船体構造部材の静的強度に及ぼす腐食の影響

(第1報)

—実部材での腐食ピット影響調査—

正員 松 下 久 雄* 中 井 達 郎*
正員 山 本 規 雄* 正員 荒 井 宏 範*

Effect of Corrosion on Static Strength of Hull Structural Members (1st Report)

by Hisao Matsushita, *Member* Tatsuro Nakai
 Norio Yamamoto, *Member* Hironori Arai, *Member*

Summary

In the present study, some attempts have been made to investigate the effect of corrosion pits on the strength of hold frames of bulk carriers. Firstly, shapes of corrosion pits observed on the hold frames have been investigated in detail. It was shown that the shape of the corrosion pits is a circular cone and the ratio of the diameter to the depth is about 8 to 1. Secondly, a series of tensile tests has been conducted and it was pointed out that when there is pitting corrosion, the tensile strength decreases gradually and the total elongation decreases drastically as the thickness loss increases. Thirdly, a compression test has been performed and FE-Analysis has been carried out to simulate the experiment. The buckling behavior can be well simulated by elasto-plastic analysis when taking into account the shape and the position of the corrosion pits.

1. 緒 言

船体構造部材は就航後、腐食環境にさらされ、腐食による過大な板厚の減少などの経年劣化は避けられないことから、腐食は船舶の寿命を決定する要因のひとつと考えられている。それゆえ、船体構造の安全性を確保するためには、腐食のプロセスを理解し、腐食衰耗の全体強度に及ぼす影響のみならず、局所強度に及ぼす影響も的確に評価する必要がある。

このような観点から、著者の一人は腐食の発生と進行過程を定量的に評価することのできる腐食の確率モデルを開発し¹⁾、本モデルを用いて船体構造における主要強度のひとつである Hull Girder の腐食による縦強度の低下挙動を明らかにした²⁾。

全面腐食とピittingコロージョンは船体構造部材に見られる典型的な腐食として挙げられる。従来、Bulk Carrier の Hold Frame は無塗装であり、長期使用後は全面腐食していた。しかし、最近、建造時に塗

装された Hold Frame では多数のピittingコロージョンが全面腐食と共に観察されており、このピittingコロージョンが局所強度に及ぼす影響を考えた場合に問題となることがある。これまでも腐食が部材強度に与える影響についてその重要性から研究が進められてきており船体縦強度に及ぼす腐食衰耗の影響等が明らかとなっている³⁾が、ピittingコロージョンが部材強度に与える影響については十分な検討がなされているとは言えない。

そこで、船体構造部材の静的強度に及ぼす腐食、特にピittingコロージョンの影響を明らかにすることを目的に本研究はスタートした。本研究では、基礎的な①腐食の形態調査及び実部材での強度調査、②腐食減肉による局所強度の低下挙動のシミュレーション解析と、船体構造強度の観点からの、③腐食ピットを等価な一樣腐食モデルに置き換えるための検討、④腐食減肉による局所強度低下を考慮した船体構造部材の強度解析等を行っている。本論文では、第1段階として、腐食形態の把握及び腐食ピットの存在する実部材での静的強度（引張、圧縮）を調査すると共に腐食ピットを含む部材の強度評価を FEM 解析により行う際の形状モデリング方法

* (財)日本海事協会 技術研究所

について検討した。

尚、腐食材の静的強度（引張）に関しては岡ら¹⁴⁾が海水腐食材及び人工孔食材を用いた調査を実施しているが、腐食ピットが存在するとともにそれらがかなり成長している実部材を用いて広い範囲の腐食衰耗量に対する静的強度（引張）や多くの腐食ピットを有する構造要素での圧縮強度を検討した例は見あたらない。

