

# 高力ボルト摩擦接合継手における連結板の腐食減肉形状とすべり耐力特性に関する研究

山下 修平<sup>1</sup>・下里 哲弘<sup>2</sup>・田井 政行<sup>3</sup>・有住 康則<sup>4</sup>・矢吹 哲哉<sup>5</sup>

<sup>1</sup>正会員 琉球大学大学院 理工学研究科 博士後期課程 (〒903-0213 沖縄県西原町千原1番地)

E-mail: yamashita.shuhei@miyaji-eng.co.jp

<sup>2</sup>正会員 琉球大学准教授 工学部工学科社会基盤デザインコース (〒903-0213 沖縄県西原町千原1番地)

E-mail: simozato@tec.u-ryukyu.ac.jp

<sup>3</sup>正会員 琉球大学助教 工学部工学科社会基盤デザインコース (〒903-0213 沖縄県西原町千原1番地)

E-mail: tai@tec.u-ryukyu.ac.jp

<sup>4</sup>正会員 琉球大学教授 工学部工学科社会基盤デザインコース (〒903-0213 沖縄県西原町千原1番地)

E-mail: arizumi@tec.u-ryukyu.ac.jp

<sup>5</sup>フェロー会員 琉球大学名誉教授 (〒903-0213 沖縄県西原町千原1番地)

E-mail: yabuki@tec.u-ryukyu.ac.jp

高力ボルト摩擦接合継手を適切に維持管理するためには、継手を構成する各部材(高力ボルト、母板、連結板)の腐食状態とすべり耐力の関係を明らかにすることが求められる。本研究では、実橋の環境下で腐食減肉した連結板を用いて、腐食形状の計測と分類、高力ボルト締付け時の接触圧分布及びすべり耐力に関する各種試験を行い、腐食減肉形状がすべり耐力特性へ与える影響について検証した。その結果、腐食減肉が大きい片側連結板の降伏とすべり耐力特性に相関性があることを示し、実腐食減肉形状を有する連結板のすべり耐力の評価法を示した。

**Key Words** : friction type of high strength bolted connections, spliced plate, corrosion behavior contact pressure, slip resistance

## 1. はじめに

我が国において、高力ボルト摩擦接合継手は 1965 年以降(昭和 40 年代)から一般に使用されはじめ<sup>1)</sup>、鋼橋の接合法としてすべり耐力をベースとした設計法が用いられている。一方、高力ボルト摩擦接合継手は、腐食が発生する代表部位の一つとしても挙げられている<sup>2)6)</sup>。高力ボルト摩擦接合継手の腐食は、塗膜厚を確保し難い高力ボルトや連結板のエッジ部、そして、腐食促進因子が滞留し易い母板と連結板の継手境界部で発生する。このため、高力ボルト摩擦接合継手の維持管理において、「塗装の塗替え」「高力ボルトの取替え」「母板の補強」「連結板の補強や取替え」を適切に評価するためには、各部材の腐食状態に応じたすべり耐力特性を解明する必要がある。

高力ボルト摩擦接合継手の腐食とすべり耐力に関する研究は過去にいくつか行われている<sup>7)14)</sup>。高力ボルトはボルト頭やナットの腐食減肉により軸力が低下すること

が知られており<sup>2)</sup>、ボルト頭とナットの減肉量から残存軸力を評価する手法が検討されている<sup>13)</sup>。母板の連結板との継手境界部の腐食は、腐食減肉した鋼板の引張耐力・降伏耐力の評価を参考に腐食減肉量と母板の引張強度から残存耐力を評価できると考えられる<sup>15)</sup>。また、母板と連結板の接合面は、錆の発生に伴いすべり係数が増加するとの実験研究もあり<sup>14)</sup>、すべり耐力低下への影響は一般的に少ないと考えられる。一方、連結板表面の腐食減肉とすべり耐力に関する研究はほとんど行われておらず、腐食減肉した連結板の補強や取替えを判定するための評価法が示されているとは言い難い。

高力ボルト摩擦接合継手は、母板及び連結板の降伏耐力の低下に伴ってすべり耐力も低下し、一般的にその低下率は、すべり耐力と純断面位置での降伏耐力比で評価できると考えられる<sup>16)18)</sup>。よって、連結板が腐食減肉することで連結板の降伏耐力が低下し、すべり耐力へ影響を与えることが想定される。また、連結板の板厚が薄くなることでボルト孔周りの接触圧力が増加し<sup>19)</sup>、連結板

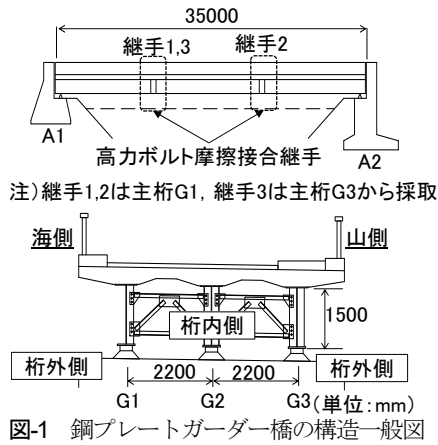


図-1 鋼プレートガーダー橋の構造一般図

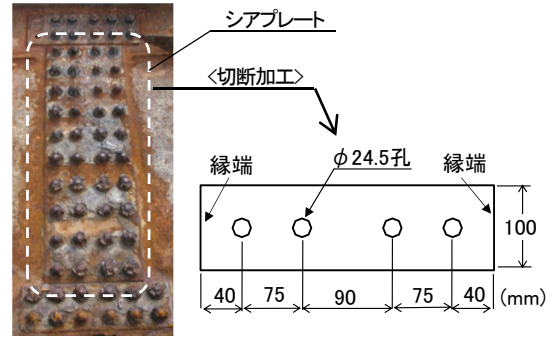


図-2 採取した継手と連結板試験片形状

と母板との接触圧範囲における降伏の影響で軸力抜けが生じることも考えられる。しかし、連結板の腐食減肉は、高力ボルト形状の影響で一様には進行しないとの報告があり<sup>20)</sup>、実構造物で腐食減肉した連結板がすべり耐力へ与える影響については明らかとなっていない。したがって、腐食減肉した連結板の耐力診断及び取替の判定指標を示すためには、連結板の腐食減肉形状を明らかにした上で、その腐食減肉形状に応じたすべり耐力特性の評価が求められる。

そこで、本研究では、連結板の腐食減肉形状とすべり耐力特性の解明を目的として、実橋の環境下で腐食した高力ボルト摩擦接合継手から採取した腐食連結板を用いて、腐食減肉形状の分類、高力ボルト軸力の接触圧範囲と接触圧変化及びすべり耐力へ与える影響について、すべり試験にて検証した。また、得られた試験結果から、実腐食減肉形状を有する連結板におけるすべり耐力の評価法を検討した。

## 2. 連結板の腐食減肉特性

### (1) 連結板試験片の腐食減肉特性

本研究で使用した連結板試験片は、実環境で腐食した鋼プレートガーダー橋<sup>20)</sup>における主桁ウェブの3箇所のシアプレートから採取した。採取した高力ボルト摩擦接合継手は、連結板の各部位で異なる腐食減肉形状が発生していた。図-1に採取した鋼プレートガーダー橋の構造一般図を示し、図-2に採取した高力ボルト摩擦接合継手と切断加工した試験片形状を示す。連結板は片側1行2列の継手に切断加工した後に、腐食した高力ボルトを撤去し28体の連結板試験片を作製した。作製した連結板試験片は、建設時の設計板厚が10mm、材質は耐候性鋼材の旧JIS表記でSMA50Aである。また、使用されていた高力ボルトはM22の六角型高力ボルトである。

試験片は採取後にブラスト処理にて錆を除去し、CCDレーザー式変位計(基準距離80mm、測定範囲±15mm、

スポット径70μm)を用いて減肉深さの計測を行った。計測間隔は文献15)を参考に2mmピッチとした。なお、採取した連結板と母板の摩擦接合面は点錆び程度で、減肉による凹凸はなくほぼ健全であった。そのため、計測は非接合面の連結板表面のみ行った。レーザー計測は4つのボルト孔毎に行い、各ボルト孔周りの減肉深さを求めた。計測したボルト孔は、28試験片(ボルト頭側:11試験片, ナット側:17試験片)のボルト孔合計112個である。

図-3,4には、腐食減肉形状が明確に表れている試験片のボルト孔周りの写真ならびに計測結果から作成したコンターと腐食減肉深さの度数分布を示す。28体の腐食した連結板試験片の外観目視ならびに減肉深さの計測結果より、以下に示す腐食減肉特性が確認された。

- すべての試験片において、座金直下の連結板表面は腐食減肉がほとんど生じていなかった。また、ボルト孔内も同様に腐食減肉は生じていなかった。
- 腐食減肉した試験片は、大きく2種類の腐食減肉形状が確認された。1つ目は図-3に示す座金周辺が著しく環状に腐食減肉しているもの(以下、環状型)で、2つ目は図-4に示すボルト孔芯からある程度離れた位置まで、広範囲に渡り全面的に腐食減肉が広がっているもの(以下、全面型)である。
- 図-3に示す環状型の特徴として、減肉深さは0.5mm未満のものが75%程度を占めており、1mm~4mmの比較的大きい減肉深さもあった。写真やコンターより、座金周辺の局所での減肉深さが大きく、連結板の端部にいくにつれて減肉深さが小さい。
- 図-4に示す全面型の特徴として、減肉深さは0.5mm未満に1つの頂点があり、3mmから5mmにもう1つの頂点がある。コンターより、座金直下を除いて全面的な減肉が生じている。

### (2) 腐食減肉形状の分類方法

外観目視とコンターにより確認された2種類の腐食減肉形状(環状型, 全面型)の分類方法として、計測値か

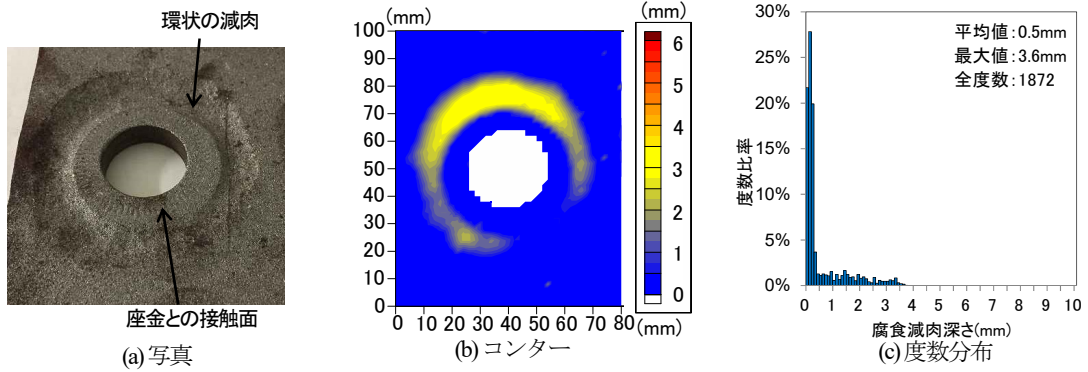


図-3 環状的な腐食減肉形状

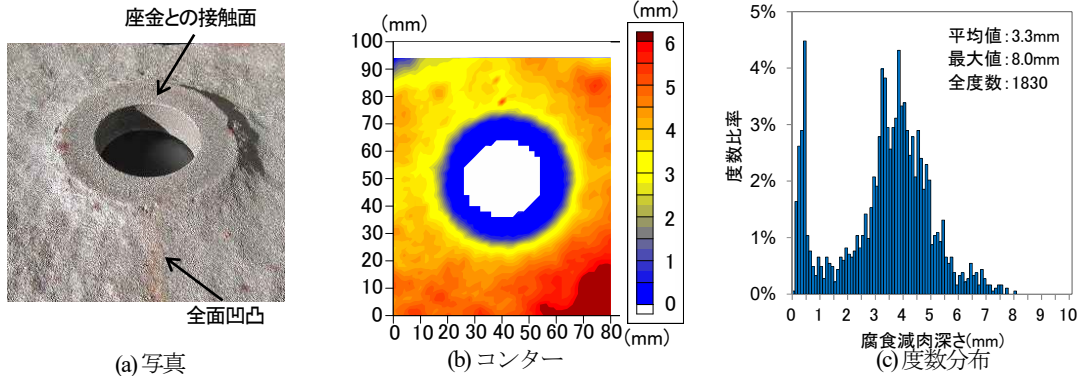
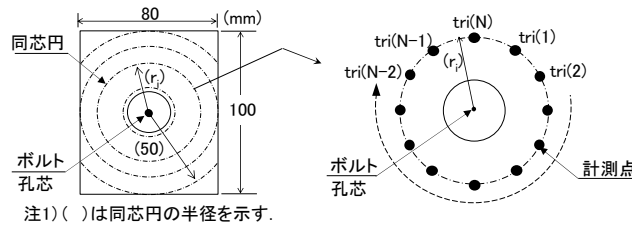


