

腐食減肉した連結板を有する高力ボルト摩擦接合継手の すべり耐力低下メカニズムに関する解析的研究

Numerical study on the mechanism of axial force decline in high strength bolted connections
with corroded splice plates

山下修平[†], 下里哲弘*, 田井政行**, 大城泰樹***
Shuhei Yamashita, Tetsuhiro Simozato, Masayuki Tai, Taiki Oshiro

[†]博 (工), 宮地エンジニアリング株式会社, 設計部 (〒290-8580 千葉県市原市八幡海岸通り 3 番地)

*博 (工), 琉球大学教授, 工学部工学科 (〒903-0213 沖縄県西原町千原 1 番地)

**博 (工), 琉球大学助教, 工学部工学科 (〒903-0213 沖縄県西原町千原 1 番地)

***修 (工), 川田工業株式会社, 技術部 (〒764-8520 香川県仲多度郡多度津西港町 17)

From the point of view of rational asset management for the steel bridges, it is very important to evaluate slip resistance-keeping capacities on high strength bolted connections with corroded splice plates. Therefore, the tensile tests with corroded spliced plates were conducted in the past study. From the tensile tests, it has become clear that the slip resistance would be decreased with corrosion thinning of spliced plates. However, the causing factor of axial force decline, which are the cause of decline of slip resistance, haven't become clear in details. In this study, FE analysis of tensile tests with corroded splice plates had been conducted in order to clarify the mechanism of axial force decline in high strength bolted connections with corroded splice plates.

Key Words: splice plate, corrosion thickness, axial force decline

キーワード: 連結板, 腐食減肉, 軸力低下

1. はじめに

鋼橋において、すべり耐力をベースとした設計法を用いている高力ボルト摩擦接合継手は、重要な構造部位である一方、腐食の進行しやすい部位の一つである¹⁾²⁾。そのため、高力ボルト摩擦接合継手を適切且つ合理的に維持管理する必要があり、継手を構成する各部材（高力ボルト、母板、連結板）の腐食状態に応じたすべり耐力の評価が求められる。筆者らは、高力ボルト摩擦接合継手の連結板に着目し、実橋より採取した連結板の腐食減肉性状を明らかにした上ですべり試験を行い、連結板の腐食減肉形状とすべり耐力特性の関係を検証した³⁾。

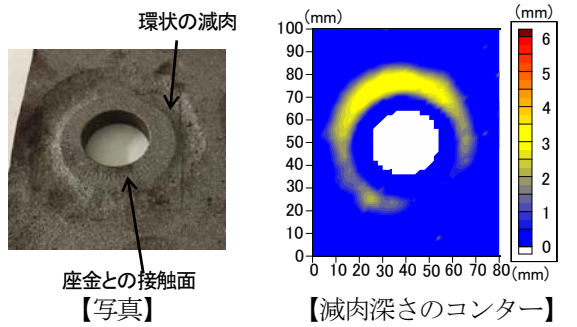
既往の研究では、連結板の腐食減肉が腐食促進因子である飛来塩分ならびに水分の滞留し易い座金周辺より進行し、その減肉形状は図-1(a)に示す座金周辺のみ凹型に減肉した環状期から、図-1(b)に示すように座金直下

を除く連結板全面に減肉が広がった全面期へと進行する腐食減肉の進行過程を示した³⁾⁴⁾。また、すべり試験結果に基づき、連結板の腐食減肉の評価指標として、図-2に示すボルト孔後面の1/2ドーナツ範囲の平均減肉深さから算出する腐食換算断面積を提案した。さらに、基準すべり耐力と腐食連結板を有する継手の保有すべり耐力の比 S_r と、腐食減肉が大きい片側の連結板における腐食換算断面積から求めた降伏耐力と連結板片面のすべり耐力との比 β_{cs} に強い相関関係があることを示した³⁾。図-3に文献³⁾で得られた S_r と β_{cs} の関係を示す。図には回帰直線とその相関係数 R ならびに決定係数 R^2 を示している。図からわかるように、 β_{cs} の増加、つまり、連結板の腐食減肉の進行による降伏耐力の低下に伴ってすべり耐力は低下する。

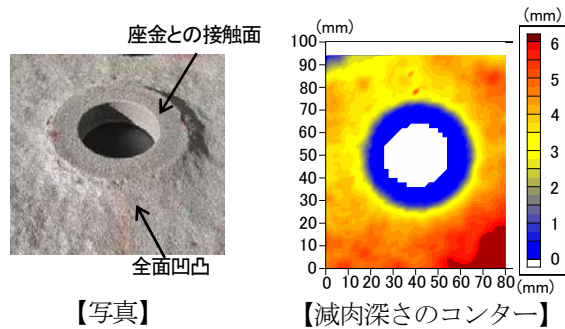
連結板の腐食減肉に伴うすべり耐力低下の要因は、すべり試験で得られた連結板表面のひずみと軸力変化から、孔後面より広がる塑性域の進展に伴う軸力低下が一要因であると考えられた。しかしながら、すべり試験では連

[†] 連絡著者 / Corresponding author

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



(a) 環状期



(b) 全面期

図-1 実腐食減肉形状³⁾

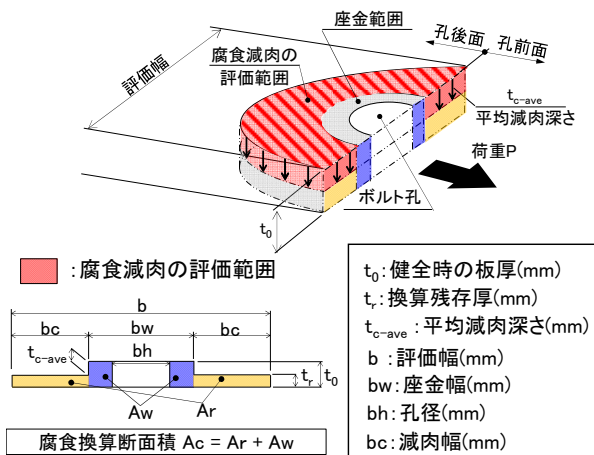


図-2 腐食換算断面積³⁾

結板表面に限られたゲージから降伏性状を推察しており、詳細な塑性域の進展プロセスは明らかとなっていない。また、実験では検証困難な摩擦接触面の降伏性状など不明瞭な点もあり、連結板および母板のひずみ分布と塑性域の拡がり、さらに、それに伴う軸力低下が連成した挙動は必ずしも明らかとなっていない。

以上を踏まえ、本研究では既往の実験的研究において示した腐食減肉した連結板を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力低下メカニズムの詳細を目的に、弾塑性有限要素解析を用いて、腐食の進行により異なる腐食減肉形状を有する連結板の応力性状及び降伏性状と変形性状、さらに、それに応じたすべり耐力低下の一要因である軸力低下メカニズムを明らかにする。

