

腐食による継手，主桁ウェブの性能低下を考慮した

鋼構造物の残存耐荷力評価に関する研究

(Evaluation for remaining strength of steel structure considering performance deterioration of girder web and joint due to corrosion)

2015年3月

佐竹 亮一

【目次】

	ページ
第1章 序論.....	1
1.1 研究の背景.....	1
1.2 本論文の目的と構成.....	4
第2章 既往の研究.....	7
2.1 残存耐荷力に関する研究.....	7
2.1.1 構造全体の耐荷力.....	7
2.1.2 部材の耐荷力.....	12
2.2 腐食の特徴と計測技術.....	19
第3章 腐食したリベット継手の残存耐荷力.....	27
3.1 緒言.....	27
3.2 1900年代初頭の鋼材の材料特性.....	28
3.2.1 供試体概要と試験項目.....	28
3.2.2 材料試験結果.....	29
3.2.3 旧余部橋梁の鋼材の特徴.....	34
3.2.4 古い鋼材の材料特性の留意事項.....	35
3.3 リベット継手の単せん強度試験.....	36
3.3.1 試験概要.....	36
3.3.2 試験結果および考察.....	37
3.4 リベット継手の複せん強度試験.....	43
3.4.1 試験概要.....	43
3.4.2 試験結果および考察.....	44
3.5 結論.....	47
第4章 腐食した高力ボルトの残存耐荷力評価.....	49
4.1 緒言.....	49
4.2 高力ボルトの軸力測定に関する基礎的検討.....	50
4.2.1 新材高力ボルトの引張試験.....	50
4.2.2 高力ボルトの軸力測定法の改良提案.....	52
4.3 高力ボルトの残存軸力に関する解析的検討.....	54
4.3.1 解析条件.....	54
4.3.2 解析結果および残存耐荷力評価法の提案.....	54

4.4 腐食した高力ボルトの残存軸力評価	58
4.4.1 腐食表面形状の把握	58
4.4.2 腐食した高力ボルトの残存軸力測定	59
4.4.3 腐食した高力ボルトの残存軸力評価	60
4.5 結論	64
第5章 腐食表面計測の信頼性と現場計測を考慮した残存耐荷力評価	65
5.1 緒言	65
5.2 現場計測における表面研磨の影響	66
5.3 実務における腐食表面計測の信頼性	69
5.3.1 現場計測の精度	69
5.3.2 評価板厚の検討	71
5.4 現場計測を考慮した残存耐荷力評価	73
5.4.1 解析による残存圧縮強度評価	73
5.4.2 簡易評価法による残存耐力評価	76
5.4.3 残存耐荷力の将来予測	78
5.5 結論	80
第6章 局部腐食を有する桁の残存せん断耐荷力評価	83
6.1 緒言	83
6.2 腐食表面形状の測定および残存板厚の整理	84
6.2.1 供試体概要	84
6.2.2 腐食表面形状の測定	86
6.2.3 残存板厚の整理	87
6.3 局部腐食を有する桁のせん断応力分布	88
6.3.1 局部腐食を有する桁の載荷試験	88
6.3.2 載荷試験結果によるせん断応力分布に関する考察	90
6.3.3 せん断応力分布に関する解析検討	96
6.4 局部腐食を有する桁のせん断耐荷力評価	101
6.4.1 せん断耐荷力解析	101
6.4.2 残存せん断耐荷力評価	102
6.5 結論	104
第7章 総括	107
謝辞	

第 1 章 序論

1.1 研究の背景

我が国では、昭和 40 年代の高度経済成長期から急速に社会資本が整備され、多数の社会基盤構造物が蓄積されてきた。現在、これらの社会基盤構造物の高齢化、老朽化が大きな社会問題となっている。橋梁については橋長 15m 以上のものは約 15 万橋あり、そのうち鋼橋は約 40%を占め、供用期間が 50 年を超える橋梁は、現在約 20%であるが、20 年後には約 50%に急増するといわれている^{1.1)}。現在でも、腐食損傷事例が、とくに地方自治体管理の橋梁において多数報告されるようになっており^{1.2)}、このまま放置すれば、安全を脅かすような重篤腐食損傷を有する橋梁が今後急増していくのは明らかである。

このような中、維持管理の重要性が強く認識されるようになり、長寿命化修繕計画^{1.3)}の策定や橋梁定期点検要領^{1.4)}等の抜本的見直しが行われつつある。さらに、膨大な社会資本ストックと限られた予算という極めて厳しい経済状況も相俟って、維持管理のあり方も「事後保全から予防保全への移行」、「効率的維持管理による長寿命化や延命化」に、大きくパラダイムシフトしつつある。

維持管理の流れを整理すると、図-1.1 に示すように、点検・評価・対策・予測・将来計画という流れになる。この中で点検評価については、現在は損傷評価であり、その損傷が重篤か否かの判断や補修の要否の判断は、施主あるいは検査者の個人的な判断に委ねられている。さらに補修が必要と判断された場合でも、必ずしも必要では無い不経済な補修や新たな損傷を誘発する不適切な補修が行われる場合も考えられる。これは、構造物が健全であるかどうかの評価技術が、まだ未熟であることにほかならない。本来、構造物が健全であるかどうかは、構造物に要求される要求性能と残存保有性能を比較して、保有性能が要求性能を上回ることを照査して判断するべきである。そして、構造物の安全を担保するという観点からは、残存耐荷性能の評価が不可欠である。

ところで、適切な防食対策を施せば鋼構造物の腐食による強度低下は無いので、従来、鋼構造物の維持管理においては専ら防食対策が重要視されてきた。この考えは理想的には正しく、今までの鋼橋の維持管理において、少なくともプレートガーダー橋の主桁などの主構造部材は腐食させない、すなわち腐食を許容しないことを原則としてきた。しかしながら、実際には鋼材の錆びの発生を完全に防ぐことは不可能であり、また、多くの実橋梁に腐食損傷が現実に発生しており、しかも腐食損傷を有した状態のまま供用されているという現実に鑑みると、今後は鋼構造物の腐食を許容しつつ耐用年数（要求性能）を満たすような維持管理のあり方も、将来予想される厳しい経済状況を勘案すると、一つの目指すべき解決策と考えられる。ただし、この場合も、構造物の残存耐荷力を精度よく推定できる評価法が必要となる。しかしながら、現状では、高精度で信頼できる残存耐荷力評価法は十分に確立されているとはいえない^{1.5)}。

さて、構造物が安全であるか否かを把握するために残存耐荷力を評価する場合、構造物（構造全体）の残存耐荷力が要求性能よりも大きければ構造物は安全である。当初の構造物設計では、部材ごとに設計荷重を求めその荷重に対して部材を設計する部材設計である^{1.6)}ため、一般には構造全体の耐荷力は、より安全側になることが予想される。一方、構造物の維持管理においては、すでにその構造物が実存しているので、もし構造全体の残存保有耐荷力を正確に評価することが可能であれば、構造全体の耐荷力に基づいて維持管理行為を行えばよい。しかしながら多くの場合、構造全体の残存耐荷力を評価

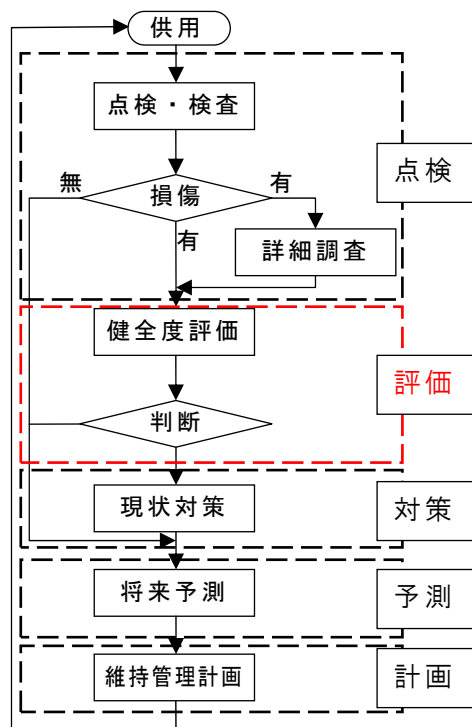


図-1.1 維持管理フロー

するのは極めて難しい。すなわち、評価のための解析法は非線形性を考慮した高度な解析技術が要求されること、解析モデルや境界条件の設定、鋼および劣化したコンクリートの寸法や材料特性の仮定値の妥当性などにおいて、評価手法が十分に確立されていないこと、などから、必ずしも実用的とはいえないようにみえる。昨今、橋梁全体解析を行って、破壊において引き金となる部材(fracture critical member)や橋梁のリダングンシーについて精力的に研究されている^{1.7~1.10)}が、解析には多大な労力と費用が必要である。したがって、現時点では、部材の残存耐荷力に注目して評価せざるを得ないと考えられ、事実、いままでの多くの維持管理において採られてきた方法である^{1.5), 1.11~1.14)}。

しかしながら、構造部材の残存耐荷力評価も必ずしも容易ではない。部材断面が同じでも、構造形式の違いにより、構造物全体の中での役割や作用断面力が異なるため部材が設置されている様々な状態における残存耐荷力評価が必要となる。従来、部材の残存耐荷力評価は、非線形有限要素解析^{1.15)}や評価指標を用いた簡易耐荷力評価法^{1.5)}がある。簡易耐荷力評価法は、有限要素解析に比べ精度が若干劣るものの容易に耐荷力評価が可能であり実務への適用性は高いといえる。このときの評価指標は、板厚などの計測結果から得られる統計量(平均板厚、標準偏差等)を用いて定められることになるが、残存耐力をより高精度で評価するためには、評価指標の設定法などについてなお検討すべき課題が残されている。また、部材は継手によって連結されている場合もあり、継手部の強度が部材強度を決める要因となることも考えられる。鋼構造物の継手にはリベット継手と高力ボルト継手があり、リベットや高力ボルトの腐食にともなう継手強度の低下については、精力的に研究されつつある^{1.16), 1.17)}ものの、まだ残存継手強度に関する十分な基礎資料は得られていないのが現状である。

ところで、残存耐荷力を評価するためには腐食状態を把握する必要がある、そのために板厚計測などが実施される。このとき、計測精度が高ければ高いほどより高精度な残存耐荷力が推定できる。また、簡易耐荷力推定においても、評価指標となる平均板厚等の統計値も信頼性が高くなる。腐食表面の凹凸状態や板厚の計測は、超音波板厚計による板厚計測、3次元レーザー変位計や画像計測により腐食表面凹凸座標を面的に計測す

る方法などがある^{1.5), 1.18)}が、実務での作業性や経済性を考慮すると、現状では超音波板厚計によって数点, 多くとも 20 点程度の計測が実務上適用可能な範囲と思われる^{1.19)}。したがって、実務ではこの程度の測定点数を基に部材の残存耐荷力評価を行うことになる。この場合、得られた測定結果から実際に近い腐食表面の再現方法や残存耐荷力を推定するための評価指標をどのように定めるかといった問題を解決しなくてはならない。加えて、測定結果から将来の腐食進展を予測できれば、合理的効率的維持管理のために有効であると考えられる。しかし、この種の研究は十分には検討されておらず、検証もなされていない。

以上の議論から、本研究では、部材強度の観点から、多岐に亘る鋼構造のうち鋼管構造の腐食計測結果の処理と残存耐荷力評価、桁構造の継手の残存強度ならびに応力評価と残存耐荷力評価などについて、今後の合理的維持管理のための基礎資料を提供する。

1.2 本論文の目的と構成

本研究は、腐食により板厚が減肉して性能低下した鋼構造物の部材の残存耐荷力を評価するために、リベット継手および高力ボルト継手の残存強度、プレートガーダーのウェブの残存せん断耐荷力について、実務測定で取得可能な程度の計測情報から得られる腐食統計量を用いた残存耐荷力評価法を確立することを目的とする。

上記の目的のために、供用後撤去された鋼橋の継手部およびプレートガーダー橋主桁の腐食状況を測定・把握し、次いで残存耐荷力を得るための載荷試験や腐食表面を考慮した複合非線形有限要素解析を行って、腐食損傷が部材の残存耐荷力におよぼす影響を明らかにし、鋼構造部材の残存耐荷力評価法を提案する。このとき、部材の腐食状況を把握するための計測が必要であるが、実験室レベルで従来採用されてきた高密度で高精度の計測結果と実務レベルで計測可能な超音波板厚計などを用いた計測結果から得られる腐食統計量の特徴や違いを明らかにするとともに、残存耐荷力を簡易に評価するための評価指標について、実務で取得可能な測定結果から得られる腐食統計量を用いた残存耐荷力評価方法を提案した。

本論文における各章の内容を以下に示す。

第2章では、腐食した鋼構造物の残存耐荷力について、構造全体の残存耐荷力と部材を対象とした残存耐荷力の観点から研究成果を整理するとともに、リベット継手と高力ボルト継手の残存耐荷力および主桁の残存せん断耐荷力の評価に関するいままでの研究成果と課題をまとめた。また、腐食統計量を得るための腐食表面形状計測法の特徴を実務への適用性や作業性の面から検討した。

第3章では、腐食したリベット継手の残存耐荷力を評価するために、単せんおよび複せん継手の引張強度試験を実施した。リベット継手頭部の腐食量をパラメータとした載荷試験結果から継手強度と破壊形式を明らかにし、これまでに行われてきた継手強度評価のための基礎資料を補足した。あわせてリベット継手を採用している架設年代の古い鋼材の材料特性試験、リベットと母材および添接版の内部欠陥の調査や成分分析を実施して、架設年代の古い鋼材の加工時の留意事項を明らかにした。

第4章では、腐食した高力ボルト摩擦接合の残存耐荷力評価のために、高力ボルト頭部およびナットを切削して減肉させた場合のボルトの残存軸力とボルトあるいはナットの腐食状態との関係を実験的、解析的に調べた。その結果、実際の継手における腐食、すなわち高力ボルト頭部の高さ方向のみならず幅方向にも減肉するような場合には、残存軸力の簡易評価法の十分な提案はできなかったが、腐食によりボルト頭部の高さ方向だけが減肉した場合については、精度よい残存軸力評価が可能であることを示した。

第5章では、実務上行いえる測定点数での板厚計測結果を用いて残存耐荷力を評価・予測する方法を提案した。すなわち現場計測で得られる計測データのばらつきを勘案しつつ、残存耐荷力評価において実際よりも過大評価とならないための評価板厚の求め方を提案した。そして、この評価板厚を適用して腐食した円形鋼管の残存圧縮耐荷力を求めた結果、腐食の無い圧縮耐荷力評価式を用いて安全側に評価できることを示した。さらに、現場計測値に基づいて人工的に腐食表面を作成し、複合非線形有限要素解析や簡易耐荷力評価法により残存耐荷力の経年予測が可能であることを示した。

第6章では、ウェブが局部腐食したプレートガーダーのせん断耐荷力について、載荷試験と解析的検討を行い、局部腐食を有するウェブのせん断応力分布の評価法と残存せん断耐荷力評価法を提案した。局部腐食により下フランジとウェブが分離している場合のせん断応力分布は、下フランジを無視した断面がせん断力に抵抗すると仮定して、はり理論に基づいて求めることが可能であることを明らかにした。また、残存せん断耐荷力は、腐食の無い板のせん断座屈に関する座屈強度評価式に局部腐食範囲の平均板厚と標準偏差から決まる代表板厚を適用すれば、容易に推定可能であることを示している。

第7章では、本論文で得られた研究成果を総括した。

参考文献

- 1.1) 国土技術政策総合研究所 道路構造物管理研究室：平成24年度道路構造物に関する基本データ集，国土技術政策総合研究所資料，第776号，2014.
- 1.2) 国土技術政策総合研究所 道路構造物管理研究室：道路橋の定期点検に関する参考資料（2013年版），国土技術政策総合研究所資料，第748号，2013.
- 1.3) 国土交通省道路局：<http://www.mlit.go.jp/road/sisaku/yobohozen/yobohozen.html>
- 1.4) 国土交通省道路局：道路橋定期点検要領，2014.6.
- 1.5) 土木学会鋼構造委員会鋼構造の残存耐荷性能評価と耐久性向上方策研究小委員会（委員長：野上邦栄）：腐食した鋼構造物の耐久性照査マニュアル，土木学会，鋼構造シリーズ18，2009.
- 1.6) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 I 共通編・II 鋼橋編，丸善，2012.
- 1.7) 土木学会鋼構造委員会：鋼橋のリダンダンシーに関する考え方ー評価技術と今後の展開ー，第17回鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集，土木学会，2014.8.
- 1.8) 永谷秀樹，明石直光，松田岳憲，安田昌宏，石井博典，宮森雅之，小幡泰弘平山博，奥井義昭：我が国の鋼トラス橋を対象としたリダンダンシー解析の検討，土木学会論文集A，Vol.65，No.2，pp.410-425，2009.5.
- 1.9) 後藤芳顕，川西直樹，本多一成：リダンダンシー解析における鋼トラス橋の引張斜材破断時の衝撃係数，構造工学論文集，Vol.56A，pp.792-805，2010.3.
- 1.10) 野中哲也，宇佐美勉，李田村直樹，廣住敦士，吉野廣一：連鎖的な部材破壊を考慮した鋼橋のリダンダンシー解析法の提案，構造工学論文集，Vol.56A，pp.779-791，2010.3.
- 1.11) 海田辰将，藤井堅，中村秀治：腐食したフランジの簡易的な圧縮強度評価法，土木学会論文集，No.766/I-68，pp.59-71，2004.
- 1.12) 杉浦邦征，田村功，渡邊英一，伊藤義人，藤井堅，野上邦栄，永田和寿：腐食鋼板の圧縮強度の簡易評価法に関する検討，土木学会論文集A，Vol.63，No.1，pp.43-55，2007.1.
- 1.13) 藤井堅，近藤恒樹，田村功，渡邊英一，伊藤義人，杉浦邦征，野上邦栄，永田和寿：海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力，構造工学論文集，Vol.52A，pp.721-730，2006.3.
- 1.14) 藤井堅，橋本和朗，渡邊英一，伊藤義人，杉浦邦征，野上邦栄，永田和寿，中村秀治：海洋環境における鋼管杭の圧縮強度の経年変化予測法，土木学会論文集，Vol.66，No.1，pp.92-105，2010.3.
- 1.15) 土木学会鋼構造委員会腐食した鋼構造物の長寿命化のための性能回復技術検討

- 小委員会(委員長:藤井堅)：腐食した鋼構造物の性能回復事例と性能回復設計法，土木学会，鋼構造シリーズ 23，2014.
- 1.16) 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.
- 1.17) 橋本国太郎，山口隆司，北田俊行：高力ボルト摩擦接合とする既設リベット継手の部分取替え補修に関する解析的検討，構造工学論文集，Vol.54A，pp.555-562，2008.3.
- 1.18) 土木学会構造光学委員会沿岸環境における鋼・複合構造物の防食および耐久性評価に関する研究小委員会（主査：渡邊英一）：海洋環境における鋼構造物の耐久・耐荷性能評価ガイドライン，構造工学シリーズ 19，土木学会，2009.3.
- 1.19) 藤井堅，海田辰将，佐竹亮一，時乗良彦：沿岸海域で腐食した円形鋼管杭の現場での超音波板厚計測の信頼性とそれに基づく残存強度評価，構造工学論文集，Vol.58A，pp.692-700，2012.3.

第 2 章 既往の研究

2.1 残存耐荷力に関する研究

2.1.1 構造全体の耐荷力

(1) 概要

構造全体の耐荷力に関する検討として、2007 年に起こったアメリカ ミネアポリスの I35W 落橋事故を契機にリダンダンシー(冗長性)に関する検討が精力的に行われている。リダンダンシーとは、橋を構成する部材や部材を構成する一部に損傷が生じても橋の機能のある程度維持できる性質と考えられており、橋システム全体の耐荷力が部材の耐荷力を上回る場合、リダンダンシーの有る橋といえる^{2.1)}。

構造全体についての検討は、実構造物に対して多くのモデル化における仮定の上で、有限要素法による全体解析により耐荷力を算出する方法である。解析手法は静的線形解析^{2.2), 2.3)}、静的非線形解析^{2.4), 2.5)}、動的非線形解析^{2.6)}などを用いて検討している。さらに解析における部材破断を考慮するための衝撃係数に関する解析的^{2.7)}、実験的^{2.8)}検討や荷重レベルが大きいことを前提に延性破壊を考慮するための検討^{2.9)}などがある。しかしながら、構造全体の解析のための解析条件やモデル化、材料特性などの仮定の妥当性、信頼性を考慮した構造全体の耐荷力を評価する手法は、十分には確立されていない。

既往の研究で対象としている構造形式は鋼トラス橋^{2.2), 2.6)~2.9)}に関する検討が多く、桁橋^{2.3)~2.5)}を含むその他の形式に関する知見は少ないのが、現状である。見原ら^{2.4)}は、3 径間連続非合成 4 主 I 桁について複合非線形解析を行い、終局状態は床版の損傷により生じることがあることを示しており、床版を含めた複合非線形解析の必要性を示している。しかしながら、解析的検討と実際の構造物の挙動は異なることが多く、モデル化によって検討精度に影響が生じる。例えば山口ら^{2.5)}は実橋の載荷実験と解析的検討を通して、実橋との整合には支承の挙動の正確な反映が必要なことを示している。また、継手部を含めた検討事例はなく、継手部の解析モデルへの反映は煩雑であり、実際の検討には不向きであると考えられ、構造全体の解析で構造全てを評価できるとはいえず、部材の耐荷力評価も必要である。

以下では、構造全体に関する検討事例を示す。道路橋示方書(1972 年)に準拠し TL-20 活荷重で設計された鋼床版単純 2 主中路鈹桁橋と鋼合成単純 4 主鈹桁橋について、TL-20 および B 活荷重の倍率に対する橋梁全体の強度解析を行い、構造全体の耐荷力に関する考察を行う。

(2) 鋼床版単純 2 主中路鉸桁橋の解析検討

1977年に竣工されたフェリー渡橋について検討を行った。橋長 20.6m, 支間長 20.0m, 有効幅員 4.0m, 桁高 1.3m, 鋼床版は板厚 12mm のチェッカープレートが用いられている。主桁ウェブと横桁が溶接され, 横桁上に鋼床版が溶接された構造である(図-2.1 参照)。

保有強度評価は, 汎用解析コード ABAQUS を使用した幾何学および材料学的非線形性を考慮した複合非線形解析である。解析では, 主桁・横桁・床版等構造全体に 4 節点アイソパラメトリックシェル要素(S4R), 支承部に剛体要素を用いた。要素の大きさは, 最大 50×50mm とした。要素分割図を図-2.1 に示す。

材料特性値は道路橋示方書の設計値を基本として, 降伏応力は対象橋梁撤去時に作成した試験片の材料実験により得られた値とした。材料構成則は, 完全弾塑性とした。材料特性を表-2.1 に示す。

荷重は, 死荷重として自重を載荷し, その後活荷重を終局まで増加させた。

主桁断面が変化している区間毎に, その区間で最も危険となる活荷重を載荷し, 活荷重倍率を求めた結果を表-2.2 に示す。

活荷重倍率は, 構造全体で負担した全荷重のうち, 死荷重を除いた荷重を活荷重で除したものとした。

図-2.2 に G1 桁支間中央の終局状態を示す。G1 桁支間中央の終局状態は, 圧縮側フラ

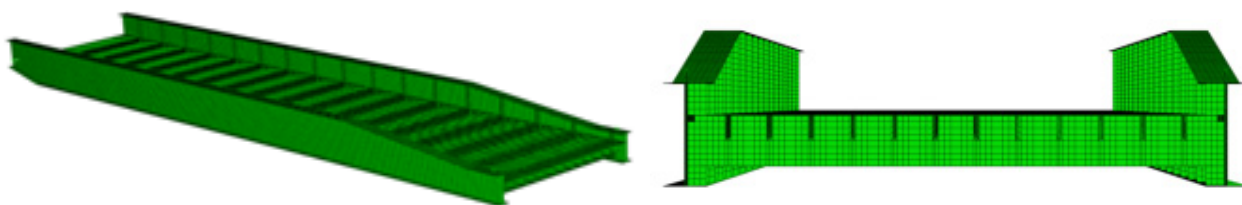


図-2.1 解析モデル

表-2.1 材料特性

材料	弾性係数 (N/mm ²)	降伏応力 (N/mm ²)	ポア ソン比	単位体積 重量(kN/m ³)
SS400	210000	253.2	0.3	77.0

