面外ガセット溶接継手の腐食特性と疲労挙動に関する基礎的研究

Corrosion characteristic and fatigue behavior of out-of-plane gusset welded joints

貝沼 重信*, 細見 直史**, 金 仁泰***, 伊藤 義人****, 柿木 信浩*****
Shigenobu KAINUMA, Naofumi HOSOMI, In-Tae KIM, Yoshito ITOH and Nobuhiro KAKINOKI

*博士(工学), 岐阜大学助教授, 工学部社会基盤工学科 (〒501-1193 岐阜市柳戸 1-1)
** 岐阜大学大学院博士前期課程, 工学研究科土木工学専攻 (〒501-1193 岐阜市柳戸 1-1)
***博士(工学), 名古屋大学研究員, 理工科学総合研究センター (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)
****工博, 名古屋大学教授, 理工科学総合研究センター (〒464-8603 名古屋市千種区不老町)
*****瀧上工業㈱, 生産本部技術部設計課 (〒454-8517 名古屋市中川区清川町 2-1)

Corrosion and fatigue are two main factors to determine the durability of steel bridges. In this research, first, in order to investigate the time-dependent corrosion characteristics of the uncoated out-of-plane gusset welded joints, accelerated exposure tests were carried out for a period of five months to fifteen months. The corrosive environmental condition was S6-cycle specified in JIS for painted steel. Fatigue tests were also performed on the weld joints before and after the corrosion tests. It was found that the corroded joints had similar or larger toe radius than the uncorroded ones. The fatigue cracks for the corroded joints initiated from the fillet weld toe or the main plate and then propagated. As a result, the corroded joints had the same or higher fatigue strength than the uncorroded ones when the number of corrosive environmental cycles (S6-cycle) was less than 1800 cycles.

Key Words : corrosion, accelerated exposure test, fatigue test, out-of-plane gusset, weld joint
キーワード：腐食, 腐食促進試験, 疲労試験, 面外ガセット, 溶接継手

1. はじめに

海浜・海岸地域や凍結防止剤が散布される地域において, 腐食損傷による鋼橋の劣化が深刻な問題となっている. また, 重交通下の鋼橋においては, 腐食損傷に加え, 2次部材の溶接継手部の疲労損傷も鋼橋の劣化の主要因となっている. これらの損傷は, 鋼橋の耐久性を支配する重要な劣化因子であると言われている[1]. そのため, 腐食や疲労による損傷に対して, 鋼橋を健全な状態で維持管理するためには, 構造部材における溶接継手部の腐食特性や疲労挙動を明らかにすることが重要となる.

これまで, 腐食損傷が生じた部材や継手に有効な防食対策が実施されないような場合などを対象として, 塩水中や実環境を模擬した腐食環境などで鋼板や溶接継手の腐食疲労試験が行われている[2),3)]. また, ある時点で防食対策が実施される場合などについては, 鋼板や溶接継手の腐食後の疲労挙動を検討するため, 大気暴露試験後に疲労試験が行われている[4)-7)]. 大気暴露試験は, 自然環境下における腐食現象を検討する際に有用であることから, 鋼材や溶接継手などの一般的な腐食試験として用いられてきた. しかし, その試験には多大な時間を要し, 試験体の設置環境が限定されるため, 様々な地域環境における腐食現象を明らかにすることは困難とされる. そこで, 著者らは鋼板(無塗装, SM490材)の塩水噴霧複合サイクル腐食促進試験を行い, 全国41ヶ所の大気暴露試験[8)]との相関を飛来塩分量に着目することで検討した. その結果に基づき, 様々な飛来塩分量の地域を対象として, 大気暴露試験に対する腐食促進試験の促進倍率の推定式を提案した[9)]. この腐食促進試験の方法と推定式を用いることで, 様々な地域環境下の大気暴露試験に相当する塗装劣化後(無塗装)の溶接継手の腐食特性を飛来塩分量に着目すればある程度予測できるものと考えた.

本研究では無塗装の普通鋼板(SM490Y)を用いた面外ガセット溶接継手の腐食促進試験を行うことで, 主板部やまわしすみ肉溶接止端部の経時的な腐食特性について基礎的な検討を行った. また, 著者らが提案した腐食促進試験における促進倍率の推定式[9)]に基づき, 本研究の腐食促進試験に相当する大気暴露環境下の暴露期間を飛来塩分量に着目して試算した. さらに, 腐食促進試験後の試験体を用いた疲労試験を行うことで, 経時的な腐食の進行が面

表-1 供試鋼材の化学成分(%)

C	S_i	M_n	P	S	C_u	N_i	C_r	M_o
×100			×1000		×100			
16	20	141	9	5	1	2	3	1

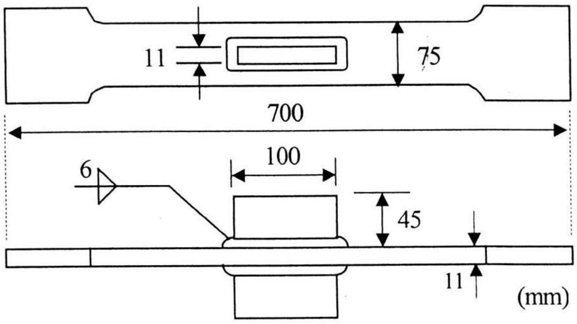
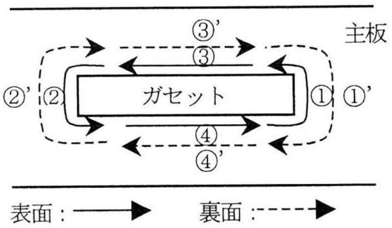


図-1 試験体の形状および寸法

表-2 試験体の溶接条件

	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)
まわし溶接部	220-240	27	34-39
一般部	260-280	30-32	32-38



