H0}$  (157) 式を満足する事。

符号, 0 or Ship: 実艇値,  $d$ : 設計値, Req: 設計要求値, 1: 応力設計の値, 2: 改造後の値, 01: 01強力甲板の値, 02: 01 甲板までの形深さの変更設計値

14.2 MR-FRP (42%GC) の標準板厚

重量の異なるガラスは, 板厚をガラス重量と比例して設定する。

$t_{M600} = 0.12$  (cm),  $t_{R860} = 0.10$  (cm)

$$\left( \frac{t_{n\text{Req}} - t_{M600}}{t_{M600} + t_{R860}} \right) = n_c \longrightarrow (MRn_d + M)$$



$n_d$  は  $n_c$  を小数点以下一桁で四捨五入してガラス構成を決定する。

全ガラス単位重量  $W_f = (\Sigma W_M + \Sigma W_R)$  (gf/cm<sup>2</sup>), 42% G. C の場合:  $W_f = 0.42$ , 樹脂:  $d_Y = 1.20$  (gf/cm<sup>3</sup>), ガラス:  $d_{fG} = 2.58$  (gf/cm<sup>3</sup>), ケブラー:  $d_{fK} = 1.45$  (gf/cm<sup>3</sup>),

$$V_f = \frac{W_f}{d_f t_d} \quad W_f = \frac{V_f d_f}{d_Y + V_f (d_f - d_Y)}$$

$$t_d = \frac{W_f \left\{ 1 - W_f \left( 1 - \frac{d_Y}{d_f} \right) \right\}}{d_Y W_f}$$

設計板厚

理論による 42% G. C MR-FRP 板厚は,  $t_{dG} = 1.538 W_f$  (cm)

## 15. 耐水中爆発設計

15.1 水中爆発設計水圧 ( $W_X = 230$  kgf-TNT に対し,  $R_X = d_X = 40$  m を適用する。Table 43 参照。)

(1) 第 1 衝撃波

$$P_{X1} = \left( \frac{W_X^{\frac{1}{3}}}{R_X} \right)^{1.13} \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (165)$$

第 1 波水圧持続時間

$$\Delta_1 = 9.25 \times 10^{-5} W_X^{0.26} R_X^{0.22} \quad (\text{sec}) \quad (166)$$

(2) 第 2 衝撃波 (Gass Gbobe 圧)

$$P_{X2} = \frac{40.05 \left( \frac{W_X^{\frac{1}{3}}}{R_X} \right)^{1.13}}{\left\{ 2 - \left( \frac{d_X}{R_X} \right)^2 \right\}^{1.39}} \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (167)$$

第 2 波水圧持続時間

$$\Delta_2 = \frac{1.62 W_X^{\frac{1}{2}}}{(d_X + 10)^{\frac{5}{6}}} \quad (\text{sec}) \quad (168)$$

(3) 格子構造片面接水振動数 (片玄) (適用は, 15.5 項による)。

$$N_w = \frac{0.827 \pi \sqrt{\frac{E_t g}{\rho_m}} \sqrt{\frac{I_L(m+1)/l_0^3 + I_T(n+1)/l_B^3}{(l_0 l_B l_P) + (l_0 A_{0L})(m+1) + (l_B A_{0T})(n+1)}}}{\sqrt{1 + \left( \frac{\rho_N}{\rho_m} \right) \frac{200}{t_P \pi \sqrt{J_2}}}} \quad (169)$$

$$J_2 = \left( \frac{1}{l_0^2} + \frac{1}{l_B^2} \right) \times 10^4$$

$m=1$  又は  $n=1$  の場合,  $(m+1)=(8/3)$  又は,  $(n+1)=(8/3)$  とする。

Sandwich 外板の場合は (15.8) 項, (185) 式~(190) 式による。

$A_{0L}$ ,  $A_{0T}$ : ロンジ又はトランスの有効外板を除くハット断面積 (cm<sup>2</sup>)。

( $\Delta_n$ ,  $N_w$ ) を用いて Fig. 37 により,  $L_d$  を求める。 $L_d$  値は Table 42 による。

Table 42.  $L_d$ 

$0.06 > \Delta N_w > 0$	$L_d = 3.55 (\Delta N_w)$
$0.14 \geq \Delta N_w \geq 0.06$	$L_d = 1/70 \{1 + 229 (\Delta N_w)\}$
$\Delta N_w > 0.14$	Fig 37 による。

## (4) 設計 (有効) 水圧

$P_{x2d} = P_{x2} L_d$  (kgf/cm<sup>2</sup>) (設計は第2衝撃波について行う。)

Table 43.  $P_i, \Delta_i, T_i$ 

	Shock Order $i$	衝 撃 水 圧 値 $P_i$ (kgf/cm <sup>2</sup> )	衝 撃 水 圧 持 続 時 間 $\Delta_i$ (sec)	衝 撃 波 発 生 間 隔 $T_i$ (sec)
第一衝撃波 <sup>1)</sup>	1	$P_1=534 \left( W_x^{1/3}/R_x \right)^{1.13}$	$\Delta_1=9.25 \times 10^{-5} W_x^{0.26} R_x^{0.22}$	$T_1=2.11 W_x^{1/3}/(d_x+10)^{5/6}$
Gas Globe 衝撃波 <sup>2)</sup>	2	$P_2=\frac{40.05 \left( W_x^{1/3}/R_x \right)^{1.13}}{\left\{ 2-\left( d_x/R_x \right)^2 \right\}^{1.39}}$	$\Delta_2=\frac{1.62 W_x^{1/3}}{\left( d_x+10 \right)^{5/6}}$	$T_i=0.9 T_{i-1}$
	3	$P_3=0.5 P_2$	$\Delta_i=0.8^{i-2}$	
	4	$P_4=0.2 P_2$		
	5	$P_5=0.15 P_2$		

※ 直下形爆発の場合は, ( $d_X = R_X$ ) にする。

<sup>1)</sup> A.H. Keil, "The Response of Ship to Underwater Explosions," SNAME Vol. 169 1961.