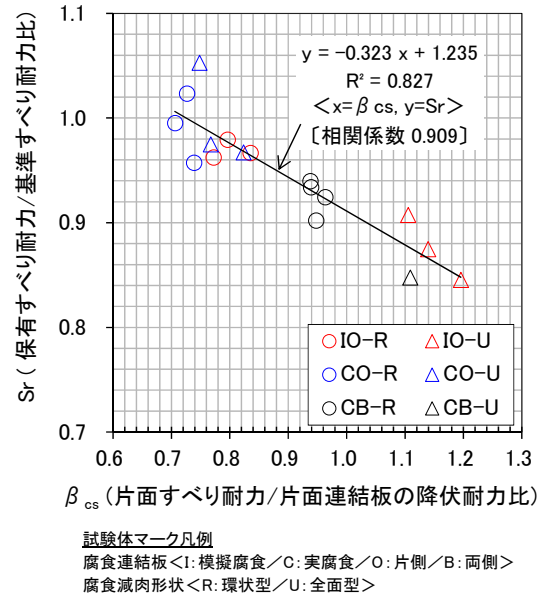


図-3 Sr と β_{cs} の関係³⁾

表-1 解析ケース一覧

解析モデル	解析ケース ^{注1)}	目標導入軸力(kN)	導入軸力(kN) ^{注2)} <すべり側> ※固定側: 329kN		摩擦係数(すべり時摩擦係数) μ_s	腐食換算断面積 ^{注3)} Ac(mm ²)	β_{cs} ^{注3)}
			内側	外側			
健全期モデル	Nz-205	205	194.6	193.4	0.565	755	0.70
	Nz-226	226	212.7	211.8	0.530	755	0.72
	Nz-246	246	230.2	232.4	0.513	755	0.75
模擬腐食環状期モデル	IO-R-205	205	192.3	193.6	0.548	680	0.77
	IO-R-226	226	210.1	213.1	0.522	680	0.80
	IO-R-246	246	231.6	234.4	0.502	680	0.84
模擬腐食全面期モデル	IO-U-205	205	188.3	193.3	0.537	475	1.11
	IO-U-226	226	202.3	207.0	0.505	475	1.14
	IO-U-246	246	240.9	248.2	0.420	475	1.20
実腐食環状期モデル	CO-R1-246	246	233.2	235.0	0.520	692	0.73
	CO-R2-246	246	220.2	228.6	0.503	681	0.74
	CO-R3-226	226	225.8	193.8	0.531	679	0.71
実腐食全面期モデル	CO-U1-246	246	231.1	228.8	0.500	611	0.82
	CO-U2-226	226	207.7	221.0	0.555	641	0.75
	CO-U3-226	226	191.4	204.3	0.573	625	0.77

注1) 解析モデル名の凡例【Nz:新材/1:模擬(Imitation)/C:実腐食(Corrosion)/O:片側(One side)/R:環状型(Ring)/U:全面型(Uniform)】
 注2) リラクセーションが収まったすべり試験開始直前の軸力である。
 注3) 文献³⁾で得られた値である。

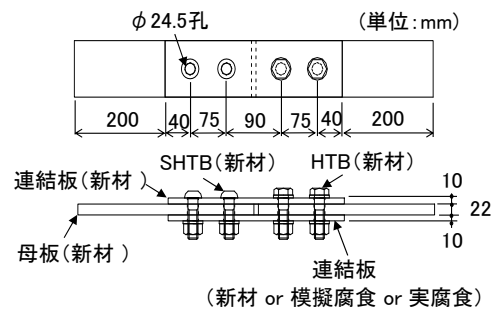


図-4 試験体形状

2. 解析モデルと解析方法

2.1 解析ケース一覧

本研究では、文献³⁾に示す「片側腐食試験」の解析を行った。片側腐食試験は、図-1に示した2種類の腐食減肉形状を有する実腐食連結板と、実腐食連結板を模擬

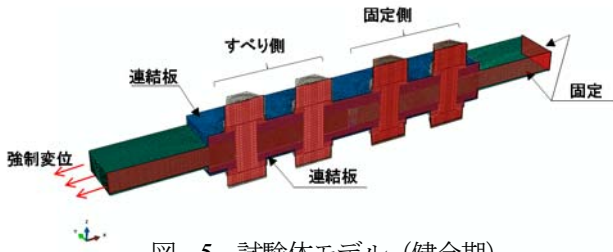


図-5 試験体モデル (健全期)

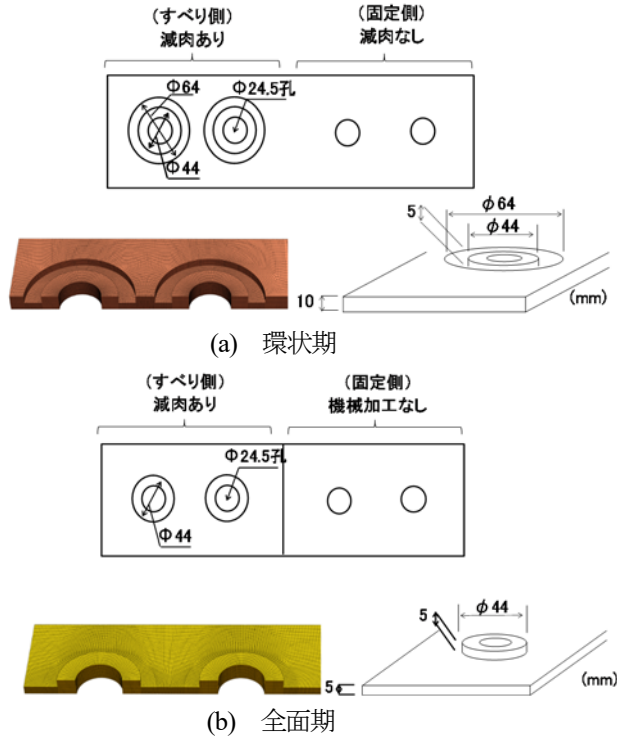


図-6 模擬腐食連結板モデル

して人工加工した模擬腐食連結板を片面のみにセットした継手試験体 (1行2列, 2面摩擦) の引張試験である。図-4 に試験体形状を示す。すべり試験体は, すべり強度/降伏強度比 $\beta^3)$ を 0.8 以下としたすべり先行型である。表-1 に解析ケース一覧を示す。本解析では, 両側に健全な連結板を用いた健全期モデル, 片側の連結板に模擬腐食連結板を用いた模擬腐食モデル (環状期, 全面期), 実腐食連結板を用いた実腐食モデル (環状期, 全面期) の合計 5 種類の試験体をモデル化した。なお, 模擬腐食モデルの板厚減少量は, 実験と同じ元厚の 1/2 としたケースのみ解析を行った。その理由は, 本研究の目的が連結板のひずみ分布と塑性域の拡がり, そして, それに伴うボルト軸力低下が連成した挙動を解析的に解明することであり, 実験で用いた板厚減少量を 1/2 とした模擬腐食連結板で, 減肉形状に応じた塑性域の拡がり軸力低下が十分に見られたためである。

片側腐食試験の実験では, 連結板降伏の影響を検証するため, すべり側の目標導入軸力を 205kN (設計軸力), 226kN (設計軸力+10%), 246kN (設計軸力+20%) の 3 パターンとしており, 計 15 ケースの解析を実施した。こ

表-2 材料定数

部材	板厚	材質	降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)	ヤング係数 (N/mm ²)	ポアソン比
母板	22	SM490Y	415	544	26	2.0 × 10 ⁵	0.3
新材連結板 模擬腐食連結板	10	SM490Y	396※	533※	25※		
実腐食連結板	10	SM50A	447※	566※	31※		

注) ※印は実験に用いた材料で, 材料試験片による引張試験の結果を用いており, その他はミリシートの値を用いている。

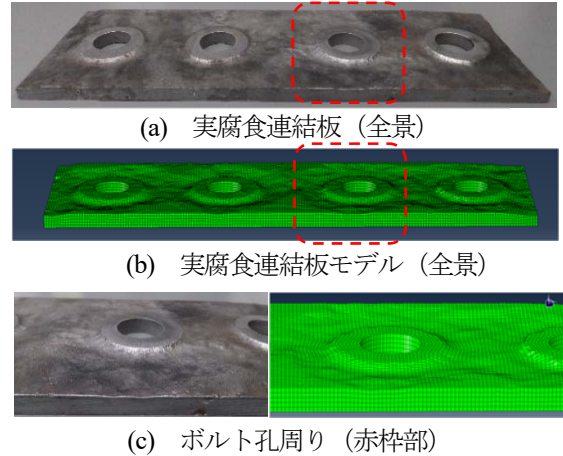


図-7 実腐食連結板 (環状期) モデル

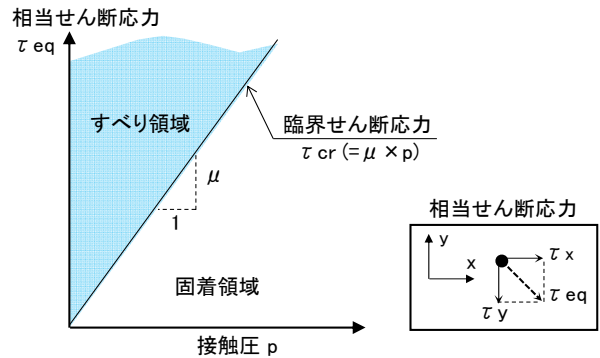


図-8 等方性クーロン摩擦モデル

で, 表-1 の解析ケース名に示す最後の数字は, すべり試験時における各試験体の目標導入軸力を示している。

2.2 解析モデル

健全期モデルと模擬腐食モデルは, 対称性を考慮し図-4 に示した試験体寸法で継手の 1/2 モデルとした。実腐食モデルは 1/1 モデルとして, いずれのモデルも 8 節点低減積分ソリッド要素でモデル化した。要素長は, 0.5mm~2.0mm, 要素分割数は健全期モデルと模擬腐食モデルで約 430,000, 実腐食モデルが約 230,000 である。図-5 に全体モデル (健全期) を示し, 模擬腐食連結板と実腐食連結板のモデルを図-6,7 に示す。実腐食連結板は, レーザ計測結果³⁾から得られた連結板表面の減肉深さを設計板厚(10mm)から減じた板厚を, 各計測点での板厚としてモデル化した。解析で用いた材料定数は, 表-2 に示すすべり試験体に用いた各鋼材の値で, 完全弾塑性体

