Cr-Mo 鋳鋼の温水腐食環境下 における重畳疲労強度*

衣川 光宏**・高尾 武**・永井 将**

Superimposed Stress Wave Fatigue Strength of Cr-Mo Cast Steel
under Corrosive Environment of Hot Water

By Mitsuhiro Kinugawa, Takeshi Takao, Masashi Nagai

The combustion chamber walls of a slow speed diesel engine are damaged mostly on the cooled surfaces. This kind of damage is considered to be caused by the superimposed stress wave fatigue through combined effects of the thermal stresses and the gas pressure stresses and by the corrosion fatigue in the hot water.

The fatigue strength under corrosive environment of hot water is the important problem when the inhibitor added in the hot water has not so good effects over the environments.

So the superimposed stress wave fatigue tests in the 90°C water were carried out by using the Cr-Mo cast steel, and the method for fatigue life estimation under these conditions was discussed.

Through the investigations the following were clarified.

- (1) The effect of mean stress on the fatigue strength in the 90°C water is smaller than that in the air.
- (2) There exists a linear correlation between the superimposed stress wave fatigue life (N_{f1}) and the number of cycle of superimposed stress wave (n) on the double logarithm scale. And (N_{f1}) decreases with the increasing of (n).
- (3) The superimposed stress wave fatigue strength in the 90°C water can be estimated by using Yamada's evaluation equation of the mean stress and the modified Miner's rule.
- (4) Stress-strain relationships on the notch roots of the notched specimens can be derived from Neuber's equation.
- (5) The fatigue lives of the actual failed cylinder covers have good agreements with the estimated lives by using the above estimation method.

1. ま え が き

大型船用ディーゼル機関のシリンダカバー、ピストンクラウンなど燃焼室壁部材の疲労破損事故は、かつての一連の破損事故¹⁾を契機とした疲労強度の研究²⁾や設計手法、製作法の改良などにより、しだいに減少する方向にあるが、まだ、破損事故を十分防止できるまでには至っていない。この原因の一つに燃焼室壁部材の実働環境下における重畳疲労強度の問題がある。

燃焼室壁部材には高温ガスふん囲気あるいは高温水の腐食環境下で機関の発停に伴う熱応力と、毎回のガス爆発による機械応力が重畳して作用するが、これまでの燃焼室壁部材の疲労強度に関する研究は環境と波形の影響を各々独立に評価したものであり、いわゆる、実働環境

下の重畳疲労強度に関するデータは見当らない。清水冷却面の腐食疲労については冷却水にインヒビタ(腐食抑制剤)を添加することにより強度低下の防止を計っているが³⁾、防害元素の混入や、すき間腐食など特定の環境ではインヒビタの効果が失われることがあるので⁴⁾、この意味からも環境と波形の効果が同時に作用する条件下での疲労データを有することは重要である。そこで、これまで特に問題の多かったシリンダカバー清水冷却面を対象にCr-Mo 鋳鋼製の平滑および切欠き試験片を用いて温水中腐食疲労強度におよぼす平均応力の影響、ならびに重畳応力の影響を調べるとともに、これらの結果を用いて実機シリンダカバーの疲労寿命の推定を行なった。

2. 試験方法

2.1 供試材および試験片の形状・寸法 供試Cr-Mo 鋳鋼の化学成分および機械的性質を表1、2に、試験片の形状・寸法を図1に示す。切欠き試験片の形状

* 原稿受付 昭和56年3月19日

昭和55年秋季学術講演(昭和55年10月22日)

** 正会員 日立造船(株)技術研究所(堺市築港新町1-5)

表 1 化学成分

	C	Si	Mn	P	S	Cr	Mo
分析値	0.17	0.36	0.67	0.013	0.005	0.62	0.33
規格値	0.16 ~0.20	0.30 ~0.50	0.60 ~0.90	<0.04	<0.04	0.60 ~0.90	0.30 ~0.40

表 2 供試材(Cr-Mo 铸鋼)の機械的性質

No.	σ_y kgf/mm ² (MPa)	σ_B kgf/mm ² (MPa)	伸び %	絞り %
1	44.5 (436.4)	59.4 (582.5)	27.6	65.7
2	46.8 (459.0)	60.7 (595.3)	25.7	61.4
3	44.2 (433.5)	59.1 (579.6)	26.2	64.0
平均	45.2 (443.3)	59.7 (585.5)	26.5	63.7

JIS 4 号試験片による

a. 平滑試験片

b. 切欠き疲労試験片 ($K_t=2.0$)