表-2.2 活荷重倍率

(a) TL-20

桁番	支点からの距離				
	5/100	29/100	50/100	71/100	95/100
G1,G2	4.13	2.56	2.55	2.59	4.92

(b) B 活荷重

桁番	支点からの距離				
	5/100	29/100	50/100	71/100	95/100
G1,G2	1.90	2.05	1.94	2.08	1.92

(c) B 活荷重倍率と TL-20 の活荷重倍率の比

桁番	支点からの距離				
	5/100	29/100	50/100	71/100	95/100
G1,G2	0.46	0.80	0.76	0.80	0.39

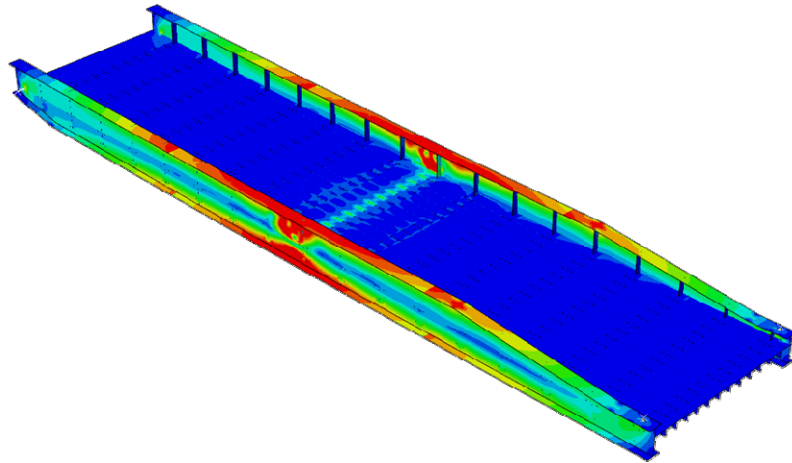


図-2.2 応力図

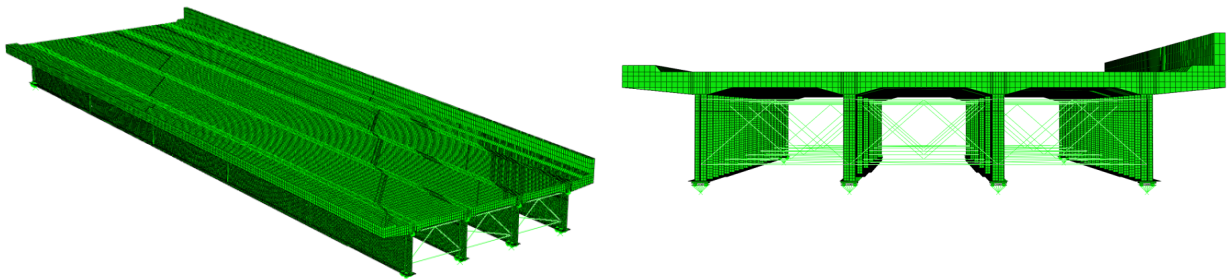


図-2.3 解析モデル

ンジの座屈である。

表-2.2 から、活荷重倍率は、TL-20 活荷重に対して 2.5 程度、B 活荷重に対して 1.9 程度、活荷重倍率の比は 0.4 から 0.8 程度であるのがわかる。また表-2.2(c)から、桁端部では活荷重倍率の比が 0.4 程度と小さいが、これは設計で想定する活荷重分布の変更により、構造全体の破壊形式が変わることを示唆している。また、B 活荷重では、支間中央より桁端の活荷重倍率が小さく、腐食損傷以外でも荷重状態によって、終局断面の位置が変わることがある。

(3) 鋼合成単純 4 主桁桁橋の解析検討

昭和 52 年に竣工した鋼合成単純 4 主桁桁橋について、(1)と同様な解析を行った。橋長 29.8m、支間長 29.2m、有効幅員 9.8m (2 車線)、桁高 1.6m、RC 床版厚は一般部で 210mm、ハンチのある中央部では 335mm である。鋼桁の断面は 3 つの変断面から構成されており、RC 床版と鋼桁上フランジはジベルで一体化されている。

主桁：4 節点アイソパラメトリックシェル要素(S4R)、横構及び対傾構：2 節点はり要素、床版及びソールプレート：8 節点アイソパラメトリックソリッド要素(C3D8)を用いた。要素の大きさは、主桁で最大 50×50mm、床版で最大 100×100×100mm である。要素分割図を図-2.3 に示す。また、RC 床版と鋼桁上フランジ間のブロックジベルの接合状態は、完全合成を仮定し、RC 床版内の鉄筋は無視した。

鋼桁は鋼種 SM490Y、RC 床版は普通コンクリートが用いられおり、材料構成則は、鋼は完全弾塑性材料を仮定し、コンクリートは図-2.4 に示すようにコンクリート標準示方書^{2.10)}の応力-ひずみ曲線を直線近似したトリリニア型とした。材料特性は公称値を用いており、材料特性値を表-2.3、表-2.4 に示す。载荷は、(2)と同様、まず死荷重を载荷した後、活荷重を終局まで増加させた。

表-2.3 鋼材の材料特性

材料	弾性係数 (N/mm ²)	降伏応力 設計基準強度 (N/mm ²)	ポア ソン比	単位体積重量 (kN/m ³)
SM490Y	210000	235	0.3	77.0

表-2.4 コンクリートの材料特性

材料	弾性係数 (N/mm ²)	二次勾配 (N/mm ²)	設計基準強度 σ'_{ck} (N/mm ²)	設計圧縮強度 σ'_{cd} (N/mm ²)	ポア ソン比	単位体積量 (kN/m ³)
SM490Y	10300	3400	21.0	16.2	0.2	24.5

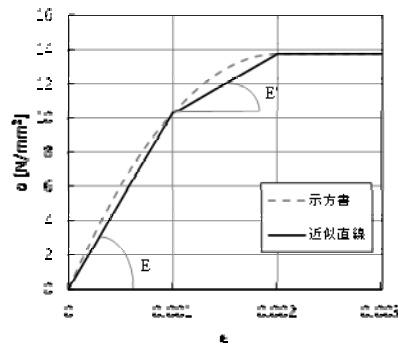


図-2.4 コンクリート材料構成則

表-2.5 活荷重倍率

(a) TL-20

桁番	支点からの距離				
	0	1/8	1/4	3/8	1/2
G1	7.03	7.38	6.75	5.59	5.22
G2	7.55	8.12	7.09	5.91	5.53
G3	7.15	8.13	6.70	5.57	5.23
G4	7.17	7.49	6.39	5.27	5.01

(b) B 活荷重

桁番	支点からの距離				
	0	1/8	1/4	3/8	1/2
G1	4.19	4.19	4.34	3.63	3.43
G2	4.65	4.65	4.57	3.85	3.64
G3	4.65	4.65	4.31	3.63	3.43
G4	4.22	4.22	4.07	3.44	3.26

(c) B 活荷重倍率と TL-20 の活荷重倍率の比

桁番	支点からの距離				
	0	1/8	1/4	3/8	1/2
G1	0.60	0.57	0.64	0.65	0.66
G2	0.62	0.57	0.64	0.65	0.66
G3	0.65	0.57	0.64	0.65	0.66
G4	0.59	0.56	0.64	0.65	0.65

活荷重倍率を表-2.5 に示す. 表-2.5 から, 活荷重倍率は, TL-20 活荷重に対して 5 以上, B 活荷重に対しては 3 程度, 活荷重倍率の比は 0.6 程度であるのがわかる.

(4) 考察

(2)および(3)より、構造形式によっては耐荷力に十分余裕がある場合があることがわかり、構造全体の耐荷力が部材の耐荷力を上回る場合がある。また、損傷状況を解析に考慮することにより、構造全体の耐荷力を把握することができるであろう。ただし、検討に要する作業と膨大な構造物ごとへの適用を考えると適切なモデル化を効率的に行うことは現時点では、難しいと考えられる。

維持管理における耐荷力評価において、構造全体の耐荷力を適切に評価する手法は十分に確立していないのが、現状であり、解析手法の確立や信頼性の評価、適切な安全率の設定による、構造全体の耐荷力評価は検討の途上であり、今後の課題である。

そこで、現時点で必要とされる残存耐荷力評価の手法は部材の耐荷力評価が妥当であるといえる。

2.1.2 部材の耐荷力

(1) 残存耐荷力評価の指標

鋼部材が腐食減肉すると、部材としての強度や剛性が低下し鋼構造物の保有性能が低下する。腐食した鋼構造物が健全であるかを判断するために保有性能が要求性能を上回っているかを評価するため、従来から多くの研究が行われており、腐食統計量として腐食表面形状(平均板厚、標準偏差)を用いて定量的な評価指標を提案している。残存耐荷力評価のための指標を表-2.6 に示す^{2.11)}。以下に残存耐荷力評価のための指標に着目して既往の研究を整理する。

第5章で対象とする円形鋼管と同一の鋼管を対象として、藤井ら^{2.19)}は腐食した円形鋼管の軸圧縮強度として、腐食の無い座屈強度曲線から、代表板厚を式(2.1)として、最も腐食の激しい断面のレーザー計測した平均板厚と標準偏差を用いて代表板厚を定義している。

$$t_R = t_{ave}^{**} - 0.8s^{**} \quad (2.1)$$

ここで、 t_{ave}^{**} 、 s^{**} は座屈長 $3\sqrt{Rt_{ave}^{**}}$ の領域の平均板厚と標準偏差である。

杉浦ら^{2.21)}は、藤井ら^{2.19)}と同一の鋼管を対象に板状の引張試験片に対して断面性状と引張耐力、破断性状などに関連付け、危険率 1/1000 を確保するには、計測間隔は 0.3 mm 程度と示している。ここで、危険率とは、試験片数に示す危険側の評価となる試験片数である。

残存曲げ耐荷力について、野上ら^{2.14)}は合成 I 桁の残存曲げ耐荷力均一腐食や二重正弦波にて模擬した腐食表面を仮定して解析的検討により、残存曲げ耐荷力は支間中央部の最小断面欠損率を用いて評価できることを示している。海田ら^{2.16), 2.22)}は、腐食したプレートガーダーの曲げ強度実験を行い、レーザー計測器により計測した平均板厚 t_{ave} と標準偏差 σ_t から求めた代表板厚 $t_R = t_{ave} + 2\sigma_t$ により、腐食の無い鋼板の座屈強度曲線から評価できることを示している。また、海田ら^{2.16)}は、腐食鋼材の強度解析においては、腐食表面の凹凸を解析モデル中に図-2.5 のように反映させることで、強度解析が精度よくできることを示しており、ここで、実際の腐食表面の凹凸が得られない場合は、計測した平均板厚、標準偏差、平均偏心量を用いて空間的自己相関モデルによって腐食表面^{2.23)}を作成し、強度解析することで、実験結果とよく一致することを示している。

残存圧縮耐荷力について、野上ら^{2.14)}は柱の残存圧縮耐荷力について解析的に検討し、部材のうち最小断面欠損率を用いて評価できることを示している。

腐食した鋼構造物の耐荷力評価は、板厚計測により得られる残存板厚の平均値と標準偏差を指標として評価されることが多い。しかしながら、検討の前提条件となる板厚の評価はレーザー計測などの詳細な計測に基づいて検討されており、計測点数の少ない実務上での現場計測結果との関係は明らかにされていない。

表-2.6 耐荷力評価のための指標 ^{2.11)}加筆

評価耐荷力	評価式と評価指標	文献	取出した部材	備考
引張強度	$P_u = t_e \cdot b \cdot \sigma_b$ 有効板厚: $t_e' = t_{lm} - \alpha \cdot S$	2. 21)	水力発電所ゲート	実験(最少板厚, もしくは局所的な最少平均板厚を含む断面近傍で破断)
降伏荷重	$P_y = A_e \cdot \sigma_y$, $A_e = t_e \cdot B$ 有効板厚: $t_e = t_{avg} - 0.7 \cdot \sigma$	2. 22)	フェリー渡橋(デッキ), ダム洪水吐ゲート(スキ ンプレート, 横桁腹板)	実験(ほぼ最大腐食位置で破断, 平均断面積は最小の位置)
引張伸び	(塑性変形能力) $\delta / \delta_y = 1 / (0.03 + 0.7 \cdot V)$	2. 22)	フェリー渡橋(デッキ), ダム洪水吐ゲート(スキ ンプレート, 横桁腹板)	実験
曲げ耐力	(全腐食モデルの曲げ耐力比) $M_{max} / M_{max0} = 1 - 0.468 \cdot \alpha$ (局部腐食モデルの曲げ耐力比) $M_{max} / M_{max0} = 1 - 0.468 \cdot \alpha_c$	2. 23)	合成 I 桁	解析(腐食形態を 5 モデルに分類)
疲労強度	腐食鋼板 S-N 関係: $K_t \times S_{mr} - N_c$ 理論弾性応力集中係数 : $K_t = 2.919 + 0.379 \cdot \ln(V)$	2. 22)	フェリー渡橋 (デッキプレート)	実験(き裂は板厚変動係数の高い領域で発生, 優先的に進展)
圧縮強度	(座屈耐荷力曲線) $\sigma_u / \sigma_y = (0.628 / \lambda)^{1.04} - 0.083$ 有効板厚: $t_e = t_{avg} - \sigma$	2. 24)	可動橋横桁 (ウェブ, 下フランジ, 鋼 床版縦リブ)	実験(著しい局部腐食($\sigma \geq 0.7$) \rightarrow 局部座屈, 一様腐食($\sigma \leq 0.7$) \rightarrow 全体座屈)
	(幅厚比パラメータ) $R = \frac{b}{t_R} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi^2 \cdot k}}$ 代表板厚: $t_R = t_{avg} + 2 \cdot \sigma_t$	2. 25)	板(圧縮フランジ想定)	解析(空間自己相関モデルにより腐食模擬)
	代表板厚: $t_R = t_{avg} + \sigma_t$	2. 26)	板(圧縮フランジ想定)	解析(経時変化モデルにより腐食模擬)
	等価板厚: $t_{eq} = t_{avg}$	2. 27)	板(SS400 想定)	解析(二重 sin 級数波, 正規乱数により腐食模擬)
圧縮耐力	(全面均一腐食モデル) $P_{cr} / P_y = 0.966 - 0.805 \cdot \alpha_{min}$ $P_{cr} / P_{cr0} = 1 - 0.833 \cdot \alpha_{min}$ α_{min} : 最小断面欠損率 (耐荷力曲線) $P_{cr0} / P_y = (0.186 \cdot \lambda^3 - 0.657 \cdot \lambda^2 + 0.179 \cdot \lambda + 1)$	2. 23)	柱	解析(腐食形態を 5 モデルに分類)
軸圧縮強度	(座屈強度曲線 径厚比パラメータ) $R = 1.65 \times (2R / t_R) \cdot (\sigma_y / E)$ $t_R = t_{ave}^* - 0.6 \cdot s^*$ (t_{ave}^* : 最少断面平均板厚) $t_R = t_{ave}^{**} - 0.8 \cdot s^{**}$ (t_{ave}^{**} : 座屈波形幅 $3\sqrt{Rt}$ 区間平均板厚)	2. 28)	鋼管	実験, 解析
せん断耐力	(せん断座屈強度曲線 幅厚比パラメータ) $R = \frac{h}{t} \cdot \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} \cdot \sqrt{\frac{12 \cdot (1 - \nu^2)}{\pi^2 \cdot k}}$ 代表板厚: $t = t_{avg}$	2. 29)	プレートガーダー橋	実験, 解析

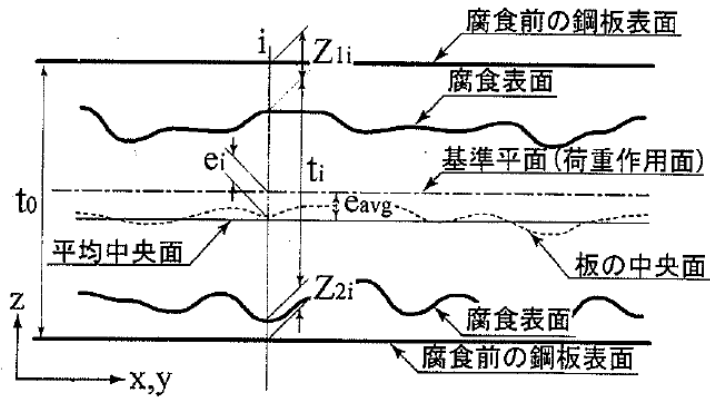


図-2.5 腐食表面の解析モデルへの反映^{2.16)}

(2) 腐食した桁の残存せん断耐荷力評価

桁端部はせん断が卓越する箇所であり、桁端に近い主桁ウェブのせん断耐荷力および支点上の柱としての圧縮耐荷力を評価する必要があるが、本研究で対象とする腐食した桁端部の残存せん断耐荷力を明らかにすることは、重要な課題である。

腐食した主桁ウェブの残存せん断耐荷力について、海田ら^{2.20)}は、腐食を考慮した周辺単純支持版のパラメトリック強度解析と腐食した実際のプレートガーダーを用いたせん断強度実験結果から、腐食鋼板のせん断強度評価のための統計量と強度評価法について検討している。鋼板全面がほぼ同じ凹凸状態で腐食した形態を有する腐食鋼板の極限せん断強度は、平均板厚を用いた幅厚比パラメータ R を求めれば、腐食の無い鋼板の座屈強度曲線から精度良く評価できることを示している。ただし、全面腐食を対象とした検討であり、損傷事例として多い、下フランジ付近のウェブの局部腐食については、検討されていない。

局部腐食を有する桁について、下里ら^{2.24)}は、実腐食を有する鋼プレートガーダーについて、実験的に検討し、腐食減厚分布による影響は見られないことを示している。ただし、下部腐食も残存板厚があり、孔食が生じるほどの断面についての検討はなされていない。中山ら^{2.25)}は、鋼鉄道橋を対象に、ウェブに孔食を設けた桁の載荷試験および弾塑性有限変位解析を行い、ウェブに孔食をもつ桁の残存せん断耐荷力について検討している。孔食をもつ桁の残存せん断耐荷力の低下は 8%程度と小さいが、最大荷重時の桁の鉛直たわみが健全な桁のそれと比べて非常に大きくなることを示している。また、孔食の長さが短い場合、桁の残存せん断耐荷力はほとんど低下しないことを示している。劉ら^{2.26)}は、局部腐食を有する鋼桁の解析検討により、局部腐食が端部パネルにクリティカルな影響を与える部分を模式的に示している。

現状の残存せん断耐荷力評価の課題として、局部腐食を有する主桁ウェブの残存せん断耐荷力評価法の確立が挙げられる。

また、桁端部の腐食損傷に関する補修工法として、奥山ら^{2.27)}は、桁端部のウェブに生じた腐食損傷に対して、炭素繊維シートを用いて補修する工法について検討している。

一方、支点上の柱としての残存圧縮耐荷力について、Vo Thanh Hunng ら^{2.28)}は、実際に腐食した桁端部の載荷実験を行い、板厚減少の大きな部位に局部座屈が発生すること、実験的検討と解析的検討により、残存圧縮強度は残存断面積比率にほぼ比例して低下することを示している。白倉ら^{2.29)}は、鋼橋の桁端のウェブと支点上補剛材の下端の腐食に着目して、支点上の柱の残存圧縮耐荷力について、腐食を模擬して解析的に検討し、

健全時にも道路橋示方書・同解説(H14年版)の許容値 1.7 に対して 1.3 倍の裕度があること、欠損範囲の高さ 10 mm について解析し、健全時に対して約 4 割程度に残存耐荷力が低下することを示している。丹波ら^{2.30)}は、支点上の柱の残存圧縮耐荷力について、鋼板当て板補修について検討している。

(3) 腐食したリベット継手の残存耐荷力評価

従来、リベット継手に関する研究は、架設年代の古いリベット継手を用いた橋梁に対して、リベットを高力ボルトに取り替える場合の力学性状や補修・補強工に関する研究が多く、残存耐荷力についてはリベット継手が新たに製作することが困難なこともあり、その基礎データは十分とはいえない。

柿本ら^{2.31)}は、腐食したリベットを高力ボルトに取り替える場合のリベットと高力ボルトの力学的挙動について検討し、単せん強度試験を行い高力ボルトに取り替えた際に表面処理なしの添接板を用いた場合、摩擦係数が 0.27 と道路橋示方書の標準 0.4 の約 7 割であったこと、多列リベット継手は、取替え順序により添接板端部に平均の 3.5 倍程度の荷重がかかることを明らかにした。ただし、多列リベット継手の検討は、リベット 1 本の検討に比べ少なく、多列リベットの評価は十分とは言えない。

リベット継手の高力ボルト摩擦接合への取り替えについては、橋本ら^{2.32)}は、高力ボルト摩擦接合として腐食などにより損傷したリベット継手のリベットの一部を高力ボルトに取り替えた補修継手の耐荷力と力学的挙動を解析的に検討し、すべり係数が 0.25 の場合、高力ボルトに取り替えることができない場合が多いこと、部分的にリベットを高力ボルト摩擦接合に取り替えた継手の耐荷力は、取替え本数により耐荷力に 3~8% の差異が生じ、取替え本数により、すべりの生じ方に違いがあることを示している。

また、木村ら^{2.33)}は、二面接合されたリベット継手の圧縮載荷による複せん強度試験を行い、リベット頭部が腐食欠損したリベットの継手強度は低下しなかったことを示している。置換工法における、すべり係数は、高力ボルトに取り替えた場合、接合面に鉛丹さび止めが若干残存する桁に対してすべり係数が 0.36~0.45、接合面に腐食凹凸がある場合すべり係数が 0.36~0.59 となること、載荷試験により高力ボルト置換工法による補修・補強工法の妥当性を示している。

橋本ら^{2.34)}はリベット頭部が腐食したリベット継手の引張載荷による継手強度を実験的および解析的に検討している。損傷度、損傷パターン、載荷方向、継手面数について検討している。一面せん断継手では、特に、支圧降伏が先行する継手において、リベット頭部が無いような極度な腐食損傷がある場合は、残存耐荷力が 50% 程度となる可能性があり、リベット頭部が半分程度残っている場合でも、腐食損傷形状によっては残存強度が 80% 以下となる場合があること、二面せん断継手の場合、薄板モデルでリベット頭部が無くなるような極度な損傷を受けた場合、残存耐荷力で 85% 程度、降伏強度で 12% 程度低下する可能性があることを示している。

しかしながら、腐食したリベット継手の残存耐荷力に関する検討はいくつかあるが、十分とはいえず、基礎的なデータを蓄積し、残存耐荷力評価を確立する必要がある。

また、リベット継手を有する構造物は、その架設年代が古いことが多く、鋼材の材料特性に留意する必要がある。

鋼構造物維持管理において、部材の補修や補強を行うために、腐食した鋼材にボルト接合や溶接する必要がある場合がある。しかし、古い鋼材の材料特性には、補修・補強したことで、内部欠陥等により損傷の要因となることが知られている。鋼材の製造年代ごとに使用上の注意点をまとめると以下のようなになる^{2.35)}。

鋼材の加工上の注意点を表-2.7 に示す。製造された年代別で鋼材を分類すると、1883

以前は主として錬鉄，それ以降は鋼が用いられているようである．鋼も，その製造年代や地域により初期ではベッセマー法やトーマス法により製造されたものから始まり，1925年にJES (Japanese Engineering Standard, JISの前身) 制定以降による不純物元素 (硫黄 S や 燐 P) の含有量制限や，1952年のJIS制定による不純物元素の大幅低減，さらに1970年代以降には連続鑄造設備導入や脱ガスによる高純度化により強度・組織のバラツキを抑え，溶接施工に適合した材料となっている．

そのため，特に1925年以前製作の古い鋼材の補修・補強時には工法の選定にあたり，使用されている材料の特性値を把握し，新たな部材の添接時に溶接を用いないことなどの配慮が必要となる場合がある^{2.11)}．

表-2.7 古い鋼材に対する加工上の注意点^{2.35)}より抜粋

鋼材名	製作時期	使用上の注意点	判別方法
主として錬鉄	1883年程度以前	<ul style="list-style-type: none"> ・材料が不均一で層状剥離を起こすこともある． ・強度は現行の400材より低い(引張強度:70~80%, 伸び:数分の一程度, 靱性:非常にもろいものが多い) ・P,Sが多いものもあり, 溶接はさけるべきである． 	<ul style="list-style-type: none"> ・製作年代からの推定 ・成分試験 ・引張試験
主としてベッセマー鋼	1909年以前の鋼	<ul style="list-style-type: none"> ・強度は現行の鋼材と変わらないものもある．しかし, 特にベッセマー鋼はばらつきが大きく, 錬鉄と同程度のものもある． ・Siが少ないため, 溶接性は劣るので, 溶接は避けたほうがよい． ・P,S,Oの含有率が高いため, 靱性は劣る． 	<ul style="list-style-type: none"> ・製作年代からの推定 ・成分試験 ・引張試験
S39 ~ SS39	1926年以降	<ul style="list-style-type: none"> ・材質的に不均一のものが多い(S,Cu,Oが多く, Siが少ない) ・強度的には規格値は保証されている． ・靱性は低く割れやすい． ・溶接は可能であるが, その方法は検討の余地がある． ・老朽化した母材は, 溶接部よりも靱性が劣り, 亀裂が生じると大きな割れに結びつきやすい． 	<ul style="list-style-type: none"> ・成分試験 ・衝撃試験
SS41 ~ SM41	1940年以降	<ul style="list-style-type: none"> ・ほぼ現行の鋼材と同じ性質である．ただし, 腐食が著しく進行しているものは, 腐食に対する配慮が必要となる． 	<ul style="list-style-type: none"> ・製作時期とJIS鋼種が判明すれば十分

(4) 腐食した高力ボルトの残存軸力評価

高力ボルト摩擦接合は、継手材片を締付け、材片間の摩擦力によって応力を伝達する接合法であり、高力ボルトの残存軸力を正確に把握することは、構造全体の安定を保つために重要である。しかしながら、高力ボルトのボルトやナットの腐食による残存軸力の評価法は確立されているとは言い難い。以下に既往の研究を整理する。

腐食減肉した高力ボルトの残存軸力測定の実験結果として、大野ら^{2.36)}や名取ら^{2.37)}は新材ボルトを用い、所定軸力(225kN)に締付けた後、腐食を模擬した切削加工を幅方向に施し締付け軸力の変化について測定を行っている。軸力の測定は、ボルトの軸部にひずみゲージを貼付し、切削により開放されるひずみ量を計測することにより、予め校正したひずみ-軸力関係により残存軸力を求めている。図-2.6に報告された減肉量と残存軸力割合を示す。図-2.6は幅方向の検討で、高さ方向の減肉は検討されていないため、第4章にて検討を行う。

