バルクキャリヤ倉内肋骨の腐食実態と強度

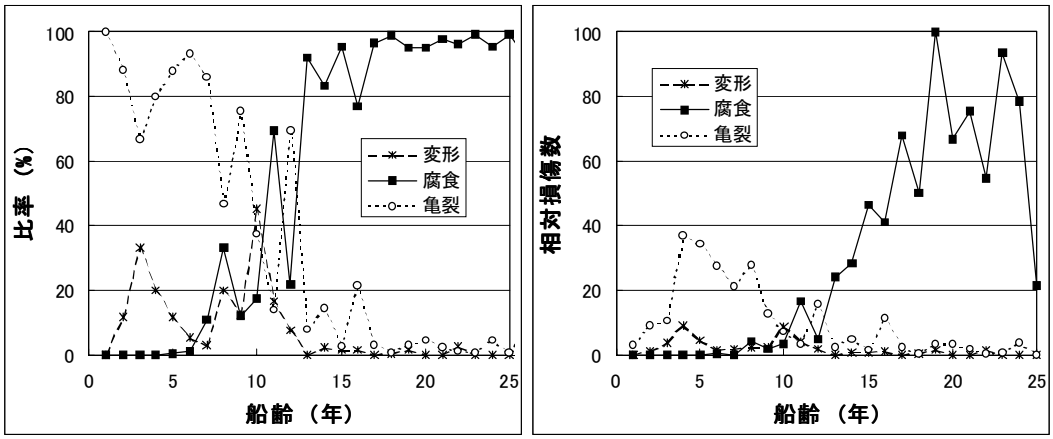
技術研究所　中井達郎，松下久雄
山本規雄，荒井宏範

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、腐食の実態を明らかにし、そのプロセスを理解し、さらに、腐食衰耗の全体強度に及ぼす影響のみならず、局部強度に及ぼす影響も的確に評価する必要がある。

バルクキャリヤの船体構造に報告された損傷を、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[1]。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。上記のような損傷統計によらずとも、経年船における船体構造の損傷の多くは腐食衰耗が直接的･間接的に原因となって生じることは良く知られており、腐食衰耗そのものの拡大、或いは、腐食衰耗により強度の低下した部材から発生する損傷は、船体寿命を決定する大きな要因のひとつとなっている。

1992 年の「高齢大型ばら積貨物船調査会報告」[2]によれば、バルクキャリヤの損傷は貨物倉内肋骨、特にそのウェブの腐食衰耗による強度低下が大きな要因になっていると推定されている。1992 年度版鋼船規則で、バルクキャリヤの倉内肋骨ウェブの板厚は改正されている[3]が、改正規則が適用される以前に建造されたバルクキャリヤについては、倉内肋



(1) Ratio of Each Damage　　(2) Number of Damage

Fig.1 Relation between ship's age and damage[1]

骨衰耗に特に注意する必要がある。

このような背景を踏まえ、本研究では、バルクキャリヤ倉内肋骨のピッティングコロージョンの程度と強度低下の関係を明らかにし、切替え基準を作成するための基礎データを得ることを目的として、船齢 14 年の鉄鉱石・石炭を積載するバルクキャリヤから採取された倉内肋骨を用いた腐食実態調査及び腐食ピットが部材の静的強度に与える影響を明らかにするために実部材を用いた引張試験及び圧縮試験を実施した。なお、FEM 解析で腐食ピットを含む部材の強度評価を行う際の形状モデリング方法について検討した結果についても報告する。