図 1 疲労試験片形状・寸法

係数 K_t は実機シリンダカバーの応力計測結果⁶⁾を参考に $K_t=2.0$ とした。

2.2 試験応力波形および試験条件 図2に疲労試験に用いた重畳応力波形を示す。台形波が熱応力に、正弦波がガス圧応力に相当する。腐食疲労では一般に応力変動速度が遅くなるほど疲労強度が低下するので⁶⁾, 台形波の応力上昇, 下降速度は実機の条件に近いことが望ましいが, これには長時間を要するので, 遠藤・駒井らの HT-80 を用いた 1% NaCl 中重畳疲労試験⁷⁾や, きわめて低速では疲労強度の低下がそれほど著しくない⁸⁾ ことなどを考慮し, 試験波形の応力上昇・下降速度 v_σ を, $v_\sigma=125 \text{ kgf/mm}^2 \{147.1 \text{ MPa}\}$ とした。また, 応力零の

図 2 試験応力波形

保持時間 T_0 は $T_0=30$ 秒とした。一方, 正弦波の繰返し速度は実機には近い $120 \text{ cpm} \{2 \text{ Hz}\}$, および 10 倍の $1200 \text{ cpm} \{20 \text{ Hz}\}$ とし, 正弦波の重畳山数 n は $n=10^3 \sim 10^5$ の範囲で変化させた。重畳波の最大応力 $\sigma_{\max}$ は平滑試験では $\sigma_{\max}=50 \text{ kgf/mm}^2 \{490.3 \text{ MPa}\}$, 切欠き試験片では $\sigma_{\max}=45 \text{ kgf/mm}^2 \{441.3 \text{ MPa}\}$ とした。

2.3 試験機および腐食疲労試験の方法 疲労試験は 10 tf 電気油圧式疲労試験機を用い軸力荷重制御の条件下で行なった。温水中の腐食疲労試験は試験片に Oリングを介してポリカーボネイト製腐食箱をとりつけ, $85^\circ\text{C} \sim 90^\circ\text{C}$ の温水を毎分約 1800 cc 循環させて行なった。平滑試験片では破断寿命を, 切欠き試験片ではき裂発生寿命を求めた。切欠き試験片温水中のき裂発生寿命は一定回数ごとに試験片をとりはずし, 切欠き底を光学顕微鏡で観察して求めた。

3. 試験結果および考察

3.1 温水中腐食疲労強度に及ぼす平均応力の影響 重畳波形下の疲労寿命を推定する上では平均応力の評価法が問題となる。そこでまず, 平滑試験片を用いて温水中腐食疲労強度に及ぼす平均応力の影響を調べた。図3に最大応力 $\sigma_{\max}$ 一定で応力振幅 σ_a を変化させたときの実験結果を示す。図3から明らかにように両振り(平均応力 $\sigma_m=0$)の場合, $120 \text{ cpm} \{2 \text{ Hz}\}$ の寿命は $1200 \text{ cpm} \{20 \text{ Hz}\}$ の寿命の約 1/4 に低下しているが, 平均応力のあるときの寿命低下は約 1/2.5 となっている。図4はこれらの結果をもとに破断繰返し数 $N_f=10^6$ に対する耐久限度線図を示したものである。図4から明らかに $120 \text{ cpm} \{2 \text{ Hz}\}$ の耐久限度線は $1200 \text{ cpm} \{20 \text{ Hz}\}$ のそれに比べわずかに傾きがゆるやかになっており, 試験速度が低下すると平均応力の影響が小さくなることがわかる。

腐食疲労における平均応力の評価式はそのほとんどが耐久限度に関するものであり, 空中での時間強度における修正グッドマン式のような等価応力換算式を提案しているのは Webb⁹⁾ らのプロペラの応力評価にみられる程度である。腐食疲労の時間強度におよぼす平均応力の影響を空中試験におけるような等価応力換算式で表わすことは, 腐食が本来電気化学的な現象であることを考えると問題がないわけではないが, 平均応力の評価式を求めておくことは燃焼室壁部材の設計をする上で重要である。

図3 温水中腐食疲労強度におよぼす平均応力の影響 ($\sigma_{\max}$ 一定) 図4 耐久限度線図 ($N_f=10^6$ に対する)