2. 腐食衰耗に関する最近の調査結果

2.1 Bulk Carrier の損傷傾向¹⁵⁾

Bulk Carrier の船体構造について報告された損傷を、損傷の形態により「変形」、「亀裂」及び「腐食」に大別し、各船齢毎にそれぞれの損傷の占める比率にまとめた図を図1(1)に、また、報告された損傷数を最大値で標準化して各船齢毎に示した図を図1(2)に示す。船齢を経るに従って「腐食」形態の損傷が占める割合が増加することがうかがえる。また、「腐食」形態の損傷の損傷範囲が拡大する傾向もうかがえる。

一般に、腐食状態の評価には確率的な評価が要求される。しかし、腐食衰耗現象は、多くの要因が関与する現象であると共に、非常に大きなバラツキを有するので、腐食状態を評価することが困難であった。しかし、腐食の発生・進行過程に対して適当な確率モデルを導入、板厚計測データ等の実測データの解析によりモデルを同

(1) Ratio of Each Damage

(2) Number of Damage

Fig.1 Relation between ship's age and damage¹⁵⁾

Fig.2 Generation and Evolution of Corrosion¹⁵⁾

定することにより、実際の腐食部材の状態を再現できるようになった。

2.2 腐食状態の評価及びシミュレーション

一般に、構造部材に生じる減厚は使用開始（就航）直後から生じる訳ではなく、ある程度の時間が経ってから生じる。また、減厚を伴う腐食の進行速度の時間依存性については、経験的あるいは実験的に認識されている。このような状態の推移を模式的に図2に示す¹⁵⁾。

減厚を伴う腐食の発生と進行は、部材表面における腐食電池の形成と化学反応により考えることができ、腐食電池の形成時期（即ち、腐食の発生時期）、及び、化学反応速度（即ち、腐食の進行速度）は種々の腐食環境により異なる確率変数として取り扱うことができる。

図2に示すような腐食の発生・進行過程は以下の仮定をもとに確率モデルでシミュレートすることができる¹¹⁾。

- (1) 防食塗膜が有効な間は、腐食は生じない。防食塗膜の有効性が損なわれてくるにつれ、この領域に、腐食ピットに推移する可能性のある孔食活性点が生じる。
- (2) 生成された孔食活性点が実際に腐食衰耗を生じさせる腐食ピットへと推移する。
- (3) 腐食ピットはそれぞれ独立に成長する。

すなわち、一般に、構造物に見受けられる腐食状態は、生成された非常に多数の腐食ピットがそれぞれ成長していった結果であると考えられる。この腐食ピットの発生・進行過程は確率的であることから、確率モデルを導入することができ、成長する腐食ピットの形状を仮定することにより、腐食部材の表面状態をシミュレートすることができる。例えば、板表面における腐食ピットの発生位置がランダムで、発生した腐食ピット形状を深さ／半径=0.8のお椀型と仮定すると、図3のように腐食部材の状態を経時的にシミュレートすることができる¹⁵⁾。

以上から、腐食ピットの発生個数、発生密度、形状及び確率モデルを律するパラメータの値を種々変えることにより、実際の様々な腐食状況に対する腐食部材の表面状態を再現し評価することができる。

Fig. 3 Simulated State of Corrosion^[5]

2.3 Bulk Carrier 構造部材の腐食状況例

写真1に Bulk Carrier の垂直部材 Hold Frame の腐食状況の例を示す。本船は、船齢 14 年であり、鉄鉱石・石炭を積載する Bulk Carrier である。鉄鉱石による部材表面の損傷及び石炭積載時における腐食により進行している腐食ピットの発生の状況をよく表している。腐食は上部よりも中央部・下部で激しく進行していることが分かる。また、写真2から分かるように、腐食ピット部分では硬い錆が盛り上がっているがこの錆を除去すると板の減肉が認められる。