表-3 解析結果一覧

解析 ケース ^{注1)}	すべり荷重			軸力低下率						β_{cs}	
	実験(kN)	解析(kN)	解析/ 試験(%)	内側ボルト			外側ボルト			実験	解析
				実験(%)	解析(%)	差(%)	実験(%)	解析(%)	差(%)		
Nz-205	416	415	100	6.7	5.7	0.9	3.7	4.5	0.8	0.70	0.69
Nz-226	429	426	99	6.0	5.8	0.2	3.5	4.3	0.8	0.72	0.71
Nz-246	450	447	99	7.4	6.3	1.0	3.2	4.4	1.2	0.75	0.75
IO-R-205	400	409	102	7.0	6.7	0.3	3.9	4.5	0.6	0.77	0.77
IO-R-226	420	414	99	6.3	6.8	0.5	3.6	4.5	0.8	0.80	0.79
IO-R-246	435	436	100	10.1	7.6	2.5	3.9	4.6	0.7	0.84	0.83
IO-U-205	377	376	100	11.9	10.1	1.8	4.1	4.4	0.3	1.11	1.07
IO-U-226	375	379	101	15.2	10.5	4.7	3.7	4.3	0.6	1.14	1.10
IO-U-246	380	377	99	13.0	10.8	2.1	2.8	4.2	1.4	1.20	1.16
CO-R1-246	460	454	99	6.8	7.0	0.2	4.2	5.6	1.4	0.73	0.72
CO-R2-246	431	424	98	5.7	6.3	0.6	3.5	5.6	2.1	0.74	0.73
CO-R3-226	427	419	98	5.1	6.3	1.2	3.2	5.0	1.8	0.71	0.70
CO-U1-246	435	428	98	7.5	7.5	0.0	3.3	6.1	2.7	0.82	0.82
CO-U2-226	451	443	98	6.2	6.9	0.6	4.1	5.7	1.6	0.75	0.74
CO-U3-226	418	424	101	6.8	6.8	0.1	注2)	5.3	—	0.77	0.76

注1) 試験体ケース凡例【Nz:新材(ジンク) / 1: 模擬(Imitation) / C: 実腐食(Corrosion) / O: 片側(One side) / R: 環状期(Ring) / U: 全面期(Uniform)】

注2) ゲージ欠損により計測不良

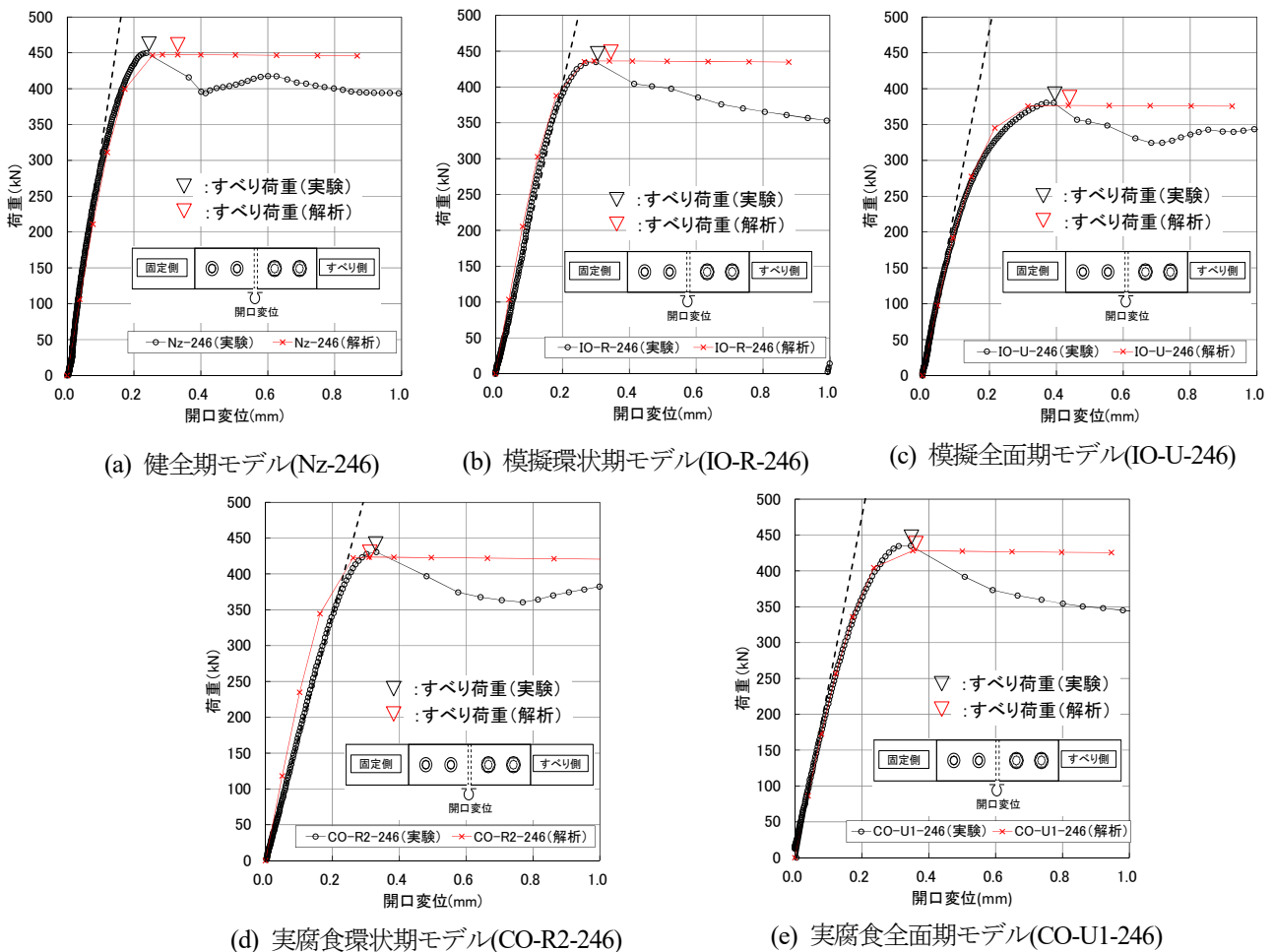


図-9 荷重-開口変位

として設定した。

2.3 解析方法

解析コードに Abaqus 2017 を用いた弾塑性有限要素解析を行った。解析の手順は、先ず、所定の軸力を導入後に固定側の母板端部を固定し、次に、すべり側の母板端部に各ステップ 1.5mm の強制変位を与えた。

本解析の軸力は、Abaqus のボルト荷重機能による締結

力モデル⁶⁾により導入した。すべり側に導入した軸力は、すべり試験の各試験体で得られたリラクセーションが収まったすべり試験開始直前の軸力である。表-1 に各解析ケースの導入軸力を示す。固定側の導入軸力は、解析モデルによらず超高張力ボルト (SHTB-M22) の標準ボルト軸力である 329kN とした。

