

溝状腐食のモデル化と防撓板の圧縮強度に及ぼす影響

環境・エネルギー研究領域 *田中 義照、村上 睦尚、小林 佑規

1. はじめに

ダブルハルタンカーの上甲板裏は、魔法瓶効果により苛酷な腐食環境にあると考えられている。そこで、著者らはこれまで、甲板パネルに生じる孔食や不均一な全面腐食等の局部腐食が、船体上甲板の圧縮強度に及ぼす影響について検討してきた^{1), 2)}。本研究では、新たに、甲板パネルおよび防撓材の全面腐食による一様衰耗に加えて、隅肉溶接部に溝状腐食（グルーピング腐食）が生じた場合の防撓板の圧縮強度を有限要素法（以下FEM）により解析し、溝状腐食の影響を検討した。

まず、隅肉溶接部に生じる溝状腐食のモデル化を行った。すなわち、防撓材の溶接により生じる引張残留応力域（大きさは降伏応力程度）の腐食速度が、母材より加速されると仮定し、両者の間の腐食速度の比を設定した。

次に、隅肉溶接部の腐食衰耗を表現できるように、隅肉溶接部に solid 要素を組み込んだ連続防撓板メッシュを作成し、FEM 弾塑性大撓み計算を実施した。計算結果から、溝状腐食を考慮する場合と考慮しない場合について、設定した腐食速度下における船齢と圧縮強度の関係を求めた。

2. 溝状腐食のモデル化

金属の耐食性には、化学組成、海水などの水分環境、表面性状（ミルスケール剥離による鋼の露出）等の因子が影響を及ぼすが、特に溶接部は、熱履歴に伴う金属組織の変化のため、母材に比べて耐食性が劣ることはよく知られている³⁾。その要因として、溶接部は、溶接金属、熱影響部、ボンド部、母材が組み合わせられ、それぞれの電位差によるマクロ腐食電池が形成されやすい（例えば、母材が貴、溶接金属が卑の場合、母材／溶接金属の面積比が大きいため、腐食促進の程度は大きい）ことが考えられる。その結果、溶接部は、母材の

ミクロ腐食電池形成に基づく全面腐食と比較して、腐食速度が増大され、溝状腐食（グルーピング腐食）に至る場合があると考えられる。

そこで、船体上甲板に主として採用されている隅肉溶接継手に生じる溝状腐食のモデル化を以下の方法で実施した。上述のように、溶接部と母材との間にマクロ腐食電池が形成されると仮定した場合、まず、溶接部の範囲を定める必要がある。そのため、ここでは、高い熱履歴を受ける範囲、すなわち、継手近傍に生じる引張溶接残留応力域を溶接部と仮定した。この領域は、電位差だけでなく、高い固有応力により、腐食が促進される領域でもある⁴⁾。次に、溶接部および母材の腐食速度の比を、実験結果^{4), 5)}を基に設定し、隅肉継手溶接部の溝状腐食のモデル化を行った。

2. 1 防撓板の溶接残留応力分布

まず、隅肉溶接継手において、高い熱履歴を受ける領域に溝状腐食が生じると仮定し、その領域を継手近傍に生じる引張溶接残留応力域と仮定する。矢尾は、船体上甲板のような連続防撓板に生じる溶接残留応力分布として、図1に示すような