2. バルクキャリヤの倉内肋骨の腐食状況

2.1 倉内肋骨の腐食

写真 1 に船齢 14 年の鉄鋼石・石炭を積載するバルクキャリヤ倉内肋骨の腐食状況の例を示す。腐食は上部よりも中央部・下部で激しく進行しており、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分布の状況をよく表している[1]。なお、バルクキャリヤの貨物倉内の部材については、防食の観点から 1992 年の規則改正[3]で塗装が義務付けられている。本船はそれ以前に建造されたものであるが、建造時に倉内肋骨を塗装している。採取した部材（写真 1(a)、(b)）を見ると、腐食ピットが発生している部分にはそれを覆うように錆こぶが発生しており、サンドブラスト処理後の部材（写真 1(c)）を見ると、ほとんどの部分に腐食ピットが分布していることが分かる。また、写真 2 に腐食ピットと錆こぶの拡大図を示す。腐食ピット部分では錆が盛り上がっており、部材表面を見た場合、一見減肉がないように見受けられるが、この錆こぶを除去すると鋼板の減肉が認められる。なお、このような錆こぶは非常に硬く、ハンマなどを用いても手作業では除去は困難である。

2.2 全面腐食とピッティングコロージョン

全面腐食とピッティング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、バルクキャリヤの倉内肋骨は無塗装であり、長期使用後には全面腐食していた。しかし、上述の通り、建造時に塗装された倉内肋骨では多数のピッティングコロージョンが全面腐食と共に観察される。全面腐食の場合（腐食面の凹凸が少ない場合）と異なり、腐食ピットが多数発生している場合には、錆こぶの除去が容易でない上に腐食面の凹凸が激しいために、正確な板厚計測が困難であると共に腐食の進行の程度を表す指標を何とすべきかの問題もある。

2.3 石炭の腐食性[2]

貨物の種類による腐食性の有無あるいは差が見られるが、石炭の腐食性は大きく注目されている。石炭には程度の差こそあれ不純物としての硫黄分を含んでいる。この硫黄分と

(a) Upper Portion

(b) Middle Portion

(c) Lower Portion (after Sandblasted)

Photo 1　Pitting Corrosion on Hold Frames of Bulk Carrier

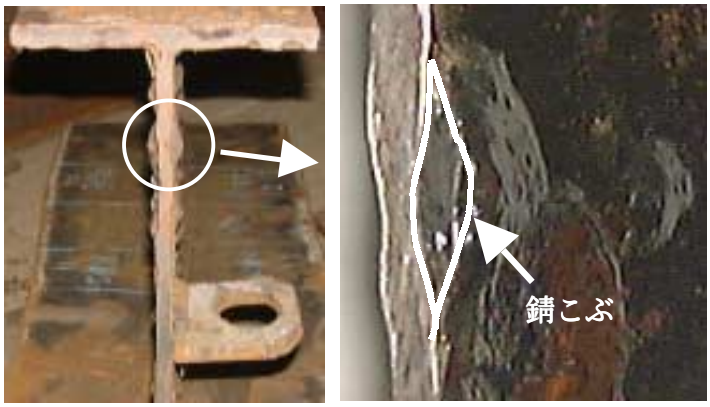


Photo 2　Corrosion Pit and Heavy Rust

石炭中に含まれている水分とが反応して希硫酸水溶液が生成され、これが防食の効かなくなった鋼材を腐食させると考えられている。石炭をばら積みした貨物倉内は石炭の酸化熱や貨物内部での高圧により発熱し比較的高温になる。これに対して、海水に接する船側外

板部分は相対的に低温になるため、蒸発した水分が船側外板や倉内肋骨の表面に凝結し、希硫酸水溶液とともに腐食の原因になると考えられる。また、船側外板は内側片面のみが腐食環境にさらされるのに対して、倉内肋骨は両面が腐食環境にあるため、単純には倉内肋骨の腐食程度は船側外板の 2 倍となると考えられる。

3. 腐食ピット形状調査

3.1 供試材及び試験片

供試材は上述の船齢 14 年のバルクキャリヤから採取した腐食ピットが発生している KA32 鋼[4]の倉内肋骨である。この倉内肋骨の Web 部分から 16 本の 80mm 幅引張試験片（試験片 A）と 1 本の 200mm 幅引張試験片（試験片 B）を切り出した。184mm 幅圧縮試験片（試験片 C）は、Shell、Web 及び Face からなる倉内肋骨の一部を切断することにより作製した。構造部材の引張強度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を用意した。試験片の板厚、幅及び標点間距離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 6.3mm～10mm となっている（元厚は 10mm）。腐食ピットが多数発生している試験片 B で観察された腐食ピット直径の平均値は 25mm であり、試験片 C のそれは 29mm であった。