図-4 全面的な腐食減肉形状



(a) 環状平均減肉深さの定義

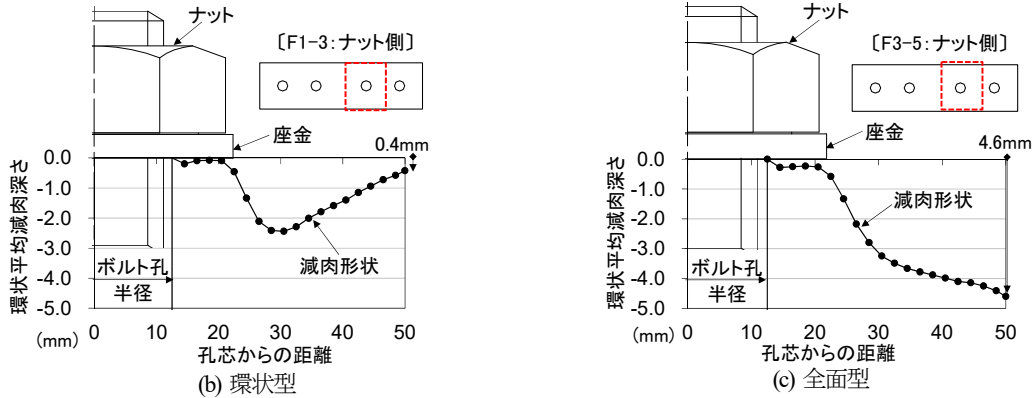


図-5 減肉断面形状 (環状型・全面型)

ら算出した環状平均減肉深さを設定した。ここで、環状平均減肉深さとは、図-5(a)に示すボルト孔芯を中心とし、半径 2mm ピッチの各同心円周上での減肉深さの平均値である。図-5 (b),(c)に環状型と全面型の減肉断面形状の例を示す。図の縦軸は環状平均減肉深さを示し、横軸は孔芯からの距離を示している。

環状型は、ボルト孔芯から 50mm 離れた位置での平均減肉深さが 1mm 以下で、且つ 50mm 位置での減肉深さよりその間での減肉深さが大きく、凹型の形状を示すも

のとした。なお、環状型と全面型を分類する閾値は全試験片の減肉形状を検証した結果、50mm 位置で減肉量が 1mm 以下の試験片では、その 50mm 位置よりボルトと離れる側の減肉量はほぼ収斂していたことから決定した。

全面型は連結板の端部まで減肉が広がったもので、孔芯から 50mm 離れた位置の環状平均減肉深さが 1mm を超えるものとした。また、環状平均減肉深さが、孔芯からの距離によらず、全て 0.5mm 以下の試験片は腐食小とした。

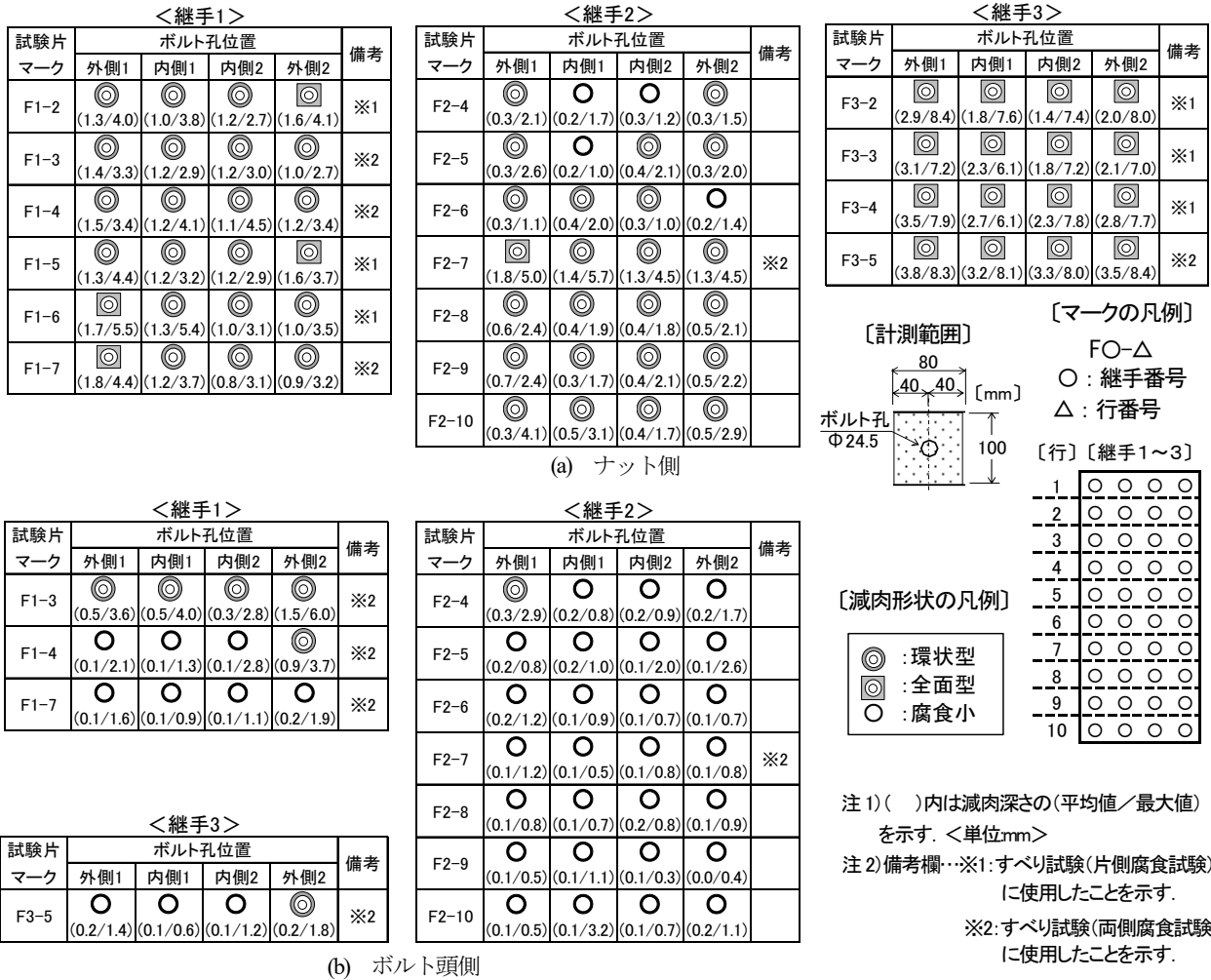


図6 減肉深さと腐食減肉形状の分類

### (3) 連結板試験片の腐食減肉形状の分類結果

全ての連結板試験片の腐食減肉形状分類の結果を図-6に示す。同図には、計測範囲(80mm×100mm)の減肉深さの平均値と最大値も示している。図の試験片マークは継手番号と行番号を示しており、ナット側とボルト頭側で同じ試験片マークは、同一継手で表裏の関係にある連結板であることを示す。なお、実橋ではナット側が桁内側、ボルト頭側が桁外側に位置していた。

図-6(a)より、ナット側の減肉深さは、同一継手のボルト頭側と比較して大きく、特に、継手3では減肉深さの平均値が3mm以上で最大値が8mm(建設時の設計板厚10mm)を超える著しい減肉が生じていた。腐食減肉形状は、環状型や全面型の腐食減肉形状が明確になっているものがほとんどを占めており、もっとも腐食減肉の著しい継手3ではすべて全面型であった。当該橋梁の腐食環境調査において、主桁G3の桁内側(ナット側)のウェブ面がもっとも飛来塩分量が大きくなることが示されており<sup>2)</sup>、継手3におけるナット側の腐食減肉がもっとも著しく、全面型の腐食減肉形状を示したと考えられる。

一方、図-6(b)より、ボルト頭側の減肉深さの平均値はナット側と比較して小さく、0.5mm未満のものが9割以

上を占めていた。腐食減肉形状は、腐食小と判定されるものがほとんどを占めており、全面型を示す連結板試験片は無かった。ボルト頭側は桁外側に位置しており、雨水による洗浄効果の影響<sup>2)</sup>で、ナット側と比較して腐食減肉の程度が小さくなったものと考えられる。

次に、各継手を行毎に比較すると、各行において減肉深さの平均値や最大値は異なるが、位置の違いによる明確な傾向は確認出来ない。また、内側ボルトと外側ボルトを比較すると、若干外側ボルトの減肉深さが大きい傾向が伺える。これは、連結板縁端部は、腐食が進行しやすいことが要因であると考えられる。

以上のことから、減肉形状は腐食の進行に伴って腐食小→環状型→全面型に進行したものと推察される。つまり、実橋の環境下で腐食した連結板は、主桁位置に加え同一継手の桁外側と桁内側における異なる腐食環境により、腐食減肉の大きさや腐食形状が異なる。

次章以降に、分類した連結板試験片の腐食減肉形状が、高力ボルト軸力導入時の接触圧範囲と接触圧の変化及びすべり耐力へ与える影響について検証する。

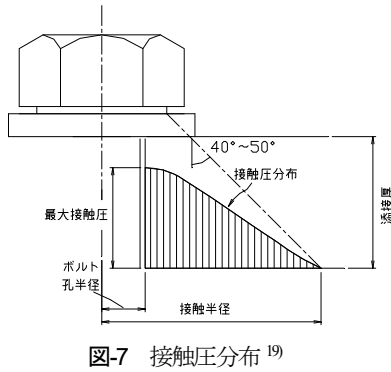


図-7 接触圧分布<sup>19)</sup>

### 3. 連結板表面の腐食減肉分布と接触圧分布特性

#### (1) 試験目的

摩擦接合面に生じる接触圧分布は、一般的に図-7に示すようにボルト孔を中心として軸対称に分布し、ボルト孔周辺で最大となり、半径方向に漸減する分布形状を示す<sup>19)</sup>。また、接触圧分布は、連結板厚が薄くなることで、摩擦接合面での接触圧範囲が小さくなり、接触圧は増加する。しかしながら、これらは連結板厚が均一の場合であり、本研究対象の連結板特有の腐食減肉形状に対する接触圧分布特性は未解明である。よって、実腐食減肉形状を有する連結板を用い、接触圧と接触圧範囲の変化について検証した。

#### (2) 試験体

試験体は図-6に示した連結板試験片の中から、減肉深さの大小に着目して選定した。試験体は図-8に示すように対称性を考慮して継手の1/2を模擬し、連結板と母板を想定した受け板の間に感圧紙を挿入して接触圧を計測した。受け板は、荷重載荷時に局所的な変形が生じないように厚板( $t=26\text{mm}$ )とし、サイズは $150\times 150\text{mm}$ のSM490Y材を用いた。感圧紙は $100\times 100\text{mm}$ にセットした。また、各試験体の連結板と受け板の接合面にはブラスト処理(Sa2.5目標)を施した。

#### (3) 試験方法

##### a) 接触圧分布の計測方法

本試験では、超高压用(測定圧力範囲:  $130\text{Mpa}\sim 300\text{Mpa}$ )と超低压用(測定圧力範囲:  $0.5\text{Mpa}\sim 2.5\text{Mpa}$ )の2種類の感圧紙を用いた。超高压用の感圧紙は、図-7に示すボルト孔周りに生じる高い接触圧領域の接触圧の計測、超低压用の感圧紙は接触圧の分布範囲の計測を目的とした。計測後は、感圧紙専用の画像解析ソフト(圧力画像解析装置: FPD-9270)により接触圧ならびに加圧面積を求めた。

##### b) 載荷方法

万能試験機を用いた圧縮試験により、接触圧分布を計測した。図-8に示すように試験体を万能試験機の載荷

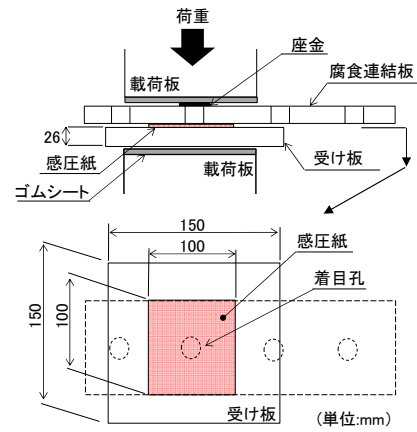


図-8 接触圧試験の試験体

板間に配置し、連結板のボルト孔上には座金を設置して荷重を載荷した。荷重が均等に載荷されるように試験体の上下には厚さ $3\text{mm}$ のエチレン・プロピレンのゴムシートを挿入した。圧縮荷重は、高力ボルトM22(F10T)の設計軸力+10%である $226\text{kN}$ に達するまで徐々に増加させ、最大荷重で2分間荷重を維持し、その後、除荷して接触圧を計測した。載荷試験は、超低压用及び超高压用の感圧紙を用いて各40孔を実施した。

#### (4) 試験結果

図-9に平均減肉率と接触圧分布の関係を示す。ここで、横軸の平均減肉率は、図-6に示した減肉深さの平均値を設計板厚 $10\text{mm}$ で除した値とした。図-9(a)の縦軸の加圧面積率 $R_{ac}$ は、超低压用の感圧紙を用いて得られた各加圧面積を、腐食減肉形状が「腐食小」における試験体の加圧面積の平均値で除した値とした。図-9(b)の縦軸の平均接触圧率 $R_{pc}$ は、超高压用の感圧紙を用いて得られた各接触圧を、加圧面積率と同様に「腐食小」における試験体の接触圧の平均値で除した値とした。なお、同図には全試験結果の回帰直線と相関係数 $R$ 及び決定係数 $R^2$ を示し、赤着色マークのコンター例も併せて示す。また、図-9(a)のコンターには、孔半径との接触半径の比を示している。