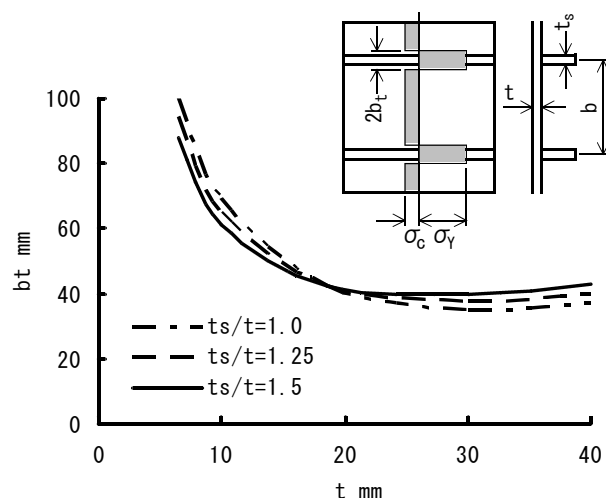


図1 甲板の板厚と引張残留応力域の幅の関係⁶⁾

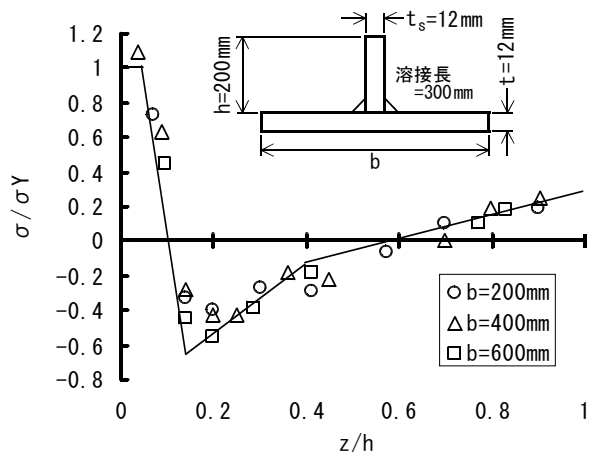


図2 防撓材における長さ方向の残留応力分布⁷⁾

分布を FEM 熱弾塑性応力解析から導いた⁶⁾。

$$bt = ts / 2 + 1872 / (ts + 2t) \quad (1)$$

ここに、 bt は引張残留応力域の幅、 ts は防撓材の板厚、 t は甲板パネルの板厚で、単位はすべて mm である。

図1より、甲板パネルの板厚が 20mm を越えると、引張残留応力域の幅がほぼ 40mm に漸近することが分かる。

一方、防撓材に生じる溶接残留応力分布については、佐藤ら⁷⁾の実験的研究がある。図2に示すように、隅肉溶接継手近傍の防撓材長さ方向の引張残留応力は降伏応力程度であり、甲板パネル表面からの幅は、防撓材高さ h の 10% 程度となっている。すなわち、甲板パネル中央面からの引張残留応力域の幅 bts は (図5参照)、

$$bts = h / 10 + t / 2 \quad (2)$$

となる。

以上より、本研究では、隅肉溶接継手における引張残留応力域を、甲板パネルでは防撓材中心位置からおよそ $\pm 40\text{mm}$ 以内、防撓材では甲板パネル表面位置から $h/10$ 以内と設定した。

2. 2 負荷応力と腐食速度の関係

2. 1 では、隅肉溶接継手における高応力部、すなわち、その大きさがほぼ降伏応力に達する引張残留応力域に溝状腐食が生じると仮定した。ここでは、高応力部の腐食速度がどの程度加速され

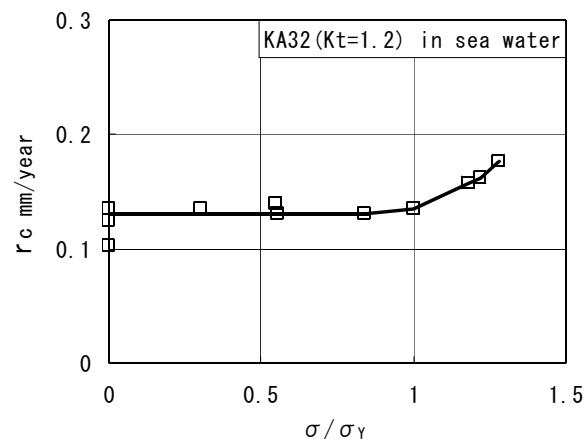


図3 負荷応力と腐食速度の関係⁴⁾

るのかを検討する。

小林は、負荷応力が鋼板の腐食速度に及ぼす影響を実験的に検討し、図3に示す結果を得た⁴⁾。図の横軸は、負荷応力 (最大応力 σ を降伏点 σ_Y で無次元化) で、負荷応力が降伏点を超えると、腐食速度が増大する傾向にあることが分かる (実験結果からは最大で約 1.4 倍)。

2. 3 溶接部および母材の腐食減量

大春は、軟鋼の隅肉溶接継手試験片を 3%-H₂SO₄ 水溶液に浸漬し、各部位における重量減少量を測定した⁵⁾。試験結果は、図4に示すように、ビード止端からの距離 25mm 以上で、腐食減量がほぼ一定となっており、この領域が非熱影響部 (母材) と推定される。例えば、甲板パネルの板厚 t を 16

