

テクノスーパーライナー (TSL-F) 船体構造用 高強度ステンレス鋼のキャビテーション・エロージョン 特性試験

正員 松 尾 元 敬^{*1} 正員 伊 藤 久^{*2}
水 田 明 能^{*3} 正員 杉 本 広 憲^{*4}
友 野 裕^{*5} 柴 崎 公 太^{*6}

Cavitation Erosion Tests of High Tensile Stainless Steels
for the Techno-Superliner (TSL-F) Hulls

by Motonori Matsuo, *Member* Hisashi Ito, *Member*
Akiyoshi Mizuta Hironori Sugimoto, *Member*
Yutaka Tomono Kota Shibasaki

Summary

Cavitation erosion tests of high tensile stainless steels for the Techno-Superliner (TSL-F) hulls were carried out. The TSL-F is a new generation, high-speed, hybrid hydrofoil lift/buoyancy type vessel. The hull structure consists of an upper hull, lower hull, hydrofoils and struts which connect the upper hull to the lower hull and hydrofoils. A 13 Cr-5 Ni martensite, a 24 Cr-13 Ni austenite which is produced by a new thermo-mechanical controlled rolling process (TMCP) and a 22 Cr-5 Ni dual-phase stainless steel were examined, whose tensile strength ranged from 1078 MPa to 710 MPa, by three methods; i. e., a vibratory method, a high speed fluid channel method and the test using a 1/6 scale sea going test ship.

It became clear that these materials have better anti-cavitation erosion properties compared to other conventionally used structural materials such as a mild/high-tensile steel and have the same properties as 15-5 PH (precipitation hardening) stainless steel which is well known as a high tensile stainless steel and that the vibratory method and the high speed fluid channel method gave the same characteristics qualitatively. Finally, a rough estimation of the total life cavitation erosion of an actual TSL-F was done by using these three test results.

1. 緒 言

全没型の水中翼による揚力とロワーハルによる浮力によって船体を浮上させて、海面を高速で航行できる複合支持

型の超高速船 (テクノスーパーライナー:Fタイプ, 以下TSL-F)が, 平成元年度から平成6年度にわたり, TSL研究組合によって開発された¹⁾²⁾。TSL-Fは, Sea State 6以下の状態で1000トンの貨物をウォータージェット推進により50ノットのスピードで500海里以上連続航行可能な性能を有しているものであり, 従来にない新世代の水上船舶であると言えることができる。著者らのグループは, TSL-Fの船体構造用材料の研究を実施し, 各種の材料の中から, 適用性の高い材料の選定と, それらの適用法等について検討を行った。

このような形式の船舶では, 高速航行時やフラップ等の制御時に没水部において発生の予想されるキャビテーションが船体表面近くで崩壊することにより生じる船体材料のエロージョン (キャビテーション・エロージョンまたは壊

*1 NKK 船舶・海洋本部
(研究当時, 現NKK総合設計(株))

*2 NKK エンジニアリング研究所

*3 川崎重工業(株)明石技術研究所

*4 川崎重工業(株)船舶事業本部

*5 日立造船(株)技術・開発本部技術研究所

*6 NKK 船舶・海洋本部

原稿受理 平成8年1月9日

春季講演会において講演 平成8年5月15, 16日

食と呼ばれる)が1つの問題であると考えられる。キャビテーション・エロージョンの発生メカニズムについては、いくつかの考え方があるが³⁾⁴⁾、キャビティが崩壊する時に発生する衝撃圧力波の繰返し作用による材料表面の疲労が原因であるとするのが現状では最も有力な考え方のようにある^{5)~7)}。

本論文では、このようなキャビテーション・エロージョンの発生メカニズムに関する流体力学的な問題や材料に生じるエロージョンの金属学的な問題には立ち入らず、材料試験片または船体表面に発生するキャビテーション・エロージョン現象に着目し、それに対する耐性を材料特性の1つと考えて、TSL-Fの没水構造部への適用性の評価のためにマクロに検討することとし、現時点で最も適用性が高いと判断される3種類の高強度ステンレス鋼について、キャビテーション・エロージョン性を磁歪振動法および高速流体試験法により検討した。また、実船の6分の1のスケールで建造された実海域模型船⁸⁾を用いて、翼面でのキャビテーション・エロージョン試験を実施した。実海域模型船では、幾何学的条件と流体力学的条件が実船 TSL-F に近いと考えられるので、実海域模型船による試験結果と前記の磁歪振動法および高速流体試験法による試験結果を利用して、実船の TSL-F での高強度ステンレス鋼のキャビテーション・エロージョン性についての評価も試みた。なお、実船での評価については、不確定要素が多く定量的な判断は難しいので、ここでは1つの参考データの提示と考えた。

2. 供試材料と試験概要

2.1 供試材料

TSL-F の概念図を、Fig. 1 に示す。TSL-F では上部船体構造は主としてアルミ合金、FRP が用いられる。一方、水中翼、ローワーハルおよびストラットなどの没水部構造は、高速で推進するため塗装が剥離することが予想されるため、無塗装が前提となる。したがって、一般の炭素鋼および低合金鋼は耐食性の点で問題があるため、高強度ステンレス鋼の適用が考えられている。ここで言う高強度ステンレス鋼とは、金属組織的に分類すれば、マルテンサイト系、