狩野ら^{2.38)}は、高力ボルトのボルト頭部の高さ方向の減少と締付け軸力低下の関係を、解析的に検討している。ボルト頭部の高さが50%程度になった場合、軸力が10数%低下すると検討している。狩野ら^{2.38)}の解析モデルは、図-2.7に示すように対称性を考慮し

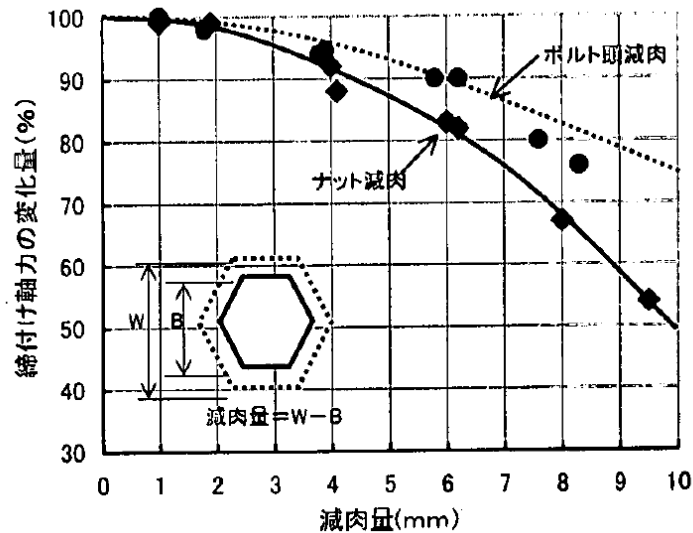


図-2.6 高力ボルトの減厚に伴う締付け軸力の変化^{2.37)}

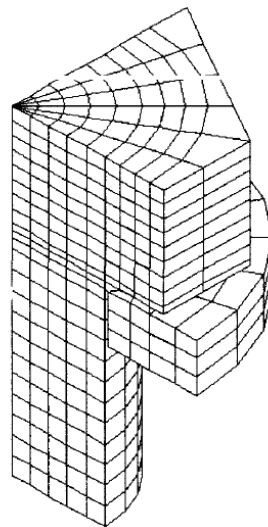


図-2.7 高力ボルト解析モデル^{2.38)}

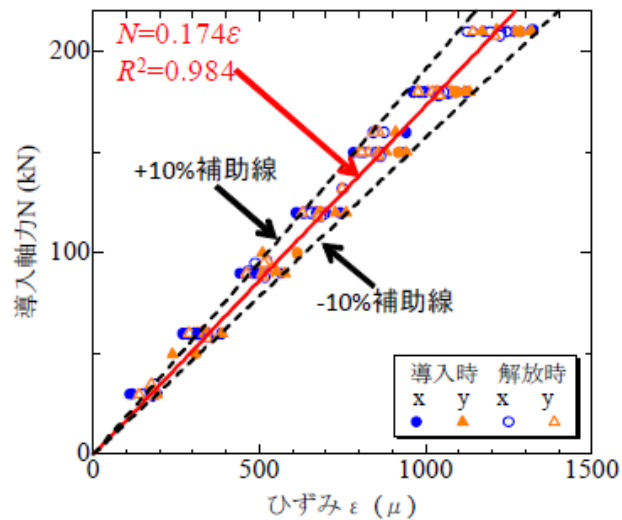


図-2.8 高力ボルトの導入軸力と頭部ひずみの関係 ^{2.39)}

た 1/4 モデルで、ボルトと座金をモデル化している。ただし、ボルト頭部と座金の接触面を剛結としており、この点についての検証はなされていない。

下里ら ^{2.39)}は、高力ボルト継手の残存軸力の測定方法の提案と、実際に腐食劣化した高力ボルトの腐食形状の分類と残存軸力の実験的検討と解析的検討により、幅方向に減肉した高力ボルト継手の残存軸力評価方法を提案している。幅方向の減肉を対象に平均減肉量を用いて残存軸力を評価する方法を提案し、一部腐食形状によっては、危険側の評価になる場合があることを示している。解析的検討では、ボルトと座金間の接触を考慮して検討しており、実験結果との比較より、解析では接触を考慮する必要があることがわかる。

また、下里ら ^{2.39)}は軸力測定方法(コア抜き法)を提案している。実際に腐食した高力ボルトはナットを緩めた後に軸力計にて計測できない損傷がある場合を想定して、予め新材ボルトの導入軸力と頭部ひずみを計測しておき、図-2.8 に示すキャリブレーションカーブを用いて軸力を推定することを提案している。ただし、キャリブレーションカーブは減肉が考慮されていないが、ボルト頭部の減肉が軸力と頭部ひずみの関係に与える影響が無視できないと考えられるため、第4章では、一様減肉した場合の軸力と頭部ひずみの関係を明らかにした。

潘ら ^{2.40)}は、ひずみゲージ法でのひずみゲージの貼り付け位置とゲージ長さについて、検討を行い、標準ボルト軸力まではボルト頭部にひずみゲージを貼ることによる軸力測定法が使用できることを確認している。

高力ボルトの腐食減肉による検討は、大野ら ^{2.36)}の一様減肉の軸力低下曲線を基本に幅方向の検討が主であり、高さ方向の減肉による軸力低下の評価と高さ方向と幅方向が同時に減肉する実際の腐食形状を評価できる残存軸力評価法は確立されていない。

2.2 腐食の特徴と計測技術

本論文で対象とする，継手および主桁ウェブの部材に着目した腐食の特徴と海域付近での腐食の特徴を以下に示し，腐食の計測技術の概要と実務上の課題を示す。

鋼橋の腐食損傷の多い箇所は，漏水の多い桁端部，水平材上面など滞水しやすい箇所，支承部周辺，通気性，排水性の悪い連結部，泥・ほこりの堆積しやすい下フランジの上面，溶接部等が挙げられる^{2.41)}。図-2.9 に桁端部の腐食損傷事例を示す。リベットや高力ボルト継手は，ボルトやナットのように凸形状になっており，均一な塗膜を確保することができず，他の部位に比べて腐食しやすい場合がある。

海域および海岸線に付近にある鋼構造物は，海水の影響を考慮する必要がある，金属の腐食速度は飛来する海塩粒子やミストの量により著しく変化する。海中から大気中に位置する鋼構造物(例えば鋼管杭式栈橋など)では，海中から海中部，干満帯，飛沫帯にわけて評価する必要がある。飛沫帯は海水面の直上に当たり，構造物にぶつかり砕ける海水の飛沫を浴びる部位である。干満帯は海水面の潮汐(干満)が規則的に生じる部位である。海中部は金属が海水に常に浸されている部位である^{2.11)}。山沢ら^{2.42)}は各部位の腐食形態を約19年間海洋暴露した鋼材について整理し，図-2.2に示すように腐食損傷の激しい部位は飛沫帯であり，海中部，干満帯の順に腐食速度となっていることを報告している。



図-2.9 桁端部の腐食損傷事例^{2.41)}

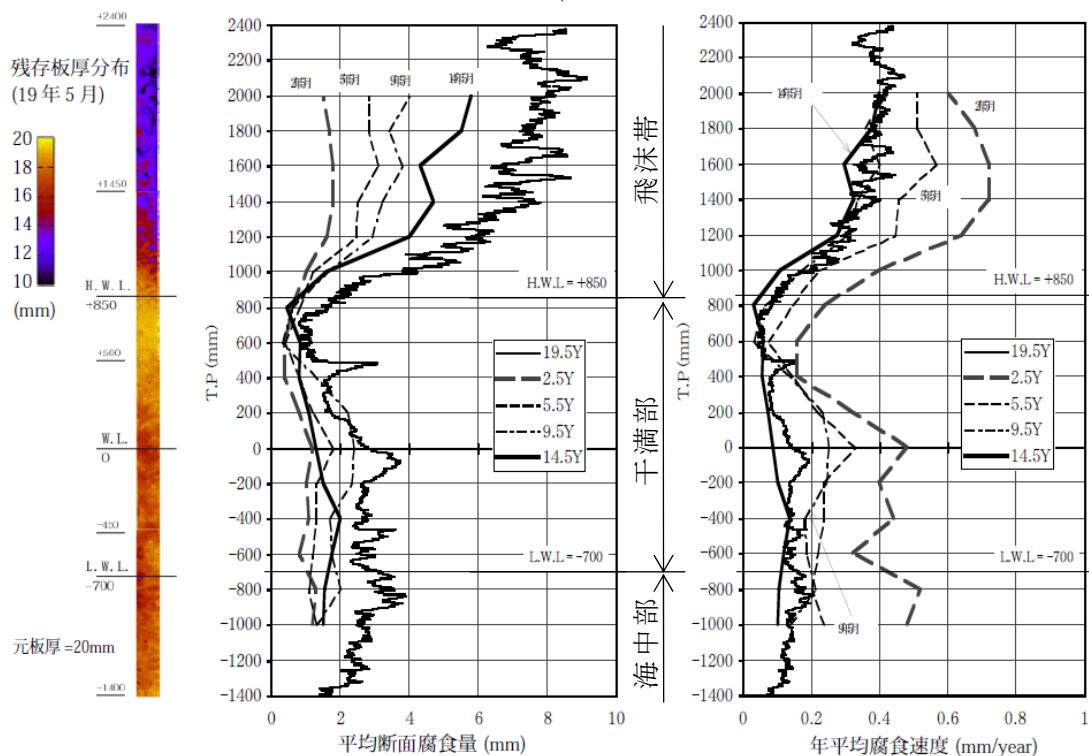


図-3 板厚分布と平均断面腐食量

図-4 曝露期間と年平均腐食速度

図-2.10 海洋暴露した鋼管杭の腐食量と腐食速度^{2.11)}に追記

腐食表面の計測方法は、格点の計測と面的な計測とに分類できる。格点の板厚計測は、ノギスや超音波板厚計により直接板厚を計測する接触式の計測手法である。面的な計測はレーザー計測や画像計測により表面の3次元座標を計測し、座標の差分から板厚を算出する非接触式の計測手法である。

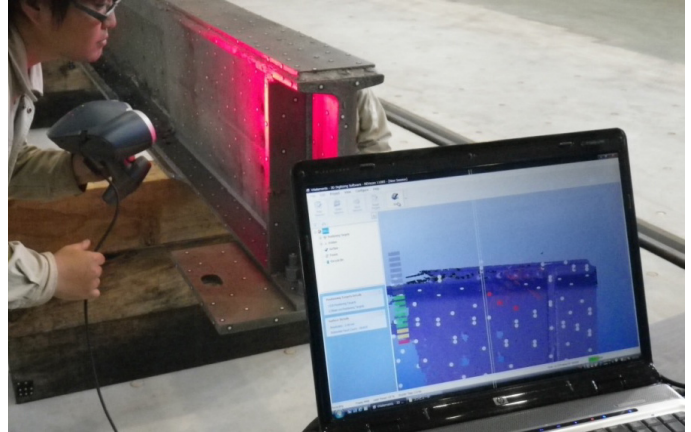
ノギスや超音波板厚計は実務上頻繁に利用されており、部材の腐食範囲に対して数点の計測により、残存板厚を求める場合が多い。計測の前処理としてはディスクサンダー、手工具により鋼部材の塗膜を除去し、鋼部材を直接計測する。計測位置は別途記録する必要がある。1点ごとの計測となるため、面的な腐食量を把握することには時間と手間を要する。

レーザー計測や画像計測による非接触式の計測は面的な腐食の凹凸を精度よく、効率的に把握することができる。計測の前処理としてはブラストにより塗膜やさびを除去する必要がある。現場での前処理に費用が掛かるといえる。鋼部材の3次元座標を計測するため、鋼部材の板の両面を計測する必要がある。例えば、近年レーザー計測器が小型化しているとはいえ、狭隘部での作業性に劣る場合や閉じた箱断面の内側が計測できないなどの課題がある。図-2.11に2種類のレーザー計測の風景を示すが、どちらも実験室内での計測であり、実務への適用は現時点で容易とはいえない。画像計測は2枚の画像の共通点や既知の標点と画像^{2.43), 2.44)}から幾何学的に表面座標を算出する方法であり、レーザー計測より計測対象から離れて計測できる場合が多い。ただし、非接触式の計測手法の場合も、表面のさびの除去など、対象物に接近しての前処理が必要である点は接触式の計測と同様である。

ただし、3次元座標の板厚への変換は、板の3次元座標の前後面の同定が必要であり、変換手法により板厚算出の精度に差が生じる恐れがある。



a) 多関節式計測器



b) ハンディ計測器

図-2.11 レーザー計測風景

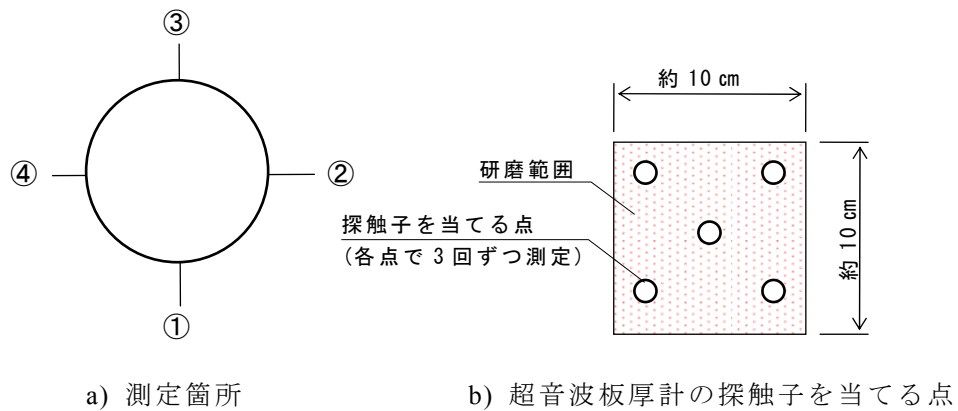


図-2.12 測定点の標準

鋼構造物の維持管理における日常および定期点検では、主に近接目視と腐食箇所の板厚計測により評価されているといえる^{2.45), 2.46)}。鋼道路橋においては、腐食減肉量の把握のために板厚計測を行う際の計測方法は特に規定されていないのが、現状であり、腐食損傷範囲に対して数点を計測して残存板厚としている。海面下の港湾鋼構造物は、超音波板厚計を用いて、板厚測定点の 10 cm 四方をハンマやスクレーパなどで付着物を除去し、金剛砥石やエアースランダーなどで鋼材面を研磨し、鋼材の地肌を露出させる。超音波板厚計の探触子は、定められた測定点でそれぞれ 3 回ずつあてて測定し、その平均値を測定値とする。探触子をあてる位置は、10 cm 四方内に 5 点計測してこれを 1 箇所として、鋼管杭では図-2.4 に示すように円周方向に 90° ごとに 4 点計測する^{2.46)}。

腐食表面を数点の現地計測結果から、実際の腐食表面と腐食統計量が等しい表面形状のモデル化として、以下の取り組みがある。

奥村・藤井ら^{2.23)}は、腐食による鋼板の凹凸形状が空間的にランダムではなく、腐食の著しい領域が深さ方向のみならず幅方向にも広がりを持って分布していることに着目し、地域経済学分野で発展してきた空間的自己相関の概念を適用することにより、腐食深の空間的自己相関パターンを考慮した腐食表面形状作成モデルを提案した。そして、実際の腐食鋼板の測定結果との比較から、乱数を直接腐食深に適用した場合に比べて、空間的自己相関モデルによって作成された腐食表面は統計的な説明力がより高いことを示した。

森ら^{2.47)}は、腐食深さは正規分布に従うこと、着目点に隣接する点の腐食深さは着目

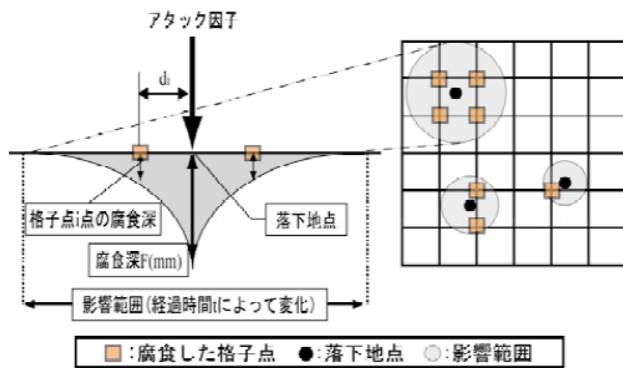


図-2.13 腐食深形状のモデル化^{2.49)}

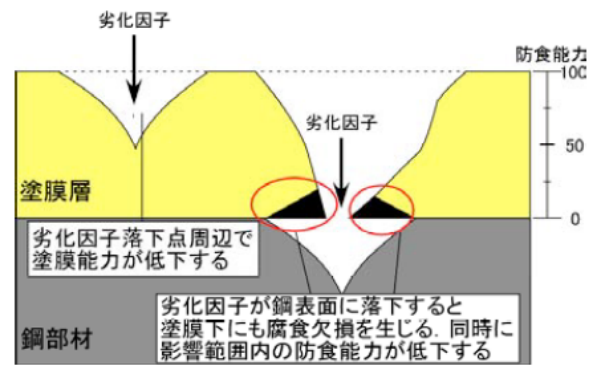


図-2.14 防食工の劣化イメージ^{2.49)}

点の腐食深さを最頻値とする正規分布に従うことを明らかにし、これらの性質を利用して腐食鋼板の表面腐食形状をシミュレーションする手法を提案した。さらに、森ら^{2.48)}は腐食鋼板の引張試験と表面腐食形状シミュレーションも用いて作成したモデルを対象とした弾塑性有限要素解析により、表面腐食形状シミュレーションが妥当であることを示している。

藤井ら^{2.49)}は、腐食表面形状の経年予測モデル(図-2.13)と防食工の劣化予測モデル(図-2.14)を組み合わせることにより、鋼管杭の圧縮強度の経年予測が可能であることを示した。また、予測結果は、防食工の経年劣化と強度の経年劣化の関係を説明することができることを示している。

腐食形状の変化をシミュレーションして腐食統計量の経年変化を予測することにより、残存耐荷力の将来予測が可能となる。

参考文献

- 2.1) 奥井義昭：鋼構造物のリダンダンシーに関する検討小委員会活動概要と海外の動向，第17回鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集，pp.15-20，2014.8.
- 2.2) 永谷秀樹，明石直光，松田岳憲，安田昌宏，石井博典，宮森雅之，小幡 泰弘，平山博，奥井義昭：我国の鋼トラス橋を対象としたリダンダンシー解析の検討，土木学会論文集 A，Vol.65，No.2，pp.410-425，2009.5.
- 2.3) 加藤修，岩崎英治，日向優裕，三木英二，藤野明義，吉岡勉，奥井義昭：鋼桁橋の線形リダンダンシーに関するケーススタディ，第17回鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集，pp.65-71，2014.8.
- 2.4) 見原理一，加藤修，岩崎英二，奥井義昭：鋼多主桁橋の非線形リダンダンシー解析，第17回鋼構造と橋に関するシンポジウム論文報告集，pp.77-84，2014.8.
- 2.5) 山口詩織，藤井堅，藤井真人，山本正司，上野谷実：約40年間経過した複合箱桁橋の力学的挙動，構造工学論文集，Vol.57A，pp.1074-1086，2011.3.
- 2.6) 野中哲也，宇佐美勉，岩村真樹，廣住敦士，吉野廣一：連鎖的な部材破壊を考慮した鋼橋のリダンダンシー解析法の提案，構造工学論文集，Vol.56A，pp.779-791，2010.3.
- 2.7) 後藤芳顯，川西直樹，本多一成：リダンダンシー解析における鋼トラス橋の引張り斜材破断時の衝撃係数，構造工学論文集，Vol.56A，pp.792-805，2010.3.
- 2.8) 橋本国太郎，中村衣里，杉浦邦征：既設鋼トラス橋の部材破断による衝撃係数および応力再配分の実測，構造工学論文集，Vol.59A，pp.180-189，2013.3.
- 2.9) 小畑誠，水谷明嗣，後藤芳顯：鋼構造の延性破壊の有限要素法解析への導入に関する基礎的検討，土木学会論文集，No.626，I-48，pp.185-195，1999.7.
- 2.10) 土木学会：コンクリート標準示方書 設計編，2012.
- 2.11) 土木学会鋼構造委員会鋼構造の残存耐荷性能評価と耐久性向上方策研究小委員会(委員長:野上邦栄)：腐食した鋼構造物の耐久性照査マニュアル，土木学会，鋼構造シリーズ18，2009.
- 2.12) 松本勝，白井義朗，中村幾雄，白石成人：腐食鋼材の有効板厚評価法の提案，橋梁と基礎，Vol.23，No.12，pp.19-25，1989.
- 2.13) 村中昭典，皆田理，藤井堅：腐食鋼板の表面性状と残存耐荷力，構造工学論文集，Vol.44A，pp.1063-1071，1998.3.
- 2.14) 野上邦栄，山沢哲也，小栗友紀，加藤美幸：腐食減厚に伴う合成I桁およびI桁断面柱の残存耐力評価に関する一考察，構造工学論文集，Vol.47A，2001.3.
- 2.15) 藤井堅：腐食した鋼材の材料特性と残存耐荷力評価法，第一回鋼構造物の維持管理に関するシンポジウム資料集，1999.
- 2.16) 海田辰将，藤井堅，中村秀治：腐食した圧縮フランジの圧縮強度評価，土木学会論文集，No.766，I-68，pp.58-71，2004.
- 2.17) 原考志，藤井堅，中村秀治，山本治：圧縮を受ける腐食鋼板の強度評価と劣化予測，土木学会年次学術講演概要集，第60回，1-29，2005.
- 2.18) 中沢正利：腐食を受けた鋼板の圧縮耐荷力特性，土木学会年次学術講演概要集，第55回，CS-86，2000.
- 2.19) 藤井堅，近藤恒樹，田村功，渡邊英一，伊藤義人，杉浦邦征，野上邦栄，永田和寿：海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力，構造工学論文集，Vol.52A，pp.721-730，2006.3.

- 2.20) 海田辰将, 藤井堅, 原考志, 中村秀治, 上野谷実: 腐食鋼板のせん断耐力とその評価法, 構造工学論文集, Vol.50A, 2004.3.
- 2.21) 杉浦邦征, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 藤井堅, 野上邦栄, 永田和寿, 岡扶樹: 腐食鋼板の力学特性評価のための板厚計測および有効板厚に関する考察, 構造工学論文集, Vol.52A, pp.679-687, 2006.3.
- 2.22) 海田辰将, 藤井堅, 宮下雅史, 上野谷実, 中村秀治: 腐食したプレートガーダーの残存曲げ強度に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.51A, pp.139-148, 2005.3.
- 2.23) 奥村誠, 藤井堅, 塚井誠人: 空間的自己相関を考慮した鋼板腐食形状のモデル化, 土木学会論文集, No.642/IV-50, pp.109-116, 2000.3.
- 2.24) 下里哲弘, 玉城喜章, 有住康則, 矢吹哲哉, 小野秀一, 三木千壽: 実腐食減厚分布を有する鋼プレートガーダー腹板のせん断強度特性に関する実験的研究, 土木学会論文集 A1, Vol.70, No.3, pp.359-376, 2014.
- 2.25) 中山太士, 木村元哉, 石川敏之, 松井繁之: ウェブ孔食をもつ鋼桁のせん断耐荷力, 構造工学論文集, Vol.52A, pp.49-56, 2006.3.
- 2.26) 劉翠平, 宮下剛, 長井正嗣: 端部パネルの局部腐食をもつ I 形断面桁のせん断耐荷力に関する考察, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.715-722, 2011.3.
- 2.27) 奥山雄介, 宮下剛, 若林大, 小出宣央, 小林朗, 秀熊佑哉, 堀本歴, 長井正嗣: 腹板を CFRP 補強した鋼桁のせん断座屈試験と強度評価法, 土木学会論文集 A1, Vol.68, No.3, pp.635-654, 2012.11.
- 2.28) Vo Thanh Hunng, 永澤洋, 佐々木栄一, 市川篤司, 名取暢: 腐食が原因で取り替えたれた実鋼橋支点部の載荷実験および解析, 土木学会論文集, No.710, pp.141-151, 2002.7.
- 2.29) 臼倉誠, 金銅晃久, 山口隆司, 畠中彬, 三ツ木幸子, 橋本国太郎, 杉浦邦征: 鋼道路橋の腐食した桁端の耐力特性とその設計法に関する 2, 3 の考察, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.722-732, 2010.3.
- 2.30) 丹波寛夫, 橋本国太郎, 田中太介, 杉浦邦征: 腐食した鋼桁端部の当て板補修に関する実験的検討, 構造工学論文集, Vol.60A, pp.94-104, 2014.3.
- 2.31) 柿本祥子, 藤井堅, 皆田理, 勝野壽男, 梶本勝也, 田中雅人: 腐食したリベットの HT ボルト取替え補修における継手の力学挙動, 土木学会第 57 回年次学術講演会, I -274, pp.547-548, 2002.9.
- 2.32) 橋本国太郎, 山口隆司, 北田俊行: 高力ボルト摩擦接合とする既設リベット継手の部分取替え補修に関する解析的検討, 構造工学論文集, Vol.54A, pp.555-562, 2008.3.
- 2.33) 木村元哉, 中山太士, 松井繁之: 腐食桁におけるリベットの継手強度と高力ボルト置換に関する基礎的研究, 構造工学論文集, Vol.55A, pp.880-888, 2009.3.
- 2.34) 橋本国太郎, 山口隆司, 三ツ木幸子, 杉浦邦征: 腐食損傷を受けたリベット継手の力学的挙動に関する検討, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.756-765, 2010.3.
- 2.35) 鉄道総合技術研究所: 鋼構造物補修・補強・改造の手引き, 研友社, pp.271-272, 1992.
- 2.36) 大野崇, 名取暢, 村越潤: 腐食減肉した高力ボルトの残存軸力測定, 土木学会第 49 回年次学術講演会, I -260, pp.518-519, 1994.9.
- 2.37) 名取暢, 西川和廣, 村越潤, 大野崇: 鋼橋の腐食事例調査とその分析, 土木学会論文集, No.668/ I -54, 299-311, 2001.1.
- 2.38) 狩野正人, 富田耕司, 石原靖弘, 小林剛, 谷平勉: ボルト頭部の腐食が軸力低下に及ぼす影響について, 土木学会関西支部平成 15 年度年次学術講演会, I -12,

2003.9.