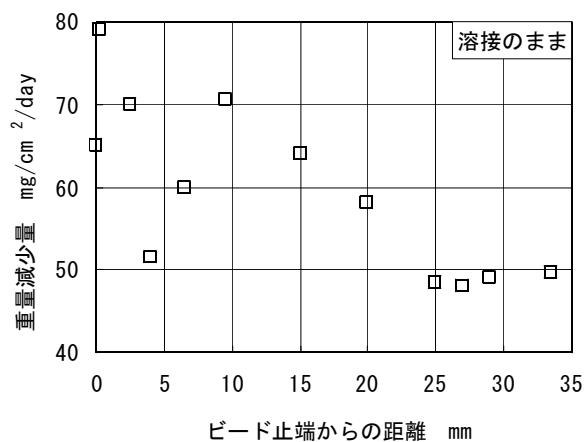


図4 ビードからの距離と腐食減量の関係⁵⁾
(3%-H₂SO₄ 水溶液 1 日浸漬)

mm、防撓材の板厚 t_s を 20mm とすると、(1)式より引張残留応力域の幅 b_t は 46mm（防撓材中心位置からの幅）となる。また、隅肉溶接脚長を 8mm と仮定すると、ビード止端からの距離 25mm の位置は、防撓材中心位置から 43mm に相当し、引張残留応力域の幅 $b_t = 46\text{mm}$ とほぼ一致する。

図 4 では、ビード止端からの距離 10mm の位置で、腐食減量は極大値（非熱影響部の約 1.4 倍）を示し、これより内側ではばらつきが大きく、外側では重量減少量がほぼ直線的に減少している。また、非熱影響部とビード止端から距離 10mm の位置における腐食速度の比は、2.2 節に記した負荷応力と腐食速度の関係から得られた比 1.4 とほぼ一致している。本研究では、これらの結果を踏まえて、ビード止端から距離 10mm 以内の引張残留応力域の腐食速度を母材の腐食速度の 1.4 倍と設定し、ビード止端から 10mm と引張残留応力の幅 b_t （図 4 の 25mm 位置に相当）または b_{ts} までの間は、腐食速度がほぼ直線的に減少し、幅 b_t または b_{ts} の位置で母材の腐食速度になるとモデル化する。

2. 4 隅肉継手における溝状腐食のモデル化

以上の検討結果より、母材の腐食速度を r_c 、隅肉脚長を L_L とすると、甲板パネルの各領域における腐食速度は、

$$\begin{aligned} 1.4 r_c : 0 \leq y \leq t_s/2 + L_L + 10 \\ (1.4 \sim 1.0) r_c : t_s/2 + L_L + 10 < y \leq b_t \quad (3) \\ r_c : b_t < y \end{aligned}$$

ここに、 y は防撓材中心位置からの距離となる。

一方、防撓材の各領域における腐食速度は、

$$\begin{aligned} 1.4 r_c : 0 \leq z \leq t/2 + L_L + 10 \\ (1.4 \sim 1.0) r_c : t/2 + L_L + 10 < z \leq b_{ts} \quad (4) \\ r_c : b_{ts} < z \end{aligned}$$