<sup>2)</sup> 永井 保, "潜水艦船殻水中爆破実験報告書" 技報 669 号, 1972, 防衛庁技研。

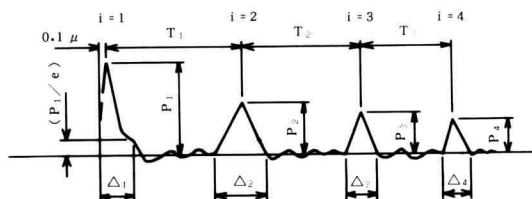


Fig. 19. 水中爆発衝撃波形

## 15.2 外板設計 (単材)

(1) 板厚設計 (水中爆圧では,  $a = S$  と扱う)

$$\theta = \left( \frac{E_b}{\lambda} \right) \left( \frac{\overline{SF}_{XP}}{\sigma_B \Gamma} \right)^2 P_{x2}, \quad \overline{SF}_{XP} = 1.5 \quad (170)$$

Fig. 25 より,

$$Q = \left( \frac{a}{t} \right) \sqrt{\frac{\lambda \Gamma \sigma_B}{\overline{SF}_{XP} E_b}} \quad (171)$$

$$t = \left( \frac{a}{Q} \right) \sqrt{\frac{\lambda \Gamma \sigma_B}{\overline{SF}_{XP} E_b}} \quad (172)$$

## (2) 応力安全率

$$\psi = P_{x2} L_d \frac{\lambda}{E_b} \left( \frac{a}{t_p} \right)^4 \quad (173)$$

Fig. 26 より,

$$\Lambda = \frac{\sigma_{\max} \lambda \Gamma}{E_b} \left( \frac{a}{t_p} \right)^2 \quad (174)$$

$$\overline{SF}_{xP} = \frac{\sigma_B \lambda \Gamma}{\Lambda E_b} \left( \frac{a}{t_p} \right)^2 \geq 1.5 \quad (175)$$

$$N_x = \frac{(a/t)}{(W/t)} \geq 35$$

## 15.3 船底ロンジ設計

(1) 航走設計値  $N_L = 52.5 \times 1.05^* L$ 

$$(38) \text{ 式より, } I_{L1\text{Req}} = \frac{P_1 S I^3 N_L}{384 E t_0} \quad (\text{cm}^4)$$

ハット形防撓材設計手法 8 章にて,  $I/Y$  を決定し, 次の項目を求める。〔掃発室  $I_{L1d}$ ,  $Z_{L1d}$ 〕, 〔木芯挿入による主機室  $I_{L2d}$ ,  $Z_{L2d}$ 〕, 〔 $A_{0L}$ ,  $t_{w2}$ ,  $t_{f1}$ ,  $H_{wL}$ 〕及び (15.7) 項より, 〔 $\gamma_a$ ,  $I_{Pa}$ 〕を算出する。(2) 耐爆設計値 〔(15.5) 項より  $L_d$  を求め, (176) 式に適用する。〕

$$Z_{LX2} = \frac{P_{x2} L_d S I^2 \overline{SF}_x}{12 \sigma_{co}} \geq Z_{L1d} \quad (176)$$

 $\overline{SF}_x = 1.5$ 。  $Z_{L2d} \geq Z_{LX2}$  が成立する時, 耐爆船底ロンジは艇全般について  $Z_{L2d}$  を採用する。

## 15.4 トランスフロア設計

 $P_n$  〔航走設計は  $P_1$ , 耐爆設計は  $P_{x2}$ 〕(1) ロンジ貫通孔高さ:  $h_T$  (cm)

$$h_T = \left( H_{wT} + t_f + \frac{b_2}{2} \tan \beta_T^* + C \right) \quad (\text{cm}) \quad (177)$$

 $C$  は余裕値 (cm),  $\beta_T^*$  は船底傾斜角

(2) フロアクラウン剪断設計 (No. 2 ロンジ交点)

$$\text{一般航走船} \quad \overline{SF}_\tau = 7 A_F = 7 \left\{ 1 + 2 \left( \frac{x}{l_B} \right) \right\}$$

$$\text{耐水中爆発} \quad \overline{SF}_\tau = 1.2 A_F = 1.2 \left\{ 1 + 2 \left( \frac{x}{l_B} \right) \right\}$$

$$(34) \text{ 式より, } A_\tau = \frac{P_n f S \overline{SF}_\tau}{\tau_F} \quad (\text{cm}^2)$$

$$(35) \text{ 式より, } h_{wX} \geq \frac{P_n f S \overline{SF}_\tau}{2 \tau_F \left\{ t_w + \frac{b_f}{2} \left( \frac{E_w}{E_G} \right) \right\}} \quad (\text{cm})$$

$$(55) \text{ 式より, } H_{w0} = (h_T + h_{wX}) \quad (\text{cm})$$

(3) 航走肋板設計 Kevlar 以外は  $C_E = 1$ 

$$\overline{SF}_{\tau 1} = 3.2 F_A C_E = 3.2 \left\{ 1 + 2 \left( \frac{x}{l_B} \right) \right\} \left( \frac{E_K}{E_G} \right)^{0.22}$$

$$(45) \text{ 式より, } Z_{T1} = \frac{P_1 b_w l_B^2 \overline{SF}_{T1}}{8\sigma_Y}$$

$$N_{T1} = 15.4 L F_A C_F = 15.4 L \left\{ 1 + 2 \left( \frac{x}{l_B} \right) \right\} \left( \frac{E_K}{E_G} \right)^{0.56}$$

Kevlar 以外は  $C_F = 1$

$$(47) \text{ 式より, } I_{T1} = \frac{P_1 b_w l_B^3 N_{T1}}{184.6 E_{t90}}$$

$$N_{T2} = 27 L F_A C_F = 27 L \left\{ 1 + 2 \left( \frac{x}{l_B} \right) \right\} \left( \frac{E_K}{E_G} \right)^{0.56}$$

$$(49) \text{ 式より, } I_{T2} = \frac{P_1 l_B^3 l_0 N_{T2}}{3 E_{t90} (n+1) \pi^4} - I_L \left( \frac{m+1}{n+1} \right) \left( \frac{l_B}{l_0} \right)^3$$

$H_{w0} = (h_T + h_{w1})$ ,  $t_P$ ,  $t_{w1}$ ,  $t_{f1}$  により肋板ハットの  $I/Y$  計算を行って,  $I_{T1d}$ ,  $Z_{T1d}$ ,  $A_{0T1}$  を求める。