図-9(a)より、平均減肉率の増加に伴って加圧面積率 $R_{ac}$ が減少する傾向が伺える。相関係数 $R$ は $0.790$ で、平均減肉率と加圧面積率 $R_{ac}$ には相関がある。同図のコンターより、いずれもほぼドーナツ状を示しており、平均減肉率の増加に伴って接触半径が小さくなっていることが分かる。なお、一般的に本試験片のように板厚がボルト孔径の $0.5$ 倍程度の接触半径は、ボルト孔半径の $2.5$ 倍程度であることが示されているが<sup>19)</sup>、試験結果はそれよりも大きい傾向を示した。これは、図-7に示すように、高力ボルト軸力がボルト頭と座金の設置面から分布するのに対して、本試験では座金全面を圧縮したためであると考えられる。

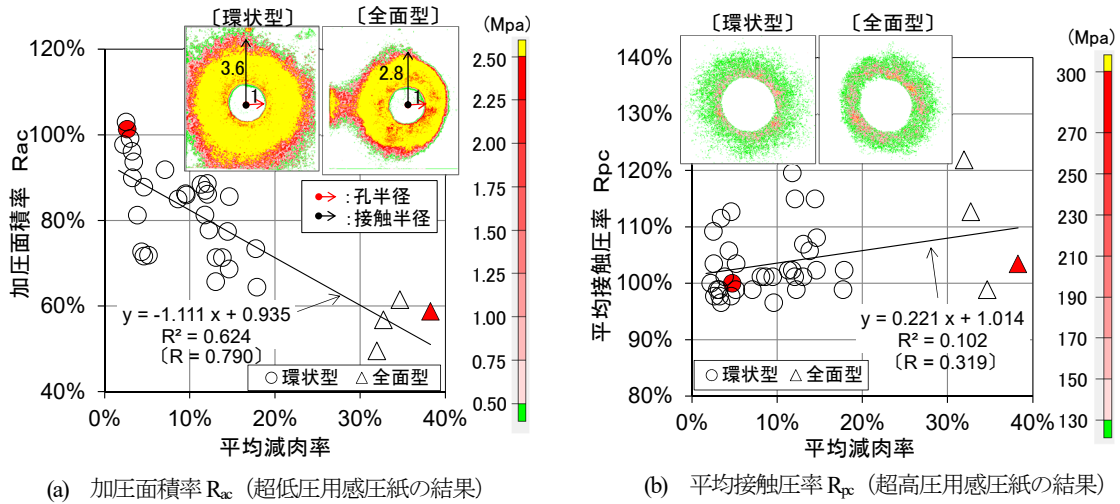
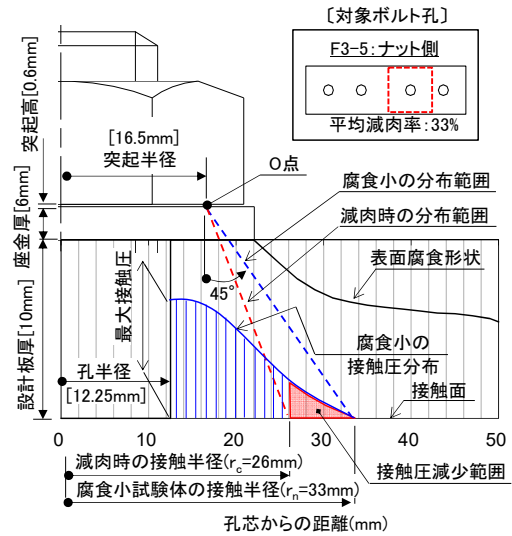


図-9 平均減肉率と接触圧分布の関係

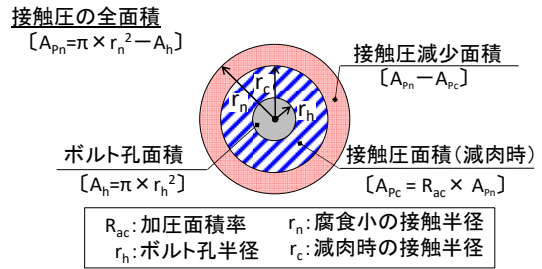
一方、図-9(b)に示した平均接触圧率  $R_{pc}$  は、平均減肉率の増加に伴い若干の増加傾向が伺えるが、ばらつきがあり平均減肉率との相関は見られない。コンターより、ボルト孔周辺はピンク色になり、平均減肉率の増加に伴い若干ピンク色の領域が広がっている。なお、分布形状は超低圧用の結果と同様にほぼドーナツ状であった。

今回得られた試験結果に対して、腐食減肉形状と高力ボルト軸力導入時の接触圧分布を模式的に示した図-10を用いて考察を行う。図-10(a)には、腐食小試験体の接触圧分布を図-7の接触圧分布と同様と仮定して青色で模式的に示す。また、同図には、腐食小試験体と減肉時(平均減肉率:33%)の接触半径を示す。ここで、腐食小試験体の接触半径  $r_n$  は、図-10(a)に示すナット設置面のO点から  $45^\circ$  分布線を引き接触面との交点を求め、孔芯から交点までの距離とした。減肉時の接触半径  $r_c$  は、次の手順で算出した。はじめに、平均減肉率(33%)を図-9(a)に示す近似式に代入して加圧面積率  $R_{ac}$  を算出する。次に、図-10(b)に示す接触半径  $r_n$  から、ボルト孔面積  $A_h$  を控除したドーナツ状の加圧面積  $A_{pn}$  を求め、それに加圧面積率  $R_{ac}$  を乗じて減肉時の加圧面積  $A_{pc}$  を算出する。そして、減肉時の加圧面積  $A_{pc}$  をドーナツ状の面積として接触半径  $r_c$  を算出した。

図-10(a)より、減肉時の接触圧分布(赤点線)の角度は、腐食小試験体(青点線)と比較して鋭角に変化し、接触圧面積は減少する。また、導入軸力は変わらないため、減肉により接触圧が減少した範囲(赤着色部)の接触圧力が減肉後に残った接触圧範囲(青斜線部)に分配され、減肉時の接触圧は増加するものと考えられる。しかしながら、文献[22]に準じて試算した最大接触圧の増加率は、最大の減肉率(38%)の連結板試験片でも1割程度であり、分配される接触圧への影響は小さいと考えられる。以上のことから、本研究で用いた腐食連結板は、図-9(b)に示すように平均減肉率が大きくなっても、座金直下の減肉が生じない腐食特性によって接触圧増加への



(a) 接触圧分布の概念図



(b) ドーナツ状の接触圧分布  
 図-10 接触圧分布の変化の概念図

影響は小さいと考えられる。

#### 4. 連結板の腐食減肉形状とすべり耐力特性

##### (1) すべり試験体

すべり試験は、継手の片側に腐食した連結板を用いた引張試験体(以下、「片側腐食試験」という。)と継手の両側に腐食した連結板を用いた引張試験体(以下、「両側腐食試験」という。)の2シリーズ行った。

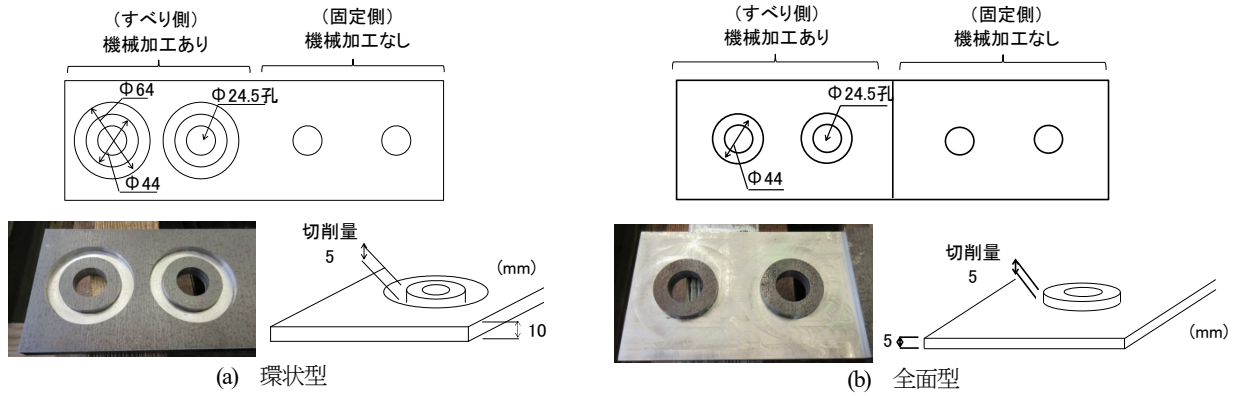


図-11 模擬腐食連結板の形状

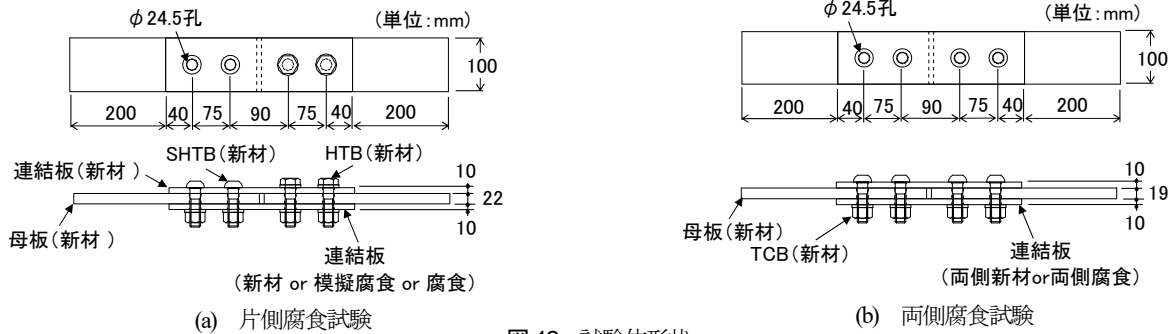


図-12 試験体形状

表-1 試験体一覧

(a)片側腐食試験

試験体 ケース <sup>注2)</sup>	試験 体数	使用鋼材					すべり強度/ 母板降伏強度比 $\beta$ <sup>注3)</sup>	連結板降伏強度/ 母板降伏強度比 $\gamma$ <sup>注4)</sup>
		使用 箇所	材質	設計板厚 (mm)	降伏強度 <sup>注1)</sup> (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 <sup>注1)</sup> (N/mm <sup>2</sup> )		
Nz (基準)	3	母板	SM490YB	22	415	544	0.56	0.93
		連結板	SM490YA	10	396※	533※		
IO-R (模擬腐食 環状型)	3	母板	SM490YB	22	415	544	0.56	0.93
		連結板 模擬連結板	SM490YA	10	396※	533※		
IO-U (模擬腐食 全面型)	3	母板	SM490YB	22	415	544	0.56	0.93
		連結板 模擬連結板	SM490YA	10	396※	533※		
CO-R (実腐食 環状型)	3	母板	SM490YB	22	415	544	0.56	0.93
		連結板 腐食連結板	SM490YA SMA50A	10	396※ 447※	533※ 566※		
CO-U (実腐食 全面型)	3	母板	SM490YB	22	415	544	0.56	0.93
		連結板 腐食連結板	SM490YA SMA50A	10	396※ 447※	533※ 566※		

注1) ※印は材料試験片による引張試験の結果(腐食連結板は文献23の結果)を示す。その他はミルシートの値を示す。

注2) 試験体ケースの凡例【Nz:新材(ジंक)/I:模擬(Imitation)/C:実腐食(Corrosion)/O:片側(One side)/R:環状型(Ring)/U:全面型(Uniform)】

注3)  $\beta$ 値は文献17に準じ、すべり係数0.4, 設計軸力205kNとして算出した。

注4)  $\gamma$ 値の算定において模擬及び実腐食試験体の連結板降伏強度は健全時の純断面積を用いている。

(b)両側腐食試験

試験体 ケース <sup>注2)</sup>	試験 体数	使用鋼材					すべり強度/ 母板降伏強度比 $\beta$ <sup>注3)</sup>	連結板降伏強度/ 母板降伏強度 $\gamma$ <sup>注4)</sup>
		使用 箇所	材質	設計板厚 (mm)	降伏強度 <sup>注1)</sup> (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 <sup>注1)</sup> (N/mm <sup>2</sup> )		
Nb (基準)	5	母板	SM490YB	19	423	547	0.65	1.08
		連結板	SM490YA	10	435	559		
CB (実腐食)	5	母板	SM490YB	19	423	547	0.65	1.08
		腐食連結板	SMA50A	10	447※	566※		