ここに、 z は甲板パネル中心位置からの距離となる。

以上より、隅肉溶接継手に生じる溝状腐食の形状は、図 5 に示すようにモデル化できる（この場合、甲板パネルおよび防撓材の母材の腐食速度を等しいと仮定した）。

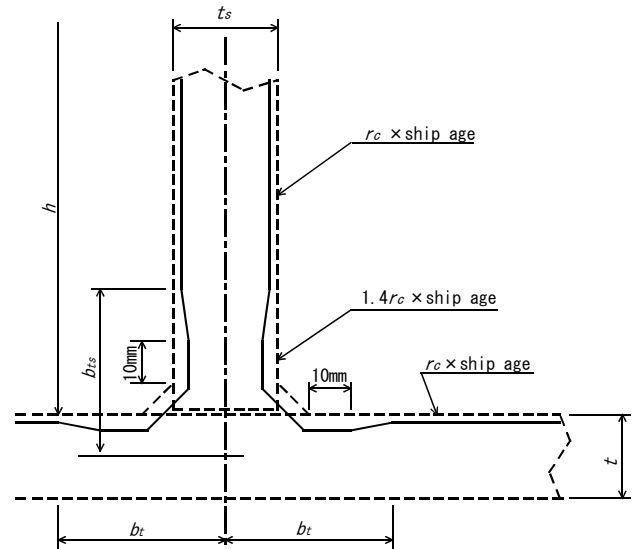


図 5 隅肉溶接継手における溝状腐食のモデル化

2. 5 考察

松下らは、経年シングルハルタンカー（以下 SHT という）1 隻および経年バルクキャリア（以下 BC という）7 隻について、隅肉溶接部（SHT は上甲板、BC はホールドフレーム）の腐食衰耗状態を調査した⁸⁾。それによると、経年数とウェブ（防撓材）の腐食衰耗量の関係は、図 6 に示すようになる。ダブルハルタンカーではないが、SHT 上甲板の隅肉溶接部の腐食速度は、0.1 ～ 0.2mm/year であり、母材の腐食速度を 0.1mm/year と仮定した場合の隅肉溶接部の腐食速度 0.14mm/yr は、妥当な値であると考えられる。

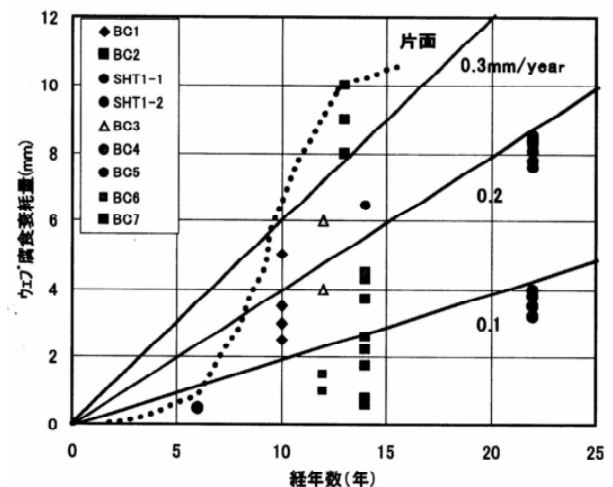


図 6 腐食衰耗した隅肉溶接部のウェブ腐食衰耗量と経年数との関係⁸⁾

以上の検討により、以下の FEM 計算においては、隅肉溶接部の溝状腐食のモデル化手法として、(3)式および(4)式（図 5 に対応）を適用する。

3. 溝状腐食が防撓板の圧縮強度に及ぼす影響

3. 1 連続防撓板の FEM 弾塑性大撓み計算におけるモデル化範囲と境界条件

連続防撓板の FEM 弾塑性大撓み計算におけるモデル化範囲について、矢尾らは文献 9) で考察している。それによると、図 7 に示されるように、防撓材方向のモデル化範囲については、パネルの局部座屈モードが奇数波モードであればダブルスパンを（図中 adg-beh 間）、偶数波モードであればトリプルスパン（図中 adg-cfi 間）をモデル化する必要がある。

また、防撓材断面が対称（平鋼材または T 型材）であればダブルベイ（図中 abc-def 間）を、非対称（アングル材等）であればトリプルベイ（図中 abc-ghi 間）をモデル化する必要があるとしている。

本研究では、後述のように、パネルアスペクト比が 3 の平鋼付き防撓板を計算対象とするため、モデル化範囲は、ダブルスパン・ダブルベイのメッシュとした。

3. 2 solid・shell 要素の複合メッシュの作成

本研究では、連続防撓板の隅肉溶接部の溝状腐食により、溶着金属が経年とともに腐食衰耗する過程を考慮する必要がある。したがって、図 7 に示すような shell 要素（ここでは、MSC.Marc の要素番号 75）だけでモデル化された連続防撓板の