3.2 腐食ピット形状調査

上述の引張試験片及び圧縮試験片で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 2 に示すように、本研究で用いたバルクキャリヤの倉内肋骨では腐食ピットの形状は円錐形であるのに対し、シングルハルタンカーの底板での腐食ピットの形状は球形の一部である点である。図 3 に腐食ピットの深さと直径の関係を示す。この図には、シングルハルタンカーの底板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 3 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、バルクキャリヤの倉内肋骨では 8:1～10:1、シングルハルタンカーの底板では約 4:1 である。同じ直径の腐食ピットを比較した場合、シングルハルタンカーの底板の腐食ピットの方が、バルクキャリヤの倉内肋骨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。

3.3 ピット面積率と平均板厚の関係

前述したように腐食ピットが発生している場合、正確な板厚の把握が難しいと考えられる。従って、表面の状態から板厚が推定できれば非常に便利であると考えられるため、上

Table 1　Test Specimens

No.	T (mm)	Width (mm)	G.L. (mm)	Number of Pits Side-A	Number of Pits 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.2　Cross-sectional View of Corrosion Pit

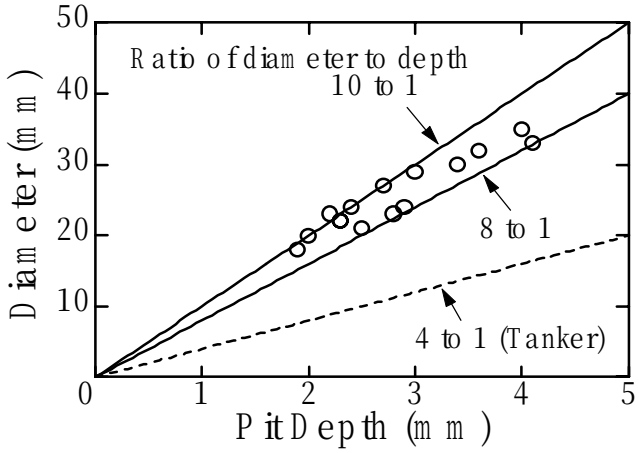


Fig.3　Relationship between Diameter and Depth of Corrosion Pits

述の試験片 A を用いて、表面積に対して腐食ピットの占める割合（ピット面積率）と平均板厚との関係を調査した。その結果を図 4 に示す。最も厳しいケース（ピット面積率が小さいにも関わらず、平均板厚が小さくなっているケース）では、ピット面積率が 0.53 に対して平均板厚 7mm（平均減肉 3mm）となっており、許容衰耗量（元厚の 25%=2.5mm）[5] を超えていた。なお、この結果は、試験片標点間(200mm)×試験片幅(80mm)の非常に狭い範囲を調べた結果で寸法影響を強く受けており、ばらつきの大きい結果であることに注意する必要がある。