そこで、腐食疲労における平均応力の影響を、筆者らが空中重畳疲労試験で用いた²⁾山田の式¹⁰⁾をもとにした(1)式により評価することにする。

$$\sigma_e = \sigma_a + k \cdot \sigma_m \quad (1)$$

ここで、 σ_e 、 σ_a および σ_m はそれぞれ、等価応力振幅、平均応力のある時の応力振幅および平均応力を示し、 k は実験より得られる係数を示す。図5に係数 k と応力振幅 σ_a の関係を、表3に k の値をまとめて示す。なお、係数 k は次のような手順で求めた。すなわち、まず応力振幅 σ_a で平均応力が σ_m の破断繰返し数を求める。つぎにこの破断繰返し数に等しい応力振幅 σ_e を平均応力 $\sigma_m = 0$ の $S-N$ 曲線から求め、(1)式から k を算出した。120 cpm {2 Hz}、1200 cpm {20 Hz} の両振り破断繰返し数 N_f はそれぞれ、(2)および(3)式より求めた。

120 cpm {2 Hz}

$$N_f \cdot \sigma_a^{6.91} = 1.05 \times 10^{16} \quad (2)$$

1200 cpm {20 Hz}

$$N_f \cdot \sigma_a^{6.48} = 1.07 \times 10^{15} \quad (3)$$

図5および表3から明らかなように平均応力の係数 k は空中が最も大きく、大型船用ディーゼル機関のガス圧繰返し数に近い120 cpm {2 Hz}のとき温水中では0.2～

図5 温水中腐食疲労における平均応力の係数

表3 平均応力の係数 k

条 件		k 値
温 水 中	1200 cpm {20 Hz}	0.3
	120 cpm {2 Hz}	0.2~0.25

$$\sigma_e = \sigma_a + k \cdot \sigma_m$$

～0.25の範囲にあることがわかる。

3.2 温水中腐食疲労強度に及ぼす重畳応力の影響(平滑試験片) 図6に一例として120 cpm {2 Hz}の結果を重畳波の応力振幅 σ_a と重畳波破断繰返し数 N_{f2} の関係で示す。図6から明らかなように重畳波破断繰返し数 N_{f2} は重畳山数 n が小さいほど小さくなることから、これは、 n が小さくなるほど、台形波の繰返し数が多くなるのでこれによる影響と考えられる。図7は120 cpm {2 Hz}、1200 cpm {20 Hz}の結果を σ_a と破断時間 t の関係で示したものである。図7の⊗印は $\sigma_a = 0$ 、すなわち、台形波単独の破断時間を示したもので、重畳

図6 重畳波応力振幅と破断繰返し数の関係

波による実験結果を $\sigma_a=0$ に延長するとはほぼ台形波単独寿命に一致することがわかる。また、図7中の破線は等価繰返し数法による推定寿命線を示したもので、120cpm{2Hz}に対しては若干安全側に、1200cpm{20Hz}に対しては若干危険側の寿命を与えるが、ほぼ実験結果に近いことが分る。

遠藤、駒井ら⁷⁾は高力鋼HT-50の1% NaCl中の腐食疲労強度に及ぼす重畳応力の影響に関する実験で、特定の重畳応力振幅で腐食が促進され、疲労寿命が大幅に低下する結果を示しているが、今回の試験ではそのような現象は認められなかった。これは遠藤らの実験と比べ材料と環境が相違しているためであると思われる。

図8は120cpm{2Hz}の重畳疲労試験の結果を重畳山数 n と1次波(台形波)破断繰返し数 N_{f1} との関係で示したものである。図8中の点線は平均応力の変動のない場合の $n-N_{f1}$ の関係を示すもので、したがって、破線と実験値との差は平均応力の変動による寿命低下量を示す。

図8から明らかなように n と N_{f1} の間には $\sigma_a=8\text{ kgf/mm}^2$ {78.5MPa}の一点を除くと両対数ではほぼ直線関係のあることがわかる。同様な結果は $f_2=1200\text{cpm}$ {20Hz}の場合にも得られた。これらの結果から $\sigma_{\max}=50\text{ kgf/mm}^2$ {490.3MPa}の片振り重畳波形下の1次波断繰返し数 N_{f1} 、重畳山数 n および重畳波応力振幅 σ_a の間の関係は120cpm{2Hz}、1200cpm{20Hz}に対してそれぞれ次式で与えられる。