- 2.39) 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.
- 2.40) 潘超, 山口隆司, 鈴木康夫: ひずみゲージを用いた高力ボルト軸力の測定法に関する検討, 土木学会第 65 回年次学術講演会, I -477, pp.953-954, 2010.9.
- 2.41) 国土技術政策総合研究所 道路構造物管理研究室: 道路橋の定期点検に関する参考資料 (2013 年版), 国土技術政策総合研究所資料, 第 748 号, 2013.
- 2.42) 山沢哲也, 渡邊英一, 野上邦栄, 杉浦邦征, 伊藤義人, 藤井堅: 19.5 年間海洋暴露した鋼材の腐食計測, 土木学会第 60 回年次学術講演会, pp.30-31, 2005.9.
- 2.43) 中村秀治, 藤井堅, 松下陽三, 浅海敬次: 標点投影による画像計測法と維持管理のための腐食表面計測への適用について, 土木学会論文集 F, Vol.62, pp.433-444, 2006.9.
- 2.44) 影山徹, 藤井堅, 中村秀治, 石田修一: 画像による表面形状計測法の実用化検討, 土木学会第 62 回年次学術講演会, pp.378-379, 2007.
- 2.45) 橋梁定期点検要領, 国道交通省道路局国道・防災課, 2014.6.
- 2.46) 港湾鋼構造物防食・補修マニュアル(2009 年版), 沿岸技術研究センター, 2009.
- 2.47) 森猛, 渡邊一, 正井資之: 腐食した鋼板の表面形状シミュレーションと腐食鋼桁の曲げ耐力, 構造工学論文集, Vol.49A, pp.675-686, 2003.3.
- 2.48) 森猛, 橋敦志, 野上邦栄, 山沢哲也: 腐食鋼板の引張・降伏耐力評価法の検討, 土木学会論文集 A, Vol.64, No.1, pp.38-47, 2008.1.
- 2.49) 藤井堅, 橋本和朗, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿, 中村秀治: 海洋環境における鋼管杭の圧縮強度の経年変化予測法, 土木学会論文集 A, Vol.66, No.1, pp.92-105, 2010.

第3章 腐食したリベット継手の残存耐荷力

3.1 緒言

架設年代の古い鋼橋は、接合にリベット継手を使用されており、溶接で部材が一般的に製作されるようになったのは、1955年(昭和30年)ごろからである^{3.1)}。例えば広島県が管理している供用中の最も古い鋼橋は、1921年に架設された祝橋^{3.2)}(広島県三次市)があり、その他にも架設年代の古い鋼橋は多くある。リベット継手の腐食損傷やリベット継手を有する部材の性能回復あるいは長寿命化のためには、リベット継手の残存強度を正確に評価・把握する必要がある。このとき腐食はリベットのみならず母材や添接板にも現れるので、これらを総合的に判断する必要がある。また、製造年代の古い鋼材を加工する場合、現在の鋼材との諸特性の違いを把握し、新たな欠陥を生じさせないように留意することも重要である^{3.3)}。

しかし、腐食したリベット継手の残存耐荷力に関する研究は少なく、残存耐荷力に関する基礎データを蓄積する必要があるといえる。そこで、本章では約100年間供用し撤去された鉸桁のリベット継手部を入手する機会を得たので、引張載荷のリベットの単せんおよび複せん強度試験を実施して、腐食したリベット継手の継手強度と破壊形式を調べる。また、古い鋼材の内部欠陥の調査や成分分析についてもあわせて行う。

3.2では、架設年代の古い橋梁の材料試験を行い、古い鋼材の材料特性を確認する。3.3ではリベット継手頭部の欠損量をパラメータとして、単せん強度試験を実施し、残存耐荷力と破壊形式を把握する。3.4で複せん強度試験を実施し、残存耐荷力と破壊形式を把握する。3.5で、古い鋼材であることを前提に腐食した単せんおよび複せんリベット継手の残存耐荷力の特徴をまとめる。

なお、供試体は、旧余部橋梁(写真-3.1)および穴内川橋梁でどちらも約100年間供用されて撤去されたものである。



写真-3.1 旧余部橋梁^{3.4)} (写真手前)

3.2 1900年代初頭の鋼材の材料特性

3.2.1 供試体概要と試験項目

材料試験は、旧余部橋梁（1912年（明治45年）建設）から採取した供試体にて実施した。以下では、旧余部橋梁を用いた材料特性試験について述べる。

図-3.1に上部工断面図を示す。試験対象部材は、対傾構とリベット継手および主桁ウェブ・フランジとした。対傾構からの試験片採取位置を図-3.2に示す。

材料試験は、断面サルファプリント試験、断面組織観察、引張試験、化学成分分析である。

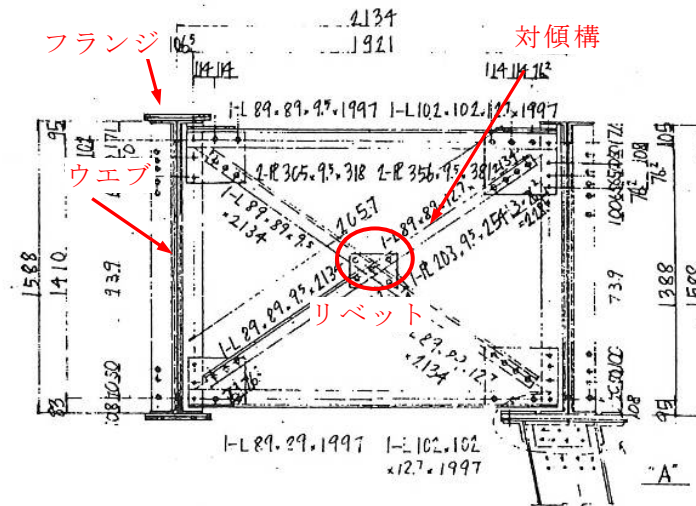


図-3.1 上部工断面図

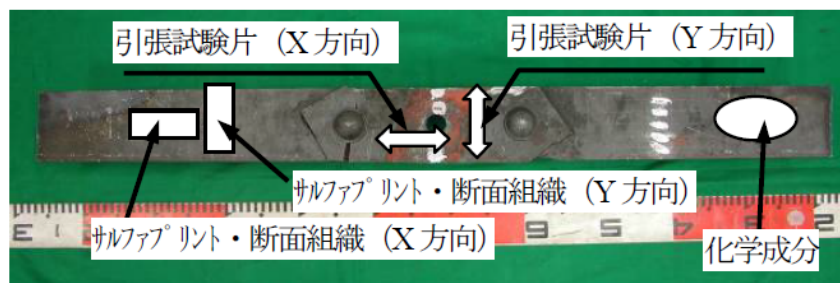


図-3.2 試験片採取位置

3.2.2 材料試験結果

(1) 断面サルファプリント試験

材料の断面サルファプリント試験結果を図-3.3に示す。対傾構は図-3.2のX方向（長手方向）とY方向（Xと直交方向）両方実施したが、板厚中心にSの偏析バンドが明確に観察できる。特にX方向では線状偏析がほぼ連続している。リベット材も対傾構材と同様に線状偏析を確認することができる。



(a) ウェブ



(b) フランジ



(c) 対傾構（X方向）



(d) 対傾構（Y方向）



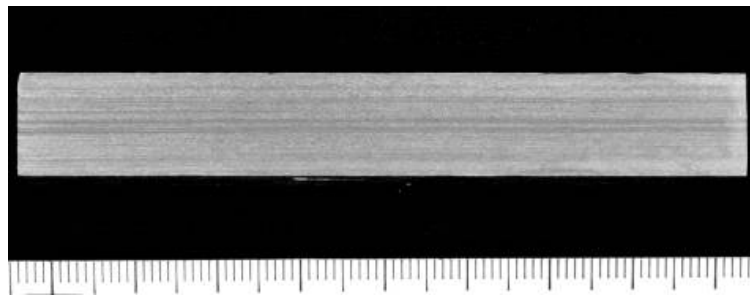
(e) リベット

図-3.3 断面サルファプリント試験結果

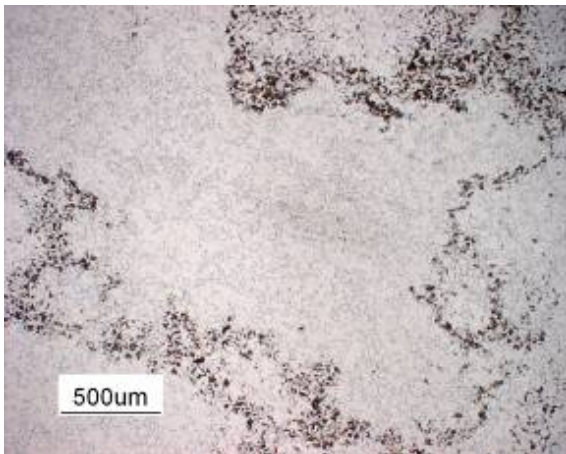
(2) 金属組織観察

対傾構の金属組織観察写真を写真-3.2 に示す。対傾構は，鋼板表面に粒状の介在物が点在し，板厚中央部では，線状の介在物が確認され，先端は鋭い形状を示している。結晶粒径はほぼ均一で粒径のばらつきはなく，フェライト+パーライトの炭素鋼標準組織を示しているが表面は組織が不均一である。

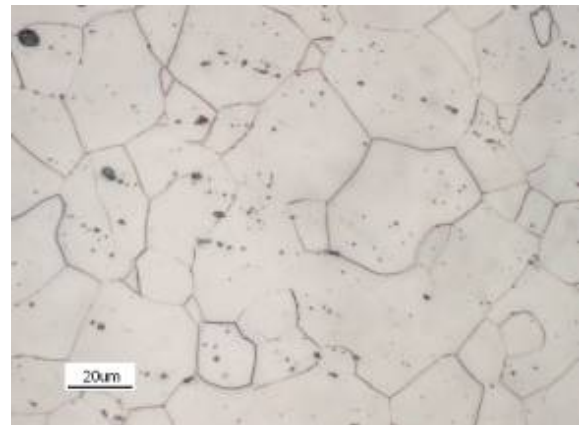
リベットの金属組織観察写真を写真-3.3 に示す。リベットも金属組織はフェライト+パーライト組織を示しているが，対傾構とは異なり，観察部位により結晶粒径にばらつきが見られる。



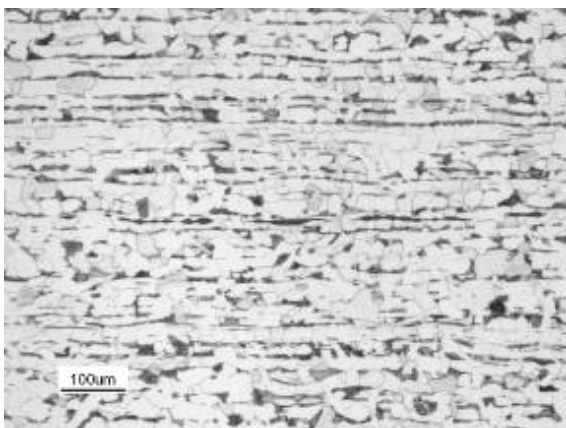
(a) 断面マクロ組織



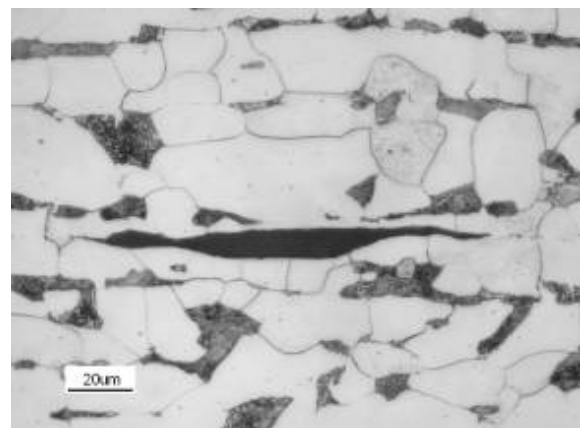
(b) 表面組織(低倍率)



(c) 表面組織(高倍率)

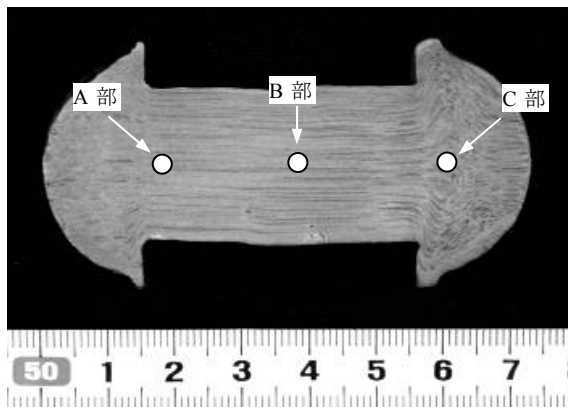


(d) 表面組織(低倍率)

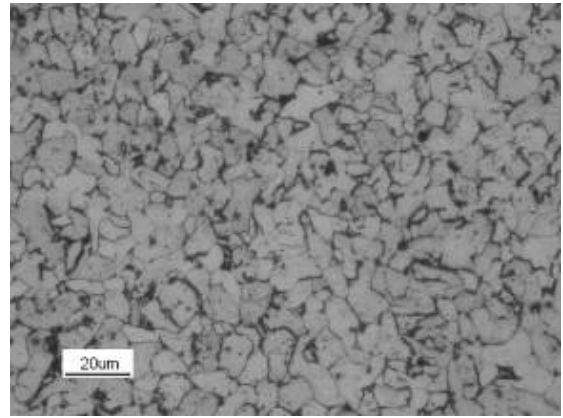


(e) 表面組織(高倍率)

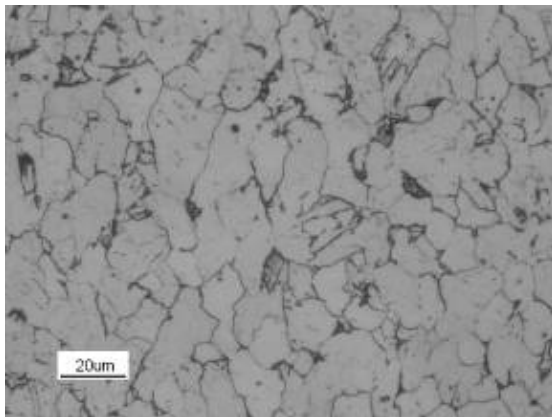
写真-3.2 金属組織写真（対傾構：X方向）



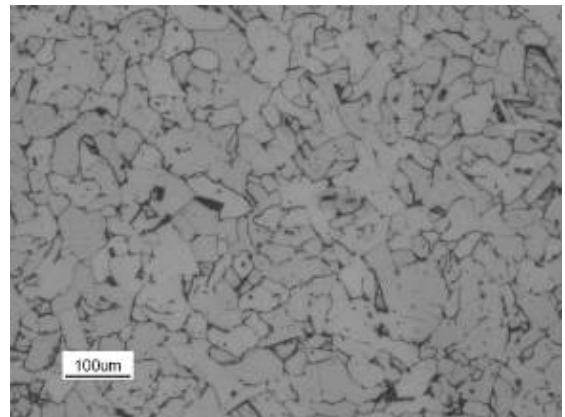
(a) 断面マクロ組織



(b) A部表面組織(高倍率)



(c) B部表面組織(高倍率)



(d) C部表面組織(低倍率)

写真-3.3 金属組織写真 (リベット)

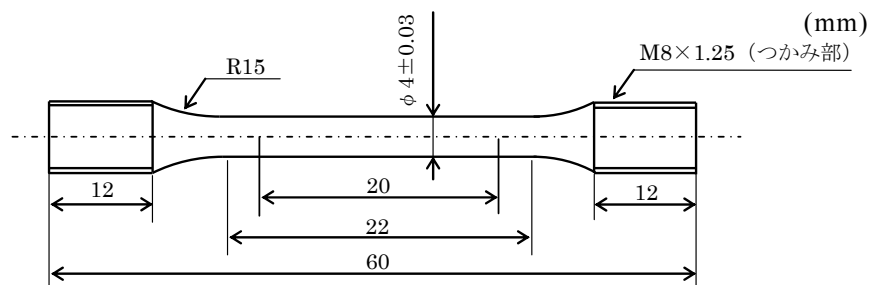


図-3.4 引張試験片形状

(3) 引張試験

引張試験片の形状を図-3.4に示す。対傾構の引張試験結果を表-3.1、図-3.5、図-3.6に示す。表-3.1から対傾構採取試験片の強度・伸び・絞りは採取方向で差はみられない。

リベットの引張試験結果を表-3.2、図-3.7、図-3.8に示す。リベット試験片は引張強さがリベット①（鋼板2枚重ね）の方がリベット②（鋼板3枚重ね）より高い値となっている。伸びは①、②同様で、絞りは①の方が②よりやや低い値となっている。

試験結果を現在のJIS規格と比較すると、対傾構材は、SS400（一般構造用圧延鋼材）またはSM400B（溶接構造用圧延鋼材）の強度規格範囲内の値となっている。また、リベット試験体は、リベット①がリベット用丸鋼（SV400）の規格値以上の引張強さとなり、リベット②はSV400の規格伸び値より若干低い値となっている。

表-3.1 引張試験結果（対傾構）

	SS400 JIS 規格値	SM400B JIS 規格値	対傾構	
			X方向	Y方向
降伏点 (N/mm ²)	245 以上	245 以上	363	329
引張強さ (N/mm ²)	400～ 510	400～ 510	455	456
伸び(%)	17以上	18以上	27.8	30.0
絞り(%)	—	—	66.7	65.3

表-3.2 引張試験結果（リベット）

	SV400 JIS 規格値	リベット	リベット
		①	②
降伏点 (N/mm ²)	—	400	385
引張強さ (N/mm ²)	400～490	505	444
伸び(%)	28以上	28.1	27.2
絞り(%)	—	41.6	77.3

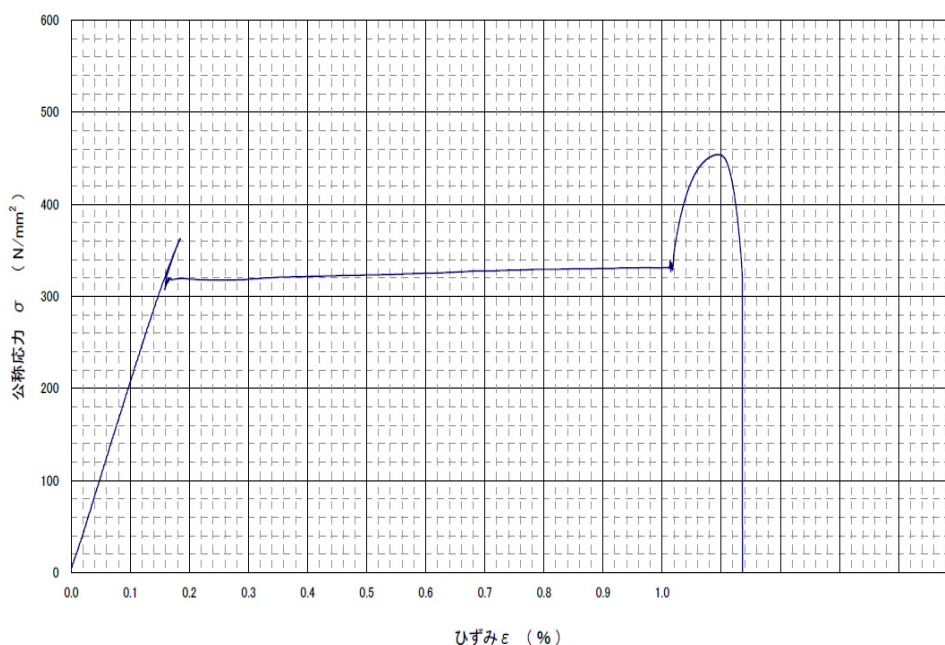


図-3.5 対傾構(X方向) 公称応力-ひずみ曲線

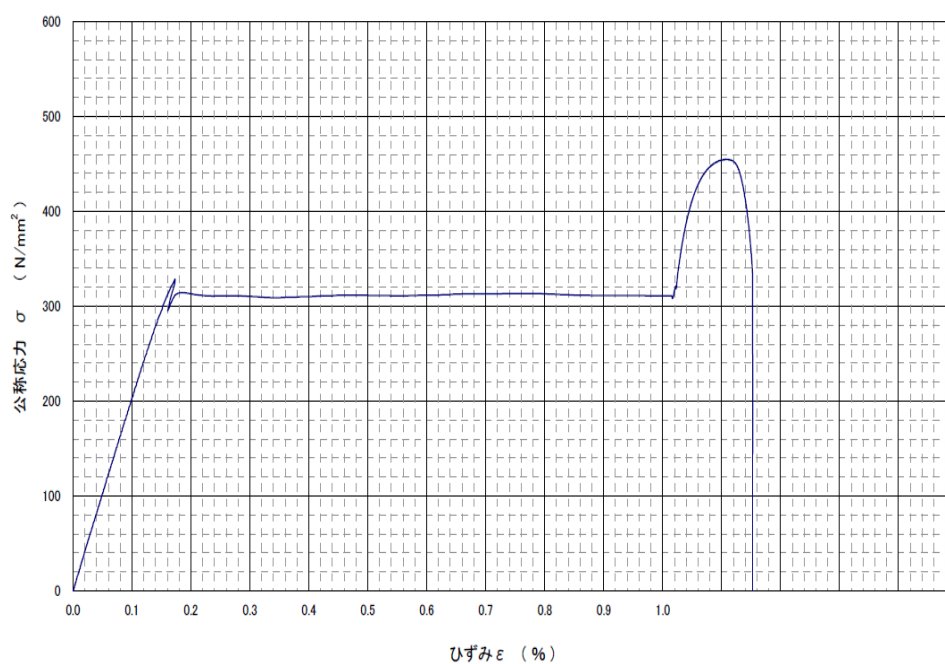


図-3.6 対傾構(Y方向) 公称応力-ひずみ曲線

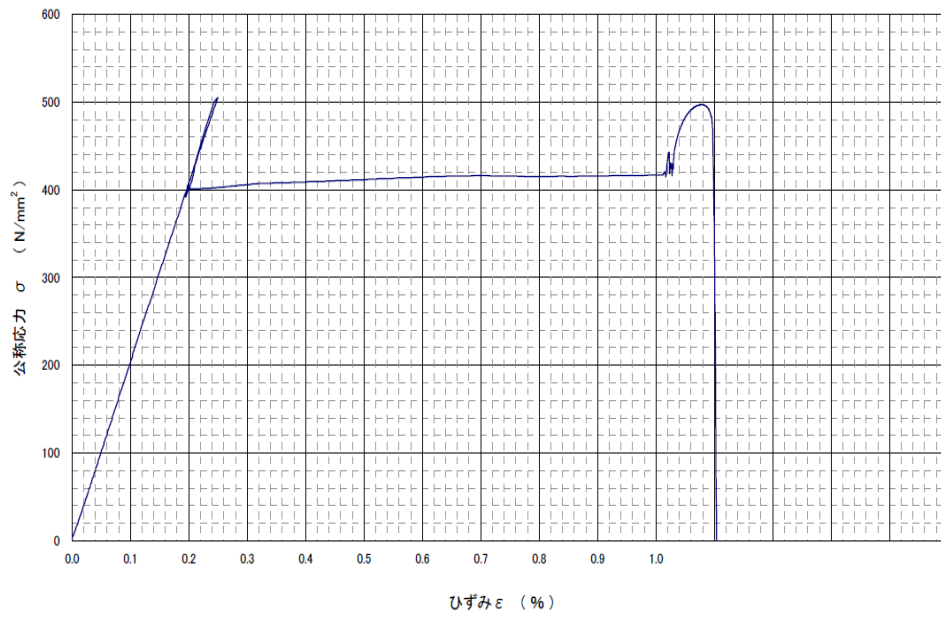


図-3.7 リベット①公称応力-ひずみ曲線

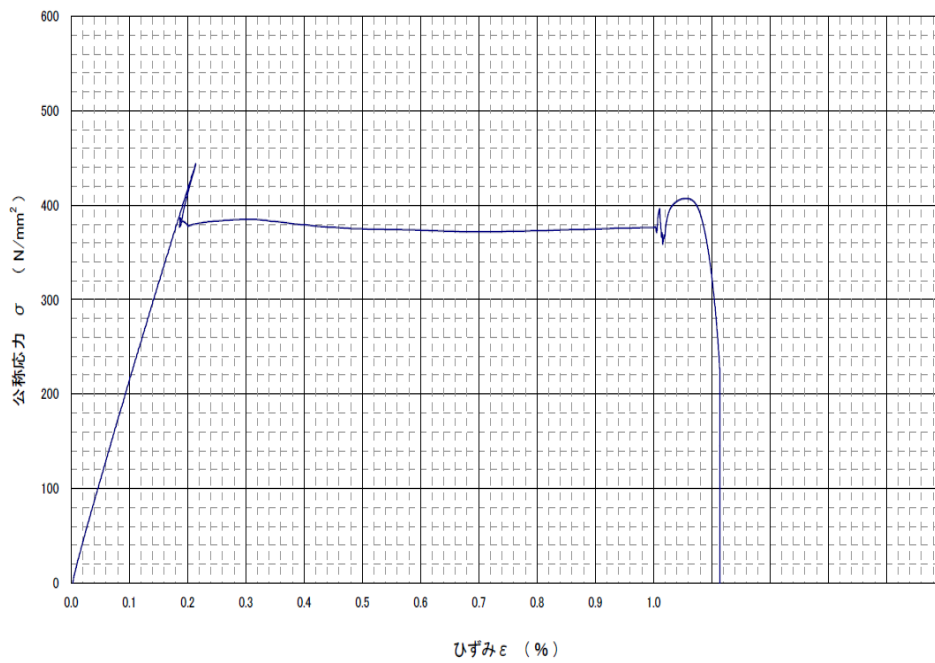


図-3.8 リベット②公称応力-ひずみ曲線

表-3.3 化学成分分析結果（単位 wt%）

分析元素	SM400B JIS規格値	フランジ	ウェブ	対傾構
C	0.20以下	0.06	0.17	0.19
Si	0.35以下	0.01	0.01	0.01
Mn	0.60～1.50	0.47	0.68	0.63
P	0.035以下	0.075	0.024	0.030
S	0.035以下	0.068	0.041	0.057
Cu	—	0.04	0.09	0.07
Ni	—	0.04	0.05	0.05
Cr	—	0.05	0.02	0.02
Mo	—	0.01	0.01	0.01
V	—	0.01	0.01	0.01

