高出力用プロペラ材料について*

中 野 市 次**

概 要

最近、相次いで超大型タンカー、大形高速コンテナ船などが就航しているが、このような高出力船用プロペラに関して、材料面から検討を要する最も緊急、かつ重要な課題として次のことがあげられる。

(1) プロペラ重量を軽減し、かつ、翼の疲労破損を防止するため、合理的な翼厚強度計算値を設定する必要がある。その際、基礎となる現有プロペラ材料の実体腐食疲労強度を明らかにすること。

(2) キャビテーション・エロージョンによる翼面の損傷を設計面のみで完全に防止することが困難であるため、材料面で耐潰食性を改善すること。

上述の課題に対して、次のような研究開発を実施した。

(1) 肉厚の異なる厚肉鋳物及び実船用プロペラについて腐食疲労試験を系統的に実施し、鋳物の肉厚と腐食疲労強度との関係をより正確に求めた。

(2) キャビテーション・エロージョン対策として、プロペラ新造時にエロージョンの発生が予想される翼面にあらかじめ、耐潰食性に優れた材料で肉盛りする方法を開発し、実船に適用して好結果を得た。

Materials for High Powered Marine Propellers

by Ichiji Nakano

Abstract

There has been a remarkable increase lately in the number of VLCC (Very Large Crude Carriers) and high speed large container ships, and the high powers involved for propulsion have brought about renewed interest in the improvement of propeller design and manufacture. Two of the most important considerations in this respect will be discussed below:

(1) The corrosion fatigue strength of propellers has to be further clarified and established to allow a more rational approach in determining the optimum blade thickness, light in weight but with sufficient resistance to fracture and breakage. (2) The cavitation erosion resistance has to be improved by selecting the proper material as it appears difficult to solve this problem with the present design method. With this in mind following investigations have been carried out:

(1) The relations between corrosion fatigue strength and thickness of castings have been accurately established through tests carried out with specimens taken from variously sized castings and propellers.

(2) A new method of "Weld Surfacing" using material of superior cavitation erosion resistance has been developed. This method has been applied to actual propellers and good results have been obtained in service.

1. プロペラ実体腐食疲労強度

1.1 まえがき プロペラの翼厚計算を合理的に行なうためには、プロペラ実体の疲労強度をベースに許容応力値を決めるべきである。しかるに、プロペラ材料の疲労強度に関して一般に公表されているデータはほとんど別鋳込みの小試片によって得られた値である。このよ

うな値を参考に、他の要因を加えて、経験的にプロペラ設計の際の許容応力値が決められているように思われる。

銅合金鋳造材は一般に鋳造温度よりの冷却速度によって強度が変化する¹⁾。徐冷されると金属組織が変化し、強度が低下する。プロペラが大形化した場合翼根肉厚部は徐冷されるため、強度低下はさけ難い。このような現象を、“mass effect”と称している。したがって、プロペラ設計において翼厚増による疲労強度の低下に応じて、許容応力値を修正する必要がある。著者は従来の小形疲労試験機と、この目的のために製作した大形疲労

*原稿受付 昭和49年12月18日

船用機関国際シンポジウム一般講演(昭和48年11月15日)

**正会員 (株) 神戸製鋼所鋳鍛鋼本部(呉市昭和通5丁目)

試験機を使用して、プロペラ実体の腐食疲労強度をより正確に求めるための系統的な実験を行なった。

1.2 実験方法

1.2.1 供試材 現在、船用プロペラには、マンガン青銅、高マンガンアルミニウム青銅およびニッケルアルミニウム青銅が一般に使用されているので、この3種類の銅合金材料について実験を行なった。供試素材には表1および図1に示すような肉厚を各々異にする砂型铸件を使用し、図示の位置により試片を採取した。化学組成の代表例を表2に示す。この外、後述の表3に示すように7本の実船用プロペラの翼根0.3~0.5r/R、前進面側から採取した試片について試験を行なった。

表1 供試材の寸法、および試片採取位置

肉厚 (t) mm	素 材 形 状			疲労試験 の 種 類
	長さ(l) mm	巾(h) mm	厚さ(t) mm	
$t=25$	250	125	25	小形
$t=55$	250	50	55	小形
$t=100$	250	100	100	小形
$t=200$	1250	550	200	小形・大形
$t=250$	400	200	250	小形