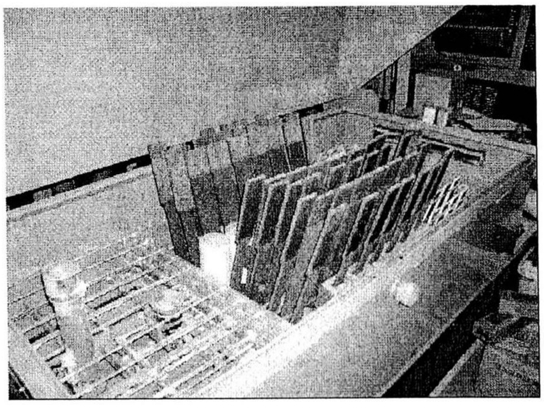


図-3 試験体の設置状況

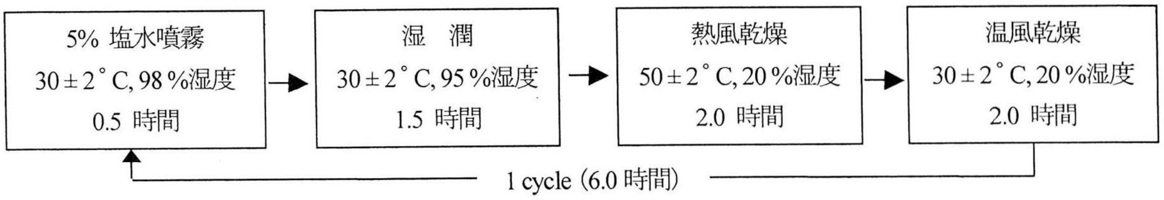


図-2 腐食促進試験の腐食促進サイクル

外ガセット溶接継手の疲労挙動に及ぼす影響について検討した.

2. 試験体

試験体に用いた鋼材は板厚 11mm の JIS SM 490Y であり, 降伏点, 引張強度および伸びは, それぞれ 444MPa, 561MPa, 22%である. この供試鋼材の化学成分を表-1 に示す. 試験体は主板の表裏面の中央に 100×45×11mm のガセットをすみ肉溶接で取り付けた面外ガセット溶接継手である. 試験体の形状および寸法を図-1 に示す.

各試験体における溶接形状や止端形状の不整を小さくするために, すみ肉溶接は CO_2 半自動溶接により下向きの水平溶接で行った. 試験体の溶接条件を表-2 に示す. その溶接では 6mm の等脚長を目標としたが, 試験体の実測結果から溶接サイズが 6.2mm で中板側に対する主板側の脚長比が 1.56 の不等脚溶接となった. なお, 試験体は塗装劣化後を想定して無塗装とし, その表面粗さが鋼橋の実構造部材と同程度の約 70μm となるように, グリットブラスト処理を行った.

3. 腐食促進試験

3.1 腐食促進試験の方法

腐食促進試験には, 塩水噴霧複合サイクル試験機を用いた[9]. 腐食促進サイクルは図-2 に示す S6-cycle とした[9),10)]. このサイクルを 600cycle(約 5 ヶ月)毎に 1800cycle(約 15 ヶ月)まで繰返すことで腐食促進試験を行った. この腐食サイクルにより試験体に生成されるさびには, X 線回折による成分分析から塩化物イオンが問題となる環境特有の緻密性や安定性に劣る β-FeOOH さびが最も多く含まれていることを確認している. したがって, 本試験により海浜・海岸地区や凍結防止剤が散布される地域環境下の溶接継手の腐食生成成分をほぼシミュレートできるものと考えられる. なお, 試験体は JIS 規格に基づき複合サイクル試験機の環境槽に図-3 に示すように鉛直方向に対して約 15 度傾けて設置した.

腐食促進試験終了後, 試験体をクエン酸水素二アンモニ

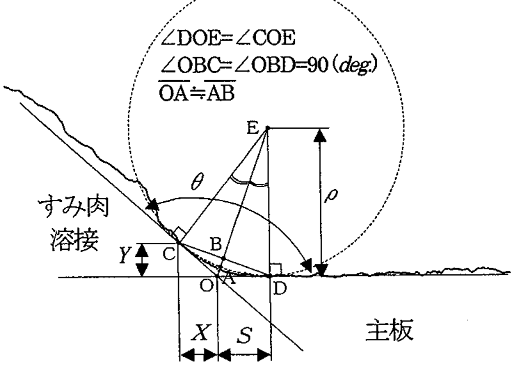


図-4 止端角および止端半径の算出方法

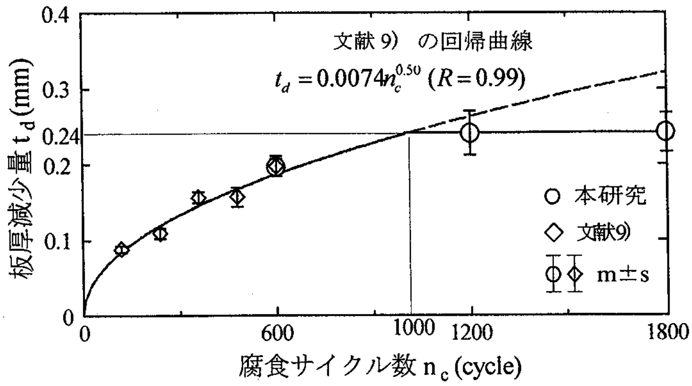


図-6 腐食サイクル数 n_c と平均板厚減少量 t_d の関係

ウムおよびチオ尿素の混合水溶液中で数時間煮沸し，ナイロンブラシでブラッシングすることで，試験体の表面に生成されたさびを完全に除去した．その後，主板のガセット取付け位置の中央部および上部の計 18 ヶ所の板厚をデジタルマイクロメーターを用いて測定した．なお，主板の下部については，試験体の設置に用いた器具の接触による腐食が著しく生じていたため，主板下部は板厚の測定対象としていない．まわし溶接の止端部については，歯科用印象材で止端部の型取りを行った後，その型をレーザーフォーカス深度計(分解能：0.1 μm)で測定した．なお，測定ピッチは溶接止端部の形状，腐食ピットの寸法および測定時間を考慮して 100×20 μm とした．この測定結果に基づき，溶接止端部の形状パラメータである止端角 θ と止端半径 ρ を 0.2mm 間隔の止端断面について求めた．なお，θ(deg.) および ρ(mm)は，図-4 に示す補助線を用いることで，次式により算出した．

$$\theta = 180 - tan^{-1}\left(\frac{Y}{X}\right) \tag{1}$$

$$\rho = S \cdot tan\frac{\theta}{2} \tag{2}$$

3.2 腐食促進試験結果

腐食促進試験終了後の各腐食サイクルに対する試験体表面の腐食状況の例を図-5 に示す．腐食サイクル数によらず，腐食後の主板部には均一な全面腐食が生じている．すみ肉溶接部については，さびこぶが生じている試験体もあった．腐食サイクル数が 600cycle の場合は，試験体の表面は赤褐色で粗いさび層で覆われていた．このさび層は腐食サイクル数が 1200cycle になることで，試験体表面からところどころ剥離している．1800cycle については試験体表面のほぼ全面から生成されたさびが剥離しており，剥離さびの下層には黒赤褐色のさびが生成されていた．