3. 供試材及び試験片

供試材は腐食ピットを有する KA32 鋼^[6]の Hold Frame であり、上述の船齢 14 年の Bulk Carrier から採取した。16 本の 80mm 幅引張試験片 (A 試験片) と 1 本の 200mm 幅引張試験片 (B 試験片) はこの Hold Frame の Web 部分から切り出された。184mm 幅圧縮試験片 (C 試験片) は、Shell, Web 及び Face からなる Hold Frame の一部を切断することにより作製された。構造部材に及ぼす腐食ピットの影響を詳細に調査するために、腐食ピットの個数が様々に異なる試験片 (Web 材) を用意した。試験片の板厚、幅及び標点間距離あるいは高さ (Web 部分の長さ) 及び試験片の両面に観察された腐食ピットの個数を表 1 にまとめて示す。ここで引張試験片の平均板厚は、試験片の重量から求めたものであり、圧縮試験片の Web 部分の平均板厚は、キャリパ

(a) Upper Portion

(b) Middle Portion

(c) Lower Portion

Photo 1 Pitting Corrosion on Hold Frames of Bulk Carrier

Photo 2 Corrosion Pit and Heavy Rust

ー・ゲージを用いて測定した約 150 点の計測値の平均値である。試験片の平均板厚は 6.3~10mm となっている (元厚は 10mm)。B 試験片で観察された腐食ピット直径の平均値は 25mm であり、C 試験片のそれは 29mm であった。

Table 1 Test Specimens

No.	T (mm)	Width (mm)	G.L. (mm)	Number of Pits	
				Side-A	Side-B
A1	8.0	80	200	Several (**)	Many (***)
A2	8.3				
A3	8.6				
A4	8.7				
A5	7.1				
A6	7.1				
A7	10.0			0	0
A8	10.0			1	0
A9	9.9			1	0
A10	9.8			1	0
A11	9.5			10	4
A12	9.7			9	8
A13	9.8			6	8
A14	7.0			Many (***)	Many (***)
A15	7.6				
A16	7.8				
B	6.3	200	300	132	178
C	8.0	184	450*	113	80

* height

** more than 40% of surface is corrosion-pitted

*** more than 80% of surface is corrosion-pitted

(a) Hold Frame of Bulk Carrier (b) Bottom Shell of Tanker
Fig.4 Cross-sectional View of Corrosion Pit

さらに、観察された腐食ピットの形状を、型取り材を用いて調査した。興味深い点は、図4に示すように、本研究で用いた Bulk Carrier の Hold Frame では腐食ピットの形状は円錐形であるのに対し、シングルハルトンカーの Bottom Shell での腐食ピットの形状は球形の一部である点である。図5に腐食ピットの深さと直径の関係を示す。この図には、シングルハルトンカーの Bottom Shell で観察された腐食ピットの傾向についても合わせてプロットしてある。図5から腐食ピットの直径と深さの比はほぼ一定になる傾向がうかがえる。即ち、Bulk Carrier の Hold Frame では 8:1~10:1、Tanker の Bottom Shell では約 4:1 である。同じ直径の腐食ピットを比較した場合、シングルハルトンカーの Bottom Shell の腐食ピットの方が、Bulk Carrier の Hold Frame のそれよりも深いと言える。このことは、一般的に言われている電気化学的に腐食ピット発生部周辺に存在する水分量によってピットの成長が異なることによるものと考えられる。

Fig.5 Relationship between Diameter and Depth of Corrosion Pits

4. 引張試験

構造部材の強度に及ぼす腐食ピットの影響を調べるために、上述の16本のA試験片とB試験片を用いて一連の引張試験を実施した。

4.1 破壊挙動

写真3(a)に示すように、腐食ピットがひとつしか存在しない場合(A8試験片)には、破断はその腐食ピットのある断面で生じ、また、複数の腐食ピットがある場合、その腐食ピットの位置関係にもよるが、き裂が複数の腐食ピット底部で発生し、それらが合体し破断に至った。200mm幅試験片(B試験片)の場合、写真3(b)に示すように、き裂が4つの腐食ピットの底部で発生し、それらが合体することにより主き裂となり破断に至った。また、その主き裂から離れた位置でも停留き裂が発生していた。

