

既設橋梁の高力ボルト残存軸力と 軸力管理方法に関する研究

飯田 哲也

目次

第1章 序論	1
1.1 研究背景	1
1.2 高力ボルト	2
1.2.1 高力ボルトの変遷	2
1.2.2 高力ボルトの締付け規定の変遷	12
1.2.3 高力ボルト摩擦接合面の変遷	24
1.2.4 高力ボルト軸力の経年変化	24
1.3 本研究の目的と論文の構成	26
1.3.1 本研究の目的	26
1.3.2 論文の構成	27
[参考文献]	29
第2章 供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦接合継手の残存ボルト軸力評価	31
2.1 はじめに	31
2.2 残存軸力の測定方法	32
2.2.1 残存軸力の測定手順	32
2.2.2 3軸ひずみゲージによるボルト軸力の算出	34
2.3 高力ボルト軸力キャリブレーション装置の製作およびその精度推定	36
2.3.1 キャリブレーション装置の製作	36
2.3.2 キャリブレーション装置の精度推定	42
2.4 長期供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦接合継手の残存軸力評価	45
2.4.1 橋梁形式・ボルト種類・摩擦接合面が異なる実橋高力ボルトの残存軸力評価	45
2.4.2 F8T・F10TWを使用した実橋高力ボルトの残存軸力評価	66
2.5 まとめ	82
[参考文献]	84
第3章 34年間供用され撤去した鋼桁橋の高力六角ボルト摩擦接合継手の 残存性能評価	85
3.1 はじめに	85
3.2 撤去鋼橋からの高力ボルト継手の切出し方法	88
3.3 高力ボルトの残存軸力測定	93
3.4 降伏先行型摩擦接合継手の性能評価	100
3.4.1 降伏先行型継手の引張試験	100
3.4.2 7号引張試験	106

3.4.3	小型試験体による摩擦係数推定試験	108
3.5	まとめ	117
	[参考文献]	118
第4章	実物大鋼箱桁試験体を用いた高力ボルト導入軸力確認試験	119
4.1	はじめに	119
4.2	鋼箱桁の施工	119
4.3	高力ボルトの残存軸力特性	122
4.4	継手の性能・品質確保のための検討	124
4.4.1	実験フローチャート	124
4.4.2	実験試験体	125
4.4.3	使用材料	128
4.4.4	鋼箱桁の部材断面の計測	128
4.4.5	摩擦接合面の処理	130
4.4.6	実物大試験体の組立・保管	131
4.4.7	部材の接合	132
4.4.8	高力ボルト締付け順序	133
4.4.9	高力ボルト導入軸力の計測方法	140
4.5	測定結果と考察	144
4.5.1	摩擦接合面表面粗さ計測の結果と考察	144
4.5.2	鋼箱桁断面形状の計測結果と考察	151
4.5.3	実物大試験体の高力ボルト導入軸力測定試験の結果と考察	153
4.5.4	リラクセーション試験の結果と考察	162
4.6	まとめ	163
	[参考文献]	164
第5章	高力ボルト継手の性能の変動特性	165
5.1	はじめに	165
5.2	高力ボルトの種類・製造ロット・製造メーカーの違いによる導入軸力の変動要因 推定試験	165
5.2.1	使用材料	166
5.2.2	実験の種類	167
5.2.3	導入軸力確認方法	169
5.2.4	測定結果と考察	170
5.3	高力六角ボルトの締付け機の鏢の回転角の違いによる導入軸力の変動要因 推定試験	174
5.3.1	使用材料	174
5.3.2	実験の種類	174

5.3.3	導入軸力の確認方法	175
5.3.4	測定結果と考察	175
5.4	高力六角ボルトの締付け間隔の違いによる導入軸力の変動要因推定試験	176
5.4.1	試験体の使用材料および形状・寸法および種類	176
5.4.2	高力ボルト軸力の計測	177
5.4.3	高力ボルトの締付け作業	177
5.4.4	軸力導入試験の計測結果と考察	177
5.5	高力ボルト首下長さと遊びねじ長さが異なる長期リラクセーション試験による 変動要因推定試験	180
5.5.1	試験体緒元	181
5.5.2	実験手順	183
5.5.3	高力ボルトの加工	183
5.5.4	試験体の計測	185
5.5.5	高力ボルトの締付け	192
5.5.6	実験結果と考察	192
5.6	高力ボルト継手の品質確保に対する施工上の留意点	203
5.6.1	高力ボルト製品のばらつき要因	203
5.6.2	高力ボルト締付け機械のばらつき要因	204
5.6.3	導入軸力の安定範囲	204
5.6.4	高力ボルトの施工管理	205
5.7	まとめ	206
	[参考文献]	208

第6章 デジタル画像処理による高力ボルト軸力評価およびボルト継手の

	信頼性確保の方策	209
6.1	はじめに	209
6.2	非接触ボルト軸力測定法の開発	209
6.2.1	既往の軸力計測技術	209
6.2.2	画像による軸力計測の可能性	210
6.2.3	画像変位計測の原理	211
6.2.4	FEM 解析による高力ボルト頭頂部の評価	215
6.2.5	最小2乗マッチング法による高力ボルトの軸力測定評価	217
6.2.6	高力ボルトセットの軸芯ずれがボルト頭部のひずみに及ぼす影響評価	226
6.3	モックアップによる現場を想定した高力ボルトの軸力測定法の検証	235
6.3.1	現場を想定した高力ボルトの軸力測定の課題	235
6.3.2	近接マクロ撮影方式	235
6.3.3	近接マクロ撮影方式による計測	240

6.4	まとめ	244
	[参考文献]	246
第7章 結論および今後の課題		247
7.1	結論	247
7.2	今後の課題	252
謝辞		254

第 1 章 序論

1.1 研究の背景

鋼構造物において高力ボルトが使用されてきた歴史は長く、高力ボルトの発祥はイギリスの C.Batho が 1934 年に 600N/mm^2 級の強度を持つボルトが構造物で使われたのが、世界で初めて高力ボルトが使用された事例とされている[1-1]。その後、高力ボルト摩擦接合継手の研究は 1930 年代より 1950 年代にかけてアメリカを中心に数多く研究され[1-2]-[1-4]、1951 年に「Specifications for Assembly of Structural Joints Using High Strength Bolts」が制定された。これ以降、アメリカでは 8T 級の高力ボルトが使用されるようになった。この基準は、後に改定され 10T 級の高力ボルトも使用されるようになった。一方、日本ではアメリカにおける普及を受けて刺激され 1953 年から研究が開始され、1954 年に高山線飛騨細江・角川間に架設された建設工事用の鉄道トラス橋にて初めて高力ボルト摩擦接合継手が使用された。これ以後、日本でも高力ボルトが多く利用されるようになった。

我が国の鋼構造物の多くは高度経済成長期に建設され、日本の経済発展に貢献してきた。しかし、今後建設から 50 年を迎える鋼構造物の割合が急増し、老朽化の問題を抱える鋼構造物の増加が懸念されている。高力ボルトに関しても、経年や腐食劣化によってボルト軸力の低下が進んでいることが報告されている。高強度化が進み、1960～80 年代に建設された橋梁で使用されていた F11T ボルトにおいては、水素脆化により突然破断する遅れ破壊が発生し、製造中止、使用禁止となった。しかし、現在でも多くの鋼構造物で取り替えが行われおらず、安全性の確認と補修、交換が急務となっている[1-5]。

高力ボルトの設計および施工では主に摩擦接合が適用され、摩擦接合部の耐力を決める 2 大要素は、接合部のすべり係数とボルト軸力である。特に現場施工においてはボルト導入軸力が重要事項として管理されている。これらの経年変化を調査した例は多いが、いずれも良く管理された状態の実験であり、実態を表しているとは必ずしも言い難いと考えられる。実際に供用されている構造物では、実験室または曝露試験場での環境条件よりもかなりばらつきが多く、予想しにくい環境下におかれている場合が多い。また、施工時の締付け力の管理の問題が実際問題として大きな要素となっている。ボルト軸力の低下は鋼構造物の安全性の低下につながりかねない。そのため、現在使用されている高力ボルトのボルト軸力を正確かつ簡易的に測定することは極めて重要な課題である。このような背景のもと架け替え、補修工事などの機会に実橋の継手部の実態を調査することは供用中の橋梁の健全性の評価に重要なデータを与えるものである。しかし、このような調査例は比較的少なく、一般的な方法というべきものが確立されているわけではない。

高力ボルトの軸力を測定する方法には、超音波軸力計やひずみゲージを用いる方法などがある。しかし、いずれの方法で測定する場合でも、対象となるすべてのボルトに対してキャリブレーション試験を行うのが一般的である。例えば、ひずみゲージを用いる方法では、軸力とボルト頭部のひずみ変化量の相関関係をキャリブレーション試験により把握する必要があるため、構造物からボルトを抜き取り、実験室で確認する必要がある。そのため、多大な労力と時間が必要となり、土木技術者が減少している中、かつ、土木事業への予算が削減されている中で、多くの鋼構造物で高力ボルトの残存軸力を測定するのは困難である。そこで、より簡便かつ迅速に残存軸力を測

定できる方法があれば、多くの鋼構造物で測定ができ、性能の低下を早期発見することが可能となる。

現在、点検時に撮影された画像を用いて損傷個所の識別を行う技術が土木分野でも使用され始めている。また、今までアクセスが困難であった箇所の点検でも、ドローンを用いて撮影することが可能になってきている。これらの技術を応用すれば、今まで困難であった箇所の高力ボルトの残存軸力を測定することも可能になることが考えられる。以上のことから、高力ボルトの残存軸力測定をより簡便化するために、残存軸力とボルト形状の相関関係を詳細に把握することは有益であると考えられる。

1.2 高力ボルト

高力ボルト継手は、応力伝達の機構から摩擦接合、支圧接合、引張接合の3つの接合方式に分類して適用される[1-6]。ここでは、本研究の対象とする摩擦接合の伝達機構について以下に述べる。

高力ボルト摩擦接合とは、図1-1に示すとおり、ボルトと母板と連結板を締付けることにより母板と連結板の間に生じる摩擦力により応力伝達するものである。この場合、応力はボルト軸の直角方向に伝えられる。したがって、ボルト軸方向に応力を伝えるものは含まない。なお、接合面とは、母板と連結板間の摩擦力を伝える接合面のことをいい、座金と連結板の接触面は含まない。

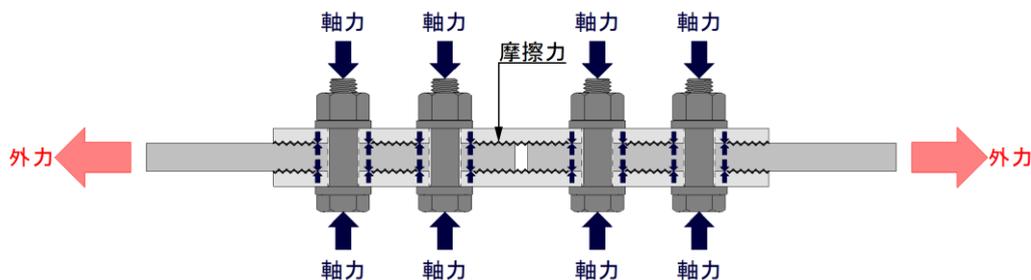


図1-1 高力ボルト摩擦接合継手の応力伝達機構

1.2.1 高力ボルトの変遷

鋼道路橋における主な接合形式として、高力ボルト継手、溶接継手、リベット継手がある。古くはリベット継手が広く用いられていたが、鋼材の高強度材料の開発に対応した材料がなかったことや、リベット工の減少および現場での火災や騒音発生問題などの影響により採用が減少していった。溶接継手は、一般に現場での付属設備費が高力ボルト継手より高いことや、現場条件によっては施工が困難な場合があるなど、採用にあたっては制約条件が附帯される場合がある。そういった問題のない高力ボルト接合は日本の架設現場で主流となっている。しかし、ヨーロッパでは景観の面から言えば溶接の方がすっきりした外観になることもあって逆に現場溶接が主流となっている。

図1-2に示すとおり、日本では、1954年、鉄道橋の施工において、リベット打ちのできない箇

所に、初めて高力ボルト(6T:引張強度 600N/mm²)が使用された。

1956年ごろから、焼入れ焼戻しによる8Tのボルトが道路橋にも使われはじめた。その後、1964年ごろからの一時期、13Tのボルトが使用された。1964年に、日本工業規格 JIS B 1186(摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット)が制定された。これを契機として現場継手の接合には、リベットに代わり高力ボルトが急速に使用されるようになり、1970年代末になると、橋梁にはリベットがほとんど使われなくなった。

この規格は何回かの改定が行われ、現在は JIS B 1186(1995)の規格が適用されている。この規格の機械的性質による等級としては、8T、10T および 11T が規定されている。これは、1965年ごろから F13T が遅れ破壊を起こしやすいことがわかって廃止され、また、11T についても遅れ破壊が報告されるようになり、() 付きの規定となった。なお、11T は現在の橋梁では使用されていない[1-7]。

前述のとおり、現在の道路橋示方書[1-8]では、10T、S10T までは規定されており、これ以上の高強度の高力ボルトは規定されていない。一方で、新設橋梁において厚板化が進む中で、ボルト1本当りの荷重伝達が F10T、S10T より大きい超高力ボルトを用いることにより必要ボルト本数や施工工数の削減など、合理的で経済的な継手となる可能性があることが期待されている[1-7]。

なお、高力ボルトのセットは、JIS において、使用材料については規定されていないが、その製品としての機械的性質については、構造用鋼材の2倍の引張強度と硬さを有するように規定されている。

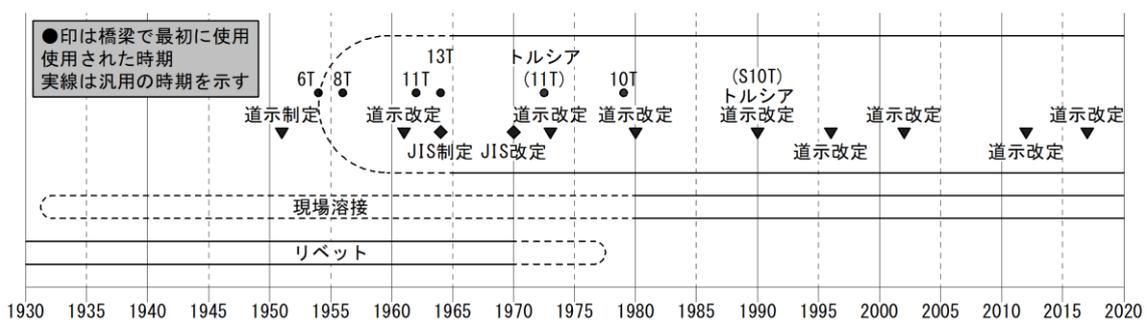


図 1-2 高力ボルトの変遷 [1-6]

(1) 高力ボルトの種類

本研究で対象とした高力ボルトの種類について以下に述べる。

①高力六角ボルト

高力六角ボルトは、JIS B 1186「摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット」の F10T に基づき JIS 表示許可工場で製造され、ボルト頭部に F10T と表示、ボルト 1 個、ナット 1 個、座金 2 個を 1 セットとしている。橋梁用としては M20、M22、M24 の 3 種類を使用するものとして、道路橋示方書[1-8]は定めている。高力六角ボルトを写真 1-1 に示す。ボルト、ナット及び座金の形状寸法と等級の組合せを表 1-1、表 1-3、表 1-4、表 1-5 に、ボルト引張試験片の機械的性質とボルト製品の機械的性質を表 1-6 に、ナットの機械的性質を表 1-7 に、座金の機械的性質

質を表 1-8 に示す。ボルトの締付けトルクを算出するのに用いるセットのトルク係数値は、JIS 規定により、A 種と B 種があり、一般に、潤滑性がよい A 種が採用されている。また、締付け効率を考慮してトルク係数値は、0.110～0.160 としている。セットのトルク係数値を表 1-9 に示す [1-6], [1-7]。



写真 1-1 高力六角ボルト

②トルシア形高力ボルト

トルシア形高力ボルトは、頭部が丸頭で、ボルト軸部先端に締付けレンチの反力受けのピンテール部があり、ボルト 1 個、ナット 1 個、座金 1 個を 1 セットとして使用する。ボルト、ナットおよび座金の機械的性質は、それぞれ、高力六角ボルト (F10T) と同じであるが、ボルト頭部に S10T と表示し、他のボルトと区別している。ボルト頭部の形状およびピンテールを除き、高力六角ボルトと同形状となっている。トルシア形高力ボルトを写真 1-2 に示す。

建築の場合、(社)日本鋼構造協会の規格 JSS II 09「構造用トルシア形高力ボルト・六角ナット・平座金のセット」があり、ボルトメーカーが建築基準法に則り大臣認定を取得して製作したものが使用される。土木の場合、(社)日本道路協会の「道路橋示方書・同解説」[1-8]の規定を満足する 10T・M20～M24 が使用される。形状寸法と等級の組合せを表 1-2, 表 1-5 に、セットの締付けボルト軸力を表 1-10 に示す。

トルシア形高力ボルトにおいては、高力六角ボルトのトルク係数値にかわるものとしてセット締付け軸力を定めている。トルシア形高力ボルトは締付けトルクが、ある一定の大きさに到達すると、ボルトの破断溝(ブレイクネック)が破断し、締付け軸力が得られる仕組みとなっている。締付け軸力は、常温時(10℃～30℃)と常温時外(0℃～10℃, 30℃～60℃)の温度で使用されることを想定して規定している[1-6], [1-7]。すなわち、締付け軸力は温度変化により変動する性質がある。



写真 1-2 トルシア形高力ボルト

③溶融亜鉛めっき高力六角ボルト

近年、防食上の要求から溶融亜鉛めっきを施した橋梁が架設されており、高力ボルトも部材と同様のめっきを施した溶融亜鉛めっき高力ボルトが使用されている。

溶融亜鉛めっき高力六角ボルトは、JIS B 1186 規格の F8T に準拠している。ボルトの材料は、10T と同じものを使用して、10T の焼戻温度（約 420℃）より高い温度（約 480℃）で焼戻し、めっき（温度約 480℃）しても強度が変わらないようにしている。ボルト頭部に F8T と表示し、ボルト 1 個、ナット 1 個、座金 2 個を 1 セットとして使用される。溶融亜鉛めっき高力六角ボルトを写真 1-3 に示す。溶融亜鉛めっきは、付着量 550g/m²（めっき膜厚換算：約 80μm）以上とし、めっき後のボルトとのはめ合いを考慮し、ナットのねじをめっき前にオーバータップ(0.8mm 程度)し、めっき後は、ねじさらいをしない。座金は、めっきの影響を考慮し、硬さ下限値を 25HRC と低くしてある[1-6], [1-7]。セットのトルク係数値は、A 種としている。等級の組合せを表 1-5 に、溶融亜鉛めっき後のボルト引張試験片の機械的性質とボルト製品の機械的性質を表 1-6 に、ナットの機械的性質を表 1-7 に、座金の機械的性質を表 1-8 に示す。



写真 1-3 溶融亜鉛めっき高力ボルト

④防錆処理高力ボルト

橋梁架設工事の中で塗装工事に先立つ塗装面のさび除去は繁雑な作業であり、高力ボルト継手の施工後、本塗装までに数カ月を要することがあり、その間にボルトが発錆し、塗装時の塗装下地処理に多くの手間を必要とするだけでなく、下地処理が不完全になると塗装効果が低下する恐れがある。

防錆処理方法は、塗装下地としてリン酸塩処理を施し、この上に塗装を施したものである。

なお、座金については、ボルトの共回りを防止する目的から特殊な防錆処理が施されている。

防錆処理高力ボルトのセットは、形状寸法、機械的性質、トルク係数値等の諸特性について前述の高力ボルト規格を満足するものとしている。防錆処理高力ボルトを写真 1-4 に示す。

また、同様な防錆処理をトルシア形高力ボルトに施した防錆処理トルシア形高力ボルトも橋梁などに使用されているが、ピンテール溝破断部は、締付け後、防錆塗料でタッチアップする。ボルト頭部の表示は、防錆処理前のまま（F10T、S10T など）である[1-6]。



写真 1-4 防錆処理トルシア形高力ボルト

⑤耐候性鋼高力ボルト

鋼構造物のメンテナンスコストを低減するための一つの方法として、1960年代になって橋梁部材として、架設後の塗装を必要としない耐候性鋼材が開発され使用が増加している。

耐候性鋼裸仕様の耐候性鋼を使用する部材には、耐候性鋼高力ボルトを使用し、ボルト頭部に、高力六角ボルトは F10TW，トルシア形高力ボルトは S10TW と表示する。耐候性鋼高力ボルトを写真 1-5 に示す。ボルトの材料は、一般の高力ボルトの材料をベースに耐候性鋼有効成分の Cu, Cr, Ni などが適量添加されている。耐候性鋼は、P, Cu, Cr などを含む緻密な非晶質層が地鉄上に切目なく存在し、かつ、この非晶質層は水や酸素が透過しにくいため後続の腐食反応が起き難くなり、防食効果を発揮する。しかし、海塩粒子が飛来した場合、湿潤な環境などでは非晶質層が生成するより早く錆の流出が生じ、錆が安定しない場合があり、使用箇所は検討を要する。この錆の流出を抑えると同時に安定錆を生成させるために、ボルトにりん酸塩処理などの下地処理を施した後に安定錆を生成させる塗料を塗布する錆安定化処理耐候性鋼高力ボルトも製造されている[1-6]。



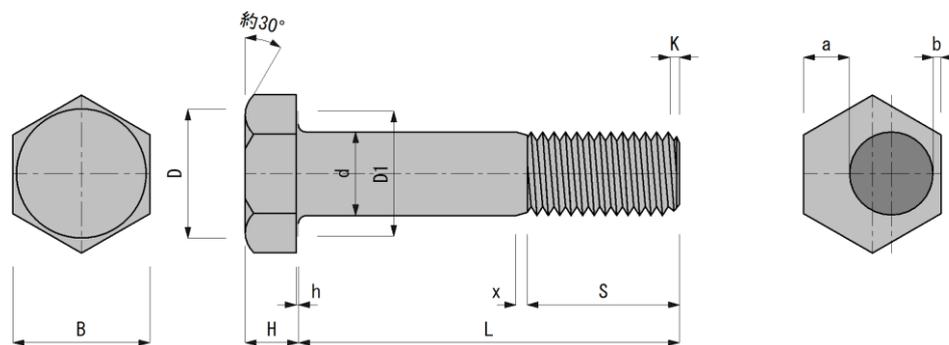
(a) 耐候性鋼高力ボルト(高力六角ボルト)



(b) 耐候性鋼高力ボルト(トルシア形高力ボルト)

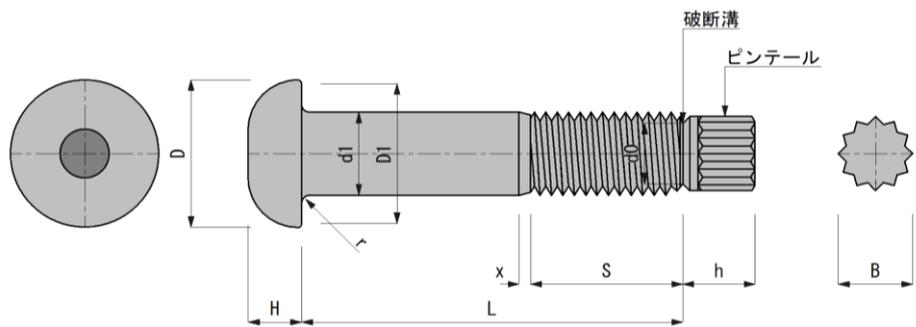
写真 1-5 耐候性鋼高力ボルト

表 1-1 高力六角ボルトの形状寸法 [1-6]



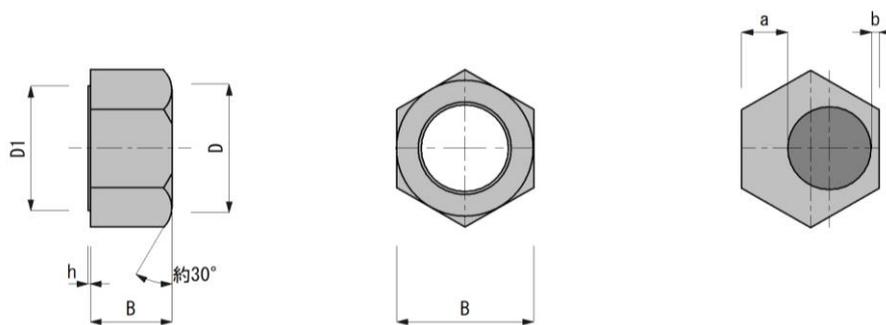
ねじの呼び	d		H		B		D	D1	r	K	a-b	h	s	
	基準寸法	許容差	基準寸法	許容差	基準寸法	許容差	約	最小		約	最大		基準寸法	許容差
M20	20	-0.4 ~ +0.8	13	0.9	32	-1 ~ 0	30	29	1.2 ~ 2.0	2.5	0.9	0.4 ~ 0.8	35	0 ~ +9
M22	22		14		36		34	33					1.1	
M24	24		15		41		39	38	1.6 ~ 2.4	3	1.2		45	

表 1-2 トルシア形高力ボルトの形状寸法 [1-6]



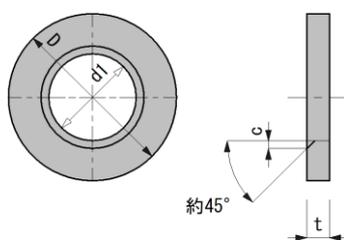
ねじの呼び	d		H		B		D1	D	r	d0		h	s	
	基準寸法	許容差	基準寸法	許容差	基準寸法	許容差	最小	最小		基準寸法	許容差	約	基準寸法	許容差
M20	20	-0.4 ~ +0.8	13	0.9	14.1	±0.9	33	34	1.2 ~ 2.0	許容なし	許容なし	18	35	0 ~ +6
M22	22		14		15.4		37	38.5				19	40	
M24	24		15		16.8		41	43	1.6 ~ 2.4	20	45			

表 1-3 ナットの形状・寸法 [1-6]



ねじの呼び	おねじの外径 d	H		B		D	D1	a-b		h
		基準寸法	許容差	最小	許容差	約	最小	最大		
M20	20	20	0.4	32	-1~0	30	29	0.9		0.4~0.8
M22	22	22		36		34	33	1.1		
M24	24	24		41		39	38	1.2		

表 1-4 座金の形状・寸法 [1-6]



座金の呼び	d1		D		t		c
	基準寸法	許容差	基準寸法	許容差	基準寸法	許容差	
20	21	0~+0.8	40	-1~0	4.5	±0.4	2
22	23		44		6	±0.7	
24	25		48				

表 1-5 等級組合せ [1-6]

セットの構成部品	名称	ボルト	ナット	座金
機械的性質による等級	高力六角ボルト	F10T	F10T	F35
	トルシア形高力ボルト	S10T	F10T	F35
	溶融亜鉛めっき高力ボルト	F8T	F10T	F35
	防錆処理トルシア形高力ボルト	S10T	F10T	F35
	耐候性高力六角ボルト	F10TW	F10W	F35W
	耐候性トルシア形高力ボルト	S10TW	F10W	F35W

表 1-6 ボルトの機械的性質 [1-6]

ボルトの機械的性質による等級	耐力 N/mm ²	引張強さ N/mm ²	伸び	絞り	引張荷重 kN(最小)			硬さ HRC
					M20	M22	M24	
F10T S10T F10TW S10TW	900 以上	1000~1200	14 以上	40 以上	245	303	353	27~38
F8T	640 以上	800~1000	16 以上	45 以上	196	242	282	18~31

表 1-7 ナットの機械的性質 [1-6]

ナットの機械的性質による等級	硬さ		保証荷重
	最小	最大	
F8T	85HRB	35HRC	ボルトの引張荷重(最小)と同じ
F10T F10TW	95HRB		

表 1-8 座金の機械的性質 [1-6]

座金の機械的性質による等級	硬さ
F35	35HRC~45HRC

表 1-9 セットトルク係数値 [1-6]

1 製造ロットの出荷時のトルク係数値の平均	0.110~0.160
1 製造ロットの出荷時のトルク係数値の変動係数	5%以下
1 製造ロットのトルク係数値の平均の温度による変化量	20°Cの温度変化に対して、出荷時のトルク係数の平均値 5%以下

表 1-10 常温時の締付け軸力 [1-6]

ねじの呼び (d)	常温時の場合 (10°C~30°C)	常温時以外 (0°C~10°C, 30°C~60°C)	1 製造ロットのセットの 締付け軸力の標準偏差
	1 製造ロットセットの 締付け軸力平均値	1 製造ロットセットの 締付け軸力平均値	
M20	172~202	167~211	9.5 以下
M22	212~249	207~261	11.5 以下
M24	247~290	241~304	13.5 以下

⑥高力ボルト頭部の刻印

前述の通り高力ボルトの使用材料については、JIS B1186, JSS II 09 とともにボルト、ナットおよび座金材料とその加工方法については特に規定されていない。すなわち、過去の高力ボルト用鋼材の使用材料を確認するためには、高力ボルト頭部の刻印が非常に重要となる。特に、道路管理者によってはボルトのミルシート等や高力ボルトの取替え記録残っていないケースもある。1964 制定の JIS B1186 には、強度の高い順に F13T, F11T, F11T, F9T, F7T の 4 つの等級があった。遅れ破壊が原因で F13T は 1967 年に JIS から削除され、すぐに使われなくなった。非常に珍しいケースではあるが、もし、ボルトの頭部に F13T の文字を確認したらその橋梁は 1965 年前後に建設された可能性が高い。同様に、1979 年には F11T も実質的に使用禁止となる。F11T は F13T よりも使用された期間が長かったため、今でも多くの橋に残っている。また、高力ボルト頭部に JIS マークの表示されているのは 1973 年以降であるため、おおよその建設年の推定ができる。図 1-3 に高力ボルト頭部の識別マークの一例を示す。

日鉄ボルテン (株)	神鋼ボルト (株)	滋賀ボルト (株)	帝国製鉄 (株)
日本ファスナー工業 (株)	日亜鋼業 (株)	ユニタイト (株)	月盛工業 (株)

(a) 高力六角ボルト

日鉄ボルテン (株)	神鋼ボルト (株)	滋賀ボルト (株)	帝国製鉄 (株)
日本ファスナー工業 (株)	日亜鋼業 (株)	ユニタイト (株)	月盛工業 (株)

(b) トルシア形高力ボルト

図 1-3 高力ボルトヘッドマーク一覧 [1-9]

1.2.2 高力ボルトの締付け規定の変遷

高力ボルトの締付け方法には、トルク法、ナット回転法、耐力点法の 3 種類である[1-9]。その特徴および方法を下記に記載する。

(1) トルク法

- ①高力六角ボルトを使用する場合のトルク法は、ナット締付けトルクと導入される締付け軸力が比例関係にあることを利用して、その締付けトルクを制御することにより所定の締付け軸力を導入する方法である。ナットの締付けトルクは、トルク係数値、ボルト呼び径、導入軸力の積で算出されるので、ボルトセット（ボルト、座金、ナット）のトルク係数値が重要となる。安定したトルク係数を得るためには、ボルト設置時に座金、ナットの表裏に注意し、トルク係数の変動原因となるねじ部の損傷、さび、潤滑油の変質や気温の変化に注意が必要である。
- ②トルシア形高力ボルトを使用する場合のトルク法は、**図 1-4** 示すとおり、ピンテール付きのボルトをボルト孔に設置する。ただし、高力六角ボルトとは異なり、ボルト頭側に座金を設けない。ピンテールを保持するインナースリーブとナットを保持するアウトースリーブの 2 つのソケットを有する専用レンチでナットを回転させ、必要な締付けトルクを導入する。ピンテールとねじ端の間にあるブレイクネック(破断溝)が所定のトルクで破断して締付けが完了する。施工の容易さやピンテール破断で締付け完了が確認できるなどのメリットから現在では、最も多く用いられる方法となっている。なお、原理的にはトルクコントロール法と同じなので、トルク係数値を安定させることが所定のボルト軸力を導入するために重要となる。

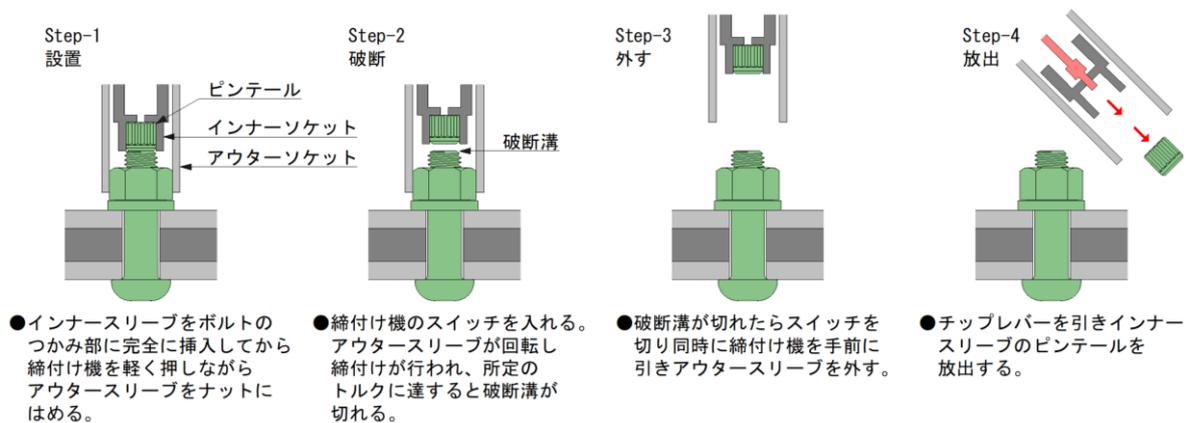


図 1-4 トルシア形高力ボルト締付け手順 [1-6]

(2) ナット回転法

ナット回転法は、ナットの回転量とボルトに導入される軸力の関係を利用して締付ける方法であり、一次締め完了の状態を起点としてナットに所定の回転角を与えて本締めを行う。トルク法とは異なり、導入される締付け軸力がトルク係数に依存しない反面、回転角の基準となる一次締めが重要となる。道路橋示方書[1-8]では本締めのナット回転角は $120^\circ \pm 30$ と規定されている。通常、ナット回転角 120° で締付けた場合、設計ボルト軸力の 1.4 倍程度の軸力が導入され、ねじ部は塑性域にはいる。そのため、道路橋示方書[1-8]では、遅れ破壊を考慮して使用するボルトを F8T のみに限定している。

(3) 耐力点法

耐力点法は、道路橋示方書[1-8]で認められた方法で、本州四国連絡橋で数多くの実績がある。

図 1-5 に示すとおり、ボルト軸力とナット回転角の関係は、スナッグタイト（肌すきの消滅）以降は線形に移行し、ボルトの降伏点以降は徐々に勾配が低下する。耐力点法は、ボルト降伏点付近で締め付けトルクの変化率が急変して小さくなる性状を利用して、電動レンチに組込まれた電子回路によりモーター負荷電流から締め付けトルク変化率を検出して導入軸力を制御する方法である。そのため、トルク係数値の影響をほとんど受けないため、安定した軸力導入が期待できる。

図 1-5 には耐力点法による導入軸力範囲をナット回転法、トルク法と比較して示している。耐力点法で導入されるボルト軸力の大きさは、ボルトの弾性域内で制御するトルク法と塑性域で制御するナット回転法の間中に位置する。

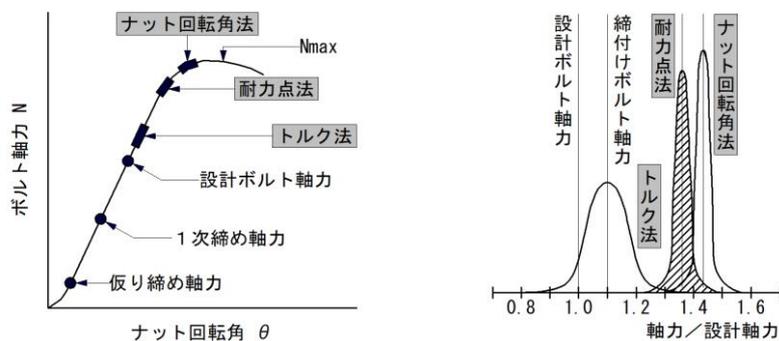


図 1-5 締め付け方法の違いによる軸力の比較 [1-6]

(4) 高力ボルトの締め付け機器変遷

高力ボルトの締め付けは、トルクレンチによる手締めやインパクトレンチやシャーレンチなどによる機械締めで行われる。しかし、手締めによる方法は非効率であるため、一部の簡易な工事や機械が入らない所に用いられるのみで、各種動力源の使用によるレンチでの機械締めが一般である。日本における締め付け機器は、高力ボルト摩擦接合方式の導入以来、当初はまったくトルク制御がない空動インパクトレンチからトルクコントロール付きインパクトレンチを経て、今日ではこれらと併用して、油圧レンチ、電動レンチが使用されている[1-10]。

特に最近の締め付け機器の傾向は、騒音発生の少ない静回転方式による電動レンチおよび効率的な電動バッテリー方式へと移行している。

(5) 締め付け機器の要求性能

高力ボルトに所要の高い軸力を安定して導入することは高力ボルト接合の基本的な必要条件である。締め付け機器の要求特性は、この条件を第一に満たすものでなければならない。その他：締め付け機器は、使用される環境により以下の要求性能を満たすことが重要だと考えられている。

①目標軸力を正確かつばらつきなく導入できること；②軽量で作業性が良い；③繰返し作業に対し、耐久性があること；④安全であること；⑤安価であること；⑥動力源が簡単に得られること；および⑦騒音発生がないこと。

(6) 締付け機器の分類

締付け機器は動力源から、次の 4 種類に分類できる[1-9].

①手動式；②空動式；③油圧式および④電動式

また、ねじを締付ける機器の機構には、静的な締付け方式と動的な締付け方式の 2 つの区分がある。

①動的締付け方式

締付け機器の出力軸とナットソケットの間にハンマー機構を設け、ナットに衝撃を与えながらトルクを導入するもので、締付けトルクは大きいですが、それは瞬間的なもので、それ自体はレンチ自体の機構内に吸収されるため、作業者へはあまり大きく伝わらない。しかし、この機構はハンマリングを伴うため、騒音が発生し、特に市街地では問題がある。また、トルクの与え方が間接的であるためその出力トルクの精度も静的機構と比べ低い。

②静的締付け方式

モーターなどの出力軸が途中の減速機を介して、ナットのソケットと直接連結し、衝撃を与えないで、静的にナットに回転力を与える。このため、締付けトルクの反力を何らかの方法でレンチ以外から取らなければならない。写真 1-6 に示すとおり、例えばナット下の円形の座金を多角形にしてナットのソケットの外側にこの多角形の座金を嵌合（かんごう）するアウターソケットを設けてこれを反力としてする方法や同じくアウターソケットに鏢（つば）を設けて隣のボルトから反力を受ける方法がある。この機構はほとんど騒音を発生せず、無騒音工法に適する。なお、前述のトルシア形高力ボルトの締付け方式も同じ機構である。

一方、ボルト軸力のコントロール面からみると、

①トルク制御 ②ナット回転角制御 ③その他 に分類される。

現在、使用されている各種高力ボルト締め付け機はこれらの利点を組み合わせたものである。



(a) アウターソケットタイプ



(b) 隣接ボルトタイプ

写真 1-6 静的締付け方式

(7) 締付け機器の変遷一覧

高力六角ボルトの締付け機の変遷については、製造時期や使用時期等がわかる既存資料は見当たらなかったため、工具メーカーにヒアリングを行った。ヒアリングで得られた各種締付け機のおおよその使用時期を道路橋示方書[1-8]、[1-10]-[1-18]の記載とあわせて一覧表 1-11 に取りまとめた。さらに、表 1-12 に参考として各種締付け機械をしめす。

表 1-11 締付け機器の変遷

道路橋示方書	使用ボルト	締付け機規定	締付け機器	締付け機検定	締付け検査	その他
1964 (S39)	7T, 9T, 11T, 13T	ボルトの締めつけには、トルクレンチまたはトルクの調整が可能なインパクトレンチを用いるのを原則	1次締め エアインパクトレンチ 2次締め ナットランナー(油圧)	インパクトレンチやトルクレンチは、使用度数や取扱い上の不注意などにより狂いが生じて、締めつけ時に予定したトルクを十分に与えていないことがあるので、適当な時期にキャリブレーションを行わなければならない。	トルク法による場合は、各ボルト群の10%のボルト本数を標準として、トルクレンチによって、締付け検査するものとする。 使用レンチは直読式トルクレンチ	標準ボルト軸力は設計軸力の10%増。 1次締めは所用トルクの80%
1973 (S48)	8T, 10T, 11T	締めつけ器具はトルクレンチ、インパクトレンチのほか、最近では油圧を利用したレンチも相当に使用されており、また各種の器具はその製造メーカーにより性能も多少異なっている。	1次締め エアインパクトレンチ 2次締め ナットランナー(電動式) 電動式は40年代半ばから	同左	同左	締付け器具は使用回数や取扱い上の不注意、管理上の不手際により狂いが生じ易く、標準ボルト軸力が十分に得られない場合があるので締めつけ器具の検定には注意する必要がある。 その検定は少なくとも1日の作業の開始前と終了時の2回行なうのがよい。 責任技術者は、その成績、作業条件などをよく考えて、必要に応じて検定の回数を増すのがよい。 1次締めは所用トルクの80%程度がよい。
1980 (S55)	8T, 10T	締付け機には電動式と油圧式とがある。 上記締付け機以外にも圧縮空気によるトルク制御式インパクトレンチがあるが、微調整が困難であり、締付け精度の持続性にも問題があるので、本締めには使用しないのがよい。 ただし、予備締めではそれほど締付け精度を要しないので、作業能率のよいトルク制御式インパクトレンチも用いてよい。	1次締め エアインパクトレンチ 2次締め ナットランナー(電動式)	ボルトの締付け機、測定器具などの検定は、適当な時期に行いその精度を確認しなければならない。 現場搬入前に1回点検し、搬入後の定期検定は3か月に1回を標準としてよい。 電動式、油圧式いずれの締付け機もガンと制御装置あるいは油圧調整装置が組み合わされるので、定期検定はその組合せに対して行なうものとする。 また、トルク法による場合は、出力トルクの精度は使用するトルク値の範囲の数段階について検定するものとする。	トルク法による場合は、次のいずれかの方法により締付け検査を行うものとする。 自動記録計の記録紙により、原則としてボルト全数についておこなう。 トルクレンチにより、各ボルト群の10%のボルト本数を標準として、締付け検査を行う。	軸力計の定期検定は3ヶ月に1回を標準トルクレンチの検定は現場搬入前に1回、搬入後は1ヶ月に1回を標準。 1次締めは所用トルクの60%程度がよい。

表 1-11 締付け機器の変遷(続き)

道路橋示方書	使用ボルト	締付け機規定	締付け機器	締付け機検定	締付け検査	その他
1990 (H02)	F8T, F10T, S10T	同上	1次締め 1985年頃から電動式インパクトレンチ 2次締め ナットランナー(電動式) T C レンチは1981年, 1982年頃から現場で使用	同上	同上 トルシア形の場合は, 全数ピンテールの切断とマーキングによる外観検査	同上
1994 (H06)	F8T, F10T, S10T	同上	同上	同上	同上	同上
1996 (H08)	F8T, F10T, S10T	同上	同上	同上	トルク法による場合は, 各ボルト群の10%のボルト本数を標準として, トルクレンチによって, 締付け検査するものとする。 (自動記録計の記録紙により, 原則としてボルト全数についておこなうという記述はなくなっている。)	同上
2002 (H14)	F8T, F10T, S10T	同上	同上	ボルトの締付け機, 測定器具などの検定は, 適当な時期に行いその精度を確認する。	トルク法による場合には, 各ボルト群の10%のボルト本数を標準として, トルクレンチによって, 締付け検査するものとする。この場の検査の合否基準は10%以内。	同上
2012 (H24)	F8T, F10T, S10T	同上	同上	同上	同上	同上
2017 (H29)	F8T, F10T, S10T, S14T	同上	同上	同上	同上	同上
備考		<p>1次締めと予備締めは同じ</p> <ul style="list-style-type: none"> ・トルクレンチの種類は2種類 <p>1) 締め付け用トルクレンチの総称はシグナル式トルクレンチあらかじめ所定のトルクを設定し, 締め付け時の感触と音で所用トルクに達したことがわかるレンチで, 一般にQLレンチという。 プレセット形QLレンチは, 本体の目盛りにより設定トルクを変更できるものをいう。</p> <p>2) 検査用トルクレンチの総称は直読式レンチ 直読式トルクレンチは, 負荷トルクを目盛りで読み取るレンチ。 直読式トルクレンチは3種類 (①プレート形 ②ダイヤル形 ③デジタル式) ある。 プレート形は梁のたわみによりトルクを検出。 ダイヤル式は円柱のねじれ角によってトルクを検出。 デジタル式はセンサでトルクを検出。</p>				

表 1-12 高力ボルトの締付け機器

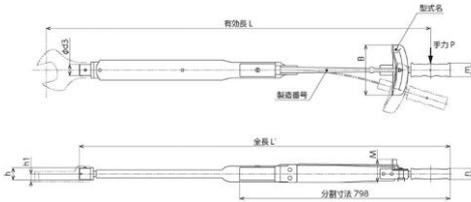
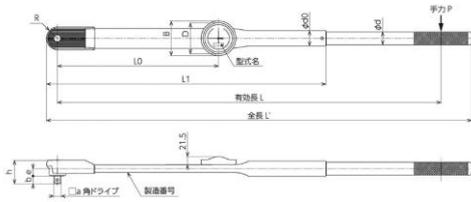
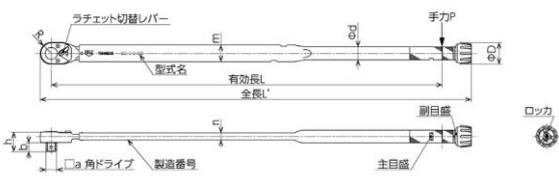
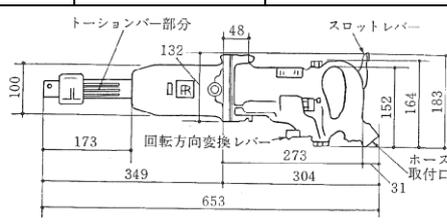
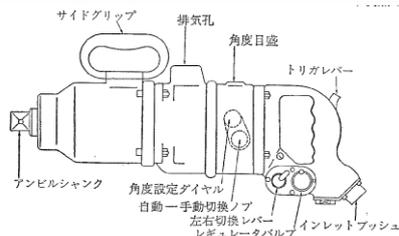
動力源	機構	締付け機器名 (メーカー名)	締付け方法	能力	重量	特徴
手動	静的	プレート形 形式：10000F (株) 東日製作所	トルク法	1000N・m	8.5kg	アームをプレート状にし、アームに加えた時のたわみ量でトルクを直接目盛上で読み取る方式
						
		ダイヤル形 形式：DBE1000N (株) 東日製作所	トルク法	1000N・m	6.1kg	アームに与えた力をトーシヨンバーに伝え、ねじり量を拡大して、ダイヤルメータに表示する。
						
プレセット形 形式：DGLE1000N2 (株) 東日製作所	トルク法	1000N・m	5.7kg	設定された締め付けトルクに達すると、音を発するので感触で所定のトルク導入がわかる。		
						
空動	動的	トルクコントロール付きインパクトレンチ 形式：5340T (インガーソルランド製)	トルク法	1955年開発 760N・m	14.3kg	締付けトルク値を自動制御する機構を備えた、トーシヨンバーによるトルクコントロール
						
空動	動的	トルシヤット 形式：TN-25P (前田金属工業(株)製) (現：TONE)	回転角法	F10T M22 まで	14.5kg	ナット回転角の調整はダイヤルで行える。 レバーの切替えで普通のインパクトとして使用できる。
						

表 1-12 高力ボルトの締付け機器 (続き)

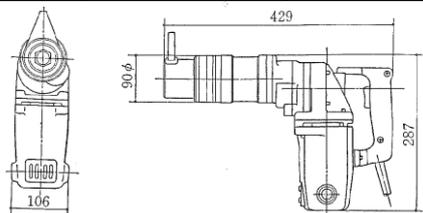
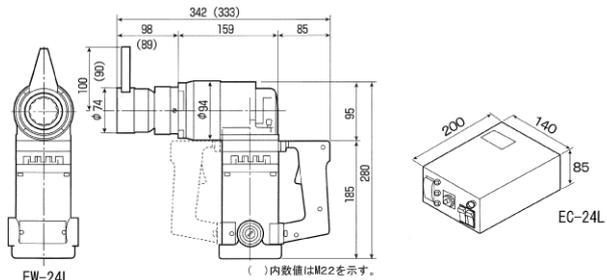
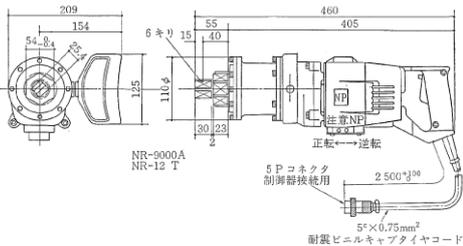
動力源	機構	締付け機器名 (メーカー名)	締付け方法	能力	重量	特徴
電動	静的	電気レンチ 形式：TW (三菱電機株式会社)	軸力制御法 (仮称)	F10T M22 まで	10.0kg	国内最初の耐力点レンチ
						
		耐力点 (電動) レンチ・制御器 形式：EW-24L/EC-24L	耐力点法	F10T M22, M24	11.0kg	ナット回転の要するトルク変化率と電動レンチの電流の変化率を利用して、耐力点を検出し自動的に電動レンチを停止させる方法。
						
						
		電動ナットランナー 形式：NR-9000 (芝浦製作所製)	トルク法	900N・m	9.5kg	反力を締付けるボルト以外のもの (隣のナット等) で受け、電動トルク法でトルクコントロール可能
						
		電動シャーレンチ (前田金属工業 (株) 製) (現：TONE)	トルク法	1300N・m	10.0kg	トルシャーボルトのチップなめり装置を装備した最初のレンチ
						

表 1-12 高力ボルトの締付け機器 (続き)

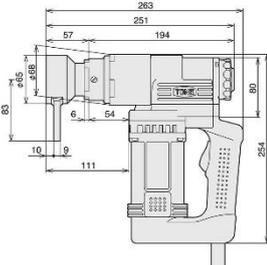
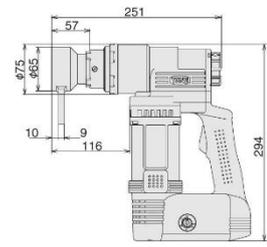
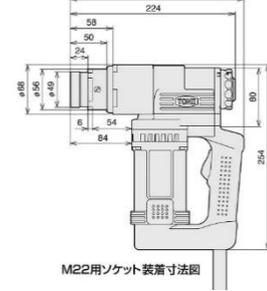
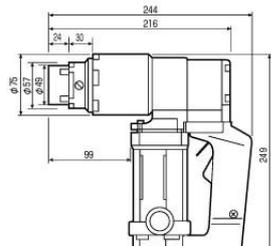
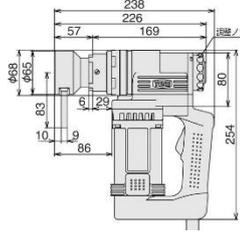
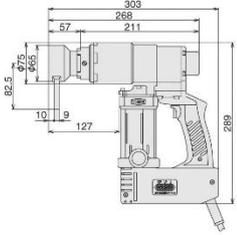
動力源	機構	締付け機器名 (メーカー名)	締付け方法	能力	重量	特徴	
電動	静的	高力六角ボルト専用 一次締め用レンチ 形式：GKR-501 (TONE (株))	トルク法	300~500N・m	4.8kg	高力六角ボルト の一次締め専用レ ンチ。 低騒音・低振動 で効率的な一次締 め作業がおこなえ る。	
							
		高力六角ボルト専用 本締め用レンチ 形式：GSR-81 (TONE (株))	トルク法	350~800N・m	5.4kg	高力六角ボルト の本締め専用レ ンチ。 低騒音・低振動で 効率的な一次締め 作業がおこなえ る。	
							
		トルシア形高力ボルト 専用一次締め用レンチ 形式：GKS-501 (TONE (株))	トルク法	300~500N・m	4.8kg	トルシア形高力 ボルトの一次締め 専用レンチ。 低騒音・低振動 で効率的な一次締 め作業がおこなえ る。	
			M22用ソケット装着寸法図				
高力六角ボルト専用 本締め用レンチ 形式：M-221R (TONE (株))	トルク法	735N・m	5.0kg	トルシア形高力 ボルトの本締め専 用レンチ。 低騒音・低振動で 効率的な一次締め 作業がおこなえ る。			
							

表 1-12 高力ボルトの締付け機器 (続き)

動力源	機構	締付け機器名 (メーカー名)	締付け方法	能力	重量	特徴	
電動	静的	溶融亜鉛めっき 高力六角ボルト専用 一次締め用レンチ 形式：GKR-251 (TONE (株))	トルク法	100~200N・m	4.3kg	溶融亜鉛めっき 高力六角ボルトの 一次締め専用レン チ。 低騒音・低振動 で効率的な一次締 め作業がおこなえ る。	
							
		溶融亜鉛めっき 高力六角ボルト専用 本締め用レンチ 形式：TN24E-1 (TONE (株))	トルク法	850N・m	6.1kg	溶融亜鉛めっき 高力六角ボルトの 本締め専用レン チ。 低騒音・低振動で 効率的な一次締め 作業がおこなえ る。 内蔵型制御器の 締め付け角度設定 ダイヤルにて締め 付け角度を設定す るだけで、レンチ を自動制御。 反力を受けるま での空転角度は計 測せずに、ナットの 回転角度だけを 確実に計測する。	
							

(8) 高力ボルト軸力測定器

高力ボルトの締付けが完了したボルトの導入軸力を確認する方法としては各種方法がある。

例えば、写真 1-7 に示す通り、油圧式軸力計、超音波式軸力計、トルク法、ひずみゲージ法などがあり、これら各々についての機器の精度や特徴などについて以下に示す。

①油圧式ボルト軸力計

●原理

高力ボルトの軸力を能率よく行うための測定器として設計されたものであり、測定器本体とナット締め用アタッチメント等の付属品より構成されている。測定器本体の原理的には油圧装置で、トルシア形高力ボルト、高力六角ボルトのボルト受入検査に使用する軸力計である。

●測定方法

本体の中心に試験ボルトを挿入する孔があり、この孔にセットしたボルト・ナット・座金を電動レンチで締結することにより測定器内部に油圧を発生させ、この油圧をボルトの軸力（張力）として換算した値をダイヤルメータに表示するように構成することで、直接軸力を読みとることができる構造になっている。高品質で厳正な施工管理（測定精度±3%）ができる。ただし、適用可能な高力ボルトの首下長さは、M22 の場合 80~85mm に限定される。

②超音波式軸力計

●原理

高力ボルト内を伝播する超音波パルスの到達所要時間を締付け前後で計測し、両社の時間の差によりコンピュータ処理によってボルトの伸び量を測定し、それを用いてボルト軸力、応力を求めるものである。

●測定方法

高力ボルト頭部にセンサを当てることで自動的に測定できる。ただし、ボルト1本ずつの初期値が必要である。この時、ボルト両端面は平面でしかも平行であることが必要であるため、ボルト頭部の刻印等は削除しなければならない。また、測定時、ボルト頭部に油等を塗布する必要がある。

なお、事前にキャリブレーションを十分に行えば、精度向上は期待できるものと思われる。また、誤差の要因としては、測定原理となる超音波の伝播速度に変化を及ぼすものが考えられ、例えば材質のばらつき、温度変化、ボルト形状とナット位置（径、長さ、負荷長）等が考えられる。

③ひずみゲージ法

●原理

ひずみゲージをボルトに取付けて、軸力を測定するものであり、ボルト頭部の曲げによる圧縮ひずみを測定する方法とボルト軸部の伸びを測定する方法がある。

●測定方法

a)頭部測定方法

締付けを完了しているボルトの場合に用いられるもので、ひずみゲージをボルト頭部に貼付けし、ボルトを緩め、その時のひずみから導入軸力を測定する方法である。このため、ひずみゲージが干渉するボルト頭部の刻印を除去し、サンドペーパー仕上げる下処理が必要となりかなり手間がかかる。

b)軸部測定方法

締付け前のボルトの場合、軸部にゲージを取付けて導入軸力を測定する方法である。キャリブレーション時によく用いられる。また、高力ボルトの頭部から軸部にかけて孔明け加工を行う必要がある。なお、既設橋の高力ボルト軸力測定には適用はできない。

④トルク法

●原理

トルク法は既に締付けられているねじにトルクレンチでトルクを加え、ねじが再び回りはじめる時のトルク値を増締めトルクとして測定するものであり、通常のボルトにおいて、①ねじ部の静摩擦に打ち勝つトルク、②ねじが連続して回りはじめるトルク、③この測定での最大トルクがある。

●測定方法

a)ねじ部の静摩擦に打ち勝つトルク

ねじが再び回りはじめた時のトルクで比較的容易に測定できる。また個人差があまりない。しかしこの方法は静摩擦でのトルク値であるので、締付けトルクより高くなり、バラツキが大きく関連性も薄い。

b)ねじ部が連続して回りはじめるトルク

増締めトルクが一時的に下がった点を読み取るため測定するには技能が必要であり、読み取り精度は低くなるが、この値は一番締付けトルクに近い値であるといえる。

c)測定での最大トルク

置き針などによって、最大値を読み取るために測定が容易である。しかしねじが再び回りはじめたことを測定者が感知してどこで止めるかで測定値が大きく変化してしまい、測定者による個人差は大きい。通常、増締めトルクとはこの方法を指す。



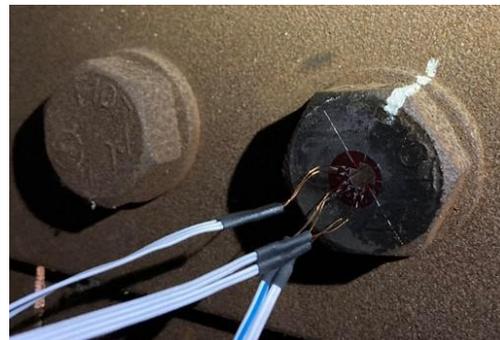
(a)油圧式ボルト軸力計



(b)超音波式軸力計



(c)トルク法



(d)ひずみゲージ法

写真 1-7 高力ボルト軸力測定器

1.2.3 高力ボルト摩擦接合面の変遷

高力ボルトの摩擦接合面においては、1973年の道路橋示方書[1-12]では、一般に高力ボルト摩擦接合面は所定のすべり係数を確保するため、塗装を施さない粗面状態（無塗装）であった。1980年の道路橋示方書[1-13]の改定では、橋梁の大型化に伴い、連結板の重量が増加してきたため、現場における浮きさび除去が困難になってきたことから、すべり係数を0.4以上確保されるのであれば、接合面に防錆処理塗装を施すことが認められるようになった。その後、1990年の道路橋示方書[1-14]では、鋼橋の現場継手において防食上の観点から厚膜型無機ジンクリッチペイントを塗布した摩擦接合面が一般的となっている。また、同時に継手部のフィラー研究も同時に行われ、1973年の道路橋示方書[1-12]では肌すきの規定が「1mm」まで認められていたが、1980年からは「密着」という表現に改定[1-13]された。表1-13に高力ボルト摩擦接合面の基準類の変遷を示す。

表 1-13 高力ボルト摩擦接合面の変遷

1964 (S39)	高力ボルト JIS 規格制定 (7T, 9T, 11T, 13T)
1966 (S41)	高力ボルト摩擦接合指針 (日本道路協会)
1967 (S42)	高力ボルト JIS 改正 (8T, 10T, 11T)
1970 (S45)	高力ボルト JIS 規格改正
1973 (S48)	道路橋示方書に高力ボルトが採用される。 肌すきの規定：1mm 以下：処理不要，3mm 未満肌すき部テーパー処理， 3mm 以上フィラー処理 また、フィラー：2mm 以下は腐食の点から使用しない方がよい。
1977 (S52)	鋼構造接合資料集成発行 (これ以降出版なし)
1980 (S55)	道路橋示方書 肌すきの規定：現場での食い違いはテーパー処理，肌すきは密着させる。 フィラー：1973 (S48) と同じ。
1990 (H02)	道路橋示方書に拡大孔，トルシア形高力ボルト， 摩擦接合面に厚膜型無機ジンクリッチペイントが登場 肌すきの規定：肌すきは密着させる。 フィラー：1980 (S55) と同じ。
1994 (H06)	道路橋示方書：摩擦接合の項 1990 (H02) と同じ
1995 (H07)	鋼道路橋設計ガイドライン (案)：省力化設計に向けて 主桁継手にフィラー採用 (ただし材質は母材に合わせる。)
1996 (H08)	道路橋示方書：耐力点法の登場 肌すきの規定：1990 (H02) と同じ フィラー：1994 (H06) と同じであるが、材質は一般構造用圧延鋼材でよい。
2002 (H14)	道路橋示方書：摩擦接合の項 1996 (H08) と同じ
2012 (H24)	道路橋示方書：摩擦接合の項 2002 (H14) と同じ
2017 (H29)	道路橋示方書：摩擦接合の項 2012 (H24) と同じ

1.2.4 高力ボルト軸力の経年変化

高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力は、図 1-6 に示す通り時間の経過とともに変化することが知られている[1-19]。高力ボルトの残存軸力は一般的に、締め付け完了直後から 15～20%減少[1-20]するとされ、高力六角ボルト施工時には、設計ボルト軸力の 10%増しの標準ボルト軸力において、締め付けが行われている。また、トルシア型高力ボルトにおいては、設計ボルト軸力の 12%増しの軸力（トルク）において、ピンテールが破断する構造となっている[1-21]。これにより、施工後の残存軸力を確保している。

軸力低下の要因やメカニズムについても、様々な実験や解析検討等がなされている。特に、高力ボルトのリラクセーションにともなう軸力低下を調査する研究は多い。リラクセーションの原因には、ねじ部、接合面の局所的な塑性変形およびクリープ、ボルト軸部、塗膜のクリープが考えられている。これらを踏まえ、柳沼らは、リラクセーションに関する既往の研究データを、導入軸力、接合面の表面処理、ボルト孔のクリアランスなどによって整理し、回帰式を算出することで残存軸力の低下傾向を整理している[1-22]。文献[1-22]の既往研究の整理からも、軸力低下の量的な進行程度を、添接板や母板の形状や、摩擦面の性状に起因すると結論付けるものは多いことが分かる。一方、ボルトそのものの機械的性質の違いについて、軸力低下を考察するものもある。

南らは、ボルト長さやボルト孔径の違いによる、リラクセーションによる軸力低下率を考察している[1-23]。ボルトの性質の変化が軸力低下の要因になるものとして、ボルトの腐食減肉も考えられる。下里らは、実橋で腐食劣化した摩擦接合継手の高力ボルトを用い、腐食減肉形状および腐食減肉量から、残存軸力との関係性を評価し、FEM解析によって、腐食減肉形状と残存軸力低下メカニズムを示している[1-24]。よって、軸力低下には、継手性状だけでなく、ボルトの形状や性状にも影響がある。これらの残存軸力低下の可能性から、実橋梁に対するボルト残存軸力の調査も行われている。谷平らは、17年間供用され撤去された歩道橋主桁の継手部の切り出し試験体に対して、残存軸力の調査を行っている[1-25]。文献[1-25]では、設計ボルト軸力を大きく下回る残存軸力が観測されている。また、橋本らは、供用から30年が経過し撤去された耐候性鋼橋に対し、残存軸力を調査し、接合面内の腐食程度が小さい継手であっても、設計ボルト軸力を下回るボルトが多く存在することを確認している[1-26]。しかし、これらは、試験片の切り出しによる残存軸力への影響も考察する必要性に言及しており、既設鋼橋の軸力低下の実態を、より詳細に調査することが急務となっている。飯田らは、建設後30～50年が経過した供用中の既設橋梁4橋から、ボルトを抜き取ることで残存軸力を調査している[1-27]。文献[1-27]では、ほとんどのボルトで設計ボルト軸力が確保されていないという調査結果を示している。よって、既設鋼橋についてもボルト残存軸力の実態を、軸力低下傾向等を含めて調査する必要があるといえるが、供用中の鋼橋に対し、軸力低下傾向等を詳細に調査した研究は極めて少ない。

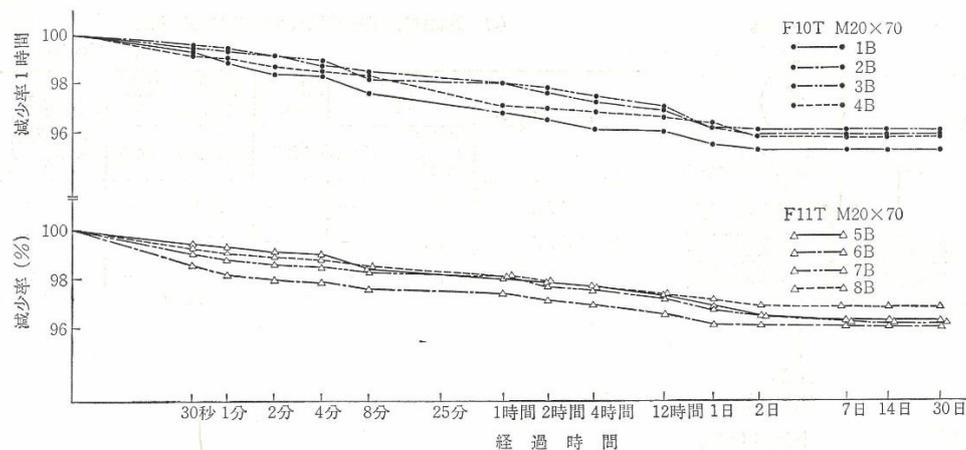


図 1-6 高力ボルトのリラクセーション[1-10]

1.3 本研究の目的と論文の構成

1.3.1 本研究の目的

鋼橋において高力ボルトがリベットに代わって本格的に使用されるようになったのは 1965 年頃からであるが、ボルト強度は 7T から始まり 13T まで高強度化された。しかし、遅れ破壊が生じたため、現在では 10T が基本として使用されている。

一方、高力ボルト摩擦接合の設計および施工ではボルト導入軸力が重要事項として管理されている。高力ボルト適用の当初から、リラクゼーションによる軸力低下が知られており、ボルト締付け時は設計軸力に対して約 10% の増締めを行い、軸力低下をカバーしてきた。

しかし、飯田らは、供用後 30 年から 50 年の鋼橋における高力ボルト軸力を調査したところ、設計軸力に対し約 30~50% の低下したものが発見された[1-27]。調査した橋梁では見かけ上の変状は見られないものの、ボルト軸力低下は従来、一般的に認知されているリラクゼーションの影響を超えた残存軸力低下量となっていた。また、調査した高力ボルトの中には F11T の高力ボルトが含まれており、遅れ破壊により脱落しているボルトはないものの、亀裂が内在しており容易に折損するボルトも発見された。脱落しているボルトがないため、遅れ破壊が生じていないと判断され、補修対象ではなかったことが推察される。

ただし、この調査では、サンプル数が少なくボルト軸力が抜ける原因に関する検討は、十分にされていない。そこで、軸力低下の原因と傾向を調査するため、様々な建設年、橋梁形式、架橋地点、ボルト種類、摩擦接合面処理方法、鋼材種類が異なる実橋から高力ボルトを抜き取り、その数を可能な限り増やすことで軸力低下の原因とその傾向を明確にし、想定を上回る軸力低下の実態を明らかにするとともに、供用中の橋梁における部材連結部の安全性を評価することを目的とする。

特に、高力ボルト継手の簡便な点検方法の検討も行うため、前述のとおり、鋼橋の高力ボルトの残存軸力を測定した結果、設計ボルト軸力の 205kN を下回っているものが多く存在することがわかったが、そのボルトの中には建設当時から所定の導入軸力で締付けられていないと考えられるボルトも多く存在した。道路橋示方書では、高力ボルト締付け方法として、トルク法や回転角法がある。しかし、ねじ部の摩擦や締付け機械などがボルト導入軸力をばらつかせる原因となっており、目標とする軸力を正確に導入するのは簡単ではない。また、高力ボルトの締忘れや施工不良による導入軸力不足は近接目視では容易には判断できない。打音検査でも定量的な点検は困難である。このような背景から、高力ボルトの軸力計測方法について様々な研究や技術開発がこれまでなされてきた。本研究では高力ボルト締付け後にボルト軸力を測定する方法として、ボルト頭頂部面がボルト軸力に比例して大きく変形するが、このボルト頭頂部の変位を画像で捉え軸力推定した事例は見当たらない。そこで、この特徴を利用して実際の現場を想定した高力ボルト挿入から予備締め、本締め時におけるボルト頭部頂部面の形状変形だけから軸力をどの程度正確に評価することが可能かを実験と解析の両側面から求め、高力ボルト頭頂部の画像変位計測による導入軸力の評価に関する基礎的研究を行うことを目的とする。

1.3.2 論文の構成

本論文は下記に示すように、全 7 章で構成される。

第 1 章「序論」では本研究の背景、高力ボルト、研究の目的および論文構成を示した。

第 2 章「供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦継手におけるボルト残存軸力評価」では供用中の橋梁の補修工事をとらえ、建設年・橋梁形式・ボルト種類・摩擦接合面、架橋環境が異なる残存軸力を整理・分析しており、鈹桁より箱桁は、締付作業空間が十分確保できない部位において顕著な軸力低下が生じていることを確認している。また、溶融亜鉛めっきおよび耐候性鋼仕様の F8T, F10TW の高力ボルトにおいては通常とは異なる残存軸力の傾向であることがわかった。

さらに、データ信頼性を高めるために多くの標本が必要となるが、効率的にデータ計測するためのキャリブレーションを開発し、その測定精度も推定している。

第 3 章「34 年間供用され撤去した鋼鈹桁橋の高力六角ボルト摩擦接合継手の残存性能評価」では、供用中の橋梁が交通運用の切替えに伴い撤去されたため、調査対象とする継手を選び、軸力の調査と同時にすべり耐力試験をおこなった。このすべり耐力試験は継手の一部を切出した部分試験片で行ったが、軸力およびすべり面は供用中の状態と変わらないように切出す方法についても十分配慮して行った。高力ボルトの残存軸力は設計値をほぼ満足しており、実橋継手の引張耐力試験の結果、降伏先行型継手として十分な残存性能を有し、また、切り出した小型試験片を用いた摩擦接合面のすべり試験を行った結果、設計で用いられるすべり係数（摩擦係数）は確保されていることを推定した。

第 4 章「実物大鋼箱桁試験体を用いた高力ボルト導入軸力確認試験」では、第 2 章ならびに第 3 章の成果に基づき、軸力低下の原因を明らかにするために、実際に使用する鋼箱桁部材を使用して高力ボルト軸力導入実験を行い、橋梁形式による影響について検討した。また、現行の高力ボルトの締付け順序とそうでない場合の比較を行い、ボルト軸力の低下についても明らかにした。

高力ボルトの導入軸力は、安定した環境で精度の高い桁の組立てができれば、その締付け部位・締付け順序に関係なく、高力ボルトへの導入軸力のばらつきは非常に低くなることがわかった。

第 5 章「高力ボルト継手の性能の変動特性」では、実際の現場で想定されるボルト間隔を試験体で再現し、各ボルトの締付け方法を相互に比較し、軸力のばらつき性状を確認する。また、製造メーカ、製造ロットの異なる高力ボルトを用いて、各種条件の異なる締付けを実施し、導入軸力への影響を比較し評価した。その高力ボルトの導入軸力は、一次締め時の導入軸力に関係なく、本締め時の導入軸力のばらつきは非常に小さいことを確認している。さらに、高力六角ボルトについては、高力ボルト間隔と導入軸力の大きさに相関関係があることがわかった。

首下長さと遊びねじ長さの異なる、高力六角ボルト(M22-F10T)の 1 行 4 列の 2 面摩擦接合継手試験体 20 種類を使用して、1 年間の長期リラクセーション試験を行った評価した。

リラクセーションによる高力ボルトの軸力低下は、ボルトの長さや遊びねじ長さ違いよりも、摩擦接合面の塗膜やフィラー等の影響を大きく受けることを明らかにしている。

第6章「デジタル画像処理による高力ボルト軸力評価およびボルト継手の信頼性確保の方策」では、ボルト軸力評価の測定方法は前述の観点から、ボルト頭部にひずみゲージを貼付ける方法によったが、誰でも・簡単に評価できることを意識したデジタル画像解析による非破壊ボルト軸力測定方法を提案し、この計測手法が実際の橋梁架設現場で高力ボルトの軸力計測に使えるかを評価するため、最小2乗マッチング法による高力ボルト導入軸力の測定評価法を開発している。

第7章「結論」では本研究によって得られた研究成果をとりまとめるとともに、今後の展望について述べた。

[参考文献]

- [1-1] 田島二郎：高力ボルト摩擦接合概説，技報堂出版，1996.
- [1-2] Wilson, Willer and Thomas: Fatigue Tests on Riveted Joints, Bulletin No.302 Eng. Exp. Start, Univ. of Illinois, 1938.
- [1-3] W.C Stewart: General Introduction to the Work of Research Council on Riveted and Bolted Joints, ASCE Convention Preprint No.48. 1952 or Proc. ASCE, May, 1954.
- [1-4] E.J. Ruble: Rivet and Bolt Council Research, Proc. ASCE, March, 1959.
- [1-5] 田中敦夫：鋼構造における高力ボルト接合，鉄と鋼，Vol.88，pp.587-592，2002.
- [1-6] (社)日本橋梁建設協会：高力ボルト施工マニュアル(合本版・改訂版)，2013.
- [1-7] (社)日本鋼構造協会：テクニカルレポート，96.高力ボルト接合技術の現状と課題，No.96，2013.
- [1-8] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，II 鋼橋・鋼部材編，2017.
- [1-9] 高力ボルト協会：トルシア形高力ボルト，高力六角ボルトヘッドマーク一覧，
<http://www.kouriki-bolt.jp/maker4>，2022.
- [1-10] 日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集成(リベット接合・高力ボルト接合)，技報堂出版，1979.
- [1-11] 日本道路協会：鋼道路橋設計示方書・鋼道路橋製作示方書解説，1964.
- [1-12] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1973.
- [1-13] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1980.
- [1-14] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1990.
- [1-15] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1994.
- [1-16] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1996.
- [1-17] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，2002.
- [1-18] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，2012.
- [1-19] 日本鋼構造協会 接合小委員会：鋼構造接合資料集成（リベット接合・高力ボルト接合），技報堂出版，1977.
- [1-20] 西村宜男，秋山寿行，亀井義典：高力ボルト摩擦接合継手に関する最近の研究動向，土木学会論文集 No.675，I-55，pp.1-14，2001.
- [1-21] 南邦明，遠藤輝好，小峰翔一，吉岡夏樹，宮井大輔，澁谷敦，内田大介：トルシア型ボルト(S10TM22)の導入軸力および機械的性質の統計調査，土木学会論文集 A1（構造・地震工学）Vol.74，No.2，pp.280-289，2018.
- [1-22] 柳沼安俊：高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力とすべり係数の経年変化について，技術報（東京鐵骨橋梁），56号，pp.56-64，2012.
- [1-23] 南邦明，森猛，堀川秀信：50mm厚鋼板を用いた太径ボルト（M36）継手のすべり耐力試験，土木学会論文集 A，Vol.62，No.2，pp.267-278，2006.
- [1-24] 下里哲弘，田井政行，有住康則，矢吹哲哉，長嶺由智：腐食劣化した高力ボルトの残存軸力評価に関する研究，構造工学論文集，土木学会，Vol.59A，pp.725-735，2013.
- [1-25] 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継手のすべり耐力に関する実験，構造工学論文集，土木学会，Vol.36A，pp.1087-1096，1990.

-
- [1-26] 橋本国太郎, 茂呂拓実, 杉浦邦征 : 30 年間供用した既設耐候性鋼橋の高力ボルト摩擦接合継手の残存性能, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.62A, pp.482-491, 2016.
- [1-27] 飯田哲也, 杉浦邦征, 山口隆司, 鈴木康夫, 吉津宏夫, 森田啓司, 織田博孝 : 長期供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦継手の残存ボルト軸力測定とその傾向に関する基礎的研究, 鋼構造論文集, 日本鋼構造協会, 第 27 巻, 第 107 号, pp.9-21, 2020.

第2章 供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦接合継手の残存軸力評価

2.1 はじめに

鋼橋の架設現場における部材同士の連結には、1950年代頃まで主にリベット接合で行われていた。1964年に摩擦接合のための高力ボルトに関するJIS1186が制定され、従来のリベットに代わって摩擦接合用高力六角ボルト(以下高力六角ボルト)が急速に普及し、鋼橋では1973年の道路橋示方書の改定に伴い、高力六角ボルト(F8T, F10T, F11T)が正式に採用された。その後、1990年の道路橋示方書の改定に伴い、ボルトに所定の軸力が加わると、一定トルクでピンテールが破断する特徴を有するトルシア形高力ボルト(S10T)が追加され、現在では施工管理の容易さなどから一般的となっている。摩擦接合面については、1973年の道路橋示方書[2-1]では、一般に高力ボルト摩擦接合面は所定のすべり係数を確保するため、塗装を施さない粗面状態(無塗装)であった。1980年の道路橋示方書[2-2]の改定では、橋梁の大型化に伴い、連結板の重量が増加してきたため、現場における浮きさび除去が困難になってきたことから、すべり係数を0.4以上確保されるのであれば、摩擦接合面に防錆処理塗装を施すことが認められるようになった。その後、1990年の道路橋示方書[2-3]では、鋼橋の現場継手部において防食上の観点から厚膜型無機ジンクリッチペイントを塗布した摩擦接合面が一般的となっている。高力ボルトの締付け方法については、一般的なトルク法での高力ボルト締付けに際し、道路橋示方書ではトルク係数値やすべり係数のばらつき、クリープやリラクセーションなどの影響を考慮し、設計ボルト軸力の10%増しの導入軸力を規定している。文献[2-4]-[2-10]によるとリラクセーションによるボルト軸力の低下率は、摩擦接合面の粗面状態(無塗装)で5%程度、厚膜型無機ジンクリッチペイント塗装仕様では10~15%程度になると報告されている。このことから、鋼橋における高力ボルト摩擦接合継手の設計および施工では、ボルト軸力が重要管理事項とされているが、これまで高力ボルトを施工した後の実橋の軸力変化についてはあまり多く調査されておらず、最近の高力ボルト摩擦接合継手に関する研究で、供用中の鋼橋におけるボルト軸力の研究として、飯田らが文献[2-11]で行った研究が挙げられる。

この研究の中で30年以上使用された4橋の鋼道路橋のボルト軸力を測定した結果、設計ボルト軸力を下回っているものが多く存在することがわかったが、残存軸力と経年による軸力低下に相関関係は認められなかった。この研究では、一部を除きボルトサンプル数が少ないことなどから、ボルト軸力が抜ける原因を明確にすることができなかった。

このため、今後増加する高力ボルトの維持管理において、現状の課題や問題点を明らかにするとともに、それらに関連した健全度評価法や補修・管理方法の構築に向けた継続的な調査・研究が重要である。

本研究では、高力ボルトの維持管理に関する基礎データに基づく知見の蓄積を目的とするため、建設年、架設環境、橋梁形式、ボルトの種類、接合面処理が異なる実橋から高力ボルトを抜き取ることで、様々な橋梁における高力ボルトの軸力低下の原因とその傾向を明らかにする。

2.2 残存軸力の測定方法

2.2.1 残存軸力の測定手順

高力ボルトの残存軸力の計測については、**図 2-1-図 2-2** に示すとおり、ボルト頭部に 3 軸ひずみゲージを貼り、ボルトを抜き取ったときに生じるひずみを測定、その後、**写真 2-1** に示す軸力測定用の専用キャリブレーション装置を使用し、現場におけるボルト抜き取り時のひずみまで载荷し、その時の荷重をもって残存軸力とした。以下に、残存軸力の測定手順を示す。

- ①ひずみゲージの取付けおよび高力ボルト抜き取りに先立ち、ボルト頭頂部およびナット側ねじ部の塗膜除去については、**写真 2-2** に示すワイヤーカップブラシを使用し塗膜を完全に除去した。
- ②高力ボルト頭頂部に打刻されたボルト製造メーカの刻印がひずみゲージ貼付けの際に干渉するため、干渉する一部の刻印を**写真 2-3** に示す小型ペーパーサンダーで除去した。
- ③ボルト頭頂部の軸中心に罫書きを行い、アセトンで洗浄後、**写真 2-4** に示す 3 軸ひずみゲージ (0/45/90° 積層型, 120 Ω, ゲージ長さ 5mm) を貼りつけた。
- ④キャリブレーション時の位置合わせのため、高力六角ボルトの抜き取り時については、**写真 2-5** に示すとおりボルト頭部と座金にマーキングを行った。
- ⑤ひずみ計測器に**写真 2-6** に示すリード線を接続し、0 点調整を行う。
- ⑥高力ボルトのねじの緩めには、電動式の高力六角ボルト締付け機の逆転モードを利用した。なお、高力六角ボルト頭部の供回り防止には、**写真 2-7** に示す一般的な M24(呼び 36)スパナを使用した。また、ボルト頭部が丸く固定が困難なトルシア型高力ボルトは、供回り防止とひずみゲージリード線の断線防止のため、**写真 2-8** に示す専用のバイスプライヤーを使用した。
- ⑦高力ボルトのナットを緩めることで、残存軸力を開放し、軸力解放前と後のボルト頭頂部のひずみ変化量を測定した。
- ⑧ボルト抜き取り後、直ちに新しい高力ボルトを締付ける。なお、測定ボルト抜き取り時および新しいボルト締付け時に、周辺ボルトへの軸力変動の影響を調査したところ、ひずみの値はほとんど変動しておらず、軸力への影響はなかったため、周辺ボルトの測定を同時に行う必要はないと判断した。
- ⑨供用時の残存軸力の確認には、ナットを緩め、軸力を解放した際の高力ボルト頭頂部ひずみをキャリブレーション装置で高力ボルトに引張力を与える。供用時のひずみを再現することで、その時の荷重を高力ボルト抜き取り時の残存軸力として同定した。なお、本研究では、全ての高力ボルトに対してキャリブレーションを実施し、3 軸ひずみゲージによる最大主ひずみと最小主ひずみの平均値を使用することとした。

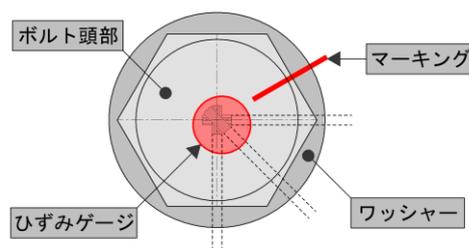


図 2-1 ひずみゲージ貼付け状況 (高力六角ボルト)

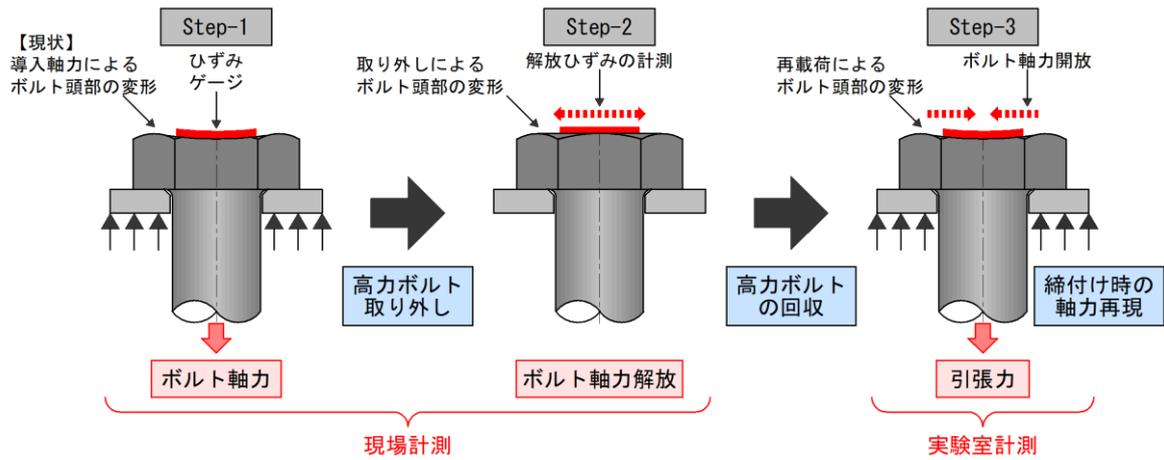


図 2-2 残存軸力測定要領図

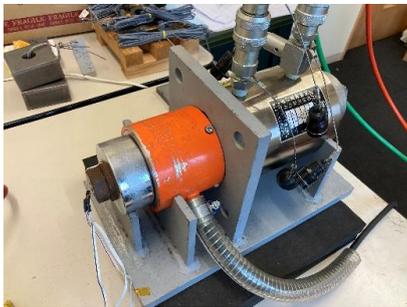


写真 2-1 キャリブレーション装置



写真 2-2 ワイヤークップブラシ



写真 2-3 小型ペーパーサンダー



写真 2-4 ひずみゲージ取付け

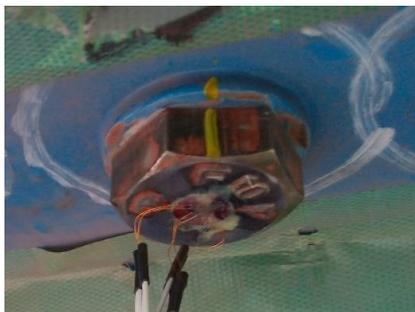


写真 2-5 マーキング状況



写真 2-6 ひずみゲージ計測装置



写真 2-7 高力六角ボルト (M22) の
M24 (呼び 36) スパナによる固定



写真 2-8 トルシア形高力ボルトの
バイスプライヤーによる固定

2.2.2 3軸ひずみゲージによるボルト軸力の算出

既往研究[2-12]の測定方法では、ボルト頭頂部に2軸のひずみゲージを貼付けて、その平均値でボルト軸力を測定している。ひずみゲージを貼付したボルト頭頂部の中心とボルト軸力作用中心が一致すれば、全方向で同じ曲げ圧縮ひずみが発生し、せん断ひずみがゼロとなる(モール円で半径がゼロ)。しかし、ボルト自体の寸法誤差やボルト孔に対するずれから誤差が発生する可能性が考えられ、3軸ゲージによりせん断ひずみがゼロとなる主ひずみを求め、最大主ひずみ、最小主ひずみ、最大最小主ひずみの平均(モール円の中心)をそれぞれ算出し、その影響について確認した。

そこで、M22の未使用高力六角ボルトに対して、図2-3に示すように頭頂部中心から $\delta=0\text{mm}$, 2mm , 5mm の位置に3軸ひずみゲージを貼付け、写真2-1に示すキャリブレーション装置により、50, 100, 150, 200, 250kNの5段階の荷重を加え、ひずみ測定を行った。なお、試験体数は全てのケースにおいて $n=3$ とし、同メーカー、同ロットの高力ボルトを使用し、ボルトの機械的性質によるばらつきを最小限に抑えた。得られたひずみと軸力の関係を図2-4に示す。

図には貼付け位置ごとの相関曲線、および、貼付け位置に関係なく、すべてを対象に求めた相関曲線を示すとともにそれらの傾きと相関係数も示している。いずれの相関係数も非常に高く、線形性が高いことが示されており、その程度も同じである。最大主ひずみの相関曲線の傾きはボルト中心からの距離にあまり影響されずほぼ同じであるが、2軸ひずみの平均、最小主ひずみ、最大主ひずみと最小主ひずみ平均は、ボルト中心から離れるにつれてその傾きが小さくなっており、発生するひずみが小さくなった。

しかし、本研究では、作業性の良い安定した環境でひずみゲージの貼り付けができること、文献[2-11]と測定条件を合わせることで、すべてのボルトに対して、それぞれキャリブレーションを実施し、ゲージ貼付位置の違いによる影響を配慮する必要がないことから、これまでと同じ、3軸ひずみゲージによる最大主ひずみと最小主ひずみの平均を使用することとした。結果的に2軸ゲージの2軸ひずみの平均を使用することと同じであるが、ボルトの形状のばらつき貼付け位置の誤差などの影響を主ひずみで評価でき、計測の信頼性を確保することができる。

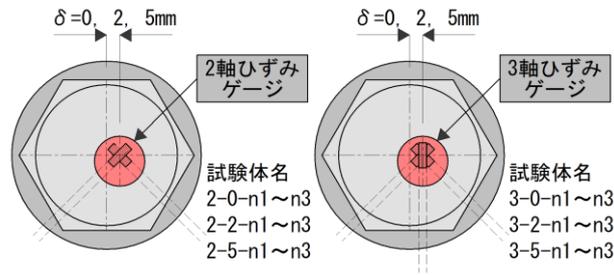
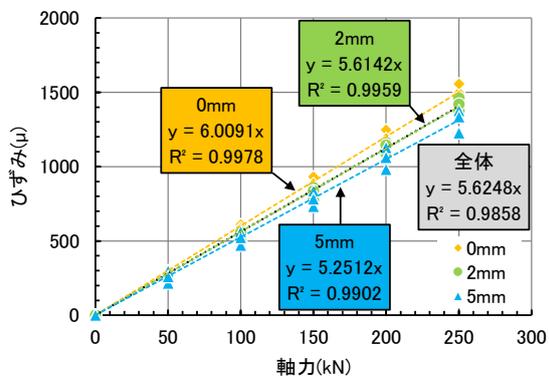
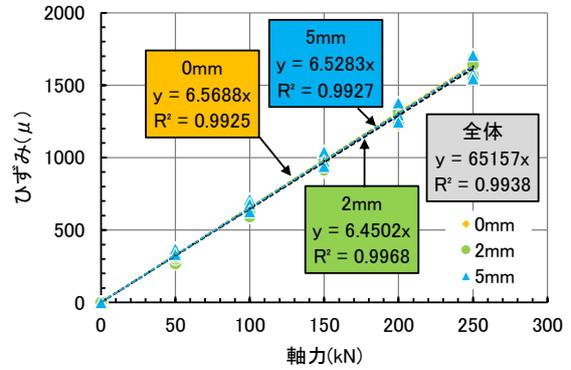


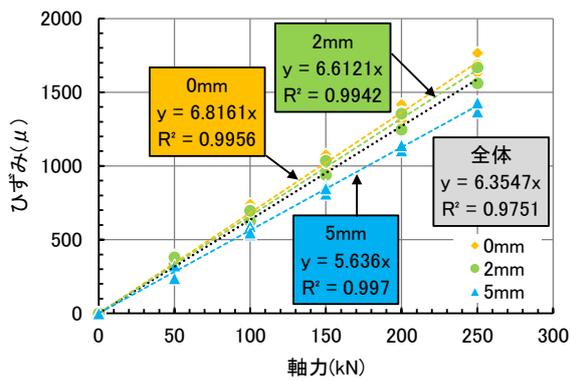
図 2-3 ひずみゲージ取付け位置図



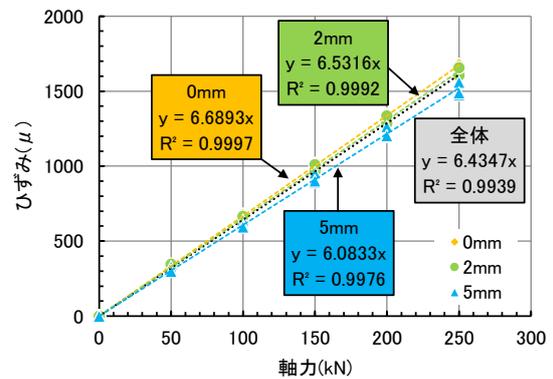
(a) 2 軸 : ひずみ平均



(b) 3 軸 : 最大主ひずみ



(c) 3 軸 : 最小主ひずみ



(d) 3 軸 : 最大最小ひずみ平均

図 2-4 2 軸と 3 軸ゲージ主ひずみの相関関係

2.3 高力ボルト軸力キャリブレーション装置の製作およびその精度推定

2.3.1 キャリブレーション装置の製作

高力ボルト締付け後の力学性状を検討する場合には、締付けによって生じているボルト軸力を測定する必要がある。ボルト軸力の測定にはひずみゲージを用いることが一般的であるが、供用中の実橋からボルトを抜き取る際には、ひずみゲージを軸部ではなくボルト頭頂部に2軸および3軸ひずみゲージを貼付け、高力ボルトを緩めることでボルト軸力を推定する。その締付け力を開放した際のボルト頭部に変形が生じることを利用した測定方法である。

その後、ひずみゲージが貼り付けられた高力ボルトについて引張試験を行って、引張荷重とひずみの関係を得る。このボルト抜き取り後に行う試験をキャリブレーションと呼んでいる。

そのキャリブレーションを実施する方法として、図2-5に示す基本実験がある。図に示すように高力ボルトで締付けられた鋼板に外力（万能試験機による）を作用させる基本実験である。2枚の鋼板を高力ボルトで締付け、その後、図に示す治具を用いて鋼板に離間が生じるように上下に万能試験機により圧縮力を作用させる実験を行う。なお、鋼板には治具の足に対応する孔が設けてある。

前述のとおり、基本実験治具を用いた一般的なキャリブレーション試験方法では、治具の取り扱いが重く、万能試験機を使用することから実験場所が限定される。そこで、実橋の残存軸力の統計的な処理を行うためには可能な限りより多くの高力ボルトを現地で抜き取りとキャリブレーションをくり返すことで、信頼性の高い実橋の残存軸力の測定統計結果となるが、この方法を使用した場合、時間と労力の関係から調査費用の面で困難を有する。

そこで、本研究ではキャリブレーション装置の小型化と試験作業の効率化を目的とするため、一体化分離軽量構造で、どこでも、だれでも設置可能を実現するという基本コンセプトのもと、鋼橋で使用されるあらゆるボルト径（M20, M22, M24）、首下長さに対応可能とする。キャリブレーション装置の開発を行った。

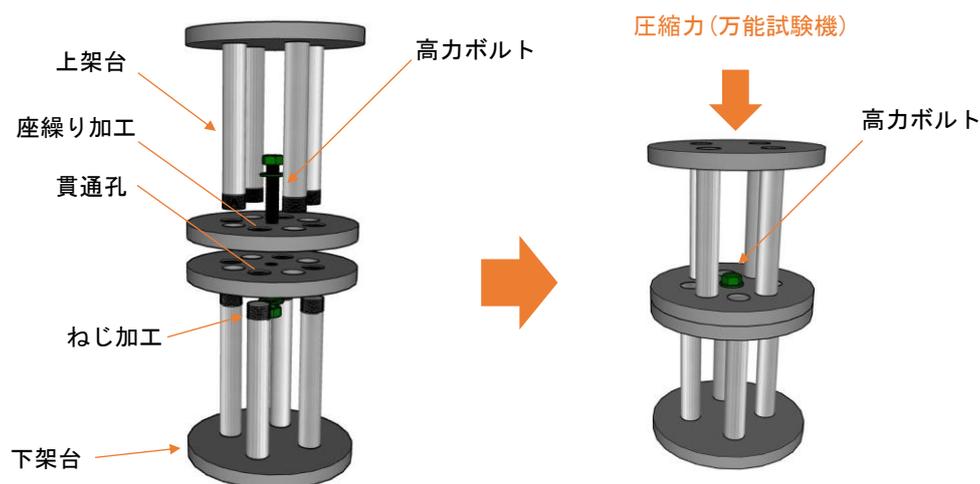


図2-5 キャリブレーション基本実験の一例図

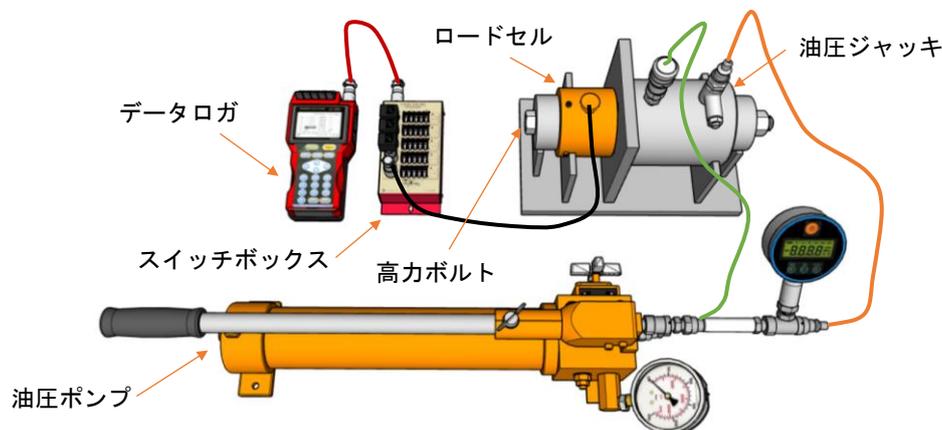
(1) キャリブレーション装置の構造

キャリブレーション装置図を図2-6に示す。同図は、現場でも測定可能な高力ボルト締結状態の軸力を再現および測定するための装置である。

装置は、M22の高力ボルトをベースに設計されており、ロードセルとセンターホールジャッキを反力板で挟み、その中央部（シリンダー内）に高力ボルトをカプラで繋いだテンションバーを通し、油圧ジャッキで引張力を与えることで、その時の荷重と高力ボルト頭頂部に張り付けられたひずみゲージの値を測定する機構となっている。また、ロードセルとセンターホールジャッキ両方で導入荷重を確認できるためフェールセーフ機能も有している。なお、テンションバー、カプラは高力ボルトと同等以上の強度とするため、材質はすべてSCM435Cとし、焼き入れ加工とした。また、反力板は座面の面圧に対する変形を最小限にするため厚さ32mmとし、材質はすべてS45Cのクロムメッキ表面仕上げとした。

表2-1にキャリブレーション装置の仕様を示す。

表2-1 キャリブレーション装置の仕様



品名	仕様
キャリブレーション架台	瀧上工業（株）製 材質：SM490Y
反力板 1,2	大瀧ジャッキ（株）製、外径：80mm、内径：24.5mm、厚み：32mm、質量：約1.2kg/個、SCM440調質、硬質クロムメッキ仕上げ(t=0.02~0.03)
圧縮センターホール荷重計	東京測器（株）製、KCE-500KA、質量：4.0kg
センターホールジャッキ	受圧面積：51.25cm ² 、最大ストローク：50mm、センターホール径：Φ40mm、質量：約12kg、能力300kN
テンションバー	ネジ径：M22、全長：250mm（標準）、材質：SCM440調質 HRC35、高力ボルトの長さに合わせてカスタマイズ
カプラ	M22：呼び32、高さ80mm、材質：SCM440調質 HRC35、
圧力計	Φ100×100MPa×100kN、1目盛：5kN
デジタル荷重計	（株）クローネ製、デジタル圧力計 KDM30
油圧ポンプ	手動油圧ポンプ（複動型）最高使用圧力：70MPa、貯油量：2L、重量：2.0kg
高圧ホース	油圧ホース長さ：2m
スイッチボックス	東京測器（株）製、CSW-5B-05、質量：0.7kg
データロガ	東京測器（株）製、TC-32K、質量：0.8kg