Table 1 Chemical composition and mechanical properties of the stainless steels examined

Material	Metal Structure	Chemical Composition(wt%)				Mechanical Properties		
		C	Cr	Ni	Mo	Tensile Strength (MPa)	Yield Strength (MPa)	Elongation (%)
13Cr-SN(K)	Martensite	0.02	12.98	5.25	1.05	1078	960	21
24Cr-13Ni(Y)	Austenite	0.02	24.28	12.83	0.80	947	757	36
22Cr-SN(U)	Austenite+Ferrite	0.02	22.35	5.85	3.10	710	507	45
SUS304	Austenite	≤0.08	18~20	8~10.5	-	≥520	≥205	≥40

オーステナイト系、および二相系(フェライト+オーステナイト系)それぞれ各1種類、合計3種類である。比較のために、代表的なステンレス鋼である SUS 304 (オーステナイト系)を併せて、Table 1 に化学成分と基本的な材料特性を示す。以下必要に応じて、これらの高強度ステンレス鋼をそれぞれ K, Y, U と略記する。

これらの鋼種は、強度レベル、耐食性および施工性においてそれぞれ特色を有しており、没水部の各部分の必要特性に合わせて使い分けられることが考えられる。

2.2 試験方法の概要

各材料においてキャビテーション発生により生じるエロージョン量については、その材料系の有する特性により変化することが知られており、これまでに多くの研究がある。また、評価方法についても多くの方法が提案されている⁹⁾¹⁰⁾。しかし、これまでの研究例からは、材料間の相対的な比較はある程度可能であっても、キャビテーションの発生条件や材料成分系の相違がある場合では、耐キャビテーション・エロージョン性の定量的な推定などは困難な状況にある。

そこで、本研究では3種類の試験を組み合わせることにより TSL-F の没水部への使用が考えられる高強度ステンレス鋼の評価と、実船での損傷量の推定を試みた。まず、第一の試験方法として、試験時間が比較的短く、試験片の寸法が小さく採取の容易な磁歪振動法により、各候補材料の相対的耐性の評価と、従来から知られている材料との比較を行った。この方法では、母材のみならず、例えば継手部の溶接金属と熱影響部(HAZ)に分けて試験評価が可能である。第二の方法として、より実環境に近い評価法であると考えられる高速流体試験法による検討を行った。この方法では、試験時間が長くなるため、多種類の材料評価には適しないので、高強度ステンレス鋼等の母材に限定して試験を実施した。また、これらの試験方法の比較は、共通の材料を用いた試験結果により行った。さらに第三の方法として、予め磁歪振動法および高速流体試験法で評価を行った純アルミニウム(A 1050 P-H 112)製の試験片を用いて TSL-F の実海域模型船で発生するキャビテーションによるエロージョンを測定することを試み、この結果と純アルミニウムの磁歪式および高速流体式での損傷速度を基に、TSL-F 実船での高強度ステンレス鋼の耐キャビテーション・エロージョン性の評価を実施した。使用した純アルミニウムの化学成分と基本的な材料特性を Table 2 に

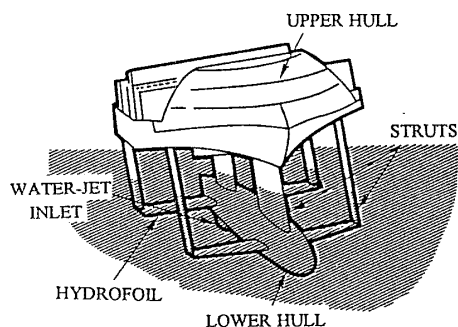


Fig. 1 General layout of the TSL-F vessel

Table 2 Chemical composition and mechanical properties of the pure aluminium examined

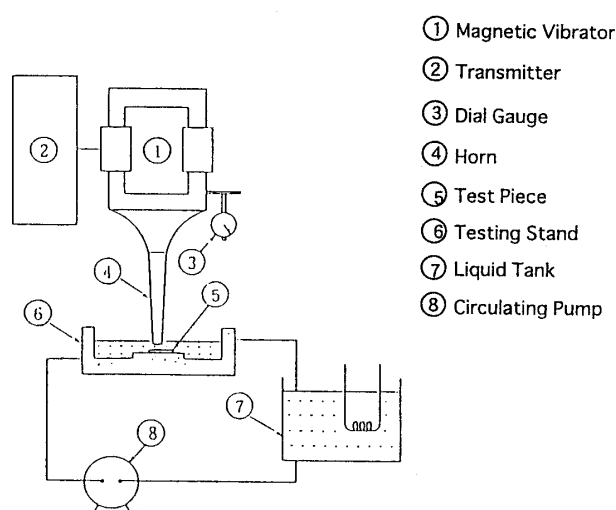
Material	Chemical Composition (wt%)							Mechanical Properties	
	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Ti	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)
A1050P-H112	0.10	0.27	0.01	<0.01	<0.01	<0.01	0.02	95.1	50