注1) ※印は材料試験片による引張試験の結果(腐食連結板は文献23の結果)を示す。その他はミルシートの値を示す。

注2) 試験体ケースの凡例【Nb:新材(プラスチック)/C:実腐食(Corrosion)/B:両側(Both side)】

注3)  $\beta$ 値は文献17に準じ、すべり係数0.4, 設計軸力205kNとして算出した。

注4)  $\gamma$ 値の算定において模擬及び実腐食試験体の連結板降伏強度は健全時の純断面積を用いている。

a) 片側腐食試験

片側腐食試験の目的は、腐食減肉形状(環状型・全面型)の違いがすべり耐力へ与える影響を明らかにするこ

とであり、ボルト締付け後のリラクセーション、すべり試験時の軸力の抜けならびに連結板の降伏性状に着目した。また、本試験結果に基づき、腐食減肉した連結板の

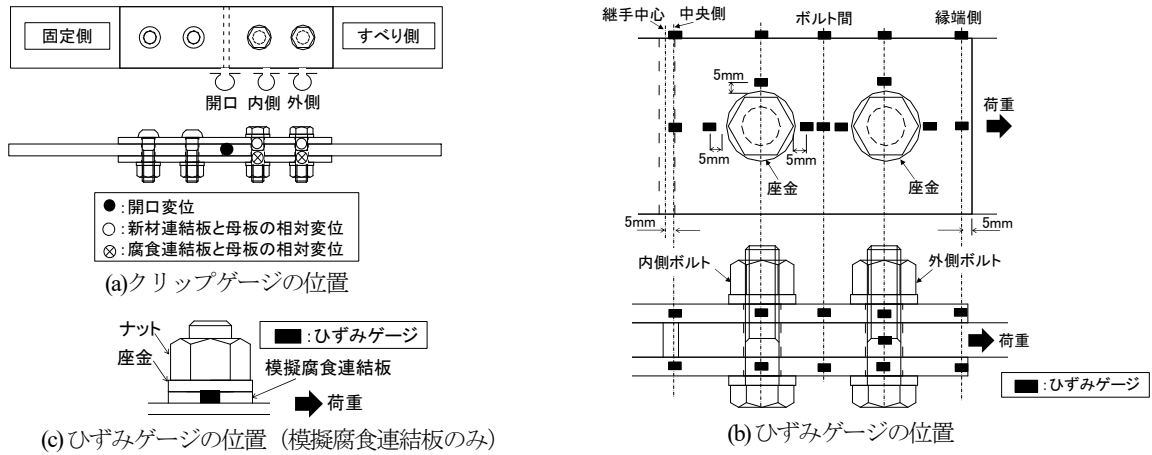


図-13 ゲージの設置位置 (片側腐食試験)



写真-1 すべり試験状況

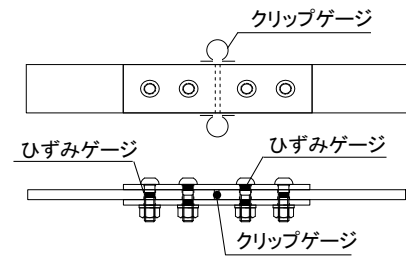


図-14 ゲージの設置位置 (両側腐食試験)

評価指標を検討した。

試験体は、基準1ケース、模擬腐食2ケース、実腐食2ケースの合計5ケースとした。ここで、基準ケースは、すべて新材の鋼板を用いた本すべり試験の基準である。模擬腐食ケースは、片側の新材連結板を図-11に示す2種類の腐食減肉形状に切削加工した。実腐食ケースは、片側のみ実腐食連結板を用いた。実腐食連結板は、採取した連結板のうち環状型及び全面型の連結板を各3枚選定した。試験に使用した実腐食連結板を図-6に示す。なお、母板の材質ならびに板厚は、純断面の降伏の影響がすべり荷重に影響を与えないよう、文献17)に準じて求めたすべり強度/降伏強度比 $\beta$ が0.8以下となるように設定した。なお、算定に用いたすべり係数は0.4、設計ボルト軸力は205kNである。

試験体は、各試験体ケースで3体の合計15体作製した。また、本試験では、すべり側の導入軸力を205kN(設計軸力)、226kN(設計軸力+10%)、246kN(設計軸力+20%)の3パターンとし、連結板降伏の程度による違いがすべり耐力へ与える影響を検証した。なお、基準ケースと模擬ケースでは、3つの導入軸力毎に各1体作製した。実腐食ケースでは連結板降伏耐力が大きいため、降伏の影響がでるように導入軸力は226kNと246kNの2パターンとした。図-12(a)に試験体形状を示し、表-1(a)に試験体一覧ならびに使用鋼材の機械的性質を示す。

すべり側の高力ボルトは、導入軸力を変化させるために新材の六角型高力ボルトF10T(M22)を使用し、固定側にはトルシア型超高力ボルトSHTB22を用いた。すべり

側の六角型高力ボルトには軸部に2つのひずみゲージを貼り付け、導入軸力ならびに軸力の変化を管理した。摩擦接合面は、腐食減肉形状を有する連結板の降伏の影響がでるように0.45以上のすべり係数を確保できる無機ジンクリッチペイント処理とし、ブラスト処理後に目標膜厚75 $\mu$ mで塗布した。なお、無機ジンクリッチペイント塗布後にボルト孔周りの膜厚を測定し、すべての試験体で70 $\mu$ m~100 $\mu$ m程度となっていることを確認した。

b) 両側腐食試験

両側腐食試験は、実橋で使われていた時と同じように実腐食連結板を設置して、片側腐食試験で検討した評価指標の検証を目的とした。試験体は、すべり耐力の基準となる基準ケースと実腐食ケースの2ケースとした。基準ケースの試験体は、母板、連結板すべて新材の鋼板を用いて5体作製した。実腐食ケースの母板は新材の鋼板を用い、両側の連結板は図-6に示した実橋と同じナット側とボルト頭側の組み合わせで、腐食が比較的大きい試験片を5体選定した。本試験での母板の材質ならびに板厚は、片側腐食試験と同様にすべり強度/降伏強度比 $\beta$ が0.8以下となるように設定した。試験体形状を図-12(b)に示し、表-1(b)に試験体一覧と使用鋼材の機械的性質を示す。

高力ボルトは、目標軸力226kN(設計軸力+10%)を導入するため、すべて新材のトルシア型高力ボルトS10T(M22)を使用した。ボルト締付け時には、軸力計を用いたキャリブレーション試験で目標軸力の $\pm 5\%$ 程度で導入されることを確認した。また、ボルト頭の中心部



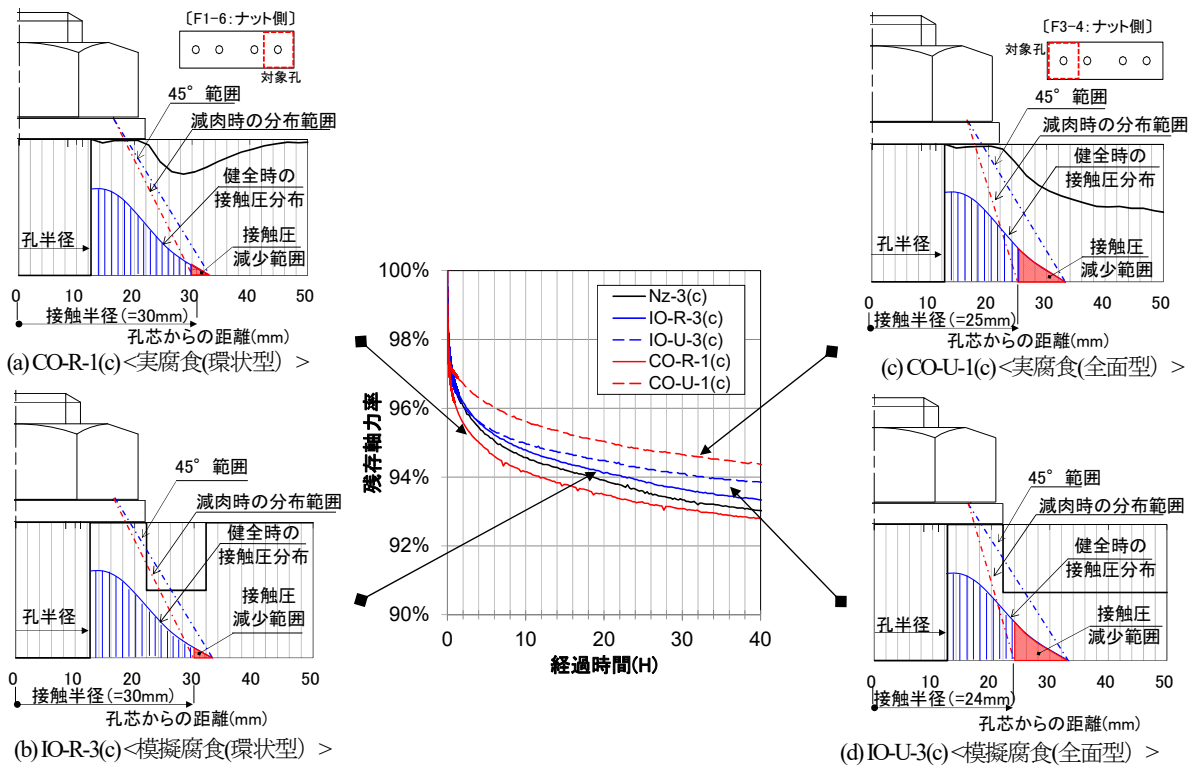


図-15 腐食減肉とリラクゼーションの関係

に2軸ゲージを貼付けて、締付け直後からすべり試験直前までの頭部ひずみを計測する方法<sup>2)</sup>を適用し、リラクゼーションが5%程度のばらつきに収まっていることを確認した。摩擦接合面は、全ての試験体で均一な表面粗さを確保するため、施工試験でブラスト条件(投射距離、投射時間、投射角度)を検討し、全て同一条件でブラスト処理を施した。ブラストの研削材にはスチールグリッドを使用し、施工条件は、投射距離500mm、投射角度90°、投射時間30秒とした。摩擦接合面のブラスト処理後はすぐに試験体組立を行った。

(2) 試験方法

a) 载荷方法

すべり試験はボルト締付け後のリラクゼーションを考慮し、試験体を組立して12時間以上経過後<sup>2)</sup>に行った。試験には、载荷能力2MNの万能試験機を用いた。写真-1にすべり試験状況を示す。

b) 計測項目

片側腐食試験は、母板と連結板及びボルト軸部のひずみ、そして、母板間の開口変位及び連結板と母板の相対変位を計測した。母板のひずみは外側ボルトの側面に1軸ひずみゲージを貼り付けて計測した。連結板のひずみは両側の連結板表面及び側面に1軸ひずみゲージを貼り付けて計測した。1軸ひずみゲージのゲージ長は3mmを基本とし、環状型模擬連結板の切削箇所のみ1mmを用いた。クリップゲージの設置位置とひずみゲージの貼付位置を図-13に示す。なお、各ゲージは、試験体の対

称性を考慮して軸線の半面に設置した。すべり荷重は、荷重と開口変位の関係から、荷重低下時の最大荷重とした。ボルト軸力の変化は、事前に軸力計を用いて得たボルト軸部のひずみと軸力の関係から求めた。

両側腐食試験では、母板と連結板のひずみ、そして、母板間の開口変位をクリップゲージにより計測した。母板のひずみは外側ボルトの側面に、連結板のひずみは内側ボルトの側面に1軸ひずみゲージを貼り付けて計測を行った。1軸ひずみゲージのゲージ長は3mmとした。クリップゲージの設置位置とひずみゲージの貼付位置を図-14に示す。本試験での各ゲージは、軸線を対象に両側設置した。すべり荷重は、荷重と開口変位の関係から、荷重低下時の最大荷重とした。

(3) 試験結果

a) リラクゼーションへの影響

片側腐食試験で計測したリラクゼーションの結果を図-15に示す。図の縦軸は、計測時の軸力を導入直後の初期軸力で除した残存軸力率とし、横軸は経過時間を示している。図-15は、導入軸力を246kN(設計軸力+20%)とした試験体の結果を示しており、腐食減肉形状と図-10で示した接触圧分布も併せて示している。

図より、基準試験体(Nz)では、40時間後に7%程度の軸力低下が見られた。模擬腐食試験体(IO-R<環状型>、IO-U<全面型>)と実腐食試験体(CO-R<環状型>、CO-U<全面型>)では、5%~7%程度の軸力低下であり、基準試験体と同程度である。また、いずれの試験体も締