すべりの判定には、図-8 に示す等方性クーロン摩擦モデルを用いた。等方性クーロン摩擦モデルは、接触面

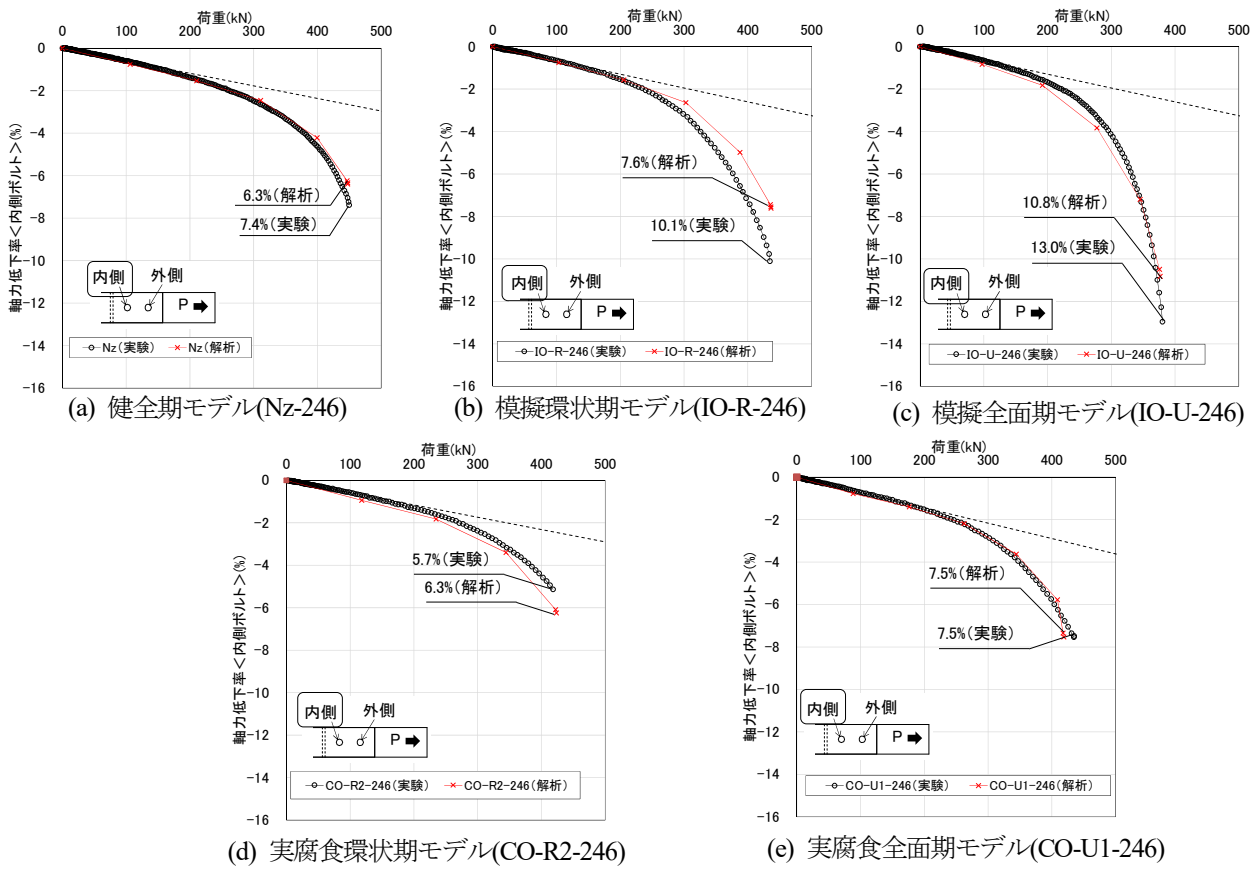


図-10 荷重-軸力低下率<内側ボルト>

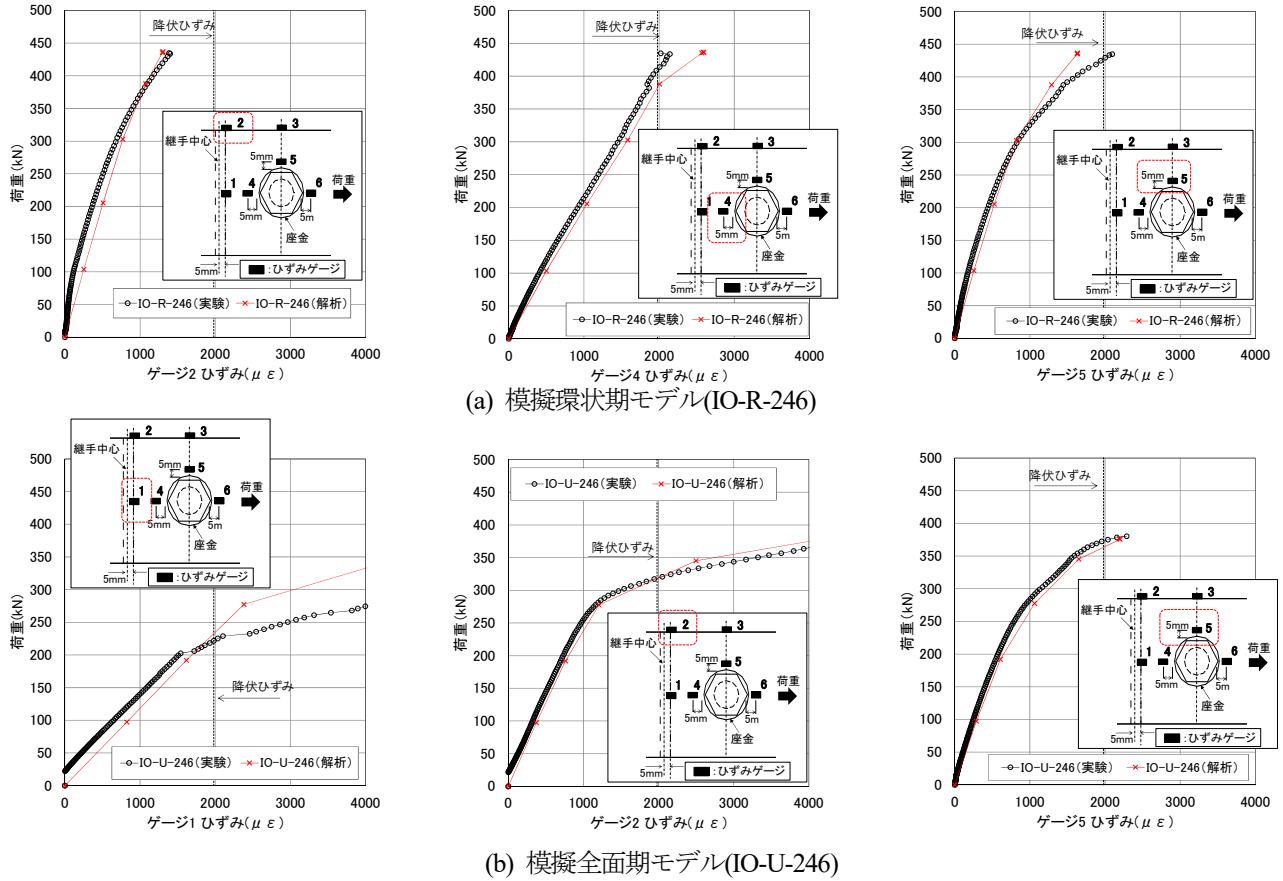


図-11 荷重-連結板表面ひずみ

での相対せん断応力 τ_{eq} (摩擦応力) が摩擦係数と摩擦面に生じる接触圧の積で求められる臨界せん断応力に達した要素の接触面間で相対的なすべりが生じる。解析で設定した摩擦係数は、既往研究³⁾の実験で試験体毎に得られたすべり荷重と、そのすべり荷重までに低下したボルト軸力を用いて求めた値を入力値とした。各モデルで設定した摩擦係数を表-1 に示す。なお、この摩擦係数をすべり時摩擦係数と呼ぶ。

2.4 解析の妥当性検証

本節では、開口変位とすべり試験時の軸力低下、そして、連結板表面の各位置で得られたひずみの挙動を解析結果と実験結果で比較検証し、解析モデルと解析方法の妥当性を検証する。