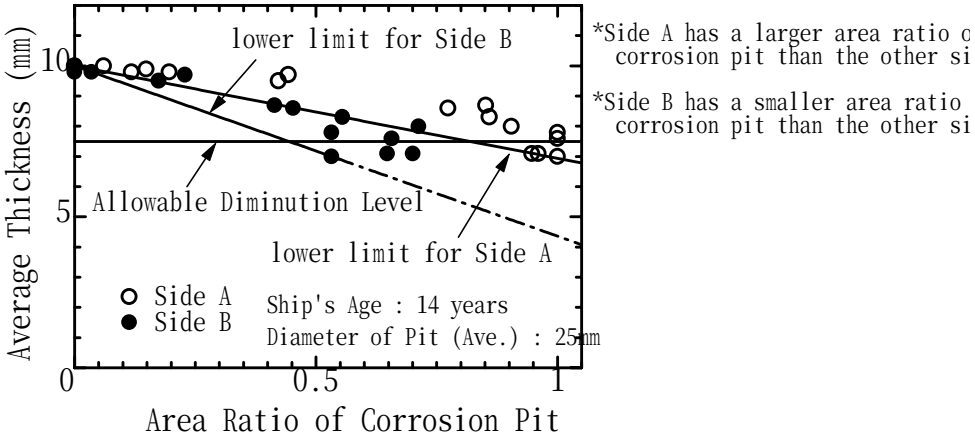


Fig.4　Relationship between Average Thickness and Area Ratio of Corrosion Pit

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 本の試験片 A と試験片 B を用いて一連の引張試験を実施した。

4.1 破壊挙動

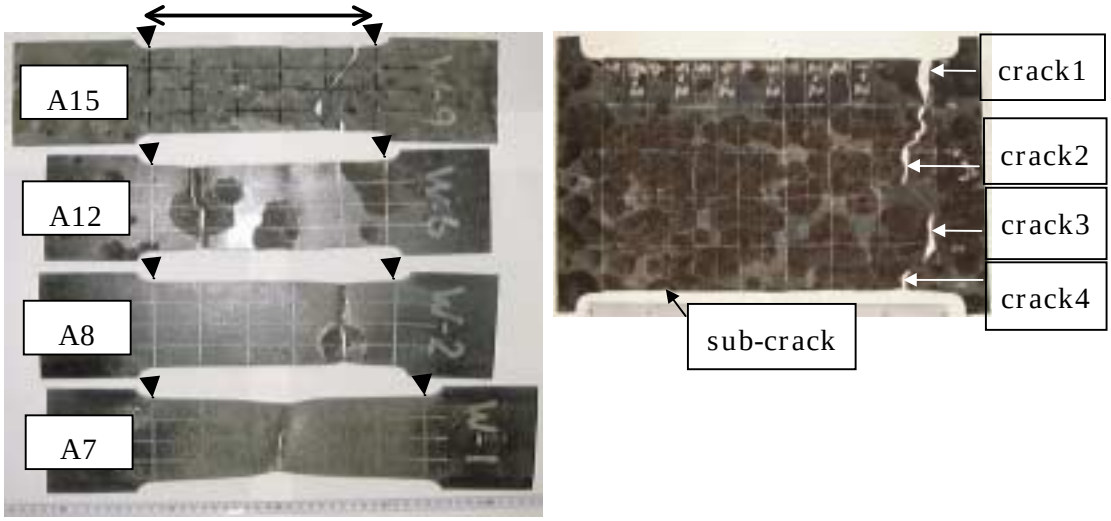
写真 3(a)に示すように、腐食ピットがひとつしか存在しない場合（A8 試験片）には、破断はその腐食ピットのある断面で生じ、また、複数の腐食ピットがある場合、その腐食ピットの位置関係にもよるが、き裂が複数の腐食ピット底部で発生し、それらが合体し破断に至った。200mm 幅試験片（試験片 B）の場合、写真 3(b)に示すように、き裂が 4 つの腐食ピットの底部で発生し、それらが合体することにより主き裂となり破断に至った。また、その主き裂から離れた位置でもき裂が発生していたが停留していた。

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 5 に公称引張強度と平均減肉量の関係を示す。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（10 mm）に試験片の幅を掛け合わせたものである。図 5 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 5 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部面積と平均板厚の比の分だけ減少し、ばらついている。このように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。