4.2 引張強度に及ぼす腐食ピットの影響

平均減肉量とピットの発生密度の双方を考えた実験データの整理方法が考えられるが、今回の供試材は、同一腐食環境下にあるので簡単のため、平均減肉量で整理した。

図6に平均減肉量と公称引張強度の関係を示す。本研究では、公称引張強度を $\sigma_{nominal} = P_{max} / A_0$ で定義する。ここで P_{max} 、 A_0 は、それぞれ最大荷重、腐食前の断面積である。腐食前の断面積 A_0 は、腐食前の板厚(10mm)に試験片の幅を掛け合わせたものである。図6から分かるように、公称引張強度は減肉量の増加とともに低下している。B試験片の平均減肉量は板厚の37%であるのに対して、その公称引張強度の低下は56%である。図6に示されている実線は減肉が均一の場合、すなわち板厚が一定の場合の減肉量と公称引張強度の関係である。全面腐食のように減肉が均一に起こる場合、公称引張強度は板厚に比例すると考えられる。一方、腐食ピットが分布して存在する場合、4.4で示すように、破断が最小断面部で生じ、しかも、その正味引張強度は材料の

引張強さとはほぼ一致していることから、腐食ピットによるマクロな応力集中の影響は少なく、公称引張強度は最小断面面積と平均板厚の比の分だけ減少し、また、ばらついている。腐食ピットの分布状態が部材の破断強度に大きく影響を与えることが分かる。この影響については、さらに調査する。

4.3 全体伸びに及ぼす腐食ピットの影響

図7に平均減肉量と伸びの関係を示す。この図を見ると、減肉が1mm程度までは、板厚の減少とともに伸びが激減しており、腐食ピットの伸びに及ぼす影響は非常

に大きいことが分かる。この伸びの減少は減肉が1mm以上になると飽和する傾向にある。このことは、腐食ピットを生じている平板は腐食ピットのないものと比べて、大きな変形に耐えられないことを示している。腐食ピットがある場合には、腐食ピット部に歪みが集中し全体歪みが減少することから、この全体伸びの変化には、板厚と孔食深さとの関係により決まる腐食ピット部の応力歪み関係や腐食ピット分布が大きく関与しているものと考えられる。破断強度とともに、今後さらに調査するつもりである。

4.4 破断面における引張強さ

図8に平均減肉量と正味引張強度(破断面における引張強度)の関係を示す。本研究では、正味最大応力を $\sigma_{nmax} = P_{max} / A_{f0}$ で定義する。ここで、 A_{f0} は荷重方向に垂直な破断面の負荷前の面積である。データのばらつきが大きい、これは破断面の面積の測定の困難さに起因するものと思われる。データは、409~589MPaの範囲にあり、平均値は527MPaとなっている。また、KA32鋼の鋼船規則における引張強さの要求値は440~590MPaとなっている¹⁶⁾。本鋼材の腐食前の引張強さは

Photo 3 Tensile Test Specimens after Test

Fig.6 Relationship between Thickness Loss and Nominal Strength in Tensile Test

Fig.7 Relationship between Thickness Loss and Total Elongation in Tensile Test

Fig.8 Relationship between Thickness Loss and Local Strength at Fractured Area

不明であるが、上記の点を考慮すると、鋼材そのものの引張強さは低下していないようである。板厚分布が腐食ピットの存在により変化し、これにより部材の公称強度の低下が起きていると考えられる。