(1) 荷重-開口変位

表-3 に解析結果一覧を示し、図-9 に解析ケース毎の荷重-開口変位曲線を実験結果と併せて示す。図-9 は、目標導入軸力を設計軸力+20%としたケースの結果を示している。また、同図には原点と約 100kN 時の実験での開口変位を直線で結んだ線形補助線も黒点線で示す。

図-9(a)(b)(d)(e)の健全期モデルと模擬環状期モデル及び実腐食モデルでは β_{cs} が同程度であるため同様な挙動を示しており、実験と解析ともに 300kN~350kN までほぼ線形的に開口変位が増加し、その後若干の非線形挙動を示したのちにすべり荷重に達している。最も β_{cs} の大きい図-9(c)の模擬全面期モデルでは、200kN 程度からせん断剛性が低下し非線形挙動を示したのちにすべり荷重に達しており、解析でもその挙動を良く再現出来ている。また、表-3 に示すように、いずれの解析ケースでもすべり荷重の実験と解析の誤差は 1~2%程度である。

(2) 荷重-軸力低下率

図-10 に荷重と内側ボルトの軸力低下率の関係を解析ケース毎に実験結果と併せて示す。実験での軸力は、測定精度が高いとされるひずみゲージ法⁷⁾を採用し、ボルト軸部に貼付けた 2 つのひずみゲージの値から、事前に求めたボルト軸ひずみと軸力の関係式を用いて求めている。各図は図-9 で示した解析ケースでの結果を示しており、同図には、原点と約 100kN 時における実験での軸力低下率を直線で結んだ線形補助線も示す。なお、高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達機構を考えた場合、母板に作用した引張力は母板と連結板の接触面に生じる摩擦力によって、外側ボルトから内側ボルトへ向けて徐々に母板から連結板へ伝達される。そのため、連結板では内側ボルト周辺の応力が厳しく塑性域が拡がりやすくなり、表-3 で見られるように連結板腐食減肉による軸力低下への影響は内側ボルトが大きくなるものと考えられる。よって、以降内側ボルトに着目して連結板の腐食減肉形状に応じた軸力低下の影響を検討する。

図-10(a)より、健全期モデルでは実験と解析ともに約 200kN までは線形的に軸力が低下し、200kN を超えた辺

りから非線形的に軸力が低下しており、軸力低下の挙動は実験と解析で良く合っている。また、すべり時の軸力低下率の差は 1.0%である。

図-10(b)より、模擬環状期モデルも健全期モデルと同様に、約 200kN までは線形的に軸力が低下しており、その挙動は実験と解析で一致している。200kN を超えた辺りから実験と解析ともに非線形的に軸力が低下しているが、実験と比べると解析の軸力低下率が若干小さい。しかし、すべり荷重時の軸力低下率の差は 2.5%で、ほぼ同程度と言える。

図-10(c)より、模擬全面期モデルでは、実験と解析ともに 200kN を超える前から軸力は非線形的に低下し始めており、軸力低下の挙動は一致している。また、すべり荷重時の軸力低下率の差も 2.1%である。

図-10(d),(e)の実腐食モデルも同様に、軸力低下の挙動を解析は良く再現出来ており、すべり荷重時の軸力低下率の差も 1%未満でほぼ一致している。

(3) 荷重-連結板表面ひずみ

図-11 に荷重と内側ボルト周りの連結板表面ひずみの関係を示す。本研究では連結板の降伏性状を評価の重要項目としていることから、図は連結板の降伏が明確に見られた模擬腐食モデルでのケース (IO-R-246, IO-U-246) で、発生したひずみの値が降伏ひずみに達している、或いは降伏ひずみに近い値を示していたゲージ位置の結果を示す。なお、実験では 1 軸ひずみゲージを図内に示す位置で引張方向に設置して計測している。

図-11(a)より模擬環状期モデルの解析結果では、ゲージ 4,5 に示す孔後面且つ座金周辺の減肉箇所でのひずみの値が大きく、降伏ひずみ或いは降伏ひずみ相当となった。これは実験結果でも同様な挙動であり、このことから解析と実験はほぼ同性状を示している。図-11(b)より模擬全面期モデルでは、孔後面側のゲージ 1,2 でひずみの値が急増し、200kN~300kN で非線形性を示したのち降伏ひずみに達しており、この挙動も実験と同様な性状であり、解析と実験が良好な一致となっている。

以上の結果から、本解析はすべり挙動と軸力低下、連結板表面ひずみに関してすべり試験結果を良好に再現出来ている。よって、本解析モデルと解析方法は腐食減肉した連結板を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力低下メカニズムを検証する上で妥当であると言える。

3. 軸力低下メカニズム

本章では、解析で得られた連結板の降伏性状と軸力低下、連結板に作用する直応力とせん断応力および連結板の断面変位を検証し、腐食減肉した連結板を有する高力ボルト摩擦接合継手の軸力低下メカニズムを明らかにする。なお、メカニズムの評価に用いる解析モデルは、両側に健全な連結板を用いた健全期モデル、片側の連結板に模擬腐食連結板を用いた模擬腐食モデルの環状期と、

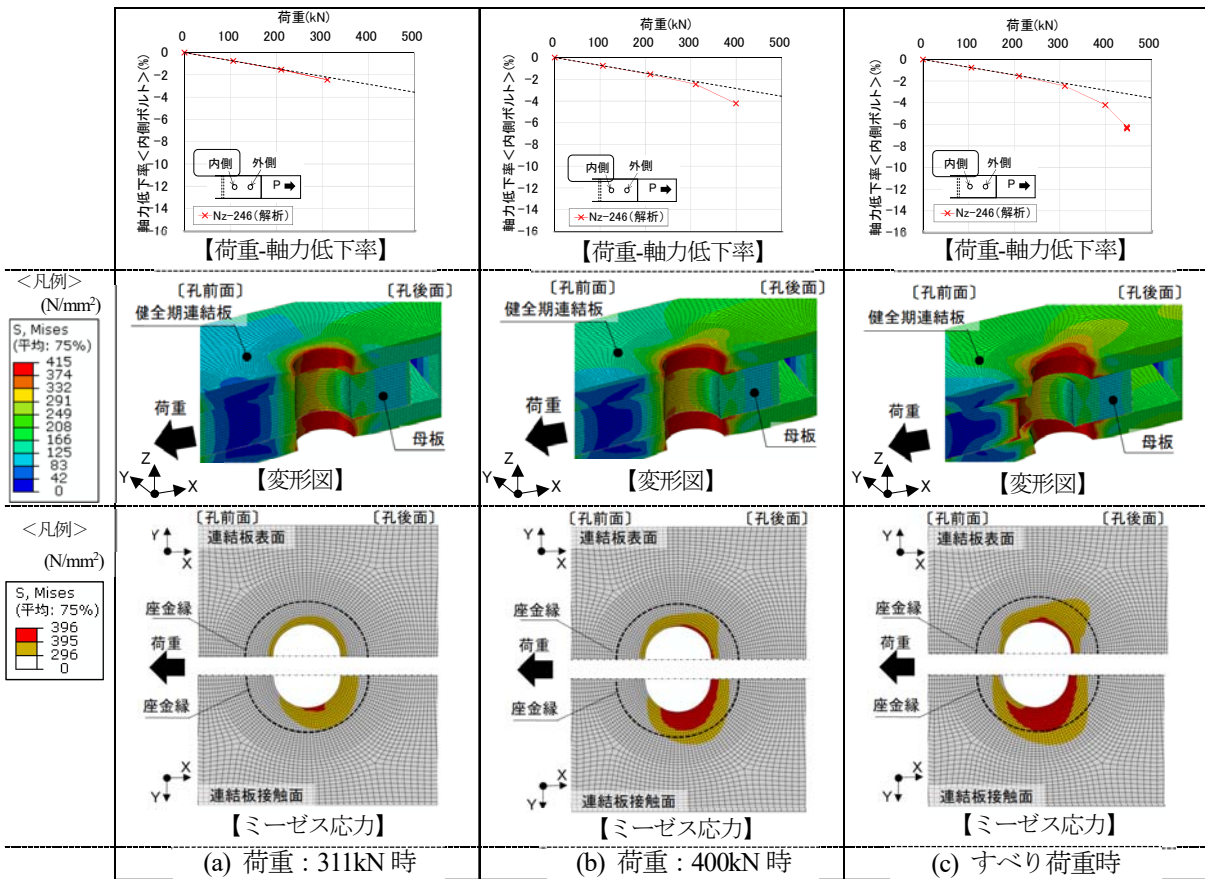


図-12 ミーゼス応力コンター及び変形図と軸力低下率 (健全期モデル：Nz-246)