$HW$  の高い肋板では, Woven Roving を横方向に使用するものとして,  $90^\circ$  を指定した。(45) 式の  $\sigma_Y$  は(15.4.4) 項にて,  $I/Y$  計算の  $Y_{\max}$  値により定まる。

(4) 耐爆肋板第 2 ロンジ交点設計式

$$P_{X2} = 4.81 \text{ (kgf/cm}^2\text{)}, \overline{SF}_X = 1.5$$

$$Z_{TXmReq} = \frac{P_{X2} S_b l_B^2 \overline{SF}_X}{8\sigma_Y} \quad (178)$$

$$Z_{TXnReq} = \left( \frac{S_a S_b}{Z_{L2d}} \right) \left( \frac{P_{X2} l_B^2 \overline{SF}_X}{8\sigma_Y} \right)^2 \quad (179)$$

$Y_{\max}$  と  $\sigma_Y$  の関係,  $Y_{\max} = \sigma_Y$ ,  $Y_F = \sigma_T$ ,  $Y_P = \sigma_C$

Woven Roving の方向によって,  $0^\circ$ ,  $90^\circ$  が定まる。

$Z_{TXReq}$  による第 2 ロンジ交点肋板  $I/Y$  計算を行って,  $I_{TX2}$ ,  $\gamma_{b2}$  を求める。又動荷重係数  $L_d$  を Table 42 で算出した後に  $I_{TXReq}$  を求める。( $I_{TX2} \geq I_{TXReq}$ )

$$I_{TXReq} = \frac{P_{X2} L_d S_b \gamma_{b2} l_B^2 \overline{SF}_X}{8\sigma_Y} \quad (180)$$

(5) 耐爆肋板要求値一般式

$$Z_{TXReq} = \frac{P_{X2} S_b l_B^2 \overline{SF}_{TX}}{8\sigma_Y} \quad (181)$$

$\sigma_Y$  は(4)項による。

$$\overline{SF}_{TX} = 0.744 F_A C_T = 0.744 \left\{ 1 + 2 \left( \frac{x}{l_B} \right) \right\} \left( \frac{l_B}{2x} \right)^{0.385} \quad (182)$$

$$C_T = \left( \frac{l_B}{2x} \right)^{0.385} \text{ は } x=0 \text{ にて, } C_T = 1.66 \text{ とする。}$$

フロアクラウン剪断設計について, (34) 式, (35) 式, (54) 式, Table 18 についてフロア寸法が与えられ, 又連続梁としての比例高さにより修正して,  $I/Y$  を計算すれば各ロンジ交点のフロア寸法が求められる。

(6) 設計条件と算式

一般航洋形船の場合は, (15.3) 項の(1)(2), (15.4) 項の(1)(2)(3)により, 静水圧  $P_1$  にて設計する。耐水中爆発設計船の場合は, (15.3) 項の(1)(2), (15.4) 項の(1)(2)(4)(5)及び(15.1)項の動的設計に依って設計する。

15.5 動荷重係数と設計水圧 ( $L_{dx2}$ ,  $P_{dx2}$ )

$I_{Lxd}$ ,  $A_{0L2}$ ,  $I_{TX2}$ ,  $A_{0T2}$ ,  $t_{P1}$  を用いて(169)式にて,  $N_{wx2}$  を求め, ( $\Delta_2$ ,  $N_{wx2}$ ) より,  $L_{dx2}$ ,  $P_{dx2}$  を算出する。

15.6 船底ロンジハットの Plate theory による解析 (7.6) 章, 外板付きハットフランジの白化剝離対策設計

(56)式 (57)式, ハットウェブ剪断座屈対策設計 (59)式 (60)式, ハットクラウン曲げ座屈対策設計 (62)式 (63)式, 設計係数は, Table 30・Table 31 による。

15.7 Schade 式による船底格子構造平板解析(隔壁部固定, フロア両端支持の Fig. 39 を使用する。外板は, 横方向張りを示す。)

解析順序

$$\begin{aligned}
 P_{ax} \rightarrow a/b \rightarrow S_a/S_b \rightarrow I_a = I_{Ld} \rightarrow I_b = I_{Td} \rightarrow I_{Pa}/I_{Pb} \rightarrow \gamma_a/\gamma_b \rightarrow i_a/i_b \rightarrow \rho = \frac{a}{b} \sqrt[4]{\frac{i_b}{i_a}} \rightarrow \mu = \sqrt{\frac{I_{Pa}I_{Pb}}{I_L I_T}} \rightarrow \text{Fig. 39 より,} \\
 K_1 \sim K_7 \rightarrow \delta_1 = \frac{P_d l_B^4 K_1}{E_{t0} i_b} \rightarrow \sigma_m = \frac{P_d l_B^2 \gamma_b}{100 i_b} K_m \quad (m \text{ は } 2, 4) \rightarrow \sigma_n = \frac{P_d l_B^2 \gamma_a}{100 \sqrt{i_a i_b}} K_n \quad (n \text{ は } 3, 5, 6, 7) \rightarrow N_1 = \frac{l_B}{\delta_1} \geq 100 \quad \text{パネル中央撓み指数} \rightarrow \overline{SF}_2 = \frac{\sigma_{B0}}{\sigma_2} \quad \text{パネル中心板横応力安全率} \rightarrow \overline{SF}_3 = \frac{\sigma_{B90}}{\sigma_3} \quad \text{パネル中心板縦応力安全率} \rightarrow \overline{SF}_4 = \frac{\sigma_{T0}}{\sigma_4} \quad \text{パネル中心フロア中央応力安全率} \rightarrow \overline{SF}_5 = \frac{\sigma_{T0}}{\sigma_5} \quad \text{パネル中心ロンジ応力安全率} \rightarrow \overline{SF}_6 = \frac{\sigma_{B90}}{\sigma_6} \quad \text{パネル端中央板曲げ応力安全率} \rightarrow \overline{SF}_7 = \frac{\sigma_{c0}}{\sigma_7} \quad \text{パネル端中央ロンジ応力安全率}
 \end{aligned}$$