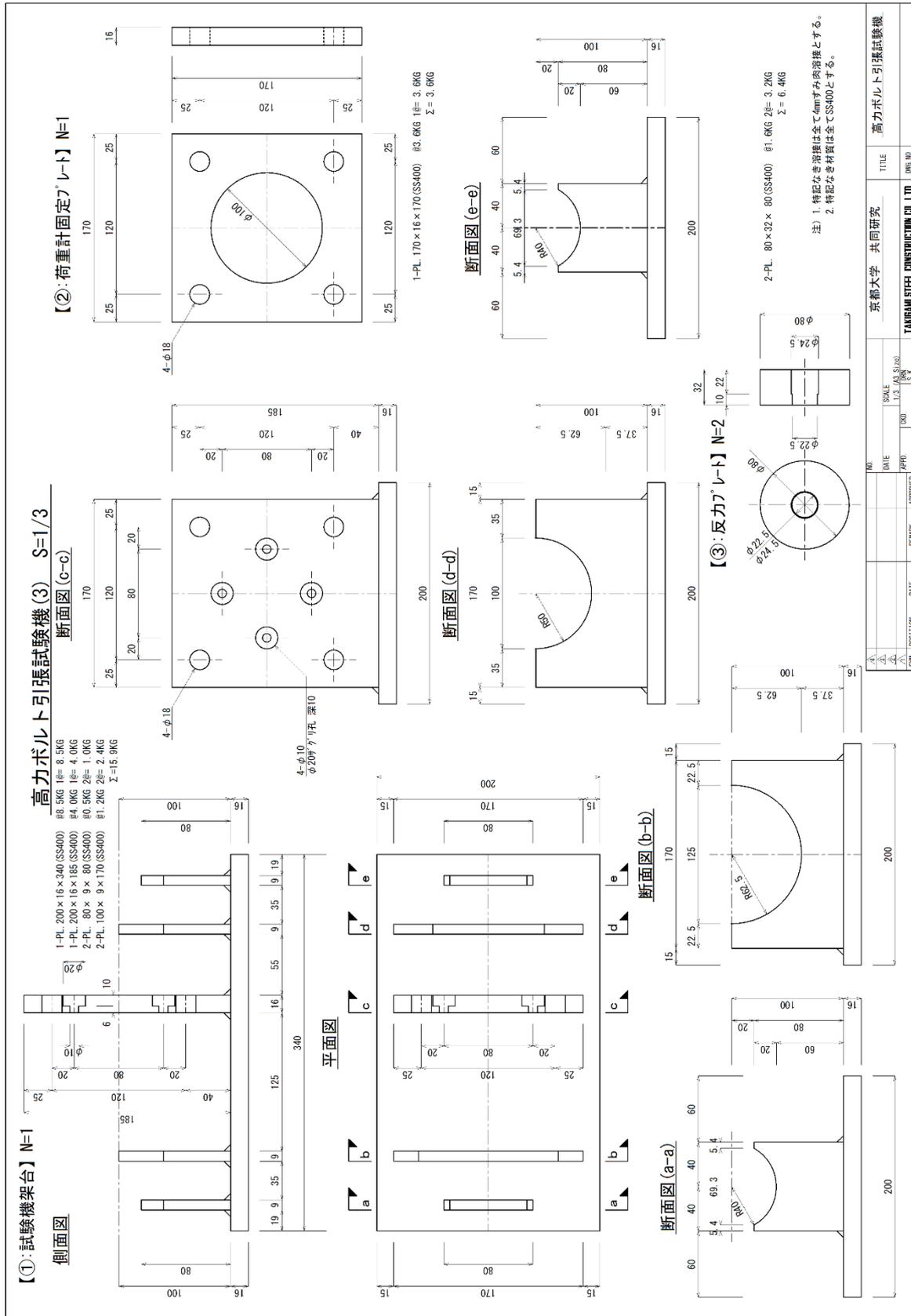


図 2-6 (c) 据付け治具 (続き)

(2) キャリブレーション装置設置手順

測定手順：1

- ・キャリブレーション架台にセンターホールジャッキ設置し M10 ボルトで固定する。
- ・キャリブレーション架台上にロードセルを設置する。この時、センターホールシリンダーとロードセルシリンダー径の位置が一致していることを確認する。

測定手順：2

- ・カプラとセンターシャフトを連結する。このとき、カプラの半分までシリンダーのねじが入っていることを確認する。

測定手順：3

- ・ひずみゲージの断線に注意しながら、高力ボルトを反力板 1 の孔に入れ、カプラを取付けたテンションバーと連結する。このとき、高力ボルトはテンションバーに当たるまでねじを挿入する。

測定手順：4

- ・反力板 2 をセンターホールジャッキ側に設置し、手順 3 と同じく、ひずみゲージの断線に注意しながら、テンションバーをロードセル側から挿入し、テンションバーに座金、ナットをつけ、センターホールジャッキを押さえる。このときナットは手締めとする。

測定手順：5

- ・圧力計付き油圧ポンプとデジタル荷重計、高圧ホースとセンターホールジャッキを接続する。
- ・ロードセルとデータログ、スイッチボックスを連結する。
- ・ひずみゲージとスイッチボックスを接続する。

測定手順：6

- ・ゼロ点確認（載荷前の荷重確認）を行うため、データログとデジタル荷重計および圧力計の値がゼロになっていることを確認する。

測定手順：7

- ・0, 50, 100, 150, 200, 250kN を段階的の載荷し、それぞれの段階で、高力ボルトのひずみを計測・記録する。250kN に到達したら油圧ポンプ圧力を開放し、荷重を 0kN に戻し、データログとデジタル荷重計および圧力計の値がゼロになっていることを確認する。

2.3.2 キャリブレーション装置の精度推定

(1) 精度推定方法

本節では 2.3.1 で紹介したロードセルと油圧ジャッキを組み合わせたキャリブレーション装置が、正確に高力ボルト軸力とそれを示すロードセルの荷重が相関関係を再現しているか、校正ボルトを使用して確認することを目的とする。なお、使用するボルトは予め校正された埋め込み形軸力ボルトを使用する。軸力ボルト仕様を表 2-2、軸力ボルトの試験成績書を表 2-3 に示す。

本確認試験では、首下長さ 80mm の M22(F10T)高力ボルトを 3 本用いて実施した。同一ボルトにキャリブレーション装置で 50, 100, 150, 200 kN を載荷した際の、軸力ボルトのひずみ（荷重）とロードセルの荷重直線を比較することで確認した。写真 2-9 に推定試験状況を示す。

表 2-2 軸力ボルト仕様書

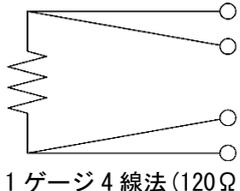
型名	M22×80 (F10T)
検査日	2022年4月20日
ゲージ	BTM-6C
接着剤	A-2
取付け方法	ケージ埋込み
ゲージ位置	首下 25mm
温度範囲	-10℃~+80℃
リード線	7/0.12 4 平行ポリプロピレン 3m モジュラープラグ付き
絶縁抵抗	1000MΩ 以上 (at DC 50V)
結線	 1 ゲージ 4 線法 (120Ω)

表 2-3 軸力ボルト試験成績書

No.	識別番号	ひずみ出力 ($\times 10^{-6}$)						非直線性 (%R0)	校正係数 ($\text{kN}/1 \times 10^{-6}$)
		0kN	32kN	64kN	96kN	128kN	160kN		
1	KNE222961	0	465	921	1379	1838	2298	0.3	0.06963
2	KNE222962	0	454	910	1373	1836	2300	0.4	0.06957
3	KNE222963	0	466	921	1380	1839	2298	0.3	0.06963



(a) 軸力ボルト



(b) キャリブレーション装置取付け状況

写真 2-9 精度推定試験状況

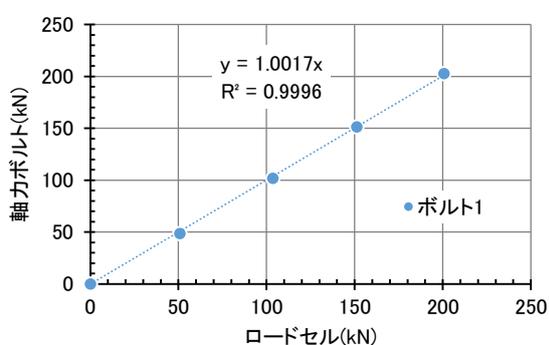
(2) 推定試験結果と考察

キャリブレーション装置の推定試験結果を図 2-7 と表 2-4 にそれぞれ示す。

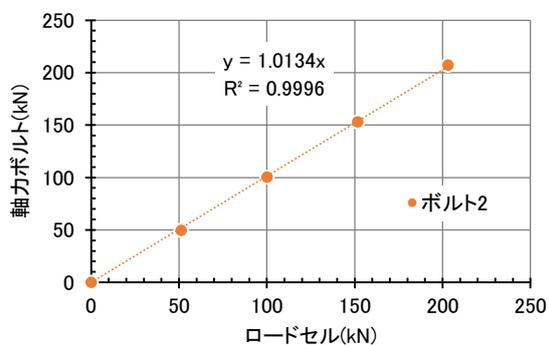
キャリブレーション装置のポンプ荷重，ロードセル荷重，軸力ボルトのひずみ（荷重）をそれぞれで比較すると，50kN~200kN の各荷重における平均のばらつきは，ポンプ荷重計では最大 1%，ロードセルでは最大 2%，軸力ボルトボでは最大 1%のばらつきで，全体平均でも 2%であった。また，ロードセルと軸力ボルトの相関関係を示す回帰直線の傾きも非常に安定しており，現場で抜取った高力ボルトに対し，本キャリブレーション装置で高力ボルトの残存軸力を再現することは十分に可能であることを推定した。

表 2-4 精度推定試験結果

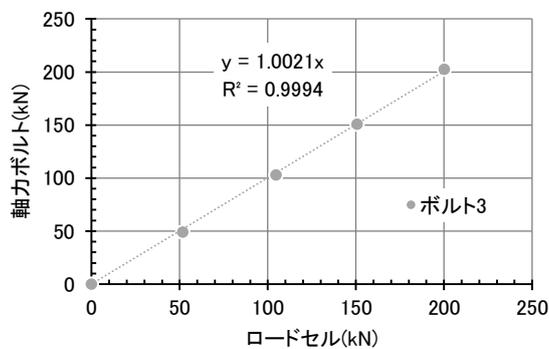
導入軸力(kN)	ポンプ荷重計(kN)						ロードセル(kN)						軸力ボルト(kN)						全体		
	ボルト1	ボルト2	ボルト3	平均	標準偏差	変動係数	ボルト1	ボルト2	ボルト3	平均	標準偏差	変動係数	ボルト1	ボルト2	ボルト3	平均	標準偏差	変動係数	平均	標準偏差	変動係数
0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0%	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0%	0.0	0.1	0.0	0.0	0.0	0.0%	0.0	0.0	0.0%
50	50.2	50.0	50.0	50.1	0.1	0.2%	50.9	51.2	51.8	51.3	0.4	0.7%	48.7	49.5	49.2	49.1	0.3	0.7%	50.2	0.9	1.8%
100	100.4	100.4	103.3	101.4	1.2	1.2%	103.5	100.1	104.7	102.8	1.9	1.9%	101.9	100.6	103.0	101.8	1.0	1.0%	102.0	0.6	0.6%
150	151.4	152.0	150.9	151.4	0.4	0.3%	151.3	151.8	150.7	151.3	0.4	0.3%	151.2	153.1	150.8	151.7	1.0	0.7%	151.5	0.2	0.1%
200	202.3	205.1	201.3	202.9	1.4	0.7%	200.7	203.1	200.2	201.3	1.3	0.6%	202.8	207.4	202.5	204.2	2.2	1.1%	202.8	1.2	0.6%
0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0	0.0%	0.3	0.2	0.2	0.2	0.0	0.0%	0.0	0.4	0.0	0.1	0.2	0.0%	0.1	0.1	0.0%



(a) ボルト 1 (KNE222961)



(b) ボルト 2 (KNE222962)



(c) ボルト 3 (KNE222963)

図 2-7 精度推定試験結果

2.4 長期供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦接合継手の残存軸力評価

2.4.1 橋梁形式・ボルト種類・摩擦接合面が異なる実橋高力ボルトの残存軸力評価

(1) 測定対象橋梁の選定

残存軸力調査対象橋梁について、幾つか候補の上がった橋梁の中で写真 2-10 に示す A～D 橋の 4 橋を選定した。その選定理由は、腐食の影響を受けやすい河川上の橋梁であることと、橋梁形式やボルトの種類、建設年度を基に選定を行った。その特徴として、A 橋は、大きな斜角を有する鋼床版桁橋であったこと、B 橋は鉸桁橋でトルシア形高力ボルトを使用していたこと、C 橋・D 橋については、路線が同じ上下線で、建設年度、摩擦接合面、高力ボルトの種類が異なることが主な選定理由となっている。

(2) 測定対象橋梁の概要

測定対象となる 4 橋の橋梁形式は、2 径間連続鋼床版 2 主箱桁橋：最小斜角 25° (以下 A 橋)、3 径間連続鋼 5 主鉸桁橋：斜角 75° (以下 B 橋)、2 径間連続鋼 2 主箱桁橋：最小斜角 56° (以下 C 橋)、2 径間連続鋼 2 主箱桁橋：最小斜角 56° (以下 D 橋)の供用中の高力ボルト摩擦接合継手から現場でボルトを抜取り室内実験で高力ボルトの残存軸力の測定を行った。高力ボルト抜取り対象橋梁を写真 2-10 の測定橋梁概要を表 2-5、一般図(平面図・断面図)を図 2-8-図 2-10 に示す。なお、図中に示す二重丸印は、高力ボルト抜取り継手箇所を示す。

架橋環境については、4 橋全てが水面からの高さが 10m 以下の河川上に架橋されており、架橋地点と海岸線までの距離は、全てが 30km 以上の内陸部に位置している。

ボルトについては、A、C 橋が高力六角ボルト(F10T)、B、D 橋がトルシア形高力ボルト(S10T)を使用しており、ねじの呼び径はいずれも M22 であった。

高力ボルトの締付け管理方法にはトルク法、耐力点法、回転角法があり、一般的にはトルク法を使用することが多い。どの管理法を適用したか記録は残っていないが、建設当時の文献[2-1]-[2-3]によれば、高力ボルト摩擦接合の締付け管理方法は、トルク法とナット回転法に大別されており、その内、ナット回転法については F8T のみの適用に限定されていたことから高力ボルトの締付け管理方法はトルク法であったと推測できる。

摩擦接合面について、建設年度およびボルト抜取り後の連結板表面の状態から B、C 橋が無塗装の粗面状態、A、D 橋が無機ジンクリッチペイントを塗布した防食下地処理面であった。

塗替え履歴について、現地の塗装記録表や図面等で確認したところ、A、B、D 橋は建設時より塗替えは行われておらず、C 橋のみ塗替えが行われていることを塗歴板から確認した。なお、角部が多い高力ボルト頭部、ナット、ねじ部は塗料が付きにくく、均一な塗膜厚を確保しにくいため、他の一般部と比べて塗膜の劣化が進行しやすく局部腐食が生じやすいが、いずれの橋梁も海岸線までの距離が 30km 以上と離れており、写真 2-11 に示すように、本研究で調査した橋梁の中には特に目立った腐食損傷はなく塗装も良好であった。

D 橋については、最高気温が 10°C 以下の 1 月～2 月に高力ボルトの本締めを行った施工記録を確認した。また、A～C 橋においては、すべてが河川上であることに加え、送出し架設等による架設補強等は確認できなかったことから、鋼桁架設時期については非出水期(11 月～5 月)における河川内からの架設作業であったと推測できるが、詳細については不明である。なお、ボルト抜

取り箇所は、安全性と作業性を考え、足場を有する継手部へのアクセス可能な箇所を選定条件としている。



(a) A橋(箱桁橋, 高力六角ボルト)



(b) B橋(鈑桁橋, トルシア形高力ボルト)



(c) C橋(箱桁橋, 高力六角ボルト)

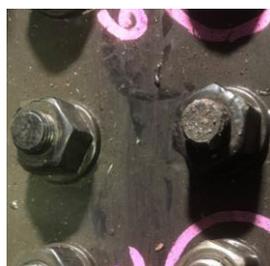


(d) D橋(箱桁橋, トルシア形高力ボルト)

写真 2-10 高力ボルト抜取り対象橋梁



ボルト頭側



ナット側

(a) A橋(高力六角ボルト)



ボルト頭側



ナット側

(b) B橋(トルシア形高力ボルト)



ボルト頭側



ナット側

(c) C橋(高力六角ボルト)



ボルト頭側



ナット側

(d) D橋(トルシア形高力ボルト)

写真 2-11 高力ボルト抜取り前状況

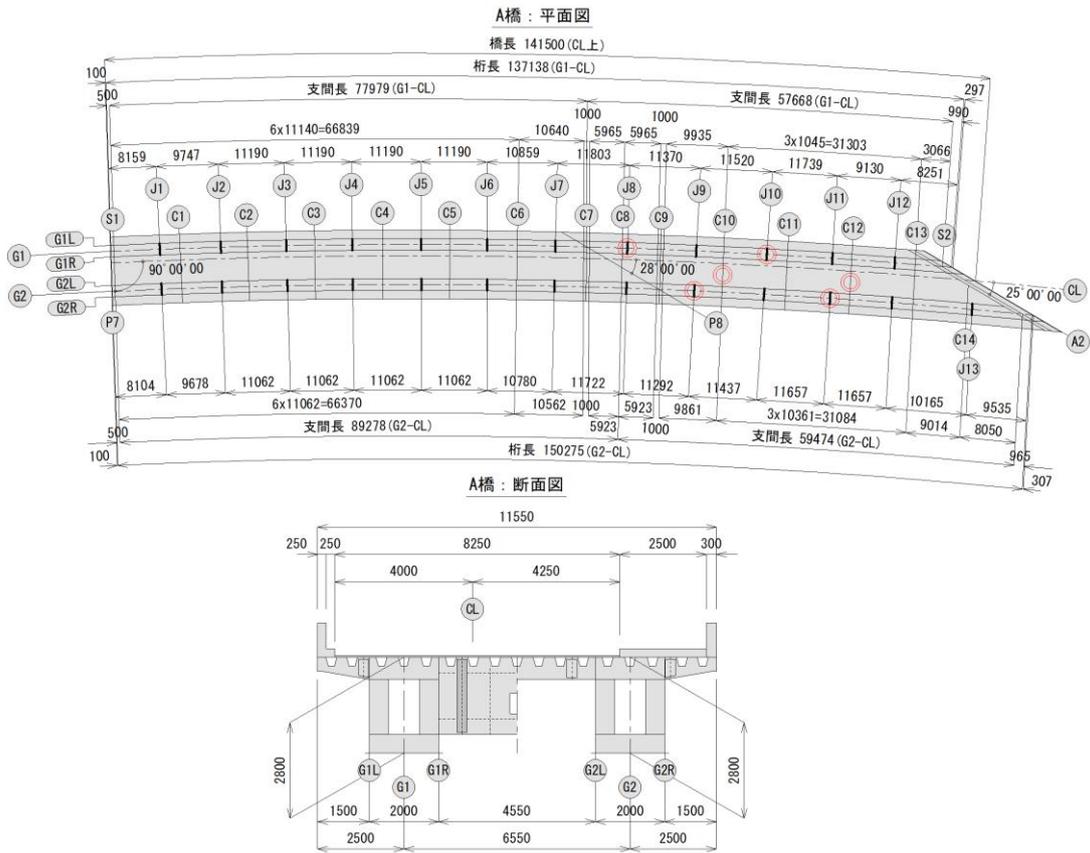


図 2-8 A 橋の一般図 (寸法単位: mm)

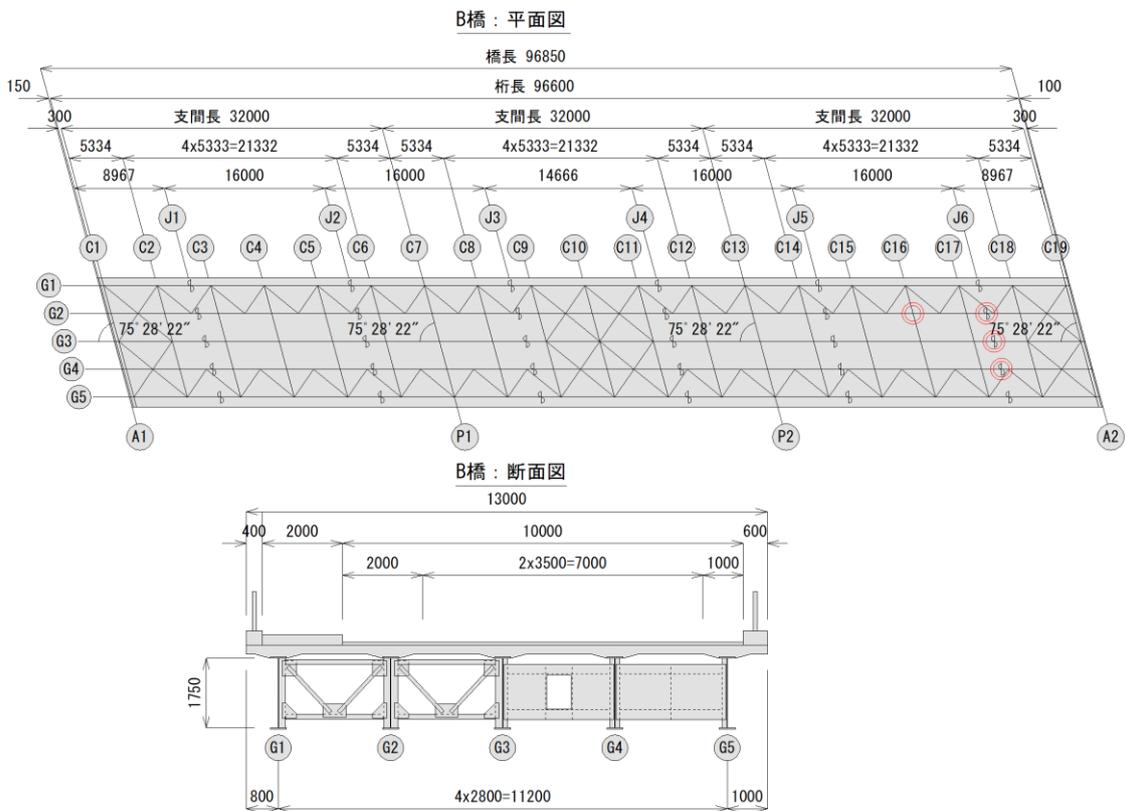


図 2-9 B 橋の一般図 (寸法単位: mm)

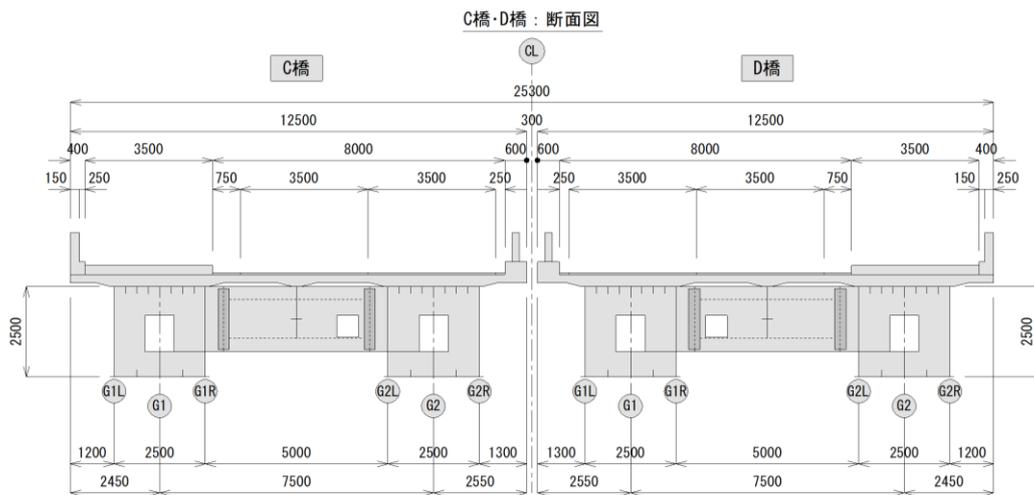
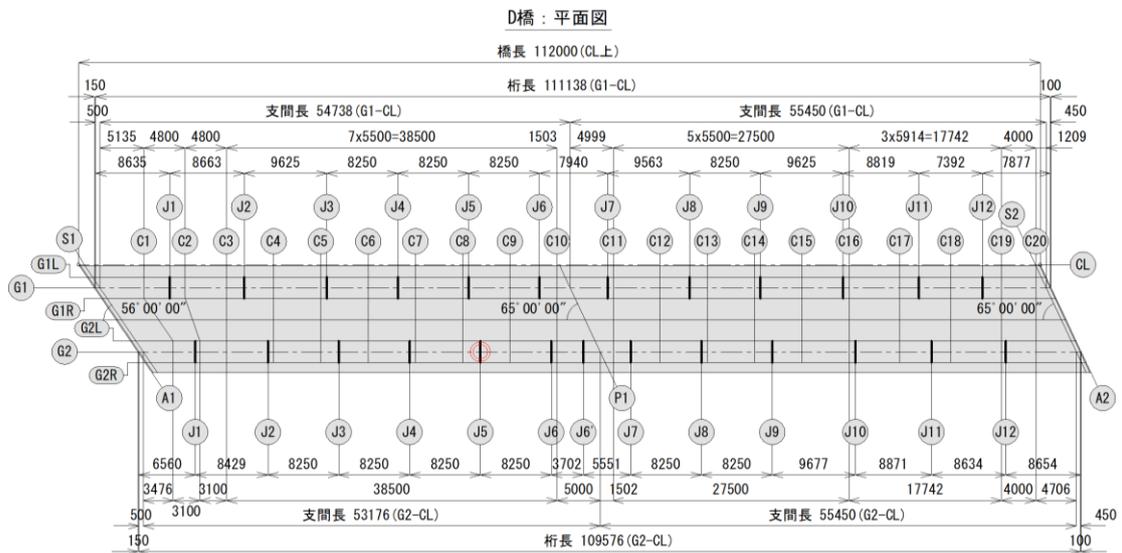
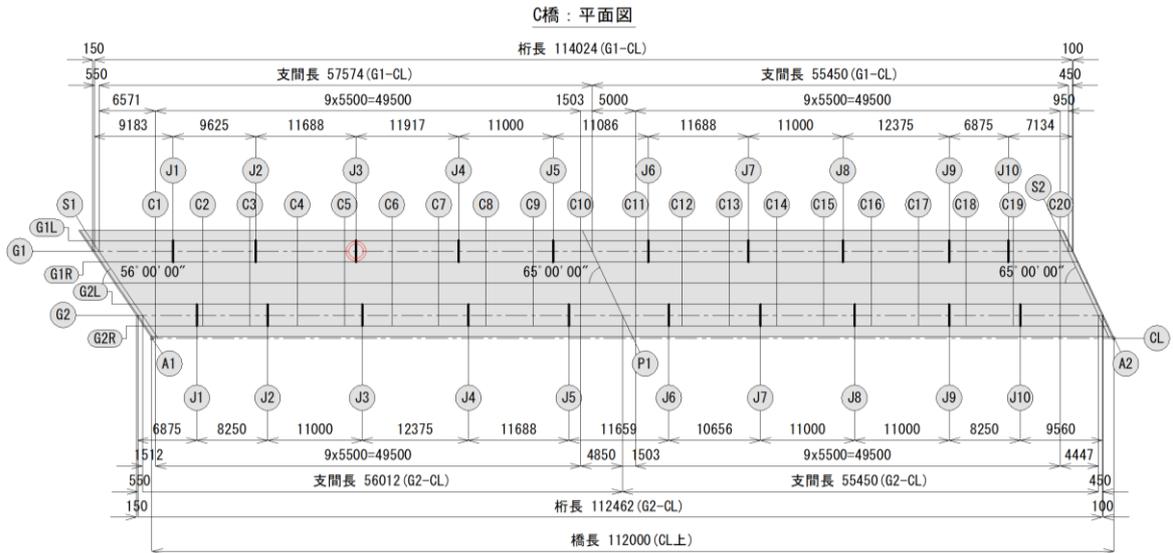


図 2-10 C 橋, D 橋の一般図(寸法単位:mm)

表 2-5 測定橋梁概要

	A 橋	B 橋	C 橋	D 橋
橋梁形式	2 径間連続 鋼床版 2 主桁桁橋	3 径間連続 非合成鋼 5 主桁桁橋	2 径間連続 非合成鋼 2 主桁桁橋	2 径間連続 非合成鋼 2 主桁桁橋
橋長	141.5m	96.9m	112.0m	112.0m
支間長	81.4m+58.2m	32.0m+32.0m+32.0m	55.5m+55.5m	55.5m+55.5m
建設年度	1987 年 (昭和 62 年)	1992 年 (平成 4 年)	1990 年 (平成 2 年)	2012 年 (平成 24 年)
供用年数 () 内は抜取年次	32 年 (2019 年)	27 年 (2019 年)	30 年 (2020 年)	8 年 (2020 年)
斜角	90° (P7), 28° (P8), 25° (A2)	75° (A1, P1, P2, A2)	56° (A1), 65° (P1, A2)	56° (A1), 65° (P1, A2)
ボルト強度	M22 (F10T)	M22 (S10T), M22 (F10T)	M22 (F10T)	M22 (S10T)
摩擦接合面	塗装	無塗装	無塗装	塗装
海岸線からの距離	40km	30km	30km	30km
架橋地点	河川部	河川部	河川部	河川部

(2) 残存軸力の測定結果

① A 橋

A 橋の高力ボルト抜取り対象箇所は、G1(J8, J10), G2(J9, J11)主桁継手部 4 箇所と C10(L 側), C12(R 側)横桁継手部の 2 箇所, 合計 6 箇所とした。抜取り本数は、主桁下フランジ 46 本, ウェブ 36 本, 横桁下フランジ 4 本, ウェブ 12 本, の計 98 本とした。測定対象ボルトは、M22(F10T), 首下長さは、主桁ウェブ 70mm, 下フランジ 70mm, 75mm, 横桁ウェブ 70mm, 下フランジ 75mm である。

A 橋の残存軸力の測定結果を表 2-6 に示す。また、ボルト抜取り箇所の位置図を図 2-11, 測定結果の度数分布図を図 2-15 (a) に示す。表 2-6 示すように、G1-J8, G1-J10, G2-J9, G2-J11 主桁継手部の測定結果は、それぞれ、残存軸力平均(N)196.9kN, 160.0kN, 192.8kN, 161.5kN, 変動係数 (CV)14.2%, 15.9%, 12.4%, 10.1%, C10, C12 横桁継手部の測定結果は、残存軸力平均(N)176.4kN, 179.5kN, 変動係数(CV)12.1%, 8.9%, A 橋全体では、平均残存軸力(N)180.4 kN, 変動係数(CV)15.3% であった。また、主桁ウェブ中立軸近傍と下端近傍を比較すると、中立軸からの距離の影響による、残存軸力に大きな差は見られなかった。なお、図 2-11 中に示す×印は、ボルトの抜取り、運搬、キャリブレーション作業中に全 98 本の内、5 本のひずみゲージケーブルが途中で切断したため、測定不可のものは平均値の計算から除外した。

② B 橋

B 橋の高力ボルト抜取り対象箇所は、G2(J6), G3(J6), G4(J6)主桁継手部 3 箇所と C16(G2-G3 間 L 側)横桁継手部 1 箇所, 合計 4 箇所とした。抜取り本数は、主桁下フランジ 36 本, ウェブ 56 本, 横桁下フランジ 10 本の計 102 本とした。測定対象ボルトは、主桁が M22(S10T), 首下長さは主桁ウェブ 65mm, 下フランジ 90mm, 横桁が M22(F10T), 下フランジ 65mm である。

B 橋の残存軸力の測定結果を表 2-7 に示す。また、ボルト抜取り箇所の位置図を図 2-12, 測定結果の度数分布図を図 2-15 (b) に示す。表 2-7 に示すように、G2-J6, G3-J6, G4-J6 主桁継手部の測定結果は、それぞれ、残存軸力平均(N)201.3kN, 206.3kN, 209.2N, 変動係数(CV)10.0%, 10.2%,

8.4%, C16 横桁継手部の測定結果は, 残存軸力平均(N)207.2 kN, 変動係数(CV)4.0%, B 橋全体では, 平均残存軸力(N)205.7 kN, 変動係数(CV)9.1%であった. なお, 図 2-12 中に示す×印は, ボルトの抜取り, 運搬, キャリブレーション作業中に全 102 本の内, 9 本のひずみゲージのケーブルが途中で切断したため, 測定不可のものは平均値の計算から除外した.

③ C 橋

C 橋の高力ボルト抜取り対象箇所は, G1(J3)主桁継手部 1 箇所とした. 抜取り本数は, 主桁下フランジ 73 本, ウェブ 26 本の計 99 本を対象とした. 測定対象ボルトは, M22(F10T), 首下長さは, 主桁ウェブ 70mm, 下フランジ 85mm である.

C 橋の残存軸力の測定結果を表 2-8 に示す. また, ボルト抜取り箇所の位置図を図 2-13, 測定結果の度数分布図を図 2-15 (c) に示す. 表 2-8 に示すように, G1-J3 主桁継手部の測定結果は, 残存軸力平均(N)158.2 kN, 変動係数(CV)31.2%であった. 主桁ウェブ中立軸近傍と下端近傍を比較すると, 中立軸からの距離の影響による, 残存軸力に大きな差は見られなかった. なお, 図 2-13 中に示す×印は, ボルトの抜取り, 運搬, キャリブレーション作業中に全 99 本の内, 4 本のひずみゲージのケーブルが途中で切断したため, 測定不可のものは平均値の計算から除外した.

④ D 橋

D 橋の高力ボルト抜取り対象箇所は, G2(J5)主桁継手部 1 箇所とした. 抜取り本数は, 主桁下フランジ 32 本, ウェブ 24 本の計 56 本を対象とした. 測定対象ボルトは, M22(S10T), 首下長さは主桁ウェブ 70mm, 下フランジ 70mm である.

D 橋の残存軸力の測定結果を表 2-9 に示す. また, ボルト抜取り箇所の位置図を図 2-14, 測定結果の度数分布図を図 2-15 (d) に示す. 表 2-9 に示すように G2-J5 主桁継手部の測定結果は, 残存軸力平均(N)168.9 kN, 変動係数(CV)8.7%であった. 主桁ウェブ中立軸近傍と下端近傍を比較すると, 中立軸からの距離の影響による, 残存軸力率に大きな差は見られなかった. なお, 図 2-14 中に示す×印は, ボルトの抜取り, 運搬, キャリブレーション作業中に全 56 本の内, 2 本のひずみゲージのケーブルが途中で切断したため, 測定不可のものは平均値の計算から除外した.

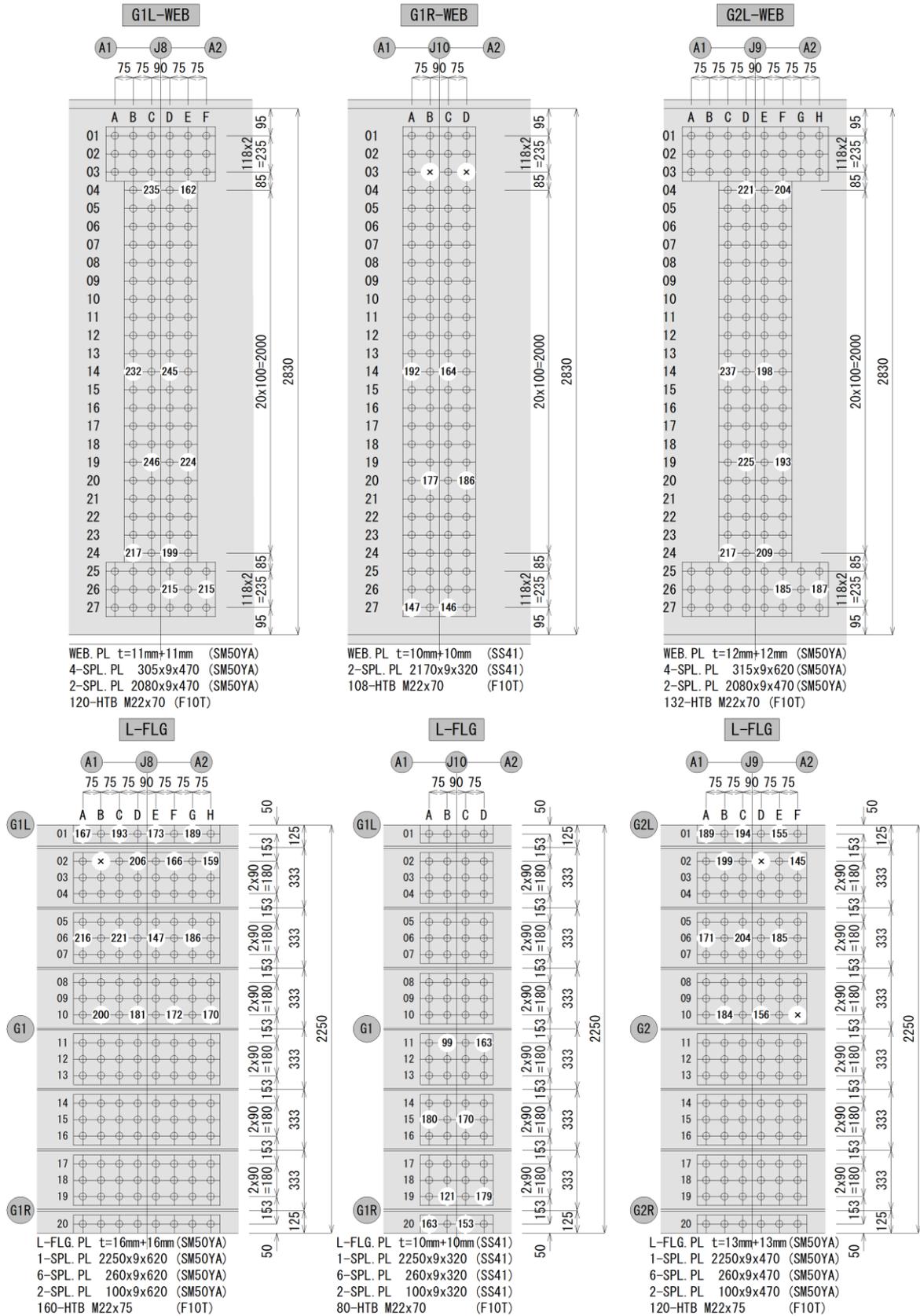


図 2-11 (a) A 橋の残存軸力とボルトの位置関係 (寸法単位: mm)

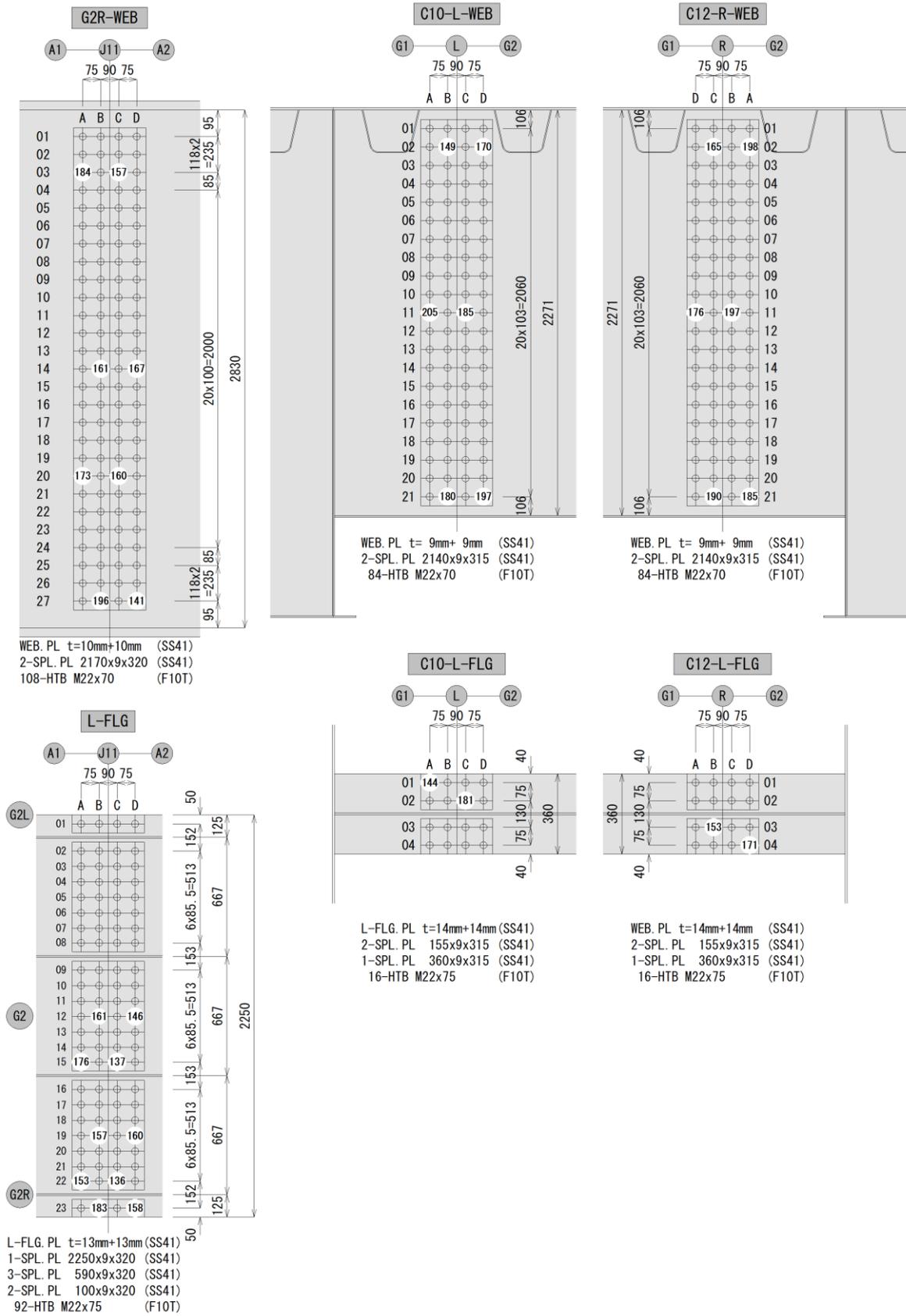


図 2-11 (b) A 橋の残存軸力とボルトの位置関係(続き) (寸法単位:mm)

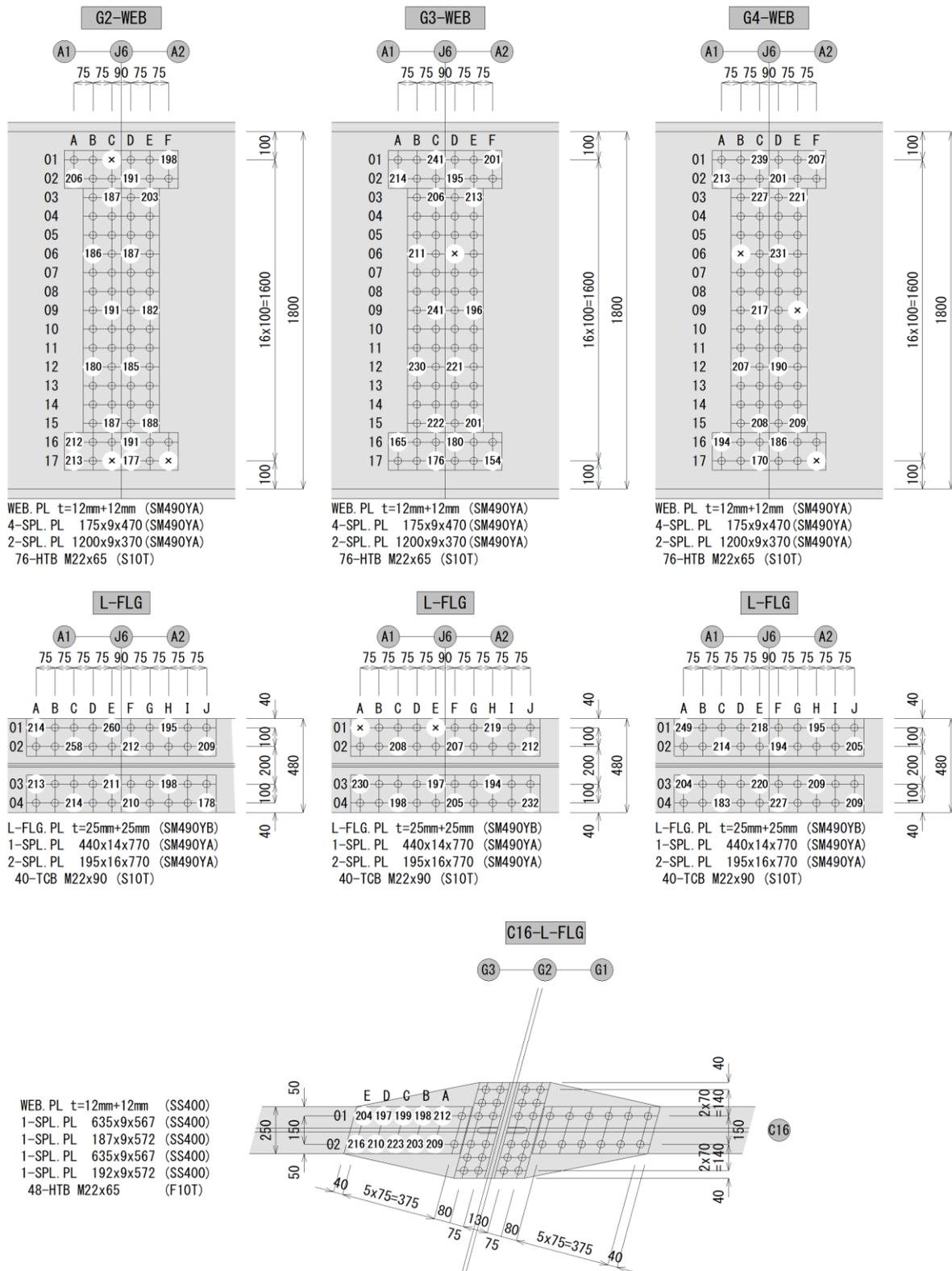


図 2-12 B 橋の残存軸力とボルトの位置関係 (寸法単位:mm)

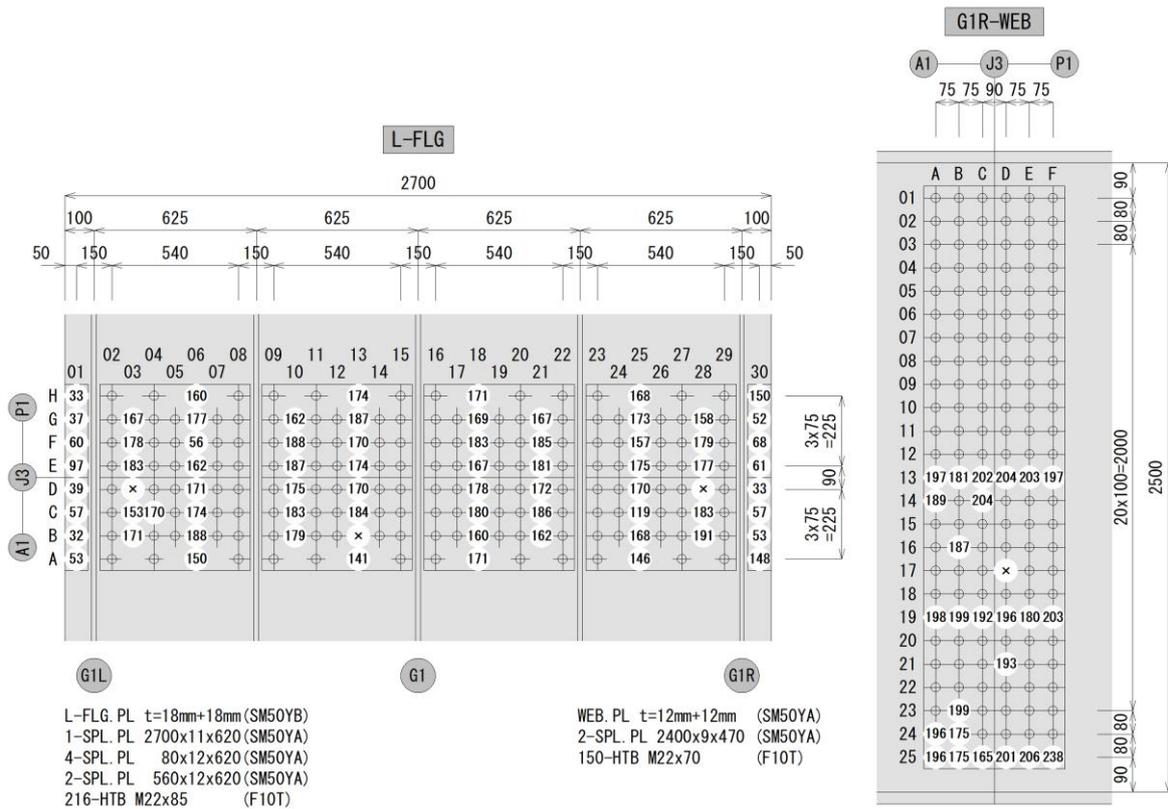


図 2-13 C 橋の残存軸力とボルトの位置関係 (寸法単位: mm)

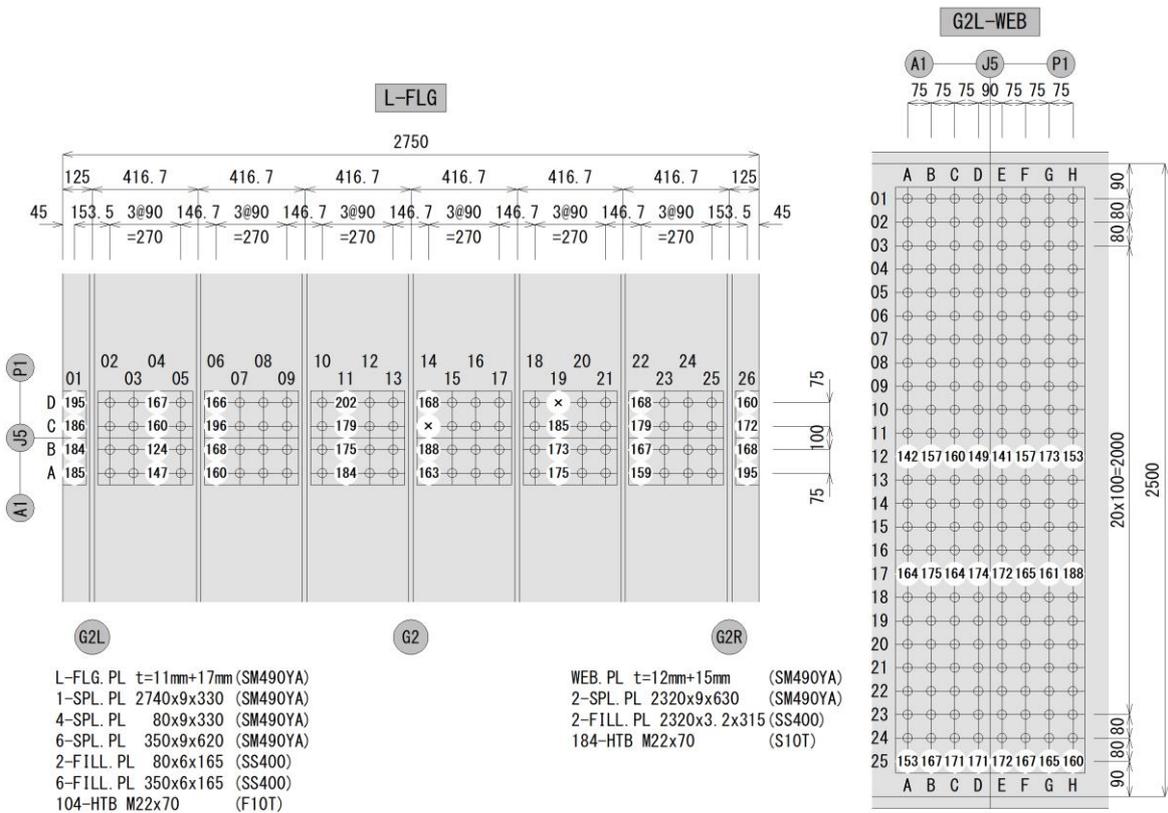


図 2-14 D 橋の残存軸力とボルトの位置関係 (寸法単位: mm)

表 2-6 A 橋の残存軸力測定結果

A橋						
継手位置	部位	箇所	残存軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	残存軸力平均 N (kN) (残存軸力率平均:%)	変動係数 CV (%)
G1-J8	L-WEB	4-C	235.0	114.6%	217.9 (106%)	11.0%
		4-E	161.5	78.8%		
		14-B	231.7	113.0%		
		14-D	234.6	114.5%		
		19-C	246.0	120.0%		
		19-E	224.1	109.3%		
		24-B	216.7	105.7%		
		24-D	198.9	97.0%		
		26-D	215.4	105.1%		
		26-F	214.6	104.7%		
	L-FLG	1-A	166.8	81.4%	196.9 (96%)	14.2%
		1-C	192.8	94.1%		
		1-E	173.3	84.6%		
		1-G	189.4	92.4%		
		2-B	x	x		
		2-D	205.6	100.3%		
		2-F	165.8	80.9%		
		2h	158.8	77.4%		
		6-A	215.8	105.3%		
		6-C	220.7	107.7%		
G1-J10	R-WEB	3-B	x	x	168.5 (82%)	11.7%
		3-D	x	x		
		13-A	192.0	93.7%		
		13-C	163.5	79.7%		
		20-B	176.8	86.2%		
	L-FLG	20-D	185.8	90.6%	153.7 (75%)	18.7%
		27-A	147.1	71.8%		
		27-C	145.6	71.0%		
		11-B	99.3	48.4%		
		11-D	163.1	79.5%		
G2-J9	L-WEB	15-A	179.9	87.7%	207.6 (101%)	8.2%
		15-C	170.2	83.0%		
		19-B	121.3	59.2%		
		19-D	179.0	87.3%		
		20-A	163.4	79.7%		
	L-FLG	20-C	153.6	74.9%	192.8 (94%)	12.4%
		4-D	221.3	107.9%		
		4-F	204.1	99.6%		
		14-C	237.0	115.6%		
		14-E	198.3	96.7%		
G2-J11	R-WEB	19-D	224.7	109.6%	167.2 (82%)	10.2%
		19-F	193.1	94.2%		
		24-C	216.5	105.6%		
		24-E	208.7	101.8%		
		26-F	185.3	90.4%		
	L-FLG	26-G	187.4	91.4%	161.5 (79%)	10.1%
		1-A	189.1	92.2%		
		1-C	194.0	94.6%		
		1-E	155.0	75.6%		
		2-B	199.4	97.3%		
C10	L-WEB	2-D	x	x	181.0 (88%)	11.0%
		2-F	144.7	70.6%		
		6-A	170.6	83.2%		
		6-C	204.4	99.7%		
		6-E	184.7	90.1%		
	L-FLG	10-B	183.8	89.7%	176.4 (86%)	12.1%
		10-D	155.7	75.9%		
		10-F	x	x		
		3-A	184.0	89.8%		
		3-C	156.8	76.5%		
C12	R-WEB	14-B	160.6	78.3%	185.2 (90%)	7.0%
		14-D	166.8	81.4%		
		20-A	172.8	84.3%		
		20-C	159.9	78.0%		
		27-B	195.9	95.6%		
	L-FLG	27-D	141.0	68.8%	179.5 (88%)	8.9%
		12-B	161.4	78.7%		
		12-D	146.3	71.3%		
		15-A	176.1	85.9%		
		15-C	137.2	66.9%		
G3-J6	L-WEB	19-B	157.4	76.8%	156.9 (77%)	9.6%
		19-D	160.0	78.1%		
		22-A	152.7	74.5%		
		22-C	136.3	66.5%		
		23-B	183.1	89.3%		
	L-FLG	23-D	158.1	77.1%	180.4 (88%)	15.3%
		2-B	149.1	72.7%		
		2-D	170.1	83.0%		
		11-A	204.8	99.9%		
		11-C	185.4	90.4%		
G3-J6	R-WEB	21-B	179.9	87.8%	160.0 (75%)	15.9%
		21-D	196.7	95.9%		
		1-A	144.0	70.3%		
		2-C	181.4	88.5%		
		2-B	164.7	80.3%		
	L-FLG	2-D	198.2	96.7%	180.4 (88%)	15.3%
		11-A	176.3	86.0%		
		11-C	196.8	96.0%		
		21-B	190.3	92.9%		
		21-D	184.9	90.2%		
G4-J6	R-WEB	3-B	153.3	74.8%	162.3 (79%)	7.9%
		4-D	171.4	83.6%		
		1-A	144.0	70.3%		
		2-C	181.4	88.5%		
		2-B	164.7	80.3%		
	L-FLG	2-D	198.2	96.7%	180.4 (88%)	15.3%
		11-A	176.3	86.0%		
		11-C	196.8	96.0%		
		21-B	190.3	92.9%		
		21-D	184.9	90.2%		

(備考) ×は計測できなかった項目を示す。
平均値の計算にはこれらを除がしている。

表 2-7 B 橋の残存軸力測定結果

B橋						
継手位置	部位	箇所	残存軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	残存軸力平均 N (kN) (残存軸力率:%)	変動係数 CV (%)
G2-J6	WEB	1-C	x	x	192.0 (94%)	5.6%
		1-F	197.6	96.4%		
		2-A	206.5	100.7%		
		2-D	191.2	93.3%		
		3-C	186.9	91.2%		
		3-E	202.9	99.0%		
		6-B	186.0	90.7%		
		6-D	186.8	91.1%		
		9-C	191.5	93.4%		
		9-E	182.0	88.8%		
	L-FLG	12-B	180.3	88.0%	201.3 (98%)	10.0%
		12-D	185.3	90.4%		
		15-C	186.5	91.0%		
		15-E	188.7	92.0%		
		16-A	211.8	103.3%		
		16-D	191.2	93.2%		
		17-A	212.8	103.8%		
		17-C	x	x		
		17-D	176.6	86.1%		
		17-F	x	x		
G3-J6	L-FLG	1-A	214.2	104.5%	214.4 (105%)	10.8%
		1-E	259.8	126.7%		
		1-H	194.7	95.0%		
		2-C	257.5	125.6%		
		2-F	212.2	103.5%		
	WEB	2-J	209.1	102.0%	206.3 (101%)	10.2%
		3-A	213.1	103.9%		
		3-E	211.3	103.1%		
		3-H	198.8	97.0%		
		4-C	214.2	104.5%		
G4-J6	WEB	4-F	209.9	102.4%	204.0 (100%)	12.1%
		4-J	178.2	86.9%		
		1-C	240.6	117.4%		
		1-F	201.0	98.1%		
		2-A	213.6	104.2%		
	L-FLG	2-D	194.7	95.0%	210.2 (103%)	6.3%
		3-C	206.5	100.7%		
		3-E	212.9	103.8%		
		6-B	211.0	102.9%		
		6-D	x	x		
G4-J6	WEB	9-C	241.3	117.7%	208.0 (102%)	8.8%
		9-E	195.8	95.5%		
		12-B	229.8	112.1%		
		12-D	221.4	108.0%		
		15-C	222.7	108.7%		
	L-FLG	15-E	200.8	98.0%	209.2 (102%)	8.4%
		16-A	165.2	80.6%		
		16-D	180.3	88.0%		
		17-C	176.2	86.0%		
		17-F	154.1	75.2%		
G2-G3 L側	L-FLG	1-A	x	x	210.6 (103%)	8.2%
		1-E	x	x		
		1-H	218.7	106.7%		
		2-C	207.9	101.4%		
		2-F	207.4	101.2%		
	WEB	2-J	212.0	103.4%	207.2 (101%)	4.0%
		3-A	230.5	112.4%		
		3-E	197.0	96.1%		
		3-H	193.5	94.4%		
		4-C	198.1	96.6%		
G2-G3 L側	L-FLG	4-F	205.5	100.2%	207.2 (101%)	4.0%
		4-J	231.8	113.1%		
		1-C	239.2	116.7%		
		1-F	207.3	101.1%		
		2-A	213.0	103.9%		
	L-FLG	2-D	200.5	97.8%	207.2 (101%)	4.0%
		3-C	227.3	110.9%		
		3-E	221.0	107.8%		
		6-B	x	x		
		6-D	231.1	112.7%		
G2-G3 L側	L-FLG	9-C	217.2	106.0%	207.2 (101%)	4.0%
		9-E	x	x		
		12-B	206.7	100.8%		
		12-D	190.2	92.8%		
		15-C	208.5	101.7%		
	L-FLG	15-E	208.7	101.8%	207.2 (101%)	4.0%
		16-A	193.5	94.4%		
		16-D	185.7	90.6%		
		17-C	170.4	83.1%		
		17-F	x	x		
G2-G3 L側	L-FLG	1-A	249.1	121.5%	207.2 (101%)	4.0%
		1-E	218.8	106.7%		
		1-H	195.0	95.1%		
		2-C	213.5	104.2%		
		2-F	194.0	94.6%		
	L-FLG	2-J	204.9	99.9%	207.2 (101%)	4.0%
		3-A	204.4	99.7%		
		3-E	219.6	107.1%		
		3-H	208.7	101.8%		
		4-C	182.6	89.1%		
G2-G3 L側	L-FLG	4-F	227.3	110.9%	207.2 (101%)	4.0%
		4-J	209.3	102.1%		
		1-A	211.6	103.2%		
		1-B	198.1	96.6%		
		1-C	199.5	97.3%		
	L-FLG	1-D	197.5	96.3%	207.2 (101%)	4.0%
		1-F	204.1	99.5%		
		2-A	208.6	101.8%		
		2-B	203.1	99.1%		
		2-C	222.6	108.6%		
L-FLG	2-D	210.7	102.8%	207.2 (101%)	4.0%	
	2-E	216.5	105.6%			

表 2-8 C 橋の残存軸力測定結果

C橋						
継手位置	部位	箇所	残存軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	残存軸力平均 N (kN)	変動係数 CV (%)
	WEB	13-A	196.8	96.0%	195.0 (95%)	7.1%
		13-B	180.5	88.1%		
		13-C	201.6	98.4%		
		13-D	203.6	99.3%		
		13-E	203.2	99.1%		
		13-F	197.4	96.3%		
		14-C	188.8	92.1%		
		14-F	203.7	99.3%		
		16-E	186.9	91.2%		
		17-C	x	x		
		19-A	197.9	96.5%		
		19-B	199.4	97.3%		
		19-C	192.2	93.7%		
		19-D	195.5	95.4%		
		19-E	179.7	87.6%		
		19-F	203.2	99.1%		
		21-D	193.0	94.1%		
		23-B	198.7	96.9%		
		24-A	196.3	95.8%		
		24-B	174.7	85.2%		
		25-A	196.1	95.7%		
		25-B	175.4	85.6%		
		25-C	164.9	80.5%		
		25-D	201.4	98.2%		
		25-E	205.7	100.3%		
25-F	238.0	116.1%				
G1-J3	L-FLG	1-A	52.7	25.7%	158.2 (77%)	31.2%
		1-B	31.5	15.4%		
		1-C	56.9	27.7%		
		1-D	39.2	19.1%		
		1-E	96.9	47.3%		
		1-F	59.9	29.2%		
		1-G	36.5	17.8%		
		1-H	32.5	15.9%		
		3-B	170.5	83.2%		
		3-C	152.5	74.4%		
		3-D	x	x		
		3-F	183.1	89.3%		
		3-F	177.6	86.6%		
		3-G	167.4	81.7%		
		4-C	169.8	82.8%		
		6-A	149.9	73.1%		
		6-B	187.5	91.4%		
		6-C	174.3	85.0%		
		6-D	171.4	83.6%		
		6-E	161.6	78.8%		
		6-F	55.9	27.3%		
		6-G	176.8	86.2%		
		6-H	160.2	78.2%		
		10-B	179.1	87.4%		
		10-C	182.9	89.2%		
10-D	175.1	85.4%				
10-E	186.7	91.1%				
10-F	188.3	91.8%				
10-G	161.5	78.8%				
13-A	141.1	68.8%				
13-B	x	x				
13-C	183.5	89.5%				
13-D	169.9	82.9%				
13-E	174.2	85.0%				
13-F	170.3	83.1%				
13-G	186.6	91.0%				
13-H	174.2	85.0%				
18-A	170.9	83.4%				
13-B	160.2	78.2%				
13-C	180.4	88.0%				
13-D	178.4	87.0%				
13-E	167.1	81.5%				
13-F	182.7	89.1%				
13-G	169.2	82.5%				
13-H	170.7	83.3%				
21-B	161.8	78.9%				
21-c	186.0	90.8%				
21-D	172.0	83.9%				
21-E	181.3	88.4%				
21-F	185.0	90.2%				
21-G	166.6	81.3%				
25-A	145.6	71.0%				
25-B	168.3	82.1%				
25-C	118.8	57.9%				
25-D	169.5	82.7%				
25-E	175.1	85.4%				
25-F	157.0	76.6%				
25-G	173.0	84.4%				
25-H	167.9	81.9%				
28-B	191.3	93.3%				
28-C	182.8	89.2%				
28-D	x	x				
28-E	176.7	86.2%				
25-F	179.4	87.5%				
28-G	158.3	77.2%				
30-A	148.0	72.2%				
30-B	52.9	25.8%				
30-C	57.1	27.9%				
30-D	33.2	16.2%				
30-F	60.8	29.7%				
30-F	68.1	33.2%				
30-G	52.1	25.4%				
30-H	149.7	73.0%				

(備考) ※印の値は、箱桁下フランジ耳部のボルトを除いた値を示す。

表 2-9 D 橋の残存軸力測定結果

D橋						
継手位置	部位	箇所	残存軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	残存軸力平均 N (kN)	変動係数 CV (%)
	WEB	12-A	141.5	69.0%	163.4 (80%)	6.8%
		12-B	156.6	76.4%		
		12-C	160.2	78.1%		
		12-D	148.8	72.6%		
		12-E	140.9	68.7%		
		12-F	156.9	76.5%		
		12-G	173.2	84.5%		
		12-H	152.5	74.4%		
		17-A	163.7	79.9%		
		17-B	175.4	85.6%		
		17-C	164.2	80.1%		
		17-D	173.8	84.8%		
		17-E	171.9	83.9%		
		17-F	165.0	80.5%		
		17-G	161.1	78.6%		
		17-H	188.8	92.1%		
		23-A	153.1	74.7%		
		23-B	166.7	81.3%		
		23-C	170.6	83.2%		
		23-D	171.3	83.6%		
		23-E	172.9	84.3%		
		27-F	167.0	81.4%		
		27-G	165.4	80.7%		
		27-H	160.7	78.4%		
		G2-J5	L-FLG	1-A		
1-B	184.4			89.9%		
1-C	186.4			90.9%		
1-D	194.5			94.9%		
4-A	147.3			71.9%		
4-B	123.9			60.4%		
4-C	159.5			77.8%		
4-D	167.3			81.6%		
6-A	160.1			78.1%		
6-B	168.0			81.9%		
6-C	196.3			95.7%		
6-D	166.0			81.0%		
11-A	184.1			89.8%		
11-B	175.3			85.5%		
11-C	178.7			87.2%		
11-D	202.0			98.5%		
14-A	162.5			79.3%		
14-B	187.7			91.6%		
14-C	x			x		
14-D	168.3			82.1%		
19-A	174.6			85.2%		
19-B	172.8			84.3%		
19-C	185.3			90.4%		
19-D	x			x		
22-A	158.8			77.5%		
22-B	167.3	81.6%				
22-C	179.4	87.5%				
22-D	167.8	81.9%				
26-A	194.8	95.0%				
26-B	168.4	82.1%				
26-C	172.1	83.9%				
26-D	160.2	78.1%				

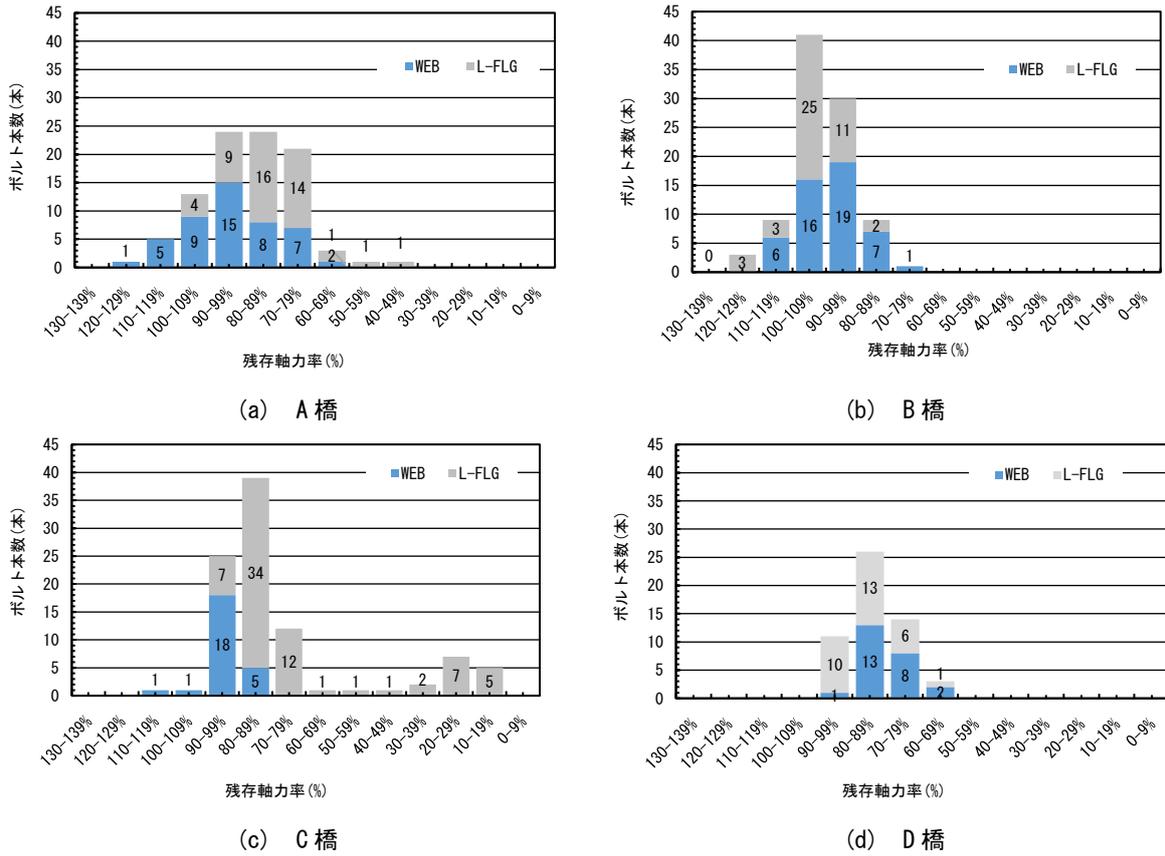


図 2-15 残存軸力率の度数分布図

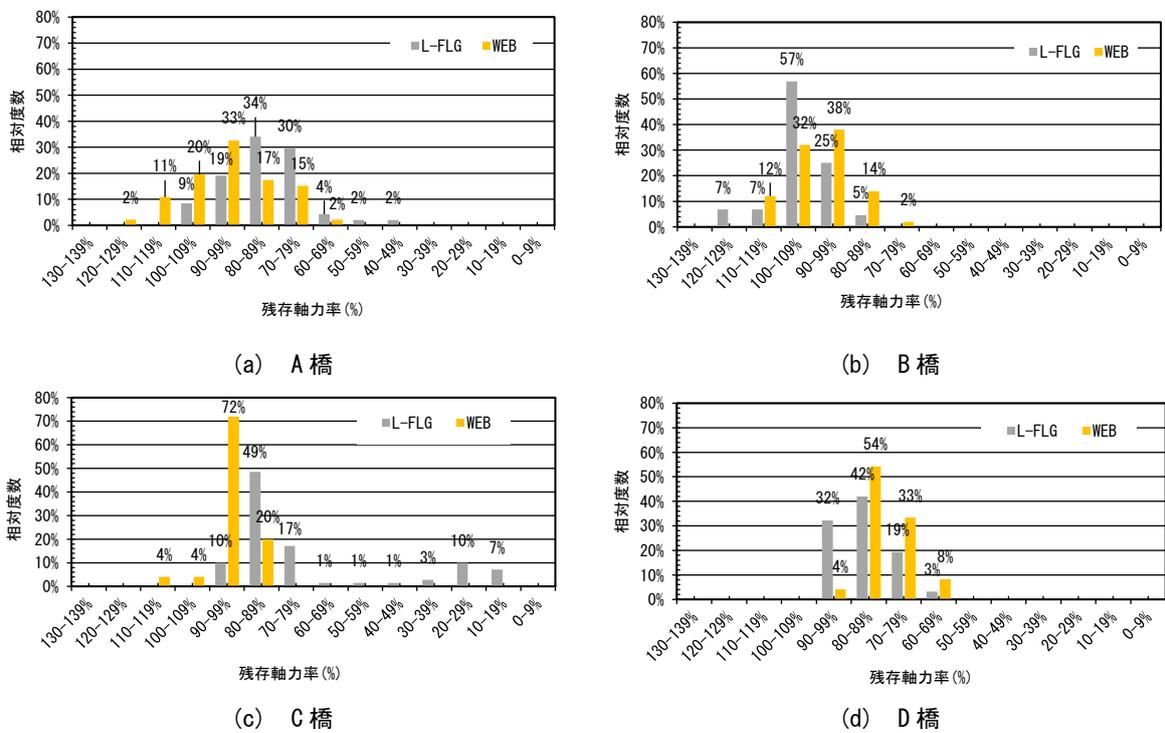


図 2-16 フランジとウェブの相対度数

表 2-10 フランジとウェブの残存軸力比較

名称	部位	確認本数 (本)	残存軸力平均 (kN)	残存軸力率平均 N (%)	変動係数平均 CV (%)
A橋	WEB	46	191.3	93.3%	14.1%
	FLG	47	169.7	82.8%	20.0%
B橋	WEB	49 (43)	200.6 (205.4)	97.9% (100.2%)	13.9% (8.1%)
	FLG	44	210.8	102.8%	7.8%
C橋	WEB	25	195.0	95.1%	7.1%
	FLG	70 (54)	145.1 (169.0)	70.8% (82.4%)	35.0% (12.1%)
D橋	WEB	24	163.4	79.7%	6.8%
	FLG	30	173.3	84.5%	9.2%

(3) 考察

① A橋

A橋全体の残存軸力率は88.0%であり、全体的に残存軸力が低い傾向となった原因について、A橋については当時としては珍しく摩擦接合面が塗装仕様であったため、高力ボルト本締めによる締付け力により、母板との密着度が増加し、軸力低下の原因となる無機ジンクリッチペイント塗膜のクリープが影響し、軸力低下が進行したと考えられる。

表 2-10 および図 2-16(a)の相対度数に示すとおり、ウェブと下フランジの部位の違いによる、高力ボルトの残存軸力は下フランジの方が小さく、ばらつきを示す変動係数は、下フランジの方が大きい傾向にあることを確認した。これについて、A橋は最小斜角が 25° の鋭角な斜橋であり、死荷重による大きな桁間のたわみ差や架設時にねじれの影響を受けやすい構造であり、たわみの大きい支間中央側に位置するG1-J10、G2-J11がより高い傾向にあるのは、その影響であると考えられる。

上下フランジでウェブの上下を2点で拘束している鉸桁橋と比べ、箱桁橋は、上下フランジが両側のウェブにより4点で拘束された状態であり、架設時誤差による目違いや肌すきが解消しにくい構造特性が軸力低下につながっている可能性があると考えられる。

工場製作時に、フランジと縦リブを多電極パネル溶接により接合することから、溶接の入熱に伴うフランジの熱変形により、桁連結時に母板(フランジ)と連結板の間に肌すきが生じやすい。そのため、高力ボルト締付け時のトルクは、肌すきを埋めるための板曲げに消費され、所定の導入軸力が確保されなかったとも考えられるが、これらについては検証データの蓄積が必要である。に肌すきが生じやすい。そのため、高力ボルト締付け時のトルクは、肌すきを埋めるための板曲げに消費され、所定の導入軸力が確保されなかったとも考えられるが、これらについては検証データの蓄積が必要である。

② B橋

B橋の残存軸力率の全体平均は100.1%であり、概ね設計ボルト軸力を満足していた。また、残

存軸力のばらつきを示す全体平均の変動係数についても、文献[13]によれば、導入軸力のばらつきは、同一製造ロット内での変動係数:5%、異製造ロット間相互の変動係数:4%、施工中の温度変化による変動係数:3.5%、施工による出力トルクのばらつき:5%以下としていることから、導入軸力の変動係数は、 $9\%(\sqrt{5^2 + 4^2 + 3.5^2 + 5^2} \approx 9\%)$ 以内と設定している。B橋についても表2-7に示すとおり変動係数は、全体平均で9.1%であり、許容変動係数の9%に比較的近い値となっている。

B橋の中で、特に残存軸力率の低い、ウェブのG2-J6(17D)、G3-J9(16A,16D,17C,17F)、G4-J6(17C)については写真2-12に示すとおり、母板と連結板の孔ずれが大きく、ボルト抜取り時はボルトをハンマーで叩かなければ、ボルトを抜取れない状態であった。残存軸力が低くなった原因として、ボルト軸部とボルト孔表面に余裕がない接触状態で、トルシア形高力ボルトの締付けを行なったことで、ボルト締付け時にナット側（アウターソケット側）のトルクの一部が摩擦トルクとして消費され、トルシア形高力ボルト頭部座面およびナット側のワッシャー座面が連結板に完全に接触し、軸力が導入される前にインナーソケット側のピンテールとねじ端の間にあるブレイクネック（破断溝）が所定のトルクで破断したことが影響していると考えられる。これらの要因が表2-7に示すとおり、A、C、D橋の下フランジと比べ、ウェブの残存軸力率が低くなり、変動係数が大きくなった原因と考えられる。なお、表2-10、B橋()内の値は、孔ずれが大きく、残存軸力の低下率が高いウェブのボルトを除いた値を示す。

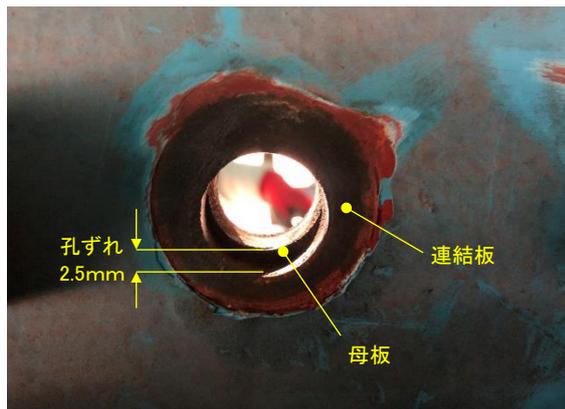


写真2-12 B橋の孔ずれ状況

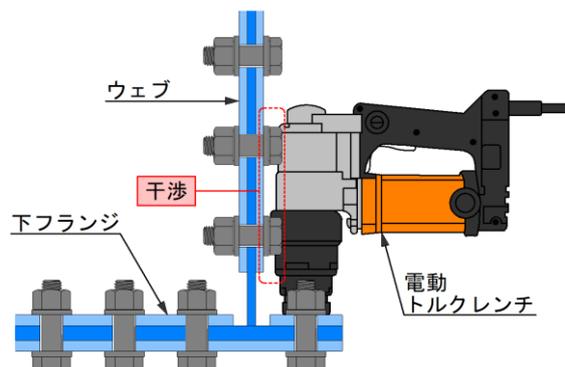


図2-17 箱桁耳部の高力ボルト締付けイメージ

③ C橋に対する考察

C橋のF10Tの設計ボルト軸力205kNに対する残存軸力率はウェブ95.1%、下フランジ70.8%、全体平均は77.2%であり、概ね設計ボルト軸力は確保されていなかった。また、変動係数はウェブ7.1%、下フランジ35.0%と極端に下フランジのばらつきが大きかった。図2-13、表2-8に示すとおり、箱桁下フランジ耳部のボルトには残存軸力50%未満のものが多く、残存軸力を低くし、変動係数を高くしている原因であり、既往文献[2-11]の状況と一致している。

これについて、図2-17に示すとおり、現場では高力ボルトの本締めを行う際に、ウェブ連結板のボルトと耳部のボルト孔までの距離が近く、高力ボルト締付け用の電動式トルクレンチが接触し、使用することが困難であったため、架設時にスパナ等の手締めレンチのみで高力ボルトが締付けられた状態(スナッグタイト)の可能性がある。そのため、架設時より設計ボルト軸力を満足していなかったと考えられる。なお、表2-10、C橋()内の値は、残存軸力低下率の高い箱桁下フラ

ンジ耳部のボルトを除いた値を示す。

④D橋に対する考察

D橋のS10Tの設計ボルト軸力205kNに対する残存軸力率は、ウェブ79.7%、下フランジ84.5%、全体平均は82.4%であり、全てのボルトで設計ボルト軸力が確保されていなかった。また、変動係数は、ウェブ6.8%、下フランジ9.2%、全体平均は8.7%であり、ばらつきについては、文献[2-13]の許容変動係数9%に比較的近い値となっている。

残存軸力が低くなった原因として、A橋と同じく摩擦接合面が塗装仕様であり、軸力低下の原因となる無機ジंकクリッチペイント塗膜のクリープが影響したことで、導入軸力225kNに対し10～15%軸力低下が進行したと考えられる。さらに、D橋のウェブおよび下フランジにはフィラーが使用されており、文献[2-14]によれば、フィラーを用いない継手で、摩擦接触面が2面の継手に対し、フィラーを1枚挿入した、摩擦接触面が3面の継手では、残存軸力が低くなることが確認されており、その影響があったと考えられる。

建設から8年経過したD橋と文献[2-14]の摩擦接合面に厚膜形無機ジंकクリッチペイント塗膜処理され、フィラーを1枚挿入した試験体の残存軸力率の推定値を比較した結果を表2-11に示す。文献[2-14]の決定係数0.891の回帰直線($y = -2.25 \log_{10} x + 96.4$)より、高力ボルト締付けから約7万時間(8年)経過した残存軸力率の推定値は、約85%であり、フィラーを挿入しているD橋の残存軸力率平均の約82%と概ね一致していた。

D橋はトルシア形高力ボルトのS10Tを使用しているが、文献[2-15]によれば高力六角ボルトは締付け日の温度からトルク係数値を算出し、締付け日毎にトルク値を算定しているため、現場予備試験における導入軸力に関しては、温度の影響は小さいと考えられているが、トルシア形高力ボルトは、温度が低くなればボルト軸力は低くなる相関関係があると報告されている。また、常温時(10℃～30℃)における導入軸力の下限値212kNに対し、常温時以外(0℃～10℃)では207kNと検査基準値が低く設定されている。D橋の施工記録より、最高気温10℃以下の気温が低い時期に高力ボルト本締めしたことで、導入軸力が小さくなり、結果、残存軸力が小さくなった影響も考えられるが、検証データの蓄積が必要である。

表 2-11 D橋の残存軸力率の推定値比較

部位	残存軸力率 (%)	70,080時間(8年)の残存軸力率推定値 (%)
WEB	79.7%	82.4%
L-FLG	84.5%	
		85.4%

⑤残存軸力の経年変化率に関する考察

A～D橋の高力ボルト残存軸力率の経年変化率を建設年代順にプロットした結果を図2-18に示す。回帰直線は右下がりではあるが、ボルト全体の相関係数は0.1以下と非常に低い値であり、残存軸力率と経年には明確な相関関係は確認できなかった。

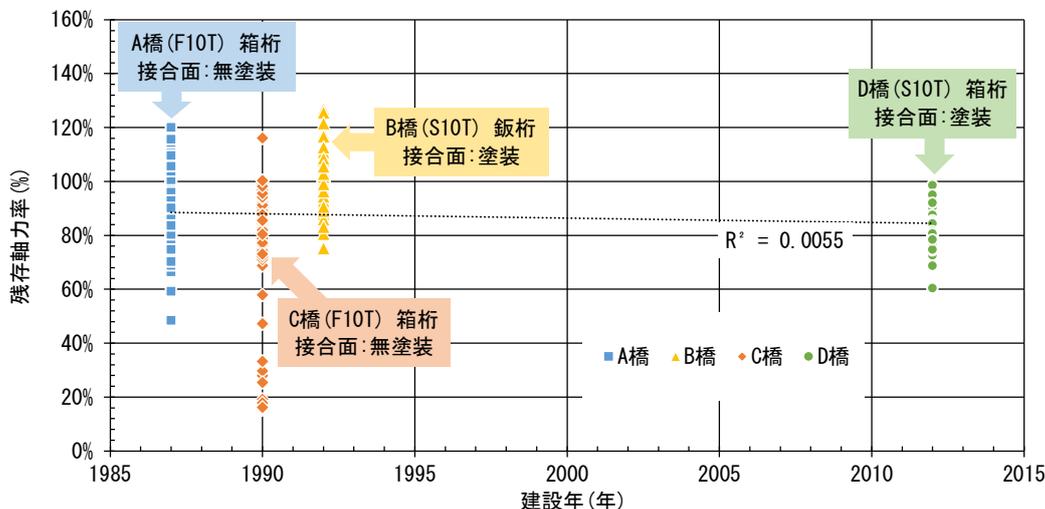


図2-18 残存軸力率の経年変化率

⑥ボルト首下長さに関する考察

高力ボルトの首下長さの違いによる残存軸力への影響を比較するため、A～D橋で得られた残存軸力率の結果を高力ボルトの首下長さとして橋梁毎に表したものを図2-19に示す。文献[2-16]によれば、ボルトの長さが短い方が、残存軸力が小さくなったと述べられている。その理由として、接触面の影響から生じるボルト締付けによる収縮量は、ボルトの首下長さに係わらず一定であり、ボルトの長さが短ければ、単位ボルト長さにおける収縮量が大きくなる。これによって、ボルトの長さが短い方が、残存軸力が小さくなったと考察されているが、本調査結果においては、高力ボルトの首下長さとの残存軸力およびばらつきには明確な関係は認められなかった。なお、C橋の箱桁下フランジ耳部のボルトは、データから除外している。

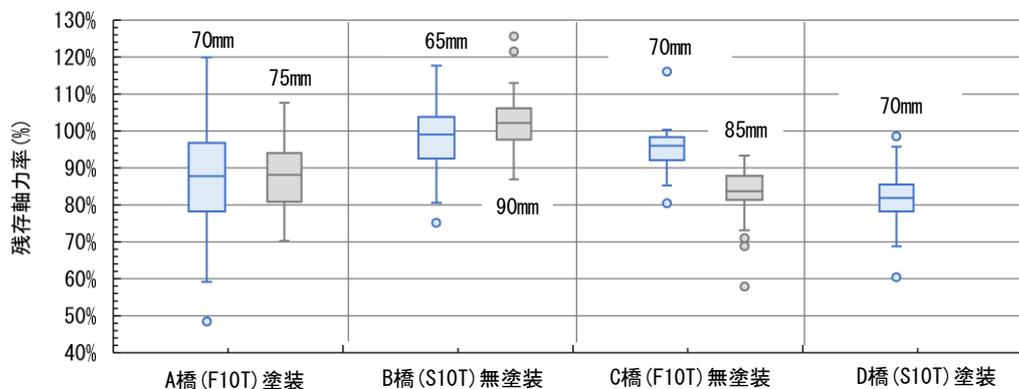


図2-19 残存軸力率と首下長さの関係比較

⑦F10T と S10T の残存軸力に関する考察

F10T(A,C 橋)と S10T(B,D 橋)の残存軸力の比較を表 2-12 に示す。なお、C 橋の値は、箱桁下フランジ耳部のボルトが、施工不良により残存軸力率を低くし、変動係数を高くしていることが推測できるため、比較対象から除外した値を示している。S10T と比べ F10T の方が、僅かではあるが残存軸力率の平均値は低く、変動係数は高い結果となった。その原因として、橋梁架設現場において高力ボルトを締付ける場合、施工前に現場予備試験で 5 本のボルトについて 10%増しの導入軸力(225kN)になるように締付け機器の調整を行うが、その試験で使用する高力ボルトは、M22(F10T)首下長さ 80mm, M22(S10T)75mm に限定されている。また、トルシア形高力ボルトでは約 230kN(約 103%)の導入軸力によるトルクでピンテールが破断する構造となっている。一方、F10T はトルク係数値から、締付け機器のトルク値を決定するが、実施工においては、ボルトの首下長さ毎に変動するトルク係数値と締付け機器のアナログ調整ダイヤル設定時における人的誤差の 2 つの誤差要因が、S10T と比べ変動係数が大きくなった原因として考えられる。また、文献 [2-17]によれば平均値は比較的安定しているが、全体的に目標導入軸力が 80%程度に下回った結果の原因として設定トルクを多少低めに調整されたことと考察しており、S10T と比べ残存軸力平均が低くなった原因として締付け不足が原因として考えられるが、検証データの蓄積が必要である。

表 2-12 F10T と S10T の残存軸力比較

名称	ボルト強度	残存軸力率 平均値 (%)	標準偏差 (%)	変動係数 (%)
A, C 橋	F10T	88.1%	12.4%	14.1%
B, D 橋	S10T	93.2%	12.3%	13.3%

⑧ウェブ下端と下フランジの残存軸力に関する考察

(2)で述べたとおり、A~D 橋での計測結果について、ウェブの中立軸近傍と下端近傍では中立軸からの距離による残存軸力に大きなばらつきの影響はなかった。

一方で、表 2-10 に示すとおり、A,C,D 橋の変動係数についてはウェブと下フランジの部位の違いで大きく異なる傾向となった。これらの原因については、(2)で述べたとおり、箱桁下フランジはウェブと比べ、縦リブ等による拘束の影響を受け、肌すきを密着しにくい構造特性が影響していると考えられる。また、表 2-10 の()内に示す、鉸桁である B 橋は、(2)で述べたとおり、孔ずれが大きく残存軸力低下率の高いウェブのボルトを除いた場合の残存軸力率は、ウェブ 100%、下フランジ 103%、変動係数は、ウェブ 8.1%、下フランジ 7.8%であり、その差はいずれも小さい。ウェブの中立軸近傍と下端近傍の残存軸力のばらつきが大きくなる要因について、構造特性よりもむしろ文献[2-1]-[2-3]の高力ボルトの締付け順序が考えられる。連結板の外側端からボルトを締付けると連結板が浮き上がり、密着性が悪くなるため、中央から外側に向かって締付けることが重要であると述べられているが、B,C,D 橋の変動係数は 9%以下と小さく、その締付け順序の影響は小さかったと考えられる。また、A 橋については前述のとおり、下フランジよりもウェブの方が変動係数は小さいものの、B,C,D 橋と比べ変動係数が 14.1%と大きくなった原因について、(2)で述べたとおり、斜角の影響により桁がねじれ、架設誤差がある状態で桁連結したことが影響していると考えられる。なお、これらについては検証データの蓄積が必要である。

(4) 高力ボルトの引張試験

① 引張試験概要

架橋地点の異なる長期間実橋で使用された高力ボルトの機械的特性を調べるため、残存軸力測定で使用した高力ボルトの内、A橋のF10Tの首下長さ70mmと75mm、B橋のS10Tの首下長さ65mmと90mm、C橋のF10Tの首下長さ70mmと85mm、D橋のS10Tの首下長さ70mmと70mmを使用し、引張試験を実施した。

引張試験は載荷能力500kNのボルト引張試験専用試験機「SHIMADZU:UH-500kNXR」を用いた。また、本試験はボルトのみで試験を行い、ボルトねじ部を専用治具で固定し、その首下に治具を入れて引張荷重を10kN/min程度の速度でボルトが破断するまで引張荷重を載荷し破断時の荷重を示している。なお、引張荷重はボルトそれぞれ3本の平均値で求めている。

引張試験状況を写真2-13に示す。



写真 2-13 抜き取りボルトの引張試験状況

② 引張試験結果と考察

引張試験結果を表2-13に示す。引張荷重の最小値と平均値はウェブとフランジでそれぞれ、A橋：最小値312.2kN, 323.3kN, 平均値324.0kN(107%), 327.6kN(108%), B橋：最小値330.8kN, 322.4kN, 平均値331.3kN(109%), 325.3kN(107%), C橋：最小値330.8kN, 307.0kN, 平均値312.2kN(103%), 327.2kN(108%), D橋：最小値325.8kN, 324.0kN, 平均値327.2kN(108%), 327.6kN(108%)と基準値の ≥ 303 kNより高い結果となった。

この規定値比率については、JIS Z 2201(金属材料引張試験片)の4号試験片を用いて行う引張強さの機械的性質における規定値と一致した。なお、本試験での引張強さは引張最大荷重を高力ボルトM22有効断面積(303mm²)で除した値である。

ボルト長さとの関係およびF10TとS10Tとの関係については、引張強度ではまったく相関は見られなかった。また、当然ではあるが、写真2-14に示すとおり、引張試験における破断箇所は全てねじ部であった。

表 2-13 引張試験結果

名称	ボルト強度	部位	首下長さ	No.	引張荷重 (kN) (基準値 : ≥ 303 kN)		引張強度 (N/mm ²) (基準値 : 1000~2000N/mm ²)	
A橋	M22 (F10T)	WEB	70mm	1	312.2	324.0	1030.4	1069.5
				2	331.1		1092.7	
				3	328.8		1085.3	
		L-FLG	75mm	1	323.3	327.6	1067.1	1081.3
				2	327.5		1080.8	
				3	332.1		1096.1	
B橋	M22 (S10T)	WEB	65mm	1	331.6	331.3	1094.5	1093.5
				2	331.5		1094.1	
				3	330.8		1091.8	
		L-FLG	90mm	1	322.4	325.3	1063.9	1073.5
				2	327.0		1079.0	
				3	326.5		1077.7	
C橋	M22 (F10T)	WEB	70mm	1	331.6	312.2	1013.1	1030.5
				2	331.5		1037.6	
				3	330.8		1040.7	
		L-FLG	85mm	1	307.0	327.2	1075.1	1079.8
				2	314.4		1084.0	
				3	315.3		1080.4	
D橋	M22 (S10T)	WEB	70mm	1	325.8	327.2	1075.1	1079.8
				2	328.5		1084.0	
				3	327.4		1080.4	
		L-FLG	70mm	1	324.0	327.6	1069.2	1081.1
				2	327.9		1082.1	
				3	330.8		1091.9	



(a) A橋 : WEB (70mm)



(b) A橋 : L-FLG (75mm)



(c) B橋 : WEB (65mm)



(d) B橋 : L-FLG (90mm)

写真 2-14 引張試験後のボルト



(e) C 橋 : WEB (70mm)



(f) C 橋 : L-FLG (85mm)



(g) D 橋 : WEB (70mm)



(h) D 橋 : L-FLG (70mm)

写真 2-14 引張試験状況 (続き)

2.4.2 F8T・F10TWを使用した実橋高力ボルトの残存軸力評価

(1)はじめに

鋼橋のライフサイクルコスト(LCC)への意識の高まりの中、維持管理コストの軽減のため、溶融亜鉛めっき橋梁や耐候性鋼橋梁が建設されているが、同時にその現場継手に用いられる高力ボルト継手に関する多くの問題点、すなわち、ボルトの遅れ破壊の問題、接合面の摩擦係数確保の問題、継手構成・製作上の問題等は、各種実験を通して一応解決している。しかし、高力ボルトの経時的性状変化、特に溶融亜鉛めっき高力ボルト(F8T)および耐候性高力ボルト(F10TW)については、必ずしも十分な解明がなされているとは言えない。

高力ボルトを使う摩擦接合継手の設計および施工では、ボルト導入軸力が重要事項として管理されているが、2.4.1でも述べたが、鋼橋の継手から高力ボルトを抜取り残存軸力の調査を行ったが、設計ボルト軸力を下回っているものが多く存在することが分かった。すなわち、ボルト、ナットおよび接合鋼板表面の軟らかい純亜鉛層やさび層の存在によって、ボルト軸力は、通常生ずるボルト材自身のクリープ・リラクゼーションおよびボルトとナットの溝部において生じるクリープによる以上の低下が考えられるが、F8TおよびF10TWそれらに関する十分なデータは得られていない。また、既往のリラクゼーションに関する研究では試験体による条件が整った実験室や暴露試験場での試験結果が多く、建設から数十年経過した実橋からF8TおよびF10TWのボルトを抜き取り、残存軸力を確認した例はない。

そのような背景のもとに、本研究では、供用中の鋼橋の継手部から、F8TおよびF10TWの高力ボルトを抜き取り、その残存軸力を明らかにし、軸力低下の原因と傾向を評価した。

(2)測定対象橋梁の概要

測定対象となる2橋の橋梁形式は、単純鋼床版23主桁桁耐候性鋼無塗装橋梁(以下E橋)、単純鋼6主桁桁溶融亜鉛めっき橋梁(以下F橋)の供用中の高力ボルト摩擦接合継手から現場でボルトを抜き取り室内実験で高力ボルトの残存軸力の測定を行った。

測定橋梁を写真2-15、橋梁概要を表2-14、一般図(平面図・断面図)を図2-20-図2-21に示す。なお、図中に示す二重丸印は、高力ボルト抜き取り継手箇所を示す。

架橋環境については、2橋全てが水面からの高さが5m以下の河川上に架橋されており、架橋地点と海岸線までの距離は、15km以内に位置している。

ボルトについては、E橋が高力六角ボルトのF10TW、F橋はF8Tを使用している。これは、F10Tクラスの高力ボルトをめっきした場合には、めっきによる材質の脆化により遅れ破壊が懸念されるためである。ねじの呼び径はいずれもM22であった。

高力ボルトの締付け管理方法にはトルク法、耐力点法、回転角法があり、どの管理法を適用したか記録が残っていないが、建設当時の文献[2-2]-[2-3]によれば、高力ボルト摩擦接合の締付け管理方法は、トルク法とナット回転法に大別されており、その内、ナット回転法についてはF8Tのみの適用に限定されていたことから高力ボルトの締付け管理方法は、E橋がトルク法、F橋がナット回転角法であったと推測できる。