図1 供試材の寸法及び試片採取位置

表2 供試材の化学成分

材 料	化 学 成 分 (%)						
	Cu	Al	Fe	Ni	Mn	Zn	Sn
マンガン青銅	57.35	0.59	0.87	0.39	0.86	39.54	0.47
高マンガンアルミニウム青銅	76.58	7.93	3.55	2.76	9.49	—	—
ニッケルアルミニウム青銅	79.56	9.44	4.86	4.86	0.86	—	—

1.2.2 試験装置

(1) 小形疲労試験機 小試片については、小野式回転曲げ疲労試験機を使用した。

試験条件は次の通りである。

試験片寸法: 12mm ϕ

応力繰返し数: 3,000 cycles/min

腐 食 液: 天然海水, 800~1,000 cc/min 滴下

この程度の腐食液量で試片平行部は常時海水にさらされる。

(2) 大形疲労試験機 大形試片については共振形繰返し曲げ疲労試験機を使用して試験を行った²⁾。試験機の構造として図2~4に示すように、二つのタイヤで支えられた軸系に、DCモーターで回転する加振機によって強制的に振動を与え、軸系の中央部に装着された試験片に最大の繰返し曲げ応力加わるようにしたものである。曲げ応力の大きさは、DCモーターの回転数の制御によって規定される。

試験条件は次の通りである。

容 量: 最大曲げモーメント 5,000 kg-m

試験片寸法: 80mm ϕ (丸), または 125 $\times$ 50mm (角)

応力繰返し数: 400~450 cycles/min

腐 食 液: 天然海水, 12~15 l/min 滴下

1.3 実験結果

1.3.1 肉厚の影響 この項では小形疲労試験機で得られた結果について述べる。素材肉厚を異にする場合の海水中での疲労曲線を材料別にまとめて図5~7に示

図2 大形疲労試験機の機構

図3 大形疲労試験機

図4 腐食装置

図5 マンガン青銅の疲労曲線

図6 高マンガンアルミニウム青銅の疲労曲線

図7 ニッケルアルミニウム青銅の疲労曲線

図8 腐食疲れ強さと鋳物の肉厚との関係

す。いずれの場合も、繰返し数 $N=2 \times 10^7$ 付近では $S-N$ 曲線はまだ傾斜をもっており、 $N=10^8$ 付近になると水平に近づく。しかし、完全には水平にならない。プロペラの寿命を30年と仮定すると、 $N=2 \times 10^9$ のときの疲労限が必要となる。実験によってこの値を求めることは試験に長時間を要し困難である。したがって、 $N=10^8$

までの $S-N$ 曲線実測値を外挿して $N=2 \times 10^9$ のときの疲労限を推定する方法がとられる。 $N=10^8$ における腐食疲れ強さと素材肉厚との関係を求めると図8のようになる。いずれの材料も肉厚 (t) の増加で腐食疲れ強さは低下するが、肉厚 200 mm 以上ではほぼ一定になる。

各材料について肉厚が変化した場合の金属組織を図9～11に示す。肉厚が大きくなると組織は粗大化し、疲れ強さの低下の一因となっている。肉厚がある程度以上

肉厚 25mm

プロベラ実体 (G)

図9 マンガン青銅の組織(×100)

肉厚 25mm

プロベラ実体 (F)

図10 高マンガンアルミニウム青銅の組織(×100)

肉厚 25mm

プロベラ実体 (B)

図11 ニッケルアルミニウム青銅の組織(×100)

大きくなると、組織変化は少なくなり、疲れ強さは一定に近づくものと思われる。

肉厚 25 mm のときの腐食疲れ強さは繰返し数 (N) = 2×10^7 では、従来公表されているマンガン青銅 10~12 kg/mm²、高マンガンアルミニウム青銅 16~18 kg/mm²、ニッケルアルミニウム青銅 17~19 kg/mm² の値とほぼ同じである。繰返し数 10^8 のときは、これよりもそれぞれ 1.5~3 kg/mm² 低い値を示す。

肉厚 250 mm では更に低下し、繰返し数 10^8 における値はおおよそ、

マンガン青銅 7 kg/mm²
高マンガンアルミニウム青銅 10 kg/mm²
ニッケルアルミニウム青銅 13 kg/mm² である。

次に大きさを異にする実船用大形プロペラ数種より図 12 に示す位置より採取した試片について腐食疲労試験を行った結果を表 3 に示す。これによると実体プロペラの腐食疲れ強さは、素材肉厚 200~250 mm の厚肉铸件とほぼ同じ程度の値が得られた。