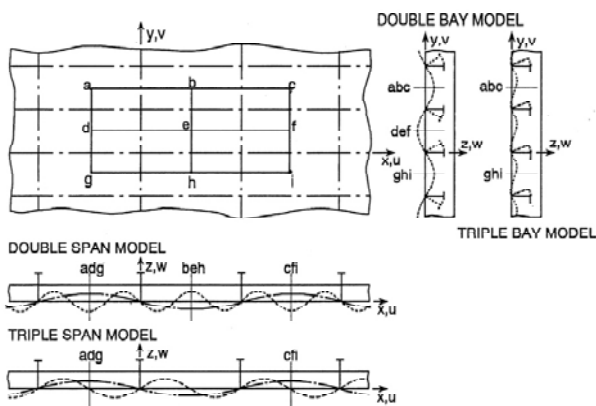


図 7 連続防撓パネルのモデル化

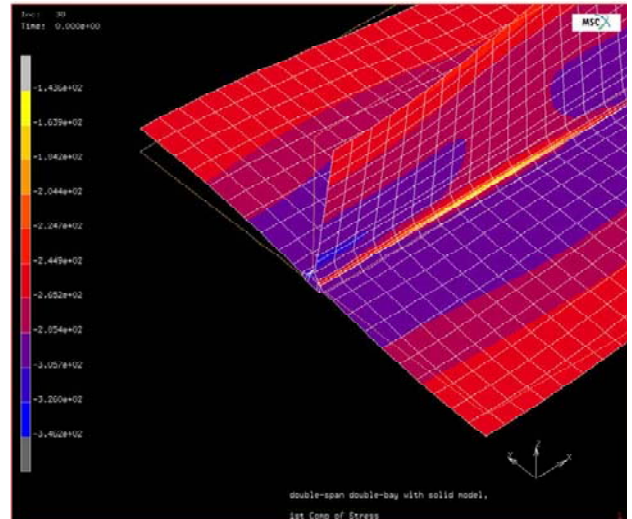


図 8 隅肉溶接部に solid 要素を用いた連続防撓板モデル

甲板パネルと防撓材との接合部に 8 節点 solid 要素（同要素番号 7）を組み込み、図 8 に示すようなメッシュを作成した。solid 要素と shell 要素の接合は、solid 要素の縮退機能（8 節点→6 節点）を用いている。なお、メッシュは、Fortran プログラムにより自動作成させた。なお、solid 要素には、想定ひずみ法を適用し、曲げ変形に対する精度を向上させている。

3. 3 計算対象とした連続防撓板と隅肉脚長が圧縮強度に及ぼす影響

計算対象とした連続防撓板の寸法および材料定数等は、以下のとおりである。

甲板パネル寸法：長さ a × 幅 b × 板厚 t

$$= 2,400 \times 800 \times 16 \text{ mm}$$

防撓材寸法：高さ h × 板厚 $t_s = 300 \times 20 \text{ mm}$

材料特性： $\sigma_Y = 313.6 \text{ MPa}$ （HT32 相当）、

$$E = 2.058 \times 10^5 \text{ MPa}$$

加工硬化率： $E/65$ (bi-linear な応力-ひずみ関係)

なお、初期撓みとして、最大値が上甲板パネルの板厚 t の $1/100$ となるような正弦波状の座屈波長成分 ($W_{03}/t = 0.01$) を設定したが、防撓材の初期撓み、並びに、残留応力は無視した。

まず、従来の shell 要素のみのメッシュと、solid/shell 複合メッシュの座屈挙動を比較し、隅肉脚長が圧縮強度に及ぼす影響を確認するため、

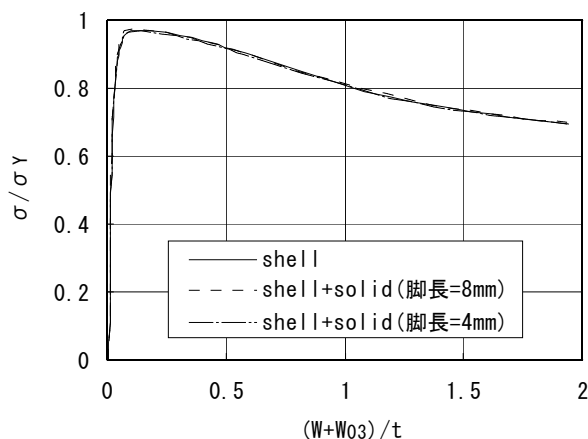


図9 計算対象連続防撓板の応力～面外撓み関係 ($W_{03}/t = 0.01$)