摩擦接合面について、建設年度およびボルト抜き取り後の連結板表面の状態からE橋が無塗装の粗面状態、F橋については、文献[2-3]より溶融亜鉛めっきの表面にサンドブラスト処理し、摩擦接合面のすべり係数を確保したものと推測できる。

写真 2-16 に示すように、E 橋においては良好な安定さびが形成されていた。また、F 橋のめっきにおいても特に目立った腐食損傷はなく良好であった。

E 橋, F 橋においては、河川上であることから、鋼桁架設時期については非出水期(11月～5月)における河川内からの架設作業であったと推測できるが、詳細については不明である。なお、ボルト抜取り箇所は、安全性と作業性を考え、足場が設置でき、継手部までのアクセス可能な箇所を選定条件としていることをご理解願いたい。



(a) E 橋 (耐候性鋼橋梁)

(b) F 橋 (溶融亜鉛めっき橋梁)

写真 2-15 高力ボルト抜取り対象橋梁

表 2-14 測定橋梁概要

	E 橋	F 橋
橋梁形式	単純鋼床版 23 主鋼桁橋	単純鋼 6 主鋼桁橋 2 連
橋長	22.0m	50.0m
支間長	21.4m	24.4m+24.4m
建設年度	1986 年(昭和 61 年)	2012 年(平成 24 年)
供用年数 () 内は抜取年次	35 年(2021 年)	9 年(2021 年)
斜角	49.5°	—
ボルト強度	M22 (F10TW)	M22 (F8T)
摩擦接合面	無塗装 (耐候性鋼材)	溶融亜鉛めっき
海岸線からの距離	10km	15km
架橋地点	河川部	河川部



ボルト側



ナット側



ボルト側



ナット側

(a) E 橋 (F10TW)

(b) F 橋 (F8T)

写真 2-16 高力ボルト抜取り前状況

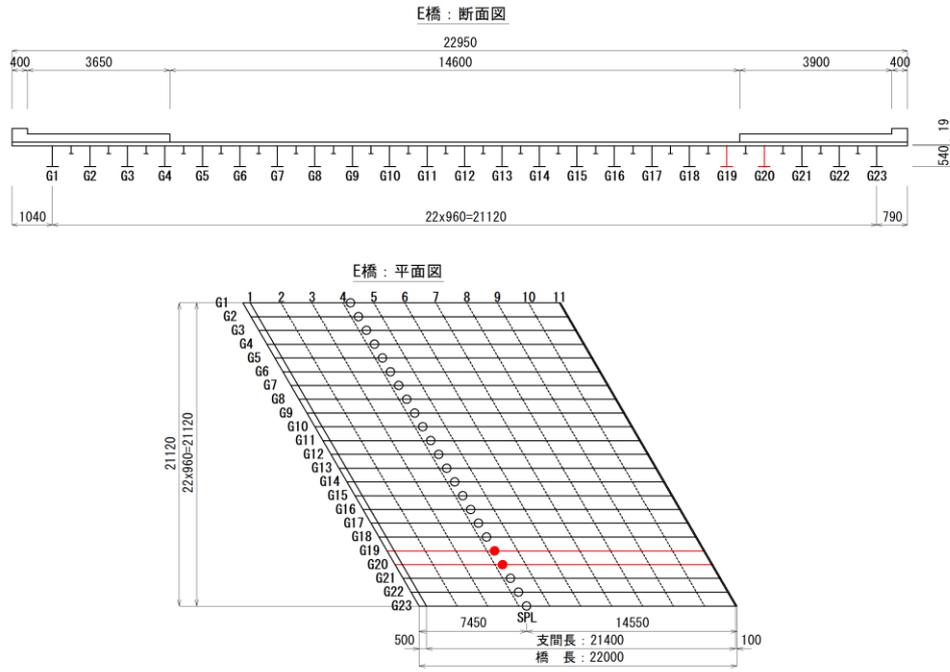


図 2-20 E 橋の一般図 (寸法単位: mm)

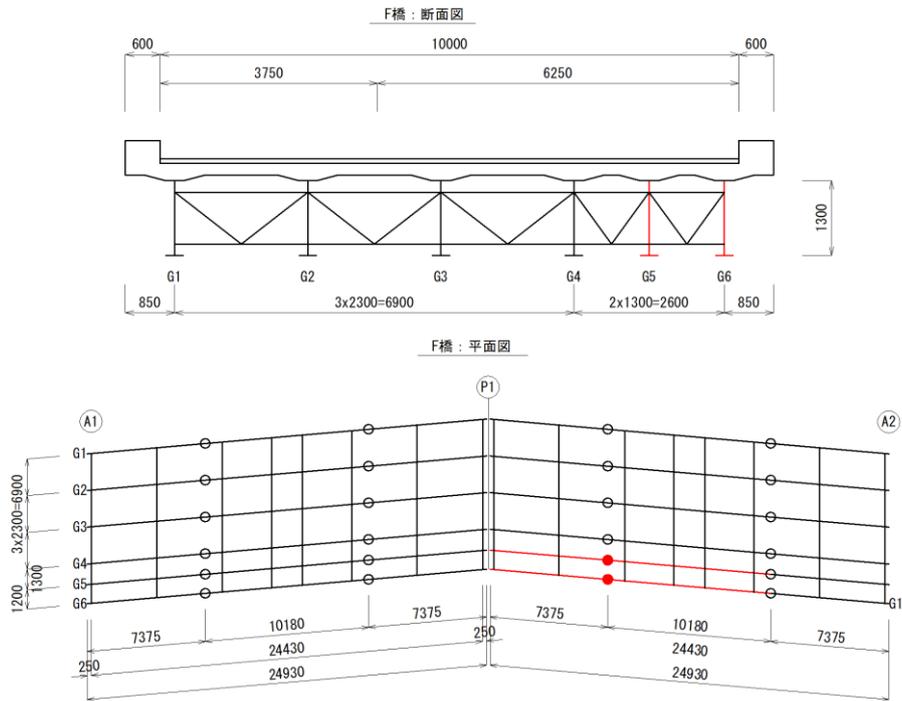


図 2-21 F 橋の一般図 (寸法単位: mm)

(3) 残存軸力の測定結果

①E 橋の測定結果

E 橋の高力ボルト抜取り対象箇所は、G19(SP1)、G20(SP1)主桁継手部 2 箇所とした。抜取り本数は、主桁下フランジ 40 本、ウェブ 24 本の計 64 本とした。測定対象ボルトは、主桁が M22(F10TW)、首下長さは主桁ウェブ 70mm、下フランジ 120mm である。

I 橋の残存軸力の測定結果を表 2-15 に示す。また、ボルト抜取り箇所の位置図を図 2-22、測定結果の度数分布図を図 2-23 に示す。表 2-15 に示すように、G19-SP1、G19-SP1 主桁継手部の測定結果は、それぞれ、残存軸力平均(N)157.2kN、175.7kN、変動係数(CV)13.6%、14.5%、E 橋全体では、平均残存軸力(N)166.4 kN、変動係数(CV)12.8%であった。

②F 橋の測定結果

F 橋の高力ボルト抜取り対象箇所は、G5(J1)、G6(J1)主桁継手部 2 箇所とした。抜取り本数は、主桁下フランジ 49 本、ウェブ 40 本の計 89 本とした。測定対象ボルトは、主桁が M22(F8T)、首下長さは主桁ウェブ 70mm、80mm、下フランジ 85、90mm である。

F 橋の残存軸力の測定結果を表 2-16 に示す。また、ボルト抜取り箇所の位置図を図 2-24、測定結果の度数分布図を図 2-25 に示す。表 2-16 に示すように、G5-J1、G6-J1 主桁継手部の測定結果は、それぞれ、残存軸力平均(N)201.8kN、203.5kN、変動係数(CV)5.5%、8.6%、F 橋全体では、平均残存軸力(N)202.7 kN、変動係数(CV)7.1%であった。なお、図 2-24 中に示す×印は、ボルトの抜取り、運搬、キャリブレーション作業中に全 89 本の内、3 本のひずみゲージのケーブルが途中で切断したため、測定不可のものは平均値の計算から除外した。

(4) 考察

①E 橋に対する考察

F10TW(E 橋)の残存軸力率の平均値は低く、ばらつきを示す変動係数は高い結果となった。その原因として、橋梁架設現場において高力ボルトを締付ける場合、施工前に現場予備試験で 5 本のボルトについて 10%増しの導入軸力(225kN)になるように締付け機器の調整を行うが、その試験で使用する高力ボルトは、M22(F10T)首下長さ 80mm に限定されている。一方、F10T はトルク係数値から、締付け機器のトルク値を決定するが、実施工においては、ボルトの首下長さ毎に変動するトルク係数値と締付け機器のアナログ調整ダイヤル設定時における人的誤差の 2 つの誤差要因が、変動係数が大きくなった原因として考えられる。また、文献[2-17]によれば平均値は比較的安定しているが、全体的に目標導入軸力が 80%程度に下回った結果の原因として設定トルクを多少低めに調整されたことと考察しており、残存軸力平均が低くなった原因として締付け不足が原因として考えられるが、これらについては、検証データの蓄積が必要である。

E 橋の摩擦接合面は無塗装であり、工場仮組検査から現場搬入され高力ボルトが締付けられるまでどの程度、工場屋外保管されたかは記録に残ってはいないが、高力ボルト締付け時における連結板とボルト(ワッシャー)接触部の面圧により、写真 2-17 に示すとおり、保護性さびによる表面の凸凹が平坦化する際、連結板の座面表面に塑性変形が生じ、陥没すると同時に締付けの完了の伸びの解除による軸力低下したと考えられる。これらについては、今後の調査が必要である。

表 2-15 E 橋の残存軸力測定結果

E橋												
継手位置	部位	箇所	残存軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	残存軸力平均 (kN)			残存軸力率平均 (%)			変動係数 (%)	
G19	WEB	1-A	201.0	98%	164.2			80.1%			10.9%	
		1-C	158.2	77%								
		2-B	177.2	86%								
		2-D	161.5	79%								
		3-A	141.7	69%								
		3-C	172.2	84%								
		4-B	186.3	91%								
		4-D	141.3	69%								
		5-A	161.2	79%								
		5-C	167.5	82%								
	6-B	148.0	72%									
	6-D	154.8	76%									
	L-FLG	1-B	133.6	65%	152.9			74.6%			14.7%	
		1-I	111.9	55%								
		1-K	154.3	75%								
		1-M	165.8	81%								
		1-O	196.3	96%								
		2-A	158.5	77%								
		2-C	184.2	90%								
		2-E	181.3	88%								
		2-G	137.0	67%								
		2-P	172.6	84%								
		3-A	133.8	65%								
		3-J	132.7	65%								
		3-L	166.7	81%								
		3-N	130.8	64%								
		3-P	118.2	58%								
		4-B	158.5	77%								
4-D		147.7	72%									
4-F		162.6	79%									
4-H	144.7	71%										
4-O	167.4	82%										
G20	WEB	1-A	168.1	82%	172.0			83.9%			6.6%	
		1-C	175.8	86%								
		2-B	184.6	90%								
		2-D	196.3	96%								
		3-A	161.2	79%								
		3-C	165.5	81%								
		4-B	161.9	79%								
		4-D	163.9	80%								
		5-A	175.0	85%								
		5-C	170.4	83%								
	6-B	157.9	77%									
	6-D	183.0	89%									
	L-FLG	1-B	166.9	81%	177.9			86.8%			17.5%	
		1-I	172.4	84%								
		1-K	197.4	96%								
		1-M	190.2	93%								
		1-O	134.4	66%								
		2-A	176.6	86%								
		2-C	175.2	85%								
		2-E	168.2	82%								
		2-G	129.9	63%								
		2-P	88.0	43%								
		3-A	184.9	90%								
		3-J	195.8	95%								
		3-L	178.8	87%								
		3-N	201.5	98%								
		3-P	185.9	91%								
		4-B	174.6	85%								
4-D		197.3	96%									
4-F		203.1	99%									
4-H	217.1	106%										
4-O	219.9	107%										

表 2-16 F 橋の残存軸力測定結果

F橋												
継手位置	部位	箇所	残存軸力 (kN)	残存軸力率 (%)	残存軸力平均 (kN)		残存軸力率平均 (%)		変動係数 (%)			
G6	WEB	1-A	210.4	128%	206.6	203.5	202.7	125.2%	123.3%	3.7%	7.1%	
		1-C	191.9	116%								
		1-F	213.0	129%								
		2-E	208.2	126%								
		3-C	209.1	127%								
		4-A	204.7	124%								
		4-F	211.2	128%								
		5-C	205.7	125%								
		6-E	210.7	128%								
		7-A	203.0	123%								
		7-C	198.9	121%								
		7-F	210.9	128%								
		9-C	199.4	121%								
		10-A	209.6	127%								
		10-F	209.3	127%								
		11-C	198.4	120%								
		12-E	210.5	128%								
		13-A	212.7	129%								
	13-C	191.6	116%									
	13-F	222.9	135%									
	G5	L-FLG	1-C	196.1	119%	201.1	201.8	201.8	121.9%	122.3%		6.5%
			1-D	204.3	124%							
			1-F	221.4	134%							
			1-H	201.7	122%							
			1-J	191.7	116%							
			2-K	185.1	112%							
			2-B	202.5	123%							
			3-A	204.1	124%							
			3-C	205.9	125%							
			3-E	186.9	113%							
			3-G	202.4	123%							
			3-I	180.1	109%							
			3-L	197.3	120%							
			4-A	215.4	131%							
			4-F	236.0	143%							
			4-H	212.7	129%							
4-J			209.0	127%								
4-L			192.8	117%								
4-D		219.6	133%									
5-K		195.6	119%									
5-B		185.8	113%									
6-C		208.6	126%									
6-E		188.8	114%									
6-G		200.1	121%									
6-I		184.8	112%									
6-J		198.8	120%									
G6		WEB	1-A	206.4	125%	203.9	201.8	201.8	123.6%	122.8%	3.8%	
			1-D	208.9	127%							
			1-F	202.8	123%							
			2-E	205.4	124%							
			3-D	196.1	119%							
			4-A	212.0	129%							
			4-F	202.2	123%							
			5-D	196.2	119%							
			6-E	204.7	124%							
			7-A	218.7	133%							
	7-D		190.4	115%								
	7-F		212.9	129%								
	9-D		198.0	120%								
	10-A		211.0	128%								
	10-F		206.6	125%								
	11-D		199.6	121%								
	12-E		200.2	121%								
	13-A		205.8	125%								
	13-D	187.7	114%									
	13-F	211.7	128%									
	G5	L-FLG	1-C	178.0	108%	200.1	201.8	201.8	121.3%	122.3%	11.3%	
			1-D	189.4	115%							
			1-E	197.3	120%							
			1-F	209.2	127%							
			1-G	195.9	119%							
			1-H	195.5	119%							
			2-B	212.9	129%							
			2-I	178.9	108%							
			3-A	191.5	116%							
			3-C	158.0	96%							
			3-E	185.1	112%							
			3-G	198.9	121%							
			3-J	180.0	109%							
			4-A	204.4	124%							
			4-D	236.2	143%							
			4-F	217.6	132%							
4-H			204.1	124%								
4-J			181.5	110%								
5-B		195.5	119%									
5-I		272.4	165%									
6-C												
6-D		212.4	129%									
6-E		211.4	128%									
6-F		195.9	119%									
6-G												
6-H												

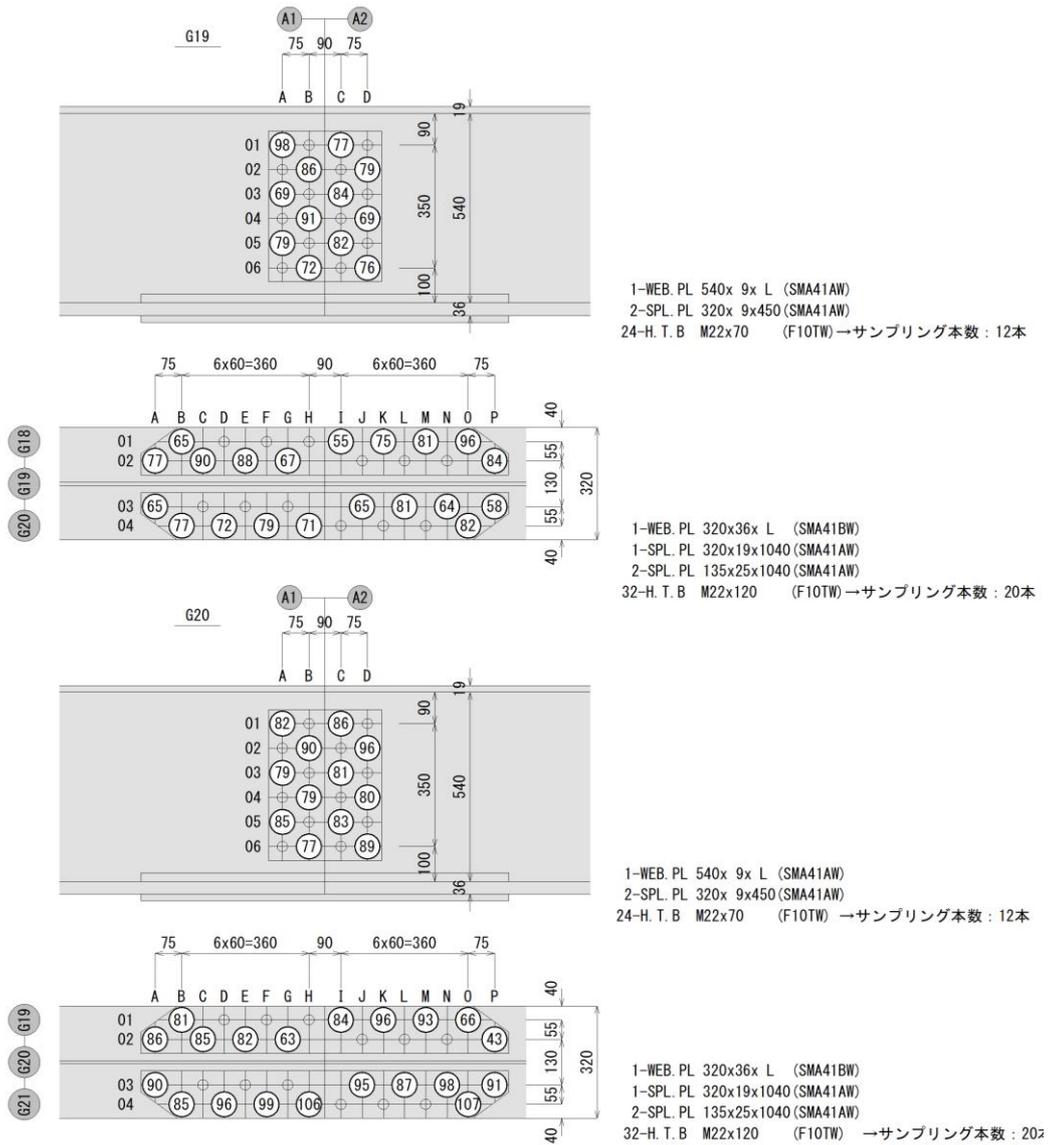


図 2-22 E 橋の残存軸力とボルトの位置関係 (寸法単位:mm)

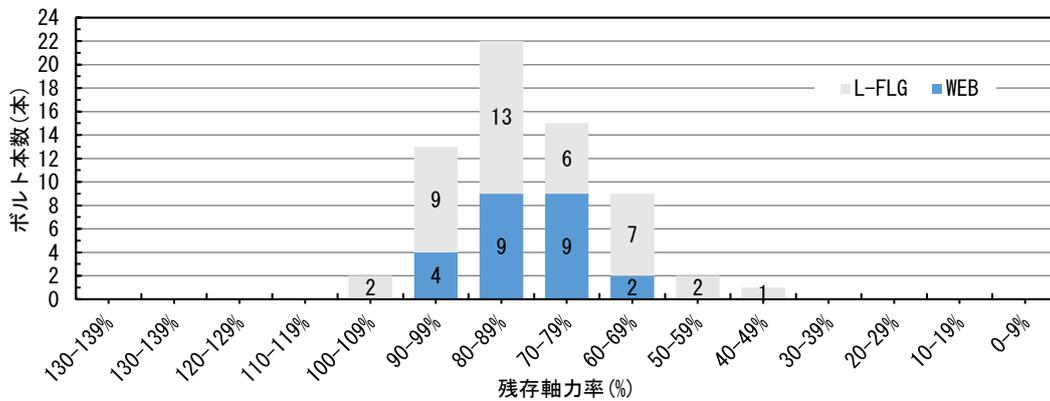


図 2-23 E 橋の残存軸力率の度数分布図

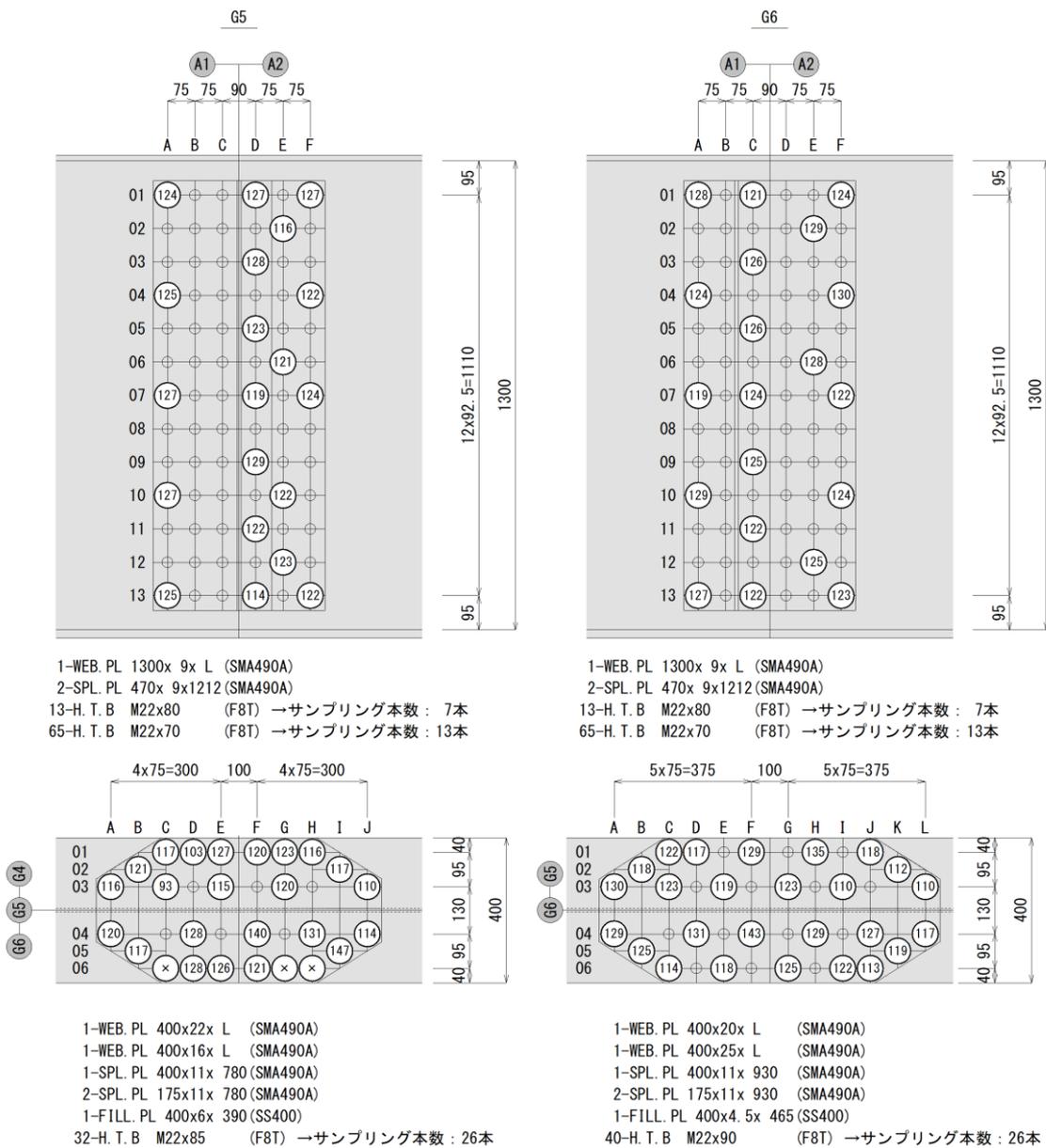


図 2-24 F 橋の残存軸力とボルトの位置関係 (寸法単位:mm)

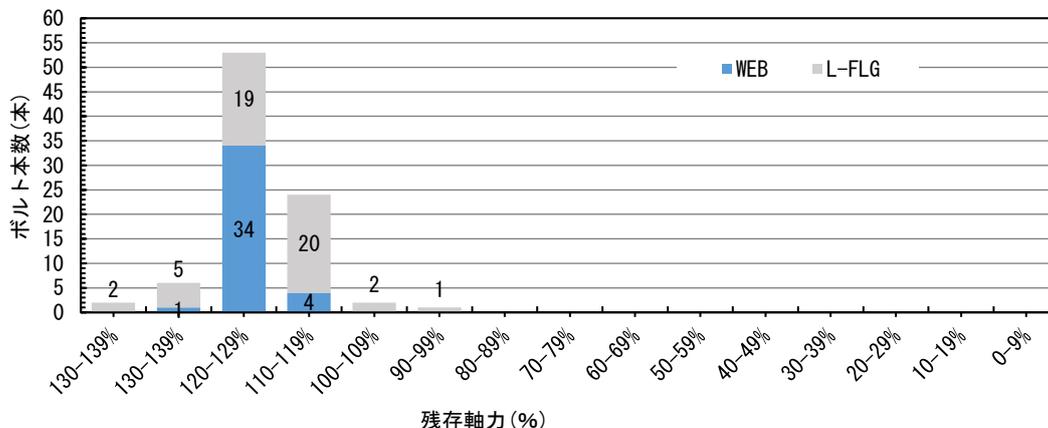


図 2-25 F 橋の残存軸力率の度数分布図

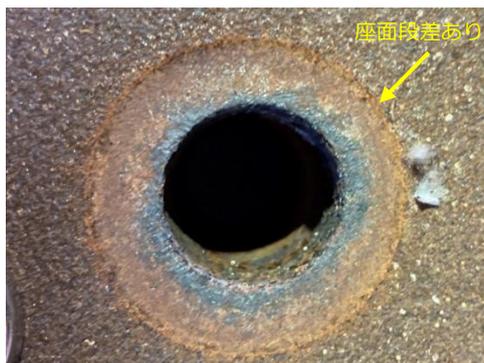
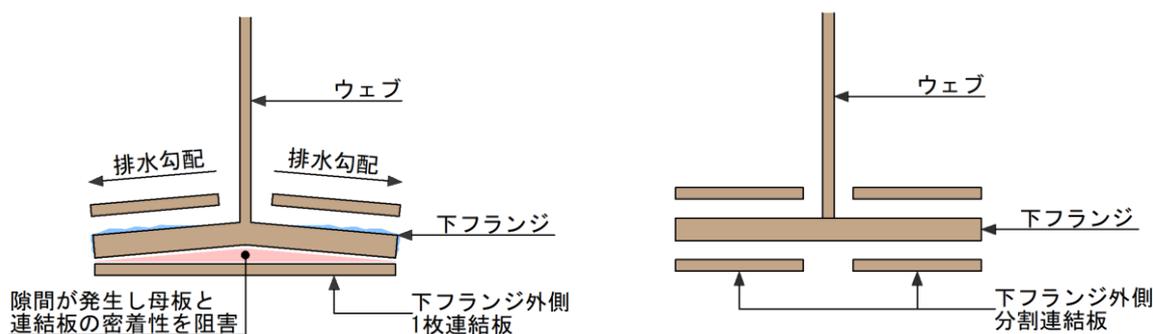


写真 2-17 高力ボルト抜取りの座面状況

E 橋は 23 主桁の鋼床版鈹桁橋であり、鋼床版の連結方法は、橋軸方向・橋軸直角方向ともに現場溶接構造である。また、主桁間隔および横桁間隔も狭く、桁高も低いため各部材の拘束度が非常に高い。すなわち、架設時誤差による目違いや肌すきが解消しにくい構造特性が軸力低下につながっている可能性があると考えられる。そのため、高力ボルト締付け時のトルクは、肌すきを埋めるための板曲げに消費され、所定の導入軸力が確保されなかったとも考えられるが、これらについては検証データの蓄積が必要である。

耐候性無塗装橋梁の設計において、鋼材表面に保護性さびが生成されやすい環境を考慮するため、文献[2-18]によれば、図 2-26 に示すとおり、I 断面の縦断勾配が緩い場合は逆ひずみを付け、耐水しないようにすることと述べられている。また、下フランジ下側の連結板は現在一般的な分割構造では一体構造である。そのため、下フランジ連結部においては、高力ボルト締付け時のトルクは、そのよう肌すきを埋めるための板曲げに消費され、所定の導入軸力が確保されなかったとも考えられる。なお、その後の文献[2-19]によれば、耐水に対する効果はあまりないことから、下フランジに対する排水勾配は強制的に設ける必要はなく、耐水がない前提で、通常の塗装桁と同じで良いとされている。



(a) 文献[2-18] の手引きにおける無塗装橋梁(1991) (b) 文献[2-19] の手引きにおける無塗装橋梁(1998)

図 2-26 耐候性鋼材の継手部断面

②F 橋に対する考察

F 橋の導入軸力が全体的に大きくなった原因として、一次締め完了後は、母板と連結板が密着していることを目視で確認すると同時に本締めの回転量をチェックするための起点となるマーキングを行うが、写真 2-18 に示すとおり、ナット回転角は 120° のマーキングが記録されているため、一次締めから本締めにおいては、所定の回転角が導入されたと考えられるため、最終的な導入軸力は一次締めの導入軸力に依存する。すなわち、一次締めの導入軸力が大きければ、そのまま本締めの導入軸力も大きくなったと考えられる。



写真 2-18 ナット回転法 120° マーキング確認

また、文献[2-20]によれば、組立用のスパナで力いっぱい締付けた時に得られるトルク値は、 $Tr=100\sim 150N\cdot m$ であるのに対し、数回のインパクトによる締付けトルクの関係は、 $Tr=180\sim 260N\cdot m$ であり、数回のインパクトを与えることによって、スパナを用いた場合と比べ、若干大きいトルクを与えると述べられている。そのため、フィラーを有する下フランジの実施工においては継手部分で板厚に差があったり肌すきがある場合などはスパナでは密着させることが困難であり、インパクトで密着するまで数回行ったり、数千本あるボルトを全て力一杯スパナで締め続けることは考えにくいため現場でもインパクトレンチを使用して締付けたことで、全体的に導入軸力が大きくなったと考えられる。

ウェブと比べ下フランジの残存軸力のばらつきが大きい原因として、工場製作時に、フランジとウェブを溶接により接合する際は、溶接の入熱に伴うフランジの熱変形を考慮し、予めフランジはウェブ線を基準に逆反りを与えておく、この反りが完全に戻りきらず、桁連結時に母板(フランジ)と連結板の間に肌すきが発生したとも考えられる。そのため、高力ボルト締付け時のトルクは、肌すきを埋めるための板曲げに消費され、所定の導入軸力が確保されなかったとも考えられるがこれららの原因については引き続き調査が必要である。

(6)F8T 高力ボルトのナット回転角法の締付け特性推定試験

①試験概要

日本では 1973 年の道路橋示方書の改定まで、高力ボルトの施工に一般的なトルク法に加えて、F8T ボルトに対してナット回転法が取り入れられるまでナット回転法に関する規定は定められていなかった。また、ナット回転法において、現在の回転角の基準である $120\pm 30^\circ$ を締付け範囲としているが、1990 年の道路橋示方書改定まで、アメリカ等における多年の経験等を参考とし、表 2-17 に示すとおり、一般的な首下長さのボルトについては 180° が用いられていた。

鉄道橋においては昭和 40 代頃から現在の回転角の基準である $120\pm 30^\circ$ を締付け範囲としている。なお、この $\pm 30^\circ$ としているのは、手締めで行った場合には、締付け誤差が生じることを考慮しているためである。これらの締付けに対する現場での調査・試験結果から採られたもので回転角が 180° までに至らなかった理由は、施工初期における過剰締付けに対する配慮と、この程度の回転量で十分に所定の締付け力を判断したと文献[2-20]では述べられている。

そこで、本試験では今回の抜取り結果で示したように、残存軸力の結果が大きめに出た、その原因について確認する。

表 2-17 日本の道路橋における当初の回転量

ボルト軸に対し、両面が直角または、片面が直角で他面が 1/20 以下の傾斜の場合は、	
●ボルト長が径の 8 倍または 20cm 以下	1/2 回転 (180°)
●ボルト長が径の 8 倍または 20cm 以下	2/3 回転 (240°)
両面とも 1/20 以下の傾斜の場合は、	
●ボルト長にかかわらず	3/4 回転 (270°)

②試験方法

本試験では、軸力計(TMC-400)に F8T をセットして導入軸力と回転角の関係について確認を行った。

締付け作業は以下の手順で行った。

STEP-1 : 軸力計にボルトセット

STEP-2 : 一次締め(50 N・m, 100N・m, 150N・m, 200N・m, 250N・m の 5 種類のトルク値)

STEP-3 : マーキング

STEP-4 : 本締めは、回転角度 30° , 60° , 90° , 120° , 150° , 180° , 210° , 240° の順に実施し、回転角と導軸力およびトルクを定量的に評価した。

試験体ボルトは各 5 本とした。予備締め作業から本締めまではデジタルトルクレンチによる静的な締付け方式で行った。回転角については、写真 2-19 に示すように、ナットにマーキングしてその回転角を専用の角度ゲージで確認し、読み値は 1 kN で判断していることをご了承願いたい。また、写真 2-20 に示すように、トルク値については専用のデジタルトルクレンチを使用し、締結したナットをトルクレンチでゆっくりと追い締めし、ナットが廻り始めた時の変化点をトルク値とした。



(a) 軸力計と専用角度ゲージ



(b) 締付け状況

写真 2-19 締付け軸力と回転角の確認状況



(a) トルク値確認状況



(b) トルク値確認画面

写真 2-20 トルク値の確認状況

③実験結果および考察

F8T 締付けボルト軸力の規定値を表 2-18、一次締めトルクの違いによるナット回転角と軸力の測定結果の一覧を表 2-19 に示す。また、その関係を図 2-27 に示す。ここでは、一次締めの違いによる 5 本の本締めデータの平均値を示している。

図に示すように、いずれの結果もナット回転角の増加とともに、導入軸力は増加している。一次締めトルク値の違いの影響について、一次締めトルク $50\text{N}\cdot\text{m}$ 、 $100\text{N}\cdot\text{m}$ では、回転角 120° のにおいても締付け導入軸力がそれぞれ、 142.0kN 、 171.0kN であり、表 2 に示す、架設時に必要な締付け軸力 $173\sim 191\text{kN}$ の下限値を満足していない結果となった。一次締めトルク $150\text{N}\cdot\text{m}$ では、回転角 120° では若干ではあるが上限値の僅かに超える 192.6kN であった。

一方、基準である一次締めトルク $150\text{N}\cdot\text{m}$ を超えた $250\text{N}\cdot\text{m}$ 、 $250\text{N}\cdot\text{m}$ では、回転角 90° 時点で締付軸力の 100% を超え、 120° では締付け軸力の上限値(191kN)を超える値となった。

なお、一次締めトルク $150\text{N}\cdot\text{m}$ では、回転角 150° から 270° では、角度による導入軸力の変化が小さく、ほとんど上昇していなかった。これは 150° を超えた辺りから、ボルトねじ部は降伏域に

達し、塑性変形が生じたからと考えられる。

また、これらの塑性状態はいずれのケースにおいても同じ傾向であった。本試験では、一次締めトルクと回転角の関係について評価を進めた。この一次締め(Sung tight)の定義において、

文献[2-1]では、インパクトレンチによる2~3回の打撃(a few impact)または、スパナレンチで人が力いっぱい締付けた状態と述べられている。この一次締めに適切に行わない限り、適切なナット回転を行っても設計で期待する導入軸力は得られない。このため、実施工においては、ナット回転量の施工管理の他に、一次締めのトルク管理も実施する必要があると考えられる。

表 2-18 F8T 締付けボルト軸力の規定値

ボルト等級	ねじの呼び	設計ボルト軸力	締付けボルト軸力	5本以上のボルト平均軸力	
				下限値	上限値
F8T	M22	165kN	182kN	173kN	191kN

表 2-19 一次締めトルクの違いによるナット回転角と軸力の測定結果

回転角(°)		0	30	60	90	120	150	180	210	240	270
50N・m	軸力(kN)	24.0	49.6	80.0	111.6	142.0	169.6	197.0	223.6	233.6	238.6
	トルク(N・m)	50.0	125.8	205.8	297.4	383.8	477.0	541.4	598.0	646.2	676.4
100N・m	軸力(kN)	44.2	76.6	109.0	142.2	171.0	200.0	221.0	232.6	237.8	241.4
	トルク(N・m)	100.0	188.8	271.0	364.6	450.8	520.6	589.6	627.2	665.2	689.2
150N・m	軸力(kN)	66.0	99.8	131.6	166.0	192.6	216.6	230.4	236.0	240.0	242.2
	トルク(N・m)	150.0	245.2	324.6	425.4	508.4	562.6	609.8	645.0	671.6	696.6
200N・m	軸力(kN)	82.6	118.6	149.6	181.6	209.6	229.0	236.0	239.4	240.2	-
	トルク(N・m)	200.0	294.8	366.8	458.2	534.0	593.0	630.0	668.6	710.0	-
250N・m	軸力(kN)	100.6	137.0	168.4	202.2	223.0	233.2	238.0	241.4	243.6	-
	トルク(N・m)	250.0	345.0	434.6	519.2	583.0	609.0	631.2	647.2	667.6	-

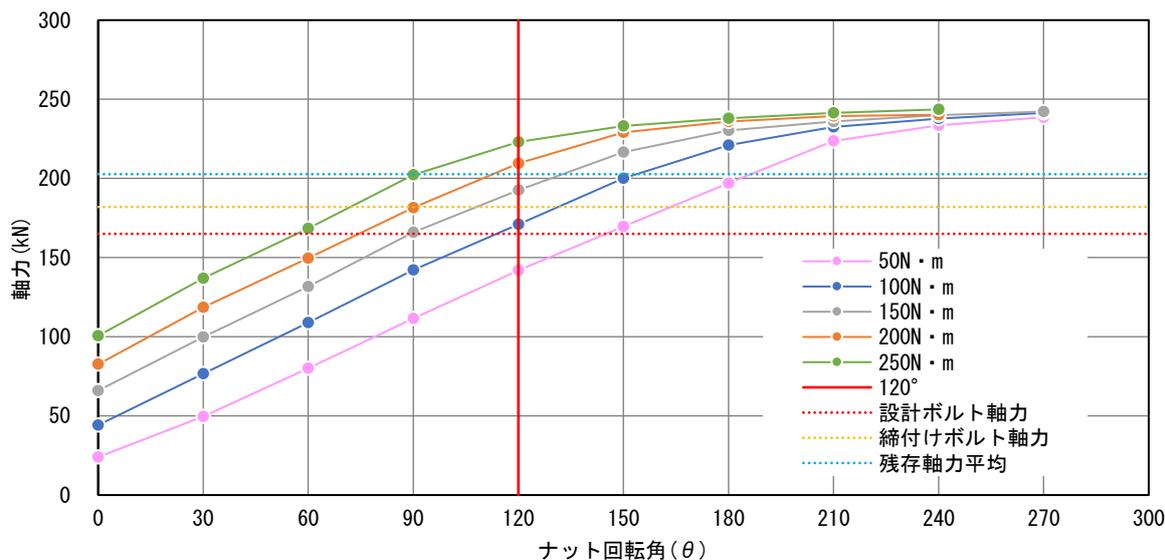


図 2-27 一次締めトルクの違いによるナット回転角と軸力の関係

(3) 電動インパクトレンチによる締付け特性

①実験概要

文献[2-3]によれば、高力ボルト締付ける方法には、大別してトルク法、ナット回転角法がある。

また、締付け方式については、静的な締付け方式と振動および衝撃を与えて締付けるによる動的締付け方式がある。このうち、静的な締付け方式には、トルクレンチを用いた締付け方法が使用されている。一方で、動的な締付け方式は、インパクトレンチが代表例で、ナットに衝撃的なトルクを与えることによって締付けるものである。

F8T の一次締め管理を行う場合は、スパナなどを使用して静的トルクにより締付ける方法が広く用いられているが、使用するスパナの長さや体格差による人的誤差で導入によるトルクに差が生じると考えられる。一方で、ボルト本数が多くなり作業効率を要求する場合には、インパクトレンチによる締め付けが有利であるが、F8T のナット回転角法の場合、適正な一次締め管理が重要であるため、インパクトレンチの締付け力には過不足があると考えられる。

そこで、実際の電動式インパクトレンチを使用して F8T(M22)高力ボルトの締付け打撃数とトルクおよび軸力について実験的に求め、F 橋の残存軸力が設計軸力より高くなった原因について検討することとした。

②実験方法

電動インパクトレンチによって高力ボルトを締付ける実験概要を写真 2-21 に示す。軸力計(TMC-400)を架台に固定し、ロードセル(最大容量:40kN)にボルトを通し、ナット側をインパクトレンチで締付ける。電動式インパクトレンチは、全負荷回転数は毎分 1800 回転、打撃数は毎分 2000 回、適正能力は高力ボルトサイズで M16~M22 の使用範囲のものである。なお、電動インパクトレンチの出力は一般的には変えられない。表 2-20 に電動インパクトレンチの仕様を示す。

実験では、インパクトレンチの打撃回数 0.5sec, 1sec, 2sec, 3sec の 4 種類とし、締付け打撃数とトルクおよび軸力の関係をそれぞれ各 5 回確認する。高力ボルトの締付け軸力はロードセルから指針を直接読み取りする。また、ナットを締付けた際の締付けトルクについては、デジタルトルクレンチを使用して確認する。表 2-21 に本試験で使用した高力ボルトの材料特性を示す。使用した高力ボルトは溶融亜鉛めき高力ボルト F8T(M22)とし、ボルト長は 80mm を使用した。



(a) 締付け状況



(b) 電動インパクトレンチ

写真 2-21 締付け試験状況

表 2-20 電動インパクトレンチ仕様

型式	角ドライブ寸法(mm)	締付け能力(mm)	電源(V)	電流(A)	消費電力(W)	回転数(回/分)	打撃数(打撃/分)	重要(kg)
WR-22SA	19	高力ボルト M16~M22	単相 100	12	1,140	1,800	2,000	4.8

表 2-21 F8T 材料特性

等級	ボルト呼び径	首下長さ(mm)	有効断面積(mm ²)	ボルト						ナット	座金	トルク係数値
				4号試験片				製品		製品	製品	
				降伏強度(N/mm ²)	引張強度(N/mm ²)	伸び(%)	絞り(%)	引張荷重(kN)	硬さ(HRC)	硬さ(HRC)	硬さ(HRC)	
				640	800~1000	16以上	45以上	243以上	20~35	25~45	25~45	
F8T	M22	80	303	840	884	23	75	267	26	27	37	0.117

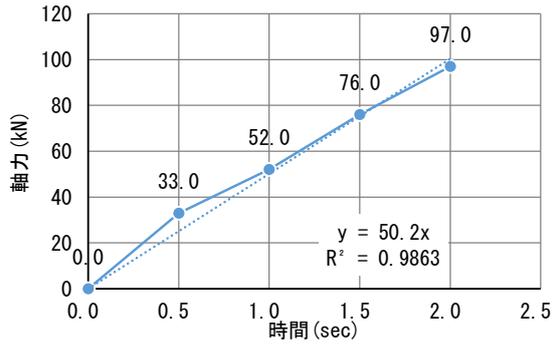
③実験結果および考察

表 2-22 に示すとおり、締付け打撃時間を 0.5sec, 1.0sec, 1.5sec, 2.0sec 変化させた場合の軸力およびトルクを示す。図 2-28 に示すとおり、締付け初期(0.5sec)の勾配は大きく、その後、ややゆるやかに直線的に変化していることがわかる。また、一次締めトルクの基準となる 150N・m については、1.0~1.5sec の間で到達しており、2.0sec では 200N・m となり、オーバートルクとなっている。すなわち、その後に、ナット回転角 120°の本締めを行った場合、締付け基準の上限値を超えることとなる。

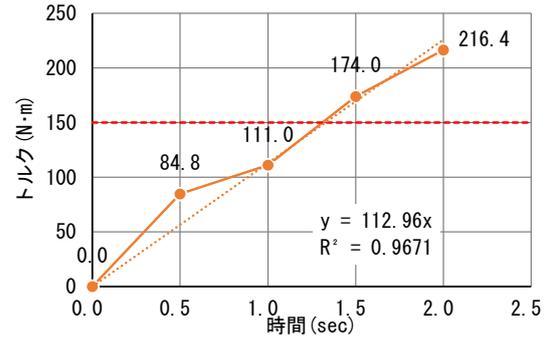
インパクトレンチの出力は、一般的に変えることができず、100%の出力状態が使用状態に相当する。すなわちインパクトレンチの出力が高くなると第 1 回目の締付け力が大きくなり、その後の締付け過程に大きく影響することになる。ナット回転角法の場合、一次締めトルクの増大に伴い、そのままの所定の回転角法で締付けを行うと、締め過ぎによりボルトの破損に至る場合もあるので注意を要する。従って、インパクトレンチを使用して一次締めを行う場合は、それぞれのインパクトレンチの出力や打撃回数を把握した上で使用することが重要であるとともに、僅かな締付け時間でトルク値が大きく変動するため注意が必要である。

表 2-22 締付け時間における軸力・トルク値計測結果

sec	回転角	1回目	2回目	3回目	4回目	5回目	平均
0.5	軸力(kN)	30	35	35	35	30	33.0
	トルク(N・m)	85	80	87	87	85	84.8
1	軸力(kN)	50	55	50	55	50	52.0
	トルク(N・m)	108	115	103	119	110	111.0
1.5	軸力(kN)	70	75	75	80	80	76.0
	トルク(N・m)	171	180	180	174	165	174.0
2	軸力(kN)	100	95	95	100	95	97.0
	トルク(N・m)	214	224	209	223	212	216.4



(a) 打撃時間－軸力



(b) 打撃時間－トルク

図 2-28 締付け時間と軸力およびトルクの関係

2.5 まとめ

本研究では、長期供用中の建設年・橋梁形式・ボルト種類・摩擦接合面の異なる A～D 橋および耐候性鋼橋梁(F10TW)と溶融亜鉛めっき橋梁(F8T)を使用した実橋から高力ボルトを抜取り、残存軸力の評価を行った。得られた結論を以下にまとめる。

●A～D 橋

- 1)高力ボルト残存軸力は、全 335 本の内、設計ボルト軸力 (205kN) を満足しているものは、全体の 74 本 (22%) であることがわかった。また、残存軸力率が 100.3%の鉸桁橋の B 橋と比べ、箱桁橋の残存軸力率は、A 橋:88.0%、C 橋:77.2%、D 橋:82.4%と低い傾向にあることがわかった。さらに、A～D 橋の建設年度を比較した結果では、残存軸力率と経年による軸力低下に相関関係は認められなかった。
- 2)鉸桁橋の B 橋を除く、箱桁橋の A、C、D 橋について、フランジとウェブの部位の違いによる変動係数は、下フランジの方が高い傾向にあることがわかった。
- 3)高力六角ボルト(F10T)を使用している A、C 橋の変動係数平均(CV):15.3%,12.1%と比べ、トルシア形高力ボルト(S10T)を使用している B、D 橋の変動係数平均(CV):9.1%,8.7%は、ばらつきが低い傾向にあることがわかった。
- 4)高力ボルト締付けから約 7 万時間経過したフィラー有する D 橋の残存軸力率の推定値は、既往研究[2-14]と概ね一致した。
- 5)フランジ耳部の幅が 100mm 程度の箱桁橋(C 橋)は、残存軸力が極端に低いことが既往研究 [2-11]と一致した。
- 6)B 橋のウェブ母板と連結板のボルト孔精度の悪い箇所の高力ボルトは、残存軸力が極端に低い傾向にあることがわかった。
- 7)抜取り後のボルトで実施した F10T および S10T の引張荷重の最小値は 307kN であり、規定値比率の 101%であった。すなわち、ボルト製品で行った引張荷重と JIS Z 2201 の試験片で行った引張強さは一致した。

●E 橋・F 橋

- 1)E 橋の残存軸力は 166.4kN であり、設計軸力の 205kN を満足しているものは、64 本中 2 本であるため、全体的に低い傾向にあることがわかった。対照的に、F 橋の残存軸力は 202.7kN であり、設計軸力の 165kN を満足しているものは 89 本中 88 本であるため、全体的に高い傾向にあることがわかった。
- 2)E 橋および F 橋のウェブの変動係数平均と比べ、下フランジの変動係数平均は高く、ばらつき傾向が高いことがわかった。
- 3)F 橋の F8T ナット回転角のマーキングが、基準値の 120°であるにもかかわらず、残存軸力が全体的に大きくなった原因として、一次締めトルク値が大きく導入されたことが原因であることを実験により検証した。

4)F8T(M22)のナット回転角法における一次締め衝撃数は、1.0～1.5sec 程度で、目標トルクの150N・mが得られることを実験により確認したが、インパクトレンチの性能をそのまま使用(出力100%)し、打撃時間が多くなった後に、ナット回転角法を実施するとボルトが破損する恐れがある。

また、今後も増え続ける高力ボルト継手の維持管理分野における現状の課題や問題点、それらの対策等に関連して実験および解析的視点から、健全度評価法や補修・管理方法の提案に向けた継続的調査・研究が重要である。そこで、より多くの基礎的データに基づく知見の蓄積ならびにシステム構築が強く望まれるため、今後も撤去する橋梁や補修工事等あれば、実橋で調査しデータを蓄積していく必要があるため研究を引き続き行う考えである。

[参考文献]

- [2-1] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1973.
- [2-2] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1980.
- [2-3] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1990.
- [2-4] 西村昭，宮永佳明，梶尾義明：実橋摩擦接合高力ボルト軸力の経年変化，土木学会第 35 回
年次学術講演会公演概要集，I-112，pp.221-222，1980.
- [2-5] 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継手のすべ
り耐力に関する実験，構造工学論文集，土木学会，Vol.36A，pp.1087-1096，1990.
- [2-6] 西岡敬治，乙黒幸年，八幡健，長沼敏彦，吉川紀：施工後 10 数年経過した橋梁の高力ボルト
継手の維持管理に関する諸問題：構造工学論文集，土木学会，Vol. 43A，pp. 961-966，1997.
- [2-7] 中村眞行，長島英明，大野政智，榎田義勝：リラクセーションによるボルト締結体の軸力
低下予測手法の検討，日本機械学会論文集(C 編)，65 巻，640 号，No.99-0451,1999.
- [2-8] 狩野正人，谷平勉，石原靖弘，小林剛，西尾久：高力ボルト軸力の経年変化に関する実験的
研究，土木学会第 56 回年次学術講演会，I-B152，pp.324-325，2001.
- [2-9] 柳沼安俊：高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力とすべり係数の経年変化について，技術報
(東京鐵骨橋梁)，56 号，pp.56-64，2012.
- [2-10] 長嶺由智，田井政行，川添優人，下里哲弘：架設から 17 年経過した高力ボルトの残存軸
力，鋼構造年次論文報告集，日本鋼構造協会，Vol.27，pp.316-322，2019.
- [2-11] 飯田哲也，杉浦邦征，山口隆司，鈴木康夫，吉津宏夫，森田啓司，織田博孝：長期供用中の
鋼橋における高力ボルト摩擦継手の残存ボルト軸力測定とその傾向に関する基礎的研究，
鋼構造論文集，日本鋼構造協会，第 27 巻，第 107 号，pp.9-21，2020.
- [2-12] 橋本国太郎，茂呂拓実，杉浦邦征：30 年間供用した既設耐候性鋼橋の高力ボルト摩擦接合
継手の残存性能，構造工学論文集，土木学会，Vol.62A，pp.482-491，2016.
- [2-13] 日本橋梁建設協会：高力ボルト施工マニュアル，2013.
- [2-14] 南 邦明，田村 洋，吉岡夏樹，内田大介，茂呂 充，安藤光希：高力ボルト継手における
摩擦接合面の数に応じた導入軸力に関する検討，土木学会論文集 A1 (構造・地震工学)，
Vol.75，No.1，pp.46-57，2019.
- [2-15] 南 邦明，遠藤輝好，小峰翔一，吉岡夏樹，宮井大輔，澁谷 敦，内田大介：トルシア形ボ
ルト S10T (M22) の導入軸力および機械的性質の統計調査，土木学会論文集 A1 (構造・地
震工学)，Vol.74，No.2，pp.280-289，2018.
- [2-16] 南 邦明，森 猛，堀川秀信：50mm 厚鋼板を用いた太径ボルト(M36)継手のすべり耐力試
験，土木学会論文集 A，Vol.62，No.2，pp.267-278，2006.
- [2-17] 西村 昭，田井戸米好，瀬良 茂，穂積重臣，三谷哲夫：現場締め高力ボルト軸力のばら
つきについて，土木学会論文報告集，第 180 号，pp.1-9，1970.
- [2-18] 日本橋梁建設協会：無塗装橋梁の手引き，1991.
- [2-19] 日本橋梁建設協会：無塗装橋梁の手引き，1998.
- [2-20] 本鋼構造協会 接合小委員会：鋼構造接合資料集成 (リベット接合・高力ボルト接合)，技
報堂出版，1977.

第3章 34年間供用され撤去した鋼鈹桁橋の高力六角ボルト 摩擦接合継手の残存性能評価

3.1 はじめに

高力ボルト摩擦接合継手の耐力は高力ボルトの軸力と摩擦面のすべり係数との積に比例する。その継手部の経年耐力を究明するために多くの研究がおこなわれており、例えばボルト軸力の経年を調査した例や短冊形の試験体を用いて経年のすべり耐力調査した例がある。

これらの研究では、実橋のボルト軸力のみを調査した報告や供試体を用いて長期曝露後、すべり試験を行った報告はあるが、実際に供用されて経年した橋梁継手部を用いて直接そのすべり耐力を調査した例はほとんど見当たらない。これは、架設後30年程度で橋梁が撤去されることはほとんど無く、仮にあったとしてもその継手耐力を調査する機会に恵まれることは極めて少ないからである。また、実際に供用されていた鋼橋においては予想しにくい架設および気象環境下におかれていることが多く、撤去による機会に実橋の継手部の実態を調査することは供用中の鋼橋の健全性を評価するのに重要なデータを与えるものである。

ここでは、建設から34年経過した鋼道路鈹桁橋の継手部材を入手することができたので、主桁の高力ボルト摩擦接合継手部を用いて、高力ボルトの残存軸力を測定するとともに、そこから切り出した試験体で継手の引張終局耐力試験を行った。また、本試験体は降伏先行型継手であることから、すべり係数の目安としての母板と連結板間の摩擦係数を明らかにするため、高力ボルトの残存軸力確認によるボルト抜取り後、添接部のボルト孔の周囲から摩擦係数推定用小型試験体を切出し、加工後に摩擦係数を調査したのでその結果についても報告する。さらに、供用中の橋梁から継手部を切出す際の切断方法について検討を行い、併せて切断実験を行ったのでその結果についても報告する。試験概要を図3-1、橋梁緒元を表3-1、橋梁一般図を図3-2、撤去前状況を写真3-1にそれぞれ示す。

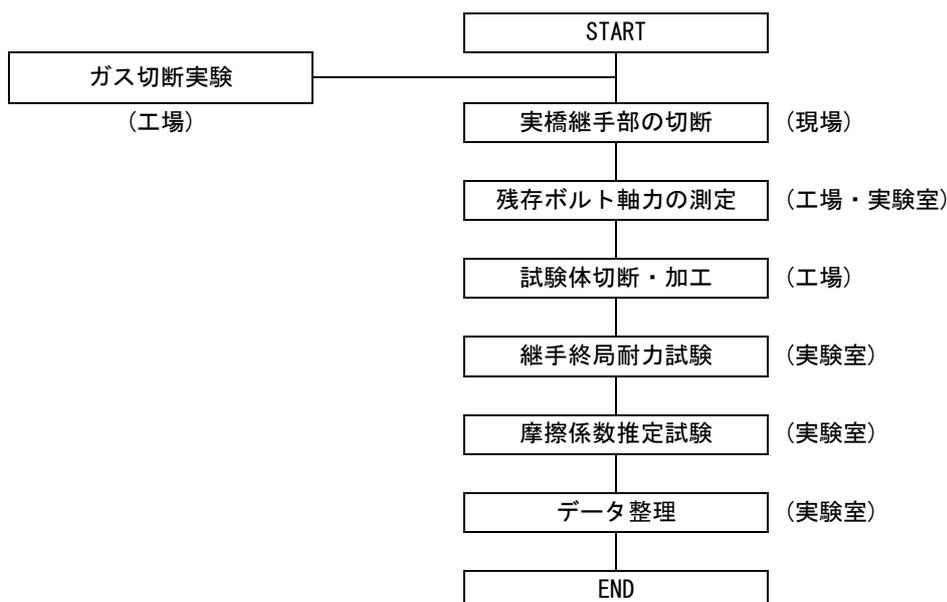


図3-1 試験概要フローチャート

表 3-1 橋梁緒元

橋梁形式	3 径間連続非合成钣桁橋
橋長	89.8m
支間長	29.6m+30.0m+29.6m
建設年度	1985 年(昭和 60 年)
ボルト強度	M22 (F10T)
摩擦接合面	無塗装
海岸線からの距離	3km

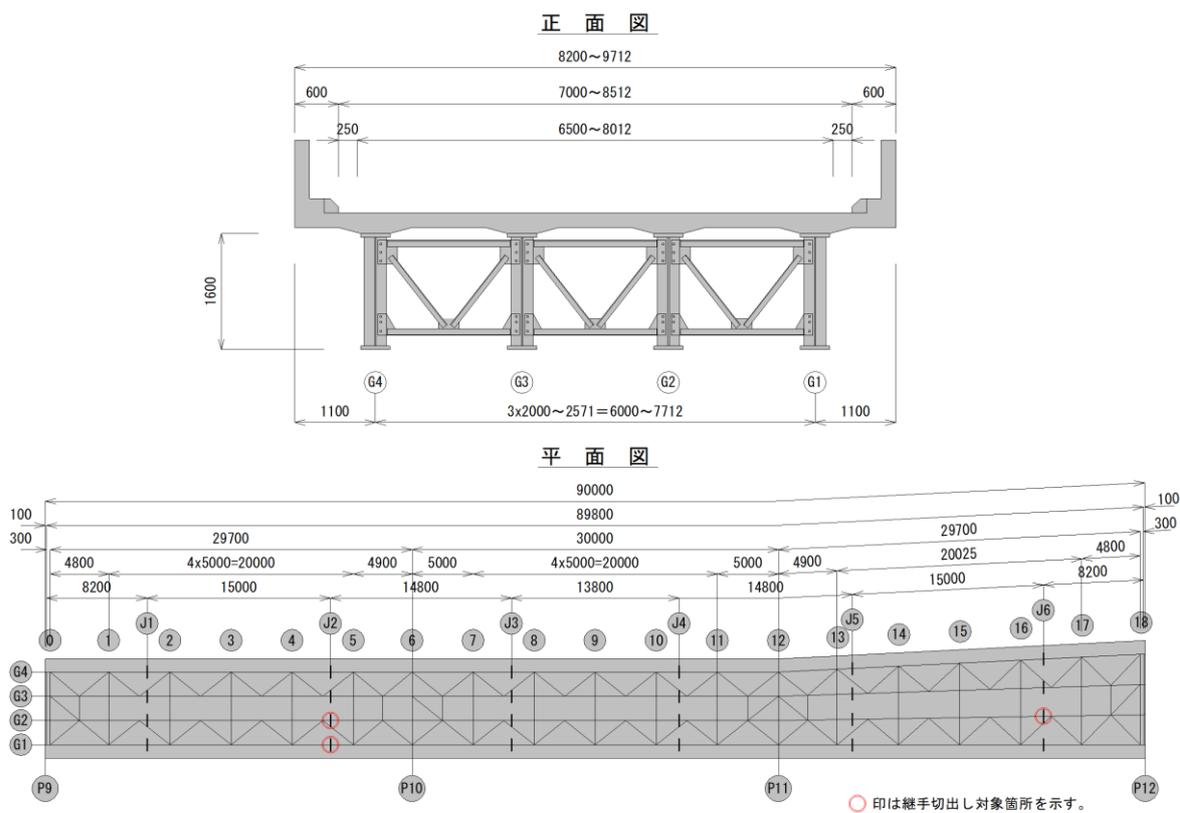


図 3-2 橋梁一般図 (寸法単位:mm)



(a) 全景写真



(b) 全景写真



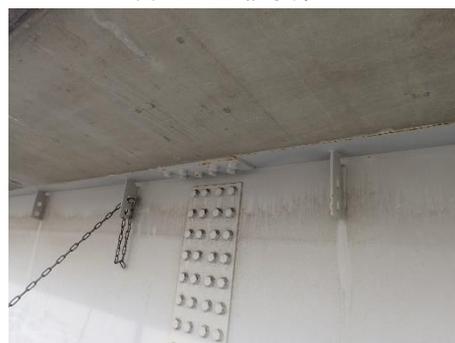
(c) G1-J2 継手部



(d) G1-J6 継手部



(e) G2-J2 継手部



(f) 上フランジ状況



(g) ウェブ状況



(h) 下フランジ状況

写真 3-1 撤去前状況

3.2 撤去鋼橋からの高力ボルト継手の切出し方法

(1) 切断方法の検討

撤去鋼橋から高力ボルト継手部を切出す場合には、ボルト軸力および摩擦接合面の状態が変化しないように注意する必要がある。そこで、種々の切断方法から影響のない切断方法を検討するとともに、事前に試験体を用いた検証実験を行って、その結果より、切断位置を判断することとした。表 3-2 に検討した切断方法を示す。

表 3-2 各種切断方法

案	名称	方法	課題
1	ガス切断	ガス切断機により切断する方法	熱影響, コスト小
2	プラズマ切断	プラズマ切断機により切断する方法	厚板は困難, コスト小
3	ウォータージェット切断	高圧水で切断する方法	研磨剤がすべり面に影響, コスト大

鋼橋の現場における鋼板の切断には通常、第 1 案のガス切断が用いられる。火口及びトーチを変更する事で 100mm 以上の厚板も切断可能であるが、高温になると継手のすべり耐力に影響を与える恐れがあるため、熱の影響はなるべく避けた方法をとらなければならない。

第 2 案のプラズマ切断機は極めて高温のアークプラズマで金属を溶かし、その部分を高圧のエアで吹き飛ばす事で、鋼材を切断する。通電する金属であれば大半が切断可能である。ガス切断と比べ熱の影響は比較的少ないが、切断可能板厚はガス切断機と比べ劣り、最大 25mm 程度であることから、最大 28mm を有する本橋においては困難である。

第 3 案については、高圧水を利用して鋼板を切断する方法。しかし、水の中に含まれる研磨剤が高圧のため連結板間に入り込み摩擦面の状態を変化させる恐れがあるとともに、水処理を行うための養生設備が大掛かりであり、切断コストが高くなる。

以上の各案から最も良好である第 1 案についてガス切断とした。

(2) ガス切断確認実験

ガス切断では、予熱炎で鋼材の表面を加熱して切断開始部を発火点以上に加熱し、そこに酸素を吹きかけて酸化反応を起こさせるとともに、熔融した酸化物および金属を酸素で吹き飛ばして切断を行うが、高力ボルト継手部の切り出しにおいて切断時の鋼材への入熱とボルトへの入熱を分離して定量的に評価した例はない。そこで本実験では、高力ボルト継手部近傍でガス切断した場合のボルト軸力への影響とその最適なガス切断位置の評価を行うため、予熱ガスによる切断中の鋼材温度と高力ボルト軸力（ひずみ）の関係を推定する目的で、表 3-3 に示す切断条件で実験を行った。

表 3-3 ガス切断条件

切断板厚	火口番号	切断速度 (mm/min)	ガス圧力 (Mpa)		ガス流量 (Nl/h)		
			酸素	プロパン	切断酸素	予熱酸素	プロパン
16mm, 28mm	2号	100	0.35	0.1	3,300	1,300	350

切断試験体は図 3-3 に示す H 形鋼を H900×300×16/28(SM490Y)である。試験は瀧上工業株式会社の本社工場で実施した。切断は H 形鋼の端から 50 mmを切断ラインとし、切断の起点はそのウェブ下端とした。切断順序は、ウェブ下端から上端へ約 844mm 切断し、その後、上フランジ 300mm を切断する。また、切断速度においては、実際の桁高 1600mm を想定し、通常切断速度に対して半分の約 100mm/min で行った。

測定は図 3-3 に示すとおり、ウェブの上部および下部それぞれ 6 箇所(計 12 か所)に配置した熱電対により鋼材の温度時刻歴を測定するとともに、赤外線温度計を用いて、切断時の鋼材表面温および高力ボルトの温度を適時非接触で計測した。

図 3-4 示すとおり、高力ボルトは F10T の M22 高力六角ボルトを用いた。高力ボルトは軸部にひずみゲージを 2 枚貼付けし、あらかじめキャリブレーション試験によりボルト軸力とひずみの関係を得ている。母材の厚さは全て 16mm 連結板の厚さは 12mm とし、鋼材の材質は SM490Y 材である。荷重ごとにひずみを計測した全 45 本の高力六角ボルトを使用し、ガス切断中の予熱による高力ボルトのひずみ変化量を計測した。

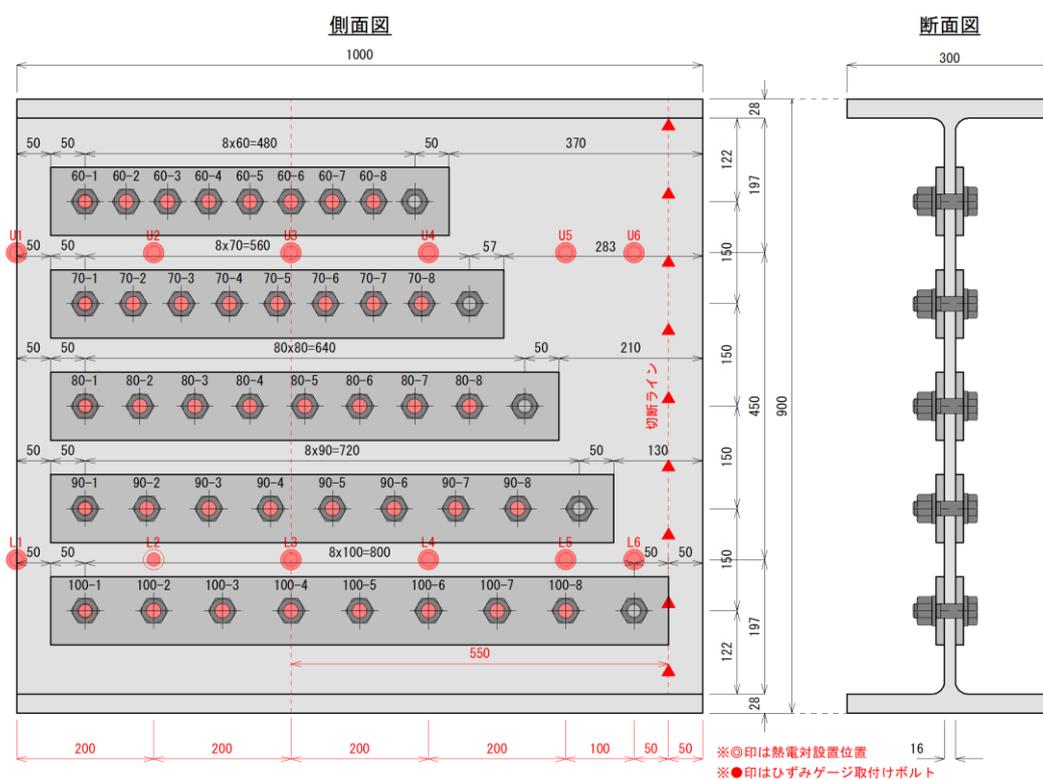


図 3-3 切断試験体要領図 (寸法単位:mm)

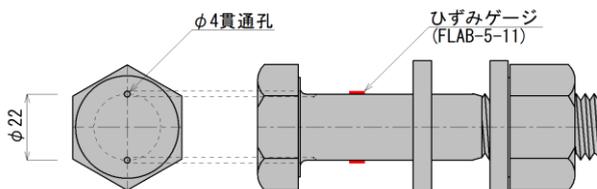


図 3-4 高力六角ボルトひずみゲージの取付け(寸法単位:mm)

(3) 計測結果と考察

ガス切断および計測状況を写真 3-2 に示す。図 3-5 にガス切断時における高力ボルト軸力のひずみ変化と図 3-6 に熱電対による温度変化を示す。図中に示す赤線は、450sec～1160sec(約 12 分間)の切断時間範囲を示す。なお、凡例の () 内の値は、切断線からの距離を示す。

表に示すとおり、ウェブ下端から上端側に切断するにしたがって、切断ラインに最も近い起点となる L6 の鋼材の最大温度は 111℃であった。上端側の U6 は蓄熱の影響により鋼材の最大温度は 138℃まで上昇した。また、上端、下端側ともに、切断線から 550mm 以上離れた U1～U3, L1～L3 の温度について熱影響はほとんどなく同一であったことを確認した。

高力ボルトのひずみにおいても切断線から近い@90-8,@100-7,@100-8 は、高温によりひずみゲージの使用温度範囲の+150℃を超え、計測不可となった。また、10μm 以上変化のあったボルトについては、鋼材温度と同じく 550mm 以内のボルトであった。

ガス切断試験を実施した結果から、切断線から 550mm 以遠のボルトについては熱影響が生じないが、550mm 以内の範囲については何らかの熱影響があると考えられる。

よって、本試験体においてはガス切断位置から 0.55m 以上の範囲においては熱影響がないことを推定できたため、残存軸力測定作業での作業性を考慮してボルト継手部中心から両側それぞれ 1.0m 以上離れた位置で現地のガス切断を行うことにした。



(a) 切断前(ボルト頭部側)



(b) 切断前(ボルトナット側)

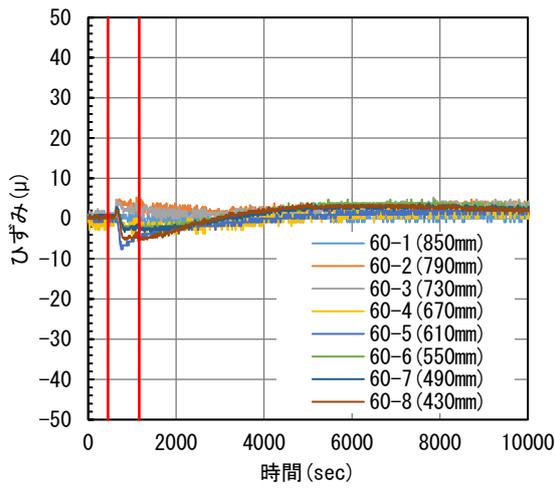


(c) 切断状況

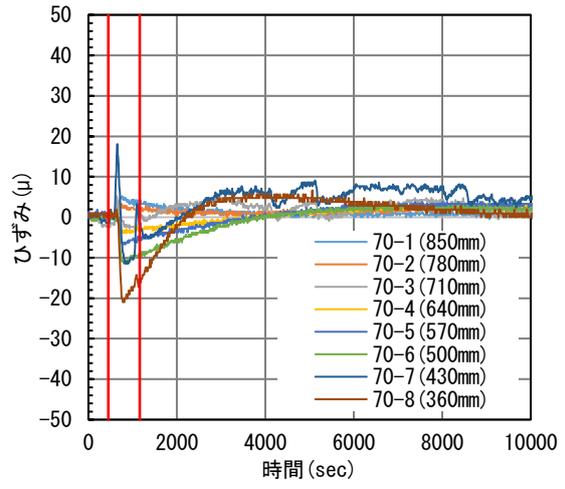


(d) 赤外線温度計計測状況

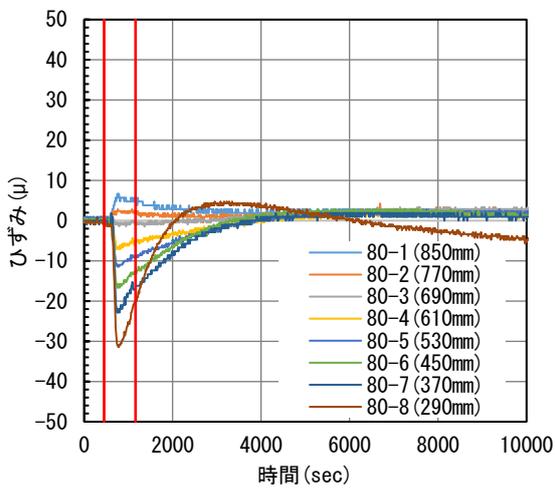
写真 3-2 ガス切断および計測状況



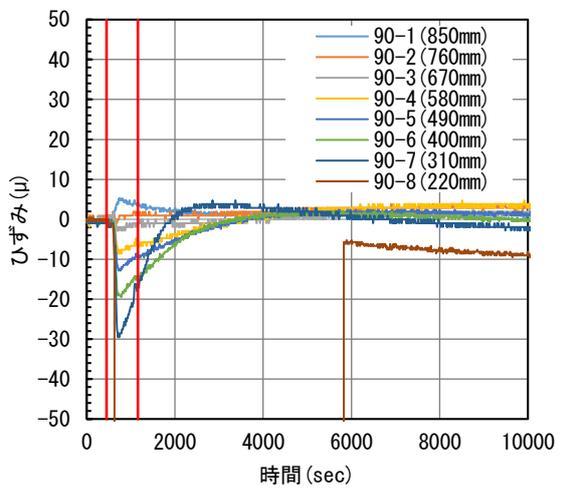
(a) 高カボルト@60mm



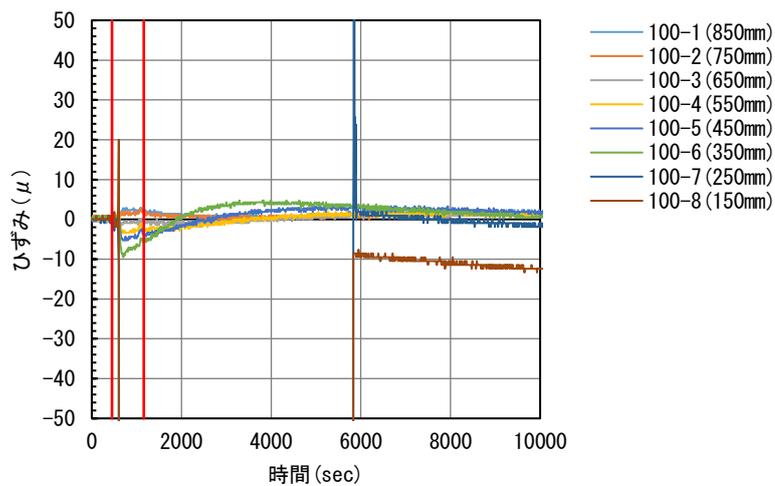
(b) 高カボルト@70mm



(c) 高カボルト@80mm



(d) 高カボルト@90mm



(e) 高カボルト@100mm

図3-5 高カボルト軸力のひずみ変化

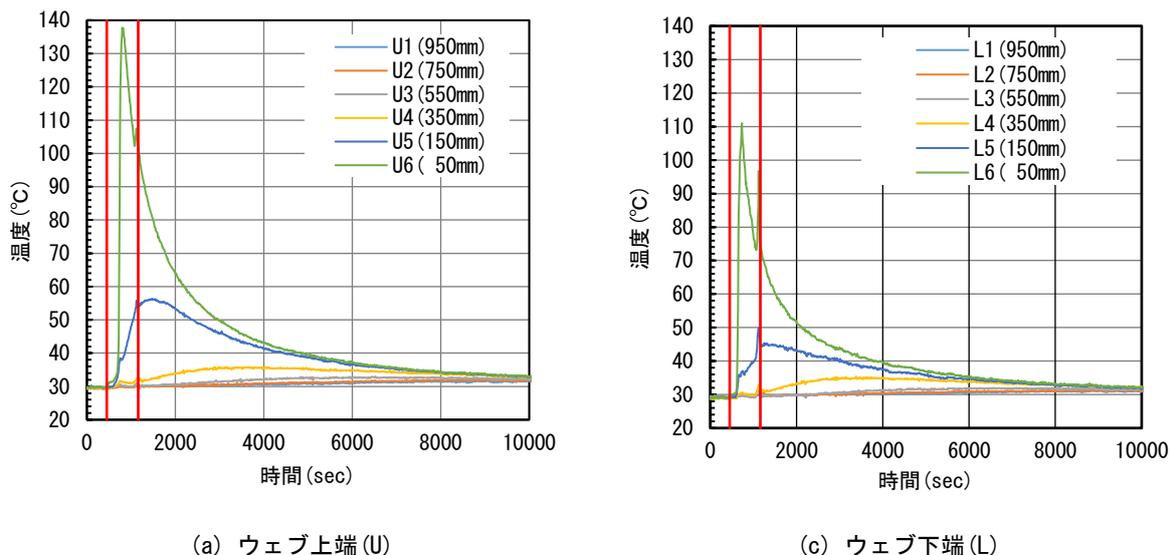


図 3-6 鋼材の熱影響

(4) ガス切断および搬出・保管

現場で撤去され、地上に仮置きされた鋼桁からの大まかな本橋継手部(G1-J2, G2-J2, G1-J6)のガス切断による切出しは、前述とおり、高力ボルトへの熱影響を考慮した上で 1.0m 離れた位置でガス切断し、トラックに積み込み、工場に搬入した。現地より持ち帰った試験体は現状維持のため工場屋内保管とした。写真 3-3 に現場積み込みおよび工場保管状況を示す。



(a) 現場仮置き状況



(b) 運搬車両への積み込み状況



(c) 工場荷卸し状況



(c) 工場保管状況

写真 3-3 現場積み込みおよび工場保管状況

3.3 高力ボルトの残存軸力測定

図3-7に示す3つの実験供試体から合計282本(G1-J2:76本, G2-J2:72本, G1-J6:134本)の高力六角ボルトを抜取り, 残存軸力の確認を行った。また, 図中に示すように継手部のボルト孔の周囲から50×50mmの摩擦係数推定用小型試験体を計40体と高力ボルト摩擦接合継手部の引張挙動を確認するための引張試験体を, ウェブからそれぞれ3体の計9体分を短冊状に切出しを行った。なお, 小型試験体および引張試験体の製作について, 切断時における熱影響を抑えるため, 一旦, グラインダーで大まかに切断し, 文献[3-1]を参考に所定の大きさにはバンドソウを使用して切断した。なお, バンドソウ切断時には切削油が連結板の隙間から侵入しないように使用量を最小限に抑えるように配慮して切断を行った。

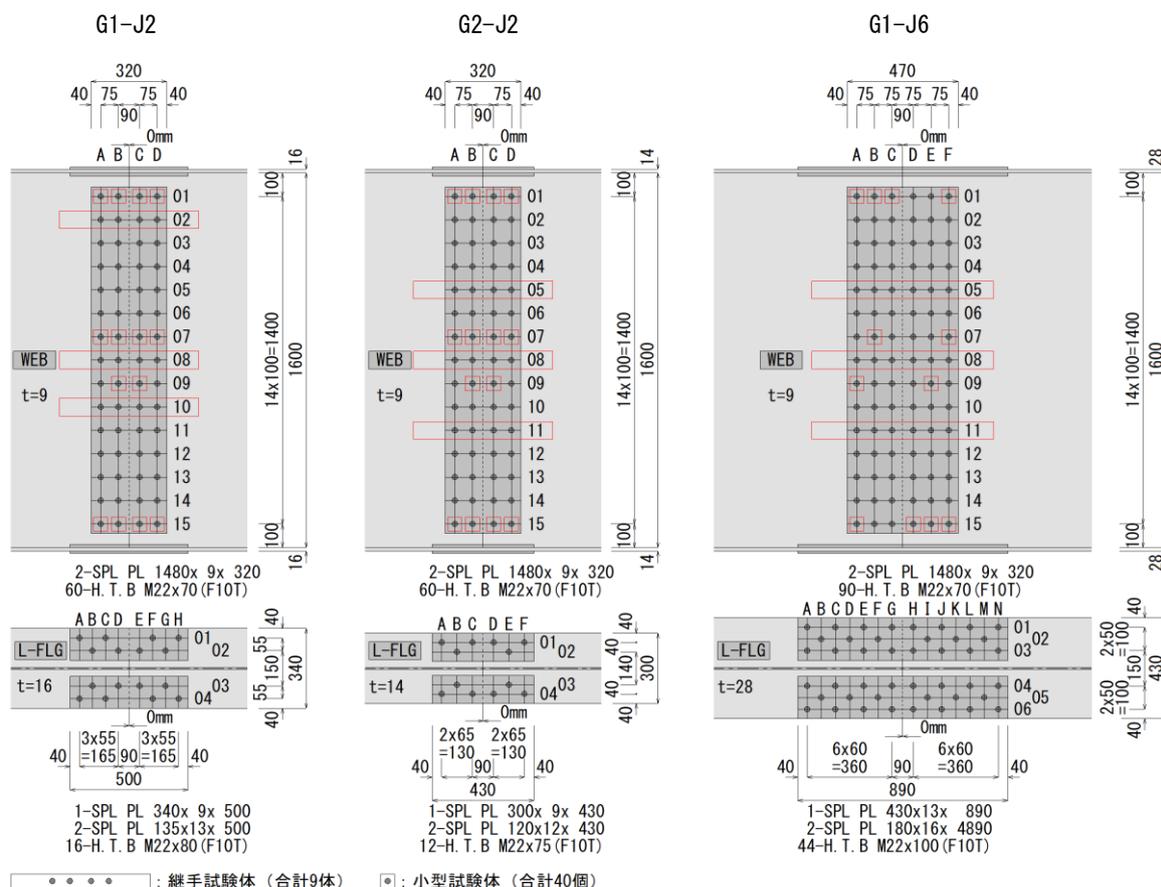


図3-7 試験体継手部図面(寸法単位:mm)

(1) 残存軸力の測定方法

高力六角ボルトの残存軸力測定は第2章に示す同じ要領で行った。なお, ボルト抜取り時は架台で支持し無応力状態で実施した。また, 架設時における締付け順序は, 文献[3-2]に従って, 中央のボルトから順次端部のボルトに向かって締付けを行ったと考えられるため, ボルト抜取りにおいてもその逆の順序により実施した。

(2) 残存軸力の測定結果

桁継手部 3 箇所で使用されている F10T の高力六角ボルト、G1-J2：ウェブ 60 本，下フランジ 16 本，G2-J2：ウェブ 60 本，下フランジ 12 本，G1-J6：ウェブ 90 本，下フランジ 44 本の計 282 本を調査対象とした。測定対象ボルトは，全て M22 で，首下長さが G1-J2 のウェブ 70mm，下フランジ 80mm，G2-J2 のウェブ 70mm，下フランジ 75mm，G1-J6 のウェブ 70mm，下フランジ 100mm である。

残存軸力測定結果を表 3-4，残存軸力率の度数分布を図 3-8，フランジとウェブの相対度数を図 3-9，残存軸力と高力ボルトの位置関係を図 3-10 に示す。なお，全てのボルトに対し，ひずみゲージ貼付け時とボルト抜取り前のひずみ値はほとんど変動しておらず，ボルトを緩めたことによる隣接ボルトのボルト軸力への影響はほとんどないと判断される。本橋の残存軸力率の継手当たりの平均値は，G1-J2:106%，G2-J2:106%，G1-J6:109%，全体平均では 107% であり，確認できた 233 本の内，80% の 187 本は設計ボルト軸力を満足しており，ばらつきを示す変動係数の平均値 CV は，それぞれ G1-J2:8.4%，G2-J2:8.7%，G1-J6:7.9%，全体平均では 8.3% という結果であった。図 3-9 の全体の相対度数に示すとおり，ウェブと下フランジの部位の違いによる，高力ボルト残存軸力のばらつきの差は小さく，その傾向は確認できなかった。一方，図 3-10 に示す，下フランジ内側と外側のボルトの残存軸力率を比較したところ，内側（ナット側）の残存軸力が低い傾向にあった。これは高力ボルト締付け機械と内側のボルト（ナット側）との最小離隔距離が確保されておらず締め難くなり，導入軸力が低くなったためと考えられる。図 3-11 ではウェブのボルト配列による軸力変動を調査した結果を示す。一部を除いて全体的に 100%~120% の間でばらついており，上下フランジ近傍と比較しても同様なばらつきであった。

文献[3-3]によれば，締付け軸力のばらつきは変動係数で 9% 以内とされており，本試験体においても表 3 に示すとおり変動係数は，G1-J2:8.4%，G2-J2:8.0%，G1-J6:8.2% であり，許容変動係数の 9% に比較的近い値となっている。また，一部のボルトで，残存軸力が大幅に大きいものと小さいものが確認できた。図 3-11 の残存軸力率（ウェブ）に示すとおり，G1-J2（120%以上:2 本，90%以下:1 本），G2-J2（120%以上:3 本，90%以下:1 本），G1-J6（120%以上:8 本，90%以下:1 本）と G1-J6 で比較的多かった。これは，G1-J2，G2-J2 と比べ，G1-J6 はボルト列数が多く，架設時の据付誤差や締付け順序による影響などが考えられるが詳細は不明である。また，主桁中立軸近傍と下端近傍を比較すると，中立軸からの距離の影響による，残存軸力に大きな差は見られなかった。なお，本高力六角ボルトの残存軸力測定結果については，ボルトの抜取り，運搬，キャリブレーション作業中にウェブ，下フランジの全 282 本の内，49 本のひずみゲージのケーブルが途中で切断したため，測定不可のものは計算から除外した。さらに，抜取った高力ボルトを観察したところ，本橋の架橋地点は，雨が直接当たる G1-J2，G1-J6 桁(外桁)，雨が直接当たらない G2-J2 桁(内桁)ともに，一般的な外部環境に直接さらされるボルト頭やナットと比較して，ねじ部や軸部は，ボルト孔やナットによる密閉空間であるため，写真 3-4 に示すとおりさびは軽微であり軸部およびねじ部では黒皮も観察できた。

表 3-4 残存軸力の測定結果

試験体	部位	ボルト長さ (mm)	確認数 (本)		平均残存軸力 N: (kN)		平均残存軸力率 (%)		変動係数 CV: (%)	
G1-J2	WEB	70	46	60	217.1	216.8	105.9%	105.8%	8.4%	8.4%
	L-FLG	80	14		215.7		105.2%		8.7%	
G2-J2	WEB	70	48	59	219.1	216.9	106.9%	105.8%	8.0%	8.7%
	L-FLG	75	11		207.3		101.1%		10.7%	
G1-J6	WEB	70	73	114	222.9	222.4	108.7%	108.5%	8.2%	7.9%
	L-FLG	100	41		226.9		108.0%		7.5%	
合計			233		219.6		107.1%		8.3%	

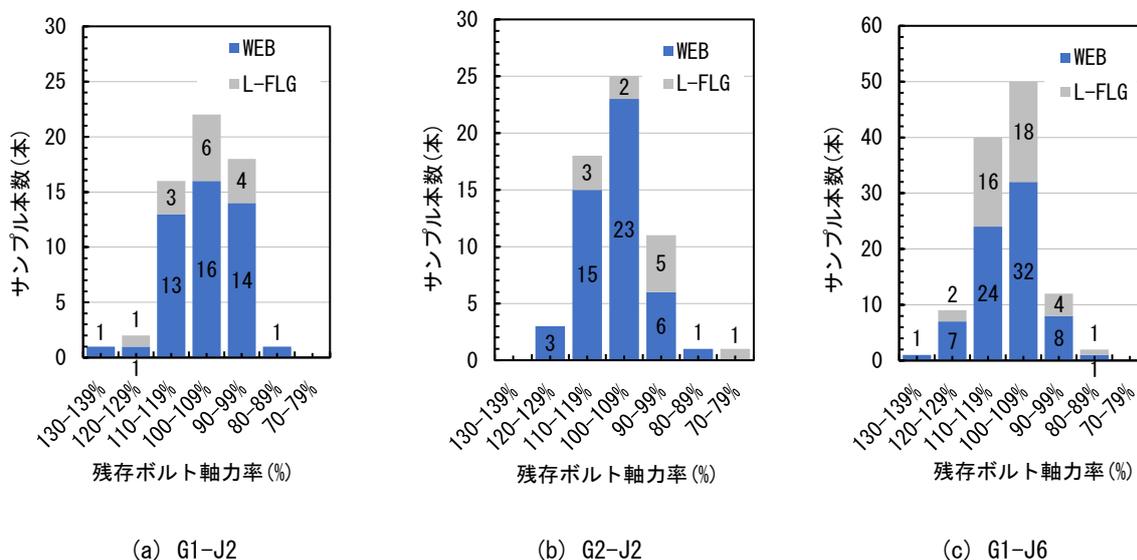


図 3-8 残存軸力率の度数分布図

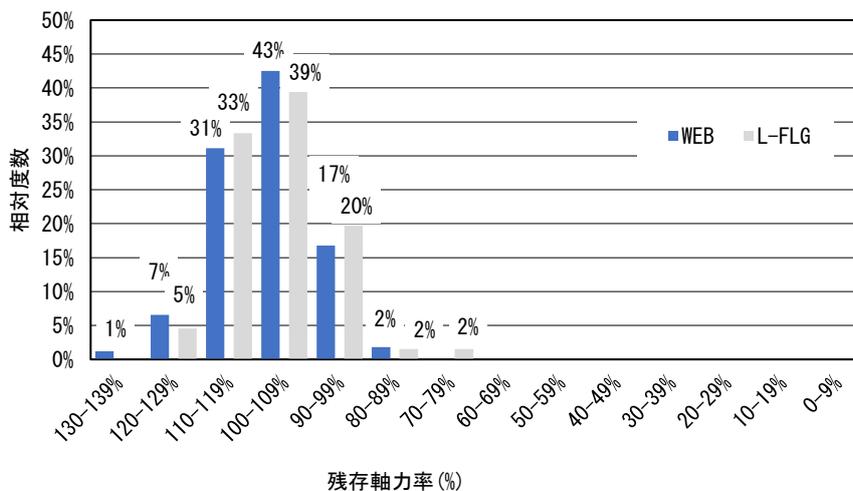


図 3-9 フランジとウェブの相対度数

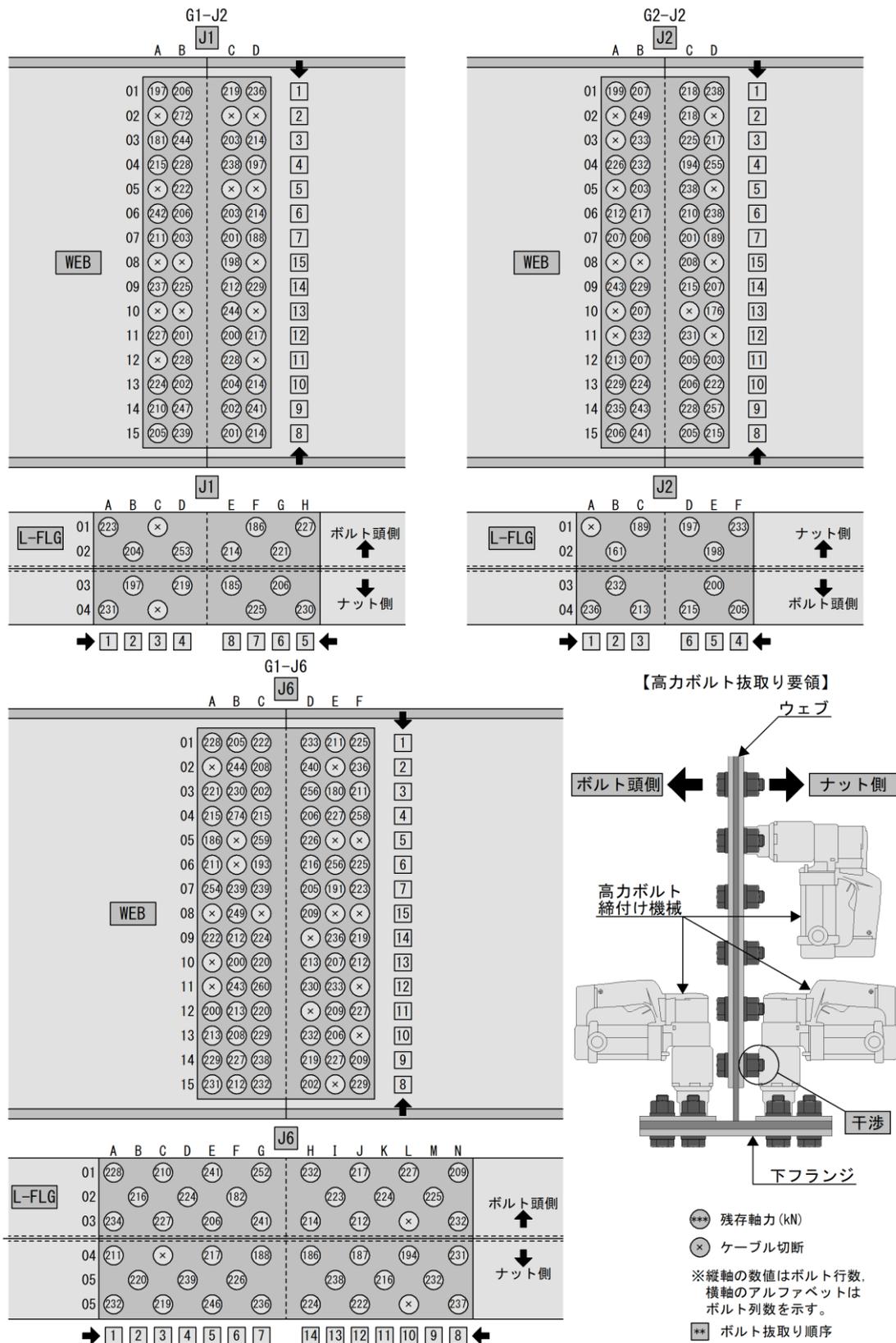


図 3-10 残存軸力とボルトの位置関係

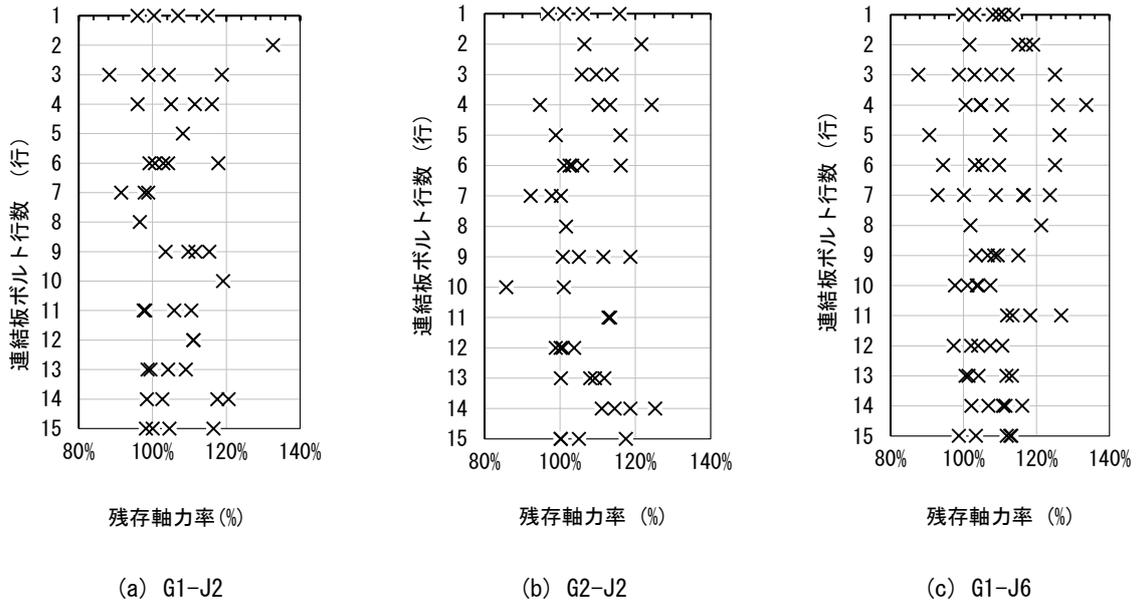


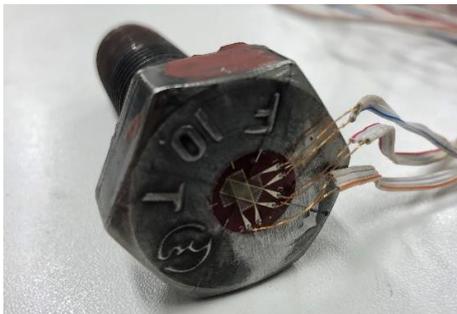
図 3-11 ウェブボルト配列の軸力変動



(a) 残存軸力測定準備作業状況



(b) 残存軸力測定作業状況



(c) 抜き取った高力ボルトのボルト頭頂部



(d) 抜き取った高力ボルトのねじ軸部

写真 3-4 残存軸力測定作業および抜き取ったボルトの状況

(3) 高力ボルトの残存軸力に関する考察

本橋で得られた 233 本の結果で得られた考察を以下に述べる。

① 残存軸力の経年劣化の影響比較

高力ボルトの締付け管理方法にはトルク法、耐力点法、回転角法があり、一般的にはトルク法が用いられる。締付け管理法に関する記録は残っていないが、本橋の建設当時の文献[3-2]によれば、高力ボルト摩擦接合の締付け管理方法はトルク法とナット回転法に大別され、ナット回転法は F8T のみに適用されていたことから、締付け管理方法はトルク法であったと推測される。高力ボルトはボルト締付け直後のリラクセーションによる軸力低下を考慮し、設計軸力に対し 10% 増しの 226kN(110%)で締付けが行われる。本橋の平均残存軸力は 220 kN(107%)と残存軸力が高かった。高力ボルトのリラクセーション試験結果の文献[3-4]によれば、ボルト軸力低下率の推定値は無塗装系の接合面の場合 3~5%程度であり、無塗装系で平均残存軸力率が 107%であった本橋の結果と符合している。

② 残存軸力のばらつき比較

残存軸力の測定結果より、本橋の残存軸力の変動係数(CV 値)は、前述のとおり 8%前後(G1-J2:8.4%, G2-J2:8.7%, G1-J6:7.9%)で推移しており、小さい値であった。