さび除去後の主板表面の腐食状況については，腐食サイクルが増加するにしたがって，腐食ピットの数やピットの深さの増加が見られた．まわし溶接部の止端については，腐食サイクル数が増加するにしたがって，腐食ピット数の増加は見られるものの，腐食による形状変化はほとんど見られない．しかし，まわしすみ肉溶接のビード表面については，主板部や溶接止端に比べ，ところどころ大きな腐食ピットが生じていた試験体もあった．これは，主板部の圧延組織がほぼ均質であるのに対して，溶接部では耐食性成分であるクロムなどの化学成分が溶接時に偏析したためと考えられる．

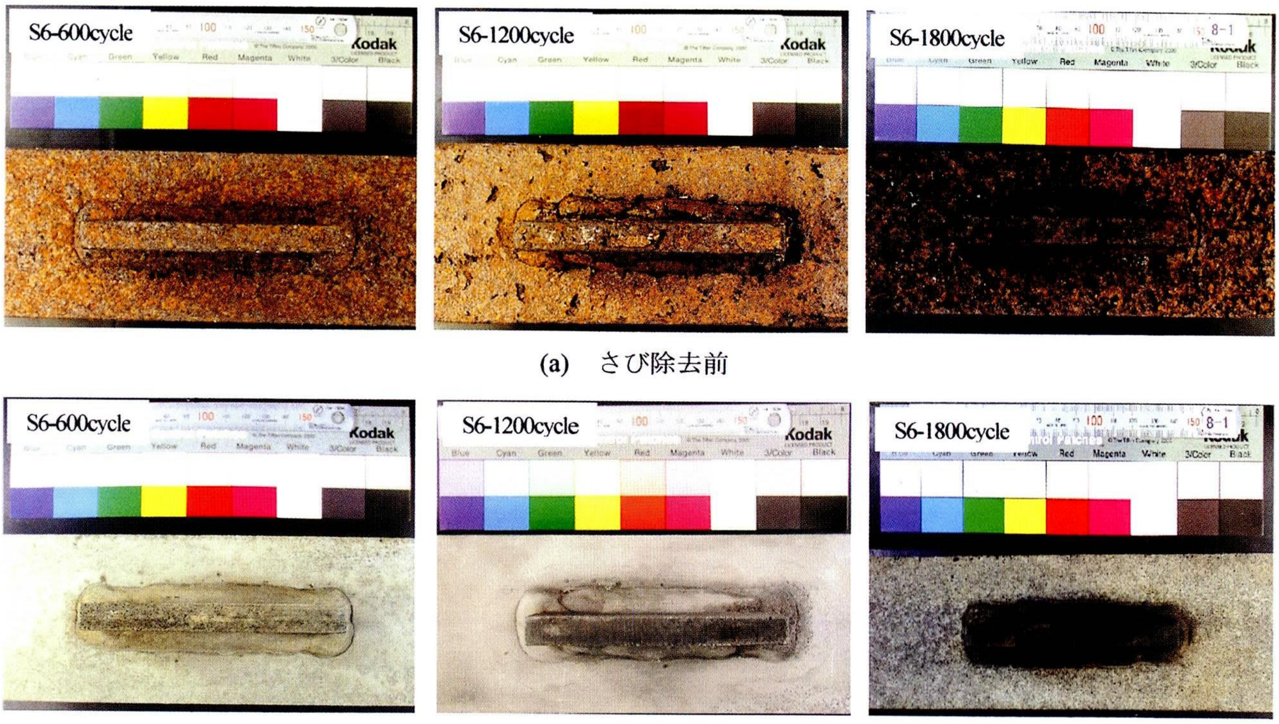
(1) 主板部

腐食サイクルの繰返し数 n_c と主板部の平均板厚減少量 t_d の関係を図-6 に示す．図中には著者らが行ったウェザロ試験体(70×150×9mm)の平均板厚減少量と標準偏差，およびそのデータから算出した n_c に対する t_d の累乗回帰曲線[9]も示す．n_c が 600cycle の場合の本試験結果は，ウェザロ試験体の試験結果と良く一致している．したがって，試験体の相違による板厚減少量の違いはないものと言える．n_c が 1200cycle および 1800cycle の場合の t_d は，約 0.24mm であり同等になっている．以上から，S6-cycle 条件下の塩水噴霧複合サイクル試験では，普通鋼板の板厚減少量は，n_c が約 1000 サイクル以下では図-6 中の累乗関数式で表すことができる．また，1000cycle 以降については，データのばらつきがあるものの，S6-cycle の腐食サイクルの板厚減少量は約 0.24mm に収束している．これは，S6-cycle の湿潤時間が全サイクルに対して，比較的短いことによるものと考えられる．平均板厚減少量が 0.24mm 程度に収束していることから，この程度の板厚減少量までは実環境下における腐食をシミュレートできるものと考えられる．

n_c が 600cycle までは，t_d が約 0.2mm と大きいことから，溶接止端の形状はこの腐食期間中に大きく変化することが推測される．また，600cycle から 1800cycle における板厚変化量は，約 0.05mm と小さいことから，溶接止端形状はほとんど変化しないものと考えられる．