(4) 化学成分分析

化学成分分析結果を表-3.3 に示す。比較として現在の規格材である SM 材の成分もあわせて示す。表-3.3 から、現在の鋼材規格 (SM400B) と比較すると硫黄 S の濃度が高く、フランジについては燐 P の濃度が高く、炭素 C、マンガン Mn がやや低いことがわかる。また、溶接性を改善する Si (ケイ素) が 0.01%以下と異常に低いこともわかる。また、電子線マイクロアナライザ (EPMA) による分析の結果を図-3.9 に示す。図-3.9 から、鋼材不純物である S が MnS として分布しているほかに、Ca と Mg 酸化物が分散していることがわかる。

化学成分分析結果から、溶接割れ感受性を判断する指標として次式が知られている^{3.5)}。

$$HCS = \frac{C(S+P+Si/25+Ni/100)}{3Mn+Cr+Mo+V} \times 10^3 \quad (3.1)$$

ここで、元素：mass%で計算

この HCS が 4 を超えると凝固割れが発生するとされているが、試験体はフランジで 5.8、ウェブで 5.4、対傾構材で 8.7 といずれも 4 を超えており、溶接性に劣ると判断できる。現在の JIS 規格でも溶接割れ感受性 (PCM) や炭素等量 (Ceq) の規定があるが、この中には P,S は含まれておらず、P,S を多く含む古い鋼材の溶接性の判断に用いるのはかならずしも適切でない場合があることに留意する必要がある。

3.2.3 旧余部橋梁の鋼材の特徴

3.2.2 の旧余部橋梁の鋼材の材料試験結果から、強度面では、現在の JIS 規格鋼材と遜色無い数値が得られたものの、断面サルファプリント試験や化学成分分析の結果においては現在の鋼材と比較して不純物元素が多く含まれることがわかった。具体的には、現在の鋼と比較して S (硫黄) の濃度が高く、Si (ケイ素) 濃度が 0.01%以下と異常に低いことが確認された。

また化学成分分析結果から、鋼材の Cu,V 含有量を見ると当時国産鋼で使用されていた中国大冶金鉱山の特徴^{3.6),3.7)}とは異なり低い数値を示していること、また EPMA 分析

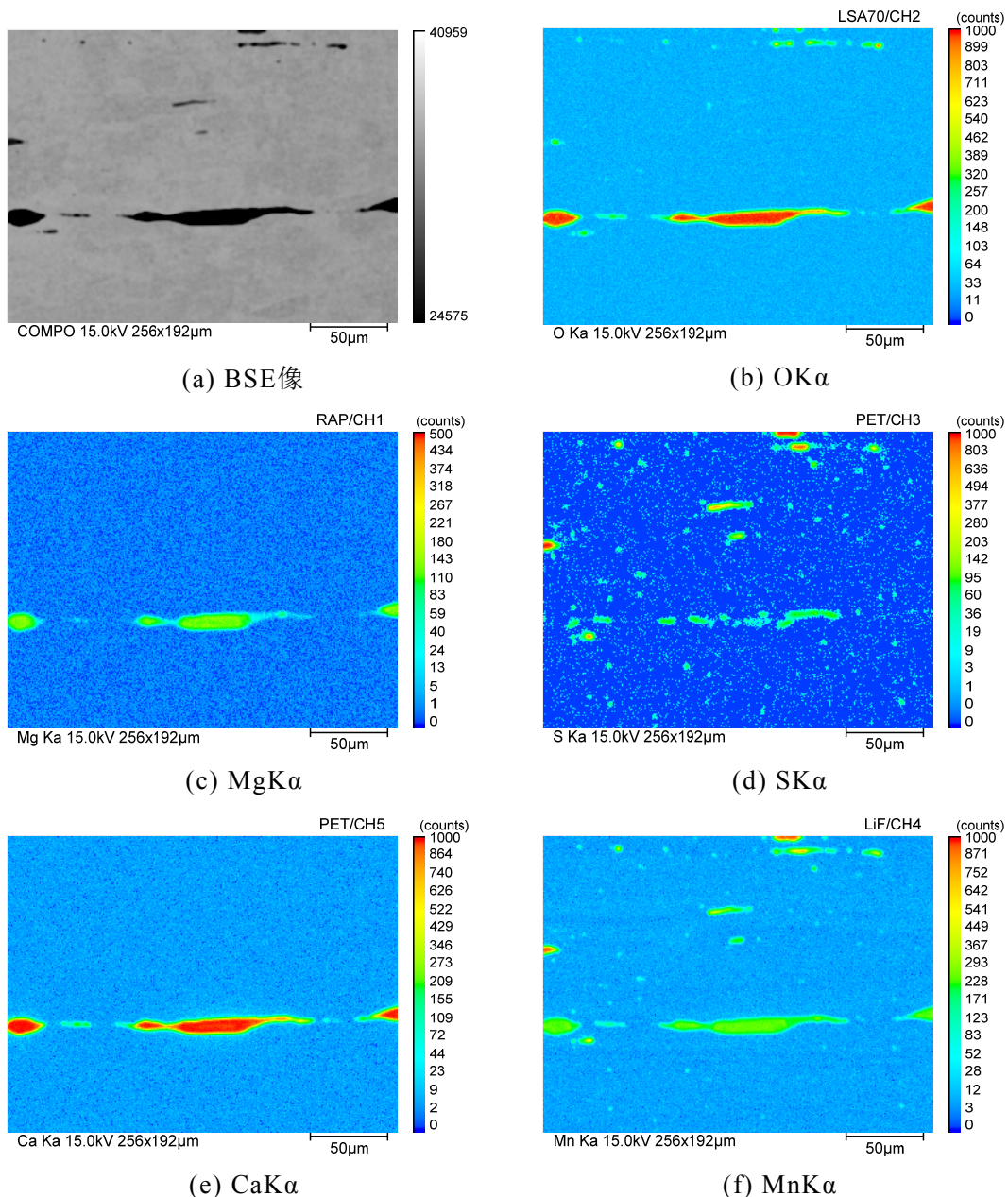


図-3.9 介在物の EPMA 分析結果

では鋼材不純物である S が MnS として分布しているほかに、塩基性酸化物である Ca と Mg 酸化物が分散していることから、塩基性酸化物を耐火煉瓦として使用し欧州で普及していたトーマス転炉^{3.8)}により製造されたと推測される。

いずれにしても、不純物を多く有する古い鋼材においては溶接時のラメラテアや高温割れが懸念されるので、この種の橋梁では、安易な溶接補修は回避すべきであろう。

3.2.4 古い鋼材の材料特性の留意事項

母材およびリベットの強度は、現在の JIS 規格鋼材と遜色無い場合がある。ただし、断面サルファプリント試験、断面組織観察、化学成分分析の結果から、現在の鋼材と比較して不純物元素が多く含まれていることがわかった。よって、介在物を多く含む古い鋼材では、部位や荷重負荷条件によっては、脆性破壊を起こす場合も予想される。これは第2章表-2.1に示した古い鋼材に対する加工上の注意点^{3.3)}を確認する結果となった。

3.3 リベット継手の単せん強度試験

3.3.1 試験概要

供試体は旧余部橋梁上部工の対傾構をガス切断により切り出し，帯鋸による切断とフライス仕上げにより作成した．供試体寸法を図-3.10に示す．供試体は母材がL形，添接板が平板である．供試体の腐食状況は，母材や添接板の腐食は認められたが，リベットの腐食はほとんどみられなかった．そこで本実験では，添接板側のリベット頭部を高さ方向に削り取ることによって，リベット頭部の腐食を人工的に模擬した(図-3.11)．以下では，リベットの健全度をリベット頭部の残存高さ(h)の当初高さ(h_0)に対する比を以て判断することとする．したがって，腐食のない供試体の健全度は $h/h_0=1$ であり，腐食によりリベット頭部が完全にない供試体の健全度は $h/h_0=0$ となる．

供試体は 10 体で，健全度 $h/h_0=1$ の供試体 7 体，添接板側のリベット頭部を切削し腐食損傷を模擬した供試体 3 体である．リベット頭部の腐食損傷は健全度が 0.5, 0.25, 0 の 3 パターンを想定する．

引張载荷は，1,000kN の万能試験機を用い，板状に加工したアングル部材の両端をつかみ，変位制御にて行った．

計測項目は，供試体掴み部の伸び方向の相対変位(以下相対変位と呼ぶ)，アングル材・添接板の軸ひずみ，およびクリップゲージによりリベット位置での母材と添接板の接合

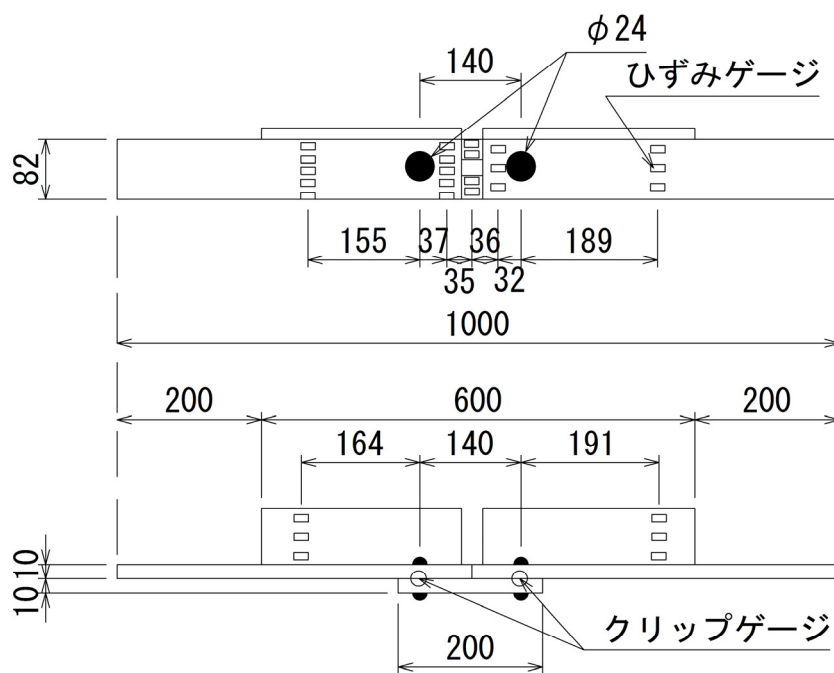


図-3.10 供試体概要

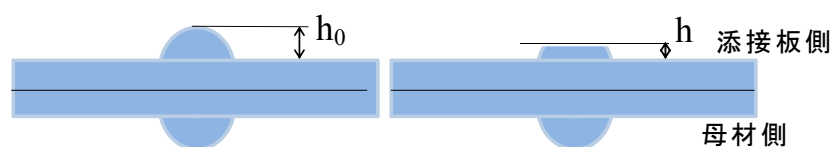


図-3.11 腐食損傷モデル

表-3.4 最高荷重と破壊形式

供試体 No.	最高荷重 (kN)	リベット健全度 (h/h0)	破壊形式
1	121.8	1	添接板破断
2	133.7	1	チャック部で破壊
3	139.7	1	リベットせん断破壊
4	106.5	1	添接板破壊
5	138.4	1	リベットせん断破壊
6	137.0	1	リベットせん断破壊
7	145.2	1	リベットせん断破壊
8	149.5	0.5	リベットせん断破壊
9	142.1	0.25	リベットせん断破壊
10	113.4	0	リベットの抜け

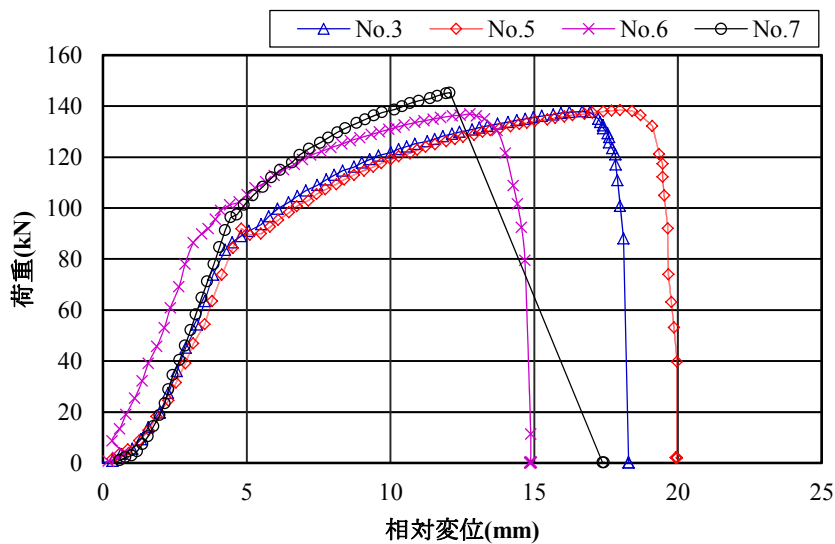


図-3.12 荷重 - 相対変位曲線

面（2ヶ所）のずれ変位（以下ずれと呼ぶ）を測定した．ひずみゲージとクリップゲージの貼付位置を図-3.10に示す．

3.3.2 試験結果および考察

単せん強度試験の実験結果をまとめて表-3.4に示し，健全度と破壊形式の違いによるリベット継手の挙動と継手強度について，以下に考察する．

(1) リベット頭部が健全な場合（健全度 $h/h_0=1$ ）

リベットがせん断破壊した供試体のリベット継手の荷重-相対変位曲線を図-3.12に示す．図-3.12に示す荷重は，リベット1本で単せんであるので，リベットせん断力に一致する．図-3.12では，載荷開始時にチャック部のすべりが現れているが，それ以降は荷重が90kNに達するまで線形的な増加を示し，その後90kNを超えてからは伸び剛性が低下していることがわかる．材料試験結果からミーゼスの降伏条件を適用すると降伏せん断応力は，231MPaとなるので，リベットの降伏荷重は104kNと計算され，この荷重と一

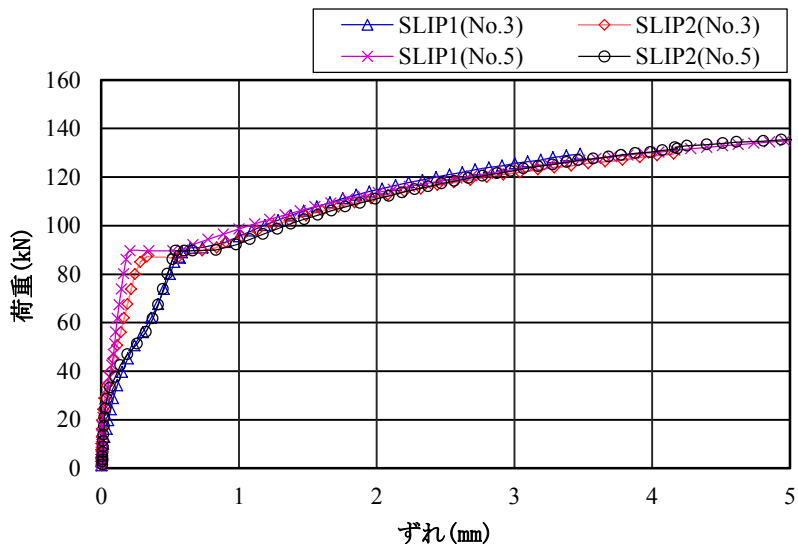


図-3.13 荷重 - ずれ曲線



写真-3.4 供試体変形状況

致している。

各リベット位置の母材と添接板のずれ変位を荷重とともに示すと、図-3.13 のようになる。図-3.13 で、供試体のリベットのうち、No.3 の SLIP1 と No.5 の SLIP2 は、30～50kN 載荷時に傾きが低下しているが、これは支圧力を受ける母材が降伏し、リベット孔が大きく変形したと考えられる。母材の降伏する支圧力は、式 (3.2) より計算すると、77kN となり、実験結果は計算より小さい荷重で降伏している。

$$P = \phi \cdot h \cdot \sigma_y \quad (3.2)$$

ここで、 P ：降伏支圧力 (kN)： ϕ リベット径 ($\phi 24$)， h ：板厚 (m)，

σ_y ：母材の降伏応力(320MPa)

残存耐荷力は、供試体ごとにばらつきはあるが、おおむね降伏後 135kN で荷重のピークを迎え、その後リベットのせん断破壊が生じた。

写真-3.4 に試験後の供試体の片方のリベットの変形状況を示す。リベットのせん断変形とリベット孔の変形によって母材と添接板のずれと開きが生じている。また母材と添接板の開きは、平板の添接板のみ変形しており、L 形の母材は剛性が大きく変形が生じていないと考えられる。

(2) リベット頭部が腐食した場合（健全度 $h/h_0 < 1$ ）

図-3.14 にリベットの健全度が $h/h_0=0.5, 0.25, 0$ のリベット継手の荷重-相対変位曲線を示す。比較のためリベットが健全な場合（供試体 No.5）の実験結果もあわせて示す。リベットの健全度が $h/h_0=0.5, 0.25$ の供試体はそれぞれ腐食の程度は異なるが、リベットが健全な場合と比べて最大荷重は低下していない。しかしながら、リベット頭部が完全に損傷している健全度 $h/h_0=0$ の供試体 No.10 は最大荷重が低下しており、健全な場合の最大荷重の平均値に比べ最大荷重が 19%低下している。これはリベットがせん断破壊する前に、リベット頭部がないため添接板から抜け出したことによって耐荷力が低下したと考えられる。図-3.14 より、健全度 $h/h_0=0$ の供試体 No.10 は 80kN と 95kN の 2 点で伸び剛性が変化している。80kN で変化点が生じているのは健全度 $h/h_0=0$ のみである。これはリベットに作用する引張力がリベットの軸力による摩擦抵抗よりも大きくなり、添接板から徐々にリベットが抜け出しはじめたためであると推察される。その後 90kN に達すると伸び剛性の変化点が生じる。他の供試体も 90kN に達すると伸び剛性が低下しており、90kN でリベットが降伏し、伸び剛性が低下したと考えられる。これはリベット頭部が健全な場合と一致する。

リベット頭部が腐食損傷した場合と健全な場合の荷重とずれ変位の関係を図-3.15 に示す。図-3.15 a)と b)より、リベット頭部が腐食した場合でも健全な場合と同様のずれ挙動を示している。一方、図-3.15 c)の健全度 $h/h_0=0$ のリベット頭部がない場合、80kN からずれ変位は 2 本あるリベットのうち、抜け出しが生じた 1 本にずれが集中しているのが図からわかる。これは、添接板からの抜け出しに起因する。

以上の実験結果から、リベット頭部が高さ方向に 75%減肉しても継手強度が低下することはなかった。しかし、リベット頭部がない場合(健全度 $h/h_0=0$)、母材と添接板からリベットが抜け出すことにより、リベット頭部が健全な場合に比べ継手強度が 19%低下していることがわかる。リベット頭部がない場合の継手強度は橋本ら^{3,9)}の結果よりも大きい。これは橋本ら^{3,9)}の供試体が、平板のリベット継手であるのに比較して、本実験では母材が L 形で平板より変形が小さくリベットが抜け出し難いことに起因して、荷重を負担したためと考えられる。

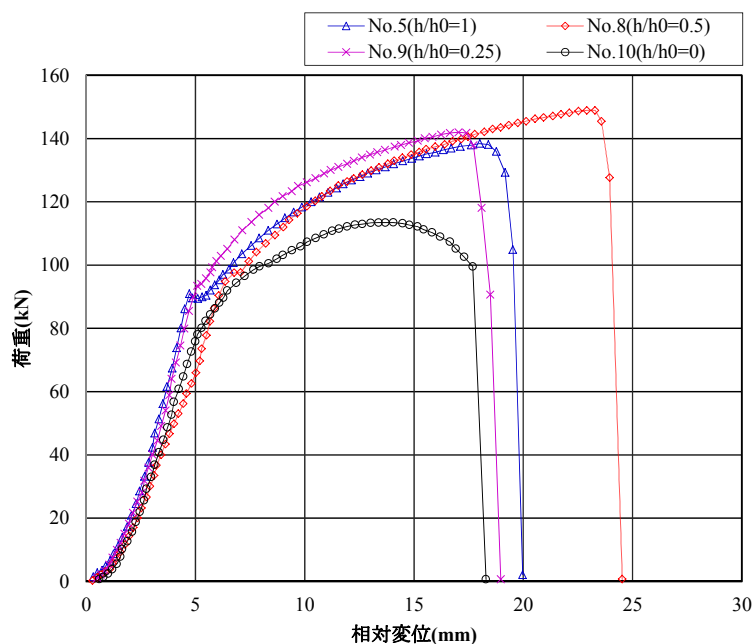
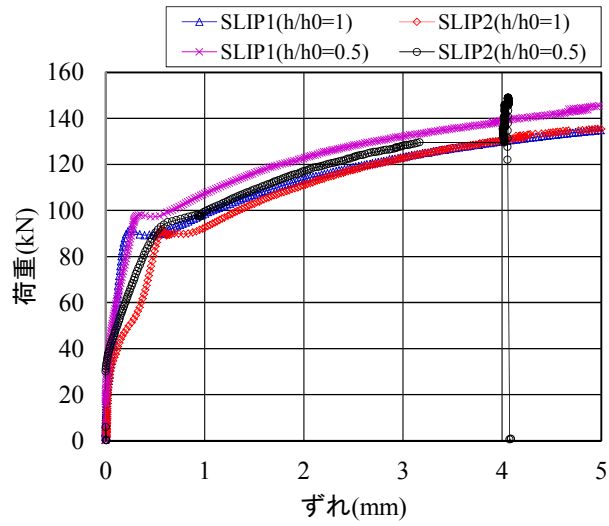
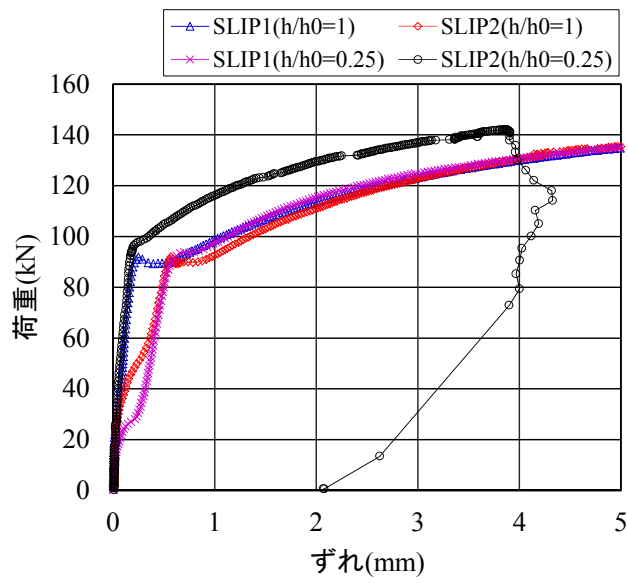