示す。

3. 磁歪振動法による キャビテーション・エロージョン試験

3.1 試験方法

耐キャビテーション・エロージョン性を評価する方法の中で、材料間の比較検討を行なう方法として、磁歪振動法が広く用いられている。本試験で用いた対向型磁歪振動法¹¹⁾の試験装置の概要を Fig. 2 に示す。本試験法は、液中のステンレス製のホーンに高周波振動を与え、これにより発生するキャビテーション気泡の崩壊衝撃圧力波により、ホーン先端に対向して設置した平板状の試験片表面にエロージョンを発生させて評価を行うものである。ASTM (G 32) ではホーン先端に試験片をネジ止めにより固定して直接評価する方法が規定されているが、この方法に比べて、対向型では試験片の振動がなく加速度負荷が生じないこと、また試験片にネジ加工を行なう必要がないため、表面处理材や難加工材の試験評価が可能であるという利点がある。試験片は 25 mm×25 mm で厚さ 2~5 mm とし、FRP製の試験片を除き表面粗度を同一条件 (▽▽▽) に仕上げた。試験時間については、これまでの同種のステンレス系の材料の評価結果¹²⁾を基にして 20 時間とし、試験片の重量を測定して試験前後での損耗重量を求めた。



Test Piece Size 25mm×25mm×5mm

Frequency 19 kHz

Fig. 2 Vibratory cavitation erosion testing device

3.2 試験結果

磁歪振動法による TSL-F 用高強度ステンレス鋼等の材料評価結果を Fig. 3 にまとめて示す。試験においては重量変化のみを計測したが、材料間の比重差を考慮して重量を損傷体積に換算した。これを基に、Y 鋼を基準とした相対エロージョン率を計算して示してある。本図には比較のため、同一の試験機により実施した一般構造用鋼 (SS 400)、高張力鋼 (HT 90)、SUS 304 および 15-5 PH 鋼 (析出硬化型高強度ステンレス鋼) 等の結果を併せて示した。また、CFRP は、翼のフラップなどでの使用が考えられるので、試験材料に加えた。なお、純アルミニウムは、前述の 2 つのキャビテーション・エロージョン試験法および後述する実海域模型船試験を通じて共通材料として使用したものである。TSL-F 候補鋼材の中では Y 鋼が最も優れた耐性を有しており、K, U 鋼の順となった。材料の耐キャビテーション・エロージョン性については、表面硬さの影響とともに、衝撃圧力による加工誘起変態による衝撃力の吸収も大きく作用することが知られている。このことが今回の試験結果でも示されており、Y 鋼は表面硬さにおいては K 鋼や 15-5 PH 鋼より劣るが、組織がオーステナイト相であることから、3 種の材料中では最も優れた耐性を示している¹³⁾。また、Fig. 3 中の Weld Joint とは、各種溶接法での溶接金属と HAZ の平均値を示したものであり、Y 鋼および K 鋼では継手部では母材部よりも耐性が全体的に劣ることが明らかになっている。さらに、キャビテーション・エロージョンを防止する方法としては、部分的に表面改質を行なうことも可能であり、本試験でもコバルト合金をプラズマ粉体肉盛り溶接することにより Y 鋼を大きく上回る耐性が得られることが確認された (Fig. 3 の Cobalt Base Alloy 参照)。

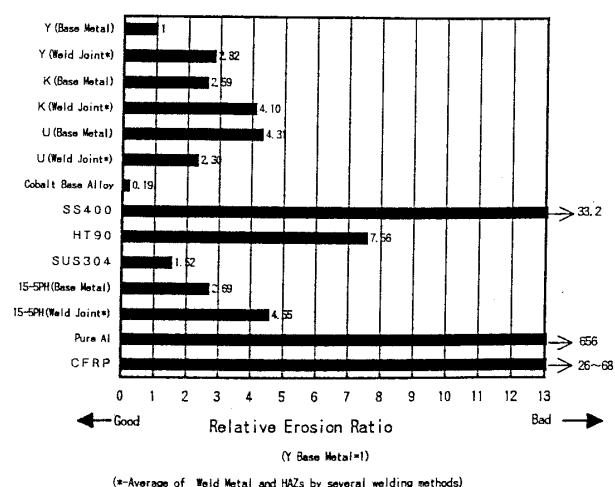


Fig. 3 Results of cavitation erosion test (Vibratory cavitation erosion testing)

4. 高速流体試験法による キャビテーション・エロージョン試験

4.1 試験方法

高速流体を実際に作り出してキャビテーションの発生状況を調べる研究やそれによるエロージョンのメカニズムを検討する研究はこれまでに多く実施されている^{14)~18)}。著者らは、それらの中から、文献14)の方法を参照して、Fig. 4に示すような装置を開発し、キャビテーション・エロージョン試験を実施した。本装置の試験部分は、2 cm×4 cmの矩形断面の管路となっており平行部の長さは試験部分を含めて200 mmである。最高流速は、この断面に対する最大流量として50 ノット（約25 m/秒）を発生させることができ、また、タンク内部の圧力を加減することが可能である。試験片は、この管路の1つの壁面（4 cm幅の壁）を利用して、管路壁面位置に試験片表面が一致するように取り付け方式としている。試験片の形状は、試験面が4 cm×10 cmで板厚5 mmの平板である。キャビテーションは、Fig. 5に示すように、試験片上で流れの上流側に管路断面全高さにわたり一辺15 mmの正三角柱の障害物を取り付け、強制的に発生するようにした。Fig. 6は、三角柱の後方に発生したキャビテーションの様子を示すストロボ写真である。また、試験片の表面には、キャビテーションの崩壊に伴ってFig. 7に示すようなエロージョンが生じる。このエロージョンの評価量としては、試験片の重量変化を用いた。