5. 圧縮試験

一連の引張試験に引き続き、腐食ピットが構造部材の座屈挙動に及ぼす影響を調査することを目的として、圧縮試験を実施した。Shell, Web 及び Face からなる C 試験片の Web 部分のアスペクト比 α は 2.44 であり、幅厚比 β は 0.99 である。ここで、アスペクト比 α 、幅厚比 β は下式で定義される。

$$\alpha = \frac{a}{b}, \quad \beta = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}}$$

a , b , t はそれぞれ試験片の長さ、幅、板厚であり、 σ_y , E はそれぞれ降伏応力、ヤング率である。板厚 t の値はキャリパーゲージにより測定された平均板厚を用いた。図 9 に示すように、5 個の変位計を取付け、横たわみを測定した。また、圧縮方向にも変位計を取り付け変位を測定した。図 10 に荷重と圧縮方向変位の関係を示す。また、図 11 に荷重と横たわみの関係を示す。試験片の両端に近い位置、すなわち、変位計 No.1 及び No.5 の位置ではたわみが非常に小さく、また変位計 No.2~4 の値はほぼ等しかったため、図 11 には変位計 No.3、すなわち、試験片中央断面中央部における横たわみのみをプロットしている。図 11 から分かるように 240kN 以下の荷重では横たわみは生じていない。240kN の荷重で横たわみが生じ始め、最大荷重は 280kN であった。圧縮方向の変位が最大となった時点では、最大横たわみは試験片中央部よりも約 75mm 上部の多くの腐食ピットが列になって密集していた所で生じた。一方、横たわみ発生開始時には、最大横たわみは試験片のほぼ中央部で生じていた。表 2 に示すように、板厚測定の結果によると、全体の平均板厚は 8.0mm であるのに対し、最終的に最大たわみを生じた断面（断面 d）の平均板厚は 7.2mm であり、この値は他の断面の平均板厚よりも小さかった。

引張強度は最小断面の断面積と材料強度で決まるのに対して、圧縮強度については強度を決定する要因が明らかではないため、次章では圧縮試験の FEM による弾塑性たわみ解析を実施し、その変形挙動について検討した。

6. FEM 解析

6.1 解析条件

解析コードとして Marc が用いられた。Marc は、非常に広範囲にわたる Element Library を有している^[7]。

Fig.9 Shape of Compression Test Specimen and Position of Extensometer

Fig.10 Load Shortening Curve in Compression Test

Fig.11 Relationship between Buckling Deflection and Load

本解析では、その中から四節点厚肉シェル要素 (Element Type 75) 及び八節点六面体ソリッド要素 (Element Type 117) を使用した。本解析で用いた材料特性は $E=205,800\text{MPa}$ 、ポアソン比 $\nu=0.3$ 、 $\sigma_y=387\text{MPa}$ 、加工硬化率 $H'=1,940\text{MPa}$ であり、 σ_y 及び H' は丸棒試験片を用いた引張試験の結果から決定した。

以下の手順で試験片表面に発生していた腐食ピットの形状とその分布をモデリングした。

- (1) 腐食ピットの位置とその直径を測定する。

Table 2 Thickness of Compression Test Specimen

Cross Section	a	b	c	d	e
Ave.	8.3	7.8	8.7	7.2	7.8
Ave. (all)	8.0

(2) 腐食ピットの直径と深さの比を 8:1 と仮定する。

(3) 腐食ピットの形状を円錐形と仮定する。

以上の情報から、各々のシェル要素の厚さ、あるいはソリッド要素の形状を決定する。

今回の腐食ピット直径の平均値は 29mm であった。ここでは、モデリング状況を見やすくするため、一例として、直径 40mm の腐食ピットをソリッド要素を用いてモデリングした結果を図 12 に示す。ソリッド要素の場合、局所的な曲げ応力分布を考慮できるように板厚方向に一辺の長さが約 2.5mm の要素を 4 つ配置し、ピット形状に沿うように要素を配置した。ピット直径が 40mm の場合、直径方向を約 16 個に分割している。実際の解析で試験片をモデリングする際には、試験片表面における個々の腐食ピット直径の測定結果を用いている。

シェル要素の場合、腐食ピットによる中心軸のずれを考慮するため板厚中心に節点を配置し、さらに板厚分布を考慮するために個々の要素の板厚を変えた。一辺の長さは、腐食前の板厚と同等になるように 10mm とした。