試験した 3 種類の材料の中でニッケル・アルミニウム青銅が最も高い腐食疲れ強さを有している。

図 12 試片採取位置

1.3.2 試験片寸法の影響 ニッケル・アルミニウム青銅材について腐食疲労強度に及ぼす試験片の大きさおよび形状の相違を比較するため、表 1 に示した肉厚 200 mm の厚肉铸件を鋳造し、同一素材より 80 φ mm と 125 × 50 mm の大形試験片および 12 φ mm の小形試験片を各々採取し、疲労試験を行なった。その結果によると、

図 13 に示すように繰返し数 (N) の低い領域では小試験片の方が同一の繰返し数に対して変動応力 (S) の値は大きい。繰返し数 (N) が 10^8 付近になるとほとんど差異はなくなり、一定の値に近づく。すなわち試験片の形状に関係なくほぼ同じ疲れ強さを示す。実体プロペラ 2 種類について試験した結果も図 14 のように同様の傾向を示す。

このような結果が得られたのは、主として試験片がうける腐食の影響差によるものと思われる。繰返し数 (N) の低い領域では、小試験片よりも応力繰返し数 (cycles/min) の小さい大形試験片の方が試験の延時間が長くなるので、腐食の影響をより多く受ける。したがって、同

図 13 試片寸法を異にするニッケルアルミニウム青銅厚肉铸件の疲労曲線

図 14 試片寸法を異にするニッケルアルミニウム青銅プロペラ実体の疲労曲線

表 3 大形プロペラ実体の腐食疲労試験結果

材 料	プロペラ No	プロペラ 要 目			試片採取位置		腐食疲れ強さ (σ_f) kg/mm ² $N=10^8$	引張り強さ $2(\sigma_B)$ kg/mm ²	強度比 σ_f/σ_B %
		直径 mm	仕上重量 kg	翼数	前進面	翼厚 (mm)			
ニッケル・アルミニウム青銅	A	5,600	14,100	5	0.45 R	140	12.0	51.9	23.2
	B	6,600	28,000	5	0.5 R	180	12.5	53.3	23.5
	C	7,000	40,200	5	0.5 R	160	12.0	53.5	22.5
	D	7,800	38,200	5	0.3 R	210	13.0	49.5	26.3
	E	8,300	38,900	5	0.3 R	280	12.5	53.9	23.2
高マンガン・アルミニウム青銅	F	6,900	27,500	5	0.35 R	230	9.5	55.9	17.0
マンガン青銅	G	5,800	18,400	4	0.35 R	200	6.5	44.8	14.5

じ繰返し数(N)では大形試験片の方がより低い応力(S)で破断することになる。繰返し数(N)が大きくなると、いずれの試片も試験時間が長くなるので、腐食の影響差が少なくなり、腐食疲労強度はほぼ同じ値に近づくものと考えられる。

1.2.3 切欠の影響 ニッケル・アルミニウム青銅について切欠材の腐食疲労試験を行い、図15に形状係数(α)と切欠係数(β)との関係としてまとめた⁹⁾。切欠材では試験片の大きさの影響が認められる。図16に一例として素材肉厚200mmの場合の平滑材と切欠材との疲労曲線を示した。

図15 ニッケルアルミニウム青銅の形状係数と切欠係数の関係

図16 ニッケルアルミニウム青銅切欠材の疲労曲線

これらの結果から、小試験片では切欠による腐食疲れ強さの低下はほとんど認められない。大形試験片では切欠によって若干腐食疲れ強さが低下するが、その低下率は小さい。このことから、ニッケル・アルミニウム青銅の切欠感度は他の材料に比べて非常に小さく、プロペラ材として有利な性質をもっているといえる。

1.4 まとめ 以上の試験により、プロペラの大きさによって肉厚を異にする場合、翼根部における腐食疲れ強さを、より正確に知ることができた。また、現用の銅合金プロペラ材として高出力船用には疲労強度の点で

ニッケル・アルミニウム青銅が最も優れた性質を有することを明らかにした。

これらの結果をプロペラ翼厚計算に応用するためには、更に実船における応力変動を知る必要がある。

最近、日本において高速コンテナ船におけるプロペラ応力変動が実測された⁴⁾。それによると、プロペラは前進面翼根最大肉厚付近で最大の引張り応力変動をうけ、その値として常用出力、平水中航行状態で $5.7 \pm 2.1 \text{ kg/mm}^2$ が実測された。荒天時には応力変動はこれよりも更に大きくなる。巨大タンカーでは実測値はないが理論計算によると、航行中プロペラに加わる応力変動はコンテナ船の場合よりも少ない。