試験流速は、実船で想定される50 ノットで一定とし、試

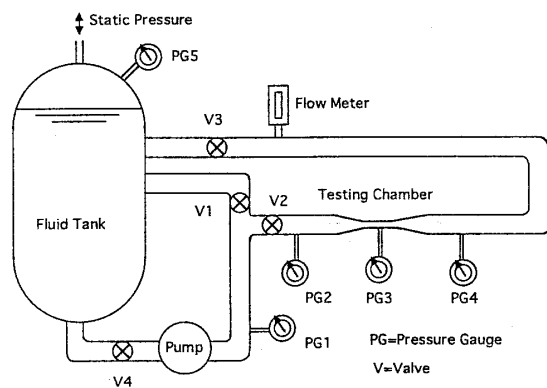


Fig. 4 High-speed flow channel

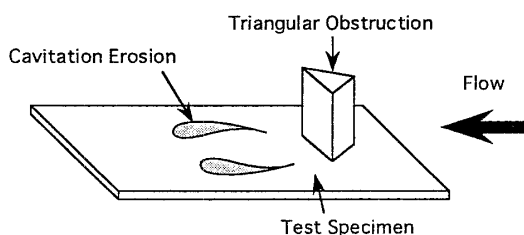


Fig. 5 Test section

験計測の容易さのために、できるだけエロージョン量が大きくなるようにタンク内圧を調整して、その圧力のもとで実施した。Fig. 8は、純アルミ試験片で実施したキャビテーション・エロージョン試験の結果（キャビテーション数とエロージョン量の関係）を示す。ここに、キャビテーション数は、(1)式で定義している。以下の試験は、Fig. 8の最

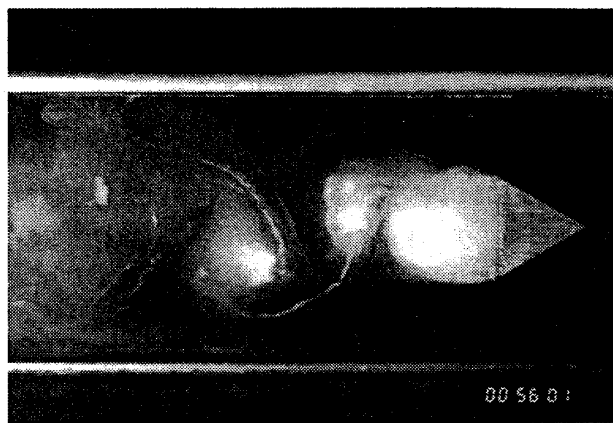


Fig. 6 Cavitation after the triangular obstruction

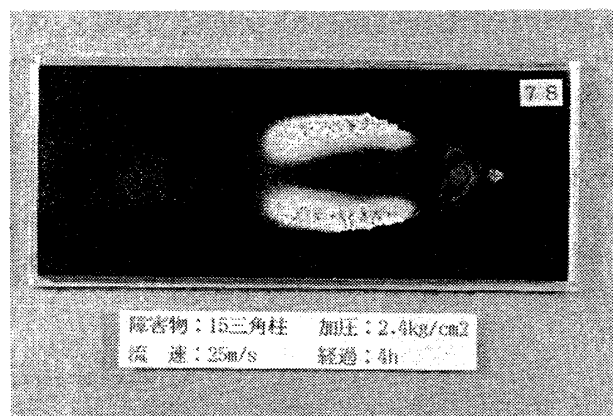


Fig. 7 Example of cavitation erosion
(pure aluminium, 4 hours)

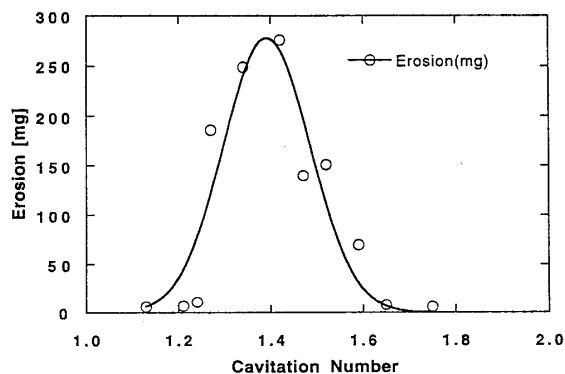


Fig. 8 Relationship between cavitation erosion and cavitation number obtained by high-speed flow channel (pure aluminium, 4 hours)