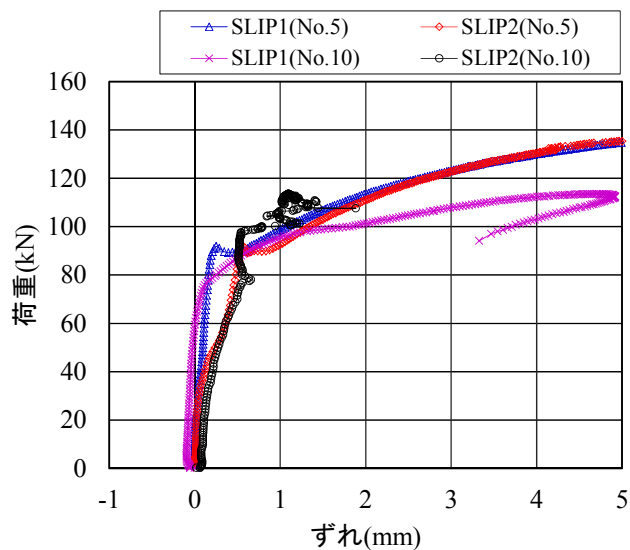
図-3.14 荷重 - 相対変位曲線



a) 健全度 $h/h_0=0.5$



b) 健全度 $h/h_0=0.25$



c) 健全度 $h/h_0=0$

図-3.15 荷重 - ずれ曲線

(3) 添接板の破壊

供試体 No.1 No.4 は添接板から破壊している。供試体 No.1 の添接板の破断状況を写真-3.5 に示す。供試体 No.1 の破断した添接板の破面観察写真を写真-3.6 に示す。破面観察よりマクロ破面上で破断面中央に凹凸があり、その凹凸から放射状にき裂が進展した様相がわかる。走査型電子顕微鏡（SEM）で拡大した破面観察写真を写真-3.7 に示す。拡大観察すると破面中央の凹凸部に片状の介在物が観察され、その周囲を含む破面の大部分は粒内へき開破面（脆性破面）を示している。よって破面中の片状の介在物が起点因子であると考えられる。裏面側の一部で伸長ディンプル（延性破面）が観察され、内面側が最終破断面であるといえる。材料試験では、対傾構材は強度・伸びともに現在の鋼材と遜色無い結果が得られていたが、不純物や介在物を多く含む古い鋼材では、部位や荷重負荷条件によっては、このように脆性破壊を起こす場合が考えられる。

供試体 No.4 の添接板に生じたクラックを写真-3.8 に示す。供試体 No.4 は添接板の腐食が激しく、板厚が薄い部分の応力集中によりクラックが生じている。ただし、クラックの起点には断面の欠損があり、これは供試体の作成時に生じた恐れもある。添接板のクラックは、荷重の増加とともに進展し、クラックがリベット孔に達して破断した。このことからリベットのみならず母材や添接板の腐食または損傷による板厚の減肉や断面の欠損の状況を把握することも継手の維持管理のために必要であるといえる。

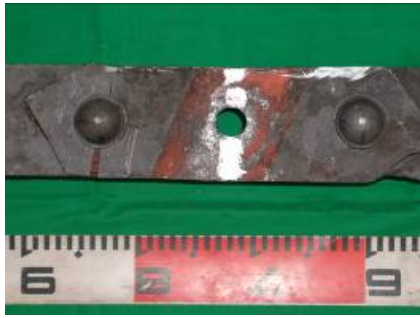


写真-3.5 添接板の破断状況

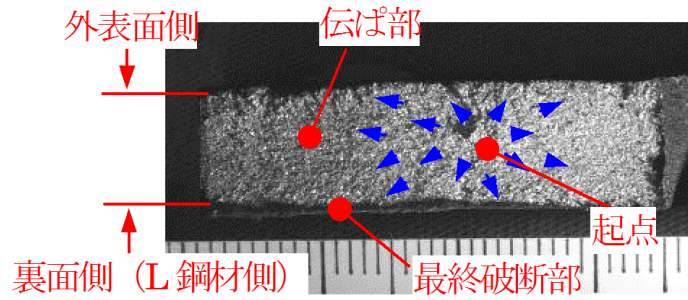


写真-3.6 添接板の破断面観察写真

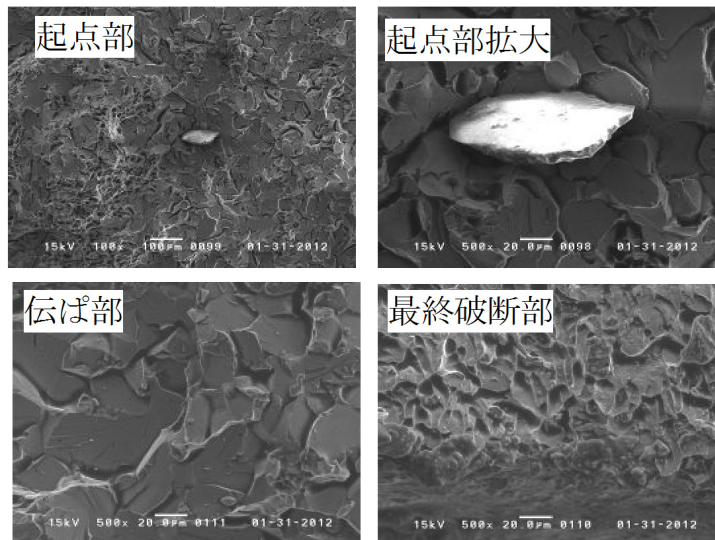


写真-3.7 添接板の破断面観察写真(SEM)

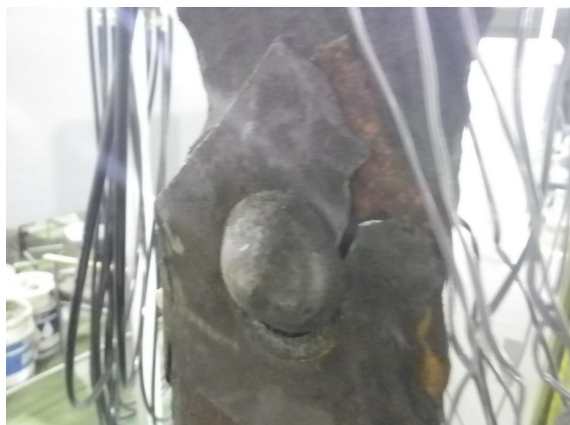


写真-3.8 添接板のクラック

3.4 リベット継手の複せん強度試験

3.4.1 試験概要

供試体は穴内川橋梁の上部工から切り出し、加工して作成した。穴内川橋梁は 1900 年に架設された 6 径間単純プレートガーダー橋で、太平洋沿岸の厳しい腐食環境下で 102 年間供用されたのち、撤去された橋梁である。供試体は主桁フランジのリベット継手をガス切断により切り出し、リベット 2 本を残し、その他のリベットを抜き取り、4 体作成した。供試体寸法を図-3.16 に、作成した供試体を写真-3.9 に示す。供試体の腐食状況は母材と添接板およびリベットに腐食が激しく、写真-3.9(b)に示すようにリベットの頭部が一部欠損している供試体 (No.1) とリベットが健全に近い供試体 3 体 (No.2~No.4) について引張载荷による複せん強度試験を行った。ただし、リベット頭部がない場合(健全度 $h/h_0=0$)は試験していない。

载荷は 1,000kN の万能試験機を用い、リベットに载荷による偏心が生じないように、リベット 2 本を通る軸上をつかみ、変位制御にて行った。

計測項目は、供試体掴み部の相対変位、添接板の軸ひずみ、およびクリップゲージによりリベット位置での母材と添接板の接合面 (4ヶ所) のずれを測定した。ひずみゲージとクリップゲージの貼付位置を図-3.16 に示す。

载荷状況を写真-3.10 に示す。

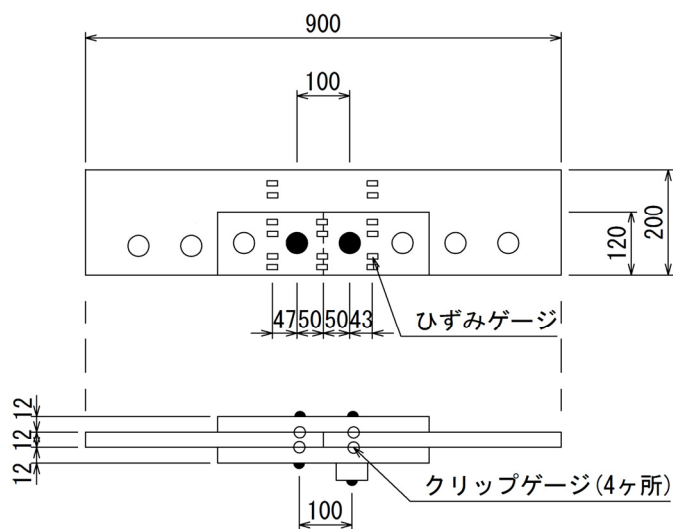
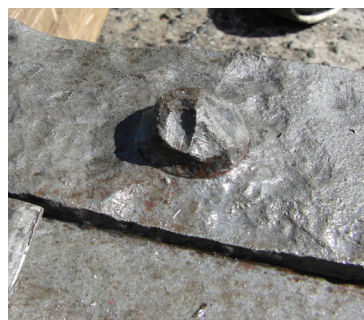


図-3.16 供試体概要



(a) 供試体全体



(b) リベット(供試体 No.1)

写真-3.9 供試体腐食状況

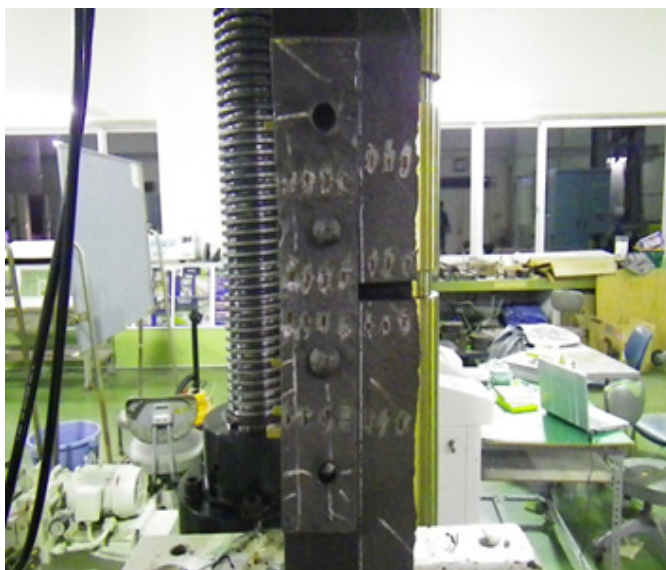


写真-3.10 載荷状況

表-3.5 最高荷重

供試体 No.	最高荷重 (kN)
1	206.4
2	213.3
3	199.7
4	204.6

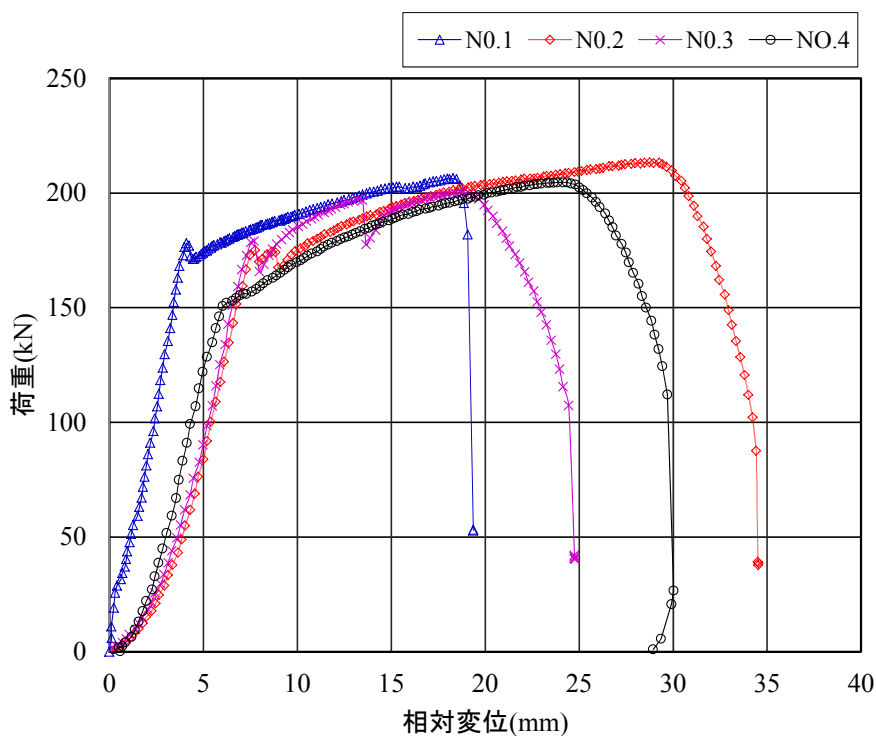


図-3.17 荷重 - 相対変位曲線

3.4.2 試験結果および考察

表-3.5 に最高荷重, 図-3.17 に荷重-相対変位曲線を示す. 図-3.17 では, 荷重が 160kN で荷重-相対変位曲線の伸び剛性が低下し, 変位が増大している. 図-3.17 に示す荷重は, リベット 1 本で複せんであるので, リベットせん断力は荷重の 1/2 となり, 80kN となる. 穴内川橋梁での材料試験は行っていないが, 旧余部橋梁の材料試験結果の降伏せん断力 104kN を勘案すると, リベットは降伏していると考えられる. リベット頭部が一部腐食により欠損している供試体 No.1 の最大荷重 206kN は, リベットが健全な 3 体の最大荷重の平均 206kN と一致し, リベット頭部の腐食による強度低下はない.

図-3.18 に母材と添接板の荷重-ずれ曲線を示す. 図-3.18 より, 4 面ある母材と添接板の接合面のうち 1 面が先行してずれが大きくなっている. ずれが大きくなる荷重はおよそ 50kN 付近である. ここで, 式(3.2)よりリベットの支圧力による母材の降伏荷重は 60kN であり, リベットに先行して母材が降伏していると考えられる.

図-3.19 に試験後に供試体 No.1 を 2 本のリベットを通る軸上で切断した展開図を示す. 図-3.19 より, 母材にリベット孔を起点とするクラックが生じ破壊していることがわかる. また, 母材のリベット孔の変形は添接板のリベット孔の変形に比べ大きい. これは供試体の母材と添接板が同程度の板厚で, 複せんのため, 母材の支圧力が添接板に比べ 2 倍となるため, 変形が大きくなったといえる.

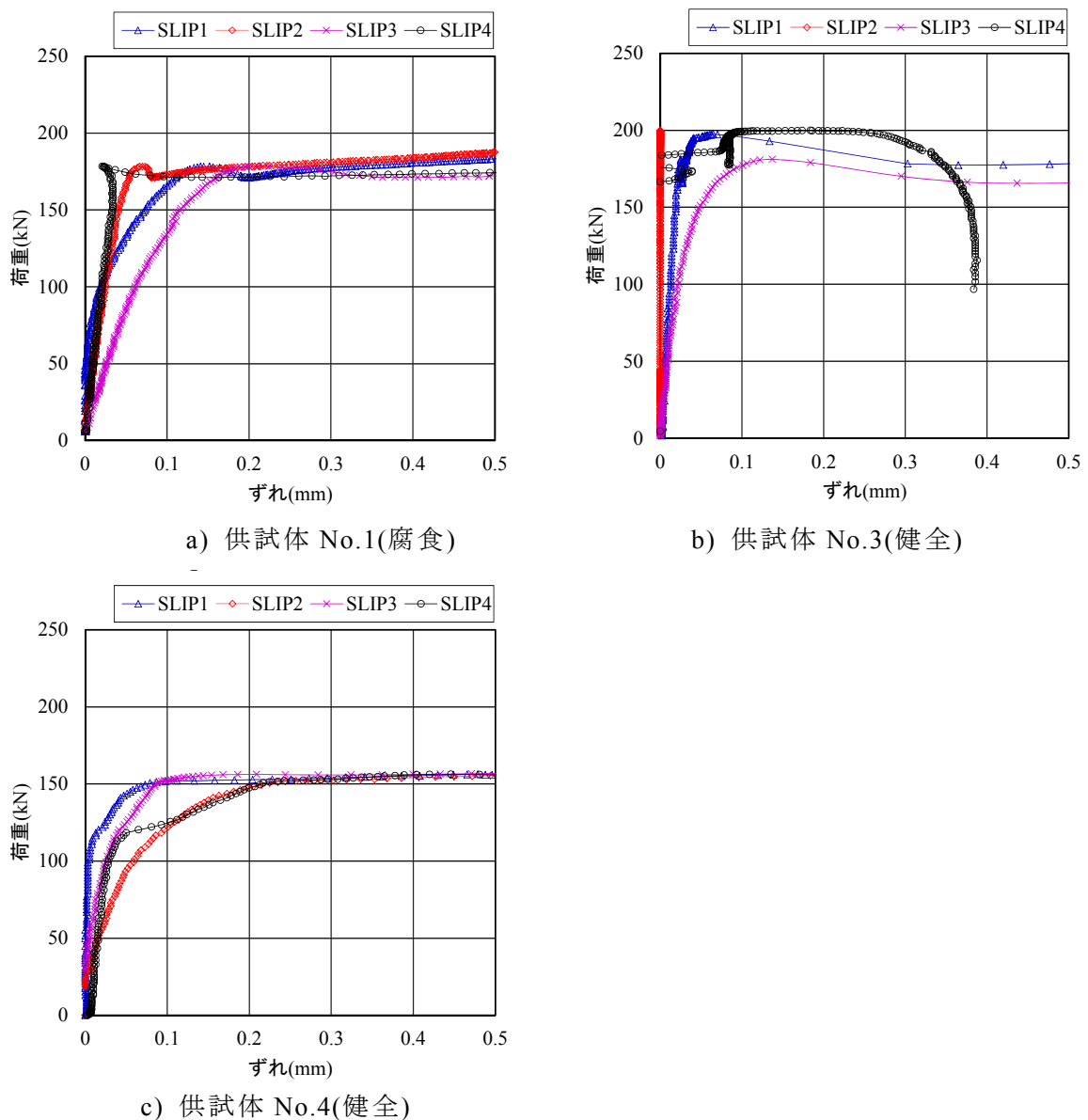


図-3.18 荷重 - ずれ曲線

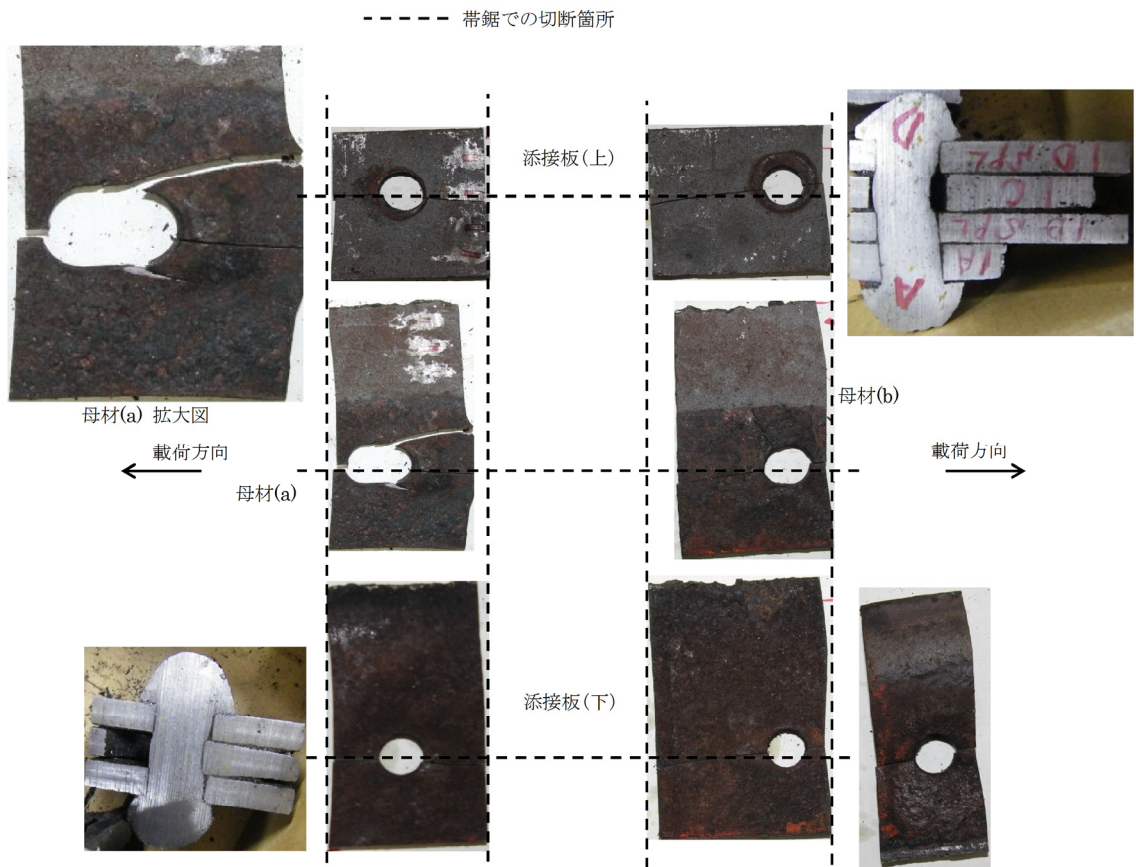


図-3.19 リベット継手展開図

3.5 結論

約 100 年間供用された橋梁から切り出したリベット継手について、材料試験、単せんおよび複せん強度試験を実施した。得られた知見を以下にまとめる。

- (1) 母材およびリベットの強度は、現在の JIS 規格鋼材と遜色無い結果となった。
- (2) 材料試験の結果から、現在の鋼材と比較して不純物元素が多く含まれていることがわかった。また、介在物を多く含む古い鋼材では、部位や荷重負荷条件によっては、脆性破壊を起こす場合も予想される。これは古い鋼材の留意点^{3.3)}を確認する結果となった。
- (3) リベット頭部を高さ方向に削り取ることによって腐食を模擬した単せん強度試験を行い、リベット頭部が高さ方向に 75%減肉しても継手強度が低下することはなかった。しかし、リベット頭部がない場合(健全度 $h/h_0=0$)、母材と添接板からリベットが抜け出すことにより、リベット頭部が健全な場合に比べ継手強度が 20%程度低下した。継手の残存強度は橋本ら^{3.9)}の結果よりも大きい。
- (4) リベット頭部が腐食により一部欠損したリベット継手の複せん強度試験を行った結果からは、リベット頭部が腐食しても残存強度は、リベット頭部が健全な場合と比較して強度低下は無いことがわかった。

参考文献

- 3.1) 大田孝二，深沢誠：橋と鋼，建設図書，2000.
- 3.2) 広島県 HP：<http://www.pref.hiroshima.lg.jp/soshiki/97/celebrate-bridge.html>
- 3.3) 鉄道総合技術研究所：鋼構造物補修・補強・改造の手引き，研友社，pp.271-272，1992.
- 3.4) 兵庫県 HP：<https://web.pref.hyogo.lg.jp/ks05/soranoeki.html>
- 3.5) 溶接学会：溶接・接合便覧，丸善，pp.829,830,836，2003.
- 3.6) 大石徹：鉄道レールの組成から見た製鉄の歴史，環境と測定技術 36(2)，日本環境測定分析協会，pp.11-24，2009.
- 3.7) 清水憲一：官営八幡製鐵所の創立，九州国際大学経営経済論集，17-1，2010.
- 3.8) 松宮徹：NIPPON STEEL MONTHLY，Vol.138，2004-5，pp.11-14，2004.
- 3.9) 橋本国太郎，山口隆司，三ツ木幸子，杉浦邦征：腐食損傷を受けたリベット継手の力学的挙動に関する検討，構造工学論文集，土木学会，Vol56A，pp.756-765，2010.