前述した疲労試験結果は、すべて応力が両振変動($\sigma_m = 0$)する場合である。実船ではある平均応力が加わった状態で応力変動しているの、この点を修正する必要がある。したがって、耐久線図によって安全率を求めねばならない。一例としてニッケル・アルミニウム青銅厚肉鑄造材の耐久線図を図17に示す(注：平均応力のある場合の腐食疲れ強さはSR126のデーターを引用した⁴⁾)。

将来、上述の理由によりプロペラの大きさ及び船の種類によって同一材料でも設計許容応力値を若干変える必要があると思う。

図17 ニッケルアルミニウム青銅厚肉鑄物の耐久線図

2. 耐潰食肉盛プロペラ

2.1 まえがき 最近、船舶の高出力化に伴って、キャビテーション・エロージョンによる損傷がふえている。一般に、商船用大形一体形プロペラではキャビテー

ション・エロージョンの発生する場所は過去の実績データによると、ほとんど後進面の0.7Rから翼先端に限られている。また、類似船の実績あるいはモデルによるタンクテストなどにより個々のプロペラについて、キャビテーション・エロージョンの発生場所を予測することは可能である。他方プロペラとして腐食疲労をうけるのは繰返しの引張応力が加わる前進面側である。大形船用プロペラとして重要な性質、すなわち、腐食疲労強度と耐キャビテーション・エロージョン性とは、その要求される場所が異なっている。

したがって、腐食疲労強度が高く、大形プロペラ材として優れた実績のあるニッケル・アルミニウム青銅でプロペラ本体を製作し、耐エロージョン性を要求される後進面の必要な翼表面をなんらかの方法で局部的に耐エロージョン性を改善すれば、上述した二つの重要な性質を同時に満足するプロペラが得られる。その方法として溶接肉盛法を適用した耐潰食肉盛プロペラを実用化した。

就航後にプロペラに発生したキャビテーション・エロージョン部を補修する方法が一般に行われている。しかし、本船のドック期間が短く、十分な溶接補修工事ができない場合がある。また、ドックサイドでの現場の応急作業となりやすいので、作業性が悪く十分な品質管理が行われ難い。これに比べプロペラ新造時にあらかじめ、キャビテーション・エロージョンの発生が予想される場所を溶接肉盛する方法は、専門工場で十分管理された状態で工事が行われるので、上述のような心配はなく、効果的な方法である。

2.2 耐潰食肉盛材の諸性質

2.2.1 溶着部の強度 一般にアルミニウム青銅では堅さが高くなると、耐潰食性が向上する。堅さを部分的に高くするには、その部分を堅い溶着金属がえられる溶接肉盛を行なう方法が最も実用的である。この目的に適した溶接棒として、Cu-Al系に少量のBeを添加した合金(HZ合金)がある。この合金はニッケル・アルミニウム

青銅に対して良好な溶接性を有している。また、堅い溶着金属がえられるにもかかわらず、溶接ワレ危険性が少ない。このHZ合金で、ニッケル・アルミニウム青銅母材へ溶接肉盛した場合の溶接部の堅さ分布は図18に示すようになる。熱影響部の堅さは溶着部の堅さより高くない。HZ合金溶接部の顕微鏡組織の一例を図19に示す。

2.2.2 耐潰食性 HZ合金肉盛部の耐潰食性を図20に示すような磁歪式キャビテーション試験機で各種材料と比較した結果を図21～22に示す。アルミニウム青銅母材に比べ約4倍耐潰食性に優れている。

2.2.3 耐応力腐食ワレ性 プロペラに広範囲な溶接肉盛を適用する際に検討を要する問題として、溶接に

図18 溶接肉盛材の硬度

母材：ニッケルアルミニウム青銅

溶接棒：HZ合金

母材
(ニッケルアルミニウム青銅)

境界部

溶着部
(HZ合金)

図19 HZ合金溶接材の顕微鏡組織(×100)

図 20 キャビテーション・エロージョン試験装置

図 21 キャビテーション・エロージョン試験結果

試験法：磁歪式キャビテーション・エロージョン試験機
 周波数：6.5 kHz
 振幅：90 μ
 液：水道水
 試験時間：2時間

による残留応力と応力腐食ワレ性がある。

図 23 に示すような試験装置を使用して、28%アンモニア水による迅速応力腐食ワレ試験を行なった結果を、応力と割れ寿命との関係にまとめると図 24 に示すようにな