6.2 解析結果

6.2.1 弾塑性大たわみ解析

圧縮試験において観察された座屈挙動を模擬することを目的として、弾塑性大たわみ解析を実施した。本解析では、以下の 2 つの形状モデルを使用した。

model A: 腐食ピットの分布を考慮したシェルモデル

model B: 腐食ピットの分布を考慮したソリッドモデル

シェルモデル (model A) の場合、節点数は 966、要素数は 900 であり、ソリッドモデル (model B) の場合、節点数は 73,305、要素数は 57,600 である。また、前述の通り試験片端部に近い箇所での横たわみが生じていなかったことから、両端固定で解析を実行することにした。弾塑性解析により求められた荷重と圧縮方向変位との関係を図 10 に、荷重と試験片中心における横方向変位との関係を図 11 に実験値と合わせて示した。これら

の図からソリッドモデル (model B) を用いた場合、最大荷重を精度良く予測できていることがわかる。シェルモデル (model A) を用いた場合の方が、最大荷重を若干大きな値に予測する。たわみの生じる方向については、図 11 から分かるように、反対方向を予測している。しかしながら、図 10、図 11 から分かるように横たわみの絶対値及び圧縮方向変位は、実験結果と良く一致しており、概ね変形挙動を良く予測できていると言える。圧縮方向の変位が最大となった時の変形状況を図 13 に示す。最大たわみはほぼ試験片中心部付近であるが、実験では中心より約 75mm 上の部分で発生しており、最大たわみ発生箇所については正確には予測できていないことがわかる。

Fig.12 Example Modeling of Corrosion Pit (Diameter:40mm)

Fig.13 Calculated Deformation in Elasto-Plastic Analysis (Compression Test)

6.2.2 弾性固有値解析

ここではより簡易な方法である弾性固有値解析を実施し、実験における最大荷重と比較した。形状モデルとしては、上述の弾塑性大たわみ解析で用いた model A と model B の他に以下の腐食ピットによる中心軸のずれを考慮しない板厚一定の model C-1 ($t = 10.0$ mm), model C-2 ($t = 8.0$ mm) 及び model C-3 ($t = 7.2$ mm) を使用した。

境界条件は弾塑性大たわみ解析の場合と同様に両端固定とした。減肉量と座屈荷重の関係を図 14 に示す。図 14 から分かるように、実験における最大荷重 (280kN) は model C-2 の結果 (339kN) より小さく、model C-3 (247kN) の結果よりも大きくなっている。すなわち、最小断面の平均板厚を用いて計算すると実験値よりも小さい値となり、全体の平均板厚を用いると計算値は危険側の値をとる。なお、腐食ピットの分布を考慮した model A (シェルモデル) を用いた場合の座屈荷重は 374kN, model B (ソリッドモデル) を用いた場合の座屈荷重は 356 kN であり実験値よりもかなり大きな値となる。以上の結果から、腐食ピットにより偏心がある場合、弾性固有値解析による計算結果は実験結果と合わないことが分かった。

7. 腐食ピットのマデリングに関する考察

圧縮試験の結果のところで述べた通り、圧縮試験でも大きな横たわみを生じた断面上には多くの腐食ピットが密集して発生していた。このような場合には、図 15 に示すように正確に腐食ピットの直径を計測するのが困難である。本研究で用いたマデリングの方法では、図 15 における D が本来計測したい値であるが、腐食ピットが重なって発生している場合、真の値を計測するのが難しくなる。これが、上述の圧縮試験の解析において、横たわみの発生方向などを正確に予測できていない原因のひとつではないかと考えられる。

腐食ピットの発生は試験片の両面で異なるため、圧縮負荷過程中に局所的な曲げの影響が出る可能性がある。腐食ピットの発生が試験片の両面で異なるという点については、シェルモデルでは、節点を板厚中心に配置することにより考慮されている。すなわち、節点が同一平面状にない。また、ソリッドモデルの場合には、腐食ピットの形状そのものをマデリングすることにより考慮されている。