120cpm{2Hz}

$$N_{f1}=3.67 \times 10^{-7} \cdot n^{-0.927} \cdot \sigma_a^{-2.06} \quad (4)$$

1200cpm{20Hz}

$$N_{f1}=2.04 \times 10^8 \cdot n^{-0.91} \cdot \sigma_a^{-2.53} \quad (5)$$

図9は平滑試験片による温水中重畳疲労試験の結果を重畳する正弦波の単独寿命(平均応力の変動がない場合の計算寿命) N_{f2}' に対する重畳山数 n の比 n/N_{f2}' (繰返し数比と称す)と、 N_{f2}' に対する重畳波形下の重畳波破断

図8 重畳山数と1次波破断繰返し数の関係

繰返し数 N_{f2} の比(寿命比と称す) α との関係で示したものである。図9より寿命比 α は繰返し数比 n/N_{f2}' が小さくなるほど、すなわち平均応力の変動回数が多いほど小さくなる様子が良くわかる。

つぎに平滑試験片による重畳疲労試験の結果を修正マイナー則を用いて整理してみる。まず、図10に示すように重畳波形をレンジ・ペア・ミーン法により、台形波一回と正弦波 $n-1/2$ 回に分解し、次に(6)式より累積損傷値 D を求める。

$$N_{f1} \cdot \left(\frac{1}{N_1} + \frac{n-1/2}{N_2} \right) = D \quad (6)$$

ここに、 N_{f1} は重畳波形下の1次波破断繰返し数を、 N_1 、 N_2 は台形波、正弦波単独の破断繰返し数を示し、 n は重畳山数を示す。なお、(6)式の計算に必要な120cpm{2Hz}、1200cpm{20Hz}の両振り破断繰返し数は(2)、(3)式で、両振り台形波の破断繰返し数¹¹⁾は下記に示す(7)

$$N_f \cdot \sigma_a^{8.52} = 1.35 \times 10^6 \quad (7)$$

式からそれぞれ求め、また平均応力の評価は(1)式を用い、 k の値には120cpm{2Hz}、1200cpm{20Hz}に対してはそれぞれ0.25および0.3を用い、台形波に対して0.25を用いた。図11に D の計算結果を示す。

図7 重畳波応力振幅と破断時間の関係

図9 寿命比と繰返し数比の関係

図10 重畳応力波形の応力変換の一例
(レンジ・ペア・メーン法)

図11 累積損傷値D

図11から明らかなように D は0.8を中心にとらつき、温水中の場合もほぼ修正マイナー則 ($D=1$) が成立することがわかる。そこで次に $D=1$ としての N_{f1} の推定寿命 N_e を求め、実験寿命 N_t と比較した。図12にその結果を示す。図12から明かなように実験寿命 N_t は1点(○)を除きすべて $1.5 N_e \sim 1/1.5 N_e$ の範囲にあり、修正マイナー則による寿命推定法がきわめて有効な方法であることがわかる。

3.3 切欠き試験片による重畳疲労試験 燃焼室壁部材には鋳造欠陥を含め多くの応力集中部があり疲労破壊事故の多くは応力集中部に生じている。したがって、応力集中部における重畳応力の影響を求めておくことは重要である。ここでは空

中、温水中における重畳疲労試験結果について述べるとともに、応力集中部の疲労寿命推定法についても述べる。

図13に切欠き試験片空中の重畳疲労試験結果をき裂総長さと、重畳波繰返し数 N の関係で示す。き裂は板厚のはば中央部に発生し、その後の両表面に向かって広がっていく。図13の縦軸はこの時のき裂の総長さ(クラックゲージによる)を示している。図14から明かなように台形波単独の場合のき裂発生繰返し数 N_c は破断繰返し数 N_f の16%になっているが重畳波の場合、 N_c/N_f は応力比 m (最大応力 σ_{max} に対する重畳波応力振幅 σ_a の比) が

図12 実験寿命と推定寿命の比較

図13 切欠き材の板幅方向のき裂進展の様子

図14 切欠き材の温水中重畳疲労試験

小さくなるにつれて、すなわち、破断までの寿命が長くなるにつれて大きくなる様子がわかる。つぎに図14に温水中の重畳疲労試験の結果の一例を応力比 m と1次波き裂発生繰返し数 N_c の関係で示す。温水中のき裂発生繰返し数は一定回数ごとに試験片をとりはずし、切欠き底に長さ約0.5 mmのき裂を発見した繰返し数としたが、試験片によっては観察時にき裂を発見できなかったが試験再開後の観察までに破断に至ったものもあった。このような結果は図14中で○、●などの記号で示した。図14から明らかなように破断繰返し数 N_f に対するき裂発生繰返し数 N_c の比は予想外に大きく、最も小さい場合でも N_c/N_f は0.55程度である。なお、温水中ではき裂は、切欠き底の板幅全面にわたって多数発生し、最終的にはそれらがつながって破断にいたる。図15に切欠き試験片による試験結果をまとめて示す。なお、図15中の $\sigma_{max}(e)$ 、 $\sigma_a(e)$ はき裂底の弾性計算最大応力および重畳波応力振幅を示す。図15から明らかなように切欠き試験片の場合も特定の重畳波応力振幅で疲労寿命が激減する現象は見られなかった。

