



Title	高力ボルト継手に対する加熱による塗膜剥離の適用に関する研究
Author(s)	中原, 智法
Citation	大阪大学, 2024, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.18910/96090
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

<https://ir.library.osaka-u.ac.jp/>

The University of Osaka

博士学位論文

高力ボルト継手に対する加熱による
塗膜剥離の適用に関する研究

中原 智法

2023 年 12 月

大阪大学大学院工学研究科

高力ボルト継手に対する加熱による 塗膜剥離の適用に関する研究

目 次

第1章 緒論	… 1
1.1 研究の背景	… 1
1.2 研究の目的	… 6
1.3 本論文の構成	… 7
参考文献	… 9
第2章 塗膜剥離のための加熱がボルト軸力に及ぼす影響	… 11
2.1 緒言	… 11
2.2 加熱によるボルト継手の塗膜剥離実験	… 12
2.2.1 実験供試体	… 12
2.2.2 鋼材表面の発熱による塗膜剥離	… 14
2.2.3 塗膜表面からの加熱による塗膜剥離	… 16
2.2.4 実験結果	… 18
2.3 加熱によるボルト軸力変動の測定	… 21
2.3.1 ボルト軸力測定方法	… 21
2.3.2 測定結果	… 22
2.4 ボルト軸力に影響を及ぼす加熱条件の特定	… 26
2.4.1 実験供試体	… 26
2.4.2 実験条件	… 28
2.4.3 実験結果	… 31
2.5 結言	… 38
参考文献	… 39

第3章 加熱によるボルト軸力の変動機構の解明	… 40
3.1 緒言	… 40
3.2 加熱によるボルト軸力の変動機構の解明	… 41
3.2.1 解析方法	… 41
3.2.2 解析モデル	… 42
3.2.3 入熱方法	… 47
3.2.4 解析結果	… 52
3.3 結言	… 67
参考文献	… 68
第4章 加熱されたボルト継手のすべり耐力評価	… 69
4.1 緒言	… 69
4.2 ボルト継手供試体の加熱	… 70
4.2.1 実験供試体	… 70
4.2.2 加熱方法	… 74
4.2.3 ボルト軸力の測定	… 76
4.3 すべり耐力評価実験	… 79
4.3.1 実験方法	… 79
4.3.2 実験結果	… 80
4.4 結言	… 84
参考文献	… 85
第5章 ボルト継手に対する加熱による塗膜剥離方法の提案	… 86
5.1 緒言	… 86
5.2 多行多列ボルト継手の塗膜剥離実験	… 87
5.2.1 実験供試体	… 87
5.2.2 加熱装置	… 89
5.2.3 加熱条件および塗膜剥離方法	… 90
5.2.4 実験結果	… 92
5.3 加熱によるボルト軸力低下量の検討	… 96
5.4 結言	… 98
参考文献	… 99

第 6 章 結論	・・・100
6.1 本研究の結論	・・・100
6.2 今後の展望	・・・102
付録 誘導加熱が鋼構造部材の変形と残留応力に及ぼす影響	・・・103
1 緒言	・・・103
2 鋼板加熱実験	・・・104
2.1 実験供試体	・・・105
2.2 実験方法	・・・106
2.3 実験結果	・・・110
3 熱弾塑性解析による実験のシミュレーション	・・・117
3.1 解析モデル	・・・117
3.2 入熱方法	・・・119
3.3 解析結果	・・・122
4 結言	・・・131
参考文献	・・・132
本論文に関する発表論文	・・・133
謝辞	・・・134

第 1 章 緒論

1.1 研究の背景

社会基盤として整備され蓄積されてきた道路や上下水道，河川や港湾施設は，日々の生活を支えるとともに，産業活動の基盤となってきた。これらは，高度経済成長期とその後 15 年程度の期間で集中的に整備された。例えば，国土交通省道路局の 2023 年の統計によると，国内には約 73 万橋の道路橋がある。このうちの 23 万橋は，古い橋梁など建設年度が確認できない橋梁であり，大半は橋長 15 m 未満の小さな橋梁である。建設年度が確認できる約 52 万橋の建設年度ごとの建設数を図-1.1 に示すが^[1,1]，橋梁の建設数は 1955 年度から 1973 年度の高度経済成長期に年間 1.5 万橋を超えるまでに増加し，その後は徐々に減少して現在では年間 500 橋程度となっている。高度経済成長期に建設された橋梁は，既に半世紀以上が経過していることになる。また，20 世紀末の 2000 年度を境に採ると，それまでに建設された橋梁は約 46 万橋あり，その数は全体の 89 %に相当する。このため，蓄積されてきた社会基盤は今後急速な老朽化が進み，補修や更新の時代が到来している。

社会基盤として整備された構造物の経年劣化や老朽化に伴い，劣化や損傷が数多く報告され，劣化予測や長寿命化対策への関心が高まる中，維持管理の重要性が再認識されている^[1,2,1,3]。これらの根底には，少子高齢化の進む日本においては，社会基盤の建設や更新に充てることができる費用が相対的に減少してきており，老朽化した社会基盤に適切な時期に補修，補強を行うことや，損傷，劣化が生じにくい対策を施して長寿命化し，更新費用を抑制する思想がある。従来の補修の考え方は，発生した損傷，劣化に対して，その都度事後的に対処していたが，老朽化した社会基盤の割合が急速に増加することにより，構造物に破壊などの致命的な損傷が発生する可能性が高まっており，補修時期の計画も重要となっている。すなわち，更新費用が厳しい状況の中，構造物の点検を定期的実施して診断し，異常が確認された場合には致命的な損傷に至る前に対策を講じることや，類似構造物の損傷状態から劣化の進行を予測して事前に対策を講じておく予防保全を取り入れ，ライフサイクルコストの削減を図る維持管理が必要とされている。

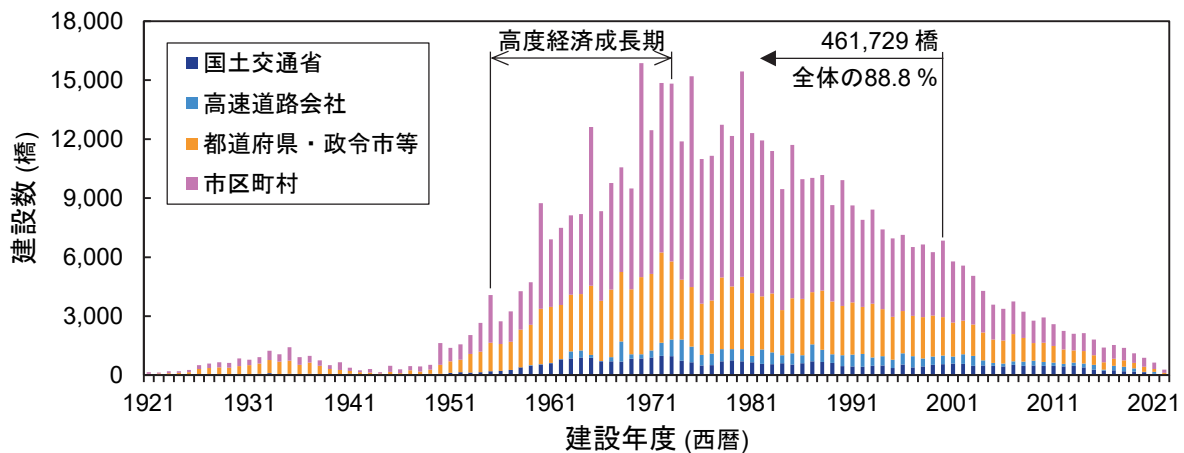


図-1.1 建設年度ごとの橋梁建設数

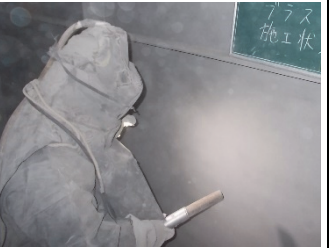
鋼橋に代表される鋼構造物では、主な劣化要因として腐食と疲労の 2 つが挙げられる。このうち、腐食に注目すると、鋼構造物の防食は維持管理における重要な管理項目となっている^[1.4]。鋼構造物の防食方法としては、塗装や溶融亜鉛めっき、耐候性鋼材の使用、近年では金属溶射などが用いられているが、塗装による防食が一般的である。鋼橋などに施されている防食塗装は経年劣化するため、その性能の維持には周辺環境や塗装仕様に応じた定期的な塗替えが必要とされる^[1.5]。防食塗装の塗替えに際しては、劣化した既設塗膜や腐食物質の除去、塗装面の素地調整程度が新規塗装の防食性能に大きく影響することから^[1.6~1.8]、適切な方法により既設塗膜や腐食物質を除去することが重要とされている。特に、従来のさび止めペイントーフタル酸樹脂の塗装系と比較して、塗膜の耐久年数が長いエポキシ樹脂-ふっ素樹脂の塗装系では素地調整程度の影響が大きく、耐久性の高い塗装系ほどグレードの高い素地調整が必要とされている。

塗装橋梁の塗替えでは、塗料代や塗装作業費のほか、既設塗膜の除去費や廃棄物処理費、作業足場や環境対策設備の設置費なども必要であり、工事期間中に通行規制を伴う場合は、通行規制による社会的損失も生じる。近年の傾向では、塗替え工事費に占める割合として、既設塗膜の除去費や廃棄物処理費と作業足場や環境対策設備の設置費が多いことから、供用期間中の塗替えに要する費用を軽減し、ライフサイクルコストを抑制する方法として、耐久性の高い重防食塗装系を用いて供用期間中の塗替え回数を減じる維持管理計画が採られることが多い。このため、既設塗膜の除去や素地調整の重要度が大きくなっている。

劣化した既設塗膜を除去する代表的な方法として、表-1.1 に示す工法が従来から使われており、ディスクサンダーやエアハンマーなどを使用する動力工具工法、薬剤を使用する塗膜剥離剤工法、研削材を使用するブラスト処理工法が挙げられる^[1.5, 1.9]。重防食塗装系への塗替えを適用する場合は、素地調整程度 1 種の素地調整が必要であり、ブラスト処理工法により素地調整を行うことになるが、既設塗膜には鉛、クロム、PCB などの有害物質が含まれている場合がある。ブラスト処理工法で既設塗膜の除去を実施すると、有害物質を含んだケレンダストや研削材が飛散することになり、作業者の保護具（作業衣、防塵防毒マスクなど）や作業区域の養生（集塵装置、隔離設備など）を厳重にする必要が生じる。また、大量の研削材を除去した塗膜と共に廃棄物として処理することになるが、例えば、廃棄物に 0.5 ppm を超え 5000 ppm 以下の PCB が含まれている場合は低濃度 PCB 廃棄物として処理することとなり、一般的な産業廃棄物の数十倍の費用が必要になる。このため、有害物質の飛散と作業者の健康被害防止、特別管理廃棄物の減量の観点より、既設塗膜の除去にはケレンダストが発生せず除去した塗膜が飛散しない塗膜剥離剤工法が採用され、有害物質を含んだ既設塗膜の除去後にブラスト処理工法による素地調整を実施することが多い。

塗膜剥離剤工法は湿式工法の一つであり、既設塗膜の除去作業時にケレンダストの飛散が生じない長所がある。しかし、薬剤を塗膜に浸透させて化学的に塗膜を軟化させることから、1 回の薬剤の塗布で軟化する塗膜の厚さは、一般的なさび止めペイントーフタル酸樹脂の塗装系で 300～500 μm 程度である。ふっ素樹脂塗料などの薬剤が浸透しにくい塗料を使用した塗膜、塗り重ねなどで膜厚が 1 mm 程度ある塗膜、冬期などで気温が低く薬剤の浸透が遅い環境では、1 回の薬剤の塗布で全ての塗膜を掻き落とすことはできず、塗膜を除去するには数回の薬剤の塗布と軟化した塗膜の掻き落としを繰り返す必要が生じ、作業効率が低下する問題がある。

表-1.1 従来から鋼橋の塗替えで使われている主な既設塗膜の除去方法

工 法	動力工具処理工法 (手工具を含む)	塗膜剥離剤工法	ブラスト処理工法 (乾式オープンブラスト)
施工状況			
概 要	回転する円盤状の砥石を用いるディスクサンダー、カップ状の回転するワイヤブラシを用いるカップワイヤホイール、往復運動するハンマーを用いるエアハンマーなどがあり、いずれも研磨力や衝撃力で物理的に塗膜を除去する。	薬液を塗膜表面に塗布して浸透させることにより化学的に塗膜を軟化、可塑化させて付着力を低下させ、湿潤化した塗膜を手工具などで掻き落として除去する。 薬液の塗布と掻き落としの回数は膜厚に応じて多くなる。	圧縮空気を利用して研削材（フェロニッケルスラグなど）を塗膜表面に高速で投射し、衝撃力で物理的に切削して塗膜を除去する。研削材はケレンダストと共に作業床に堆積するので、作業後に回収する。塗膜の除去に要する時間は膜厚に応じて長くなる。
仕上がり程度	素地調整程度 2 種～4 種	塗膜の除去のみ	素地調整程度 1 種～4 種
長 所	工具が小さく、狭隘部や局所的な塗膜の除去も可能である。	ケレンダストが発生せず、除去した塗膜も飛散しない。	除錆度や表面粗さなどを任意な表面状態に処理することができる。
短 所	ケレンダストの飛散対策、騒音対策が必要である。単位面積あたりの施工速度が遅い。	薬液の浸透に 1～2 日を要し、気温が低い場合は薬液が浸透しにくい。 薬液を含んだ塗膜が廃棄物となる。	研削材やケレンダストの飛散対策、騒音対策を厳重に実施する必要がある。 塗膜のほか研削材も廃棄物となる。
その他	吸引装置付き動力工具や、素地調整程度 1 種相当が可能な縦回転式動力工具も開発されているが、作業効率は劣る。	有機溶剤を含む薬液は気化した可燃ガスにより火災が発生した事例があり、近年は主に水系塗膜剥離剤が使用されている。	回収後の研削材（スチールグリッド）を再利用して廃棄物の量を削減できる新しいブラスト処理工法も開発されている。

鋼構造部材は、薄い鋼板に補剛材を配置した補剛板で断面を構成することにより、薄肉軽量で経済的となる。鋼橋の中でも一般的な I 桁橋を例に採ると、主桁は上下フランジと腹板で構成され、腹板は垂直補剛材と水平補剛材で補剛された補剛板として設計されている。鋼橋は橋梁工場で鋼材を組み立てて部材を製作するが、橋梁工場から架設現場への輸送上の制約、架設に用いる重機との能力の関係から、部材は寸法や重量に応じて現場継手で分割されている。初期の鋼橋は鋼板や形鋼をリベット接合して断面を構成するリベット橋であり、橋梁工場での鋼材の組み立ても、現場継手もリベットが使われていた。溶接技術の発展により 1930 年代から鋼材を溶接で組み立てる溶接橋が登場した。当初は現場継手に溶接が用いられることもあったが、現場溶接は形状管理や品質管理の難しさからしだいに敬遠され、橋梁工場での補剛材の取付けや断面の組み立ては溶接で行い、現場継手はリベット接合とする構造が一般的となった。その後、鋼橋の現場継手は、

1960年代後半からリベット継手に替わって、施工性に優れた高力六角ボルトを用いた高力ボルト摩擦接合継手が使われるようになり、1990年頃からは軸力管理の容易なトルシア型高力ボルトが普及し、現在に至っている^[1.10]。塗替えにおいては、高力ボルト継手はリベットと比較してボルトの形状が複雑であり、一橋あたりに極めて多くのボルトが使用されていることから、図-1.2に示す従来からの動力工具工法や塗膜剥離剤工法による塗膜剥離作業では、高力ボルト継手部の塗膜剥離に多大な労力を必要としている。

上記を踏まえ、近年、既設塗膜を除去する方法として、高周波誘導加熱(IH)を利用したIH式塗膜剥離工法が注目されている。IH式塗膜剥離工法の原理であるが、図-1.3に示すように高周波電流を通電したコイルを鋼材に近接させると、鋼材には電流方向の変化に応じて交番する誘導磁場が発生する。誘導磁場が通過する鋼材表面には、誘導磁場の变化を妨げる方向に渦電流が生じ、鋼材の電気抵抗でジュール熱が発生して、鋼材表面は急速に加熱される。加熱により鋼材との界面が破壊された塗膜は、図-1.4のようにスクレーパーなどの工具を使い、図-1.5のようなシート状の塗膜片として剥離することができる。鋼材と塗膜の界面を破壊することから、膜厚の厚さに関わらず塗膜を一度で剥離でき、廃棄物は剥離した塗膜のみであるほか、ケレンダストの発生はほとんどなく、剥離したシート状の塗膜片の回収も容易である利点から採用が増えつつある^[1.11~1.14]。しかし、今のところ、IH式塗膜剥離工法のように加熱を利用した塗膜剥離の方法は、高力ボルト継手に対して適用されていない。



(a) 動力工具工法（エアハンマー）



(b) 塗膜剥離剤工法

図-1.2 高力ボルト継手の塗膜剥離作業

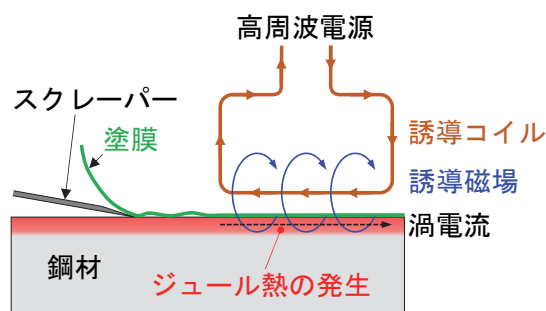


図-1.3 高周波誘導加熱(IH)式塗膜剥離工法の原理



図-1.4 IH 式塗膜剥離工法の施工状況

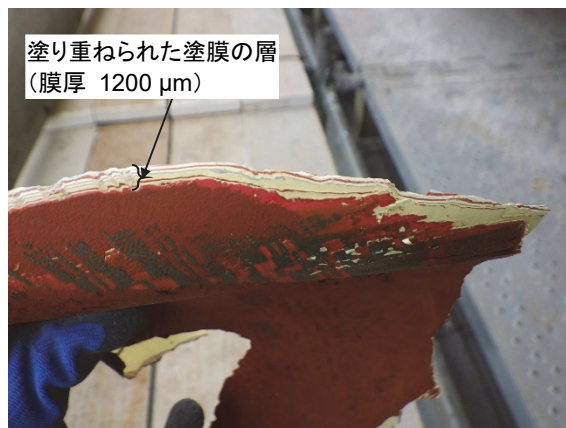


図-1.5 IH 式塗膜剥離工法で剥離した塗膜片

高力ボルト継手に加熱による塗膜剥離が用いられていない大きな理由として、高力ボルト軸力やすべり耐力に及ぼす加熱の影響が不明確であることが挙げられる。高力ボルト継手に対する熱影響に関する既往の研究には、火災を想定した耐火性能に関する研究が多い^[1.15~1.22]が、これらの研究によると、鋼橋に一般的に用いられているボルト径 M22、強度等級 F10T の高力ボルトを使用したボルト継手では、つぎのような結果が示されている。加熱後、常温に戻った状態でのすべり耐力に関しては、加熱温度 300℃未満では大きな低下はみられないが、400℃で 20%程度、500℃で 60%の低下となっている。ボルト軸力に関しては、300℃未満の加熱では影響が小さく、400℃で 50%程度、500℃で 90%以上の低下となっている。腹板が高力ボルト摩擦接合でフランジが溶接接合の混合継手では、高力ボルトを締め付けた後に溶接をおこなった場合、溶接部に近い高力ボルトの表面温度が 70~130℃に達し、ボルト軸力が最大 20 %程度低下する^[1.23]。また、高周波誘導加熱を利用した研究では、加熱温度 130℃で 4 %程度、200℃で 5 %程度のボルト軸力が低下したとの報告がある^[1.24, 1.25]。

鋼橋などの一般的な防食塗装では、塗膜剥離に必要な加熱温度は 150~250℃程度であり、火災を想定した温度と比較して低いものの、加熱方法や加熱手順を考慮した十分な研究がなされているとは言えない。そのため、高力ボルト継手に対して加熱による塗膜剥離の適用を進めていくには、塗膜剥離に適した温度まで加熱した場合に、高力ボルトの軸力にどのような影響を及ぼすのか、加熱により摩擦接合継手のすべり耐力はどのように変化するのか明らかにするとともに、それらに影響を及ぼす要因を特定する必要がある。また、実際の構造物に対して、作業効率や安全性を考慮した施工手順を提示する必要がある。これらにより、力学的な安全性と工学的な実用性が総合的に検証され、高力ボルト継手に対する加熱による塗膜剥離の適用が可能になる。

1.2 研究の目的

本研究の目的は、高力ボルト摩擦接合継手の加熱による防食塗膜の剥離を対象として、加熱がボルト軸力に及ぼす影響を明らかにすることと、安全かつ効率的な施工方法を提示することである。はじめに、加熱条件の違いがボルト軸力に及ぼす影響を明らかにする。つぎに、ボルト軸力の変動機構を解明して、実施工に向けた施工手順を検証する。

鋼構造物の高力ボルト継手は、ボルトの配置形状やボルト本数の違いにより大小様々な形状があり、一概に最適な施工手順を論じることが難しい。そのため、以下の検討手順とする。まず、基本的な形状と塗装を施した高力ボルト継手に対して、加熱による塗膜剥離性と、加熱によるボルト軸力の変化の傾向を把握することが重要である。このため、小型供試体を用いた加熱実験を実施して、所定の温度まで加熱した場合の塗膜の剥離性を確認するとともに、加熱条件の違いがボルト軸力に及ぼす影響を実験的に明らかにする。また、有限要素法による熱弾塑性解析を行い、加熱による変形や応力の変動を解析的に検証してボルト軸力の変動要因を特定し、ボルト軸力の変動機構を解明する。加えて、高力ボルト継手のすべり実験を実施し、加熱が摩擦接合継手のすべり耐力に及ぼす影響について検証する。

さらに、実構造物に対する施工手順について、多行多列のボルトを配置した供試体を用いた塗膜剥離実験により、加熱および塗膜剥離作業における安全性と施工性を検証し、具体的な施工方法を提案する。

1.3 本論文の構成

本論文は図-1.6 に示すように 6 章で構成している。

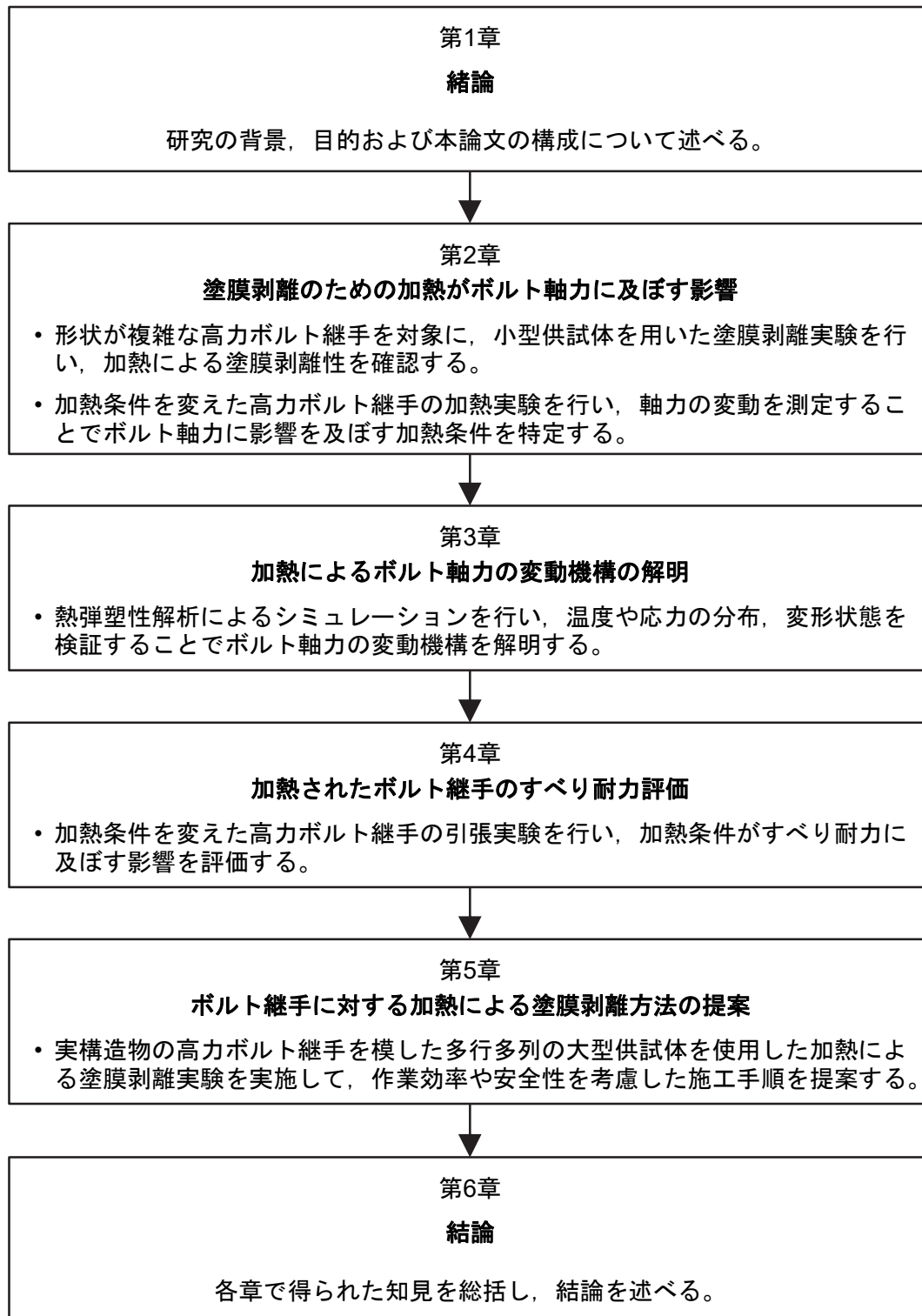


図-1.6 本論文の構成

第1章は緒論であり、本研究の背景と目的を示し、論文の構成を述べる。

第2章は基本的な現象の把握に主眼を置き、ボルト本数の少ない小型供試体を用いた加熱実験を実施して、加熱によるボルト継手の塗膜剥離性と、加熱がボルト軸力に及ぼす影響について明らかにする。加熱方法として、比較的短時間で加熱が可能な誘導加熱に加え、加熱に時間を要するが精度の高い温度管理が可能なセラミックヒーターを用いる。誘導加熱の場合は、ボルトの形状に合わせた誘導コイルを用いてボルトを1本ずつ順番に加熱する。セラミックヒーターの場合は、全てのボルトにヒーターを設置して、小型供試体全体を同時に加熱する。加熱実験では、一般的な塗装を施した小型供試体を誘導加熱とセラミックヒーターを用いてそれぞれ目標温度まで加熱し、塗膜剥離を実施して作業性と剥離後の状況を比較する。また、加熱前と加熱後のボルト軸のひずみ変化から、ボルト軸力の低下量を推定する。さらに、熱源に誘導加熱を用いて、与える熱量の大小と加熱時間の長短をパラメータとした加熱実験を実施することで、ボルト軸力に影響を与える加熱条件を特定する。

第3章では加熱によるボルト軸力変動の要因を検証する。第2章で実施した加熱実験の結果に基づき、加熱条件の違いがボルト軸力に及ぼす影響について、解析的な視点からその要因を検証する。有限要素法による熱弾塑性解析を実施し、加熱条件の違いが高力ボルト継手の温度分布や応力状態に与える影響を検証して、加熱によるボルト軸力の変動機構を解明する。

第4章では、高力ボルト継手の加熱がすべり耐力に及ぼす影響について評価する。高力ボルト継手のすべり耐力は、ボルト軸力に比例する設計方法が採用されているが、摩擦接合面の状態による影響を受けることから、加熱後冷却した摩擦接合面に何らかの変化が生じている場合は、残存しているボルト軸力とすべり耐力が比例しない可能性も考えられる。そのため、誘導加熱とセラミックヒーターの2種類の熱源、与える熱量の大小と加熱時間の長短の加熱条件が異なる継手供試体を用いた引張実験を実施して、加熱条件とすべり耐力の関係を検証する。

第5章では、ボルト本数の多い実構造物の高力ボルト継手に着目する。鋼橋などの実構造物を想定した多行多列のボルトを配置した供試体を用いて、同時に加熱するボルト列や加熱作業と並行して剥離作業を行う具体的な施工工程を反映した塗膜剥離実験を実施し、作業効率や安全性を考慮した施工手順を提案する。

第6章では、各章で得られた知見を総括し、高力ボルト継手に対する加熱による塗膜剥離の適用について結論を述べる。

参考文献

- [1.1] 国土交通省道路局：道路メンテナンス年報，2023.8
- [1.2] 土木学会鋼構造委員会：鋼構造シリーズ 29 鋼構造物の長寿命化技術，土木学会，2018.3
- [1.3] 土木学会構造工学委員会：構造工学シリーズ 25 橋梁の維持管理 実線と方法論，土木学会，2016.6
- [1.4] 村越潤，高橋実，木ノ本剛，澤田守：鋼橋における劣化損傷と技術開発，土木技術資料，第 55 巻，第 10 号，pp.10-15，2013.10
- [1.5] 日本鋼構造協会：重防食塗装 防食原理から設計・施工・維持管理まで，技報堂出版，2012.2
- [1.6] 伊藤義人，金 仁泰，貝沼重信，門田佳久：素地調整が異なる塗装鋼板の腐食劣化に関する基礎的研究，土木学会論文集，No.766/I-68，pp. 291-307，2004.7
- [1.7] 日本鋼構造協会：鋼橋の長寿命化のための方策（塗装からの取り組み），テクニカルレポート 57，2002.10
- [1.8] 日本道路協会：鋼道路橋塗装・防食便覧資料集，2010.9
- [1.9] 日本道路協会：鋼道路橋防食便覧，第Ⅱ編 塗装編 7.4.4 素地調整，pp.Ⅱ-137-Ⅱ-147，2014.3
- [1.10] 日本橋梁建設協会：鋼橋技術の変遷，日本橋梁建設協会，2010.5
- [1.11] 小西日出幸，鈴木直人，田中正裕，鮫島力，西谷朋晃，廣畑幹人：許田高架橋補修工事における IH 装置による塗膜剥離工法の適用，橋梁と基礎，第 51 巻，第 7 号，pp.14-20，2017.7
- [1.12] 笹嶋純司，河内幸男，諸木良二：関門橋における塗膜剥離工事への誘導加熱式塗膜剥離工法の適用，Structure Painting，Vol.46，pp.2-8，2018.9
- [1.13] 小西日出幸，井隼俊也，福島夏樹，松井隆行，早矢仕正尚，廣畑幹人：市川橋における IH 装置による塗膜剥離の試験施工，橋梁と基礎，Vol.54 No.6，pp.18-23，2020.6
- [1.14] 山口正晃，瀧弘幸：電磁誘導加熱(IH)塗膜除去工の施工実績と今後の展望，Structure Painting，Vol.49，pp.16-22，2021.9
- [1.15] 藤本盛久，北後寿，古村福次郎：高力ボルト摩擦接合継手の耐火性能に関する研究，日本建築学会論文報告集，第 184 号，pp.17-28，1971.6
- [1.16] 田中淳夫，小久保勲，古村福次郎：高温加熱を受けた高力ボルト摩擦接合部の性状について，日本建築学会論文報告集，第 252 号，pp.45-56，1977.2
- [1.17] 田中淳夫，小久保勲，古村福次郎：高力ボルト摩擦接合継手の高温加力試験，日本建築学会論文報告集，第 286 号，pp.13-21，1979.12
- [1.18] Kozo Wakiyama, Aiko Tatsumi : Residual Force in High-Strength Bolts Subjected to Heat : Part I Short Soak Time Test, 日本建築学会論文報告集，第 313 号，pp.19-29，1982.3
- [1.19] Kozo Wakiyama, Aiko Tatsumi : Residual Force in High-Strength Bolts Subjected to Heat : Part II Long Soak Time Test at Relatively Low Temperatures, 日本建築学会論文報告集，第 324 号，pp.73-85，1983.2
- [1.20] 五十嵐定義，脇山広三，平井敬二，巽昭夫：熱履歴をうけた高力ボルト接合部に関する実験的研究（その一 機械的性質実験），日本建築学会近畿支部研究報告集，No.16/237，pp.161-164，1976.6

- [1.21] 五十嵐定義, 脇山広三, 平井敬二, 巽昭夫: 熱履歴をうけた高力ボルト接合部に関する実験的研究 (その二 残留軸力試験), 日本建築学会近畿支部研究報告集, No.16/238, pp.165-168, 1976.6
- [1.22] 脇山広三, 巽昭夫, 桜井久敏: 熱履歴をうけた高力ボルト接合部に関する実験的研究 (その3 残留軸力試験—鋼種・熱履歴時間・冷却方法の補足—), 日本建築学会近畿支部研究報告集, No.17/252, pp.221-224, 1977.5
- [1.23] 西田祐三, 田淵基嗣, 難波尚, 田中剛: 溶接入熱による現場混用柱梁接合部の高力ボルト張力の減少, 鋼構造年次論文報告集, 第14巻, pp.725-730, 2006.11
- [1.24] 岡部次美, 小野秀一, 中村順一: IH (電磁誘導加熱) による鋼橋の塗膜除去工法, Structure Painting, Vol.42, pp.2-10, 2014.9
- [1.25] 笹嶋純司, 白水晃夫: 誘導加熱が高力ボルト軸力に与える影響について, YBHD グループ技報, No.46, pp.80-83, 2017.1

第 2 章 塗膜剥離のための加熱がボルト軸力に及ぼす影響

2.1 緒言

防食塗装を施した高力ボルト継手に加熱による塗膜剥離を適用する場合、鋼材表面の発熱による方法（誘導加熱等）と、塗膜表面からの加熱による方法（セラミックヒーター等）の 2 つの方法が考えられる。前者では誘導加熱を使用した高力ボルトの加熱^[2.1,2.2]、後者では火災を想定した電気炉による高力ボルトの加熱に関する研究^[2.3,2.4]があり、いずれの場合においても、加熱によって高力ボルトの軸力が低下することが報告されている。本章では、形状が複雑な高力ボルト継手に対して、加熱による塗膜の剥離性を確認するとともに、加熱条件（与える熱量の大小、加熱時間の長短等）を変えた実験を実施し、軸力の変動を測定することでボルト軸力に影響を及ぼす加熱条件を特定する。

2.2 加熱によるボルト継手の塗膜剥離実験

本節では、鋼道路橋の防食塗装として広く用いられている A 塗装系および C 塗装系を施した高力ボルト継手を対象として、加熱による塗膜の剥離性を実験的に検討する。熱源としては、鋼材表面の発熱による方法に誘導加熱、塗膜表面からの加熱による方法にセラミックヒーターを使用した。

2.2.1 実験供試体

ここで用いる実験供試体を図-2.1 に示す。供試体は高力ボルト継手を想定した形状であり、板厚 9 mm の母材の両側に板厚 9 mm の連結板を配置し、8 本の高力六角ボルト (M22×70) を締め付けた。また、供試体を自立させるために、供試体の母材下部に脚となる鋼板を溶接した。鋼板の材質は SS400、高力六角ボルトの等級は F10T である。使用した鋼板と高力ボルトの諸元を表-2.1 および表-2.2 に示す。ボルト孔の直径は 24.5 mm であり、トルク法を用いて設計ボルト軸力の 10 % 増とした目標軸力 225 kN で締め付けた^[2.5]。

防食塗装の塗装仕様は、鋼道路橋で用いられている表-2.3 に示す一般防食塗装系の A 塗装系と、表-2.4 に示す重防食塗装系である C 塗装系の 2 種類とした^[2.6]。なお、鋼材の金属光沢や各層の塗膜との明暗差を大きくして塗膜剥離性の確認を容易にするために、上塗りの上に膜厚が 5 μm 未満の極薄い黒色の化粧塗を施した。塗装は無機ジンクリッチペイントを除いてはけ塗りで施工しており、膜厚のばらつきが大きかった。加熱前に測定した膜厚は、A 塗装系のナット側面が 140～236 μm、連結板表面が 334～378 μm、C 塗装系のナット側面が 235～483 μm、連結板表面が 774～908 μm であった。供試体の数は、加熱方法ごと、塗装系ごとに 2 体の計 8 体とした。

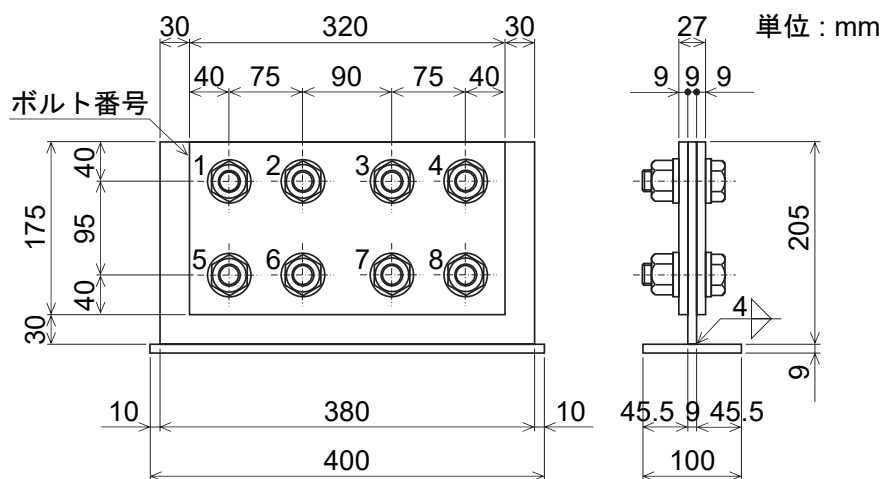


図-2.1 供試体

表-2.1 実験供試体に使用した鋼板の諸元

材片	素材形状	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	化学成分 (質量%)				
					C	Si	Mn	P	S
母材, 連結板	PL9×2438×12192	323	440	33	0.17	0.10	0.60	0.017	0.004

表-2.2 実験供試体に使用した摩擦接合用高力六角ボルトの諸元

ボルト形状	耐力 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ HRC
HTB M22×70	1022	1076	20	72	324	32

表-2.3 A 塗装系の塗装仕様

塗装工程	塗料名	目標膜厚 (μm)	塗膜の耐熱 温度 (°C)
素地調整	動力工具処理 ISO St3	—	—
下塗第 1 層	鉛・クロムフリーさび止めペイント	35	120
下塗第 2 層	鉛・クロムフリーさび止めペイント	35	120
下塗第 3 層	鉛・クロムフリーさび止めペイント	35	120
中塗	長油性フタル酸樹脂塗料中塗	30	120
上塗	長油性フタル酸樹脂塗料上塗	25	120
化粧塗	長油性フタル酸樹脂塗料上塗	—	120
	合計	160	

表-2.4 C 塗装系の塗装仕様

塗装工程	塗料名	目標膜厚 (μm)	塗膜の耐熱 温度 (°C)
素地調整	ブラスト処理 ISO Sa2 1/2	—	—
防食下地	無機ジンクリッチペイント	75	500
素地調整	動力工具処理 ISO St3	—	—
ボルト防食下地	有機ジンクリッチペイント	75	200
ミストコート	変性エポキシ樹脂塗料下塗	—	200
下塗	超厚膜形エポキシ樹脂ペイント	300	200
中塗	ふっ素樹脂塗料用中塗	30	200
上塗	ふっ素樹脂塗料上塗	25	200
化粧塗	ふっ素樹脂塗料上塗	—	200
	合計	430	

2.2.2 鋼材表面の発熱による塗膜剥離

鋼材表面の発熱による方法として、誘導加熱を用いた加熱状況を図-2.2 に示す。供試体の加熱は、RPR Technologies 製の誘導加熱（IH）式塗膜剥離装置 RPR1032 と、ナット側の形状に適合するように製作したリング型の誘導加熱ヘッドを使用して、ナット側のみを加熱した。目標加熱温度は、ボルト軸先端の温度で A 塗装系と C 塗装系の塗膜を剥離するために必要とされる 200℃とした^[2.1]。8 本のボルトはボルト番号の順に 5 秒間隔程度、全体を約 40 秒で加熱した。また、加熱時の温度を測定するために K 熱電対を図-2.3 に示す位置に設置し、東京測器研究所製の高速データロガー TDS-630 を用いて 0.1 秒間隔で記録した。K 熱電対の設置位置は、IHT1～IHT4 がボルト軸先端，IHT5～IHT8 がナット側面，IHT9 がナット側連結板表面，IHT10 と IHT11 がボルト頭側連結板表面である。各々の供試体の加熱条件は、先行して実施した予備検討より、表-2.5 に示すとおりとした。

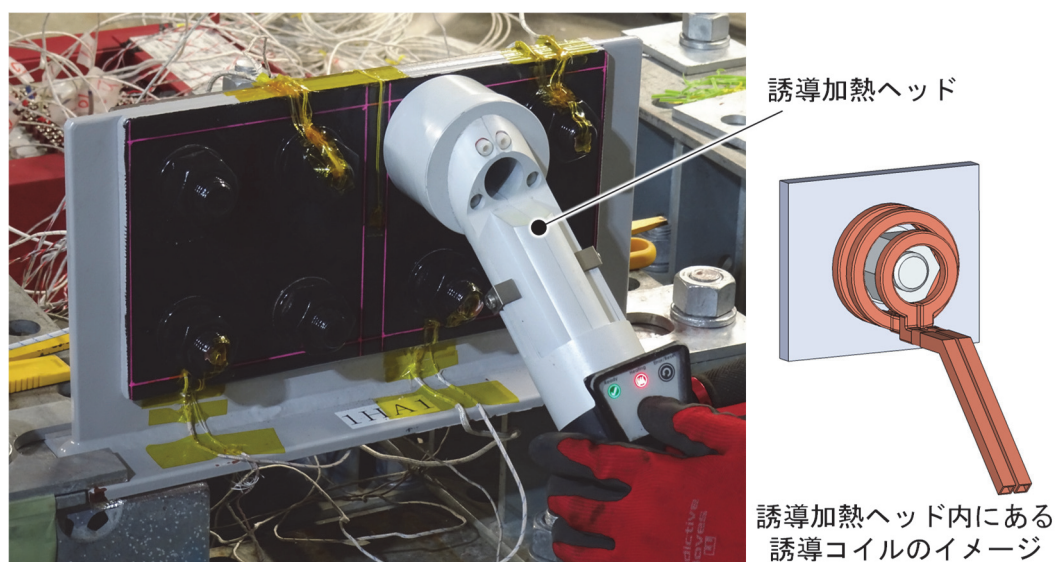


図-2.2 IH による加熱状況

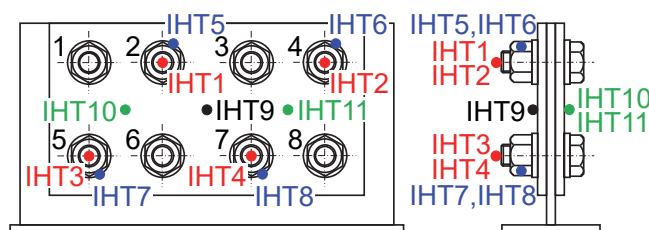


図-2.3 K 熱電対の設置位置

表-2.5 IH による加熱条件

塗装仕様	A 塗装系		C 塗装系	
供試体番号	IHA1	IHA2	IHC1	IHC2
ボルト 1 本あたりの加熱時間 (秒)	1.8	1.6	2.0	1.8
IH 式塗膜剥離装置の出力 (kW)	32.0	32.0	32.0	32.0

加熱の完了した供試体は、目標とした加熱温度で塗膜の剥離が可能か否かを確認した。作業は供試体の温度が 70℃未満とならないように加熱終了後 5 分以内に実施した。塗膜剥離は、図-2.4 に示すように供試体の左右にボルト 4 本を含む 150mm 四方の正方形範囲を設定し、図-2.5 に示す手作業工具の小型スクレーパーと鉾かき型ケレン棒を用いて、手作業で鋼材表面から剥離する方法とした。小型スクレーパーは主に添接板の平面部、鉾かき型ケレン棒は主にボルトの塗膜剥離に使用した。左右両側の塗膜剥離は各々別の作業者が並行して作業し、剥離作業時間はボルト 1 本あたり 30 秒で計 120 秒とした。また、手作業の塗膜剥離後に、図-2.6 に示す動力工具のボルトブラッシャーで残存した塗膜の除去を試みた。

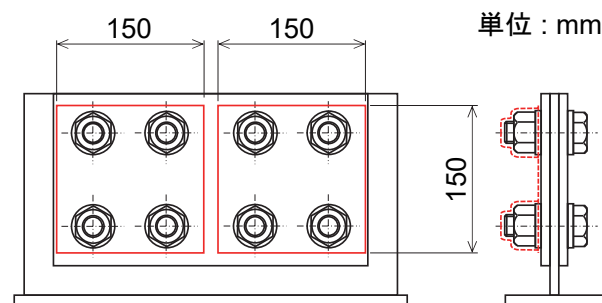


図-2.4 塗膜剥離の範囲



(a) 小型スクレーパー



(b) 鉾かき型ケレン棒

図-2.5 手作業工具



図-2.6 動力工具（ボルトブラッシャー）

2.2.3 塗膜表面からの加熱による塗膜剥離

塗膜表面からの加熱方法として、セラミックヒーターを用いた加熱状況を図-2.7 に示す。供試体の加熱は、図-2.8 に示すようにセラミック片をナットや座金を取り囲むように円形に組み合わせて製作した環状ヒーターを使用して、ナット側のみを加熱した。目標加熱温度は、IH の場合と同様に 200℃とした。8 本のボルトを同時に加熱し、加熱中の漏熱を軽減するために、供試体全体を断熱材で覆って加熱した。また、加熱時の温度を測定するために K 熱電対を図-2.9 に示す位置に設置した。K 熱電対の設置位置は、CHT1～CHT8 がボルト軸先端、CHT9 がナット側連結板表面、CHT10 と CHT11 がボルト頭側連結板表面である。各々の供試体の加熱条件は、表-2.6 に示すとおりであり、1800 秒程度で目標加熱温度に達するように電流量を調整しながら、CHT3 を温度制御用として 200℃を超えた時間で加熱を停止した。加熱の完了した供試体は、IH の場合と同様に塗膜剥離を実施した。

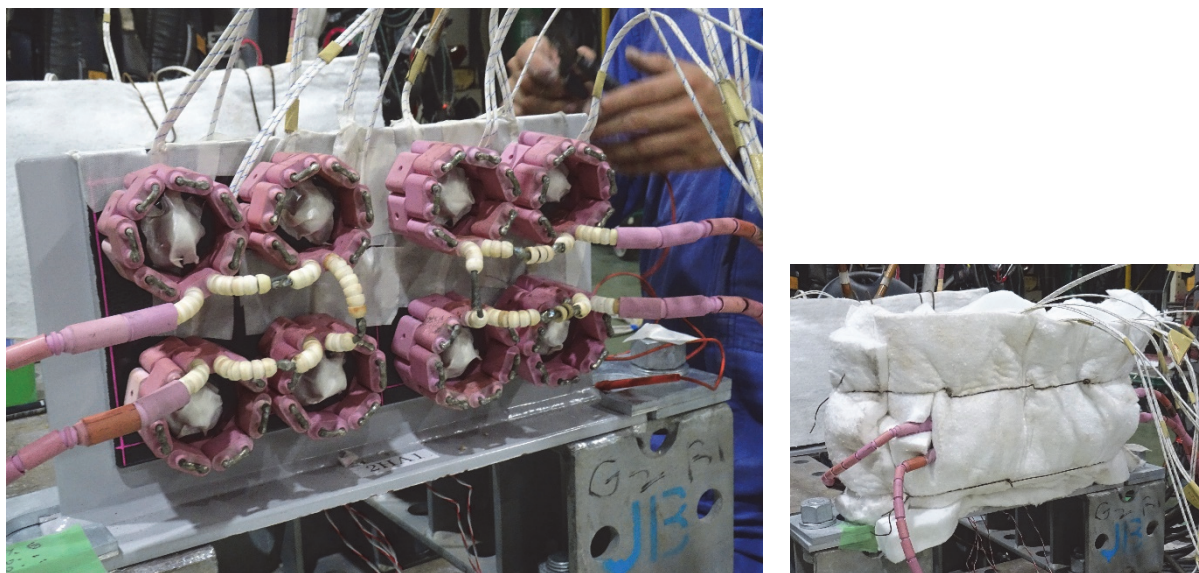


図-2.7 セラミックヒーターによる加熱状況

単位 : mm

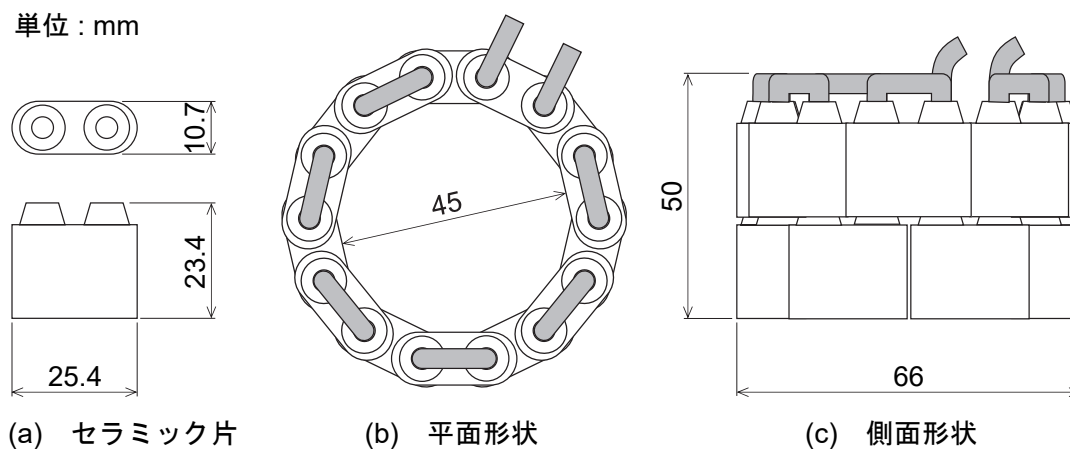


図-2.8 セラミックヒーターの形状

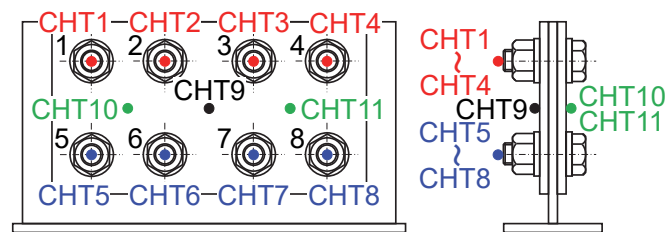


図-2.9 K 熱電対の設置位置

表-2.6 セラミックヒーターによる加熱条件

塗装仕様	A 塗装系		C 塗装系	
供試体番号	CHA1	CHA2	CHC1	CHC2
加熱時間 (秒)	1680	1950	1470	1800
セラミックヒーター最大出力 (kW)	2.0	2.0	2.0	2.0

2.2.4 実験結果

IH を用いて加熱した供試体の温度履歴の例を図-2.10 に示す。同じ供試体の高力ボルトごとの温度履歴は概ね一致しており、A 塗装系では、1.8 秒加熱した IHA1 のボルト軸先端が 200℃程度まで加熱されているのに対して、1.6 秒加熱した IHA2 は 10%程度温度が低かった。ナット側面の最高温度は、ボルト軸頂部と比べて 100℃程度高く、300℃を超えていた。高力ボルトの加熱に対する特性として、300℃以上で弾性係数と降伏強度が大きく低下し、500℃で常温に対して 30 %程度まで低下することが報告されている^[2,7]が、本実験におけるボルト軸先端の最高温度は 200℃程度であり、これらの影響は少ないと考えられる。また、ボルト軸先端は IH によって直接加熱されているのではなく、ナットからの熱伝導でナット側面よりも約 2 秒遅れて最高温度に達した。C 塗装系でも、2.0 秒加熱した IHC1 のボルト軸先端が 200℃程度まで加熱されているのに対して、1.8 秒加熱した IHC2 は 10%程度温度が低かった。ナット側面の最高温度は、IHC1 は 300℃を超えているが、IHC2 は 215℃程度となった。加熱時間が同じ IHA1 と IHC2 の温度の違いは、A 塗装系に比べて C 塗装系の膜厚が厚く、連結板表面の塗膜が厚い分だけ、リング型の誘導加熱ヘッドの内部にあるコイルと鋼材表面の距離が離れたためと考えられる。