(a) Test Specimen A　　(b) Test Specimen B

Photo 3　Tensile Test Specimens after Test

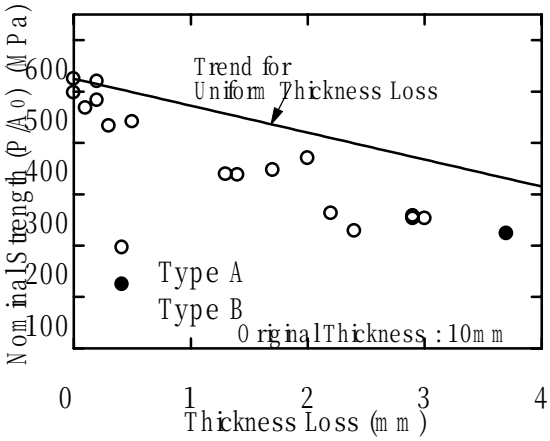


Fig.5　Relationship between Thickness Loss and Nominal Strength in Tensile Test

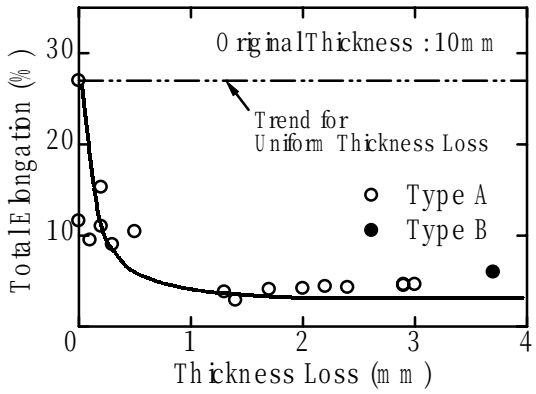


Fig.6　Relationship between Thickness Loss and Total Elongation in Tensile Test

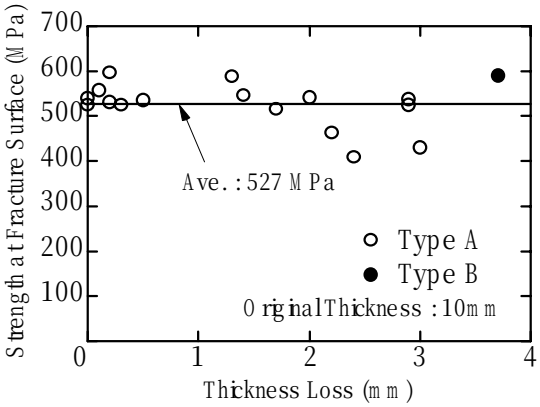


Fig.7　Relationship between Thickness Loss and Local Strength at Fractured Area

4.3 全体伸びに及ぼす腐食ピットの影響

図 6 に平均減肉量と伸びの関係を示す。この図を見ると、減肉量が 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。

4.4 破断面における引張強さ

図 7 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が、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[4]。本鋼材の腐食前の引張強さは不明であるが、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ものと考えられる。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こっているものと考えられる。

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 からなる試験片 C 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 8 に示すよ