材質	マンガン青銅	ステンレス鋼 (13%Cr)	ステンレス鋼 (18%Cr-8%Ni)	ニッケルアルミニウム青銅	HZ合金 (肉盛)
減量 (mg/2H)	26.6	15.3	5.5	5.5	1.3

図 22 キャビテーション試験後の試験片表面状況

図 23 応力腐食割れ試験装置

図 24 応力腐食割れ試験結果

負荷型式：定荷重法
 腐食方法：半浸漬法
 腐食液：アンモニア水 (28%)

る。これにより HZ 合金溶接部は、ニッケル・アルミニウム青銅母材と同様に優れた耐応力腐食ワレ性を有していることがわかる。

2.2.4 残留応力の除去 溶接によって生じた残留応力は図 25 に示すように 350℃の焼鈍で約 50%，400℃焼鈍によって約 90%除去される。また、図 26 に示すように 400℃までの焼鈍によって肉盛部の耐潰食性は低下しない。

2.3 実施例 実船用大形プロペラに上述のような耐潰食肉盛を施工するために、多電極 MIG 自動溶接肉盛装置を開発した。溶接に伴う変形と残留応力を最小限度にするため、施工条件として予熱温度を高くし、溶接電流を下げる方法を採用した。自動肉盛のため溶接による変形の傾向が比較的一定となるので、実体プロペラを使用した試作試験によって変形量を正確には握ることができた。この結果にもとづいて、プロペラ製造時にあ

図 25 焼鈍による残留応力の変化

母 材：ニッケルアルミニウム青銅
溶接棒：HZ 合金

図 26 HZ合金肉盛材の焼鈍温度と潰食減量との関係

らかじめ、溶接による変形量の修正を行なうことが可能となった。肉盛り後のプロペラは必要な肉盛り硬さを確保して、しかも、公差内の寸法精度に仕上げる事ができた。

表 4 に示すような実船用プロペラにこの方法を適用した肉盛範囲は図 27 に示す。表 7 のプロペラ“ A ”について就航 1 年後の調査結果によると、肉盛りしない翼面は図 28 に示すように潰食を受けているが、耐潰食肉盛を行なった翼面は図 29 に示すように、損傷をうけていない。

表 4 耐潰食肉盛プロペラ実績例

		鉱石運搬船	タンカー	コンテナ
船	重量(kg)	146,000	208,800	21,300
	エンジン (SP×rpm)	29,000×126	33,000×80	50,000×135
プロペラ	速力(Knots)	16.4	16.0	25.0
	直径(mm)	6,990	9,200	7,080
プロペラ	仕上重量(kg)	29,750	47,519	40,210
	翼数	5	5	6
肉盛範囲(図 27)		Fig. A	Fig. B	Fig. C
就航期間(月)		20	14	8
(1973. 6. 1 現在)

図 27 耐潰食肉盛範囲例
(黒色部が肉盛範囲を示す) 図 28 キャビテーション・エロージョンによって
損傷を受けたプロペラ翼面
(表 4 のプロペラ A, 肉盛なし 1 年使用) 図 29 耐潰食肉盛した翼面
(図 28 と同じプロペラ)

2.4 まとめ キャビテーション・エロージョンの材料面からの防止法として実用化された耐潰食肉盛りプロペラは現在 7 本が実船へ使用されている。初期のものはすでに 3 年を経過しているが、優れた耐潰食性が得られている。

本報告を終るに当たって、このような研究開発に対して適切な指導と発表を許可していただいた、(株)神戸製鋼所鉄鋼

本部長・西原守博士、および、実験を直接担当していただいた、呉開発室の石津亘君、橋本善幸君に深く感謝の意を表します。

文 献

1) 梶山, 相沢, 雄谷: 鋳物, Vol. 32(1960), 12, 903

- 2) 安, 安部, 藤川: 神戸製鋼技報, Vol. 19(1969), 2, 79
3) 石橋: 「金属の疲労と破壊の防止」(養賢堂), p. 38(1971版)
4) 日本造船研究協会第 126 部会(SR126), 研究報告書(1973)
5) 日本学術振興会: 「アルミニウム青銅」(日刊工業新聞社),
p. 133(1967版)
6) 中野・石津: 鋳物, Vol. 42(1970), 9, 742
-