表-2 試験結果一覧  
(a)片側腐食試験

試験体 <sup>注1)</sup> ケース	試験体 体数	試験体 No.	目標軸力 N <sub>t</sub> (kN) <sup>注2)</sup>	導入軸力 N <sub>i</sub> (kN) <sup>注2)</sup>	試験時軸力 N <sub>e</sub> (kN) <sup>注2)</sup>	すべり荷重 P <sub>s</sub> (kN)	基準すべり 耐力P <sub>b</sub> (kN)	すべり荷重比 Sr (P <sub>s</sub> /P <sub>b</sub> )	すべり係数 $\mu_0$ <sup>注3)</sup>	軸力低下率(%)		平均減肉深さ t <sub>c-ave</sub> (mm)		換算断面積 A <sub>c</sub> (mm <sup>2</sup> ) <sup>注4)</sup>		$\beta_{cs}$ (P <sub>cb</sub> /F <sub>cy</sub> )	備考
										内側	外側	内側	外側	内側	外側		
Nz (基準)	3	1	(a) 410	416.5	388.0	415.8	415.8	1.00	0.51	6.7	3.7	0.0 (新材)	0.0 (新材)	○ 755	755	0.70	Pb (基準 すべり耐力)
		2	(b) 452	454.7	424.5	428.6	428.6	1.00	0.47	6.0	3.5			○ 755	755	0.72	
		3	(c) 492	497.5	462.7	449.7	449.7	1.00	0.46	7.4	3.2			○ 755	755	0.75	
IO-R (模擬腐食 環状型)	3	1	(a) 410	415.7	385.9	400.1	415.8	0.96	0.49	7.0	3.9	1.3	1.3	○ 680	680	0.77	
		2	(b) 452	464.7	423.2	419.8	428.6	0.98	0.46	6.3	3.6	1.3	1.3	○ 680	680	0.80	
		3	(c) 492	500.1	466.0	434.8	449.7	0.97	0.44	10.1	3.9	1.3	1.3	○ 680	680	0.84	
IO-U (模擬腐食 全面型)	3	1	(a) 410	412.0	381.5	377.3	415.8	0.91	0.46	9.3	3.7	5.0	5.0	○ 475	475	1.11	
		2	(b) 452	450.6	409.3	374.9	428.6	0.87	0.41	15.2	3.7	5.0	5.0	○ 475	475	1.14	
		3	(c) 492	514.6	489.2	380.2	449.7	0.85	0.39	13.0	3.3	5.0	5.0	○ 475	475	1.20	
CO-R (実腐食 環状型)	3	1	(c) 492	499.8	468.2	460.3	449.7	1.02	0.47	7.0	3.9	1.1	1.3	○ 692	685	0.73	ナット側:F1-6
		2	(c) 492	486.1	448.8	430.6	449.7	0.96	0.44	7.3	3.4	1.3	1.9	○ 681	648	0.74	ナット側:F1-2
		3	(b) 452	429.0	419.7	426.6	428.6	1.00	0.47	5.7	3.2	1.4	1.9	○ 679	649	0.71	ナット側:F1-5
CO-U (実腐食 全面型)	3	1	(c) 492	492.5	460.0	435.0	449.7	0.97	0.44	9.3	3.7	2.6	3.6	○ 611	556	0.82	ナット側:F3-4
		2	(b) 452	447.1	428.8	451.3	428.6	1.05	0.50	6.2	4.4	2.0	2.8	○ 641	596	0.75	ナット側:F3-2
		3	(b) 452	463.3	注5)	417.9	428.6	0.97	0.46	6.8	注5)	2.3	3.0	○ 625	585	0.77	ナット側:F3-3

注1) 試験体ケース凡例【Nz:新材(ジंक)/I:模擬(Limitation)/C:実腐食(Corrosion)  
/O:片側(One side)/R:環状型(Ring)/U:全面型(Uniform)】  
注2) 軸力は内側ボルトと外側ボルトの合計軸力を示す。

注3) すべり係数は、 $\mu_0 = P_s / (N_t \times 2 \langle \text{面} \rangle)$  で算出した値を示す。  
注4) O印はすべりが先行した側で図-23の評価に用いた値を示す。  
注5) ゲージ欠損により計測不良

(b)両側腐食試験

試験体 ケース	試験体 体数	試験体 No.	試験体 マーク <sup>注1)</sup>	目標軸力 N <sub>t</sub> (kN) <sup>注2)</sup>	すべり 荷重(kN) P <sub>s</sub>	基準すべり 耐力P <sub>b</sub> (kN)	すべり係数 $\mu_0$ <sup>注3)</sup>	すべり荷重比 Sr (P <sub>s</sub> /P <sub>b</sub> )	平均減肉深さ t <sub>c-ave</sub> (mm)		換算断面積 A <sub>c</sub> (mm <sup>2</sup> ) <sup>注4)</sup>		$\beta_{cs}$ (P <sub>cb</sub> /F <sub>cy</sub> )	備考
									内側	外側	内側	外側		
Nb (基準)	5	1	Nb-1	452	588.1	568.4	0.65	1.03	0.0 (新材)	0.0 (新材)	○ 755	755	0.87	
		2	Nb-2		553.3		0.61	0.97			○ 755	755		
		3	Nb-3		557.2		0.62	0.98			○ 755	755		
		4	Nb-4		568.4		0.63	1.00			○ 755	755		
		5	Nb-5		575.1		0.64	1.01			○ 755	755		
		平均値(変動係数)					568.4(0.022)				0.63(0.022)	1.00		
CB (実腐食)	5	1	CB-R	452	530.9	568.4	0.59	0.93	1.4	1.6	○ 677	664	0.94	F1-3
		2	CB-R		512.5		0.57	0.90	1.5	1.4	○ 671	677	0.95	F1-4
		3	CB-R		534.3		0.59	0.94	1.4	0.9	○ 678	705	0.94	F1-7
		4	CB-R		525.5		0.58	0.92	1.7	1.4	○ 660	676	0.96	F2-7
		5	CB-U		481.8		0.53	0.85	3.2	3.9	○ 573	537	1.11	F3-5
		平均値(変動係数)					517.0(0.037)		0.57(0.037)	0.91				

注1) 試験体ケース凡例【Nb:新材(プラスチック)/C:実腐食(Corrosion)  
/B:両側(Both side)/R:環状型(Ring)/U:全面型(Uniform)】  
注2) 軸力は内側ボルトと外側ボルトの合計軸力を示す。

注3) すべり係数は、 $\mu_0 = P_s / (N_t \times 2 \langle \text{面} \rangle)$  で算出した値を示す。  
注4) O印はすべりが先行した側で図-23の評価に用いた値を示す。

め付け後 1 時間程度で 3%~4%程度急激に低下し、その後の低下率は緩やかとなる傾向を示しており、連結板特有の腐食減肉形状である環状型や全面型がリラクゼーションに与える影響は小さいと考えられる。なお、その他の試験片でも軸力低下の傾向は同様であり、導入軸力による違いは確認されなかった。これは、前章で述べたように、連結板が腐食減肉した場合でも座金直下の板厚が残存しており、軸力導入による接触圧増加の影響が小さいことが一要因であると考えられる。

b) すべり荷重と変位の関係

表-2(a)に片側腐食試験で得られたすべり荷重 P<sub>s</sub>と目標軸力 N<sub>t</sub>から算出したすべり係数  $\mu_0$ ならびに試験時の軸力低下率を示す。なお、同表には導入軸力 N<sub>i</sub>と試験直前の試験時軸力 N<sub>e</sub>も併せて示している。

また、図-16には、模擬腐食試験体 IO-R (環状型)と IO-U (全面型)の荷重と開口変位の関係を示す。図には、基準試験体のすべり荷重を導入軸力毎に色分けして横線で示している。

図-16(a)の試験体 IO-R では、荷重の増加に伴って開口変位もほぼ線形的に増加し、最大荷重に達すると荷重の低下に伴い主すべりが生じた。すべり荷重は、各導入軸力の基準試験体と比較して約 3%低下した。図-16(b)の試験体 IO-U では、荷重の増加に伴って開口変位も線形的に増加するが、250kN を超えた辺りから非線形的な挙動

を示し、最大荷重に達すると荷重の低下とともに主すべりが生じた。また、導入軸力に関わらず、すべり荷重は 380kN 程度とほぼ同値で、基準試験体と比較して 9%~15%低下した。

図-17には、片側腐食試験の荷重ならびに母板と両側連結板の相対変位の関係を示す。図は、導入軸力 226kNの結果で内側ボルト位置での相対変位を示している。図より、試験体 IO-R (環状型)では荷重の増加に伴い両側連結板とも線形的に相対変位が増加し、最大荷重に近づくと両側ともに相対変位が増加した。また、新材側と比べて腐食側の相対変位が大きく、腐食側の相対変位が 0.18mm の時に、両側連結板でほぼ同時に主すべりが生じた。試験体 IO-U (全面型)では、約 250kN 時までは両側連結板とも線形的に相対変位が増加するが、腐食側では荷重の増加に伴い相対変位が急増し、腐食側の相対変位が 0.2mm を超えたところで、両側連結板でほぼ同時に主すべりが生じた。

表-2(b)に両側腐食試験で得られたすべり荷重 P<sub>s</sub>と目標軸力 N<sub>t</sub>から算出したすべり係数  $\mu_0$ を示す。表-2(b)より、基準試験体のすべり荷重の平均値は 568.4kN で、変動係数が 0.022 であった。一方、腐食試験体のすべり荷重の平均値は 517.0kN で、基準試験体と比較して 9%程度低い値を示した。図-18 に両側腐食試験の荷重と開口変位の関係を示す。図より、両側腐食試験体では主すべりと

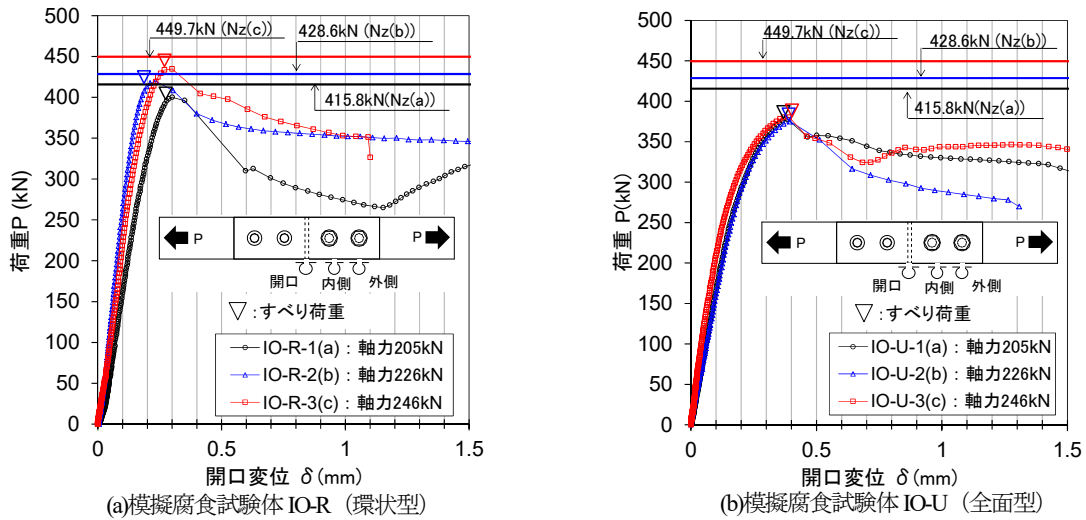


図-16 荷重と開口変位 (片側腐食試験)

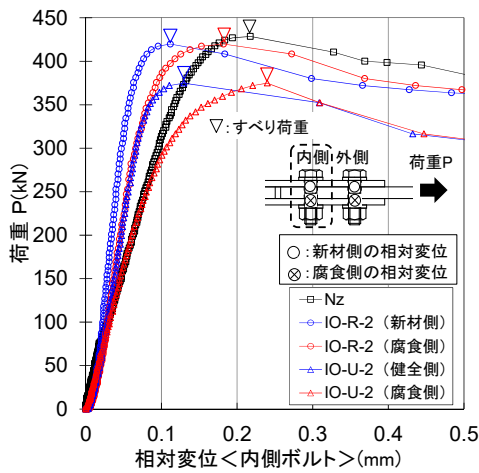


図-17 荷重と相対変位<内側ボルト>

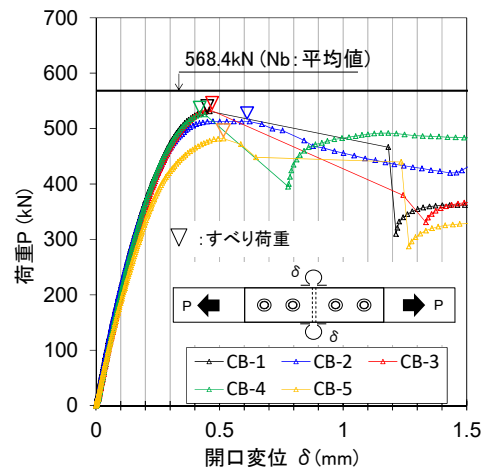


図-18 荷重と開口変位 (両側腐食試験)

同時に急激な荷重低下が見られるケースがほとんどであったが、試験体 CB-2 では主すべりが明確に表れず徐々に荷重が低下した。

c) 模擬腐食連結板のひずみ分布とすべり耐力特性

摩擦接合継手の荷重伝達の仕組から、連結板においては内側ボルト周辺の応力が厳しくなるのが一般的であり、模擬腐食連結板では内・外ボルト周辺の減肉量も同じであることから、内側ボルト周辺に着目してひずみ分布特性がすべり耐力に与える影響について評価する。