切欠き底の最大応力が弾性範囲内であれば、

切欠き材温水中の疲労寿命はこれまで求めてきたデータをもとに推定が可能である。しかしながら、実機では切欠き部での最大応力は降伏応力を越えることがしばしばである。このような場合には弾(塑)性応力解析を行い詳細な応力データを得る必要があるが、燃焼室壁部材は形

図15 切欠き材の重畳波による疲労試験結果

状が複雑であるため3次元の弾(塑)性応力解析を行う必要があり、これには多大な費用を要する。そこでここではNeuber 則による切欠き底の応力評価法¹²⁾を用い、弾性計算応力から切欠き底の降伏後の真の応力を求め、これをもとに重畳疲労寿命を推定した結果について述べる。切欠き底の理論的応力集中係数を K_t 、降伏後の応力集中係数およびひずみ集中係数をそれぞれ K_σ 、 K_ϵ とするとNeuber 則は(8)式で与えられる。

$$K_t^2 = K_\sigma \cdot K_\epsilon \quad (8)$$

つぎに切欠き底の公称応力を σ_n 、そ(塑)性流動後の真応力、真ひずみを σ 、 ϵ とすると(8)式はつぎようになる。

$$(K_t \cdot \sigma_n)^2 / E = \sigma \cdot \epsilon \quad (9)$$

(8)式において ϵ を σ の関数で表わすことができれば切欠き底のそ(塑)性流動後の真の応力を求めることができる。これには、材料のひずみ制御の低サイクル疲労試験から得られるそ(塑)性ひずみ振幅 $\Delta\epsilon_p$ と応力 σ の次式の関係、

$$\Delta\epsilon_p = A \cdot \sigma^\alpha \quad (10)$$

ここで A 、 α は材料定数、を用いると、最終的に荷荷時、除荷時に対して次式の関係から切欠き底の真の応力を求めることができる。

○ 荷荷時

$$(K_t \cdot \sigma_n)^2 / E = \sigma^2 / E + \frac{A}{2} \sigma^{\alpha+1} \quad (11)$$

○ 除荷時

$$(K_t \cdot \sigma_n)^2 / E = \sigma^2 / E + \frac{A}{2\alpha} \sigma^{\alpha+1} \quad (12)$$

別にもとめたCr-Mo鋳鋼の直径ひずみ制御の低サイクル疲労試験から得た定数 A 、 α はそれぞれ、 $A=1.43 \times 10^{-11}$ 、 $\alpha=5.32$ である。図16は(11)、(12)式を用いたCr-Mo鋳鋼の弾性計算応力 σ_{ce} とそ性流動後の真の応力 σ 、 σ' の関係を示したものである。図17は図16の結果を用いて弾性計算応力をそ性流動後の真の応力に変換した一例を示す。切欠き試験片の結果について(11)、(12)式を用いて切欠き底の真の応力を求め、変換した応力値に対して修正マイナー則を用いて寿命推定を行った。温水中で $n=10^5$ の場合について寿命推定した結果を

図16 弾性計算応力とNeuber 則によるそ性流動後応力の関係(Cr-Mo 鋳鋼)

図17 弾性計算応力とそ性流動後応力の関係($m=0.1$ の場合)

図15中に一点鎖線で示した。寿命推定の基礎となる正弦波、台形波の両振り寿命は破断寿命を対象としたものであるが、図15から明らかに実験寿命と推定寿命はよく一致することがわかる。