連結板表面は、リング型の誘導加熱ヘッドが主にナットや座金を加熱する構造であるため、IH による加熱時には温度が上昇しておらず、ナットや座金からの熱伝導により温度上昇に時間を要した。また、最高温度は 70℃程度となった。

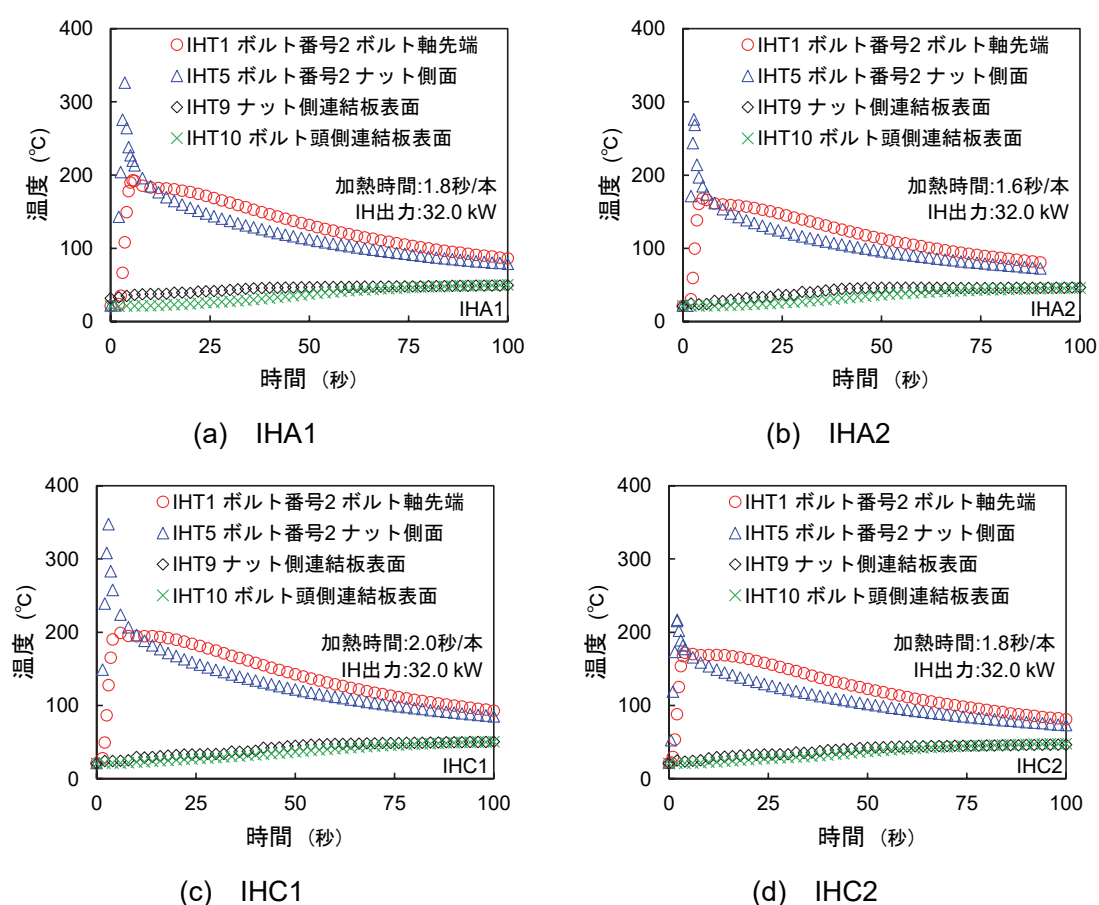
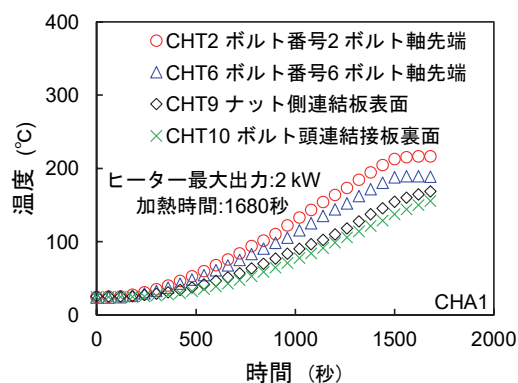


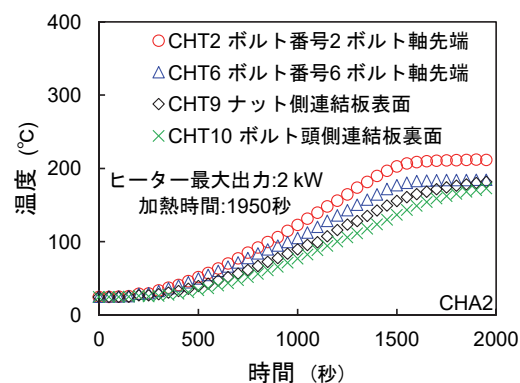
図-2.10 IH を用いて加熱した供試体の温度履歴

セラミックヒーターを用いて加熱した供試体の温度履歴の例を図-2.11 に示す。上側のボルト（CHT2）に比べ、下側のボルト（CHT6）の温度が 20℃程度低くなっていた。これは、供試体から固定台への漏熱が原因と推察される。また、断熱材の効果もあり、供試体全体が均一に加熱されたため、ナット側の添接板表面（CHT9）とボルト頭側の添接板（CHT10）の温度も 170℃程度まで上昇した。

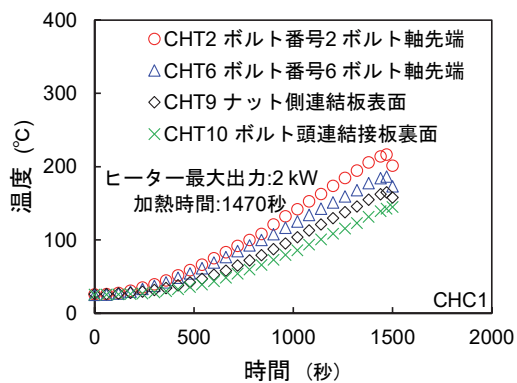
セラミックヒーターによる加熱では、IH による加熱で確認された部位による温度差は小さく、目標温度とした 200℃を大きく超過することなく、供試体全体が同程度の温度に加熱された。加熱に時間を要したが、加熱温度の均一性の観点から、セラミックヒーターは IH に比べて安定した加熱が可能と考えられる。



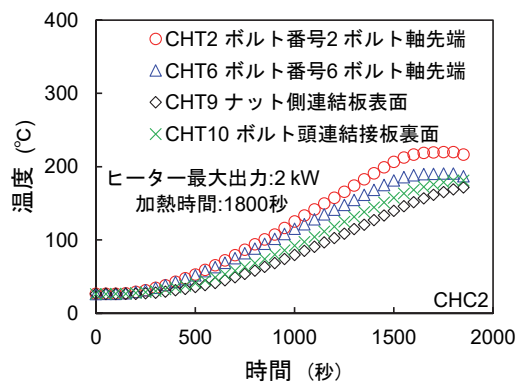
(a) CHA1



(b) CHA2



(c) CHC1

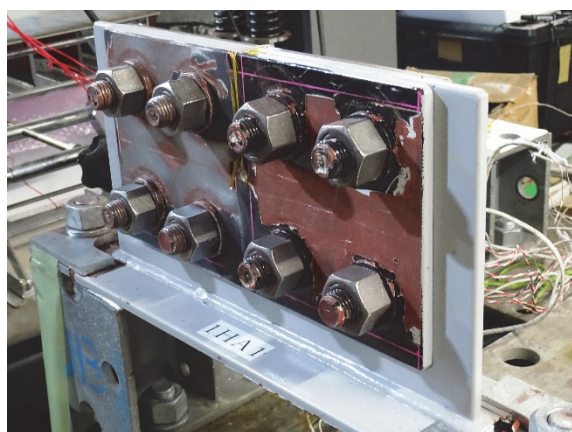


(d) CHC2

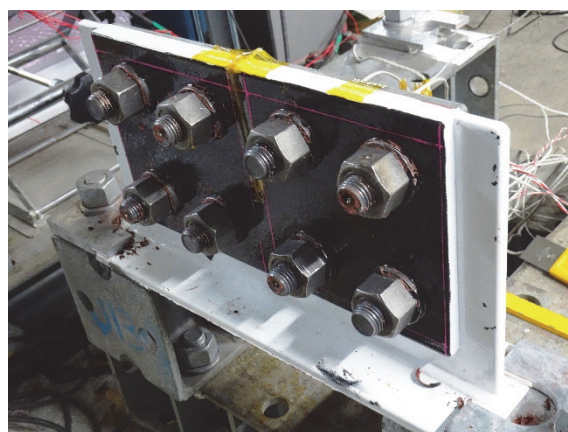
図-2.11 セラミックヒーターを用いて加熱した供試体の温度履歴

IH を用いて加熱した供試体の塗膜剥離後の状況を図-2.12 に示す。A 塗装系（図-2.12 (a)）と C 塗装系（図-2.12 (b)）のいずれも高力ボルトの塗膜は良好に剥離できたが、連結板の塗膜は剥離が困難であり、特に C 塗装系の連結板の塗膜は剥離できなかった。これは、ナットやボルト軸は目標加熱温度の 200℃に加熱されたのに対し、連結板は 70℃程度までしか加熱されておらず、塗膜の剥離が可能な温度に達しなかったことが原因であると考えられる。また、A 塗装系の左側半分は手工具による塗膜剥離後に、動力工具で残存した塗膜の除去を試みた。ボルトブラッシャーが接触したボルト周辺の連結板表面は、塗膜が完全に除去されて金属素地が露呈した。

セラミックヒーターにより加熱した供試体の塗膜剥離後の状況を図-2.13 に示す。A 塗装系（図-2.13 (a)）と C 塗装系（図-2.13 (b)）のいずれも、高力ボルトと連結板の塗膜が良好に剥離できた。これは、供試体全体が同程度の温度に加熱された結果と考えられる。また、IH と同様に A 塗装系の左側半分は動力工具で残存した塗膜を除去し、ボルト周辺の連結板表面に金属素地が露呈した。



(a) IHA1



(b) IHC1

図-2.12 IH を用いて加熱した供試体の塗膜剥離後の状況



(a) CHA2



(b) CHC1

図-2.13 セラミックヒーターを用いて加熱した供試体の塗膜剥離後の状況

2.3 加熱によるボルト軸力変動の測定

本節では、2.2 節の塗膜剥離実験に対して、加熱が高力ボルトの軸力に及ぼす影響を検討する。

2.3.1 ボルト軸力測定方法

高力ボルト軸力の変化を確認するため、1 供試体あたり図-2.14 に示す 3 本のひずみゲージ取付ボルトを配置した。ひずみゲージ取付ボルトは、図-2.15 のように高力ボルト軸の両側に切削加工を行い、1 対のひずみゲージ（東京測器研究所製 ZFLA-3-11-4FA5LT）を貼付して、ボルト頭に設けた貫通孔からリード線を配線した。貼付した 1 対のひずみゲージのひずみ出力とボルト軸力の関係は、別途実施した 5 本の高力ボルトによるキャリブレーションの結果から、回帰直線の傾きを校正係数として $7.512 \times 10^4 \text{ kN}$ を得ている。高力ボルトの軸力は、1 対のひずみゲージのひずみ出力に校正係数を乗じて推定した。

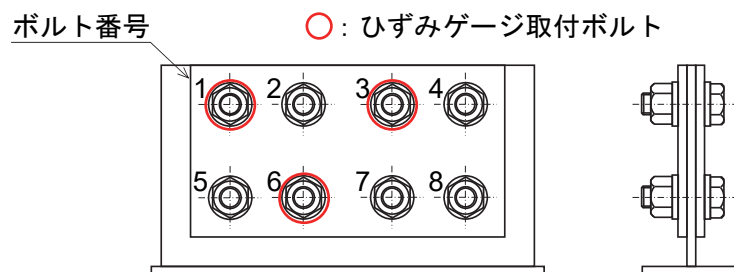
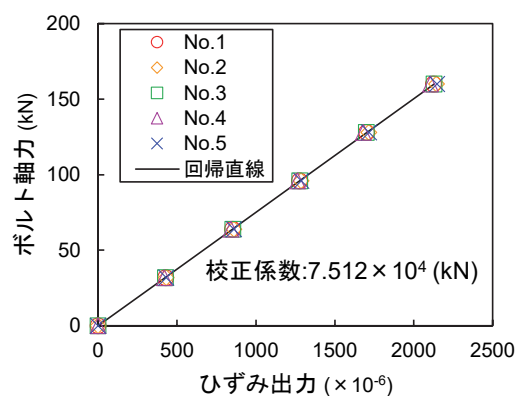


図-2.14 ひずみゲージ取付ボルトの位置



(a) ひずみゲージ取付ボルトの形状



(b) ひずみ出力と校正係数

図-2.15 ひずみゲージ取付ボルト

2.3.2 測定結果

IH を用いて加熱した供試体において、ひずみゲージ取付ボルトで測定された加熱時のひずみ履歴を図-2.16 に示す。ひずみ出力はそれぞれの高力ボルトにおける 1 対のひずみゲージの平均値であり、加熱前のひずみ出力を 0 としている。IH で加熱している間はひずみ出力が増加し、ボルト軸が膨張していることを確認した。加熱完了後はひずみ出力が急激に減少し、ボルト軸が収縮に転じた。その後、加熱完了から 40 秒程度経過した頃から、ひずみ出力は緩やかに増加しているが、常温になってもひずみ出力は 0 に戻らず、最終的に負のひずみが残留した。すなわち、ひずみゲージ貼付位置のボルト軸が加熱前と比べて短くなったことになる。これは、加熱によりナット周辺が熱膨張した際に、連結板やボルト軸の拘束で自由な熱膨張が妨げられ、塑性変形を生じたためと推察される。加熱時間とひずみ出力の変化の大小関係に着目すると、A 塗装系、C 塗装系ともに、加熱時間の短い方がひずみ出力の変化が小さい傾向があった。いずれの供試体も IH 式塗膜剥離装置の出力は同じ 32.0 kW であることから、加熱時間による入熱量の大小がひずみ出力の変化の大小に寄与していると推察されるが、最高温度に起因するのか、加熱の継続時間に起因するのかは本実験結果だけでは判断できない。

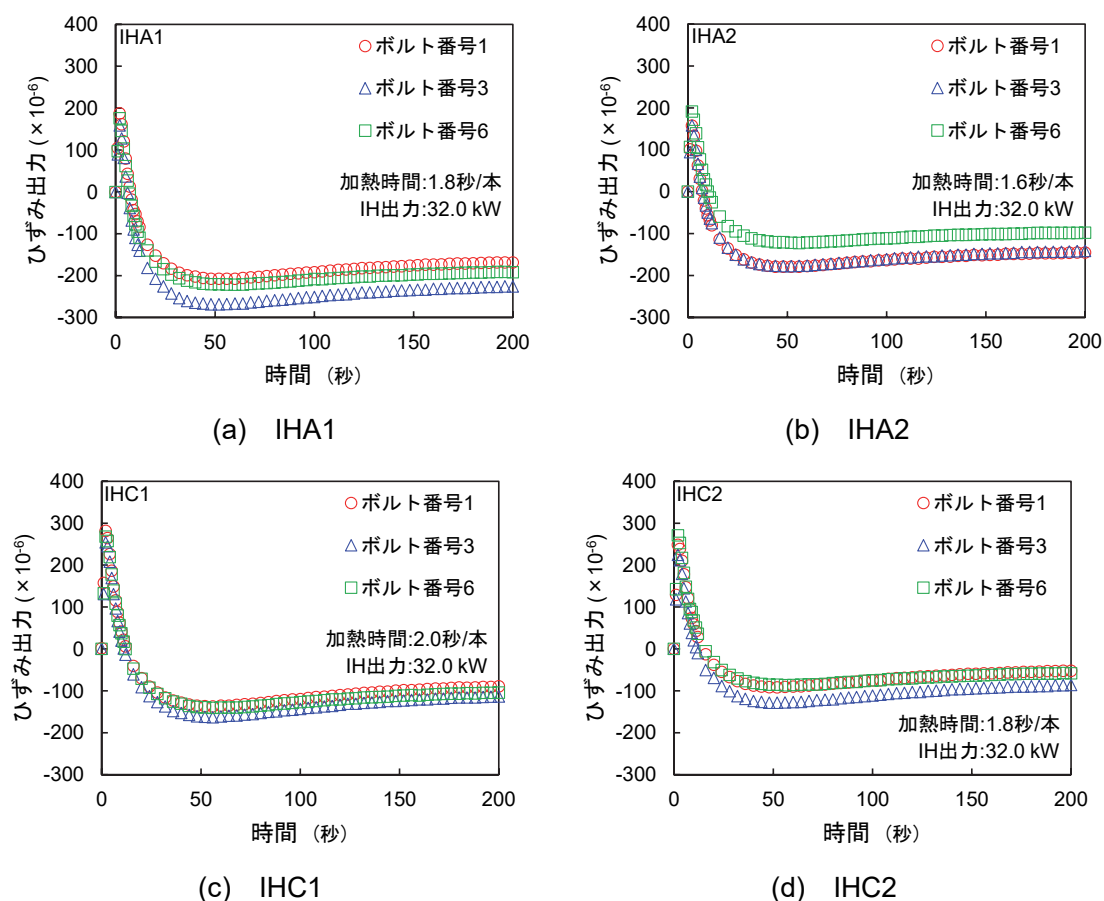


図-2.16 IH を用いて加熱したボルトのひずみ履歴

セラミックヒーターを用いて加熱した供試体における加熱時のボルトのひずみ履歴を図-2.16に示す。ひずみ履歴の整理方法はIHによる加熱の場合と同様である。加熱開始から約900秒の間は、ひずみ出力は増加した。これは、ナットの熱膨張によりボルト軸が伸張されたためと考えられる。その後は、加熱完了までひずみ出力が減少して負の値に転じた。これは、セラミックヒーターによる加熱では供試体全体の温度が上昇したことから、高力ボルトと連結板等の温度差が小さくなったことと、連結板のボルト孔周辺に塑性変形が生じて、ボルト軸の弾性変形が緩和したためと考えられる。加熱完了後の冷却過程では、一度、ひずみ出力が減少量の半分程度まで増加し、加熱完了から約2000秒経過した時点で再び緩やかな減少に移行して、最終的には負のひずみが残留した。連結板のボルト孔周辺に生じた塑性変形でボルトのグリップ長が短くなり、ボルト軸に負のひずみが残留したと推察される。ここで、A塗装系のCHA2（図-2.17(b)）は、加熱完了の200秒程度前からひずみ出力が増加に転じているが、温度履歴（図-2.11(b)）をみると最高温度に近い状態が400秒程度持続しており、この間に高力ボルトと連結板等の温度差が小さくなったことに起因すると考えられる。また、ボルト番号1および3と比較して、ボルト番号6のひずみ出力の変化量が小さくなっていた。これは、ボルト番号6は供試体を自立させるために設置した脚に近接しているボルトであり、漏熱の影響で加熱時の最高温度が10%程度低かったことが関係していると考えられる。

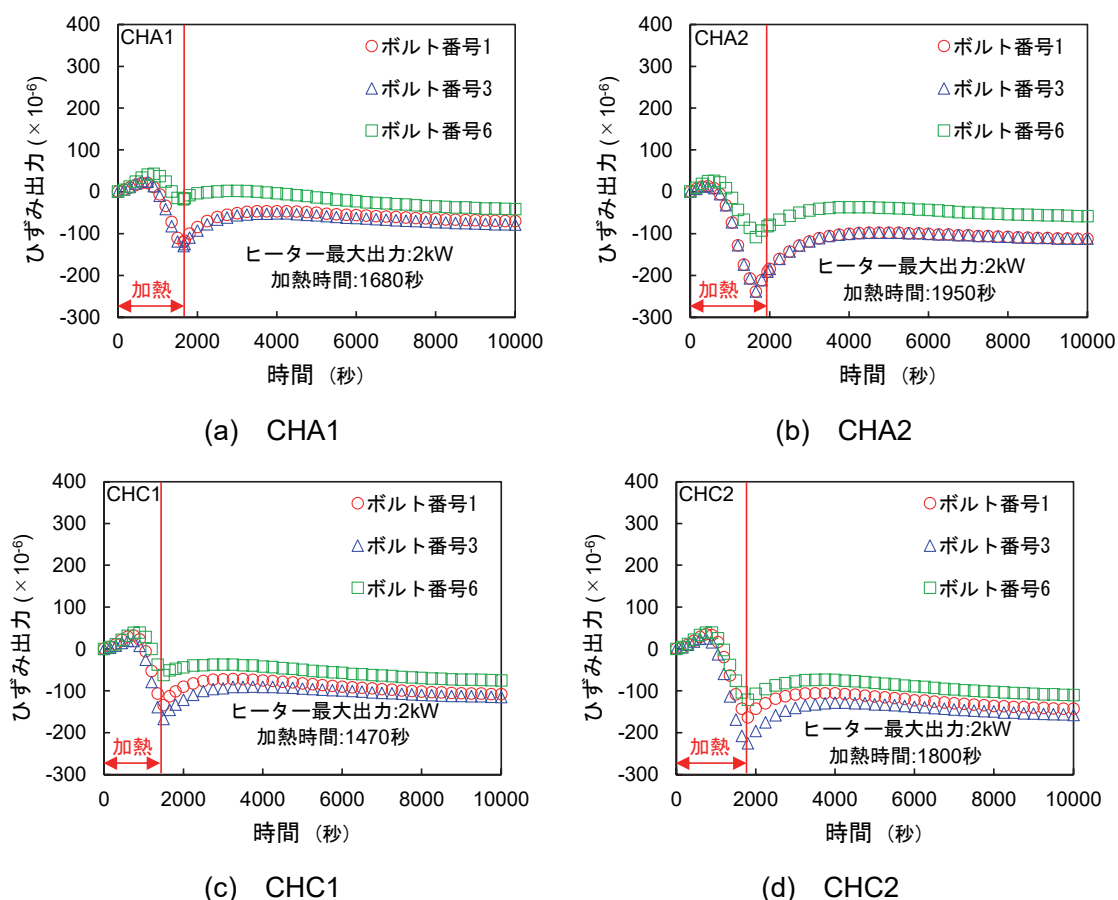


図-2.17 セラミックヒーターを用いて加熱したボルトのひずみ履歴

IH を用いて加熱した高力ボルトのひずみ出力に、校正係数を乗じて算出した加熱前後のボルト軸力の推定値を表-2.7 および表-2.8 に示す。締付け直後のボルトの軸力は、ボルト締付け時に測定したひずみ出力を利用して推定した。高力ボルトは、締付け直後からリラクセーション等の影響でボルト軸力が低下する。本実験では、加熱時は高力ボルト締付けから 3 ヶ月以上経過していることから、加熱前のボルト軸力は締付け時の軸力に対して A 塗装系は 4 %の低下、C 塗装系は 10 %の低下を見込んでいる^[2.8]。低下量は加熱前と加熱後のひずみ出力の差から算出し、加熱後のボルト軸力は加熱前から低下量を減じている。軸力低下率は低下量を加熱前の軸力で除した値として定義している。加熱による軸力低下率は、供試体ごとに概ね一致しており、A 塗装系の IHA1（加熱時間 1.8 秒）が 7.5 %程度、IHA2（加熱時間 1.6 秒）が 5.7 %程度で、平均すると 6.6 %であった。また、C 塗装系の IHC1（加熱時間 2.0 秒）が 5.3 %程度、IHC2（加熱時間 1.8 秒）が 3.9 %程度で、平均すると 4.6 %であった。同じ塗装系で比較すると加熱時間の長い IHA1 と IHC1 の軸力低下率が大きくなり、異なると総計で比較すると A 塗装系は C 塗装系と比較して軸力低下率が大きくなった。

表-2.7 IH を用いた加熱のボルト軸力低下量（A 塗装系）

供試体番号		IHA1			IHA2		
ボルト番号		1	3	6	1	3	6
軸力 (kN)	締付け直後	211	261	241	226	234	205
	加熱前	202.6	250.6	231.4	217.0	224.6	196.8
	低下量	15.0	18.7	17.8	13.5	12.9	10.4
	加熱後	187.6	231.9	213.6	203.5	211.7	186.4
軸力低下率 (%)		7.4	7.5	7.7	6.2	5.7	5.3
平均 (%)		7.5			5.7		

表-2.8 IH を用いた加熱のボルト軸力低下量（C 塗装系）

供試体番号		IHC1			IHC2		
ボルト番号		1	3	6	1	3	6
軸力 (kN)	締付け直後	226	234	235	225	243	211
	加熱前	203.4	210.6	211.5	202.5	208.8	189.9
	低下量	9.9	11.8	11.2	6.6	8.9	7.9
	加熱後	193.5	198.8	200.3	195.9	199.9	182.0
軸力低下率 (%)		4.9	5.6	5.3	3.3	4.3	4.2
平均 (%)		5.3			3.9		

セラミックヒーターを用いて加熱した加熱前後のボルト軸力の推定値を表-2.9 および表-2.10 に示す。軸力の整理方法は IH による加熱の場合と同様である。加熱による軸力低下率は、供試体ごとに概ね一致しており、A 塗装系の CHA1（加熱時間 1680 秒）が 2.2 %程度、CHA2（加熱時間 1950 秒）が 3.3 %程度で、平均すると 2.8 %であった。また、C 塗装系の CHC1（加熱時間 1470 秒）が 3.8 %程度、CHC2（加熱時間 1800 秒）が 5.4 %程度で、平均すると 4.6 %であった。加熱時のひずみ出力の変化量が小さかったボルト番号 6 については、軸力低下率も小さい結果となった。同じ塗装系で比較すると IH の場合と同様に加熱時間の長い CHA2 と CHC2 の軸力低下率が大きくなった。異なる塗装系で比較すると C 塗装系は A 塗装系と比較して軸力低下率が大きくなり、IH の場合とは逆の傾向であった。

軸力低下率は A 塗装系と C 塗装系で違いがみられたが、これは連結板に施された防食下地である無機ジンクリッチペイントの有無に起因していると考えられる。これは、防食下地はアルキルシリケート系厚膜型無機ジンクリッチペイントであり、セラミックヒーターによる加熱時間は 30 分程度で IH による加熱と比較して長いことから、塗膜中のエチルシリケートの一部が二酸化けい素に変化して析出し、防食下地の厚さが薄くなったためと推察される^[2.9]。防食下地を施していない A 塗装系の場合、軸力低下率は IH による加熱が平均 6.6 %、セラミックヒーターによる加熱が平均 2.8 %であり、加熱方法の違いによる差が確認された。一方、防食下地を施している C 塗装系の場合は、IH とセラミックヒーターともに平均 4.6 %であり差はなかった。

表-2.9 セラミックヒーターを用いた加熱のボルト軸力低下量（A 塗装系）

供試体番号		CHA1			CHA2		
ボルト番号		1	3	6	1	3	6
軸力 (kN)	締付け直後	241	232	221	217	234	243
	加熱前	231.4	222.7	212.2	208.3	224.6	233.3
	低下量	5.6	5.7	3.2	8.0	9.2	4.7
	加熱後	225.8	217.0	209.0	200.3	215.4	228.6
軸力低下率 (%)		2.4	2.6	1.5	3.8	4.1	2.0
平均 (%)		2.2			3.3		

表-2.10 セラミックヒーターを用いた加熱のボルト軸力低下量（C 塗装系）

供試体番号		CHC1			CHC2		
ボルト番号		1	3	6	1	3	6
軸力 (kN)	締付け直後	230	231	231	237	233	212
	加熱前	207.0	207.9	207.9	213.3	209.7	190.8
	低下量	8.6	8.9	6.1	11.6	12.5	9.0
	加熱後	198.4	199.0	201.8	201.7	197.2	181.8
軸力低下率 (%)		4.2	4.3	2.9	5.4	6.0	4.7
平均 (%)		3.8			5.4		

2.4 ボルト軸力に影響を及ぼす加熱条件の特定

2.3 節の加熱実験では、加熱方法の違いにより高力ボルト軸力の低下量に違いがみられた。そのため、加熱条件（与える熱量の大小、加熱時間の長短等）を変えた実験を実施し、軸力の変動を測定することでボルト軸力に影響を及ぼす加熱条件を特定する。2.3 節の加熱実験では、鋼材表面の発熱による方法が誘導加熱（IH）、塗膜表面からの加熱による方法がセラミックヒーターであり、熱の供給場所に鋼材表面（塗膜の内側）と塗膜表面（塗膜の外側）の違いはあるものの、高力ボルトに対しては鋼材表面から熱を供給していることになる。ここでは、熱源に誘導加熱を使用することとし、加熱条件をパラメータとした実験を実施した。

2.4.1 実験供試体

ここで用いる実験供試体を図-2.18 に示す。供試体は高力ボルト継手を想定した形状であり、板厚 9 mm の母材の両側に板厚 9 mm の連結板を配置し、4 本の高力六角ボルトを締め付けた。鋼板の材質は SS400、高力六角ボルトの等級は F10T である。加熱後に塗膜の除去を行わないため、鋼板は黒皮をブラスト処理で除去した無塗装、高力ボルトは黒皮のままとした。使用した鋼板と高力ボルトの諸元を表-2.11 および表-2.12 に示す。供試体の数は加熱条件ごとに 1 体ずつ、後述する高力ボルト締め付け前の予熱の有無で各 1 体とした計 6 体とした。

高力ボルトのボルト軸には、ひずみゲージと T 熱電対（ひずみゲージの温度補正に用いる温度を測定）を設置した。設置方法を図-2.19 に示す。ボルト軸の対面を切削加工し、ボルト軸中心に対して対称となるように、2 枚のひずみゲージと 2 つの T 熱電対を配置した。軸対称とした理由は、ボルト軸左右のひずみ出力を平均してボルト軸に作用する曲げの影響を排除するためである。リード線はボルト頭に設けた貫通孔を通して配線した。なお、ひずみゲージは全てのボルトに設置し、T 熱電対はボルト 1 とボルト 4 のみに設置した。また、高力ボルトの温度変化を記録するために、ボルト締め付け後の全てのボルト軸先端に K 熱電対（目標とした加熱温度を測定）をスポット溶接で溶着した。使用したひずみゲージと熱電対の諸元を表-2.13 および表-2.14 に示す。

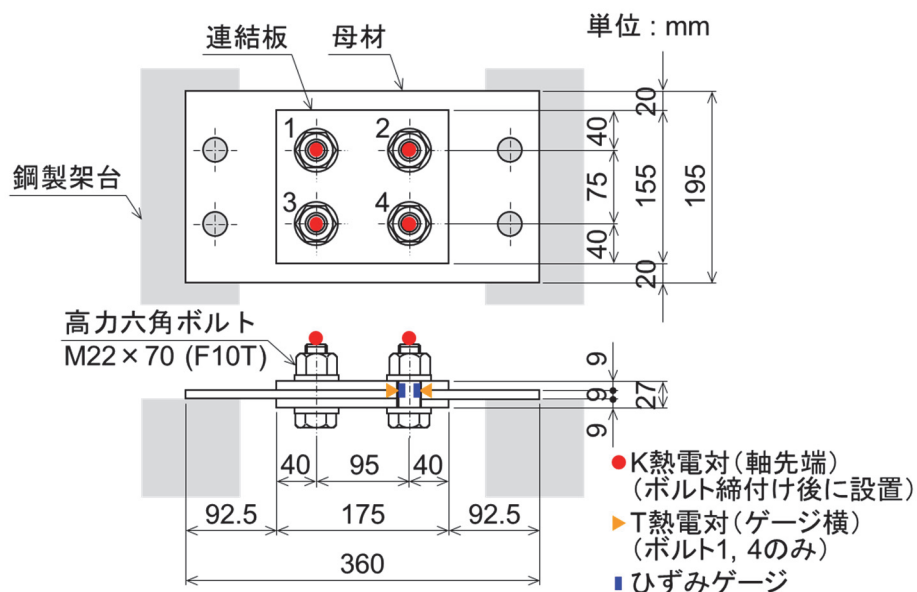


図-2.18 実験供試体

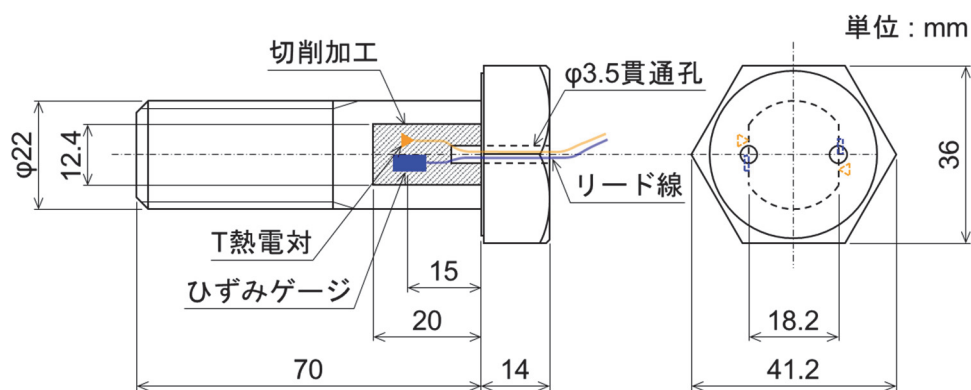


図-2.19 ひずみゲージと T 熱電対の設置方法

表-2.11 実験供試体に使用した鋼板の諸元

材片	素材形状	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	化学成分 (質量%)				
					C	Si	Mn	P	S
母材, 連結板	PL12×2100×6096	334	477	27	0.16	0.14	0.74	0.024	0.006

表-2.12 実験供試体に使用した摩擦接合用高力六角ボルトの諸元

ボルト形状	耐力 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ HRC
HTB M22×70	1033	1087	19	73	325	33

表-2.13 実験供試体に使用したひずみゲージの諸元

ひずみゲージの種類	ゲージ長さ	ゲージ幅	ベース長さ	ベース幅	ベース材料	使用温度範囲
高温用単軸ひずみゲージ	2 mm	1.5 mm	6.5 mm	3 mm	ポリイミド	-30～+200℃

表-2.14 実験供試体に使用した熱電対の諸元

熱電対の種類	心線の直径	外径 (mm)	被覆の種類	耐熱温度
T	0.32 mm	2.1 × 3.2	耐熱ビニル	100℃
K	0.32 mm	1.4 × 2.3	ガラス繊維	350℃

2.4.2 実験条件

本実験では、高力ボルトの締付けから、加熱と自然冷却を経て、軸力解放までの高力ボルト軸力の変化をボルト軸に設置したひずみゲージの出力より算出し、加熱時間の長短によるボルト軸力低下量を比較した。高温用ひずみゲージの使用に際しては、ひずみ出力のドリフト現象の低減を目的として、ひずみゲージ設置後に電気炉で目標温度まで予熱してから実験を行うのが一般的である。しかしながら、本実験のように加熱条件による違いを観察する場合、この予熱が計測値に影響を及ぼす可能性を否定できないことから、予熱を与えた高力ボルトを使用した供試体と、予熱を与えていない高力ボルトを使用した供試体の両方を用いて挙動の確認を行った。

高力ボルトの締付けはトルク法によって行い、締付け軸力は道路橋示方書に基づいて、設計軸力 205 kN を 10 % 増した 226 kN とした^[2-5]。締付け手順は、初めに手締めで所定位置にボルトを設置しておき、続いて電動式予備締め専用レンチで締付け軸力の 60 % 程度の予備締めを行い、最後に電動式トルク法本締めレンチで本締めを行う 3 段階とした。各段階での締付け順序は、ボルト番号の順とした。高力ボルトの締付け後、リラクセーションやクリープによる軸力変動の収束を考慮して、2 週間以上の待機期間を設けた。熱電対とひずみゲージの出力は、東京測器研究所製のデータロガー TDS-303 を用いて、高力ボルト締付け時は作業の進捗に合わせて適宜、待機期間は 10 分間隔で記録した。

高力ボルトの加熱は、鋼材表面の発熱による方法とし、具体的には RPR Technologies 製の誘導加熱 (IH) 式塗膜剥離装置 RPR1032 とリング型ヘッドを用いて、ナット側のみをボルト番号順に加熱した。供試体ごとの加熱条件を表-2.15 に示す。目標とする加熱温度は高力ボルト軸先端で 200℃ とし、ボルト 1 本の加熱時間を、3 秒、15 秒、30 秒の 3 種類とした。IH 式塗膜剥離装置の出力は、加熱時間の違いに応じて目標とする加熱温度が得られるように調整した。加熱時は急激な温度やひずみの変化が生じると考えられることから、熱電対およびボルト 1 とボルト 4 のひずみゲージの出力については、東京測器研究所製の高速データロガー TDS-630 を用いて 0.1 秒間隔で記録した。

表-2.15 高力ボルトの加熱条件

供試体の記号	ボルト 1 本の加熱時間	IH 式塗膜剥離装置の出力	ゲージ設置後の予熱の有無
N1	3 秒	21.4 kW	あり (200℃)
N2	15 秒	3.8 kW	
N3	30 秒	2.0 kW	
N4	3 秒	21.4 kW	なし
N5	15 秒	3.8 kW	
N6	30 秒	2.0 kW	

加熱後の供試体は、加熱によって高力ボルトのリラクセーションやクリープが再進行する可能性を考慮して、2 週間以上の待機期間を設けた後に高力ボルトを緩めて解放軸力を測定した。

ひずみ出力の温度補正は式(2.1)で行った。ひずみ出力と温度の関係の近似式は、ひずみゲージを設置した実験に使用する高力ボルトを別途 3 本用意して、軸力を与えずに電気炉で 200℃までの加熱を 3 回実施して得られた、出力の繰り返し特性を利用した。1 回目の加熱ではドリフト現象と考えられる特異な変化が生じたが、2 回目と 3 回目の加熱では概ね同じひずみ出力と温度の関係が得られており、3 回目の加熱で得られたひずみ出力と温度の関係を図-2.20 に示す。式(2.2)は 3 回目のひずみ出力を 4 次近似曲線で回帰して求めている。ひずみゲージごとのひずみ出力のばらつきは、高温になるほど大きくなり、160℃で $\pm 15 \times 10^{-6}$ 程度、200℃で $\pm 20 \times 10^{-6}$ 程度であったが、加熱時のひずみゲージ位置における最高温度 80℃付近では $\pm 5 \times 10^{-6}$ 程度で十分に小さかった。

$$\varepsilon = \varepsilon_1 - (\Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_0) \quad (2.1)$$

ここに、 ε_1 ：測定したひずみ出力

$\Delta\varepsilon_1$ ：測定時の温度 T_1 による式(2.2)の値

$\Delta\varepsilon_0$ ：ひずみ零点設定時の温度 T_0 による式(2.2)の値

$$\begin{aligned} \Delta\varepsilon = & -6.74 \times 10 + 4.15 \times T - 6.44 \times 10^{-2} \times T^2 \\ & + 2.43 \times 10^{-4} \times T^3 - 1.34 \times 10^{-7} \times T^4 \end{aligned} \quad (2.2)$$

ひずみ出力からボルト軸力を算出する際には式(2.3)を用いる。校正係数は、各供試体組立前のボルト 1 とボルト 4 の計 12 本のボルトを用い、万能試験機により軸力 160 kN までの引張载荷を 3 回実施して、ひずみ出力とボルト軸力の関係を直線近似して求めた。算出された校正係数を表-2.16 に示す。ひずみゲージ設置後の予熱の有無ごとに平均値を取り、その値をそれぞれの校正係数として用いることとしたが、両者の差は 1.0 %程度であり大差なかった。引張载荷で与える軸力を 160 kN までとした理由は、実験に使用するボルトに塑性変形が生じないように、弾性範囲内の载荷に収めるためである。

$$N = \varepsilon \times \alpha \quad (2.3)$$

ここに、 ε ：温度補正したひずみ出力（ボルト軸左右のひずみゲージの平均値）

α ：校正係数（ひずみゲージ設置後の予熱の有無ごとの平均値）

加熱時間の長短による比較は、ボルト締付け時に導入した締付け軸力にばらつきが生じると考えられることから、加熱前と加熱後 2 週間以上経過したボルト軸力の低下量を加熱前のボルト軸力で除した軸力低下率を用いて行った。また、ひずみ出力から求めたボルト軸力解放後のボルト推定軸力が、零付近に戻っているかを確認して実験の整合性を検討した。

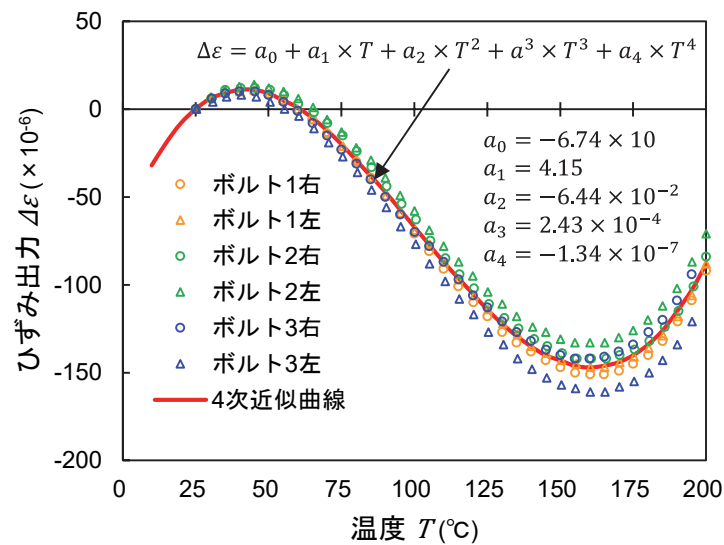


図-2.20 ひずみ出力と温度の関係

表-2.16 高力ボルト軸のひずみ出力を軸力に換算する校正係数

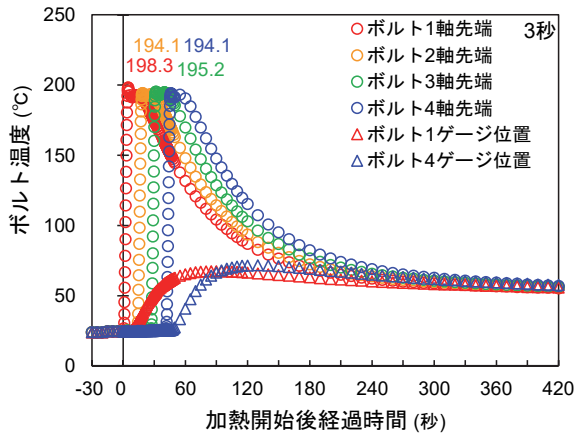
予熱の有無	供試体番号	ボルト番号	軸力/ ひずみ出力 (kN/10 ⁻⁶)	予熱の有無	供試体番号	ボルト番号	軸力/ ひずみ出力 (kN/10 ⁻⁶)
ゲージ設置後の 予熱あり	N1	1	0.06522	ゲージ設置後の 予熱なし	N4	1	0.06603
		4	0.06443			4	0.06509
	N2	1	0.06563		N5	1	0.06741
		4	0.06625			4	0.06773
	N3	1	0.06585		N6	1	0.06632
		4	0.06555			4	0.06453
	平均（校正係数）		0.06549		平均（校正係数）		0.06619

2.4.3 実験結果

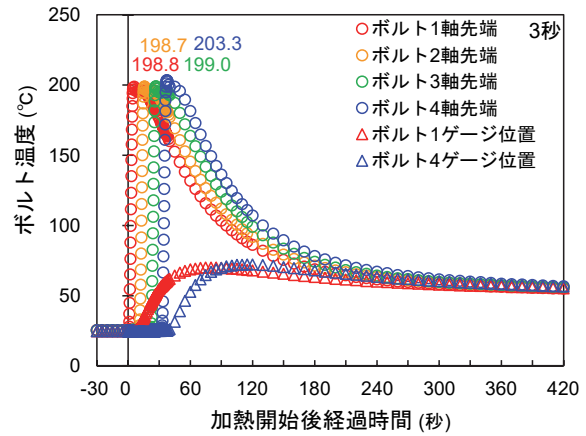
供試体の加熱状況を図-2.21に示す。熱電対により測定した加熱時の温度変化を図-2.22に示す。ボルト軸先端は各ボルトの加熱終了から1～2秒遅れて最高温度に達しており、加熱条件の違いにかかわらず、目標とした200℃程度が得られた。ボルト軸のひずみゲージ位置の温度は、ボルト軸先端よりも40～60秒遅れて70～80℃の最高温度に達した。N2 供試体のボルト2の温度履歴が不連続となっているのは、加熱開始直後にIH式塗膜剥離装置に不具合が発生して自動停止し、加熱をやり直したためであり、ボルト2軸先端のK熱電対にノイズが生じて一時的に温度測定が行えていなかった。また、加熱のやり直しの影響により、ボルト2の軸先端の最高温度は他のボルトと比較して20℃程度高い温度となった。加熱時間30秒のN3 供試体とN6 供試体では、ボルト軸先端の最高温度が加熱順を追うごとに数℃高くなる傾向が見られた。これは、出力2.0kWで徐々に加熱したことから、先に加熱したボルトの熱が熱伝導により後から加熱するボルトに伝わったと考えられる。ひずみゲージ位置の最高温度も、同様な傾向がみられた。加熱終了後、概ね10分(600秒)程度経過すると4本のボルトの温度は均一化されていた。



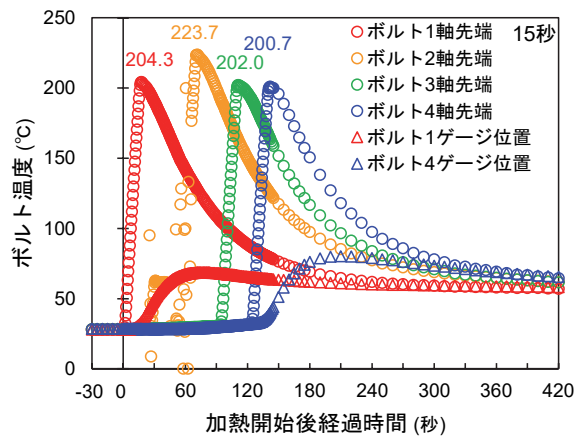
図-2.21 高力ボルトの加熱状況



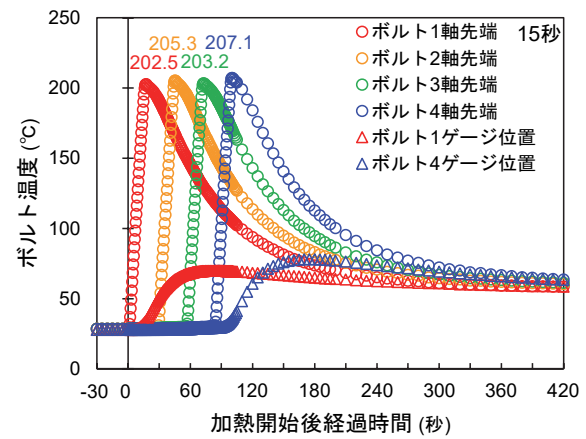
(a) N1 供試体（予熱あり，3 秒加熱）



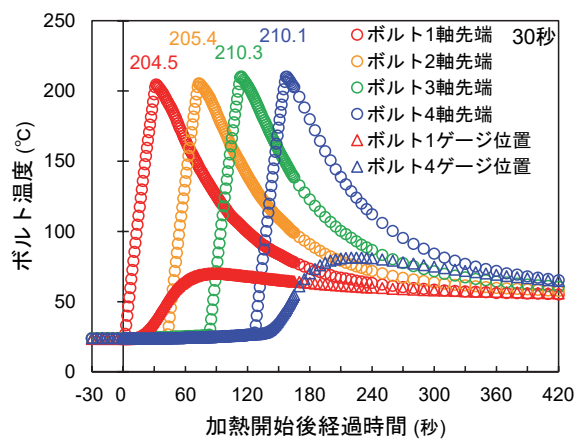
(d) N4 供試体（予熱なし，3 秒加熱）



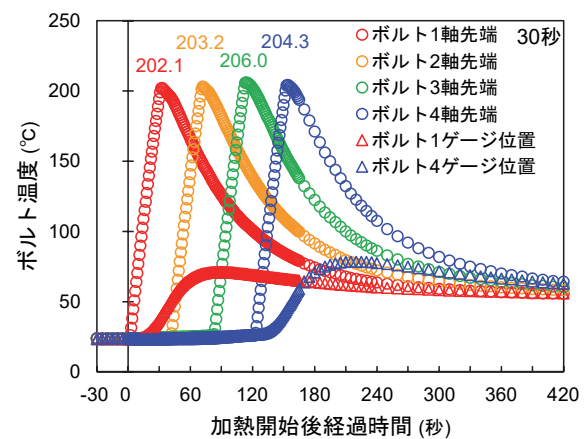
(b) N2 供試体（予熱あり，15 秒加熱）



(e) N5 供試体（予熱なし，15 秒加熱）



(c) N3 供試体（予熱あり，30 秒加熱）



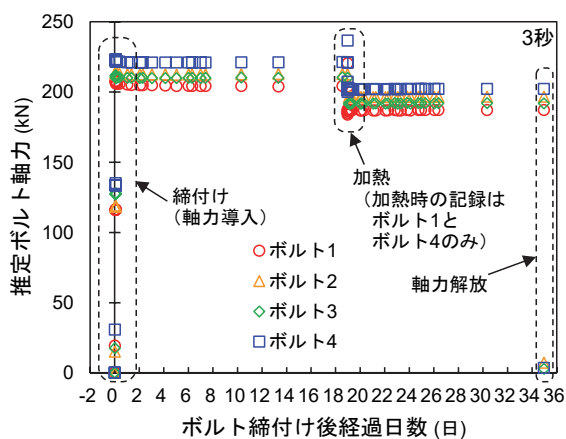
(f) N6 供試体（予熱なし，30 秒加熱）

図-2.22 高力ボルトの温度履歴

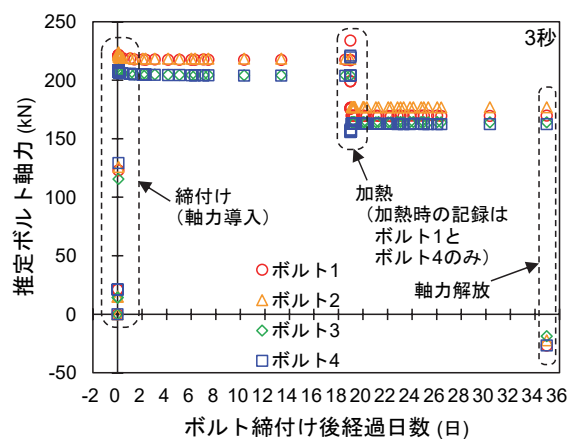
高力ボルト締付け前から、加熱を経て、軸力解放直後までのボルト推定軸力の変化を図-2.23に示す。ボルト締付け時に導入されたボルト軸力は、クリープ・リラクセーションにより若干低下するが、3日程度で収束していた。加熱時は一時的にボルト軸力が増加しているが、この現象について詳しくは後述する。予熱ありのボルトを用いた N1～N3 供試体は、軸力解放直後のボルト軸力が-1～+7 kN で概ね零に近い値となっており、測定誤差や締付けにより生じたボルトの伸びの範囲内に収まっていると考えられる。一方、予熱なしのボルトを用いた N4～N6 供試体は、軸力解放直後のボルト軸力が-36～-5 kN と大きな負の値になった。ボルト軸に大きな圧縮ひずみが生じる要因はなく、前述した出力の繰り返し特性の1回目の加熱で、50℃を超えるあたりから特異な挙動を示していることから、加熱時にドリフト現象が生じたと考えられる。このため、予熱なしのボルトを使用した N4～N6 供試体については、加熱時の軸力変動や加熱による軸力低下の検討には用いないこととした。