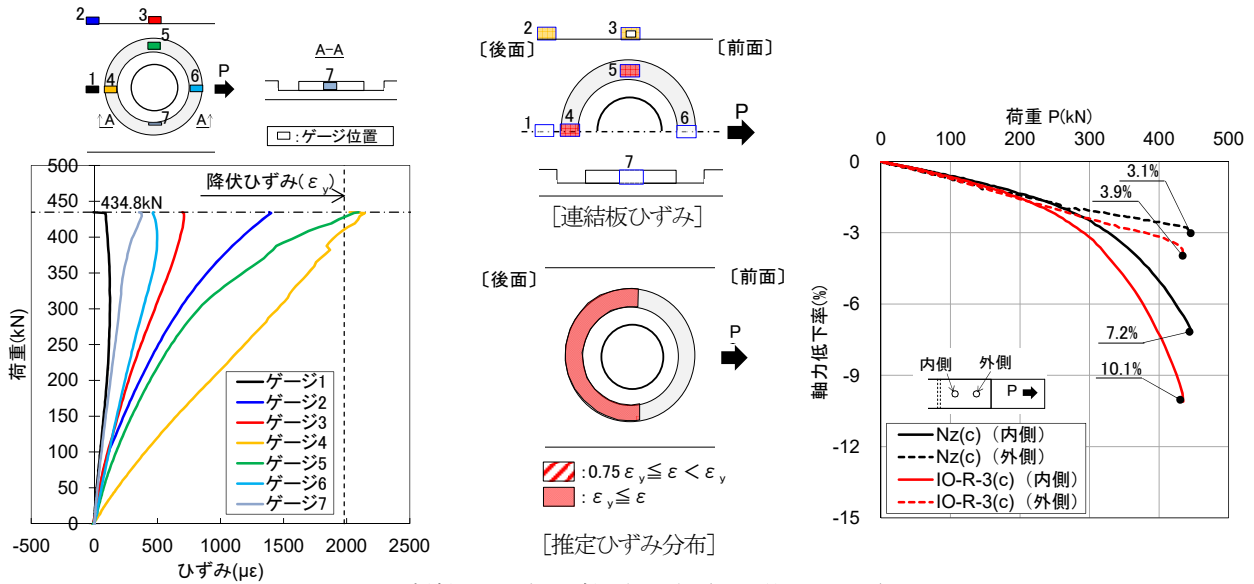
図-19に、導入軸力246kNにおける模擬腐食試験体 IO-R (環状型) 及び IO-U (全面型) の内側ボルト周辺の連結板ひずみならびに荷重と軸力低下率の関係を示す。図-19(a),(b)に示す軸力低下率は、高力ボルト軸部のひずみ値から算出した各試験荷重時の軸力を試験直前の軸力で除した値とした。同図には、基準ケースも示しており、参考として外側ボルトの軸力低下率も示した。また、全ての試験体におけるすべり荷重時の軸力低下率を表-2(a)に示している。荷重-ひずみ図には、表-1に示す降伏強度をヤング係数 ( $2.0 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ ) で除して求められる降伏ひずみを点線で示し、すべり荷重も1点鎖線で示す。

さらに、図には得られたひずみの結果から推定する、すべり荷重時の降伏領域をスケッチして示す。

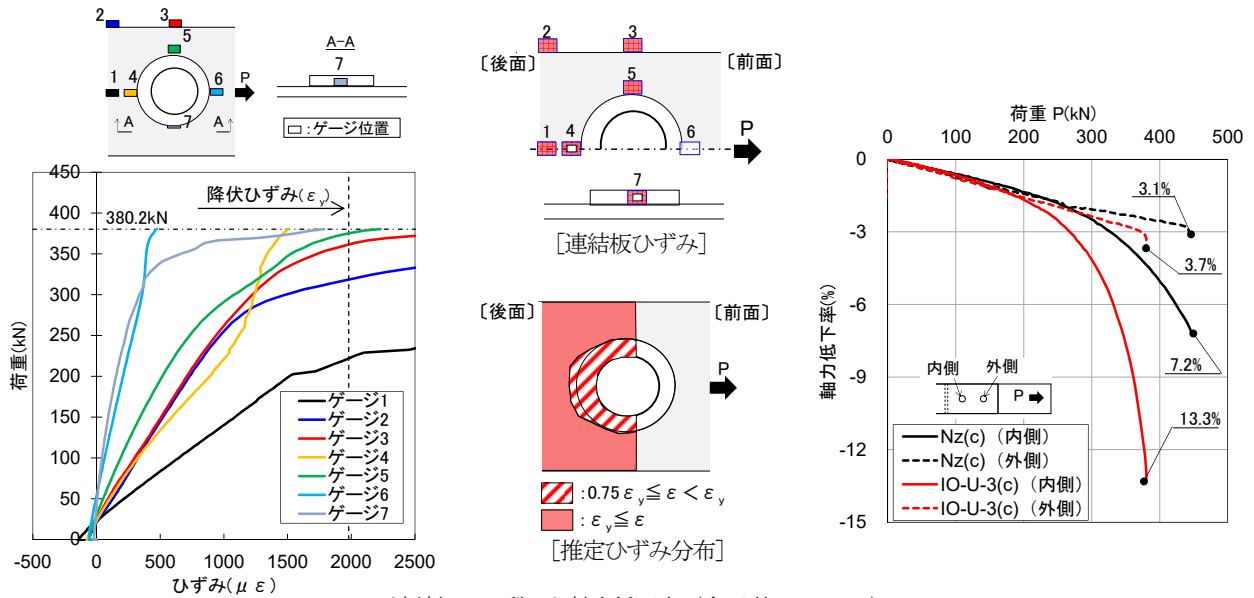
図-19(a)より、IO-R 試験体 (環状型) でのひずみ分布と軸力低下率について、以下のことが得られた。

- ・孔周り減肉部分 (ゲージ 4,5) のひずみ増加量が大きく、先行して降伏ひずみに達した。一方、座金直下に設置したゲージ7のひずみは小さい。また、減肉が生じていない孔後面 (ゲージ 1) や連結板側面 (ゲージ 2,3) のひずみも小さく、降伏ひずみに達していない。
- ・連結板ひずみと軸力低下率より、孔周りのゲージ5が非線形挙動を示し、ひずみ値が増加する250kNあたりから、内側ボルトの荷重-軸力低下率が非線形になり軸力低下率も急増している。すべり荷重時の軸力低下率は、内側ボルトで基準試験体より3%程度大きく、外側ボルトの軸力低下率は基準試験体と同程度である。なお、図-16(a)で示したように、環状型のすべり荷重の低下率は約3%であったが、この低下要因は、孔後面且つ座金周りでの降伏に伴う軸力低下であると考えられる。

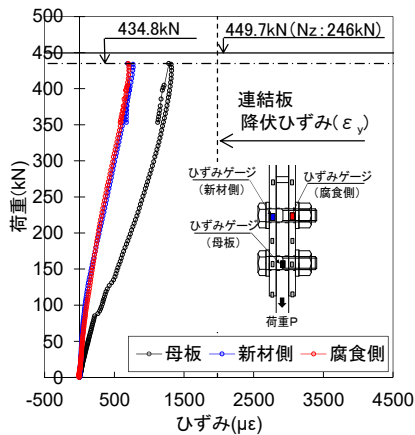
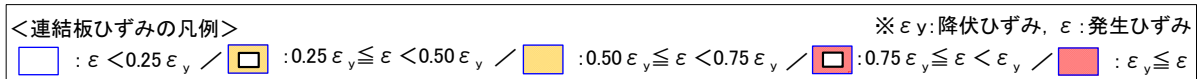
図-19(b)より、IO-U 試験体 (全面型) では、ひずみ分



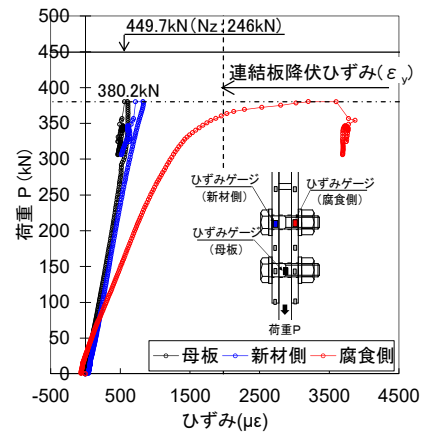
(a) 連結板のひずみと軸力低下率 (環状型: IO-R-3(c))



(b) 連結板のひずみと軸力低下率 (全面型: IO-U-3(c))



(c) 側面ひずみの関係 (環状型: IO-R-3(c))



(d) 側面ひずみの関係 (全面型: IO-U-3(c))

図-19 模擬腐食試験体のひずみ特性 (導入軸力: 246kN)

布と軸力低下率について以下のことが得られた。

- ・孔後面に設置したゲージ1のひずみ増加量が最も大きく、225kN時に降伏ひずみに達した。その後、孔後面のゲージ2→3→5の順に降伏ひずみに達し、380.2kNで主すべりが生じた。座金近傍のゲージ4や座金直下に設置したゲージ7でも、降伏ひずみの75%~90%に達しており、孔後面の広範囲で降伏に近いひずみとなっている。
- ・ゲージ1のひずみが降伏ひずみに達した225kN当りから内側ボルトの荷重-軸力低下率が非線形となり、孔後面の降伏領域が広がるに伴い軸力低下率も増加している。すべり荷重時の軸力低下率は、内側ボルトでは基準試験体より約6%大きい値を示し、外側ボルトでは同程度となっている。また、図-16(b)で示したように導入軸力によらずすべり荷重が一定であったが、これは、連結板の降伏に伴う軸力低下に加えて、孔後面での降伏領域の拡がりが必要であると推察できる。

図-19(c),(d)には、両側連結板ならびに母板の側面ひずみを示し、図-19(a),(b)同様に連結板の降伏ひずみを点線で示す。また、すべり荷重を1点鎖線で示し、基準試験体のすべり荷重を実線で示す。

図-19(c)より、IO-R試験体(環状型)では両側連結板ならびに母板の側面ひずみは弾性範囲内ですべりが生じており降伏の影響は伺えない。また、新材側における連結板表面のゲージ位置でも発生ひずみは $600\mu\text{e}$ ~ $1000\mu\text{e}$ 程度で弾性範囲内であった。つまり、図-19(a)で示したように、IO-R試験体では、模擬腐食連結板における座金周辺の減肉箇所のみ降伏で軸力が低下し主すべりが生じており、母板や新材側の連結板がすべり耐力低下へ与えた影響は小さいと考えられる。

図-19(d)より、IO-U試験体(全面型)の母板と新材連結板の発生ひずみは $500\mu\text{e}$ 程度で小さく弾性範囲内で主すべりが生じており、新材側の連結板表面ゲージ位置での発生ひずみも小さく弾性範囲内であった。図-19(b)で示したように、IO-U試験体では腐食側連結板の降伏に伴う軸力低下に加えて、孔後面における降伏領域の拡がりすべり発生要因と推察され、IO-R試験体と同様に、母板と新材側の連結板がすべり耐力低下へ与えた影響は小さいと考えられる。

なお、IO-R試験体(環状型)、IO-U試験体(全面型)共に、導入軸力の異なる他の試験体でも軸力低下の挙動や降伏性状は同様であった。

#### d) 実腐食連結板のひずみ分布とすべり耐力特性

図-6に示すように、実腐食連結板では外側ボルト周辺の減肉が大きく応力が厳しくなることも考えられたことから、片側腐食試験では両側ボルト周辺のひずみを確認した。その結果、外側ボルト周辺のひずみは内側ボルト周辺のひずみに比べて小さく、すべり時の発生ひずみ

は $200\mu\text{e}$ ~ $1000\mu\text{e}$ 程度で弾性範囲内であった。よって、実腐食連結板を用いたすべり試験でも、内側ボルト周辺に着目してひずみ分布特性がすべり耐力に与える影響について評価する。