#### 15.7.1 等分布垂直荷重を受ける縦横に防撓材を有する長方形板

Fig. 20 のような縦横にそれぞれ等間隔を有する長方形板に垂直荷重が作用したときの撓み並びに板及び防撓材の応力の一例を Fig. 39 に示す。

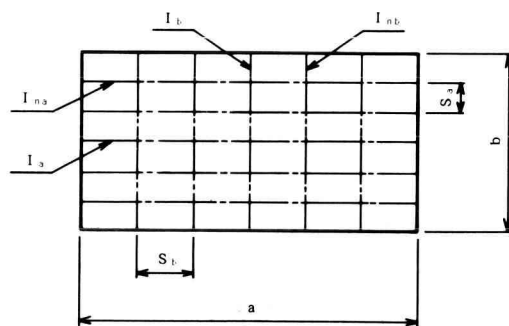


Fig. 20. 縦横に防撓材を有する長方形板

船底外板では, ロンジ端固定, トランス端支持とする。耐爆設計係数  $N_1=100$ ,  $SF=1.5$  許容値係数は, 80% とする。

#### 15.8 Sandwich 船底外板耐爆設計

航走水圧設計の Sandwich Panel を,  $P_{x2d}$  にて下記, 設計係数を満足する改造設計。

Sandwich 外板構造耐爆設計係数

$$\overline{SF}_1 = \frac{2.8}{(E_f \times 10^{-5})^{0.955}}, \quad \overline{SF}_2 = 2, \quad \overline{SF}_3 = 5, \quad \overline{SF}_4 = 1.5, \quad N_2 = 30$$

船底パネルの  $P_{x2d}$  による (138) 式,  $\overline{SF}_3$ , (139) 式  $N_{x2d}$  を求め, Sandwich 外板構造耐爆設計係数を, クリヤせぬ時  $t_{cd}$  を増大する。(183) 式 (184) 式は船底肋骨心距を越えてはならない。(184) 式が不足の場合 (185) 式による肋骨を設計し, 下記により求めた  $P_{x2d}$  により, Sandwich 外板構造耐爆設計をクリヤする。

$$S_b = a_L = \frac{2C_1 t_{fd} N_{x2d}}{C_6 P_{x2d} E_f} \left( \frac{\sigma_{fc}}{\overline{SF}_1} \right)^2 \quad (183)$$

$$S_b = a_L = \frac{C_1 \sigma_f Z_{X2}}{P_{X2} l_B^2 S F_4} \quad (184)$$

Sandwich 有効ヤング率

$$E_e = \frac{12 \lambda D_s}{t_d^3} \quad (\text{kgf/cm}^2) \quad (185)$$

Sandwich 有効板厚

$$T = t_d \sqrt[3]{\frac{E_e}{E_f}} \quad (\text{cm}) \quad (186)$$

Sandwich 比重量

$$\rho_e = \frac{2 t_f \rho_m + t_c \rho_c}{T} \times 10^{-3} \quad (\text{kgf/cm}^3) \quad (187)$$

片面楼水振動数 (格子構造)

$$N_w = \frac{0.827 \pi \sqrt{\frac{E_f g}{\rho_m}} \sqrt{\frac{I_L (m+1)/l_0^3 + I_T (n+1)/l_B^3}{(l_0 l_B T) + (l_0 A_{0L})(m+1) + (l_B A_{0T})(n+1)}}}{\sqrt{1 + \left(\frac{\rho_w}{\rho_e}\right) \frac{200}{T \pi \sqrt{J_2}}}} \quad (188)$$

ここで,  $J_2 = \left( \frac{1}{l_0^2} + \frac{1}{l_B^2} \right) \times 10^4 \quad (\text{cm}^{-2})$

トランス方式

$$N_w = \frac{0.827 \pi \sqrt{\frac{E_f g}{\rho_m}} \sqrt{\frac{I_T}{S_b T + A_{0T}}}}{l_B^2 \sqrt{1 + \left(\frac{\rho_w}{\rho_e}\right) \frac{200}{T \pi \sqrt{J_2}}}} \quad (189)$$

ロンジ方式

$$N_w = \frac{0.827 \pi \sqrt{\frac{E_f g}{\rho_m}} \sqrt{\frac{I_L}{S_a T + A_{0L}}}}{l_0^2 \sqrt{1 + \frac{\rho_w 200}{\rho_e T \pi \sqrt{J_2}}}} \quad (190)$$

$$\Delta_2 N_{wx} = \frac{1.62 W_{x3}^{\frac{1}{3}} N_{wx}}{(d_x + 10)^{\frac{5}{6}}}$$

Fig. 37<sup>12)</sup> より:  $L_d, P_{X2d} = P_{X2} L_d \quad (\text{kgf/cm}^2)$

$I_T$  は (24) 式 (26) 式により,  $I_L$  は (36) 式 (38) 式により, 8 章の手法にて求める。

船殻  $I/Y$  計算を行って  $\sigma_{Hcd}$  を求め, 繰り返し Sandwich 外板を収斂させて, その  $P_{X2d}, \sigma_{Hcd}$  を用い, (137) 式 (138) 式 (139) 式 (27) 式にて,  $\overline{SF}_2, \overline{SF}_3, \overline{SF}_4, N_{X2d}$  を求め, 前述 Sandwich 外板構造耐爆設計係数をクリアするものとする。