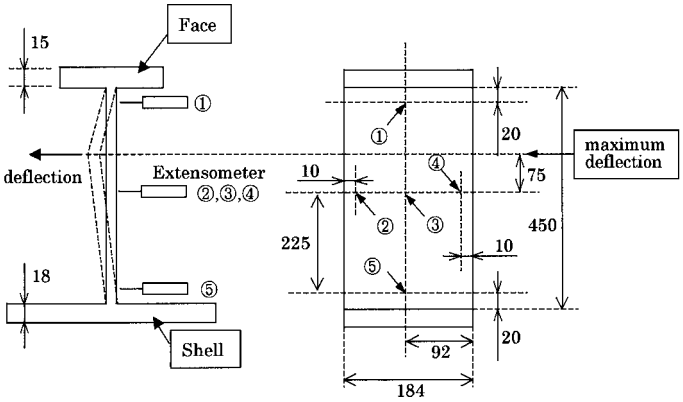


Fig.8 Shape of Compression Test Specimen and Position of Extensometer

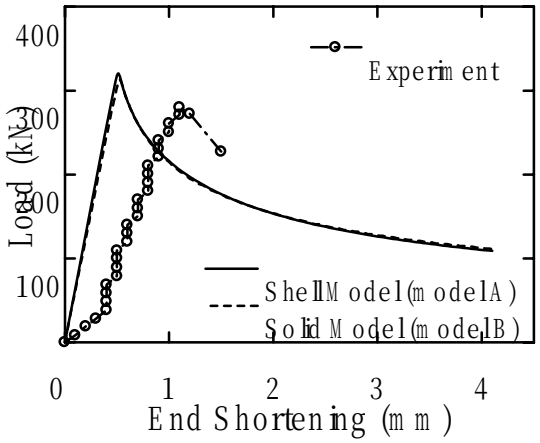


Fig.9 Load Shortening Curve in Compression Test

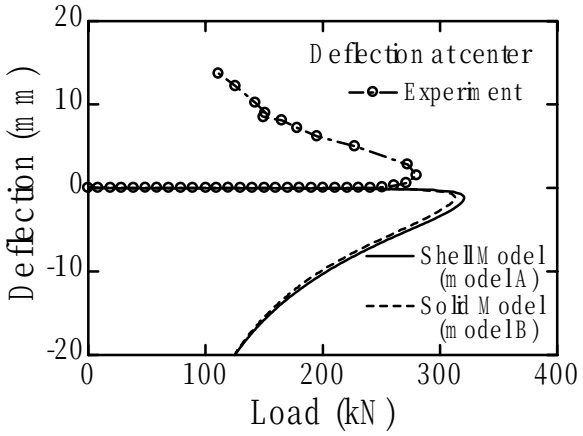
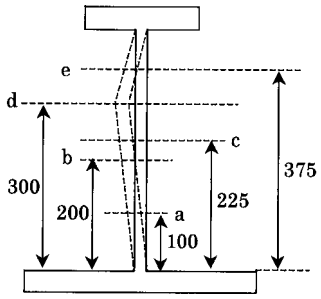


Fig.10　Relationship between Buckling Deflection and Load

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				

(mm)



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 9 に荷重と圧縮方向変位の関係を示す。また、図 10 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 10 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、圧縮試験の FEM による弾塑性大たわみ解析を実施し、その変形挙動について検討した。次章に主な結果を示す。

6. FEM 解析

6.1 解析条件

解析コードとして MSC.Marc を用いた。MSC.Marc は、非常に広範囲にわたる Element Library を有している[6]。本解析では、その中から四節点厚肉シェル要素（Element Type 75）及び八節点六面体要素（Element Type 117）を使用した。本解析で用いられた材料特性は E =205,800MPa、ポアソン比ν=0.3、σ_y =387MPa、加工硬化率 H'=1,940MPa 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。また、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。

(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。

試験片 C の腐食ピット直径の平均値は 29mm であったが、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 11 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 10 に実験値と合わせて示した。これらの図からシェルモデル（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が、model A、B ともに最大荷重を精度良く予測できていることがわかる。たわみの生じる方向

については、 図 10 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 9、図 10 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 12 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。

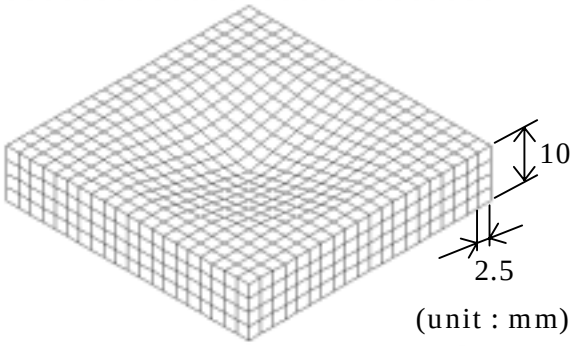
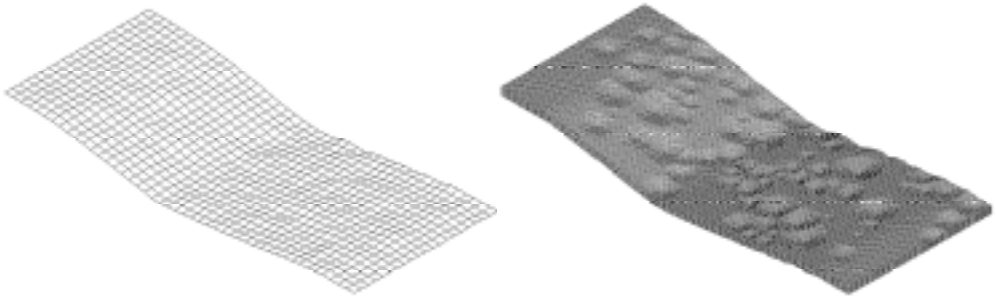