(2) すみ肉溶接部

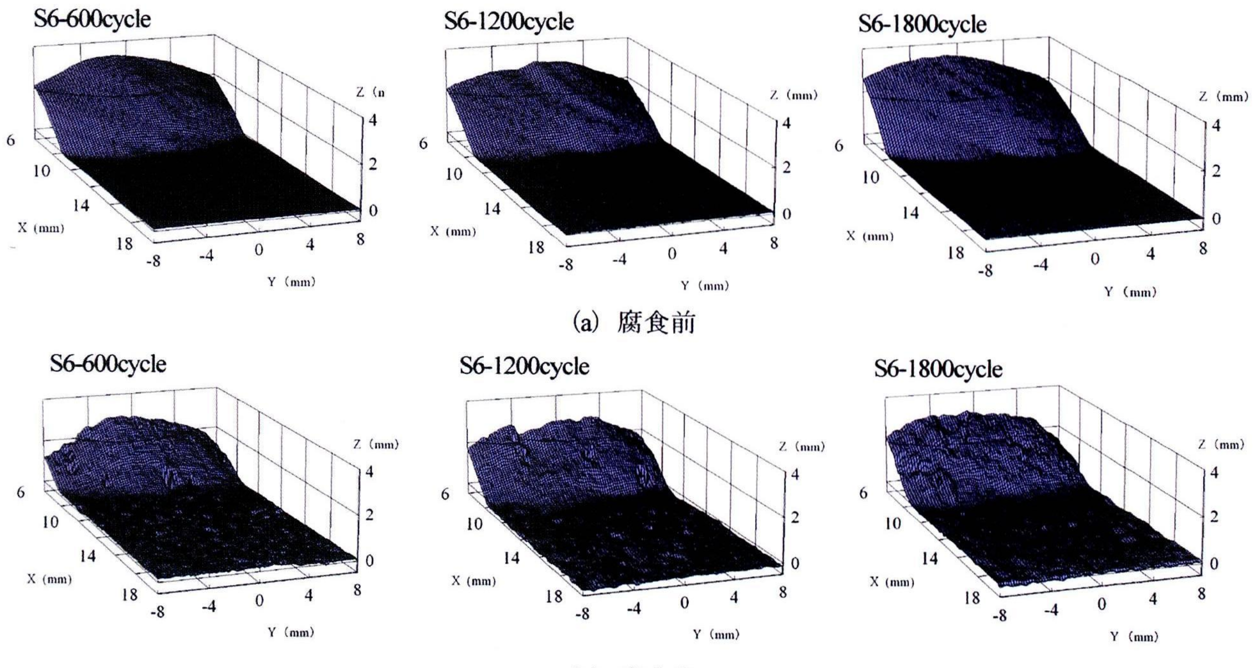
各腐食サイクル数のまわし溶接止端部形状のレーザー測定結果を図-7 に示す．図(a)および(b)は腐食試験前後の溶接止端部の形状をそれぞれ示している．腐食により溶接止端の形状は，腐食ピットの生成により若干変化しているものの，無腐食の場合とは大きく異なっていない．



(a)　さび除去前

(b)　さび除去後

図-5　腐食促進試験終了後の試験体の腐食状況



(a)　腐食前

(b)　腐食後

図-7　腐食前後のまわし溶接止端部の形状の測定結果

S6-600cycle については，図(b)に示すように溶接止端の近傍の溶接ビード上に，他の試験体よりも比較的大きな腐食ピットが生じている試験体もあった．

腐食前と各腐食サイクル後における溶接止端角 θ および止端半径 ρ の算出結果を図-8 に示す．図の横軸はガセットの板厚の中央部からの距離 y であり，縦軸は θ および ρ である．図中の破線は腐食前の θ および ρ について示している．溶接止端に沿う腐食後の試験体の θ および ρ は，溶接止端が均一に腐食しないため，腐食前に比べて，θ および ρ の変化が大きくなっている．また，止端部の腐食に

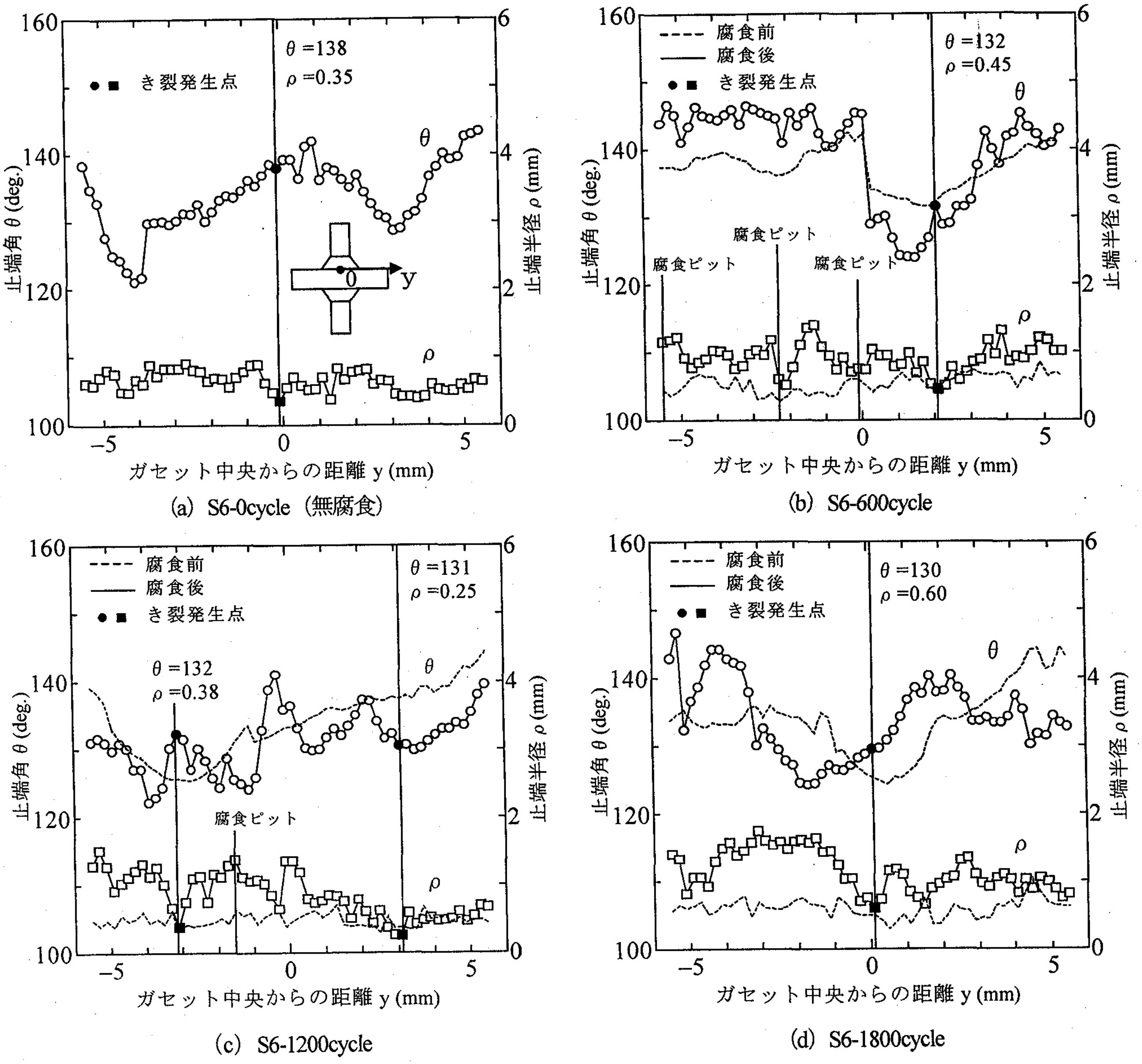


図-8　腐食前後の溶接止端部の止端角 θ および止端半径 ρ

より腐食前後の θ および ρ の最小値の位置とその大きさは異なっている．腐食前に比べて腐食後の ρ は，腐食が生じることで大きくなる傾向にあるが，ほとんど変化しない断面もある．しかし，1200 cycle については，溶接ビード上の腐食により，ρ の値が腐食前と比べて若干小さくなった試験体もあった．1800cycle では，他の腐食サイクル数の場合と異なり，全体的に ρ が大きくなり，θ および ρ の変化が小さくなる傾向にある．