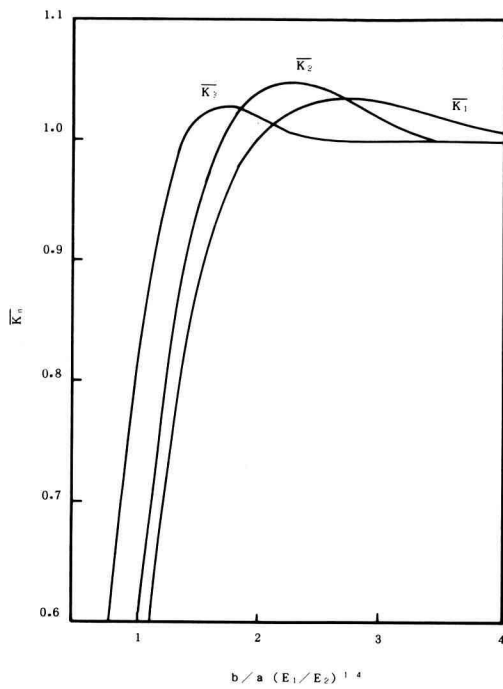


Fig. 21. Panel 撓み係数<sup>2)</sup>

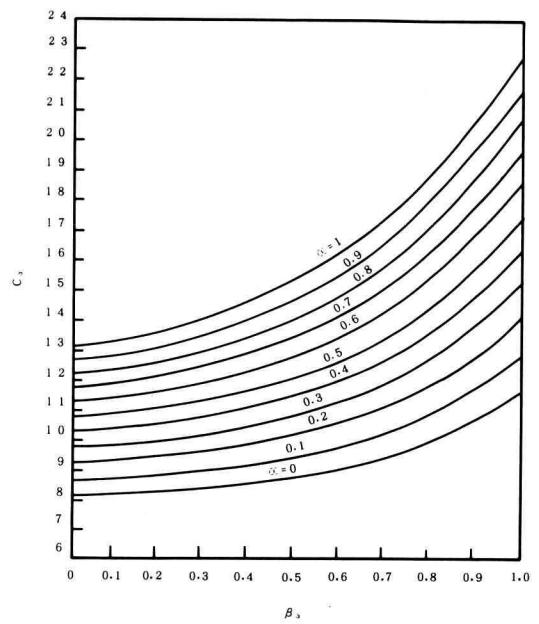


Fig. 22.  $C_a$ - $\beta_a$



Type 1  $F_1$  —  $(b_1/b_2)$

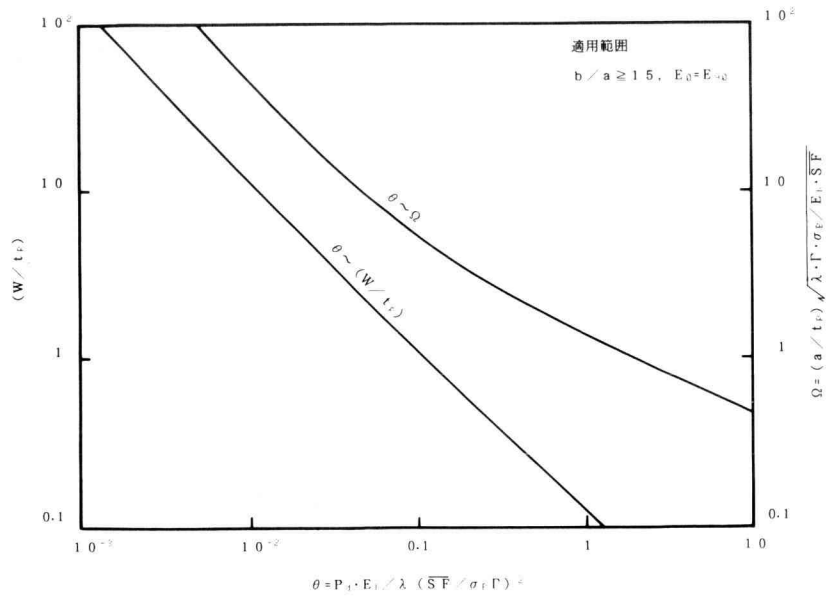
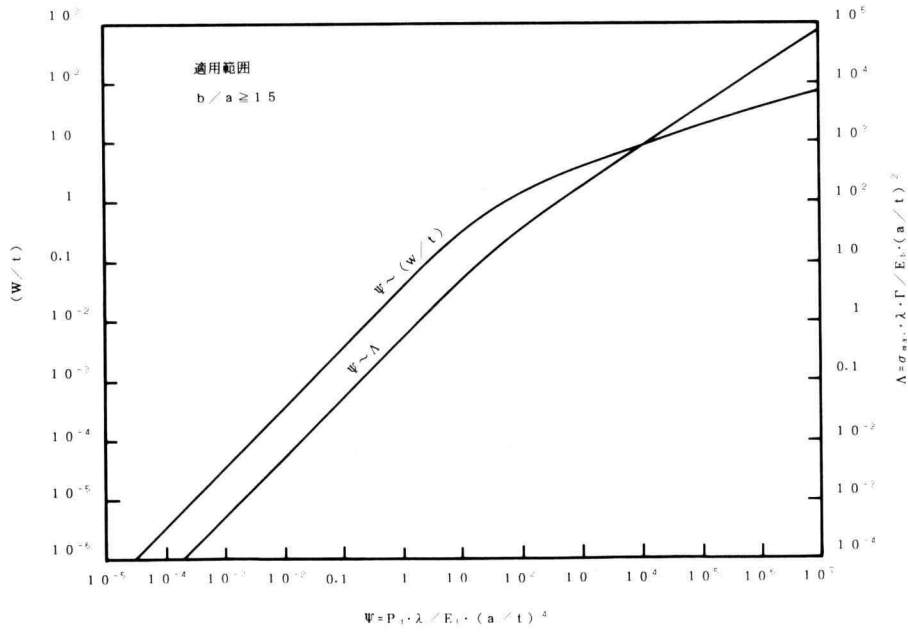