大値に相当する流速 (50 ノット) と圧力の条件で実施した。なお、使用した液体は、試験槽 (ステンレス鋼製) と各種試験片との電食を防止するために、真水とした。

また、試験時間は、純アルミニウム試験片の場合では 4 時間、ステンレス鋼の場合では 286 時間～382 時間であり、重量変化が十分に測定できる時間とした。

$$\text{キャビテーション数} = (P_3 - P_v) / 0.5 \rho V^2 \quad (1)$$

ここに、 P_3 : 試験体前方での圧力

P_v : 液体の飽和蒸気圧

ρ : 液体の密度

V : 試験体前方での速度

4.2 試験結果

Table 3 に各材料の Y 鋼を基準としたエロージョン速度 (エロージョン体積/時間) の比率を示す。本試験法による各材料の耐性の優劣は、前章の磁歪振動法の結果とほぼ対応している。

Table 3 Cavitation erosion volume loss ratio of the materials obtained by the high-speed flow channel testing

Material	Erosion Volume Loss Ratio (Y = 1)
13Cr-5Ni (K)	4.35
24Cr-13Ni (Y)	1
22Cr-5Ni (U)	3.83
A1050P-H112	12000

4.3 磁歪振動法との試験結果の比較

磁歪振動法と高速流体試験法で求められたキャビテーション・エロージョン量を、Y 鋼を基準とする体積比率で換算して相関を示したものが Fig. 9 である。本図は、中間データがないのでその領域での精度には問題があるが、本図に示したような 1 つの直線で近似できそうである。これによると、高強度ステンレス鋼では 2 つの試験法による結果

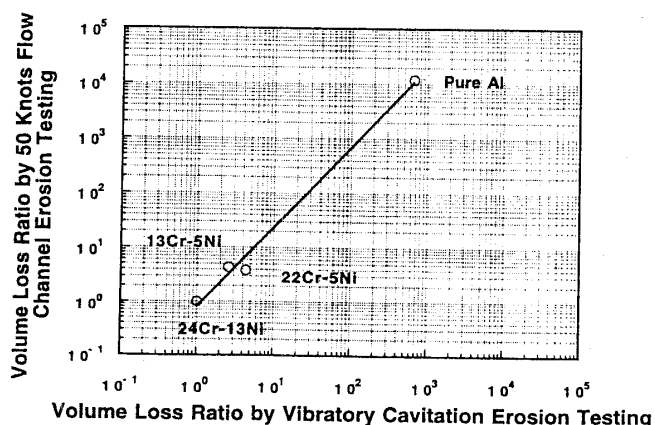


Fig. 9 Comparison of the volume loss ratios between two testing methods (24 Cr-13 Ni is chosen as a unit measure)

の差は大きくないが、純アルミ試験片では約 18 倍の差が生じている。この理由については、磁歪振動法では、定常期まで進行した状態でエロージョン量を比較しているのに対して、高速流体法では、純アルミ試験片ではエロージョン形状がきわめて凹凸の激しい状態となったために、キャビテーションの発生と崩壊がより厳しくなったためではないかと考えられる。

5. 実海域模型船による

キャビテーション・エロージョン試験

5.1 試験目的

実海域模型船試験は、実海面を航行させることにより TSL-F 船型の推進性能、運動制御性能、構造応答等の基本特性の把握及び確認を行い、要素研究の補完と実用化における設計技術を完成させることにその主目的があった¹⁾。また、重要な試験項目として水槽試験では実施が困難なキャビテーション特性の調査があり、翼走時の主翼とセンターストラット部は、キャビテーションの発生が予想される箇所であることから、水中カメラによりキャビテーションの発生の有無の観察が試みられた²⁾。実際に実海域での試験において、主翼のリーディングエッジやフラップのヒンジ部近傍からキャビテーション気泡の発生が確認されたので、キャビテーション気泡が崩壊すると思われる部分に試験片を貼付して、どの程度のエロージョン量が生じるかを調べた。

5.2 試験方法

キャビテーション・エロージョン量は極めて小さいと予測されたので、測定用の試験片の材質は耐性の小さい純アルミニウム (A 1050 P-H 112) とし、Fig. 10 の様な形状に作成した。この形状は、予め高速流体試験装置を用いた予備検討により、試験片自身によるキャビテーションの発生がないことを確認して決定した。試験片は水中 TV カメラ

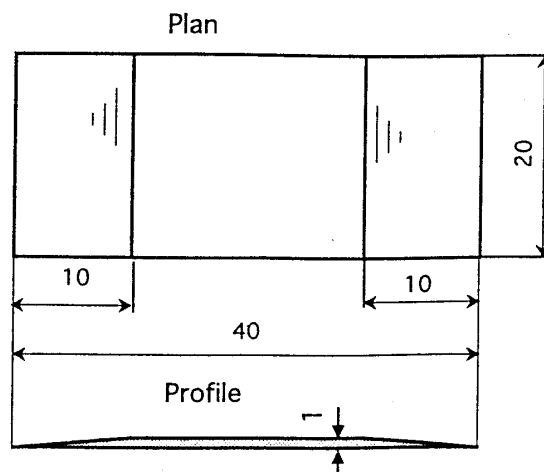


Fig. 10 Test specimen for the 1/6 scale test ship (Pure aluminium)