本橋のひずみ計測において、高力ボルトの軸力とボルト頭頂部のひずみの関係は、弾性体としてボルト形状によって決まるので基本的には線形関係にある。図 3-12 に示すとおり、本橋の一部のボルトでばらつきを確認できるが、その要因としてはボルト形状の公差、ボルト孔とボルト中心のずれなどが考えられる。さらに、ボルト孔精度が悪い場合にボルト軸と孔が接触するとボルト軸力に大きい影響を及ぼす可能性はあるが、本研究の計測結果によると、測定ひずみとボルト軸力には相関係数 $R^2=0.979$ の線形関係であり測定誤差による影響は小さいと考えられる。

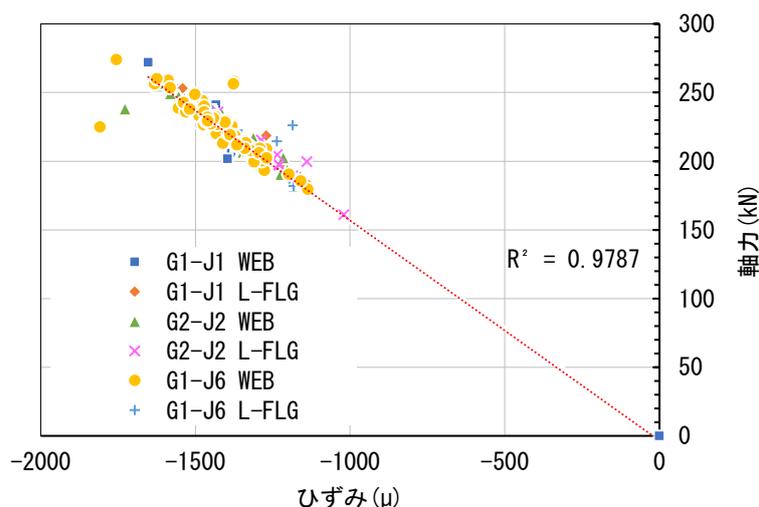


図 3-12 残存軸力-ひずみ相関

③ボルト首下長さの比較

高力ボルトの首下長さの影響を比較するため、本橋で得られた残存軸力結果を高力ボルトの首下長と部位毎にプロットしたものを図 3-13 に示す。回帰直線の相関係数は 0.0005 という結果から、高力ボルトの首下長さと軸力に明確な相関は認められなかった。文献[3-5]では、高力ボルト首下長さが大きくなると残存軸率も大きくなると述べられているが、粗面状態であった本橋はその影響が小さく、高力ボルトの首下長さに関わらずボルト締付けによる接触面のクリープの影響が小さかったことが影響していると考えられる。

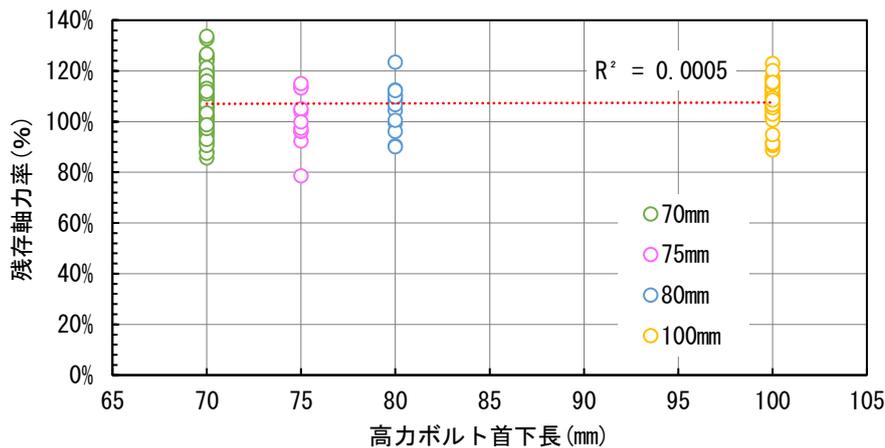


図 3-13 残存軸力と高力ボルト首下長さの比較

④フランジとウェブの残存軸力の比較

表 3-3 に示すとおり、本橋におけるウェブと下フランジの部位の違いによる、高力ボルトの残存軸力率差は小さく傾向は確認できなかった。また、下フランジの一部（ウェブに近接する内側ボルト）に残存軸力が低い傾向にあるが、これは、高力ボルト締付け機械（電動式ナットランナー）の胴体に対する最小離隔が確保されず、締め難い状況（図 3-10）にあったことが関係して軸力低下が大きくなったと考えられる。

3.4 降伏先行型摩擦接合継手の性能評価

3.4.1 降伏先行型継手の引張試験

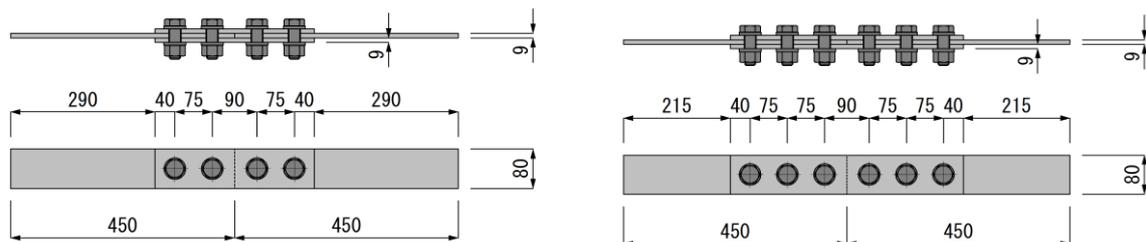
(1) 試験概要

本試験体は母板と連結板の接触面のすべりが発生する前に、母板が降伏状態に達し、その破断により終局に達する降伏先行型の摩擦接合継手である。

そこで、本実験では、摩擦接合継手の終局限界、高力ボルト摩擦伝達力、継手部材においてボルト孔による断面控除の影響、高力ボルト摩擦接合継手の終局強度および変形能に着目し実験を行った。

(2) 試験体の形状および寸法

高力ボルト摩擦接合継手試験体の形状・寸法を図3-14に示す。継手形式は突合せ継手(2面せん断)とする。高力ボルトF10T, M22を使用。ボルト配置は、SS41が2行配置、SM50Yが3行配置とする。ボルト孔の径は $\Phi=24.5\text{mm}$ 。なお、継手試験体の幅については、鋼橋で一般的に用いられるボルト孔最小縁端距離の片側40mmとした。高力ボルトの軸力測定については、ボルト頭頂部にひずみゲージを貼付けし、あらかじめひずみを計測し、引張試験後にキャリブレーション試験により残存軸力を測定する。



(a) G1-J2, G2-J2 継手試験体 (SS41)

(b) G1-J6 継手試験体 (SM50Y)

図3-14 継手試験体の形状(寸法単位:mm)

(3) 試験方法

引張試験は、載荷能力2MNの万能試験機を用い、試験体の両端部の両端部の80mmの範囲をチャックで掴み、試験体を鉛直に取付ける。試験体のすべり発生後、あるいは母板の降伏後も母板の基準引張強度まで徐々に引張荷重を載荷する。引張試験時の測定項目は、荷重に加え、母板間の開口変位と継手側面のひずみを測定した。継手部の開口変位は、母板突合せ開口部の両側にクリップゲージを設置し測定した。ひずみは母板の外側ボルトのコバ面4箇所と文献[3-6]を参考にボルト孔からコバ面にかけて降伏が最も早く生じることから、ボルト孔から $\theta=33.2^\circ$ の位置のコバ面4箇所にひずみゲージを貼付けて測定した。なお、本試験体は、すべり降伏耐力比 $\beta=2.17\sim 2.47$ であり、明確なすべり観察はしづらいため、ひずみゲージの挙動から判断することとするが、引張試験後は、試験体を解体し、摩擦面の状況およびボルト孔の変形状態を観察する。また、連結板と母板の側面に直線を罫書き、すべりが生じたかの判断した。クリップゲージ取付け位置と

ひずみゲージ貼り付け位置を図 3-16 に示す。なお、引張試験後に高力ボルトの残存軸力を確認するため、最大引張荷重を破断手前で中止し、ボルトへの損傷を防止した。

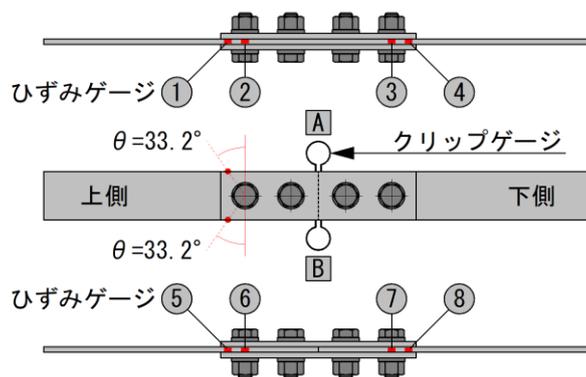


図 3-16 測定ゲージ取付け位置図

(5) 試験結果と考察

G1-J2, G2-J2, G1-J6 の引張試験結果を表 3-5 に示す。写真 3-5 に引張試験状況、図 3-17 に試験で測定された荷重－側面ひずみ関係を示す。2 つのグループの曲線があり、初期勾配の小さいほうがボルト孔先端付近のひずみ、大きいほうがボルト孔中心のひずみである。勾配の違いは全断面積からボルト孔控除した純断面積の差、添接板への応力伝達量の差が影響していると考えられる。SS41 の試験体では、母板の降伏耐力付近で直線関係から離れ、母板の引張耐力手前で荷重が頭打ちとなっている。荷重が 205kN で曲線に段差が生じており、この点で外側のボルト部にずれが生じたと思われる。SM50Y の試験体も同様な挙動を示しており、荷重が 255kN で曲線に段差が生じている。

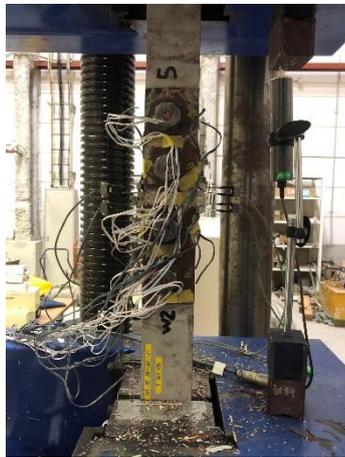
本試験体は母板の降伏によって線形限界が決定される。そのため、継手の線形限界および最大耐力は、母板が有する強度特性に依存しており、両試験体でほぼ等しい値となっている。よって、部分的なすべりが生じ母板と連結板のすべりは最も外側のボルト列付近から連結板端部までの範囲で確認された。その内側のボルトにおいては、すべりは発生していない。

写真 3-6 は試験後のボルト孔の変形状況を示している。継手内側のボルト孔には目視できる塑性変形はないが、最も外側のボルト列付近において、母材の伸びが試験体の線形限界以下で生じている。そして、線形限界を超えた後、そのボルト位置の母材側側面で局部的な塑性化によるくびれが発生している。

写真 3-7 はコバ面のずれ状況を示す。本試験体の終局状態は、最も外側のボルト列位置の母材断面において、母材とボルト軸部が支圧状態となって、母材のボルト孔部の塑性変形後に延性状態となっており、ボルト中心よりもボルト孔先端付近のずれ量が大きい。

表 3-5 継手試験体の結果

試験体名	材質	降伏点 (MPa)	引張り強さ (MPa)	すべり耐力 (kN)	母板純断面積 (mm ²)	母板降伏耐力 (kN)	母板降伏耐力 (kN)	母板引張強度 (kN)	すべり荷重 (kN)
G1-J2-1	SS41	235	400	328	499.5	117.4	138.6	200.0	207.2
G1-J2-2							134.9		214.3
G1-J2-3							141.0		202.7
G2-J2-1	SS41	235	400	328	499.5	117.4	128.7	200.0	196.6
G2-J2-2							130.9		207.9
G2-J2-3							130.2		—
G1-J6-1	SM50Y	355	490	328	499.5	177.3	189.7	244.8	251.6
G1-J6-2							180.1		261.1
G1-J6-3							186.3		259.7



(a) SS41



(b) SM50Y

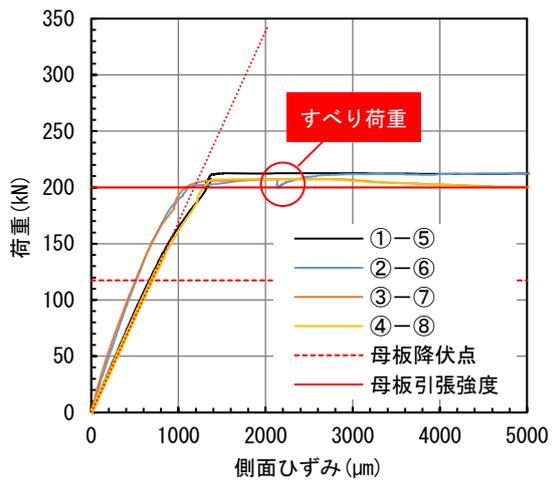


(c) 計測状況

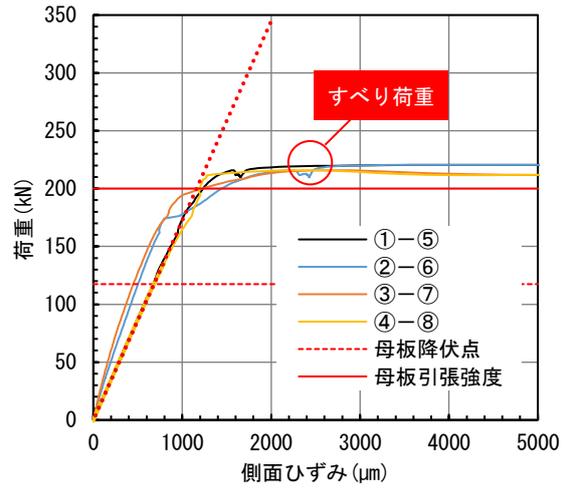


(d) ひずみゲージ取付け状況

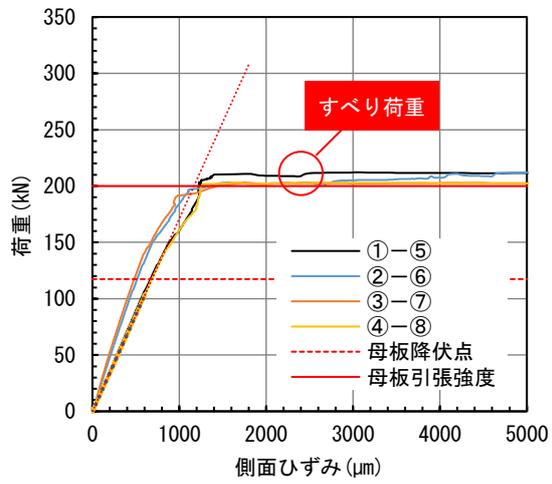
写真 3-5 引張試験状況



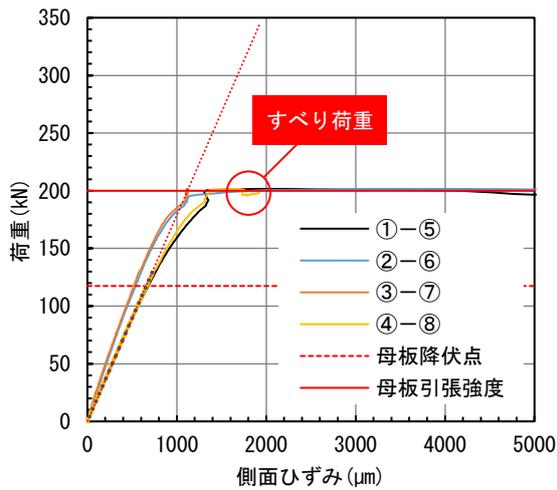
(a) G1-J2-①



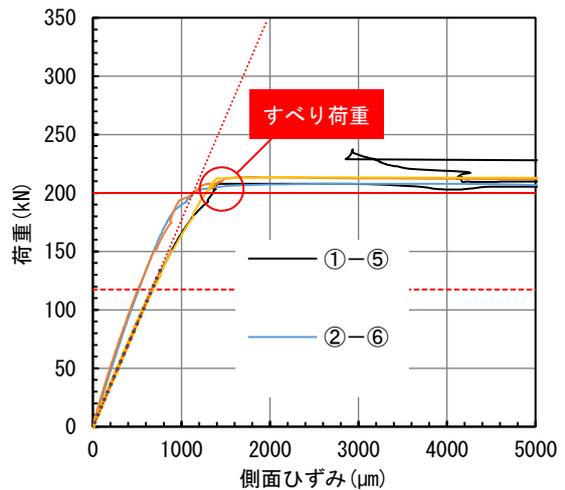
(b) G1-J2-③



(c) G1-J2-③

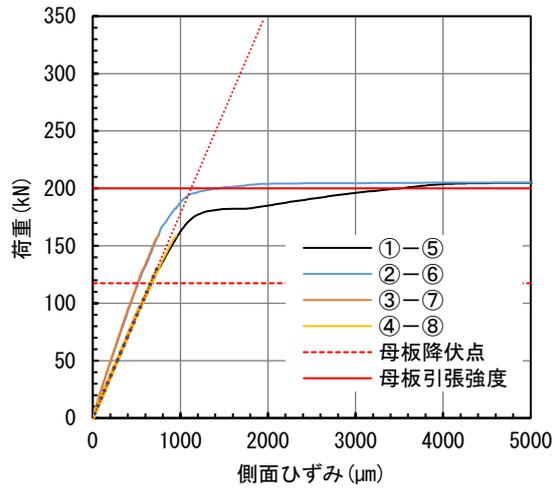


(d) G2-J2-①

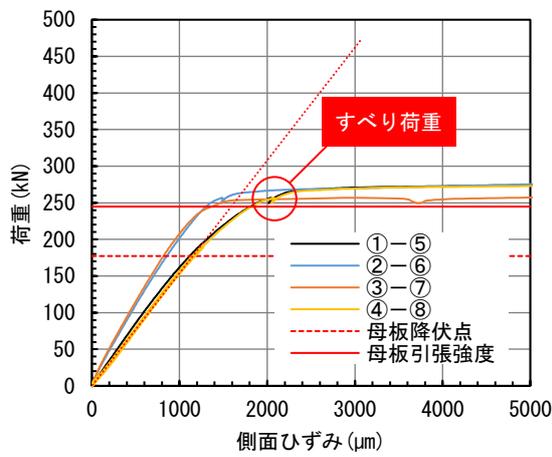


(e) G2-J2-②

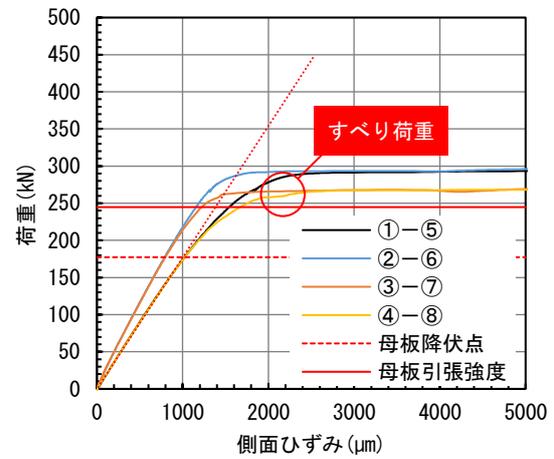
図 3-17 荷重 - 母板側面ひずみの関係



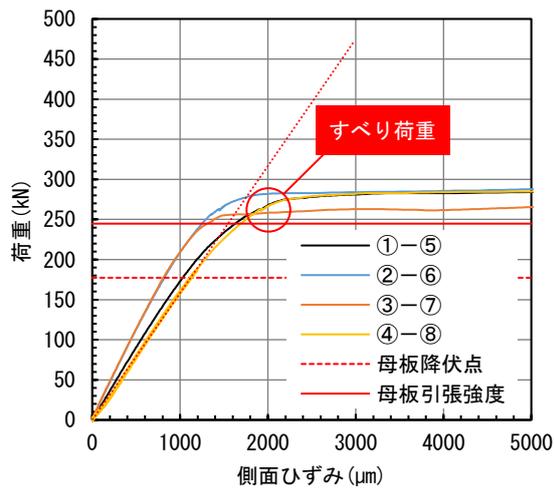
(f) G2-J2-③



(g) G1-J6-①



(h) G1-J6-②



(i) G1-J6-③

図 3-17 荷重 - 母板側面ひずみの関係 (続き)



(a) G1-J2 (SS41)



(b) 母板ボルト孔 G1-J2 (SS41)



(c) G2-J2 (SS41)



(d) 母板ボルト孔 G2-J2 (SS41)



(e) G1-J6 (SM50Y)



(f) 母板ボルト孔 G1-J6 (SM50Y)

写真 3-6 引張試験後の摩擦接合面の状況

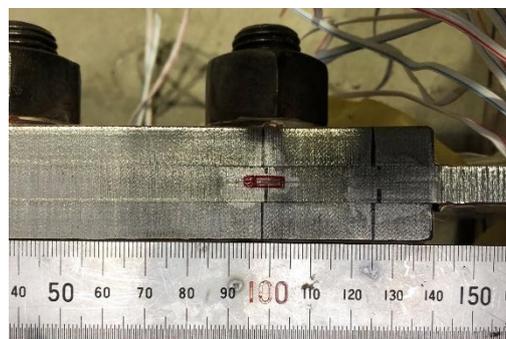


写真 3-7 引張試験後のコバ面の状況

3.4.2 7号引張試験

(1) 試験概要および試験体

本橋には鋼材ミルシートが残っていなかったことと、前章で実施した見かけ上の降伏耐力を明確にするため、実験供試体継手部の残材から試験体を採取し引張試験を実施し、材料特性（降伏応力、引張強度、破断伸び）を確認した。図 3-18 に示すように、連結板(SPL1,SPL2)および母板(WEB)よりそれぞれ材料を切出し、JIS Z 2201 の7号試験片に加工した。引張試験には、精密万能試験機（試験力測定精度：JIS B7721 1 級相当，最大負荷能力：250kN）を使用し、1mm/min の試験速度で破断するまで载荷した。なお、7号試験片は2011年にJIS Z 2201はJIS Z 2241に統合され、その際に、7号試験体の記載は削除されているが、本試験体の連結板から1号試験体を採取することは困難であったため、7号試験片で引張試験を行うこととした。

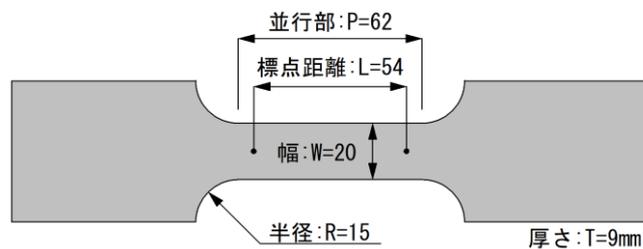


図 3-18 7号引張試験片 (JIS Z 2201 : 7号) (寸法単位:mm)

(2) 引張試験の結果

SS41 材，SM50Y 材の連結板および母板に対する引張試験結果を表 3-6 に示す。

図 3-19 に示すように、全ての試験体で明確に降伏棚を確認することができた。また、JIS G 3101（一般構造用圧延鋼材），JIS G 3160 溶接構造用圧延鋼材の規格に記載されている SS41 材の降伏点 (245MPa) および引張強さ(400~510MPa)，SM490Y 材の降伏点 (365MPa) および引張強さ(490~610MPa)は、それぞれ満足していた。また、7号引張試験結果と前章の継手部引張挙動確認試験体の降伏耐力差を比較したところ、それぞれの平均値で、17.5% (G1-J2 : SS400)，15.7% (G2-J2 : SS400)，16.4% (G1-J6 : SM51Y) と高い結果とであり、継手部降伏耐力確認試験との降伏耐力差は小さいため、ほぼ一致していると考えられる。写真 3-8 に引張試験状況を示す。

表 3-6 引張試験結果

試験体		鋼材	降伏応力 (MPa)	引張強度 (MPa)	破断伸び (%)
G1-J2	WEB	SS41	295.9	435.6	43%
	SPL1		280.0	423.5	43%
	SPL2		287.7	432.5	41%
	平均		287.9	430.5	43%
G2-J2	WEB	SS41	281.3	433.4	43%
	SPL1		288.3	433.9	42%
	SPL2		281.0	431.9	40%
	平均		283.5	433.1	42%
G1-J6	WEB	SM51Y	422.9	590.8	33%
	SPL1		430.0	593.7	33%
	SPL2		422.0	592.7	33%
	平均		425.0	592.4	33%

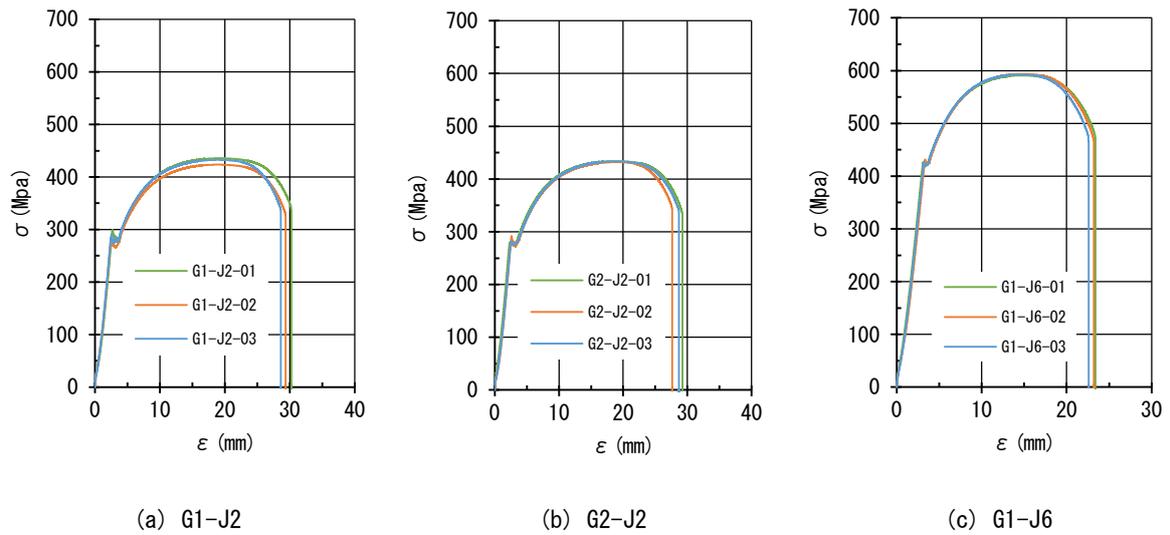


図 3-19 応力 - ひずみ関係



(a) 試験前



(b) 試験後



(c) 試験後 (SS41)



(d) 試験後 (SY50Y)

写真 3-8 引張試験状況

3.4.3 小型試験体による摩擦係数推定試験

(1) 摩擦係数推定用小型試験体

高力ボルト摩擦接合継手の耐力を示すパラメーターとして、すべり/降伏耐力比 β が一般的に用いられており[3-7]，実橋では β が 0.9~1.3 程度の継手[3-8]が多く存在する。

$\beta > 0.7$ では降伏の影響を受けやすく，特に $\beta \geq 1.0$ ではすべり耐力が約 20%低下することが報告[3-9]されている．また，本実験供試体で引張すべり試験を行う場合，採取可能な引張すべり試験体の最大幅は約 170mm であり表 3-7 の例に示すとおり，いずれのタイプも $\beta \geq 1.0$ (すべり/降伏耐力比) の母材降伏先行型のボルト継手である．このことから，すべり係数の目安としての母板と連結板間の摩擦係数を明らかにするため，高力ボルトの残存軸力確認によるボルト抜取り後，添接部のボルト孔の周囲から 50×50mm の摩擦係数推定用小型試験体を切出し，加工後に摩擦係数推定試験を実施した．なお，小型試験体の切出しに先立ち，母板と連結板の摩擦接合面の，かみ合わせ精度を確保するため，母板と連結板をボルトで固定した状態で小型試験体の切出しを行った．

表3-7 (例)引張すべり試験体170mm幅におけるすべり/降伏耐力比 β

Name	n	m	Nd (kN)	μ	F-slip (kN)	σ_y (Mpa)	T (mm)	W (mm)	Φ (mm)	F _y (kN)	β (F-slip/F _y)
G1-J2:WEB	2	2	205	0.4	328	245	9	170	24.5	321	1.02
G2-J2:WEB	2	2	205	0.4	328	245	9	170	24.5	321	1.02
G1-J6:WEB	3	2	205	0.4	492	365	9	170	24.5	478	1.03

※ n: 有効ボルト本数, m: 2面摩擦, Nd: 設計ボルト軸力, μ : 設計すべり係数, F-slip: 設計すべり耐力,
 σ_y : 基準降伏点, T: 板厚, W: 板幅, Φ : ボルト孔径, F_y: 設計降伏耐力, β : すべり/降伏耐力比

(2) 小型試験体の形状および寸法

小型試験体は，50×50×9mm の内側試験体（母板）と 50×50×9mm の外側試験体（連結板）を 2組使用し，両側それぞれの内側試験体と外試験体を押し当てることで，2面摩擦接合形式としている．なお，試験体寸法は，4辺の長さ，孔径，板厚を測定する．さらに，試験体の4辺および孔周には 1C 程度の面取りを施すことで，すべり時の引っ掛りを排除した．図 3-20 に小型試験体の形状・寸法および式 (3-1) に試験体接触面積の算出式を示す．

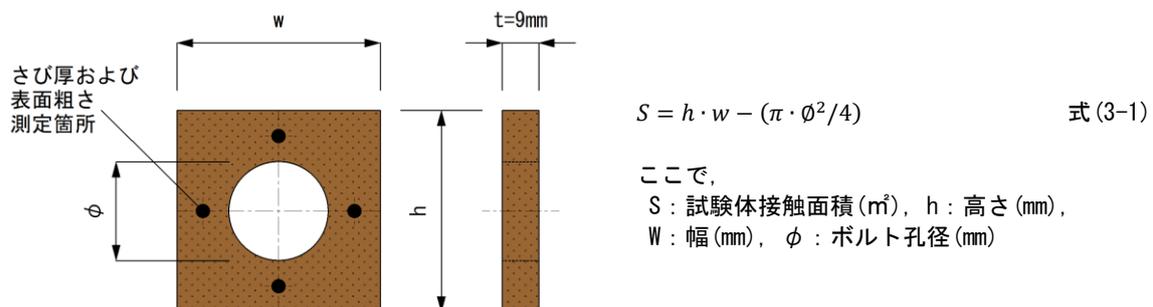


図 3-20 摩擦係数確認用小型試験体

(3) 摩擦接合面の状態

摩擦係数推定試験に先立ち、摩擦接合面内の状態について、さびの観察、さび厚測定、表面粗さ測定を行った。粗面状態の接触面となる母板および連結板には過度な腐食は発生していなかった。摩擦接合面のさび厚測定には電磁式膜厚計（測定精度：50 μm 未満： $\pm 1\mu\text{m}$ ，50 μm ～1000 μm ： $\pm 2\%$ ）を使用し、孔の周りを1組の内側試験体および外側試験体につき、それぞれ4点とし、1点あたり3回測定した。各試験体のさび厚測定結果の平均値および変動係数を表3-8、摩擦接合面のさび厚測定結果の度数分布を図3-21に示す。

次に、摩擦接合面の表面粗さの測定には、触針式の粗さ測定機（測定可能範囲：X軸12.5mm，Z軸350 μm （-200 μm ～150 μm ））を使用し、JIS B 0633(2001年)にしたがって基準長さ8mmとして測定した。また、孔の周りを1組の内側試験体および外側試験体につき4点の平均算術粗さ R_a ，最大高さ R_z を測定し、1点あたり3回測定した。高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工維持管理指針（案）[3-7]では、無塗装接合面のすべり係数0.4における平均算術粗さ R_a の推奨値は、10 μm $> R_a \geq 5\mu\text{m}$ であり、ボルト軸力による接触面圧を解放した後の結果であるが、一部を除いて推奨値の範囲であった。各試験体の表面粗さ測定結果の平均値および変動係数を表3-9に示す。

表3-8 さび厚測定結果

試験体	試験体の組数 (試験体数)	さび厚平均 (μm)	変動係数
G1-J2	14組(28体)	20.9	0.3
G2-J2	14組(28体)	17.6	0.3
G1-J6	12組(24体)	19.1	0.4

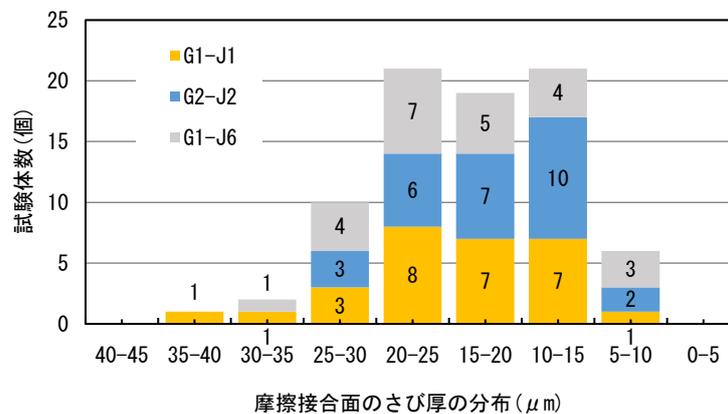


図3-21 摩擦接合面のさび厚測定結果の度数分布図

表 3-9 表面粗さ測定結果 (平均値)

		Ra	平均値	変動係数	Rz	平均値	変動係数
G1-J2	1-A	5.183	6.647	0.159	27.246	35.305	0.157
	1-B	5.324			28.772		
	1-C	6.581			34.269		
	1-D	6.667			34.428		
	7-A	6.772			35.021		
	7-B	4.943			26.823		
	7-C	7.522			40.735		
	7-D	7.710			41.051		
	9-B	5.718			31.211		
	9-C	8.469			44.677		
	15-A	6.810			35.436		
	15-B	6.327			34.097		
	15-C	7.577			39.796		
	15-D	7.460			40.708		
G2-J2	1-A	5.752	6.237	0.153	30.286	33.191	0.152
	1-B	4.518			24.016		
	1-C	6.566			35.742		
	1-D	6.227			33.780		
	7-A	5.029			28.070		
	7-B	5.693			30.936		
	7-C	7.284			38.600		
	7-D	7.582			40.651		
	9-B	5.603			29.807		
	9-C	6.148			32.338		
	15-A	6.311			32.543		
	15-B	5.810			29.730		
	15-C	6.830			35.677		
	15-D	7.966			42.497		
G1-J6	1-A	3.630	5.197	0.200	19.987	29.120	0.195
	1-B	4.234			24.140		
	1-C	3.659			21.305		
	1-F	4.912			27.508		
	7-B	5.772			31.776		
	7-F	5.605			30.179		
	9-A	4.524			25.372		
	9-E	5.283			30.141		
	15-A	6.600			36.619		
	15-D	5.527			30.830		
	14-E	6.828			38.181		
	15-F	5.792			33.402		

(4) 摩擦係数確認試験装置

摩擦係数確認試験装置を図 3-22、写真 3-9 に示す。図 3-22 の内側試験体および外側試験体に対して、水平ジャッキにより圧縮力（水平力）を与え、PC 鋼棒により反力を取ることで、所定の面圧を作用させる。その後、1,000kN のアムスラー型万能試験機を使用して、内側試験体を接着した試験治具に鉛直荷重を作用させる。また、図 3-22 に示す 2 組の内側試験体と外側試験体は残存軸力が異なるため、一部を除き、その組み合わせは残存軸力の差が 10%以内のものを選定した。

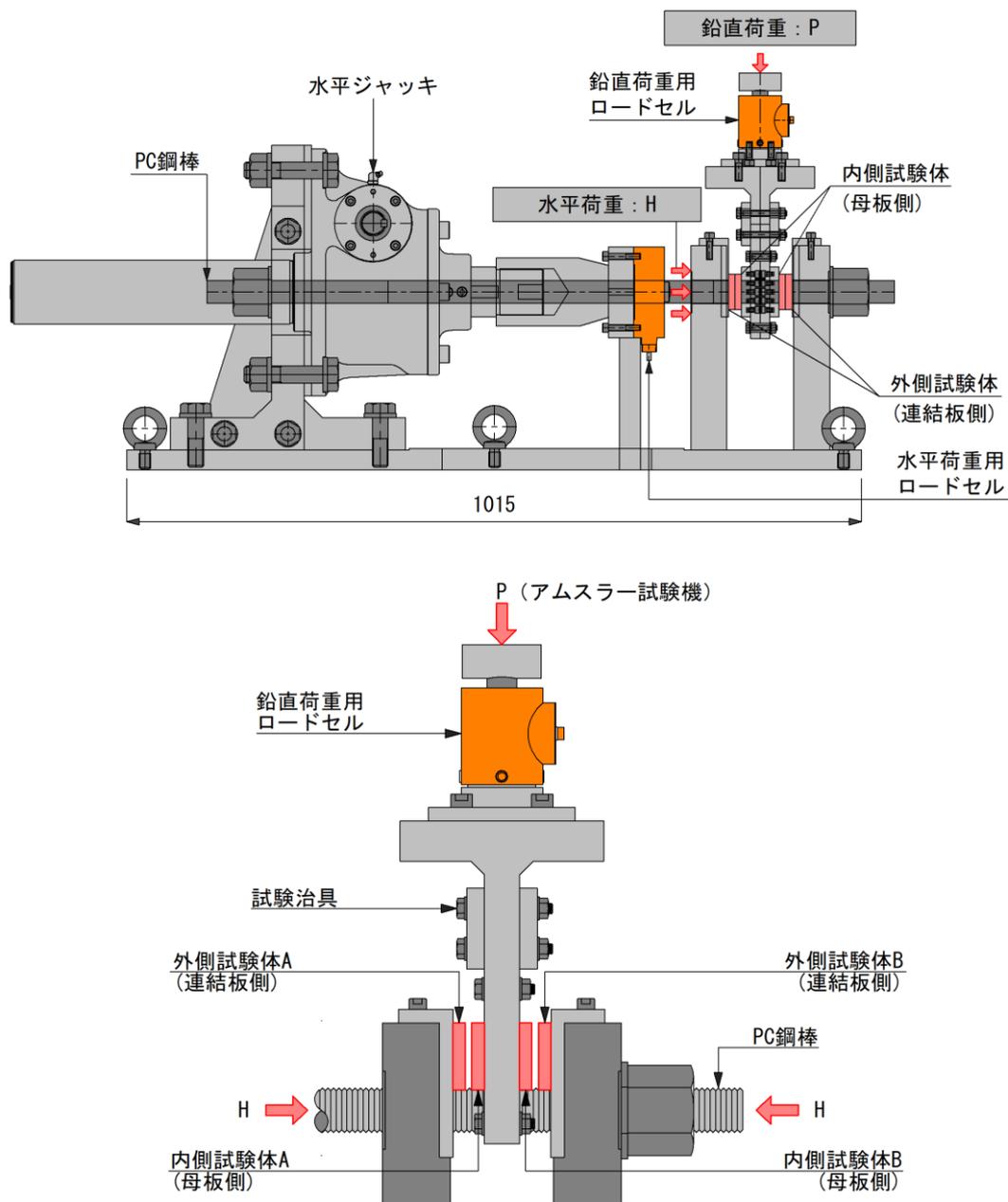


図 3-22 摩擦係数確認試験装置



(a) 摩擦係数確認試験装置

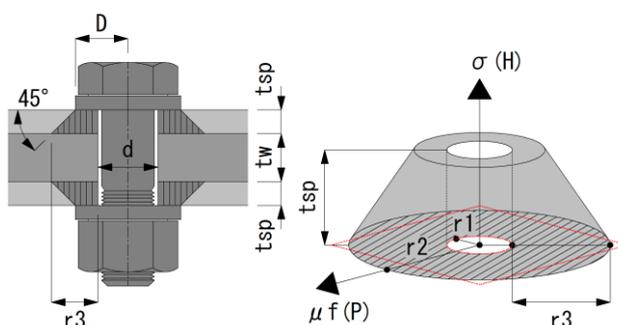
(b) 小型試験体設置状況

(c) 小型試験体

写真 3-9 摩擦係数確認試験状況

(5) 面圧導入

文献[3-12]を参考に、平板の場合ボルト軸力の面圧は影響円すいと呼ばれるワッシャー外縁から40°~45°の範囲にしか作用しないため、残存軸力に応じた面圧(σ)を図 3-23 の式(3-2)-式(3-6)により算出し、水平力(H)を式(3-7)により算出した。さらに、G1-J2 の 1-B, 7-D, 9-C, G2-J2 の 1-B, 7-D, 9-C 試験体の組合せについては、面圧と摩擦係数の相関性を確認するため、残存軸力 50%を面圧とした試験も行った。



$$\sigma = N/A \quad \text{式(3-2)}$$

$$r1 = d/2 \quad \text{式(3-3)}$$

$$r2 = t_{sp} + D \quad \text{式(3-4)}$$

$$r3 = r2 - r1 \quad \text{式(3-5)}$$

$$A = (\pi \cdot r2^2) - (\pi \cdot r1^2) \quad \text{式(3-6)}$$

ここに、 σ : 面圧(Mpa), N : 残存軸力(kN), A : 影響円すい範囲(m^2),
 d : ボルト孔径, D : 座金半径, t_{sp} : 連結板厚, t_w : 母板厚

$$H = \sigma \cdot S \quad \text{式(3-7)}$$

ここに、 H : 圧縮力(kN), σ : 面圧(Mpa), S : 試験体接触面積(mm^2) 式(3-1)より

図 3-23 面圧導入式

(6) 載荷および測定項目

載荷速度は 1kN/sec で実施し、2組の試験体 A 側と B 側の両方がすべるまで載荷した。また、測定項目は万能試験機の鉛直荷重、水平ジャッキの圧縮力、内側試験体と外側試験体の相対変位とした。また、鉛直荷重はロードセル(300kN 仕様, 定格出力: 1.5V/V(3000×10⁻⁶, ひずみ±0.2%), 水平ジャッキの軸力はロードセル(200kN 仕様, 定格出力: 1.5V/V(3000×10⁻⁶, ひずみ±0.2%)を用いて測定し、内側試験体と外側試験体の相対変位測定は、各試験体の両面の高さ方向の中央にクリップ変位計(UB-5, 測定容量: 5mm(2~7mm))を取付け測定した。

(7) すべり荷重の決定方法

鋼構造接合部設計指針[3-12]のすべり係数評価試験法ではすべり量 0.2mm を基準として判断しているが、本試験装置は荷重載荷時におけるクリップゲージ間の変形（試験体接触面の錆せん断変形）などによる初期変位が生じることで摩擦係数およびすべり係数を低く評価することを考慮し、本試験では、以下の①~③に準じてすべり荷重を決定した。荷重-すべり関係の例を図 3-24 に示す。

- ① 1.0mm までに最大荷重が生じた場合は、その最大荷重(P1)とする。
- ② 1.0mm までに明瞭な主すべり荷重が生じた場合は、その主すべり荷重(P2)とする。
- ③ 明瞭な主すべり荷重が生じない場合はすべり量 1.0mm に対応する荷重(P3)とする。

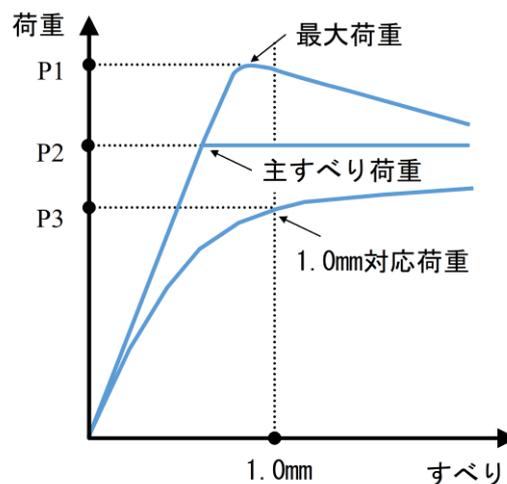


図 3-24 荷重-すべり関係

(8) 摩擦係数確認試験の結果と考察

① 摩擦係数確認試験

本試験において水平ジャッキの圧縮力は試験中に変動しやすく、その影響を除くため、摩擦係数1(μ_{f1})と摩擦係数2(μ_{f2})を式(3-8)、式(3-9)より算出した。摩擦係数1は、試験体がすべった時の水平ジャッキの圧縮力を用いて算出し、摩擦係数2は面圧導入時の水平ジャッキの圧縮力を用いて算出した。表3-10に摩擦係数確認試験で得られた各試験体の摩擦係数1(μ_{f1})および摩擦係数2(μ_{f2})を示す。また、すべり変位と摩擦係数の関係の一例を図3-25に示す。

$$\mu_{f1} = P_{slip} / (m \cdot H_{slip}) \quad \text{式(3-8)}$$

$$\mu_{f2} = P_{slip} / (m \cdot H) \quad \text{式(3-9)}$$

ここに、 μ_{f1} :摩擦係数1、 μ_{f2} :摩擦係数2、 P_{slip} :すべり耐力、 m :接合面数(2面摩擦)
 H_{slip} :すべり時圧縮力、 H :導入時圧縮力

なお、G1-J2(1-C,1-D)、G2-J2(7-B,7-C)、G1-J6(1-F,7-F)の試験体については、実験途中でクリップゲージが脱落し、データを測定することができなかった。

摩擦係数1は平均値で0.422、摩擦係数2では0.414の摩擦係数が得られた。また、面圧50%の試験体においては、面圧100%と比較すると摩擦係数1,2どちらの試験体の関しても同程度であり、面圧の大きさによる影響は小さいことが確認できた。

摩擦係数確認試験後の試験体接合面の一例を写真3-10に示す。接触面の一致するすべり跡は確認できた。当然ではあるが、本試験においては試験体に対し一様に面圧を与えていることで、継手の引張試験体の様な円孔周辺に生じるすべり痕は確認できなかった。

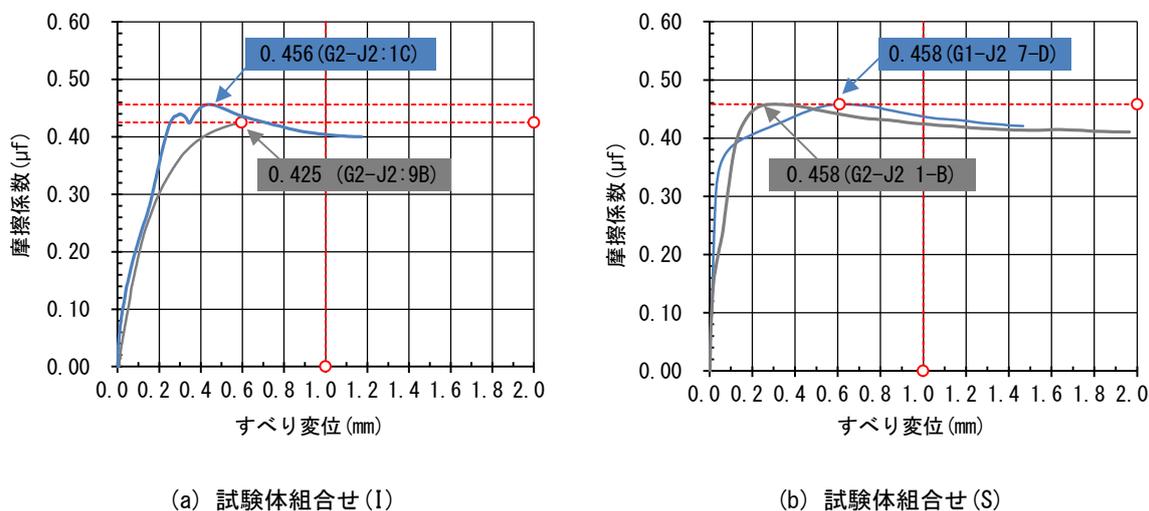


図3-25 すべり変位と摩擦係数の関係

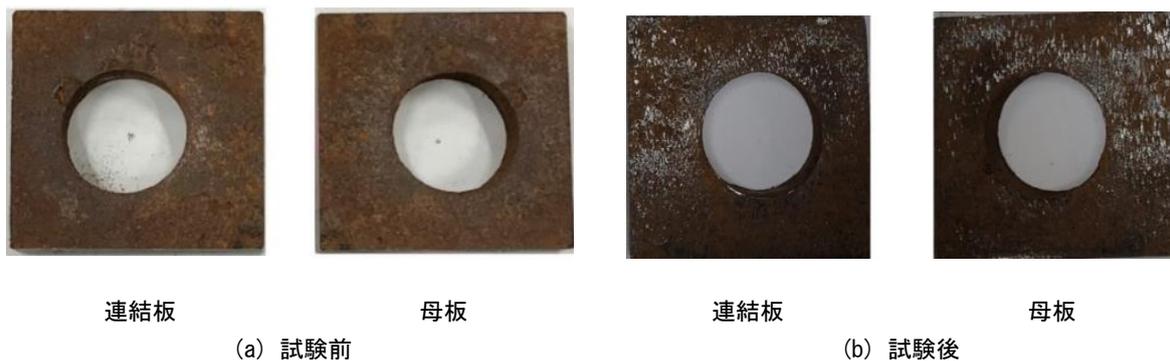


写真 3-10 試験後の試験体接合面

②摩擦係数と表面粗さとの相関性

本実験で得られた、摩擦係数 μ と算出平均粗さ Ra および最大高さ粗さ Rz の相関関係を図-16 に示す。図に示すとおり、表全体で見ると Ra および Rz とともに大きくなるにしたがって、 μ も大きくなっているように見えるが、ばらつきが大きく高い相関性は認められないため、算術平均粗さ Ra および最大高さ粗さ Rz だけでは摩擦係数を整理できないと考える。

文献[3-10]によると軸力は低下しているのに対し、すべり荷重が上昇している結果が得られている、この原因について、継手摩擦面が赤さび面の場合、さびが経年変化し、安定した皮膜を形成し、摩擦抵抗が増大するためと考えられている。また、同様の現象が文献[3-11]の実験においても確認されているが、軸力低下量の実験結果を考え合わせると、継手摩擦面の摩擦抵抗力増加率は軸力低下率をはるかに上回ることが明らかであり、この手の高力ボルト摩擦接合継手の構造性能は事実上、何ら経年変化せず安定していると考えられる。よって、3.3 の結果で述べたとおり、本試験体に残存軸力率は、設計軸力を十分に満足している結果を踏まえると、継手耐力においても設計耐力は確保できていると考えられる。

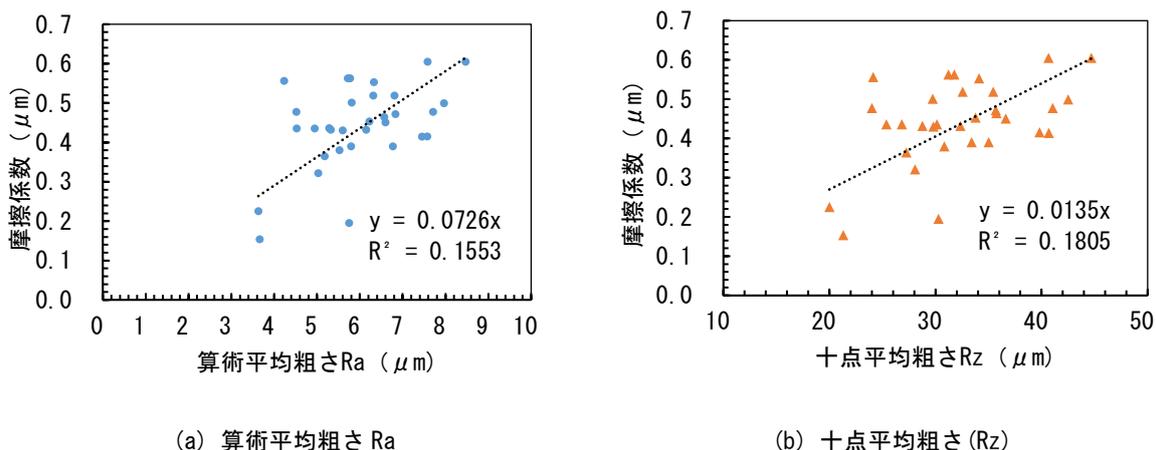


図 3-26 摩擦係数と表面粗さの関係

表 3-10 摩擦係数確認試験結果

実験 試験体	試験 体名	組み 合せ	残存軸力 N (kN)	導入時 圧縮力 H (kN)	すべり時 圧縮力 H _{slip} (kN)	すべり時 変位 D _{slip} (mm)	すべり時 鉛直荷重 P _{slip} (kN)	摩擦 係数 1 μ _{f1}	摩擦 係数 2 μ _{f2}
G1-J2	1-A	R	196.8	159.0	156.7	0.5	118.1	0.377	0.365
	1-B※	D	205.9	93.2	82.3	1.0	72.1	0.438	0.432
	1-C	H	219.3	187.6	N/D				
	1-D	J	235.6	184.4	N/D				
	7-A	K	211.1	183.6	194.9	0.2	145.5	0.373	0.390
	7-B	L	202.6	180.2	198.0	0.4	160.4	0.405	0.436
	7-D※	S	187.6	73.3	87.6	0.6	80.3	0.458	0.477
	9-B	F	225.0	199.6	218.4	0.3	229.3	0.525	0.563
	9-C※	C	212.2	84.2	90.4	0.4	100.3	0.555	0.605
	15-A	N	205.1	173.3	189.8	0.4	184.1	0.485	0.519
	15-B	E	238.9	222.7	220.5	0.5	231.3	0.524	0.553
	15-C	Q	201.4	168.4	191.2	0.3	144.4	0.378	0.415
15-D	P	214.4	171.2	181.8	0.7	148.3	0.408	0.414	
G2-J2	1-A	R	198.5	167.1	171.0	0.2	63.3	0.185	0.195
	1-B※	S	207.3	86.2	87.6	0.3	80.3	0.458	0.477
	1-C	I	217.5	184.2	191.8	0.4	174.9	0.456	0.464
	1-D	G	237.5	200.8	215.6	0.5	180.7	0.419	0.453
	7-A	P	207.4	173.9	184.8	0.5	115.3	0.312	0.321
	7-B	A	205.6	169.0	N/D				
	7-C	A	200.5	166.7	N/D				
	7-D※	C	189.2	78.8	90.4	0.8	100.3	0.555	0.605
	9-B	I	228.8	188.3	190.7	0.6	162.0	0.425	0.430
	9-C※	D	215.3	89.4	82.3	0.6	72.1	0.438	0.432
	15-A	N	205.5	176.6	189.8	0.2	184.1	0.485	0.519
	15-B	E	240.9	203.9	219.1	0.3	209.4	0.478	0.501
15-C	O	205.4	175.1	176.9	0.4	163.8	0.463	0.472	
15-D	M	215.4	180.1	201.4	1.0	185.8	0.461	0.499	
G1-J6	1-A	B	227.9	189.9	190.1	0.3	84.6	0.223	0.225
	1-B	O	204.8	172.4	180.8	0.8	193.1	0.534	0.556
	1-C	B	221.6	187.9	196.8	0.3	57.8	0.147	0.154
	1-F	H	225.0	186.0	N/D				
	7-B	F	238.9	200.0	218.4	0.2	229.3	0.525	0.563
	7-F	J	223.1	184.5	N/D				
	9-A	L	222.4	181.7	188.3	0.2	160.4	0.426	0.436
	9-E	G	235.9	196.7	210.2	0.8	173.9	0.414	0.436
	15-A	M	231.4	179.6	195.1	0.4	167.7	0.430	0.451
	15-D	Q	202.4	167.5	178.4	0.6	132.3	0.371	0.380
15-F	K	229.4	184.2	194.9	0.4	145.5	0.373	0.390	
平均								0.422	0.441

※導入面圧 50%の試験体を示す。

3.5 まとめ

本研究では、建設後 34 年が経過した鋼鈹桁橋高力ボルト継手の高力ボルト残存軸力の傾向を明らかにするために、既設橋から継手部をガス切断により撤去し、撤去された橋桁から高力ボルトを抜き取り、高力ボルトの残存軸力測定、引張試験により継手部の耐力確認試験、すべり係数の目安とするため摩擦係数推定試験を行った。得られた結果を以下に示す。

- 1) ガス切断位置より 550mm 以上離れた場合、高力ボルトのひずみ変化量は 10μ 以下であり、ガス切断による熱の影響で、高力ボルトの残存軸力は著しく変化しないことがわかった。特
また、250mm 以内のボルトについては、ひずみが元に戻らないこともわかった。さらに、起点
側の最高温度 111°C に対し、終点側の最高温度は 138°C であり、ガス切断による熱影響は蓄熱
の影響により終点側の方が大きいこともわかった。
- 2) 233 本の高力ボルト残存軸力を測定した結果、平均残存軸力は 220 kN(残存軸力率 : 107%)とボ
ルト全体の 80%が設計ボルト軸力の 205kN を上回る結果であり、鈹桁の残存軸力は、箱桁と
比べ残存軸力結果が高いことが推定できた。特に、リラクセーションによる軸力低下率は、無
塗装系の場合 3~5%程度であり、既往研究[3-4]と概ね一致している。また、高力ボルトの残存
軸力の変動係数は、8%前後で推移しており、文献[3-3]の 9%とも概ね一致している。さらに、
高力ボルトの首下長さ
と軸力の相関は非常に小さく、首下長さの影響による導入軸力に違いは
ないことがわかった。
- 3) フランジとウェブの部位の違いによる残存軸力率に差は認められなかった。また、ウェブのボ
ルト列数におけるウェブ中立軸付近と下端について、残存軸力は 100%~120%範囲で相関性
のないばらつきを示していることがわかった。
- 4) 降伏先行型摩擦接合継手である本試験体は、十分な残存軸力が確保されていることに加え、小
型試験体より得られた摩擦接合面の摩擦係数は、そのほとんどが 0.4 を上回っているため、34
年経過した本高力ボルト継手の残存性能は設計耐力を十分に満足していることが推定できた。

[参考文献]

- [3-1] 橋本国太郎, 茂呂拓実, 杉浦邦征: 30年間供用した既設耐候性鋼橋の高力ボルト摩擦接合継手の残存性能, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.62A, pp.482-491, 2016.
- [3-2] 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, I 共通編, II 鋼橋編, 1990.
- [3-3] 日本橋梁建設協会: 高力ボルト施工マニュアル, 2013.
- [3-4] 柳沼安俊: 高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力とすべり係数の経年変化について, 技術報 (東京鐵骨橋梁), 56号, pp.56-64, 2012.
- [3-5] 南邦明, 森猛, 堀川秀信: 50mm厚鋼板を用いた太径ボルト (M36) 継手のすべり耐力試験, 土木学会論文集 A, Vol.62, No.2, pp.267-278, 2006.4.
- [3-6] 高井俊和, 森山仁志, 山口隆司: 高力ボルト摩擦接合継手の引張載荷時の母板降伏線のコバ面到達位置に関する解析的検討, 土木学会関西支部年次学術講演会, 第I部門, I-3-I-4, 2019.
- [3-7] 土木学会: 鋼構造シリーズ 15, 高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針 (案), 2006.
- [3-8] 土木学会・鋼構造委員会 鋼構造物の連結に関する検討小委員会: 部材連結に関する現状と課題, 2012
- [3-9] 西村宣男, 秋山寿行, 亀井義典: 高力ボルト摩擦接合継手に関する最近の研究動向, 土木学会論文集, No.675/I-55, pp.1-14, 2001.
- [3-10] 菊川春三, 村田勝弘, 西村 昭: 高力ボルト摩擦接合による構造部材継手耐力の経年変化, 川崎製鉄技報, No.11, pp.127-135, 1979.
- [3-11] 西村 昭: 高力ボルト摩擦接合のすべり耐力変動について, 土木学会論文報告集, 第187号, pp.37-47, 1971.
- [3-12] 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針 (改訂版), 2012.

第4章 実物大鋼箱桁試験体を用いた高力ボルトの導入軸力確認試験

4.1 はじめに

高力ボルト摩擦接合継手の耐力を左右する要因として使用するボルトが同じであれば、次の3つをあげることができる。①摩擦接合面の状態、②ボルト軸力（締付け力）、③継手の形状・寸法精度、この内、①については施工基準を定め、管理を徹底する。②については、締付け時のトルクが一定であれば実用上無視しうる程度におさえることができる。一方、③について発生しうる、肌すきの処理については、道路橋示方書にも示されているが、架設現場でテーパーをつけたり、フィラーを入れたりすることはほとんど不可能といえるので、工場製作時（仮組立時）に十分検討して処理するように心がける必要がある。

高力ボルト摩擦接合継手の締付け順序は、連結板の外側端からボルトを締付けると連結板が浮き上がるため、母材と連結板の密着性が悪くなる。そのため、継手内のボルト軸力が不均等にならないよう道路橋示方書・同解説[4-1]では、ボルト群の締付けではできるだけ均一に高力ボルトが締付けられるように、連結板中央部のボルトから順次端部のボルトに向かって締付けを行うことになっている。

特に、箱桁のように被締結部材が多点拘束となる構造の条件下で、目違いを有する場合は、連結板が変形し、母板と接触し、軸力が導入されるため、材料の公差、製作誤差等の許容値内にすることと、現場施工時にくい違いによる肌すきが生じる場合には、締付け順序として、くい違い部から順次外側に向かって締め付けるなど、接合面の摩擦効果が十分に発揮できるように管理することが大切である。しかし、実際の桁連結作業では連結板が母板に先行して取付けられており、それらの確認は不可能である。そのため、高力ボルト導入軸力は摩擦接合の性能を左右する重要な要因にもかかわらず、このように多くの問題が残されている。

本研究においては、前章の研究より鉸桁と箱桁の高力ボルトの残存軸力において、特に、連結板の大きい箱桁下フランジにおいては高力ボルトの導入軸力のばらつきの大きいことを確認した。

そこで、高力ボルト締付け順序の違いによる軸力変動の確認を行うため、実際に使用する工場仮組立時の鋼道路橋箱桁を利用し、工場内で架設を行い、高力ボルトの一次締め、本締めを行い、そのボルト群のボルト軸力測定を行うことで、箱桁橋の導入軸力のばらつき状態を把握し、高力ボルト摩擦接合の設計・製作・施工時の問題点を得ようとするものである。

4.2 鋼箱桁の施工

(1) 鋼箱桁の製作方法

鋼橋の工場製作において、鉸桁は自動化が進んでいる。一方で、鋼箱桁の製作は、パネル製作工程（罫書き、切断、ボルト孔明け、縦リブや補剛材の取付け作業）の作業は、省力化のため、自動機およびロボットが適用されている。しかし、箱組工程での箱桁内の溶接作業は、現状では人手に頼っており、その本質および精度については各作業者の技量によるところが大きい。また、箱桁の製作方法には、総組み工法とパネル工法の2種類がある。前者は縦リブおよび補剛材などの取付けは、フランジ、ウェブにそれぞれ、パネル状態の時に仮付け溶接を行い、箱組状態で本

溶接を行う工法であり、変形量が少ないものの箱桁内面で人手による溶接作業が多くなる製作方法である。これに対し、後者は縦リブおよび補剛材は、フランジ、ウェブにそれぞれ多電極自動溶接機、NC ロボットなどで本溶接した後、ひずみ矯正の工程を経て箱組を行う工法である。現在ではその製作効率化などからパネル工法が多く採用されている。図4-1にパネル製作法を示す。

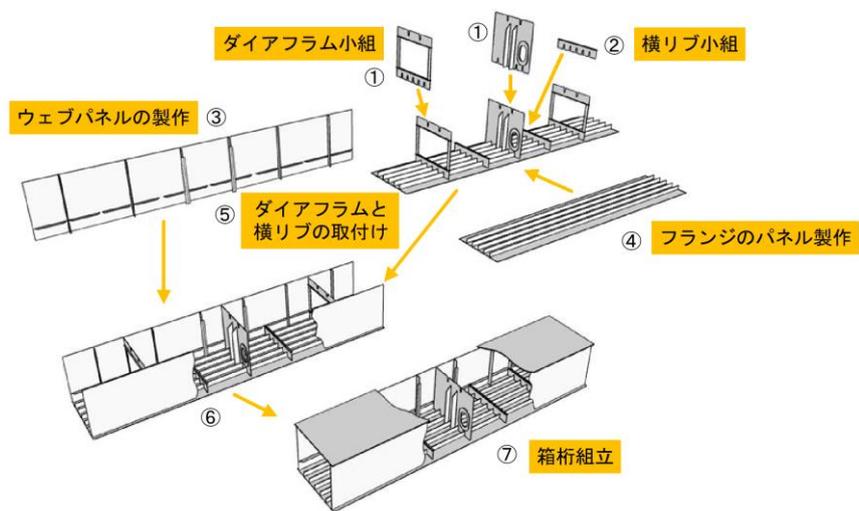


図4-1 鋼箱桁橋のパネル製作方法

(2) 鋼桁製作フローチャート

図4-2に鋼桁と箱桁の製作比較フローチャートを示す。

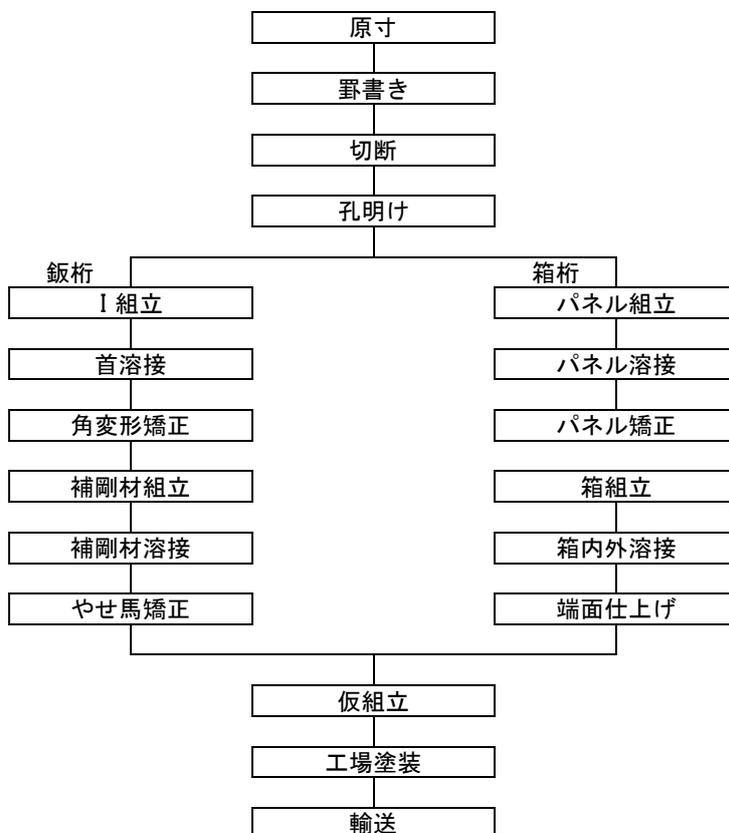


図4-2 鋼桁と箱桁の製作比較フローチャート

①原寸

原寸方法には床書き原寸法と NC 原寸法があり、前者は設計図面をもとに広い床面に、実物大の展開図を書き、部材寸法の決定や罫書き作業に必要な定規、型板等の作成を行う方法で前述のとおり、特殊な場合を除き現在ではほとんど行われていない。

NC 原寸は、電子計算機を利用し、線形計算で算出されている支点、格点等の座標と設計図のデータから展開計算を行い、製作情報を作成する方法。

②罫書き

罫書きには、罫書き法と NC 罫書き法があり、簡単なものでは製作図から寸法をとって鋼製巻尺、直尺を使って直接鋼材に罫書きを行う場合もあるが、一般には原寸工程で準備した定規、型板などを使って転写している。

NC 罫書き法は NC 原寸法で作られた数値情報をもとに NC 罫書き装置で、直接鋼板上に罫書きを行う方法である。NC 罫書き装置は、切断線・孔あけ位置・部材取付け位置などの、ラインマーキング機能を有しているが、それらに加え、識別表示などの印字を行う機能を具備している。

③切断方法

鋼橋の製作において一般にガス切断法、プラズマ切断法、レーザー切断法の3種類の切断法を使用されており、それぞれ板厚等に応じて使い分けを行っている。また、切断工作機械の NC 化により、緩曲線の切断機能の追加、無人化による運転が可能となり、現在では高精度・効率化となっている。

④孔あけ

鋼橋の現場継手の大部分が高力ボルト接合であり、孔あけ精度が現場での組立精度に大きく影響を与える。鋼橋の孔あけは、ドリルによるものが一般的であり、1970年代から連結板など小物部材を中心に NC 孔明けが行われるようになった。また、1980年代から大型の NC 孔あけ機も導入されるようになり、フランジ、ウェブなど主要部材にも NC 孔明けが行われるようになった。

孔あけ方法には大別して4種類ある。

(a)センターポンチ工法

孔あけ位置の中心にポンチを打ち、ドリルの先端を合わせ孔あけする方法。使用機械としては、ボール盤、携帯式孔あけ機などが使用される。

(b)型板工法

鋼製テンプレートまたは添接板をガイドとして孔あけを行う。

(c)とじ孔工法

一群の一部を孔あけ、これをとじ孔として利用し、部材の組立を行い、精度確認後、当てもみにて孔あけを行う。

(d)NC 工法

NC 制御で孔あけを行う方法で、添接板などの小物部材に適した NC ラジアルボール盤やフランジ、ウェブなどの大型部材に適した NC ガーターラジアルボール盤などが使用されている。

⑤組立・溶接

鋼橋の組立作業は、作業者の技量に左右されやすいため、作業にあたっては様々な治具を活用し、寸法精度のバラツキを最小限にする工夫がなされてきた。1980年代後半より溶接作業の自動化および矯正作業の機械化が進むのに併せ、省力化を目的としたライン化の導入がなされ、鈑桁の製作ではI桁組立装置やI桁矯正機が使用され、Iの状態にフランジおよび腹板を組み合わせ、溶接を行い、その後、補剛材を取付ける。箱桁の製作においては、縦リブ組立装置やパネル矯正機が使用され、総組立工法に代わって、部材精度が安定しやすい4枚のパネルを箱断面に組み合わせ、溶接を行うパネル工法が一般的となっている。なお、パネルとは、一枚の鋼板状態では力（荷重）が作用（載荷）した際に変形してしまうため、補強材（縦リブ、補剛材）を溶接したものである。一般に、先行してパネルを製作（パネル溶接）し、箱断面に組み合わせる（箱組立）。パネル溶接の機械は多関節ロボットや多電極溶接を使用し、箱組立後の内外の溶接は手作業で行う。

4.3 高力ボルトの残存軸力特性

飯田らは主として実橋調査を中心として、高力ボルトの残存軸力の経年変化に関するデータを収集してきた。飯田らが実測した鋼道路橋は合計で9橋である[4-2]-[4-4]。

2章および3章の考察でも述べたが、残存軸力低下率は箱桁橋で高く、ばらつきを示す変動係数は、下フランジが高い傾向にあるため、軸力低下およびばらつきについて考察した結果について述べる。

(1) 摩擦接合面

高力ボルトの締付け方法においては、一般的なトルク法の高力ボルト締付けに際し、道路橋示方書[4-1]ではトルク係数値やすべり係数のばらつき、クリープやリラクセーションなどの影響を考慮し、設計ボルト軸力の10%増しの導入軸力を規定しており、リラクセーションによるボルト軸力の低下率は、摩擦接合面の粗面状態（無塗装）において3~5%程度であるのに対し、厚膜型無機ジンクリッチペイントの塗装様態でのボルト軸力の低下率は10~15%程度と高い結果になると報告[4-5]されている。

(2) フィラー

文献[4-6]によれば摩擦面が無機ジンクリッチペイントおよびブラスト面の双方において、ボルト締付け後において、ボルト締付け後のボルト軸力低下に接触面数の影響がみられ接触面が増えれば軸力低下も大きくなる結果が示されており、特にボルト締付けによるクリープが大きい無機ジンクリッチペイントについては、その影響が顕著であったと述べられている。

(3) 高力ボルト締付け機

高力六角ボルトを使用する架設現場では、日々のトルク係数値の確認を行っている。その手順は、ボルトを油圧軸力計に挿入し、現場予備試験で使用するボルト（M22場合、高力六角ボルトの首下長さ80mm限定）の製品検査証明書に記載されているトルク係数値と導入軸力（標準ボルト

軸力) から算出したトルクで専用電動レンチを使用して締付ける。そして、ボルトに導入された軸力(軸力計での針での軸力読み値)とトルク(レンチの針でのトルクの読み値)からトルク係数値を算定する。これを5本のボルトで行い、その平均値からトルク係数値を算定した上で、その日のトルク係数値を設定し、そのトルクでボルト締付け作業を行っている。すなわち、ボルトの首下長さおよびロットによりトルク係数は異なるとともに、そのトルク設定の方法はアナログ的な方法であるため人的誤差による導入軸力変動も十分に考えられる。さらに、高力六角ボルトの電動締付け機は、隣接するボルトから反力をとる機構となっているため、間接的または外的な影響も考えられる。

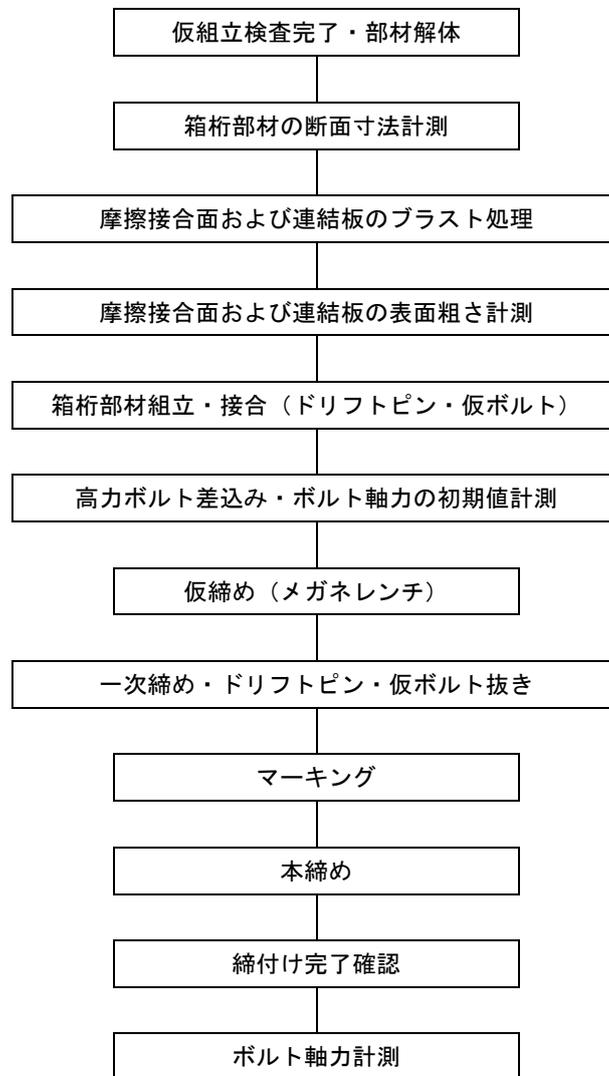
一方、トルシア形高力ボルトは、230 kN(12%程度)を目途にピンテールが破断する構造となっており、締付機には専用の締付け機を使用している。軸力管理についても、1製造ロット5本のボルト軸力の平均値とその標準偏差で規定しているが、軸力のみ管理である。また、高力六角ボルトのように外部から反力を取る機構ではないため、締付け機械の影響による外的および間接的な隣接ボルトへの影響はない。

上記に示すとおり、高力ボルト軸力の低下およびばらつきには様々な要因が考えられる。すなわち、高力ボルトの軸力低下の初期導入軸力がわからないデータは残存ボルト軸力率も正しく評価できない。しかし、トルク法で締付けられたボルト軸力は正規分布に従い、締付け後、約1時間程度で急激に低下し、その後は経過時間とともに、時間の対数に比例して緩やかに低下していくことが過去の研究より推測できるので、この特性を利用して、箱桁および下フランジの異常データを測定できないか検討した。つまり、軸力低下の要因がある一定の法則にしたがうものとするれば、その法則から逸脱するデータは信頼性が乏しいものと考えられ、それらのバイアスを除けば正しい評価が得られると判断した。

4.4 継手性能および品質確保のための検討

4.4.1 実験フローチャート

本実験は、実物大の橋梁を使用するため、実際の現場を想定した締付け順序で実施する。実験手順を図4-3に示す。



※仮締めボルト，ドリフトピンに使用している孔以外のボルト孔に高力ボルトを差込み一次締めし，次に仮締めボルト，ドリフトピンを抜き取り，同様に高力ボルトを差込んで一次締めを行う

図4-3 実験手順

4.4.2 実験試験体

実験対象箇所は直線部で、連結板のボルト列数が最も大きく(6列)かつ下フランジ厚が大きいJ3継手($t=23\text{mm}$)を使用する。また、継手間に板厚差がある場合は通常フィラープレートで対応するが、本試験体においてはその影響による軸力変動を最小限にするため板厚差がなく同板厚のG1桁とした。なお、実工事への影響を最小限にするために、実験は工場実仮組立後と工場塗装の間に実施する。本実験で使用する対象橋梁および継手位置を図4-4に示す。

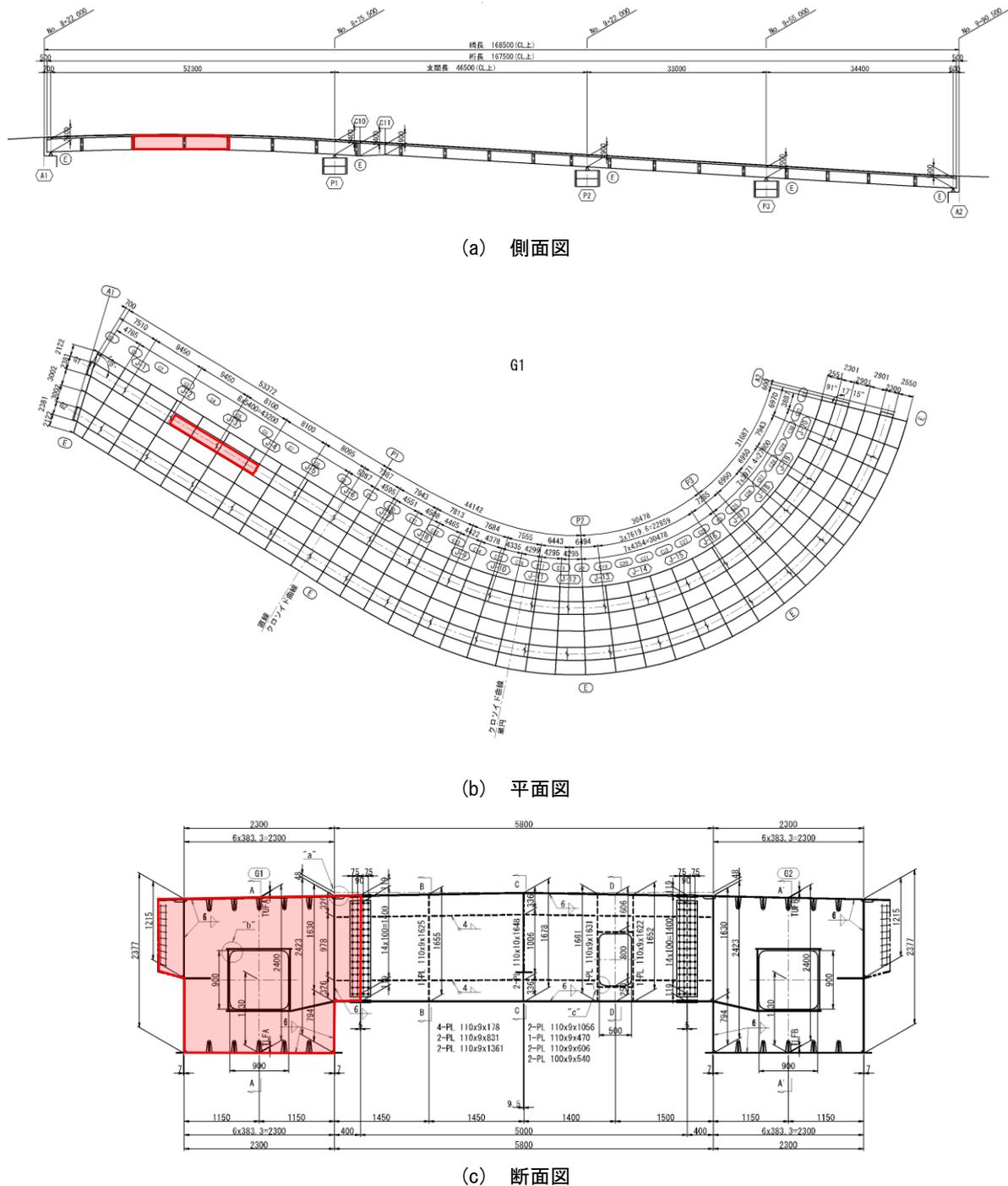
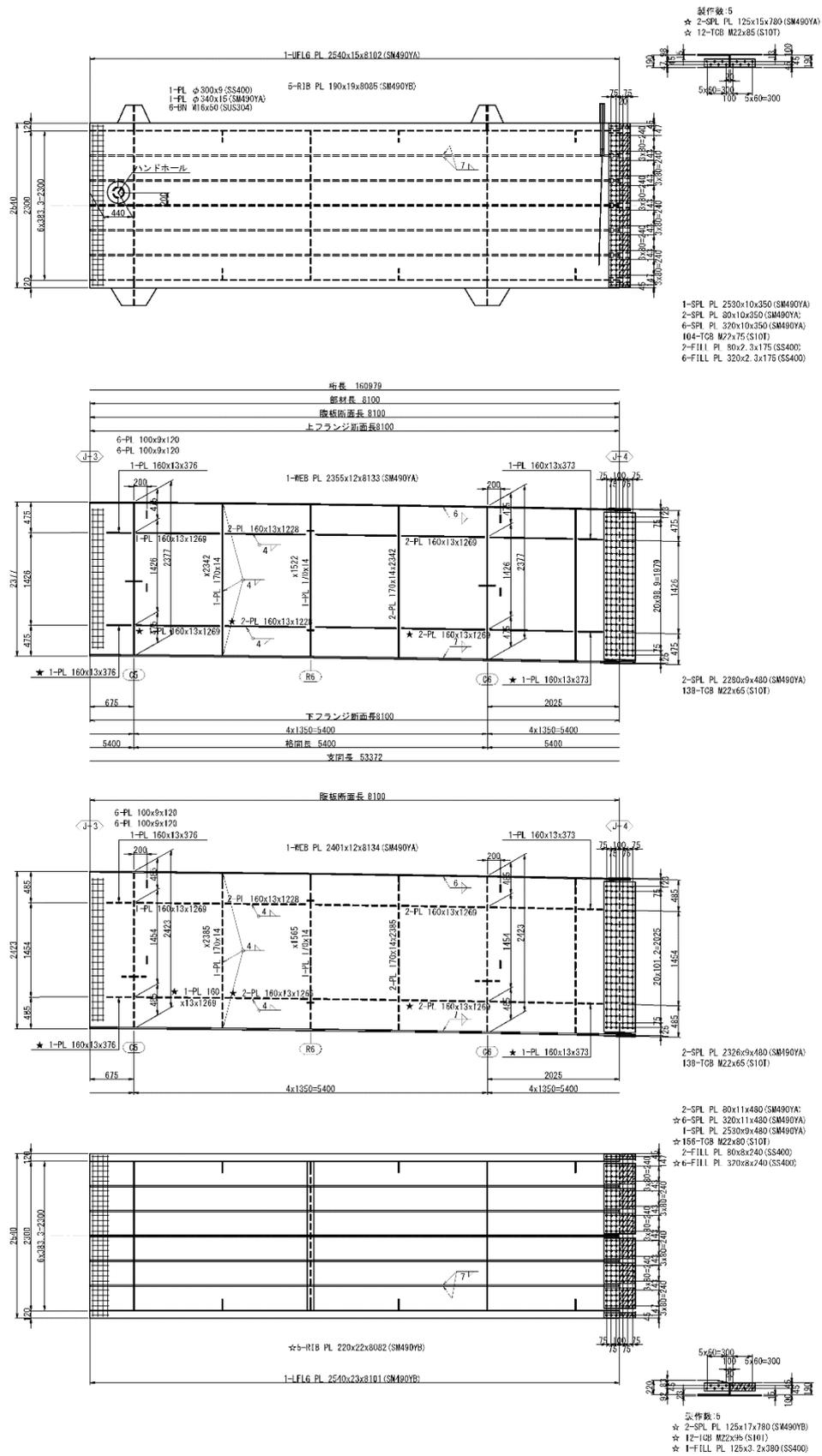


図4-4 対象橋梁および継手 (寸法単位: mm)



(e) J3-J4 部材

図 4-4 対象橋梁および継手 (続き)

4.4.3 使用材料

表 4-1 に、本実験で使用した橋梁の鋼材および高力ボルトの緒元を示す。試験体の母板および連結板には、板厚 9~23mm の SM490Y を使用。使用ボルトは、M22 の S10T、ボルト長は 65~90mm の 3 種類を用いた。

表 4-1 実験試験体緒元

継手	部位	母板		連結板			高力ボルト		
		板厚 (mm)	材質	板厚 (mm)	板厚 (mm)	材質	呼び	首下長さ (mm)	本数 (本)
G1-J3	L-FLG	15	SM490Y	10(内)	10(外)	SM490Y	M22(S10T)	70	156
	WEB-L	9	SM490Y	9(内)	9(外)	SM490Y	M22(S10T)	65	138
	WEB-R	9	SM490Y	9(内)	9(外)	SM490Y	M22(S10T)	65	138
	L-FLG	23	SM490Y	14(内)	17(外)	SM490Y	M22(S10T)	90	208

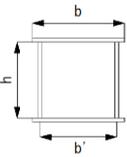
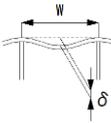
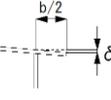
4.4.4 鋼箱桁部材断面の計測

(1) 部材精度の規格値

本試験体の摩擦接合面のブラスト作業に先立ち、設計に適合する箱桁形状となっているか寸法精度の確認を行った。

一方で、全ての寸法精度を橋の要求性能と定量的に関連付けることは困難であるため、道路橋示方書[4-1]は鋼橋を構成する部材寸法の許容誤差を定めた部材精度が規定されている。表 4-2 に当該橋梁に該当する部材精度の規格値を示す。

表 4-2 部材精度の規格値

番号	項目	許容誤差 (mm)	備考	測定方法
①	フランジ幅: b (mm) 2540mm 腹板高: h (mm) 2400mm 腹板間隔: b' (mm) 2300mm	$\pm (3+b/2) \cdot \dots \cdot 2.0 \leq b$ フランジ幅: b $\pm 4.3\text{mm}$ 腹板高: h $\pm 4.2\text{mm}$ 腹板間隔: b' $\pm 4.2\text{mm}$	左欄の b は b, h および b' を代表したものである。	
②	板の平面度: δ 1 (mm) 383mm	w/150 $\pm 2.6\text{mm}$	W: 腹板または縦リブ間隔 (mm)	
③	フランジの直角度 δ 2 (mm)	b/200 $\pm 1.3\text{mm}$	b: フランジ幅 (mm)	

(2) 部材測定方法

①測定器具

JIS B 7512 に定められている 1 級の精度が確認された鋼材巻尺、コンバックスケール、ストレッチ、隙間ゲージを使用する。

②測定方法

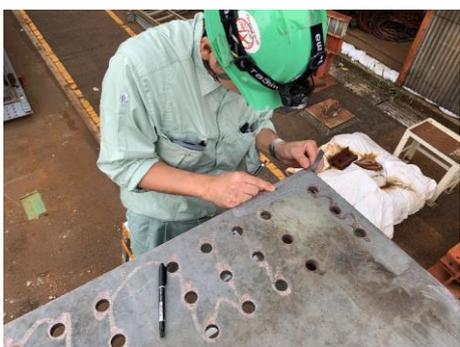
- ・腹板中心間隔の測定は、ウェブの中心の芯を出し、この芯々間を測定する。また、腹板高は鋼製巻尺で直接フランジを含めた高さを計測し、その後、フランジ厚を引いた計測値を腹板高とした。
 - ・板の平面度測定およびフランジの鉛直度は、ストレッチを用いて、段差部分を延長して、その差を、隙間ゲージを使用して測定する。
- 部材断面計測作業状況を写真 4-1 に示す。



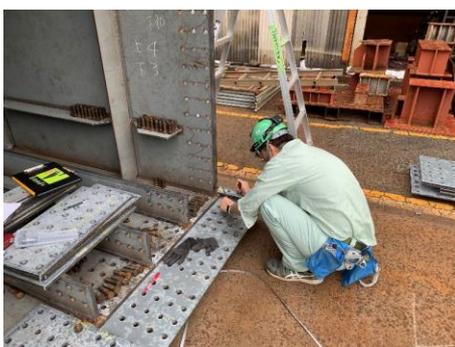
(a) J3 部材断面 (J2-J3 部材)



(b) J3 部材断面 (J3-J4 部材)



(c) 計測位置罫書き状況



(d) 計測位置罫書き状況



(e) 計測位置罫書き状況



(f) ウェブ間隔の計測状況

写真 4-1 部材断面寸法計測作業状況

4.4.5 摩擦接合面の処理

摩擦接合面の処理は防食性の観点から現在の鋼箱桁橋では通常、C系、D塗装系を採用しているため、摩擦接合面には無機ジンクリッチペイント塗装が適用されるが、本実験においては、塗膜厚によるクリープの影響を排除するため、摩擦接合面はブラスト処理とした。

表面粗さの測定には、触針式粗さ測定器（小型表面粗さ測定器：サーフテスト SJ-210）を用いた。測定精度は $0.02\mu\text{m}$ である。粗さ測定の基準長さは、JIS B 0633（2001年）にしたがって実施し、試験体継手部の母材および内外側連結板の摩擦接合面のそれぞれに対し、平均算術粗さ(Ra)、最大高さ(Rz)、について、図4-5に示す箇所の測定を行った。写真4-2に表面粗さ測定器、写真4-3に表面粗さの計測作業状況を示す。

また、ボルト孔に生じるまくれについては、母板と連結板の密着を阻害し、ボルト軸力に影響を与えるため、母板および連結板の全てのボルト孔について事前を目視確認した。

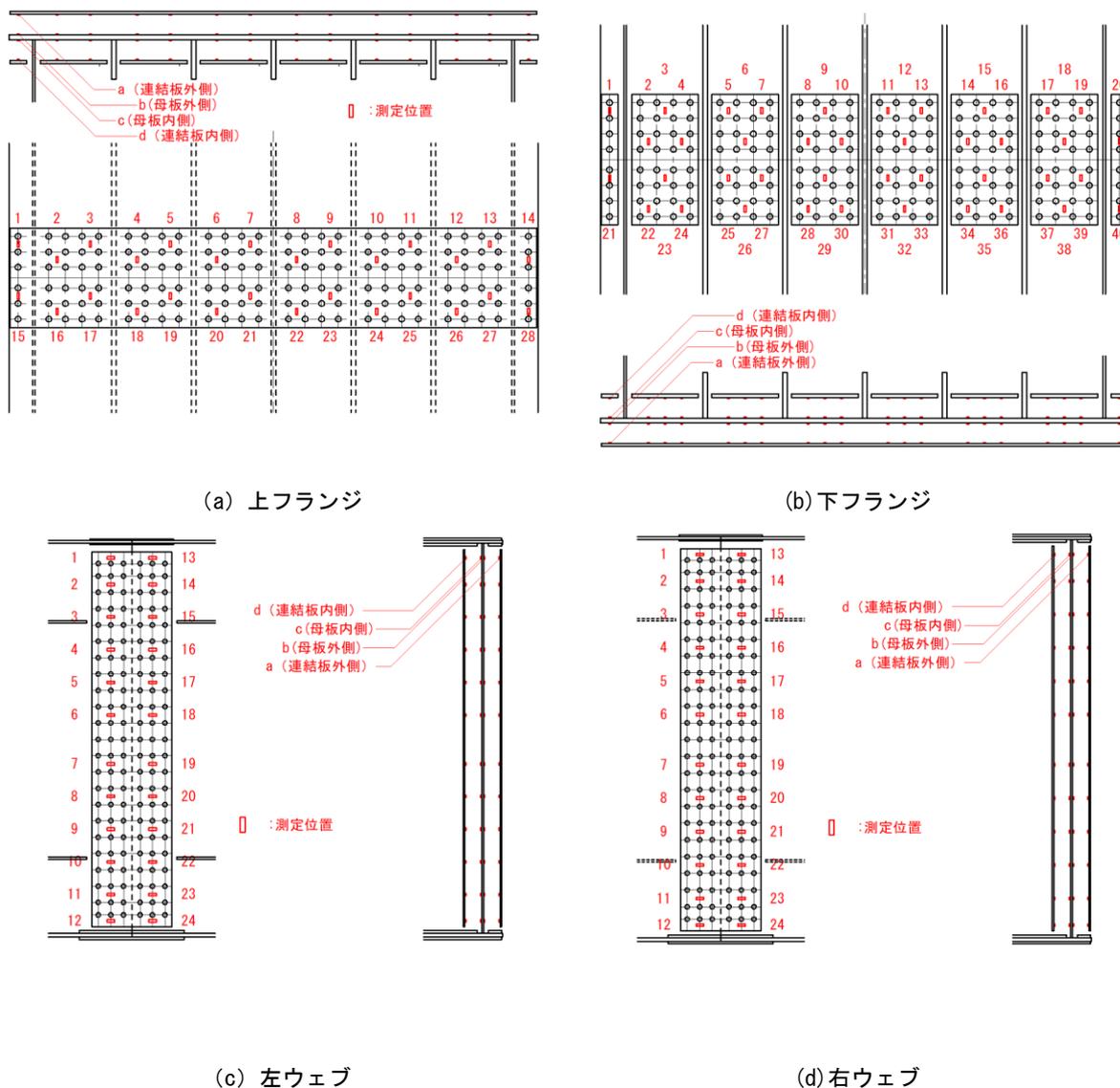


図4-5 表面粗さ測定位置



写真 4-2 触針式粗さ測定器（小型表面粗さ測定器：サーフテスト SJ-210）



(a) J3 断面 (J2-J3 部材)



(b) J3 断面 (J3-J4 部材)



(c) 計測状況



(d) 計測状況

写真 4-3 部材断面寸法計測作業状況

4.4.6 実物大試験体の組立・保管

ブラスト後の実物大試験体は、雨水の影響によるブラスト面のさびの進行や計測機器の保護を目的として工場屋内保管とした。また、計測機器の取付け時の作業性等を考慮し、桁下から高さ1mの強固な支持架台を用い、多点支持により部材が無応力状態になるように配慮した。ここでいう無応力状態とは、多点支持により、鋼自重よる死荷重応力の継手部への作用がない状態である。

写真 4-4 に実物大試験体の工場内組立・保管状況をします。



(a) 計測状況



(b) 計測状況

写真 4-4 実物大試験体の工場内組立・保管状況

4.4.7 部材の接合

部材の接合には、ドリフトピンで位置決め、仮ボルトを肌合わせのためにそれぞれ使用する。部材組立に使用する仮締めボルトとドリフトピンの合計はその箇所の連結ボルト数の 1/3 を用い、その内 1/3(全孔数の約 1/9)以上をドリフトピンとする。写真 4-5 に実物大試験体の部材接合状況を示す。



(a) 上フランジ



(b) 下フランジ



(c) 右ウェブ



(d) 左ウェブ

写真 4-5 実物大試験体部材接合状況

4.4.8 高力ボルト締付け順序

(1) 締付け順序

前述のとおり，継手の外側端からボルトを締付けると連結板が浮き上がり，密着性が悪くなる傾向がある．この場合，継手内のボルト軸力が不均等となり，すべり耐力を減少させるため，ボルト群の締付けはできる限り，均一に締付けられるように，中央のボルトから順次端部のボルトに向かって行う(CASE-1)．さらに，本実験では，下フランジのみ一般的な締付け方法とは異なる手順で締付け(CASE-2～4)を行い，その影響を評価する．実験内容を表 4-3，締付け方向順序を図 4-6，計測位置図を図 4-7，高力ボルトの締付け状況を写真 4-6 にそれぞれ示す．

表 4-3 実験一覧

部材名	CASE	実験内容
G1-J3	CASE-1	箱桁上下フランジ，両ウェブ連結板の中央部のボルトから順次，端部のボルトに向かって締付けを行う
	CASE-2	箱桁下フランジ連結板の中央部のボルトから順次，端部のボルトに向かって橋軸方向へ締付けを行う
	CASE-3	箱桁下フランジ連結板の端部のボルトから順次，反対側のボルトに向かって締付けを行う
	CASE-4	箱桁下フランジ連結板の端部のボルトから順次，中央部のボルトに向かって締付けを行う

(2) 2度締め

一度で，所定の軸力まで，締付けると最初に締付けたボルトがゆるむ傾向にあるので，一次締めと本締めの2回に分けて締付けを行う．一次締めは締付け軸力の60%程度とする．

(3) マーキング

一次締め後，図 4-8 に示すとおり，締忘れや共回りの異常を容易に確認するために，マジックペンを使用し，ボルト，ナット，座金，連結板上に連続する単一の直線をマーキングする．

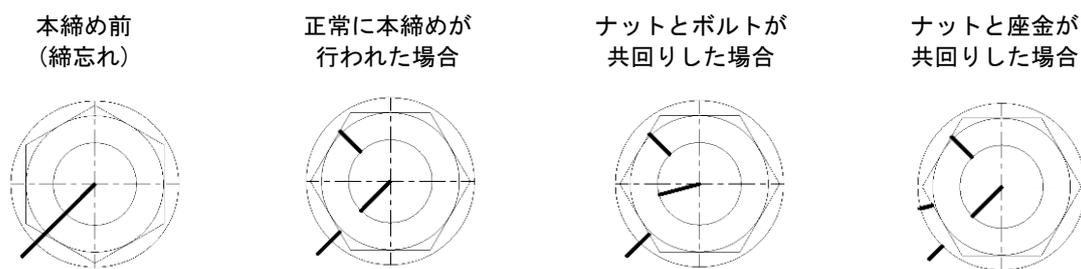


図 4-8 マーキングの状態

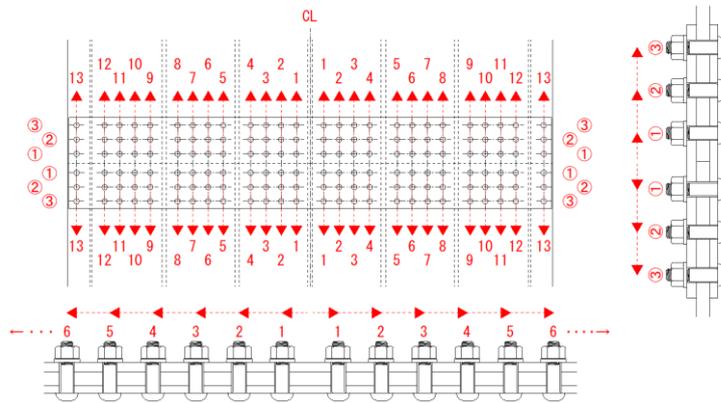
(4) 本締め (100%締付け)