加熱時のボルト推定軸力の変動を図-2.24に示す。各供試体とも、ボルト軸のひずみ変動を短い間隔（0.1秒）で記録しているのはボルト1とボルト4の2本のみであり、加熱時の軸力の変動はこの2本のボルトによる比較から検討する。ボルトの軸力は加熱開始直後から増加し、加熱終了後は減少に転じた。加熱時の軸力の変動量は加熱時間3秒で急速加熱した N1 供試体が大きく、加熱時間30秒で加熱した N3 供試体は小さかった。また、N1 供試体の変動は急激であり、N3 供試体は緩やかに変動していた。加熱時間15秒の N2 供試体は両者の中間的な挙動を呈した。軸力の増加量は N1 供試体が16 kN 程度、N2 供試体が12 kN 程度、N3 供試体が8 kN 程度であった。加熱開始直後の軸力の増加は、加熱されたナットや座金が熱膨張して高さが増し、ボルト軸を引っ張ったためであると推察される。加熱終了後の軸力の低下量は N1 供試体が36 kN 程度、N2 供試体が25 kN 程度、N3 供試体が21 kN 程度であった。加熱終了後の軸力低下の理由は、熱伝導によりボルト軸の温度が上昇し、熱膨張によりボルト軸が伸びて軸力が緩和されたためと推察されるが、増加量に比べて低下量が大きくなっていることから、ナットや座金に冷却の影響で塑性変形が生じている可能性も考えられる。その後、供試体の温度が均一化するとともに3 kN 程度軸力が増加するが、これはボルト軸の温度が相対的に低下し、熱収縮によりボルト軸が縮むことで軸力が回復したためと推察される。

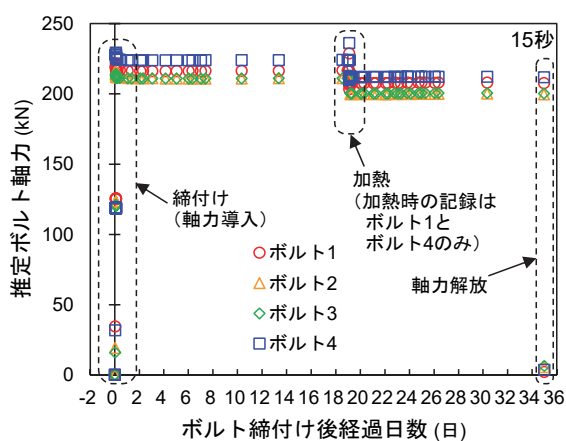
ボルト締付けから加熱を経て軸力解放直後までの推定ボルト軸力と、加熱によるボルト軸力低下率の一覧を表-2.17～表-2.19に示す。各供試体とも、加熱時の最大軸力と最小軸力が推定可能なボルトは、ボルト1とボルト4の2本である。締付け直後のボルト軸力に関しては、予定していた締付け軸力226 kN よりも全体的に4%程度低くなっており、サンプリング間隔が粗く締付け直後よりも若干低下したボルト軸のひずみ出力を記録している可能性があるため、参考程度とする。加熱による軸力低下量と軸力低下率を図-2.25に示す。加熱による軸力低下量は、加熱時間3秒の N1 供試体が16～19 kN、加熱時間15秒の N2 供試体が9～12 kN、加熱時間30秒の N3 供試体が8～10 kN であった。加熱前の軸力で除算した軸力低下率は、N1 供試体が7.6～8.7%、N2 供試体が4.1～5.4%、N3 供試体が3.7～4.7%であり、ボルト4本の平均値は、それぞれ8.3%、5.0%、4.1%であった。以上より、加熱によるボルト軸力の低下には加熱時間が影響を及ぼしており、加熱時間が短いほどボルト軸力の低下の度合いが大きくなる傾向が明らかになった。



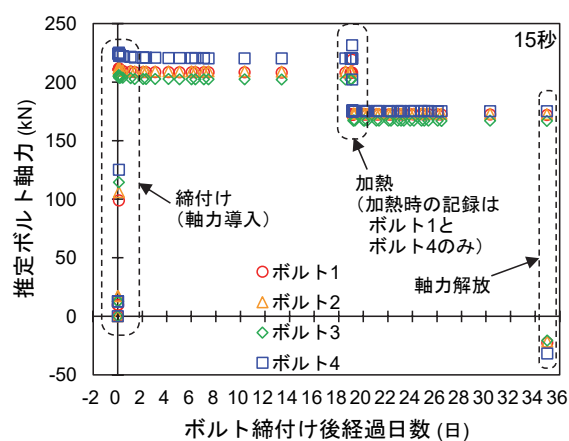
(a) N1 供試体 (予熱あり, 3 秒加熱)



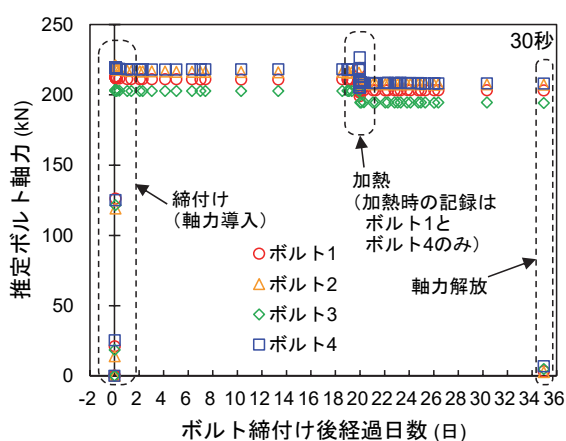
(d) N4 供試体 (予熱なし, 3 秒加熱)



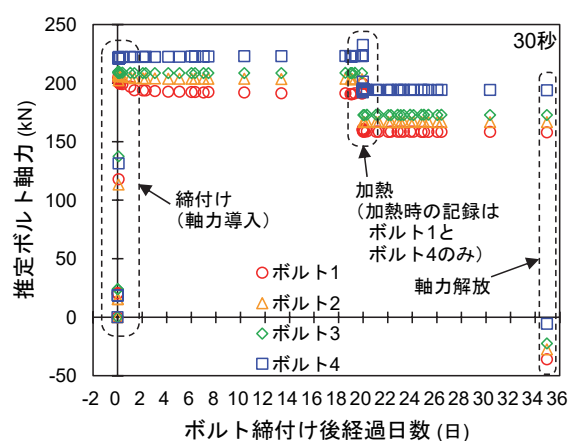
(b) N2 供試体 (予熱あり, 15 秒加熱)



(e) N5 供試体 (予熱なし, 15 秒加熱)

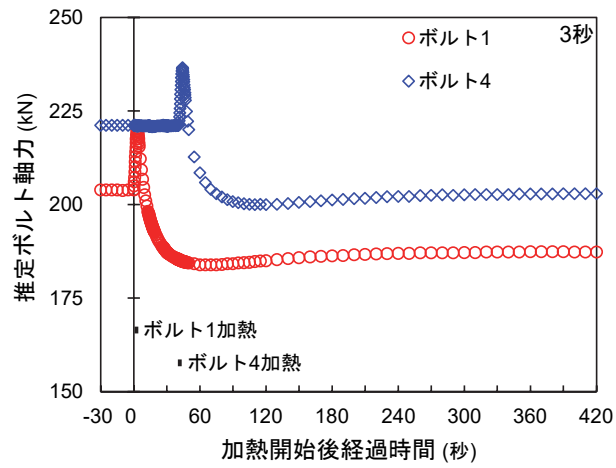


(c) N3 供試体 (予熱あり, 30 秒加熱)

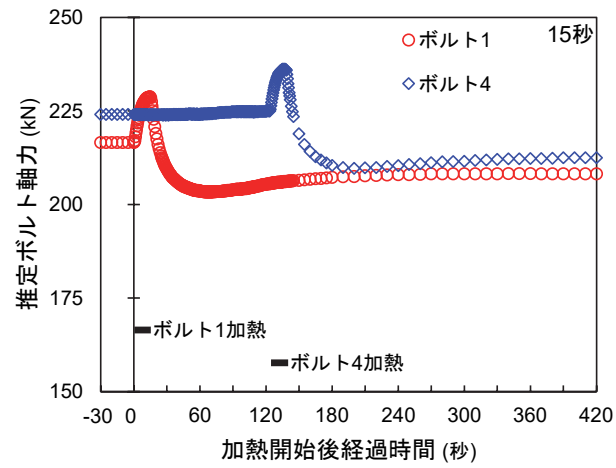


(f) N6 供試体 (予熱なし, 30 秒加熱)

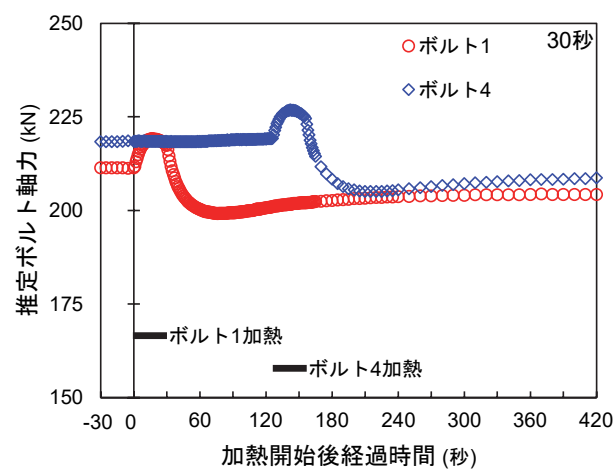
図-2.23 ひずみ出力から算出した推定ボルト軸力の変化



(a) N1 供試体（予熱あり，3 秒加熱）



(b) N2 供試体（予熱あり，15 秒加熱）



(c) N3 供試体（予熱あり 30 秒加熱）

図-2.24 加熱時のひずみ出力から算出した推定ボルト軸力の変動

表-2.17 実験期間のボルト軸力変化と 3 秒加熱による軸力低下率

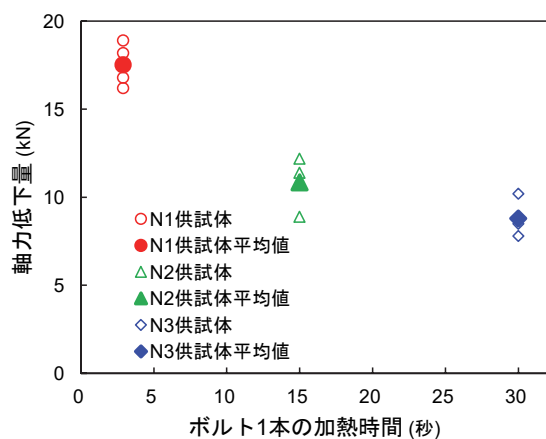
項 目		供試体 N1 (3 秒加熱)			
		ボルト 1	ボルト 2	ボルト 3	ボルト 4
a	締付け直後	207.7	213.7	211.8	223.4
b	加熱前	203.9	212.7	210.1	221.1
c	加熱時最大	220.4	—	—	236.6
d	加熱時最小	183.9	—	—	200.0
e	加熱後 3 時間	186.8	196.3	191.7	202.0
f	解放前	187.1	196.5	191.9	202.2
g	解放直後	-1.1	7.1	2.9	3.5
h=b-f	軸力低下量	16.8	16.2	18.2	18.9
i=h/b	軸力低下率	8.2 %	7.6 %	8.7 %	8.6 %
軸力低下率の平均値		8.3 %			

表-2.18 実験期間のボルト軸力変化と 15 秒加熱による軸力低下率

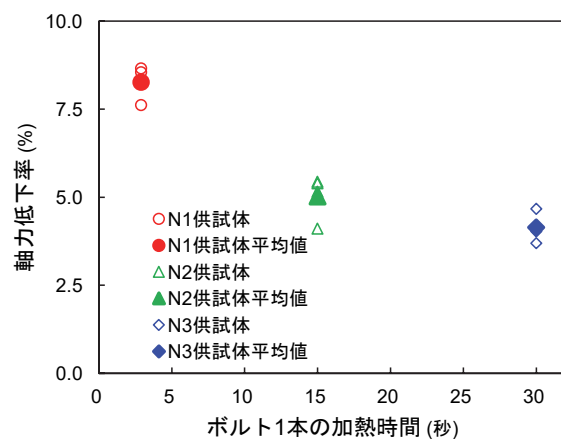
項 目		供試体 N2 (15 秒加熱)			
		ボルト 1	ボルト 2	ボルト 3	ボルト 4
a	締付け直後	221.7	216.7	214.3	229.4
b	加熱前	216.5	211.1	211.1	224.1
c	加熱時最大	228.8	—	—	236.2
d	加熱時最小	203.3	—	—	209.7
e	加熱後 3 時間	207.6	199.8	200.3	212.1
f	解放前	207.6	199.7	200.2	211.9
g	解放直後	2.1	5.6	6.3	3.5
h=b-f	軸力低下量	8.9	11.4	10.9	12.2
i=h/b	軸力低下率	4.1 %	5.4 %	5.2 %	5.4 %
軸力低下率の平均値		5.0 %			

表-2.19 実験期間のボルト軸力変化と 30 秒加熱による軸力低下率

項 目		供試体 N3 (30 秒加熱)			
		ボルト 1	ボルト 2	ボルト 3	ボルト 4
a	締付け直後	213.0	221.0	203.3	219.6
b	加熱前	211.0	216.1	202.8	218.2
c	加熱時最大	219.2	—	—	226.8
d	加熱時最小	199.2	—	—	205.1
e	加熱後 3 時間	203.3	207.7	194.6	208.6
f	解放前	203.2	207.4	194.3	208.0
g	解放直後	3.2	2.6	4.8	6.8
h=b-f	軸力低下量	7.8	8.7	8.5	10.2
i=h/b	軸力低下率	3.7 %	4.0 %	4.2 %	4.7 %
軸力低下率の平均値		4.1 %			



(a) 加熱による軸力低下量



(b) 加熱による軸力低下率

図-2.25 加熱条件の違いによるボルト軸力の低下傾向

2.5 結言

本章では、防食塗装を施した高力ボルト継手供試体を用いて、鋼材表面の発熱による方法（IH）と、塗膜表面からの加熱による方法（セラミックヒーター）の 2 つの方法により、加熱による塗膜剥離性を確認するとともに、加熱がボルト軸力に及ぼす影響を実験的に検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) A 塗装系と C 塗装系を施したボルト継手供試体を、目標加熱温度を 200℃として、IH の場合はボルト 1 本あたり 1.6～2.0 秒、セラミックヒーターの場合は 1470～1950 秒でナット側のみを加熱し、簡単な手工具による塗膜剥離を実施した結果、いずれの場合も高力ボルトの塗膜を良好に剥離できた。連結板の塗膜については、供試体全体が加熱されたセラミックヒーターの場合は塗膜を良好に剥離できたが、連結板の温度上昇が小さい IH の場合は耐熱性の高い C 塗装系の塗膜が剥離できなかった。
- (2) 加熱時のボルト軸のひずみの変動は、IH の場合は、加熱中はひずみ出力が増加し、加熱完了後はひずみ出力が急激に減少して加熱前よりも小さな値となった。その後は緩やかに増加したが、常温になっても負のひずみが残留した。セラミックヒーターの場合は、加熱前半はひずみ出力が増加したが、加熱後半はひずみ出力が減少して加熱前よりも小さな値となった。加熱終了後はひずみ出力が一旦増加して、再び緩やかに減少し、常温に戻っても負のひずみが残留した。
- (3) 本実験の範囲では、A 塗装系と C 塗装系の高力ボルトの軸力低下量に差がみられた。A 塗装系では、加熱前の軸力に対して、IH の場合が 6.6 %程度、セラミックヒーターの場合が 2.8 %程度となり、加熱方法による差があった。C 塗装系では、IH の場合もセラミックヒーターの場合も 4.6%程度となり差はなかった。

また、高力ボルト継手供試体に対し、入熱量の大小、加熱時間の長短等の条件を変えた加熱実験を実施し、ボルト軸力に影響を及ぼす加熱条件を特定した。得られた知見を以下に示す。

- (4) 高力ボルト継手のナット側を加熱した場合のボルト軸力は、加熱終了後に最大となり、加熱時間 3 秒の場合は 16 kN 程度、加熱時間 15 秒と 30 秒は 12 kN および 8 kN 程度増加した。続いて、冷却時にボルト軸力は低下して最低となり、加熱時間 3 秒の場合は 36 kN 程度、加熱時間 15 秒と 30 秒は 25 kN および 21 kN 程度低下した。その後は緩やかに少し増加して冷却後の値に収束した。加熱による高力ボルト軸力の低下量は、加熱時間が 3 秒の場合が 16～19 kN 程度、加熱時間 15 秒が 9～12 kN 程度、加熱時間 30 秒が 8～10 kN 程度となった。
- (5) 本実験の範囲では、時間あたりの入熱量が大きく加熱時間が短いほど、冷却後のボルト軸力の低下の度合いが大きくなる傾向が確認された。ボルト軸力の低下量を加熱前の軸力で除した軸力低下率の平均値は、加熱時間 3 秒、15 秒、30 秒でそれぞれ 8.3 %、5.0 %、4.1 %程度となった。

参考文献

- [2.1] 岡部次美, 小野秀一, 中村順一: IH (電磁誘導加熱) による鋼橋の塗膜除去工法, *Structure Painting*, Vol.42, pp.2-10, 2014.9
- [2.2] 笹嶋純司, 白水晃夫: 誘導加熱が高力ボルト軸力に与える影響について, *YBHD グループ技報*, No.46, pp.80-83, 2017.1
- [2.3] 五十嵐定義, 脇山広三, 蔵田栄治郎, 巽昭夫: 熱履歴をうけた高力ボルト接合部に関する実験的研究(その二 残留軸力試験), *日本建築学会学術講演梗概集構造系*, pp.1205-1206, 1976.8
- [2.4] Kozo Wakiyama, Aiko Tatsumi: Residual Force in High-Strength Bolts Subjected to Heat: Part I Short Soak Time Test, *日本建築学会論文報告集*, 第 313 号, pp.19-29, 1982.3
- [2.5] 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説Ⅱ, 20.9.4 ボルトの締付け, pp.573-580, 2017.11
- [2.6] 日本道路協会: 鋼道路橋防食便覧, 第Ⅱ編 塗装編 4.6.3 連結部の塗装仕様, pp.Ⅱ-60-Ⅱ-66, 2014.3
- [2.7] 土木学会鋼構造委員会: 火災を受けた鋼橋の診断補修ガイドライン, *鋼構造シリーズ* 24, 2015.7
- [2.8] 福岡悟, 山下恵治, 安井享: 長孔, 拡大孔を有する継手のすべり試験, *橋梁と基礎*, Vol.24 No.7, pp.46-50, 1990.7
- [2.9] 安部武雄, 古村福次郎, 金和中: ジンクリッチペイント塗装摩擦面を有する高力ボルト接合部のすべり耐力に及ぼす高温熱影響, *日本建築学会構造系論文集*, 第 530 号, pp.199-206, 2000.4

第 3 章 加熱によるボルト軸力の変動機構の解明

3.1 緒言

第 2 章では、加熱条件（与える熱量の大小、加熱時間の長短等）を変えた実験を実施し、軸力の変動を測定することでボルト軸力に影響を及ぼす加熱条件を検討した。その結果、目標とする加熱温度が同じ場合は、加熱時間が短いほど、冷却後のボルト軸力の低下が大きくなることを確認した。しかし、加熱によりボルト軸力が低下する要因の解明には至っていない。そのため、熱弾塑性解析によるシミュレーションを行い、応力分布や変形を検証することでボルト軸力の変動機構を解明する。

3.2 加熱によるボルト軸力の変動機構の解明

2.4 節で実施したボルト軸力変動の測定実験より、ボルト軸力は加熱に伴い低下することと、ボルト軸先端の最高温度を 200℃として加熱時間を 3 秒、15 秒、30 秒と変えた場合、時間あたりの入熱量を小さくして加熱時間を長くした方がボルトの軸力低下が小さくなる傾向を確認した。しかし、いかなる要因によってボルト軸力の変動するのかは不明である。ここでは、有限要素法による熱弾塑性解析を行い高力ボルト継手の加熱実験をシミュレーションし、加熱により高力ボルトの軸力の変動する機構を明らかにする。

3.2.1 解析方法

シミュレーションには、汎用非線形有限要素解析プログラムである DIANA 10.5 を使用した。このプログラムは、異なる材料間の付着を考慮可能なインターフェイス要素（境界要素）を有しており、接触面の剥離やすべり等の条件が定義可能である。高力ボルト摩擦接合継手の構造は、母材と連結板が高力ボルトの強い圧縮力によって、部材間の摩擦を介して固定されており、溶接継手のように材料を熔融させて、連続体として一体化した構造ではない。圧縮力を与えている高力ボルトも、ボルト軸とナットのねじの嵌合により機械的に固定され、完全な一体化はしていない。このため、部材接触面に作用する力の変動により接触面には剥離やすべりが生じ、部材間の相対変位、力や熱の伝達状態が変化する。このような部材接触面の条件の変化に対して、ねじ山や座金の形状を反映するとともに、インターフェイス要素を使用することにより解析する。

加熱は、鋼材表面の発熱による方法（高周波誘導加熱）と、防食塗膜表面からの加熱による方法（セラミックヒーター）のそれぞれを考慮する。解析上の熱の供給方法に関しては、いずれも表面熱流束を使用した。

シミュレーションを行う部材の範囲は、複数のボルトが配置されている高力ボルト継手より、ボルト 1 本とそのボルトを中心とした平面的に 100 mm×100 mm の鋼板を抽出し、モデル化はボルト軸中心に対する対称性より、図-3.1 に示す 1/4 とした。

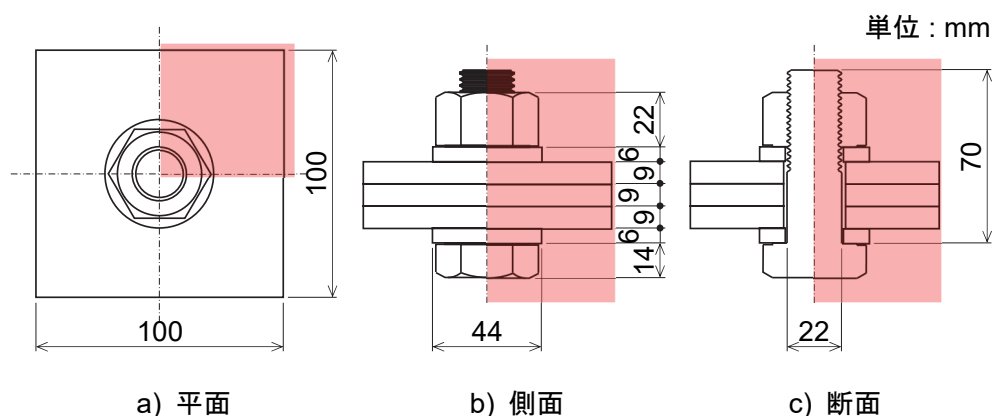


図-3.1 シミュレーションの対象範囲

3.2.2 解析モデル

シミュレーションに使用する解析モデルを図-3.2 に示す。ねじ山は螺旋状の右ねじではなく、ねじ山の形状をしたリングを積み重ねた形状でモデル化した。モデルに使用した要素を表-3.1 に示す。ボルト、ナット、座金には材料非線形を有するソリッド要素を使用し、図-3.3 に示す部材接触面にはインターフェイス要素を用いた。このインターフェイス要素は、接触面に隣接するお互いの要素に対して異なる節点を有した平面的な要素であり、接触面のソリッド要素同士はインターフェイス要素を介して結合されている。拘束条件は、1/4 モデルの対称性より対称面の面外方向変位とボルト頭中央の中心点の変位を拘束した。

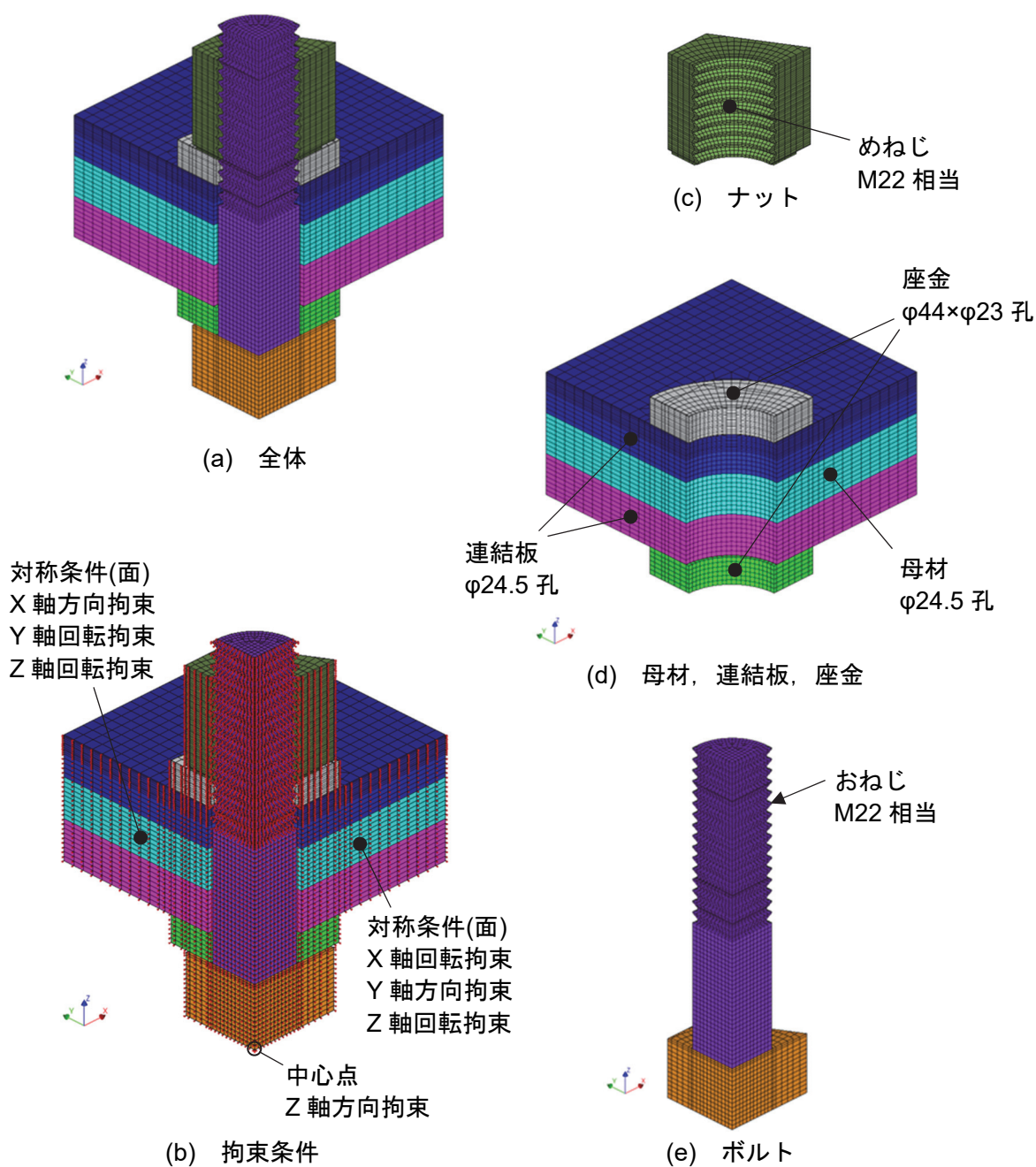
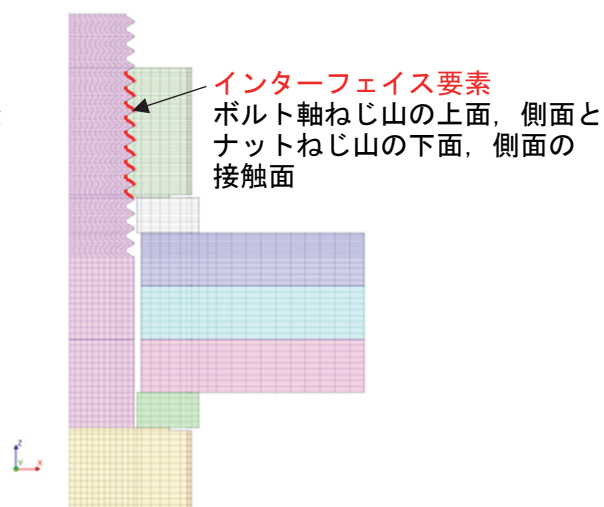
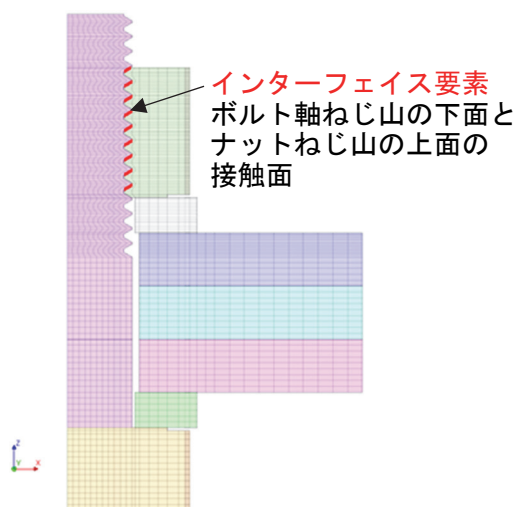


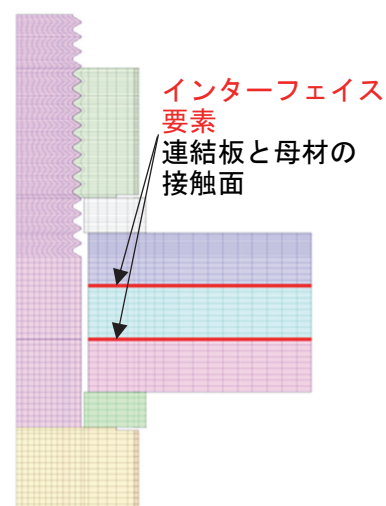
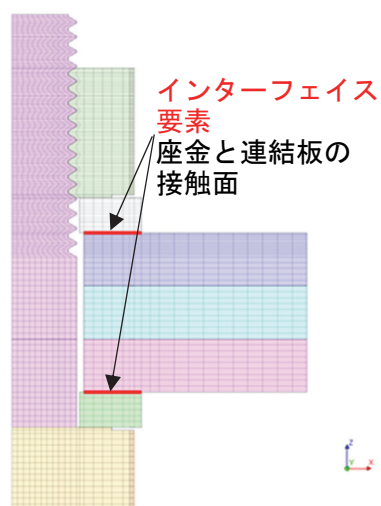
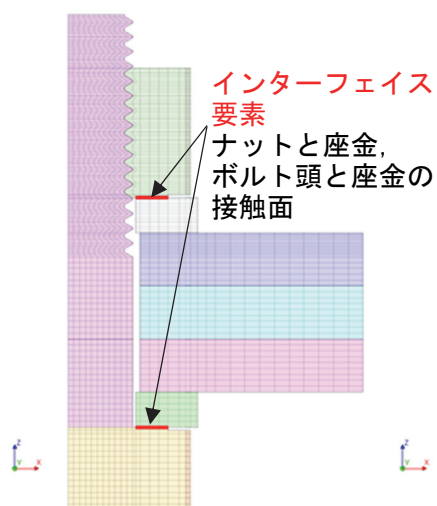
図-3.2 解析モデル

表-3.1 使用要素

部材	使用要素
ボルト（ボルト頭，ボルト軸）	ソリッド要素
ナット	ソリッド要素
座金	ソリッド要素
母材	ソリッド要素
連結板	ソリッド要素
部材接触面	インターフェイス要素



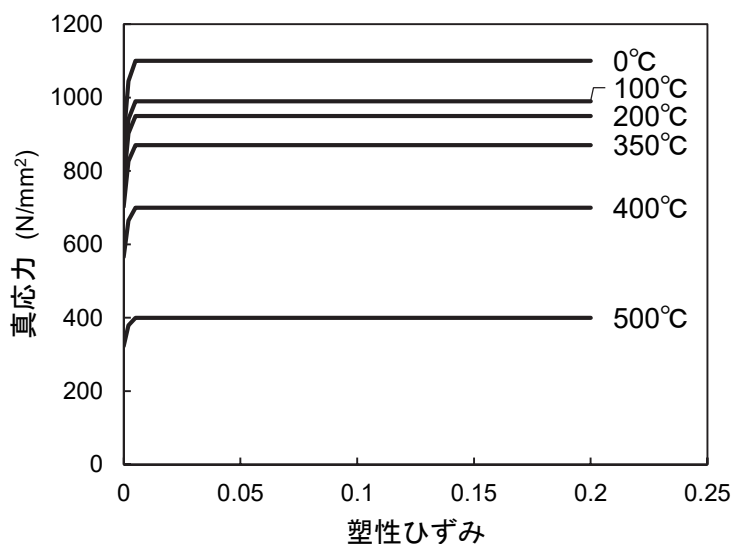
(a) ボルト軸とナットの圧縮力伝達部 (b) ボルト軸とナットの圧縮力伝達部以外



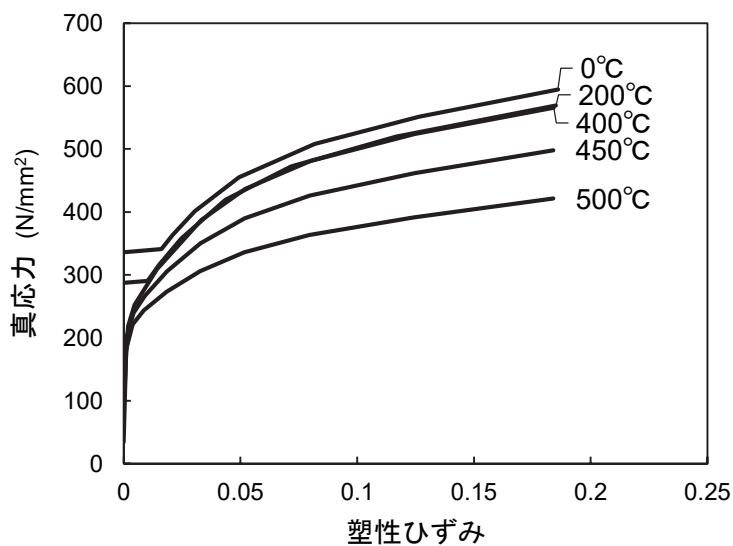
(c) ナットおよびボルト頭－座金 (d) 座金－連結板 (e) 連結板－母材

図-3.3 部材接触面のインターフェイス要素

解析に用いた高力ボルト、ナット、座金および鋼板の真応力－塑性ひずみ曲線を図-3.4 に示す。高力ボルト、ナット、座金は F10T を想定し、鋼板は SS400 を想定した。なお、温度依存型の真応力－塑性ひずみ曲線は既往の文献[3.1]～[3.4]を参照して決定した。ポアソン比については、部位、温度によらず 0.3 とした。また、弾性係数、各種物理定数および熱伝達係数の温度依存性を図-3.5 に示す。

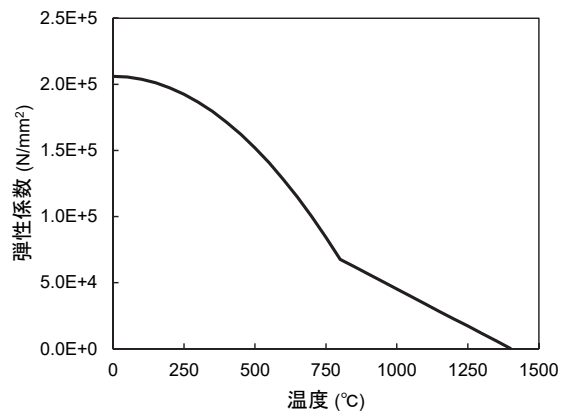


(a) 高力ボルト（ボルト，ナット，座金）

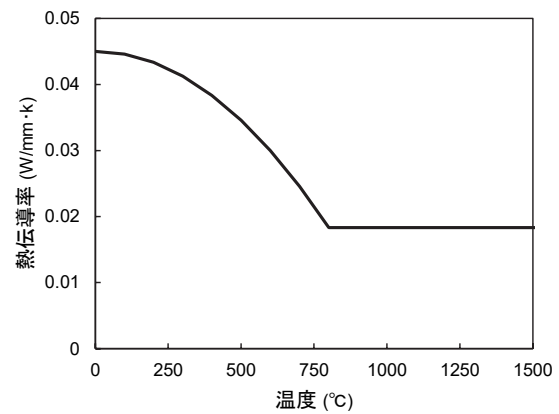


(b) 鋼板（母材，連結板）

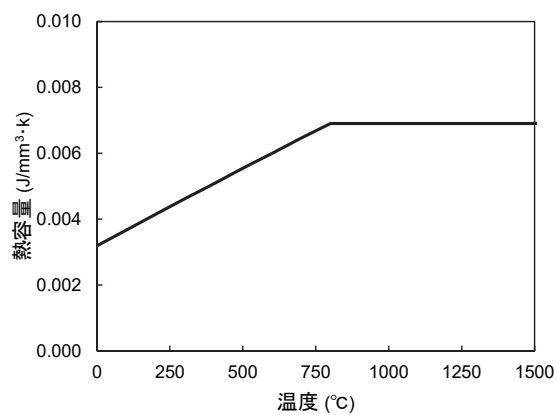
図-3.4 真応力－塑性ひずみ曲線



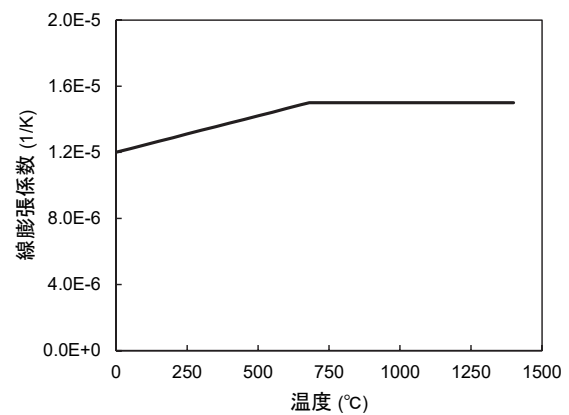
(a) 弾性係数



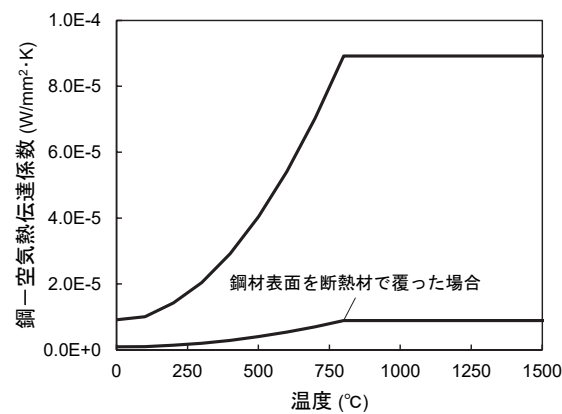
(b) 熱伝導率



(c) 熱容量



(d) 線膨張係数



(e) 熱伝達係数 (鋼—空気)

図-3.5 鋼材の温度依存性

鋼部材の接触面に使用しているインターフェイス要素には、表-3.2 に示すように、接触面の法線方向に接触と剥離、接触面の接線方向にクーロン摩擦によるせん断を考慮した^[3.5]。クーロン摩擦は図-3.6 のようにモデル化され、本条件での引張強度は零である。法線方向に圧縮応力が作用した状態で、接線方向に作用するせん断応力が圧縮応力に摩擦係数 0.4 を乗じた値よりも小さい場合は、接触面はずれることなくせん断応力を伝達する。せん断応力が圧縮応力に摩擦係数 0.4 を乗じた値以上の場合は、接触面は接触したまま接線方向のずれが生じてせん断応力は伝達しない。

引張応力が作用する場合は接触面が剥離して、引張応力とせん断応力は伝達されない。また、鋼部材接触面における熱伝達係数を表-3.3 に示す。この熱伝達係数は、既往の文献[3.6]を参照し、加熱実験より得られた温度履歴と概ね一致するようにキャリブレーション解析を実施して決定した。

高力ボルトに導入する初期軸力は、設計軸力 205 kN（1/4 モデルで 51.25 kN）とした。初期軸力の導入方法は、ボルト軸をボルト頭付け根から 15 mm の位置で仮想的に分割して、双方の分割面に初期軸力相当の引張力を作用させた後、生じた変位をキャンセルして分割面を再結合する方法を用いた。また、ボルト軸力の算出は、分割面の要素に作用している応力に分割面の断面積を乗じて算出した。

表-3.2 インターフェイス要素の応力伝達条件

接 触 面	備 考
接触面の法線方向応力	圧縮：伝達（接触面は接触したまま） 引張：非伝達（接触面は剥離する）
接触面の接線方向応力	せん断：クーロン摩擦（摩擦係数 0.4）で伝達

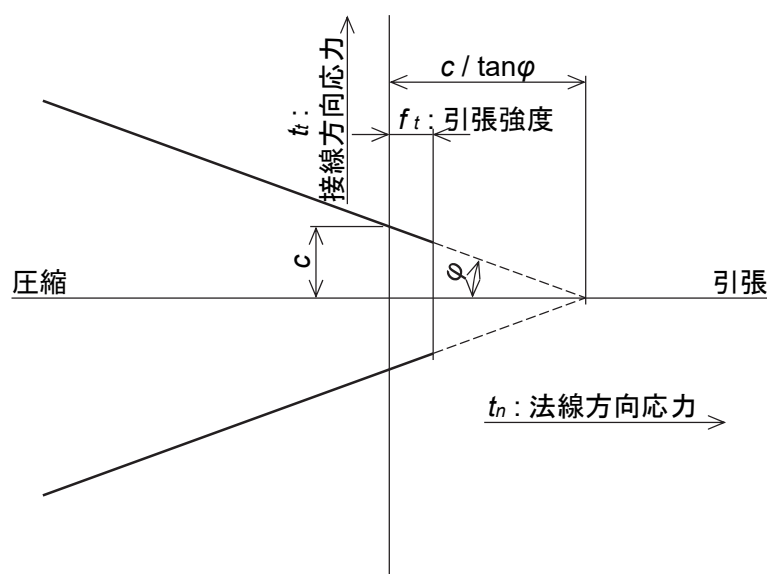


図-3.6 クーロン摩擦基準

表-3.3 鋼部材接触面の熱伝達係数

接 触 面	熱伝達係数 (W/m ² ・K)	備 考
a) ボルトとナットの圧縮力伝達部	7,000	
b) ボルトとナットの圧縮力伝達部以外	700	圧縮部の 1/10
c) ナットおよびボルト頭－座金	11,000	
d) 座金－連結板	7,000	
e) 連結板－母材	3,000	

3.2.3 入熱方法

(a) 高周波誘導加熱の入熱モデル

鋼材表面の発熱による加熱は、高周波誘導加熱（IH）を想定したものである。IH では、電流を印加した誘導コイルを鋼材に近接させることで、鋼材に渦電流を生じさせる。この渦電流に対する抵抗発熱を利用するため、渦電流の分布や密度が発熱量に大きく影響する。IH による渦電流の分布性状を検討するため、電磁場応答解析を実施した。解析には、電磁界解析プログラムである μ -Excel 誘導加熱版を使用した。解析モデルを図-3.7 に、解析条件を表-3.4 に示す。解析モデルは、第 2 章の加熱実験供試体のボルト 1 本と連結板および母材をナット対角で切断した断面であり、周囲の空間もモデル化し、ボルト軸に対する対称性を利用した 1/2 平面モデルとした。誘導コイルの配置は、装置の形状から決定した。

磁路が閉じていない磁界分布を有限要素法により解析する際は、電磁界は無限の広がりを持つことから、磁束が無限遠まで広がることを考慮して解析を行わないと、解析誤差が大きくなる可能性がある。これは開領域問題と呼ばれており、解法の 1 つとして解析領域をある程度広くとる必要がある^[3.7]。既往の文献[3.8]では、半径 3 mm の円筒磁性体の周囲に外半径 7 mm のコイルを配置した電磁石の解析が行われている。評価点を半径 12 mm の位置にとると、解析領域を 300 mm とした場合と比較して、解析領域 15 mm は誤差 55.8 %、30 mm は誤差 7.4 %、60 mm は誤差 1.0 %未満の結果が示されており、解析領域 30 mm（コイル外半径 7 mm の約 4.3 倍）程度で概ね安定している。本解析では、誘導コイル内側のナットやボルト軸付近の磁場による渦電流に着目しており、開領域問題の影響はコイル外側と比べて小さいと考えられることから、モデル化範囲は 150 mm（コイル外半径の約 4.4 倍）とした。

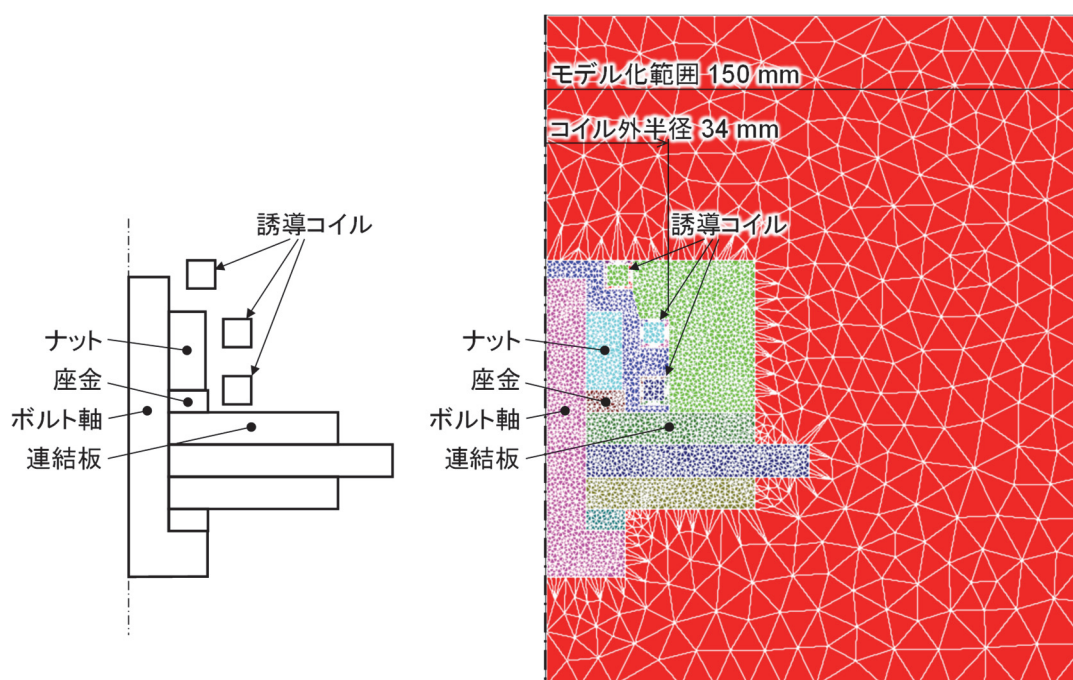


図-3.7 電磁場応答解析の解析モデル

表-3.4 電磁場応答解析の解析条件

項 目	値
誘導コイルの電流	1.81 kA (実効値)
高周波の周波数	10 kHz
鋼材の導電率	5.0×10^6 S/m
鋼材の熱伝導率	40 W/m·K
鋼材の熱容量	3.0×10^6 J/m ³ ·K
鋼材と空気の熱伝達係数	30 W/m ² ·K
鋼材の初期温度	27 °C
空気（外気）の温度	27 °C

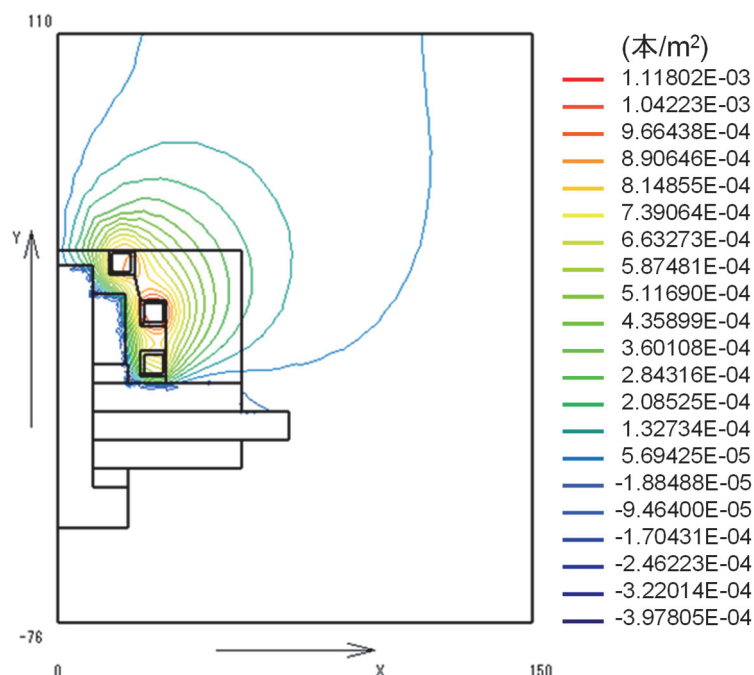


図-3.8 磁束線の分布状況

電磁場応答解析により得られた磁束線の分布状況を図-3.8 に、発熱密度の分布状況を図-3.9 に示す。磁束線の分布に解析領域最外周の境界条件の影響は見られず、解析モデルの解析領域の設定に問題はなかったと判断した。3 つの誘導コイルのうち、中段の誘導コイル周辺の磁束が密になっており、近傍のナット側面の発熱密度が高くなっていた。ボルト軸先端からナットと座金の表面を通り連結板表面に至る格点番号を横軸に、鋼材表面の発熱密度の値を縦軸に採ったグラフを図-3.10 に示す。ナット側面の温度測定位置の発熱密度 1.0 W/mm^3 程度を基準にすると、ナット下側は同程度であるが、ナット上側は 1.4 W/mm^3 程度、ボルト軸側面、ナット上面、座金、および連結板は 0.6 W/mm^3 程度の値となっていた。ボルト軸先端は、ボルト軸側直近の発熱密度は 0.6 W/mm^3 程度であるが、全体的には 0.2 W/mm^3 よりも小さくなっていた。連結板上面は、ボルト軸中心から離れるに従い発熱密度が小さくなり、距離 40 mm で 0.2 W/mm^3 よりも小さくなっていた。実際の発熱量は電流の大きさや周波数により異なるが、IH による入熱を表面熱流束で与える

場合，ナット側面下側の熱流束を Q_{IH} とすると，ナット側面上側は $1.4 Q_{IH}$ ，ボルト軸側面，ナット上面，座金側面，および連結板上面のボルト軸中心から 40 mm の範囲は $0.6 Q_{IH}$ で簡略化できると考えられる。