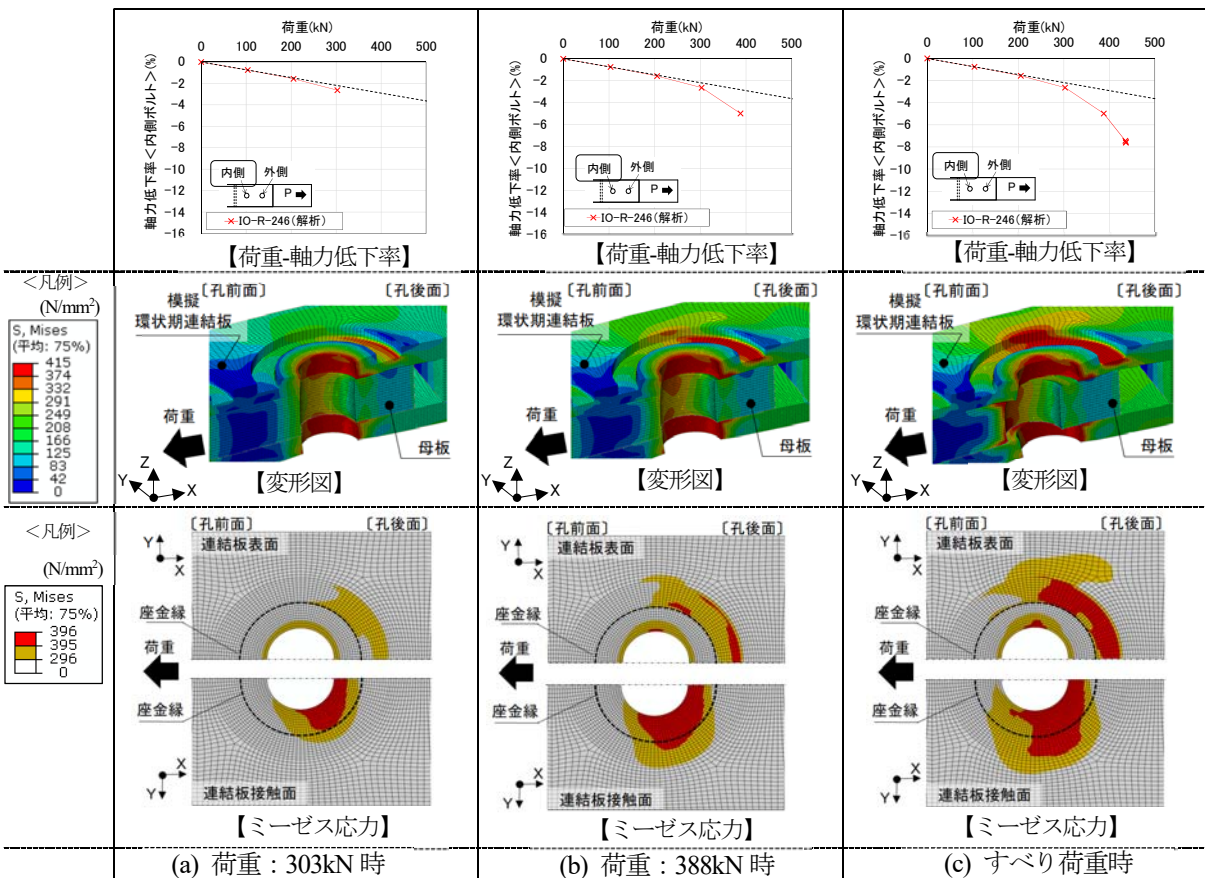


図-13 ミーゼス応力コンター及び変形図と軸力低下率 (環状期モデル：IO-R-246)

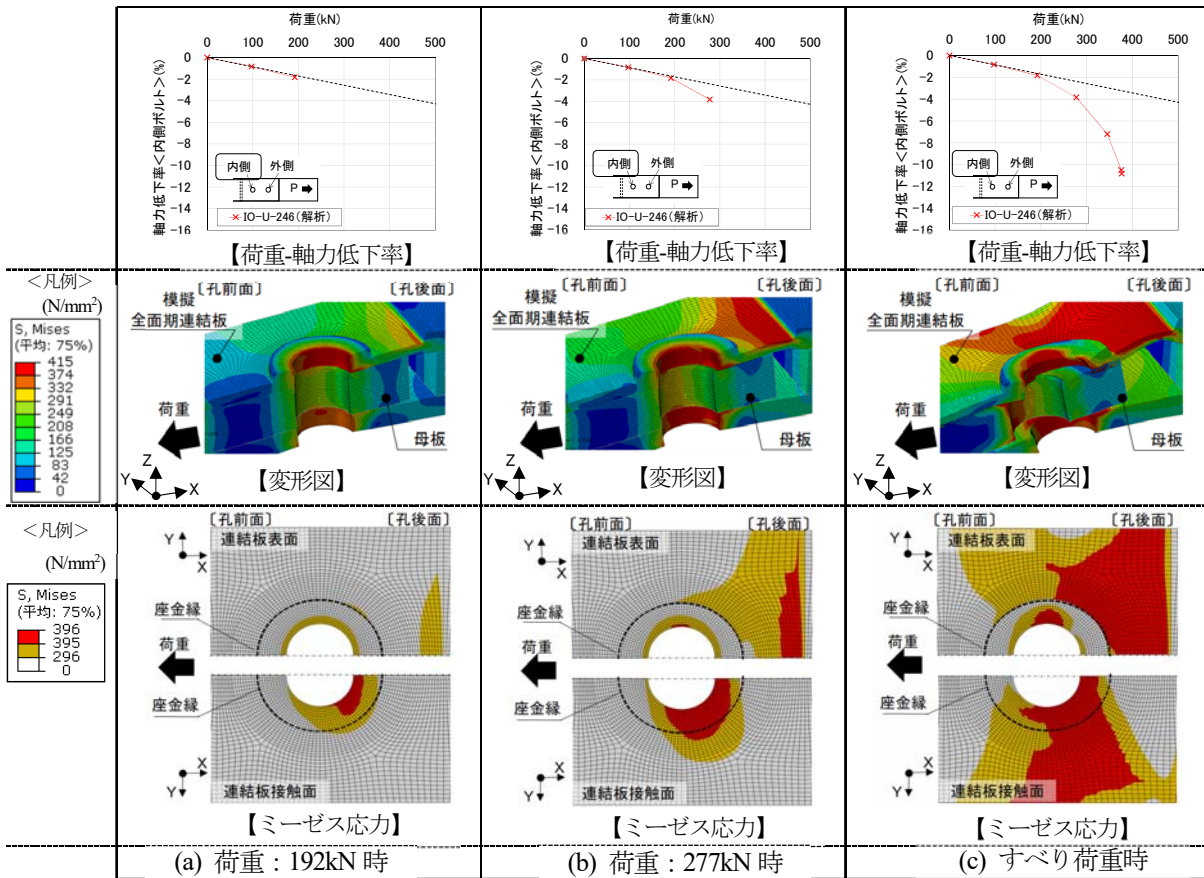


図-14 ミーゼス応力コンター及び変形図と軸力低下率（全面期モデル：IO-U-246）

全面期とした。また、連結板の塑性域の拡がりや断面変形が最も顕著に見られた標準軸力+20%の結果を用いて軸力低下メカニズムを解明する。

3.1 連結板の降伏性状と軸力低下

図-12～図-14に、各モデルにおける連結板のミーゼス応力コンターと変形図ならびに軸力低下率を荷重ステップ毎に示す。各図は、内側ボルト孔周りの結果を示しており、変形図は50倍率で示している。ミーゼス応力コンターは、連結板表面と接触面を示し、降伏応力の75%に達した領域を黄色で、降伏応力に達した塑性域を赤色で示している。また、軸力低下率の図には、原点と約100kN時における解析での軸力低下率を直線で結んだ線形補助線も示す。