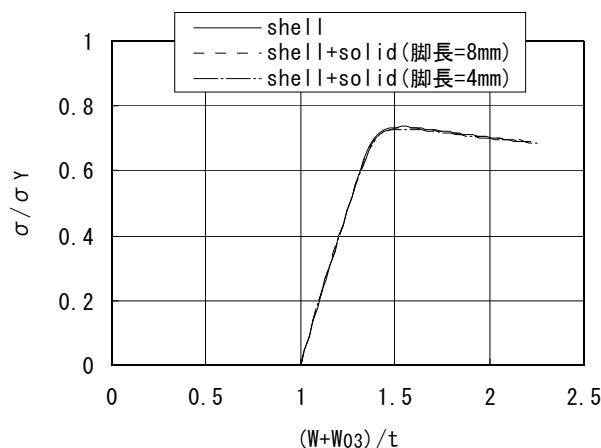


図10 計算対象連続防撓板の応力～面外撓み関係 ($W_{03}/t = 1.0$)

① shell 要素のみのメッシュ、②複合メッシュで隅肉脚長が 8mm の場合、③複合メッシュで隅肉脚長が 4mm の場合、について FEM 弾塑性大撓み計算を実施した。図 7 の a 点での面外撓みと平均圧縮応力を降伏応力で除した値 σ/σ_Y との関係を図 9 に示す。隅肉脚長が計算対象とした連続防撓板の座屈挙動に及ぼす影響は、ごく小さく、①、②、および、③の場合の最終強度 σ_u/σ_Y は、それぞれ、0.972、0.974、および、0.967 であった。すなわち、モデル化した連続防撓板では、トランス材位置でパネルおよび防撓材の面外撓みを拘束している効果が大きく、隅肉脚長の影響は顕著に現れない。

この傾向は、初期撓みが大きい場合でも変わらない。例えば、上甲板パネルの座屈波長の初期撓み成分 W_{03} が板厚と等しいと設定した場合、計算結果は図 10 に示すようになり、①、②、③の場合の最終強度 σ_u/σ_Y は、それぞれ、0.736、0.733、および、0.729 であった。

3. 4 経年状態における防撓板の溝状腐食が圧縮強度に及ぼす影響

連続防撓板が経年劣化により、甲板パネルおよび防撓材の板厚が均一に腐食衰耗する場合、並びに、均一腐食に加えて隅肉溶接部に溝状腐食が重畳される場合について、船齢と圧縮強度との関係を検討した。

FEM 計算対象および計算条件は 3. 3 節と同

様とし、防撓板の隅肉溶接部に生じる溝状腐食を 2. 4 節に示した方法によりモデル化した。母材の腐食速度を 0.1mm/year と仮定して、計算対象防撓板について建造時から船齢 30 年まで、5 年ごとに圧縮強度を計算した。溝状腐食を考慮した場合、および、考慮しない場合について、計算結果を図 11 に併せて示す。図より明らかなように、本研究で設定した程度の溝状腐食（隅肉溶接止端から 10mm 以内の領域における腐食速度を母材の 1.4 倍に設定）では、計算対象とした防撓板の圧縮強度にほとんど影響を及ぼさないことがわかる。溝状腐食を考慮しない場合の圧縮強度は、30 年経過時に建造時の 76.5%になるのに対し、溝状

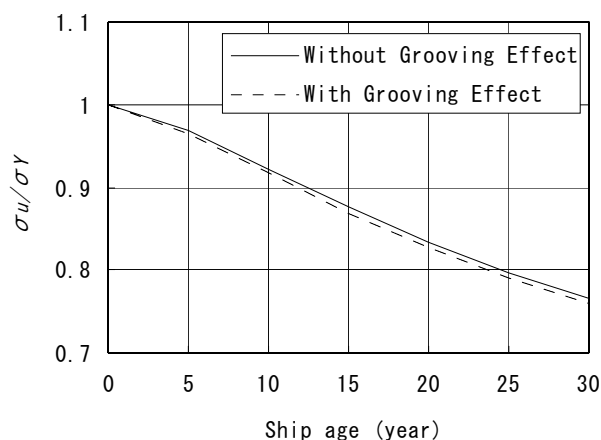


図11 一様衰耗を過程した場合の船齢と連続防撓板の圧縮強度の関係

腐食を考慮した場合は、75.9%となるにすぎない。ただし、これらの数値は、平均圧縮応力の比較であり、最大圧縮荷重には、溝状腐食による防撓板の断面積減少の影響が重畳される。