本締め(100%締付け)は専用締付け機を用いてピンテールが破断するまで締付ける．

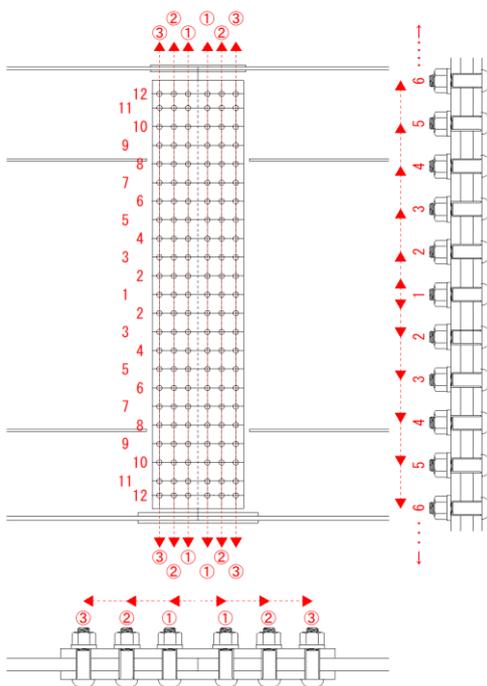
(5) 締付け検査

ボルト締付け後，ピンテールの切断を目視により全数確認する．あわせて，ボルト回りや座金

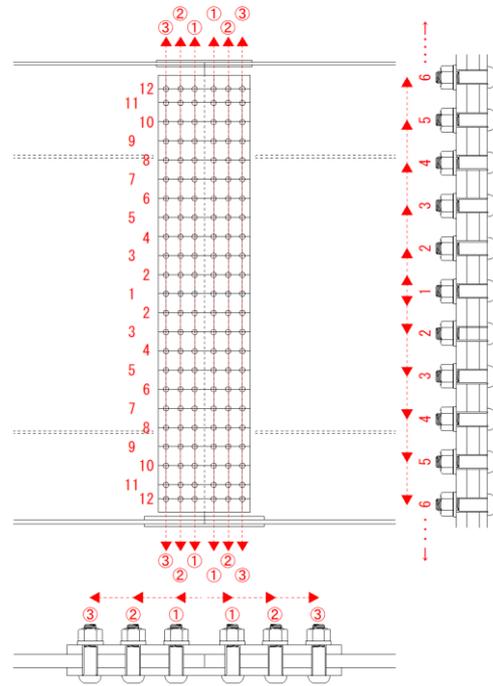
の共回りがなくを前述のマーキングにより確認する。



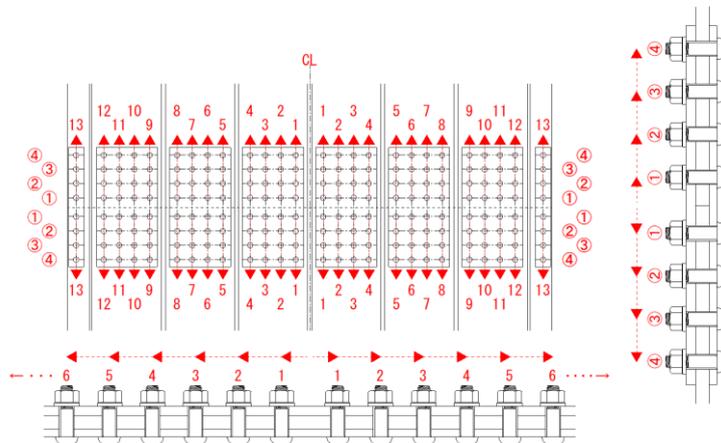
(a) CASE-1 (上フランジ)



(b) CASE-1 (左ウェブ)



(c) CASE-1 (右ウェブ)



(d) CASE-1 (下フランジ)

図4-6 締付け方向順序図

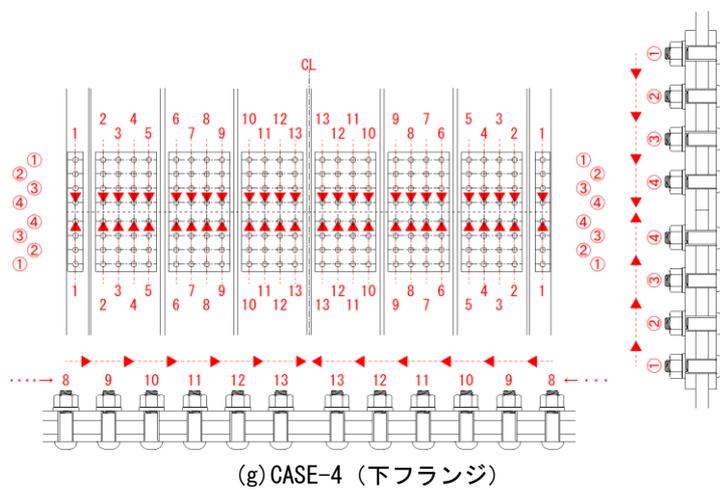
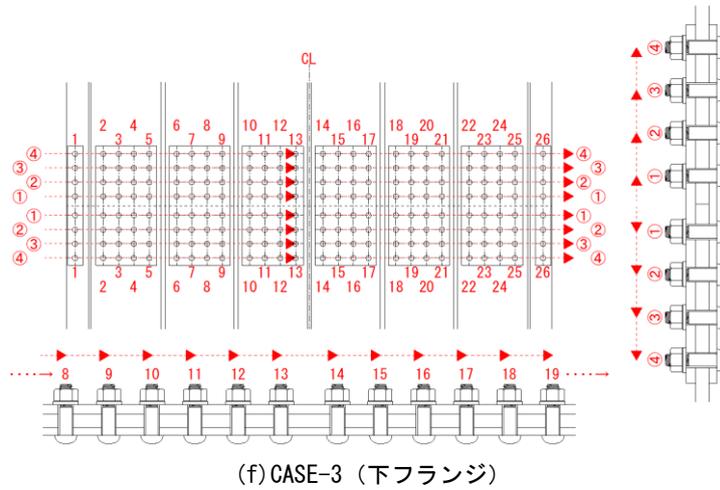
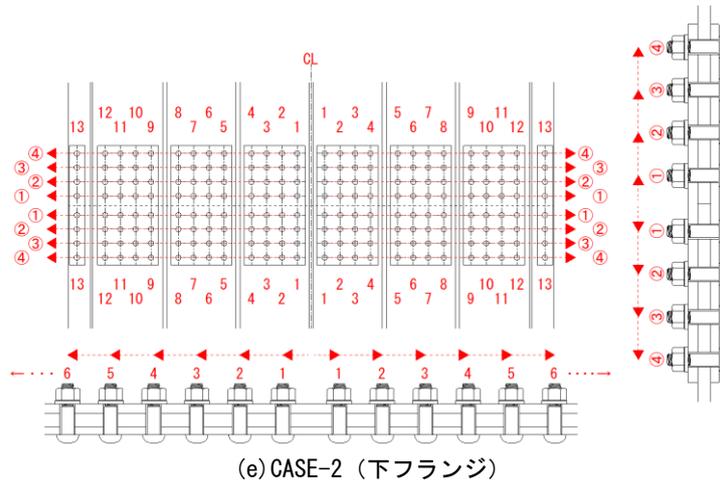


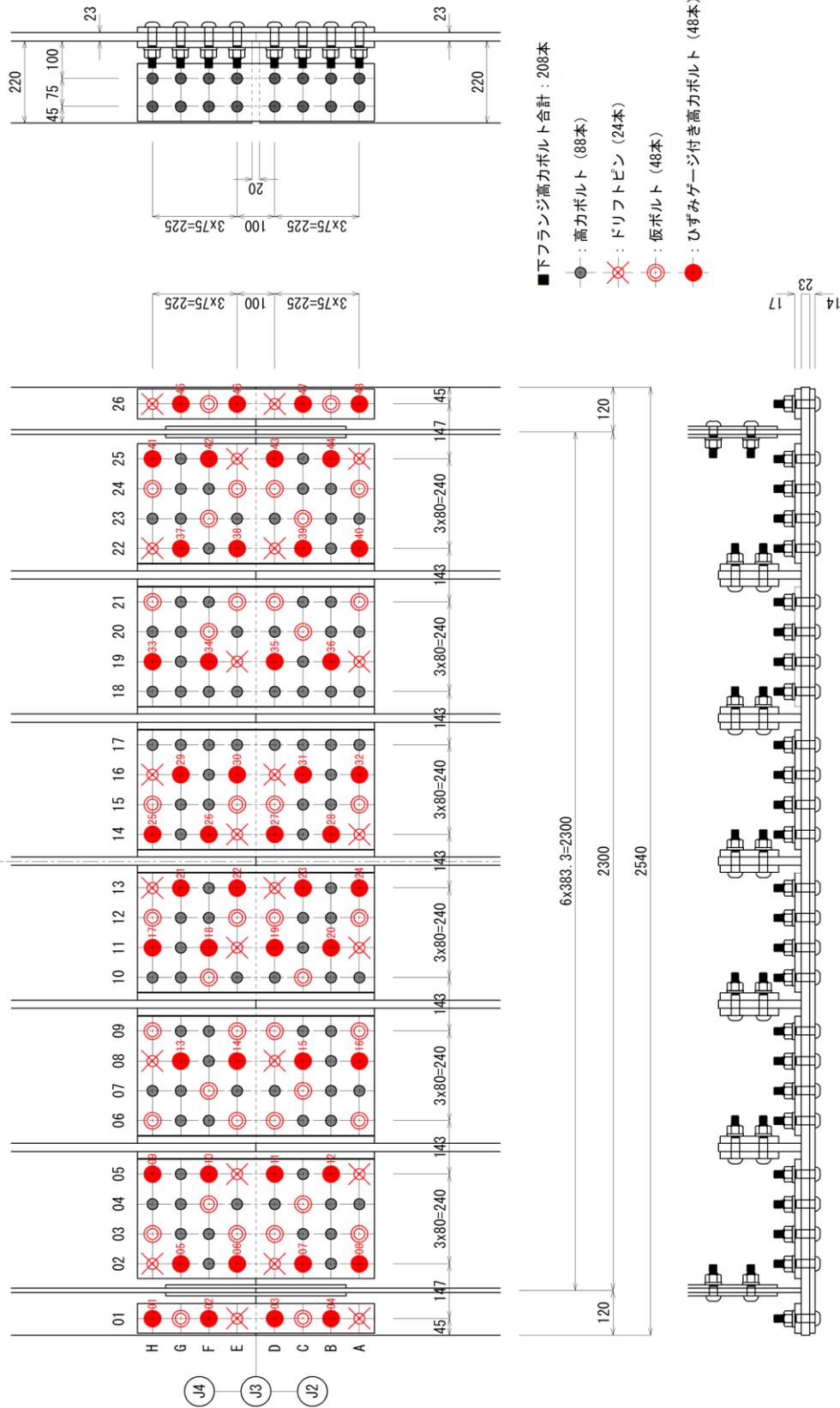
図4-6 締付け方向順序図 (続き)

2020 10 06 ver. 02

京都大学共同研究 実物大箱桁下フランジ継手 S=1/10

M22x90 (S10T)

G1-CL



NO.	DATE	SCALE	TITLE
1/10	1/10	A3 (1/10)	実物大箱桁下フランジ継手
APPL.	CHK.	DESIGN	DWG. NO.
APPROVED	REMARK		
STA. POSITION	DATE		

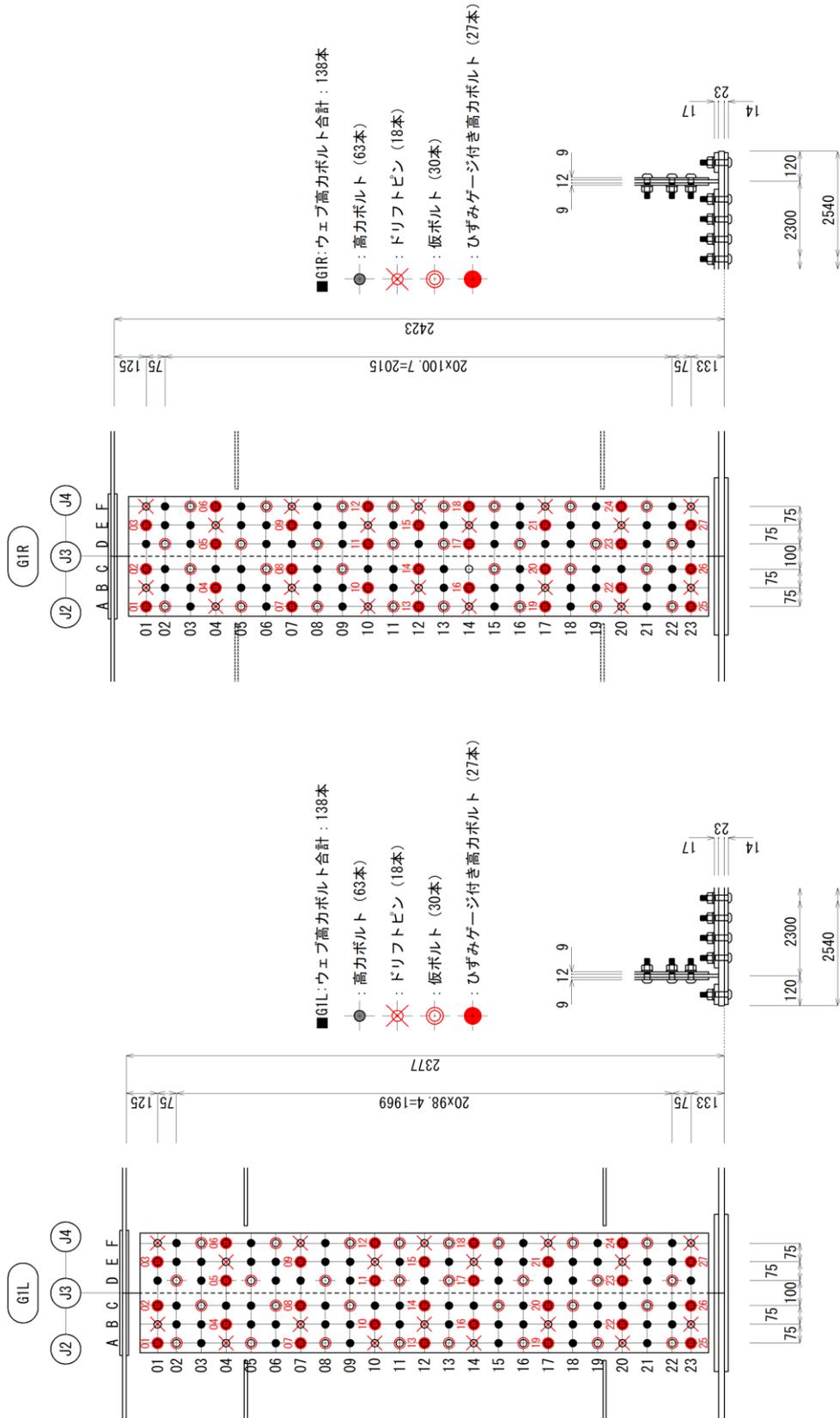
(b) 下フランジ

図4-7 実物大試験体導入軸力計測位置図 (続き)

2020 10 06 ver. 01

京都大学共同研究 実物大箱桁ウェブ継手 S=1/15

M22x65 (S10T)



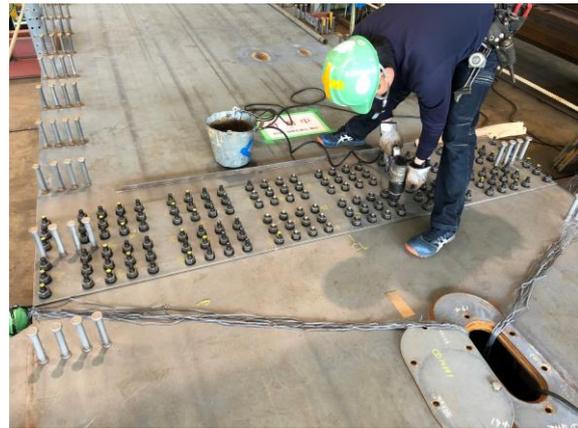
NO.	DATE	SCALE	TITLE
		1/15	KYOTO UNIVERSITY
APPRO.	DATE	SCALE	TITLE
		1/15	TANIGAWA STEEL CONSTRUCTION CO., LTD.
DESIGNER	DATE	SCALE	TITLE
		1/15	実物大箱桁ウェブ継手
CHK.	DATE	SCALE	TITLE
		1/15	
SW.	POSITION	DATE	REMARK

(c) 左右ウェブ

図4-7 実物大試験体導入軸力計測位置図 (続き)



(a) 一次締め状況（上フランジ）



(b) 本締め状況（上フランジ）



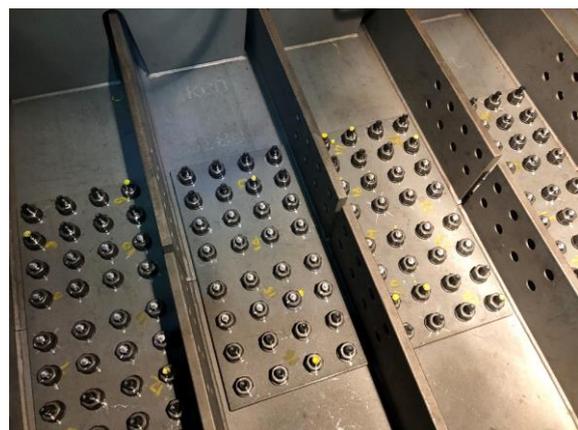
(c) 本締め状況（下フランジ）



(d) 本締め状況（ウェブ）



(e) 本締め完了状況（ウェブ）



(f) 本締め完了状況（下フランジ）

写真 4-6 高力ボルト締め付け状況

4.4.9 高力ボルト導入軸力の計測方法

箱桁橋における高力ボルトの一次締め、本締めを行い、ボルト群の導入軸力の測定を行う。その導入軸力のばらつき状態を把握、評価するため、高力ボルトの軸部にひずみゲージを貼りつけ、予めキャリブレーションを行ったボルトで軸力計測を行った。

また、CASE-1については、ボルト締付から1週間のリラクセーション確認を実施した。この期間については、実橋を使用していることもあり、工場製作の関係から1週間の期間限定としていることをご理解願いたい。高力ボルトの導入軸力計測状況を写真4-7に示す。

(1) 計測システム

- ①高力ボルト1本当たりの計測点は後述のとおり、2点とする。
- ②計測は4.4.5で示す上下フランジ、左右ウェブを正規の締付け順序で行った場合の導入軸力を計測する1ケースと下フランジのみを限定として、締付け順序が異なる3ケースの計4ケースを実施する。また、表4-4に本実験の導入軸力計測に使用するボルト本数、ひずみゲージおよびスイッチボックスの必要チャンネル数を示す。
- ③スイッチボックスを用いて試験体組立、軸力導入から1週間のリラクセーションの軸力変化をインターバル計測する。なお、サンプリングは30秒毎とする。
- ⑤温度によるひずみ値変動分を控除するため、ボルト単独で3本程度をテストピースとしてひずみ計測し、温度影響を把握する。実験時の計測システムを図4-9に示す。

表4-4 ボルト軸力の計測点数

実験名	部位	計測ボルト本数 (本) A		ひずみゲージ枚数 (枚) B=A×2		計測システム ch 数 (ch) C=B/2	
		小計	合計	小計	合計	小計	合計
CASE-1	U-FLG	48	294	96	588	48	150
	WEB-L	27		54		27	
	WEB-R	27		54		27	
	L-FLG	48		96		48	
CASE-2	L-FLG	48		96		48	48
CASE-3	L-FLG	48		96		48	48
CASE-4	L-FLG	48		96		48	48

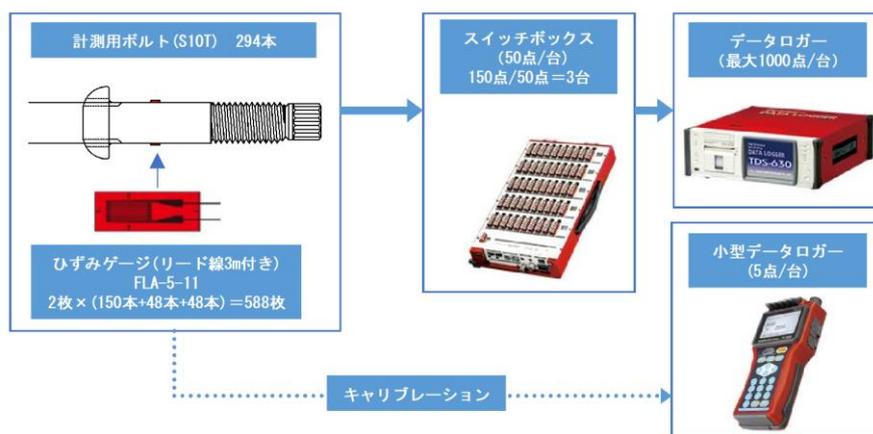


図4-9 計測システム

(2) 高力ボルト軸部へのひずみゲージ貼付

前述のとおり，軸力計測には，ボルト軸部に 5mm のひずみゲージを 2 枚貼付け，削孔したボルト頭の孔にリード線を通して静ひずみ測定器に接続した．それらのゲージ出力（ひずみ値）の平均値に換算率を乗じボルト軸力を算出した．この換算率は，事前に全てのボルトに対しキャリブレーション試験を実施し，荷重とひずみの関係から換算率を求めた．

高力ボルトへのひずみゲージ貼付け手順を図 4-10 に示す．

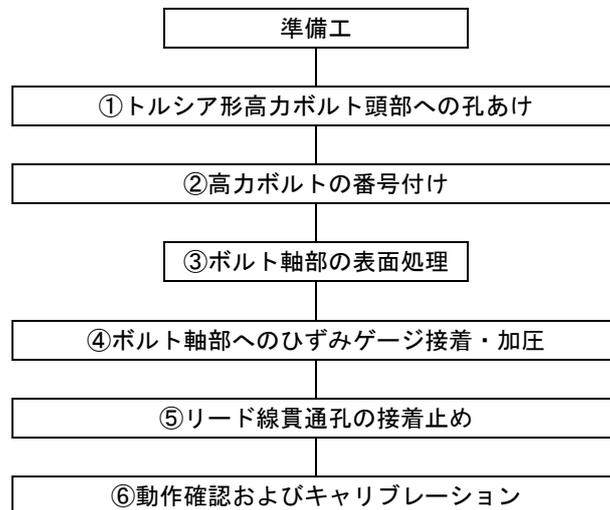
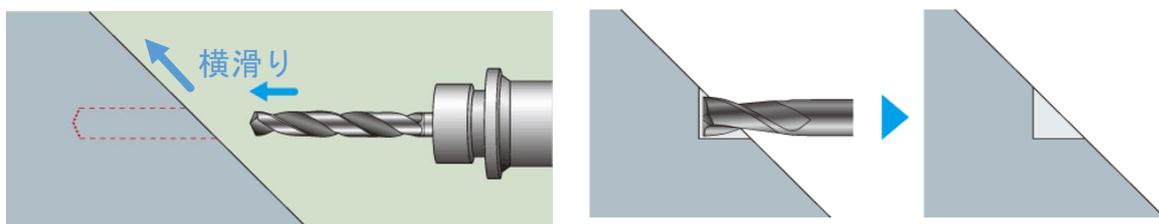


図 4-10 高力ボルトへのひずみゲージ貼付け手順

①トルシア形高力ボルト頭部への孔あけ

本実験で使用する高力ボルトはトルシア形高力ボルトを使用するが，ボルト頭部は高力六角ボルトの様な平面ではなく，傾斜面に孔あけ加工を行うが，傾斜面の加工ではドリルに対して横方向への滑りが発生することで，ドリルに曲がりを引き起こすため，安定的な加工を行うことが困難であった．そこで，トルシア形高力ボルト頭部の加工においては，図 4-11 に示すとおり，ドリルでの孔あけ加工前にエンドミルで平面加工を行うことでドリルの振れや曲がりを抑制し，安定した加工を行った．



(a) 一般的なドリル加工

(b) エンドミルによる傾斜部への加工

図 4-11 トルシア形高力ボルト頭部への孔あけ加工

②ボルト番号付け

ボルト締付け位置とひずみゲージリード線の結線位置（スイッチボックス）は離れている。また、複数本あるボルトや結線との間違いを無くすために、予め孔あけ加工を施したボルト頭部に少量のアセトンで洗浄，脱脂した後に，ボルト番号シールを張付け，結線側にも同様の番号シールを張付けた。

③表面処理

サンドペーパーでひずみゲージ貼付け位置の周辺を一様に研磨した後，少量のアセトンで清浄して脱脂する。

④ゲージ接着・加圧

ゲージ貼付用の接着剤を用いてゲージを所定の位置に貼付け，指で加圧する。なお，ゲージの貼付け位置はボルト挿入時に母板および連結板に接触し，ゲージが断線しないよう配慮し，アラミドテープで養生する。

⑥リード線孔止め

ボルトを立ててリード線が張っていない状態にした後，**図 4-12** に示すように，接着材でリード線と孔の隙間を埋める。

⑦キャリブレーションおよび動作確認

リード線を小型データロガーに結線し，第2章で使用した専用のキャリブレーション装置でひずみの値が正常かを確認し，荷重とひずみの関係から換算率を求めた。

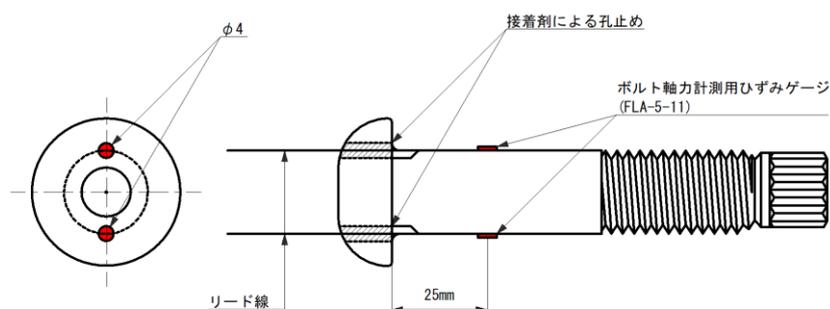


図 4-12 ひずみゲージの貼り付け



(a) 計測全景



(b) 下フランジ



(c) 左ウェブ



(d) 右ウェブ



(e) スイッチボックス接続状況



(f) 計測モニター

写真 4-7 高力ボルト導入軸力計測状況

4.5 測定結果と考察

4.5.1 摩擦接合面表面粗さの結果と考察

各試験体で測定された算術平均粗さ R_a 、最大高さ粗さ R_z の測定結果の平均値と変動係数を、表 4-5 に、表面粗さのヒストグラムを図 4-13 に示す。

J3 継手部摩擦接合面の算術平均粗さ R_a の平均値と変動係数はそれぞれ、上フランジ $14.280\mu\text{m}$ 、 0.213 、下フランジ $14.127\mu\text{m}$ 、 0.117 、ウェブ左 $14.330\mu\text{m}$ 、 0.236% 、ウェブ右 $14.760\mu\text{m}$ 、 0.247 であった。

最大高さ粗さ R_z の平均値と変動係数はそれぞれ、上フランジ $92.98\mu\text{m}$ 、 0.245 、下フランジ $90.829\mu\text{m}$ 、 0.130 、ウェブ左 $93.960\mu\text{m}$ 、 0.249 、ウェブ右 $96.710\mu\text{m}$ 、 0.315 であった。

僅かではあるが、変動係数の算術平均粗さ R_a 平均と比べ、最大高さ粗さ R_z 平均が大きいが、これは基準長さ内の粗さ曲線の最大値と最小値の差で最大高さ粗さが定義されているのに対し、算術平均粗さは平均化された値であるためと考えられる。

文献[4-7]によれば、ショットブラストおよびグリッドブラスト処理は算出平均粗さ R_a については、 R_a が 5μ 以上 $10\mu\text{m}$ 未満であれば $\mu=0.4$ 、 R_a が $10\mu\text{m}$ 以上であれば $\mu=0.45$ としている。

また、表面粗さを $50\mu\text{m}(R_z: \text{最大高さ粗さ})$ 以上とすれば赤さびが発生しなくてもすべり係数 $\mu=0.45$ 以上を超えるようなすべり係数が得られるとされている。

よって、本試験体の摩擦接合面の表面粗さは、平均算術粗さ平均 R_a は $14\mu\text{m}$ 以上、平均最大高さ R_z は $90\mu\text{m}$ 以上確保されていることから、本継手のすべり係数は、 0.45 以上確保されていると考えられる。

一方、図 4-13 に示すとおり、 R_a および R_z は一部の各部位の平均については、基準値を満足しているものの、ばらつきは大きい。これについては、連結板および母板（主桁）は別の工程および別のブラスト作業員で投射が行われていることに加え、投射姿勢などが影響していると考えられる。

なお、実物大試験体の摩擦接合面については、塗装仕様である。道路橋示方書[4-1]に摩擦接合面に対する表面粗さの規定値はないが、鋼道路橋塗装・防食便覧[4-8]によれば、塗装面に使用する表面処理は塗装膜厚を確保しやすいように、表面粗さは $80\mu\text{m} R_{z_{jis}}$ 以下にするように規定されているが、本実物大試験においては、素地面での高力ボルト導入軸力確認試験を行い、試験終了後には再ブラストし、塗装したあとに現場出荷することをご理解願いたい。

表 4-5(a) 実物大試験体 J3 摩擦接合面表面粗さ測定結果

(a) 上フランジ

測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数	測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数
1	a 連結板外側	19.233	16.612	5.221	0.314	126.840	105.647	26.800	0.254	16	a 連結板外側	15.969	14.578	2.336	0.160	104.110	100.960	4.197	0.042
	b 母板外側	10.545				71.296					b 母板外側	15.760				101.190			
	c 母板内側	14.325				97.410					c 母板内側	11.085				103.580			
	d 連結板内側	22.344				127.040					d 連結板内側	15.497				94.960			
2	a 連結板外側	12.691	15.372	2.836	0.185	103.790	101.735	22.810	0.224	17	a 連結板外側	17.396	13.936	4.023	0.289	124.040	95.847	31.084	0.324
	b 母板外側	19.351				133.180					b 母板外側	16.260				94.418			
	c 母板内側	15.090				83.154					c 母板内側	8.356				52.938			
	d 連結板内側	14.356				86.814					d 連結板内側	13.732				111.990			
3	a 連結板外側	18.734	14.122	4.110	0.291	90.968	91.176	15.674	0.172	18	a 連結板外側	18.470	14.698	3.082	0.210	108.370	88.091	24.038	0.245
	b 母板外側	8.776				74.825					b 母板外側	14.058				125.070			
	c 母板内側	13.961				86.559					c 母板内側	11.017				69.317			
	d 連結板内側	15.018				112.350					d 連結板内側	15.246				89.608			
4	a 連結板外側	14.562	13.249	3.669	0.277	76.586	91.583	53.114	0.580	19	a 連結板外側	10.013	12.712	5.084	0.400	55.369	83.504	37.414	0.448
	b 母板外側	12.682				70.413					b 母板外側	17.119				112.640			
	c 母板内側	8.513				49.933					c 母板内側	6.889				47.238			
	d 連結板内側	17.237				169.400					d 連結板内側	16.827				118.770			
5	a 連結板外側	11.355	11.733	0.602	0.051	75.951	75.281	3.384	0.045	20	a 連結板外側	14.407	14.815	3.783	0.255	93.263	104.977	29.735	0.283
	b 母板外側	12.557				76.286					b 母板外側	10.233				75.385			
	c 母板内側	11.222				70.474					c 母板内側	15.148				105.800			
	d 連結板内側	11.798				78.411					d 連結板内側	19.470				145.460			
6	a 連結板外側	13.051	15.956	2.926	0.183	67.104	107.751	40.326	0.374	21	a 連結板外側	17.675	16.327	4.980	0.305	96.065	87.383	17.037	0.195
	b 母板外側	15.290				87.840					b 母板外側	13.358				79.649			
	c 母板内側	15.457				115.710					c 母板内側	11.550				67.736			
	d 連結板内側	20.025				160.350					d 連結板内側	22.726				106.080			
7	a 連結板外側	15.056	13.245	1.860	0.140	86.989	77.502	11.906	0.154	22	a 連結板外側	17.696	13.870	3.017	0.217	104.910	88.665	11.016	0.124
	b 母板外側	12.538				61.183					b 母板外側	14.865				80.434			
	c 母板内側	14.423				85.693					c 母板内側	11.625				85.022			
	d 連結板内側	10.962				76.142					d 連結板内側	11.295				84.293			
8	a 連結板外側	12.270	11.025	1.090	0.099	81.527	79.624	11.748	0.148	23	a 連結板外側	9.489	12.052	3.344	0.277	62.646	79.330	29.398	0.371
	b 母板外側	9.615				87.377					b 母板外側	13.776				111.540			
	c 母板内側	11.024				87.118					c 母板内側	9.033				47.521			
	d 連結板内側	11.190				62.472					d 連結板内側	15.910				95.611			
9	a 連結板外側	16.903	16.964	2.837	0.167	95.153	109.006	9.525	0.087	24	a 連結板外側	10.996	13.192	3.010	0.228	71.154	81.162	8.453	0.104
	b 母板外側	16.541				110.530					b 母板外側	11.471				78.255			
	c 母板内側	20.659				116.160					c 母板内側	12.728				84.276			
	d 連結板内側	13.753				114.180					d 連結板内側	17.571				90.962			
10	a 連結板外側	11.576	13.931	2.647	0.190	101.127	102.861	11.631	0.113	25	a 連結板外側	17.900	13.871	3.179	0.229	129.290	86.614	31.430	0.363
	b 母板外側	16.004				112.850					b 母板外側	14.850				91.237			
	c 母板内側	11.711				87.137					c 母板内側	10.827				64.010			
	d 連結板内側	16.431				110.330					d 連結板内側	11.906				61.917			
11	a 連結板外側	13.156	17.161	3.598	0.210	70.842	102.162	42.229	0.413	26	a 連結板外側	16.288	15.849	3.415	0.215	114.710	92.726	15.559	0.168
	b 母板外側	20.413				79.632					b 母板外側	19.990				92.787			
	c 母板内側	15.093				94.364					c 母板内側	15.449				81.682			
	d 連結板内側	19.981				163.810					d 連結板内側	11.668				81.725			
12	a 連結板外側	17.335	14.154	3.077	0.217	110.480	104.591	22.006	0.210	27	a 連結板外側	10.689	13.961	2.220	0.159	71.337	83.905	20.032	0.239
	b 母板外側	14.613				83.496					b 母板外側	14.482				80.808			
	c 母板内側	9.941				91.486					c 母板内側	15.467				70.364			
	d 連結板内側	14.726				132.900					d 連結板内側	15.204				113.110			
13	a 連結板外側	19.574	14.794	4.181	0.283	161.860	109.362	36.500	0.334	28	a 連結板外側	11.188	14.982	3.240	0.216	70.359	90.708	13.672	0.151
	b 母板外側	11.742				87.441					b 母板外側	15.393				99.737			
	c 母板内側	10.866				81.976					c 母板内側	14.307				95.624			
	d 連結板内側	16.995				106.170					d 連結板内側	19.041				97.112			
14	a 連結板外側	14.667	14.594	2.447	0.168	117.500	96.360	14.984	0.156	上フランジ全体平均		14.28	3.11	0.217	92.98	22.75	0.245		
	b 母板外側	16.240				93.569													
	c 母板内側	11.110				82.160													
	d 連結板内側	16.359				92.209													
15	a 連結板外側	13.464	13.191	2.048	0.155	93.683	99.583	16.969	0.170										
	b 母板外側	14.058				79.039													
	c 母板内側	10.264				107.450													
	d 連結板内側	14.977				118.160													

表 4-5 (b) 実物大試験体 J3 摩擦接合面表面粗さ測定結果

(b) 下フランジ

測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数	測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数
1	a 連結板外側	16.224	15.570	2.802	0.180	97.439	96.307	12.534	0.130	16	a 連結板外側	9.778	10.967	3.539	0.323	64.621	80.082	19.241	0.240
	b 母板外側	19.249				112.750					62.260								
	c 母板内側	13.083				92.272					96.458								
	d 連結板内側	13.723				82.765					96.987								
2	a 連結板外側	10.934	13.057	2.364	0.181	101.530	87.118	12.094	0.139	17	a 連結板外側	14.321	11.647	2.580	0.222	86.968	69.001	20.897	0.303
	b 母板外側	12.199				75.589					57.448								
	c 母板内側	12.665				78.820					86.205								
	d 連結板内側	16.428				92.531					45.383								
3	a 連結板外側	9.047	16.402	5.589	0.341	53.522	90.051	28.011	0.311	18	a 連結板外側	17.214	14.206	4.256	0.300	94.915	101.939	31.758	0.312
	b 母板外側	19.830				114.480					70.957								
	c 母板内側	15.192				82.881					95.505								
	d 連結板内側	21.540				109.320					146.380								
4	a 連結板外側	7.356	11.528	3.639	0.316	56.771	75.823	20.897	0.276	19	a 連結板外側	12.156	13.060	1.828	0.140	78.371	83.855	20.619	0.246
	b 母板外側	13.574				92.608					105.200								
	c 母板内側	9.774				58.751					57.705								
	d 連結板内側	15.408				95.160					94.145								
5	a 連結板外側	13.797	14.862	2.395	0.161	88.578	95.581	40.153	0.420	20	a 連結板外側	10.128	12.676	6.651	0.525	56.905	73.206	24.859	0.340
	b 母板外側	12.240				43.486					57.178								
	c 母板内側	15.608				137.930					69.262								
	d 連結板内側	17.801				112.330					109.480								
6	a 連結板外側	15.185	14.340	1.502	0.105	87.526	96.204	9.489	0.099	21	a 連結板外側	9.657	10.777	2.234	0.207	60.831	69.957	23.580	0.337
	b 母板外側	12.376				90.766					41.681								
	c 母板内側	14.012				97.532					95.206								
	d 連結板内側	15.786				108.990					82.109								
7	a 連結板外側	15.553	13.996	1.806	0.129	96.410	84.436	15.786	0.187	22	a 連結板外側	12.766	15.271	2.085	0.137	69.422	88.388	16.526	0.187
	b 母板外側	12.068				72.425					83.631								
	c 母板内側	12.843				69.290					91.430								
	d 連結板内側	15.518				99.620					109.070								
8	a 連結板外側	7.920	12.282	3.142	0.256	80.273	90.301	14.554	0.161	23	a 連結板外側	13.363	12.927	0.344	0.027	96.683	80.570	12.713	0.158
	b 母板外側	12.517				89.815					66.410								
	c 母板内側	13.340				80.076					76.215								
	d 連結板内側	15.349				111.040					82.970								
9	a 連結板外側	15.910	14.843	1.251	0.084	106.950	108.780	23.736	0.218	24	a 連結板外側	11.690	12.185	4.418	0.363	59.823	72.980	29.888	0.410
	b 母板外側	14.865				141.170					38.236								
	c 母板内側	13.080				84.259					88.202								
	d 連結板内側	15.515				102.740					105.660								
10	a 連結板外側	18.630	15.887	3.974	0.250	120.857	96.223	24.754	0.257	25	a 連結板外側	17.034	15.149	3.116	0.206	87.384	93.232	25.518	0.274
	b 母板外側	16.798				96.280					65.710								
	c 母板内側	10.038				62.353					92.525								
	d 連結板内側	18.081				105.400					127.310								
11	a 連結板外側	13.995	12.732	1.935	0.152	84.773	87.603	12.727	0.145	26	a 連結板外側	13.349	13.727	3.460	0.252	105.880	104.097	19.953	0.192
	b 母板外側	12.655				84.798					83.371								
	c 母板内側	10.025				75.351					96.508								
	d 連結板内側	14.251				105.490					130.630								
12	a 連結板外側	11.412	14.024	3.338	0.238	91.767	98.404	22.364	0.227	27	a 連結板外側	10.357	14.000	3.733	0.267	60.552	82.077	22.273	0.271
	b 母板外側	10.960				69.659					77.022								
	c 母板内側	17.608				114.640					77.392								
	d 連結板内側	16.116				117.550					113.340								
13	a 連結板外側	22.078	16.306	4.240	0.260	142.280	100.163	28.329	0.283	28	a 連結板外側	20.390	17.051	4.380	0.257	113.680	96.923	17.812	0.184
	b 母板外側	11.916				87.829					88.223								
	c 母板内側	16.061				80.907					76.119								
	d 連結板内側	15.168				89.635					109.670								
14	a 連結板外側	18.020	17.249	2.127	0.123	133.510	123.625	19.427	0.157	29	a 連結板外側	11.848	13.279	1.271	0.096	73.237	79.411	5.402	0.068
	b 母板外側	14.517				109.930					78.474								
	c 母板内側	16.887				105.040					79.558								
	d 連結板内側	19.570				146.020					86.376								
15	a 連結板外側	10.253	12.326	2.593	0.210	49.117	76.117	24.259	0.319	30	a 連結板外側	11.458	13.532	3.237	0.239	108.510	93.799	20.126	0.215
	b 母板外側	10.668				62.256					64.978								
	c 母板内側	12.435				94.359					106.710								
	d 連結板内側	15.947				98.737					94.999								

表 4-5 (b) 実物大試験体 J3 摩擦接合面表面粗さ測定結果 (続き)

(b) 下フランジ

測定位置		Ra	平均	標準 偏差	変動 係数	Rz	平均	標準 偏差	変動 係数
31	a 連結板外側	12.215	13.895	1.813	0.130	83.799	87.103	6.685	0.077
	b 母板外側	13.684				83.268			
	c 母板内側	13.226				84.231			
	d 連結板内側	16.453				97.113			
32	a 連結板外側	13.193	16.241	3.178	0.196	90.969	109.992	27.054	0.246
	b 母板外側	19.278				149.630			
	c 母板内側	13.819				94.670			
	d 連結板内側	18.673				104.700			
33	a 連結板外側	10.012	16.228	5.076	0.313	52.561	88.270	24.738	0.280
	b 母板外側	16.228				93.282			
	c 母板内側	16.225				97.937			
	d 連結板内側	22.445				109.300			
34	a 連結板外側	17.367	14.125	3.901	0.276	93.903	95.362	18.838	0.198
	b 母板外側	9.955				74.588			
	c 母板内側	17.531				120.330			
	d 連結板内側	11.646				92.627			
35	a 連結板外側	12.298	14.902	4.209	0.282	71.002	93.019	30.777	0.331
	b 母板外側	11.439				68.353			
	c 母板内側	20.761				134.510			
	d 連結板内側	15.108				98.209			
36	a 連結板外側	12.154	15.666	2.582	0.165	72.940	101.336	21.572	0.213
	b 母板外側	17.082				97.915			
	c 母板内側	18.029				111.250			
	d 連結板内側	15.397				123.240			
37	a 連結板外側	14.944	15.241	1.489	0.098	89.466	93.768	5.850	0.062
	b 母板外側	14.890				97.386			
	c 母板内側	13.799				88.158			
	d 連結板内側	17.329				100.060			
38	a 連結板外側	14.151	14.456	2.361	0.163	101.570	103.743	18.562	0.179
	b 母板外側	17.675				115.580			
	c 母板内側	14.003				119.430			
	d 連結板内側	11.994				78.390			
39	a 連結板外側	18.018	15.366	3.547	0.231	119.090	102.214	24.873	0.243
	b 母板外側	13.299				98.700			
	c 母板内側	11.449				68.426			
	d 連結板内側	18.698				122.640			
40	a 連結板外側	14.958	13.130	1.806	0.138	75.244	82.096	18.605	0.227
	b 母板外側	12.831				99.511			
	c 母板内側	10.756				59.032			
	d 連結板内側	13.975				94.597			
下フランジ全体平均			14.127	1.650	0.117		90.829	11.810	0.130

表 4-5(c) 実物大試験体 J3 摩擦接合面表面粗さ測定結果

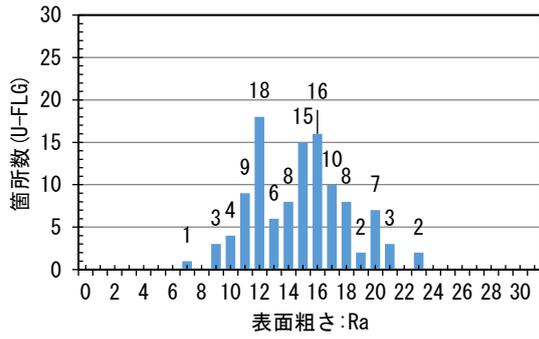
(c) 左ウエブ

測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数	測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数
1	a 連結板外側	13.055	15.262	3.397	0.223	78.814	93.037	28.352	0.305	16	a 連結板外側	11.497	12.43	4.542	0.365	80.358	84.04	16.404	0.195
	b 母板外側	12.779				79.238					72.152								
	c 母板内側	15.098				80.595					75.52								
	d 連結板内側	20.116				135.500					108.12								
2	a 連結板外側	12.588	13.307	3.344	0.251	79.006	87.429	23.289	0.266	17	a 連結板外側	13.616	14.61	4.814	0.330	86.462	90.44	30.908	0.342
	b 母板外側	13.464				71.825					48.952								
	c 母板内側	9.535				76.813					120.08								
	d 連結板内側	17.640				122.070					106.26								
3	a 連結板外側	14.830	16.779	5.755	0.343	93.786	119.785	39.580	0.330	18	a 連結板外側	15.925	13.81	2.873	0.208	108.04	96.11	43.604	0.454
	b 母板外側	15.085				86.834					149.95								
	c 母板内側	12.040				124.760					79.031								
	d 連結板内側	25.160				173.760					47.415								
4	a 連結板外側	12.241	15.455	2.346	0.152	68.790	85.850	12.331	0.144	19	a 連結板外側	10.119	13.85	2.671	0.193	81.36	89.66	10.977	0.122
	b 母板外側	16.602				97.456					105.81								
	c 母板内側	15.319				91.368					86.388								
	d 連結板内側	17.657				85.785					85.073								
5	a 連結板外側	13.617	14.388	2.404	0.167	94.793	94.529	23.494	0.249	20	a 連結板外側	15.787	14.59	3.046	0.209	78.818	87.30	20.976	0.240
	b 母板外側	17.721				121.140					61.607								
	c 母板内側	14.192				98.217					105.76								
	d 連結板内側	12.022				63.966					103.02								
6	a 連結板外側	10.116	12.175	1.581	0.130	91.145	90.107	14.212	0.158	21	a 連結板外側	14.11	15.19	2.739	0.180	84.064	102.18	20.026	0.196
	b 母板外側	11.771				94.856					85.668								
	c 母板内側	13.228				70.398					118.35								
	d 連結板内側	13.584				104.030					120.64								
7	a 連結板外側	8.312	17.206	7.039	0.409	58.609	98.676	36.957	0.375	22	a 連結板外側	13.797	13.68	0.579	0.042	86.273	86.59	9.666	0.112
	b 母板外側	16.500				87.786					100.32								
	c 母板内側	25.394				147.340					78.911								
	d 連結板内側	18.618				100.970					80.872								
8	a 連結板外側	8.194	13.375	4.828	0.361	66.172	85.911	26.355	0.307	23	a 連結板外側	11.631	13.58	1.927	0.142	77.585	92.73	17.214	0.186
	b 母板外側	19.683				124.730					80.068								
	c 母板内側	13.964				74.767					99.155								
	d 連結板内側	11.658				77.975					114.13								
9	a 連結板外側	13.306	14.211	2.255	0.159	128.570	114.511	20.696	0.181	24	a 連結板外側	10.525	11.04	2.254	0.204	102.4	79.92	22.319	0.279
	b 母板外側	13.083				121.900					59.699								
	c 母板内側	12.873				83.753					95.776								
	d 連結板内側	17.583				123.820					61.788								
10	a 連結板外側	13.779	13.805	0.286	0.021	96.647	95.589	18.023	0.189	左ウェブ全体平均			14.33	3.39	0.236		93.96	23.44	0.249
	b 母板外側	13.424				120.260													
	c 母板内側	13.910				86.826													
	d 連結板内側	13.307				78.621													
11	a 連結板外側	12.566	17.424	3.815	0.219	81.184	104.610	26.089	0.249										
	b 母板外側	20.733				123.600													
	c 母板内側	16.211				83.134													
	d 連結板内側	20.187				130.520													
12	a 連結板外側	13.771	12.510	2.174	0.174	79.603	77.230	13.338	0.173										
	b 母板外側	13.798				94.431													
	c 母板内側	9.275				62.935													
	d 連結板内側	13.195				71.952													
13	a 連結板外側	11.502	13.291	1.911	0.144	80.414	99.248	17.065	0.172										
	b 母板外側	11.833				92.568													
	c 母板内側	14.495				103.380													
	d 連結板内側	15.335				120.630													
14	a 連結板外側	20.126	14.537	3.784	0.260	126.100	86.349	27.349	0.317										
	b 母板外側	11.826				63.540													
	c 母板内側	13.430				77.936													
	d 連結板内側	12.766				77.819													
15	a 連結板外側	15.441	17.713	2.412	0.136	95.985	113.161	18.857	0.167										
	b 母板外側	20.444				126.420													
	c 母板内側	15.946				132.270													
	d 連結板内側	19.021				97.969													

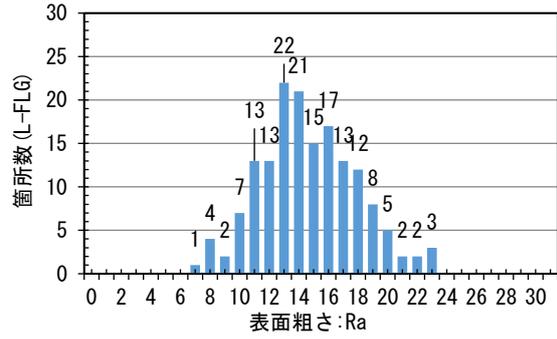
表 4-5 (d) 実物大試験体 J3 摩擦接合面表面粗さ測定結果

(d) 右ウェブ

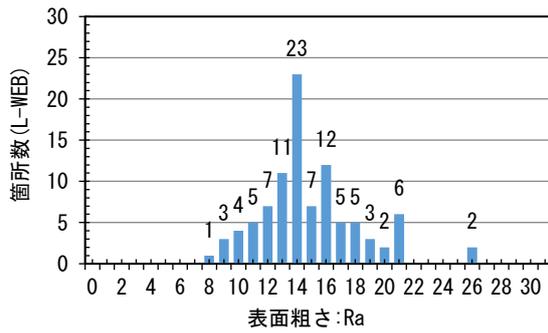
測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数	測定位置		Ra	平均	標準偏差	変動係数	Rz	平均	標準偏差	変動係数
1	a 連結板外側	19.279	15.376	3.103	0.202	103.340	90.490	14.582	0.161	16	a 連結板外側	10.161	11.132	2.369	0.213	62.939	77.741	15.127	0.195
	b 母板外側	15.096				93.328					b 母板外側	9.650				70.394			
	c 母板内側	15.435				95.715					c 母板内側	14.671				97.983			
	d 連結板内側	11.692				69.575					d 連結板内側	10.046				79.648			
2	a 連結板外側	15.948	14.002	2.146	0.153	125.990	91.071	27.607	0.303	17	a 連結板外側	12.612	14.176	4.624	0.326	120.000	102.928	31.416	0.305
	b 母板外側	13.639				93.844					b 母板外側	8.384				64.802			
	c 母板内側	11.132				59.013					c 母板内側	18.599				135.750			
	d 連結板内側	15.289				85.437					d 連結板内側	17.107				91.159			
3	a 連結板外側	21.376	16.932	4.185	0.247	165.570	134.160	61.720	0.460	18	a 連結板外側	18.286	18.480	2.050	0.111	116.890	123.965	17.874	0.144
	b 母板外側	19.309				116.920					b 母板外側	16.132				121.900			
	c 母板内側	12.128				56.210					c 母板内側	21.135				149.300			
	d 連結板内側	14.913				197.940					d 連結板内側	18.367				107.770			
4	a 連結板外側	16.350	15.152	1.524	0.101	116.060	94.510	20.943	0.222	19	a 連結板外側	22.291	17.576	3.659	0.208	95.266	92.278	9.323	0.101
	b 母板外側	13.623				66.632					b 母板外側	13.692				79.501			
	c 母板内側	14.065				102.880					c 母板内側	18.276				92.665			
	d 連結板内側	16.571				92.468					d 連結板内側	16.043				101.680			
5	a 連結板外側	15.163	15.702	1.316	0.084	78.970	97.453	12.553	0.129	20	a 連結板外側	7.973	13.750	4.135	0.301	71.969	105.992	23.300	0.220
	b 母板外側	17.159				102.840					b 母板外側	14.239				124.480			
	c 母板内側	14.157				101.140					c 母板内側	15.033				111.680			
	d 連結板内側	16.329				106.860					d 連結板内側	17.754				115.840			
6	a 連結板外側	12.456	12.964	1.805	0.139	77.296	102.454	65.199	0.636	21	a 連結板外側	18.714	14.450	3.359	0.232	175.000	106.493	45.819	0.430
	b 母板外側	15.106				199.860					b 母板外側	12.879				86.110			
	c 母板内側	10.807				63.017					c 母板内側	15.293				78.465			
	d 連結板内側	13.488				69.644					d 連結板内側	10.915				86.397			
7	a 連結板外側	11.767	14.231	3.265	0.229	77.693	89.802	26.902	0.300	22	a 連結板外側	8.328	12.166	3.301	0.271	69.075	73.896	14.916	0.202
	b 母板外側	17.879				106.660					b 母板外側	11.532				68.819			
	c 母板内側	11.200				58.025					c 母板内側	16.346				95.718			
	d 連結板内側	16.079				116.830					d 連結板内側	12.457				61.970			
8	a 連結板外側	18.593	15.853	3.977	0.251	99.155	88.973	20.143	0.226	23	a 連結板外側	11.805	14.128	3.203	0.227	80.151	81.827	5.322	0.065
	b 母板外側	10.317				60.471					b 母板外側	11.965				77.649			
	c 母板内側	15.610				89.967					c 母板内側	18.678				89.631			
	d 連結板内側	18.893				106.300					d 連結板内側	14.064				79.875			
9	a 連結板外側	13.942	14.669	0.707	0.048	81.144	86.280	10.447	0.121	24	a 連結板外側	10.012	14.698	4.290	0.292	59.786	86.275	22.457	0.260
	b 母板外側	14.525				76.722					b 母板外側	15.973				78.367			
	c 母板内側	15.639				86.493					c 母板内側	12.810				94.607			
	d 連結板内側	14.571				100.760					d 連結板内側	19.996				112.340			
10	a 連結板外側	11.231	14.959	3.873	0.259	80.154	98.750	16.093	0.163	右ウェブ全体平均		14.76	3.64	0.247	96.71	30.45	0.315		
	b 母板外側	14.535				110.690													
	c 母板内側	13.695				90.537													
	d 連結板内側	20.375				113.620													
11	a 連結板外側	15.829	14.958	1.519	0.102	114.390	103.996	20.833	0.200	12	a 連結板外側	11.232	11.416	3.359	0.294	71.646	70.777	13.847	0.196
	b 母板外側	12.768				84.173					b 母板外側	6.752				50.983			
	c 母板内側	15.115				128.160					c 母板内側	13.446				78.892			
	d 連結板内側	16.118				89.260					d 連結板内側	14.234				81.586			
13	a 連結板外側	10.176	17.763	9.277	0.522	54.285	120.516	62.062	0.515	14	a 連結板外側	14.272	14.691	1.038	0.071	88.274	99.416	27.982	0.281
	b 母板外側	10.787				115.830					b 母板外側	13.530				135.450			
	c 母板内側	29.835				204.100					c 母板内側	15.002				104.530			
	d 連結板内側	20.254				107.850					d 連結板内側	15.961				69.411			
15	a 連結板外側	10.057	15.131	5.018	0.332	80.781	100.920	31.077	0.308	15	a 連結板外側	10.057	15.131	5.018	0.332	80.781	100.920	31.077	0.308
	b 母板外側	15.549				87.795					b 母板外側	15.549				87.795			
	c 母板内側	13.056				87.835					c 母板内側	13.056				87.835			
	d 連結板内側	21.862				147.270					d 連結板内側	21.862				147.270			



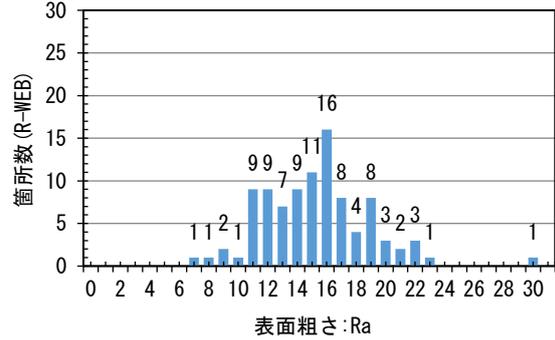
(a) Ra:上フランジ



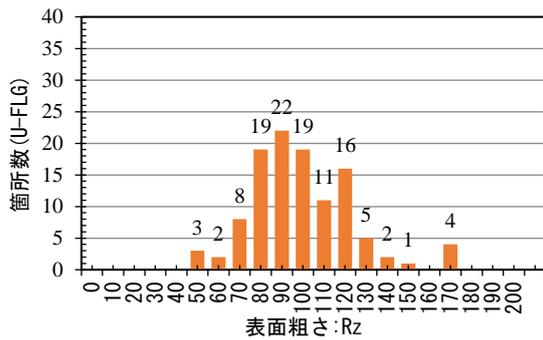
(b) Ra:下フランジ



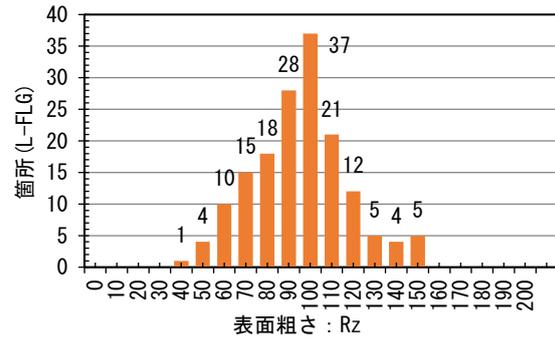
(c) Ra:左ウェブ



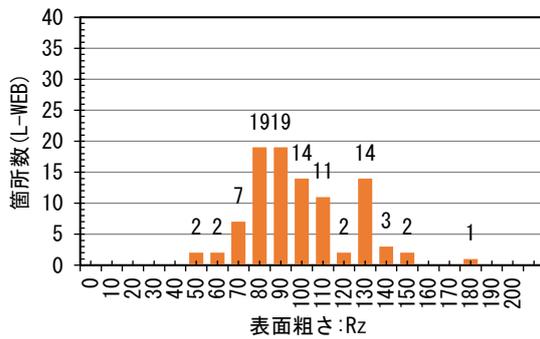
(d) Ra:右ウェブ



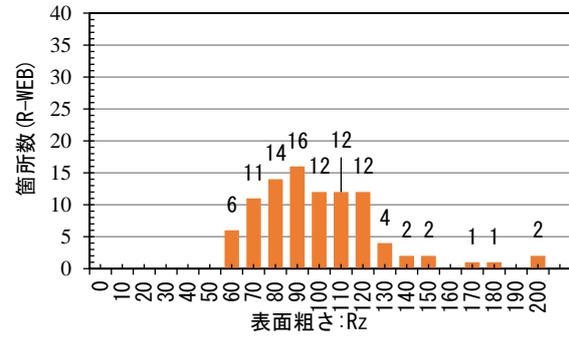
(e) Rz:上フランジ



(f) Rz:下フランジ



(g) Rz:左ウェブ



(h) Rz:右ウェブ

図4-13 表面粗さの測定結果

4.5.2 鋼箱桁断面の形状計測結果と考察

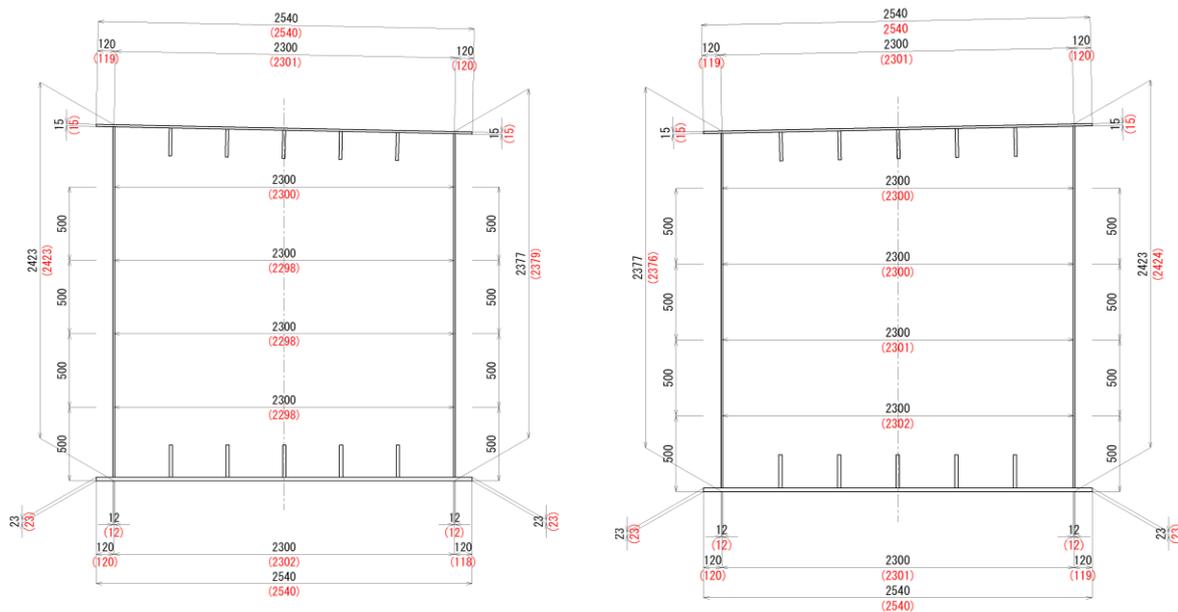
鋼箱桁断面形状の計測した結果と位置図を図4-14に示す。

4.4.4の表4-2に示すとおり、全ての測定項目について規格値内には十分に収まっていることを確認した。ただし、4.4.4で述べたとおり、鋼橋の製品計測は鋼製ストレッチャーや、鋼巻尺を用いて出来形を計測するため、読み違いや個人差の誤差も生じる。また、測定箇所が増えれば計測の人員も複数人を要し、そのリスクも増えることが考えられるため、今後は計測方法の更なる高度化が望まれる。

部材と連結板はボルトを締付けることにより密着し、母板と連結板の摩擦により応力を伝達させる。そのため、締付け後に肌すきが生じてはならないが、実際の組立では、孔誤差、溶接組立変形など製作・架設誤差により、肌すきの発生が考えられる。また、実際の桁架設時には主桁には連結板が先行して取付けられているため、その連結板で肌すきを確認することは困難であった。

さらに、実際の桁連結時の肌すき確認においては、それが連結板自体のたわみなのか、肌すきなのかは、高力ボルトを本締めするまで、判断ができないこともわかった。

すなわち、肌すきの処理については、道路橋示方書[4-1]にも示されているが、実際の現場においてテーパをつけたり、フィラーを入れたりすることはほとんど不可能といえるので、工場製作時（仮組立時）に十分検討して処理するように心がける必要がある。



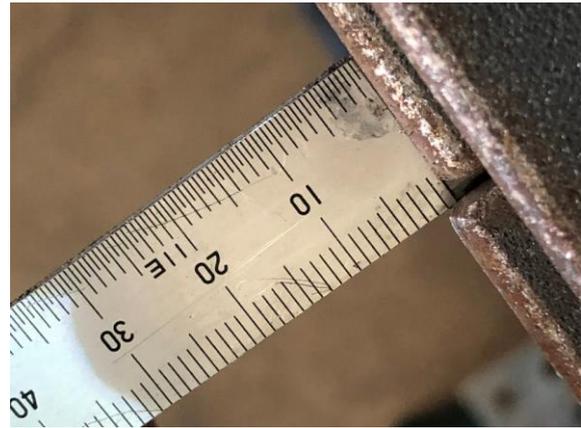
(a) J2-J3部材のJ3断面

(b) J3-J4部材のJ3断面

図4-14 鋼箱桁断面形状の測定結果（寸法単位:mm）



(a) 上フランジ左



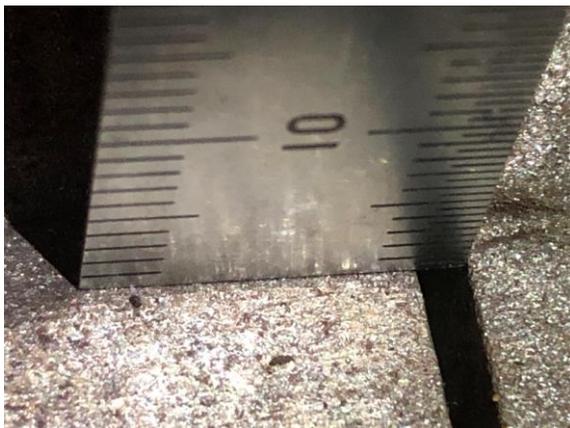
(b) 上フランジ右



(c) 下フランジ右



(d) 右ウェブ



(e) 下フランジ右上面



(f) 下フランジ右

写真 4-8 J3 継手目違い確認状況

4.5.3 実物大試験体の高力ボルト導入軸力の測定結果と考察

(1) CASE-1

CASE-1 では G1(J3)主桁継ぎ手部の S10T 高力ボルトの主桁上フランジ 50 本, 下フランジ 48 本, 左ウェブ 27 本, 右ウェブ 27 本の計 152 本を測定対象としている。測定対象ボルトは, M22 で, 首下長さは, 上フランジが 70mm, 左ウェブ 65mm, 右ウェブ 65mm, 下フランジが 90mm である。導入軸力の測定結果を表 4-6 に示す。また, ボルト導入軸力測定箇所的位置図を図 4-15, 測定結果の度数分布図を図 4-16 にそれぞれ示す。表に示すように J3 継手の全体の平均残存ボルト軸力 N は 216.8kN, 変動係数 CV は 4.8%であった。なお, 表 4-6, 図 4-16 中に示す×印は, 作業中に全 152 本の内, 6 本のひずみゲージのケーブルが途中で切断したため, 測定不可のものは平均値の計算から除外した。なお, ここでの導入軸力率は設計軸力 205kN に対する割合を示している。

全ての部において, 連結板中央傍と端部を比較すると, 締付け順序の影響による, 導入軸力率のばらつきについては, 文献[4-9]の 9%に対し, 3.7~3.8%と非常に小さい結果となっている。

第 2 章ではウェブとフランジの部位の違いによる, 高力ボルトの導入軸力は下フランジの方が小さく, ばらつきを示す変動係数も下フランジの方が大きい傾向であったが, 本試験体ではそれらの傾向は確認できなかった。

また, 変動係数のもっとも大きい右ウェブにおいては, 写真 4-8 に示したとおり, 他の部位と比べ目違い量が大きく, その影響で, 右ウェブ下フランジ近傍の一部で極端に導入軸力が低い結果となったと考えられるが, これについては, 今後, 詳細な検討が必要である。

本試験では全てのケースおよびボルトにおいて全体的に導入軸力が比較的低い傾向にある。これは, 文献[4-10]によればトルシア形高力ボルトは, 温度が低くなればボルト軸力は低くなる相関関係があると報告されており, 本試験時の気温が 10℃以下の時期に実施したことが影響していると考えられる。また, ひずみゲージ貼付け作業時にボルトに付着しているオイルが一部取り除かれることが軸力減少の原因ではないかと考えられるが, これらについては検証データの蓄積が必要である。

(2) CASE-2

CASE-2 では, G1(J3)主桁継ぎ手部の S10T 高力ボルトの下フランジ 48 本を測定対象としている。導入軸力の測定結果を表 4-6 に示す。また, ボルト抜取り箇所的位置図を図 4-15, 測定結果の度数分布図を図 4-16 にそれぞれ示す。表に示すように継手の平均導入軸力 N は 217.8kN, 変動係数 CV は 2.8%であった。なお, 表 4-6, 図 4-16 中に示す×印は, 作業中に全 48 本の内, 1 本のひずみゲージのケーブルが途中で切断したため, 測定不可のものは平均値の計算から除外した。

CASE-2 の導入軸力について, その差はわずかではあるが, 4 ケースの中で最もばらつきが小さい結果となった。連結板中央傍と端部を比較すると, 締付け順序の影響による, 残存ボルト軸力率に大きな差は見られなかったが, 本来, 文献[4-1]の締付け順序においては, CASE-2 の締付け順序であると考えられるが, 実際の施工においては, CASE-1 の締付け順序でのきらいがある。

(3) CASE-3

CASE-3 では, G1(J3)主桁継ぎ手部の S10T 高力ボルトの下フランジ 48 本を測定対象としている。導入軸力の測定結果を表 4-6 に示す。また, ボルト抜取り箇所的位置図を図 4-15, 測定結果の度数分布

図を図 4-16 にそれぞれ示す。表 4-6 に示すように継手の平均導入軸力 N は 217.4kN, 変動係数 CV は 3.7%であった。CASE-3 の導入軸力について、連結板中央傍と端部を比較すると、締め付け順序の影響による導入軸力率に大きな差は見られなかった。高力ボルト継手の締め付け順序は、連結板の外側端からボルトを締め付けると連結板が浮き上がることで母材と連結板の密着性が悪くなり、継手内のボルト軸力が不均等になることから、連結板中央のボルトから順次端部のボルトに向かって締め付けを行うこととなっているが、手前から奥に向かって順次締め付けを行うことができれば、作業動線的にも効率的であると考えられるが、これらについては検証データの蓄積が必要である。

(4) CASE-4

CASE-4 では、G1(J3)主桁継ぎ手部の S10T 高力ボルトの下フランジ 48 本を測定対象としている。導入軸力の測定結果を表 4-6 に示す。また、ボルト抜取り箇所的位置図を図 4-15、測定結果の度数分布図を図 4-16 にそれぞれ示す。表 4-6 に示すように継手の平均導入軸力 N は 208.2kN, 変動係数 CV は 2.9%であった。CASE-4 の導入軸力について、連結板中央傍と端部を比較すると、締め付け順序の違いによる導入軸力率については、4 ケースの中で最も小さい結果となった。これについては、道路橋示方書・同解説[4-1]で述べられているとおり、外側端からボルトを締め付けると連結板が浮き上がることで母材と連結板の密着性が悪くなり、母板と連結板が完全に密着し、軸力が導入される前にピンテールが破断し、締め付けが完了したと考えられる。

表 4-6 導入軸力測定結果

(a) 上フランジ(CASE-1)

ボルト 名称	導入 軸力 (kN)	導入 軸力率 (%)	平均 (kN)	平均 (%)	変動 係数 (%)
C1-UF1	219.3	107.0%	215.9	105.3%	3.7%
C1-UF2	214.3	104.6%			
C1-UF3	215.6	105.2%			
C1-UF4	227.2	110.8%			
C1-UF5	213.9	104.3%			
C1-UF6	212.8	103.8%			
C1-UF7	213.7	104.3%			
C1-UF8	237.8	116.0%			
C1-UF9	205.3	100.2%			
C1-UF10	204.9	100.0%			
C1-UF11	211.2	103.0%			
C1-UF12	224.9	109.7%			
C1-UF13	×	×			
C1-UF14	218.3	106.5%			
C1-UF15	222.8	108.7%			
C1-UF16	226.6	110.5%			
C1-UF17	214.6	104.7%			
C1-UF18	210.0	102.4%			
C1-UF19	226.9	110.7%			
C1-UF20	221.6	108.1%			
C1-UF21	211.6	103.2%			
C1-UF22	214.5	104.7%			
C1-UF23	221.1	107.9%			
C1-UF24	209.9	102.4%			
C1-UF25	225.8	110.1%			
C1-UF26	213.5	104.2%			
C1-UF27	223.9	109.2%			
C1-UF28	218.5	106.6%			
C1-UF29	214.1	104.4%			
C1-UF30	208.1	101.5%			
C1-UF31	214.0	104.4%			
C1-UF32	210.9	102.9%			
C1-UF33	220.9	107.8%			
C1-UF34	215.9	105.3%			
C1-UF35	216.5	105.6%			
C1-UF36	212.0	103.4%			
C1-UF37	217.2	106.0%			
C1-UF38	192.3	93.8%			
C1-UF39	214.5	104.6%			
C1-UF40	226.4	110.4%			
C1-UF41	211.0	102.9%			
C1-UF42	212.2	103.5%			
C1-UF43	227.8	111.1%			
C1-UF44	×	×			
C1-UF45	204.0	99.5%			
C1-UF46	211.5	103.2%			
C1-UF47	214.0	104.4%			
C1-UF48	203.7	99.3%			
C1-UF49	218.0	106.3%			
C1-UF50	219.4	107.0%			

(b) 下フランジ(CASE-1)

ボルト 名称	導入 軸力 (kN)	導入 軸力率 (%)	平均 (kN)	平均 (%)	変動 係数 (%)
C1-LF1	207.41	1.0117	214.0	104.4%	4.0%
C1-LF2	217.86	1.0627			
C1-LF3	204.49	0.9975			
C1-LF4	224.87	1.0969			
C1-LF5	206.71	1.0084			
C1-LF6	×	×			
C1-LF7	220.08	1.0736			
C1-LF8	222.45	1.0851			
C1-LF9	231.86	1.131			
C1-LF10	215.39	1.0507			
C1-LF11	×	×			
C1-LF12	×	×			
C1-LF13	217.77	1.0623			
C1-LF14	212.6	1.0371			
C1-LF15	215.94	1.0534			
C1-LF16	219.76	1.072			
C1-LF17	204.38	0.997			
C1-LF18	217.14	1.0592			
C1-LF19	198.45	0.968			
C1-LF20	220.93	1.0777			
C1-LF21	222.24	1.0841			
C1-LF22	208.23	1.0157			
C1-LF23	209.94	1.0241			
C1-LF24	201.08	0.9809			
C1-LF25	217.53	1.0611			
C1-LF26	214.16	1.0447			
C1-LF27	216.75	1.0573			
C1-LF28	210.58	1.0272			
C1-LF29	233.95	1.1412			
C1-LF30	206.05	1.0051			
C1-LF31	211.96	1.0339			
C1-LF32	208.2	1.0156			
C1-LF33	207.9	1.0142			
C1-LF34	×	×			
C1-LF35	209.64	1.0227			
C1-LF36	219.69	1.0717			
C1-LF37	218.33	1.065			
C1-LF38	201.27	0.9818			
C1-LF39	201.76	0.9842			
C1-LF40	211.19	1.0302			
C1-LF41	219.32	1.0699			
C1-LF42	205.72	1.0035			
C1-LF43	198.46	0.9681			
C1-LF44	213.71	1.0425			
C1-LF45	221.31	1.0796			
C1-LF46	222.18	1.0838			
C1-LF47	217.42	1.0606			
C1-LF48	228.1	1.1127			

表 4-6 導入軸力測定結果 (続き)

(c) 左ウェブ(CASE-1)

ボルト 名称	導 入 軸 力 (kN)	導 入 軸力率 (%)	平 均 (kN)	平 均 (%)	変動 係数 (%)
C1-LW1	242.9	118.5%	219.8	107.2%	4.6%
C1-LW2	221.0	107.8%			
C1-LW3	207.9	101.4%			
C1-LW4	220.4	107.5%			
C1-LW5	237.9	116.1%			
C1-LW6	222.4	108.5%			
C1-LW7	217.5	106.1%			
C1-LW8	224.4	109.4%			
C1-LW9	213.1	103.9%			
C1-LW10	227.9	111.2%			
C1-LW11	209.9	102.4%			
C1-LW12	218.6	106.6%			
C1-LW13	202.2	98.6%			
C1-LW14	233.0	113.6%			
C1-LW15	207.8	101.4%			
C1-LW16	211.6	103.2%			
C1-LW17	214.5	104.6%			
C1-LW18	213.8	104.3%			
C1-LW19	×	×			
C1-LW20	227.0	110.7%			
C1-LW21	225.7	110.1%			
C1-LW22	219.8	107.2%			
C1-LW23	219.3	107.0%			
C1-LW24	212.5	103.7%			
C1-LW25	204.7	99.8%			
C1-LW26	231.1	112.7%			
C1-LW27	228.4	111.4%			

(d) 右ウェブ(CASE-1)

ボルト 名称	導 入 軸 力 (kN)	導 入 軸力率 (%)	平 均 (kN)	平 均 (%)	変動 係数 (%)
C1-RW1	202.2	98.7%	216.8	105.8%	4.8%
C1-RW2	213.6	104.2%			
C1-RW3	227.9	111.1%			
C1-RW4	209.5	102.2%			
C1-RW5	207.5	101.2%			
C1-RW6	219.9	107.3%			
C1-RW7	210.2	102.5%			
C1-RW8	217.5	106.1%			
C1-RW9	226.5	110.5%			
C1-RW10	199.5	97.3%			
C1-RW11	218.0	106.3%			
C1-RW12	222.9	108.7%			
C1-RW13	226.7	110.6%			
C1-RW14	222.6	108.6%			
C1-RW15	222.0	108.3%			
C1-RW16	205.0	100.0%			
C1-RW17	215.7	105.2%			
C1-RW18	215.1	104.9%			
C1-RW19	243.9	119.0%			
C1-RW20	208.0	101.5%			
C1-RW21	217.8	106.3%			
C1-RW22	210.7	102.8%			
C1-RW23	220.2	107.4%			
C1-RW24	215.2	105.0%			
C1-RW25	229.5	111.9%			
C1-RW26	228.9	111.7%			
C1-RW27	197.7	96.4%			

J3継手全体平均	216.2	105%	4.2%
----------	-------	------	------

表 4-6 導入軸力測定結果 (続き)

(e) 下フランジ(CASE-2)

ボルト 名称	導入 軸力 (kN)	導入 軸力率 (%)	平均 (kN)	平均 (%)	変動 係数 (%)
C2-LF1	215.3	105.0%	217.8	106.3%	2.8%
C2-LF2	211.1	103.0%			
C2-LF3	210.6	102.7%			
C2-LF4	214.9	104.8%			
C2-LF5	225.1	109.8%			
C2-LF6	202.4	98.7%			
C2-LF7	218.2	106.4%			
C2-LF8	×	×			
C2-LF9	212.4	103.6%			
C2-LF10	217.9	106.3%			
C2-LF11	216.2	105.4%			
C2-LF12	222.7	108.7%			
C2-LF13	222.3	108.5%			
C2-LF14	214.4	104.6%			
C2-LF15	203.7	99.4%			
C2-LF16	224.0	109.3%			
C2-LF17	220.6	107.6%			
C2-LF18	218.3	106.5%			
C2-LF19	217.0	105.9%			
C2-LF20	220.0	107.3%			
C2-LF21	218.5	106.6%			
C2-LF22	211.9	103.4%			
C2-LF23	212.3	103.6%			
C2-LF24	224.9	109.7%			
C2-LF25	216.4	105.6%			
C2-LF26	208.7	101.8%			
C2-LF27	217.6	106.1%			
C2-LF28	221.3	108.0%			
C2-LF29	234.3	114.3%			
C2-LF30	220.5	107.6%			
C2-LF31	220.3	107.5%			
C2-LF32	216.2	105.4%			
C2-LF33	231.2	112.8%			
C2-LF34	227.1	110.8%			
C2-LF35	210.5	102.7%			
C2-LF36	220.3	107.5%			
C2-LF37	217.7	106.2%			
C2-LF38	220.9	107.8%			
C2-LF39	226.2	110.4%			
C2-LF40	219.6	107.1%			
C2-LF41	219.6	107.1%			
C2-LF42	217.9	106.3%			
C2-LF43	213.5	104.1%			
C2-LF44	215.3	105.0%			
C2-LF45	219.8	107.2%			
C2-LF46	213.1	104.0%			
C2-LF47	215.1	104.9%			
C2-LF48	219.2	106.9%			

(f) 下フランジ(CASE-3)

ボルト 名称	導入 軸力 (kN)	導入 軸力率 (%)	平均 (kN)	平均 (%)	変動 係数 (%)
C3-LF1	210.6	102.7%	217.4	106.1%	3.7%
C3-LF2	213.8	104.3%			
C3-LF3	209.2	102.0%			
C3-LF4	216.7	105.7%			
C3-LF5	221.0	107.8%			
C3-LF6	221.8	108.2%			
C3-LF7	225.9	110.2%			
C3-LF8	209.0	102.0%			
C3-LF9	235.7	115.0%			
C3-LF10	203.6	99.3%			
C3-LF11	215.0	104.9%			
C3-LF12	219.4	107.0%			
C3-LF13	219.5	107.1%			
C3-LF14	230.4	112.4%			
C3-LF15	212.2	103.5%			
C3-LF16	213.6	104.2%			
C3-LF17	206.7	100.8%			
C3-LF18	220.9	107.8%			
C3-LF19	211.8	103.3%			
C3-LF20	225.9	110.2%			
C3-LF21	192.5	93.9%			
C3-LF22	212.4	103.6%			
C3-LF23	204.1	99.6%			
C3-LF24	224.7	109.6%			
C3-LF25	218.8	106.7%			
C3-LF26	208.9	101.9%			
C3-LF27	219.8	107.2%			
C3-LF28	211.6	103.2%			
C3-LF29	226.5	110.5%			
C3-LF30	213.5	104.1%			
C3-LF31	226.9	110.7%			
C3-LF32	216.7	105.7%			
C3-LF33	221.7	108.1%			
C3-LF34	217.6	106.2%			
C3-LF35	217.8	106.2%			
C3-LF36	216.7	105.7%			
C3-LF37	230.9	112.6%			
C3-LF38	226.8	110.6%			
C3-LF39	214.5	104.6%			
C3-LF40	215.1	104.9%			
C3-LF41	209.7	102.3%			
C3-LF42	222.1	108.4%			
C3-LF43	220.5	107.6%			
C3-LF44	229.2	111.8%			
C3-LF45	217.9	106.3%			
C3-LF46	217.1	105.9%			
C3-LF47	214.0	104.4%			
C3-LF48	226.3	110.4%			

表 4-6 導入軸力測定結果 (続き)

(g) 下フランジ (CASE-4)

ボルト 名称	導入 軸力 (kN)	導入 軸力率 (%)	平均 (kN)	平均 (%)	変動 係数 (%)
C4-LF1	205.5	100.3%	208.2	101.6%	2.9%
C4-LF2	216.4	105.6%			
C4-LF3	199.9	97.5%			
C4-LF4	201.0	98.0%			
C4-LF5	215.9	105.3%			
C4-LF6	201.0	98.0%			
C4-LF7	210.0	102.4%			
C4-LF8	223.9	109.2%			
C4-LF9	218.3	106.5%			
C4-LF10	208.3	101.6%			
C4-LF11	201.1	98.1%			
C4-LF12	210.2	102.6%			
C4-LF13	192.9	94.1%			
C4-LF14	202.9	99.0%			
C4-LF15	200.6	97.9%			
C4-LF16	214.2	104.5%			
C4-LF17	210.8	102.8%			
C4-LF18	204.9	100.0%			
C4-LF19	206.5	100.8%			
C4-LF20	210.2	102.6%			
C4-LF21	209.1	102.0%			
C4-LF22	210.9	102.9%			
C4-LF23	212.4	103.6%			
C4-LF24	205.5	100.2%			
C4-LF25	204.9	100.0%			
C4-LF26	214.1	104.4%			
C4-LF27	209.2	102.1%			
C4-LF28	204.2	99.6%			
C4-LF29	206.4	100.7%			
C4-LF30	206.5	100.7%			
C4-LF31	214.6	104.7%			
C4-LF32	209.4	102.2%			
C4-LF33	212.0	103.4%			
C4-LF34	217.3	106.0%			
C4-LF35	208.3	101.6%			
C4-LF36	205.5	100.3%			
C4-LF37	211.0	102.9%			
C4-LF38	209.5	102.2%			
C4-LF39	202.5	98.8%			
C4-LF40	207.9	101.4%			
C4-LF41	217.1	105.9%			
C4-LF42	212.3	103.5%			
C4-LF43	211.3	103.1%			
C4-LF44	204.6	99.8%			
C4-LF45	211.1	103.0%			
C4-LF46	198.9	97.0%			
C4-LF47	200.7	97.9%			
C4-LF48	201.6	98.3%			

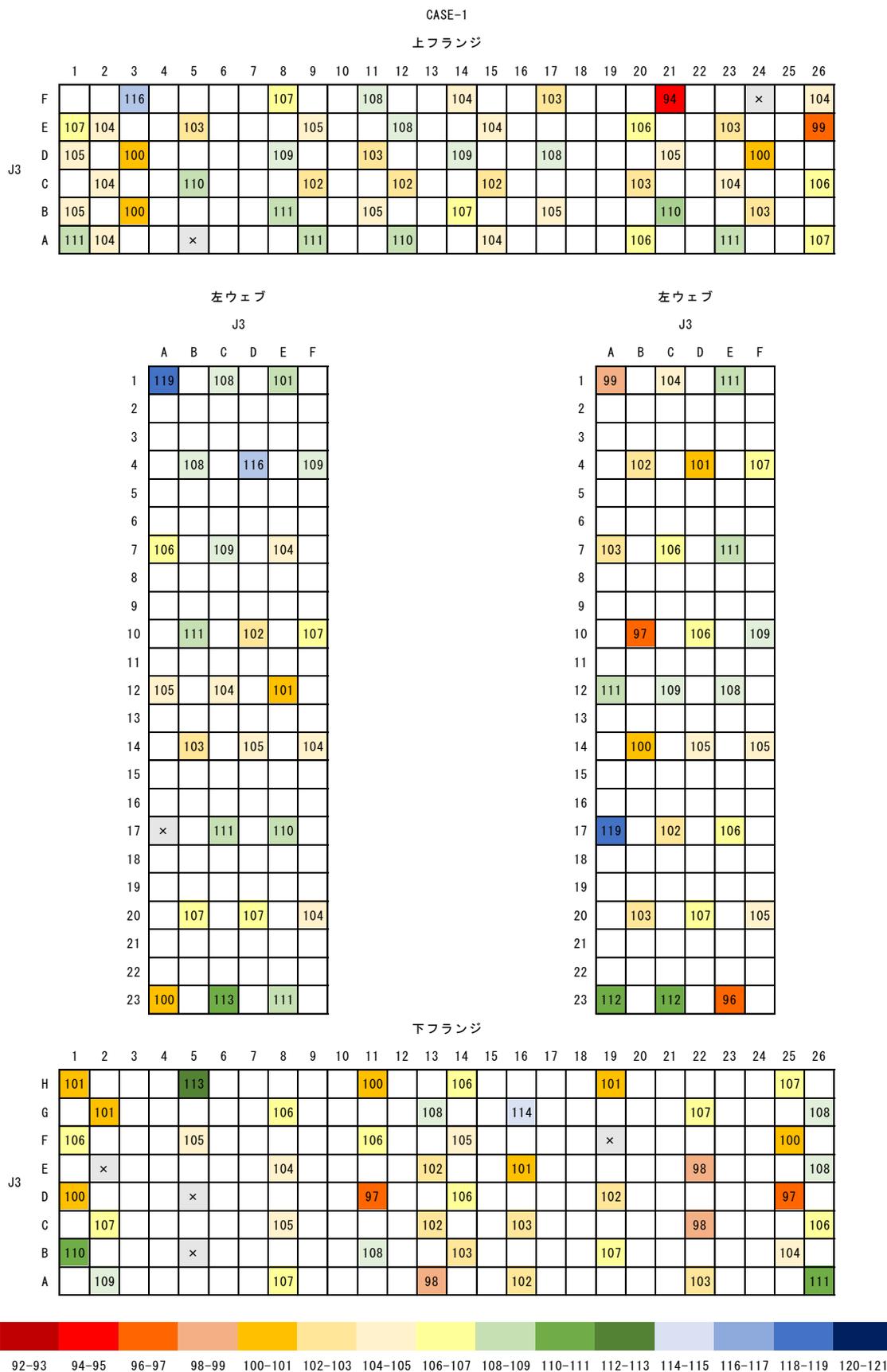


図 4-15 導入軸力測定箇所と測定結果

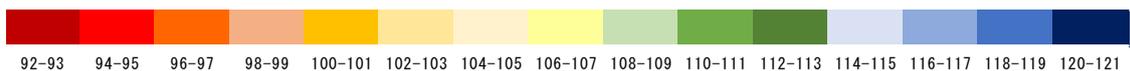
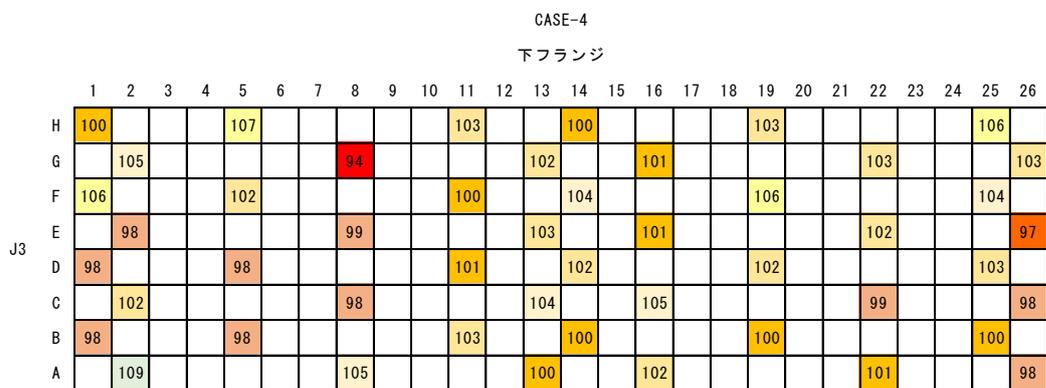
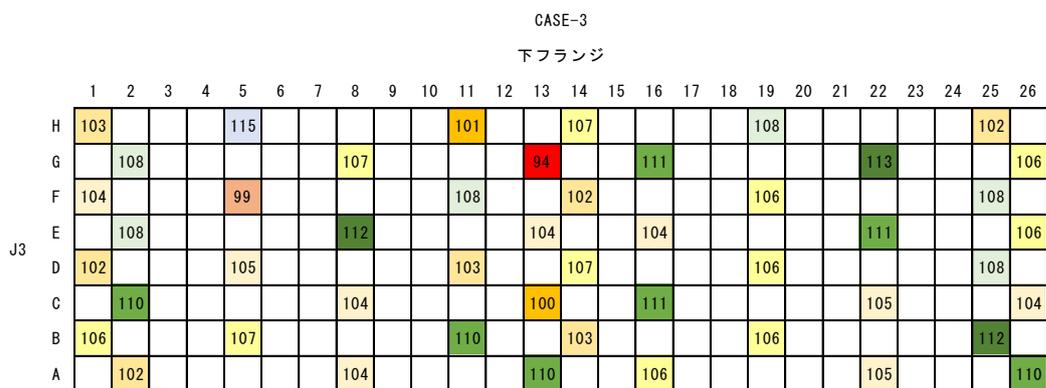
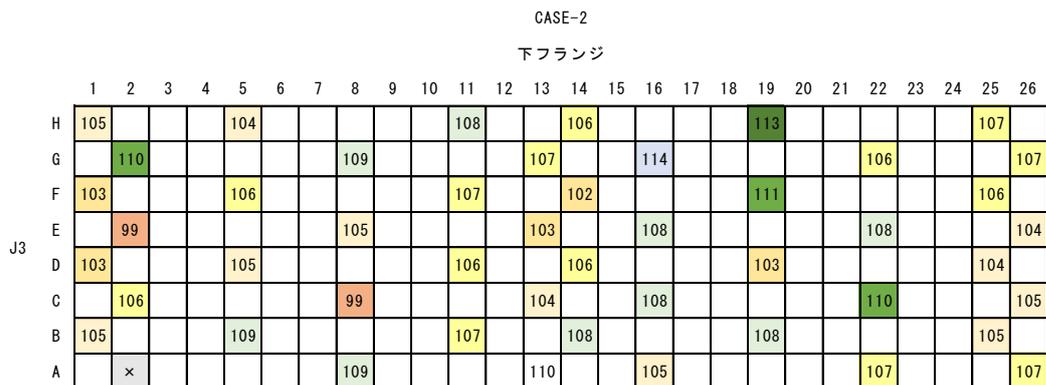
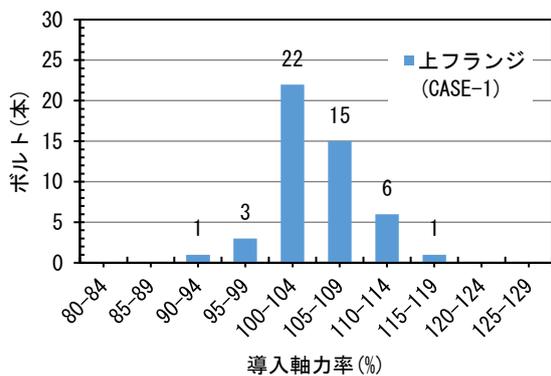
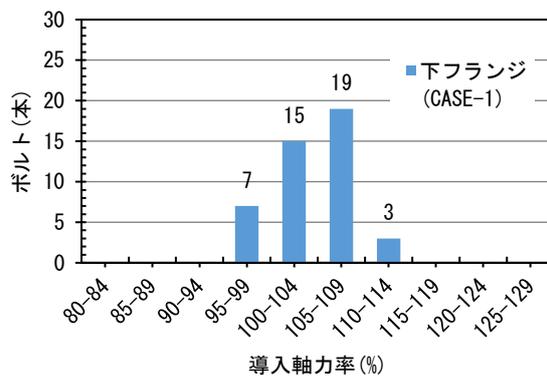


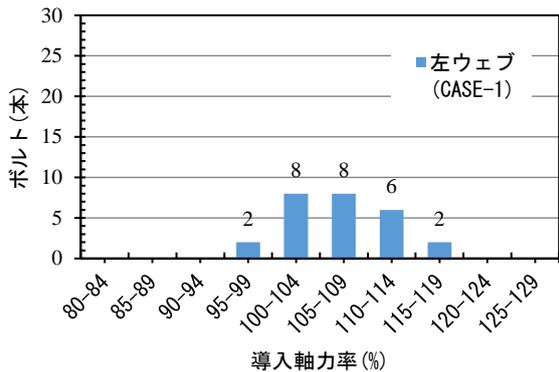
図 4-15 導入軸力測定箇所と測定結果 (続き)



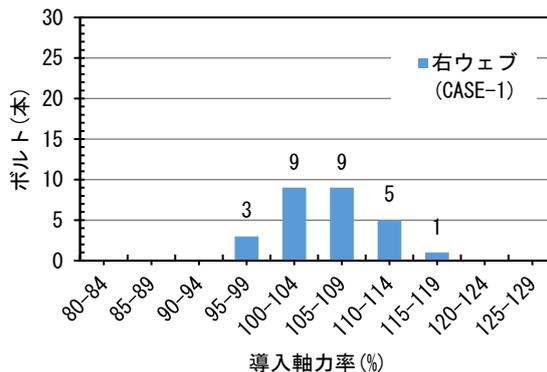
(a) 上フランジ (CASE-1)



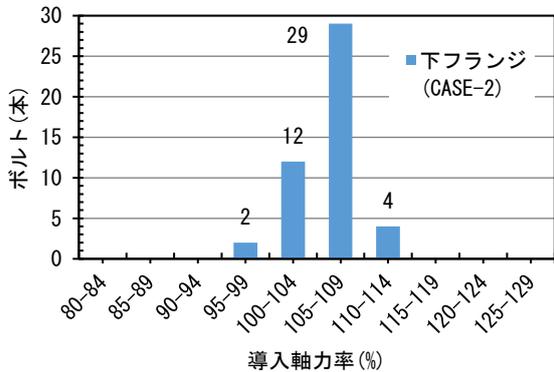
(b) 下フランジ (CASE-1)



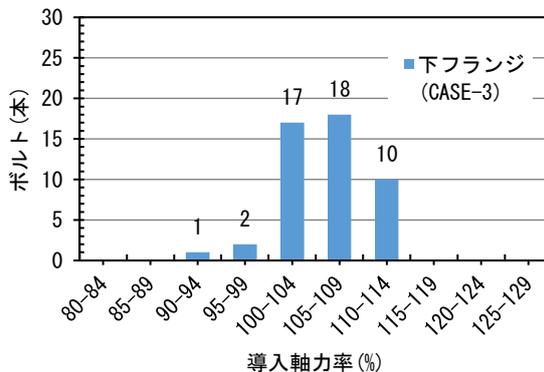
(c) 左ウェブ (CASE-1)



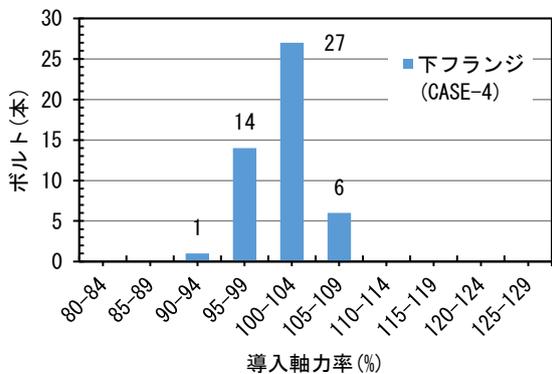
(d) 右ウェブ (CASE-1)



(e) 下フランジ (CASE-2)



(f) 下フランジ (CASE-3)



(g) 下フランジ (CASE-4)

図 4-16 度数分布図

4.5.4 リラクゼーション試験の結果と考察

CASE-1 では、ボルト締付け後から7日間実施したリラクゼーションの計測結果を図4-17に示す。これらは、各部位の全体ボルト平均値である。導入軸力は、部位に関わらず、締付け後、1時間で急激に減少した後、時間の対数に比例して緩やかに減少を続ける。1日後からは、右ウェブを除き、各部位ともに軸力変動は小さく、特に締付けから24時間までの軸力低下が大きいことが判る。減少傾向は各部位ともほぼ等しいが、これは、母板と連結板のなじみに起因するボルト軸力減少の大部分が締付け後、短時間で収束し、それ以降は主としてボルト自体のリラクゼーションが要因で軸力低下が進行するものとして考えられる。7日後の残存軸力率は、右ウェブを除き、概ね残存軸力の低下率は3~5%となった。これは、摩擦面がブラスト処理された試験体に対して、リラクゼーション試験を行った既往研究[4-2]とほぼ一致していた。

一方、右ウェブについては、写真4-8に示したとおり、母板と連結板のなじみが悪く、締付け1時間後の軸力低下率が大きくなったと考えられ、その後の残存軸力率の低下率においては、他の部位同様の傾向であることから、目違いの影響が大きいと考えられるが、これらについては検証データの蓄積が必要である。

さらに、7日目の全部位で軸力がわずかではあるが約1%低下するケースが見られた。低下した要因として、各部位一様に低下していることを考えると、7日目は夜間の気温が5度以下になったこともあり、温度変化の影響である考えられる。

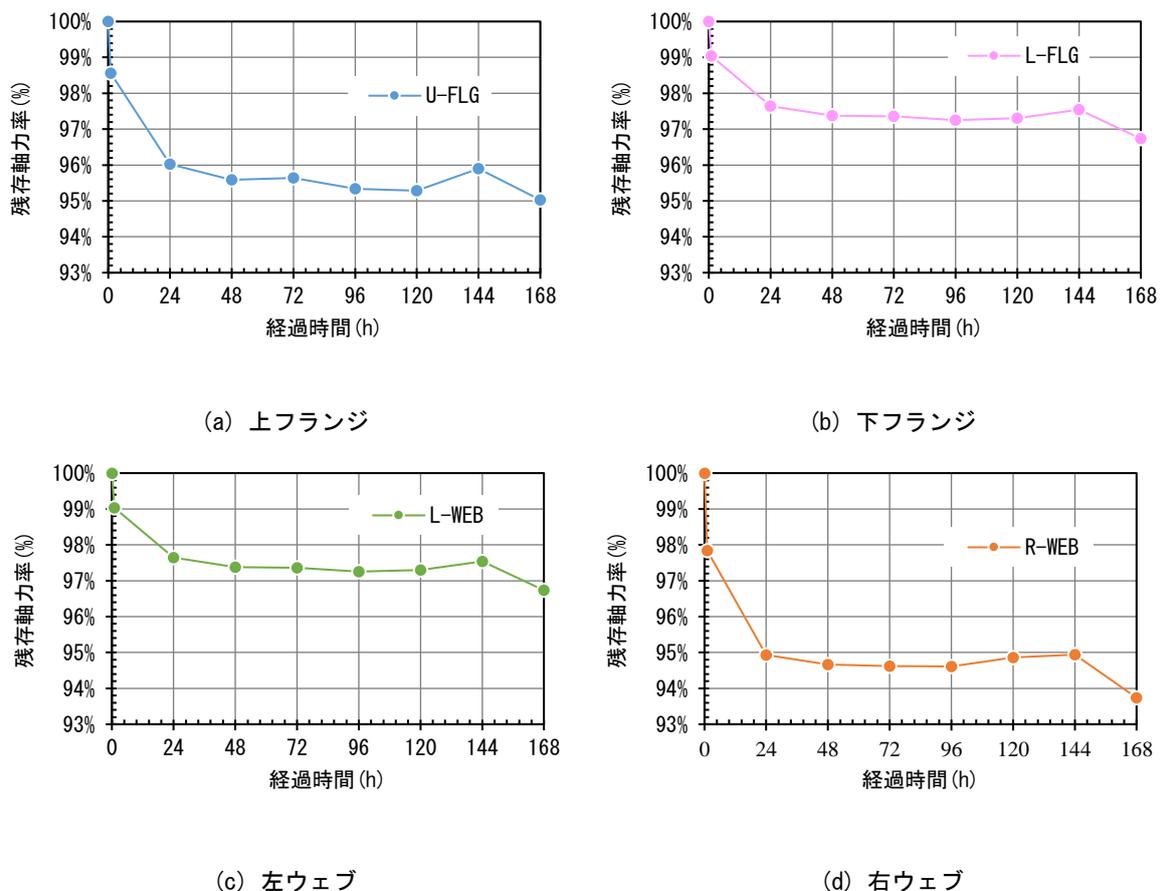


図4-17 CASE-1の7日間リラクゼーション試験結果

4.6 まとめ

実物大試験体による鋼箱桁橋の部位の違いと締付け順序の違いによる高力ボルト導入軸力の推定を行うため、工場実仮組立後に実際に架設する道路橋を利用して工場内で組立を行い、箱桁断面形状、表面粗さ、導入軸力、リラクセーションを計測し評価した。得られた結論を以下にまとめる。

- 1) 摩擦接合面の表面粗さは、平均算術粗さ平均 R_a は $14\mu\text{m}$ 以上、平均最大高さ R_z は $90\mu\text{m}$ 以上確保されていることから、文献[4-7]によれば、無塗装継手のすべり係数は、0.45 以上確保されていることを推定できた。また、摩擦接合面を無機ジンクリッチペイント仕上げする場合は、表面粗さを $80\mu\text{m}$ $R_{z\text{jis}}$ 以下、すなわち $50\sim 80\mu\text{m}$ に管理する必要があるため、その管理方法が重要である。
- 2) 桁連結時の目違い確認においては、高力ボルトを本締めするまで、判断ができず、その後、テーパーをつけたり、フィラーを入れたりすることはほとんど不可能であるため、工場製作時に十分検討して処理するように心がける必要がある。
- 3) CASE-1 の導入軸力の全体平均は、 216.2kN と規定値内であった。ただし、常温時($10^\circ\text{C}\sim 30^\circ\text{C}$) 本締め時の軸力、下限値 212kN 、上限値 249kN に対して、本試験は約 10°C の気温であったため全体的に下限値に近い軸力結果となった。
- 4) 全体的に導入軸力が低めに出た傾向として、ひずみゲージ貼付け作業時にボルトねじ部に付着しているオイルが一部取り除かれることが軸力減少の原因ではないかと推察されたため、作業時には、ボルトの潤滑油は極力取れないように配慮しなければならない。
- 5) 導入軸力のばらつきについては、全ての CASE において変動係数は 5% 以下であり、安定した定導入軸力となった。
- 6) 摩擦接合面が無塗装でブラスト仕様であるトルシア形高力ボルトのリラクセーションに関しては、7 日間で 3~5% 程度の低下率となっており、既往研究と一致している。ただし、今回の計測では締付けから 7 日までであり、最終的にどこまで低下するかは不明であるが、特に 10°C を下回る冬期の軸力検査において下限値程度の軸力であればその後のリラクセーションによって軸力が減少し、設計軸力を下回ることが十分考えられるのでそのような場合、トルシア形高力ボルトの使用は避け、導入軸力をコントロールできる高力六角ボルトを使用した方が良いと考えられる。
- 8) 右ウェブに残存軸力の低下率が高い原因について、目違いにより母板と連結板のなじみが悪く、締付け直後の軸力低下率が大きくなったと考えられる。

[参考文献]

- [4-1] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1990.
- [4-2] 飯田哲也，杉浦邦征，山口隆司，鈴木康夫，吉津宏夫，森田啓司，織田博孝：長期供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦継手の残存ボルト軸力測定とその傾向に関する基礎的研究，鋼構造論文集，日本鋼構造協会，第27巻，第107号，pp.9-21，2020.
- [4-3] 飯田哲也，杉浦邦征，山口隆司，北根安雄，織田博孝：34年経過した鋼道路鈹桁橋における高力六角ボルト摩擦接合継手の残存軸力に関する基礎的研究，鋼構造論文集，日本鋼構造協会，28巻，112号，pp.63-74，2021.
- [4-4] 飯田哲也，杉浦邦征，山口隆司，北根安雄，織田博孝：橋梁形式・ボルト種類・接合面処理が異なる実橋高力ボルトの残存軸力評価に関する基礎的研究，構造工学論文集，土木学会，Vol.68A，pp.441-457，2022.
- [4-5] 柳沼安俊：高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力とすべり係数の経年変化について，技術報(東京鐵骨橋梁)，56号，pp.56-64，2012.
- [4-6] 南 邦明，田村 洋，吉岡夏樹，内田大介，茂呂 充，安藤光希：高力ボルト継手における摩擦接合面の数に応じた導入軸力に関する検討，土木学会論文集 A1 (構造・地震工学)，Vol.75, No.1, pp.46-57, 2019.
- [4-7] 土木学会，鋼構造委員会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針 (案)，鋼構造シリーズ 15，2006.
- [4-8] 日本道路協会：鋼道路橋塗装・防食便覧，2005.
- [4-9] 日本橋梁建設協会：高力ボルト施工マニュアル，2013.
- [4-10] 南 邦明，遠藤輝好，小峰翔一，吉岡夏樹，宮井大輔，澁谷 敦，内田大介：トルシア形ボルト S10T(M22)の導入軸力および機械的性質の統計調査，土木学会論文集 A1(構造・地震工学)，Vol.74, No.2, pp.280-289, 2018.