4. 燃焼室壁部材の疲労寿命推定

以上の結果をもとに、冷却水空を有するシリンダカバーの冷却水側(表5参照)の疲労寿命を推定し、従来の空

表4 Cr-Mo 鋳鋼高温水中重畳疲労寿命推定法

切欠き部 応力評価法	Neuber 則	(11),(12)式 図16
重畳波形 応力変換法	レンジ・ベア・ミーン	図10
平力 均評 応価	正弦波 120 cpm [2 Hz]	$\sigma_e = \sigma_a + 0.25 \sigma_m$ 表3
	台形波	$\sigma_e = \sigma_a + 0.25 \sigma_m$ 文献11)
単の 独寿 波命	正弦波 120 cpm [2 Hz]	$N_2 = 1.05 \times 10^{15} \cdot \sigma^{-6.11}$ (2)式
	台形波	$N_1 = 1.35 \times 10^{16} \cdot \sigma^{-8.52}$ 文献11)
重畳波形下の疲労寿命	$N_{f1} = \frac{N_1 \cdot N_2}{N_1(n-1/2) + N_2}$ (6)式	

表5 実機シリンダカバー寿命推定結果

No	σ_{max} kgf/mm² {MPa}	σ_a kgf/mm² {MPa}	n	実機寿命	推定寿命	
					今回	従来
1	34.0	3.0	3.2×10^6	80航海 で発見	24.5	192
2	21.0	5.0	1.0×10^6	6~60	267	245×10^5
3	53.8	3.9	3.09×10^6	4~6	4.34	12

中の疲労データをもとにした寿命推定結果と比較した。寿命推定に用いた方法ならびに $S-N$ 曲線などのデータを表 4 にまとめて示し, 表 5 に寿命推定結果を示す。なお, 表 4 中の $S-N$ 曲線の式は 120 cpm {2 Hz} のもので, 大型機関のガス圧繰返し数に近いものである。

表 5 から明らかなように従来の空中データをもとにした結果に比べ今回の推定寿命は実機寿命にかなり近い値となっており, これまで述べてきた方法が, 燃焼室壁部材の実働環境下の疲労寿命を推定する上で有効な方法であることが明らかとなった。

5. ま と め

燃焼室壁部材の実働環境下における疲労強度を調べる目的で, 平滑, 切欠き試験片を用いて Cr-Mo 铸鋼の温水中腐食疲労強度に及ぼす平均応力の影響, ならびに重畳応力の影響などを調べた。得られた結果の概要は次の通りである。

(1) 疲労強度に及ぼす平均応力の評価式, $\sigma_e = \sigma_a + k \cdot \sigma_m$ における係数 k は温水中 120 cpm {2 Hz} の場合, $k = 0.2 \sim 0.25$ で空中の $k = 0.4$ に比べ小さい。

(2) 重畳波形下の 1 次波破断寿命と重畳小波数との間には両対数で直線関係があり, 1 次波破断寿命は重畳山数が多いほど短くなる。

(3) 重畳波による腐食促進効果は認められない。

(4) 温水中においても修正マイナー則がほぼ成立し, 温水中重畳疲労強度は山田の平均応力の式および修正マイナー則を用いて推定できる。

(5) 切欠き底の応力一ひずみの関係は Neuber 則をも

とにした応力評価法により評価できる。切欠き試験片についても実験寿命と推定寿命の間により一致が見られた。

(6) 以上の結果をもとに, 実機シリンダカバーの疲労寿命を推定したところ, 事故例に良く一致する結果が得られた。

なお, 本研究の多くは造船研究協会 SR 164 部会研究「船用ディーゼル機関燃焼室およびその周辺の信頼性向上に関する研究」の一環として実施したものであることを付記するとともに, 発表に当たっての関係者のご好意に感謝いたします。

文 献

- 1) たとえば遠藤, 船用機械, Vol.43(1971), p.3.
- 2) たとえば衣川・高尾・永井, 舶機誌, Vol.12, No.1(1977), p.71.
- 3) 高尾・衣川, 舶機講第 17 回前刷(昭 49-10), p.151.
- 4) 大井・三浦・熊田, 材料学会講第 29 回前刷(昭 55-5), No.212.
- 5) 高尾・衣川・永井, ISME'78 講演論文集(1978), B-3, p.285.
- 6) 遠藤ほか, 機論, 34-257(昭 43-1), p.44.
- 7) 遠藤・駒井ほか, 機論, 40-340(昭 49-12), p.3267.
- 8) 遠藤ほか, 機論, 37-303(昭 46-11), p.2036.
- 9) A. W. O. Webb ほか, SNAME Technical & Research Symposium S-4, Propeller, 75.
- 10) 山田ほか, 機講(関西支部)前刷, No.143(昭 48-10), p.67.
- 11) 造船研究協会, 研究資料 No.294(昭 53-3), p.34.
- 12) 造船研究協会, 研究報告 No.83(昭 50).