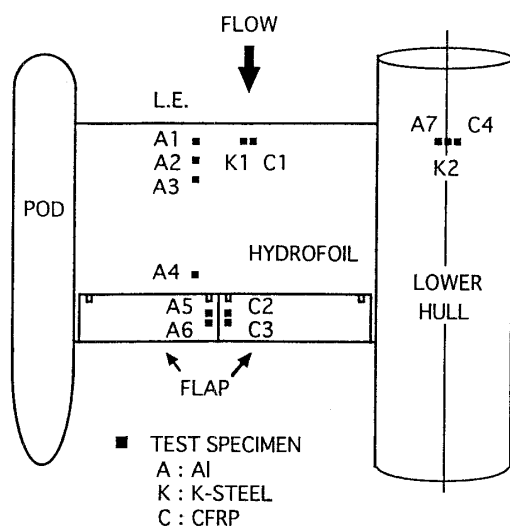


Fig. 11 Test specimens set on the 1/6 scale test ship

の観察結果を基に主翼のリーディングエッジやフラップのヒンジ部にあわせて Fig. 11 のように配置した。また、比較のためキャビテーションの発生がないローハルの上にも試験片を配置した。なお、試験片の貼付に際しては、主翼のステンレス鋼 (Y 鋼) との異種金属腐食の発生を防止するために、ガラス繊維布を試験片と船体との間に入れ、電気絶縁性を確保した。試験片に生じるキャビテーション・エロージョン量の測定では、重量測定が困難なためその表面粗度の変化に着目することとし、模型船を海上から陸上へ上架した時 (1 週間おき) に金属微細組織の複製 (レプリカ) 用の樹脂により、試料表面の転写試料を作製した。なお、比較のため K 鋼および CFRP を用いて同様の形状の試験片を作成し、Fig. 11 に示す位置に貼付した。

5.3 試験結果

試験片の貼付には、耐水性を考慮した接着剤を使用した試験途中での試験片の脱落も多く発生した。Fig. 12 には試験期間を通じてレプリカを採取できた試験片 (A 2, A 5, A 7) の中心線平均粗さ (Ra) の航海時間による変化を示す。試験片の表面粗さはキャビテーションの発生が生じない A 7 位置の試験片以外では、航海時間に比例して大きくなっている。試験後回収した試験片の走査型電子顕微鏡 (SEM) 観察により、試験片には腐食は発生していないことを確認しており、この表面粗さの変化は翼部に発生したキャビテーション気泡の崩壊によるエロージョンであると推定できる。なお、A 7 では、本来はキャビテーションが発生しない箇所であるため、腐食や生物付着等の影響のみが見られるものと考えられる。しかし、時間経過とともに粗度が減少し、再び増加した結果となっている理由はいくつかある。レプリカ採取時の方法に問題があったとも思われるが、測定期間を平均してみれば他の試験片 A 2 および A 5 とは明らかに異なっているため、ここでは、測定誤差の範囲であると考え、平均的にはほぼ変化なしであると判断

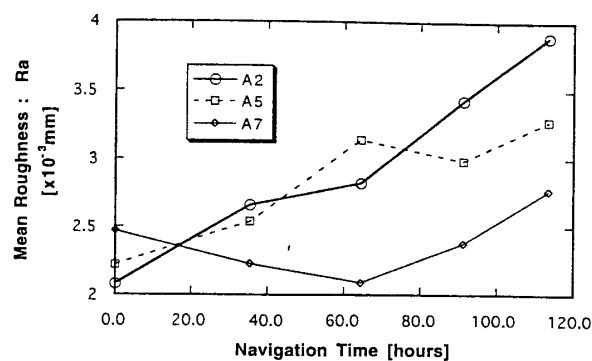


Fig. 12 Mean roughness and navigation time relationship

した。

一方、実海域模型船でのキャビテーション発生率については、ビデオ観察データを解析した結果、試験片の貼付期間中 (平成 6 年 7 月 20 日～同年 9 月 9 日) の航海において、船速 35 ノット前後での航行時間の約 6 割 3 分の時間比率にわたり、翼またはフラップのヒンジ部近傍でなんらかのキャビテーションの発生が見られたので、航行時間に対するキャビテーション発生率を 0.63 とすることとした。この値は、実海域模型船試験の性格から、各種の試験航行データの入手のために通常の航行条件の範囲外での試験条件が多く含まれていることに加え、材料の適用性を調べるために特殊なステンレスハニカム材などを使用して製作されたために、翼の製作精度が実船レベルよりも悪いということもあり、実船レベルよりもかなり高いものと考えられる。ここでは、上記の航行時間の内、船速 30 ノット以上で航行した時間の 0.63 倍の時間においてキャビテーションが発生したと仮定し、計測位置 A 2, A 5 の平均粗さ Ra の変化率を求めた。その結果、実海域模型船での平均損傷速度は、純アルミニウムで、 $0.025 \mu\text{m}/\text{時間}$ (A 2 位置)、 $0.015 \mu\text{m}/\text{時間}$ (A 5) となった。