第5章 高力ボルト継手の性能の変動特性

5.1 はじめに

高力ボルト摩擦接合継手における施工管理の目標は、ボルトに導入される軸力と接合面のすべり耐力により構成される継手耐力が設計を保証するような品質に管理することであり、そのためにはボルトに導入される軸力は、目標とする軸力に対しできる限り均一で、ばらつきの少ないものでなければならない。

第2章～第4章の結果から分かるように、高力六角ボルト方が、ばらつきが高い傾向にあると推定したが、高力ボルト摩擦接合継手の導入軸力については、首下長さ、目違い、肌すき、フィラ一等の様々な副次的な要因と材料の機械的性質と加工精度およびトルク係数値が同時に影響して締付け軸力の精度が決まってくる。そこで、本研究では軸力変動の傾向を見つけるに、ボルト製造メーカ、種類、製造ロット内、製造ロット間のばらつきを確認し、その数や締付けパターンを可能な限り増やすことで、より多くの基礎的データに基づく知見を蓄積に加え、高力六角ボルトの締付け機械の環境を変え、そのばらつきの要因を評価する。さらに、高力ボルトの首下長さとし遊びねじ長さの異なる摩擦接合継手試験体を使用し、1年間の長期リラクセーション試験を実施することで、その違いによる残存軸力に与える影響について評価する。

5.2 高力ボルトの種類・製造ロット・製造メーカの違いによる導入軸力の変動要因推定試験

高力ボルト摩擦接合継手における、トルク法でのボルト締付けは、設計ボルト軸力の10%増しの締付けを規定している。これは、トルク係数値やすべり係数のばらつき、クリープやリラクセーションなどの影響を考慮し10%増しとしている。そのため、橋梁架設現場において高力六角ボルト締付けを行う場合、10%増しの軸力となるよう施工前に予備試験で締付け機器の調整を行いトルクの確認を行う。

一方、トルシア形ボルトでは、230kN（12%増し相当）を目途にピンテールが破断する構造となっているため、トルク係数値安定のため潤滑性能が温度で若干変動することを考慮して、温度域によって2種類の規定となっている。また、高力ボルトの一次締め電動レンチについては、現在では静的な一次締め専用レンチが一般的に用いられているが、過去には動的な締付け機であるインパクトレンチが主流であった。

そこで、本実験では、高力ボルトの製造メーカ、製造ロット、ボルト種類、締付け条件の違いによってどの程度のばらつきがあるかについて実験により推定した。

5.2.1 使用材料

実験に使用した高力ボルトは、高力六角ボルト M22(F10T)、トルシア形高力ボルト M22(S10T)の2種類とし、製造メーカーは異なる3社(以下A社,B社,C社)のものと、製造ロットの異なるものをそれぞれ3種類の計18種類を実施した。それぞれの高力ボルトの材料特性を表5-1に示す。

表5-1 使用高力ボルトの機械的性質とトルク係数値

(a) 高力六角ボルト

製造会社	セットロット番号	等級	有効断面積 (mm ²)	ボルト				ナット		座金		トルク係数値 (平均値)
				製品		製品		製品		製品		
				降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)	
A社	MHNH 740560	F10T M22 80mm	303	1018	1072	19	69	325	33	27	40	0.127
	MHNH 739290			1032	1087	20	72	326	33	27	40	0.137
	MHNG 393220			1034	1077	19	68	329	33	28	40	0.135
B社	C71850 FW			1038	1080	17	68	334	33	27	40	0.127
	C72290 GW			1028	1066	18	71	332	34	27	40	0.134
	C72300 GW			1004	1058	19	71	328	34	27	40	0.134
C社	24711N			1059	1112	22	68	336	35	28	41	0.131
	24711N			1059	1112	28	68	336	35	28	41	0.131
	27220K			1062	1110	22	70	333	34	28	40	0.136

(b) トルシア形高力ボルト

製造会社	セットロット番号	等級	有効断面積 (mm ²)	ボルト						ナット	座金	軸力平均値 (kN)	トルク (N・m)
				製品				製品		製品	製品		
				降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)		
A社	MTNH 690520	S10T M22 80mm	303	1019	1073	20	71	323	33	28	40	232	736
	MTNH 690770			1012	1065	20	71	323	33	28	40	231	746
	MTNH 689941			1025	1079	19	71	323	32	28	41	234	736
B社	S63170G			1052	1100	18	70	340	24	27	40	236	730
	S64850G			1007	1054	19	72	327	34	26	41	230	708
	S67120F			1042	1081	18	68	335	35	26	39	236	731
C社	M26926			1051	1101	22	70	335	34	28	41	223	700
	N26918			1058	1109	22	70	337	34	28	40	229	724
	M25121			1052	1104	22	70	337	35	27	40	236	712

5.2.2 実験の種類

本実験では、一次締めと本締めの2度締めで行うが、一次締めに使用する機械は、現在では一般的な一次締め専用レンチとインパクトレンチを想定して、一次締め時の導入軸力を手動レンチで90kN,135kN,180kNに変動させた計4種類のケース(CASE1~4)で、それぞれ10本行う。

表5-2~表5-3に高力ボルトタイプ、製造ロット、試験ケースの一覧をそれぞれ示す。

表5-2 試験ケース一覧表（高力六角ボルト）

高力ボルト	製造メーカー	製造ロット	ボルト	試験名(CASE)	一次締め		本締め	
					導入軸力(%)	締め付けレンチ	導入軸力(%)	締め付けレンチ
M22 (F10T) 80mm	A社	1	10本	F-1A1	目標 135kN (60%)	高力六角ボルト 一次締め専用 電動レンチ	目標 225kN (100%)	高力六角 ボルト 本締め専用 電動レンチ
		2	10本	F-1A2				
		3	10本	F-1A3				
		1	10本	F-2A1	90kN (40%)	手動レンチ		
		2	10本	F-2A2				
		3	10本	F-2A3				
		1	10本	F-3A1	135kN (60%)			
		2	10本	F-3A2				
		3	10本	F-3A3				
		1	10本	F-4A1	180kN (80%)			
		2	10本	F-4A2				
		3	10本	F-4A3				
	B社	1	10本	F-1B1	目標 135kN (60%)		高力六角ボルト 一次締め専用 電動レンチ	
		2	10本	F-1B2				
		3	10本	F-1B3				
		1	10本	F-2B1	90kN (40%)	手動レンチ		
		2	10本	F-2B2				
		3	10本	F-2B3				
		1	10本	F-3B1	135kN (60%)			
		2	10本	F-3B2				
		3	10本	F-3B3				
		1	10本	F-4B1	180kN (80%)			
		2	10本	F-4B2				
		3	10本	F-4B3				
	C社	1	10本	F-1C1	目標 135kN (60%)		高力六角ボルト 一次締め専用 電動レンチ	
		2	10本	F-1C2				
		3	10本	F-1C3				
		1	10本	F-2C1	90kN (40%)	手動レンチ		
		2	10本	F-2C2				
		3	10本	F-2C3				
1		10本	F-3C1	135kN (60%)				
2		10本	F-3C2					
3		10本	F-3C3					
1		10本	F-4C1	180kN (80%)				
2		10本	F-4C2					
3		10本	F-4C3					
計			360本	36ケース				

表 5-3 試験ケース一覧表 (トルシア形高力ボルト)

高力ボルト	製造メーカー	製造ロット	ボルト	試験名 (CASE)	一次締め		本締め		
					導入軸力 (%)	締め付けレンチ	導入軸力 (%)	締め付けレンチ	
M22 (S10T) 80mm	A社	1	10本	S-1A1	目標 135kN (60%)	トルシア形一次締め専用電動レンチ	目標 225kN (100%)	トルシア形本締め専用電動レンチ	
		2	10本	S-1A2					
		3	10本	S-1A3					
		1	10本	S-2A1	90kN (40%)	手動レンチ			
		2	10本	S-2A2					
		3	10本	S-2A3					
		1	10本	S-3A1	135kN (60%)				
		2	10本	S-3A2					
		3	10本	S-3A3					
		1	10本	S-4A1	180kN (80%)				
		2	10本	S-4A2					
		3	10本	S-4A3					
	B社	1	10本	S-1B1	目標 135kN (60%)		トルシア形一次締め専用電動レンチ		
		2	10本	S-1B2					
		3	10本	S-1B3					
		1	10本	S-2B1	90kN (40%)	手動レンチ			
		2	10本	S-2B2					
		3	10本	S-2B3					
		1	10本	S-3B1	135kN (60%)				
		2	10本	S-3B2					
		3	10本	S-3B3					
		1	10本	S-4B1	180kN (80%)				
		2	10本	S-4B2					
		3	10本	S-4B3					
	C社	1	10本	S-1C1	目標 135kN (60%)		トルシア形一次締め専用電動レンチ		
		2	10本	S-1C2					
		3	10本	S-1C3					
		1	10本	S-2C1	90kN (40%)	手動レンチ			
		2	10本	S-2C2					
		3	10本	S-2C3					
		1	10本	S-3C1	135kN (60%)				
		2	10本	S-3C2					
		3	10本	S-3C3					
		1	10本	S-4C1	180kN (80%)				
		2	10本	S-4C2					
		3	10本	S-4C3					
計			360本	36ケース					

5.2.3 導入軸力確認方法

高力六角ボルトの実験では、架設現場でボルト締付け日毎に日々行っている油圧式軸力計（TMC-400）に高力ボルト挿入し、ボルトの製品検査証明書に記載されているトルク係数値と導入軸力（標準ボルト軸力）から算出したトルク値を使用する。

一次締めについては、手動レンチおよび電動レンチで締付け、本締めについては、電動レンチを使用して高力ボルトを締付ける。

ボルト導入軸力（軸力計の針での軸力の読み値）とトルク（電動レンチに備わったデジタルトルク値の読み値）からトルク係数値を算定し、その平均値からトルク係数値を算定した上で、締付けトルクを設定し、締付け実験を行う。また、高力六角ボルトの測定項目は、各ボルトの軸力とトルクおよび回転角を計測し、導入軸力と回転角の関係を定量的に評価した。

トルク測定においては、本締め締付け機に取付けた専用のトルク測定機(デジタルトルク)で確認した。回転角の確認方法は、ナットにマーキングしてその回転角を専用の角度ゲージで確認した。

一方、トルシア形高力ボルトについては、前述のとおり、油圧式軸力計（TMC-400）に高力ボルト挿入し、高力六角ボルトのようなトルク調整作業が無いため、一次締めについては、手動レンチおよびトルシア形一次締め専用電動レンチで締付け、本締めについては、トルシア形専用電動レンチを使用してピンテールが破断するまで締付けを行う。また、トルシア形高力ボルトの測定項目は、各ボルトの軸力と回転角を計測し、導入軸力と回転角の関係を定量的に評価した。

なお、軸力計の1目盛は5kNに対し読み値は1kN単位で判断している。

5.2.4 測定結果と考察

高力六角ボルト、トルシア形高力ボルトの各試験体で測定された、一次締め、本締めの導入軸力、トルク、回転角の測定結果10本当たりの平均値と変動係数を表5-4～表5-5、写真5-1、導入軸力推定試験状況をそれぞれ示す。

表5-4の高力六角ボルトの一次締め導入軸力平均値を見ると、目標導入軸力60%の135kNと概ね一致している。変動係数については、A社、B社、C社の一次締めのばらつきについては、A社が6.2%と高く、B社のボルトが5.1%と最も低い値であったがその差は大きくない。

本締めの導入軸力は、目標導入軸力100%の225kNを超えており、そのばらつきについても、各社の最大・最小はそれぞれ、A社2.7%～3.8%、B社1.5%～2.5%、C社2.0～3.0%とこちらに比較についても、B社が最も低い傾向になった。しかし、文献[5-1]における製造ロット内の変動係数5%以下、製造ロット間の変動係数4%以下には十分満足している。また、一次締めの導入軸力を変えたことによる、ばらつきについては、各社とも、その差1%であるため、ボルト品質は安定していると考えられる。

締付けトルクの変動係数は非常に低い一方で、導入軸力の変動係数と一致しないことについて、裏を返せば、軸力とトルクの相関性が低いと考えることができる。さらに、回転角については、一次締めの影響を受け、一次締め導入軸力が低ければ、回転角は大きくなり、大きければ小さくなる傾向ではあるが、変動係数も大きいため、回転角から導入軸力を判定するのは困難であると考えられる。

表5-5のトルシア形高力ボルトの一次締め導入軸力の平均値を見ると、目標導入軸力60%の135kNと概ね一致している。変動係数については、A社、B社、C社の一次締めのばらつきにつ

いては、A社が2.9%と高く、C社のボルトが1.8%と最も低い値であった。このばらつきについては、誤差の範囲内であり品質は十分安定していると考えられる。

本締めめの導入軸力は、目標導入軸力100%の225kNの前後で推移しており、そのばらつきについても、各社の最大・最小はそれぞれ、A社2.3%~3.3%、B社1.7%~2.0%、C社2.4~3.6%と各社ばらつきが非常に低い結果となった。特に、一次締めめの導入軸力を変えたことによる、ばらつきについては、各社その差1%以内と非常に低く、ボルト品質は安定していると考えられる。

回転角については、一次締めめの影響を受け、一次締めめ導入軸力が低ければ、回転角は大きくなり、大きければ小さくなる傾向については、高力六角ボルトと同様の傾向であるが、高力六角ボルトと比べ、その差は小さい傾向であった。



(a) 導入軸力確認試験用高ボルト 1



(b) 導入軸力確認試験用高ボルト 2



(c) 導入軸力確認試験用高ボルト 3



(d) 導入軸力確認試験用高ボルト 4



(e) トルシア形高力ボルト一次締め専用電動レンチ



(f) トルシア形高力ボルト本締め専用電動レンチ

写真 5-1 導入軸力確認試験状況



(g) 高力六角ボルト一次締め専用電動レンチ



(h) 高力六角ボルト本締め専用電動レンチ



(i) トルク確認用計測器 (デジタルク)



(j) 軸力計 (TMC-400)



(k) 一次締め締め状況



(l) 本締め状況



(m) 導入トルク確認状況



(n) ナット回転角度確認状況

写真 5-1 導入軸力確認試験状況 (続き)

表 5-4 高力六角ボルト測定結果

(a) A社

A社 試験名 (CASE)	予備締め				本締め											
	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	トルク (N・m)	平均 (N・m)	変動係数 (%)	平均 (%)	角度 (°)	平均 (°)	変動係数 (%)	平均 (%)
F-1A1	139.5	131.2	7.9%	6.2%	224.6	225.1	1.8%	3.2%	649.3	663.8	0.7%	1.2%	68.0	72.5	14.0%	11.5%
F-1A2	133.8		5.5%		4.9%		682.6		2.5%		74.0		12.4%			
F-1A3	120.3		5.1%		2.9%		659.4		0.5%		75.5		8.1%			
F-2A1	90.0	—	—	—	230.0	229.1	3.6%	3.8%	651.7	670.9	1.2%	1.4%	116.0	111.9	8.6%	7.8%
F-2A2					226.7		2.5%		690.7		0.5%		111.0		6.3%	
F-2A3					230.6		5.3%		670.3		2.4%		108.8		8.5%	
F-3A1	180.0	—	—	—	230.9	228.9	2.7%	2.7%	660.3	674.7	0.9%	0.6%	39.5	38.4	18.3%	19.0%
F-3A2					227.0		3.3%		697.3		0.5%		37.3		14.8%	
F-3A3					228.9		2.2%		666.5		0.5%		38.5		24.0%	
F-4A1	135.0	—	—	—	226.3	230.3	3.2%	3.6%	658.9	673.2	0.6%	0.5%	71.0	74.9	8.8%	9.0%
F-4A2					232.0		3.9%		692.8		0.6%		80.2		9.6%	
F-4A3					232.7		3.8%		668.0		0.2%		73.5		8.6%	
					228.4		3.3%		670.7		0.9%		74.4		12%	

(b) B社

B社 試験名 (CASE)	予備締め				本締め											
	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	トルク (N・m)	平均 (N・m)	変動係数 (%)	平均 (%)	角度 (°)	平均 (°)	変動係数 (%)	平均 (%)
F-1B1	125.5	131.6	5.8%	5.1%	224.5	227.3	1.9%	2.0%	666.9	674.8	0.6%	0.6%	81.5	73.4	7.3%	5.7%
F-1B2	143.4		5.6%		1.9%		679.5		0.6%		63.0		6.3%			
F-1B3	126.0		3.9%		2.3%		678.0		0.7%		75.7		3.6%			
F-2B1	90.0	—	—	—	230.4	230.6	1.6%	1.5%	672.0	680.5	0.6%	0.5%	111.5	113.6	2.9%	2.6%
F-2B2					230.6		1.0%		685.4		0.4%		119.5		1.3%	
F-2B3					230.8		2.0%		684.0		0.4%		109.8		3.8%	
F-3B1	180.0	—	—	—	224.9	225.5	2.1%	2.5%	677.2	682.8	0.6%	0.6%	35.9	36.3	10.4%	13.1%
F-3B2					226.2		3.2%		684.0		0.6%		36.5		20.4%	
F-3B3					225.4		2.2%		687.2		0.4%		36.6		8.7%	
F-4B1	135.0	—	—	—	229.1	229.5	2.5%	2.1%	671.1	680.3	0.3%	0.4%	73.6	72.9	6.9%	5.8%
F-4B2					226.6		1.7%		684.7		0.4%		70.0		3.2%	
F-4B3					232.9		2.2%		685.1		0.4%		75.2		7.2%	
					228.2		2.1%		679.6		0.5%		74.1		6.8%	

(c) C社

C社 試験名 (CASE)	予備締め				本締め											
	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	トルク (N・m)	平均 (N・m)	変動係数 (%)	平均 (%)	角度 (°)	平均 (°)	変動係数 (%)	平均 (%)
F-1C1	126.0	130.9	5.0%	6.0%	225.9	223.4	2.2%	3.0%	693.4	685.8	0.6%	0.6%	74.7	72.1	10.9%	13.0%
F-1C2	131.8		5.4%		2.5%		671.3		0.7%		75.0		13.5%			
F-1C3	134.8		7.8%		4.2%		692.6		0.6%		66.5		14.7%			
F-2C1	90.0	—	—	—	230.7	227.1	1.9%	2.0%	700.1	690.1	0.4%	0.4%	121.0	111.3	4.0%	4.7%
F-2C2					224.5		2.3%		680.8		0.6%		107.5		4.8%	
F-2C3					226.0		1.8%		689.3		0.4%		105.5		5.4%	
F-3C1	180.0	—	—	—	226.8	225.6	1.3%	2.2%	711.8	701.1	0.4%	0.6%	34.0	35.1	11.0%	11.7%
F-3C2					225.8		2.3%		691.1		0.7%		38.2		10.2%	
F-3C3					224.2		2.9%		700.3		0.7%		33.0		13.9%	
F-4C1	135.0	—	—	—	232.5	229.0	2.5%	2.8%	706.9	696.5	0.4%	0.5%	75.0	72.3	4.2%	6.7%
F-4C2					228.0		3.0%		688.1		0.7%		74.3		8.2%	
F-4C3					226.5		2.9%		694.6		0.5%		67.5		7.6%	
					226.3		2.5%		693.4		0.6%		72.7		9.0%	

表 5-5 トルシア形高力ボルト測定結果

(a) A社

A社 試験名 (CASE)	一次締め (60%)				本締め (%)							
	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	回転角 (°)	平均 (°)	変動係数 (%)	平均 (%)
S-1A1	127.8	131.0	3.6%	2.9%	221.3	224.8	2.1%	3.3%	73.2	75.4	6.6%	7.8%
S-1A2	130.0		2.8%		224.7		3.7%		77.1		11.1%	
S-1A3	135.3		2.3%		228.5		4.1%		76.0		5.7%	
S-2A1	90.0	—	—	—	223.9	226.6	2.8%	3.2%	109.5	113.5	6.9%	7.5%
S-2A2					225.5		5.0%		111.5		11.2%	
S-2A3					230.4		1.9%		119.5		4.4%	
S-3A1	180.0	—	—	—	219.8	222.5	2.1%	2.3%	33	36.0	10.1%	9.5%
S-3A2					219.4		2.7%		34.4		11.9%	
S-3A3					228.3		2.2%		40.5		6.6%	
S-4A1	135.0	—	—	—	216.0	223.6	3.5%	3.2%	64.1	71.5	5.5%	6.4%
S-4A2					225.7		3.1%		74		7.4%	
S-4A3					229.2		2.8%		76.3		6.2%	
				2.9%		224.4		3.0%		74.1		7.8%

(b) B社

B社 試験名 (CASE)	一次締め (60%)				本締め (%)							
	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	回転角 (°)	平均 (°)	変動係数 (%)	平均 (%)
S-1B1	135.8	134.9	2.1%	2.5%	229	231.6	1.5%	1.9%	80.5	82.2	6.6%	6.9%
S-1B2	132.9		2.4%		226.5		2.1%		81.0		8.2%	
S-1B3	136.1		3.2%		239.4		2.0%		85.0		5.9%	
S-2B1	90.0	—	—	—	232	236.0	1.8%	1.7%	122.5	123.2	3.8%	4.5%
S-2B2					231.1		1.6%		120.0		3.2%	
S-2B3					244.9		1.6%		127.0		6.4%	
S-3B1	180.0	—	—	—	228.4	232.8	1.6%	1.7%	39.9	44.7	9.8%	9.1%
S-3B2					228.1		1.1%		41.4		8.9%	
S-3B3					241.8		2.6%		52.8		8.6%	
S-4B1	135.0	—	—	—	230.1	233.2	0.4%	2.0%	81.0	83.3	5.4%	6.3%
S-4B2					228.2		3.2%		81.0		8.2%	
S-4B3					241.2		2.4%		88.0		5.2%	
		134.9		2.5%		233.4		1.8%		83.3		6.7%

(c) C社

試験名 (CASE)	一次締め (60%)				本締め (%)							
	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	平均 (%)	回転角 (°)	平均 (°)	変動係数 (%)	平均 (%)
S-1C1	141.0	139.9	1.4%	1.8%	238.2	234.7	2.1%	2.4%	73.0	75.0	6.3%	7.4%
S-1C2	141.0		2.3%		235.6		2.4%		74.0		9.5%	
S-1C3	137.7		1.7%		230.4		2.6%		78.0		6.5%	
S-2C1	90.0	—	—	—	239.8	233.8	2.5%	2.6%	116.0	114.2	7.2%	6.1%
S-2C2					234.3		1.9%		114.0		6.1%	
S-2C3					227.2		3.3%		112.7		4.9%	
S-3C1	180.0	—	—	—	235.6	232.0	2.1%	2.5%	50.0	44.6	11.6%	13.9%
S-3C2					235.8		3.7%		45.0		20.5%	
S-3C3					224.7		1.7%		38.8		9.6%	
S-4C1	135.0	—	—	—	232.4	230.3	1.7%	2.4%	72.8	78.9	4.5%	6.3%
S-4C2					232.5		2.9%		76.0		9.2%	
S-4C3					226.0		2.4%		88.0		5.2%	
		139.9		1.8%		232.7		2.5%		78.2		8.4%

5.3 高力六角ボルトの締付け機の鏢の回転角の違いによる導入軸力の変動要因推定試験

高力六角ボルトの締付け機械は、図 5-1 に示すようにアウターソケットに鏢を設けて隣のボルトから反力を受けとり、締付ける方法が一般的である。

そこで、隣接するボルトから反力の受取り方について、アウターソケットの鏢が隣のボルトに接触するまでの、その回転角の違いが導入軸力にどのような影響を与えるかを推定するため、締付け実験を実施した。



図 5-1 高力六角ボルト締付け機械

5.3.1 使用材料

実験に使用する高力六角ボルト M22(F10T)、製造メーカ、製造ロットが同じ高力六角ボルトを使用した。試験に用いたボルトの材料特性を表 5-6 に示す。

表 5-6 使用ボルトの機械的性質とトルク係数値

セット ロット 番号	等級	有効 断面積 (mm ²)	ボルト				ナット		座金		トルク 係数値 (平均 値)
			製品		製品		製品		製品		
			降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)	
MHMH 740560	F10T M22 80mm	303	1018	1072	19	69	325	33	27	40	0.127

5.3.2 実験の種類

本実験では、一次締めは所定の導入軸力 135kN を導入した後に、高力六角ボルトの専用本締め電動レンチを使用し、それぞれする 10 本実施する。

図 5-2 に示すとおり、ケース 1(0 度)では、鏢が隣のボルトに接触した状態から高力六角ボルトの一次締め、本締めを行う。ケース 2(300 度)では、隣のボルトから鏢を 300 度手前に控え、助走をつけて本締めを行う。



図 5-2 実験 CASE

5.3.3 導入軸力確認方法

本実験では、一般的に使用される油圧式軸力計（TMC-400）を改造した、写真 5-2 に示す専用の油圧式軸力計を使用した。なお、導入軸力確認方法は 5.2.3 と同様である。



(a) 0°



(b) 300°

写真 5-2 専用軸力計

5.3.4 測定結果と考察

回転角 0° と 300° で各 10 本の高力六角ボルトの締付けで測定された、錨の回転角の影響による一次締め、本締めの軸力導入試験を行った、測定結果の平均値と変動係数を表 5-7 に示す。

導入軸力については、回転角を 300 度の方が約 4% 高く、ばらつきは小さい傾向となった。また、マーキング回転角度についても導入軸力の増加に伴い大きい傾向となった。

締付けトルクの変動係数は低い傾向であったが、導入軸力の変動係数と一致しないことについて、裏を返せば、軸力とトルクの相関性が低いと考えることができる。

表 5-7 回転角実験測定結果

回転角 (CASE)	一次締め(60%)		本締め(100%)					
	導入軸力 (kN)	変動係数 (%)	導入軸力 (kN)	変動係数 (%)	トルク (N·m)	変動係数 (%)	角度 (°)	変動係数 (%)
0°	135.0	0.0%	230.5	3.8%	670.2	0.7%	74.0	7.3%
300°	135.0	0.0%	239.0	2.9%	670.5	0.4%	78.5	9.5%

5.4 高力六角ボルトの締付け間隔の違いによる導入軸力の変動要因推定試験

高力ボルトの中心間隔が小さすぎるとボルトの締付け作業ができない恐れがあるため、道路橋示方書では、最小中心間隔を M22 の場合、75mm として規定している。しかし、千鳥配置の場合、その最小間隔は約 60mm 程度まで小さくできる。一方、最大中心間隔においては、母板と連結板の密着度を考慮して、M22 の場合、最大 150 mm に規定している。

また、高力六角ボルトの締付け機械は、アウトソーケットの鏝で隣のボルトから反力を受け締付ける方法が一般的である。そこで、隣接するボルトから反力の受取り方について、その高力ボルトの中心間隔の違いが導入軸力にどのような影響を与えるかを確認するため、高力ボルト間隔の違いによる導入軸力推定実験を実施した。

5.4.1 試験体の使用材料および形状・寸法および種類

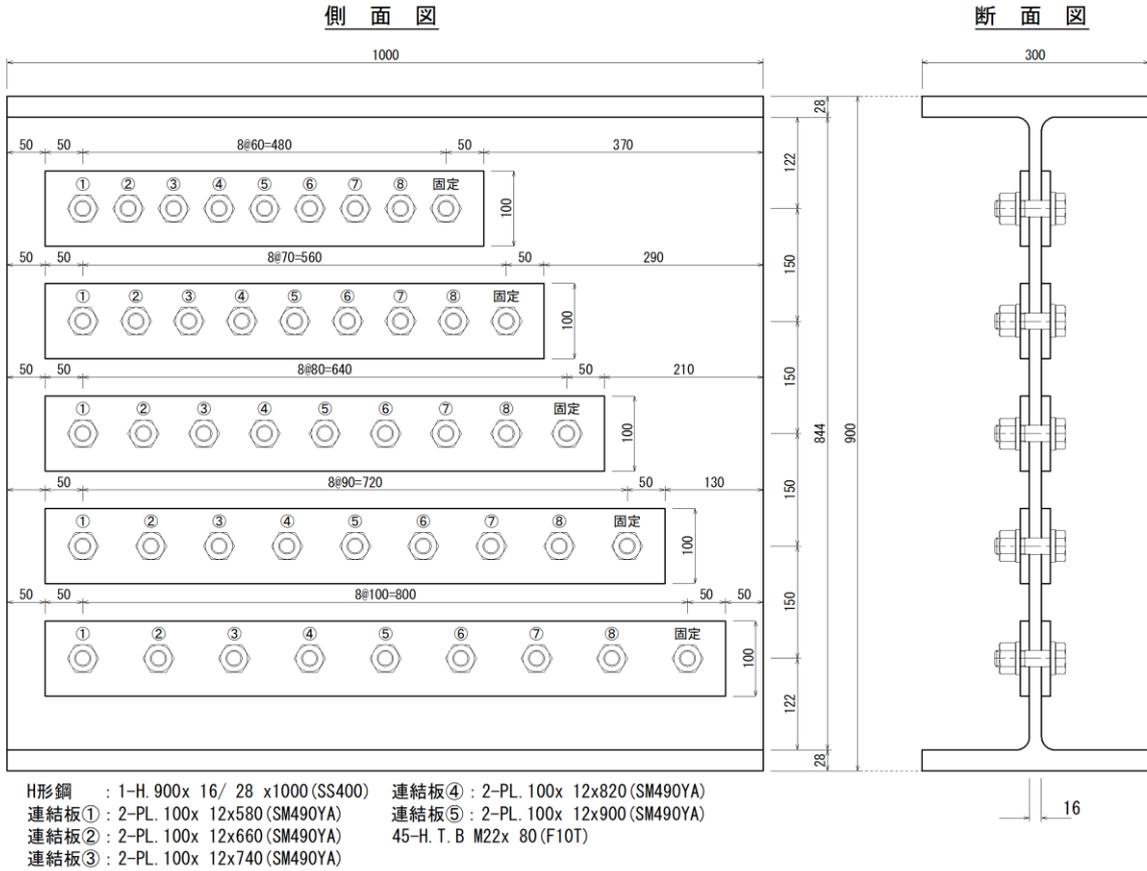
実験に用いた鋼材およびボルトの材料特性を表 5-8～表 5-9 に示す。使用ボルトは六角ボルト F10T-M22 であり、ボルト長は 80mm である。試験体を図 5-3 に示す。図 5-3 に示すようなボルト中心間隔の異なる 5 種類の組合せを用意し、高力ボルトを締付けた。1 ケースの試験体には φ 24.5 のボルト孔が 9 個あけられているが、左端のボルト孔については連結板保持用のボルト孔であるため、試験は 8 個の孔を使用して行う。

表 5-8 使用鋼材の機械的性質および化学成分

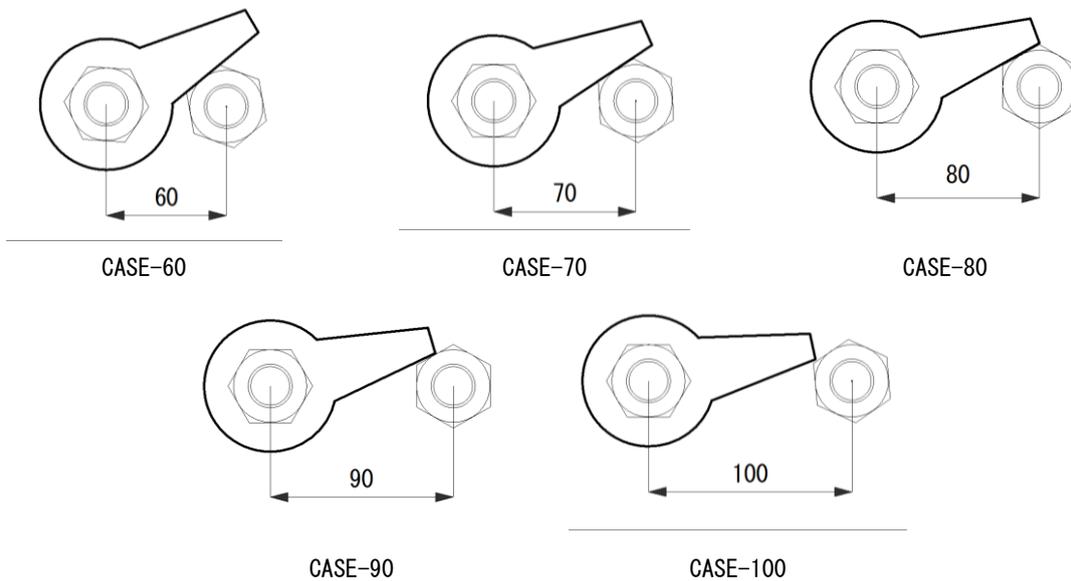
鋼種	板厚 (mm)	機械的性質			化学成分 (%)					適用 場所
		耐力 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)	C	Si	Mn	P	S	
SM490YA	12	482	535	22	0.14	0.18	1.1	0.02	0.003	連結板
SM490YA	H900x 16x28	409	550	29	0.15	0.4	1.1	0.02	0.003	母板

表 5-9 使用ボルトの機械的性質とトルク係数値

セット ロット 番号	等級	有効 断面積 (mm ²)	ボルト				ナット		座金		トルク 係数値 (平均 値)
			製品		製品		製品		製品		
			降伏強度 (N/mm ²)	引張強度 (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)	硬さ (HRC)	
MHNN 740560	F10T M22 80mm	303	1018	1072	19	69	325	33	27	40	0.127



(a) 試験体形状・寸法



(b) 試験 CASE

図 5-3 試験体形状・寸法(寸法単位:mm)

5.4.2 高力ボルト軸力の計測

導入軸力の評価を行うため、ボルト軸部にひずみゲージを取付け、ボルト軸力を計測した。なお、ボルト軸力の計測に際し、全てのボルトそれぞれに対し、荷重とひずみの関係から換算率を求めるため、キャリブレーション試験を実施し、ひずみからボルト軸力を算出するための換算率を求めた。また、図5-4に示すように、2枚のゲージを貼付し、それらのゲージ出力（ひずみ値）の平均値に換算率を乗じボルト軸力を算出した。ゲージ長は5mmである。その際、ボルト軸部のひずみゲージの位置は、試験体として組み立てた際に、なるべく母材板厚中央となるようにした。

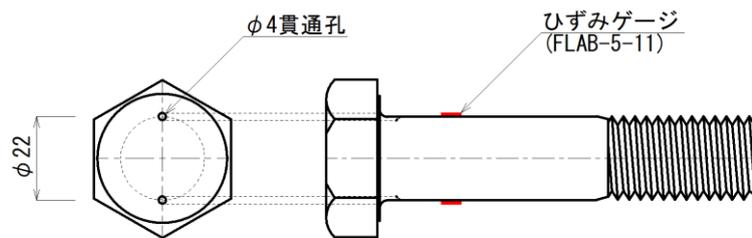


図5-4 ひずみゲージの取付け

5.4.3 高力ボルトの締め付け作業

高力ボルトの締め付けは、図5-3に示すとおり、①～⑧の順に左から順次締め付けを行う。

一次締めは、設計ボルト軸力の60%、本締めは設計ボルト軸力の110%(225kN)の軸力になるように一次締めは、高力六角ボルト一次締め専用レンチを使用し、本締めも同様に高力六角ボルト本締め専用レンチを使用して締め付けを行った。

5.4.4 軸力導入試験の計測結果と考察

軸力導入試験の計測状況を写真5-3、結果を表5-10、図5-5に示す。一次締め軸力で、CASE-60～CASE-100の平均値の欄を見ると、目標導入軸力60%の135kNと概ね一致している。また、ばらつきを示す変動係数においては2.6%～6.3%であるが、ボルト中心間隔の影響による傾向は確認できなかった。一方、本締め軸力で、CASE-60～CASE-100の平均値の欄を見ると、目標導入軸力100%の225kNに到達しているボルトは、CASE-60と70のみであるが、ボルト中心間隔が大きくなると導入軸力が低くなる傾向が見られる。これについては、隣接ボルトと接する締め付け機の鏝が影響していると考えられるが詳細は不明である。また、変動係数については、2.5%～6.5%でばらついているが、一次締めと同様に、ボルト中心間隔の影響による傾向は確認できなかった。

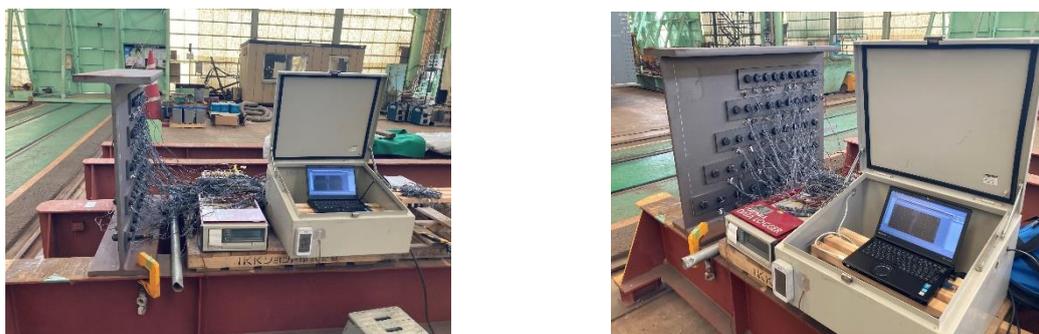


写真5-3 計測状況

表 5-10 軸力導入試験の計測結果

CASE	No.	一次締め(60%:目標135 kN)			本締め(100%:目標225 kN)		
		導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)	導入軸力 (kN)	平均 (kN)	変動係数 (%)
CASE-60	1	123.8	132.0	5.6%	202.3	224.6	5.1%
	2	122.6			244.8		
	3	128.9			217.3		
	4	133.0			227.6		
	5	127.9			226.5		
	6	132.7			219.8		
	7	142.0			229.4		
	8	144.7			229.2		
CASE-70	1	143.2	138.0	5.5%	206.0	225.2	6.5%
	2	138.1			234.8		
	3	150.0			241.0		
	4	130.4			196.8		
	5	139.1			224.8		
	6	132.1			235.6		
	7	145.4			232.1		
	8	125.9			230.9		
CASE-80	1	135.0	134.7	4.6%	216.3	217.6	2.5%
	2	148.0			218.2		
	3	135.0			226.8		
	4	132.1			215.3		
	5	137.5			221.3		
	6	135.5			217.5		
	7	126.7			206.4		
	8	127.8			219.2		
CASE-90	1	140.6	138.4	6.3%	212.0	214.0	4.5%
	2	125.1			204.2		
	3	149.5			225.2		
	4	138.1			195.4		
	5	151.5			211.3		
	6	137.0			222.2		
	7	138.4			219.2		
	8	127.1			222.5		
CASE-100	1	139.9	133.8	2.6%	223.3	209.4	5.5%
	2	133.0			205.5		
	3	132.8			216.0		
	4	134.3			199.5		
	5	137.3			205.1		
	6	126.8			186.9		
	7	133.0			219.2		
	8	133.5			219.8		

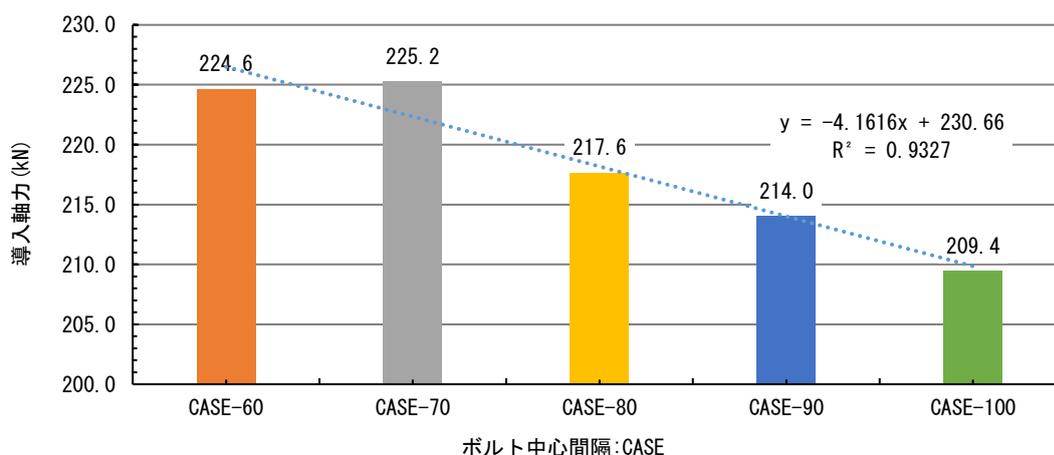


図 5-5 軸力導入試験の計測結果

5.5 高力ボルト首下長さと遊びねじ長さが異なる長期リラクセーション変動要因推定試験

高力ボルトの軸力低下の大きな要因として、リラクセーションが挙げられる。リラクセーションによる軸力低下について、検討を行う研究は多い[5-2], [5-3]。しかし、これらは継手部の摩擦面性状やボルト孔の違い等、継手特性と軸力低下の関係について考察したものが多く、ボルトの機械的性質に着目し、軸力低下を検討したものは少ない。

一方、機械工学の分野においては、田中[5-4]らは、ねじ締結体の弾性締め付けから塑性締め付けに至る締結プロセス中の変形挙動を、FEM 解析によって再現し、嵌合部近傍のねじ山の変形挙動や荷重分担を検討している。文献[5-5]では、弾性締め付け範囲内であっても、ねじ嵌合部に微小な応力集中が発生していることを示し、ねじ嵌合部や遊びねじ部には、軸平行部と異なる応力やひずみが発生することを示している。

ここで、ボルトの遊びねじ部について説明する。ボルト締結状態の各部の名称を、図 5-6 に示す。ボルト遊びねじ部とは、ボルト嵌合部以外のねじ部のことを示す。

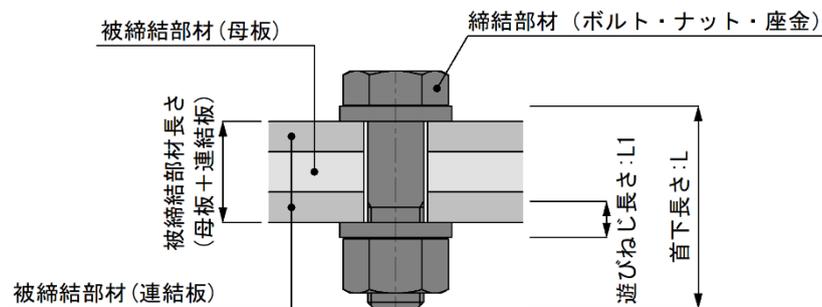


図 5-6 締結時のボルト各部の名称

ボルト長さ（首下長さ）選定は、被締結部材の総厚に対し、ねじの呼び径によって決められた一定値、例えば M22 (F10T) の場合は 40mm を加えた長さを標準とし、5mm 単位に丸めたものを使用する。すなわち、同一首下長さのボルトに対しても、被締結材の厚さによって、遊びねじ長さの異なるボルトが存在することとなる。ボルトの遊びねじ長さを考慮した既往研究[5-5]として、奥林らは、M10 の 2 種類の強度区分のボルトに対し、製品および平滑部での引張試験、またその再現解析を行っている。文献[5-5]では、遊びねじ部の塑性ひずみが、荷重-伸び線図に影響をおよぼすことを示している。よって、ねじ嵌合部や遊びねじ部も、ボルト軸力に対し影響を及ぼすことが考えられる。しかし、ねじ嵌合部や遊びねじ部による軸力低下への影響、特に高力ボルトリラクセーションへの影響について、検討を行った研究は少ない。

よって、本章では、ボルトの首下長さと遊びねじ長さの異なる 1 行 4 列の摩擦接合継手試験体に対して、リラクセーション試験を行った。継手の総厚を変化させることで、ボルトの首下長さと遊びねじ長さの異なる試験体に対し、約 1 年のリラクセーション推定試験を実施する。本研究では、高力六角ボルト試験体での結果を示す。これより、高力ボルトの首下長さと被締結材厚の違いにより生じる遊びねじ長さの違いが、ボルト残存軸力に与える影響について考察する。

5.5.1 試験体諸元

本実験では、1行4列の高力ボルト2面摩擦接合継手に対し、M22(F10T)高力六角ボルトを用いて、長期リラクセーション試験を行う。F10Tの試験ケースを表5-11に示す。高力ボルトは、首下長さが70mm～160mm毎の首下長さの異なる10mm違いのものを使用した。

被締結部材厚さは、前節で述べたとおり、使用するボルトの選定には、被締結部材の総厚に一定値を加えた値を用いる設定とした。同一首下長さで締付けを行う継手の総厚は2種類で、ボルトの首下長さから締め付け時の規定値の40mmを引いた時の長さとなるもの(偶数番号の試験体)、その値から継手総厚を4mm短くしたもの(奇数番号の試験体)である。後者は、継手総厚と規定値の和を5mmピッチで切り上げた時の最小継手総厚となる。これより、13mmと17mmの2種類の遊びねじ長さが異なる試験体を作成し、長期リラクセーション試験を行った。

表5-11 試験体概要

試験体名	首下長さ L (mm)	母板厚 T1 (mm)	連結板厚 T2 (mm)	被締結部材層厚 T (mm)	遊びねじ長さ L1 (mm)
F10T-01	70	10	8	26	13
F10T-02		10	10	30	17
F10T-03	80	16	10	36	13
F10T-04		16	12	40	17
F10T-05	90	22	12	46	13
F10T-06		22	14	50	17
F10T-07	100	26	15	56	13
F10T-08		26	17	60	17
F10T-09	110	32	17	66	13
F10T-10		32	19	70	17
F10T-11	120	36	20	76	13
F10T-12		36	22	80	17
F10T-13	130	42	22	86	13
F10T-14		42	24	90	17
F10T-15	140	48	24	96	13
F10T-16		48	26	100	17
F10T-17	150	52	27	106	13
F10T-18		52	29	110	17
F10T-19	160	58	29	116	13
F10T-20		58	31	120	17

本実験で使用するF10Tボルトのミルシートから、機械的性質とトルク係数値を、表5-12に示す。耐力は900N/mm²以上、引張強さ1000～1200N/mm²、トルク係数値は0.110～0.150となるボルトを用いる。

表5-12 F10Tのボルトの機械的性質とトルク係数値

首下 長さ (mm)	ボルト						トルク 係数値	ナット
	試験片				製品			製品
	耐力 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ HRC		硬さ HRC
70	1023	1077	20	73	323	32	0.128	40
80	1028	1071	19	68	328	34	0.132	40
90	1033	1076	18	69	327	32	0.137	41
100	1031	1074	19	69	324	32	0.127	40
110	1024	1066	20	69	328	32	0.134	40
120	1023	1077	20	71	325	32	0.133	40
130	1020	1074	20	70	325	32	0.127	41
140	1018	1071	20	70	328	33	0.133	41
150	1016	1070	20	71	327	33	0.127	41
160	1016	1059	20	69	325	32	0.133	41

試験体寸法を、図5-7に示す。全ての母板および連結板は糸面取り加工をし、加工後の全ての部材に一樣にグリッドブラストを行った。また、全てのボルト孔にはマクレ処理仕上げを行っている。

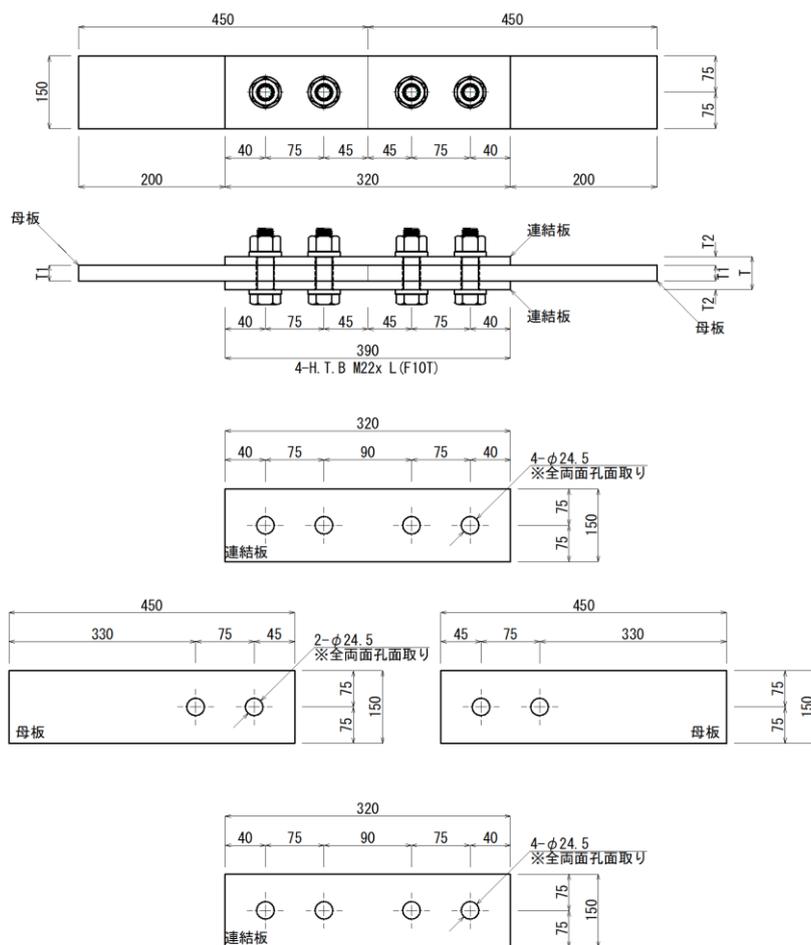


図5-7 試験体寸法

5.5.2 実験手順

本実験の流れを、図 5-8 に示す。ボルト軸力の測定には、ひずみゲージ法を用いる。まず、ひずみゲージを貼付けるために、ボルトの加工を行った。継手板材については、全ての試験体について、写真撮影、寸法計測、粗さの計測を行い、摩擦面性状を把握する。ひずみゲージの配線後、電動トルクレンチで締め付けを行い、約1年間のリラクセーション計測を実施した。

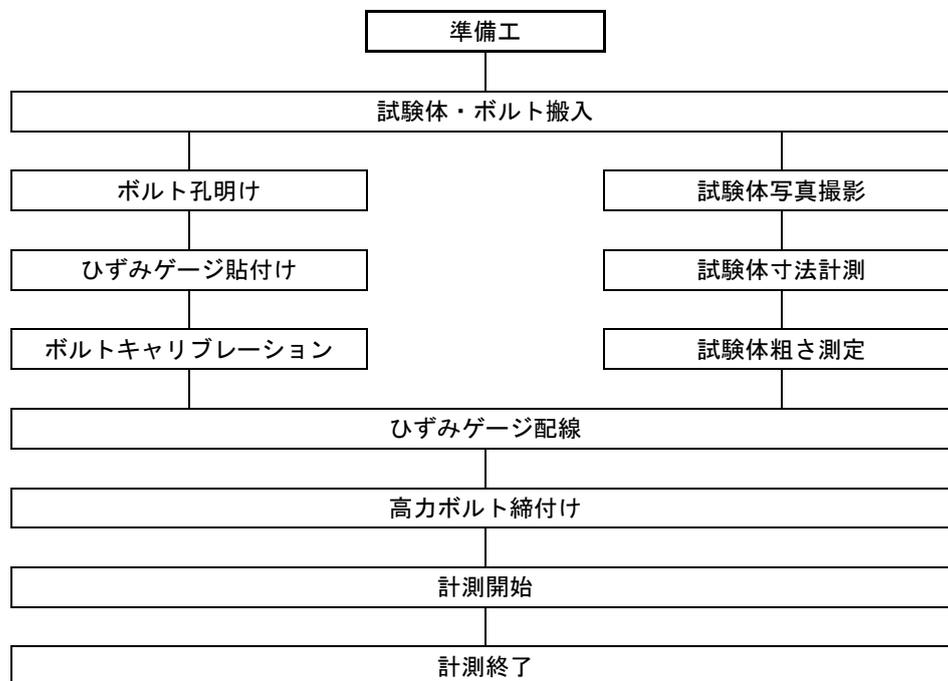


図 5-8 実験フローチャート

5.5.3 ボルト加工

高力ボルト軸力の測定には、1軸ひずみゲージを軸部に貼付ける方法を用いる。ボルト軸力が導入されることにより、ボルト軸平行部には引張ひずみが生じ、軸力が減少することで、ゲージ値は小さくなる。このひずみ値の増減を計測することで、軸力を測定する。ひずみゲージ貼り付け位置を図 5-9 に示す。

ボルト加工では、まず、ボール盤で切削油を用いながら、ボルトの頭頂部から直径 2mm の貫通孔を軸部表面にめがけてあけ、軸部に付着している油分をパーツクリーナーで拭き取る。1軸ひずみゲージ(FLAB-5-11-3LHT-F, 3本より線の長さ3m, φ1.0:東京測器研究所製)2枚を、ボルト軸部に平行に 180° 対角に貼り付ける。ボルト頭部からのゲージ貼り付け位置は、頭部の根元から 25mm とし、首下長さが短く貼付けが不可能なものは、軸平行部の中央に貼り付けを行った(F10T-01~04)。その後、ボルト頭部側と根元側に、養生のためにひずみゲージコーティング剤(A-862-B:東京測器研究所製)を充填し、ひずみゲージ保護のため、その上に 0.01mm のポリミドテープを貼付けた。

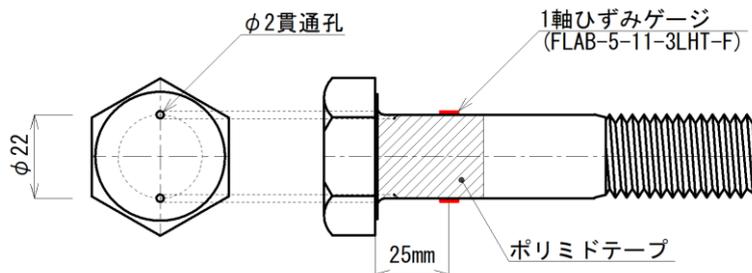


図 5-9 ひずみゲージ貼付け位置

ひずみゲージ貼付け後のボルトは、第 2 章で用いたキャリブレーション装置で、ひずみと締結時の引張力との関係を導出した。ひずみはボルトに貼付けた 2 枚の平均 a 値とした。キャリブレーション時の各試験体の締結時の引張力とひずみの関係を図 5-10 に示す。250kN のボルト軸力導入時に、ボルト軸部に生ずるひずみは 3000 μ 前後となり、ひずみと引張力には明瞭な線形関係が得られた。ここで、一部に、引張力 250kN 時で 3500 μ 前後の高いひずみを示したボルトが存在しているが、これらはキャリブレーション時のひずみが、ゲージ 2 枚で大きく異なっている傾向が見られた。これは、ボルトを油圧ジャッキで軸部に引張力を導入した際に偏心が生じていたと考えられ、ゲージの貼付け位置が対称ではない等の理由により、ひずみが大きく出てしまったと考える。また、首下長さの短いものが、ひずみが低くなる傾向が見られたが、これは、首下長さの短いボルトは、頭部とゲージとの距離が近く、引張力導入時に頭部の根元付近に生ずる応力集中によりひずみに影響が出たと考えられる。しかし、すべてのボルトで線形関係を満たしており、大きな外れ値は見られなかったため、ひずみから残存軸力を同定することは有効といえる。この線形関係をもとに、軸部ひずみからボルトの残存軸力を算出する。

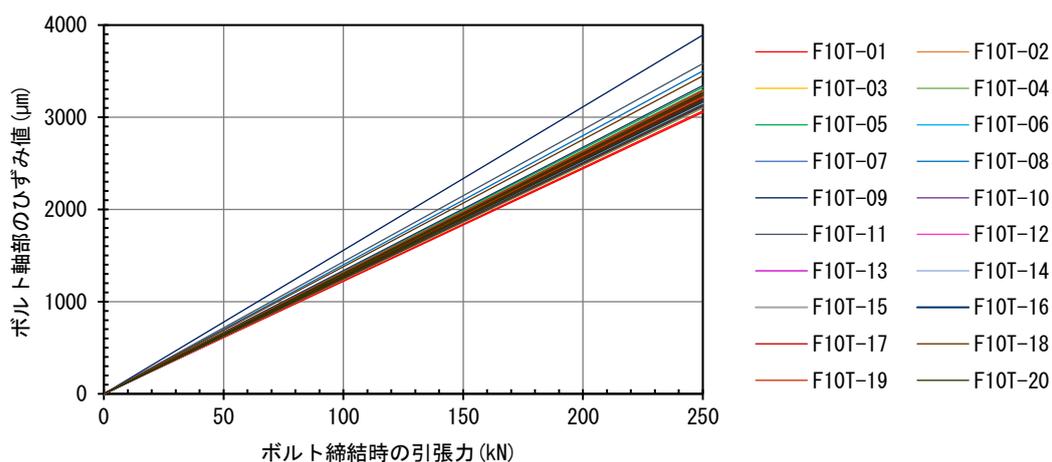
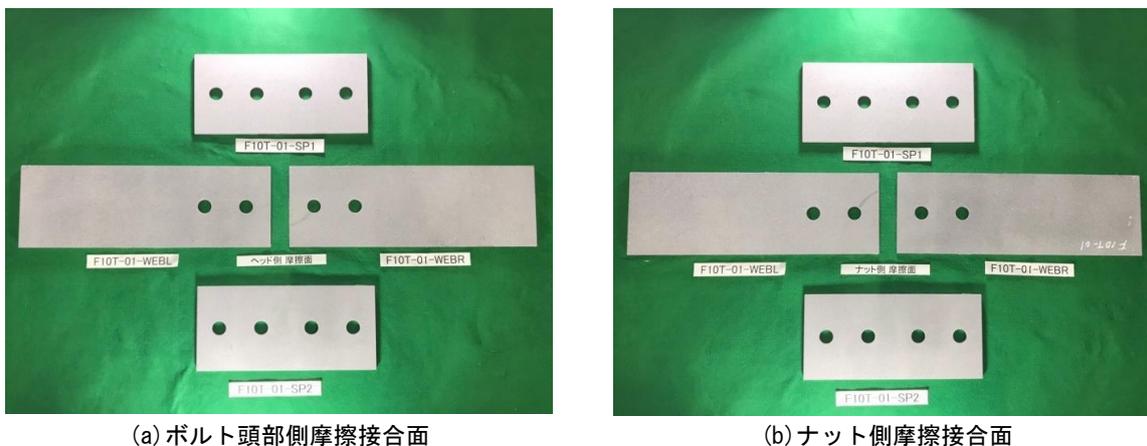


図 5-10 F10T 締結軸力と軸部ひずみの関係

5.5.4 試験体の計測

試験体の摩擦接合面について、写真撮影、寸法計測、粗さ測定を行った。試験前の摩擦面の状態を、写真 5-4 に示す。



(a) ボルト頭部側摩擦接合面

(b) ナット側摩擦接合面

写真 5-4 F10T-01 試験体摩擦面

母板および連結板の寸法計測位置を図 5-11～図 5-13 に示す。母板と連結板の所定の位置に対し、長辺と短辺の長さ、厚さ、ボルト孔径を、ボルト頭部側とナット側でそれぞれ計測を行った。長辺と短辺は最小目盛 1mm のスケールで、厚さは最小目盛 0.01mm のマイクロメーター、ボルト孔径は最小目盛 0.01mm の電子ノギスで計測を行った。図 5-11～図 5-13 の各測定点について 3 回計測を行い、平均値を計測値とした。寸法計測結果を表 5-13～表 5-16 に示す。なお、表 5-13～表 5-16 に示す計測結果は、長辺長さ、長さ方向の孔中心間の距離、短辺長さ、厚さ、ボルト孔径の計測全平均値を示している。

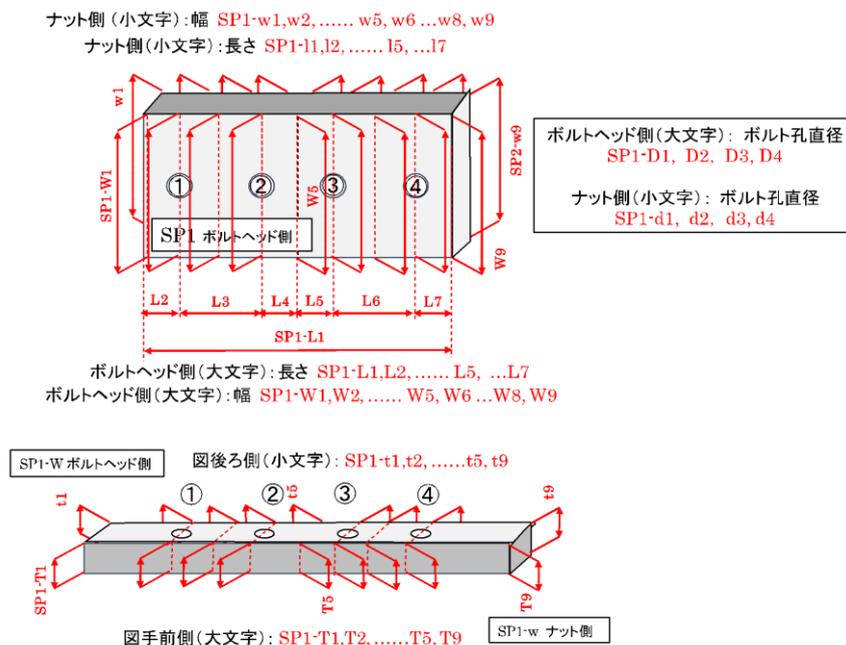


図 5-11 ボルト頭部側連結板 (SP1) の寸法計測位置

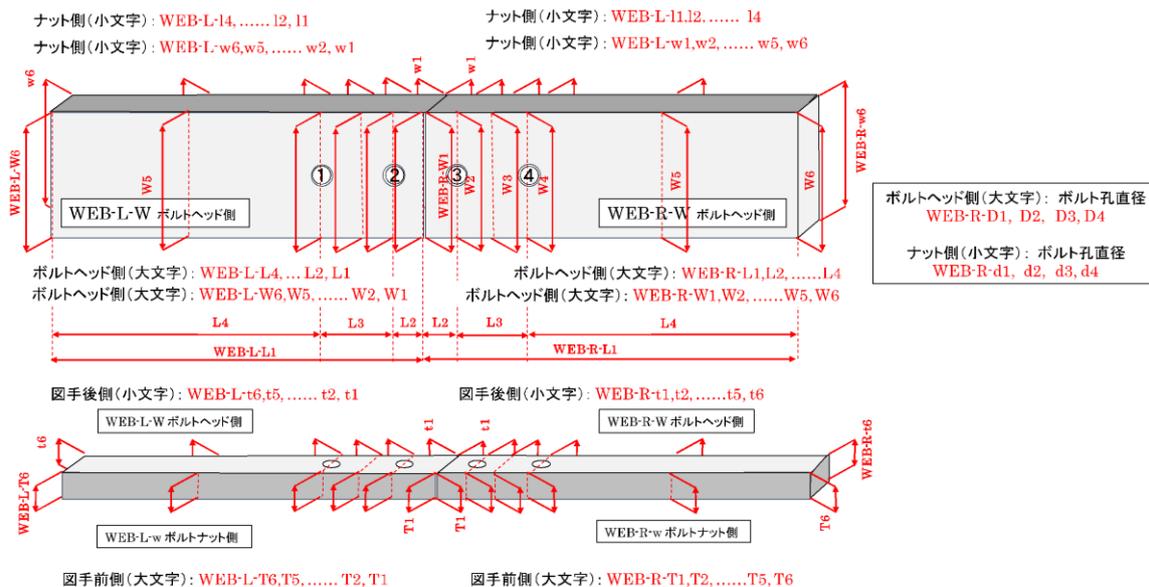


図 5-12 母板 (WEB-L, WEB-R) の寸法計測位置

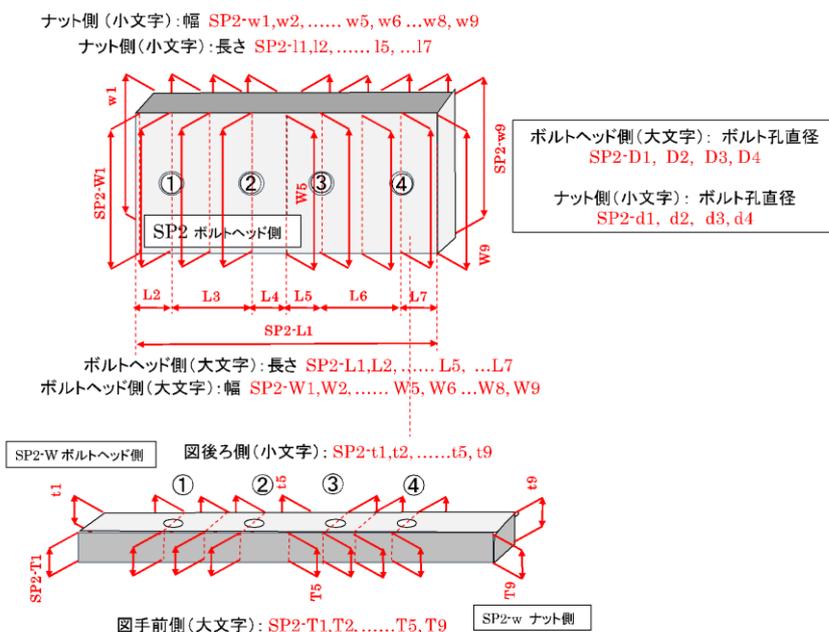


図 5-13 ボルトナット側添接板 (SP2) の寸法計測位置

表 5-13 F10T ボルトヘッド側添接板 (SP1) の寸法計測結果

試験体名	長辺 (mm)						
	L1	L2	L3	L4	L5	L6	L7
設計値	320	40	75	45	45	75	40
F10T-01	319.2	40.2	75.0	44.6	45.5	74.6	40.0
F10T-02	319.8	40.1	74.7	44.9	44.8	74.8	40.0
F10T-03	319.7	39.9	74.4	44.8	44.9	74.9	40.1
F10T-04	319.9	40.0	74.9	45.0	45.0	74.8	40.3
F10T-05	319.6	39.7	74.8	45.1	45.0	75.3	40.5
F10T-06	319.8	40.2	75.2	45.0	44.9	75.2	39.9
F10T-07	319.7	39.9	74.8	45.0	45.1	75.0	40.2
F10T-08	318.7	36.2	71.6	44.9	44.9	75.3	39.7
F10T-09	318.8	35.7	71.2	45.2	45.2	74.9	39.9
F10T-10	317.9	39.5	75.0	44.9	45.0	75.0	39.0
F10T-11	319.1	39.7	74.9	45.1	45.0	76.0	40.0
F10T-12	318.8	39.5	75.0	45.1	44.9	74.8	39.7
F10T-13	318.4	40.2	75.0	44.9	44.9	74.9	39.6
F10T-14	319.2	39.9	74.7	45.0	45.0	75.2	39.4
F10T-15	318.2	39.4	75.1	45.2	45.2	75.0	39.8
F10T-16	318.7	39.3	75.0	44.9	44.9	74.7	40.2
F10T-17	318.9	40.0	74.7	45.1	45.0	74.8	39.8
F10T-18	318.2	39.1	74.9	45.0	45.0	74.5	39.5
F10T-19	318.1	39.8	75.3	45.0	45.0	75.0	39.4
F10T-20	320.1	40.9	75.0	44.9	44.9	75.1	39.5

試験体名	短辺 (mm)	孔径 (mm)				厚さ (mm)	厚さ設計値 (mm)
		D1	D2	D3	D4		
設計値	150	24.5	24.5	24.5	24.5		
F10T-01	149.7	24.29	24.33	24.42	24.43	8.05	8
F10T-02	150.0	24.30	24.38	24.22	24.30	10.00	10
F10T-03	150.0	24.09	24.16	24.29	24.34	10.03	10
F10T-04	149.9	24.35	24.19	24.26	24.39	12.36	12
F10T-05	150.0	24.39	24.51	24.37	24.39	12.37	12
F10T-06	149.8	24.51	24.46	24.30	24.45	14.26	14
F10T-07	149.5	24.38	24.22	24.44	24.41	15.02	15
F10T-08	149.1	24.44	24.53	24.52	24.37	17.17	17
F10T-09	149.0	24.51	24.41	24.46	24.46	17.30	17
F10T-10	148.6	24.28	24.23	24.35	24.50	18.57	19
F10T-11	148.4	24.46	24.52	24.33	24.50	20.12	20
F10T-12	148.9	24.44	24.43	24.18	24.35	21.78	22
F10T-13	148.6	24.44	24.38	24.42	24.35	21.81	22
F10T-14	149.1	24.40	24.45	24.48	24.34	23.89	24
F10T-15	149.2	24.34	24.48	24.38	24.19	23.88	24
F10T-16	149.1	24.33	24.24	24.17	24.35	26.18	26
F10T-17	149.0	24.39	24.31	24.18	24.24	27.50	27
F10T-18	148.5	24.45	24.43	24.26	24.31	29.42	29
F10T-19	149.3	24.36	24.40	24.37	24.50	29.43	29
F10T-20	149.9	24.50	24.34	24.39	24.26	31.03	31

表 5-14 F10T WEB-L の寸法計測結果

試験体名	長辺 (mm)				短辺 (mm)	孔径 (mm)		厚さ (mm)	厚さ 設計値
	L1	L2	L3	L4		D3	D4		
規定値	450	45	75	330	150	24.5	24.5		
F10T-01	449.7	45.4	74.0	329.0	149.7	24.28	24.38	10.19	10
F10T-02	449.5	43.1	75.0	317.2	149.9	24.25	24.30	10.01	10
F10T-03	449.5	42.7	75.2	316.8	149.6	24.22	24.23	16.02	16
F10T-04	449.5	42.9	75.1	317.4	149.8	24.54	24.48	15.95	16
F10T-05	448.9	42.3	75.1	317.3	148.9	24.38	24.47	21.56	22
F10T-06	448.5	42.1	75.1	317.1	149.2	24.39	24.56	21.56	22
F10T-07	448.0	44.3	75.1	314.0	148.9	24.37	24.49	26.07	26
F10T-08	447.3	44.3	75.1	313.9	148.7	24.54	24.52	26.05	26
F10T-09	449.8	43.0	75.1	317.5	149.4	24.37	24.24	32.65	32
F10T-10	449.7	43.8	75.1	317.8	150.6	24.28	24.48	32.59	32
F10T-11	449.0	42.8	75.1	316.6	148.8	24.40	24.48	36.32	36
F10T-12	449.1	43.2	75.1	317.1	148.4	24.23	24.44	36.23	36
F10T-13	449.4	44.5	75.1	316.0	149.5	24.46	24.41	42.33	42
F10T-14	449.1	44.7	75.1	315.4	149.6	24.29	24.50	42.29	42
F10T-15	449.6	43.2	75.0	317.9	149.6	24.37	24.43	48.50	48
F10T-16	449.6	42.9	75.1	317.6	149.0	24.35	24.09	48.65	48
F10T-17	447.7	42.6	75.1	315.0	148.3	24.46	24.47	52.33	52
F10T-18	448.1	44.4	75.1	315.4	149.4	24.49	24.38	52.34	52
F10T-19	447.7	44.5	75.1	314.0	148.3	24.44	24.43	58.24	58
F10T-20	447.7	44.5	75.1	314.0	148.3	24.50	24.50	58.21	58

表 5-15 F10T WEB-R の寸法計測結果

試験体名	長辺 (mm)				短辺 (mm)	孔径 (mm)		厚さ (mm)	厚さ 設計値
	L1	L2	L3	L4		D3	D4		
規定値	450	45	75	330	150	24.5	24.5		
F10T-01	449.8	45.5	75.0	329.1	149.9	24.43	24.35	10.11	10
F10T-02	449.8	45.5	75.0	329.5	149.8	24.39	24.53	9.84	10
F10T-03	449.4	45.3	75.0	329.9	149.8	24.50	24.50	15.96	16
F10T-04	449.5	45.3	75.7	329.3	149.8	24.63	24.66	16.00	16
F10T-05	448.4	44.6	75.1	329.2	149.2	24.20	24.48	21.62	22
F10T-06	448.4	44.4	75.6	329.1	148.2	24.47	24.42	21.56	22
F10T-07	447.9	46.5	74.9	326.8	148.3	24.39	24.40	26.01	26
F10T-08	448.1	47.1	75.3	326.6	149.2	24.61	24.48	26.07	26
F10T-09	449.7	45.7	74.9	329.2	149.2	24.32	24.24	32.53	32
F10T-10	449.8	45.7	75.2	329.2	150.1	24.48	24.16	32.68	32
F10T-11	448.8	45.0	75.0	328.9	148.3	24.31	24.37	36.29	36
F10T-12	448.4	45.3	74.6	329.0	149.1	24.41	24.46	36.32	36
F10T-13	448.8	46.8	75.1	327.8	148.0	24.58	24.54	42.34	42
F10T-14	448.5	46.7	74.8	327.4	147.6	24.34	24.36	42.37	42
F10T-15	448.8	45.0	74.8	329.2	148.6	24.56	24.18	48.29	48
F10T-16	449.4	44.9	75.2	329.6	149.4	24.41	24.27	48.65	48
F10T-17	448.0	46.5	74.7	327.9	148.8	24.30	24.30	52.36	52
F10T-18	448.7	47.0	75.1	327.3	148.3	24.30	24.30	52.33	52
F10T-19	447.0	46.3	75.1	325.7	148.8	24.33	24.31	58.20	58
F10T-20	447.0	46.3	75.2	325.8	148.6	24.55	24.36	58.26	58

表 5-16 F10T ボルトヘッド側添接板 (SP2) の寸法計測結果

試験体名	長辺(mm)						
	L1	L2	L3	L4	L5	L6	L7
設計値	320	40	75	45	45	75	40
F10T-01	319.4	40.4	74.8	45.3	44.9	74.2	39.2
F10T-02	319.9	39.3	74.8	43.7	44.8	74.3	40.7
F10T-03	319.6	40.1	75.0	45.0	45.0	75.1	39.9
F10T-04	319.5	40.1	75.1	44.9	45.0	75.0	39.9
F10T-05	319.8	40.2	75.0	45.1	45.1	75.0	40.0
F10T-06	319.5	40.3	75.2	45.1	45.1	75.1	40.1
F10T-07	318.9	40.1	75.0	44.9	44.9	75.0	39.6
F10T-08	318.9	39.1	74.8	45.2	45.2	75.2	40.0
F10T-09	319.0	39.6	75.1	45.1	45.1	74.9	39.4
F10T-10	319.3	39.7	75.3	45.3	45.2	75.2	40.4
F10T-11	318.9	39.5	74.6	45.0	44.9	74.6	39.2
F10T-12	318.8	39.7	74.8	44.8	44.9	75.1	39.5
F10T-13	318.2	39.3	74.5	44.9	44.8	74.6	40.0
F10T-14	318.6	40.5	74.8	44.9	45.0	74.8	38.8
F10T-15	318.7	39.4	74.7	44.9	45.0	75.1	40.1
F10T-16	318.7	39.3	75.2	45.1	45.1	75.0	39.3
F10T-17	319.1	39.7	75.2	45.1	45.1	75.2	39.6
F10T-18	318.1	39.0	75.0	44.9	45.0	74.9	39.8
F10T-19	318.2	39.7	75.4	45.2	45.3	75.2	39.5
F10T-20	319.4	40.6	75.0	45.0	45.0	74.9	39.4

試験体名	短辺 (mm)	孔径(mm)				厚さ (mm)	厚さ 設計値 (mm)
		D1	D2	D3	D4		
設計値	150	24.5	24.5	24.5	24.5		
F10T-01	149.6	24.36	24.33	24.28	24.45	8.14	8
F10T-02	149.8	24.35	24.33	24.38	24.42	10.00	10
F10T-03	149.9	24.23	24.47	24.50	24.52	10.04	10
F10T-04	149.9	24.54	24.30	24.36	24.21	12.34	12
F10T-05	150.0	24.32	24.49	24.58	24.50	12.38	12
F10T-06	149.7	24.44	24.45	24.43	24.40	14.30	14
F10T-07	149.4	24.35	24.36	24.43	24.23	14.95	15
F10T-08	148.9	24.39	24.47	24.46	24.33	17.17	17
F10T-09	149.4	24.24	24.45	24.49	24.28	17.22	17
F10T-10	148.9	24.50	24.60	24.50	24.51	18.52	19
F10T-11	148.8	24.10	24.19	24.06	24.32	20.10	20
F10T-12	148.8	24.32	24.21	24.26	24.44	21.77	22
F10T-13	148.7	24.10	24.46	24.19	24.35	21.78	22
F10T-14	149.1	24.28	24.28	24.33	24.15	23.89	24
F10T-15	148.6	24.32	24.33	24.43	24.48	23.89	24
F10T-16	149.4	24.37	24.38	24.45	24.45	26.60	26
F10T-17	149.0	24.37	24.25	24.40	24.41	27.50	27
F10T-18	148.8	24.39	24.19	24.36	24.42	29.74	29
F10T-19	149.2	24.34	24.28	24.51	24.46	29.45	29
F10T-20	149.6	24.37	24.38	24.27	24.29	31.09	31

試験体の摩擦接合面の表面粗さ計測位置を図 5-13 に、粗さ計測結果を表 5-17～表 5-18 に示す。表面粗さは、表面粗さ計 (Mitsutoyo surf test SJ310 シリーズ) で行い、平均算術粗さ (Ra)、最大高さ (Rz)、二乗平均平方根粗さ (Rq) について測定する。各値の算出式を式 (5-1)～式 (5-3) に示す。摩擦接合面の表目粗さを試験体ごとに評価し、測定位置は摩擦接合面 5 点を 3 回測定し、その平均とした。粗さ測定の基準長さは、JIS B 0633(2001 年) に従って設定し、測定基準長さは 8mm とした。

粗さ測定の方法は、継手の長辺に平行な方向とした。表 5-17～表 5-18 より、各試験体の平均算術粗さ (Ra) は 11.8～19.5 μm 、最大高さ (Rz) は 91.0～140.2 μm と試験体、また板材によって、多少ばらつきが生じる結果となった。

$$R_a(\text{平均算術粗さ}) = \frac{1}{N} \sum_{n=1}^N |R_n| \quad \text{式 (5-1)}$$

$$R_z(\text{最大高さ}) = R_p(\text{最大山高さ}) + R_v(\text{最大谷深さ}) \quad \text{式 (5-2)}$$

$$R_q(\text{二乗平均平方根粗さ}) = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{n=1}^N R_n^2} \quad \text{式 (5-3)}$$

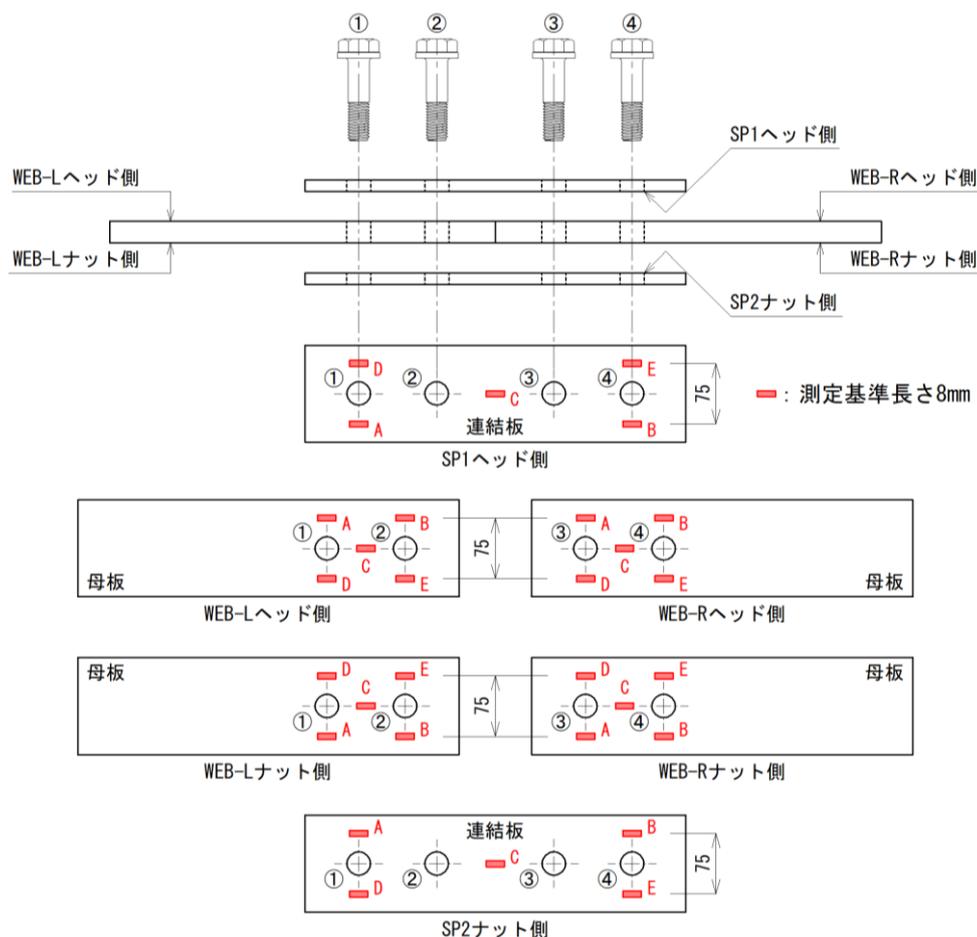


図 5-13 表面粗さ計測位置

表 5-17 F10T 摩擦面粗さ計測結果

	SP1 ヘッド側			WEB-L ヘッド側			WEB-L ヘッド側		
	Ra (μm)	Rq (μm)	Rz (μm)	Ra (μm)	Rq (μm)	Rz (μm)	Ra (μm)	Rq (μm)	Rz (μm)
F10T-01	14.551	18.804	116.196	16.581	20.726	122.056	15.994	20.152	96.837
F10T-02	16.265	20.395	107.465	16.123	20.755	120.100	17.189	21.696	103.627
F10T-03	15.443	19.419	110.430	17.619	22.700	132.797	16.028	19.772	106.552
F10T-04	16.493	20.776	121.461	17.329	22.321	132.571	16.465	21.500	127.683
F10T-05	15.630	19.682	107.492	17.124	21.582	116.908	16.198	20.284	122.326
F10T-06	15.678	19.804	117.809	19.060	24.143	138.476	17.801	22.198	117.338
F10T-07	15.314	19.543	118.309	14.576	19.061	122.521	16.083	20.249	115.223
F10T-08	16.058	19.672	107.519	16.963	21.361	119.849	16.737	21.419	127.496
F10T-09	15.029	19.003	92.659	12.578	19.670	112.896	15.032	17.426	122.387
F10T-10	15.914	20.037	114.820	16.270	20.479	108.132	16.670	21.557	126.054
F10T-11	16.614	21.414	132.037	15.044	18.998	108.279	16.960	21.667	130.687
F10T-12	17.582	22.072	124.297	16.484	21.467	134.373	15.955	19.768	110.213
F10T-13	16.344	20.292	109.796	16.266	20.780	121.896	16.537	21.271	124.415
F10T-14	17.763	22.640	129.815	13.796	17.612	104.754	17.886	22.677	128.041
F10T-15	17.069	21.424	120.948	17.733	22.046	120.814	16.794	21.134	115.210
F10T-16	15.812	20.075	117.476	16.748	20.950	113.350	14.988	19.363	114.009
F10T-17	15.245	19.085	106.248	14.290	18.602	115.991	13.050	16.820	97.959
F10T-18	17.813	21.424	110.492	13.995	17.922	113.130	15.010	19.112	116.558
F10T-19	15.486	19.688	113.515	15.891	20.730	134.282	17.915	22.345	132.627
F10T-20	18.426	23.602	142.201	16.672	22.112	127.937	14.956	19.482	116.239

表 5-18 F10T 摩擦面粗さ計測結果

	WEB-R ナット側			WEB-R ナット側			SPL2 ナット側		
	Ra (μm)	Rq (μm)	Rz (μm)	Ra (μm)	Rq (μm)	Rz (μm)	Ra (μm)	Rq (μm)	Rz (μm)
F10T-01	18.021	22.592	127.662	14.787	18.636	106.054	14.502	18.379	101.330
F10T-02	16.002	20.333	114.108	16.096	20.343	121.313	16.141	20.616	120.545
F10T-03	16.473	20.696	118.803	16.339	20.697	117.111	16.732	21.041	129.291
F10T-04	16.102	20.377	122.843	16.496	21.076	127.369	16.167	28.167	115.828
F10T-05	15.102	18.989	104.659	16.178	20.001	106.877	14.872	18.464	98.661
F10T-06	17.043	21.689	125.675	16.174	20.078	111.622	15.492	19.691	115.625
F10T-07	15.791	19.912	91.021	15.155	19.691	115.974	15.248	19.093	107.769
F10T-08	17.856	22.730	141.300	15.014	19.573	119.593	16.234	20.536	114.033
F10T-09	14.386	18.509	100.065	14.186	17.909	100.065	16.322	20.437	113.723
F10T-10	18.553	23.075	120.500	17.103	21.890	115.745	18.607	22.919	123.002
F10T-11	17.286	21.292	110.701	16.988	21.531	118.849	16.743	21.126	117.515
F10T-12	15.779	20.172	120.021	16.512	20.272	109.772	17.811	22.573	134.383
F10T-13	15.407	19.451	115.627	16.900	21.545	124.506	16.664	20.696	112.510
F10T-14	14.395	18.574	117.220	14.766	18.729	109.869	16.665	20.662	112.808
F10T-15	17.199	21.807	121.845	15.273	19.738	117.750	16.628	20.623	107.818
F10T-16	17.265	21.603	125.681	15.646	19.859	110.775	15.883	20.061	116.013
F10T-17	15.722	19.921	117.940	14.062	18.020	102.123	15.806	19.864	117.388
F10T-18	13.982	17.990	103.248	11.894	15.687	107.551	15.500	16.737	130.175
F10T-19	19.498	24.583	135.124	16.933	21.723	130.327	16.961	21.034	108.517
F10T-20	16.863	20.895	116.077	13.865	17.876	109.892	17.031	21.387	122.012

5.5.5 高力ボルトの締め付け

継手試験体は、京都大学桂キャンパス構造実験室の地下ピット内に設置し、計測を行った。室温変化等によるひずみゲージ値の変化分を校正するため、首下長さごとに、締め付けを行わない校正用ボルトを用意し、補正を行った。

高力ボルト締め付け時の初期導入軸力は、F10T で標準ボルト軸力(226kN)とし、ひずみゲージ値を基準に締め付けを行う。締め付け順序は、内側から外側に向かって締め付けを行った。

締め付けでは、継手両端 2 本に仮ボルトを、継手中央に軸力測定用の本ボルトを挿入しておき、中央から一次締め専用レンチ建方 1 番(KR4001)で、一次締めを行う。その後、継手両端の仮ボルトを抜き、本ボルトを挿入し一次締めを行う。本締め後のトルクを目視確認するために、ボルト、ナット、座金から部材表面にわたる一直線のマークを施す。その後、本締め用トルク制御レンチ(GSR81)で、継手中央から本締めを行う。本締め用のトルク制御レンチは、トルク係数値からトルクを設定している。

測定は予備締めの開始前から静的データログでインターバル測定を行う。インターバル間隔は、締め付け直後の数日間に大きな軸力変動が起きると推測されたため、初期の 1 週間を 30 秒間隔、1 週間経過後は 1 時間毎とした。高力ボルト締め付け施工時の状況を写真 5-5 に、計測中の状況を写真 5-6 に示す。



写真 5-5 F10T ボルト締め付け施工時



写真 5-6 F10T ボルト計測状況

5.5.6 実験結果と考察

1 年間リラクセーション試験を実施した軸力の推移を表 5-19～表 5-20、図 5-13～図 5-14 に示す。ここでの残存軸力率とは、初期導入軸力に対する、ある経過時間での残存軸力の百分率のことを指す。なお、本実験では、締め付け直後の最大軸力を初期導入軸力とし、残存軸力率を算出している。残存軸力率は継手内のボルト 4 本に対して、それぞれ算出し、これらの平均値を試験体の残存軸力率として示している。ここで、F10T-05～08 の計測時間が短い結果となっているが、これは計測開始から数分後に、F10T-05～08 を繋いでいたスイッチボックスが突然故障し、計測不能となってしまったため、後日再試験を行っているためである。また、F10T-18 は計測不能で原因は不明であった。

表 5-19～表 5-20 より、残存軸力率は初期の 24 時間(1 日)で、1.1～3.2%の急激な低下を示し、720 時間(1 ヶ月)経過後まで緩やかに減少し、その後はほぼ一定となる。8640 時間(1 年)経過時点では、95.9～98.7%の概ね想定していた残存軸力率であった。一部の試験体で計測時間は異なる

が、概ね残存軸力率は95%以上の値となった。また、摩擦接合面がブラスト処理された試験体に対して、リラクセーション試験を行った既往研究[5-2]とほぼ一致していた。これは、ブラストは接触面のクリープはほとんどないからである。すなわち、軸力低下が最も小さくなる接合面と言える。

全体的に見ると、残存軸力の低下率は、約1.3~4.1%程度で推移しており、ボルト首下長さや遊びねじ長さの違いによる残存軸力の差異は認められない。また、一部の試験体で軸力がわずかではあるが上昇するケースが見られた。上昇した要因として、一様に上昇していることを考えると、長期リラクセーション試験中の温度変化が影響していると考えられる。しかし、本研究では温度計測は行っておらず、その詳細は不明であり、推測の域を出ないのも事実である。その他に考えられる要因としては、ひずみゲージの接触圧等の変化といった計測上の影響も考えられるが、その場合、単体での変化となり、一律に上昇することはないため。このため、ここでは、温度変化の影響と考えるのが妥当である。

首下長さおよび遊びねじ長さによる残存軸力率の違いについて、締付けからの時間で整理すると、締付け直後~168h(1日)経過時点では、首下長さの違いによる傾向は確認できなかった。高力ボルトのリラクセーションにおいては、既往研究[5-3]から、縦軸をボルト残存軸力(Y)、横軸を経過時間(x)とした半対数グラフ上にプロットすると、 $y = a \times \log_{10} x + b$ の回帰式で示すことができる。同一首下長さの試験体ごとに、片対数により残存軸力率を整理したグラフを、**図 5-16**に示す。残存軸力率の2160時間(3ヶ月)の推移は、既往の研究[5-3]のとおり、半対数のグラフに精度よく表すことができた。