Type 2  $F_2$  —  $(b_1/b_2)$



Type 3  $F_2$  —  $(b_1/b_2)$

Fig. 23. Interframe buckling.<sup>5)</sup>

Fig. 24.  $W/t_p$ - $\Omega$ - $\theta$ Fig. 25.  $W/t$ - $\Omega$ - $\theta$



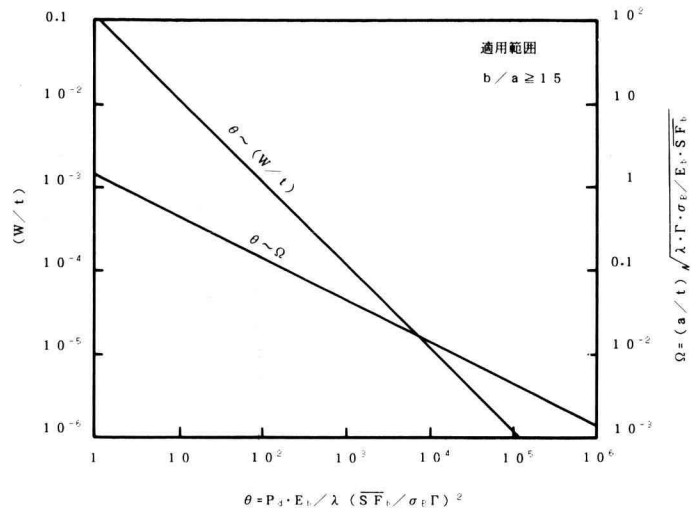


Fig. 26.  $\Psi = P_d \cdot \lambda / E_b \cdot (a/t)^4$

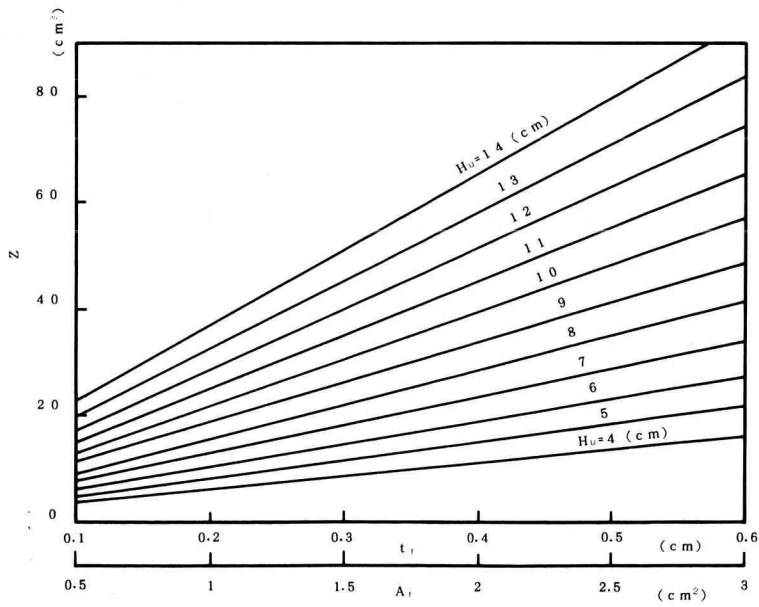


Fig. 27. ハット形防撓材 (Z)

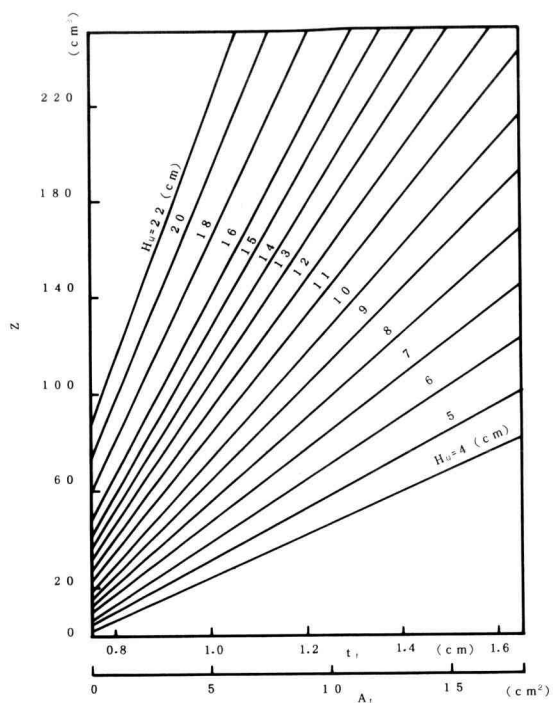


Fig. 28. ハット形防撓材 (Z)

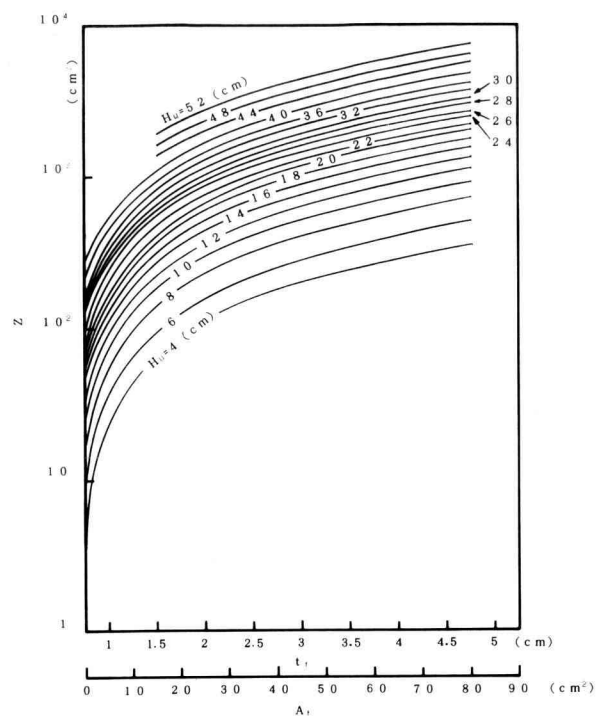


Fig. 29. ハット形防撓材 (Z)

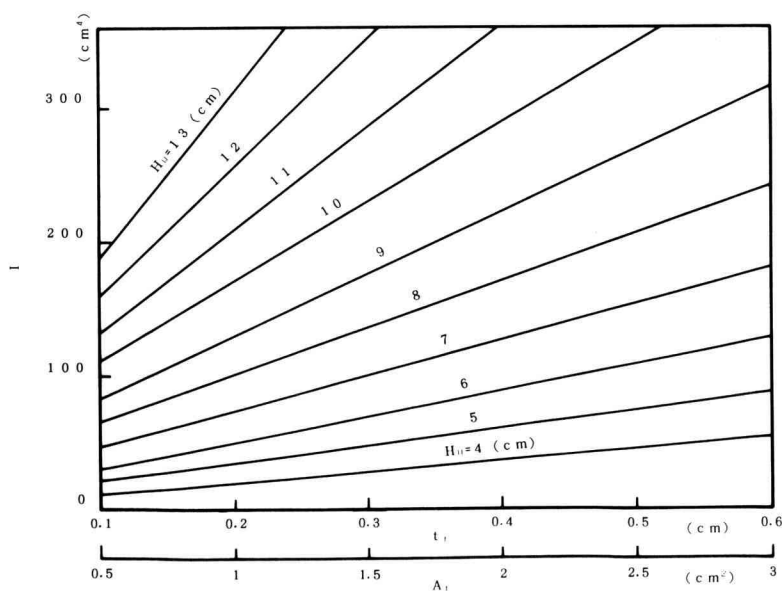


Fig. 30. ハット形防撓材 (I)