6. 実船でのキャビテーション・エロージョン量の推定

キャビテーション・エロージョンを支配する主要因子は、キャビテーション数、キャビテーションの種類、気泡核の密度であると言われており、さらに、流速、キャビテーションの発生時間、含有気体量、温度、スケール効果などさまざまなものが影響する。ここで、実船でのキャビテーション・エロージョン量を推定する上で最も大きな問題は、実海域模型船での平水状態での標準速度 (約 35 ノット) での水中翼レベルでのキャビテーション数が約 0.7 であるのに対して、実船 TSL-F では約 0.5 (速度=50 ノット) である点である。このキャビテーション数の差を考慮する妥当な方法は現状では見あたらない。このため、キャビテーション数の相違およびその他の不確定因子については無視せ

ざるを得ず、その代わりに、流速の影響およびキャビテーション発生時間、および試験に用いた純アルミと高強度ステンレス鋼の耐性の比率等については過大に評価することによって、実船レベルでのキャビテーション・エロージョン量を推定することが実際に取り得る方法であろう。したがって、ここでの検討は、現時点においては1つの試行と位置づけることにより、今後の参考としての意義があると考えられる。以下では、次式によって実船レベルでのキャビテーション・エロージョンの評価を行った。

$$(TCE)_s = T_0 \times R_c \times (CE)_M \times (CE_x/CE_{AL}) \times (V_s/V_M)^n \quad (2)$$

ここに、 $(TCE)_s$: 実船 TSL-F の翼部のキャビテーション・エロージョン量

T_0 : 実船 TSL-F の一生における全航行時間

R_c : 実船 TSL-F でのキャビテーション発生率

$(CE)_M$: 実海域模型船試験で計測された純アルミ試験片のエロージョン速度

(CE_x/CE_{AL}) : 対象材料と純アルミのエロージョン速度の比

V_s : 実船 TSL-F の速度

V_M : 実海域模型船の速度

n : キャビテーション・エロージョンに与える速度の影響度を表す指数

全航行時間 T_0 は、就航年数を 20 年、就航率を 0.5 とすると 87600 時間となる。また、キャビテーション発生率 R_c は、実海域模型船で計測された値 0.63 をそのまま用いることとした。なお、キャビテーションが発生してもそれが必ずしもエロージョンには結びつかないが、ここでは全てエロージョンを起こすと仮定した。

(2) 式のように、キャビテーション・エロージョン量に時間に比例するという考え方は、エロージョンの指標として MDD 値 (Mean Depth of Deformation) を用いると時間に比例すると考えてよい¹⁹⁾ ことに基づいている。ここに、MDD 値の定義を (3) 式に示す。

$$MDD = (1/S) \int_S |\Delta Z| dS \quad (3)$$

ここに、 S : 測定の対象とする平面領域の面積

Δz : 初期平面からの凹凸量

MDD 値は、キャビテーション・エロージョンの初期の段階では、材料表面が体積変化を伴わない塑性変形により凹凸が生じると考えられているため、平均粗さ (Ra) と同じ量であるので、 $(CE)_M$ としては、5 章で求められた純アルミ試験片表面の Ra 値の変化速度の最大値として、 $0.025 \mu\text{m}/\text{時間}$ を使用した。

また、純アルミと検討の対象である高強度ステンレス鋼とのキャビテーション・エロージョン速度の比

(CE_x/CE_{AL}) は、磁歪振動法または高速流体試験法による結果を利用できるが、ここではより厳しい評価を行うために、磁歪振動法による結果 $(CE_x/CE_{AL}) = 2.59/656$ (K 鋼), $1/656$ (Y 鋼), $4.31/656$ (U 鋼) を用いた (Fig. 3 参照)。

キャビテーション・エロージョンに対する流速の影響については、一般に、同一キャビテーション数においては、エロージョン速度は流速の n 乗に比例すると言われている¹⁸⁾²⁰⁾ のでこれを利用した。 n は通常 5~8 程度とされているが、ここでは最も厳しい値として $n=8$ を使用した。なお、スケール効果については、次元解析の結果、無い¹⁹⁾ と言われているので無視した。

以上により、実船 TSL-F レベルでの 20 年間の翼表面でのキャビテーション・エロージョン量を推定した結果、20 年間に於いて、K 鋼で $96 \mu\text{m}$, Y 鋼で $37 \mu\text{m}$, U 鋼で $160 \mu\text{m}$ という値が得られた。

船体の表面粗度は、船体抵抗を増加させないためにある程度に抑える必要があるが、たとえば通常の船舶では新造時で平均粗度 $Ra \approx 100 \mu\text{m}$ 程度であるようである²¹⁾。これは機械仕上げのレベルで言うと、 ∇ の 2 倍~4 倍程度の凹凸量であり、各高強度ステンレス鋼はすべて 20 年間でこの程度の表面粗度変化に抑えられると考えられる。なお、溶接部については、母材よりも耐性の劣るものがあり、3 鋼種の溶接部で最も悪い K 鋼では $152 \mu\text{m}/20$ 年となり、母材に比べるとやや注意が必要であろう。