シェルモデルとソリッドモデルを用いた計算結果と実験結果を比較すると、ソリッドモデルを用いた方が実験結果に近い値をとる。しかしながら、シェルモデルとソリッドモデルの計算結果を比較した場合、大きな差

Fig.14 Relationship between Thickness Loss and Buckling Load

Fig.15 Cross-sectional View of Overlapped Corrosion Pits

はなく、より低コストなシェルモデルによるマデリングが有効である可能性があるため、今後さらに詳しく検討する必要がある。

8. 結 言

本研究では、船体構造部材の静的強度に及ぼす腐食特にピittingコロージョンの影響を明らかにすることを目的に、「腐食の形態調査」、「実部材での強度調査」「腐食減肉による局部強度の低下挙動のシミュレーション解析」と「腐食減肉による局部強度低下を考慮した船体構造部材の強度解析」を行っている。その内、本論文では、第1段階として、建造時塗装された実船での腐食形態の把握及び腐食ピットの存在する実部材での静的強度 (引張, 圧縮) を調査すると共に、腐食ピットを含む部材の強度評価を FEM 解析により行う際の形状マデリング方法について検討した。以下に得られた主な結果を示す。

- 1) 腐食ピットの形状は円錐形をしており、その直径と深さの比は 8:1 から 10:1 であった。
- 2) 腐食ピットの発生している部材では、公称引張強度は板厚の減少とともに徐々に低下し、平均的な減肉による強度低下よりも低下量は大きい。また、破断伸びは板厚の減少とともに急激に低下した。
- 3) 引張最大荷重は腐食ピット分布により変化する引張方向と直角な最小断面積と材料の引張強さで決まる。
- 4) 圧縮強度及び変形は、腐食ピット分布の影響を受ける。即ち、弾性固有値解析の結果によると、全体の平均板

厚を用いた評価は危険側となり、最小断面の平均板厚を用いた評価は安全側となる。また、変形は最小断面部に集中する。

5)ソリッド要素を用いて腐食ピットを詳細にモデリングし、弾塑性解析を実施することにより圧縮試験における最大荷重を精度良く予測可能であった。

6)中心軸のずれと板厚分布を考慮したシェルモデルを用いた計算結果とソリッド要素で詳細分割したモデルを用いた計算結果とはほぼ同じ結果が得られた。

今後、さらにピittingコロージョンによる腐食減肉による局部強度の低下挙動の再現及び評価と共に、将来、設計への適用を考えたピittingコロージョンを含む腐食による板厚減少を考慮した船体構造部材の強度解析法の検討に関して報告する予定である。

参考文献

- 1) Yamamoto, N. and Ikegami, K., 1998, "A Study of the Degradation of Coating and Corrosion of Ship's Hull Based on the Probabilistic Approach", Transactions of the ASME, Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vol. 120, pp. 121-128.
- 2) Yamamoto, N. and Yao, T., 2001, "Hull Girder Strength of a Tanker under Longitudinal Bending considering Strength Diminution due to Corrosion", 2001, Proceedings of ICOSAR 2001.
- 3) 山本規雄, 熊野厚, 的場正明, "船体の腐食・防食とその強度への影響に関する研究 (第2報)", 日本造船学会論文集第176号, pp.281-289, 1994.
- 4) 岡実, 北田博重, 渡辺富雄, "腐食材の静的強度に関する実験的考察", 日本造船学会論文集第167号, pp.229-236, 1990.
- 5) 山本規雄, "腐食衰耗に関する最近の調査結果とその強度検討", '01 構造シンポジウムテキスト, pp.3-15, 2001.
- 6) Nippon Kaiji Kyokai, 2001, "Rules for the Survey and Construction of Steel Ships, Part K Materials".
- 7) MARC Analysis Research Corporation, 1997, 'MARC Volume B Element Library K7'.