Fig.11　Modeling Example of Corrosion Pit (Diameter:40mm)



(a) Shell Model (model A)　　(b) Solid Model (model B)

Fig.12　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：元厚）、model C-2（t = 8.0 mm：試験体全体での平均板厚）及び model C-3（t = 7.2 mm：試験体中の最小断面位置での平均板厚）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 13 に示す。図 13 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356ｋＮ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。

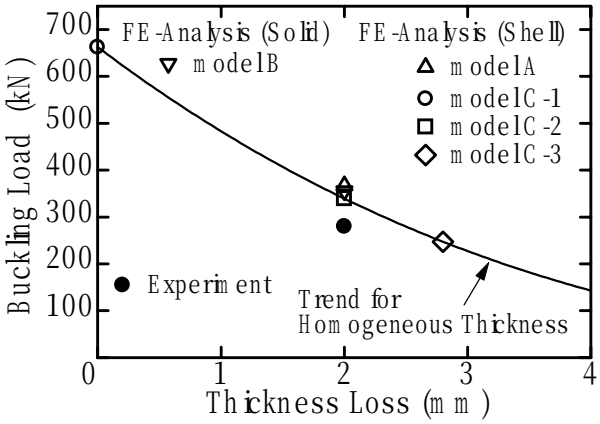


Fig.13　Relationship between Thickness Loss and Buckling Load

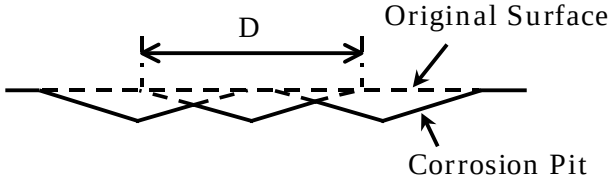


Fig.14　Cross-sectional View of Overlapped Corrosion Pits

7.　腐食ピットのモ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、圧縮試験で最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14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。本研究で用いたモデリングの方法では、図14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モ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、大きな差はなく、より低コストなシェルモデルによるモデリングが有効である可能性があるので、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、船齢 14 年の鉄鉱石・石炭を積載するバルクキャリヤから採取された倉内肋骨を用いて腐食の実態調査を行い、さらに、腐食ピットが部材の静的強度に与える影響を調査するために実部材を用いた引張試験及び圧縮試験を実施した。また、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について検討した。以下に得られた主な結果を示す。

1) 倉内肋骨上部よりも中央部・下部で腐食が激しく進行しており、錆こぶで覆われている腐食ピットが多数観察された。
2) 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。
3) 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。
4) 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。
5) 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していた。
6) 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。
7) 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。

謝辞： 本研究は、本会情報技術部及びシンガポール事務所のご協力のもと実施されたものです。高橋克敏主管、久能孝一技師、脊戸康吏技師をはじめ、ご協力いただいた皆様に深くお礼を申し上げます。

参 考 文 献

1) 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.
2) 検査技術部, “ 高齢大型ばら積貨物船に関する調査－高齢大型ばら積貨物船調査会報告から－ ”, 日本海事協会会誌，No.219，pp.79-117，1992.
3) “ 技術規則解説 ”，日本海事協会会誌，No.224，pp.38，1993.
4) (財)日本海事協会，鋼船規則 K 編材料，2002.
5) (財)日本海事協会，船体構造部材の板厚計測及び精密検査，1999.
6) MARC Analysis Research Corporation, ‘MARC Volume B Element Library K7’, 1997.
7) 松下久雄，中井達郎，山本規雄，荒井宏範, “ 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－ ”，平成 14 年度秋季造船三学会連合大会にて講演予定.