3. 5 考察

隅肉溶接部に solid 要素を導入し、連続防撓板の FEM 弾塑性大撓み計算を実施したが、設定した計算条件においては、隅肉溶接部の影響は非常に小さいことが判明した。これは、1 軸圧縮状態での防撓板の座屈挙動が、パネルと防撓材の接合角度に変化を伴わない単純な捩れ挙動（防撓材をパネルから剥がすようなモーメントが発生しにくい）であるためと考えられる。

甲板パネルと防撓材の寸法比、初期撓み形状、残留応力分布等の中に、溝状腐食が防撓板の圧縮強度に及ぼす影響を助長するパラメータがあるかもしれないが、今回の検討結果からは、従来の FEM 計算方法、すなわち、パネルおよび防撓材とも shell 要素によりモデル化し、腐食による板厚衰耗には、均一な腐食衰耗を設定する方法で十分であると考えられる。

以上より、船体上甲板のような 1 軸圧縮状態にある防撓構造については、隅肉溶接部が腐食衰耗により「のど切れ」しない限りは、のど厚の減少が防撓板の圧縮強度に及ぼす影響は小さい。すなわち、防撓構造が圧縮強度を保持できるかどうかは、何らかの要因により防撓材が脱落してしまう（横部材間の全長にわたって脱落すると、その部分の座屈強度が 1/4 に低下する）かどうか依存することになる。

4. まとめ

連続防撓板の隅肉溶接部に生じる溝状腐食（グルーピング腐食）のモデル化手法を提案し、溝状腐食が連続防撓板の圧縮強度に及ぼす影響について有限要素解析により検討した。結果を以下にまとめる。

(1) 鋼材の隅肉溶接部の溶接止端から 10mm 以内の領域における腐食速度は、母材のほぼ 1.4 倍であり、防撓材方向の残留応力が引張となる範囲内を溝状腐食が発生する範囲にモデル化できる。

(2) 溶着金属を含む隅肉溶接部に solid 要素を使用し、他の部分に shell 要素を用いた連続防撓板の FEM 弾塑性大撓み解析を行った結果、隅肉脚長（すなわち、のど厚）が圧縮強度に及ぼす影響は小さいことが明らかになった。

なお、本研究は国土交通省技術研究開発委託費（海事局）により実施した。関係各位に謝意を表します。

参考文献

- 1) 田中義照、佐久間正明、安藤孝弘：経年劣化構造のモデル化と局部強度変化、平成 15 年度（第 3 回）海技研研究発表会講演集、pp.183-188、(2003)。
- 2) 田中義照、小林佑規、後藤英信：腐食材の静的強度とクリギング手法による板厚評価、平成 16 年度（第 4 回）海技研研究発表会講演集、pp.43-46、(2004)。
- 3) 松島巖：溶接部の腐食（I）腐食反応の特性と溶接部、溶接学会誌、第 60 巻、第 8 号、pp.5-9、(1991)。
- 4) 小林佑規：造船用鋼の長寿命腐食疲労強度信頼性に関する研究、茨城大学大学院理工学研究科博士論文、pp.140、(1999)。
- 5) 大春博俊：腐食を考慮した溶接構造モデルに関する研究、東京大学工学部卒業論文、pp.22、(1998)。
- 6) 矢尾哲也：船体構造部材の圧壊強度に関する研究、大阪大学大学院工学研究科博士論文、pp.127、(1980)。
- 7) 佐藤邦彦、寺崎俊夫、吹田義一、田中正文：基本溶接継手の残留応力分布と溶接諸条件の関係、溶接学会誌、第 48 巻、第 9 号、pp.52-57、(1979)。
- 8) 松下久雄、中井達郎、山本規雄：船体用隅肉溶接部の静的強度に及ぼす腐食衰耗の影響、日本造船学会論文集、第 195 号、pp.291-297、(2004)。
- 9) 矢尾哲也、藤久保昌彦、柳原大輔、入沢真生：防撓パネルの座屈・塑性崩壊解析における FEM モデル化に関する考察、西部造船会々報、第 95 号、pp.121-128、(1998)。