各腐食サイクル数と溶接止端角 θ の関係を図-9 に示す．図(b)および図(c)では，後述する疲労試験で溶接止端部から疲労き裂が発生した各試験体の θ の平均値および最小値を示す．図中には標準偏差±s についても示す．図(a)は各腐食サイクルの試験体の腐食前における θ を示している．各腐食サイクル数の平均値は同等であるが，1200cycle の腐食試験に用いた試験体については，ばらつきが大きい．最小値については腐食させない試験体に比べ，腐食試験に用いた試験体の最小値が大きい傾向にある．

図(b)に各腐食サイクルの腐食後の θ を示す．平均値は腐食サイクル数が 600cycle でやや大きくなり，その後，若干減少する傾向にある．腐食前(S6-0cycle)については，データのばらつきが大きいが，腐食後には腐食サイクル数によらず，ばらつきは小さくなっている．しかし，最小値については，腐食サイクル数が 1200cycle の場合は 600cycle や 1800cycle に比べて小さい．また，そのデータのばらつきは，600cycle で最も大きくなっている．これは，前述したように，試験体によっては比較的大きな腐食ピットが溶接ビード上に生じていたためである．

図(c)には各試験体における腐食サイクル数による止端形状の変化を検討するため，各試験体の腐食後の θ を腐食前で無次元化した結果を示す．平均値については，腐食による変化はほとんど見られず，最も変化の大きい 600cycle についても約3%(約 4deg.)の増加である．しかし，最小値

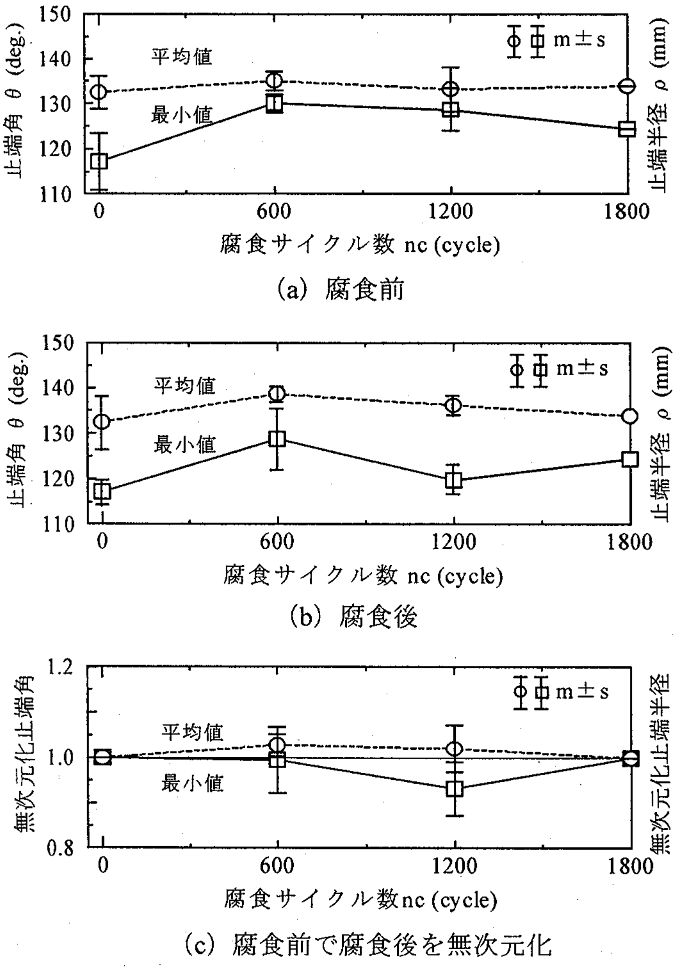


図-9 腐食サイクル数 n_c と θ の関係

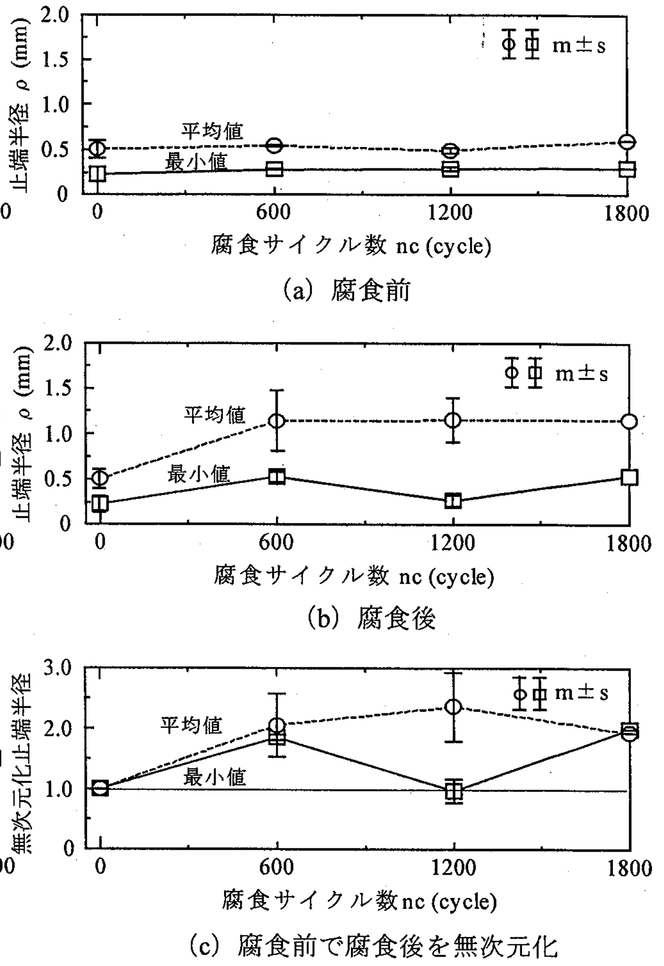


図-10 腐食サイクル数 n_c と ρ の関係

については，無腐食，600cycle および 1800cycle では変化が小さいが，1200cycle では約7%(約9deg.)低下している．このように腐食サイクル数によらず，腐食による平均値と最小値のデータのばらつきは大きい傾向にある．