第4章 腐食した高力ボルトの残存耐荷力評価

4.1 緒言

高力ボルト接合による力の伝達方式は、摩擦接合、支圧接合、引張接合の3種類あり、鋼構造物の継手部の多くには摩擦接合が採用されている。摩擦接合は、高力ボルトで母材と添接板を締付け、接触面間の摩擦抵抗によって力を伝達させている。高力ボルトの締付け軸力が低下すると、摩擦抵抗が低下し、継手部の力の伝達能力が損なわれるため、高力ボルトの軸力の管理は重要だといえる。また、高力ボルト継手はボルト頭部やナット部が突出した形状をしているため、塗装被膜を確保しづらく、腐食しやすい箇所である。腐食によるボルト頭部やナット部の腐食減肉は、軸力低下に大きく影響する^{4.1)}。以上のことから、ボルトの腐食減肉に伴う軸力変化を把握することが重要であり、高力ボルトの腐食減肉量から残存軸力を推定する方法を検討することは有用であると考えられる。

名取ら^{4.1)}は新材ボルトを用い、所定軸力(225kN)に締付けた後、腐食を模擬した切削加工を幅方向に施し締付け軸力の変化について測定を行い、ボルト頭部とナットの幅方向の減肉量と残存軸力割合を示している。また、腐食した高力ボルトの軸力測定法として、下里ら^{4.2)}はコア抜き法を提案している。実際に腐食した高力ボルトはナットを緩めた後に軸力計にて計測できない損傷がある場合を想定して、予め新材ボルトの導入軸力と頭部ひずみを計測し作成したキャリブレーションカーブを用いて軸力を推定することを提案している。

しかし、ボルト頭部とナットの高さ方向の減肉量による残存軸力の低下は明らかにされておらず、高さおよび幅方向に減肉する実際の腐食による残存軸力の低下の評価法は、確立されていない。また、ボルト頭部の減肉により生じる、ボルト頭部ひずみと軸力の関係も明らかにされていない。そこで、本章では、実験および解析により、腐食した高力ボルトの残存軸力評価方法を提案し、ボルト頭部の減肉とボルト頭部に生じるひずみの関係を示すことを目的とする。

4.2では、新材高力ボルトを用いて、高さ方向および幅方向に一樣に減肉させた高力ボルトの引張試験を行い、高力ボルト頭部の減肉とひずみ変化について考察し、ひずみゲージ法による腐食した高力ボルトの残存軸力の測定方法の改良を提案する。4.3では、高力ボルト頭部の減肉による残存軸力の低下について、解析的に検討し、高力ボルト高さ方向の減肉量と残存軸力割合を明らかにする。また、高さ方向と幅方向が減肉した場合の残存軸力の評価方法を提案する。4.4では、実際の腐食した高力ボルトの残存軸力を測定し、4.2に述べる残存軸力測定法と4.3に述べる残存軸力評価方法の適用性を検討する。

4.2 高力ボルトの軸力測定に関する基礎的検討

高力ボルト継手の残存軸力の測定方法の一つに、ひずみゲージ法^{4.3)}がある。この方法では、高力ボルトの頭部に2軸のひずみゲージを貼り付け、ナットを緩めて軸力を解放した時の解放ひずみを記録する。そして同じボルトを軸力計にセットして頭部のひずみの変化量が解放ひずみと等しくなるまで軸力の導入を行い、その時の軸力を軸力計より読み取ることで軸力を測定する。

しかしながら、上記のひずみゲージ法は、ナットを緩めた後、引張試験を行う必要があるが、腐食したボルト頭部が引張試験を行い難い形状の場合もある。そこで、腐食損傷を想定したボルトについて、予め引張試験を行い、腐食損傷量に応じた頭部ひずみ-軸力関係を把握することで、実際の腐食した高力ボルトのナットを緩めた際の解放ひずみと頭部ひずみ-軸力関係から残存軸力を推定できると考える。

そこで、4.2.1 で一様減肉させた高力ボルトについて、引張試験を行い、4.2.2 で改良した軸力測定法を示す。

4.2.1 新材高力ボルトの引張試験

(1) 試験概要

上記の高力ボルト頭部ひずみ-軸力関係を得るため、高力ボルト頭部を一様に減肉させた新材高力ボルトの引張試験を実施した。供試体は、新材の F10tM22 高力ボルトを高さ方向、または幅方向に一様に減肉させて作成した。供試体の概要を図-4.1 に示し、供試体は高さ方向、幅方向にそれぞれ 8 mm まで減肉させた。試験状況および供試体を写真-4.1

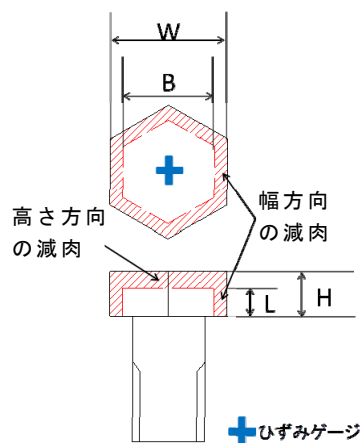
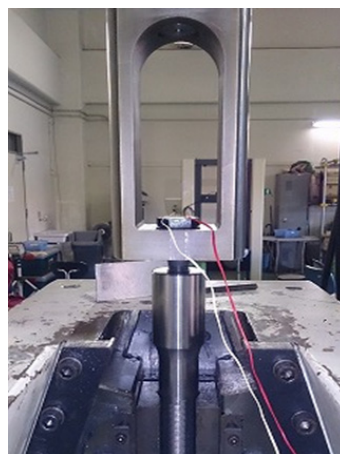


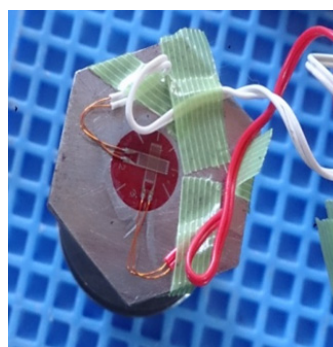
図-4.1 供試体概要



(a)実験概要



(b)高さ方向減肉



(c)ひずみゲージ取付

写真-4.1 実験概要

に示す。

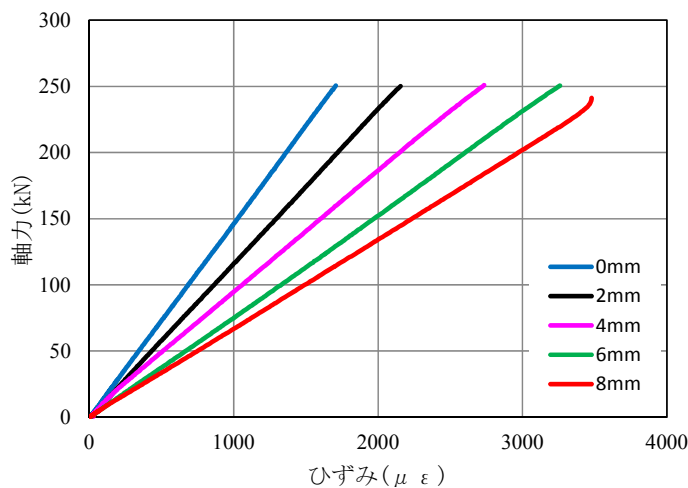
引張試験は、1,000kN の万能試験機にて、変位制御にて載荷し、高力ボルト頭部のひずみを計測した。

(2) 試験結果

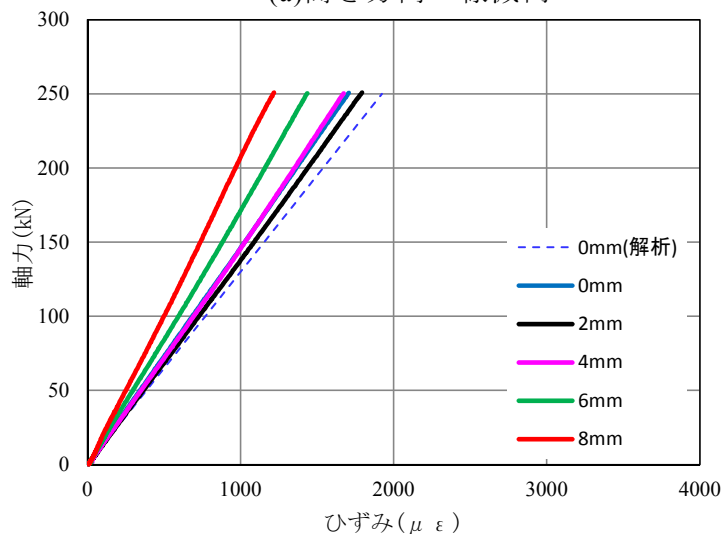
図-4.2 に引張試験で求めた一様減肉した高力ボルト頭部ひずみ-軸力関係を示す。図-4.2(a)は高力ボルト頭部を高さ方向に一様減肉させた試験結果である。図-4.2(b)は幅方向に一様減肉させた試験結果である。

高力ボルト頭部のひずみは、ボルト頭部の曲げにより発生することが示されている^{4.3)}。図-4.2(a)から、高さ方向の減肉量が大きくなるにつれて、頭部ひずみが大きくなる。これは、ボルト頭部の高さが低くなることで、ボルト頭部の剛性が小さくなったことによると考えられる。図-4.2(b)から、幅方向には、減肉なしの供試体と4mm減肉した供試体がほぼ同じ挙動を示した。ただし、減肉なしの場合については、解析により補完し、減肉に伴い高力ボルト頭部のひずみが減少することを確認した。解析条件は4.3と同様である。

幅方向では、腐食量が大きくなるにつれて、頭部ひずみが小さくなっている。これは高さ方向の検討と反対で、減肉により中央部からの距離が短くなったことにより、高力ボルト頭部に生じる曲げモーメントが小さくなったことによると考えられる。



(a)高さ方向一様減肉



(b)幅方向一様減肉

図-4.2 高力ボルト頭部ひずみ-軸力関係

4.2.2 高力ボルトの軸力測定法の改良提案

(1) 提案する高力ボルトの軸力測定法

図-4.2 の高力ボルト頭部ひずみ-軸力関係を減肉量ごとに整理すると式(4.1), 式(4.2)となる.

高さ方向

$$\begin{aligned} N &= 0.146\mu\varepsilon & \delta &= 0 \\ N &= 0.116\mu\varepsilon & \delta &= 2 \\ N &= 0.093\mu\varepsilon & \delta &= 4 \\ N &= 0.077\mu\varepsilon & \delta &= 6 \\ N &= 0.067\mu\varepsilon & \delta &= 8 \end{aligned} \tag{4.1}$$

幅方向

$$\begin{aligned} N &= 0.130\mu\varepsilon & \delta &= 0 \\ N &= 0.139\mu\varepsilon & \delta &= 2 \\ N &= 0.147\mu\varepsilon & \delta &= 4 \\ N &= 0.172\mu\varepsilon & \delta &= 6 \\ N &= 0.205\mu\varepsilon & \delta &= 8 \end{aligned} \tag{4.2}$$

ここで, ε : 高力ボルト頭部の解放ひずみ, N : 軸力である.

高力ボルトの軸力の推定方法としては, 高力ボルトの頭部に 2 軸のひずみゲージを貼り付け, ナットを緩めて軸力を解放した時の解放ひずみを記録する. また, 高力ボルト頭部の減肉量を計測する.

減肉量に応じた式(4.1), 式(4.2)と解放ひずみより, 高力ボルトの残存軸力を算出することができる.

ここで, 実際の高力ボルトの腐食は, 高さ方向と幅方向に同時に生じる. そのため, 上記を用いて, 高力ボルトの残存軸力推定法を検討する.

1) 上記計測により, 解放ひずみを得たとする.

2) 高さ方向の残存軸力は図-4.2(a)と式(4.1)にて推定することができる.

ただし, 図-4.2(a)と式(4.1)は, 幅方向の減肉を考慮していないため, 解放ひずみに対して, 幅方向の減肉量に応じたひずみの変化率は図-4.2 より一定であるため, 変化率を解放ひずみに乗じることで, 幅方向の減肉の影響のない解放ひずみを求め, 高さ方向に対する残存軸力を図-4.2(a)と式(4.1)にて推定することができる.

3) 幅方向の減肉に対しては, 後述で確認する幅方向の減肉量と残存軸力の関係の関係により補正することとする.

(2) 軸力測定試験の妥当性の確認

提案した方法の妥当性について, 上記の手順に従って, 軸力測定試験を行った. 新材高力ボルトに初期軸力を導入し, その状態で高力ボルト頭部およびナットを一様減肉させる. ナットを緩めて軸力を解放した時の解放ひずみと減肉量に応じた式(4.1)から, 高力ボルトの残存軸力を推定した. また, 比較のために引張試験を行い, 軸力推定法の妥当性を検討した. 表-4.1 に試験結果を示す. 減肉のない, 供試体 No.7, No.8 の平均値から初期軸力を 211kN として, 残存軸力割合を整理した. 図-4.3 に軸力測定法による推定と引張試験を比較すると, よい相関を示しており, 提案する軸力測定法が妥当であるといえる.

表-4.1 試験結果

No	ボルト 頭部減肉量	ナット 減肉量	解放時 ひずみ ($\mu\varepsilon$)	引張試験		解放時	
				推定軸力 (kN)	割合(%)	推定軸力 (kN)	割合(%)
1	高さ 4mm	幅 4mm	2034	182.2	86.4	189.6	89.8
2	高さ 8mm	幅 8mm	1580	98.8	46.8	106.5	50.5
3	高さ 4mm		2147	188.4	89.3	200.1	94.8
4	高さ 8mm		2352	150.6	71.4	158.5	75.1
5		幅 8mm	950	139.0	65.9	139.1	65.9
6		幅 4mm	1346	192.8	91.4	197.0	93.4
7			1393	203.8	96.6	203.9	96.6
8			1444	211.6	100.3	211.3	100.2
9	幅 4mm		1344	197.1	93.4	197.7	93.7
10	幅 8mm		811	164.4	77.9	166.2	78.8

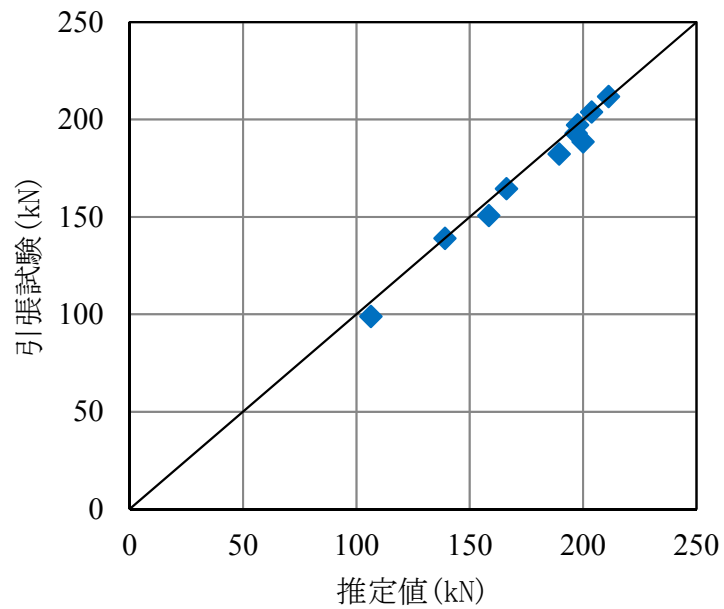


図-4.3 残存軸力の測定結果

4.3 高力ボルトの残存軸力に関する解析的検討

4.3.1 解析条件

上記、4.2.2 (2)の軸力測定試験を対象に、高力ボルト頭部の減肉による軸力低下を検討し、解析の妥当性を確認し、高力ボルト頭部の高さ方向と幅方向の両方が減肉する場合の軸力低下を解析的に検討する。

解析コードは汎用構造解析コード ABAQUS を用いた。解析モデルを図-4.4 に示す。高力ボルト、座金、母材の寸法をそれぞれ示している。本検討では、M22 高力ボルト頭部を、図-4.4 に示すように、簡単のため半径 $r=18\text{mm}$ の円形と簡易に仮定してモデル化を行った。高力ボルト、座金、母材の材料特性は公称値を用い、降伏応力は高力ボルト、座金は 900MPa 、母材は 245MPa とし、弾性係数は 210GPa とした。ポアソン比は 0.3 を用いた。高力ボルト、座金、母材共に軸対称ソリッド要素(CAX4)を使用した。境界条件は図-4.4 に示す通り、ボルトの左端の x 軸方向と母材下端の y 軸方向を固定し、ボルトの下端に、 y 軸方向に強制変位を与えることで初期軸力(225kN)を導入した。ボルト頭部と座金、座金と母材の境界を接触面と定義し、接触方向の自由度を拘束し、接触面間の摩擦を定義した。本検討では、接触面間の摩擦係数を道路橋示方書の規格値より、 0.4 と設定した。ボルトに強制変位を与えた後に、ボルト頭部を高さ方向・幅方向に要素を除去し、応力再配分により、ボルトの軸力変化を求める。軸力は高力ボルト下端の平均応力とボルト軸部の断面積の積とした。

解析ケースは、高さ方向、幅方向に対する減肉をパラメータをとって、解析を行った。解析ケースを表-4.2 に示す。

4.3.2 解析結果および残存耐荷力評価法の提案

(1) 解析モデルの妥当性の確認

解析ケースのうち高力ボルト頭部の幅方向のみ減肉させたケースについて、減肉量と残存軸力割合の関係と、既往の名取ら^{4.1)}の実験結果を図-4.5 に示す。既往の成果と比較して、よい一致をしており、高力ボルト頭部を円形に仮定した本解析が妥当であることを示している。

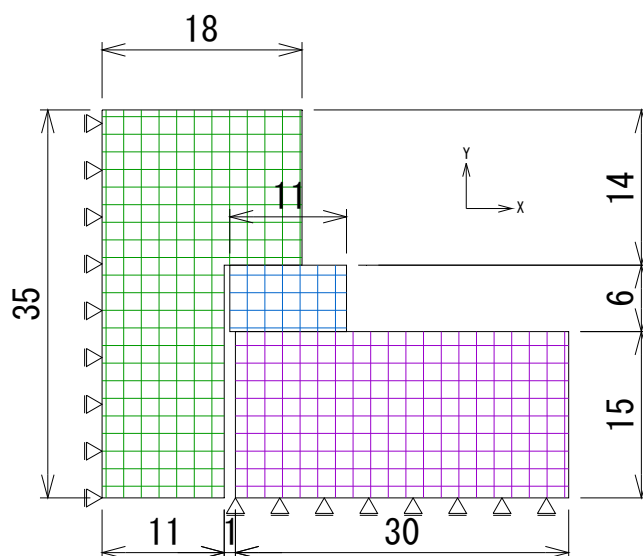


図-4.4 解析モデル

表-4.2 解析ケース(高力ボルト頭部の減肉量)

		幅方向減肉量					
		0mm	2mm	4mm	6mm	8mm	10mm
高さ方向減肉量	0mm	○	○	○	○	○	○
	1mm	○	○	○		○	
	2mm	○	○	○	○	○	○
	3mm	○	○	○		○	
	4mm	○	○	○	○	○	○
	5mm	○	○	○		○	
	6mm	○	○	○		○	
	7mm	○	○	○		○	
	8mm	○	○	○	○	○	○
	9mm	○	○	○		○	
	10mm	○	○	○		○	

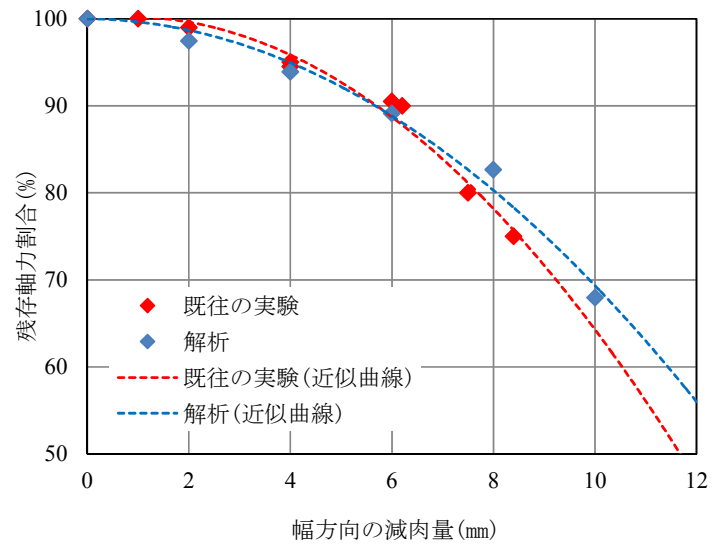


図-4.5 幅方向の減肉量と残存軸力の関係

(2) 残存耐荷力評価法の提案

解析ケースのうち、高力ボルト頭部の高さ方向および幅方向のみ減肉させたケースについて、図-4.6に減肉量と残存軸力割合の関係を示す。また、4.2.2 (2)の試験結果も合わせて示す。図-4.6より、高力ボルトの残存軸力は、同じ減肉量に対して高さ方向の減肉量の影響が大きいことが分かる。これは、4.2.1の試験結果と同じ傾向であり、維持管理上の着目点としては、幅方向に加え、高さ方向についても点検管理する必要があることを示している。

高力ボルト頭部の高さ・幅方向ともに減肉した場合について、減肉により減少した体積と健全な高力ボルトの体積の比、減肉体積比により整理する。図-4.7に減肉体積比と残存軸力割合を示す。図-4.7より結果にばらつきはあるが、残存軸力割合は減肉体積比の2乗に比例して低下している。これは、図-4.6の高さ・幅方向それぞれの残存軸力の関係と同じ傾向にある。ここで、減肉体積比を用いた残存軸力割合の評価式として、減肉体積比の2乗に関する式(4.3)を整理し、図-4.7に合わせて示した。

$$P = -70V^2 + 100 \quad (4.3)$$

ここで、 $V = dV/V_0$: 減肉体積比、 dV : 減肉による体積減少、 V_0 : 初期体積とする。

また、減肉した体積で残存軸力が評価できるとすると、図-4.6に示した高さ・幅方向のそれぞれの減肉量と残存軸力の関係式を用いて評価する方法を検討する。ここでは、高さ方向に減肉した残存軸力に対して、次に幅方向に減肉したとすると、それらの割合は掛け合わせにて表現できるのではないかと仮定した。つまり、残存軸力割合 P は高さ方向の減肉量に応じた残存軸力割合 P_h と幅方向の減肉量に応じた残存軸力割合 P_r の掛け合わせ、式(4.4)により推定できると仮定した。

$$P = P_h \times P_r \quad (\%) \quad (4.4)$$

図-4.8に推定値と解析値の相関を示す。いくらかのばらつきはあるが相関を示しており、式(4.4)で残存軸力割合を評価できると言える。

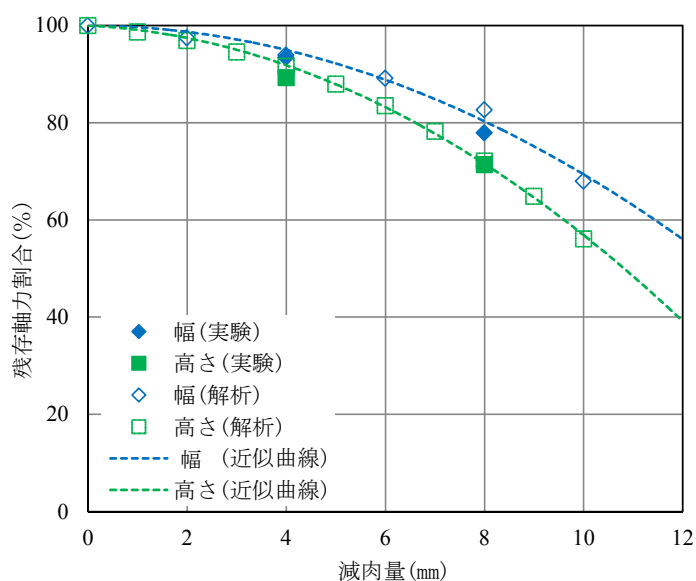


図-4.6 高力ボルト頭部の減肉量と残存軸力の関係

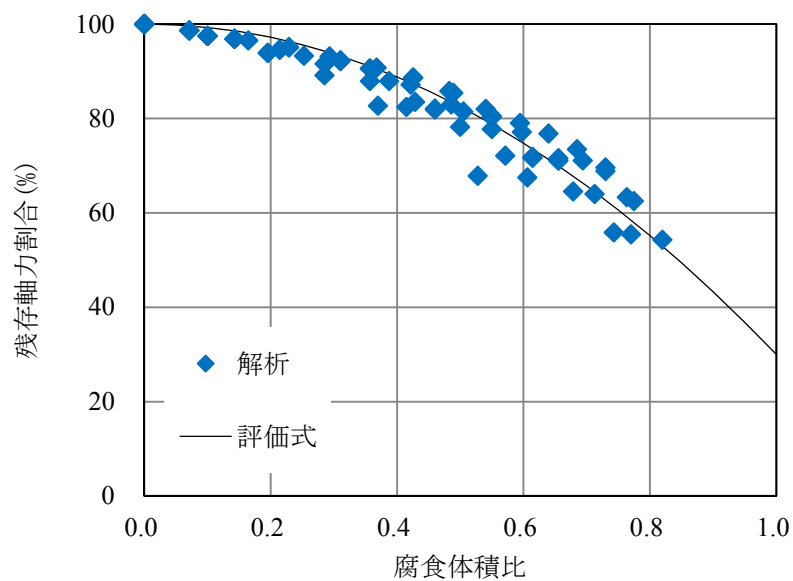


図-4.7 高力ボルト頭部の減肉体積比と残存軸力割合の関係

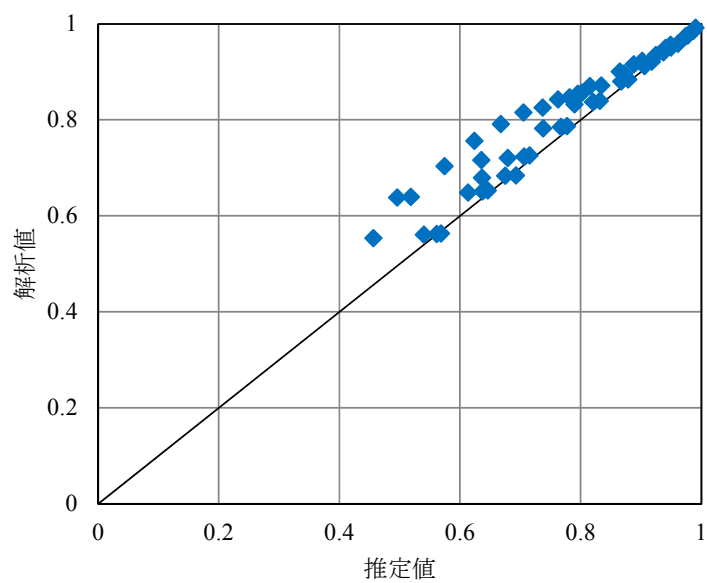


図-4.8 高さ・幅方向からの残存強度割合の推定値と解析値の相関

4.4 腐食した高力ボルトの残存軸力評価

約 100 年間供用後撤去された鋼橋から採取した，腐食した高力ボルトを対象に，腐食表面形状を計測し，残存軸力を測定する．

本章では，高力ボルト頭部の腐食を対象に，上記に対して，4.3 に述べた減肉体積比による残存軸力評価と高さ・幅方向の減肉量と残存軸力の関係からの残存軸力評価の適用性について検討する．なお，ナットの腐食は対象外のため，ナットの腐食が残存軸力の低下に与える影響が無視できる程度に小さいものを供試体とした．また，4.2 に提案した高力ボルトの軸力測定法の適用性についても検討する．