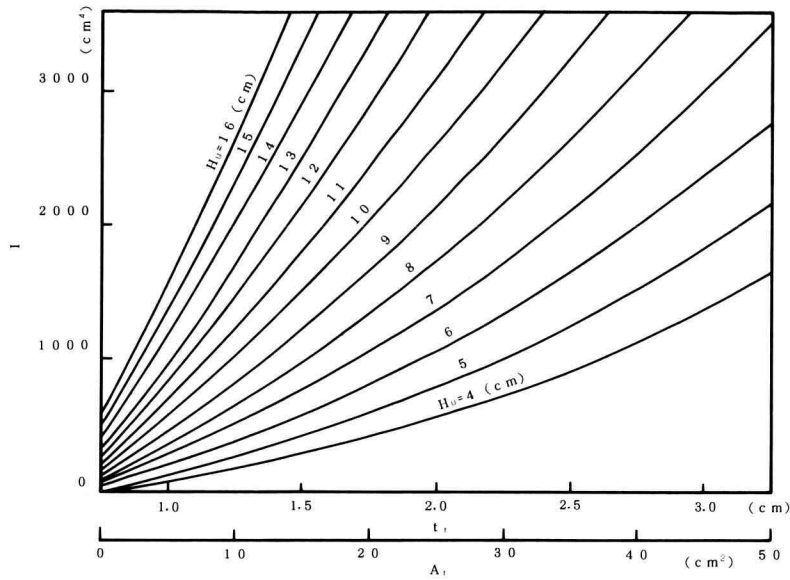


Fig. 31 ハット形防撓材 (I)

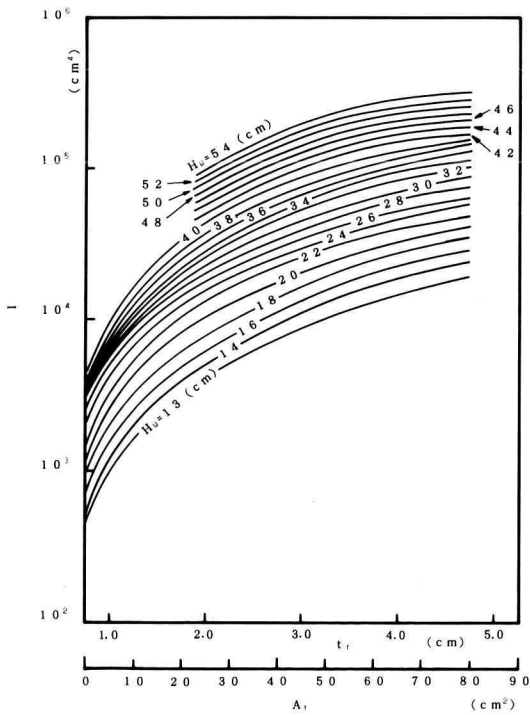


Fig. 32. ハット形防撓材 (I)

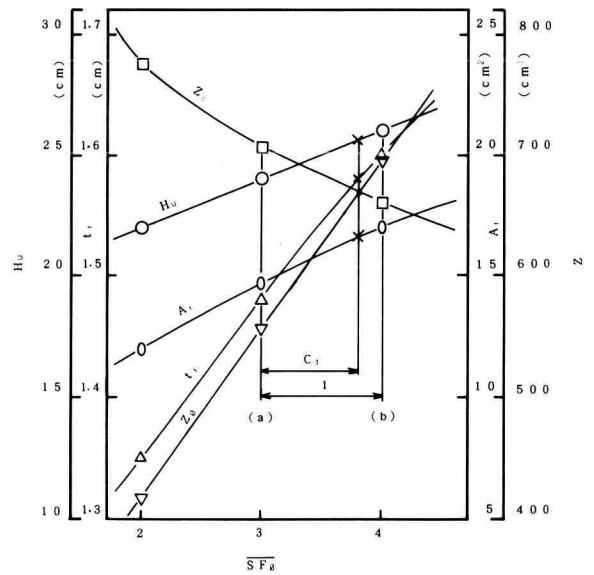


Fig. 33. 船底ロンジを支持する隔壁防撓材適正值

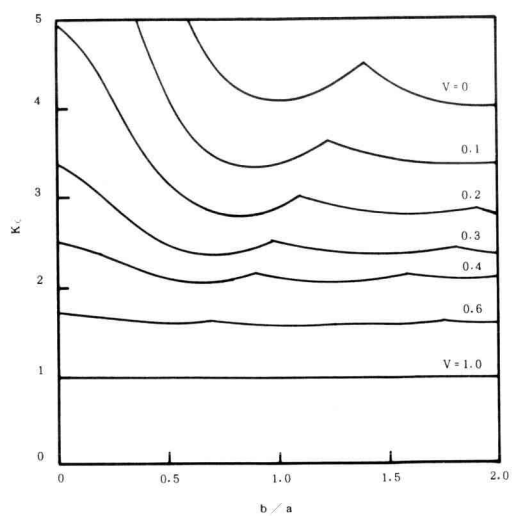


Fig. 34. 一軸圧縮座屈係数  $K_c^{(1)}$   
(四辺単純支持の場合)