各腐食サイクル数と止端半径 ρ との関係を図-10 に示す．各腐食サイクルの腐食前の ρ を図(a)に示す．無腐食と各腐食サイクル数の腐食前における ρ の平均値と最小値は，同等になっている．

図(b)に各腐食サイクルの腐食後の ρ を示す．腐食後の平均値は腐食サイクル数によらず，約 1.2mm となっている．しかし，最小値については，θ の場合と同様に腐食サイクル数が 600 cycle と 1800cycle で約 0.5mm と同程度であるが，1200cycle では約 0.3mm と小さくなっている．平均値のばらつきは，腐食前に比べて腐食後が大きくなる傾向にある．一方，最小値については，平均値の場合と比べ，腐食の有無によらず小さい．

各試験体の腐食後の ρ を腐食前で無次元化した結果を図(c)に示す．腐食後の平均値については，データのばらつきが大きいものの，腐食サイクル数によらず，腐食前の約 2 倍に増加している．また，600cycle と 1800cycle の最小値は，腐食前の約 1.7 倍に増加しているが，1200cycle については約 0.9 倍に減少している．これは，図(a)に示したように，各試験体の腐食前における ρ の最小値が同等であるため，腐食前の止端形状の相違によるものではなく，腐食ピットによるものと言える．

(3) 腐食サイクル数と大気暴露試験期間との対応

腐食促進試験は S6-cycle の腐食サイクル数を 600，1200 および 1800cycle 繰返すことで行った．ここでは，文献9)で提案した大気暴露試験期間に対する腐食促進試験の促進倍率 Ac の推定式(式(3))に基づき，本腐食促進試験の腐食サイクル数 1000cycle について，様々な地域環境(飛来塩分量)における大気暴露試験に相当する暴露期間を試算する．

$$A_c = 9.14 \cdot w_s^{-0.62} \tag{3}$$

w_s ：飛来塩分量(mdd)

S6-cycle の 1cycle 当たりに要する時間は，6 時間であることから，S6-1000cycle 以下の推定大気暴露期間 t(年)は腐食促進倍率 A_c を用いて，次式のように表すことができる．

$$t = A_c \cdot n_c \times \frac{6}{24 \times 365} = 6.85 \times 10^{-4} \cdot A_c \cdot n_c \tag{4}$$

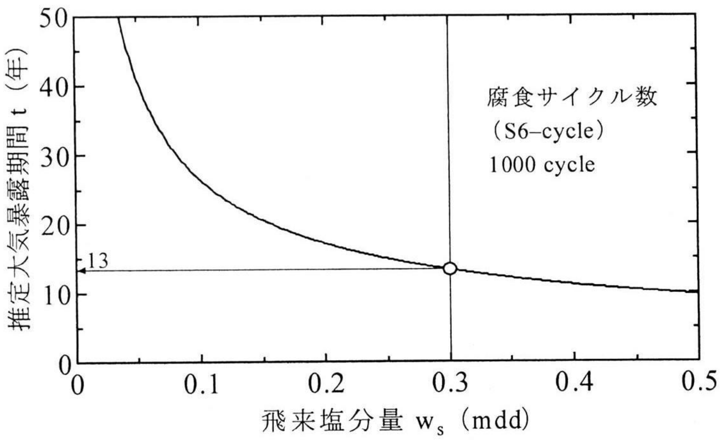
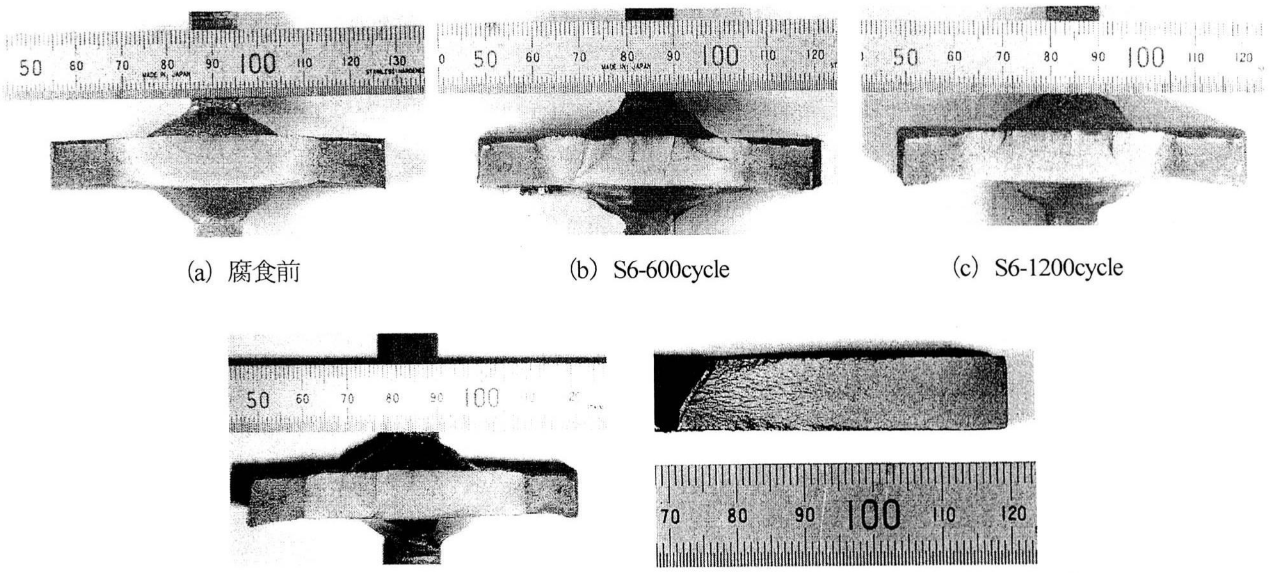


図-11　各腐食サイクルに相当する推定大気暴露期間



(a) 腐食前　(b) S6-600cycle　(c) S6-1200cycle

(d) S6-1800cycle　(e) S6-1800cycle (主板表面からの疲労き裂)

図-12　無腐食および各腐食サイクル後の試験体の疲労試験終了後の疲労破面の例

n_c : S6-cycle の腐食サイクル数(*cycle*)