図-12の健全期モデルのミーゼス応力コンターより、荷重311kN時に接触面のボルト孔縁で塑性域が純断面方向に発生しており、荷重の増加に伴って接触面の塑性域はボルト孔後面側に広がっている。また、荷重が311kN以降に軸力は非線形的に低下している。変形図より、孔後面側のボルト孔縁からすべりが生じ、400kN時には要素1つ分程度のすべりが生じている。一方、連結板表面は、すべり荷重時にボルト孔縁の孔後面に若干の塑性域が見られる程度で、そのほとんどが弾性範囲内である。

図-13の模擬環状期モデルのミーゼス応力コンター

より、荷重303kN時に健全期モデルと同様に接触面のボルト孔縁で塑性域が純断面方向に生じており、その範囲は荷重311kN時の健全期モデルより大きい。荷重303kN時の連結板表面では、板厚減少による影響で降伏応力の75%以上の高い応力が発生している。また、発生応力は連結板が減肉している孔後面かつ座金周辺で高くなっており、模擬環状期の減肉形状に応じた特徴的な応力分布が伺える。また、荷重の増加に伴い、接触面と表面の減肉範囲の塑性域は拡がり軸力も急激に低下している。変形図より、健全期モデルと同様に孔後面側のボルト孔縁からすべりが進展しており、すべり時には、その部位が圧縮変形しているのが伺える。また、すべり荷重時の軸力低下率は7.6%で健全期モデルと比べて1.3%程度大きい値を示している。

図-14の模擬全面期モデルのミーゼス応力コンターでは、その他のモデルよりも低い192kN時に接触面の孔後面側に塑性域が発生し、その後軸力低下が急増している。荷重277kN時には連結板表面にも塑性域が孔後面側に拡がり、接触面では純断面方向に塑性域がさらに広がっている。すべり荷重時には、座金との接触面を除く連結板表面の孔後面側と接触面の純断面方向の広範囲が降伏している。変形図から分かるように、その他のモデルと同様に孔後面側のボルト孔縁よりすべりが生じており、すべり荷重時には孔後面側のボルト孔周辺が圧縮変形し、

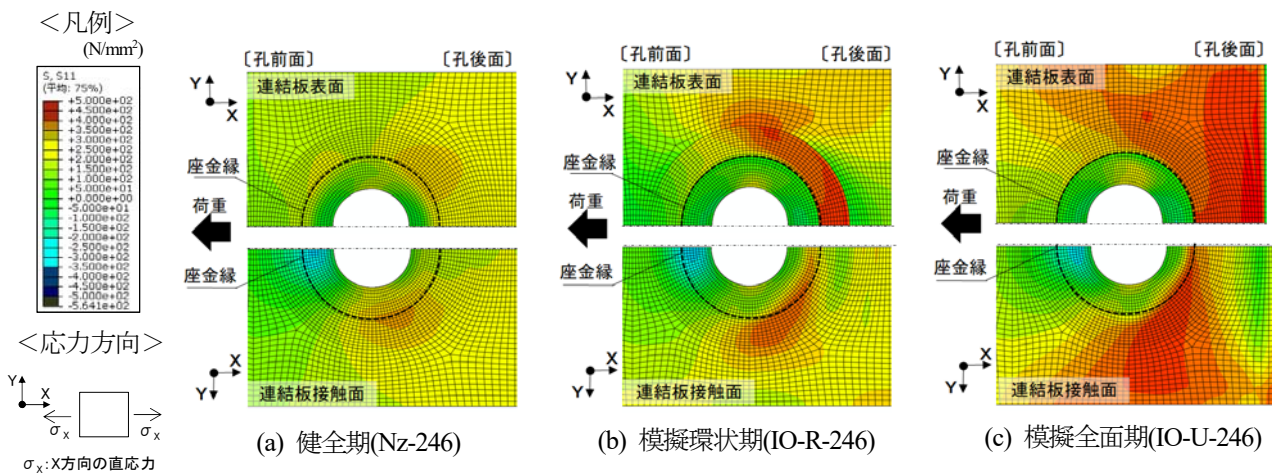


図-15 直応力コンター（設計軸力+20%）

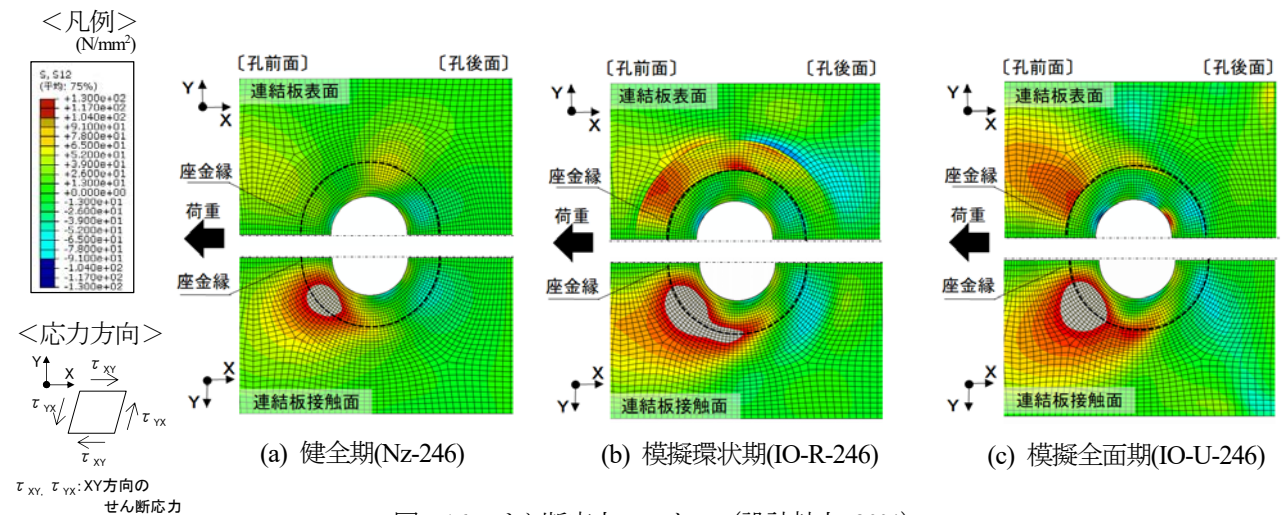


図-16 せん断応力コンター（設計軸力+20%）

模擬腐食連結板が湾曲に変形している。また、軸力低下率は10.8%で健全期モデルと比較して4.5%大きくなっている。

3.2 連結板に作用する直応力とせん断応力

図-15,16 にすべり荷重時における連結板の表面及び接触面に発生する直応力とせん断応力のコンターを示す。図は、図-12~14 で示したモデルの内側ボルト孔周りの結果を示している。図-15 のコンターは、引張荷重方向（X方向）の直応力を示し、図-16 のコンターは、図中に示す X-Y 平面に発生するせん断応力を示す。

図-15(a)より、健全期の直応力は表面と接触面ともに孔前面側と比較して孔後面側の応力が高い。図-15(b)より、模擬環状期の接触面は健全期と同様の箇所の応力が高くなっているが、健全期より高い応力が発生している。連結板表面でも、健全期と比較して板厚減少の影響で高い応力が発生している。しかし、発生応力は連結板が減肉している孔後面且つ座金周辺で高くなっており、模擬環状期の減肉形状に応じた特徴的な応力分布が伺える。一方、表面、接触面ともに座金直下での応力は低い。図-15(c)より模擬全面期では、表面及び接触面ともに孔後