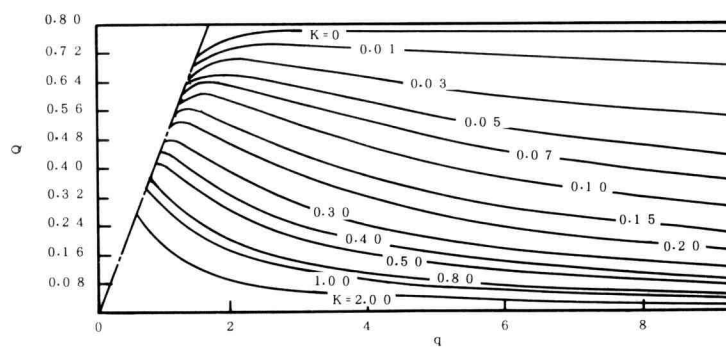


Fig. 35. 表面材のリングリング応力の設計線<sup>(1)</sup>

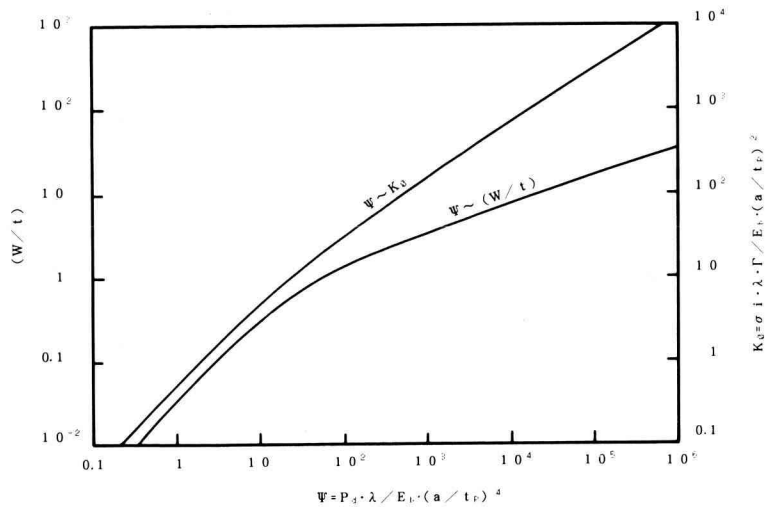


Fig. 36. パネルエッジの曲げ応力係数  $K_0$

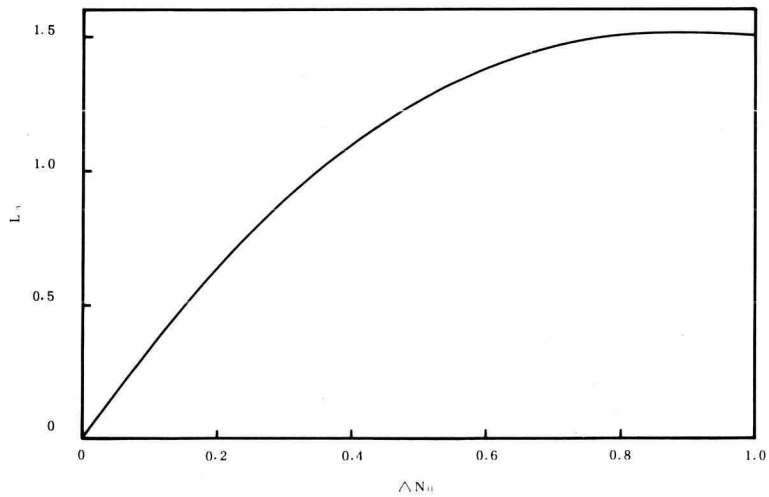


Fig. 37. Triangular Pulse による平板の動荷重係数  $L_d^{12)}$

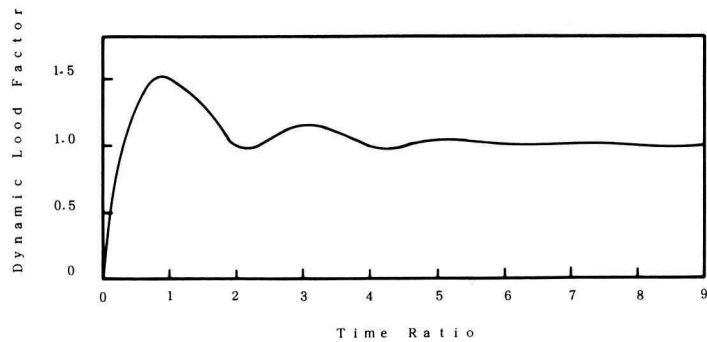


Fig. 38. 動荷重—時間線図

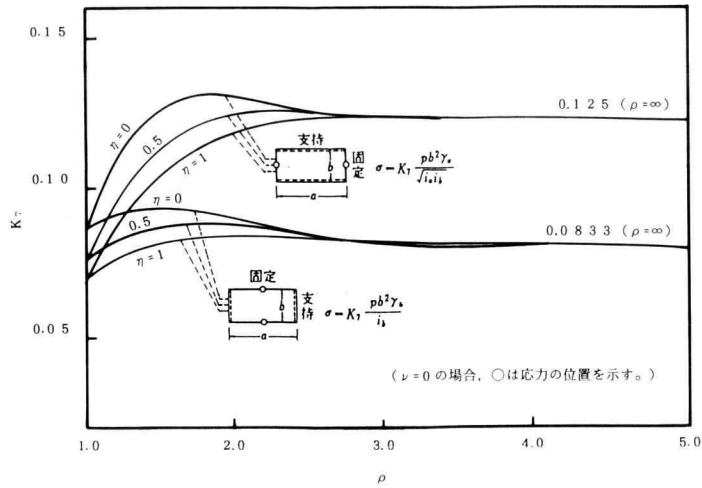


Fig. 39. 長方形板端部中央のフランジの曲げ応力

## 16. 結 語

この論文は、初期設計の前段階に於て必要とされる重構造 FRP 船の設計法について述べたが、これらの式を利用して次に 60 mGFRP 船の主強度を計算してみることにする。

## 参 考 文 献

- 1) “造船設計便覧” 関西造船協会
- 2) “Marine design manual for fiberglass reinforced plastics,” 1960 Gibbs & Cox. Inc.
- 3) “Fiberglass reinforced plastics minesweeper,” 1965 SNAME B.K. Spaulding, R.J. Della Rocca.
- 4) “Design of wood aircraft structures,” 1951 U.S. Aircraft Committee Munitions Board.
- 5) “Buckling problems in the design of fiberglass reinforced plastics ships,” 1972 Journal of Ship Research, C.S. Smith.
- 6) “Structural problems in the design of GRP ships,” 1972 The Royal Institute of Naval Architects, C.S. Smith.
- 7) “船体強弱学” 1938 太田友彌
- 8) “FRP 外板動的設計法の確認試験とその成果について” 1982.8, 西部造船会, No. 64, 橋本恒雄
- 9) “A transaction of tentative rules for the construction and classification of vessels of glass reinforced plastics,” 1972 Det Norske Veritas.
- 10) Project SR-195. “Feasibility study of G.R.P. cargo ship,” 1971 U.S.C.G, R.J. Scott. J.H. Somella.
- 11) 複合材料技術集成, 産業技術センター 昭和 61 年 2 月 15 日
- 12) 「FRP 高速艇船底 ロンジ構造部の損傷とその対策」, 西部造船会, No. 78, 1989.8, 永井 保, 橋本恒雄