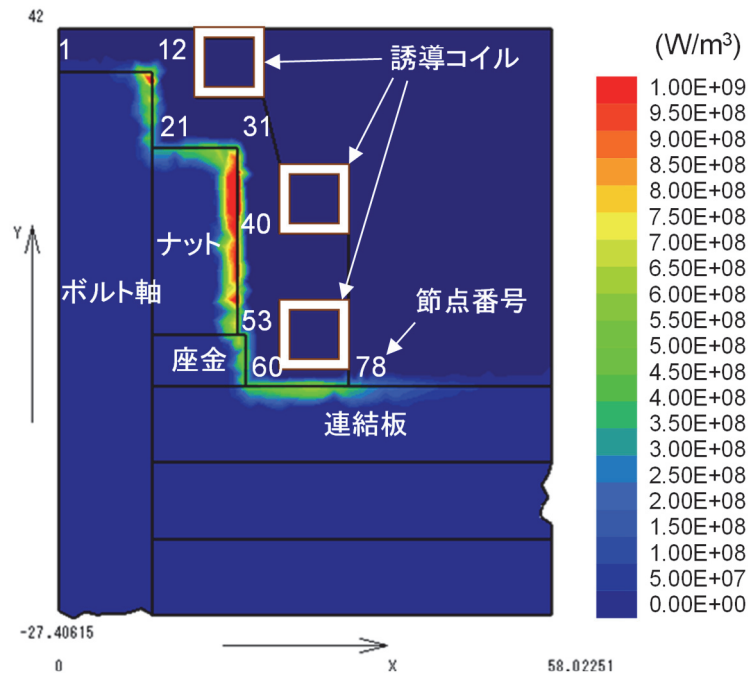


図-3.9 発熱密度の分布状況

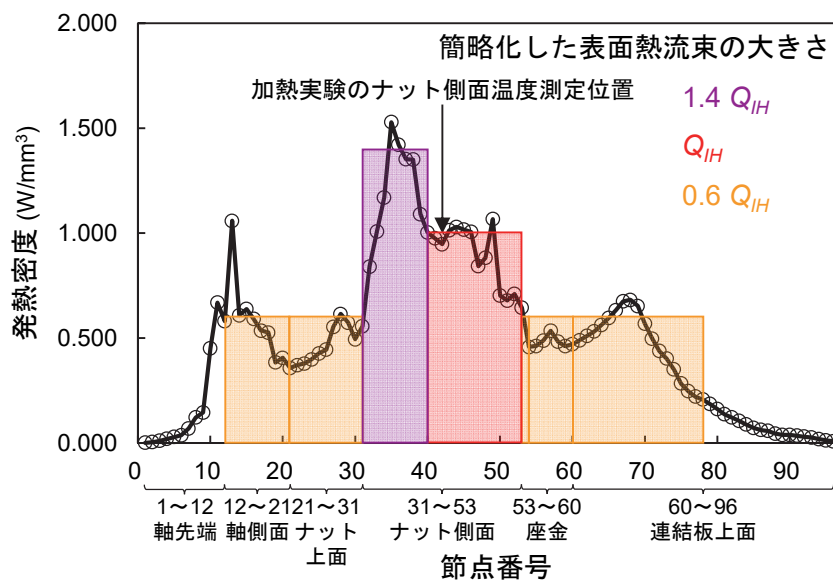


図-3.10 電磁場応答解析により得られた発熱密度

電磁場応答解析の結果より，IH の入熱モデルは図-3.11 に示す熱流束の分布と表-3.5 に示す熱流束の値を使用した。鋼材表面の発熱による IH を想定した解析に対して，鋼材表面に熱流束を投与する方法を用いているが，この方法は付録に収録している実験と解析において，実験で得られた温度履歴を解析で再現できることを確認している。加熱はナット側のみである。各解析ケースの熱流束の値 Q_{IH} は，ボルト軸先端の最高温度が 200°C となるように，初期温度 28°C の条件でキャリブレーションして求めている。加熱終了後は，空气中への放熱により自然冷却した。

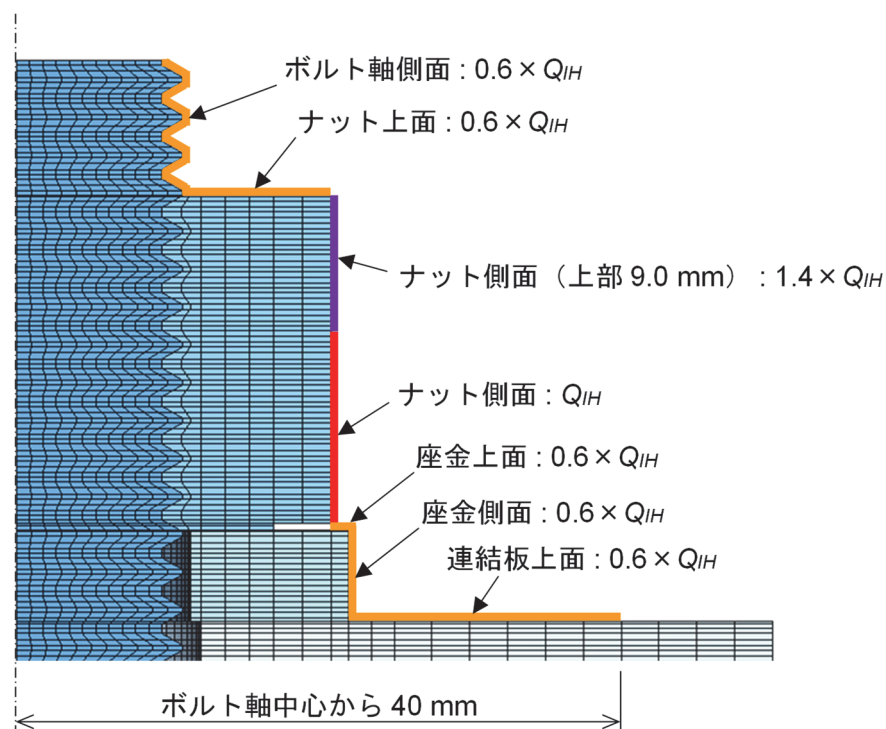


図-3.11 鋼材表面の発熱による加熱を想定した加熱範囲

表-3.5 鋼材表面の発熱による加熱を想定した解析ケース

解析ケース名	加熱時間 (秒)	熱流束の値 Q_{IH} (J/mm^2)
IH3s	3	1.637
IH15s	15	0.327
IH30s	30	0.168

(b) ヒーターの入熱モデル

塗膜表面からの加熱は、セラミックヒーターを想定したものである。セラミックヒーター (CH) を用いた加熱実験の結果を再現できるように図-3.12 に示す熱流束の範囲と表-3.6 に示す熱流束の値を使用した。鋼材表面の発熱による加熱 (IH) の場合と同様に、加熱はナット側のみとした。加熱範囲に均一な熱流束を与えるが、熱流束の値は加熱開始からの経過時間で段階的に増加させ、加熱終了 300 秒前にボルト軸先端の最高温度が 200℃に達するようにし、その後の 300 秒は最高温度を保つことができるように設定した。加熱中は、鋼材から空気への漏熱が少なくなるように熱源を含めて鋼材を断熱材で覆っているため、鋼-空気の熱伝達係数は加熱時に限り鋼材表面を断熱材で覆った場合の値を使用した。各解析ケースの熱流束の値 Q_{CH} は、これらの条件を満足するように初期温度 25℃でキャリブレーションして求めている。加熱終了後は、通常の鋼-空気の熱伝達係数を用いた空気中への放熱により自然冷却した。

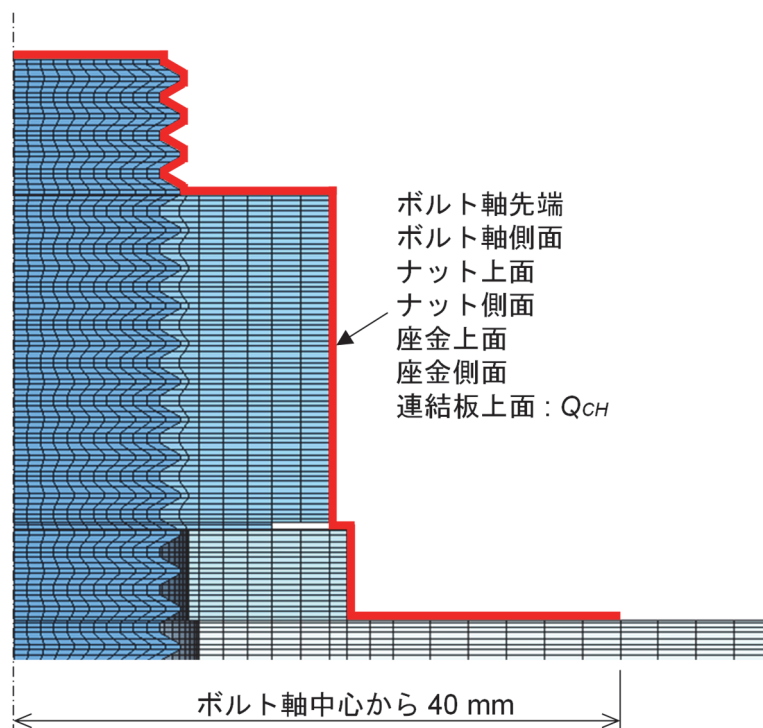


図-3.12 塗膜表面からの加熱を想定した加熱範囲

表-3.6 塗膜表面からの加熱を想定した解析ケース

解析ケース名	上段 : 加熱開始からの経過時間 (秒)			
	下段 : 熱流束の値 Q_{CH} (J/mm ²)			
CH30m	0~500	500~1000	1000~1500	1500~1800
	0.0033	0.011	0.016	0.010
CH60m	0~500	500~1000	1000~3300	3300~3600
	0.00165	0.0055	0.008	0.005

3.2.4 解析結果

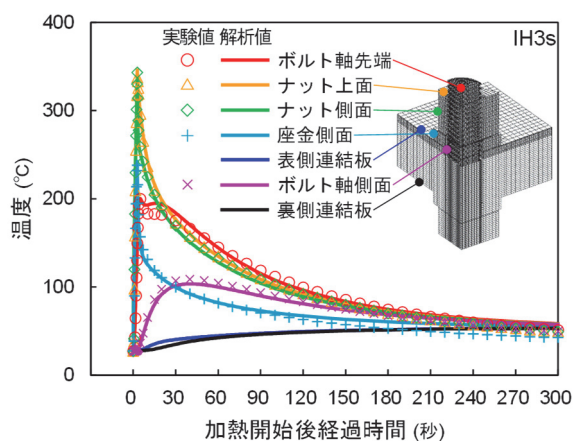
実施した解析ケースは表-3.7 に示すとおりであり，はじめに，温度変化について述べる。加熱による温度の経時変化を図-3.13 に，加熱時と冷却途中の温度コンターを図-3.14～図-3.17 に示す。図-3.13 の実線は解析値，記号は実験値であり，加熱実験の温度履歴と良い整合が得られた。

加熱時間の短い IH を想定した加熱では，加熱終了後 2 秒程度でボルト軸先端が最高温度に達し，加熱終了後 20 秒程度でボルト軸側面が最高温度となった。加熱開始から 300 秒程度で全体の温度が概ね同じとなり，3 時間で加熱前の温度に戻った。温度コンターは，加熱終了時は部材の温度差が大きく，加熱時間が短いほどナットとボルト軸の温度差が大きかった。冷却時には熱が温度の低い部材へ伝導しながら空気に放熱するが，ナット内側やボルト孔内のボルト軸は空気への放熱がなく，ナットや座金と比べて温度が少し高くなった。

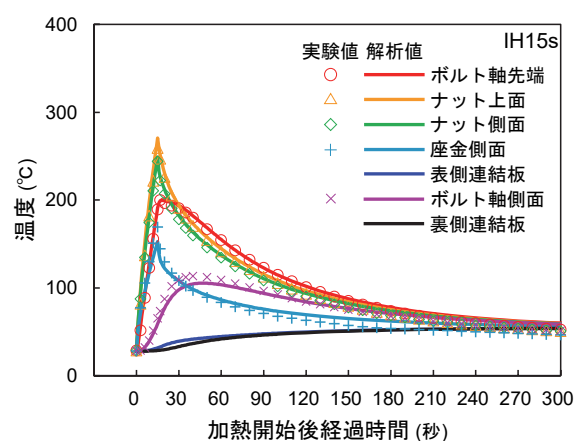
加熱時間の長いヒーターを想定した加熱では，加熱終了時の全体の温度差が 20℃程度に収まっており，加熱開始から 4 時間で加熱前の温度に戻った。裏側連結板の温度上昇が表側連結板と同程度であり，加熱実験と比較して少し高い傾向が見られることを除いて，加熱実験の温度履歴と良い整合が得られた。温度コンターは，加熱終了時のナットとボルト軸の温度差は小さく，加熱途中ではボルト孔内のボルト軸の温度が連結板や母材と比べて高くなっていた。

表-3.7 解析ケース

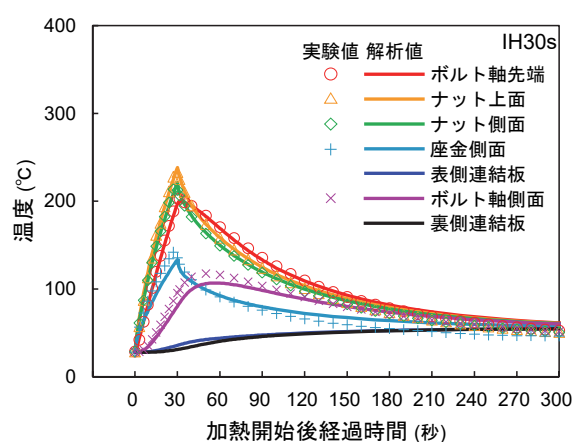
想定する加熱方法	解析ケース名	加熱時間 (秒)
鋼材表面の発熱 (IH)	IH3s	3
	IH15s	15
	IH30s	30
塗膜表面からの加熱 (ヒーター)	CH30m	1800
	CH60m	3600



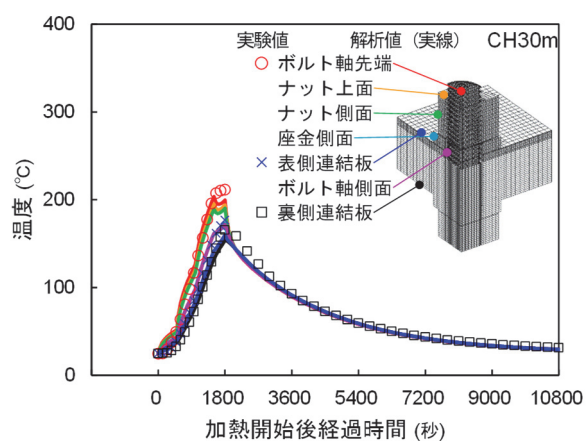
(a) IH を想定した加熱 加熱時間 3 秒



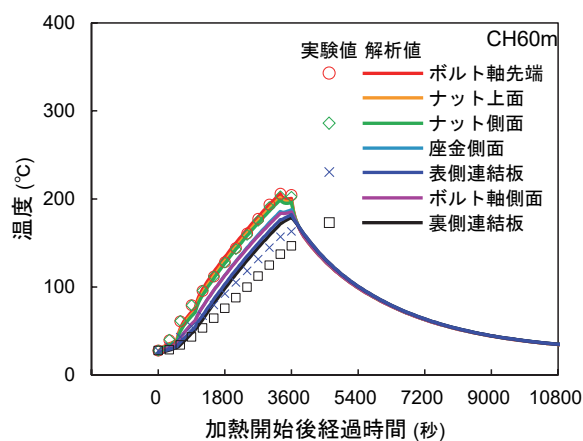
(b) IH を想定した加熱 加熱時間 15 秒



(c) IH を想定した加熱 加熱時間 30 秒

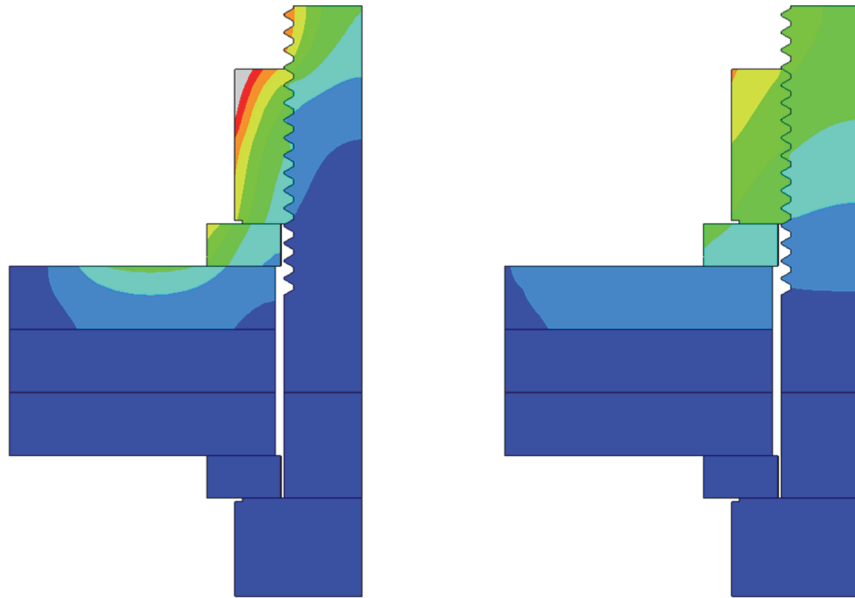


(d) ヒーターを想定した加熱 加熱時間 30 分

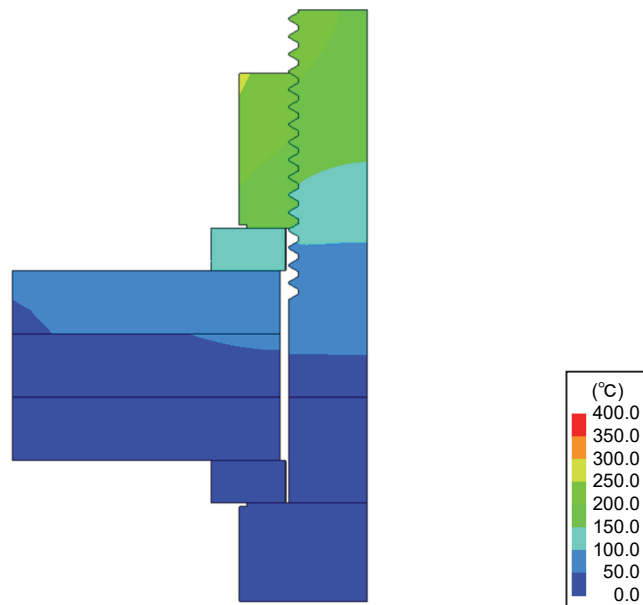


(e) ヒーターを想定した加熱 加熱時間 60 分

図-3.13 加熱時および冷却時温度の経時変化

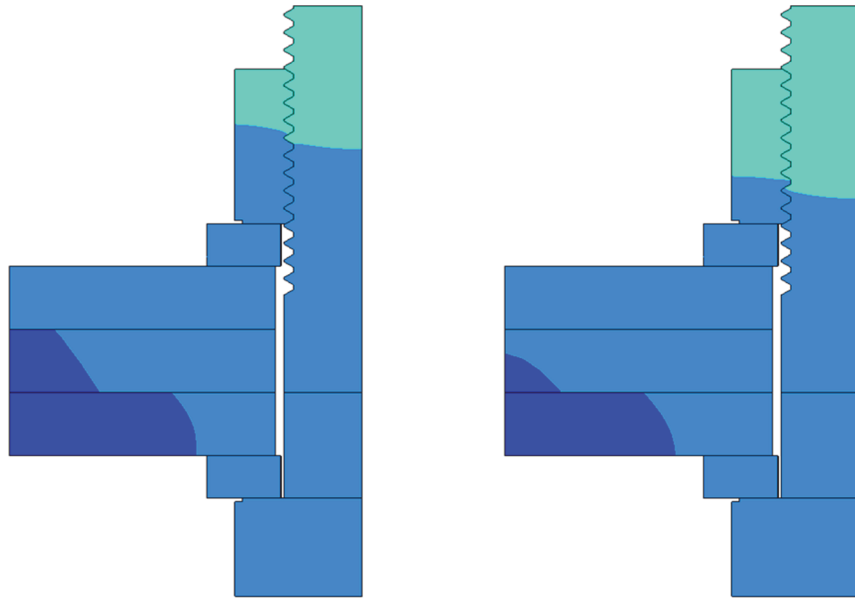


(a) 加熱時間 3 秒（経過時間 3 秒） (b) 加熱時間 15 秒（経過時間 15 秒）

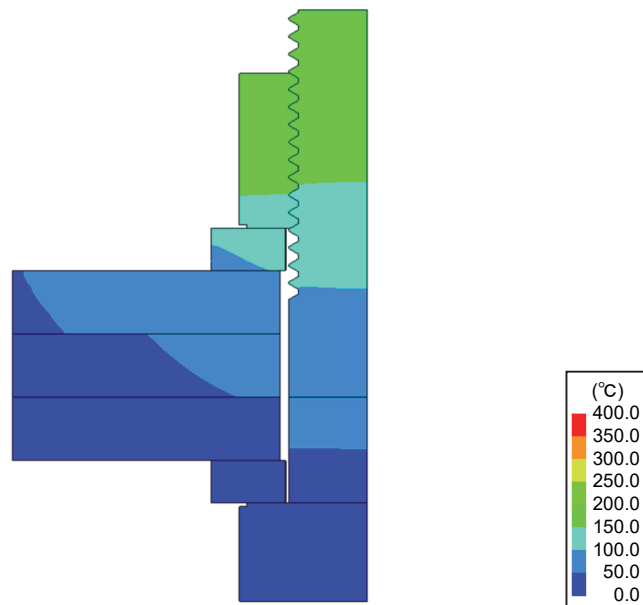


(c) 加熱時間 30 秒（経過時間 30 秒）

図-3.14 加熱直後の温度分布（IH を想定した加熱）

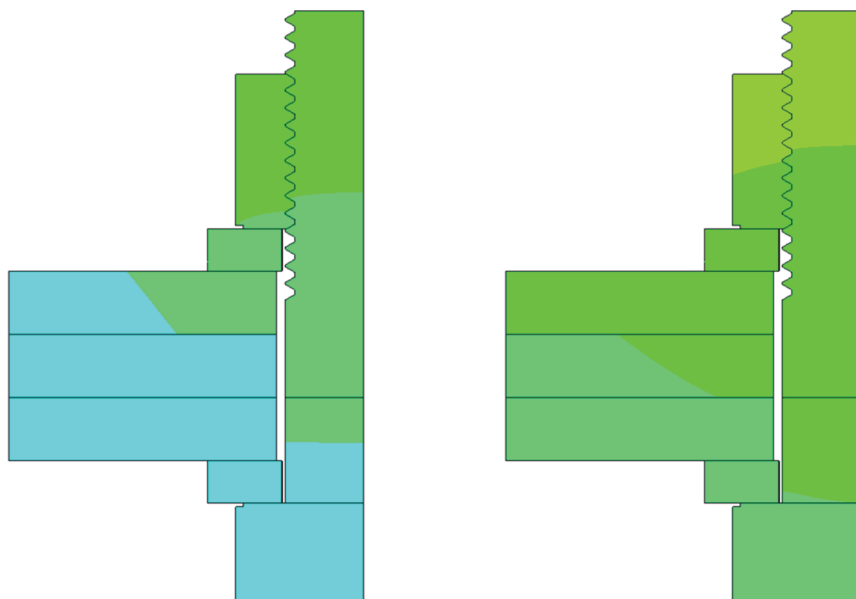


(a) 加熱時間 3 秒（経過時間 100 秒） (b) 加熱時間 15 秒（経過時間 100 秒）

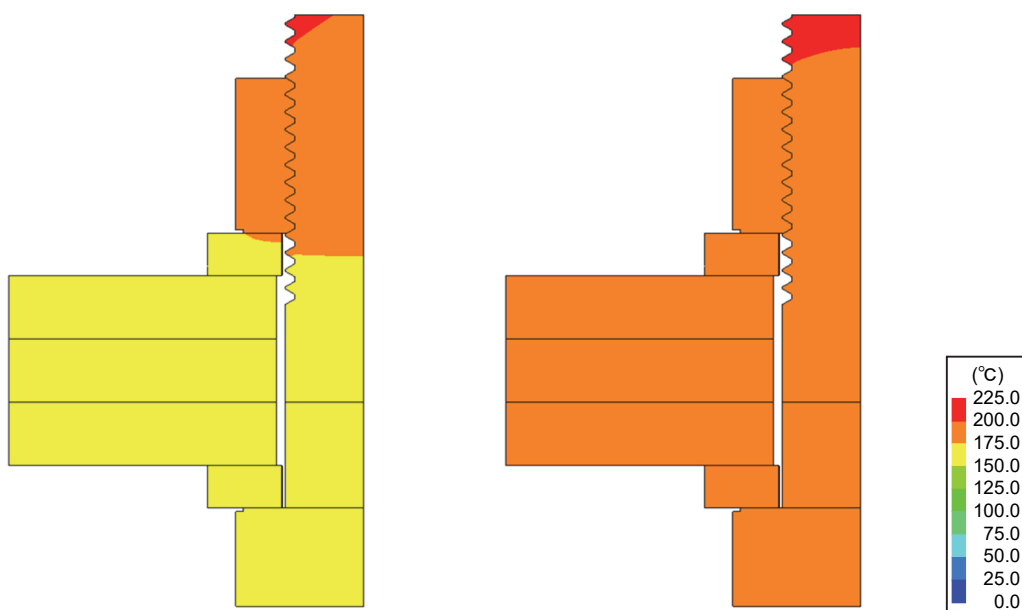


(c) 加熱時間 30 秒（経過時間 100 秒）

図-3.15 冷却途中の温度分布（IH を想定した加熱）

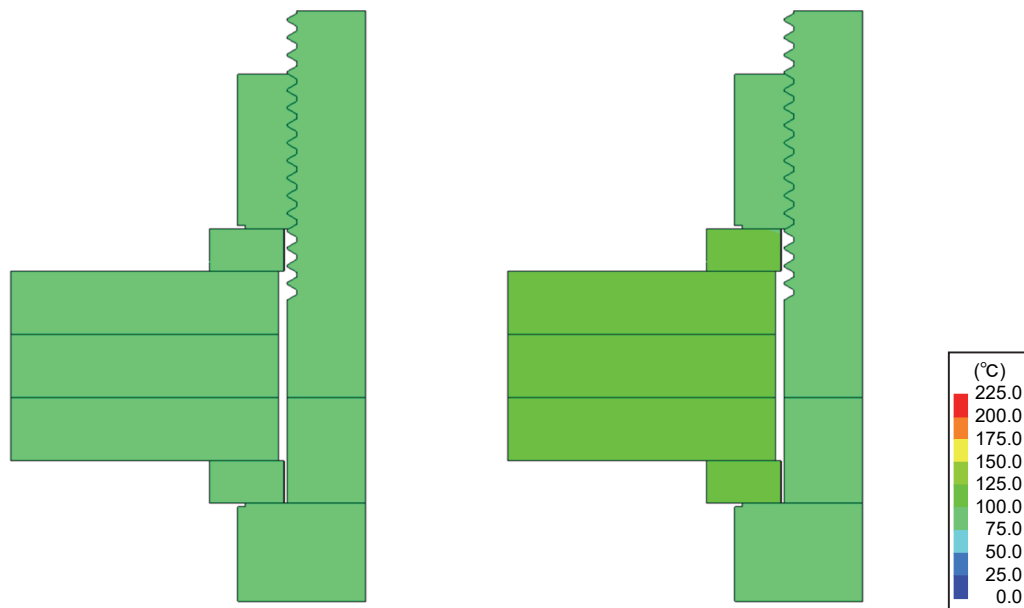


(a) 加熱時間 30 分（経過時間 900 秒） (b) 加熱時間 60 分（経過時間 1800 秒）



(c) 加熱時間 30 分（経過時間 1800 秒） (d) 加熱時間 60 分（経過時間 3600 秒）

図-3.16 加熱中および加熱直後の温度分布（ヒーターを想定した加熱）



(a) 加熱時間 30 分（経過時間 3600 秒） (b) 加熱時間 60 分（経過時間 4500 秒）

図-3.17 冷却途中の温度分布（ヒーターを想定した加熱）

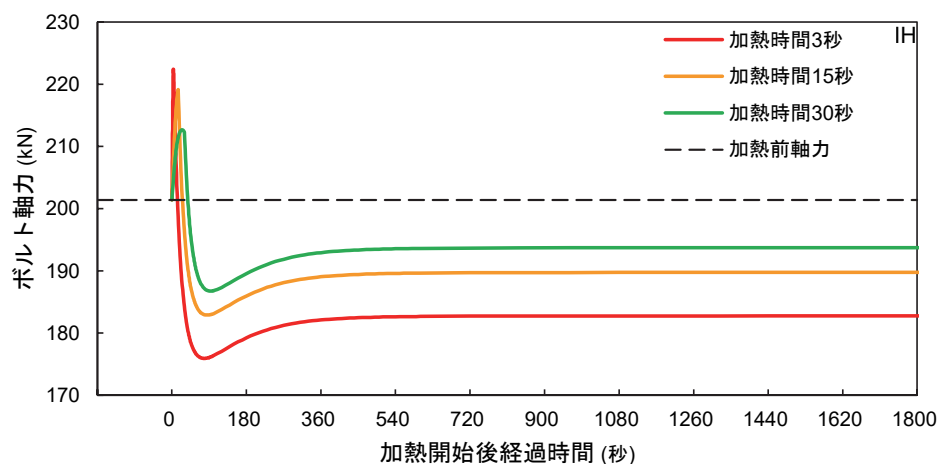
つぎに、ボルト軸力の変化について述べる。加熱によるボルト軸力の経時変化を図-3.18 に、加熱前、冷却後、最大値、最小値を整理し、加熱による軸力低下を算出した結果を表-3.8 と表-3.9 に示す。

IH を想定した加熱のボルト軸力は、加熱時間 3 秒のケースでは加熱開始から 3.6 秒（加熱終了後 0.6 秒）の時に最大となった。加熱時間 15 秒のケースでは加熱終了時、加熱時間 30 秒のケースでは加熱中の 25.0 秒の時にボルト軸力が最大となった。ボルト軸力が増加した理由は、加熱されたナットや座金が熱膨張して高さが増し、ボルト軸を引き上げたためと考えられる。加熱時間の違いによるボルト軸力最大値の差には、ナットとボルト軸の温度差が影響している。加熱時間 3 秒の場合は、熱せられたナット上面と側面の熱がナット内側に伝導する時間に対して加熱時間が短く、加熱終了後にナット内側の温度が上昇した。さらに、ナットからボルト軸へはねじ嵌合部を介して接触熱伝達により熱が伝わることから、ナットとボルト軸の温度差が大きくなり、ボルト軸力が最大値 222.5 kN に達した。加熱時間 15 秒の場合は、加熱時間とナット内側の温度上昇に要する時間が等しく、加熱終了時に最大軸力 219.2 kN に達した。加熱時間 30 秒の場合は、加熱時間がナット内側の温度上昇に要する時間よりも長く、加熱中にボルト軸力は最大値 212.7 kN に達した。その後、ボルト軸の温度上昇と空気への放熱による温度低下によりボルト軸力は低下に転じるが、冷却途中でナットや座金の温度と比較してボルト孔内のボルト軸の温度が高くなる時期があり、ボルト軸力は最低値になった。冷却後は部材の温度が均一となりボルト軸力は少し増加するが、加熱前のボルト軸力 201.4 kN には戻らず、加熱時間 3 秒、15 秒、30 秒の順に、それぞれ 182.8 kN, 189.9 kN, 193.9 kN となった。軸力低下率で表すと順に 9.2 %, 5.7 %, 3.7 % のボルト軸力が低下した。このボルト軸の変化は 2.4 の実験結果と概ね一致した。

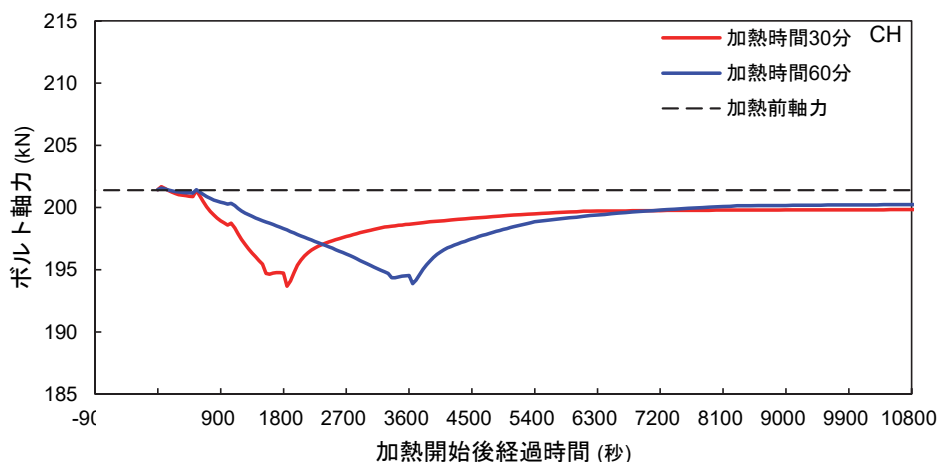
ヒーターを想定した加熱の場合は、加熱時間 30 分と 60 分ともに加熱開始直後にボルト軸力が

僅かに増加して最大となり、その後、ボルト軸力は低下を続けて加熱終了直後に最小となった。これは、鋼材表面に与える時間あたりの熱量が熱伝導に要する時間と比べて十分に小さく、加熱直後はナットや座金の温度がボルト軸と比較して高くなったが、ボルト軸の熱伝導によりボルト孔内のボルト軸の温度が上昇して熱膨張によりボルト軸が伸びたためと考えられる。加熱終了後は放熱による冷却でボルト軸と周囲の温度差が小さくなることから、ボルト軸力は増加するが、冷却後も加熱前のボルト軸力 201.4 kN には戻らず、加熱時間 30 分と 60 分のボルト軸力は、それぞれ 199.9 kN, 200.3 kN となった。これらは、軸力の低下率で表すと 0.7 %と 0.5 %であり、1 %未満の小さな値であるがボルト軸力は低下した。

本解析で得られた加熱による高力ボルトの軸力低下量と軸力低下率、および 2.4 の加熱実験で得られた軸力低下量と軸力低下率について、加熱時間で整理した図を図-3.19 に示す。横軸は加熱時間の常用対数であり、IH を想定した加熱の場合はボルト 1 本あたりの加熱時間、ヒーターを想定した加熱の場合は供試体全体の加熱時間である。解析結果と実験結果は概ね一致しており、加熱時間が短いほどボルト軸力の低下が大きくなった。



(a) IH を想定した加熱



(b) ヒーターを想定した加熱

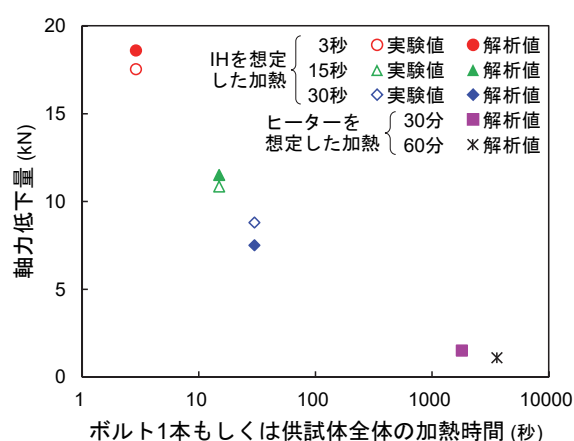
図-3.18 ボルト軸力の経時変化

表-3.8 加熱によるボルト軸力の変化と軸力低下率（IH を想定した加熱）

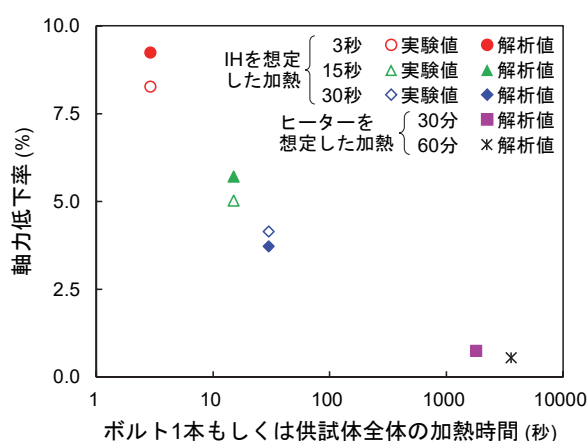
項 目		加熱時間 3 秒		加熱時間 15 秒		加熱時間 30 秒	
		軸力 (kN)	経過時間 (秒)	軸力 (kN)	経過時間 (秒)	軸力 (kN)	経過時間 (秒)
a	導入軸力	205.0	—	205.0	—	205.0	—
b	加熱前	201.4	0.0	201.4	0.0	201.4	0.0
c	最大値	222.5	3.6	219.2	15.0	212.7	25.0
d	最小値	175.9	78.0	182.9	85.0	186.8	94.0
e	冷却後	182.8	10800	189.9	10800	193.9	10800
f=b-e	軸力低下量	18.6		11.5		7.5	
g=f/b	軸力低下率	9.2 %		5.7 %		3.7 %	

表-3.9 加熱によるボルト軸力の変化と軸力低下率（ヒーターを想定した加熱）

項 目		加熱時間 30 分		加熱時間 60 分	
		軸力 (kN)	経過時間 (秒)	軸力 (kN)	経過時間 (秒)
a	導入軸力	205.0	—	205.0	—
b	加熱前	201.4	0.0	201.4	0.0
c	最大値	201.7	50.0	201.6	50.0
d	最小値	193.7	1850	193.9	3650
e	冷却後	199.9	28800	200.3	28800
f=b-e	軸力低下量	1.5		1.1	
g=f/b	軸力低下率	0.7 %		0.5 %	



(a) 加熱による軸力低下量



(b) 加熱による軸力低下率

図-3.19 加熱条件の違いによるボルト軸力の低下傾向

続いて、加熱前、加熱直後、冷却後の応力分布について述べる。各解析ケースのミーゼス相当応力の分布を図-3.20～図-3.22に示す。加熱前、すなわち、初期軸力を導入した状態において、ボルト軸のおねじ谷部の一部とボルト頭付け根部において降伏応力に達している（塑性化している）部分があった。加熱終了直後は、IHを想定した加熱の加熱時間3秒と15秒の場合で塑性化した領域がやや広がっていた。冷却後は、IHを想定した加熱の加熱時間30秒、およびヒーターを想定した加熱の加熱時間30分と60分の場合は加熱前に近い状態に戻っていた。IHを想定した加熱の加熱時間3秒と15秒の場合は塑性化した領域が加熱前の状態からやや狭くなっていた。加熱時の応力の増加によって塑性ひずみが生じると、冷却後の応力は減少するものと考えられる。しかし、本解析の条件では塑性化領域は局所的であり、塑性化領域の発生が高力ボルトの軸力低下に及ぼす影響は小さいと考えられる。

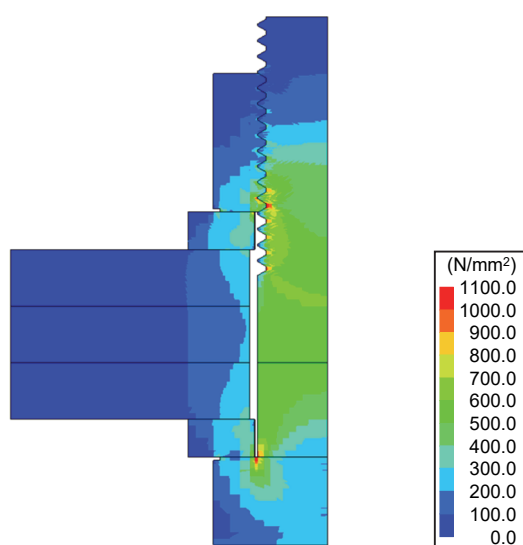
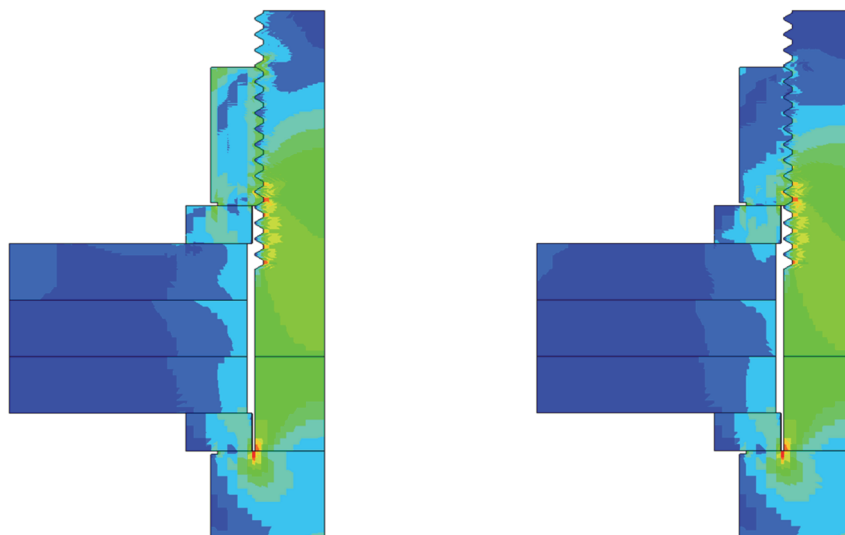
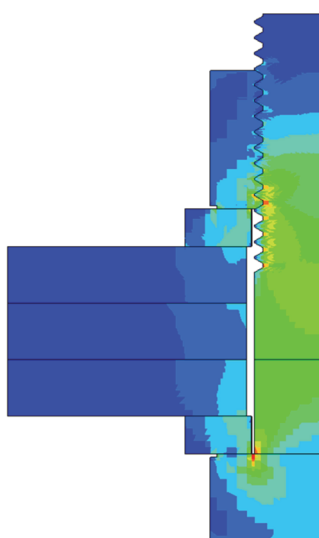


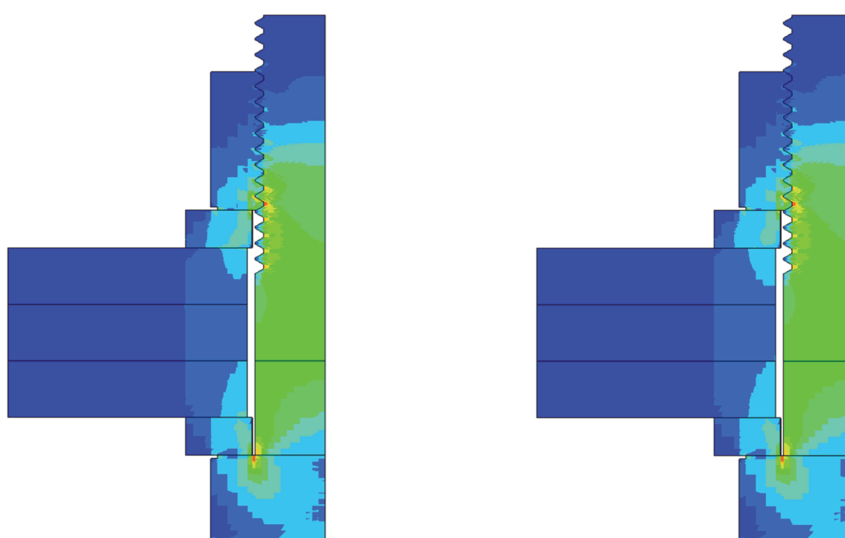
図-3.20 加熱前のミーゼス相当応力分布



(a) IH を想定した加熱 加熱時間 3 秒 (b) IH を想定した加熱 加熱時間 15 秒

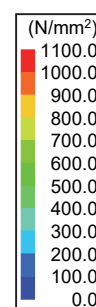


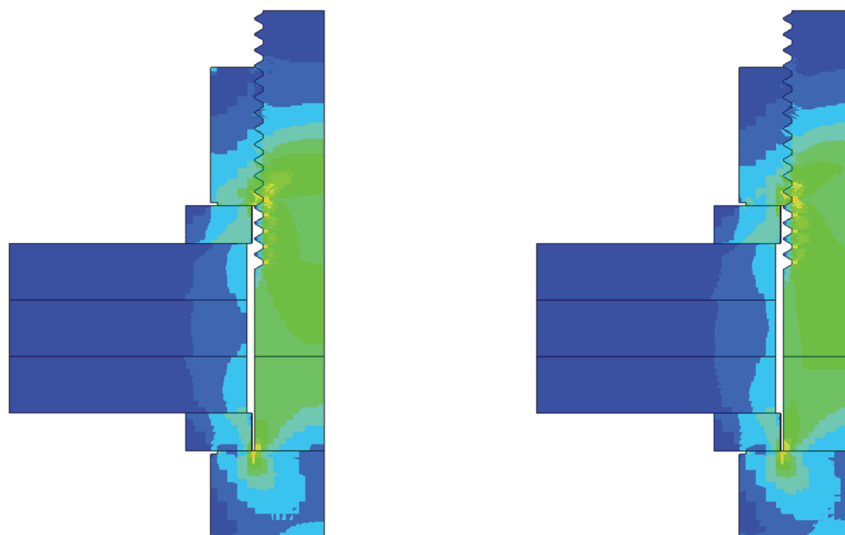
(c) IH を想定した加熱 加熱時間 30 秒



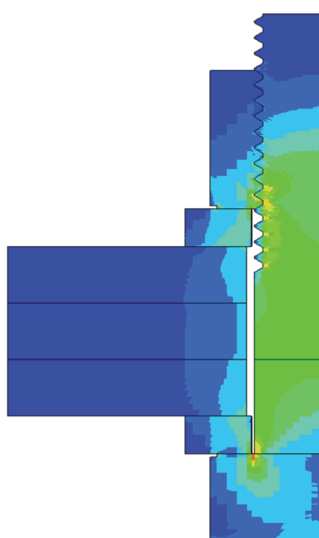
(d) ヒーターを想定した加熱 加熱時間 30 分 (e) ヒーターを想定した加熱 加熱時間 60 分

図-3.21 加熱直後のミーゼス相当応力分布

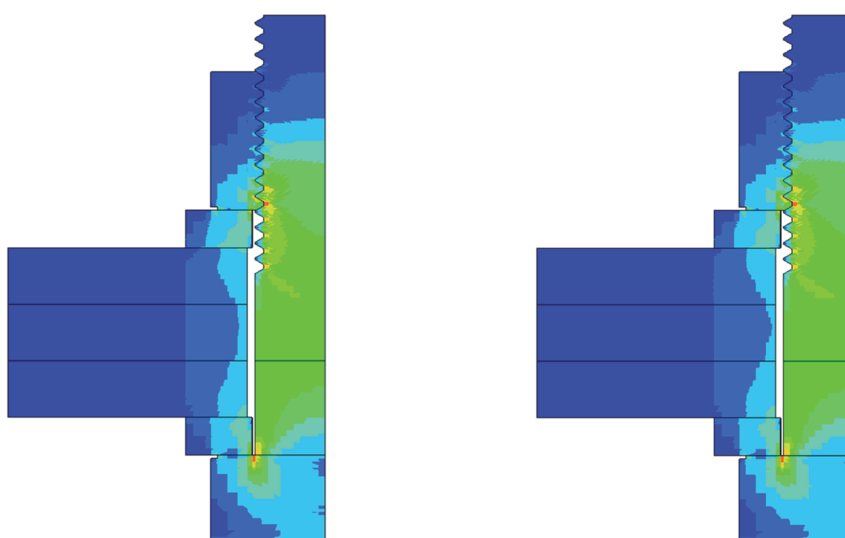




(a) IH を想定した加熱 加熱時間 3 秒 (b) IH を想定した加熱 加熱時間 15 秒



(c) IH を想定した加熱 加熱時間 30 秒



(d) ヒーターを想定した加熱 加熱時間 30 分 (e) ヒーターを想定した加熱 加熱時間 60 分

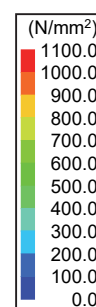


図-3.22 冷却後のミーゼス相当応力分布

一方、IH を想定した加熱によるボルト軸とナットのねじ嵌合部の変形図として、加熱終了直後の状態を図-3.23 に、冷却後の状態を図-3.24 に示す。図の変形倍率は 20 倍で、加熱前の部材の外形を水色線の上書きしている。加熱直後の加熱時間 3 秒の場合では、ねじ嵌合部が 0.017 mm 程度開き、おねじとめねじのねじ山にずれが生じていた。このねじ嵌合部の開きは、ナットが熱膨張で膨らみ、ナットの内径が広がったことに起因している。ボルト軸とナットの温度が同程度であれば、ボルト軸のねじ外径も同様に熱膨張することからこの開きは生じないが、加熱直後はナットの温度に比べてボルト軸の温度が低かったことからこの開きが発生している。この現象は加熱時間 15 秒の場合でも見られるが、加熱時間が長くなるに従い開きの量が小さくなった。加熱時間 3 秒の場合では、冷却後にナットのボルト軸先端側がボルト軸に密着して座金側に 0.010 mm 程度の開きが残存しており、加熱前の状態には戻っていなかった。残存した開き量は加熱時間が長くなるに従い小さくなり、加熱時間 30 秒では概ね加熱前の状態に戻っていた。ここで、加熱時間 3 秒の場合を例に、ナット内面の傾きを含めた開き量の残存分 (0.010 mm) だけボルト軸が短くなったと考え、ボルト頭からのボルト軸の長さ 39 mm で除算して、ボルト軸に -256×10^{-6} の圧縮ひずみが生じたこととなる。これにボルト軸の平均断面積 360 mm^2 (軸部：長さ 28.9 mm 断面積 380 mm^2 、ねじ部：長さ 10.1 mm 断面積 303 mm^2 の加重平均) と鋼の弾性係数 $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ を乗じると、約 19.0 kN のボルト軸力が失われたことになるが、それは軸力低下量 18.6 kN に近い値であり、ねじ嵌合部のずれが加熱による高力ボルト軸力低下の主たる要因であると考えられる。

ヒーターを想定した加熱による同様の変形図を図-3.25 と図-3.26 に示す。ヒーターを想定した加熱では加熱終了時にねじ嵌合部の開きは生じておらず、冷却後の形状は加熱前の状態に戻っていた。ねじ嵌合部にずれが生じないため、ボルト軸力の低下は僅かで済むものと考えられる。

以上を踏まえて、加熱による高力ボルト軸力の変化と主たる要因を図-3.27 にまとめる。①加熱前の状態では、部材温度は常温で均一であり、所定のボルト軸力が導入されている状態で、ボルト軸のおねじとナットのめねじはずれのない嵌合をしている。②加熱時の状態では、ナットと座金の表面からの加熱により、ナットと座金の温度が上昇する。ナットや座金の熱膨張によりボルト軸に引張力が付加され、ボルト軸力は最大となる。また、急速に加熱した場合、ねじ嵌合部では接触熱伝達によりナットからボルト軸への熱伝達が制限され、ナットとボルト軸には温度差が生じている。この状態では、ナットが熱膨張することによるナット内径の拡大に対して、ボルト軸の熱膨張が小さく、ねじ嵌合部にずれが生じる。③冷却前期の状態では、ボルト軸はナットや座金の熱が伝達されて温度が上昇し、逆にナットや座金の温度は低下する。ボルト軸は熱膨張で伸張し、ナットや座金の熱膨張によりボルト軸に付加されていた引張力は減少する。このため、ボルト軸力は小さくなる。④冷却後期の状態では、継手全体への熱伝導や大気中への放熱により、継手全体の温度は均一化しながら低下する。しかし、ボルト軸はまわりをナットや連結板が覆っていることから温度低下が遅れ、熱膨張による伸張が継続するため、ボルト軸力は最小となる。⑤冷却後の状態では、継手部材の温度は常温に戻る。しかし、ねじ嵌合部に生じたずれは戻らずに残存する。このため、加熱前と比べてボルト軸は僅かに短くなり、その分だけボルト軸力が低下する。これら一連の現象が、加熱による高力ボルト軸力の変化の主たる要因であると推察する。すなわち、②加熱時のナットとボルト軸の温度差によるねじ嵌合部のずれが、塗膜剥離を対象とした温度域における、加熱による高力ボルト軸力の低下の主な要因であると考えられる。