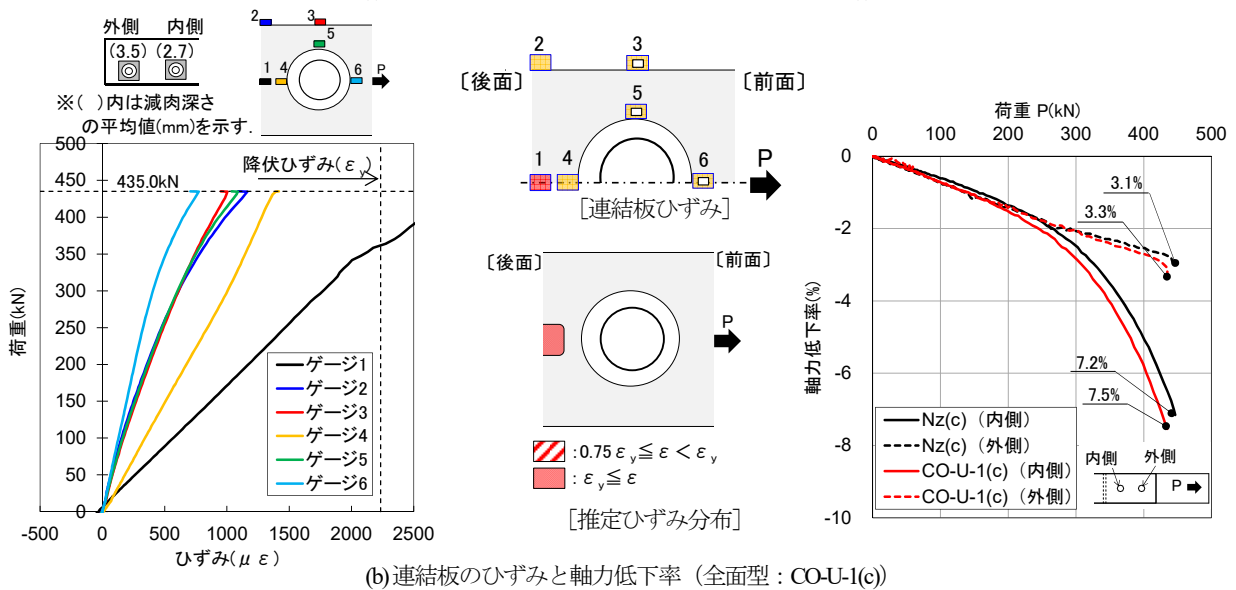
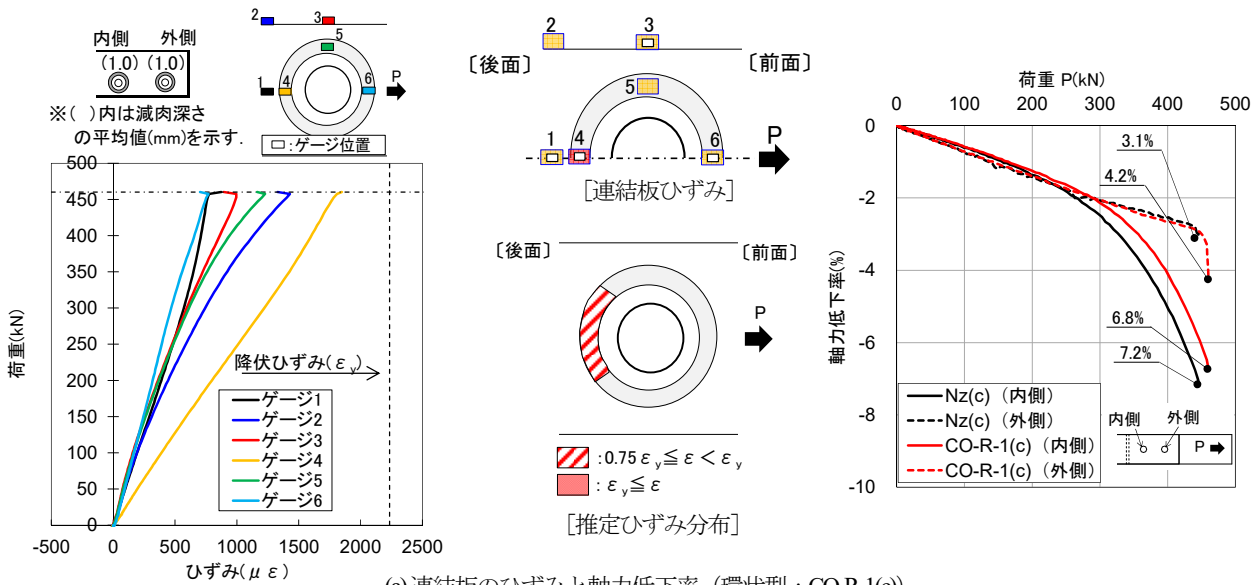
図-20に実腐食連結板を用いた導入軸力246kNの片側腐食試験体CO-R(環状型)及びCO-U(全面型)の荷重と腐食連結板のひずみの関係ならびに軸力低下率を示す。図-20(a),(b)の荷重-ひずみ図には、図-6で示した腐食減肉形状と減肉深さの平均値も示し、同図には図-19同様にひずみ分布と軸力低下率も示す。

図-20(a)より、CO-R試験体では模擬連結板を用いたIO-R試験体と同様に、孔周りのゲージ4,5ならびに孔後面のゲージ2のひずみの値が大きく、ゲージ4ではすべり時に降伏ひずみの80%以上の値を示した。また、荷重-軸力低下率より、腐食試験体と基準試験体では同様な挙動を示しており、すべり荷重時の軸力低下率は、基準試験体と同程度である。図-20(b)に示すCO-U試験体のひずみは、孔後面のゲージ1のひずみが最も大きく、主すべり前に降伏ひずみに達した。次いで、ゲージ4→2→5→3の順にひずみが大きく、模擬連結板を用いたIO-U試験体とはほぼ同様な挙動を示している。また、荷重-軸力低下率より、腐食試験体と基準試験体では同様な挙動を示し、すべり荷重時の軸力低下率も同程度である。これは、すべり荷重時に、実腐食連結板の孔後面の広範囲が弾性域であったことが要因であると考えられる。

図-21に両側腐食試験の荷重と連結板と母板の側面ひずみの関係を示す。図-21(a)は、両側の連結板ともに明確な腐食減肉形状を示しているCB-1試験体(両側:環状型)の結果を示し、図-21(b)には、すべり荷重が最も低下したCB-5試験体(ナット側:全面型,ボルト頭側:腐食小)の結果を示す。また、同図にはすべり荷重を1点鎖線で示し、基準試験体のすべり荷重を実線で示している。

図-21(a)より、母板ならびに連結板の側面ひずみは、すべり時においても弾性挙動を示し、ナット側とボルト頭側の連結板は同様な挙動を示している。本試験体のすべり荷重は530.9kNで、基準試験体の平均すべり荷重568.4kNと比較して6%程度低い値を示した。CB-1試験体は両側の連結板の腐食減肉形状が環状型で、図-19(a)に示したように側面ひずみと比較して孔周りのひずみが卓越していたものと考えられ、すべり荷重低下の一要因となったことが推察できる。

図-21(b)より、CB-5試験体のすべり荷重は481.8kNで、基準試験体のすべり荷重568.4kNと比較して約15%すべり荷重が低下した。本試験体では連結板側面ひずみの挙動がボルト頭側とナット側で異なり、腐食減肉が激しいナット側のひずみが非線形挙動を示したのちに主すべりが生じている。つまり、図-19(b)に示したように、ナット



＜連結板ひずみの凡例＞ ※  $\epsilon_y$ :降伏ひずみ,  $\epsilon$ :発生ひずみ  
 □ :  $\epsilon < 0.25\epsilon_y$  / □ :  $0.25\epsilon_y \leq \epsilon < 0.50\epsilon_y$  / □ :  $0.50\epsilon_y \leq \epsilon < 0.75\epsilon_y$  / □ :  $0.75\epsilon_y \leq \epsilon < \epsilon_y$  / ■ :  $\epsilon_y \leq \epsilon$

図-20 実腐食連結板のひずみ特性 (導入軸力 : 246kN)

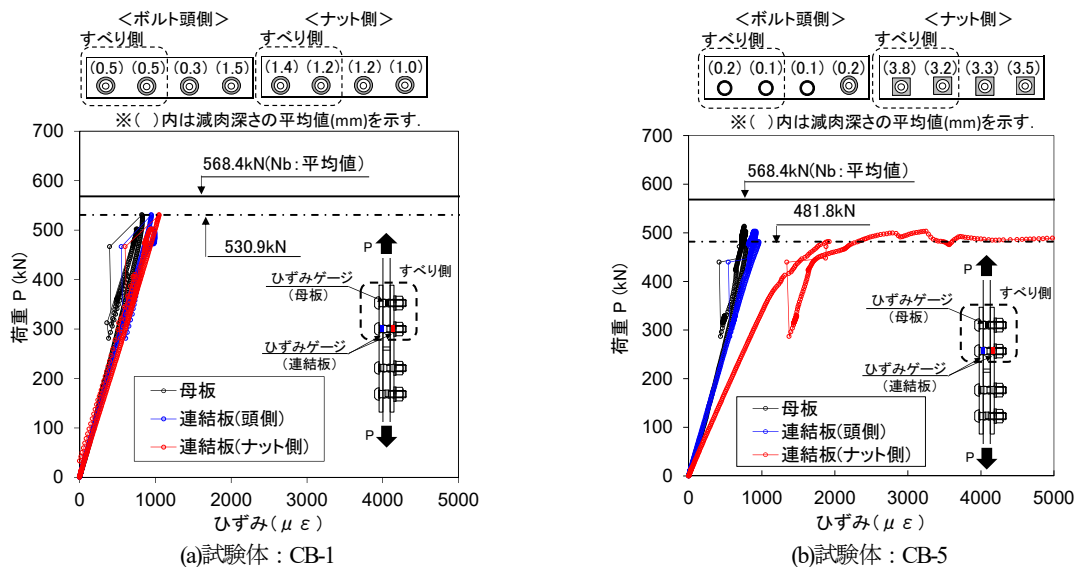


図-21 荷重-ひずみ (両側腐食試験)

ト側の連結板で孔後面の広範囲が降伏領域に達し、主すべりが生じたものと推察できる。

(4) 腐食減肉形状とすべり耐力評価

a) 腐食減肉した連結板の評価指標の検討

本研究で行った腐食減肉形状に応じた接触圧試験の結果及び各種連結板のひずみ分布を総括して、腐食減肉した連結板の評価指標を検討する。以下に、各試験で得られた結果に基づく評価指標の設定の考え方を示す。

座金直下の連結板は腐食減肉し難く、腐食減肉深さは微小であった。よって、腐食減肉形状の評価では、座金直下の腐食減肉は生じないとして健全時の板厚を保有しているとする。

接触圧試験の結果から、接触圧の分布形状はほぼドーナツ状であった。つまり、母板と連結板の摩擦力はドーナツ状の接触面に生じており、この摩擦力を介して応力が伝達される。よって、腐食減肉形状とすべり耐力の評価範囲はドーナツ状とする。

環状型では、すべりに先行して孔後面且つ座金周りから降伏が生じ、軸力低下によってすべり荷重が低下した。全面型でも同様に、孔後面からの連結板降伏に伴って軸力が低下し、降伏領域が純断面位置まで広がる主すべりが生じた。よって、腐食減肉形状の評価範囲は孔後面の1/2ドーナツ状とする。

以上を踏まえ、腐食減肉形状とすべり耐力の評価指標として、図-22に示すボルト孔周辺の腐食換算断面積  $A_c$  を設定した。ここで、腐食換算断面積  $A_c$  の評価範囲は、孔後面側の1/2ドーナツ状で、評価幅は継手に作用する応力と直角方向のボルト孔間の中心間隔とする。

ボルト孔周辺の腐食換算断面積  $A_c$  は、図-22に示す評価範囲での減肉深さの平均値  $t_{c-ave}$  を用いて求めた残存断面積  $A_r$  と、座金直下断面積  $A_w$  の和として式(1a)-(1c)で求める。

$$A_c = A_r + A_w \tag{1a}$$

$$A_r = 2 \times b_c \times t_r \tag{1b}$$

$$A_w = (b_w - b_h) \times t_0 \tag{1c}$$

ここで、

- $t_r$  : 換算残存厚(mm) [ $t_r = t_0 - t_{c-ave}$ ]
- $t_0$  : 健全時の板厚(mm),  $t_{c-ave}$  : 平均減肉深さ(mm)
- $b_w$  : 座金幅(mm),  $b_h$  : 孔径(mm),  $b_c$  : 減肉幅(mm)

b) 実腐食減肉形状を有する連結板のすべり耐力評価法

高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力は、すべり強度と母板降伏強度の比  $\beta$  が 0.8 より大きくなると低下することが知られている<sup>16,17</sup>。これは、母板の降伏に伴い軸力低下が生じ、すべり耐力も低下するためであると考えられている。ただし、両側連結板の降伏強度が母板降伏

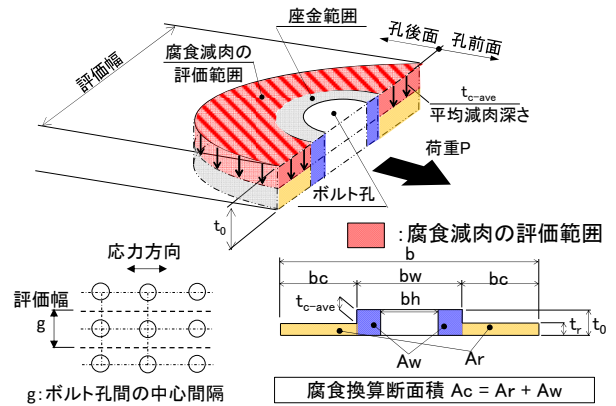


図-22 腐食換算断面積

強度より小さい継手では、降伏に対する強度は両側連結板の降伏強度で決定される<sup>16</sup>。本研究では、試験結果を踏まえ、連結板片面のすべり耐力  $P_{cb}$  と腐食減肉が大きい片側連結板の降伏耐力  $F_{cy}$  の比として  $\beta_{CS}$  を設定する。また、評価する腐食減肉した連結板の保有すべり耐力は、基準とするすべり耐力との比を用いて評価する。よって、保有すべり耐力  $P_h$  と基準すべり耐力  $P_b$  との比としてすべり荷重比  $S_r$  を設定する。式(2)(3)に  $S_r$  ならびに  $\beta_{CS}$  の算出式を示す。なお、本すべり試験の評価に用いる基準すべり耐力  $P_b$  は基準ケースで得られたすべり荷重の実験値を用いるが、実橋の診断に適用する場合を想定して算定式を [ ] 内に示す。ここで、算定式のすべり係数  $\mu$  とボルト軸力  $N$  は、一般的には設計値(例えば、摩擦接合面が無機ジンクリッチペイント処理で、高力ボルトが F10T(M22) の場合は、 $\mu=0.45, N=205kN^{24}$ ) を用いることを考えている。

$$S_r = P_h / P_b \tag{2}$$

$$\beta_{CS} = P_{cb} / F_{cy} \tag{3}$$

ここで、

- $P_h$  : 保有すべり耐力(kN)
- $P_b$  : 基準すべり耐力(kN) [ $P_b = \mu \times m \times n \times N$ ]
- $P_{cb}$  : 連結板片面のすべり耐力(kN) [ $P_{cb} = P_b / m$ ]
- $F_{cy}$  : 腐食減肉が大きい片側連結板の降伏耐力(kN) [ $F_{cy} = A_c \times \sigma_y$ ]
- $A_c$  : ボルト孔周辺の腐食換算断面積(mm<sup>2</sup>)
- $\sigma_y$  : 降伏強度(N/mm<sup>2</sup>),  $N$  : ボルト軸力(kN)
- $\mu$  : すべり係数,  $m$  : すべり面数
- $n$  : ボルト本数