以上、粗い推定ではあるが、実船 TSL-F での翼部のキャビテーション・エロージョン量の一応の推定値が求められた。この結果が、どの程度妥当なものであるかは議論の多いところであるが、全体としては安全側の評価になっているであろうと著者らは考えている。

7. 結 言

磁歪振動法と高速流体試験法により TSL-F の没水部船体構造に適用性が高いと考えられる高強度ステンレス鋼のキャビテーション・エロージョン性を調べることににより、これらが、従来の慣用材料の中で最もキャビテーション・エロージョン性の高いと考えられている SUS 304 や析出硬化型高強度ステンレス鋼の代表的な材料の 1 つである 15-5 PH 鋼に比べてもほぼ同等の耐性を有することがわかった。また、両者による実験結果は、材料間の優劣において、定量的には差があるが定性的には同じ結果が得られた。また両者の相関関係を提示した。

また、実船 TSL-F の 6 分の 1 のスケールモデルによる実海域模型船によるキャビテーション・エロージョン実験を実施し、翼表面に生じたキャビテーション・エロージョン量を測定した。

これらの結果を使用して、実船 TSL-F レベルでのキャビテーション・エロージョン量の推定を試みた。

謝 辞

最後に、本研究は、造船業基盤整備事業協会の助成金と日本船舶振興会の補助金、ならびにテクノスーパーライナー技術研究組合の組合員各社の賦課金により実施されたことを付記し、さらに、実験計測に関して(株)ジャパンテクノメイト、川重テクノサービス(株)のご助力を得たことを記して、これらの関係各位に深く感謝の意を表します。

参 考 文 献

- 1) TSL 技術研究組合, テクノスーパーライナーの研究開発状況, 日本造船学会誌 785 号 (1994)
- 2) 山中直樹, 新形式超高速貨物船「テクノスーパーライナー」, 生産と技術, 第 47 巻第 2 号 (1995)
- 3) 藤川重雄, 赤松映明, キャビテーションによる壊食のメカニズム, ターボ機械, 第 12 巻第 5 号 (1984)
- 4) 島 章, 富田幸雄, キャビテーション気泡の崩壊による衝撃圧の発生機構と損傷ピットの形成, 日本機械学会誌第 90 巻第 819 号 (1987)
- 5) 岡田庸敬, キャビテーション壊食に対する材料の強さ, ターボ機械第 12 巻第 5 号 (1985)
- 6) Hokkirigawa, K. et al., Several Aspects of Fatigue Failure Caused by Cavitation Erosion, Proc. of Int. Symposium on Cavitation and Erosion in Hydraulic Structure&Machinery, Nanjing, China, (1992) pp. 249-254
- 7) 森 啓之他, キャビテーション気泡崩壊圧と壊食量に関する一考察, キャビテーションに関するシンポジウム (第 8 回), 日本学術会議 (1995)
- 8) テクノスーパーライナー技術研究組合, “海の新幹線” テクノスーパーライナー「疾風」「飛翔」の実海域模型船, Marine' 95, 1.2 (1995)
- 9) たとえば, 岡田庸敬, キャビテーション・エロージョンと工業材料(1), 機械の研究, 第 41 巻 (1989)
- 10) たとえば, 遠藤吉郎, キャビテーション・エロージョンに対する強さと試験法, 機械の研究, 第 21 巻 (1969)
- 11) 松村昌信他 対向型磁わい振動法試験における損傷機構, 日本機械学会論文集 (A 編), 47 (1981)
- 12) Noriyuki Kamoi et. al., A Study on the Welding of High-Strength Stainless Steel for the Ultra-Speed Hydrofoil, Journal of Ship Production, Vol. 9 (1983) P 33
- 13) 宇佐見賢一他, ステンレス鋼の耐キャビテーション・エロージョン性におよぼす金属組織と合金元素の役割, 鉄と鋼, 75 (1989)
- 14) 北島 晟, 岡部義信, 秋元徳三, ポンプのキャビテーション損傷評価手法, 電力中央研究所報告: T 87019 (1988)
- 15) Gehring, Jr., G. A., Corrosion of Alminum Alloys in High Velocity Seawater, CORROSION MARINA (1980)
- 16) Selim, S. M. A. and Hutton, S. P., Classification of Cavity Mechanics and Erosion, Proc. of 2nd Int. Conf. Cav., I Mech. E. (1983)
- 17) 岩井善郎他, キャビテーション気泡崩壊圧とエロージョン, 日本機械学会論文集 A 編 54 巻 500 号 (1988)
- 18) 村井 等他, キャビテーション損傷の速度依存性に関する研究—シート・キャビテーションについて—, キャビテーションに関するシンポジウム (第 8 会), 日本学術会議, (1995)
- 19) Kato, H., A Consideration on the Scaling Laws of Cavitation Erosion, Int. Shipbuilding Progress, Vol. 22, No. 253, (1975)
- 20) 大場利三郎, キャビテーション強さとエロージョン, ターボ機械第 13 巻第 10 号 (1985)
- 21) 瀬尾敏一他, 試験船だいおうによる抵抗推進性能の実験, 日本造船学会論文集, 第 142 号 (1977)