面側の広範囲で、その他のモデルより高い応力が発生している。しかし、座金直下はその他のモデルと同様に応力は低い。

図-16(a)より、せん断応力は直応力とは異なり、表面、接触面ともに孔前面側に高い応力が発生している。これは、摩擦力が接触面を介して孔前面より母板から連結板へ伝達されるためであると考えられる。図-16(b),(c)より、模擬環状期及び模擬全面期ともに、健全期と同様に孔後面側と比べて孔前面側の応力が高くなっている。しかし、健全期と比較すると高いせん断応力が発生しており、連結板表面の減肉の影響が伺える。

なお、他の応力成分では、健全期モデルと比較して減肉による応力の変化は確認されなかった。

3.3 連結板の断面変位

図-17 に各解析モデルにおける荷重ステップ毎の断面変位を示す。図は、ボルト孔縁における孔後面側の継手中心断面を示しており、連結板表面、板厚中心、接触面の X 方向と Z 方向の変位量を示している。表面と板厚中心の変位量は、接触面の各荷重での変位を基準とした相対変位量で示している。図で示した相対変位量はその

変化を明確にするため、X方向を10倍率、Z方向を100倍率として示している。

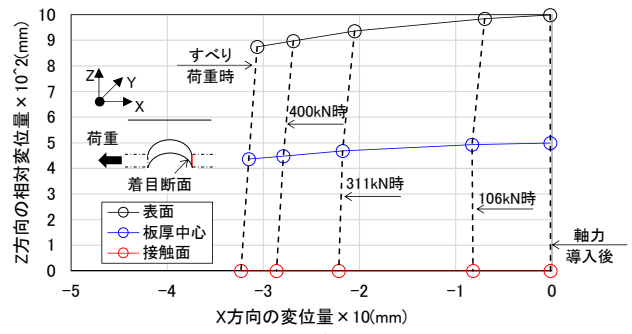
図-17(a)より健全期モデルでは、荷重の増加に伴って表面と接触面におけるZ方向の距離が小さくなっており、圧縮変形しているのが分かる。また、表面から板厚中心と板厚中心から接触面のZ方向距離はほぼ同じであり、表面側と接触面側で同程度Z方向に圧縮されていることが分かる。また、すべり荷重時の断面はほぼ平面を保持している。

図-17(b)より環状期モデルでは、健全期モデルと同様に、荷重の増加に伴って表面と接触面のZ方向距離が小さくなっており圧縮変形されているのが分かる。すべり荷重時は、健全期モデルよりも圧縮変形している。表面から板厚中心と板厚中心から接触面のZ方向距離を比較すると、板厚中心から接触面の距離が小さくなっており、すべり荷重時の断面は「くの字状」になっている。

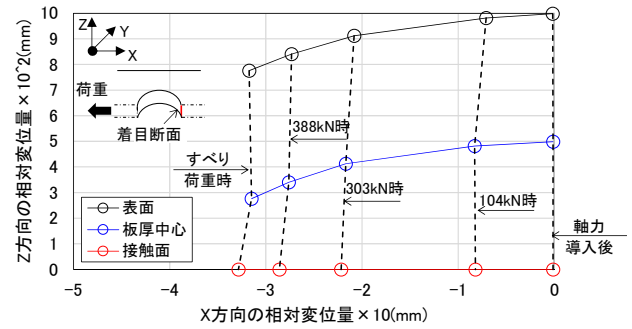
図-17(c)より全面期モデルでは、その他のモデルよりもすべり荷重時に圧縮変形しており、板厚中心から接触面のZ方向距離が表面側より極端に圧縮変形されている。これは、図-14(c)のミーゼス応力で示したように、連結板表面の座金との接触面はほぼ弾性範囲内である一方、接触面では孔後面側の広範囲で塑性域に達しており、図-14(c)の変形図からも分かるように、高力ボルトによる軸圧縮力によりボルト孔周りの断面が圧縮変形したためであると考えられる。

3.4 まとめ

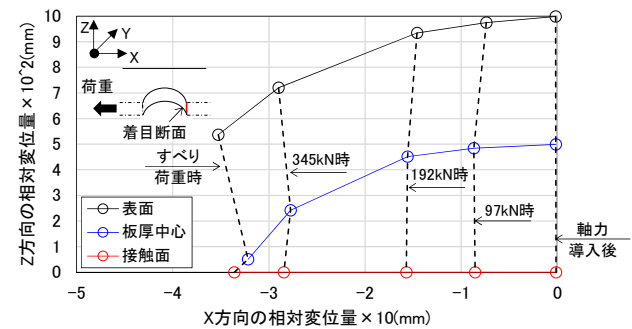
以上の連結板の降伏性状と軸力低下、連結板に発生する直応力とせん断応力および連結板の断面変位の結果と考察から、腐食の進展により異なる腐食減肉形状の連結板を有する高力ボルト摩擦接合の軸力低下は、接触面における孔後面側の塑性域の拡がりにより連結板が圧縮変形し、それに伴って高力ボルトの軸長も短くなることが要因と考えられる。さらに、連結板の腐食減肉の進展に伴って、直応力とせん断応力が大きくなり孔後面側の塑性域が拡がるため、連結板の腐食減肉が環状期から全面期に進行するに伴って、軸力低下が大きくなる。なお、図-12(c)~図-14(c)の変形図から、いずれの模擬腐食モデルにおいても、母板に発生しているミーゼス応力ならびに圧縮変形は健全期モデルと比較して違いが見られないことから、連結板の腐食減肉に伴う軸力低下の要因として、母板のポアソン効果による圧縮変形の影響は小さいと考えられる。また、すべり耐力低下の軸力低下以外の要因として、図-14(c)に示した全面期の変形図から、ボルト孔周りの圧縮変形によって腐食減肉した連結板が湾曲することで連結板と母板の接触面が離れせん断抵抗面積が減少し、その結果、図-16で示したようにせん断応力が大きくなり、健全期と比較して早期にすべり耐力に達したことが考えられる。



(a) 健全期モデル(Nz-246)



(b) 模擬環状期モデル(IO-R-246)



(c) 模擬全面期モデル(IO-U-246)

図-17 荷重ステップ毎の断面変位

4. 結論

本研究では、腐食連結板を有する高力ボルト摩擦接合継手におけるすべり試験の解析を行い、連結板の腐食減肉形状に応じた連結板の応力性状及び降伏性状と変形性状、さらに、それに伴う軸力低下が連成した挙動について検証した。本研究で得られた結論を以下に示す。

- (1) 連結板表面において、環状期では孔後面且つ減肉箇所塑性域が拡がり、全面期では孔後面側の広い範囲で塑性域が拡がる。このように、連結板表面では異なる腐食減肉形状により降伏性状は異なる。一方、接触面での降伏性状は、連結板表面の減肉形状によらず、ボルト孔縁から純断面方向に塑性域は拡がる。
- (2) 連結板の腐食減肉が健全期→環状期→全面期と進行するに伴って、孔後面の直応力と孔前面のせん断応力が増加し、塑性域の拡がりは大きくなる。

(3) 腐食の進展により異なる腐食減肉形状の連結板を有する高力ボルト摩擦接合の軸力低下は、接触面における孔後面側の塑性域の拡がりにより連結板が圧縮変形し、高力ボルトの軸長が短くなるためである。また、腐食減肉が健全期→環状期→全面期と進行するに伴い接触面の塑性域は拡がるため、軸力低下も大きくなる。

謝辞

本研究は、科学研究費基盤研究B(18H01525)の補助を受けて実施したものである。ここに記して謝意を表します。

参考文献

- 1) 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，2016.
- 2) 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.

- 3) 山下修平，下里哲弘，田井政行，有住康則，矢吹哲哉：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，土木学会論文集 A1 vol.74 No.3, pp.359-375, 2018.
- 4) 山下修平，下里哲弘，田井政行：実環境下で腐食劣化した高力ボルト摩擦接合継手の腐食性状，宮地技報 32号, pp.12-18, 2019.
- 5) 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.
- 6) 玉越隆史，石尾真理，横井芳輝，山崎健次郎，水口知樹：高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力導入に着目した解析モデルに関する研究，鋼構造論文集 第28巻第84号, pp.95-110, 2014.

(2019年9月20日受付)

(2020年2月1日受理)