ここで，式(4)に基づき算出した S6-1000cycle に相当する飛来塩分量 w_s と推定大気暴露期間 t(年)の関係を図-11に示す．例えば，海浜・海岸地域に相当する飛来塩分量 w_s が 0.3mdd のとき，本試験の腐食サイクル数 1000cycle における推定大気暴露期間を推定すると，約 13 年になる．したがって，本試験に用いた S6-cycle の腐食サイクル数 1000cycle は，海浜・海岸地域における 13 年程度の大気暴露試験に相当するものと考えられる．

4. 疲労試験

4.1 疲労試験の方法

疲労試験に先立って，着目部以外の溶接止端部からのき裂の発生を予防するため，4 ヶ所の止端部の内，3 ヶ所の溶接止端部をグラインダー仕上げした．疲労試験には動的能力±500 kN の電気油圧サーボ式材料試験機を用い，下限荷重を 10kN (主板応力 : 84 MPa) に一定とした片振り引張荷重下で行った．なお，荷重波形は正弦波，繰返し速度は 6～18 Hz とした．疲労き裂の発生位置および進展状況を疲労破面に残し，試験終了後に破面観察するため，ダイマーキングおよびビーチマーク試験を 5～10 回繰返し行なった．

4.2 疲労試験結果

(1) 疲労き裂の発生および進展状況

無腐食および各腐食サイクル後の試験体の疲労試験終了後の典型的な疲労破面を図-12 に示す．無腐食の試験体は，全てまわし溶接止端の 1 あるいは 2 ヶ所から疲労き裂が発生・進展することで破断した．腐食後については，S6-1800cycle の 1 体の試験体を除き，溶接止端部およびそ

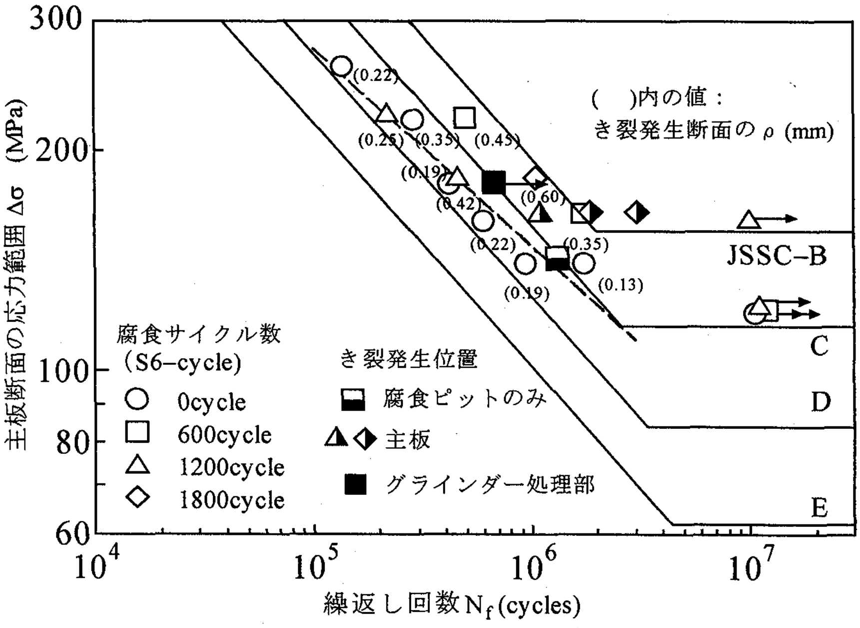


図-13　疲労試験結果

の近傍の複数箇所，あるいは主板部から疲労き裂が発生した．

S6-600cycle 後の腐食試験体では，1 体はグラインダー処理が不十分であったため，グラインダー処理後のまわし溶接部に残留した腐食ピットからき裂が発生・進展した．また，溶接止端部および溶接止端から約 1mm 離れた 3 ケ所の腐食ピット底部(腐食深さ d : 0.33～0.40mm，切欠き底の半径 : 0.10～0.26mm，孔食係数 d/t_d : 1.66～2.02)からき裂が発生した試験体も 1 体あった．それ以外の試験体は，着目部の腐食した溶接止端からき裂が発生した．S6-1200cycle の試験体については，1 体は溶接止端部および溶接止端から約 1mm 離れた 1 ケ所の腐食ピット底部(腐食深さ d : 0.39mm，切欠き底の半径 : 0.13mm，孔食係数 d/t_d : 1.63)からき裂が発生した．それ以外の試験体は，腐食した溶接止端からき裂が発生した．S6-1800cycle については，2 体は主板のコーナー部あるいは表面からき裂が発生した．それ以外の 1 体の試験体では，着目部の腐食した溶接止端からき裂が発生した．

疲労き裂の発生位置と止端角 θ および止端半径 ρ の関係を図-8 に示す．図中の●および■の記号は，き裂発生起点となった断面の止端角 θ および止端半径 ρ を示している．溶接止端から発生した疲労き裂は，θ の大きさによらず，いずれも ρ がほぼ最小値となる断面位置で発生している．したがって，本研究の試験体の腐食状態では，止端角は疲労き裂の発生位置に影響を及ぼさないものと言える．そこで，以下では ρ について検討する．

600cycle では腐食によって止端形状がほとんど変化していない断面がき裂の発生起点となった．この断面は腐食前の ρ の最小値の断面とは異なっている．1200cycle については，ρ が腐食前に比べ低下したため，その断面がき裂の発生起点となっている．1800 cycle では 600cycle と同様に，腐食によって止端形状がほとんど変化していない断面を有する試験体では，その位置からき裂が発生した．なお，腐食により ρ が全ての溶接止端で大きくなった試験体については，主板部からき裂が発生した．

(2) 疲労寿命

疲労試験結果を図-13 に示す．図の縦軸は腐食による板厚の減少を考慮した主板断面における応力範囲 $\Delta\sigma$ であり，横軸は試験体が破断するまでの繰返し回数 N_f である．なお，腐食による板厚減少が $\Delta\sigma$ の増加に及ぼす影響は S6-1800cycle の場合でも 2%程度であり非常に小さい．図中の破線は無腐食における面外ガセット溶接継手の試験データの疲労寿命 N_f に対する応力範囲 $\Delta\sigma$ の回帰直線である．また，実線は日本鋼構造協会(以下，JSSC と呼ぶ)の疲労設計指針[11]の強度等級 B から E を示している．腐食前における本試験体の疲労強度は，既往の試験結果[12]と比べ若干高く，JSSC の D 等級程度となっている．これは，半自動溶接で製作した場合は手溶接した場合に比べて溶接止端形状のばらつきが小さく，溶接止端角や止端半径が大きくなる傾向になるためと考えられる．また，まわしすみ肉溶接が，不等脚長(脚長比 : 主板側に 1.56)であったことも原因の 1 つとして考えられる．疲労強度は腐食の有無によらず，止端半径 ρ が大きいほど向上する傾向にある．