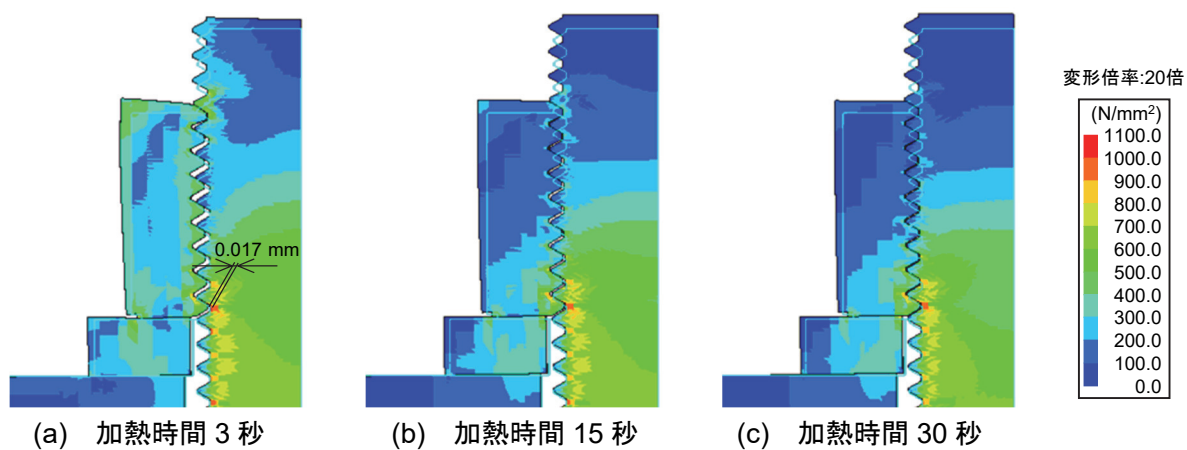


図-3.23 IH を想定した加熱による加熱終了直後のねじ嵌合部変形状況とミーゼス相当応力分布

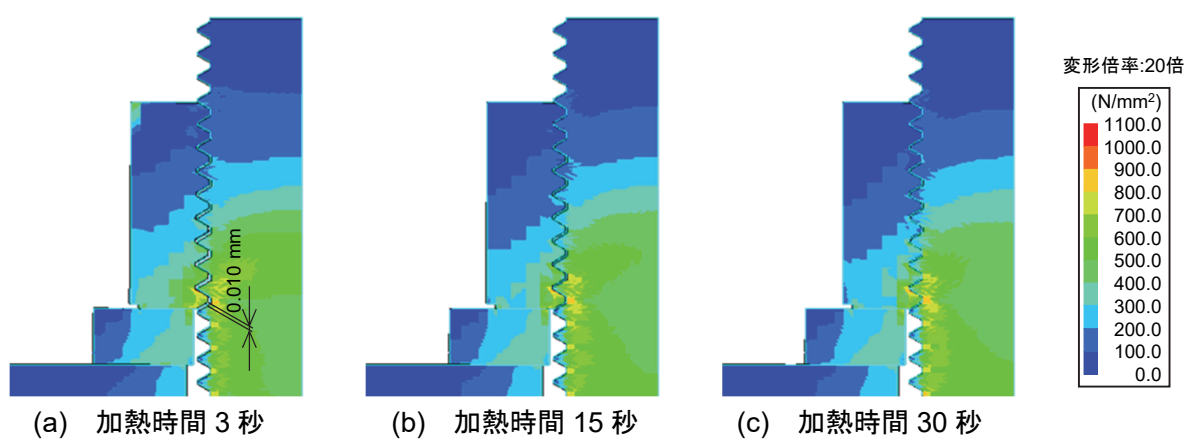


図-3.24 IH を想定した加熱による冷却後のねじ嵌合部変形状況とミーゼス相当応力分布

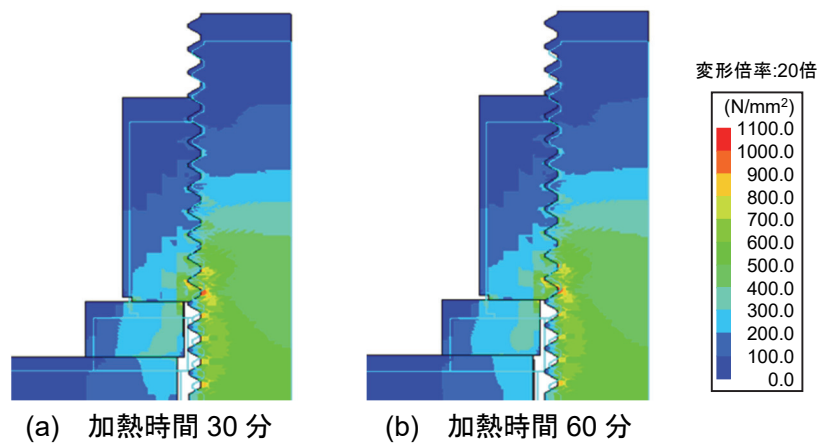


図-3.25 ヒーター加熱による加熱直後のねじ嵌合部変形状況とミーゼス相当応力分布

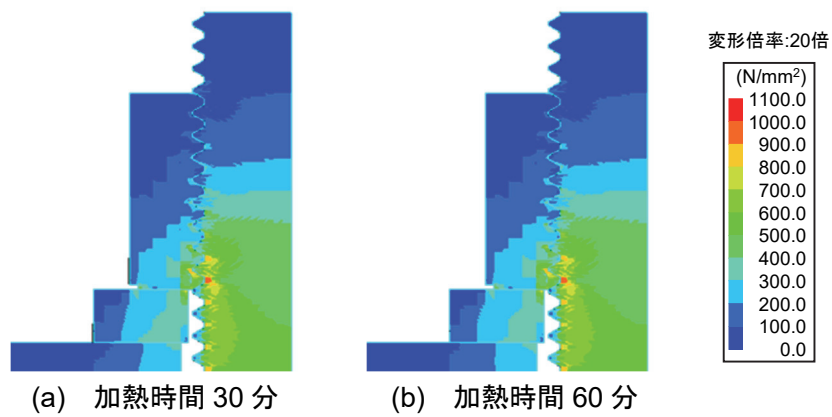
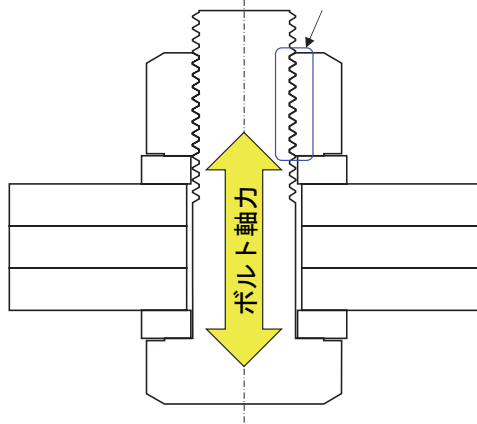


図-3.26 ヒーター加熱による冷却後のねじ嵌合部変形状況とミーゼス相当応力分布

① 加熱前

部材温度は常温で均一
所定のボルト軸力が
導入されている状態

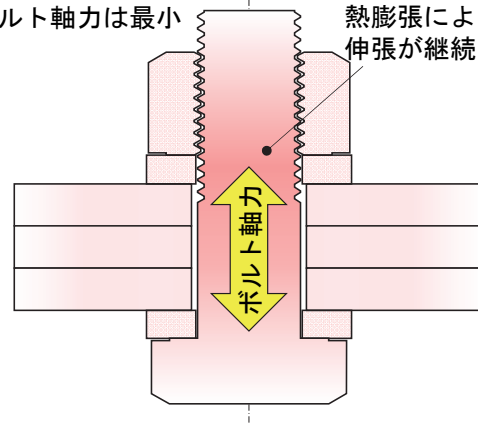
ボルト軸のおねじと
ナットのめねじは
ずれのない嵌合



④ 冷却後期

継手全体への熱伝導や
大気中への放熱により
部材温度は大きく低下
ボルト軸力は最小

ボルト孔内の
ボルト軸は
温度低下が遅れ
熱膨張による
伸張が継続

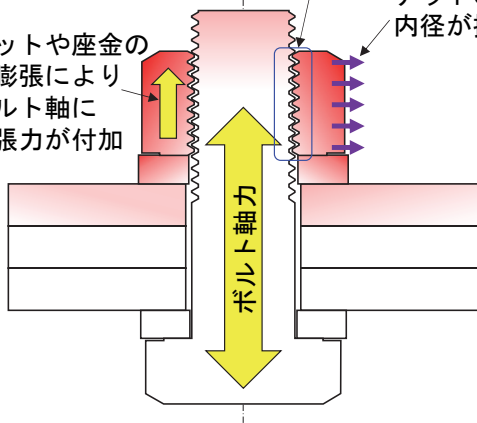


② 加熱時

ナットと座金の
温度が上昇
ボルト軸力は最大

ねじ嵌合部にずれが発生
熱膨張で
ナットの内径が拡大

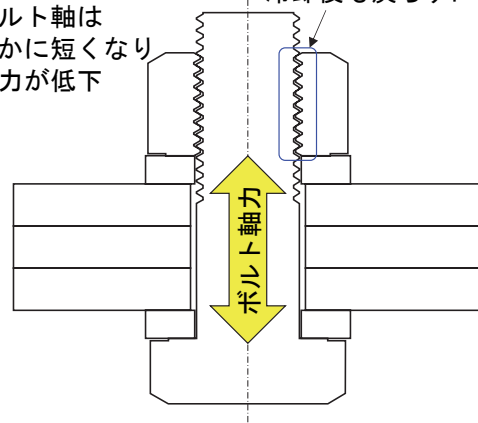
ナットや座金の
熱膨張により
ボルト軸に
引張力が付加



⑤ 冷却後

部材温度は常温で均一
加熱前と比べ
ねじ嵌合部のずれで
ボルト軸は
僅かに短くなり
軸力が低下

ねじ嵌合部のずれは
冷却後も戻らずに残存



③ 冷却前期

ナットや座金の熱が
ボルト軸や連結板に伝達され
ボルト軸の温度が上昇

ナットや座金の
温度が下がり
ボルト軸に
付加される
引張力が減少

ボルト軸は
熱膨張で伸張

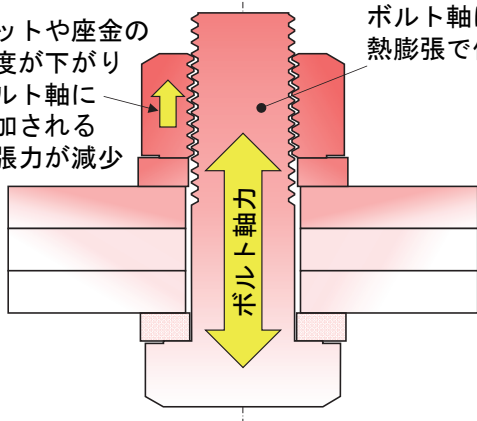


図-3.27 加熱によるボルト軸力の変動機構

3.3 結言

本章では、加熱により高力ボルトの軸力が変動する機構を解明するため、有限要素法による熱弾塑性解析を行い高力ボルト継手の加熱実験をシミュレーションした。得られた知見を以下に示す。

- (1) 誘導加熱，セラミックヒーターそれぞれの特徴を考慮した入熱モデルを構築し，実験で得られた温度履歴およびボルト軸力変化の挙動を精度良く再現することができた。
- (2) 誘導加熱を想定した加熱時間 3 秒のケースでは，加熱終了直後のナットや座金と，ナット内側のボルト軸の温度差が大きかった。加熱時間 15 秒のケースではナットや座金とボルト軸の温度差は小さくなり，加熱時間 30 秒のケースではこれらは同程度の温度となった。
- (3) 誘導加熱を想定したケースでは，加熱前および冷却後のボルト軸力は加熱前の値に戻らず，加熱時間 3 秒，15 秒，30 秒の順にそれぞれ 18.6 kN，11.5 kN，7.5 kN 低下し，軸力低下率で表すとそれぞれ 9.2 %，5.7 %，3.7 %程度であった。ヒーターを想定した加熱の場合も同様であり，加熱時間 30 分と 60 分のケースでは，ボルト軸力はそれぞれ 1.5 kN，1.1 kN 低下し，軸力低下率で表すとそれぞれ 0.7 %，0.5 %程度であった。すなわち，加熱時間が短いほどボルト軸力の低下は大きくなった。
- (4) 加熱による高力ボルト軸力の低下は，加熱時のねじ嵌合部の開きが主な要因となっていることを示した。加熱時のナット温度と比較してボルト軸の温度が低いほど，ナットの熱膨張によるナット内径の膨らみでナットのめねじとボルト軸のおねじがずれ，冷却後も嵌合部のずれが残留するため，加熱前と比べてボルト軸が短くなり，ボルト軸力を低下させるものと推察される。加熱時間が短いほど，加熱時のナットとボルト軸の温度差は大きく，加熱時のねじ嵌合部の開きと冷却後に残留するずれも大きくなるため，ボルト軸力の低下が大きくなると考えられる。

参考文献

- [3.1] 古村福次郎, 安部武雄, 岡部猛, 金和中: : 火災温度域を考慮した鋼材の単軸応力-ひずみ関係式とその鋼構造骨組熱変形解析への適用, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 363 号, pp.110-117, 1986.5
- [3.2] 鈴木弘之: 火災時における鋼骨組の崩壊温度, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 477 号, pp.531-539, 1995.11
- [3.3] 中川弘文, 鈴木弘之: 鋼梁の崩壊温度, 鋼構造論文集, 第 6 巻第 22 号, pp.57-65, 1999.6
- [3.4] 小久保勲, 田中淳夫, 古村福次郎: 高温における高力ボルト材の力学的特性, 日本建築学会構造系論文報告集, 第 309 号, pp.21-28, 1981.11
- [3.5] DIANA FEA BV : DIANA Finite Element Analysis DIANA Documentation Release 10.5, 53.6 Coulomb Friction, 2022.1
- [3.6] 上岡悟史, 木島秀夫, 中田直樹: 工具と素材間の熱間接触熱伝達特性, JFE 技報, No.42, pp.28-33, 2018.8
- [3.7] 高橋則雄: 磁気工学の有限要素法, 朝倉電気電子工学大系 3, 朝倉書店, 2013.4
- [3.8] フォトン: 解析あれこれ その 5.磁場解析入門講座「第 4 回 解析領域と対称性」, <https://www.photon-cae.co.jp/technicalinfo-list/technicalinfo/481/> (2023 年 12 月 1 日閲覧)

第 4 章 加熱されたボルト継手のすべり耐力評価

4.1 緒言

第 2 章では、高力ボルト継手に加熱による塗膜剥離を適用した場合、高力ボルトの軸力が低下することを示した。また、加熱条件（熱源、加熱時間等）によって、軸力の低下量が異なることを明らかにした。第 3 章では、熱弾塑性解析によるシミュレーションを行い、加熱に伴うボルト軸力の低下機構を明確にした。

高力ボルト摩擦接合継手の設計では、高力ボルトの設計軸力に摩擦接合面のすべり係数を乗じて耐力を算出する方法が採られており、単純には加熱により低下した軸力に比例してすべり耐力が低下することになる。しかし、すべり耐力にはボルト軸力のほかに、表面粗さや塗膜などの摩擦接合面の状態が影響を及ぼす^[4.1]ため、加熱条件の違いによる高力ボルト軸力の低下とすべり耐力の関係性については不明な点が多い。本章では、IH による加熱およびセラミックヒーターによる加熱について、加熱時間の異なる高力ボルト継手の引張実験を実施し、加熱条件がすべり耐力に及ぼす影響を評価する。

4.2 ボルト継手供試体の加熱

ここでは、引張実験に用いる実験供試体の諸元と加熱方法、およびボルト軸力の測定について述べる。

4.2.1 実験供試体

ここで用いる高力ボルト継手供試体の形状を図-4.1 に示す。供試体の形状は、高力ボルト片側 2 本の両面摩擦接合継手とした。母材の降伏がすべり現象より先に生じると、ポアソン効果により板厚が薄くなる影響を受けてすべり耐力が低下する。よって、母材と連結板の材質は、母材の降伏が先行しないように、すべり係数を 0.4 と仮定した場合に、式(4.1)に示すすべり耐力が鋼材降伏耐力の 0.65 以下となるように SM490YB とした。高力ボルトは M22×85 (F10T) を用いた。使用した鋼板と高力ボルトの諸元を表-4.1 および表-4.2 に示す。

$$0.65 \geq \frac{P_s}{P_y} = \frac{\mu \times m \times n \times N_d}{A_n \times \sigma_y} \quad (4.1)$$

ここに、 P_s ：すべり耐力

P_y ：母材の降伏耐力

μ ：すべり係数 0.4

m ：摩擦面数 2 面

n ：ボルト本数 2 本

N_d ：設計ボルト軸力 205 kN/本

A_n ：母材の純断面積

(幅 100 mm－孔径 24.5 mm) × 板厚 22 mm = 1661 mm²

σ_y ：母材の降伏強度の基準値 355 kN/mm²

単位：mm

鋼板材質：SM490YB

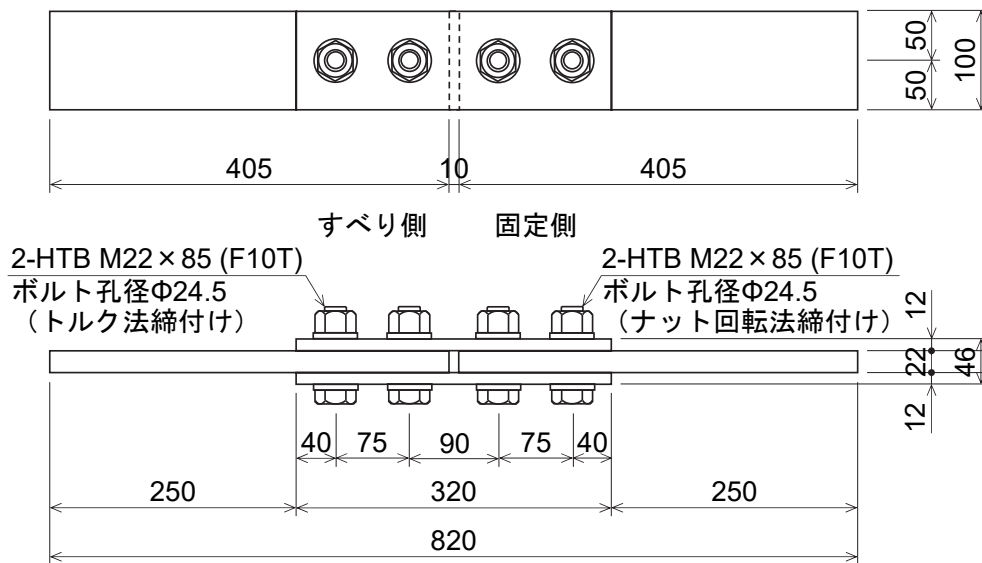


図-4.1 引張実験供試体

表-4.1 引張実験供試体に使用した鋼板の諸元

材片	素材形状	降伏点 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	化学成分 (質量%)					
					C	Si	Mn	P	S	Nb
母材	PL22×2100×6096	377	540	26	0.14	0.25	1.31	0.016	0.003	0.013
連結板	PL12×1524×6096	475	572	21	0.16	0.22	1.22	0.019	0.005	0.02

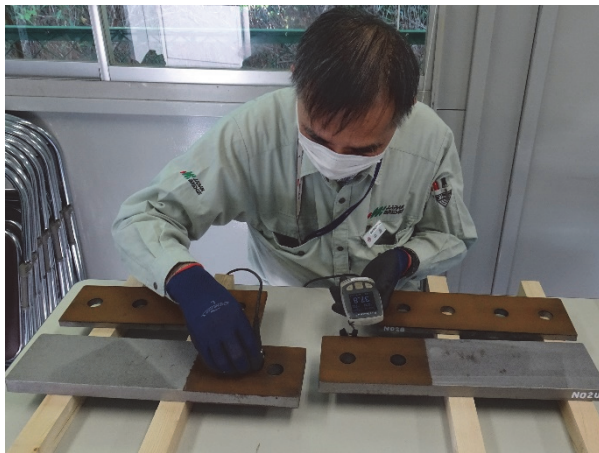
表-4.2 引張実験供試体に使用した摩擦接合用高力六角ボルトの諸元

ボルト形状	耐力 (N/mm ²)	引張強さ (N/mm ²)	伸び (%)	絞り (%)	引張荷重 (kN)	硬さ HRC
HTB M22×85	1039	1082	20	68	326	33

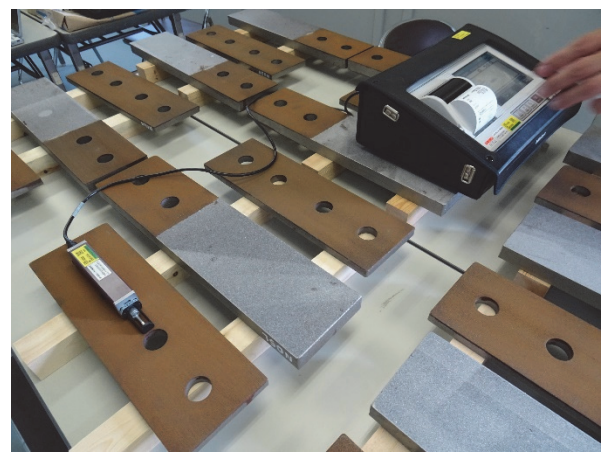
母材と連結板の摩擦接合面は、ブラスト処理後にさび促進剤を塗布して赤さびを生じさせた後、ワイヤブラシを用いて表面の浮きさびを除去した。摩擦接合面の状態を図-4.2に示す。また、図-4.3および図-4.4に示すように、電磁膜厚計で測定したさび厚は概ね30～45 μm、表面粗さ計で測定した表面粗さは十点平均粗さR_ZJISで35～50 μmであり、すべり係数として0.6程度を有していた[4.2, 4.3]。



図-4.2 引張実験供試体の摩擦接合面

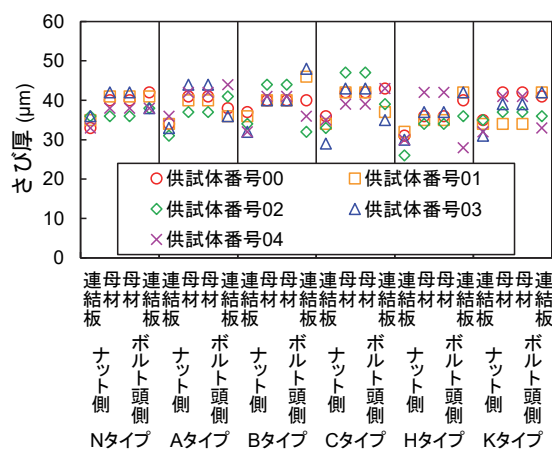


(a) さび厚

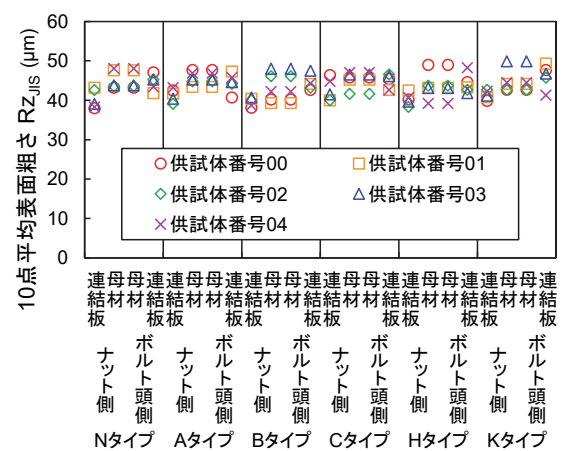


(b) 表面粗さ

図-4.3 引張実験供試体の摩擦接合面の測定状況



(a) さび厚



(b) 表面粗さ

図-4.4 引張実験供試体の摩擦接合面の測定結果

すべり側の高力ボルトは図-4.5 に示すように、トルク法で締付けを実施し、予備締め（導入軸力の 60%程度）を行った後にマーキングを施して、トルクレンチで導入軸力に締付けた。設計ボルト軸力を 205 kN として、締付けボルト軸力は 10%増しの 226 kN とした。導入軸力は直接測定せず、締付けに先立ち実施するキャリブレーションにより算定したボルト締付けトルク値 $661 \text{ kN} \cdot \text{m} \pm 5 \%$ で管理した。

固定側の高力ボルトは図-4.6 に示すように、ナット回転法で締付けを実施し、一次締め（ $150 \text{ N} \cdot \text{m}$ 程度）を行った後にマーキングを施して、回転角制御型の電動レンチで 120° 回転させて締付けた。締付け時の軸力は 290 kN 程度であり、引張実験では締付け軸力の小さいすべり側の摩擦接合面がすべることになる。

供試体の数は、加熱なしを含めて加熱条件を 6 種類とし、それぞれ、引張実験用が 3 体ずつ、加熱後の軸力確認用が 1 体ずつの合計 24 体を製作した。



(a) 予備締め（予備締め専用電動レンチ）



(b) 本締め（トルクレンチ）

図-4.5 すべり側の高力ボルトの締付け状況



(a) 一次締め（一次締め専用電動レンチ）



(b) 本締め（回転角制御型電動レンチ）

図-4.6 固定側の高力ボルトの締付け状況

4.2.2 加熱方法

引張実験供試体の加熱は、鋼材表面を発熱させる加熱方法、および防食塗膜表面からの加熱を想定した加熱方法の2通りとした。すべり側の高力ボルトのナット側のみを加熱し、固定側の高力ボルトは加熱しなかった。目標とする加熱温度は、加熱を行うボルトのボルト軸先端で200℃とした。なお、リラクセーションやクリープによるボルト軸力の変動を考慮して、高力ボルトの締め付けから加熱までは、2週間以上の期間を確保した^[4.4, 4.5]。

鋼材表面を発熱させる熱源には、高周波誘導加熱（IH）を用いた。加熱状況を図-4.7に示す。M22高力ボルト専用のリング状誘導加熱ヘッドを使用し、初めにボルト1（連結板の外側ボルト）を加熱し、続いてボルト2（連結板の内側ボルト）を加熱した。ボルト1の加熱終了からボルト2の加熱開始までに要する時間は5秒程度であった。ボルト1本あたりの加熱時間は、高出力で短時間に急速な加熱を行う条件として2秒、低出力で比較的時間をかけて加熱する条件として30秒、両者の中間的な条件として15秒の3種類とした。

防食塗膜表面からの加熱を想定した熱源には、環状セラミックヒーターを用いた。加熱状況を図-4.8に示す。ボルト1およびボルト2にヒーターを設置して、2本のボルトを同時に加熱するが、IHを用いる場合に比べて長時間の加熱が必要となり、加熱時は漏熱を防止するために供試体全体を断熱材で覆った。加熱時間は、ヒーターの許容する最大電流を流して加熱する条件として30分と、電流量を70%程度に抑えて長時間加熱する条件として60分の2種類とした。

以上の2通りの加熱方法に、加熱をしない基本となる供試体である加熱なしを加えて整理した、全ての供試体の加熱条件と数量を表-4.3に示す。

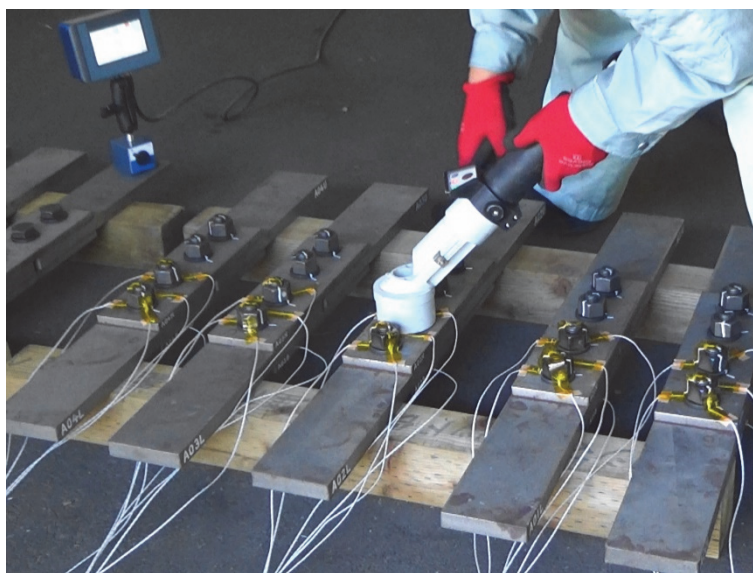


図-4.7 高周波誘導加熱による加熱状況

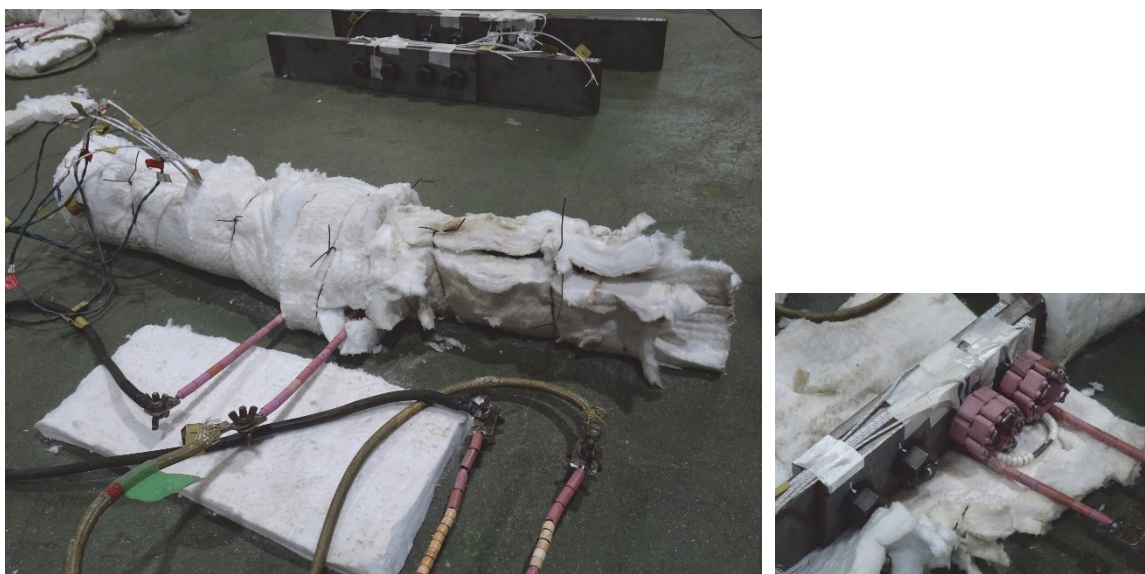


図-4.8 セラミックヒーターによる加熱状況

表-4.3 引張実験供試体の加熱方法と供試体数

供試体名称	熱源	加熱条件		供試体数	
		出力	加熱時間	軸力確認用	引張実験用
加熱なし	なし	—	—	1 体	3 体
加熱時間 2 秒	高周波誘導加熱	32.0 kW	2 秒	1 体	3 体
加熱時間 15 秒	高周波誘導加熱	4.0 kW	15 秒	1 体	3 体
加熱時間 30 秒	高周波誘導加熱	2.1 kW	30 秒	1 体	3 体
加熱時間 30 分	セラミックヒーター	35-70 A	30 分	1 体	3 体
加熱時間 60 分	セラミックヒーター	25-50 A	60 分	1 体	3 体
				合計 24 体	

4.2.3 ボルト軸力の測定

ボルト軸力とボルト頭のひずみには相関関係のあることが知られており，文献[4.6, 4.7]にはボルト頭のひずみからボルト軸力を推定する方法が提示されている。この方法は，図-4.9 に示すように，ボルト頭に2軸ひずみゲージを貼付し，ボルト軸力によるボルト頭のひずみの変化を測定する。各加熱条件より加熱した供試体は，図-4.10 に示すように，すべり側の高力ボルト2本のボルト頭に2軸ひずみゲージを貼り付け，軸力が導入されている状態でひずみの初期値を測定する。この状態では，ボルトに導入された軸力により，ボルト頭に凹となる曲げ変形が生じており，ひずみゲージ貼付部は圧縮ひずみの状態となっている。ボルトを緩めて軸力を抜くと，ボルト頭の形状は元に戻り，ひずみゲージ貼付部の圧縮ひずみは解放される。この時，ひずみゲージでは引張ひずみが測定され，このひずみ値を解放ひずみと称する。また，供試体と同ロットの高力ボルト5本のボルト頭に同様に2軸ひずみゲージを貼り付け，図-4.11 に示す油圧式軸力計を用いたキャリブレーションにより，図-4.12 に示すボルト軸力とひずみ出力の関係を求めた。求めた校正值を解放ひずみに乗じて解放時のボルト軸力を推定した。加熱条件ごとに整理した解放時の推定軸力を図-4.13 に示す。

引張実験を実施しない軸力確認用供試体の解放時の推定ボルト軸力を表-4.4 に示す。この推定ボルト軸力は，加熱後にボルトに残存している軸力であると考えることができる。第2章で実施した加熱実験の結果と同じように，加熱時間の短い2秒の場合の推定ボルト軸力が小さく，加熱時間30分と60分の場合は加熱なしの場合と同程度となっていた。加熱時間30秒の場合の推定ボルト軸力が加熱なしの場合と比べて大きくなっているのは，供試体製作時のボルト締付けトルク値が690 kN・mであり，管理値661 kN・mに対して4.3%大きかったことに起因していると考えられる。

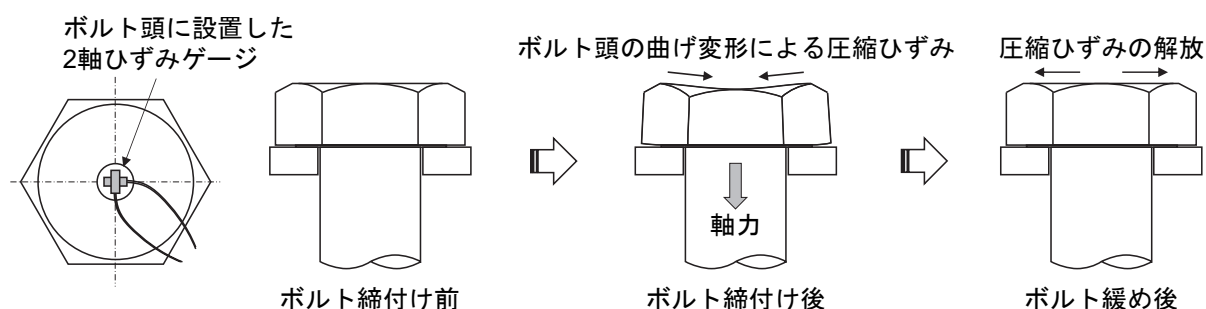
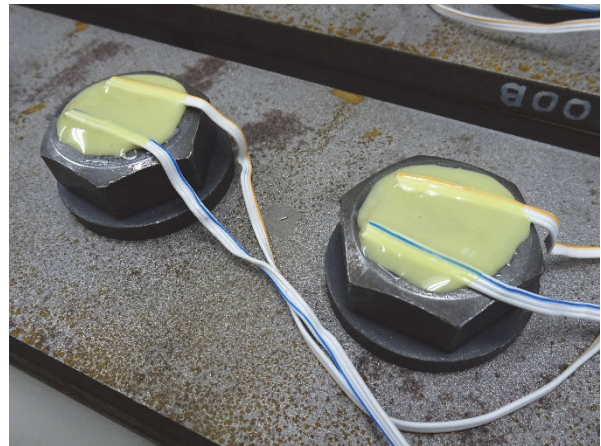


図-4.9 ボルト頭のひずみとボルト軸力の関係



(a) 2軸ひずみゲージの貼付状況



(b) ひずみゲージ養生後のボルト頭

図-4.10 ボルト頭に設置したひずみゲージ



(a) 油圧式軸力計とキャリブレーションの状況



(b) キャリブレーションに使用した高力ボルト

図-4.11 ボルト軸力とひずみ出力のキャリブレーション

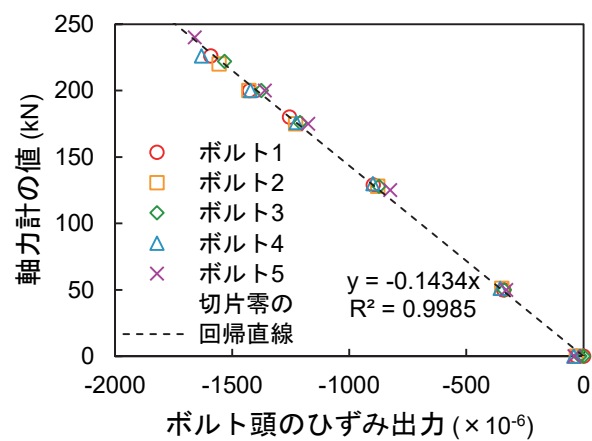


図-4.12 ボルト軸力とひずみ出力の関係

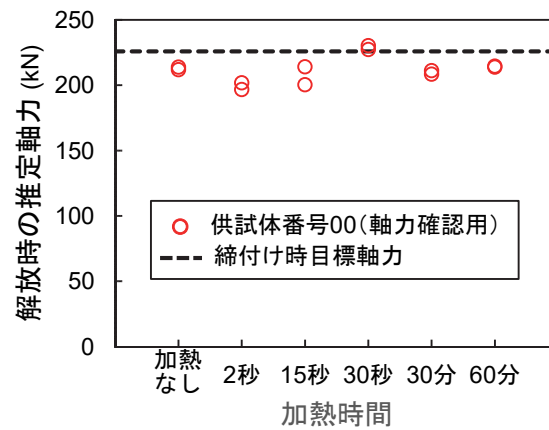


図-4.13 解放時の推定ボルト軸力

表-4.4 推定ボルト軸力

熱源		なし	高周波誘導加熱 (IH)			セラミックヒーター	
加熱時間		加熱なし	2 秒	15 秒	30 秒	30 分	60 分
出力		—	32.0 kW	4.0 kW	2.1 kW	35-70 A	25-50 A
推定軸力 (kN)	ボルト 1	211.9	196.7	214.1	227.3	211.1	214.4
	ボルト 2	213.8	201.8	200.3	230.2	208.5	213.7
	平均値	212.8	199.2	207.2	228.8	209.8	214.0

4.3 すべり耐力評価のための引張実験

ここでは、加熱条件の違いによるすべり耐力の変化を検証するために実施した、引張実験の方法と結果について述べる。

4.3.1 実験方法

引張実験には、アムスラー型万能試験機（2000 kN）を使用した。引張荷重の載荷は、概ね 1 kN/秒となるように手動で載荷速度を調整した。また、実験供試体の母材と連結板の相対変位を測定するため、図-4.14 に示すようにクリップ型変位計を供試体左右の継手中央と外側ボルト位置の 2 箇所 に計 4 台設置した。試験機の荷重値、すべり側高力ボルト頭のひずみ値、および母材と連結板の相対変位は、静的データロガーを用いて 3 秒間隔で記録した。

高力ボルト継手の引張実験では、図-4.15 に示す 2 通りの挙動を想定した。すなわち、引張実験実施時のすべり耐力（すべり側の摩擦接合面がすべった引張荷重）は、すべり音が生じて引張荷重が減少する等の摩擦接合面がすべったことが明確な場合と、すべり音が発生せずに引張荷重の大きな変化がみられない場合である。すべりの発生が明確な場合は、その時点の引張荷重をすべり耐力とした。すべりの発生が不明確な場合は、クリップ型変位計による相対変位が 0.2 mm に達した時点ですべり発生として、その時の引張荷重をすべり耐力とした^[4.8]。

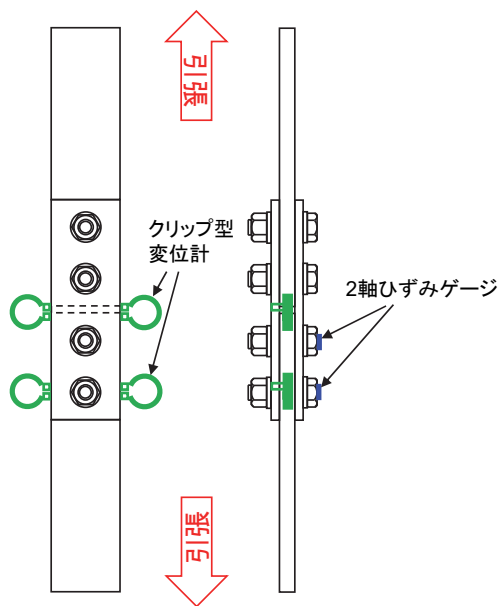


図-4.14 クリップ型変位計の配置と引張実験状況

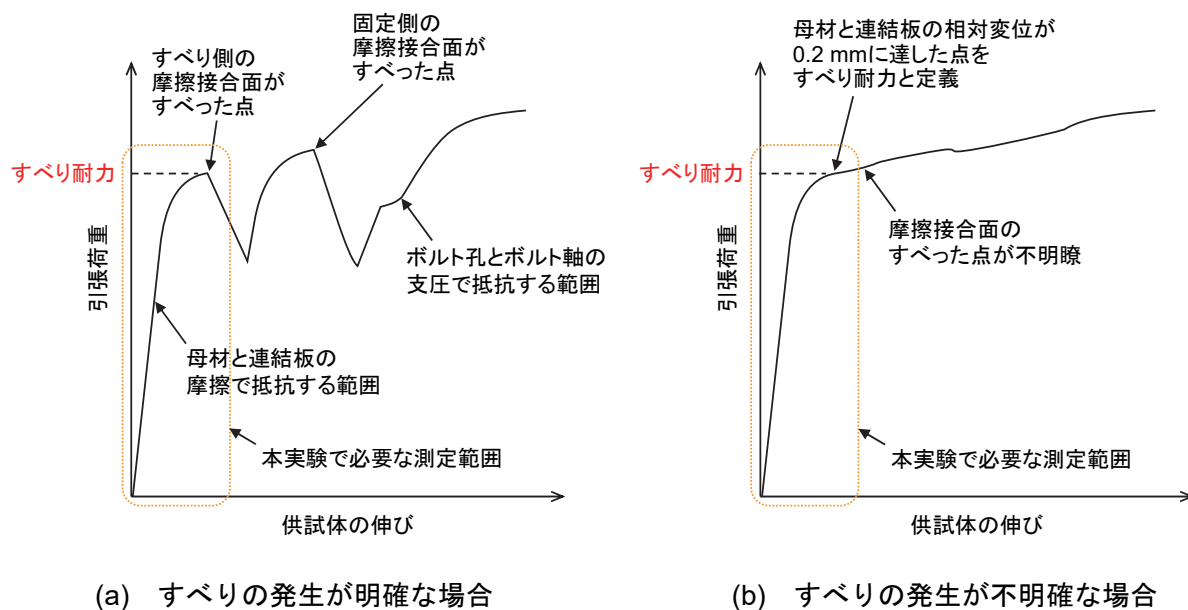


図-4.15 高力ボルト摩擦接合継手の引張実験で想定される挙動

本実験に必要な引張荷重範囲は、高力ボルト摩擦接合継手の接合面にすべりが発生するまでであることから、引張実験は摩擦接合面のすべりが確認された段階で終了し、破断までの荷重は載荷しなかった。引張実験実施後の実験供試体は、高力ボルトを緩めてボルト頭の解放ひずみを測定し、高力ボルトに残存している軸力を推定した。

4.3.2 実験結果

引張実験で得られた代表的な連結板中央のすべり変位と引張荷重の関係を図-4.17に示す。いずれの供試体も、引張荷重の増加とともに連結板中央のすべり変位が徐々に増加したが、引張荷重が500 kNを超えたあたりからすべり変位が急激に増加し、大きなすべり音が発生して母材と連結板のすべりが生じた。すべりが生じた時の連結板中央のすべり変位は、ほとんどの供試体が0.2 mm以下であり、その時点での最大引張荷重をすべり耐力とした。一部の供試体はすべり変位が0.22 mmまで増加したが、引張荷重はすべり変位0.2 mmの時点と大差なく、すべり変位0.2 mmにおける引張荷重をすべり耐力とした。

全ての供試体のすべり耐力の一覧を表-4.5に、加熱条件ごとに整理したすべり耐力を図-4.15に示す。加熱なしタイプのすべり耐力は3つの供試体の平均で671.5 kNとなった。この値を引張実験で使用した高力ボルト摩擦接合継手の標準値と考える。締付け軸力226 kNより算出したすべり係数は0.74であり、一般的な鋼橋の摩擦接合継手におけるすべり係数は0.45程度とされていることから、本実験のすべり耐力は大きな値となっている。そこで、設計軸力205 kNと設計上のすべり係数0.4から求められる設計上のすべり耐力328 kNに、本実験のすべり係数0.74と一般的な鋼橋のすべり係数0.45との比1.64を乗じた538 kNを設計上のすべり耐力の下限値と仮定した。

高周波誘導加熱（IH）を用いて加熱した場合は、加熱時間2秒の場合のすべり耐力の平均値は619.1 kN、15秒の場合は641.6 kN、30秒の場合は651.1 kNとなった。加熱なしの場合と比較して、

加熱時間 2 秒の場合が 7.8 %，15 秒の場合が 4.5 %，30 秒の場合が 3.0 %の低下となった。加熱時間が短くなるほどすべり耐力が低下しており，この傾向は高力ボルト軸力の低下率と一致している。また，すべり耐力の低下が最も大きかった加熱時間 2 秒の場合においても，設計上のすべり耐力の下限値に対して 15 %程度の余裕があった。

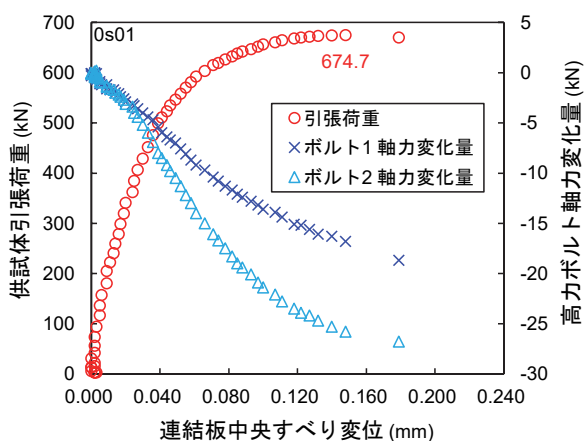
セラミックヒーターを用いた加熱時間 30 分の場合はすべり耐力の平均値が 668.5 kN であり，加熱なしの場合と比較して 0.4 %程度の低下であった。すなわち，加熱時間 30 分の場合においては，すべり耐力に低下は生じていないか，極めて小さいと考えることができる。加熱時間 60 分の場合は平均値が 664.1 kN であり，加熱なしの場合と比較して 1.1 %程度の低下がみられた。加熱時間が長く，供試体内部の温度差がより小さな加熱時間 60 分の方が，30 分の場合よりもすべり耐力が低下している要因に関しては，部材全体への熱伝導や空気中への漏熱により，ボルト部に加えた総熱量が多くなったことが影響している可能性がある。

解放時の推定ボルト軸力に引張実験時の高力ボルトの軸力変化量を加算することにより，図-4.18 に示す引張実験前のボルト軸力を推定した。供試体ごとに平均した推定ボルト軸力とすべり耐力との関係を図-4.19 に示す。推定軸力が同じ加熱条件の供試体と比較して 20 %以上小さくなった加熱なしの供試体番号 01 を除いて，切片が零の回帰直線を求めると，相関係数は 0.457 となった。この相関係数から考えると，加熱による塗膜剥離を高力ボルト継手に適用した場合において，すべり耐力とボルト軸力に相関が得られないことになるが，実際のすべり耐力とボルト軸力は概ね比例関係にあると考えられる。相関係数が小さくなっている理由は，相関係数を求めるために用いたデータが推定軸力 186.4～224.2 kN の限られた範囲のみで，推定軸力の小さな範囲が含まれていないためである。なお，加熱なしの供試体番号 01 の推定軸力が小さい原因に関しては，ボルト締付後のひずみの変動が他の供試体と比べて 10 倍程度生じており，ひずみゲージの接着が不完全であった可能性がある。

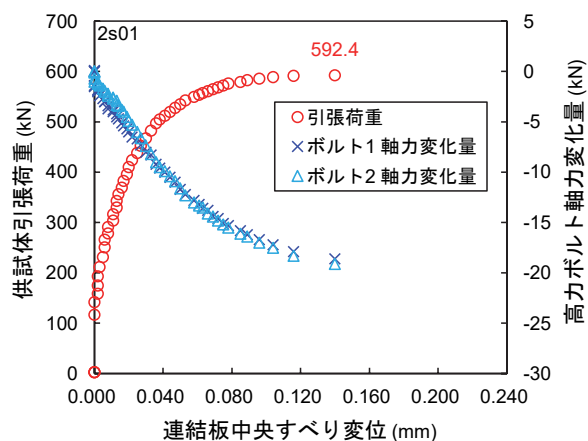
本引張実験で得られたすべり耐力を締付け軸力 226 kN，片側ボルト本数 2 本，摩擦接合面 2 面で除したすべり係数は，加熱なしの場合が 0.74，すべり耐力が最も小さかった加熱時間 2 秒の場合が 0.68 となった。この値は供試体製作時に想定したすべり係数 0.6 と比較して若干大きい，摩擦接合面の状態が良く大きな摩擦力が得られたためであり，引張実験の結果に問題は無いと考えられる。

表-4.5 供試体ごとのすべり耐力

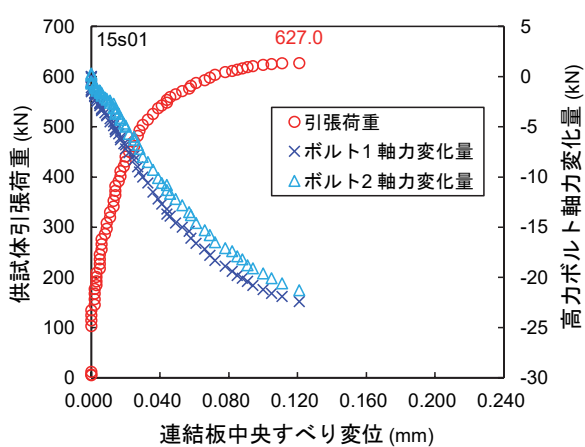
熱源		なし	高周波誘導加熱 (IH)			セラミックヒーター	
加熱時間		加熱なし	2 秒	15 秒	30 秒	30 分	60 分
出力		—	32.0 kW	4.0 kW	2.1 kW	35-70 A	25-50 A
すべり耐力 (kN)	01	674.7	592.0	627.0	634.9	676.3	664.1
	02	670.0	656.7	640.6	665.6	664.1	671.4
	03	669.8	608.2	657.2	652.8	665.1	656.7
	平均値	671.5	619.1	641.6	651.1	668.5	664.1