本研究で行った全ての腐食試験体の試験結果を用いて、評価断面積( $A_c, A_r, A_w$ )と各種耐力( $P_h, P_b, P_{cb}, F_{cy}$ )を求め、 $S_r$  と  $\beta_{CS}$  の関係をプロットした結果を図-23に示す。図には、全試験結果と減肉形状毎(環状型, 全面型)の回帰直線と相関係数  $R$  ならびに決定係数  $R^2$  を示す。ここ

での保有すべり耐力  $P_h$  は腐食試験体のすべり荷重  $P_s$ , 基準すべり耐力  $P_b$  は新材試験体のすべり荷重を用いた。つまり、基準すべり耐力  $P_b$  は、表-2(a)に示す導入軸力毎の Nz 試験体におけるすべり荷重  $P_s$  ならびに表-2(b)の Nb 試験体のすべり荷重  $P_s$  の平均値を用いた。連結板片面のすべり耐力  $P_{cb}$  は基準すべり耐力をすべり面数( $m=2$ )で除して片面に換算した値とした。また、本試験の評価に用いた片側連結板の降伏耐力  $F_{cy}$  は、すべりが先行した内側での腐食換算断面積  $A_c$  に表-1 に示す降伏強度を乗じて求めた。表-2 に用いた腐食換算断面積  $A_c$  と  $\beta_{cs}$  を示す。表より今回のすべり試験で用いた腐食連結板の  $\beta_{cs}$  は、環状型が 0.71~0.96, 全面型は 0.75~1.20 の範囲であった。なお、評価幅は試験片の全幅とし、 $t=10\text{mm}$ ,  $b_w=44\text{mm}$ ,  $b_l=24.5\text{mm}$ ,  $b_c=28\text{mm}$  として  $A_c$  を算出した。

図-23 より、 $\beta_{cs}(P_{cb}/F_{cy})$  が大きくなるに従い  $S_r(P_h/P_b)$  が低下し、減肉形状毎と全結果いずれの回帰直線においても相関係数  $R$  は 0.8 以上で、 $S_r$  と  $\beta_{cs}$  に強い相関が伺える。なお、全面型の相関係数  $R$  が 0.933 で最も大きく、本評価に最も適合した減肉形状であると考えられる。また、図に示す回帰直線から、 $\beta_{cs}$  が 0.7 近傍では  $S_r$  が 1.0 程度ですべり耐力の低下は小さく、 $\beta_{cs}$  が 0.7~1.0 では、図-19(a)の環状型におけるひずみ特性に示したように片側連結板の座金周辺での降伏に伴う軸力低下により、すべり耐力が低下すると考えられる。さらに、 $\beta_{cs}$  が 1.0 より大きくなると、図-19(b)に示した全面型のひずみ特性のように降伏領域が広がることで軸力低下も大きくなり、すべり耐力が低下すると考えられる。

以上のことから、本すべり試験(片側 1 行 2 列, 2 面摩擦)における保有すべり耐力は、腐食減肉が大きい片側連結板のボルト孔周り 1/2 ドーナツ状範囲での減肉量の平均値から算出した腐食換算断面積  $A_c$  に降伏強度を乗じた降伏耐力  $F_{cy}$  と、連結板片面のすべり耐力  $P_{cb}$  との比  $\beta_{cs}$  を用いて、図-23 で評価可能と考えられる。なお、本評価法を現場へ適用する際には、ボルト位置に関わらず最大減肉箇所の腐食換算断面積  $A_c$  を用いて横軸の  $\beta_{cs}$  を算出することで、最大減肉位置とすべりが先行する位置が異なる場合でも、 $\beta_{cs}$  を大きく見積ることになり安全側の評価を与えると考えられる。また、図-23 に示した回帰直線の適用範囲は、本研究が対象とした高力ボルト摩擦接合継手の片側 2 列 (2 面摩擦) のすべり先行型である。

### 5. 結論

本研究では、連結板の腐食減肉形状がすべり耐力へ与える影響を明らかにすることを目的に、実腐食減肉した連結板を用いた接触圧試験ならびにすべり試験を行った。

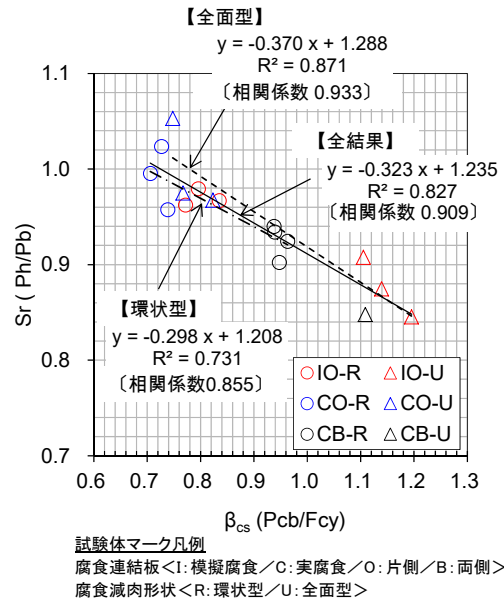


図-23  $S_r$  と  $\beta_{cs}$  の関係

さらに試験結果から、実腐食減肉形状を有する連結板のすべり耐力評価法を示した。本研究で得られた結論を以下に示す。

- (1) 高力ボルト摩擦接合継手の連結板は、座金周辺が腐食し易い。一方、座金直下では腐食が進行し難い。腐食減肉形状は、座金周辺が環状的に腐食減肉する環状型と、ボルト孔芯からある程度離れた位置まで全面的に腐食減肉が広がる全面型の腐食減肉形状が確認された。また、減肉形状は腐食の進行に伴って腐食小→環状型→全面型に進行したものと推察され、実橋の環境下で腐食した連結板は、主桁位置に加え同一継手の桁外側と桁内側における異なる腐食環境により、腐食減肉の大きさや腐食形状が異なる。
- (2) 連結板が腐食減肉することで、軸力により生じる接触圧分布も変化し、連結板の腐食減肉に伴って接触圧範囲は小さくなる。一方、接触圧増加は小さく、連結板特有の腐食減肉形状が、軸力導入時のリラクゼーションへ与える影響は小さい。
- (3) 環状型の試験体では、すべりに先行して減肉が大きい座金周辺から降伏し、孔後面且つ座金周辺のひずみが増加するに伴い軸力が低下することで、すべり耐力も低下する特性を示した。
- (4) 全面型の試験体では、すべりに先行して孔後面より降伏が進行し、降伏領域が広がるに伴い軸力が低下し、降伏領域が純断面位置まで広がると主すべりが生じる特性を示した。
- (5) 連結板の腐食減肉形状とすべり耐力の評価指標として、孔後面の腐食減肉を評価する腐食換算断面積  $A_c$  を示し、腐食減肉が大きい片側連結板の降伏耐力  $F_{cy}$  と連結板片面のすべり耐力  $P_{cb}$  との比  $\beta_{cs}$  を用いて、片側 1 行 2 列 (2 面摩擦) の高力ボルト摩擦接合継手



における保有すべり耐力  $P_b$  を評価する方法を示した。その結果、 $\beta_{cs}$  が 0.7 近傍では  $S_r$  が 1.0 程度ですべり耐力の低下は小さく、 $\beta_{cs}$  が 0.7~1.0 では片側連結板の座金周辺での降伏に伴う軸力低下によりすべり耐力が低下し、 $\beta_{cs}$  が 1.0 より大きくなると降伏領域が拡がり軸力低下も大きくなることで、さらにすべり耐力が低下する。

#### 参考文献

- 1) 田島二郎：高力ボルト摩擦接合概説，技報堂，1966.
- 2) 土木学会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案），丸善，2006.
- 3) 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.
- 4) 名取暢，西川和廣，村越潤，大野崇：鋼橋の腐食事例調査とその分析，土木学会論文集，No.668/I-54，pp.299-311，2001.
- 5) 日本道路協会：道路橋補修・補強事例集，丸善，2012.
- 6) 土木学会：腐食した鋼構造物の性能回復事例と性能回復設計法，丸善，2014.
- 7) 西村昭，皆田理：腐食環境下の高力ボルト摩擦接合の力学性状と信頼性，材料，第 35 巻，第 393 号，pp.26-32，1985.
- 8) 谷平勉，亀井正博，石原靖弘，田井戸米好：17 年間供用された高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に関する実験，構造工学論文集，Vol.36A，pp.1087-1096，1990.
- 9) 谷平勉，狩野正人，石原靖弘，小林剛：高力ボルト摩擦接合の耐久性評価に関する一考察，鋼構造年次論文報告集，第 10 巻，pp.247-254，2002.
- 10) 谷平勉，石原靖弘，小林剛，西岡敬治：30 年近く供用された鋼橋の高力ボルト摩擦接合の耐久性，鋼構造年次論文報告集，第 10 巻，pp.239-246，2002.
- 11) 中山太士，飯塚友博，細井幹生，松井繁之：腐食した高力ボルトの残存軸力調査，鋼構造年次論文報告集，第 22 巻，pp.278-283，2014.
- 12) 池田秀継，畑中清：耐力点締付法に用いる摩擦接合用高力ボルトの暴露試験報告，鋼構造論文集，第 21 巻，第 84 号，pp.1-7，2014.
- 13) 下里哲弘，田井政行，長嶺由智，有住康則，矢吹哲哉：実腐食減肉形状を有する摩擦接合用高力六角ボルトの残存軸力特性，構造工学論文集，Vol.62A，pp.503-513，2016.
- 14) 橋本国太郎，築地貴裕，杉浦邦征：腐食劣化した高力ボルト摩擦接合継手の残存耐力に関する研究，土木学会論文集 A1，Vol.69，No.2，pp.159-173，2013.
- 15) 森猛，橋敦志，野上邦栄，山沢哲也：腐食鋼板の引張・降伏耐力評価法の検討，土木学会論文集 A，Vol.64，No.1，pp.38-47，2008.
- 16) 亀井義典，池端文哉，西村宣男：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態区分に関する解析的研究，土木学会論文集，No.584/I-42，pp.243-253，1998.
- 17) 山口隆司，森猛，橋本国太郎：高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度／降伏強度比とすべり係数に関する検討，構造工学論文集，Vol.51A，pp.1737-1747，2005.
- 18) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，日本建築学会，pp.54-55，2012.
- 19) 日本鋼構造協会：高力ボルト接合技術の現状と課題，JSSC テクニカルレポート，No.96，pp.69-78，2013.
- 20) 山下修平，下里哲弘，田井政行，有住康則，矢吹哲哉：実腐食形状を有する高力ボルト摩擦接合継手の強度特性，鋼構造年次論文報告集，第 24 巻，pp.29-36，2016.
- 21) 下里哲弘，玉城喜章，有住康則，矢吹哲哉，小野秀一，三木千壽：海浜大気環境下において長期暴露された耐候性鋼桁橋の腐食減厚特性，構造工学論文集，Vol.62A，pp.785-795，2016.
- 22) (社) 鋼材倶楽部：鋼構造接合資料集一リベット接合・高力ボルト接合一，技報堂，pp. 325-326，1977.
- 23) 下里哲弘，玉城喜章，有住康則，矢吹哲哉，小野秀一，三木千壽：実腐食減厚分布を有する鋼プレートガーダー腹板のせん断強度特性に関する実験的研究，土木学会論文集 A1，Vol.70，No.3，pp.359-376，2014.
- 24) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 II 鋼橋・鋼部材編，丸善，pp.570-582，2017.

(2018. 2. 6 受付)

## CORROSION BEHAVIOR OF SPLICED PLATE AND SLIP RESISTANCE IN HIGH STRENGTH BOLTED CONNECTIONS

Shuhei YAMASHITA, Tetsuhiro SHIMOZATO, Masayuki TAI, Yasunori ARIZUMI  
and Tetsuya YABUKI

For the maintenances of high strength bolted connections in actual steel bridges, it is required to clarify the relationship between corrosion behaviors of individual parts of fastener and slip resistance. This paper presents a study on relationship between corrosion behaviors of spliced plates and slip resistance. In this study, firstly the corrosion behavior is inspected using the corroded spliced plates which were cut off from the steel bridge girder removed. Moreover, the pressure distribution tests under the axial force of a high strength bolt and various tensile tests are performed on those corroded specimens.

From the test results, it can be clear that the yield of back side of a bolt hole, i.e., the side subjected to compression force in the bolt hole and slip resistance correlate closely with each other. Moreover, the diagnostics for corroded spliced plate of friction type of high strength bolted connections are proposed.