600cycle では止端部の腐食により，止端半径 ρ が大きくなったため，腐食前に比べ止端部の疲労強度が高くなっている．1200cycle の疲労強度は，腐食による ρ のばらつきにより，無腐食と同程度になる場合と無腐食に比べて高くなる場合がある．1800cycle の場合については，前述したように腐食により ρ が大きくなることで，応力集中が低減するため，溶接止端部の疲労強度が向上した．そのため，疲労破壊起点が止端部から主板部の腐食ピットに移行する傾向にある．この場合の疲労強度は向上し，JSSC の B 等級程度になる．

主板の平均板厚減少量 t_d が 0.2mm 以下であれば，疲労

破壊起点は溶接止端部となり，t_dが 0.24mm 以上の場合には溶接止端部から主板部に破壊起点が移行する場合がある．

以上から，腐食後の面外ガセット溶接継手の疲労強度は，まわし溶接止端部から破壊する場合，腐食前と同程度あるいは腐食前に比べて向上する．また，1800cycle 程度に腐食が進行した場合では，破壊起点は溶接止端部のみではなく，主板部になることもあり，その場合の疲労強度は腐食孔の形状寸法に依存するものと考えられる．このときの疲労強度は，B 等級程度まで向上する．

5. まとめ

本研究では面外ガセット溶接継手の長期間の大気暴露試験に相当する経時的な腐食特性と腐食後の疲労挙動について検討するため，腐食促進試験を行った．また，腐食後の試験体を用いて疲労試験を行った．本研究で得られた主な結果を以下に示す．

(1) S6-cycle の腐食条件を用いた腐食促進試験では，腐食サイクル数が 1000cycle までは，文献 9) の板厚減少量の推定式で近似できる．1000cycle 以上の場合は，主板の板厚減少量は約 0.24mm に収束し，それ以降腐食はほとんど進行しない．1000cycle の腐食促進試験は，飛来塩分量 w_s が 0.3mdd の海浜・海岸地域における約 13 年間の大気暴露試験に相当することを示した．

(2) 腐食後の面外ガセット溶接継手のまわし溶接部の止端角の平均値は，腐食サイクル数によらず，同程度である．止端半径の平均値については，腐食後は腐食前の約 2 倍になる．ただし，腐食後の溶接止端半径の最小値については，無腐食の場合に比べて小さくなる場合もある．

(3) 疲労き裂は溶接止端角の大きさによらず，止端半径がほぼ最小値となる位置で発生する．その位置の止端半径は，腐食前と同等あるいは小さくなる場合もある．き裂発生数は，腐食ピットの位置や大きさに依存する．腐食後については，無腐食の場合に比べてき裂発生数が増加する傾向にある．腐食による主板の板厚減少量が 0.24mm 程度になると，疲労破壊起点がまわし溶接止端部から主板部の腐食ピットに移行する場合がある．

(4) 腐食後の疲労強度は，腐食前と同程度あるいはそれ以上となる．主板部に破壊起点が移行した場合(平均板厚減少量：0.24mm 以上)には，その疲労強度は向上し JSSC の B 等級程度になる傾向にある．

謝辞

本研究の一部は，平成 14 年度 文部科学省科学研究費補助金 若手研究(B)(課題番号：13750457)，(財)石田財団および(財)スガウェザリング技術振興財団の研究助成金を用いて実施した．腐食促進試験の実施に際しては，名古屋大学大学院 博士前期課程の門田佳久氏に協力頂いた．実験データの整理では，岐阜大学 学部生の水谷真陳氏に協力頂いた．また，試験体の製作に際しては，㈱東京鉄骨橋梁の田中雅人氏に御協力頂いた．ここに記して感謝致します．

参考文献

1) 土木学会鋼構造委員会鋼橋の余寿命評価小委員会：鋼橋の劣化現象と損傷の評価，土木学会論文集，No.501/I-29，pp.21-36，1994.
2) 例えば，坂野昌弘，横尾正幸，新井弘，西村俊夫：腐食環境下における鋼切欠き部材の疲れき裂発生寿命，構造工学論文集，Vol.34A，pp.469-481，1988.
3) 西村昭，皆田理：腐食環境下のガセット継手の表面性状と疲労強度，土木学会論文集，No.380/I-7，pp.401-409，1987.
4) 例えば，Albrecht, P. and Friedland, I.M.：Fatigue Test of 3-year Weathered A588 Steel Weldment，J. Struc. Eng.，ASCE.，Vol.103，No.2，pp.991-1003，1980.
5) Albrecht，P. and Cheng, J.G.：Fatigue Test of 8-year Weathered A588 Steel Weldment，J. Struc. Eng.，ASCE.，Vol.109，No.9，pp.2048-2065，1983.
6) 山田健太郎，村上眞，近藤明雅，菊池洋一：大気暴露された無塗装の耐候性鋼および普通鋼溶接手の疲れ強さ，土木学会論文集，No.337，pp.67-74，1983.
7) 近藤明雅，山田健太郎，菊池洋一：10 年間大気暴露した耐候性鋼と普通鋼溶接継手の疲労挙動，土木学会論文集，No.489/I-27，pp.121 - 127，1994.
8) 建設省土木研究所：耐候性鋼の橋梁への適用に関する共同研究報告(XV)，1992.
9) 伊藤義人，岩田厚司，貝沼重信：鋼材の腐食耐久性評価のための環境促進実験とその促進倍率に関する基礎的研究，構造工学論文集，Vol.48A，pp.1021-1029，2002.
10) 藤原博，田原芳雄：鋼橋塗装の長期防食性能の評価に関する研究，土木学会論文集，No.570/I-40，pp.129-140，1997.
11) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，技報堂出版，1993.
12) 例えば，穴見健吾，三木千壽，谷秀樹，山本晴人：ハンマーピーニング及び TIG 処理による溶接継手部の疲労強度向上法，土木学会論文集，No.647/I-51，pp.67-78，2000.

(2002年9月13日受付)