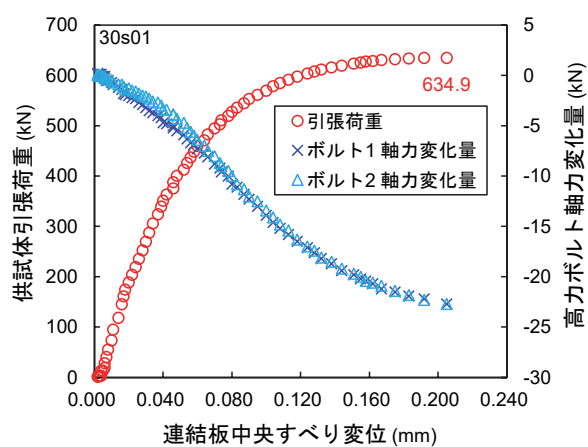
(a) 加熱なし 供試体番号 01



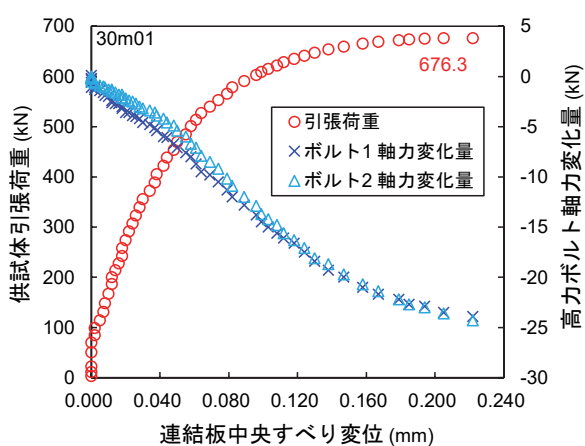
(b) 加熱時間 2 秒 供試体番号 01



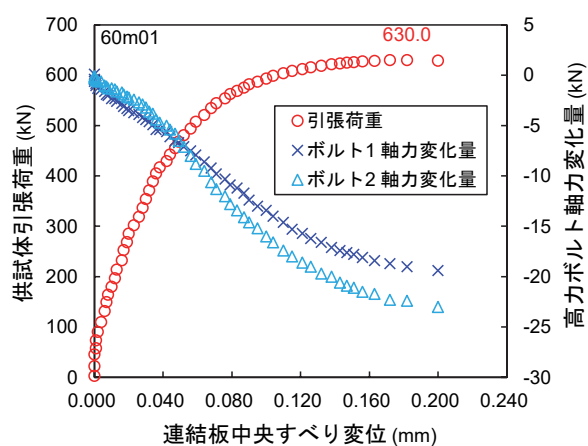
(c) 加熱時間 15 秒 供試体番号 01



(d) 加熱時間 30 秒 供試体番号 01



(e) 加熱時間 30 分 供試体番号 01



(f) 加熱時間 60 分 供試体番号 01

図-4.16 引張実験の連結板中央のすべり変位と引張荷重の関係例

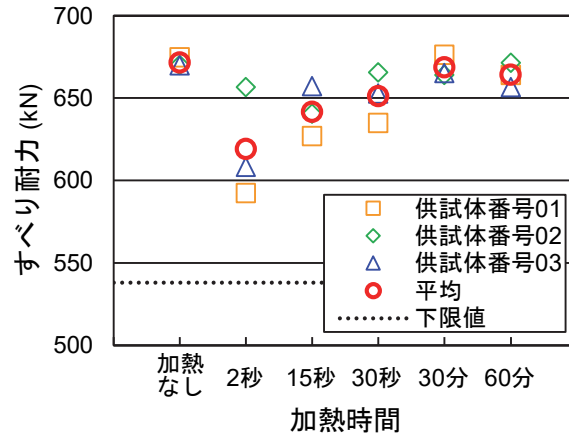


図-4.17 供試体ごとのすべり耐力

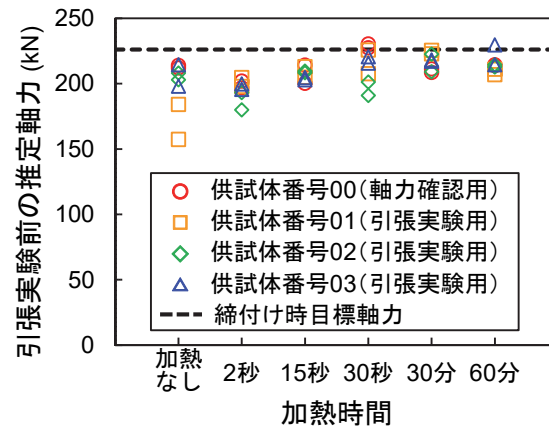
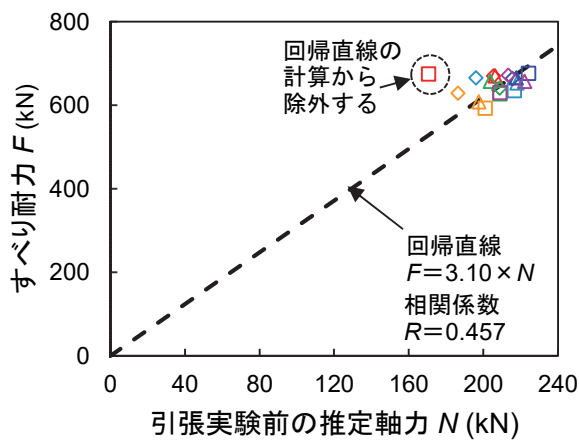


図-4.18 供試体ごとの引張実験前の推定ボルト軸力



供試体 番号	凡例					
	熱源なし 加熱なし	高周波誘導加熱			セラミックヒーター	
01	□	2秒	15秒	30秒	30分	60分
02	◇	2秒	15秒	30秒	30分	60分
03	△	2秒	15秒	30秒	30分	60分

図-4.19 供試体ごとの推定ボルト軸力とすべり耐力の関係

4.4 結言

本章では、加熱による塗膜剥離を適用した場合を想定した高力ボルト継手の引張実験を実施し、熱源に高周波誘導加熱（IH）とセラミックヒーターを使用して、加熱条件がすべり耐力に及ぼす影響を評価した。得られた結果を以下に示す。

- (1) 高周波誘導加熱（IH）を用いてボルト軸先端の温度を 200℃程度まで加熱する条件として、加熱時間を 2 秒とした継手のすべり耐力の平均値は約 619.1 kN であった。また、加熱時間を 15 秒および 30 秒とした継手のすべり耐力の平均値はそれぞれ約 641.6 kN と約 651.1 kN であった。加熱していない継手のすべり耐力の平均値 671.5 kN を基準とした場合、すべり耐力の低下率は加熱時間 2 秒で 7.8 %程度、加熱時間 15 秒で 4.5 %程度、加熱時間 30 秒で 3.0 %程度となった。
- (2) セラミックヒーターを用いてボルト軸先端の温度を 200℃程度まで加熱する条件として、加熱時間を 30 分とした継手のすべり耐力の平均値は約 668.5 kN であった。これは、加熱していない継手のすべり耐力の平均値 671.5 kN と比較して 0.4 %程度の低下であり、すべり耐力の低下は極めて小さかった。加熱時間を 60 分とした継手のすべり耐力の平均値は約 664.1 kN であり、加熱していない継手のすべり耐力と比較して 1.1 %程度の低下となった。明瞭な差ではないが、加熱時間の長い方がすべり耐力の低下が大きかった要因として、長時間の加熱による部材全体への熱伝導や空気中への漏熱により、ボルト部に加えた総熱量が多くなったことが影響していると考えられる。
- (3) IH を用いた場合、加熱条件の違いによるすべり耐力の低下が明瞭であり、加熱時間が短くなるほどすべり耐力が低下した。セラミックヒーターの場合も含めて、この傾向は高力ボルト軸力の低下率と一致していた。よって、すべり耐力の低下は軸力低下が主要因であり、加熱による摩擦接合面の状況変化の影響は小さいと推察される。なお、引張実験前の推定ボルト軸力とすべり耐力から相関係数を求めた場合、すべり耐力と推定ボルト軸力に明確な相関は見られなかったが、これは用いたデータが推定ボルト軸力 200 kN 付近の限られた範囲のみであることが原因と考えられる。
- (4) 本実験の範囲では、セラミックヒーターを用いてボルト先端部の温度を 200℃まで 30 分で加熱する条件が、すべり耐力の低下を最も少なく抑えられる可能性が示された。

参考文献

- [4.1] 安部武雄, 古村福次郎, 金和中: ジンクリッチペイント塗装摩擦面を有する高力ボルト接合部のすべり耐力に及ぼす高温熱影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 530 号, pp.199-206, 2000.4
- [4.2] 森猛, 南邦明, 井口進, 山口隆司: 接合面処理方法と品質を考慮した高力ボルト摩擦接合継手すべり係数の提案, 土木学会論文集 A1, Vol.64, No.1, pp.48-59, 2008.1
- [4.3] 森猛, 田坂康介, 一宮充, 小笠原照夫: 鋼材の表面粗さパラメータと高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数, 土木学会論文集 A1, Vol.67, No.2, pp.446-453, 2011.8
- [4.4] 森猛, 南邦明: 赤錆面を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力試験, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.1305-1316, 2007.3
- [4.5] 堀井いずみ, 藤原眞幸, 小西日出幸, 亀崎誠志, 豊田雄介, 山口隆司: 拡大孔・長孔を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力低減に関する解析的検討, 構造工学論文集, Vol.68A, pp.374-384, 2022.3
- [4.6] 土木学会鋼構造委員会: 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), 土木学会, 2006. 12
- [4.7] 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, Vol. 59A, pp.725-735, 2013. 3
- [4.8] 南邦明: 高力ボルト摩擦接合継手のリラクセーション試験における実験期間の考察, 構造工学論文集, Vol.68A, pp.351-360, 2022.3

第 5 章 ボルト継手に対する加熱による塗膜剥離方法の提案

5.1 緒言

塗装を施した高力ボルト継手に加熱による塗膜剥離を適用する場合について、第 2 章では小型供試体を用いた加熱実験を実施して塗膜剥離性の検討を行い、鋼道路橋で一般的に使われている A 塗装系と C 塗装系では、目標加熱温度 200℃で良好な塗膜剥離性が得られた。また、加熱条件の違いによるボルト軸力の低下傾向を把握した。第 3 章では解析によりボルト軸力が低下する機構を明らかにし、第 4 章では引張実験により加熱条件とすべり耐力の関係を評価した。しかし、これらの検討で対象とした小型供試体のボルト本数は 4～8 本であり、鋼橋等の実構造物の高力ボルト継手と比べてボルト本数が少なく、数十から百本程度のボルト本数が一般的であるような、実構造物の高力ボルト継手に対する具体的な施工手順の検討には至っていない。

本章では、実構造物の高力ボルト継手に加熱による塗膜剥離を適用する場合を想定し、数十本程度のボルト本数を有する多行多列ボルト継手供試体を使用した塗膜剥離実験を実施して、作業効率や安全性を考慮した施工手順を提案する。熱源としては、第 2 章の加熱実験および第 4 章の引張実験で用いた IH とセラミックヒーターの 2 種類が考えられるが、IH の場合はボルト 1 本あたり数十秒で目標加熱温度 200℃の加熱が行えたのに対し、セラミックヒーターの場合は 4～8 本のボルト群を同時に加熱するのに 30 分程度の時間を要した。また、加熱後の手工具による塗膜剥離に要する時間は、いずれの場合もボルト 1 本あたり 1 分程度であった。これらから、セラミックヒーターの場合は、IH と比べて加熱に時間を要して全体の作業時間が長くなること、加熱作業と同時に塗膜剥離作業を実施する時間が多く作業中の火傷の危険性が高くなることが考えられる。このため、多行多列ボルト継手供試体を使用した塗膜剥離実験の加熱条件としては、セラミックヒーターを用いてボルト先端部の温度を 200℃まで 30 分で加熱する条件を用いる。

5.2 多行多列ボルト継手の塗膜剥離実験

多行多列ボルト継手としては、ボルト本数が数十～百程度の規模である、一般的な鋼 I 桁橋における主桁腹板の高力ボルト継手を想定する。加熱作業や塗膜剥離作業の効率や安全性には、作業姿勢の影響も関係すると考えられることから、本実験においては主桁腹板の継手を再現するために、供試体の形状や設置方法を可能な限り実構造物に合わせることにした。

主桁腹板のようにボルト本数が多い高力ボルト継手においては、ボルト継手全体を一度に加熱した場合、継手部の熱膨張により継手を含む部材に設計で想定されていない過剰な圧縮力が作用して、腹板やフランジに有害な変形が生じる可能性がある。また、多数のボルトを一斉に加熱すると、加熱後の塗膜剥離も一斉に行うことになる。高力ボルトの形状は複雑であり、スクレーパー等の手工具を使用した塗膜剥離作業では、個々のボルトの塗膜を剥離するのに 1 分以上の時間を必要とすることから、剥離作業の順番が遅いボルトは温度が低下して軟化した塗膜が再硬化し、作業効率が低下する可能性がある。これらを考慮して、ボルト継手全体を行や列で複数のグループに分け、グループごとに、順次、加熱と塗膜剥離を行う作業手順を採用した。

鋼道路橋の塗装としては、一般防食塗装系の A-5 塗装系と重防食塗装系の C-5 塗装系があり、現状では新設および塗替えとも C-5 塗装系が採用されることが多い。また、2.2 節の塗膜剥離実験において、C-5 塗装系が A-5 塗装系よりも加熱後の塗膜剥離性が劣っていた。これらを考慮して、多行多列ボルト継手の塗装は C-5 塗装系を適用した。

5.2.1 実験供試体

施工実験に用いた供試体の形状を図-5.1 に示す。供試体の母材と連結板には板厚 9 mm の SS400 材を使用した。高さ方向 940 mm×横方向 470 mm の母材の両面に、840 mm×470 mm の連結板を取り付け、高力ボルト M22×70 (F10T) を目標軸力 226 kN としてトルク法により締め付けている^[5.1]。高力ボルトは、9 行×6 列の本数 54 本である。また、加熱時の温度を測定するために、全ての行の 2 列目 (5 列目) のボルト軸先端に K 熱電対 (TC1～TC18) を設置した。なお、母材の下側には、自立のための脚とリブを溶接している。供試体数は 2 体とした。

ボルトの締め付けが完了した供試体には、表-5.1 に示す C-5 塗装系の高力ボルト連結部の塗装仕様である F-11 を施した^[5.2]。

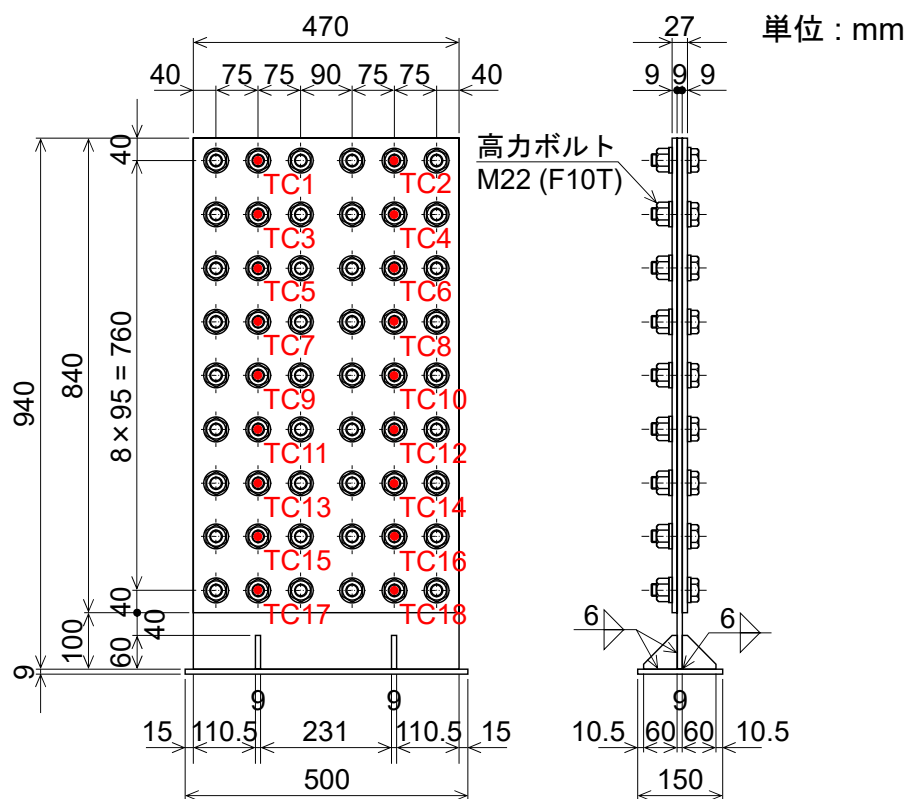


図-5.1 実験供試体

表-5.1 高力ボルト連結部の塗装仕様 F-11 (一般部塗装系 C-5)

塗装工程		塗料名	目標膜厚 (μm)
ボルト締付け前 (鋼板のみ)	素地調整	ブラスト処理 ISO Sa2 $1/2$	—
	防食下地	無機ジンクリッチペイント	75
ボルト締付け後	素地調整	動力工具処理 ISO St3	—
	ボルト防食下地	有機ジンクリッチペイント	75
	ミストコート	変性エポキシ樹脂塗料下塗	—
	下塗	超厚膜形エポキシ樹脂ペイント	300
	中塗	ふっ素樹脂塗料用中塗	30
	上塗	ふっ素樹脂塗料上塗	25
合計			430

5.2.2 加熱装置

供試体の加熱は、塗装表面から加熱を行うセラミックヒーターを使用した。セラミックヒーターは、第2章で使用したものと同様である。ここでは実験供試体のボルト列数に合わせて6個を1ユニットとして複数のヒーターユニットを製作した。

ヒーターユニットの設置状況を図-5.2 に示す。行単位で加熱と塗膜剥離を平行して、あるいは繰り返して実施できるように、供試体のボルト1行に対して1ユニットのセラミックヒーターを使用し、1ユニットを1台の電源装置で制御することとした。また、加熱装置の補助的な手段として、加熱中のボルト行は図-5.3 のようにヒーターユニットを含めて、ナット側とボルト頭側の両面を断熱材で被覆した。これは、外気への漏熱を抑制して加熱効率を向上させるとともに、加熱作業中に行う塗膜剥離作業の安全性を確保するためであり、実施工を行う場合にも想定される。



図-5.2 ヒーターユニットの設置状況

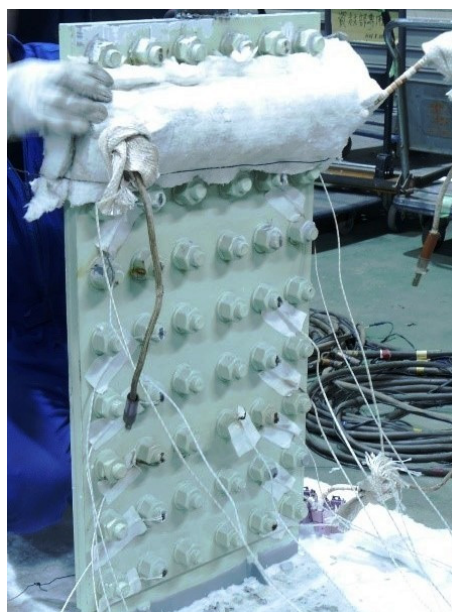


図 5.3 断熱材の設置状況

5.2.3 加熱条件および塗膜剥離方法

目標とする加熱温度は第2章で塗膜の良好な剥離性が確認された 200℃とした。供試体の2列目もしくは5列目のボルト軸先端に設置した熱電対により温度を監視し、第3章および第4章で得られたボルト軸力やすべり耐力の低下が少ない条件として、ヒーターユニットごとに30分で200℃に達する設定とした。高力ボルトはボルト頭側とナット側で形状が異なるが、ねじ山等で形状が複雑なナット側が塗膜剥離に対して不利であると考え、本実験ではナット側に着目して実施した。ヒーターユニットはナット側に設置して加熱はナット側から行い、塗膜剥離はスクレーパーとワイヤブラシを使用してナット側のみ実施した。Step 1で加熱の完了したボルト行は、Step 2の加熱作業と並行して塗膜剥離作業を実施し、これらの作業を Step ごとに繰り返すこととした。

(1) ヒーター3ユニットによる施工

ヒーターを3ユニット使用した施工では、図-5.4に示す手順により加熱と塗膜剥離を実施した。手順はStep 1～Step 4の4工程で構成される。温度管理精度とヒーターユニットどうしの干渉を避けるため、同時に加熱するボルト行は2行以上離れるようにした。

(2) ヒーター2ユニットによる施工

ヒーターを2ユニット使用した施工では、図-5.5に示す手順により加熱と塗膜剥離を実施した。詳細は後述するが、ヒーターを3ユニット使用した場合に問題となった、加熱後のヒーターユニットの移設と塗膜剥離作業の干渉を避けるため、加熱を行うボルト行と塗膜剥離を行うボルト行の双方が1行以上離れるように配置した。手順はStep 1～Step 5の5工程に増えるが、加熱と干渉しない塗膜剥離作業が実施できるように考慮した。ここで、ヒーターを2ユニット使用した4回の加熱では計8行の加熱しかできないことから、8行目は加熱および塗膜剥離を実施せず、初期状態として実験終了後に塗膜剥離を行った行と比較することにした。

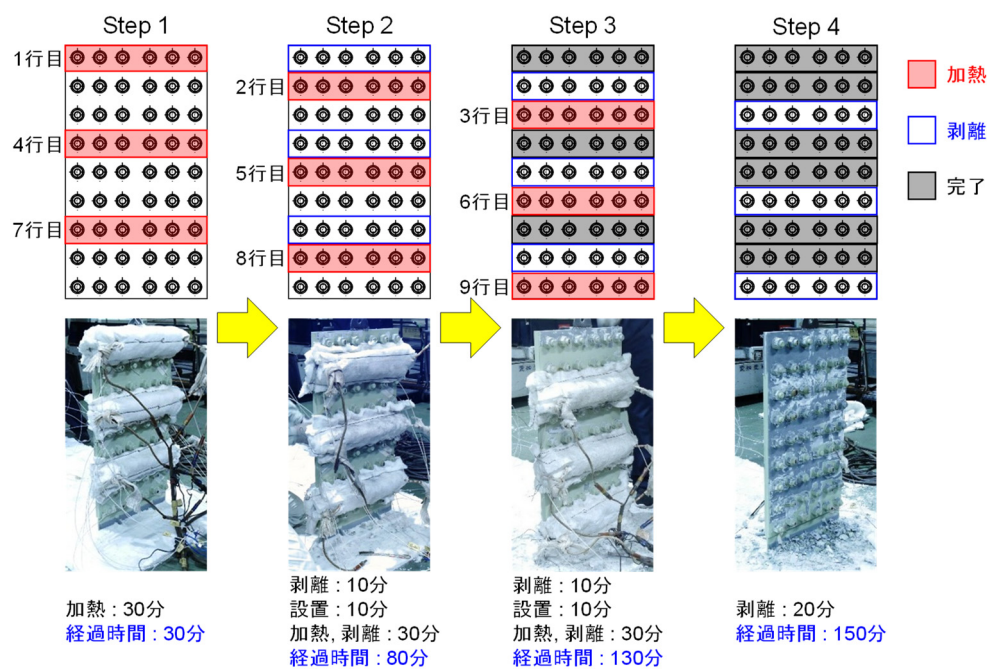


図-5.4 ヒーター3ユニットによる施工手順

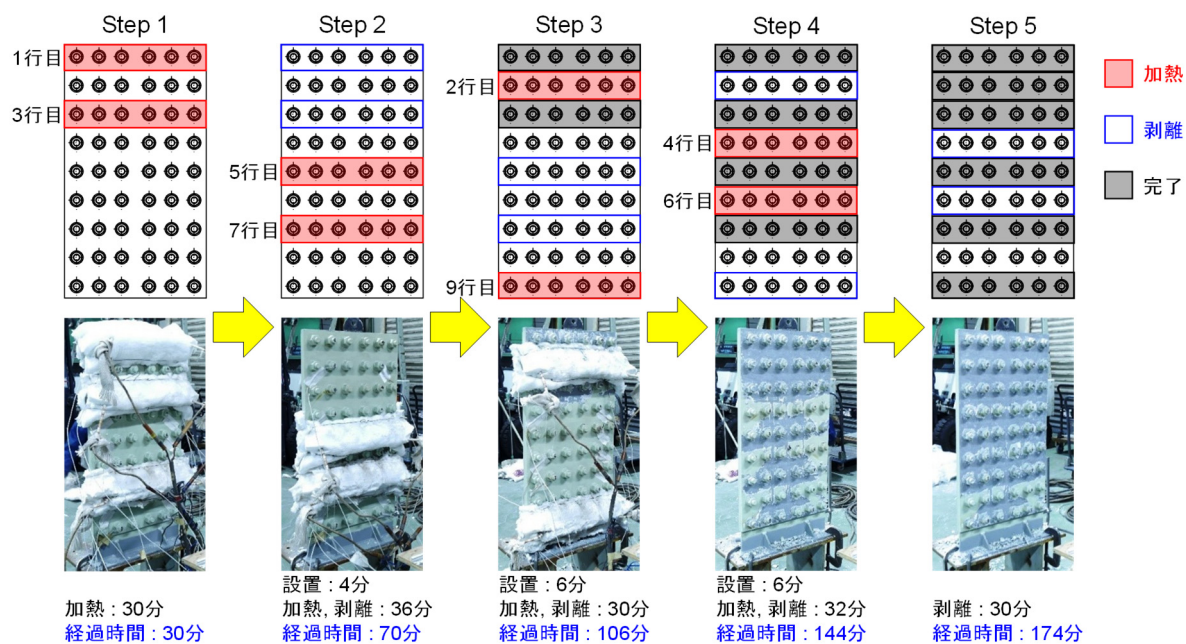


図-5.5 ヒーター2ユニットによる施工手順

5.2.4 実験結果

(1) ヒーター3ユニットによる施工

熱電対により測定した加熱および塗膜剥離作業中の温度履歴を図-5.6に示す。図中の縦破線は、それぞれの Step で加熱が終了した時間を示している。塗膜剥離を実施する際にボルト軸先端に設置した熱電対が障害となるため、各行の温度測定はそれぞれの行で塗膜剥離作業を開始するまでとした。なお、Step 2 の TC9 は熱電対の不具合により測定ができなかったため記載を省略している。

Step 1 では、ヒーターユニットを 1 行目、4 行目および 7 行目に設置し、30 分で 200℃に加熱した。加熱したこれら 3 行の加熱中の温度履歴がほぼ同じであり、温度のばらつきが小さかった。加熱した行の間にある 2 行目、3 行目と、5 行目、6 行目は、加熱した行からの熱伝導により温度が 70℃程度まで上昇した。一方、加熱した 7 行目の下側となる 8 行目、9 行目は、温度の上昇は 30～50℃であり、他と比べてやや低かった。

Step 2 では、Step 1 で加熱した 1 行目、4 行目および 7 行目に設置したヒーターユニットを撤去し、スクレーパーを使用して 10 分間の塗膜剥離作業を行った。塗膜剥離作業と平行して 2 行目、5 行目、8 行目にヒーターユニットを移設する予定であったが、隣接する行で実施している塗膜剥離作業と干渉することから、一時的に塗膜剥離作業を中断してヒーターユニットを 10 分間かけて移設した。移設後は、2 行目、5 行目および 8 行目を 200℃に 30 分で加熱すると並行して、中断した 3 行の塗膜剥離作業を再開した。加熱中の 2 行目、5 行目、8 行目は、ほぼ同じ温度上昇速度で 200℃に達した。隣接する 3 行目、6 行目、9 行目の温度は熱伝導により 70～100℃に上昇した。ヒーターユニット移設中に塗膜剥離作業を中断したことから、Step 2 は 50 分の時間を要し、ここまでで実験開始から 80 分が経過した。

Step 3 では、Step 2 と同様な手順で 2 行目、5 行目および 8 行目の塗膜剥離作業と、3 行目、6 行目、9 行目へのヒーターユニットの移設を行った。これら 3 行の加熱中の温度は、ほぼ同じ温度上昇速度で 200℃に達した。

Step 4 では、Step 3 で加熱した 2 行目、5 行目および 8 行目の塗膜剥離作業を 20 分で実施した。全ての工程が終了するのに実験開始から要した時間は 150 分であった。

ヒーター3ユニットによる施工では、2 行間隔で設置したヒーターユニットで 3 行の加熱を同時に実施した後、ヒーターユニットを隣接行に移設して、隣接行の加熱と並行して加熱が終了した行の塗膜剥離作業を行った。加熱温度の管理は精度良く実施できたが、加熱する行と塗膜剥離する行が隣り合うことから、ヒーターユニットの移設と塗膜剥離作業が同時にできないこと、断熱材が塗膜剥離場所と干渉して塗膜剥離作業ができない部分がある等の問題が生じた。また、加熱時間 30 分の間に 3 行分（ボルト 18 本）の塗膜剥離作業を行ったが、時間的に十分な剥離ができなかった。

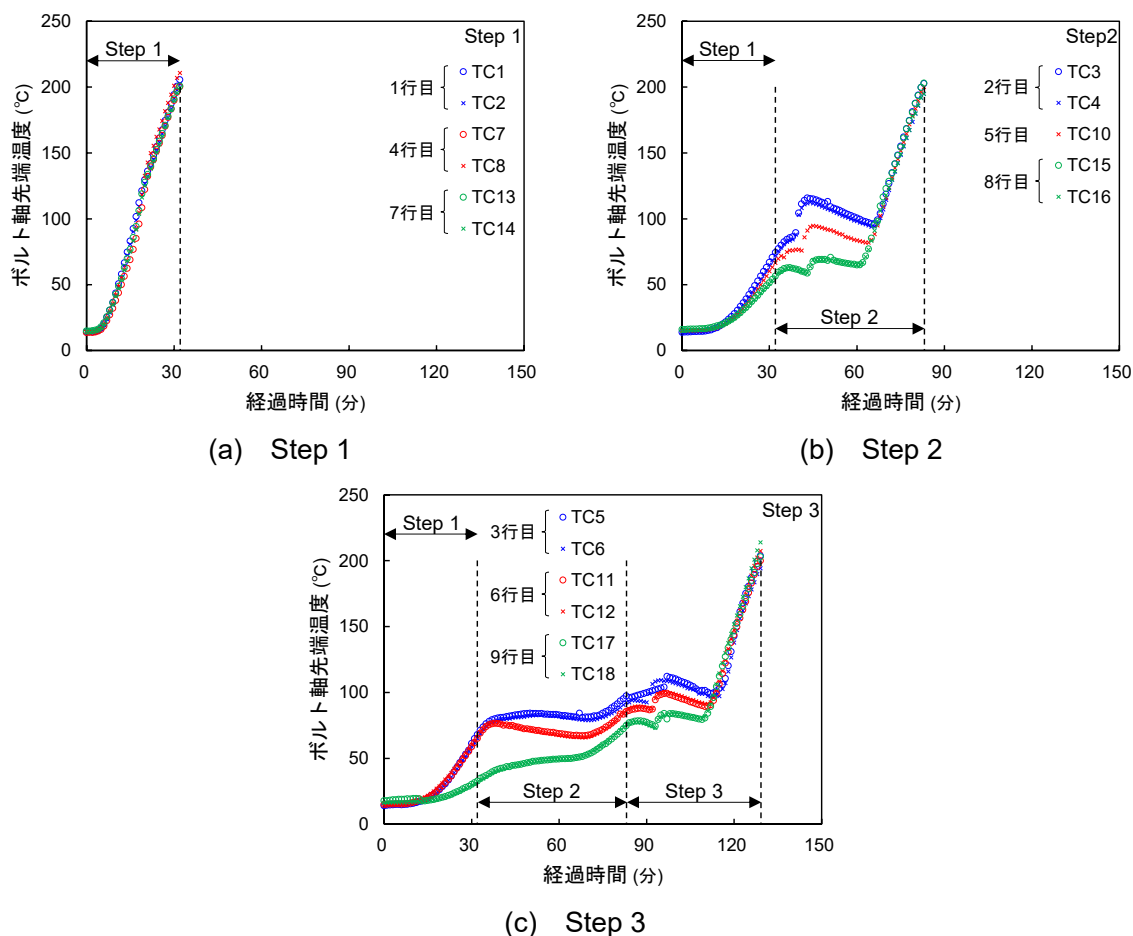


図-5.6 ヒーター3ユニットによる施工の温度履歴

(2) ヒーター2ユニットによる施工

温度履歴を図-5.7に示す。なお、Step 3のTC18は熱電対の不具合により測定ができなかったため記載を省略している。

Step 1では、ヒーターユニットを1行目と3行目に設置し、30分で200℃に加熱した。加熱した1行目と3行目は加熱中の温度履歴が概ね同じであった。加熱した行からの熱伝導により、加熱した行の間にある2行目の温度は100℃程度、隣接する4行目の温度は60℃程度まで上昇した。加熱した行から離れた5～9行目の温度はほとんど上昇しなかった。

Step 2では、Step 1で加熱した1行目と3行目のヒーターユニットを撤去し、5行目に移設した。7行目は余剰のヒーターユニットを予め設置しておき、実験開始から40分経過した時点から5行目と7行目の30分の加熱を開始した。ヒーターユニット移設直後に5行目の温度が100℃程度に急上昇しているのは、Step 1で高温に熱せられたヒーターユニットを移設したためである。5行目と7行目を加熱している間に、スクレーパーを使用して加熱の終了した1行目と3行目の塗膜剥離作業を加熱と平行して実施した。剥離作業の妨げとなるヒーターユニットは1行目と3行目に隣接しておらず、円滑に塗膜剥離作業を行うことができた。加熱中の2行の温度は、ほぼ同じ温度上昇で200℃に達した。加熱した行の間にある6行目の温度は140℃程度、隣接する4行目の温度は100℃程度、8行目の温度は70℃程度まで上昇した。他の行の温度はほとんど上昇しな

かった。Step 2 には 40 分を要し、終了は実験開始から 70 分が経過した時点となった。

Step 3 では、Step 2 で使用したヒーターユニットを高温のまま 2 行目と 9 行目に移設した。そのため、ヒーターユニット設置直後にこの 2 行の温度は 120～140℃に急上昇している。実験開始から 76 分経過した時点からこの 2 行の 30 分の加熱を開始した。加熱と並行して、5 行目と 7 行目の塗膜剥離作業を行った。加熱中の 2 行目と 9 行目の温度は、ほぼ同じ温度上昇速度で 200℃に達した。加熱した 2 行目と 9 行目から離れた 4 行目と 6 行目の温度は上昇せず、70℃程度に降下した。Step 3 には 36 分を要し、終了は実験開始から 106 分が経過した時点となった。

Step 4 では、Step 3 で加熱に用いたヒーターユニットを高温のまま 4 行目と 6 行目に移設した。このため、この 2 行の温度はヒーターユニット設置直後に 120～160℃に上昇している。実験開始から 112 分経過した時点から 2 行目と 9 行目を 144 分まで加熱した。加熱と並行して 5 行目と 7 行目の塗膜剥離作業を行った。2 行目と 9 行目の加熱中の温度は、ほぼ同じ温度上昇速度で 200℃に達した。8 行目の温度は上昇せず、75℃程度に降下した。Step 4 には 38 分を要し、終了は実験開始から 144 分が経過した時点となった。

Step 5 では、ヒーターユニットを撤去した後、4 行目と 6 行目の塗膜剥離を 30 分間実施した。全行程が終了したのは実験開始から 174 分が経過した時点となった。なお、前述したように 8 行目は加熱を実施せず塗膜を残存させた。

ヒーター2 ユニットによる施工における塗膜剥離が終了した供試体の状態を図-5.8 に示す。自立させるための脚やリブに近接する最下段の 9 行目に残存する塗膜が若干多いものの、塗膜剥離の対象から除外した 8 行目を除いて、全体的に塗膜を良好に剥離することができた。ヒーター3 ユニットによる加熱回数 3 回の場合と比較して、ヒーター2 ユニットによる加熱回数 4 回の場合は全工程の終了に要する時間は 25 分程度長くなるが、塗膜剥離の品質は優れた結果となった。これは、ヒーター3 ユニットによる施工の場合は、加熱作業と塗膜剥離作業を行うボルト行が隣接していたことにより、双方の作業が干渉して塗膜剥離の作業効率が低下したためと考えられる。すなわち、同一工程において、ヒーターユニットによる加熱と、並行して塗膜剥離作業を行うボルト行を隣り合わせない方法が効果的であることを示している。

実際の鋼橋には、本実験で用いた供試体の高力ボルト本数（9 行×6 列＝54 本）よりも規模の大きな継手も多数ある。実構造物の施工では、加熱と並行して塗膜剥離作業を実施するボルト行が隣り合わないよう留意するとともに、ヒーターユニットの数や行あたりの塗膜剥離に要する時間等を考慮して、継手の規模に応じた適切な工程を設定する必要がある。

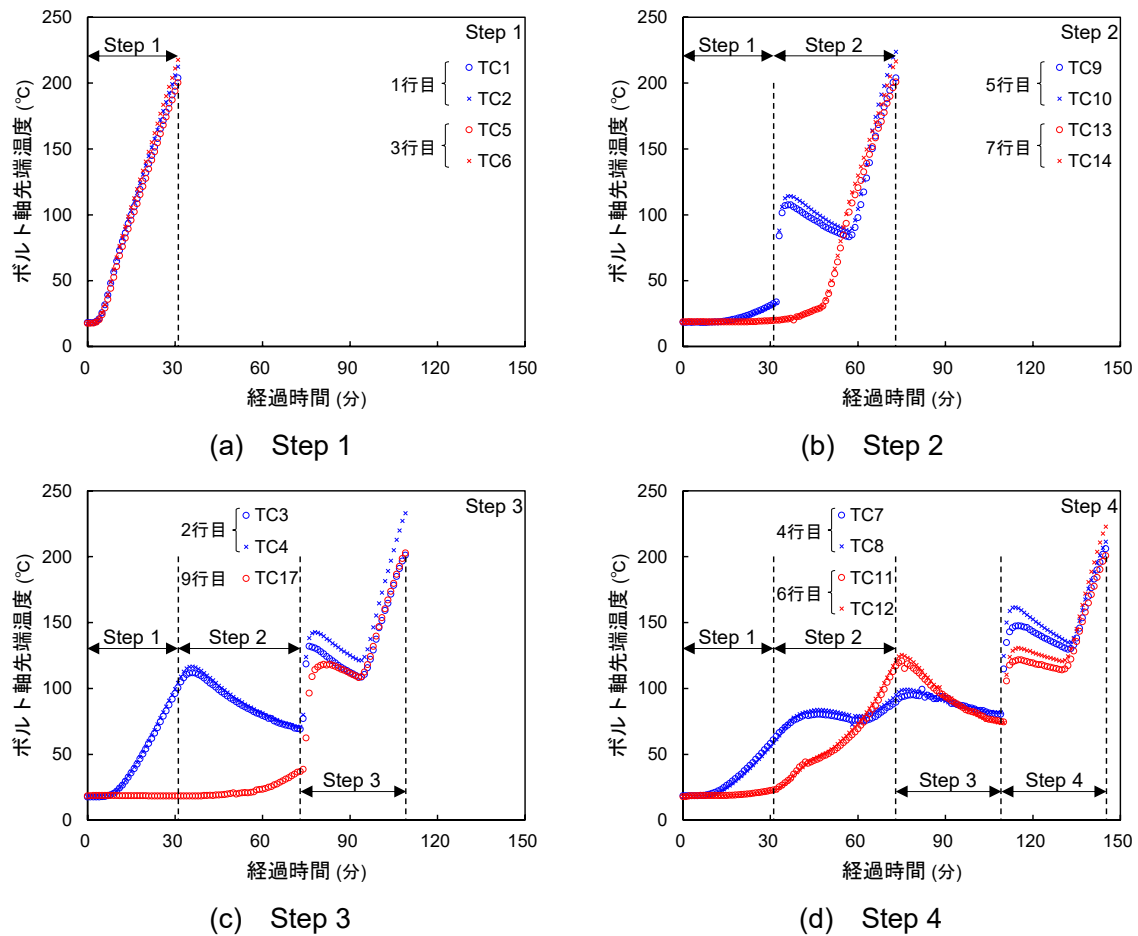


図-5.7 ヒーター2ユニットによる施工の温度履歴



図-5.8 ヒーター2ユニットによる塗膜剥離後の供試体の状況

5.3 加熱によるボルト軸力低下量の検討

4.2 節で実施したように、ボルト軸力とボルト頭のひずみには相関関係のあることが知られている^[5.3]。また、本実験で使用した同じ高力ボルト M22 (F10T) に対して、導入軸力とボルト頭のひずみの関係はほぼ線形であり、回帰直線に対し±10%程度の誤差範囲内に収まるとされている^[5.4]。この関係を利用して、実験後のボルト軸力を推定した。まず、図-5.9 に示すように、常温まで冷却した塗膜剥離後の供試体の 54 本全ての高力ボルト頭に 2 軸ひずみゲージを貼付して、軸力が導入されている状態でひずみの初期値を測定した。続いて、ボルトを緩めて軸力を抜き解放ひずみを測定した。解放ひずみと、4.2 節で実施したボルト導入軸力とボルト頭のひずみのキャリブレーションから求めた式(5.1)により、実験後のボルト軸力を推定した。

$$N = 0.1434 \times \varepsilon \quad (5.1)$$

ここに、 N ：引張を正とした実験後のボルト軸力 (kN)

ε ：引張を正としたボルト頭のひずみ ($\times 10^{-6}$)

本実験では、塗膜剥離作業が円滑に実施できたヒーター2ユニットで施工した供試体を用いて、加熱によるボルト軸力低下量の推定を行った。実験後の各行のボルト 6 本の推定ボルト軸力と平均値を図-5.10 に示す。ただし、1 行目と 3 行目についてはボルト 6 本のうちの 2 本、5 行目についてはボルト 6 本のうちの 3 本、6 行目と 7 行目および 9 行目についてはボルト 6 本のうちの 1 本がひずみゲージの不具合により測定できなかったため、全部でボルト 44 本の推定ボルト軸力と行ごとの平均値を示している。

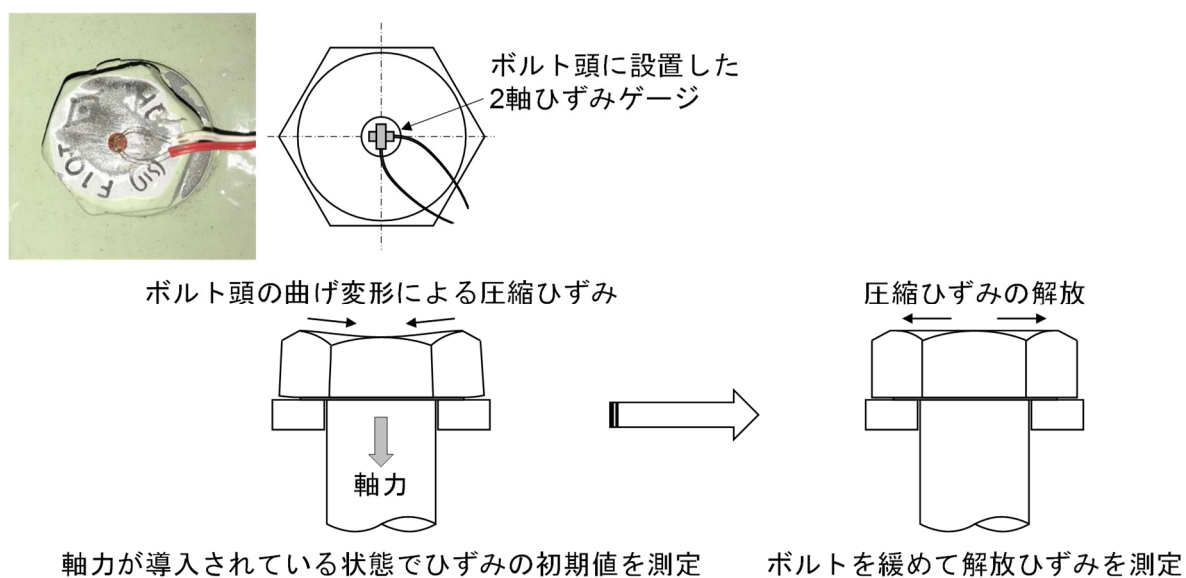


図-5.9 ボルト頭の解放ひずみの測定

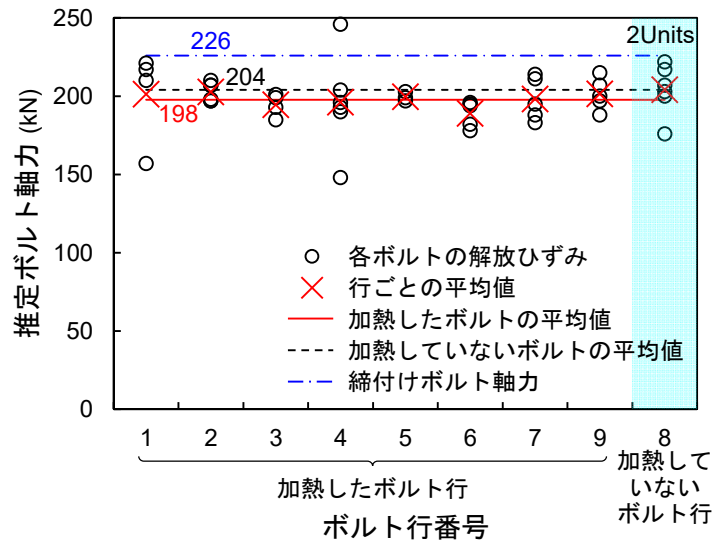


図-5.10 塗膜剥離後の供試体の推定ボルト軸力

加熱していない8行目のボルト6本の推定ボルト軸力の平均値は204 kN、標準偏差は16 kNであった。加熱した1行目～7行目と9行目のボルト38本の推定ボルト軸力の平均値は198 kNであり、加熱していない8行目の平均値と比べて2.9%程度小さくなった。また、加熱した行ごとの推定ボルト軸力の平均値は189～203 kNであり、加熱していない8行目の推定ボルト軸力の平均値の $\pm 7.4\%$ の範囲であった。導入軸力とボルト頭のひずみの関係は回帰直線に対して $\pm 10\%$ 程度のばらつきがある^[5.4]ことから、本実験で測定した解放ひずみの平均値は、このばらつきの範囲内であると言える。

本実験では、9行×6列の54本のボルトを有する高力ボルト継手供試体に対し、ヒーターユニットを2つ使用した実施工を考慮した手順により、ボルト行ごとに200℃までの順次加熱と塗膜剥離を実施し、ボルト頭の解放ひずみから実験後のボルト軸力を測定した。加熱していない8行目の推定ボルト軸力の平均値は204 kNであり、供試体製作時の目標軸力226 kNと比較して9.7%程度小さな値となった。この値は、摩擦接合面に無機ジンクリッチペイントを塗布した場合のクリープ・リラクセーションによる軸力低下量と一致しており^[5.5]、妥当な値であると考えられる。また、加熱していないボルト（8行目）と加熱したボルト（8行目以外）の推定ボルト軸力を比較すると、加熱による低下量は2.9%程度と小さく、本実験で提案した手順においては、ボルト軸力低下量は小さいと推察される。

5.4 結言

本章では、高力ボルト継手を対象とした加熱による塗膜剥離の適用に対して、作業効率や安全性を考慮した施工手順を提案するため、一般的な鋼 I 桁橋の主桁腹板を想定した 9 行×6 列の多列多行ボルト継手供試体を使用した塗膜剥離実験を実施した。得られた知見を以下に示す。

- (1) ナットの形状に合わせた環状に組み立てたセラミックヒーター6 つをユニット化したヒーターユニットを用いることにより、ボルト行ごとに 30 分で塗膜剥離に適した 200℃まで安定した加熱が実施できた。また、加熱が終了したヒーターユニットを次に加熱するボルト行に移設し、熱伝導によって温度が上昇しているボルト行に対しても 30 分かけて 200℃に達する加熱を精度良く制御できた。
- (2) 多行多列の高力ボルト継手の加熱による塗膜剥離の施工手順として、加熱作業を幾つかのボルト行ごとに分けて順番に行い、加熱が終了したボルト行の塗膜剥離作業を次に加熱するボルト行の加熱中に実施することで、加熱と塗膜剥離作業の並行作業が可能な施工手順を提案した。また、同一工程において加熱を行うボルト行と塗膜剥離作業を行うボルト行を隣り合わせないことで、施工性と安全性を確保する方法を提案した。
- (3) ヒーターユニットを 3 つ使用した場合は、9 行×6 列の 54 本のボルト継手の加熱と塗膜剥離作業は 150 分程度で実施できたが、塗膜剥離作業を行うボルト行と加熱中のボルト行が隣接し、塗膜剥離作業に対してヒーターユニットや断熱材が干渉したために、円滑な塗膜剥離作業に支障を生じた。また、塗膜を十分に剥離できない部分が比較的多かった。
- (4) ヒーターユニットを 2 つ使用した場合は、8 行×6 列の 48 本のボルト継手の加熱と塗膜剥離に 174 分程度を要したが、塗膜剥離を行うボルト行と加熱中のボルト行が離れており、円滑な塗膜剥離作業ができた。塗膜の剥離状況は比較的良好であった。
- (5) 上記の塗膜剥離後、ボルト頭に 2 軸ひずみゲージを貼付し、ボルトを取り外す際の解放ひずみを測定することにより、加熱後のボルト軸力を推定し、加熱によるボルト軸力低下量を検証した。加熱したボルト行の推定ボルト軸力の平均値と、加熱していないボルト行の推定ボルト軸力の平均値の差は約 2.9 %と小さく、ボルト行ごとに順次 200℃まで加熱して塗膜剥離を実施した場合でも、ボルト軸力低下量は小さいことを確認した。

参考文献

- [5.1] 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説Ⅱ, 20.9.4 ボルトの締付け, pp.573-580, 2017.11
- [5.2] 日本道路協会: 鋼道路橋防食便覧, 第Ⅱ編 塗装編 4.6.3 連結部の塗装仕様, pp.Ⅱ-60-Ⅱ-66, 2014.3
- [5.3] 土木学会鋼構造委員会: 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), 土木学会, 2006. 12
- [5.4] 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, Vol. 59A, pp.725-735, 2013. 3
- [5.5] 福岡悟, 山下恵治, 安井享: 長孔, 拡大孔を有する継手のすべり試験, 橋梁と基礎, Vol.24 No.7, pp.46-50, 1990.7

第 6 章 結論

6.1 本研究の結論

本研究は、高力ボルト継手に対して加熱による塗膜剥離を適用する上で問題となるボルト軸力の低下について、加熱条件の違いが高力ボルトの軸力に及ぼす影響を実験的に明らかにした。また、有限要素法による熱弾塑性解析を実施し、ボルト軸力が低下する機構を解明した。さらに、加熱条件を変えた継手供試体の引張実験を実施して、すべり耐力が加熱条件の違いによるボルト軸力の低下量と比例関係にあることを確認した。これらの結果に基づき、実構造物の高力ボルト継手に加熱による塗膜剥離を適用する場合を想定し、多行多列ボルト継手供試体を使用した塗膜剥離実験を実施して、作業効率や安全性を考慮した施工手順を提案した。

本章では、各章で得られた知見を総括し、本研究の結論を述べる。

第 1 章は序論であり、本研究の背景と目的を示し、論文の構成について述べた。

第 2 章では、鋼材表面の発熱による方法として誘導加熱(IH)、塗膜表面からの加熱による方法としてセラミックヒーターを用い、形状が複雑な高力ボルト継手に対して、加熱による塗膜剥離性を確認するとともに、加熱条件を変えた実験を実施し、軸力の変動を測定することでボルト軸力に影響を及ぼす加熱条件を特定した。第 2 章で得られた知見を要約する。

- (1) A 塗装系と C 塗装系を施したボルト継手供試体を、目標加熱温度を 200℃として、IH およびセラミックヒーターを用いてナット側のみを加熱し、簡単な手工具による塗膜剥離を実施した結果、いずれの場合も高力ボルトの塗膜を良好に剥離できた。ただし、連結板の塗膜については、連結板の温度上昇が小さい IH の場合は C 塗装系の塗膜が剥離できなかった。
- (2) 加熱時のボルト軸のひずみ出力の変動は、IH の場合もセラミックヒーターの場合も、加熱によりひずみ出力が増加した後に、加熱前よりも小さな値まで減少した。その後は緩やかに増加したが、常温になっても負のひずみが残留した。
- (3) IH によるナット側の加熱時間を変えた実験では、ボルト軸力は加熱終了後に最大となり、冷却時にボルト軸力は低下して最低となった。その後は軸力が緩やかに少し増加して冷却後の値に収束した。加熱時間が短いほど、冷却後のボルト軸力の低下の割合が大きくなる傾向が確認された。ボルト軸力の低下量を加熱前の軸力で除した軸力低下率の平均値は、加熱時間 3 秒、15 秒、30 秒でそれぞれ 8.3 %、5.0 %、4.1%程度となった。

第 3 章では、第 2 章で明らかになった加熱条件とボルト軸力低下の関係について、熱弾塑性解析によるシミュレーションを行い、応力分布や変形を検証することでボルト軸力の変動機構を解明した。第 3 章で得られた知見を要約する。

- (4) IH、セラミックヒーターそれぞれの特徴を考慮した入熱モデルを構築し、第 2 章の実験で得られた温度履歴およびボルト軸力変化の挙動を精度良く再現することができた。
- (5) IH を想定した加熱時間 3 秒のケースでは、加熱終了直後のナットや座金と、ナット内側のボ

ルト軸の温度差が大きく、15 秒のケースでは温度差は小さくなり、30 秒のケースではこれらは同程度の温度となった。加熱前および冷却後のボルト軸力は加熱前の値に戻らず、加熱時間が短いほどボルト軸力の低下は大きくなり、軸力低下率で表すとそれぞれ 9.2 %、5.7 %、3.7 % 程度であった。ヒーターを想定した加熱の場合も同様であり、加熱時間 30 分と 60 分のケースでは、軸力低下率で表すとそれぞれ 0.7 %、0.5 % 程度であった。