前述のとおり、回帰式の傾き a は、値が大きくなる傾向にあると、残存軸力が低下しにくい傾向があるといえるが、首下長さの違いによってあまり傾向は見られなかった。

一方、遊びねじ長さの違いによる残存軸力率の傾向を、同一首下長さごとに比較すると、その回帰直線の傾き a は、種類の異なる首下長さのうち9種類の内6種類が、遊びねじ長さの長い試験体の方が同等もしくは大きくなることが読み取れる。よって、遊びねじ長さの長い試験体の方が、残存軸力率は下がりにくい傾向にも見えるが、誤差の範囲と考えるのが妥当である。

文献[5-3]では、高力ボルト首下長さが大きくなると残存軸率も大きくなると述べられているが、これについては、ボルト長に関わらずボルト締付けによる接触面のクリープの影響が大きいと考えられる。また、高力ボルトの首下長さが長い継手は連結板厚が厚く、連結板の厚さに比例して45°分布でボルトおよびワッシャーから伝達される接触圧が分散することで塗膜のクリープが抑えられたことも考えられるが、本試験体においては、摩擦接合面がブラスト処理であったため、その影響はなかったと考えられる。

表 5-19 リラクセーション試験結果(導入軸力の推移)

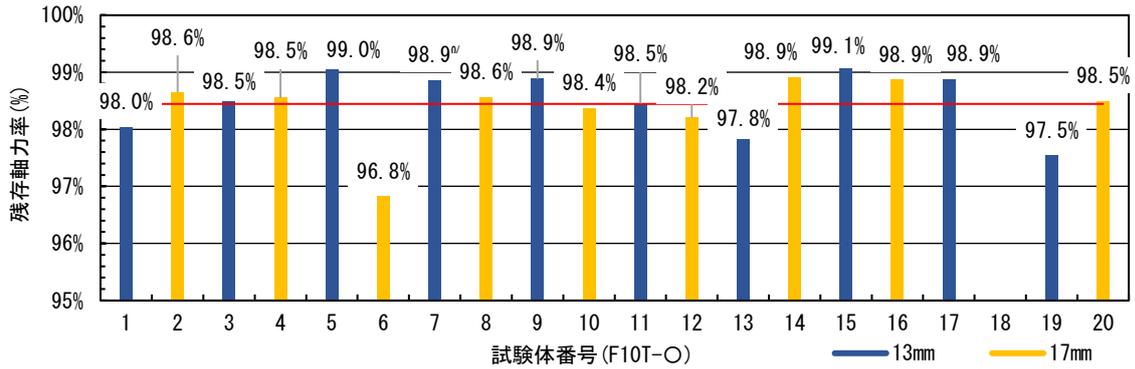
試験体	遊びねじ長さ(mm)	首下長さ(mm)	初期導入軸力(kN)	経過時間(時間)						
				24h	168h	720h	2160h	4320h	6480h	8640h
				1日	1週間	1ヶ月	3ヶ月	6ヶ月	9ヶ月	1年
F10T-01	13	70	224.4	219.9	218.5	217.3	216.1	214.7	214.5	215.1
			100%	98.0%	97.4%	96.9%	96.3%	95.7%	95.6%	95.9%
F10T-02	17	70	232.6	229.5	228.2	227.4	227.2	227.1	226.9	227.1
			100%	98.6%	98.1%	97.7%	97.7%	97.6%	97.5%	97.6%
F10T-03	13	80	225.1	221.6	221.0	220.3	220.5	221.0	220.8	220.3
			100%	98.5%	98.2%	97.9%	98.0%	98.2%	98.1%	97.9%
F10T-04	17	80	225.6	222.3	220.8	219.7	219.6	219.8	219.6	219.2
			100%	98.5%	97.9%	97.4%	97.4%	97.4%	97.4%	97.2%
F10T-05	13	90	221.9	219.8	218.1	217.2	217.0	217.7	N/D	N/D
			100%	99.0%	98.3%	97.9%	97.8%	98.1%	N/D	N/D
F10T-06	17	90	230.1	222.8	221.8	220.8	220.2	220.6	N/D	N/D
			100%	96.8%	96.4%	95.9%	95.7%	95.9%	N/D	N/D
F10T-07	13	100	222.9	220.4	219.0	218.3	218.1	218.3	N/D	N/D
			100%	98.9%	98.2%	97.9%	97.9%	97.9%	N/D	N/D
F10T-08	17	100	217.8	214.7	214.7	214.1	213.7	213.5	N/D	N/D
			100%	98.6%	98.6%	98.3%	98.1%	98.0%	N/D	N/D
F10T-09	13	110	224.7	222.2	221.0	218.9	219.0	219.8	219.9	218.8
			100%	98.9%	98.3%	97.4%	97.5%	97.8%	97.9%	97.4%
F10T-10	17	110	215.4	211.9	210.2	208.1	208.0	208.9	208.9	207.8
			100%	98.4%	97.6%	96.6%	96.6%	97.0%	97.0%	96.5%
F10T-11	13	120	236.3	232.6	231.4	229.5	229.9	231.4	231.5	229.9
			100%	98.5%	98.0%	97.1%	97.3%	97.9%	98.0%	97.3%
F10T-12	17	120	233.0	228.8	228.0	226.1	226.8	228.1	228.2	226.8
			100%	98.2%	97.9%	97.1%	97.3%	97.9%	98.0%	97.3%
F10T-13	13	130	232.3	227.2	225.0	222.2	222.3	223.5	223.4	222.1
			100%	97.8%	96.9%	95.7%	95.7%	96.2%	96.2%	95.6%
F10T-14	17	130	226.9	224.4	223.2	221.7	222.1	223.0	223.0	222.4
			100%	98.9%	98.4%	97.7%	97.9%	98.3%	98.3%	98.0%
F10T-15	13	140	232.7	230.5	229.5	229.1	229.1	229.2	229.1	229.3
			100%	99.1%	98.6%	98.5%	98.5%	98.5%	98.5%	98.6%
F10T-16	17	140	232.8	230.2	229.6	229.6	229.5	229.9	230.2	229.9
			100%	98.9%	98.6%	98.6%	98.6%	98.7%	98.9%	98.7%
F10T-17	13	150	227.8	225.3	224.3	224.1	224.0	224.2	224.3	224.9
			100%	98.9%	98.5%	98.4%	98.3%	98.4%	98.5%	98.7%
F10T-18	17	150	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D
			N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D
F10T-19	13	160	229.3	223.7	222.9	222.6	222.3	222.5	222.6	222.6
			100%	97.5%	97.2%	97.1%	96.9%	97.0%	97.1%	97.1%
F10T-20	17	160	222.4	219.0	217.4	216.3	215.8	215.9	215.8	215.8
			100%	98.5%	97.7%	97.3%	97.0%	97.1%	97.0%	97.0%

※ N/D : ひずみゲージのケーブル断線のため計測停止とした。

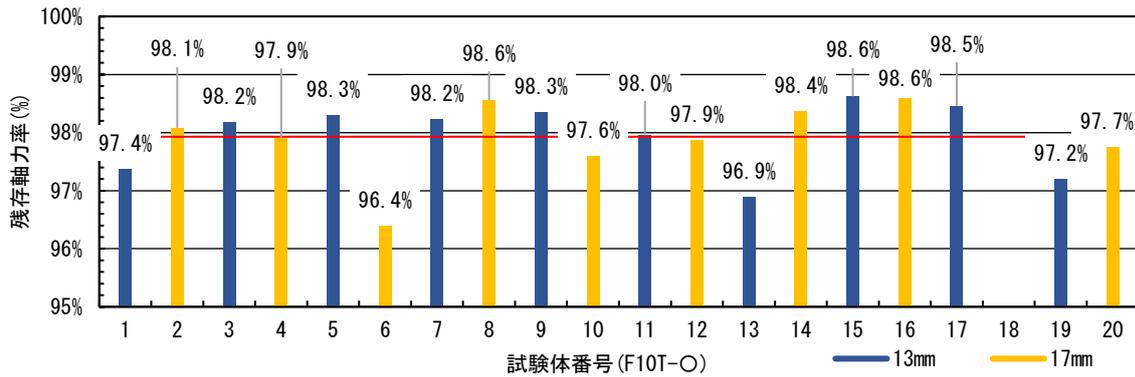
表 5-20 リラクゼーション試験結果(軸力低下量の推移)

試験体	遊びねじ長さ(mm)	首下長さ(mm)	初期導入軸力(kN)	経過時間(時間)						
				24h	168h	720h	2160h	4320h	6480h	8640h
				1日	1週間	1ヶ月	3ヶ月	6ヶ月	9ヶ月	1年
F10T-01	13	70	224.4	-4.4	-5.9	-7.1	-8.3	-9.7	-9.8	-9.3
			100%	-2.0%	-2.6%	-3.1%	-3.7%	-4.3%	-4.4%	-4.1%
F10T-02	17		232.6	-3.1	-4.5	-5.2	-5.5	-5.5	-5.7	-5.5
			100%	-1.4%	-1.9%	-2.3%	-2.3%	-2.4%	-2.5%	-2.4%
F10T-03	13	80	225.1	-3.4	-4.1	-4.8	-4.6	-4.1	-4.3	-4.8
			100%	-1.5%	-1.8%	-2.1%	-2.0%	-1.8%	-1.9%	-2.1%
F10T-04	17		225.6	-3.3	-4.7	-5.9	-6.0	-5.8	-6.0	-6.4
			100%	-1.5%	-2.1%	-2.6%	-2.6%	-2.6%	-2.6%	-2.8%
F10T-05	13	90	221.9	-2.1	-3.8	-4.7	-4.9	-4.2	N/D	N/D
			100%	-1.0%	-1.7%	-2.1%	-2.2%	-1.9%	N/D	N/D
F10T-06	17		230.1	-7.3	-8.3	-9.3	-9.9	-9.5	N/D	N/D
			100%	-3.2%	-3.6%	-4.1%	-4.3%	-4.1%	N/D	N/D
F10T-07	13	100	222.9	-2.5	-3.9	-4.7	-4.8	-4.6	N/D	N/D
			100%	-1.1%	-1.8%	-2.1%	-2.1%	-2.1%	N/D	N/D
F10T-08	17		217.8	-3.1	-3.1	-3.7	-4.1	-4.3	N/D	N/D
			100%	-1.4%	-1.4%	-1.7%	-1.9%	-2.0%	N/D	N/D
F10T-09	13	110	224.7	-2.5	-3.7	-5.8	-5.7	-4.9	-4.8	-5.9
			100%	-1.1%	-1.7%	-2.6%	-2.5%	-2.2%	-2.1%	-2.6%
F10T-10	17		215.4	-3.5	-5.2	-7.3	-7.4	-6.5	-6.4	-7.6
			100%	-1.6%	-2.4%	-3.4%	-3.4%	-3.0%	-3.0%	-3.5%
F10T-11	13	120	236.3	-3.7	-4.8	-6.8	-6.4	-4.9	-4.8	-6.3
			100%	-1.5%	-2.0%	-2.9%	-2.7%	-2.1%	-2.0%	-2.7%
F10T-12	17		233.0	-4.2	-5.0	-6.8	-6.2	-4.9	-4.7	-6.2
			100%	-1.8%	-2.1%	-2.9%	-2.7%	-2.1%	-2.0%	-2.7%
F10T-13	13	130	232.3	-5.0	-7.2	-10.0	-10.0	-8.8	-8.9	-10.2
			100%	-2.2%	-3.1%	-4.3%	-4.3%	-3.8%	-3.8%	-4.4%
F10T-14	17		226.9	-2.5	-3.7	-5.2	-4.8	-3.9	-3.9	-4.5
			100%	-1.1%	-1.6%	-2.3%	-2.1%	-1.7%	-1.7%	-2.0%
F10T-15	13	140	232.7	-2.2	-3.2	-3.5	-3.6	-3.5	-3.5	-3.3
			100%	-0.9%	-1.4%	-1.5%	-1.5%	-1.5%	-1.5%	-1.4%
F10T-16	17		232.8	-2.6	-3.3	-3.3	-3.3	-3.0	-2.7	-2.9
			100%	-1.1%	-1.4%	-1.4%	-1.4%	-1.3%	-1.1%	-1.3%
F10T-17	13	150	227.8	-2.6	-3.5	-3.8	-3.8	-3.6	-3.5	-2.9
			100%	-1.1%	-1.5%	-1.6%	-1.7%	-1.6%	-1.5%	-1.3%
F10T-18	17		N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D
			N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D	N/D
F10T-19	13	160	229.3	-5.7	-6.4	-6.7	-7.0	-6.8	-6.7	-6.7
			100%	-2.5%	-2.8%	-2.9%	-3.1%	-3.0%	-2.9%	-2.9%
F10T-20	17		222.4	-3.4	-5.0	-6.1	-6.6	-6.5	-6.6	-6.6
			100%	-1.5%	-2.3%	-2.7%	-3.0%	-2.9%	-3.0%	-3.0%

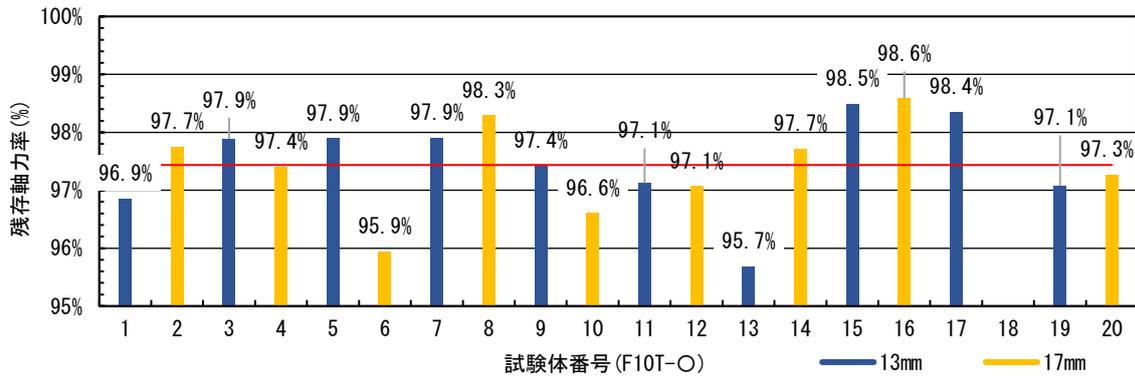
※ N/D : ひずみゲージのケーブル断線のため計測停止とした。



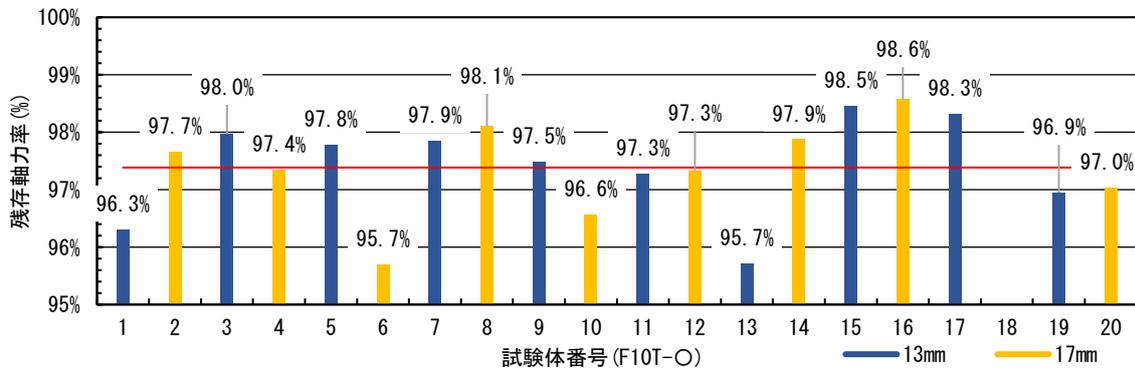
(a) 1日 (24h)



(b) 7日 (168h)



(b) 1ヶ月 (720h)



(d) 3ヶ月 (2160h)

図 5-14 首下長さと遊びねじ長さの違いによる経過時間と残存軸力率の関係

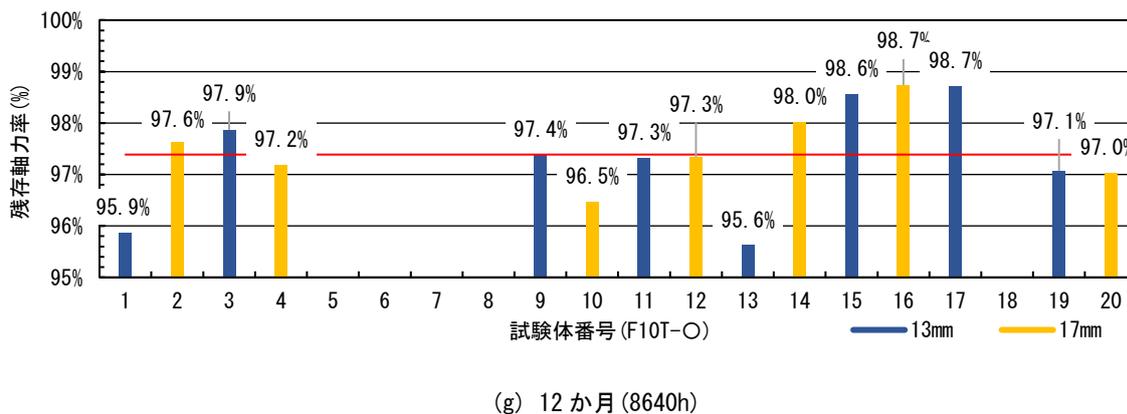
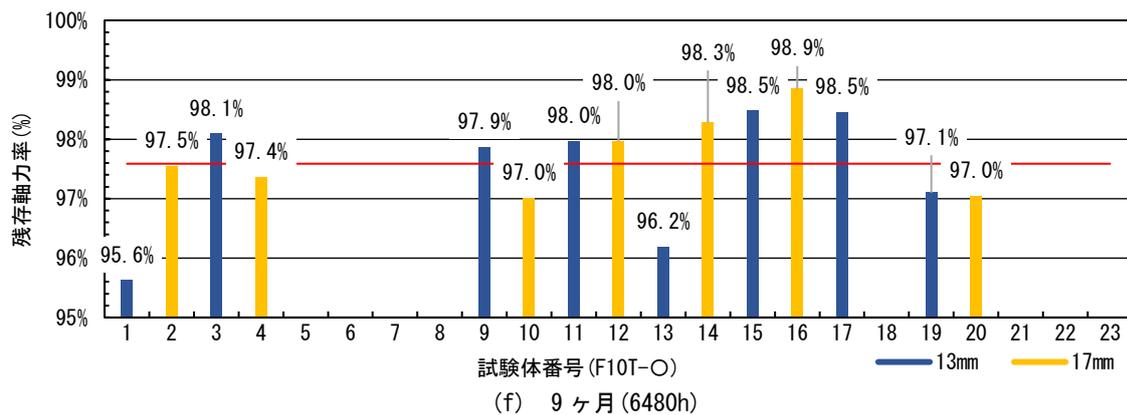
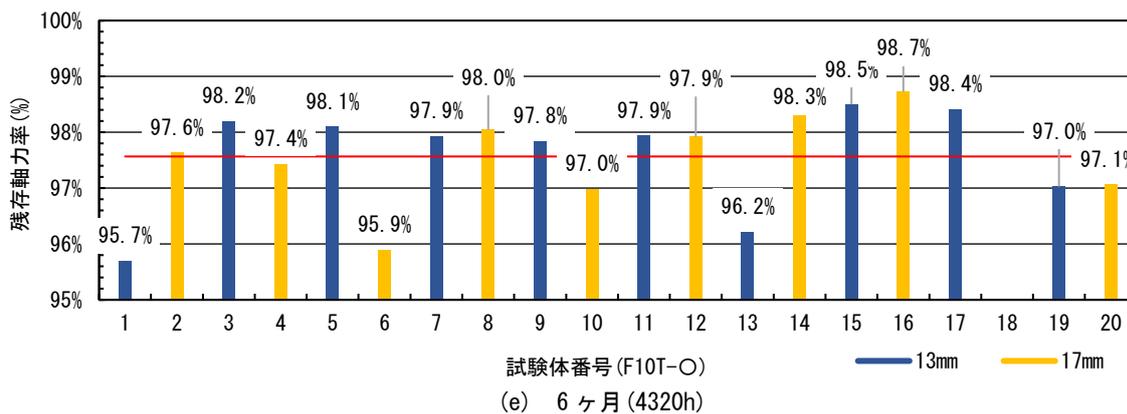
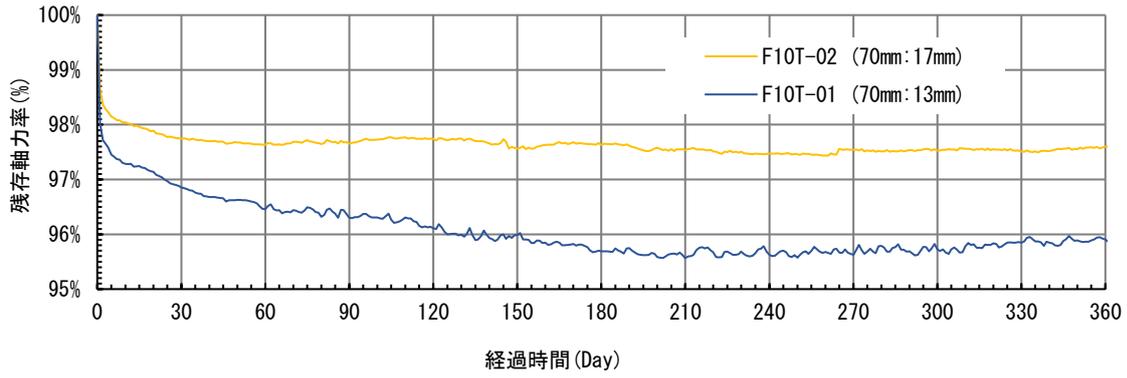
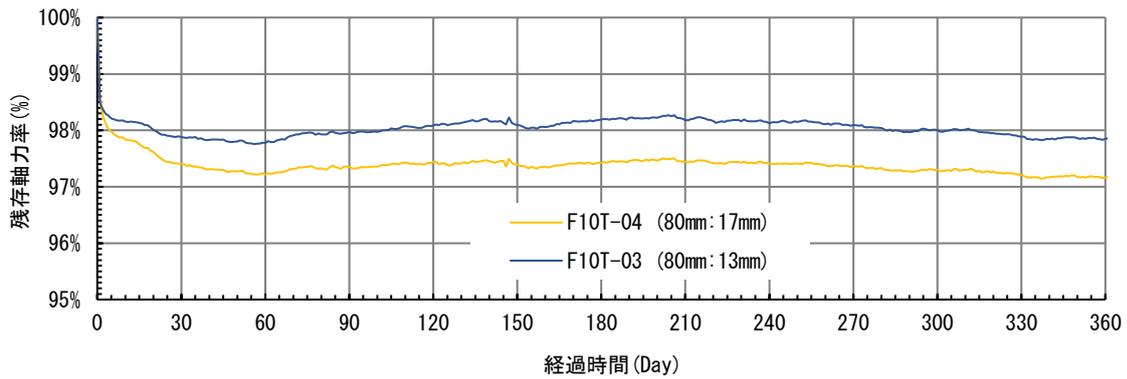


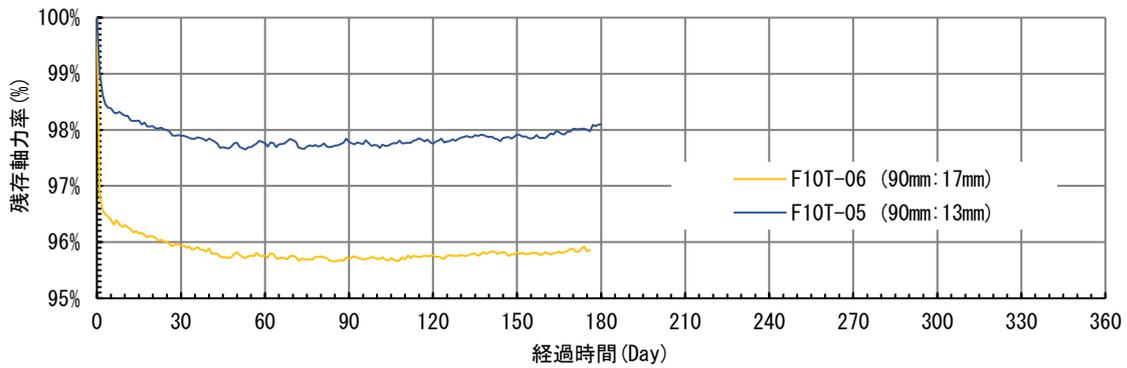
図5-14 首下長さと遊びねじ長さの違いによる経過時間と残存軸力率の関係 (続き)



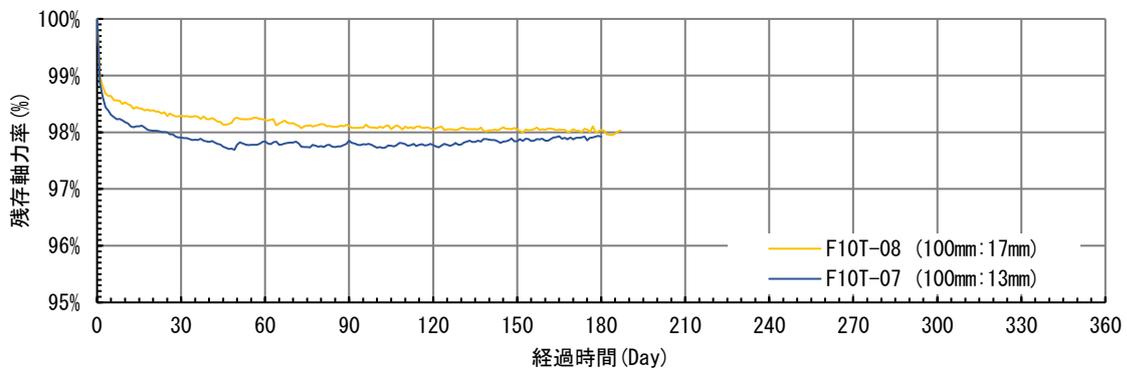
(a) F10T-1, 2 (70mm)



(b) F10T-3, 4 (80mm)

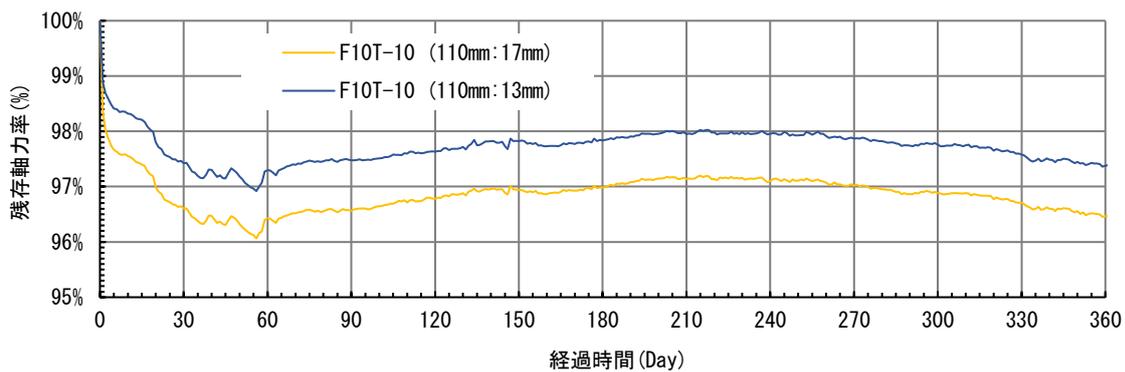


(c) F10T-5, 6 (90mm)

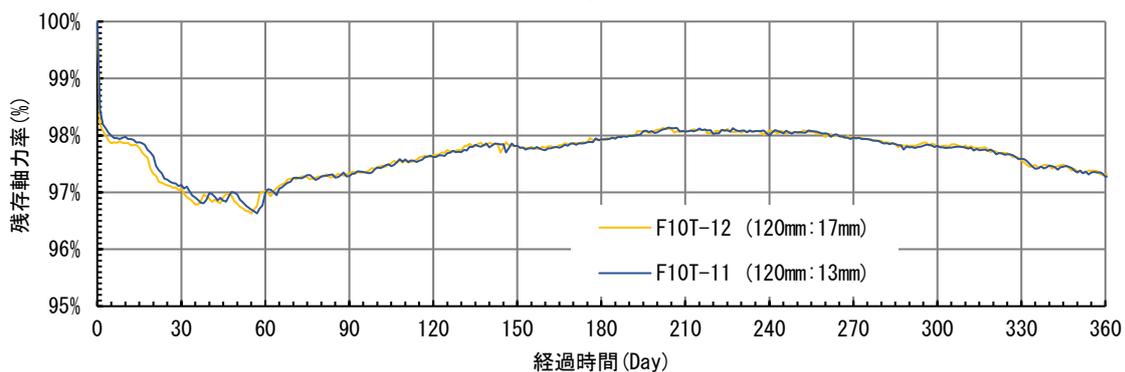


(d) F10T-7, 8 (100mm)

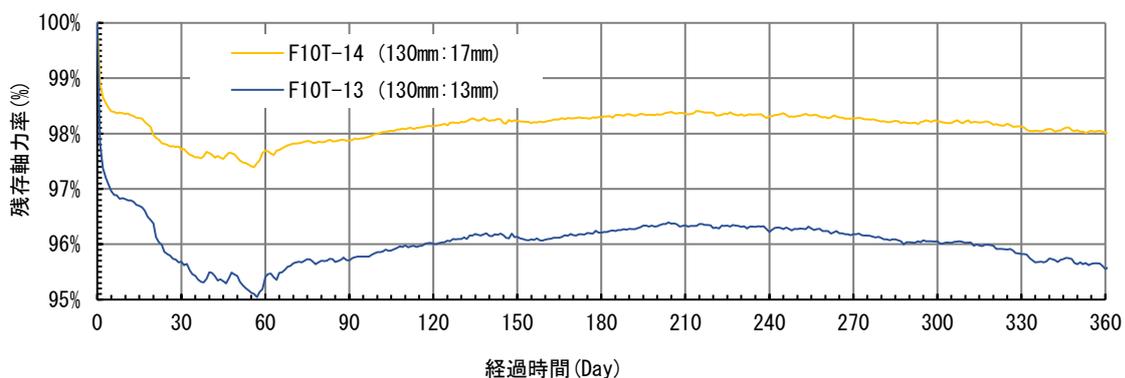
図 5-15 経過時間と残存軸力率の関係



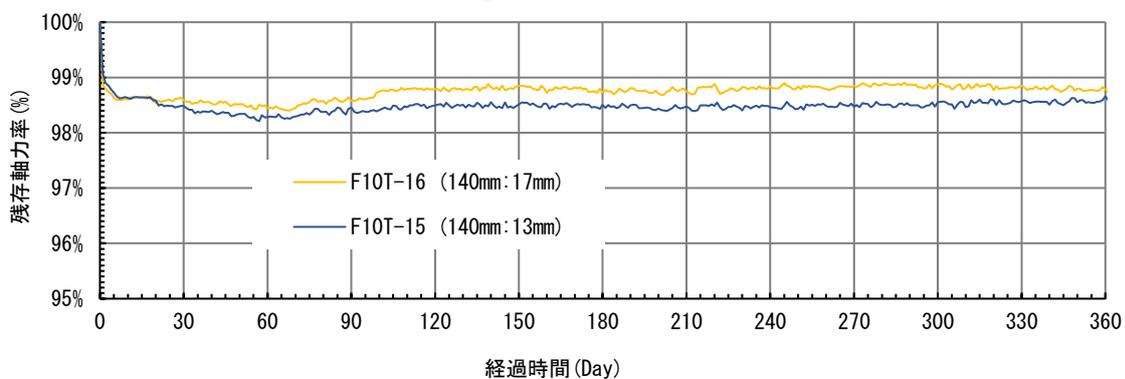
(e) F10T-9, 10 (110mm)



(f) F10T-11, 12 (120mm)

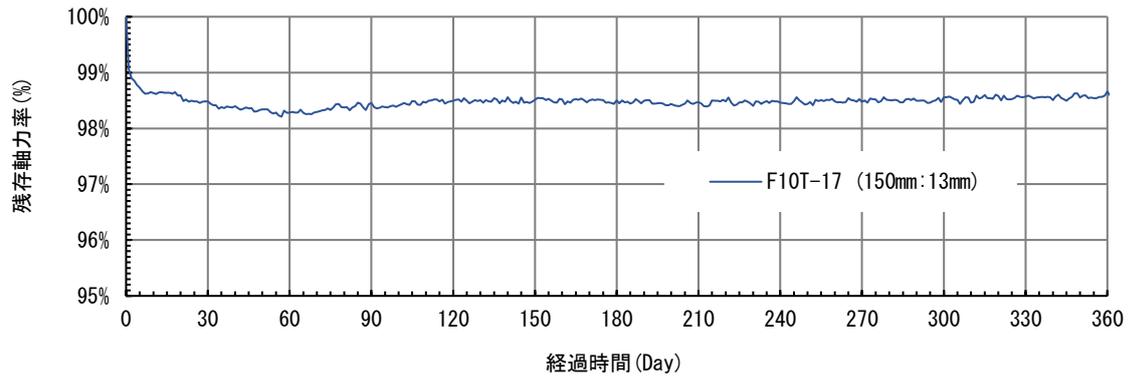


(g) F10T-13, 14 (130mm)

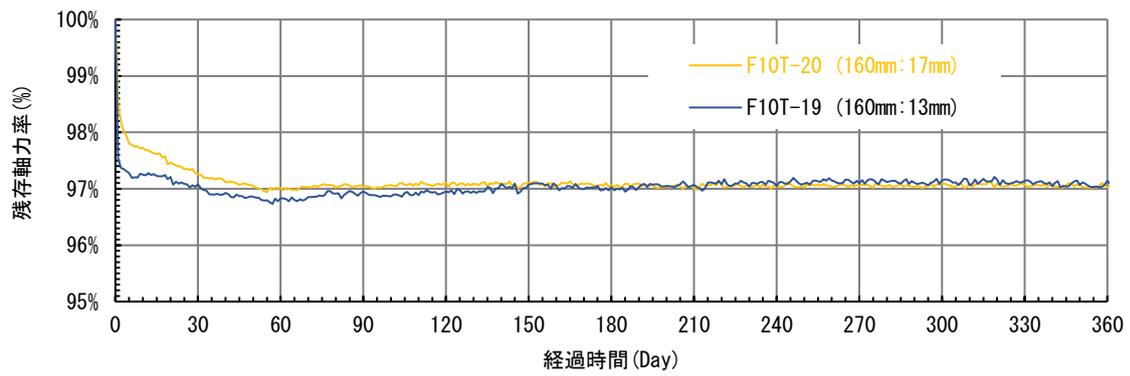


(h) F10T-15, 16 (140mm)

図 5-15 経過時間と残存軸力率の関係 (続き)

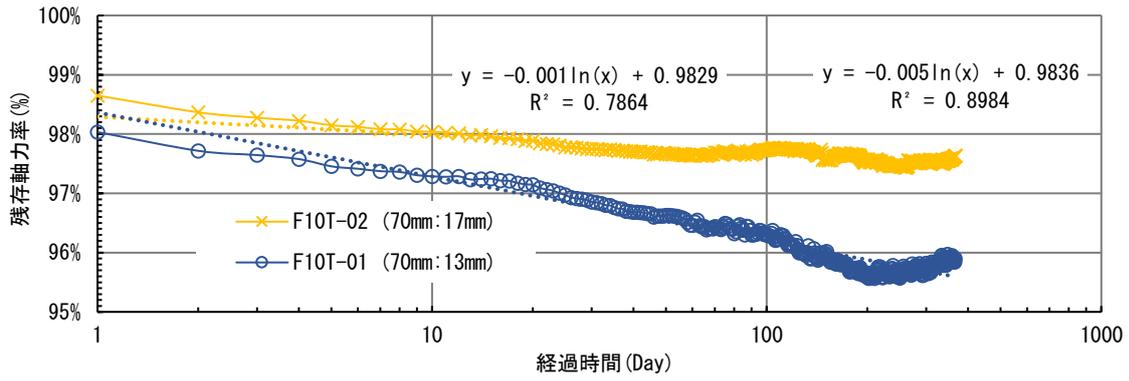


(i) F10T-17, 18 (150mm)

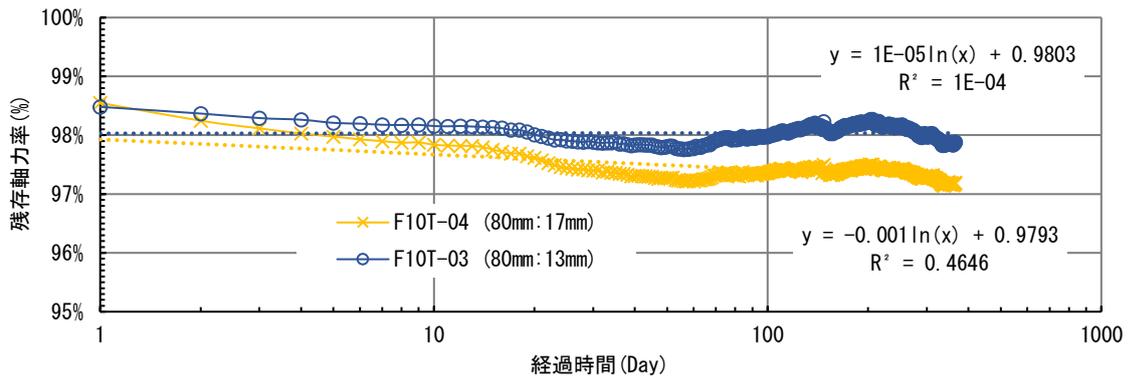


(j) F10T-19, 20 (160mm)

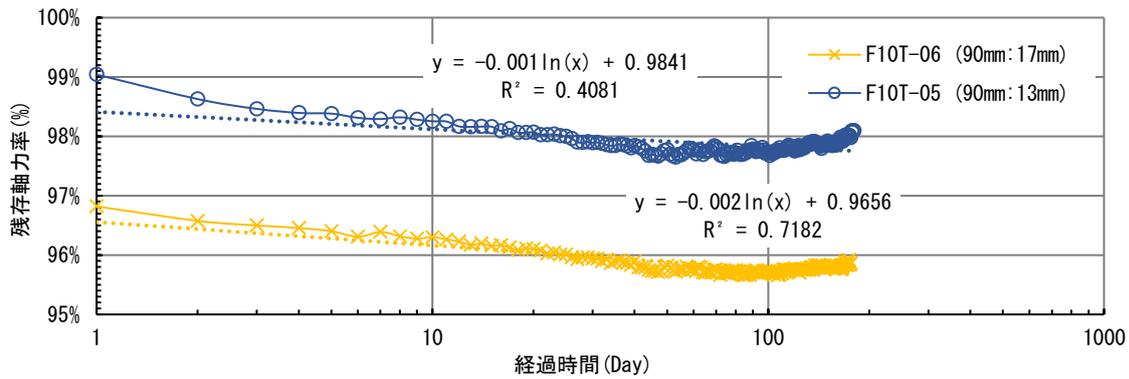
図 5-15 経過時間と残存軸力率の関係 (続き)



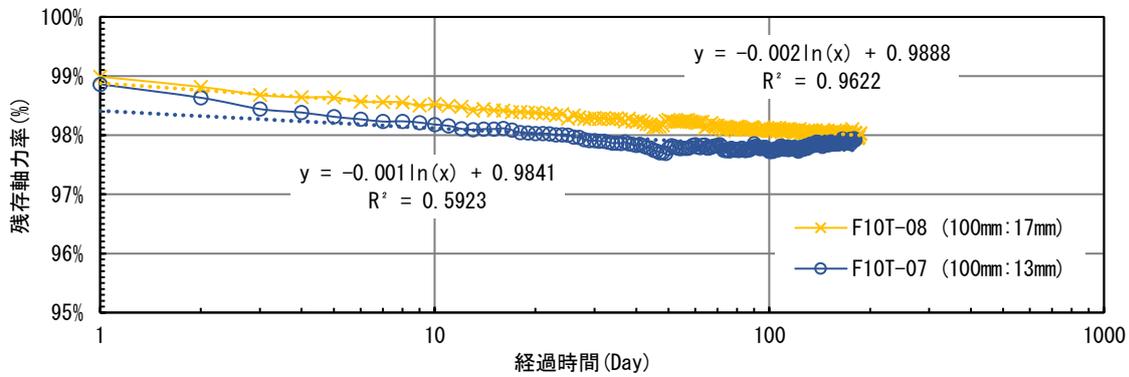
(a) F10T-1, 2 (70mm)



(b) F10T-3, 4 (80mm)

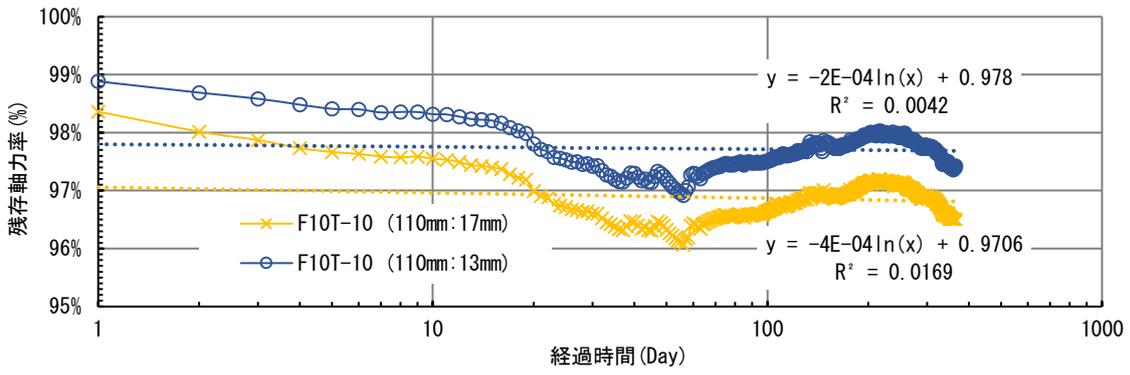


(c) F10T-5, 6 (90mm)

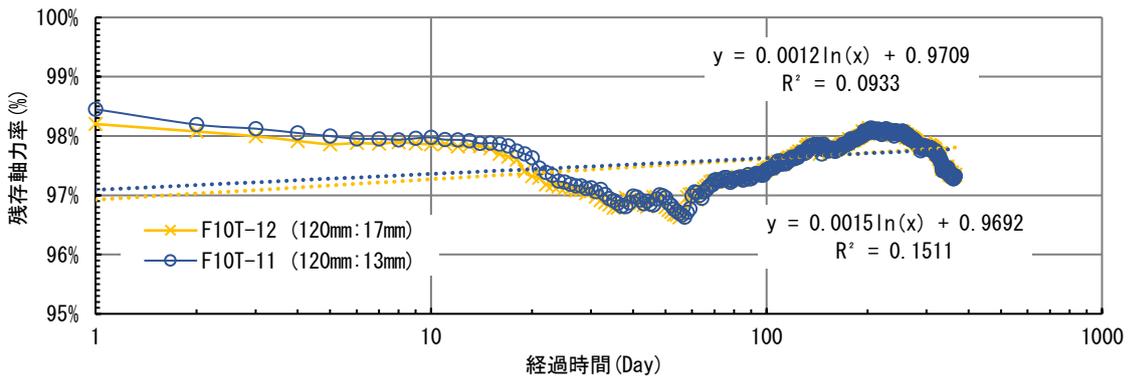


(d) F10T-7, 8 (100mm)

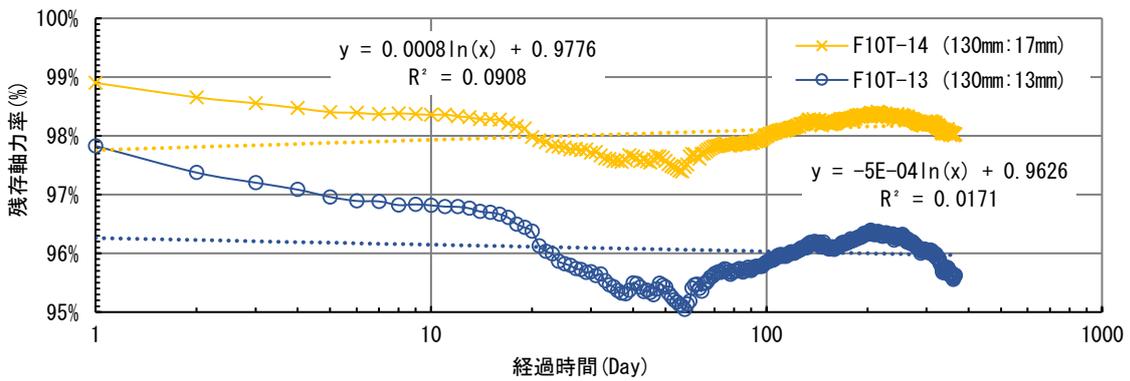
図 5-16 経過時間と残存軸力率の関係



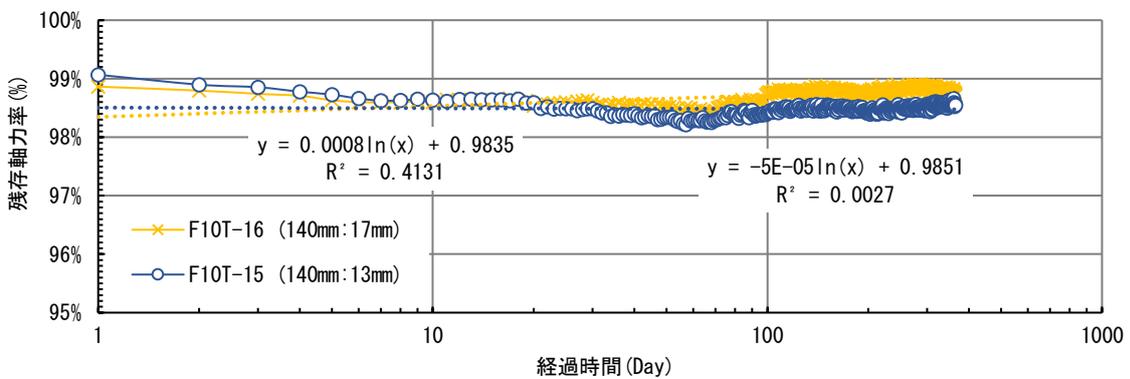
(e) F10T-9, 10 (110mm)



(f) F10T-11, 12 (120mm)



(g) F10T-13, 14 (130mm)



(h) F10T-15, 16 (140mm)

図 5-16 経過時間と残存軸力率の関係 (続き)

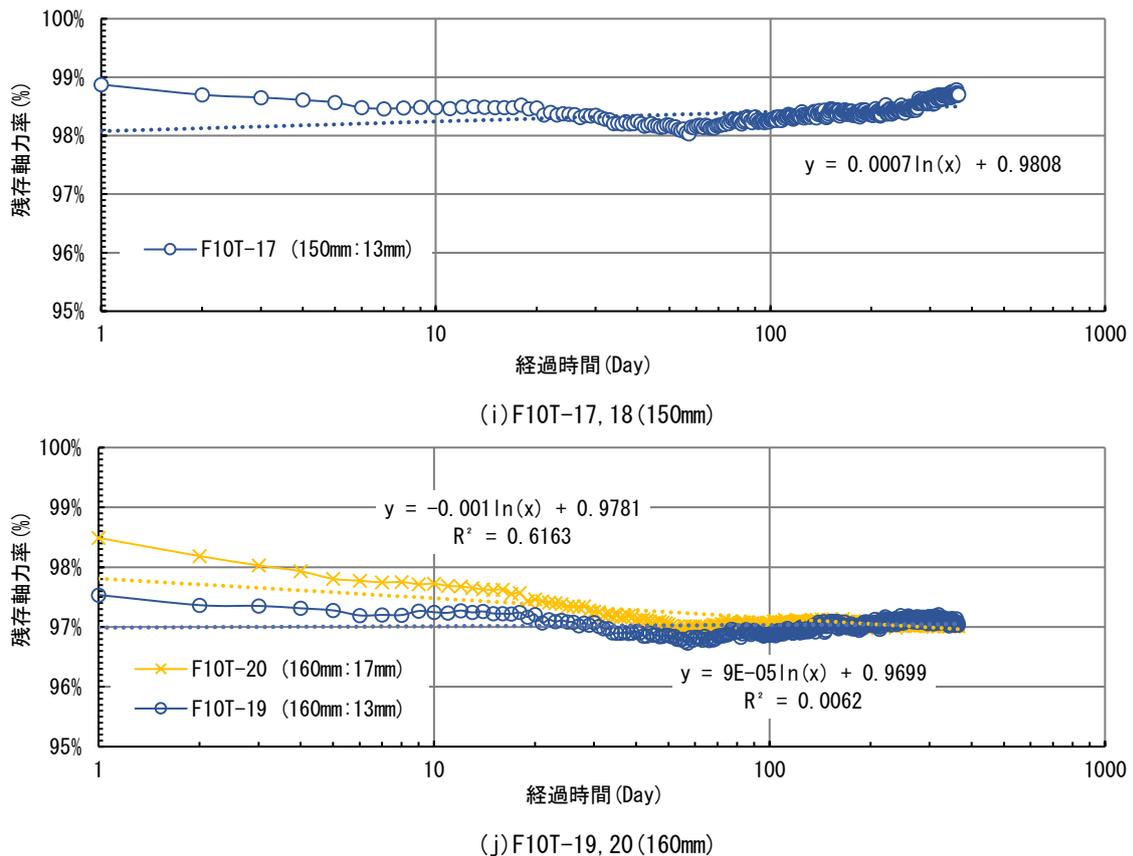


図 5-16 経過時間と残存軸力率の関係 (続き)

5.6 高力ボルト継手の品質確保に対する施工上の留意点

5.6.1 高力ボルト製品のばらつき要因

導入軸力ばらつきの要因には、ボルト自体のトルク係数値のばらつきと施工によるばらつきがある。まず、トルク係数値のばらつき範囲は、JIS規格により規定されており、このうち、橋梁に使用されているボルトのトルク係数値の種類はA種がほとんどであるので、ここでは、A種について述べる。

JIS規格においては、製造ロット内の規格として、標準偏差を0.010以下とされているが、変動係数(σ/K)でいえば6.7~9.1%となる。さらに、製造ロット間の幅は、平均値が0.110~0.150の範囲までであり、この両者のばらつきだけでも相当大きなばらつきを発生させる要因になる。また、トルク係数値は温度変化により変動するものが多い。温度変化による変動は、トルク係数値を安定させるために、ナットおよび座金に施される表面処理剤によって生じるものが大半である。市販のボルトの多くは、温度変化1℃につき0.3%程度の変動を与えられている。

トルク係数の変動は、高力ボルト固有の変動幅であり、高力ボルト製造メーカーによっても多少の差がある。いずれにしても、この変動幅を小さくするためにはボルト購入時の管理による以外手段しかない。

最近では高力ボルト製造メーカーの品質管理の向上により、トルク係数値の変動幅を小さくなってきており、その大半は1製造ロット内の標準偏差が0.005程度、変動係数で3~5%以内とされ

ている。製造ロット間の変動幅についても、同種、同径のボルトでトルク係数との平均の差が僅差となり、0.020を超えることはほとんどない。なお、温度変化についても、温度変化に極めて鈍感な表面処理によったボルトが市販されている。したがって、ボルト購入にあたっては品質を十分に確認するとともに、トルク係数値の変動幅のできるだけ少ないものを選定することが必要である。

また、道路橋示方書[5-6]によると、高力ボルトのボルト、ナット、座金は、特性および品質が保証されたボルトセットであることを確認しなければならないと述べられているが、実際の現場ではセットで搬入されたボルト、ナット、座金のセットをばらし、一緒くたにしてしまうきらいがある。特に分離された空間で作業を行う箱桁においてはその傾向が高いと考えられるため、注意が必要である。

ボルト製品の保管状態と期間が品質におよぼす影響は、主にトルク係数値の変化することがあり、また、製品の保管期間による経時変化もある。保管の状態については、湿気などによるさびの発生や表面処理剤の変質によるトルク係数値の変動が考えられるので、保管中の管理も重要である。高力ボルト協会によれば、トルク係数値の変化は、保管状態がボルトメーカー所有の倉庫内と同程度の状態である場合、ナットに施した潤滑剤の成分が経時変化を受けるか否かでほぼ決定されるので、ボルトメーカー間で若干の差は予想されるが、概ね3年程度は問題ないとされている。

5.6.2 締付け機械のばらつき要因

施工によるばらつきの問題について、締付け機械の性能によるばらつきが考えられる。締付け機械のばらつきには機械本来のばらつきと調整誤差によるばらつきとがある。調整誤差は、現場キャリブレーションの測定誤差と機械調整の際の誤差が考えられるが、管理を十分に行えば、その誤差をわずかに抑えることが可能である。機械自体のばらつきについては、変動係数でも4%以下と考えられる。

施工によるばらつきには、施工方法によるものが考えられるが、主として一次締め量とそのばらつきにより発生する。その誤差を最小限に抑えるためには一次締め量を締付け目標軸力の50～60%にして施工するのが良いと考えられる。今回の実験では一次締め量は±20%程度の範囲にばらついていてもほとんど影響がないことを確認できた。

文献[5-7]、第4章の実験結果より締付け姿勢による導入軸力に影響はないこと述べられている。しかし、締付け位置によっては、作業時に機械を傾斜させて締付けを行い、誤差が生じることも考えられるので、締付け作業時にはボルトに対して、垂直に機械を据えて締め付けるような配慮が必要である。

以上の要因が総合されて、締付け軸力のばらつきが発生するが、施工上のばらつきについては良好な管理下で施工すれば、締付け施工による軸力の変動係数は4～5%以下におさめることは十分可能であり、残りのトルク係数値の変動をいかに小さく管理するかが重要な問題となる。

5.6.3 軸力の安定範囲

高力ボルト摩擦接合の継手耐力が設計値を保証するためには、導入軸力のばらつきをどの程度範囲に安定させたら良いかについては、軸力の変動係数と継手の信頼性について文献[5-1]によれ

ば、軸力の変動係数が9%であっても継手のすべり耐力が許容すべり荷重を下回る可能性はほとんどないとされている。現状のトルク係数値の変動幅、締め付け機械の精度等から考えて、軸力の変動係数を9%以内とすることが妥当と考えられる。軸力の変動係数を9%以内とするためには、施工上のバラツキを5%以内とすれば、トルク係数値の $\sqrt{9^2 - 5^2} = 7.5\%$ 以内に収まるように管理しなければならない。そのためには、ボルトのトルク係数値を式(5-4)のような変動幅に管理することが要求される。

製造ロット内の変動係数5%以下

製造ロット間の変動係数4%以下

温度変化による変動係数3.5%以下

$$\sqrt{5^2 - 4^2 - 3.5^2} = 7.5\% \quad \text{式(5-4)}$$

5.2の実験ととおり、一般のボルトのトルク係数値の変動幅については、製造ロット内の変動係数が3~5%程度のもので、ロット内のトルク係数値の変動係数は5%以下を確保することが十分可能であると考えられる。

ロット間のトルク係数値の変動は、同種、同径のボルトについてトルク係数値の平均幅が±4%程度に収まるものを購入すればよい。温度変化については温度依存性の少ないボルトを選ぶべきであるが、温度依存性の高いボルトを使用する場合は、その温度による変化率を確認するとともにキャリブレーション時と締め付け時の温度差を考慮して締め付け機械の調整を行うことが必要であると考えられる。

5.6.4 施工管理

(1)キャリブレーション

現場で行う施工直前のキャリブレーションは、次の目的のために行うものである。

- ①ボルトのトルク係数値の平均値およびばらつきが管理値内にあるか否かの確認
- ②締め付け機械が管理値内の精度で正常に作動しているか否かの確認
- ③締め付け機械の制御値の調整をするために必要な数値の把握
- ④調整された締め付け機械により、その日に行われる締め付け軸力の基準値の確認

以上の目的のために行うキャリブレーションは、次に示すような基準で行うことが妥当であると考えられる。

- ①キャリブレーションは1日1回作業着手前に行う。
- ②その日に締め付ける予定のボルトのうち、同種、同径のボルトを1試験の対象とする(1施工ロットとする。)
- ③供試ボルトは、1施工ロットのボルトの中から無造作に抽出し、本数は5本程度またはそれ以上とする。
- ④調整された締め付け機により、その日の管理値の確認を行う。
- ⑤使用する軸力計、トルクレンチ等の測定機器は、現場搬入時に1回程度の定期検定を行うものとし、その許容誤差は3%以下とする。

(2) 締め付け機械の調整

締め付け軸力を安定させるためには、締め付け機械の制御値の調整を確実に行うことが必要である。そのために、締め付け機械の制御能力特性図をあらかじめ予備試験を行って作成しておくといふ。

電動締め付け機の場合は締め付け機と締め付け機に備わった制御器の組み合わせを一定にして使用するようにしその組合せによる特性図（制御目盛りと締め付けトルクの関連図）を作成して調整する。特性図を作成するための予備試験の際は、本部材を締め付ける場合と同じように、所定の一次締め(導入軸力 60%)を行うことが必要である。

(3) 検査

現場における締め付け軸力の確認方法について現状では測定方法がなく、締め付けトルクを検出してボルトのトルク係数値から軸力を推定する方法がとられている。したがって検査は間接的な締め付けトルクのチェックであり、その方法はトルクレンチによっているのが一般的である。ただし、通常のトルク検査では、増締め速度、読取り等による人為的な誤差が介入しやすく、適切なトルク値を得ることは極めて困難である。

第7章で述べるがデジタルカメラから高力ボルトの導入軸力を直接計測する技術が試みられている。この技術は、導入軸力を計測できるのはもちろんのこと、締め忘れや共回りなどの異常も同時に確認することができるのでトルクレンチによるいわゆる10%のトルクチェックを省略することが可能となり省力化を図るうえで今後大いに期待できる検査方法と考えている。

ただ、トルクレンチなどにみられる誤差の介入を許さない十分な精度を持った機器であることが前提条件であり、得られた記録が少しでも真の軸力に近い値でなければならない。こうした観点に立って我々は直接高力ボルトの導入軸力を検出すべく、デジタルカメラ画像処理による高力ボルト軸力評価システムの実験的研究を行いその結果、十分実用に供することができる検査方法であるという結論を得ている。後続の章において詳しく述べられているので参照されたい。

5.7 まとめ

本章では、トルシア形高力ボルトと比べ、高力六角ボルトのばらつきが大きい原因について、高力ボルト自体にあるのか、締付け方法にあるのか、締付け条件にあるのかを推定するために、各種試験を行った。以下に本研究で得られた結論をまとめる。

- 1) 高力六角ボルトおよびトルシア形高力ボルトで使用する一次締め専用電動レンチは（建て方一番）を使用した場合、一次締め導入軸力は、目標導入軸力 60%の 135 kN と概ね一致していたため、一次締めに使用するには有効である。
- 2) 導入軸力の回転角で管理については、一次締めの影響を受けやすく、変動係数も大きいため、回転角から導入軸力を判定するのは困難であると考えられる。
- 3) 高力ボルトの軸力管理については、実験結果から分かるようにトルクや回転角に置き換えて管理するのではなく、導入軸力を直接管理すること方法が良い。
- 4) 締付け機械の 0° と 300° の回転角の違いによる導入軸力については、回転角が大きい 300° の方が大きくなる傾向であることを確認した。
- 5) 高力六角ボルト、トルシア形高力ボルトともに、製造ロット内の変動係数 5%以下、製造ロット間の変動係数 4%以下であり、品質は十分安定していることを確認した。
- 6) ボルト中心間隔の異なる CASE-60～CASE-100 の本締め導入軸力は、ボルト中心間隔が大きくなると導入軸力が低くなる傾向が見られる。
- 7) 全試験体のリラクセーションによる軸力低下は、8640 時間（1 年）経過時点で、初期導入軸力の 95.9～98.7%であった。これは摩擦面にブラスト処理がなされている継手のリラクセーションの既往研究[5-2]と同程度であった。
- 8) リラクセーションは本締めから 24 時間(1 日)で、1.1～3.2%の急激な低下を示し、720 時間（1 ヶ月）経過後まで緩やかに減少し、その後はほぼ一定値に漸近していることから、首下長さ、遊びねじ長さの異なるいずれの試験体においても、その違いによる明確な差はなかった。
- 9) 摩擦接合面がブラスト面である本試験体においては、高力ボルトの首下長さおよび遊びねじ長さ（被締結材厚）に関わらず、ボルト締付けによる塗膜や錆びのクリープ（押しつぶされる量）による低下因子がないため、長期リラクセーションにおいても軸力低下率が低いことを確認した。
- 10) ボルト継手のリラクセーションは試験期間 1 週間で概ね把握することができるが、その後も、微量ではあるが、軸力は低下する。このため、新しい高力ボルト開発継手形式の検討に対するリラクセーション試験は 1 ヶ月またはそれ以上行うことを推奨する。

[参考文献]

- [5-1] 日本橋梁建設協会：高力ボルト施工マニュアル，2013.
- [5-2] 柳沼安俊：高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力とすべり係数の経年変化について，技術報（東京鐵骨橋梁）56号，pp.56-64，2012.5.
- [5-3] 南邦明，森猛，堀川秀信：50mm厚鋼板を用いた太径ボルト（M36）継手のすべり耐力試験，土木学会論文集 A，Vol.62，No.2，pp.267-278，2006.
- [5-4] 田中伸司，吉富雄二：ねじ締結体の締付け過程における変形挙動解析，日本機械学会論文集（C編）78巻794号，pp.285-299，2012.
- [5-5] 奥林敬未，萩原正弥，浜田政彦，弘岡義男：ボルトの引張特性に及ぼす遊びねじ部の影響，日本機械学会論文集（C編）72巻718号，pp.1982-1986，2006.
- [5-6] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，I 共通編・II 鋼橋編，1990.
- [5-7] 西村 昭，田井戸米好，瀬良 茂，穂積重臣，三谷哲夫：現場締め高力ボルト軸力のばらつきについて，土木学会論文報告集，第180号，pp.1-9，1970.

第6章 デジタル画像処理による高力ボルト軸力評価およびボルト継手の信頼性確保の方策

6.1 はじめに

高度成長期に建設された橋梁などの鋼構造物の老朽化が進行する中、1964年に摩擦接合のための高力ボルトに関する JIS1186 が制定されて以来、鋼道路橋の現場継手はリベットに替わって、高力ボルトが50年以上も様々な環境下で利用されており、維持管理の重要度の認識が高まっている。維持管理の基本である施工管理の点検の中で、課題となっているのが、効率的かつ効果的な点検方法の確立と判断基準の定量化であり、鋼橋の継手部に多数用いられている高力ボルトもそのひとつである。

一方で、高力ボルト摩擦接合継手の設計および施工では、ボルト導入トルクが重要事項として管理されているが、第2章で、筆者らが鋼橋で一般的に使用される M22 の高力ボルト軸力を測定した結果、設計ボルト軸力の 205kN を下回っているものが多く存在することがわかった。そのボルトの中には建設当時から所定の軸力で締付けられていないと考えられるボルトも多く存在した。

高力ボルト締付け方法について、鋼橋で一般的に使用される F10T、S10T においては、トルク法が用いられるが、ねじ部の摩擦や締付け機械などがボルトの導入トルクをばらつかせる原因となっており、目標とする軸力を正確に導入するのは簡単ではない。また、高力ボルトの締忘れや施工不良による導入軸力不足は近接目視では容易には判断できない。打音検査でも定量的な点検は困難である。

このような背景から、高力ボルトの軸力計測方法について様々な研究や技術開発がこれまでなされてきた。本研究では高力ボルト締付け後にボルト軸力を測定する方法として、ボルト頭頂部面がボルト軸力に比例して大きく変形するが、ボルト頭頂部の変位を画像で捉え軸力に変えて測定した事例は見当たらない。

そこで、本研究ではこの特徴を利用して実際の現場を想定した高力ボルト挿入から一次締め、本締め時における2段階のボルト頭頂部面形状変形に伴う変位だけから直接軸力を推定し、どの程度正確に評価することが可能かを実験と解析の両側面から求め、高力ボルト頭頂部の画像変位計測による導入軸力の評価に関する基礎的研究を行った。

6.2 非接触ボルト軸力測定法の開発

6.2.1 既往の軸力計測技術

これまで実施あるいは研究開発されてきた代表的な高力ボルト軸力計測法の概要を以下に示す。

- ①高力ボルト頭頂部にひずみゲージを用いる方法（軸力変化によりボルト頭頂部に発生するひずみを計測する方法）精度、信頼性が高いことから現状では高い精度が要求される、軸力調査に最も適している。しかし、施工能率が悪いのが欠点である。
- ②戻しトルク法・増し締めトルク法（締付けトルクと軸力の関係に基づき計測する方法）現状では簡単に高力ボルトの軸力を確認できる方法と思われる。しかし、施工時のトルク係数が変化しているため、軸力推定にあたっては、精度、信頼性が低い。また、持ち手の長いレンチを使

用するので使用場所が限定される。

- ③超音波軸力計による方法(軸力による超音波の伝播変化を計測する方法)測定の精度を確保するために、高力ボルトメーカーもしくは架設現場で高力ボルトの両端面を平坦に仕上げるのが現状では困難であり、現場での調査方法としては実用的でない。

上記のどの技術も非接触ではなく、①のようにひずみゲージの設置が必要とするもの、②のようにレンチなどでボルトを直接回す必要があるもの、③のようにボルト加工が必要なもの、これらの方法で検査を行うのは非効率である。

6.2.2 画像による軸力計測の可能性

前述のとおり、高精度かつ信頼性が高い方法としてひずみゲージを用いた手法の有効性が確認されているが、ひずみゲージを用いた方法は作業効率が悪いので、筆者らはひずみゲージの代わりに画像計測によってひずみを算定する方法を考案し、図 6-1 に示す手法を用いて基本的な精度の確認などを行った。後述で記載するが、約 10%程度の軸力変化を画像で捉えるには $1\mu\text{m}$ 程度の変位を捉える必要がある。例えばボルトヘッド中央部約 30mm の実寸に対して、長さ 3000 万画素以上となる撮影機材で撮影し、0.1 画素の精度で変位計測できれば可能であり、市販のカメラでも十分実現できると考えられる。ただし、画像計測においては、解像度だけが精度を決める要因ではなく、撮影方法や撮影環境、レンズのひずみなど、様々な誤差要因があり、解像度よりむしろ、それらの誤差要因の方が精度に与える影響が大きい。

橋梁の架設現場においては、他の作業の進行を妨げることなく、効率的かつ安全に軸力計測を行うべきであることを考えると、撮影方法に限られるうえ、現場の周辺環境の影響を大きく受けることから理想的な状態で計測できるわけではない。現場に適した撮影方法や現場環境を配慮した解析方法を考案し、様々な実験により精度の検証を行う必要がある。

また、どのような形態や状態のボルトでも計測できるわけではない。画像上に現れる何等かのパターンの変化を捉えることが、画像による変位計測の基本であるため、明瞭なパターンが画像上に現れない場合(例えば刻印などが無い箇所)や変位とは別の影響(例えば光や影の移動)によりパターンが変化する場合には計測できない。さらに、ステレオ撮影による 3 次元計測においてはカメラを 2 台使用するため、場所等の制約を受ける現場撮影においては不向きであるとともに、現時点においてはトルシア形の高力ボルトのように丸みを帯びた立体構造をしているものも、2 次元画像による変位計測手法では計測できない。

定性的ではあるが打音法のように、ボルト形状に関係なく塗膜の上からでも点検できる手法と比べると大きな欠点である。このような理由から、本研究においては、架設現場を対象とした高力ボルトは六角ボルトに限定にしていることをご理解願いたい。

一方で、画像を用いることで、ボルトの位置、形状の認識、個々のボルトの識別が可能である点や、記録性が高く解析を後処理できる点は、画像を用いた方法特有の利点である。自動識別により、ロボットによる完全無人の計測が将来可能となる可能性がある。また、損傷疑いがあるボルトがどの部材のどの位置に配置しているかも自動検出できるだろう。

また、現場では撮影だけ行い、解析を後処理で行うことで、現場作業の時間を大幅に短縮することができる。画像を用いた計測手法は、このような将来的な自動化や効率化の発展可能性が大きいと言えるだろう。

このような背景から、現場への適用を考えた場合、画像による3次元計測は全く現実的ではないため、単視点での2次元的な画像変位計測による実現場におけるボルト軸力計測の効率化や自動化も視野に入れながら、本技術の研究開発を行った。

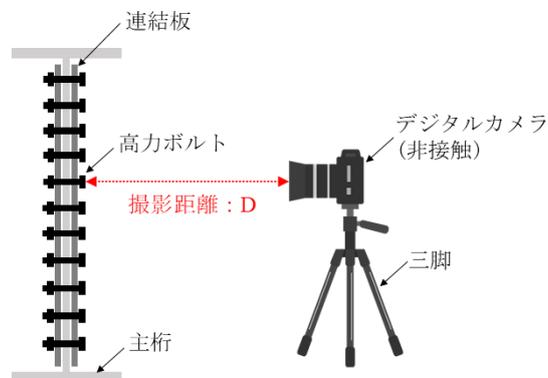


図 6-1 画像計測手法のイメージ図

6.2.3 画像変位計測の原理

(1) 画像変位計測

画像計測という用語は非常に広い技術範囲を指すので、本論文ではひずみの計測を目的とした微小変位の計測を行う技術を画像変位計測と定義付ける。後述するように、本研究により開発した技術は画像変位計測だけでなく、画像認識などの要素技術を含めた総合的なものであるが、計測精度において最も重要な要素のひとつが画像変位計測であるため、ここでは画像変位計測について重点的に説明する。

画像変位計測には、多種多様な方法があるが、古くからよく用いられる方法として、デジタル画像相関法(Digital Image Correlation Method: DIC)がある[6-1]。これは基準とする画像(基準画像)上に計測対象とする領域を切り出してテンプレート画像を作っておき、その後に撮影された画像(後続画像)に対し、テンプレート画像と最も類似した画像パターンの位置を走査して探し、テンプレート画像における相対的な位置の違いから変位を算定するものである。このようなテンプレート画像を用いて画像パターンの類似度からマッチングする位置を特定する方法をテンプレートマッチングと呼ぶ。デジタル画像相関法は、テンプレートマッチングの一種であり、類似度の計算を画像相関によって行い、一画素単位あるいはサブピクセル単位で走査するのが一般的である。この方法は計算コストが高く処理が低速であること、形状の変化や回転に弱いといった問題がある。

この問題を解決する手法として、縮尺や回転などの変化も変数として設定でき、走査の代わりに数値解析により適切な変位量を算定する最小二乗マッチング法がある。本研究では、最小二乗マッチング法を用いている。

これ以外にも、テンプレート画像を用いる代わりに形状パターン(特徴量)をリスト化して、類似パターンを検索する特徴量マッチング法(SIFT が有名)、ターゲットを用意してそのターゲットの重心位置の変化を追う方法(ターゲット計測法)や、モアレパターンを用いる方法(サンプリングモアレ法)などがある。本研究でも、部分的にターゲット計測法を利用している。特徴量

マッチング法は、画像の幾何学的変化にも強く高速でロバストな方法であるが、明瞭なエッジなどが現れない箇所では有効な特徴量を持った特徴点が発生しないため、局所的なボルトヘッドの変位計測には不向きである。また、極小のモアレパターンを用意することが困難であるため、サンプリングモアレ法も利用できない。高力ボルト締付時に発生する変位についてはせいぜい数 μm と極めて小さく、局所的な変形は発生しないため、変位計測手法としては変形を配慮しないテンプレートマッチング法で対応可能である。そのため、サブピクセル単位で走査する画像相関法でも十分高い精度で計測可能であると思われるが、処理効率とこれまでの実績を重視して、本研究では最小二乗マッチング法を用いた。

(2) 最小二乗マッチング法の原理

本研究ではテンプレートマッチングの一種である最小二乗マッチング法を用いて、計測領域について締付け前後の画像間での変位量を自動計測する画像処理手法が用いられている。図 6-2 に示すとおり締付け前の画像での指定した計測領域をテンプレート画像として、締付け後の画像上で最も一致度の高い領域を探す手法である。

最小二乗マッチングは画像相関法と比べて高精度かつ高効率に画像マッチングを行う工夫がなされている。その仕組みは下記の通りである。なお、計測領域 A の左右方向の変位を Δx_a 、計測領域 B の左右方向の変位を Δx_b とする。



図 6-2 締付け前後のボルト画像計測領域の抽出画像比較例

最小二乗マッチング法による変位計測の概要を以下に示す。簡単のため、図 6-3(a) に示すとおりここでは基準画像と後続画像との間では局所的には変位のみが発生しているものと仮定して、求めるべき変数を画像の左右方向の変位量 Δx 、上下方向の変位量 Δy のみとする。テンプレート画像の一部を断面で切り、縦軸を輝度、横軸を x 座標としたグラフをもとに説明する。各画素における輝度は非線形な関数 $f(x)$ で表現されているとみなすことができる。ここで、 $f(x)$ を 1 画素横にずらした $f(x+1)$ を用意し、両者の差分をとると微分画像 $f'(x)$ を得ることができる。

同様に、テンプレートに対して、 x 方向に 2 画素分の変位が発生した入力画像について考える。この入力画像を同じように断面を切って $g(x)$ としたとき、 $g(x)$ と $f(x)$ との輝度差画像 $d(x)$ を計算する。

図 6-3(b) からわかるように、輝度差画像 $d(x)$ は微分画像 $f'(x)$ を縦方向におよそ 2 倍した形状となっている。実際には $f(x)$ は非線形であるため微妙なずれがある。この関係を表すと式 (6-1)、式 (6-2) となる。

$$g(x) = f(x + \Delta x) \quad \text{式(6-1)}$$

$$d(x) = \Delta x f'(x) + e(x) \quad \text{式(6-2)}$$

ここに、 $e(x)$ は $f(x)$ の非線形性に起因するずれを表し、上の例では $\Delta x=2$ となる。

実際には x 方向だけでなく y 方向にも変位が生じているしノイズ $v(x,y)$ もある。それらを含めて表すと式(6-3)、式(6-4)となる。

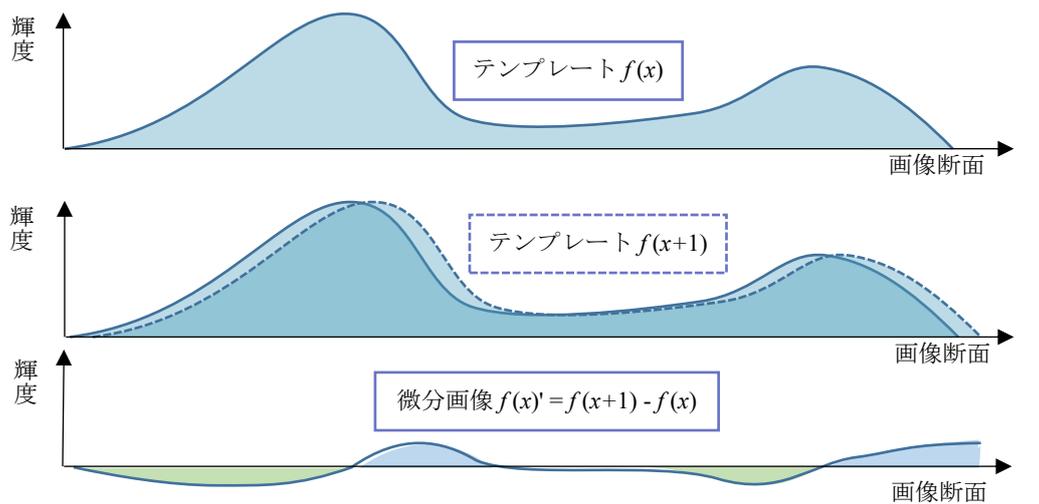
$$g(x,y) = f(x + \Delta x, y + \Delta y) + v(x,y) \quad \text{式(6-3)}$$

$$\begin{aligned} d(x,y) &= g(x,y) - f(x,y) \\ &= \Delta x \frac{\partial f(x,y)}{\partial x} + \Delta y \frac{\partial f(x,y)}{\partial y} + e(x,y) \end{aligned} \quad \text{式(6-4)}$$

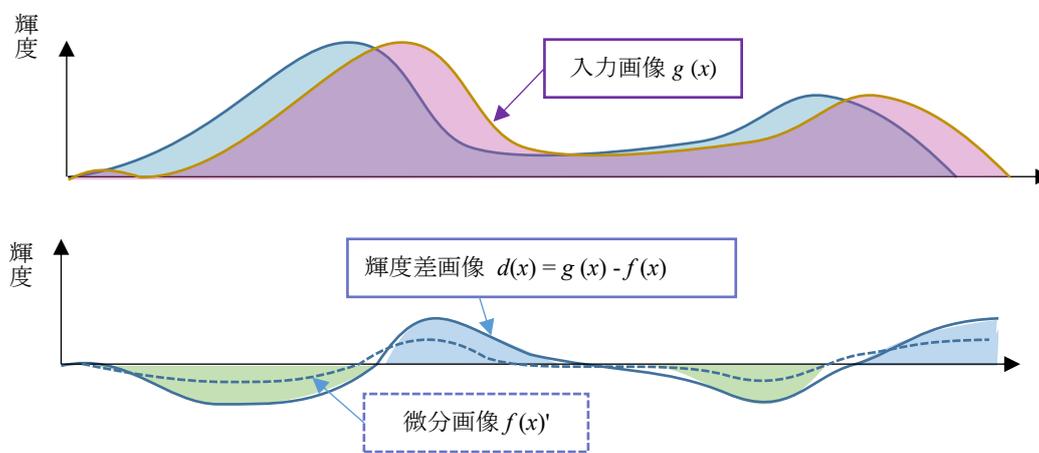
テンプレートの大きさが x 方向に m 画素、 y 方向に n 画素あるなら、式(6-3)、式(6-4)が $m \times n$ 個連立する。これに対する解法としては、 $\sum e(x,y)$ が最小となるように、最小二乗法により $\Delta x, \Delta y$ を求め、式(6-3)から導出される以下の式(6-5)から平均残差 V を計算する。

$$\begin{aligned} V &= \sum \frac{v(x,y)}{nm} \\ &= \sum (g(x,y) - f(x + \Delta x, y + \Delta y)) / nm \end{aligned} \quad \text{式(6-5)}$$

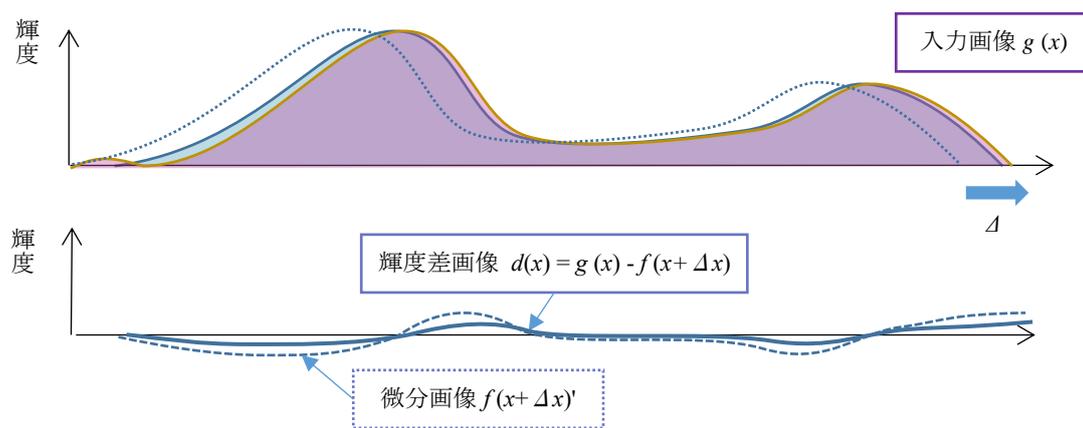
図6-3(c)のとおり平均残差が大きい場合、テンプレートを $(\Delta x, \Delta y)$ だけずらして再度計算し、平均残差が改善されない状態になるまで繰り返し計算する。



(a) 原理 1



(b) 原理 2



(c) 原理 3

図 6-3 締付け前後のボルト画像の計測領域の切出し画像比較 (例)

(3) 初期値の計算

このように、最小二乗マッチング法の解法は非線形最小二乗法そのものなので、初期値として近似値が必要となる。変位が微小であれば、近似値を 0 とすればよいが、変位が大きい場合には別途近似値を与える必要がある。ボルト軸力によって発生する変位そのものは微小であるが、カメラやボルトの移動によっても画像上では位置の変化が現れるので、画像上では大きな変位が現れたのと同様である。このような場合、画像を縮小して大雑把に画像マッチングを行って初期値を得て、段階的に拡大してより細かい画像マッチングを行う方法（弛緩法）を用いることが多い。それ以外にも特徴量マッチングと組み合わせる方法も考えられる。

6.2.4 FEM 解析による高力ボルト頭頂部の評価

画像変位計測法を行うにあたって、高力ボルト軸用非線形解析プログラム Abaqus[6-2]を使用し、高力ボルト頭頂部の変形解析を行った。

(1) 解析モデル

写真 6-1 の引張試験に示す高力六角ボルト、座金および引張試験機反力板を解析対象とした。解析モデル形状を図 6-4 に示す。使用した高力ボルトは JIS B 1186 に準拠する。高力ボルトは M22(F10T)で、反力板の材質は SM490YB とした。なお、鋼のヤング係数(E_s):200,000N/mm², ポアソン比(ν):0.3, 降伏応力(σ):900N/mm² とした。要素は 8 節点 6 面体要素を用いた。ボルト頭部の形状は六角柱で高さ 14mm, 軸部はねじ部のない円柱, 座金は外形 44mm, 内径 23mm, 高さ 6mm の中空円柱, 反力板は外形 80mm, 内径 24.5mm, 高さ 32mm の中空円柱とした。

境界条件は、反力板を完全固定し、ボルト軸部に引張力を与え、ボルト軸力の導入状態を再現した。摩擦係数は、反力板と座金間 $\mu = 0.40$, ボルト頭部座と座金間 $\mu_d = 0.01$ の摩擦係数とした。ボルト軸力は 50kN 毎の荷重を増分させて解析を実施した。なお、すべての材料で、応力とひずみの関係は、完全弾塑性とした。

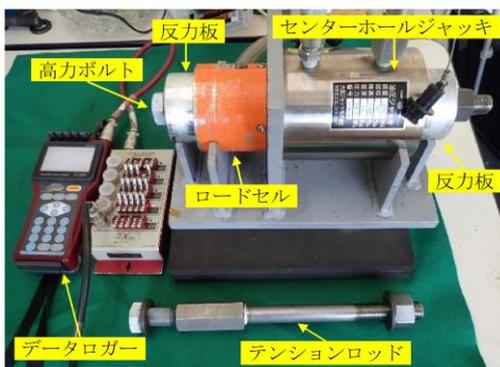


写真 6-1 高力ボルト引張試験機

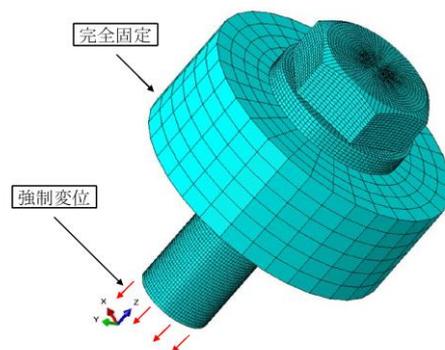
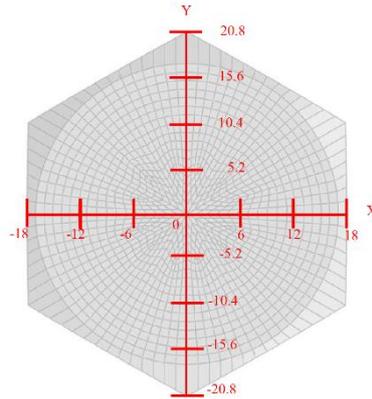


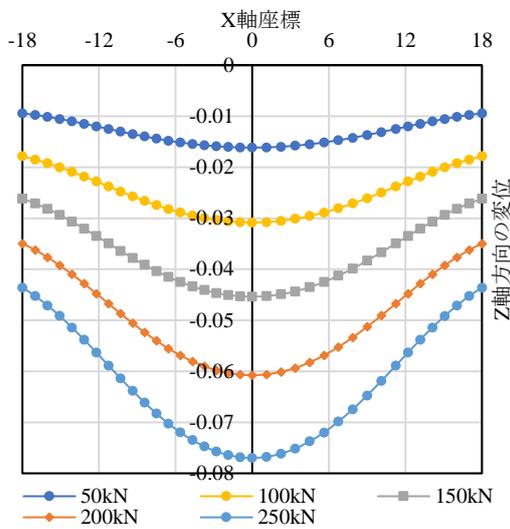
図 6-4 FEM 解析モデル

(2) 解析結果

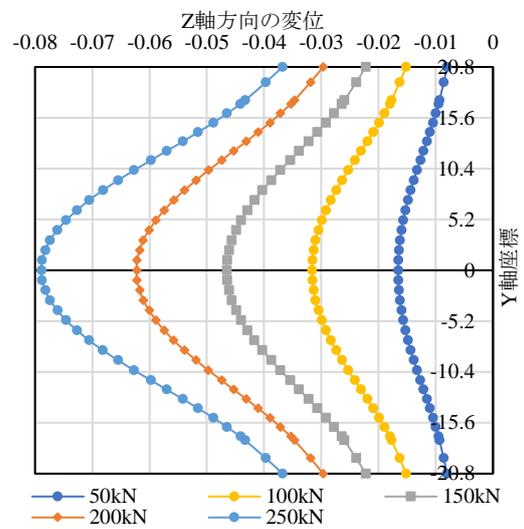
図 6-5 に高力六角ボルト頭頂部の変形後の形状を示す。引張荷重を付与していないときの変位を 0 として、軸力の増加に伴い、ボルト頭頂部全面が下(Z 軸)に変位すると同時に中心部はより多く変形することがわかる。



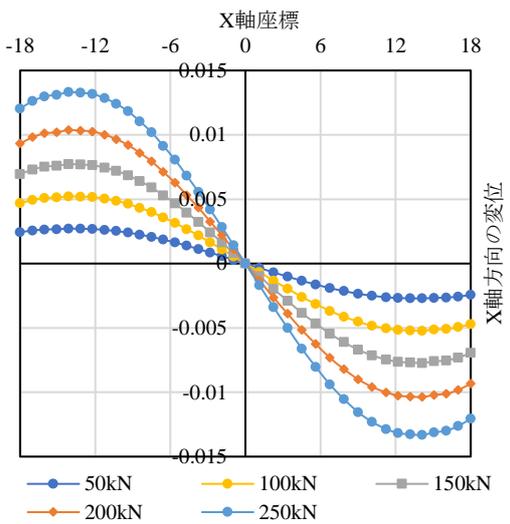
(a) 計測位置図 (単位:mm)



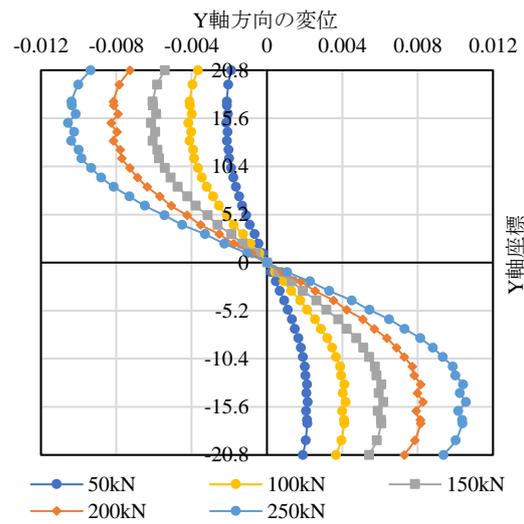
(b) 頭頂部の Z 方向変位図 (X 軸断面)



(c) 頭頂部の Z 方向変位図 (Y 軸断面)



(d) 頭頂部の X 方向変位図 (X 軸断面)



(e) 頭頂部の Y 方向変位図 (Y 軸断面)

図 6-5 FEM 解析結果

(3) ひずみゲージと解析結果の比較

M22(F10T) の未使用高力六角ボルトの頭頂部中心に 3 軸ひずみゲージを貼付け、写真 6-1 の引張試験機により 50, 100, 150, 200, 250kN の 5 段階の荷重を加え、荷重－ひずみ関係の傾きの確認を行った。試験体数は $n=3$ とした。また、同メーカー、同ロットの高力ボルトを使用し、ボルトの機械的性質によるばらつきを最小限に抑えた。なお、ひずみの値は、3 軸ひずみゲージによる最大主ひずみと最小主ひずみの平均を使用することとした。結果的に 2 軸ゲージの 2 軸ひずみの平均を使用することと同じであることをご容赦願いたい。

得られた荷重－ひずみの関係を図 6-6 に示す。いずれの相関係数も非常に高く、線形性が高いことが示されており、その回帰直線の傾きについて同程度である。図 6-6 示すとおり、実測と FEM 解析と各ボルトの傾きを示す定数項に差異はほとんどみられないことがわかる。

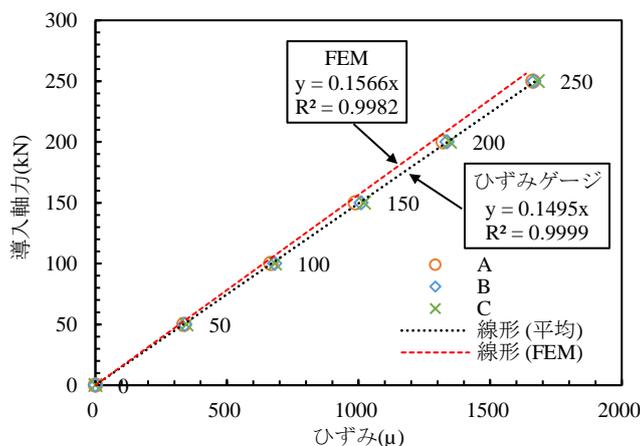


図 6-6 荷重－ひずみの相関関係

6.2.5 最小 2 乗マッチング法による高力ボルトの軸力測定評価

(1) 試験体

本試験では、高力六角ボルト M22(F10T)を所定の導入軸力を写真 6-1 に示す引張試験機でボルト軸部に段階別に軸力を与え、最小二乗マッチング法にて高力ボルト頭頂部の画像変位を計測し、段階別に比較することで、ボルト導入軸力の検出可能かを検討する。撮影するボルトの表面パターンは、写真 6-2 に示すとおり、一般的なデジタル画像相関法[6-1]で用いられる撮影面が、白色のスプレーで下地を塗布し、次に下地の上から黒色のスプレーでランダムパターンを塗布したボルト A と工場から出荷されたままのボルト表面が未処理タイプのボルト B の 2 種類の高力ボルトをそれぞれ各 3 本用意した。

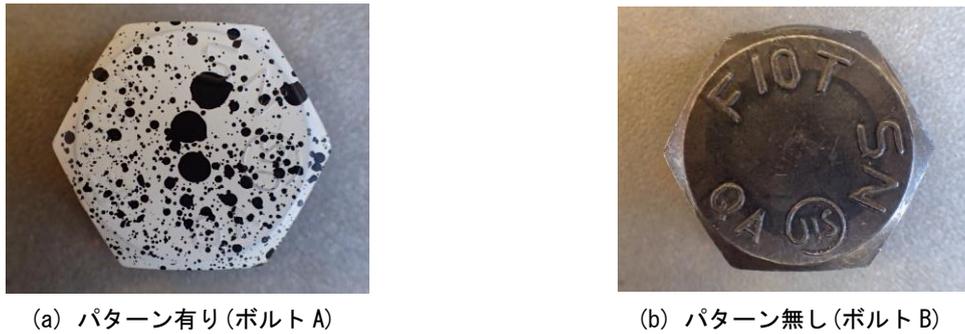


写真 6-2 画像変位計測用ボルト

(2) 試験概要

本試験では、F10T の高力六角ボルト頭部中央の最小二乗マッチング法にて高力ボルト頭頂部の画像変位をデジタルカメラでその変化が検出可能かを検討するため、撮影では、ボルト頭部の範囲が画像の中心となるように設定し、無荷時および軸力がおよそ 10, 30, 50, 100, 150, 200, 250kN 時の軸力を各段階で 1 ボルトに対し 10 枚ずつ撮影し、図 6-7 に示すとおり領域 1-4 間、領域 2-5 間、領域 3-6 間の長さ(L)の 3 軸に対して、画像変位計測により相対変位(dx)を算出し、軸間の画素数(L)で割って各軸のひずみを計算(dx/L)し、さらに各軸のひずみの平均値を用いて、最小二乗マッチング法でそれぞれの画像マッチングを行った。なお、荷重範囲 M22(F10T)高力ボルトの弾性範囲内とした。使用したカメラは、Canon : EOS Kiss X5, 画素数 : 5184×3456, 絞り値 : F/16, 感度 ISO400 とした。レンズは、タムロン : AF 70-300mm F/4-5.6 Di LD Macro 1:2 (望遠端 300mm で固定)としている。また、試験体表面の明るさを一定に保つために、図 6-8 に示すとおり、撮影時には、LED ライトを 2 台使用し、カメラの位置関係は、カメラ間の撮影距離(D)は約 1m とした。この条件下の画像解像度は、 $s = 1000 \times 0.0043/300 = 0.0143 \text{ mm/pixel}$ となるため、長手方向において約 3500pixel で構成される。

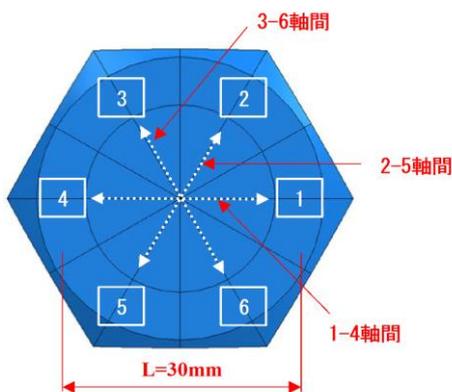


図 6-7 計測領域イメージ図

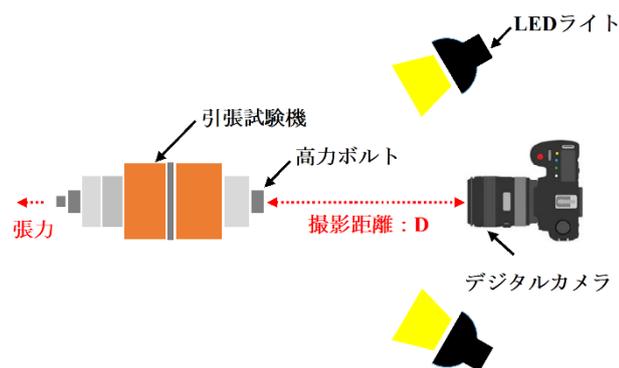


図 6-8 画像計測試験イメージ図

(3) 高力ボルトの奥行き方向への変位による影響とその誤差除去の方法

前述の FEM 解析結果の図 6-5 (a), (b), (c), (d) に示すとおり、高力ボルト頭頂部については導入軸力の増加に伴い、ボルトヘッド全体の変位は平面方向よりもむしろ、奥行き方向への大きい立

体的変形が発生する。また、実際の締付けにおいては、ボルト締付けによる連結板同士の肌すきによるなじみで軸力方向へのボルトヘッド位置移動が考えられるため、この変形量について最小二乗マッチング法への影響が考えられる。そこで、図 6-9 に示すとおり、カメラから離れた位置にあるボルトを撮影した変形前画像を基準として変形後の画像を撮影する場合において、測定物には面内ひずみを生じるとともに、カメラ前後方向への面外変形(ΔL)も同時に生じると考えられる。

一方、撮影画像によるひずみ分布計測を実施する場合には、このような面内方向ひずみと面外方向変位（奥行き方向）を伴う変形後のボルトに対し、それを 1 枚の平面(2D)画像として撮影した画像を用いて図 6-9 に示したように変形前に取得した平面画像を基準とする最小二乗マッチング法を行うため、高力ボルトの奥行き方向への変位の影響に対する誤差除去の方法を考案した。

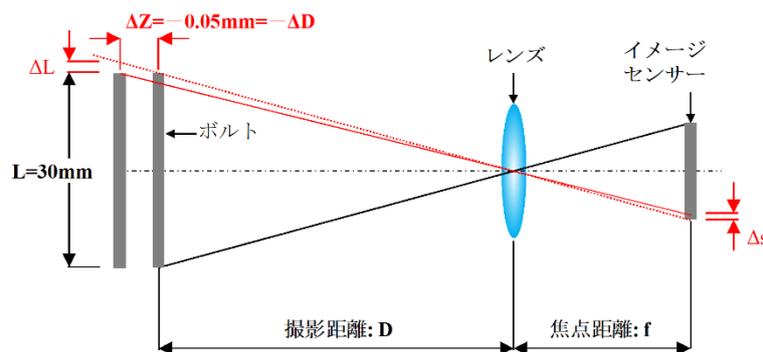


図 6-9 奥行き方向への縮尺変換イメージ図

図 6-7 にボルトヘッド上の計測領域を示す。各軸の計測領域の中心までの距離 L はおよそ 30mm である。図 6-5 (b), (c) より、 $L=30$ (ボルトヘッド中心より 15mm)での Z 軸方向の変位(ΔZ)は 0.05mm である。ボルトを正面から撮影しているので、撮影距離の変化は、 $\Delta D = -\Delta Z$ となる。奥行き方向の変位 $\Delta Z (= -\Delta D)$ によって、画像上に縮尺誤差 Δs が現れる。この Δs の影響をボルトヘッド上の平面変位に置き換えると ΔL となる。

この ΔL と ΔD との関係を保ルトヘッド表面とレンズ中心とを結ぶ三角形の相似関係より示すと、式(6-6)となる。

$$L/2D = (L/2 + \Delta L)/(D + \Delta D) \quad \text{式(6-6)}$$

よって、式(6-7)となる。

$$\Delta L = L/2D \times (D + \Delta D) - L/2 = L/2 \times \Delta D/D \quad \text{式(6-7)}$$

図 6-5 (b), (c) より、導入軸力 250kN の際には、 $\Delta D = -\Delta Z = 0.005\text{mm}$ であるため、望遠撮影時において撮影距離を 1000mm とした場合、 $2\Delta L = 30 \times 0.05/1000 = 0.0015\text{mm}$ に相当する水平方向変位の誤差が生ずる。

一方、計測領域での X 軸方向の変位は図 6-5 (d), (e) より 0.013mm と -0.013mm であり、その差

は0.026mmである。

ΔZ の影響はX軸方向の変位と比べて1/17以下と十分小さいが、ひずみを推定するにはその影響は無視できない。なお、近接マクロ撮影を行う場合には、撮影距離 D が100~200mm程度まで短くなるので、その影響はさらに大きくなる。