- (6) 加熱による高力ボルト軸力の低下は、加熱時のねじ嵌合部の開きが主な要因であることを示した。加熱時のナット温度と比較してボルト軸の温度が低いほど、ナットの熱膨張によるナット内径の拡大でナットのめねじとボルト軸のおねじがずれ、冷却後も嵌合部のずれが残留するため、加熱前と比べてボルト軸が短くなり、ボルト軸力を低下させるものと推察される。加熱時間が短いほど、加熱時のナットとボルト軸の温度差は大きく、加熱時のねじ嵌合部の開きと冷却後に残留するずれも大きくなるため、ボルト軸力の低下が大きくなると考えられる。

第 4 章では、IH およびセラミックヒーターによる加熱について、加熱時間を変えた高力ボルト継手の引張実験を実施し、加熱条件がすべり耐力に及ぼす影響を評価した。第 4 章で得られた知見を要約する。

- (7) IH による加熱では、加熱時間を 2 秒、15 秒、30 秒とした場合のすべり耐力の低下率は、それぞれ 7.8 %、4.5 %、3.0 % 程度となった。加熱時間が短くなるほどすべり耐力が低下しており、この傾向は高力ボルト軸力の低下率と一致していた。
- (8) セラミックヒーターによる加熱では、加熱時間を 30 分とした場合のすべり耐力の低下率は 0.4 % であり、すべり耐力の低下は極めて小さかった。加熱時間 60 分の場合はすべり耐力の低下率は 1.1 % 程度であった。明瞭な差ではないが、本実験の範囲では、セラミックヒーターを用いて 30 分で加熱する条件が、すべり耐力の低下を最も少なく抑えられる可能性が示された。

第 5 章では、実構造物の高力ボルト継手に加熱による塗膜剥離を適用する場合を想定し、数十本程度のボルト本数を有する多行多列ボルト継手供試体を使用した塗膜剥離実験を実施して、作業効率や安全性を考慮した施工手順を提案した。第 5 章で得られた知見を要約する。

- (9) 環状セラミックヒーター 6 つをユニット化したヒーターユニットを用いることにより、ボルト行ごとに 30 分で塗膜剥離に適した温度に達する加熱を精度良く制御できた。ボルトを緩める際の解放ひずみを推定する実験を行い、加熱したボルト行と加熱していないボルト行の解放ひずみからボルト軸力を推定し、推定ボルト軸力の平均値の差は約 2.9 % と小さいことを確認した。すなわち、ボルト行ごとに順次加熱して塗膜剥離を実施した場合でも、ボルト軸力低下量は小さいと推察した。
- (10) 多行多列の高力ボルト継手に対し、加熱作業を幾つかのボルト行ごとに分けて順に行い、加熱が終了したボルト行の塗膜剥離作業を次に加熱するボルト行の加熱中に実施することで、加熱と塗膜剥離の並行作業が可能な施工手順を提案した。また、同一工程において加熱を行うボルト行と塗膜剥離作業を行うボルト行を隣接させないことで、施工性と安全性を確保する方法を提案した。

6.2 今後の展望

本研究により、高力ボルト摩擦接合継手に加熱による塗膜剥離を適用する場合、加熱時間を長く取り加熱時のナットとボルト軸の温度差を小さくすることによって、高力ボルトの軸力や継手のすべり耐力の低下を抑制できることが明らかになった。また、ボルト軸力の低下を抑制でき、かつ効率的な施工方法として、環状セラミックヒーターをユニット化し、30分の加熱作業を幾つかのボルト行ごとに分けて順に行い、加熱が終了したボルト行の塗膜剥離と、次に加熱するボルト行の加熱を並行して作業する施工手順を提案した。この時、加熱するボルト行と塗膜を剥離するボルト行を隣接させないことで、施工性と安全性を確保できることを示した。

提案した施工手順はセラミックヒーターによる加熱であるが、本研究の範囲におけるIHを用いた高力ボルト継手の加熱による軸力低下率は、加熱実験および解析ともにボルト1本の加熱時間が30秒の場合で4%程度であった。加熱時のナットとボルト軸の温度差が小さくなるコイル配置の加熱ヘッドを開発することにより、軸力低下率を小さくできる可能性がある。また、加熱後の塗膜剥離にはケレン棒等の手工具を使用しており、加熱後の塗膜剥離に適した動力工具の開発が更なる施工性の向上に寄与すると考えられる。

一方で、第2章で論じたが、摩擦接合面に無機ジンクリッチペイントを塗装した高力ボルト継手については、摩擦接合面が無塗装の高力ボルト継手と挙動が異なる可能性がある。このボルト継手については加熱がすべり耐力やボルト軸力に及ぼす影響に関する研究が少なく、特に、塗膜剥離に適する150～250℃程度の温度に対しては不明確な部分が多い。防食下地として無機ジンクリッチペイントを使用している高力ボルト継手に対して、加熱による塗膜剥離を適用するための継続的な研究が必要である。

付録 誘導加熱が鋼構造部材の変形と残留応力に及ぼす影響

1. 緒言

腐食は鋼構造物が損傷する要因の 1 つである。鋼構造物の防食方法としては、塗装が広く用いられているが、塗膜の経年劣化により防食性能は低下して腐食が進行する。そのため、防食性能を維持するには、劣化した塗膜を定期的に更新する必要がある。塗替えに際しては、劣化した旧塗膜や腐食生成物を適切な方法で除去する必要がある。劣化した旧塗膜や腐食生成物の除去が不十分であると、塗替え後に期待される防食機能が発揮されないことが知られている^[1,2]。塗替えにおける旧塗膜の除去には、従来から機械的に塗膜を削り取る動力工具やブラストが用いられている^[2,3]が、施工時に騒音や粉塵が発生するため、住宅地近辺や街中の現場においては、作業の制限が大きく採用の難しい場合がある。2005 年頃には高級アルコール系塗膜剥離剤が開発され、化学的に膨潤軟化させた塗膜を剥離する方法も用いられるようになった^[1,2]。しかし、引火性物質による火災の発生が問題となり^[4]、近年は可燃性の引火性物質を含まない水系塗膜剥離剤が使われているが、低温下や塗膜が厚い場合は、複数回の塗布や長時間の養生を要する問題がある。また、ブラストの研削材や塗膜剥離剤は、剥離した塗膜と混合していることから、塗膜に有害物質が含まれている場合は廃棄物処理量の増加が課題となる。

これらの塗膜の除去における課題に対して、高周波誘導加熱を利用した新しい方法が注目されている^[5,6]。この方法は誘導加熱式塗膜剥離工法と呼ばれており、塗膜の除去をおこなう鋼材に交流電流を印加したコイルを近接し、誘導発熱により鋼材表面を 200 °C 程度まで加熱して塗膜の付着力を低下させ、スクレーパー等の手工具で塗膜をシート状に剥離することができる。1000 μm 以上の厚い塗膜も剥離することが可能であり^[7]、塗膜はシート状に剥離され飛散しないため、剥離後の処理が容易である。また、火気を使用しないことから火災発生リスクが少なく、動力工具やブラストのような騒音や粉じんは発生しない。誘導加熱式塗膜剥離工法はこの様な利点を有するが、加熱を伴うことから、適正な加熱温度を超過すると、部材の熱膨張による変形や鋼材の機械的性質の変化を引き起こす可能性がある。塗替え工事における誘導加熱式塗膜剥離工法の採用は増加傾向にあるが、適切な施工条件が十分に確立されていないのが現状である。

そこで、本研究では、誘導加熱式塗膜剥離工法が鋼構造部材の変形および残留応力に及ぼす影響を明らかにすることを目的として、一連の基礎的な実験と数値シミュレーションを実施した。実験では、供試体として厚さの異なる鋼板を用意して、鋼板と加熱装置の離隔を膜厚と想定して変化させた加熱を行い、加熱による変形と残留応力を測定した。数値シミュレーションでは、熱弾塑性解析により実験を再現するための方法を検討して、加熱による変形と残留応力に影響を及ぼす因子について考察した。

本付録で実施した熱弾塑性解析による鋼板加熱実験のシミュレーションでは、誘導加熱による入熱を解析モデルに表面熱流束として投与する方法の有効性を確認しており、その手法を第 3 章の加熱実験のシミュレーションで使用している。

2. 鋼板加熱実験

本節では、高周波誘導加熱により平板供試体を加熱して、温度、面外変形、残留応力の変化を実験的に検討する。実施工では、図-2.1 に示すプレートガーダーの腹板など、広く平坦な部位の塗膜を剥離する場合は、一般的に複数の加熱線を断続的に加熱する。本研究の目的は、高周波誘導加熱により生じる変形や残留応力に対する、基本的な特徴を明らかにすることであるため、実構造物とは拘束条件や加熱条件が異なるが、小型の平板供試体を用い、単純に 1 つの加熱線を加熱することとした。



図-2.1 高周波誘導加熱による塗膜剥離状況

2.1 実験供試体

本研究で用いた実験供試体の形状と寸法を図-2.2 に示す。材料として SM400A を使用し、平面寸法は長さ 290 mm×幅 200 mm，板厚は 9 mm，16 mm，25 mm の 3 種類とした。ミルシートによる鋼板の機械的性質と化学組成を表-2.1 に示す。供試体は，鋼板製造時の圧延や供試体製作時の切断などによる残留応力を除去するため，電気炉で 630 °C に加熱し，6 時間保持した後に炉冷して焼鈍した。本研究の目的は，塗膜剥離を想定した高周波誘導加熱による変形や残留応力に及ぼす影響を明らかにすることであり，塗膜の剥離性は対象としていないため，供試体には防食塗装を施していない。

表-2.1 鋼板の機械的性質および化学組成

板厚	機械的性質			化学組成				
	降伏応力	引張強度	伸び	C	Si	Mn	P	S
	(N/mm ²)	(N/mm ²)	(%)	(mass %)				
9	326	444	34	0.08	0.24	0.85	0.012	0.004
16	334	474	30	0.14	0.17	0.60	0.020	0.005
25	259	416	34	0.08	0.22	0.86	0.018	0.008

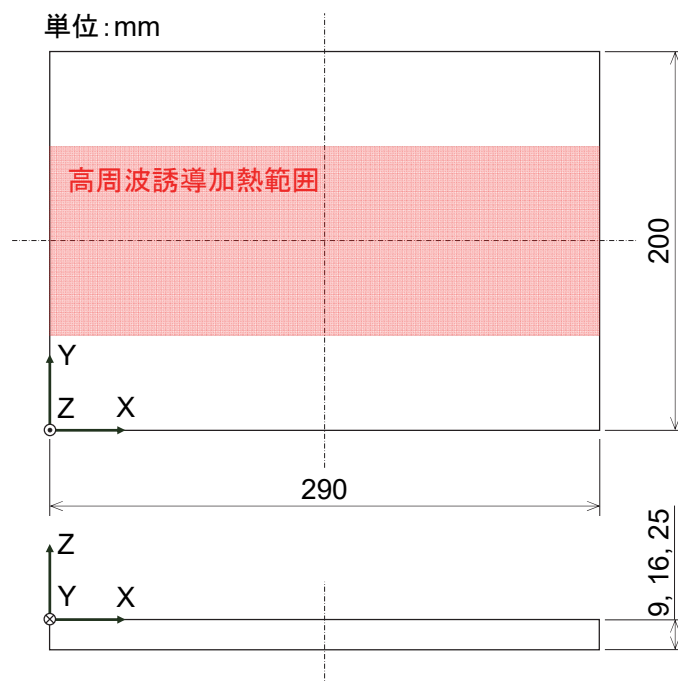


図-2.2 実験供試体の形状および寸法

2.2 実験方法

加熱状況を図-2.3 に示す。加熱に使用した高周波誘導加熱装置は、塗膜剥離専用の装置であり、出力 50 kW、周波数 15～40 kHz である。図-2.4 に示すように、インダクションヘッドの寸法は 100 mm×50 mm であり、走行用の車輪が両端に設置されている。内部にはコイルとして 8 mm 角の銅管が C 字形に配置され、外寸は 80 mm×40 mm である。加熱は供試体の表面のみとした。

装置の走行方向を図-2.5 に示す。本研究における目標加熱温度は、実構造物における塗膜剥離が可能な鋼材表面の加熱温度を参考に 150～250 °C とした⁹⁾。インダクションヘッドの車輪を供試体表面あるいは供試体上に設置したガラス板表面に接地させながら、高周波誘導加熱装置を供試体右端部から左端部に走行させて加熱した。各供試体を加熱した際の装置の平均走行速度を表-2.2 に示す。なお、高周波誘導加熱装置の操作は、鋼桁腹板の加熱を想定し、実施工において高周波誘導加熱による塗膜剥離の経験を有する技術者が実施した。

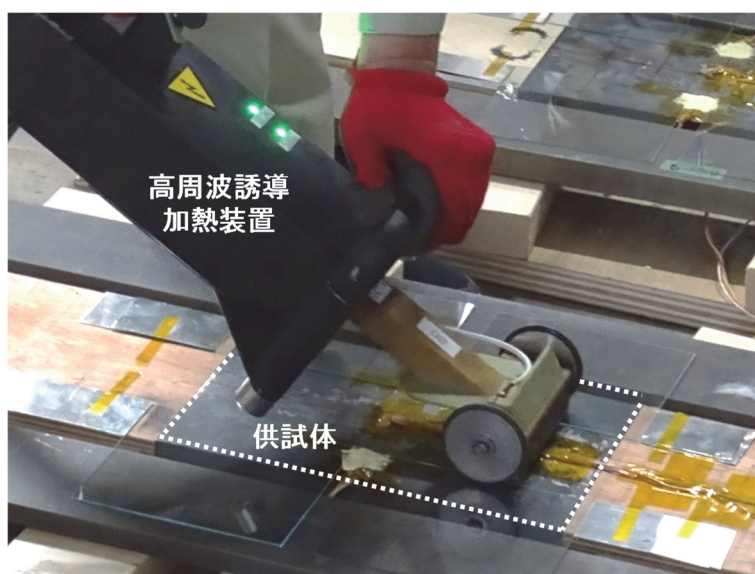


図-2.3 供試体の加熱状況

表-2.2 高周波誘導加熱装置の平均走行速度 (mm/s)

板厚 (mm)	ガラス厚 (mm)			
	なし-1	なし-2	1	2
9	27.6	25.5	23.6	20.8
16	23.8	22.1	22.8	26.6
25	25.6	27.4	20.5	23.3

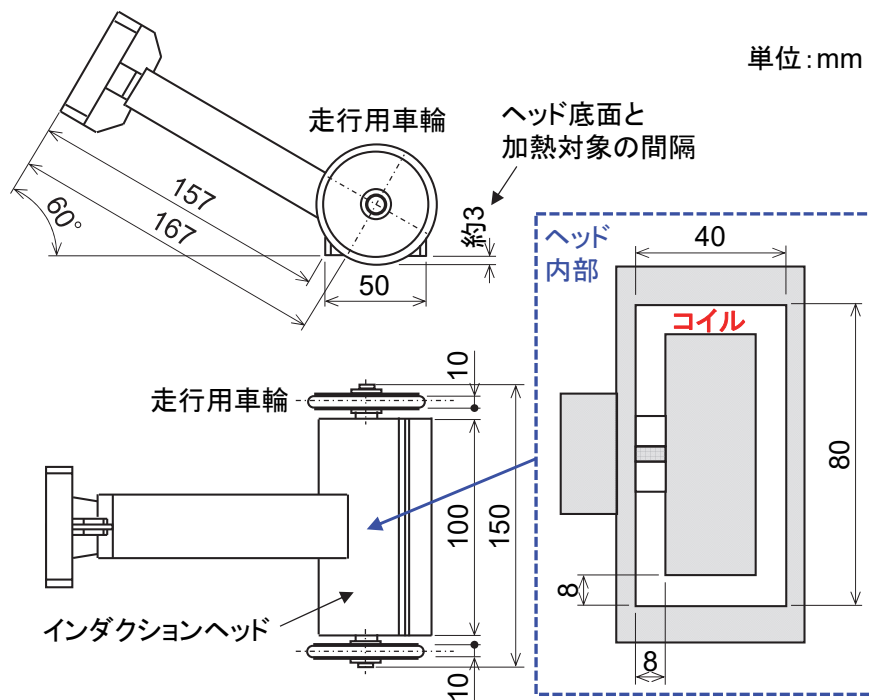


図-2.4 高周波誘導加熱装置

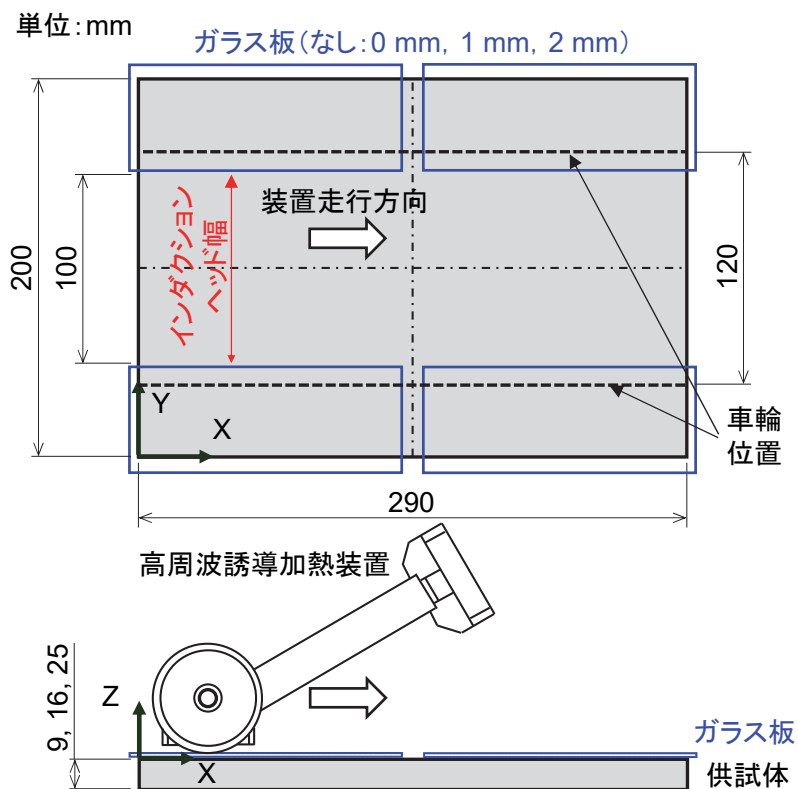


図-2.5 高周波誘導加熱装置の走行方向

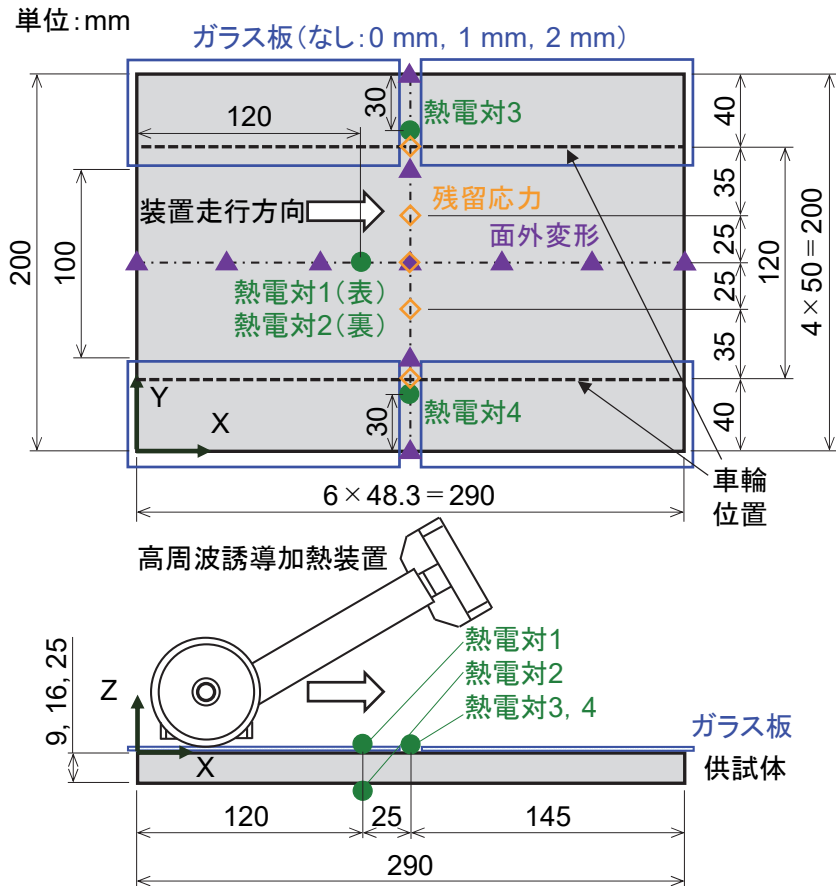


図-2.6 熱電対の設置位置および面外変形と残留応力の測定位置

熱電対の設置位置および面外変形と残留応力の測定位置を図-2.6に示す。

熱電対は、供試体1体あたり4箇所を設置し、温度履歴を測定した。熱電対の被覆を含めた直径は約2 mmであり、インダクションヘッドの底面が熱電対に乗り上げると、インダクションヘッド内のコイルと供試体表面の距離が変化してしまうことから、インダクションヘッドの底面が供試体表面から約3 mm離れるように車輪の径を調整した。供試体のインダクションヘッド走行開始側端部から120 mm離れた幅方向中央の加熱面に熱電対1、その裏面に熱電対2を設置した。車輪の位置と干渉しないように、供試体の幅方向端部から30 mm離れた長さ方向中央の加熱面に熱電対3, 4を設置した。また、測定には、高周波誘導加熱によるノイズの発生が小さいことが確認されている高速データロガー（東京測器研究所製、TDS-630）を用いた。

面外変形の測定にはダイヤルゲージを用いた。初期面外変形および加熱後の面外変形は、供試体の長さ方向と幅方向の中央（ $X=145$ mm, $Y=100$ mm）の位置を加熱前後に3回ずつ測定した平均値とした。面外変形の基準は、供試体長さ方向両端（ $X=0$ mm, $X=290$ mm）の2点とした。

残留応力の測定にはX線回折装置（パルステック工業製 μ -X360s）を用い、測定箇所のミルスケール（酸化被膜）はベルトサンダーで除去した。ただし、ベルトサンダーによるミルスケールの除去では、鋼板供試体の表面に高い圧縮応力が導入されたため、電解液に飽和食塩水を用いた電解研磨で圧縮応力の除去を行った。事前の検討により、研磨深さと残留応力は図-2.7に示す関係を確認し、研磨深さは200 μ mを目標値とした。

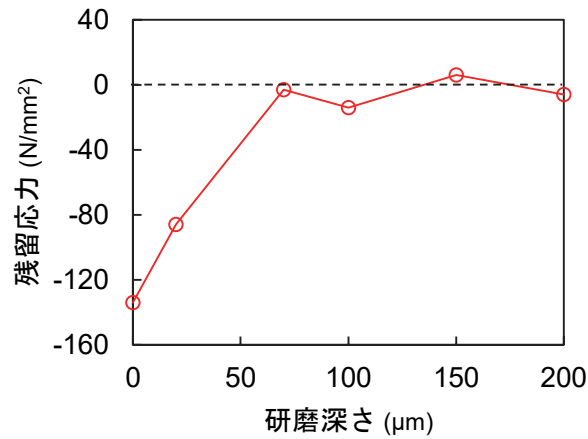


図-2.7 研磨深さと残留応力の関係

表-2.3 実験を行った板厚とガラス厚および供試体数

		ガラス厚 (mm)		
		0 (なし)	1	2
板厚	9	2 体	1 体	1 体
	16	2 体	1 体	1 体
	25	2 体	1 体	1 体

実構造物では剥離する塗膜の膜厚により、インダクションヘッド内のコイルと鋼材表面の距離が変化する。実験では、供試体に塗装を施していないが、図-2.5 に示すように供試体の四隅にガラス板を敷設し、ガラス板の厚さを変えることで膜厚の違いによる影響を検討した。装置の車輪が円滑に走行するように、ガラス板とガラス板の間は石膏で段差が生じないように補間した。以降、供試体の鋼板の厚さを板厚、ガラス板の厚さをガラス厚とする。実験を行った板厚とガラス厚の一覧を表-2.3 に示す。板厚 9 mm, 16 mm, 25 mm の 3 種類に対し、ガラス厚 0 mm (ガラス板なし), 1 mm, 2 mm の 3 種類の組合せで検討を実施した。ただし、ガラス板なしの供試体は、インダクションヘッドの底面が熱電対に接触して熱電対が外れる場合があることから、データ数を確保する目的で 2 体の供試体に対して加熱を行った。

2.3 実験結果

(1) 温度履歴

各板厚の温度履歴を図-2.8～図-2.10 に示す。板厚 25 mm のガラス板なしの供試体 1 体において、装置が熱電対に接触して装置の走行が円滑に行えず、明らかに速度の遅速が生じた。適切な温度履歴が得られなかったことから、この供試体の結果は除いている。各供試体とも、最高温度は 157 °C～260 °C 程度であり、概ね目標とした 150～250 °C で加熱することができた。いずれの供試体も、加熱後 200 秒が経過した時点で各熱電対の温度履歴が収束し、加熱後 500 秒以降は 4 箇所の熱電対の温度差は供試体ごとにそれぞれ 5°C 未満となった。ガラス厚 1 mm と 2 mm の場合は、装置の移動方向前後のガラス板の隙間を石膏で補完したが、この隙間部分を車輪が通過する際に、わずかに車輪が停留する傾向が見られた。

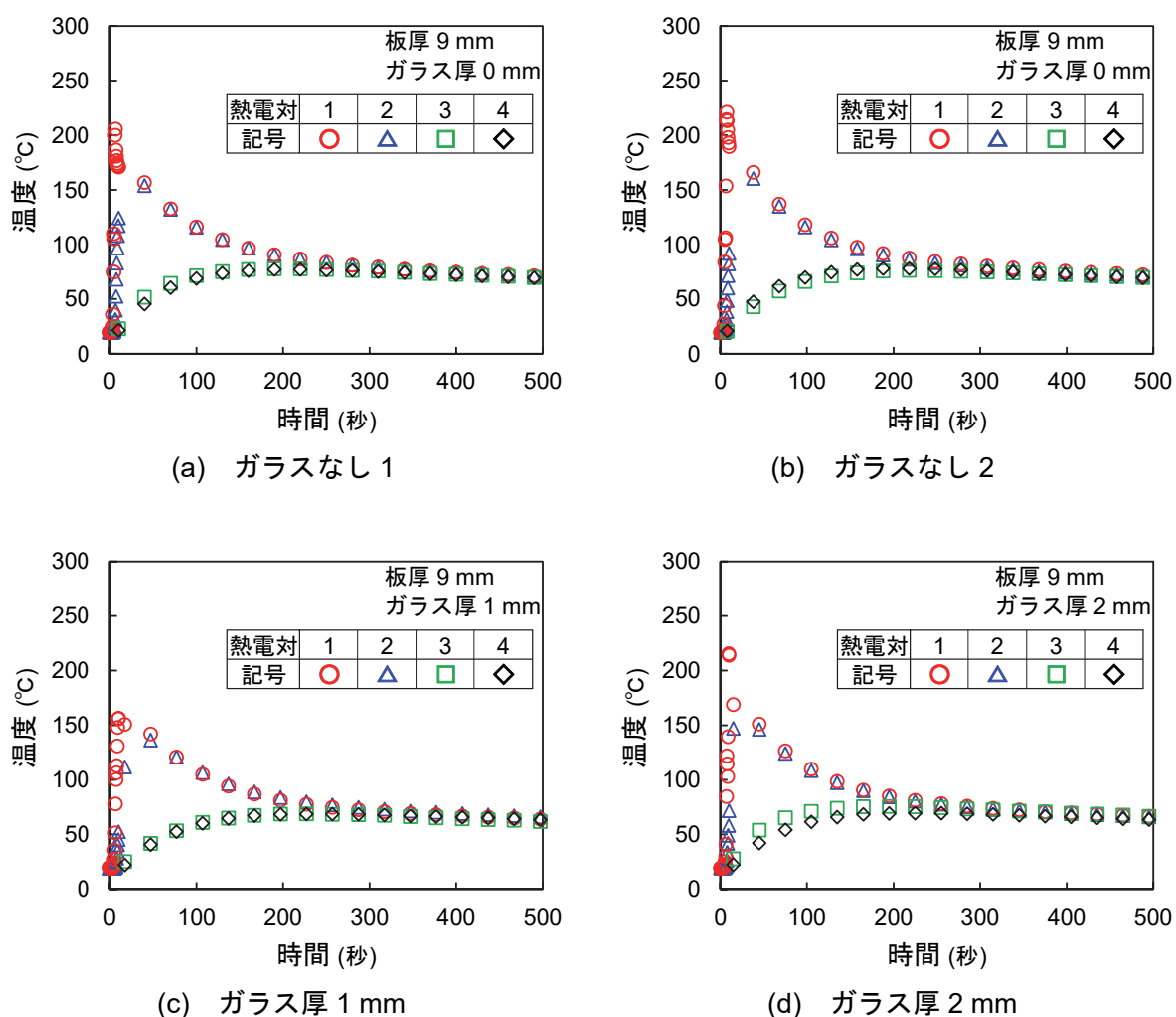
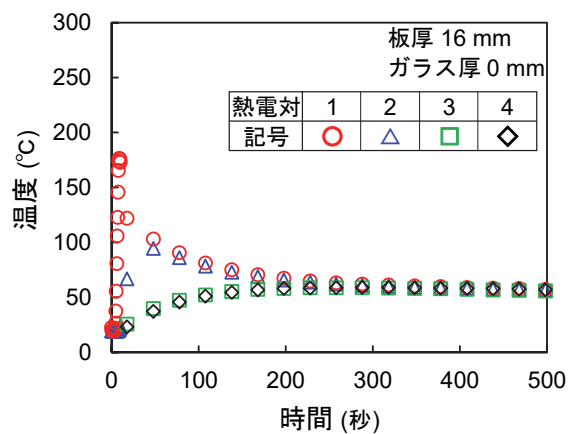
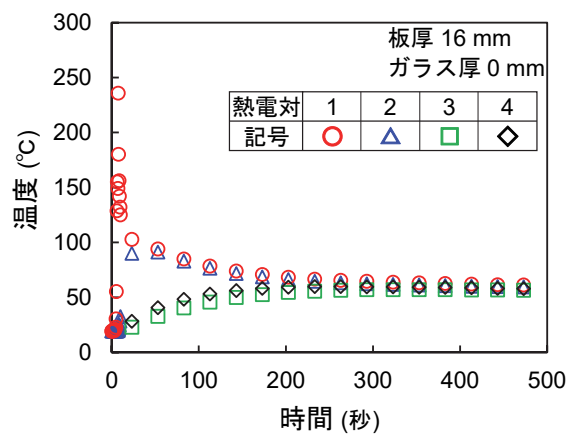


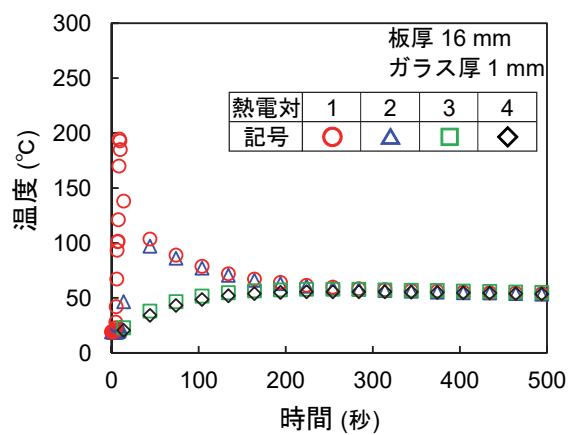
図-2.8 板厚 9mm の温度履歴



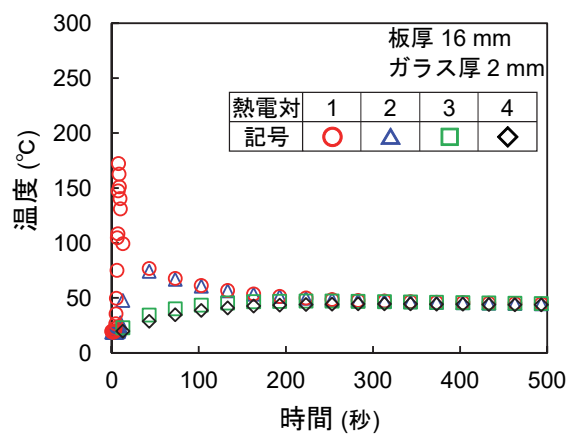
(a) ガラスなし 1



(b) ガラスなし 2

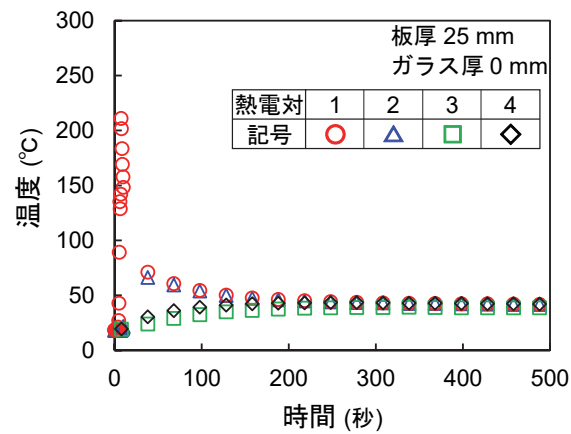


(c) ガラス厚 1 mm

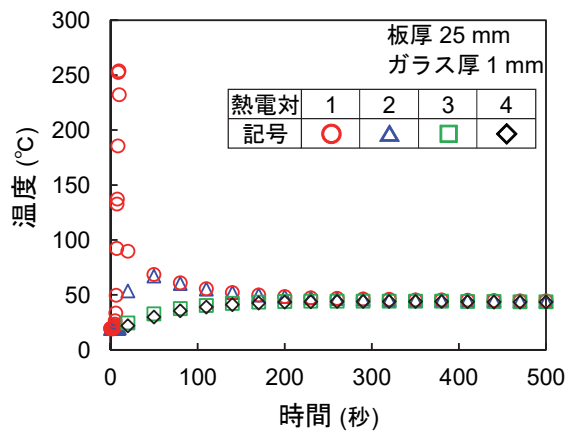


(d) ガラス厚 2 mm

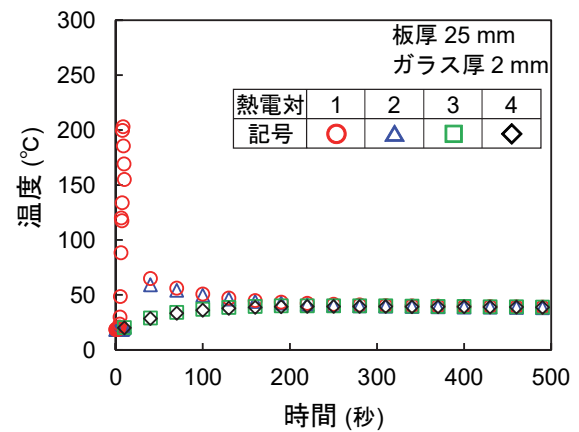
図-2.9 板厚 16mm の温度履歴



(a) ガラスなし



(b) ガラス厚 1 mm



(c) ガラス厚 2 mm

図-2.10 板厚 25mm の温度履歴

表-2.4 各供試体の加熱時間

加熱時間 (s)		ガラス厚 (mm)			
		なし 1	なし 2	1	2
板厚 (mm)	9	12.49	13.54	14.60	16.56
	16	14.47	15.63	15.12	12.97
	25	13.45	12.60	16.83	14.85

高周波誘導加熱では、コイルと鋼板との距離が離れると磁場が減衰する。このため、ガラス厚が大きくなる程、最高温度が低くなると予測される。また、一定の入熱量が供試体に与えられた場合は、板厚が大きくなるに従い熱容量も大きくなるため、供試体の温度は低くなると予測される。しかし、ガラス厚と最高温度、および板厚と最高温度には、図-2.11 に示すように明瞭な関係は得られなかった。これは、加熱時の高周波誘導加熱装置の走行において、熱電対 1 とインダクションヘッド底面の接触やガラス板の隙間を車輪が通過する際の停留により、走行速度が不均一となり、測定誤差が生じたことが原因であると考えられる。各供試体の加熱に要した時間は、表-2.4 に示すようにばらつきがあった。そこで、熱電対 1 の最高温度だけではなく、供試体全体の平均的な入熱量を用いて評価することとし、加熱時間あたりの平均温度上昇を式(1)により算出して、ガラス厚ごとに整理した。

$$T_{av} = \frac{\sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^{500} (T_{E_{ij}} - T_{E_{i0}})}{3 \times 500 \times t_h} \quad (1)$$

ここに、 T_{av} ：加熱時間あたりの平均温度上昇 (°C/s)

$T_{E_{ij}}$ ：実験で測定された温度 (°C)

$T_{E_{i0}}$ ：各熱電対の初期温度 (°C)

i ：熱電対の番号を示す指数 ($i = 1 \sim 3$)

j ：温度測定の時刻を示す係数 ($j = 1 \sim 500$)

t_h ：加熱時間 (s)

分母は、空間的な熱電対の個数、時間的な測定数、加熱時間の積であり、供試体ごとに異なる装置の移動速度による加熱時間のばらつきを平準化した。熱電対 3 と 4 は供試体の対称な位置に設置されており、測定された温度履歴も概ね一致していたことから、 $i=1 \sim 3$ とした。 j は全ての熱電対の温度差が 5°C 未満に収束した 500 秒までを 1 秒単位とした。

ガラス厚と加熱時間あたりの平均温度上昇の関係を図-2.12 に示す。ガラス厚の増大でコイルと鋼板との距離が離れるに従い、平均温度上昇が減少する結果が 3 種類の板厚全てで得られた。式(1)の平均温度上昇を用いて実験結果を整理することにより、予測した傾向を説明することができた。

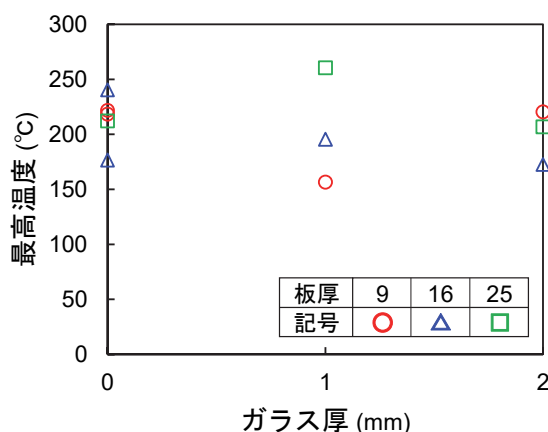


図-2.11 ガラス厚と最高温度の関係

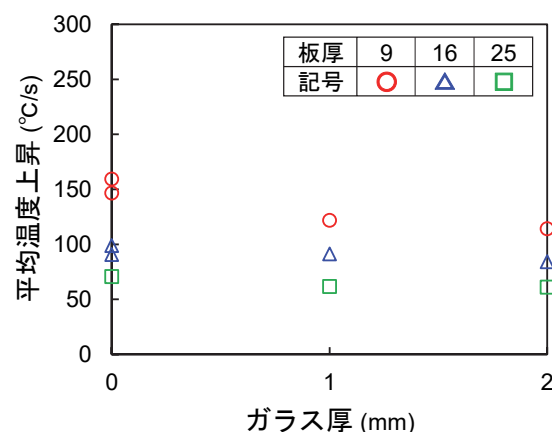
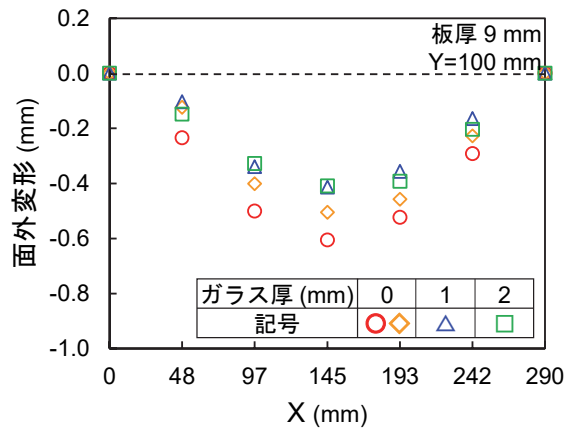


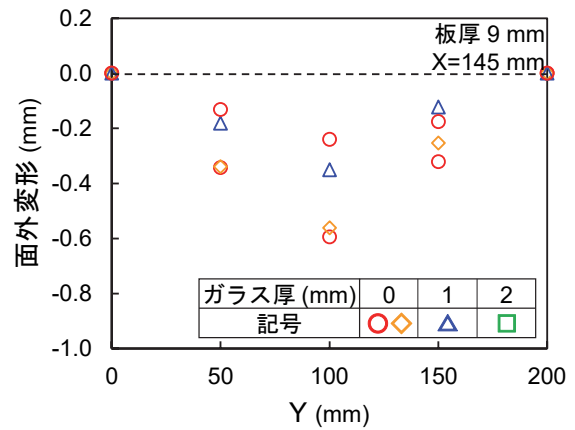
図-2.12 平均温度上昇とガラス厚の関係

(2) 面外変形

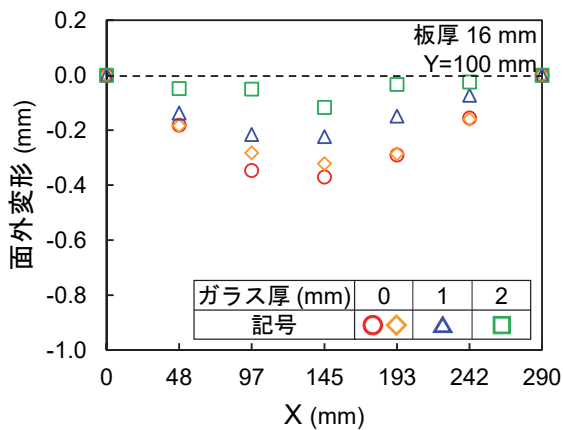
加熱後の供試体の形状から加熱前の初期形状を減じて求めた、加熱後の残留面外変形の分布を図-2.13に示す。なお、板厚 9 mm および 16 mm のガラス板なし供試体は 2 体の測定結果を示しているが、板厚 25 mm のガラス板なし供試体は 1 体のみの結果を示している。



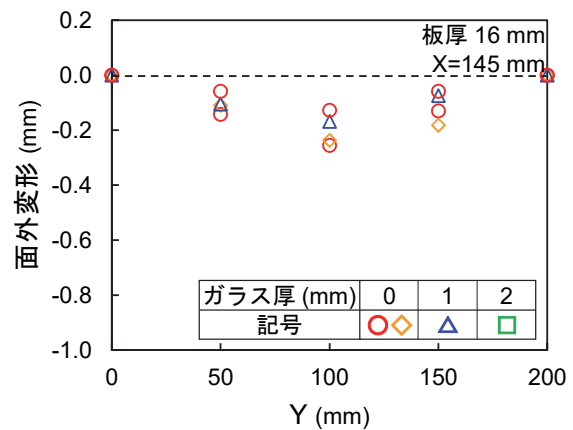
(a) 板厚 9 mm 長さ方向 (X 方向)



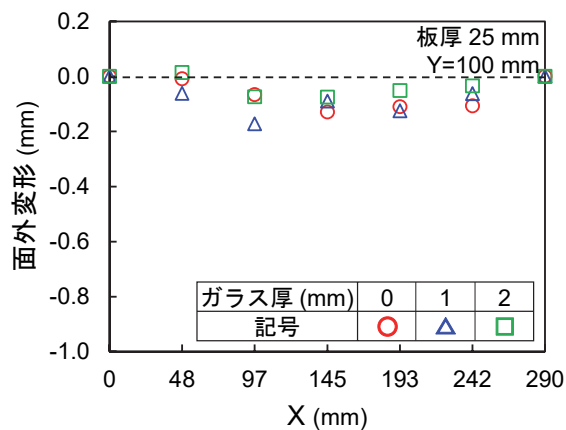
(b) 板厚 9 mm 幅方向 (Y 方向)



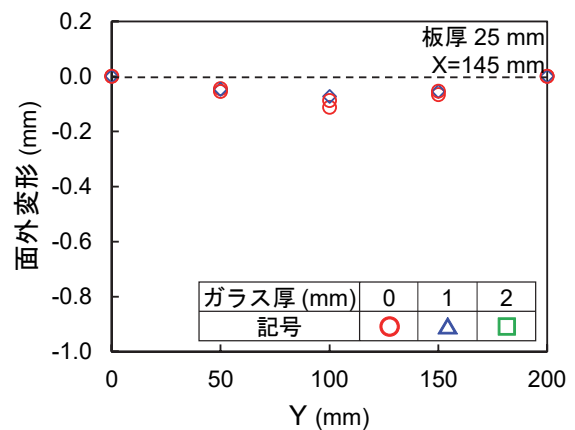
(c) 板厚 16 mm 長さ方向 (X 方向)



(d) 板厚 16 mm 幅方向 (Y 方向)



(e) 板厚 25 mm 長さ方向 (X 方向)



(f) 板厚 25 mm 幅方向 (Y 方向)

図-2.13 残留面外変形の分布

各供試体の加熱前の初期面外変形は 0.2 mm 以下であり，特定の方向に凹凸しているなどの傾向は見られなかった。残留面外変形は，全ての板厚において下に凸の傾向を示し，ガラスなしの場合が最大となった。板厚が大きい程面外変形が小さくなり，それぞれの板厚における最大値は，板厚 9 mm が 0.6 mm，板厚 16 mm が 0.4 mm，板厚 25 mm が 0.2 mm であった。

高周波誘導加熱では鋼板の表面付近のみが加熱されることから，加熱面の温度は大きく上昇するが，裏面の温度上昇は小さい。加熱時に加熱面側は熱膨張で伸びようとするが，温度上昇による剛性の低下から，温度上昇の小さい裏面側に拘束されて伸びは生じにくい。一方，冷却過程では加熱面側の温度が低下すると，剛性の回復とともに熱収縮することから，加熱面側は加熱前の状態よりも縮んで短くなる。これが，下に凸の面外変形が残留した原因であると推察される。また，板厚が大きいと供試体の曲げ剛性が大きいいため残留面外変形が小さくなり，ガラス厚が小さいと入熱量が多くなるためガラスなしの供試体の残留面外変形が大きくなったと考えられる。

(3) 残留応力

加熱後の残留応力の分布を図-2.14 に示す。なお，板厚 9 mm および 16 mm のガラス板なし供試体は 2 体の測定結果を示しているが，板厚 25 mm のガラス板なし供試体は 1 体のみの結果を示している。

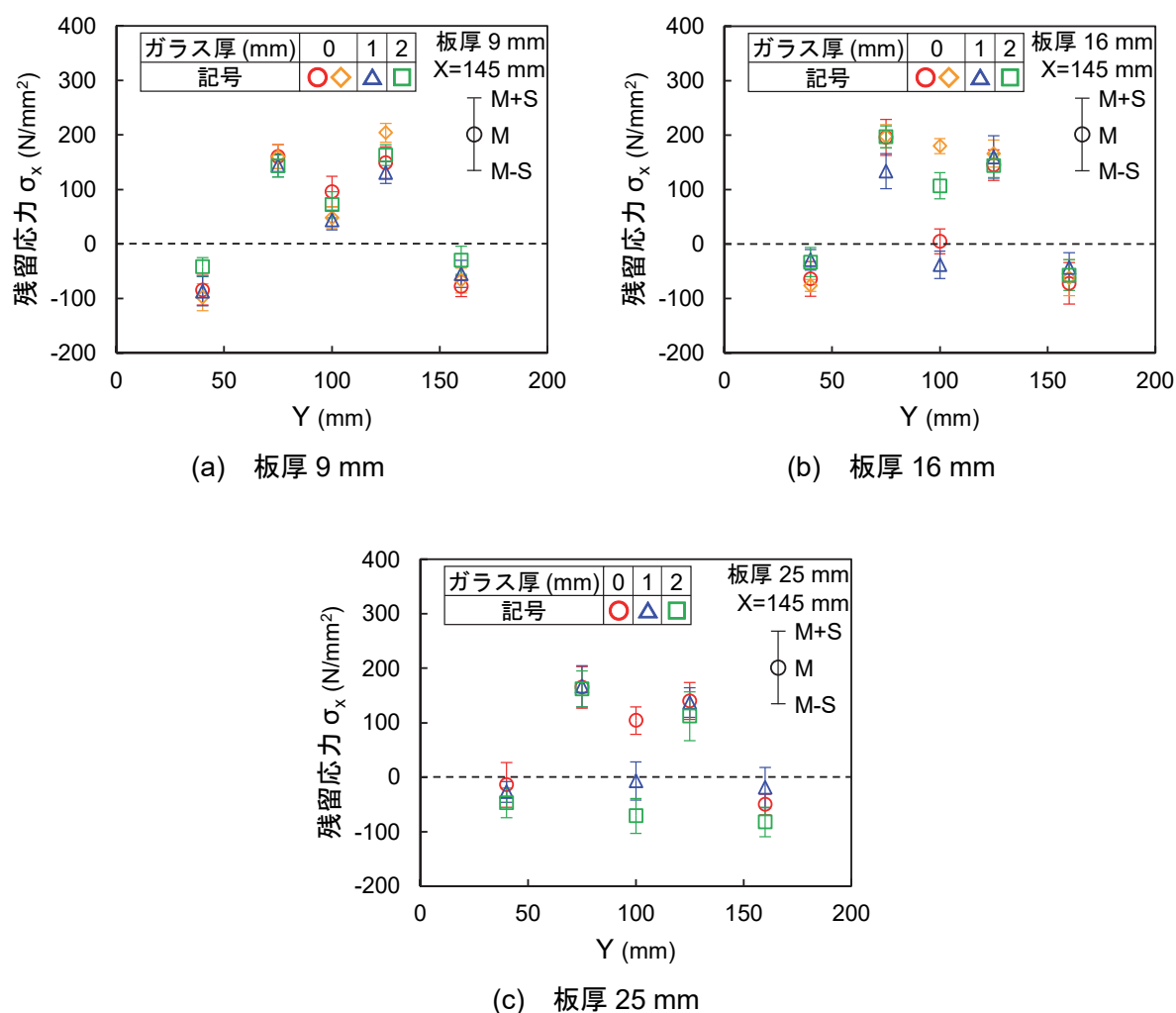


図-2.14 残留応力の分布

各供試体とも、Y=40 mm と 160 mm の位置はインダクションヘッド幅の外側であり、残留応力は圧縮となった。また、Y=75 mm と 125 mm の位置はインダクションヘッド幅の内側であり、残留応力が引張となった。加熱時に、インダクションヘッド幅の内側は加熱されて熱膨張するが、外側の非加熱部に拘束されるため、加熱部に圧縮塑性ひずみが生じた。冷却過程では、熱収縮が非加熱部に拘束され、加熱部には引張応力が残留したと考えられる。

板厚 9 mm を除き、Y=100 mm である供試体の幅方向中央では、残留応力に大きなばらつきが生じていた。また、この位置の残留応力は、同じインダクションヘッド幅の内側にある Y=40 mm や 160 mm の位置と比較して引張応力が小さく、板厚 16 mm と 25 mm のガラス厚 2 mm では圧縮応力となっていた。インダクションヘッド内に設置されているコイルの形状は、図-2.4 に示すような C 形をしており、インダクションヘッド中央はコイルが存在しない部分がある。このため、供試体の幅方向中央では加熱に温度差が生じ、残留応力にばらつきが生じた可能性が考えられる。

残留応力のばらつきが小さい非加熱部の Y=40 mm と 160 mm について、各供試体の残留圧縮応力の平均値を表-2.5 に示す。板厚 25 mm のガラス厚 2 mm を除き、板厚が同じ場合は、ガラス厚が小さいと残留した圧縮応力が大きな傾向があった。また、ガラス厚が同じ場合は、板厚が小さいと残留した圧縮応力が大きな傾向があった。非加熱部では加熱部に残留した引張応力とつり合うかたちで圧縮応力が残留したと推察される。

表-2.5 非加熱部の圧縮残留応力の平均値

非加熱部の 圧縮残留応力の平均値 (N/mm ²)		ガラス厚 (mm)			
		0		1	2
板厚 (mm)	9	-81	-82	-71	-36
	16	-68	-69	-45	-36
	25	-32	—	-23	-65