ここまでは、奥行き方向の変位 ΔZ について、弾性変形のみについて述べてきたが、実際には0kN時には、ボルト孔との噛み合わせ分のずれも生じる。その量はその都度異なる値をとるので定式化できない。また、近接マクロ撮影時においては、カメラの位置を固定できないので、撮影ごとに撮影距離 D の値が変化する。

そこで、図6-10に示すとおり、ボルトヘッド表面に十字架型の基準尺を取り付け、基準尺によって縮尺の補正を行うこととした。

基準尺の各軸の先端には、微小なリング状の様子が印字されており、そのパターンと配置をもとに、自動的に基準尺の画像上での寸法(s 画素単位)を算定する。

基準尺の実寸を S としたとき、焦点距離 f と画像上での基準尺の長さ s と撮影距離 D との関係から、式(6-7)となる。

$$D/S = f/s \quad \text{式(6-7)}$$

よって、 $D/S = f/s$ として、画像ごとに撮影距離 D を算定できる。

10kN時の撮影距離を D_{10} として、250kN時の撮影距離を D_{250} としたとき、その差は、式(6-8)となる。

$$\Delta D = D_{250} - D_{10} \quad \text{式(6-8)}$$

この値を、式(6-7)に適用することで、撮影距離の変化による平面方向の変位影響 ΔL が算定されるので、その分を差し引いて計算することで、平面方向の実変位を算定することができる。

10kN時、250kN時のボルトヘッド計測領域間の実寸をそれぞれ X_{10} 、 X_{250} とする。平面方向の変位は $\Delta X = X_{250} - X_{10}$ となる。10kN時、250kN時の画像上での領域間距離をそれぞれ x_{10} 、 x_{250} とする。画像による変位計測で得られるのは、初期値の x_{10} と画像上での相対変位 Δx である式(6-9)となる。

$$\Delta x = x_{250} - x_{10} \quad \text{式(6-9)}$$

式(6-8)より式(6-10)、式(6-11)、式(6-12)を用いて ΔX を算定することができる。

$$X_{10} = D_{10} \times x_{10}/f \quad \text{式(6-10)}$$

$$X_{250} = D_{250} \times x_{250}/f = D_{250} \times (x_{10} + \Delta x)/f \quad \text{式(6-11)}$$

よって、

$$\begin{aligned}\Delta X &= X_{250} - X_{10} \\ &= D_{250} \times (x_{10} + \Delta x) / f - D_{10} \times x_{10} / f\end{aligned}\quad \text{式 (6-12)}$$

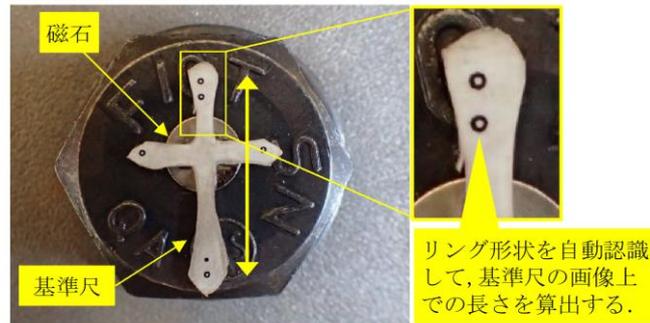


図 6-10 基準尺取付けイメージ図

(4) 軸力推定

実際の現場では、高力ボルト締付け時の導入軸力は未知であり、なおかつ室内実験時のように軸力を少しずつ入れるということはしない。すなわち、手締め(10kN程度)、一次締め(60%程度)、本締め(100%)といった3段階のステップだけで軸力推定をしなければならない。このうち一次締めでの導入軸力にはばらつきがあると考えられるので、参考程度にしかならない。手締めに基準として、本締め時のひずみの値をもとに推定軸力の算定を行うものとする。

(5) 試験結果と考察

F10Tの高力六角ボルトに段階別に軸力を与え、頭頂部の表面でそれぞれのボルトに対して撮影したボルトの荷重-ひずみ相関関係を図6-11、ボルトの計測領域を図6-12、図6-13ひずみの傾きから算出した導入軸力の理論値を、表6-1、撮影計測状況を写真6-3にそれぞれ示す。なお、

写真6-3の撮影では室内で撮影を行っているため、LED照明を省略していることをご理解願いたい。パターン有りのボルトAは、250kNの軸力導入時にボルト1が-8kNと最も大きい誤差であったが、全体での平均残差は2.5~6.5kNであり、2.6%以下の精度の高い結果となった。パターン無しのボルトBは、導入軸力250kN時にボルト1で28kNの誤差が発生していた。全体での平均残差は6.1~18.5kNであり、7.4%以下の精度結果となった。

ボルトAでは、目標とする平均10%以内にはおさまっていることを確認した。

一方、図6-11からわかるように、導入軸力の増加によってひずみが線形関係で増加している。これは、図6-11中の回帰直線が示すとおり、荷重-ひずみ関係の傾きを示す回帰係数は、それぞれの傾きもほぼ等しい傾向を示している。これらの結果より、段階ごとの導入軸力の変化とボルト頭頂部の表面のひずみは相互関係にあり、最小二乗マッチング法を用いた画像変位計測により、その変化を検出できたといえる。

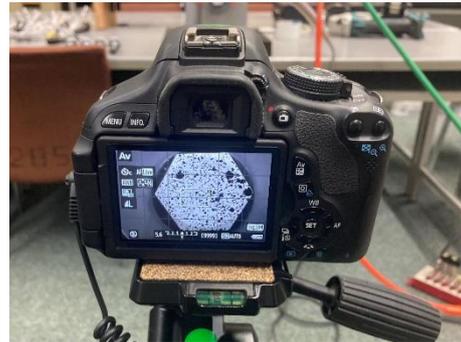
また、本研究では、現場実装に向けての基礎研究であるため、DICで一般的に用いられるボルトAのパターン有りのスプレー塗装は実際の架設作業において1工程増えるため、パターン有りの方が、標準偏差が小さくなる傾向となっているが、これは単純に、領域内の模様パターンのコ

ントラストの影響であると考えられる。コントラストが大きく出やすいパターン有りのボルト A は、背景とのコントラストが大きいためその特徴を得やすく、同じ条件下で連続撮影した1セット10枚分の変位の標準偏差をとると、パターン有りでは平均0.06画素、一方、パターン無しのボルト B は、平均0.11画素であり、この値は画像マッチングの精度を示す指標なので、結果に大きな影響を与えたと考えられる。また、パターン無しのボルトは、どれも刻印がない領域が含まれており、パターン有りと比べてコントラストが低いことと、刻印がない領域であることの2つの理由でパターン無しの方が、画像マッチング精度が低くなっていると考えられる。

さらに、対象とするボルトの導入軸力を判断する要素に用いるためには、鍛造加工方法や材質が異なる様々なメーカーのボルトに対してさらに計測を検討する必要があると考える。



(a) 計測状況



(b) 撮影画面

写真 6-3 撮影計測状況

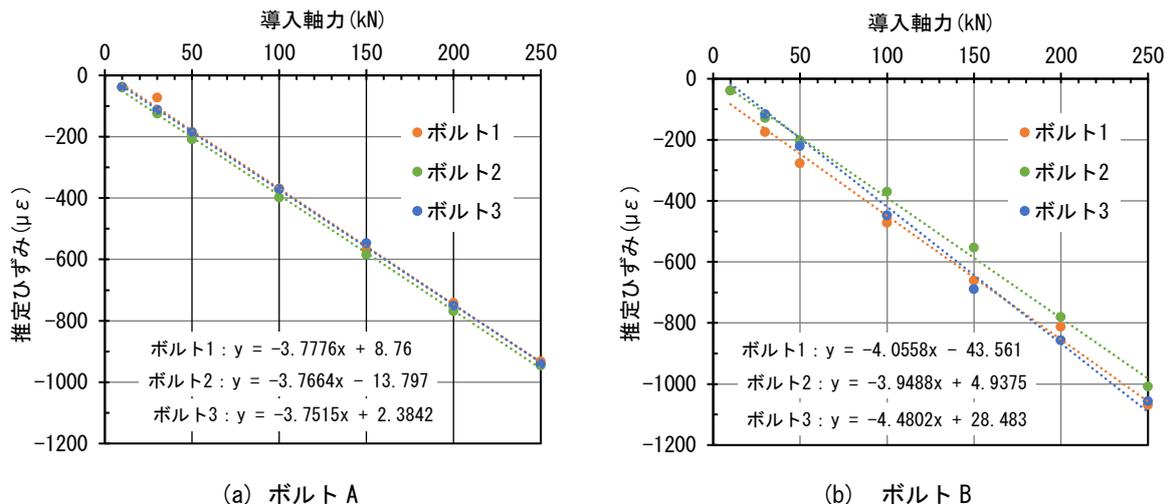


図 6-11 ボルトの荷重-ひずみ相関関係 (回帰式)

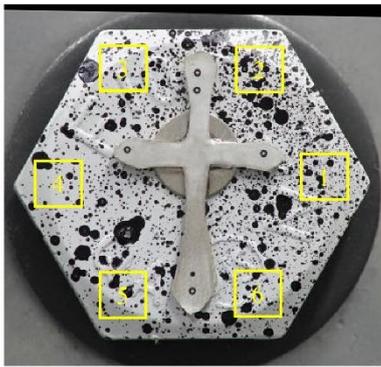
表 6-1 導入軸力理論値

(a) ボルト A

導入軸力 (kN)	推定ひずみ(με)			推定軸力(kN)			推定軸力残差(kN)		
	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3
0	-28	113	48	7	-29	-13	—	—	—
10	-39	-39	-39	10	10	10	0	0	0
30	-73	-125	-112	19	33	29	-11	3	-1
50	-199	-209	-185	52	54	48	2	4	-2
100	-369	-399	-372	96	104	97	-4	4	-3
150	-568	-585	-547	148	152	142	-2	2	-8
200	-742	-769	-751	193	200	195	-7	0	-5
250	-933	-946	-941	242	246	245	-8	-4	-5
0	-59	3	13	15	-1	-3	—	—	—
平均残差							6.2	3.0	4.3

(b) ボルト B

導入軸力 (kN)	推定ひずみ(με)			推定軸力(kN)			推定軸力残差(kN)		
	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3
0	-72	542	546	19	-141	-142	—	—	—
10	-39	-39	50	10	10	-13	0	0	0
30	-175	-129	-117	45	34	30	15	4	0
50	-278	-202	-221	72	53	57	22	3	7
100	-472	-371	-448	123	96	116	23	-4	16
150	-662	-554	-690	172	144	179	22	-6	29
200	-813	-781	-857	211	203	223	11	3	23
250	-1070	-1009	-1057	278	262	275	28	12	25
0	-66	273	492	17	-71	-128	—	—	—
平均残差							18.9	5.9	18.5



(a) ボルト A1 計測全体領域



領域 1

領域 2

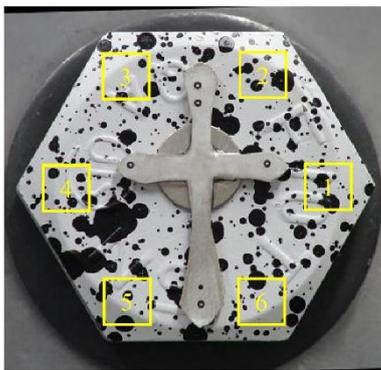
領域 3



領域 4

領域 5

領域 6



(b) ボルト A2 計測全体領域



領域 1

領域 2

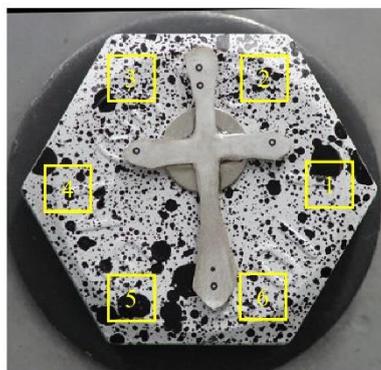
領域 3



領域 4

領域 5

領域 6



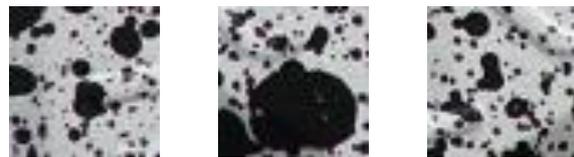
(c) ボルト A3 計測全体領域



領域 1

領域 2

領域 3



領域 4

領域 5

領域 6

図 6-12 ボルト A 計測領域



(a) ボルト B1 計測全体領域



領域 1



領域 2



領域 3



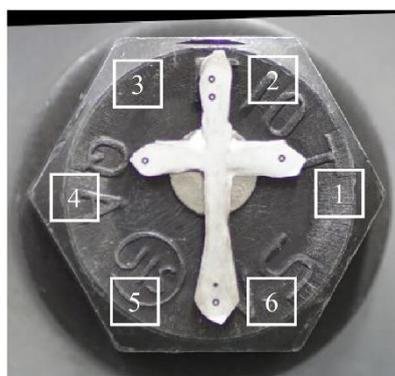
領域 4



領域 5



領域 6



(b) ボルト B2 計測全体領域



領域 1



領域 2



領域 3



領域 4



領域 5



領域 6



(c) ボルト B3 計測全体領域



領域 1



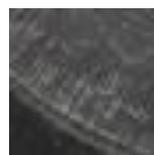
領域 2



領域 3



領域 4



領域 5



領域 6

図 6-13 ボルト B 計測領域

6.2.6 高力ボルトセットの軸芯ずれがボルト頭部のひずみに及ぼす影響評価

(1) 目的

画像処理による軸力同定法は、高力ボルト頭部の変形状態にばらつきが生じないことが重要であるが、座金軸とボルト軸、ボルト孔中心の位置関係によって推定軸力の誤差が大きくなる可能性がある。そこで、本研究の目的は、高力ボルトセットの軸芯ずれがボルト頭部のひずみに及ぼす影響評価することにある。ボルト孔中心、座金軸、ボルト軸の位置関係をパラメータとして FEM 解析を行った。

(2) 解析手法

解析ソルバーには汎用構造解析コード Abaqus/Standard2020[6-2]を使用した。ボルトのキャリブレーション試験を再現するため、各パートをモデル化し、境界非線形性を考慮した静的弾性有限変位解析を行った。

対象とした高力ボルトセットの構造諸元を表 6-2 に示す。解析モデル、要素分割の一例をそれぞれ図 6-14 に示す。反力板と座金間 $\mu = 0.40$ 、ボルト頭部座と座金間 $\mu_d = 0.01$ にそれぞれ摩擦係数を与えた。ボルトキャリブレーション実験を再現するため、図 6-14 に示すよう治具プレートの側面を完全固定し、ボルト軸の軸方向に強制変位を与えてボルトに最大約 250kN の軸力を導入した。要素分割には、母材およびボルト、座金のすべてに 8 節点低減積分ソリッド要素を用いた。

表 6-2 構造諸元

ボルト径 d (mm)	反力板厚 t (mm)	孔径 d ₀ (mm)	座金孔径 d ₁ (mm)	設計軸力 N ₀ (kN)	摩擦係数 μ_d (mm)
22.5	32	25	23.5	205	0.4

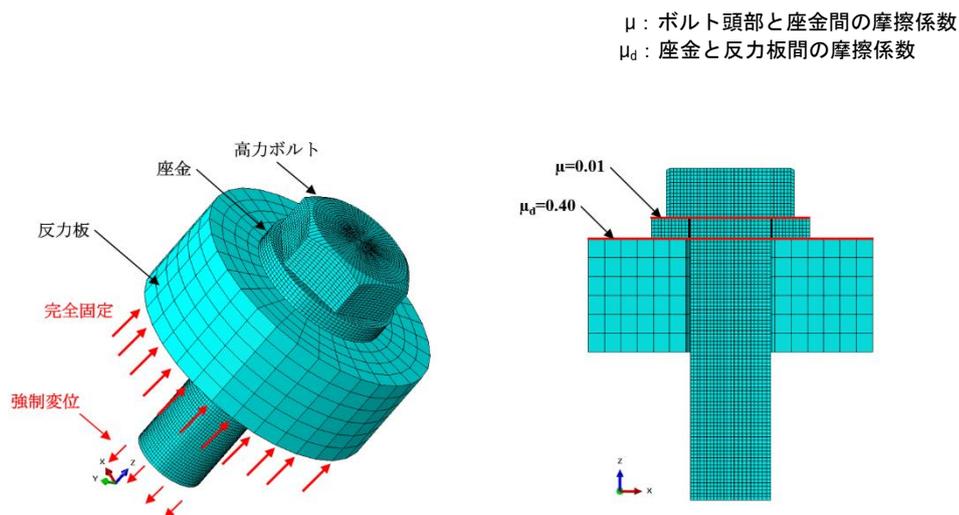


図 6-14 解析モデル

表 6-3 材料特性

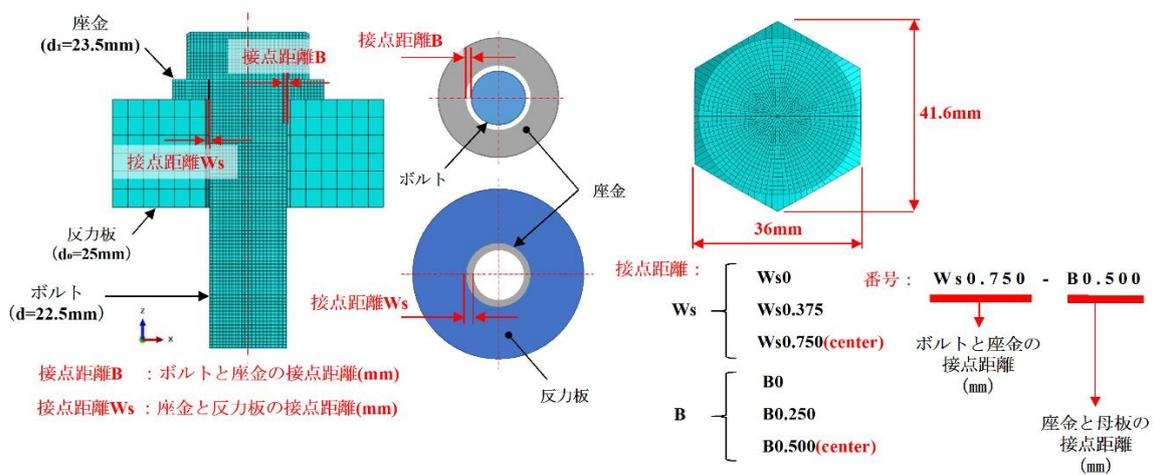
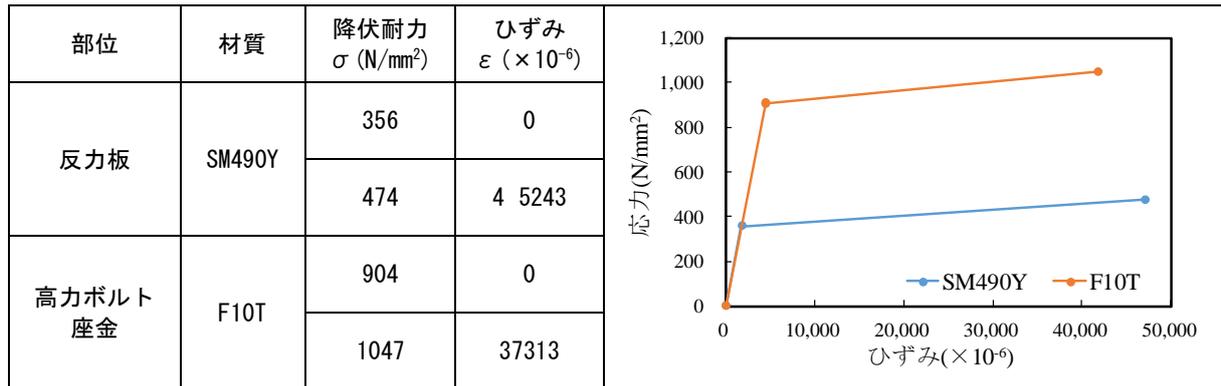


図 6-15 解析パラメータ

解析に用いた材料特性を表 6-3 に示す。治具プレートは SM490Y、ボルトおよび座金には F10T を用い、それぞれ加工硬化係数 E/100 のバイリニア型[6-3]、JIS 規定の公称値を参考としたトリリニア型[6-4]とした。

解析パラメータを図 6-15 に示す。解析ケースは表 6-4 に示すように、偏心軸を横方向(X)および縦方向(Y)にした場合について、ボルト孔の中心に対する座金軸、座金軸に対するボルト軸に偏心を与えた計 18 ケースとした。

表 6-4 解析ケース

(a) 偏心軸を縦方向(X)にした場合の解析ケース

座金 \ ボルト				
		center-B0.500	中央-B0.250	端部-B0
	center-Ws0.750	X-Ws0.750-B0.500	X-Ws0.750-B0.250	X-Ws0.750-B0
	中央-Ws0.375	X-Ws0.375-B0.500	X-Ws0.375-B0.250	X-Ws0.375-B0
	端部-Ws0	X-Ws0-B0.500	X-Ws0-B0.250	X-Ws0-B0

(b) 偏心軸を横方向(Y)にした場合の解析ケース

座金 \ ボルト				
		center-B0.500	中央-B0.250	端部-B0
	center-Ws0.750	Y-Ws0.750-B0.500	Y-Ws0.750-B0.250	Y-Ws0.750-B0
	中央-Ws0.375	Y-Ws0.375-B0.500	Y-Ws0.375-B0.250	Y-Ws0.375-B0
	端部-Ws0	Y-Ws0-B0.500	Y-Ws0-B0.250	Y-Ws0-B0

(3) 解析結果と考察

画像処理ではボルト頭部の六角端部を基準にその変形量を計測する。解析においてもその変形状態を観測し、換算ひずみ ε を用いて校正係数を算出した。なお、換算ひずみは式(6-13)により算出した。

$$\varepsilon = \delta / Li \quad \text{式(6-13)}$$

ここに、 δ : 変形量(mm)、 Li : ボルト頭部の六角端部の i 方向全長(mm)

本研究では、校正係数 k はボルト軸力-換算ひずみ関係の 0 kN 時から 250 kN 時までの傾きで定義し、誤差は高力ボルトセットに偏心のない理想的な配置のケース(Ws0.750-B0.500)に対する相対誤差を表す。

高力ボルトの軸力-換算ひずみ関係、校正係数 k およびその誤差を表 6-5 に示す。

表 6-5 高力ボルトの軸力-換算ひずみ関係と校正係数 k



(a) 偏心軸を横方向(X)にした場合 X 軸方向変形



(b) 偏心軸を横方向(X)にした場合 Y 軸方向変形



(c) 偏心軸を横方向(Y)にした場合 X 軸方向変形



(d) 偏心軸を横方向(Y)にした場合 Y 軸方向変形

- YY-Ws0-B0
- YY-Ws0.375-B0
- YY-Ws0.750-B0
- YY-Ws0-B0.250
- YY-Ws0.375-B0.250
- YY-Ws0.750-B0.250
- YY-Ws0-B0.500
- YY-Ws0.375-B0.500
- YY-Ws0.750-B0.500

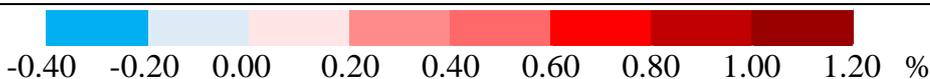


表 6-5(a), 表 6-5(b) より, 偏心軸を横方向(X)にした場合, X 軸方向変形の校正係数 k の誤差は最大 0.63%, 最小-0.11%であり, Y 軸方向変形の校正係数 k の誤差は最大 1.02%, 最小-0.34%である.

表 6-5(c), 表 6-5(d) より, 偏心軸を縦方向(Y)にした場合, X 軸方向変形の校正係数 k の誤差は最大 1.00%, 最小 -0.34%であり, Y 軸方向変形の校正係数 k の誤差は最大 0.42%, 最小 0.35%である.

面内の軸方向変形については, 偏心軸方向より偏心軸直角方向の校正係数 k の誤差の絶対値が大きくなった. また, 表 6-5(b), 表 6-5(c) より, 偏心軸直角方向の変形量から算出した校正係数 k については, 座金軸よりボルト軸の偏心の影響が最大で 1.02%程度大きくなった.

偏心軸直角方向のボルト頭部ひずみ分布については, 座金軸よりボルト軸の偏心の影響が大きくなることが明らかになった. これより, 偏心のない状態でキャリブレーション試験を実施し, 校正係数 k を求めた場合, 現場でのボルト軸力の同定は, ボルト軸と座金軸, 座金軸とボルト孔の中心が偏心状態にある場合に実際よりも大きく算定する可能性があるが, その値は 0.4%程度 (M22-F10T で 0.8kN 程度) と小さく, 偏心による頭部の変形状態が画像処理による軸力同定に及ぼす影響はほとんどないといえる.

ボルト頭部の画像解析によって高力ボルトの軸力同定を行うにあたり, 面外 (ボルト軸方向) の変形状態を管理することは重要な事項と考えられる. ここでは, ボルト頭部の面内変形に加え, 軸方向の変位分布を計測した. ボルトは F10T-M22 (設計軸力: 205kN, 標準軸力: 226kN) を想定し, 着目するボルト軸力は 50kN, 100kN, 150kN, 200kN, 250kN とした. 偏心軸を横方向(X)にした場合の X 軸方向変位と鉛直変位, Y 軸方向変位と鉛直変位, 偏心軸を縦方向(Y)にした場合の X 軸方向変位と鉛直変位, Y 軸方向変位と鉛直変位をそれぞれ図 6-16, 図 6-17, 図 6-18, 図 6-19 に示す.

図 6-16, 図 6-17 より, 偏心軸を横方向(X)にした場合, X 軸方向の変形量は最大約 0.020mm となった. Y 軸方向の変形量は最大約 0.010mm となり, 鉛直方向の変形量は最大約 0.080mm となった. また, 図 6-18, 図 6-19 より, 偏心軸を縦方向(Y)にした場合, Y 軸方向の変形量は最大で 0.015mm 以上, X 軸方向の変形量は最大 0.015mm 未満であり, 鉛直方向の変形量は最大約 0.080mm となった. これより, ボルト軸と座金軸, 座金軸とボルト孔の中心の偏心距離は偏心軸方向の変位量により影響をおよぼすが, その変位量は小さく, 偏心によって頭部の変形量は著しく変化しないといえる.

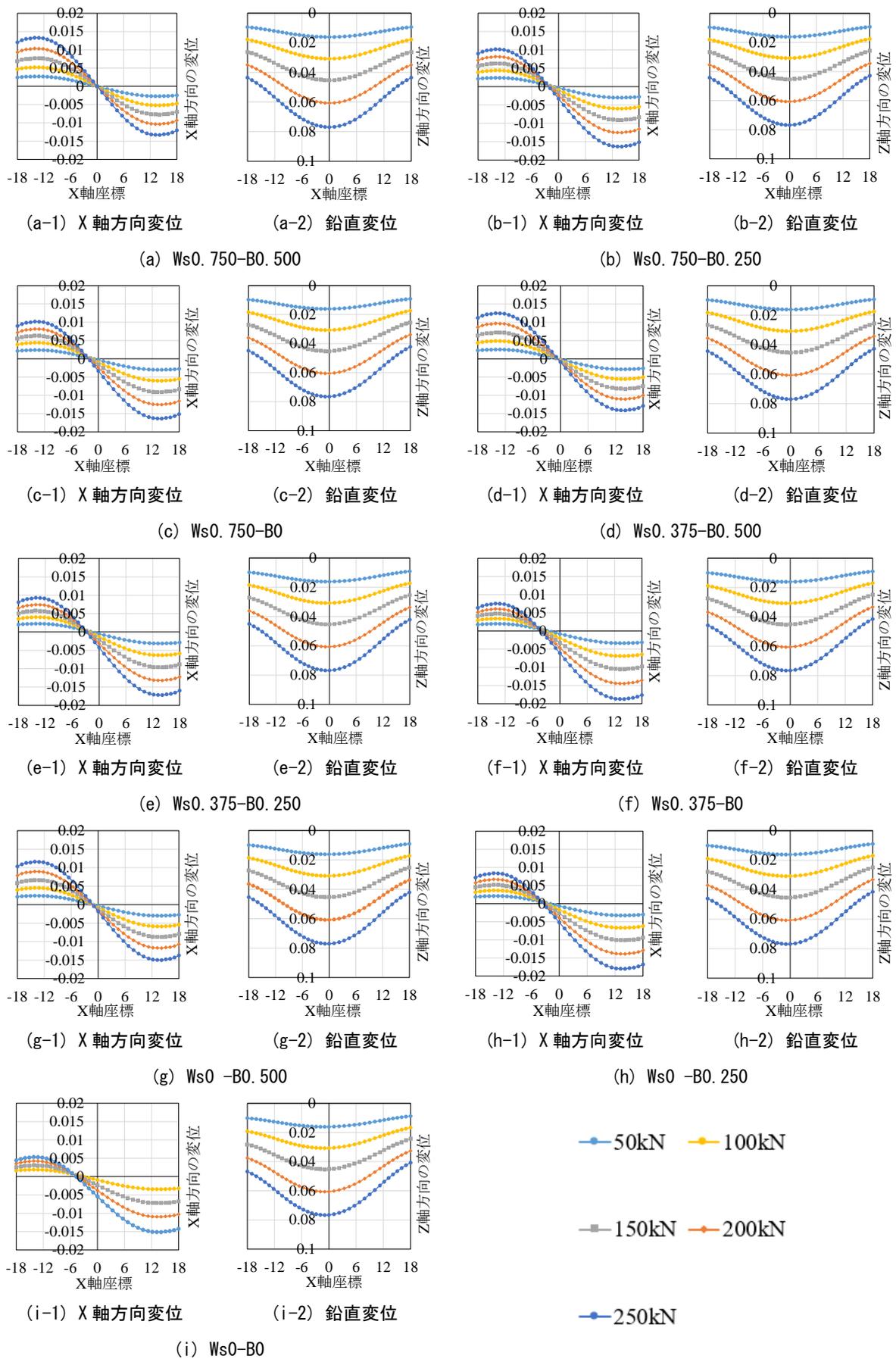


図 6-16 偏心軸を横方向(X)にした場合 X 軸方向変位と鉛直変位

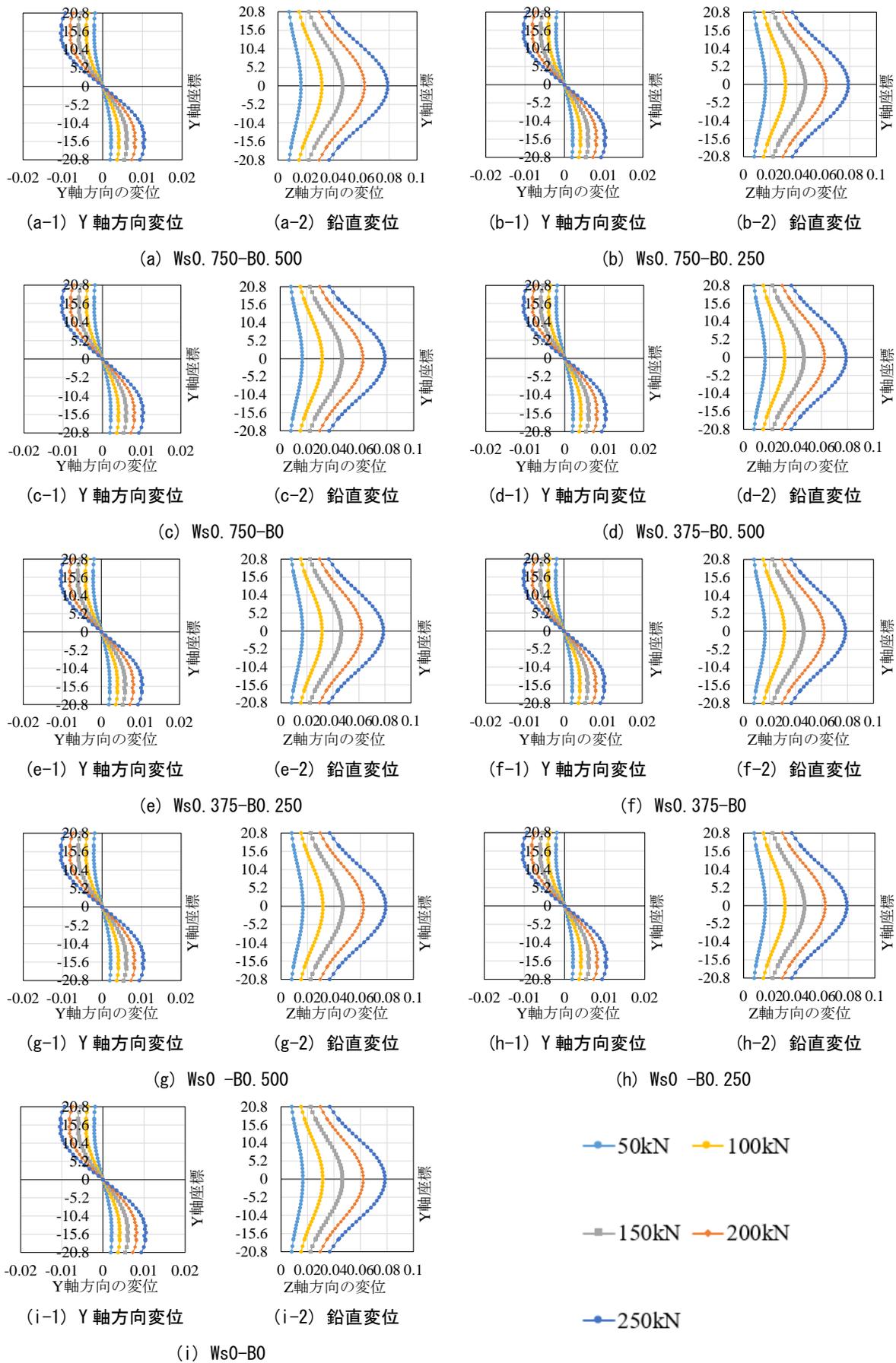


図 6-17 偏心軸を横方向(Y)にした場合 Y 軸方向変位と鉛直変位

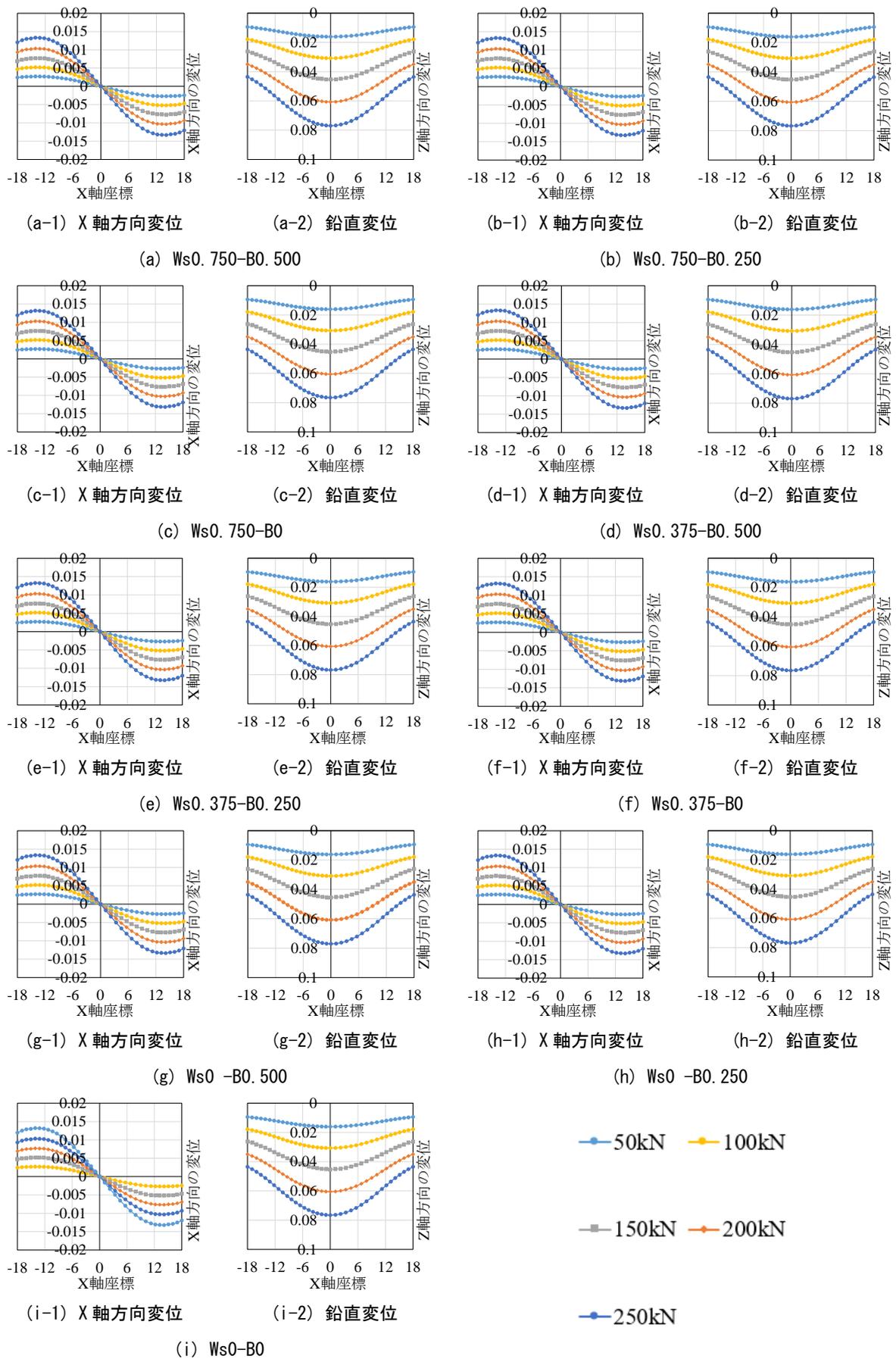


図 6-18 偏心軸を縦方向(Y)にした場合 X 軸方向変位と鉛直変位

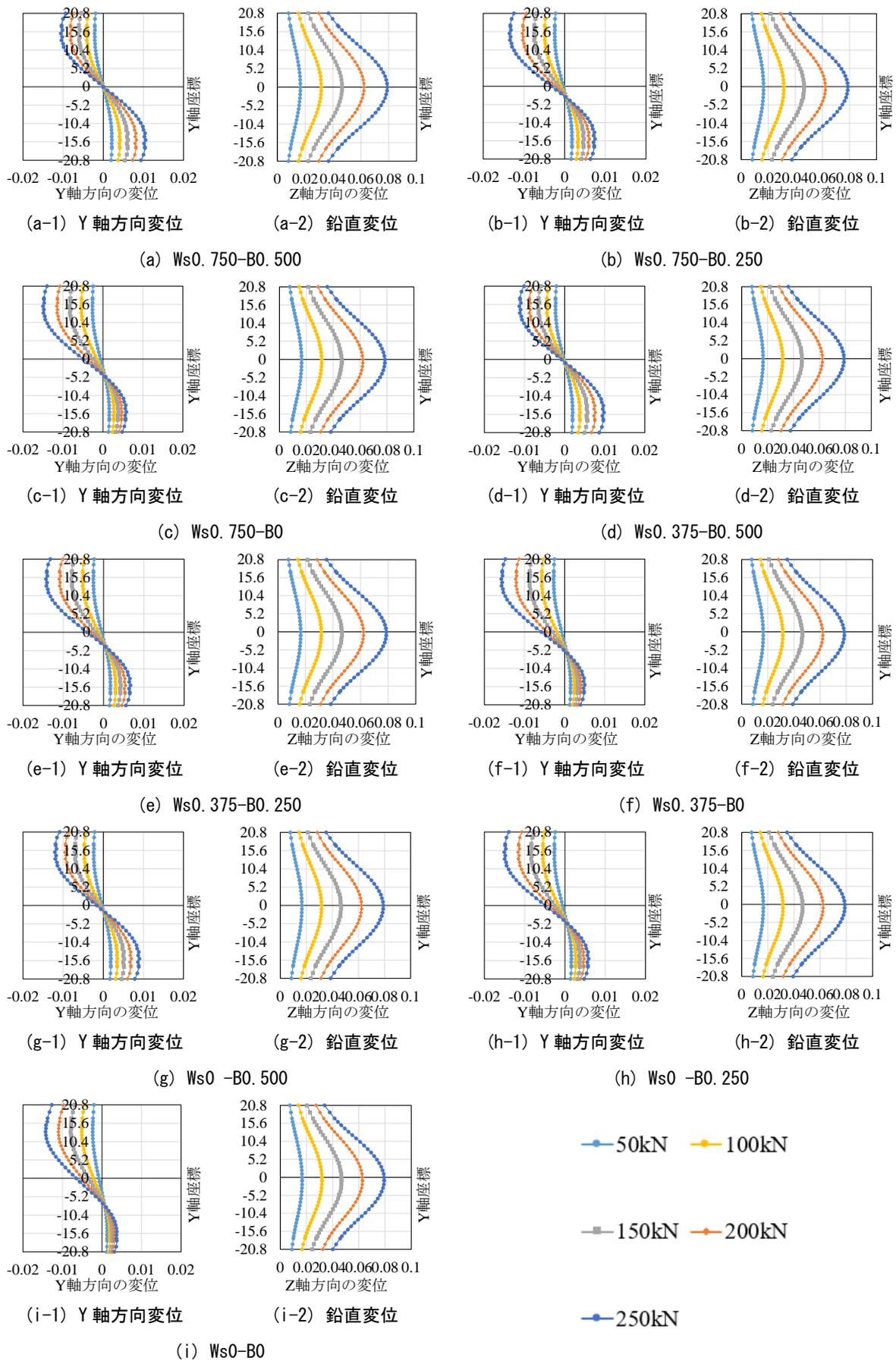


図 6-19 偏心軸を縦方向(Y)にした場合 Y 軸方向変位と鉛直変位

6.3 モックアップによる現場を想定した高力ボルトの軸力測定法の検証

6.3.1 現場を想定した高力ボルトの軸力測定法の課題

現場実装に向けて、さらに研究を進めるためにモックアップによる現場を想定した高力ボルトの軸力測定法の検証を行った。写真 6-4 にモックアップ試験体を示す。



写真 6-4 モックアップ試験体

前述の 6.2.5 で結果から、固定望遠撮影による画像計測方法は、有効であることが示された。一方、この方法は実験室内では有効であるが、実現場においては適用が困難なケースがあることも判明した。得られた課題を以下に示す。

- ①安定した撮影環境を確保するための LED 照明を置くスペースが確保できないケースがある。
- ②実際の現場では、三脚を置く場所は足場の上であることが想定されるため、振動対策が必要。
- ③撮影に際し、対象物との間に足場材や二次部材等（対傾構・横構）障害物があるため撮影できないケースがある。
- ④高力ボルトを締付けに際し、手締め状態から、一次締め(60%)、本締め(100%)の段階でボルト頭部が回転する。
- ⑤現場で軸力推定後に増締め等に対応するためには、速やかなアウトプット処理必要である。

6.3.2 近接マクロ撮影方式

(1) 撮影方法

以上のような課題により、新たに考案したのが近接マクロ撮影方式である。個々の高力ボルトに対して、写真 6-5、図 6-20 のような専用アダプタを取り付けたカメラによりフラッシュを焚きながら複数枚ずつ近接マクロ撮影を行う。次に、隣接するボルトに移動して同様に撮影し、さらに隣に移動して同様に撮影するということを繰り返すことで、広い範囲を網羅する。この一連の作業を、ボルト締付け前に行い、さらに、ボルト締付け後にも同じ作業を行う。

図 6-21 に撮影工程イメージを示す。

- ・高力ボルト締付け前後において、計測対象となるボルト群の 1 ボルトに対し複数枚(10 枚程度)ずつ、カメラを移動させながら撮影を行う。
- ・図 6-20 に示す専用アダプタを利用することで、それぞれのボルトが画像のほぼ中心となる位置となり、同じ撮影設定・同じ光環境で撮影を行う。

- ・ ボルト頭頂部に焦点を合わせ（ピント固定） 背景はぼかす。



写真 6-5 近接マクロ撮影装置

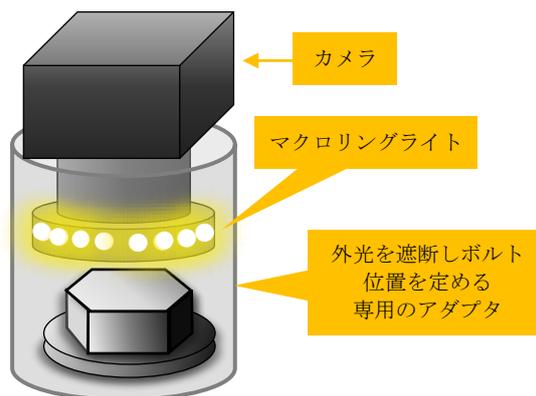


図 6-20 近接マクロ撮影専用アダプタ

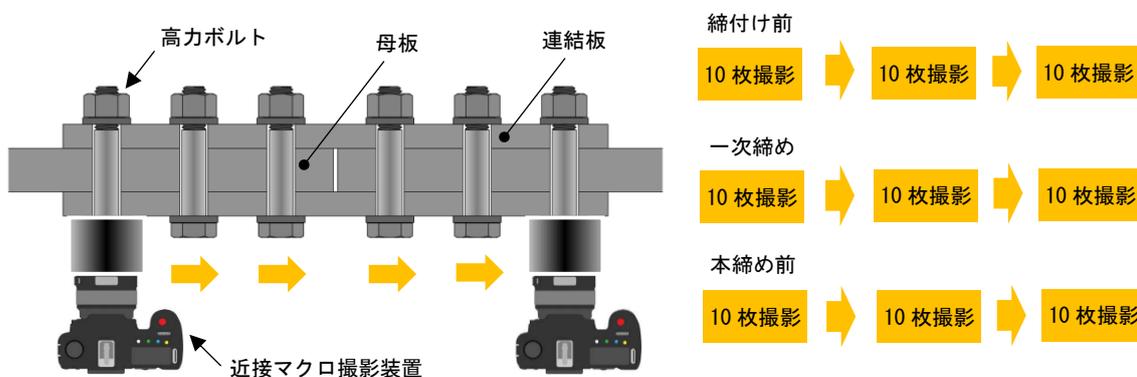


図 6-21 撮影工程イメージ図

(2) 撮影機材に関する基本的諸元

本研究に用いた撮影機材の諸元について表 6-6 に示す。

表 6-6 撮影機材諸元

カメラ	ミラーレスカメラ：ソニー α6000 6000×4000 画素：画素ピッチ 3.88 μm APS-C センサ搭載
レンズ	ソニー30mm：単焦点マクロレンズ
照明	マクロリングライト：NEEWER LED リングライト
アダプタ	専用アダプタ：ボルトヘッド上面への撮影距離 0.074m に固定 先端部内寸 57mm
撮影解像度	1 画素約 0.01mm (10 μm)
撮影範囲	撮影範囲 60mm×40mm (参考：ボルト直径約 40mm ⇒ 約 4000 画素)

(3) ボルトヘッドの画像形状計測

撮影された画像をボルトごとにまとめ、ボルト単位で画像形状計測を行う。例えば、締付前に1つのボルトに対して10枚の画像を撮影していた場合、個々の画像ごとにボルトの中心位置とボルトの回転角、ボルトの大きさを算定する。同様に、締付後に撮影した画像についても同様にボルトの形状を計測する。

図6-22に画像形状計測処理のフローチャートを示す。

なお、本手法は一般的な画像処理手法ではなく、高力六角ボルトのボルトヘッドの計測に特化したものであることにご理解願いたい。すなわち、トルシアボルトには適用できない。また、専用アダプタを用いて前節で述べたような特定の条件のもと撮影された場合にのみ適用可能である。つまり、汎用性は全くなく、高力六角ボルトに特化した手法として考案し、新たに開発したものである。

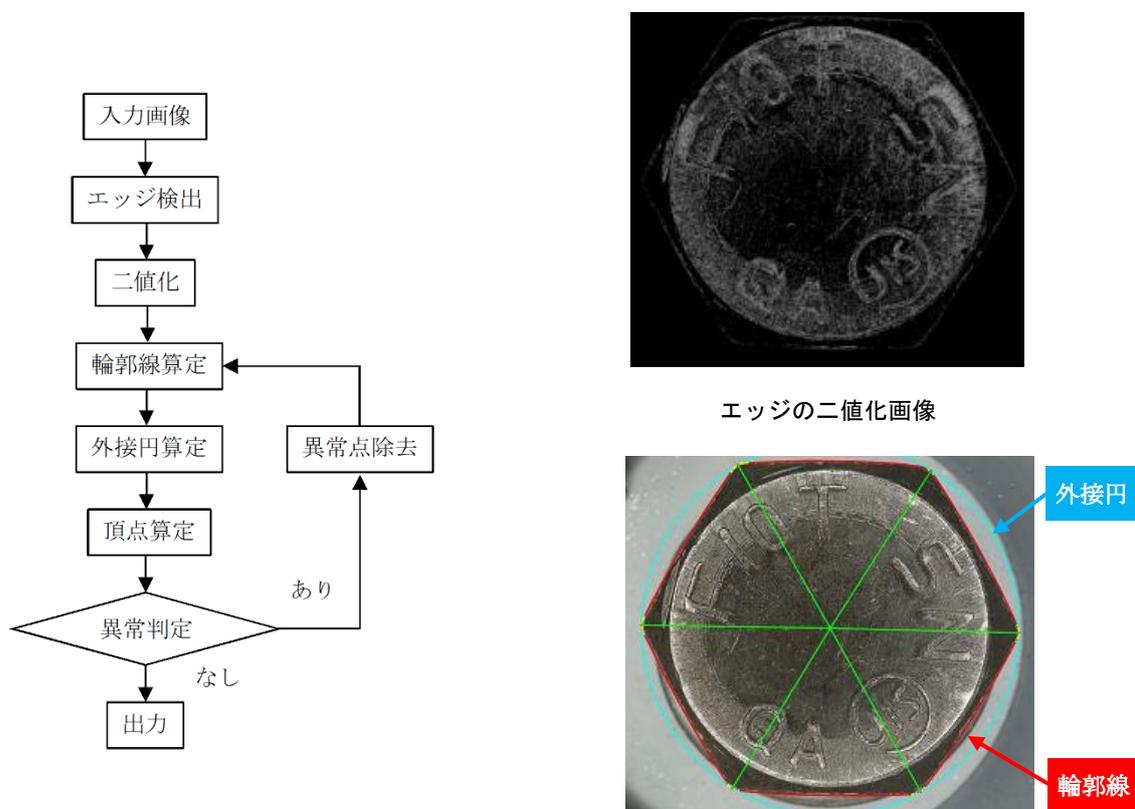


図6-22 画像の形状計測フローチャート

(4) 撮影位置と撮影角の補正方法

画像形状計測によって得られたボルト中心位置と回転角をもとに、画像の中心にボルト中心が来るように、また画像の中心を通る横軸線上にボルトの2つの頂点が位置するように画像を回転する。これにより疑似的に、全ての画像が同じ位置同じ撮影角から撮影されたものとして投影変換される。図6-23に撮影位置と撮影角の補正前後の画像を並べて示す。このように、補正を行うことで、撮影位置や撮影角が異なっても、画像変位計測を適正に行うことができる。

なお、このような変換は、専用のアダプタを用いて特定の撮影方法で高力六角ボルトのボルトヘッドを対象として撮影した場合に限り有効である。専用のアダプタを用いることで、カメラの

撮像面とボルトまでの距離は何度撮影してもほぼ一定に保たれ、なおかつカメラの撮像面とボルトヘッド面もほぼ一定に保たれる。また、ボルトに対するカメラの平行移動範囲は物理的に制約される。このような特殊な撮影条件と計測対象に限って、このような単純な方法での投影変換が成り立つことに留意が必要である。

また、これらの様々な工夫にも関わらず、撮影位置や撮影角に起因する誤差を完全に抑えることができるわけではない。ボルトヘッド上面はほぼ平面とはいえ、実際には刻印も含めれば立体的な形状となっており、視点の移動は視差による誤差を多少なりとももたらす。また、ボルトヘッド上面とカメラの撮像面とは厳密に平行となるわけではなく、撮影ごとに微小に異なる傾きが発生し、それも誤差の原因となる。また、撮影距離も完全に常に一定に保たれるわけではない。

これらは原理的に避けることができない誤差であり、発生する誤差を許容できる目的に限って利用していることをご理解願いたい。

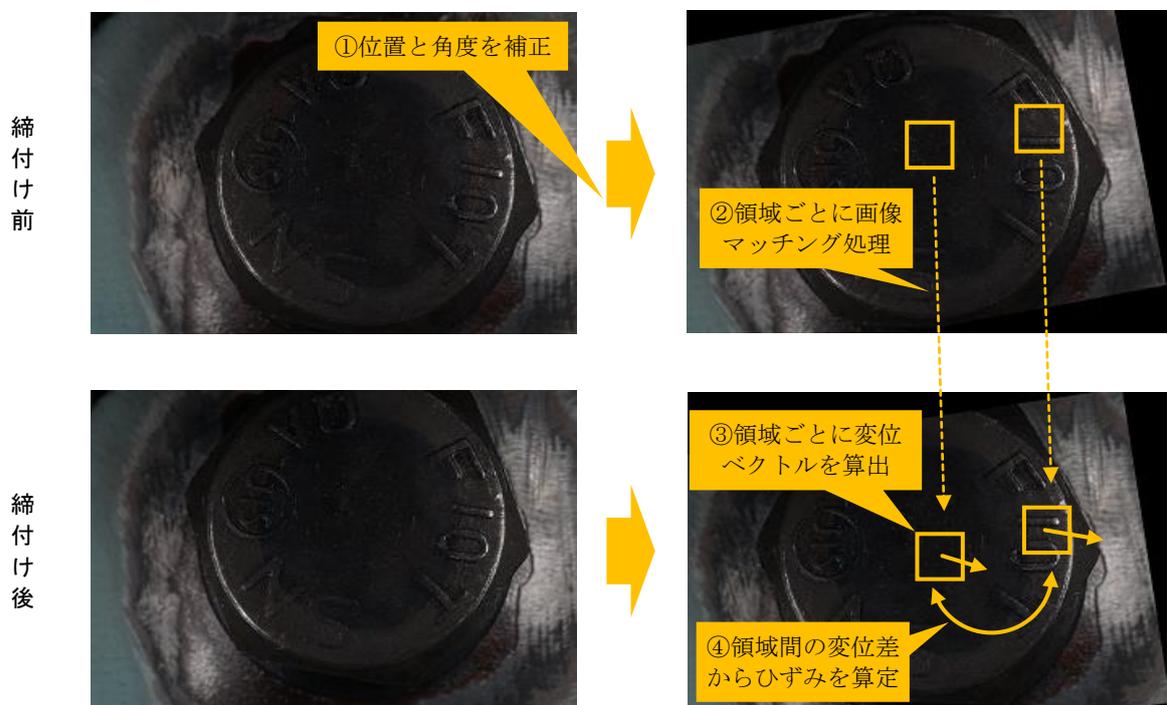


図 6-23 締付け前後画像での変位計測

(5) 撮影機材への基準尺の組込み

6.2.5 の結果より基準尺による成果が明らかとなったが、実現場においてはボルトごとに基準尺を設置しては非常に効率が悪いし、落下や紛失の恐れもある。また、ボルトの油で汚れた手で何度も取り外しするので、だんだん基準尺が汚れてくるという問題もある。そこで、撮影機材の筒の中に基準尺を宙吊りすることで、基準尺を組込む工夫を行った。その結果を写真 6-6 に示す。

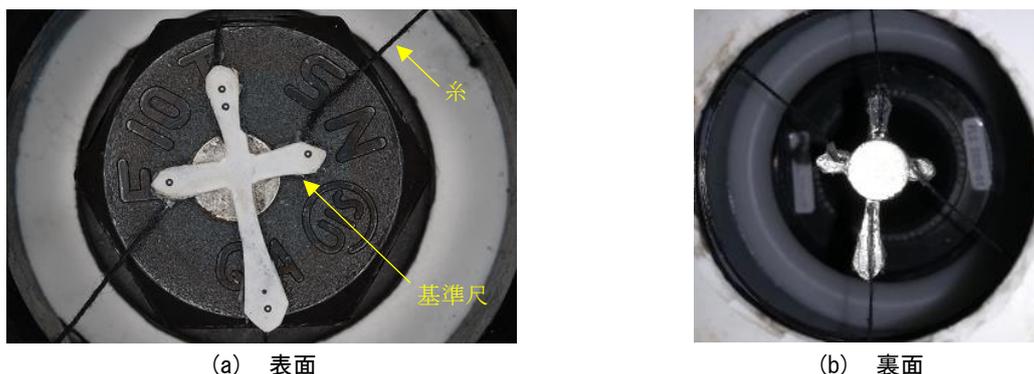


写真 6-6 専用アダプタ内の基準尺組込み状況

(6) ソフトウェアの機能追加と改良

前述のとおり、実際の現場では、ボルト締付け後、即座に導入軸力推定を行い、増締め等の処置を行う必要があると考えられる。

6.2.5 実験においては、ボルト認識など、部分的な解析には専用プログラムを作っていたが、変位計測については汎用の変位計測ソフトを使っていたため、異なる処理を行う際の橋渡しが手動となり、さらに、画像分類や領域設定や結果のまとめなどでも自動化ができなかったため、解析処理作業にかなり時間を要しており非効率であった。

そこで、これら一連の処理を全て専用プログラムで一括して行えるようにソフトウェアを一新した。これにより、画像解析についてはほぼ自動で軸力推定までできるようになった。

写真 6-7 に、開発した専用ソフトウェアのスクリーンショットの一例を示す。

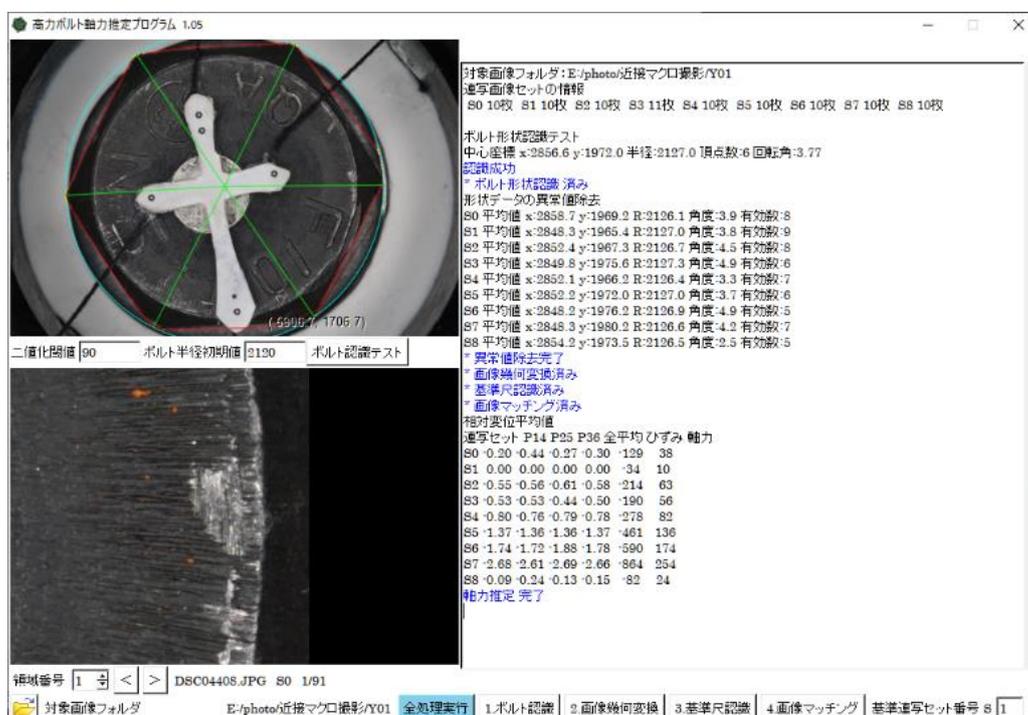


写真 6-7 開発ソフトウェア「BOLT-FORCE」のスクリーンショット (例)

6.3.3 近接マクロ撮影方式による計測

(1) 計測方法

モックアップを使用した近接マクロ撮影で使用する高力ボルトは、予め校正された、軸部からひずみゲージを埋め込んだ軸力ボルトを使用する。ボルト A (パターン有)、ボルト B(パターン無)の軸力ボルトを写真 6-8 に示す。

本確認試験では、首下長さ 80mm の M22(F10T)高力ボルトをそれぞれ、3 本用いて実施した。撮影では、ボルト頭部の範囲が画像の中心となるように設定し、無載荷時および軸力がおよそ 10, 30, 50, 100, 150, 200, 250kN 時の軸力を各段階で 1 ボルトに対し 10 枚ずつ撮影し、図 6-7 に示すとおり領域 1-4 間、領域 2-5 間、領域 3-6 間の長さ(L)の 3 軸に対して、画像変位計測により相対変位(dx)を算出し、軸間の画素数(L)で割って各軸のひずみを計算(dx/L)し、さらに各軸のひずみの平均値を用いて、最小二乗マッチング法でそれぞれの画像マッチングを行った。



(a) 軸力ボルト A (まだら有)

(b) 軸力ボルト B (まだら無)

写真 6-8 軸力ボルト

(2) 近接マクロ撮影方式の試験結果

近接マクロ撮影方式によって F10T の高力六角ボルトに段階別に軸力を与え、頭頂部の表面でそれぞれのボルトに対して撮影したボルトの荷重-ひずみ相関関係を図 6-24、ひずみの傾きから算出した導入軸力の理論値を、表 6-7、撮影計測状況を写真 6-9 にそれぞれ示す。

パターン有りのボルト A は、250 kN の軸力導入時にボルト 2 が -44 kN と最も大きい誤差であったが、全体での平均残差は 8.6~22.3kN であり、固定撮影方式と比べその精度は低い結果となった。パターン無しのボルト B は、導入軸力 100kN 時にボルト 3 で -51kN の誤差が発生していた。全体での平均残差は 18.2~21.5kN であり、同様に精度の低い結果となった。

ボルト A, B ともに、目標とする平均 10%以内にはおさまっていない。

(3) 近接マクロ撮影方式の考察

一方、図 6-24 からわかるように、導入軸力の増加によってひずみが線形関係で増加している。これは、図 6-24 中の回帰直線が示すとおり、荷重-ひずみ関係の傾きを示す回帰係数は、それぞれの傾きもほぼ等しい傾向を示している。これらの結果より、段階ごとの導入軸力の変化とボルト頭頂部の表面のひずみは相互関係にあり、最小二乗マッチング法を用いた画像変位計測によ

り，その変化を検出できたといえる。

残差が 10%を大きく超えるものもあり安定性に欠けるものの，平均的な精度は固定望遠方式の斑なしと比べて遜色ないことから，軸力推定手法として十分有効な手法であることが示されたと言える。

(4) 基準尺に関する考察

近接マクロ方式の精度が固定望遠方式の精度と比べて低く，安定性に欠ける理由のひとつの理由として，基準尺の取り付け位置が撮影の度に移動することに問題があると考えられる。これは，ボルトヘッド表面が完全に平坦ではないからである。図 6-5 の FEM によって解析した軸力導入時によるボルトヘッド表面の変位の様子からもわかるように，軸力導入に伴いボルトヘッドは変形するため，軸力が入っていない状態で仮に平坦であったとしても，軸力導入により基準尺の取り付け位置によって奥行距離が変わってしまう。

固定望遠方式においては，基準尺は専用アダプタを介さずにボルトに直接取り付け（基準尺背面に磁石が接着されているので置くだけでよい），計測用の撮影をしている間に基準尺を取外すこともないので，取り付け位置の変化について配慮する必要はない。

一方，近接マクロ撮影方式では，専用アダプタ内に基準尺が取り付けられている。写真 6-6 (b) にカメラ背面から撮影した専用アダプタ内での基準尺設置状況を示すとおり，ボルトヘッド表面の高さに合わせて糸で吊っており，撮影時に自動的に基準尺がボルト中央付近に磁力により接着するようになっている。

専用アダプタ先端部は，ボルトのワッシャー形状に合わせて作ってあるが，アダプタ自身の遊びとワッシャーの遊びがあるため，基準尺が常にボルト中央に設置されるとは限らないし，糸が緩んで中心からずれた位置に設置されてしまうこともある。

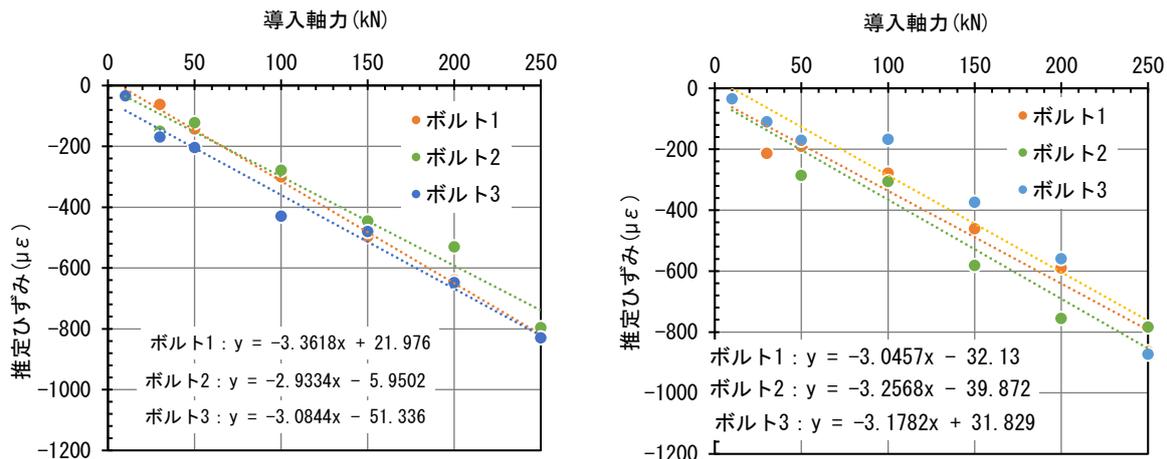
このような基準尺の位置ずれが近接マクロ方式での不安定性の原因のひとつとなっていると考えられる。

このような問題に対処するには，専用アダプタを改良して遊びや糸の緩みを減らす，といった機材への工夫を行うほか，画像解析により基準尺位置のずれをもとに縮尺の再補正を行う，といったソフトウェア上での工夫が考えられる。

なお，撮影機材をより強固なものにしたうえ，専用アダプタ先端に強力な磁石を取り付けておき，押し付けなくても撮影機材が鋼板に強力に密着するような機材を開発すれば，基準尺そのものが不要となる可能性もある。

そもそも基準尺の利用目的は，軸力導入に伴うボルトヘッドの奥行き方向への変位によって発生する，あるいは専用撮影機材の緩みに伴う撮影距離の微小な変化によって発生する，画像上での縮尺変化の補正を行うことである。撮影機材そのものが十分強固に作られていれば撮影距離を常に一定に保つことができるし，ボルトヘッドの奥行き方向の変位は軸力に対して線形的に発生するので，計算によって補正することが可能である。

本研究においては，今後これらの改良を行うことができれば技術的には十分可能であると考えられる。



(a) ボルト A (パターン有) (b) ボルト B (パターン無)

図 6-24 ボルトの荷重-ひずみ相関関係 (回帰式)

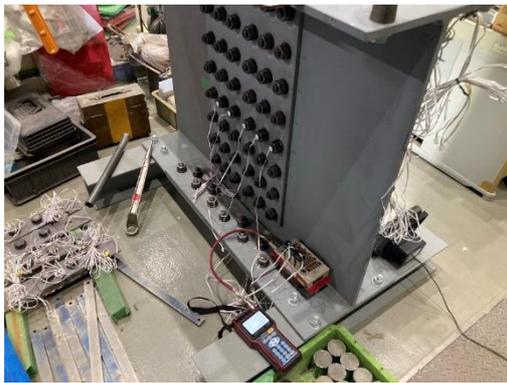
表 6-7 導入軸力理論値

(a) ボルト A (パターン有)

導入軸力 (kN)	推定ひずみ(με)			推定軸力(kN)			推定軸力残差(kN)		
	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3
0	3	125	-47	-1	-37	14	—	—	—
10	-34	-34	-34	10	10	10	0	0	0
30	-62	-151	-170	18	44	50	-12	14	20
50	-143	-122	-204	42	36	60	-8	-14	10
100	-301	-279	-430	89	82	127	-11	-18	27
150	-497	-446	-480	146	131	142	-4	-19	-8
200	-640	-531	-648	188	156	191	-12	-44	-9
250	-825	-796	-830	243	234	245	-7	-16	-5
0	-133	68	-26	39	-20	8	—	—	—
平均残差							8.1	22.0	11.0

(b) ボルト B (パターン無)

導入軸力 (kN)	推定ひずみ (με)			推定軸力(kN)			推定軸力残差(kN)		
	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3	ボルト1	ボルト2	ボルト3
0	-129	-174	223	38	51	-66	—	—	—
10	-34	-34	-34	10	10	10	0	0	0
30	-214	-106	-110	63	31	32	33	1	2
50	-190	-286	-171	56	84	50	6	34	0
100	-278	-306	-167	82	90	49	-18	-10	-51
150	-461	-581	-374	136	171	110	-14	21	-40
200	-590	-755	-559	174	222	165	-26	22	-35
250	-864	-784	-873	254	231	257	4	-19	7
0	-82	-212	64	24	62	-19	—	—	—
平均残差							18.2	20.1	21.5



(a) 計測状況



(b) モックアップ試験体ボルト頭側



(c) モックアップ試験体ナット側



(d) 軸力ボルトリード線



(e) ボルト A : 画像計測状況



(f) ボルト A : 画像計測状況



(g) ボルト B : 画像計測状況



(h) ボルト B : 画像計測状況

写真 6-9 近接マクロ撮影計測状況

6.4 まとめ

本研究では、最小二乗マッチング法を用いて高力ボルト頭頂部からのデジタル画像処理による軸力計測を行い評価した。また、高力ボルトに対する FEM 解析により頭部変形を再現し、高力ボルトの芯ずれが高力ボルトのひずみに及ぼす影響を評価した。さらに、モックアップを使用して現場での高力ボルト軸力測定法の検証を行った。得られた結論を以下にまとめる。

- 1) 固定望遠撮影方式により単視点での 2 次元的な画像変位計測法を用いて、M22(F10T)の高力六角ボルト頭頂部の締付け段階ごとの軸力変化を検出することが可能であることを確認した。ただし、固定望遠撮影方式の実現場への適用においては、振動が無く、ボルトから約 1m の範囲には障害物がないことが、条件であることに限定されることがわかった。また、計測精度については、10~250kN の最大平均残差のパターン無しの 18.9%と比べ、パターン有りは 6.2%となり、約 12.7%程度小さくなった。また、パターン有りと比べ、パターン無しでは軸力測定の際のばらつきが大きくなるが、効率性の観点から軸力測定の誤差は僅かであるため、スプレー模様によるパターン加工を行う必要性は小さいもの考えられる。
- 2) FEM 解析結果より、ボルトと被締結体全体の変位の影響が大きいことがわかったが、その補正用として使用した十字マーカは有効であることを確認した。
- 3) ボルト軸と座金軸、座金軸とボルト孔の中心の偏心距離は偏心軸方向の変位量により影響をおよぼすことがわかった。しかし、偏心による頭部の変形量は著しく変化しないため、画像解析でボルト軸力を推定する場合、ボルトセットの孔ずれはその推定精度にほとんど影響をおよぼさないことがわかった。
- 4) 現場において効率的かつ広く適用可能な手法として、近接マクロ撮影方式を考案した。また、近接マクロ撮影方式では、固定望遠撮影方式のように高い精度で軸力推定できないものの、ある程度の評価は可能であることを示した。また、画像計測による高力ボルト軸力推定のため専用ソフトウェアの試作開発を行い軸力推定可能であることを確認した。

また、ソフトウェアや撮影機材に改良を加えることにより、実用的な精度で計測が可能となるものと考えられるため、今後の課題を以下にまとめる。

- 1) 試作の撮影機材のアダプタ類は、既存の樹脂素材を手製で加工して作ったものであり、十分に頑強かつ安定したものではなく、増産に対して最適化されていないため、近接マクロ撮影の計測精度が低い要因のひとつが撮影機材にあると考えられる。実利用の際にはもっと頑強で信頼性の高い金属素材を使って、工業的に生産するべきであろうと考えられる。
- 2) カメラのレンズ自体のキャリブレーションが十分できていないことも、計測精度が低い原因のひとつであると考えられ、被写界深度が非常に浅いマクロ撮影をしていることから、OpenCVなどで提供されている一般的なレンズキャリブレーションの仕組みが使えないため、独自のキャリブレーション方法を見出す必要がある。

- 3)ソフトウェアについても、現時点のシステムあくまで研究用の試作システムにすぎず、現場でリアルタイムに結果がわかるというほど便利なものにはなっていないため、多くの画像処理ソフトがそうであるように、画像が多いほど画素数が高いほど、解析時間が増大するため、これららのトレードオフの関係について解決する必要がある。
- 4)本システムは研究目的の試作段階であり、実務可能となるよう実用化するためには、まだ多くの実験と開発が必要である。

[参考文献]

- [6-1] 出水享, 板井達志, 御舟研二, 松田浩: デジタル画像相関法による建設材料のひずみ測定に関する基礎的研究, 長崎大学工学部研究報告書, 第 41 卷 76 号, 2011.
- [6-2] SIMULIA : Abaqus Analysis User's Manual ver. 2020.
- [6-3] 土木学会: 鋼・合成構造標準示方書 総則編・構造計画編・設計編, 2016.
- [6-4] 日本工業標準調査会: JIS B 1186, 摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット, 2013.

第7章 結論および今後の展望

7.1 結論

鋼橋の高力ボルト摩擦接合継手の設計および施工における継手耐力を決める2大要素は、すべり係数とボルト軸力であるが、特に本研究の最も重要な特徴は、鋼橋の高力ボルト摩擦接合継手において、想定していない大きさの軸力低下という課題に対し、原因究明とその対策を行ったところにある。

研究にあたっては、まず、供用中の鋼橋で使用されている高力ボルトをサンプル調査により、残存軸力低下の範囲や軸力低下に影響を及ぼす要因を分析し、様々な条件が異なる実橋の高力ボルトの残存軸力低下の原因を予測した。また、長期供用され撤去された鋼橋継手部の一部を入手し、その継手耐力についても評価した。

これらの評価結果に基づき、現場桁架設時の締付け力の施工管理が実際問題として大きな要素となっているとわかった。すなわち、そのボルト軸力の低下は鋼橋の安全性の低下につながりかねないと考えられるため、次に、実物大の鋼箱桁橋を用いて、実際の架設を想定した高力ボルトの締付け実験を行い、継手部の締付け部位の違いや締付け順序の違いによる評価を行った。

また、ボルトメーカーや製造ロットの違いや締付け状況の違いによる影響を実験的に評価した。さらに、鋼橋の現場締付け時において高力ボルトの導入軸力は、締付け直後からリラクゼーションにより軸力が低下するため、それに対し、増締めを行い、軸力低下をカバーしているが、その増締めは妥当であるかどうかを遊びねじ長さや首下長さ異なる複数タイプの短冊状の継手を使用し、長期リラクゼーション試験を実施し評価した。

最後に、高力ボルト導入軸力の簡便な施工管理方法として、デジタルカメラによるひずみ評価法（最小二乗マッチング法）を試行し、現在のマーキングやトルクを軸力に置き換えて行う高力ボルト導入軸力の定性的および間接的な施工管理手法から直接的な軸力管理手法の検討および提案を行った。

以下に各章の結論を総括する。

第2章「供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦接合継手の残存軸力評価」では、供用中の実橋から多くの高力ボルトを抜取り、その残存軸力の測定方法と効率的に残存軸力を測定するキャリブレーション装置の開発・製作およびその精度について述べた。

また、長期供用中の鋼橋における高力ボルト摩擦接合継手の残存軸力評価では、橋梁形式・ボルト種類・接合面処理が異なる実橋高力ボルトの残存軸力評価に加え、溶融亜鉛めっきおよび耐候性仕様の特種高力ボルト(F8T・F10TW)を使用した実橋高力ボルトの残存軸力評価も行った。得られた結論は以下のとおりである。

- 1)調査を行った既設橋梁のA～D橋で使用されていた高力ボルトの残存軸力は、大部分で設計ボルト軸力よりも低下していることを確認した。
- 2)鉸桁橋であるC橋を除く、箱桁橋A, C, D橋については、フランジとウェブの部位の違いによる変動係数は、下フランジの方が高い傾向にあることがわかった。
- 3)A～D橋の建設年度を比較した結果では、残存軸力率と経年による軸力低下に相関関係は認め

られなかった。

- 4) 鉋桁である B 橋の残存軸力率平均(N):100.3%と比べ、箱桁である A, C, D 橋の残存軸力率平均(N)は、A 橋:88.0%, C 橋:77.2%, D 橋:82.4%と低い傾向にあることがわかった。
- 5) A, C 橋の F10T 変動係数平均(CV):15.3%,12.1%と比べ、B, D 橋の S10T 変動係数平均(CV):9.1%,8.7%と、ばらつきが低い傾向にあることがわかった。
- 6) D 橋の高力ボルト締付けから約 7 万時間経過したフィラー有する継手の残存軸力率の推定値は、既往研究と概ね一致していた。
- 7) フランジ耳部の幅が 100mm 程度の箱桁橋は、残存軸力が極端に低いことが既往研究と一致している。
- 8) 母板と連結板のボルト孔精度の悪い箇所の高力ボルトは、残存軸力が低い傾向にあることがわかった。
- 9) F10T および S10T の引張荷重について、最小値は 307kN, 規定値比率は 101%であった。すなわち、ボルト製品で行った引張荷重と JIS Z 2201 の試験片で行った引張強さは一致した。
- 10) F10T および S10T の引張強さについて、最小値では 1013N/mm², 規定値比率は 101%であった。また、基準降伏耐力($\geq 900\text{N/mm}^2$)に対する降伏比は、最小値で 0.89 であった。
- 11) 耐候性 E 橋の残存軸力率平均は設計軸力に対し全体的に低い傾向にあることを確認した。
- 12) 耐候性 E 橋のウェブの変動係数平均と比べ、下フランジの変動係数平均は高く、ばらつきが高い傾向にあることがわかった。
- 13) 溶融亜鉛めっき F 橋の残存軸力率平均は設計軸力に対し全体的に高い傾向にあることを確認した。
- 14) 溶融亜鉛めっき F 橋のウェブの変動係数平均と比べ、下フランジの変動係数平均は高く、ばらつきが高い傾向にあることがわかった。F8T の残存軸力が全体的に大きくなった原因として、一次締めトルク値が大きかったことが原因であることを実験により確認した。
- 15) F 橋の現地マーキングではナット回転角が基準の 120°であることを確認できたにもかかわらず、残存軸力が全体的に大きくなった原因として、一次締めトルク値を大きくしたことが原因であると考えられる。
- 16) インパクトレンチの性能をそのまま使用(出力 100%)して打撃時間を多くした場合、そのままナット回転角法を実施するとボルトが破損する恐れがある。
- 17) F8T(M22)のナット回転角法における一次締め衝撃数は、1.0~1.5sec 程度で、目標トルクの 150N・m が得られることを実験により確認した。

第3章「34年間供用され撤去した鋼鉋桁橋の高力六角ボルト摩擦接合継手の残存性能評価」では、実際に使用していた実橋の高力ボルト摩擦接合継手部を入手する機会を得たので、高力ボルトの既存継手耐力の維持しながら試験場に搬入するため、その切出し方法について実験的に評価した。その後、試験場では、高力ボルトの残存軸力測定に加え、降伏先行型摩擦接合継手による性能評価について、高力ボルト継手部引張試験、7号試験体機械試験、小型試験体による摩擦係数確認試験により、継手の残存性能を評価した。得られた結論は以下のとおりである。

- 1) ガス切断位置より 550mm 以上離れた場合、高力ボルトのひずみ変化量は 10 μ 以下であり、ガス切断の熱影響は著しく変化しないといえる。

- 2)ガス切断位置から 250mm 以上離れた場合、高力ボルトのひずみ変化量は一旦 10μ を超える。
しかし、その後は元のひずみに戻るためボルト自体には問題ないと言える。また、250mm 以内のボルトについては、ひずみが完全に戻らないためその後、使用するには問題があると言える。
- 3)起点側の最高温度 111°C に対し、終点側の最高温度は 138°C であり、ガス切断による熱影響は蓄熱の影響により終点側の方が大きいと言える。
- 4)高力ボルト残存軸力を測定した結果、ほとんどの残存軸力は設計ボルト軸力の 205kN を上回り、平均残存軸力は 220 kN(107%)と残存軸力が高いことがわかった。
- 5)高力ボルトのリラクセーション試験によるボルト軸力低下率の推定値は無塗装系の接合面の場合 3~5%程度であり、無塗装系の継手部として平均残存軸力率が 107%であるため、既往研究と概ね一致している。
- 6)残存軸力の変動係数(CV 値)は、8%前後で推移しており、既往文献 9%と概ね一致している。
- 7)高力ボルトの首下長さとの相関は非常に小さく、首下長さの影響による導入軸力に違いはないといえる。
- 8)フランジとウェブの部位の違いによる残存軸力率に差は認められなかった。
- 9)ウェブのボルト列数におけるウェブ中立軸付近と下端について軸力は 100%~120%範囲で相関性のないばらつきを示していた。
- 10)キャリブレーション試験の結果、F10T ボルト頭頂部の計測ひずみとボルト軸力の相関係数が $R2=0.979$ の線形関係であり、頭頂部のひずみからボルト軸力の推定は可能である。
- 11)小型試験体より得られた接合面の摩擦係数は、そのほとんどが 0.4 を上回っており、平均 0.422 であることが分かった。
- 12)降伏先行型継手としての設計耐力を確保していることを確認できた。さらに、文献 1)に示すとおり、本試験体は十分な残存軸力が確保されていることに加え、継手部引張試験および接合面の摩擦係数確認試験結果から考えれば、34 年経過した本橋梁の高力ボルト継手の残存性能は設計耐力を十分に満足していると考えられる。

第 4 章「実物大鋼箱桁試験体を用いた高力ボルト導入軸力確認試験」では、仮組立検査後に実際の現場で架設される鋼箱桁橋を使用して、鋼箱桁断面の部材計測、摩擦接合面の計測、締付け部位別の高力ボルト導入軸力確認と締付け直後のリラクセーション確認に加え、様々な締付け順序を実施し、その影響評価を行った。得られた結論は以下のとおりである。

- 1)摩擦接合面の表面粗さは、平均算術粗さ平均 Ra は $14\mu\text{m}$ 以上、平均最大高さ Rz は $90\mu\text{m}$ 以上確保されていることから、無塗装継手のすべり係数は、0.45 以上確保されている。また、摩擦接合面を無機ジンクリッチペント仕上げする場合は、表面粗さを $80\mu\text{m} Rz_{jis}$ 以下、すなわち $50\sim 80\mu\text{m}$ に管理する必要がある管理方法がその重要である。
- 2)桁連結時の目違い確認においては、高力ボルトを本締めするまで、判断ができず、その後、テープをつけたり、フィラーを入れたりすることはほとんど不可能であるため、工場製作時に十分検討して処理するように心がける必要がある。
- 3)実物大試験においてトルシア形高力ボルトの軸力導入に測定に関して、ひずみゲージを使用した 2 ゲージ法による計測方法は有効であった。
- 4)CASE-1 の導入軸力の全体平均は、216.2kN と規定値内であった。ただし、常温時($10^{\circ}\text{C}\sim 30^{\circ}\text{C}$)

本締め時の軸力，下限値 212kN，上限値 249kN に対して，本試験は約 10℃の気温であったため全体的に下限値に近い軸力結果となった。

- 5) 全体的に導入軸力が低めに出た傾向として，ひずみゲージ貼付け作業時にボルトに付着しているオイルが一部取り除かれることが軸力減少の原因ではないかと推察されたため，作業時には，ボルトの潤滑油は極力取れないようにしなければならない。
- 6) 導入軸力のばらつきについては，全ての CASE において変動係数は 5%以下であり，安定した導入軸力となった。
- 7) 締付け順序に関して CASE-1～3 においては，今回の実験ではほとんど無視する程度の結果であったが，CASE-4 は明らかに導入軸力が入らない傾向にあることを確認できた。
- 8) 摩擦接合面が無塗装でブラスト仕様であるトルシア形高力ボルトのリラクセーションに関して，7日間で 3～5%程度の低下率となっており，既往研究と一致している。ただし，今回の計測では締付けから 7日までであり，最終的にどこまで低下するかは不明であるが，特に 10℃を下回る冬期の軸力検査において下限値程度の導入軸力であればその後のリラクセーションによって軸力が減少し，設計軸力を下回ることが十分考えられるので，そのようなことが予想される場合は，トルシア形高力ボルトの使用は避け，導入軸力をコントロールできる高力六角ボルトを使用した方が良いと考えられる。
- 9) 右ウェブに残存軸力の低下率が高い原因について，目違いにより母板と連結板のなじみが悪く，締付け直後の軸力低下率大きくなったと考えられる。

第5章「高力ボルト継手の性能の変動特性」では，高力ボルト締付けにおいて，実際の現場では様々な状況が異なることが想定される。そこで，高力ボルトの性能の変動特性として，高力ボルトの調達先の違いを想定し，高力ボルトの製造ロットおよび製造メーカーの違いによる導入軸力の違いについて評価，高力六角ボルト締付け機の機械特性である鏢の配置位置を想定し，回転角の違いによる軸力測定および評価，設計上の構造特性の影響を想定し，高力ボルトの締付け間隔の違いによる軸力測定および評価について行った。さらに，高力ボルトのリラクセーションに着目して，首下長さと遊びねじ長さの異なる 1行4列の摩擦接合試験体に対して，長期リラクセーション試験を行い，首下長さと遊びねじ長さの異なる場合において，導入軸力の増締め 10%の妥当性についての評価を行った。以下に本研究で得られた結論を示す。

- 1) 高力六角ボルトおよびトルシア形高力ボルトで使用する予備締め専用電動レンチは（建て方一番）を使用した場合，一次締め導入軸力は，目標導入軸力 60%の 135 kN と概ね一致していたため，一次締めに使用するには有効である。
- 2) 導入軸力の回転角で管理については，一次締めの影響を受けやすく，変動係数も大きいため，回転角から導入軸力を判定するのは困難であると考えられる。
- 3) 高力ボルトの軸力管理については，実験結果から分かるように軸力確認はトルクや回転角に置き換えて管理するのではなく，導入軸力で直接管理することが良い。
- 4) 締付け機械の 0° と 300° の回転角の違いによる導入軸力については，回転角が大きい 300° の方が大きくなる傾向であることを確認した。
- 5) 高力六角ボルト，トルシア形高力ボルトともに，製造ロット内の変動係数 5%以下，製造ロット間の変動係数 4%以下であり，品質は十分安定している。

- 6) ボルト中心間隔の異なる CASE-60～CASE-100 の本締め導入軸力は、ボルト中心間隔が大きくなると導入軸力が低くなる傾向が見られる。
- 7) 全試験体のリラクゼーションによる軸力低下は、8640 時間（1 年）経過時点で、初期導入軸力の 95.9～98.7%であった。これは摩擦面にブラスト処理がなされている継手のリラクゼーションの既往研究と同程度であった。
- 8) リラクゼーションは本締めから 24 時間(1 日)で、1.1～3.2%の急激な低下を示し、720 時間（1 ヶ月）経過後まで緩やかに減少し、その後はほぼ一定値に漸近していることから、首下長さ、遊びねじ長さの異なるいずれの試験体においても、その違いによる明確な差はなかった。
- 9) 摩擦接合面がブラスト面である本試験体においては、高力ボルトの首下長さおよび遊びねじ長さ（被締結材厚）に関わらず、ボルト締付けによる塗膜や錆びのクリープ（押しつぶされる量）による低下因子がないため、長期リラクゼーションにおいても軸力低下率が低いことを確認した。
- 10) ボルト継手のリラクゼーションは試験期間 1 週間で概ね把握することができるが、その後も、微量ではあるが、軸力は低下する。このため、リラクゼーション試験は 1 ヶ月またはそれ以上行うことを推奨する。

第 6 章「デジタル画像処理による高力ボルト軸力評価およびボルト継手の信頼性確保の方策」

では、残存軸力低下の原因が、高力ボルト締付け時における施工管理上の問題が大きいと考えられたため、定性的、間接的な現在の軸力管理手法に替えて、非接触ボルト軸力測定法の開発を行い、画像による軸力計測の可能性について提案した。ここでは、FEM 解析による高力ボルト頭頂部の評価、最小 2 乗マッチング法による高力ボルトの軸力測定評価、高力ボルトセットの軸芯ずれがボルト頭部のひずみに及ぼす影響評価を行い、さらに、モックアップによる現場を想定した高力ボルトの軸力測定法の検証を行った。以下に本研究で得られた結論を示す。

- 1) 固定望遠撮影方式により単視点での 2 次元的な画像変位計測法を用いて、M22(F10T)の高力六角ボルト頭頂部の締付け段階ごとの軸力変化を検出することが可能であることを確認した。ただし、固定望遠撮影方式は実現場への適用が限定されることがわかった。
- 2) 固定望遠撮影方式によるボルト軸力の計測精度については、10～250kN の最大平均残差のパターン無しは 18.9%と比べ、パターン有りは 6.2%となり、約 12.7%程度小さくなった。また、パターン有りとは比べ、パターン無しでは軸力測定のばらつきが大きくなる。しかし、実施工においては、効率性の観点から軸力測定の誤差は僅かであるため、パターン加工を行う必要は小さいと考えられる。
- 3) FEM 解析結果より、ボルトと被締結体全体の変位の影響が大きいため、今回使用した十字マーカは有効であることを確認した。
- 4) ボルト軸と座金軸、座金軸とボルト孔の中心が偏心状態にある場合、その偏心距離が大きくなっても、校正係数 k の誤差は最大約 1.02%、最小約-0.35%に収まった。これより、偏心のない状態でキャリブレーション試験を実施し、校正係数を求めた場合、現場でのボルト軸力の同定は、ボルト軸と座金軸、座金軸とボルト孔の中心が偏心状態にある場合に実際よりも大きく算定する可能性があるが、その値は 0.4%程度（M22-F10T で 0.8kN 程度）と小さく、偏心による頭部の変形状態が画像処理による軸力同定に及ぼす影響はほとんどないといえる。

- 5) ボルト軸と座金軸，座金軸とボルト孔の中心の偏心距離は偏心軸方向の変位量により影響を及ぼすが，その面内変形量は最大でも 0.020mm（偏心のない場合は 0.014mm）と小さく，ボルト軸方向の変位も 0.080mm（偏心のない場合も 0.080mm）であり，高力ボルトセットの偏心によって頭部の変形量は著しく変化しないといえる．すなわち，画像解析でボルト軸力を推定する場合，ボルトセットの孔ずれはその推定精度にほとんど影響を及ぼさない．
- 6) 現場において効率的かつ広く適用可能な手法として，近接マクロ撮影方式を考案した．また，近接マクロ撮影方式では，固定望遠撮影方式のように高い精度で軸力推定できないものの，ある程度の評価は可能であることを示した．
- 7) 画像計測による高力ボルト軸力推定のため専用ソフトウェアの試作開発を行い軸力推定可能であることを確認した．

7.2 今後の展望

既設橋梁の高力ボルト残存軸力評価およびデジタル画像処理による高力ボルト軸力評価の今後の展望について以下に述べる．

●既設橋梁の高力ボルト残存軸力評価

- 1) 調査対象橋梁が1橋のみであった耐候性鋼橋梁は，一様に残存軸力が低下していたため，さらに，調査橋梁を増やして評価する必要がある．特に摩擦接合面が無塗装である1980年代の耐候性橋梁を重点的に調査することが必要である．
- 2) 同様に，調査対象橋梁が1橋のみであった溶融亜鉛めっき橋梁は，一様に高い残存軸力を示していたが，これについては，実験により一次締めを導入トルクが高いことを実験により明らかにした，すなわち，ナット回転角法の管理値が 180° であった1970年代の溶融亜鉛めっき橋梁も同様の締め付け方法が行われていたと考えれば，塑性域まで到達し，残存軸力が大幅に低下していることも考えられるため，1970年代のF8Tを追加調査し，どのような状態になっているかを評価する必要がある．

●デジタル画像処理による高力ボルト軸力評価

- 1) 今回試作の撮影機材のアダプタ類は，既存の樹脂素材を手製で加工して作ったものであり，十分に頑強かつ安定したものではないため，近接マクロ撮影の計測精度が低い要因のひとつが撮影機材にあると考えられるため，今後は，頑強で信頼性の高い金属素材を使って，アダプタ類の生産を計画する．
- 2) カメラのレンズ自体のキャリブレーションが十分できていないことも，計測精度が低い原因のひとつであると考えられ，被写界深度が非常に浅いマクロ撮影をしており，一般的なレンズキャリブレーションの仕組みを使えないため，独自のキャリブレーション方法を見出す必要がある．
- 3) 現時点のシステムAは現場でリアルタイムに結果がわかるというほど便利なものにはなっていない．また，多くの画像処理ソフトがそうであるように，画像が多いほど画素数が高いほど，解析時間が増大するため，これららのトレードオフの関係について解決する必要がある．さらに，本システムは研究目的の試作段階であり，実用化するためには，まだ多くの実験と開発について研究する必要がある．

謝辞

本論文は、筆者が瀧上工業株式会社より京都大学と共同研究している間と令和元年10月から在籍した京都大学大学院工学研究科社会基盤工学専攻博士後期課程において取組んだ一連の研究成果を取りまとめたものです。

本研究を遂行するにあたり、終始懇切丁寧なご指導、ご教示を頂きました京都大学大学院教授杉浦邦征先生には、心より感謝の意を表しますとともに、厚くお礼申し上げます。

大阪公立大学大学院教授 山口隆司先生には、本研究の内容について、親切かつ熱心に最後まで私を見捨てずにご指導、ご教示いただきました。ここに厚くお礼申し上げます。

京都大学大学院教授 金哲佑先生、同准教授 北根安雄先生には本研究のとりまとめあたりまで、種々の貴重なご意見を賜りましたことを深く感謝の意を表します。

京都大学大学院教授 高瀬先生、同准教授 安琳先生、同助教 五井良直先生、熊本大学大学院教授 松村政秀先生、富山大学准教授 鈴木康夫先生、大阪公立大学大学院助教 林巖先生、京都大学大学院在籍中には、ご多忙の中ご指導ご鞭撻頂きました。ここに厚くお礼申し上げます。

新都市社会技術融合創造研究会ならびに国土交通省 近畿地方整備局の委員各位には研究の実施にあたり、研究費、実験橋梁の提供および貴重なご助言を頂きました。深く謝意を表します。

瀧上工業株式会社 瀧上品義社長には、私が会社に復帰した際に、周りの言うことは気にせず結果で黙らせろと言われました。そのお言葉は今でも私のモチベーションとなっています。また、学位取得に取組む機会について、会社からの全面バックアップを与えていただくとともに常に暖かい激励を頂きました。厚く御礼申し上げます。同社の織田博孝顧問（前取締役）には本研究に関する内容に共同で取組んで頂くとともに、研究の基礎について貴重な助言を頂きました。心から感謝申し上げます。

瀧上工業株式会社の松村部長には、学位取得を目指すきっかけを作っていただくとともに、本研究を進めるにあたり実務において様々なご配慮と博士の心得についてアドバイスを承りましたこと、本当に感謝申し上げます。ならびに、北沢弘規東京支店長（前経営管理部長）には京都大学大学院への進学について後押しをして頂いたことと、私が仕事と学業の両立について困難に直面していた時、その悩みにも真摯に受け止めていただき心から感謝申し上げます。また、同本部のダニエル・アペンヨ氏、大森健広氏、工事本部の森永大介氏には現場および工場実験作業等で私の無理難題に対応していただき大変お世話になりました。心から感謝申し上げます。

瀧上工業株式会社 本社工場での作業には、伊藤功室長（前工場長）、野田実部長、西部長、祖父江部長、石黒強史氏には、実物大実験を進めるにあたり工場内で様々なご配慮を承りました。また、同工場において、工作機械の準備・設置および試験体の製作には松田課長、小林智治氏、杉本順氏、さらに、機械試験および新規引張試験導入にご尽力して頂いた高地工場長、川田室長には大変お世話になりました。本当に皆様のご協力が無ければ研究が進みませんでした。心から感謝申し上げます。

本研究に関連する内容の画像処理実験および開発の実施に共同で取組んで頂いた、株式会社ズームスケープの小野社長には大変お世話になりました。心から感謝申し上げます。

実橋での高力ボルト抜取り作業、解析およびデータ整理にあたり、京都大学大学院学生の辻田智宏（現：大成建設（株））、同学生の笹谷直央（現：西日本旅客鉄道（株））、吉村友輔（現：シヨ

一ボンド建設(株))に大変にお世話になりました。また、実験の解析および報告書作成にあたり、大阪公立大学大学院学生の藤原眞幸(現在(株)阪神高速道路)、同学生の頼健鵬氏、銭霖氏に大変にお世話になりました。心より感謝いたします。

社会人博士課程同研究室の先輩である木田秀人博士、竹村学博士(現:ショーボンド建設(株))には、実橋での高力ボルト抜き現場の手配および社会人博士課程学生としてのアドバイスを数多く頂きました。また、同研究室の渡部慎也氏、佐藤顕彦氏、堀澤英太郎氏、松田俊一氏には研究についての相談および手伝いをしていただき大変にお世話になりました。心より感謝いたします。

社会人博士課程同研究室の永谷秀樹氏(現宮地エンジニアリング(株))には、同じ社会人博士課程学生と同業であったことで公私ともにご助力していただき、心強く、そして充実した学生生活となりました。ここにお礼を申し上げます。

川野奈美恵秘書(都市社会工学専攻 構造物マネジメント工学講座)、里川綾子秘書(社会基盤工学専攻 構造工学講座)には、事務手続きなどの面からご支援いただきました。また、博士課程の学生生活において問題が無いように日頃より優しく対応していただきました。心より感謝いたします。

ここでは、書き表せなかった数多くの関係者の皆様方に対し、心よりお礼申し上げます。

最後となりますが、社会人大学院への入学、そして本研究および論文を執筆するにあたり、休日返上、深夜の帰宅においても暖かい食事の提供、そして研究をあきらめそうになり、それに伴い退職も示唆した私を長きにわたり応援してくれた妻知恵、長女未来、次女希望、長男健人、そして両親、また、私に哲学的な考えを持てる人間になってほしくて哲也の名前をつけてくれた亡き祖母に、博士は英語で「Ph.D.(Doctor of Philosophy)」、直訳すると「哲学博士」ですと「亡き祖母に捧ぐ」。この上ない感謝の意を表し、本論文の謝辞とさせていただきます。

飯田哲也