3. 熱弾塑性解析による実験のシミュレーション

高周波誘導加熱装置のインダクションヘッド内に設置されているコイル形状を考慮したモデルを構築し、熱弾塑性解析による鋼板加熱実験のシミュレーションを実施して、変形および残留応力の生成機構を明確にした。

3.1 解析モデル

高周波誘導の加熱現象を有限要素法による熱弾塑性解析で再現するためには、コイル内を流れる高周波と電流によって生じる磁場、磁場が鋼板を通過する際に生じる誘導電流、そして誘導電流により生じる抵抗発熱などの現象を忠実に再現する必要がある。しかし、これらの複雑な過程を解析するには、電磁場解析による複雑な計算をおこなう必要がある。このため、本研究では、電磁場解析が必要となる磁場の再現等は省略し、モデル表面に抵抗発熱に相当する熱を与える方法により、高周波誘導の加熱現象を擬似的に再現することとした。

解析には、汎用有限要素解析ソフトである Abaqus Ver. 6. 14 の熱弾塑性解析を使用した。解析モデルを図-3.1 に示す。5 mm×5 mm の4節点シェル要素を使用し、板厚方向の積分点数は5点とした。積分方法にはシンプソン則を適用した。座標原点でX, Y, Z軸の各軸方向変位と各軸まわり回転を拘束する力学的な境界条件と、表面から気温 20℃の空气中へ熱伝達する熱的な境界条件を設定した。なお、薄いガラス板の断熱効果は小さいと考え、ガラス板の有無に関わらず空气中に熱伝達するものとした。材料の機械的性質および物理定数の温度依存性は、既往の文献^[8,9]を参照して、図-3.2 に示す値を使用した。降伏条件はミーゼスの条件、硬化則は等方硬化則とした。

モデルの初期変形は、鋼板加熱実験で測定した初期面外変形を考慮した。実験ではX, Y方向に50 mm 間隔（ただし、X方向端部は45 mm）で初期面外変形を測定しており、対応するモデル節点のZ座標は測定結果に合わせた。また、測定点以外は近傍の測定点を線形補完した。なお、初期残留応力は考慮しなかった。

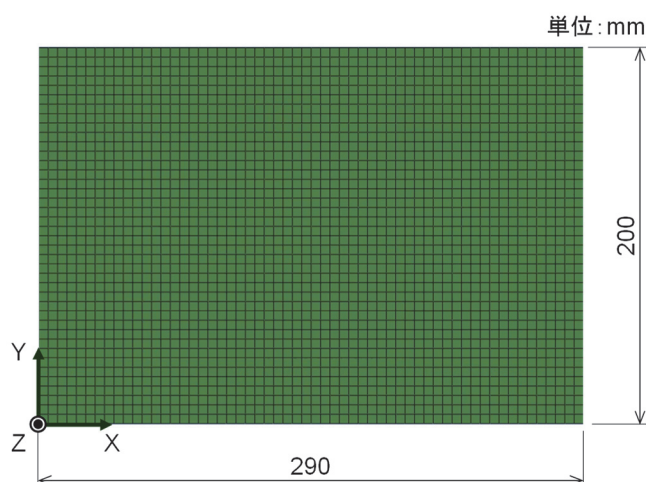
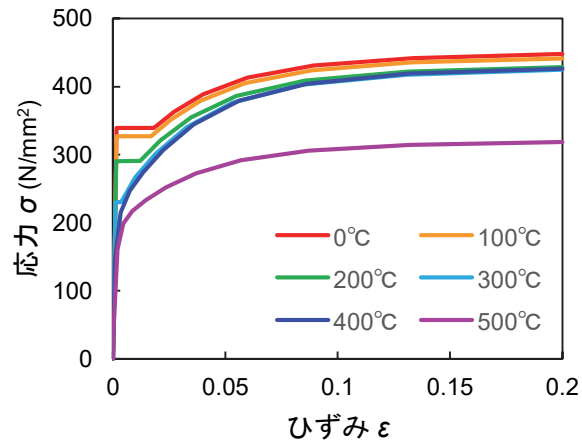
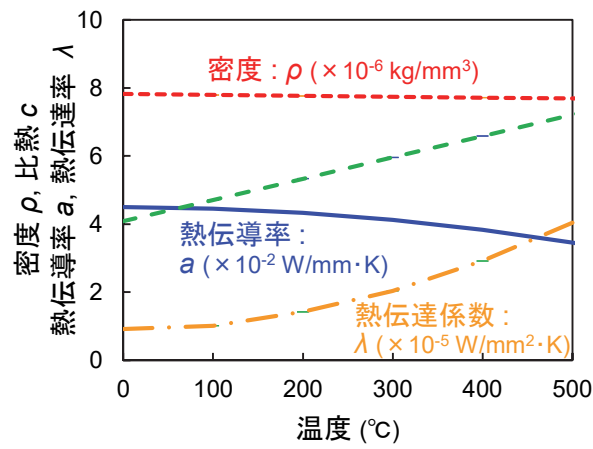


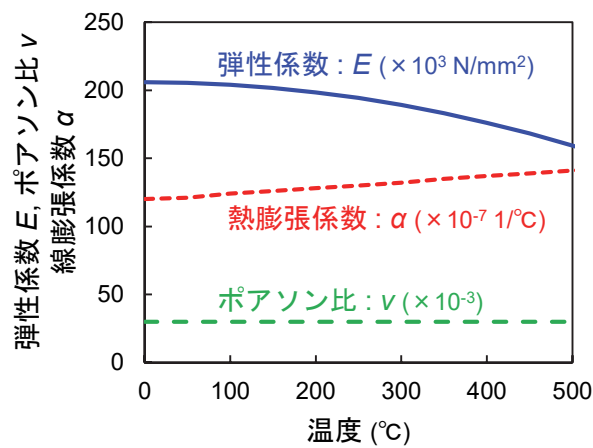
図-3.1 解析モデル



(a) 応力-ひずみ関係



(b) 物理定数および熱伝達率



(c) 弾性係数, ポアソン比, 線膨張係数

図-3.2 材料の機械的性質および物理定数の温度依存性

3.2 入熱方法

(1) 入熱領域の形状

高周波誘導加熱では、コイルに近接する鋼材の表面付近に抵抗発熱が生じる。本研究で使用した高周波誘導加熱装置では、インダクションヘッドの内部に図-3.3の形状をしたC字形のコイルが配置されている。インダクションヘッド底面に接する鋼板のうち、コイル直下が局所的に加熱されるため、解析における加熱領域はコイルの形状を考慮する必要がある。そのため、図-3.4に示す位置に熱電対を取り付けた長さ240 mm×幅185 mm×厚さ25 mmの鋼板供試体を用意して、中央にインダクションヘッドを固定したまま11秒間加熱し、コイル直下の温度分布を調べた。加熱後は常温までの冷却過程の温度履歴を測定した。

加熱終了後の供試体表面の状態と、加熱後11秒で最高温度に達した時点のコンター図を図-3.5に示す。インダクションヘッドの底面寸法は100 mm×50 mmであるが、想定したようにコイルの直下の温度が上昇した。また、加熱後の鋼板はコイルの幅より両側に5 mm程度広い範囲が変色しており、コイル幅よりも少し広い範囲が加熱されたと推察された。さらに、供試体表面はO字形に鋼板が変色したが、C字形でコイルの無い部分の最高温度は他の部分と比べて少し低い結果となった。これらの特徴を踏まえ、解析では図-3.6に示す形状を加熱領域として決定した。

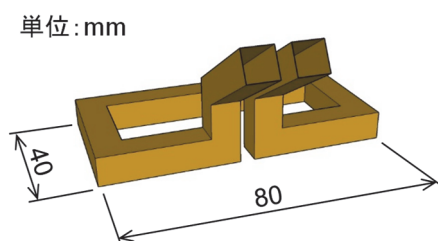


図-3.3 コイルの形状

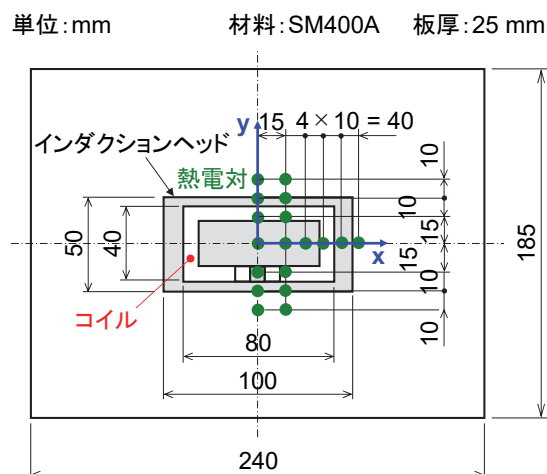


図-3.4 入熱領域決定用の供試体

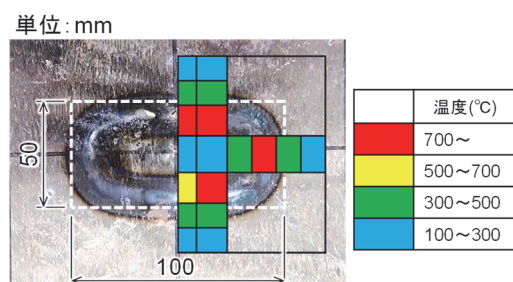


図-3.5 供試体表面と最高温度コンター

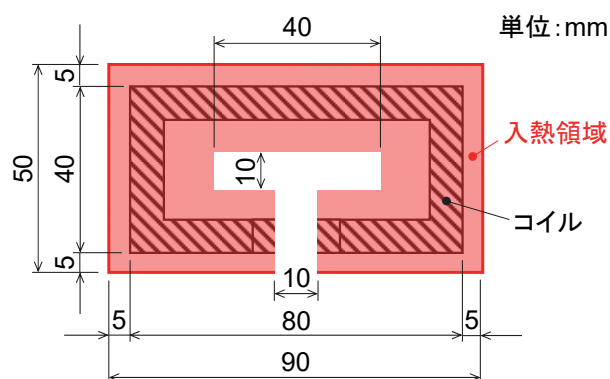


図-3.6 入熱領域の形状

(2) 入熱領域の移動

鋼板加熱実験では、高周波誘導加熱装置を移動させながら供試体を加熱した。そのため、解析で装置の移動を考慮する方法として、図-3.7 に示すように加熱位置を各計算ステップ移動させた。計算ステップごとに、左端部から右端部へ 5 mm ずつ加熱領域を移動させ、逐次加熱した。この時の各計算ステップの時間は、ステップごとの移動距離 5 mm を鋼板加熱実験で得られた装置の平均速度で除した時間とした。

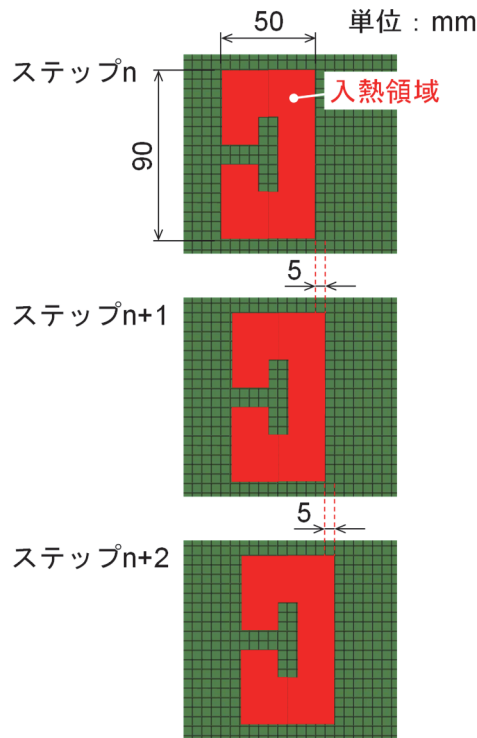


図-3.7 加熱領域の移動方法

(3) 入熱深さおよび入熱量

高周波誘導加熱では、表皮効果と呼ばれている磁場が導体の内部に浸透するに従って指数関数的に減衰する現象がある。渦電流も表皮効果に起因して深さ方向に $1/e$ 倍 (e は自然対数) で減衰する。渦電流が表面における値に対して $1/e$ 倍となる深さを浸透深さと呼び、式(2)の浸透深さ δ で定義される^[10]。

$$\delta = 503 \sqrt{\frac{\rho}{\mu_r \times f}} \quad (2)$$

ここに、 ρ : 比透磁率

μ_r : 抵抗率 ($\Omega \cdot m$)

f : 周波数 (Hz)

比透磁率 $\rho = 1326$, 鋼の抵抗率 $\mu_r = 16.4 \times 10^{-8} \Omega \cdot m$, 高周波電源の周波数 $f = 15 \times 10^3 \sim 40 \times 10^3$ Hz より、 $\delta = 0.03 \sim 0.05$ mm となる。よって、本研究の条件における加熱では、発熱するのは鋼板表面のごく浅い部分のみであり、解析ではモデルの表面から熱流束を与えることにした。

入熱量となる熱流束の大きさを決定するため、鋼板加熱実験で得られた温度履歴を試行的に再現した。解析と実験の温度差の絶対値 D °C は式 (3) により求めた。

$$D = \frac{\sum_{i=1}^3 \sum_{j=1}^{500} \sum_{k=1}^S |An_{ijk} - Ex_{ijk}|}{3 \times 500 \times S} \quad (2)$$

ここに、 An_{ijk} : 解析の温度 (°C)

Ex_{ijk} : 実験の温度 (°C)

i : 熱電対の番号を示す指数 ($i = 1 \sim 3$)

j : 温度測定の時刻を示す指数 ($j = 1 \sim 500$)

k : 供試体を示す指数 ($k = 1 \sim S$)

S : ガラス厚ごとの供試体数 (ガラスなし, 板厚 9, 16 mm : $S = 1 \sim 5$)

(ガラスなし, 板厚 25 mm : $S = 1 \sim 4$)

(ガラス厚 1, 2 mm : $S = 1 \sim 3$)

実験で得られた温度履歴には、ばらつきや熱電対の位置による誤差が含まれ、最高温度だけの比較は難しいと考えられた。そのため、加熱から全ての熱電対の温度差が 5°C 未満に収束した 500 秒までを算出の対象とした。コイルと鋼板の距離により与える熱流束の大きさを変える必要があるため、実験で得られた温度履歴と解析結果の誤差が最小となるように、ガラス厚ごとに熱流束の大きさを探索した。

解析で試行した熱流束 q J/mm²/s と解析と実験の温度差の絶対値 D °C の関係を図-2.22 に示す。ガラス厚ごとに整理した解析と実験の温度差の絶対値 D °C が最小となる熱流束として、ガラスなし, ガラス厚 1 mm, ガラス厚 2 mm で、それぞれ 3.0 J/mm²·s, 2.5 J/mm²·s, 2.3 J/mm²·s を得た。よって、ガラス厚ごとにこれらの熱流束を与えることとした。

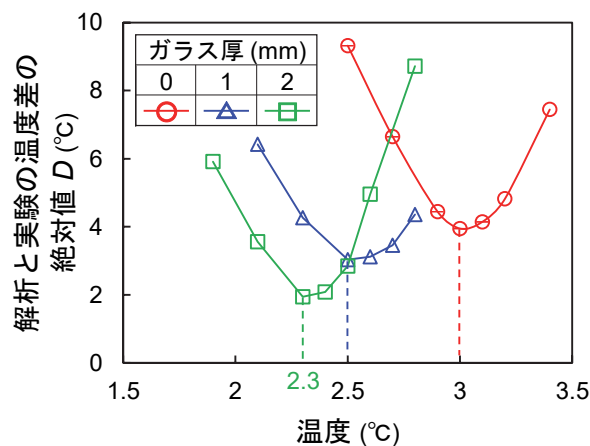


図-3.8 解析と実験の温度差と熱流束の関係

3.3 解析結果

(1) 温度履歴

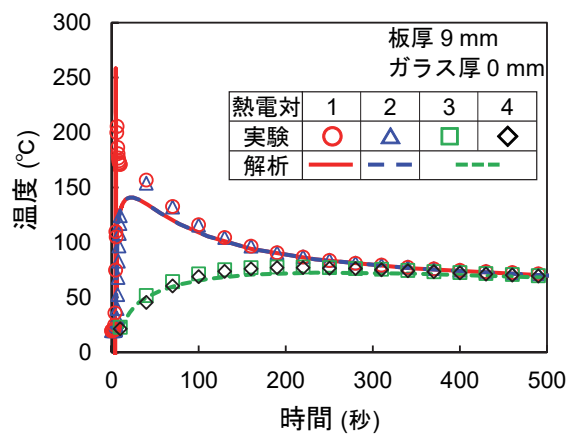
ガラス厚ごとに熱流束により与える入熱量を変えた解析で得られた温度履歴と、鋼板加熱実験の温度履歴を比較した結果を図-3.9～図-3.11に示す。なお、ガラス板なしについては、板厚 9 mm および 16 mm の供試体は 2 体の結果を比較しているが、板厚 25 mm の供試体は 1 体のみを比較している。また、熱電対 3 と熱電対 4 の解析による温度履歴は概ね同じであることから、熱電対 4 の解析値は省略している。

解析では熱電対 1 の位置を入熱領域が通過する際に、実験結果と比較して温度が急激に上昇した。この現象は、計算ステップ開始時に、熱流束として与えた熱が熱電対 1 の位置の節点を含む要素に直接入熱され、瞬間的に熱エネルギーが付与されたことが原因である。

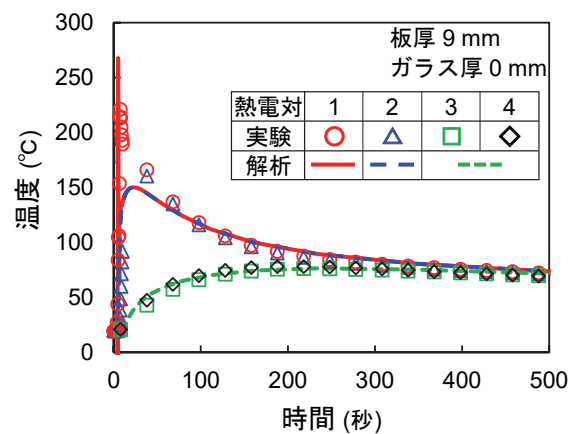
熱電対 1 の位置を入熱領域が通過した後、熱電対 1 の位置の温度は急激に低下した。板厚 9 mm の場合は、時間を空けずに、離れていく入熱領域からの熱伝導で再び熱電対 1 の位置の温度が再上昇した。同時に熱電対 2 の位置の温度も同程度まで上昇しており、板厚方向に温度が均一化された。板厚 25 mm の場合は、入熱領域が通過した後に熱電対 1 の位置の温度が再上昇する現象は見られず、熱電対 2 の位置の温度が熱電対 1 と同じまで上昇するのに、板厚 9 mm の場合よりも時間を要した。板厚が大きくなると供試体の体積が大きくなるため、入熱された熱が熱伝導により広く分散するためと推察される。

熱電対 1 の位置における最高温度は、板厚が大きくなる程、低くなると考えられるが、例えば、板厚 25 mm のガラス厚 1 mm では、板厚 9 mm、16 mm と比べて高くなった。これは、装置の走行速度を再現していることに起因し、板厚 25 mm のガラス厚 1 mm は装置の走行速度が他と比べて遅かったため、最高温度が高くなったと推察される。

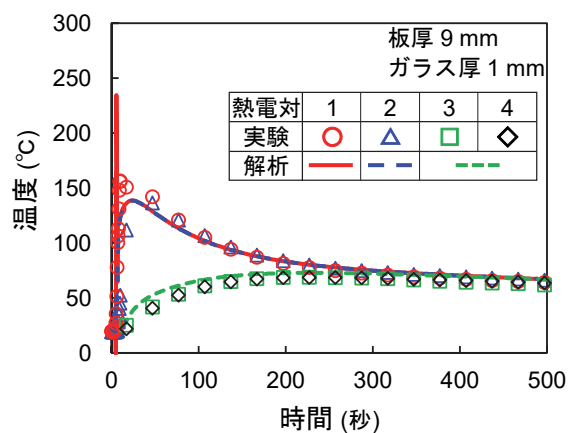
入熱領域の直下である熱電対 1 の位置において、実験と解析で最高温度の差が大きくなる部分を除き、加熱時から冷却過程までを含めた温度履歴は、解析によって実験結果を概ね再現できたと考えられる。



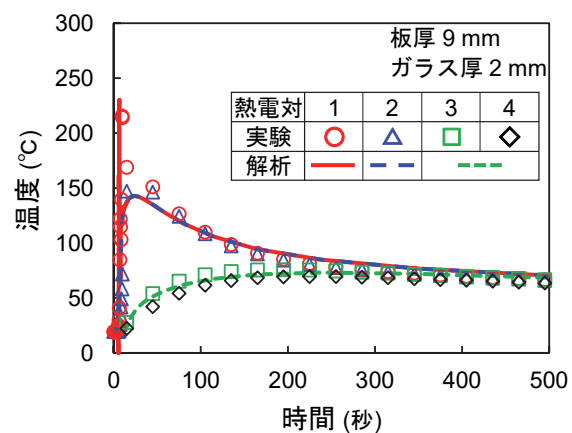
(a) ガラスなし 1



(b) ガラスなし 2

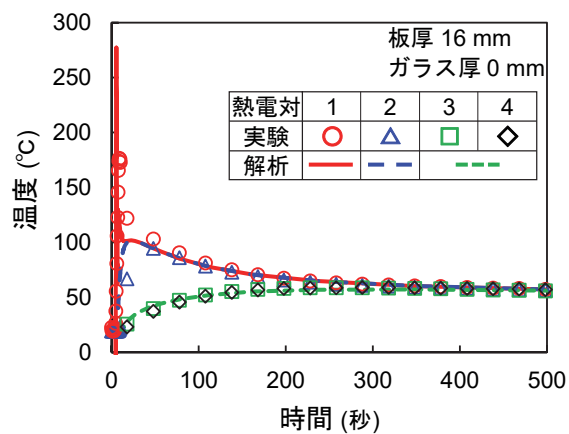


(c) ガラス厚 1 mm

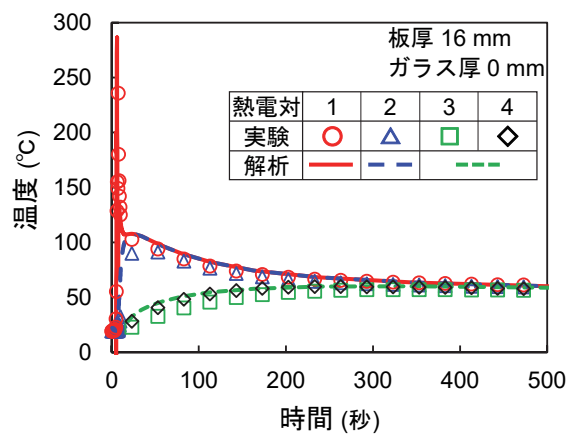


(d) ガラス厚 2 mm

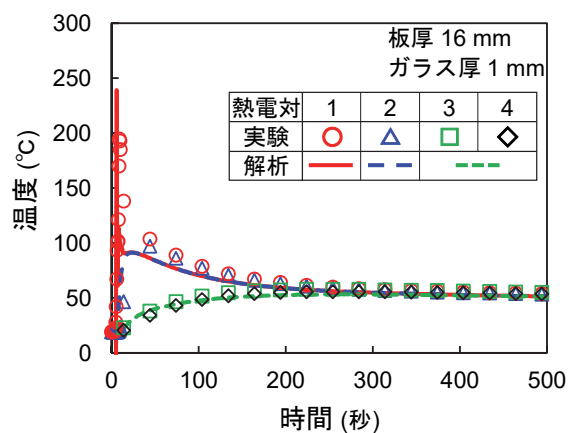
図-3.9 板厚 9mm の温度履歴の比較



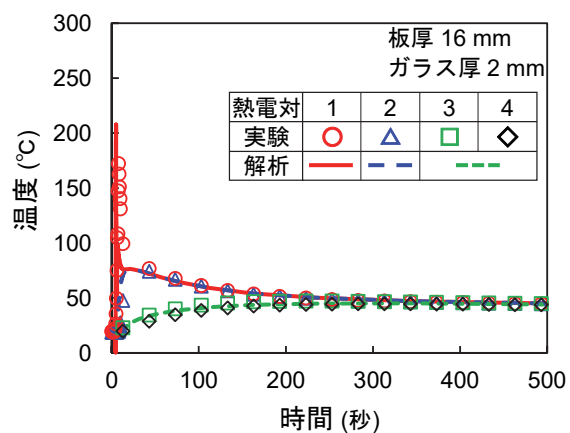
(a) ガラスなし 1



(b) ガラスなし 2

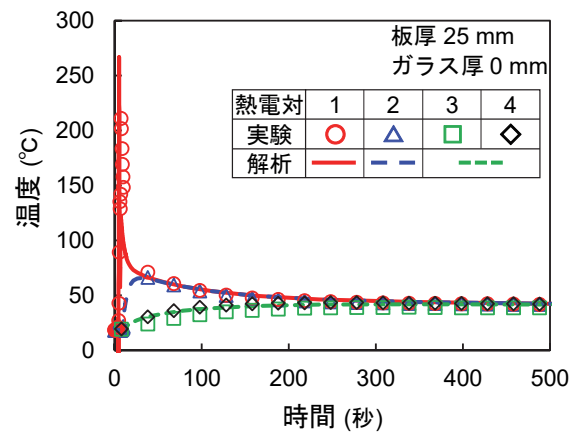


(c) ガラス厚 1 mm

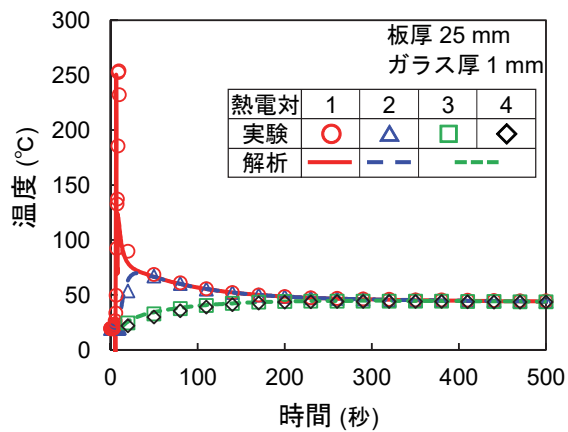


(d) ガラス厚 2 mm

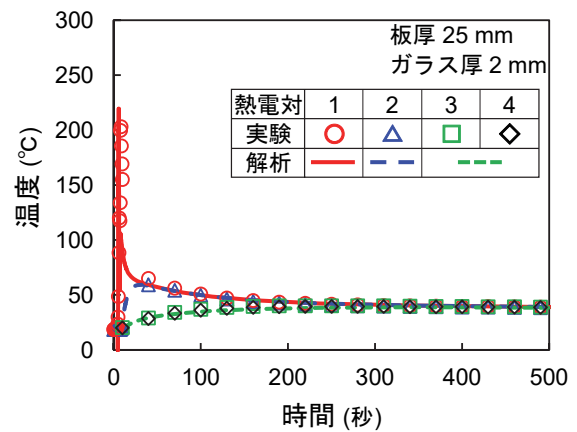
図-3.10 板厚 16mm の温度履歴の比較



(a) ガラスなし



(b) ガラス厚 1 mm



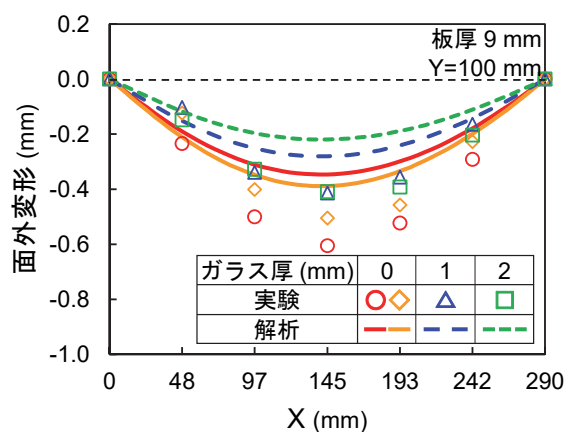
(c) ガラス厚 2 mm

図-3.11 板厚 25mm の温度履歴の比較

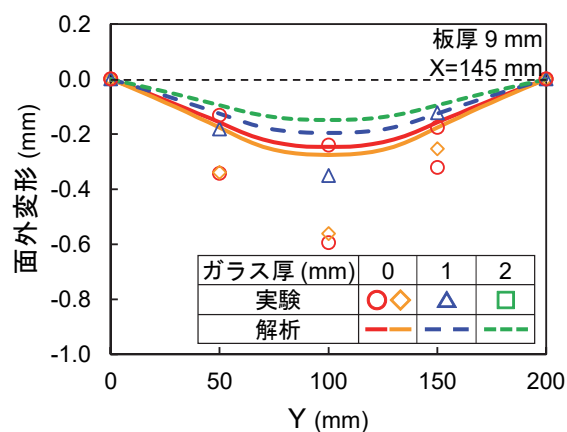
(2) 面外変形

解析によって得られた残留面外変形と、鋼板加熱実験の残留面外変形を比較した結果を図-3.12に示す。なお、ガラス板なしについては、板厚 9 mm および 16 mm の供試体は 2 体の結果を比較しているが、板厚 25 mm の供試体は 1 体のみを比較している。また、X 方向、Y 方向とも、供試体両端の変形量を 0 mm として整理しているため、供試体中央の変形量は X 方向と Y 方向で一致していない。

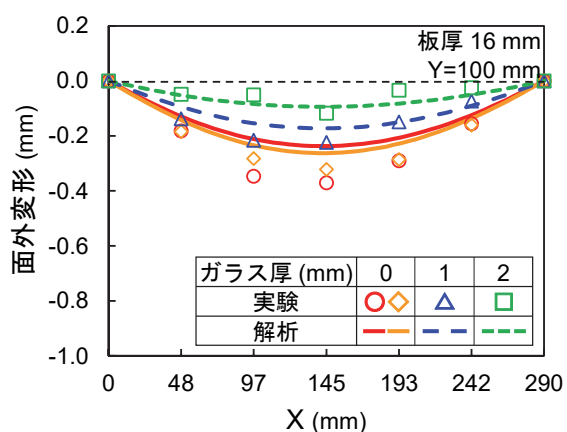
板厚 16 mm, 25 mm では、解析で得られた面外変形と実験結果の差は小さく、解析により実験結果を概ね再現できた。板厚 9 mm においては、解析で得られた面外変形が実験結果と比較して、X 方向で 0.2 mm 程度、Y 方向で 0.3 mm 程度小さくなった。全体的な変形として下に凸となる傾向を再現できたが、解析結果と実験結果の差が大きかった原因として、板厚 9 mm の供試体は曲げ剛性が小さく、実験における入熱条件の不均一性に対し、面外変形に及ぼす影響が相対的に大きかった可能性が考えられる。



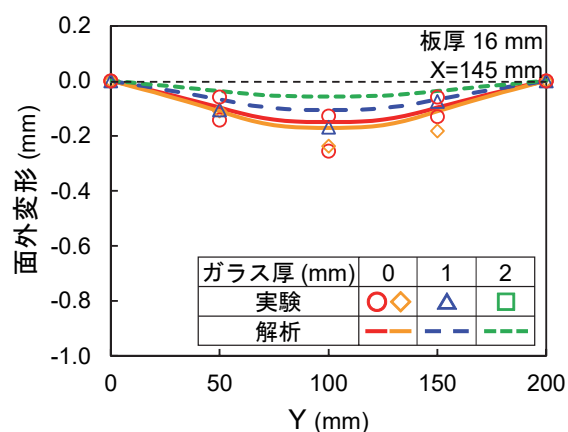
(a) 板厚 9 mm 長さ方向 (X 方向)



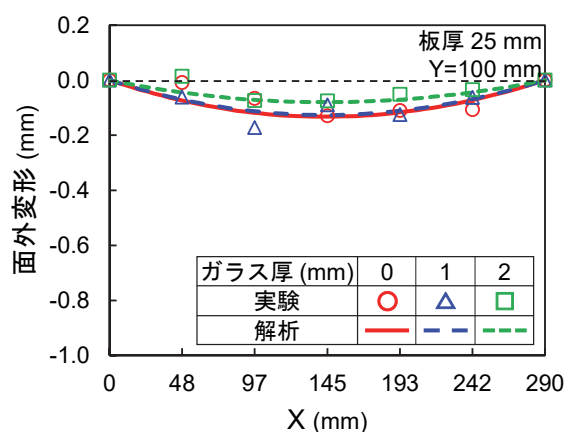
(b) 板厚 9 mm 幅方向 (Y 方向)



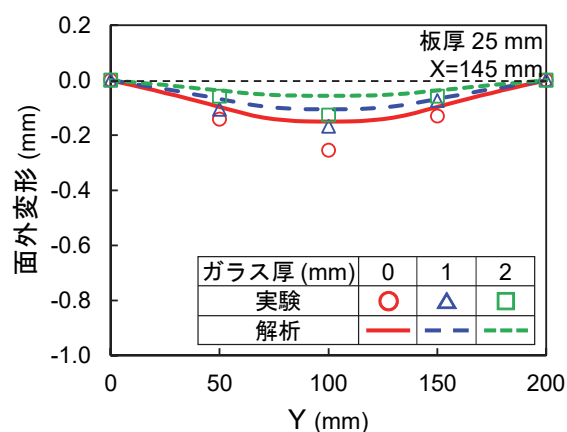
(c) 板厚 16 mm 長さ方向 (X 方向)



(d) 板厚 16 mm 幅方向 (Y 方向)



(e) 板厚 25 mm 長さ方向 (X 方向)



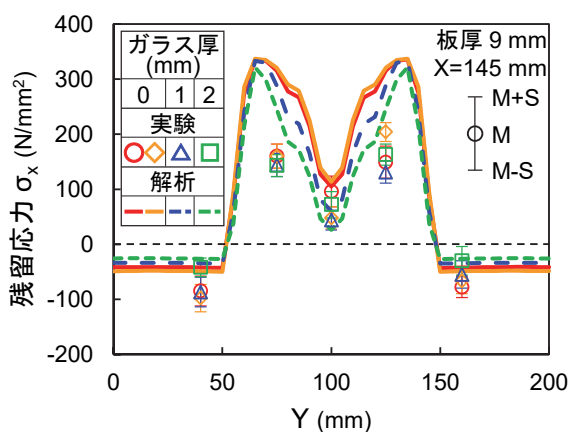
(f) 板厚 25 mm 幅方向 (Y 方向)

図-3.12 残留面外変形の比較

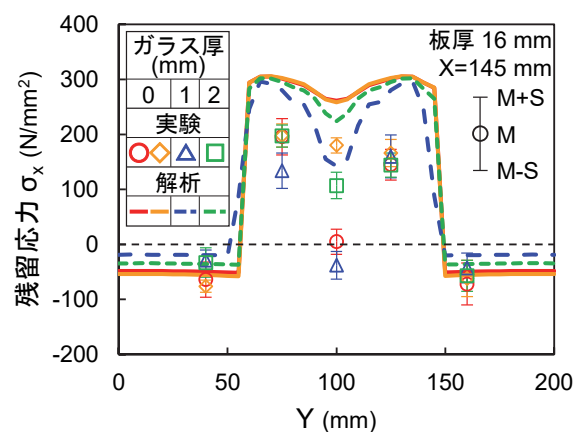
(3) 残留応力

解析によって得られた残留応力と、鋼板加熱実験の残留応力を比較した結果を図-3.13 に示す。解析の残留応力は、入熱側の表面に配置した積分点の値を用いている。なお、ガラス板なしについては、板厚 9 mm および 16 mm の供試体は 2 体の結果を比較しているが、板厚 25 mm の供試体は 1 体のみを比較している。

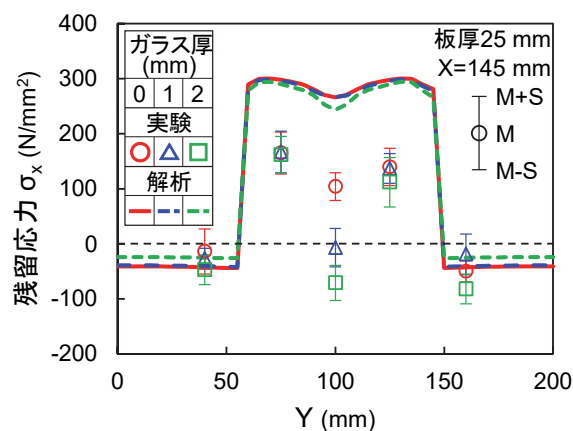
入熱領域の外側にあたる $Y=40$ mm と 160 mm では、解析と実験との差は最大 50 N/mm^2 程度に収まっているが、入熱領域の内側にあたる $Y=75$ mm, 100 mm, および 125 mm では、解析による引張応力が実験結果よりも大きかった。入熱領域の内側では、板厚が大きくなるに従い、解析と実験の残留応力の差が大きくなる傾向があった。また、解析では $Y=75$ mm と 125 mm の間で残留応力が低下しており、幅方向中央となる $Y=100$ mm で最小となった。実験においても $Y=75$ mm と 125 mm に比べて $Y=100$ mm の残留応力が低くなる供試体があった。この現象は、インダクションヘッド内部のコイルが C 字形であり、幅方向中央となる $Y=100$ mm の点はコイルの無い部分に相当するため、 $Y=75$ mm と 125 mm の位置と比べて入熱量が小さくなったことに起因していると考えられる。



(a) 板厚 9 mm



(b) 板厚 16 mm



(c) 板厚 25 mm

図-3.13 残留応力の比較

入熱領域の応力分布の傾向は、解析により実験で得られた結果が概ね再現できたが、応力の大きさは解析値と実験値の差が大きかった。そのため、前述したコイルの形状以外で、残留応力に影響を与える因子を検討した。実験においては、装置を作業者が持ち、鋼板表面に設置した熱電対の直上を手動で走行させることから、熱電対がインダクションヘッド底面に接触して抵抗となり、走行速度は均一ではなかった。実験時の加熱状況を記録した動画を用いて、50 mm 間隔ごとの通過時間のばらつきを算出したところ、平均走行速度の2~4 倍程度で走行した区間が確認された。解析においては、装置が等速で移動したと仮定し、平均走行速度を用いて各種ステップの時間を一様に決定していることから、走行速度のばらつきは考慮されていない。そこで、板厚 25 mm, ガラスなしの供試体を用いて、残留応力に対する走行速度のばらつきの影響を検討した。走行速度を図-3.14 に示す位置で2 倍と4 倍に変化させた場合の残留応力を図-3.15 に示す。

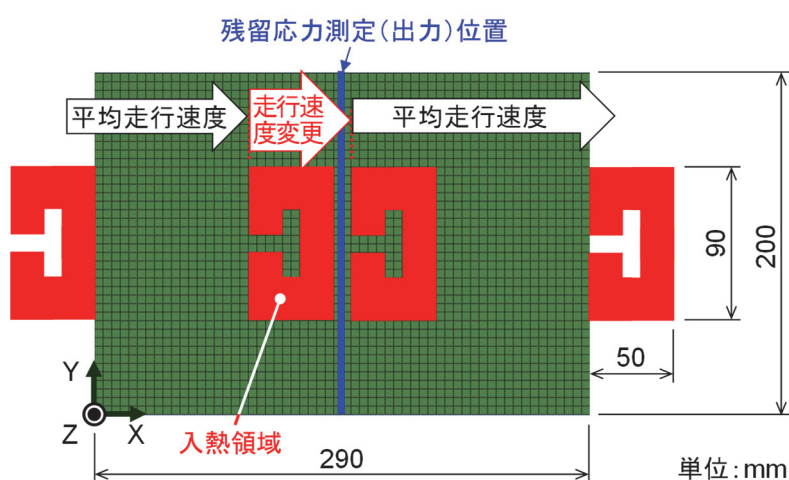


図-3.14 走行速度の変更位置

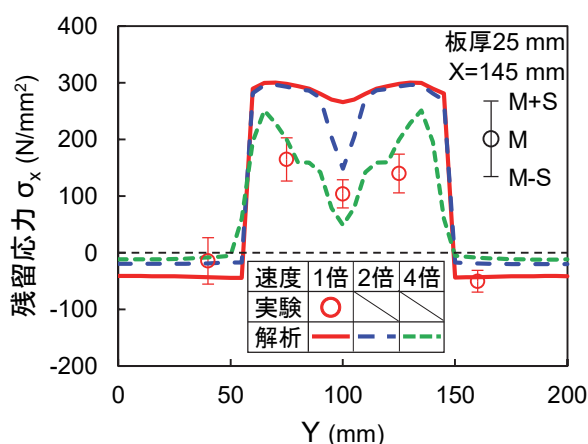


図-3.15 走行速度を変化させた場合の残留応力

解析において全区間を均一な平均走行速度で加熱した場合、入熱領域の幅方向中央にあたる $Y=100\text{ mm}$ の位置の引張応力は、実験値と比較して大きくなった。一方、供試体幅方向の残留応力を測定した $X=145\text{ mm}$ の位置を装置が通過する際に、速度を平均走行速度の 2 倍、あるいは 4 倍とすると、入熱領域全体の引張応力が低下し、 $Y=100\text{ mm}$ の位置の引張応力度にも明達なピークが現れた。残留応力が低下した要因として、走行速度を速くすることにより加熱時間が短くなったことが考えられる。この検討により、実験で得られた入熱領域の残留応力には、前述したコイル形状の他に、装置の走行速度のばらつきも関係している可能性が示唆された。

解析条件に装置の平均走行速度を用いることで、残留応力の全体的な分布を把握することはできた。しかし、装置の走行速度のばらつきが残留応力に与える影響は比較的大きく、解析の精度向上のためには、走行速度の不均一性を考慮することが必要であった。実施工においても作業員が装置を手動で走行させていることから、速度のばらつきを抑えて均一な走行速度を維持することは困難と考えられる。そのため、施工範囲（入熱領域）の広い実施工において、短い区間で装置の平均走行速度を求め、施工範囲全体にその平均走行速度を設定した解析を行うと、解析精度の低下を招く可能性がある。一方で、走行速度のばらつきを詳細に考慮した解析は、モデルの構築における走行速度の条件が煩雑になる。このため、解析対象の寸法と要求される解析精度に応じて、走行速度の条件を選択することが重要となる。

4. 結言

誘導加熱式塗膜剥離工法が鋼構造部材の変形および残留応力に及ぼす影響を明らかにすることを目的として、一連の基礎的な実験と数値シミュレーションを実施した。実験と解析で得られた知見を以下に示す。

- (1) 供試体の幅方向中央部を高周波誘導加熱装置のインダクションヘッドを走行させながら加熱する実験を実施した。供試体には板厚 9 mm, 16 mm, 25 mm の 3 種類の鋼板を使用し、ガラス板を用いて塗膜の厚さによる装置と供試体の距離を変化させた。加熱中の温度履歴を熱電対で測定した結果、装置の走行面直下に設置した熱電対の最高温度にばらつきが生じた。装置が熱電対あるいはガラス板の間にある段差の上を走行する際、装置と供試体の距離や装置の走行速度が変化することが原因と考えられる。
- (2) 装置通過時の最高温度だけではなく、加熱時から冷却過程を経て供試体の温度が収束するまでの平均温度上昇を指標とした場合、平均温度上昇はガラス厚さと対応関係があった。
- (3) 加熱した供試体の残留面外変形は、加熱面の反対側に凸となる傾向があった。板厚が大きい程、曲げ剛性が大きく、ガラス厚が大きい程、入熱量が小さくなることから、板厚やガラス厚に応じて残留面外変形は小さくなった。
- (4) 装置走行方向の残留応力は、装置の走行範囲外では圧縮、走行範囲では引張となった。ただし、走行範囲の供試体幅方向中心の引張残留応力はばらつきが大きかった。
- (5) 実験における変形と残留応力の生成機構を解明するため、熱弾塑性解析による実験のシミュレーションを実施した。加熱領域としてインダクションヘッド内の C 字形のコイル形状を考慮し、渦電流の浸透深さからモデル表面に熱流束を与えることで、解析により実験で得られた温度履歴を概ね再現できた。
- (6) ガラス厚に応じて熱流束を変化させた解析では、ガラス厚が小さいと残留面外変形が大きくなる結果が得られた。面外変形の解析値は、板厚 16 mm と 25 mm では実験値と概ね一致したが、板厚 9 mm では実験値に比べて 30 %程度小さかった。板厚 9 mm の解析値と実験値の差が大きくなった原因として、板厚 16 mm や 25 mm と比較して曲げ剛性が小さいため、実験では入熱の不均一の影響が大きくなったことが考えられる。
- (7) 解析では、入熱領域の外側に生じる圧縮残留応力の実験値を概ね再現できた。しかし、入熱領域の内側に生じる引張残留応力は、実験値と比べて 100 N/mm^2 程度大きくなった。これに対し、装置の走行速度の不均一性を考慮した解析を行った結果、引張応力の分布形状と大きさに走行速度が影響を及ぼしていることを確認した。

本研究で高周波誘導加熱が鋼板の変形や残留応力に及ぼす基礎的な知見は得られたものの、実際の鋼構造物の塗膜剥離に適用するには未解決な部分も多い。今後は、本研究で得られた解析手法を利用し、実構造物を対象としたシミュレーションを確立することが課題となる。

参考文献

- [1] 日本道路協会：鋼道路橋塗装・防食便覧資料集，2010.9
- [2] 日本鋼構造協会：重防食塗装，2012.2
- [3] 日本道路協会：鋼道路橋防食便覧，2014.
- [4] 首都高速道路株式会社：高速3号渋谷線高架下火災による損傷度調査結果及び恒久復旧方法，2014.4
https://www.shutoko.co.jp/-/media/pdf/corporate/updates/h26/04/18_shibuya_koukyu_shosai.pdf
(2023.9.1 閲覧)
- [5] 小西日出幸，鈴木直人，田中正裕，廣畑幹人：許田高架橋補修におけるIH装置による塗膜剥離工法の適用，橋梁と基礎，Vol.51 No.7，pp.14-20，2017.7
- [6] 笹嶋純司，河内幸男，諸木良二：関門橋における塗膜剥離工事への誘導加熱式塗膜剥離工法の適用，Structure Painting，Vol.46，pp.2-8，2018.9
- [7] 中原智法，廣畑幹人，桐畑光生：IH 塗膜除去による加熱が鋼上路トラス橋斜材の変形に及ぼす影響，鋼構造年次論文報告集，第28巻，pp.761-770，2020.
- [8] 中村弘文，鈴木弘之：橋梁の崩壊温度，鋼構造論文集，第6巻，第22号，pp.57-65，1996.
- [9] 金裕哲，李在翼，猪瀬幸太郎：すみ肉溶接で生じる面外変形の高精度予測，溶接学会論文集，第23巻，第3号，pp.431-435，2005.
- [10] 高橋勘次郎：高周波の基礎と応用，東京電機大学出版局，P.4，1900.

本研究に関する発表論文

【査読付き投稿論文】

- 1) 中原智法, 廣畑幹人, 豊嶋大輝, 小西日出幸: 鋼橋高力ボルト継手部に対する加熱装置による塗膜剥離の適用性検証, 鋼構造論文集第 28 巻第 111 号, pp.51-62, 2021.9
- 2) 中原智法, 桐畑光生, 廣畑幹人, 二上稜太, 古市亨: 塗膜剥離のための高周波誘導加熱が鋼構造部材の変形および残留応力に及ぼす影響, 構造工学論文集 Vol. 68A, pp.528-542, 2022.3
- 3) 廣畑幹人, 中原智法: IH 塗膜剥離を想定した加熱が高力ボルト継手のすべり耐力に及ぼす影響, 高速道路と自動車, Vol.66 No.10, pp.11-16, 2023.10

【シンポジウム（アブストラクト査読）】

- 1) 中原智法, 廣畑幹人, 近藤慎介: 高力ボルト継手に対する高周波誘導加熱による塗膜剥離実験, 鋼構造年次論文報告集第 29 巻, pp. 100-109, 2021. 11

【国際会議】

- 1) Tomonori Nakahara, Mikihiro Hirohata, Shinsuke Kondo, Toru Furuichi : Development of Painting Removal Method by Heating for High-strength Bolted Joints in Steel Bridge, Hungary-Korea-Japan Joint Seminar on Design, Fabrication and Maintenance of Welded Steel Structures, 2021.9

【梗概等】

- 1) 中原智法, 佐藤寛幸, 近藤慎介, 廣畑幹人: 塗膜剥離のための加熱が高力ボルトの軸力に及ぼす影響に関する実験的検討, 令和 3 年度土木学会全国大会第 76 回年次学術講演会, I-53, 2021.9
- 2) 中原智法, 小西日出幸, 川岡靖司, 廣畑幹人: 高周波誘導による加熱時間の違いが高力ボルト軸力に及ぼす影響に関する実験的検討, 令和 4 年度土木学会全国大会第 77 回年次学術講演会, I-139, 2022.9
- 3) 中原智法, 小西日出幸, 川岡靖司, 廣畑幹人: IH 塗膜剥離を想定した加熱による高力ボルト軸力変化の測定実験, 令和 5 年度土木学会全国大会第 78 回年次学術講演会, I-376, 2023.9

謝辞

本研究は、大阪大学大学院工学研究科 地球総合工学専攻 廣畑幹人准教授のご指導のもと実施されたものです。研究を遂行するにあたり、ご指導ご鞭撻を頂きました廣畑幹人准教授に謹んで感謝の意を表します。

また、本研究に関して貴重なご指摘を頂きました、大阪大学大学院工学研究科 地球総合工学専攻 鎌田敏郎教授、乾徹教授に深く謝意を表します。

日本橋梁株式会社 渡辺昭二取締役、小西日出幸技師長には、本研究を遂行する機会を与えていただきました。さらに、研究全般にわたりご助力を頂きました。深く感謝致します。

実験の実施にあたり、セラミックヒーターによる加熱では、ジェミックス株式会社の平松慶大社長に、供試体の加熱やヒーター加熱方法のご教授を頂きました。高力ボルト軸力の計測方法の検討や測定では、株式会社古市の古市亨研究室長にご助言やご協力を頂きました。また、準備や測定、誘導加熱式塗膜剥離装置による加熱では、日本橋梁株式会社の川岡靖司氏、鈴木直人氏、佐藤寛幸氏、高木雅浩氏にご協力頂きました。深くお礼申し上げます。

社会人大学院生として大阪大学の学生となった間、共に学んだ構造工学領域の研究室の大学院生や学部生の皆様には、大変お世話になりました。加熱による塗膜剥離の研究を始めるにあたり、基本的な加熱特性や高力ボルト継手に対する塗膜剥離の可否に関して、桐畑光生氏、近藤慎介氏は、実験や解析を一緒に行って頂きました。引張実験の実施に際しては、岡村直樹氏、浜田文斗氏、村林弘太郎氏に供試体設置の補助をしていただきました。また、多行多列ボルト継手の実験では、豊嶋大輝氏に塗膜剥離手順の検討で協力頂きました。ここに深く感謝致します。

鋼橋メーカーである日本橋梁株式会社に就職して 30 年が経過しようとしていた頃、社内から学位を取得しないかという話がありました。将来的な需要が見込まれる鋼橋の補修工事や塗替え工事に対し、新規事業の一環として誘導加熱式塗膜剥離装置を用いた塗膜剥離の拡大に取り組んでいたことから、加熱による塗膜剥離を題材とした研究を行うべく、許田高架橋補修工事において誘導加熱式塗膜剥離工法を適用する際にご指導頂いた廣畑幹人准教授のおられる大阪大学の門戸を叩くことになりました。大学院博士前期課程を修了した後、施工的な設計業務や検討業務を長く行い、学問的な研究から離れていたこともあり、理論的な所でつまづくことが多く、博士学位論文の作成に少々時間を要してしまいましたが、研究の成果をまとめることができました。

最後に、本研究に関わっていただいた、すべての皆様に心から感謝し、本論文の謝辞とさせていただきます。

2023 年 12 月
中原 智法