4.4.1 腐食表面形状の把握

腐食した高力ボルトの腐食減肉量は，3次元レーダー計測器により計測し，1mmメッシュで腐食した高力ボルト表面の3次元座標を取得した．図-4.9 にサンドブラストによりケレンした供試体と表面計測結果を示す．腐食減肉量は，1mmメッシュの計測値から高力ボルト頭部およびナットについて，高さ方向・幅方向に平均値と1mmメッシュの最大値を整理した．腐食減肉量を表-4.3 に示す．表-4.3 より，腐食減肉量は高力ボルトごとにばらつきが大きく，同一の継手部から取り出した供試体であっても，高力ボルトの腐食は，ボルト位置や腐食環境に大きく影響されることを示している．

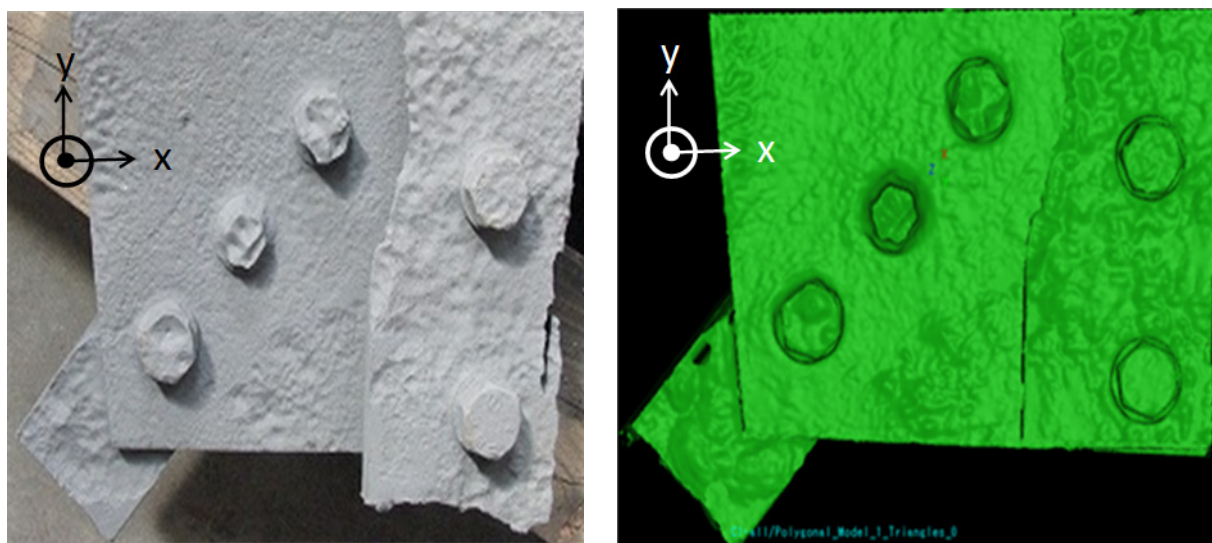


図-4.9 表面計測結果

表-4.3 腐食減肉量

	高さ方向		幅方向	
	平均(mm)	最大(mm)	平均(mm)	最大(mm)
高力ボルト頭部	0~5.8	7.0	0.7~9.6	13.1
ナット	0~1.2	2.0	0.7~1.4	2.9

4.4.2 腐食した高力ボルトの残存軸力測定

腐食した高力ボルトの残存軸力をひずみゲージ法により測定した。以下に測定方法を示す。

腐食した高力ボルトの頭部に2軸ひずみゲージを貼り付け、ボルトを緩める際の解放ひずみを計測する。ただし、ボルトの腐食損傷によりボルトを緩めることが困難な場合は、電動工具でナット部を削り落とし、軸力を解放した。

次に、添接板から外した高力ボルトを1,000kN 万能試験機を用いて引張試験を行い、ボルトを緩める際に計測した解放ひずみに至るまで載荷し、解放ひずみを生じる引張荷重を腐食した高力ボルトの残存軸力とする。

表-4.4に残存軸力の測定値と4.4.1で計測した腐食減肉量を合わせて示す。

ただし、供試体の初期軸力は施工時の資料等がなく不明である。そこで、初期軸力は所定の225kNが導入されているものとして、検討する。

表-4.4 残存軸力と腐食減肉量

No.	高さ方向		幅方向		残存軸力(kN)
	平均	最大	平均	最大	
1	0.1	1.0	2.4	4.0	112.9
2	1.9	4.0	6.4	10.0	147.5
3	0.0	0.0	2.9	4.9	121.9
4	0.1	1.0	3.0	4.9	187.3
5	0.0	0.0	0.7	1.6	158.6
6	4.6	7.0	9.0	12.0	141.2
7	0.3	1.0	3.8	6.8	199.5
8	0.0	0.0	1.4	3.0	172.9
9	0.6	2.0	3.7	5.9	223.0
10	0.8	1.0	1.0	2.7	237.4
11	0.0	0.0	0.9	1.9	243.1
12	1.4	4.0	5.4	9.3	216.2
13	1.4	3.0	4.8	7.7	201.3
14	1.3	5.0	5.5	9.1	229.6
15	3.1	5.0	5.6	9.2	191.0
16	3.4	5.0	6.9	9.0	169.0
17	0.4	1.0	2.3	3.6	172.1
18	4.6	6.0	8.0	11.3	62.8
19	0.5	1.0	3.4	5.9	96.7
20	5.8	7.0	9.6	13.1	80.0

4.4.3 腐食した高力ボルトの残存軸力評価

(1) 減肉体積比による残存軸力評価の検討

図-4.10 に高力ボルト頭部の減肉体積比と残存軸力割合の関係と 4.3 の解析結果を合わせて示す。図-4.10 より減肉量が小さいにもかかわらず残存軸力が小さい場合があり、試験結果のばらつきが大きい。傾向としては把握できると考えられる。ただし、実務上は減肉した体積を詳細に把握することは作業効率に劣り、適用は難しいと考えられる。

(2) 高さ・幅方向の減肉量と残存軸力の関係

図-4.6 に示した高さ・幅方向の減肉量と残存軸力割合の関係から腐食減肉量の平均値より式(4.4)を用いて推定された残存軸力と 4.4.2 の残存軸力測定値の相関を図-4.11 に示

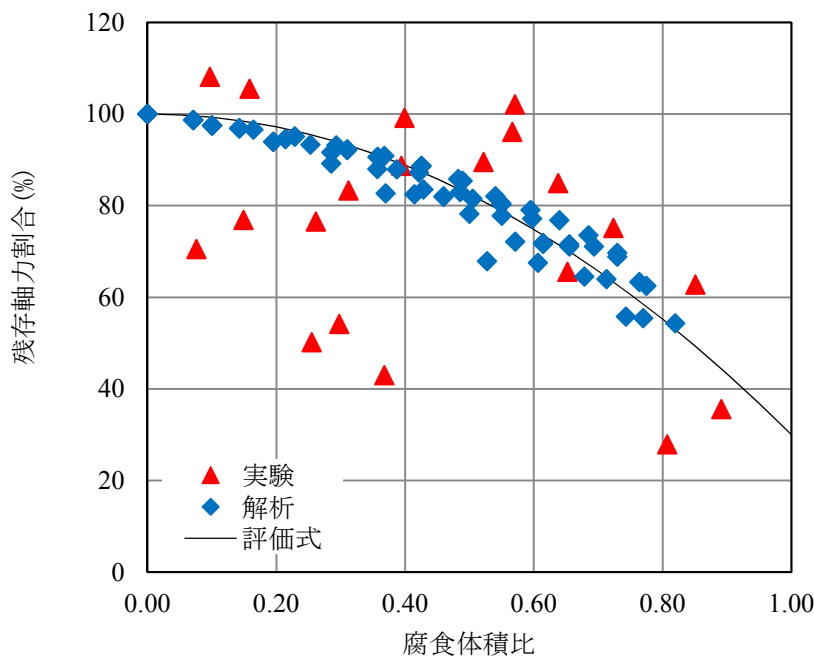


図-4.10 高力ボルト頭部の減肉体積比と残存軸力割合の関係

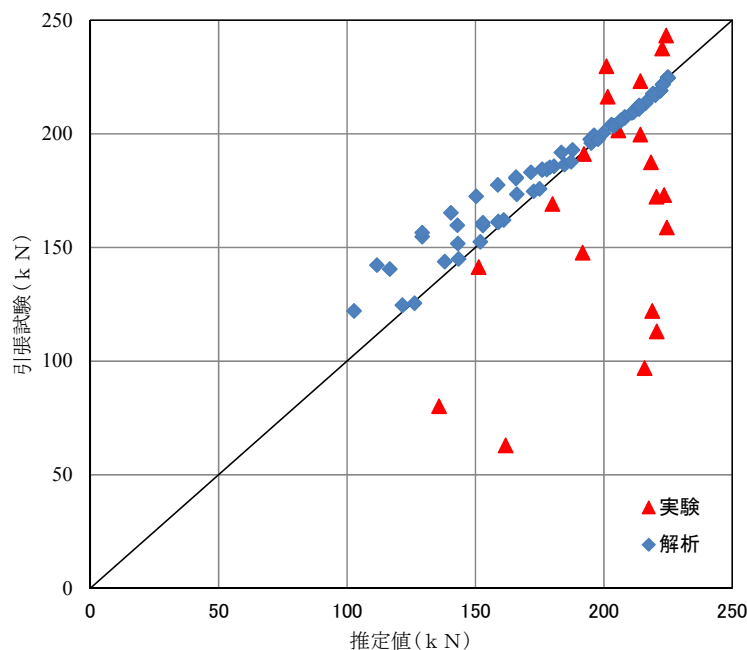


図-4.11 高さ・幅方向(平均値)からの推定値と試験値の相関

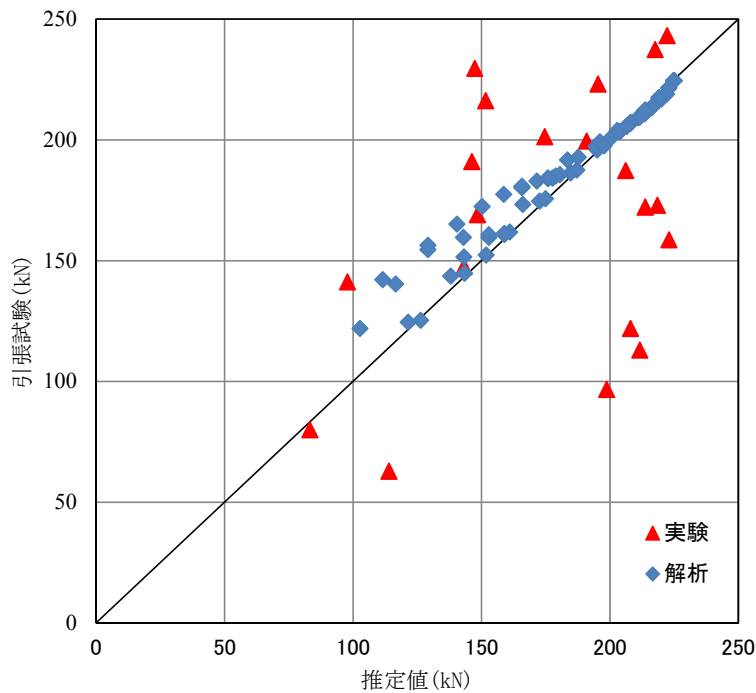


図-4.12 高さ・幅方向(最大値)からの推定値と試験値の相関

す。また、腐食減肉量の最大値を用いて推定した場合を図-4.12 に示す。図-4.11 より、腐食量の平均値から、残存軸力を算出すると推定値は、引張試験を大きく下回るものが多い。また、腐食量の最大値を用いて推定した場合も図-4.11 と比較するといくらか改善されるが、ばらつきが大きいといえる。

(3) 提案した高力ボルトの軸力測定法の適用性

4.2.2 に示した、高力ボルトの軸力測定法と腐食した高力ボルトの試験値を比較し、軸力測定法を検討する。高力ボルトの軸力の推定は、高力ボルトを緩めた際の解放ひずみに対して、図-4.2(b)幅方向の減肉量に応じたひずみの変化率より、幅方向の減肉の影響のない解放ひずみを求める。そして、高さ方向に対する残存軸力を図-4.2(a)と式(4.1)にて推定する。また、幅方向の減肉に対しては、図-4.5 幅方向の減肉量と残存軸力の関係により補正し、残存軸力とした。式(4.1)、式(4.2)に示す減肉量に対しては、内挿および外挿により求めた。

図-4.13 に解析と実験の解放ひずみより推定した残存軸力と引張試験値を示す。減肉量が比較的小さい場合には、一致しているようであったが、高さまたは幅方向の減肉量が 6 mm 程度を超えるような場合には、誤差が大きくなっている。また、推定値が試験値を上回る場合が多く、危険側の推定となっている。

推定精度について、予測理論^{4.4)}に基づいて考察する。回帰分析の目的の一つは独立変数 x に対して、従属変数 y がどのような値になるかを知ることであるが、本論文で提案する推定値が解析値に対してどの程度推定できているか予測手法を適用して考察する。推定値 x に対する解析値 y は、切片 0 として、

$$y = ax \quad (4.5)$$

ここで、 $a = \frac{Y \cdot X^T}{X \cdot X^T}$: 回帰係数

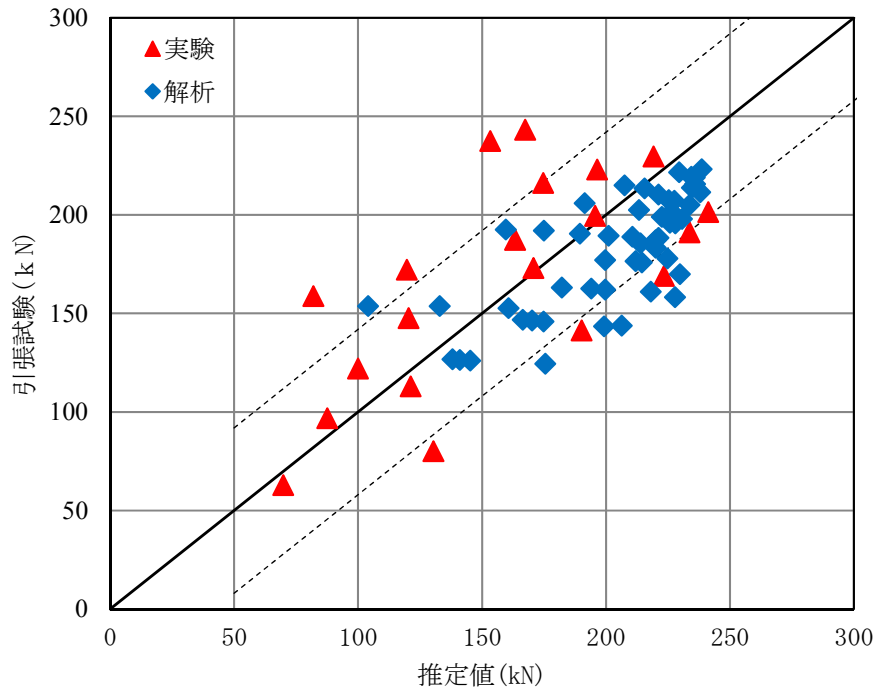


図-4.13 解放ひずみからの推定値と試験値の相関

としたとき、有意水準 $\alpha\%$ (外れる確率両側 $\alpha\%$ 、片側 $\alpha/2\%$)、自由度 $\phi = 50$ (データ数 - 回帰係数の数) の $t(\alpha; \phi)$ 値は、t 分布表から求めることができ、解析値 $y = ax$ の信頼区間は式(4.6)で求めることができ、図-4.13 に信頼区間を破線で示す、

$$y = ax \pm t(\alpha; \phi) \sqrt{\left(1 + x(X^T \cdot X)^{-1} x^T\right) \times \frac{n}{n-m} \cdot \sigma} \quad (4.5)$$

ここで、

n : 予測式の係数決定に用いるデータの数(51)

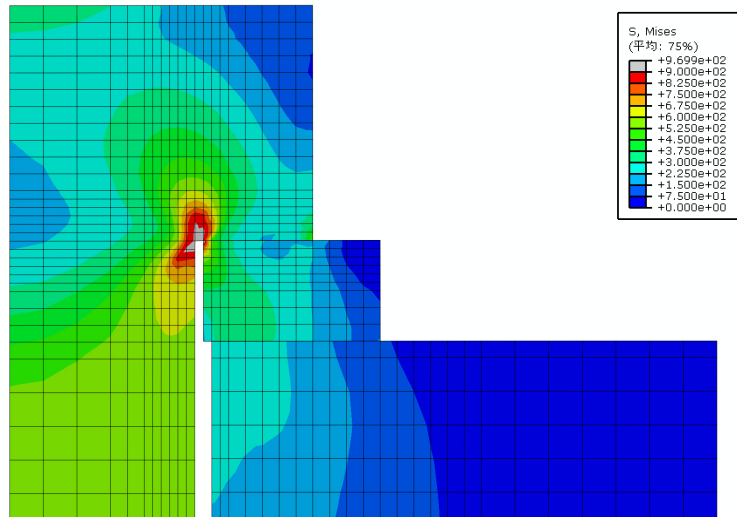
m : 予測式の係数の数(=1)

$\phi = n - m$: 自由度

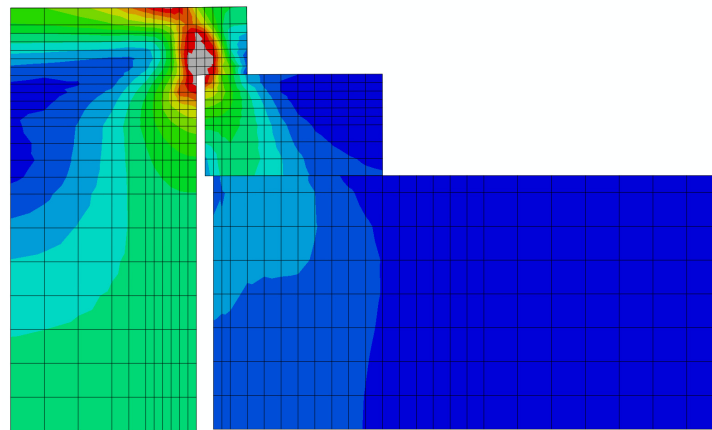
σ : 推定値と解析値の平均 2 乗誤差平方根

構造設計の立場から片側 10% の有意水準 (両側 20%) でみれば、推定値が解析値を下回る危険側の推定とならないようにするには、推定値に 40kN 程度の割り引く必要があるといえ、初期軸力の 25% 程度であり推定精度は低い。残存軸力の推定は概ね傾向を捉えているようであるが、軸力測定法としては、推定精度の向上が必要である。

解析結果のうち誤差の大きい値について、解析結果のうち、ミーゼス応力を図-4.13 に示す。図-4.14(a) は減肉のない場合、図-4.14(b) は幅方向 8 mm、高さ方向 10 mm 減肉した場合である。図-4.14(a) の高力ボルトと座金の境界の隅角部に、応力集中による塑性域が生じている。しかし、高さ方向の減肉がないため、高力ボルト頭部としての塑性域は小さいといえる。しかし、図-4.14(b) は減肉量が大きいため、断面の残りに比べて塑性域が大きく、せん断変形が生じているように見え、軸力低下の割合が大きいことがわかる。



(a) 減肉のなし



(b) 高さ方向 10 mm, 幅方向 8 mm減肉

図-4.14 高力ボルト応力図(ミーゼス応力)

4.5 結論

腐食した高力ボルトの残存軸力評価について、一様減肉を施した高力ボルトの引張試験および減肉量をパラメータとした解析的検討を実施し、ひずみゲージ法での軸力測定法の改良提案および残存軸力評価法を提案した。得られた知見を以下にまとめる。

- (1) 高さ方向および幅方向に一様減肉した高力ボルト頭部のひずみ-軸力関係を明らかにし、引張試験により妥当性を確認した。一様減肉した高力ボルト頭部のひずみ-軸力関係により、ナット部の減肉による軸力低下を含めて残存軸力を推定することができる。ただし、高さ方向と幅方向に減肉した場合の残存軸力の推定は、推定方法の精度が低く、精度の向上が必要である。
- (2) 高さ方向の減肉量と残存軸力割合の関係について解析的に検討し、高さ方向の減肉量と残存軸力の割合を明らかにした。高さ方向と幅方向が同時に減肉する場合は、減肉した体積に比例して残存軸力が低下すること、残存軸力の評価式を提案した。

実際に腐食した高力ボルトに対する適用性については、計測した残存軸力のばらつきが大きく、この種の実験データが多くないことも含めて、今後も基礎資料の蓄積と残存軸力評価法の検討が必要であるといえる。

参考文献

- 4.1) 名取暢，西川和廣，村越潤，大野崇：鋼橋の腐食事例調査とその分析，土木学会論文集，No.668/I-54，299-311，2001.1.
- 4.2) 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.
- 4.3) 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，2007.
- 4.4) 山崎智之，河原章夫，高橋圭一，本郷榮二郎，中村秀治：基礎変位鉄塔のボルト滑りを考慮した耐荷力解析法に関する検討，構造工学論文集，Vol.58A，pp.744-755，2012.3.

第5章 腐食表面計測の信頼性と現場計測を考慮した残存耐荷力評価

5.1 緒言

腐食が進行すると、板厚減少にともなって強度や剛性などの構造物の保有性能が低下する。したがって、適切な維持管理を施すためには、腐食している構造物の保有性能を正確に推定する必要がある。そしてそのためには腐食表面形状や板厚などを計測し、腐食損傷の現状を正確に把握する必要がある。一般的には維持管理における点検では、目視による確認であり、損傷が認められる場合に板厚計測を行う。しかしながら、鋼橋においては、板厚計測に関する規定がないのが現状であり、腐食損傷範囲に対して数点を計測してその平均値を残存板厚としている。他方、港湾構造物では、板厚の計測方法について、あらかじめ計測点数およびその箇所が示されている^{5.1)}。

従来、鋼管杭の板厚計測には、主に超音波板厚計が用いられてきた。一般に、断面の平均板厚などの統計指標の精度は測定点数が多いほど高くなるが、目標とする性能を評価するためにどの程度の領域をどの程度の密度で計測すればよいかという問題についての検討はなされていない。例えば杉浦ら^{5.2)}は、腐食凹凸面の信頼ある評価結果を得るためには0.3mm程度の間隔の板厚計測を行う必要があるとしている。しかし、海中に設置された鋼管杭の断面の平均板厚を求めるような場合には、ダイバーが海中に潜り、フジツボなどの付着性生物や錆を除去した後、板厚計測するといった作業が必要であり、実際には1断面当たりせいぜい数十点の板厚を測るのが限界であろう。

しかし、このようなくつかの箇所計測された板厚から得られる平均板厚や標準偏差といった統計値が、どの程度の信頼できるかは明らかにされていない。加えて、実際の計測値から腐食した部材や板などを代表する板厚はどのように決めればよいか、また、構造物や部材の残存強度を評価するための板厚はどのように決めるのがよいのか、などについても、確立されていないのが現状である。現状の現場測定から得られる板厚データはせいぜい数十点であると考えられるが、実務での維持管理では、この計測結果を用いて残存耐荷力を評価することになる。したがって、この評価された残存耐荷力が実際の残存耐荷力に対してどの程度の信頼性があるのか、統計的に明らかにする必要がある。

そこで本章では、実務での板厚測定の実状を考慮しつつ、残存耐荷力を精度よく評価するために必要な計測データと計測ルールを明らかにし、現場計測で得られた計測データに基づいて評価された残存耐荷力がどの程度の信頼性があるか、について検討する。また、実務上の板厚計測作業における表面処理の影響について考察する。

5.2では、実務での板厚計測の作業手順を述べ、超音波板厚計による板厚を計測する際の、測定作業における表面研磨時の削り代と残存板厚について考察する。5.3では、海洋環境に暴露された鋼管杭を対象に現場計測された残存板厚のばらつきを明らかにし、現場計測による残存耐荷力評価の信頼性を明らかにする。5.4では、現場計測により得られる残存板厚から腐食表面作成モデルにより作成した腐食表面を用いた解析的検討と既往の詳細な計測結果を基にした残存耐荷力評価式への現場計測結果の適用を提案する。また、残存耐荷力の将来予測について検討する。

5.2 現場計測における表面研磨の影響

一般的には維持管理における点検では、目視による確認であり、損傷が認められる場合に板厚計測を行う。しかしながら、鋼橋においては、板厚計測に関する規定がないのが現状であり、腐食損傷範囲に対して数点を計測してその平均値を残存板厚としている。他方、港湾構造物では、板厚の計測方法について、港湾鋼構造物防食・補修マニュアル(2009年版)では、図-5.1に示すように10cm×10cmパッチ内において5点の板厚計測により平均板厚を決定し、断面で4箇所(周方向に90度間隔)の計測を行い、計測数20点で平均板厚を決定する方法が用いられている^{5.1)}。

超音波板厚計を用いて実際の現場で板厚を計測する場合、プローブ(直径φ12mm)と計測面が密着するように、計測前にワイヤブラシやグラインダなどを用いて表面を研磨するので、図-5.2に示すように、計測点の板厚が減少することになり、測定値は実際の板厚よりも薄く見積もることになる。表面研磨によって減少する板厚(削り代)は、測定者の個人差にも影響されるが、主に腐食表面の凹凸形状に依存すると考えられる。以下では、削り代と腐食表面形状の関係について調べる。

使用した腐食表面は、犠牲陽極などの防食対策を行っていない無塗装で19年間海洋環境に曝露された円形鋼管^{5.3),5.4)}および約100年間経過したプレートガーダー^{5.5)-5.7)}のフランジである。

まず、供試体表面の錆を除去した後、レーザー変位計により300mm×120mmの範囲の両表面の3次元座標を、1mmメッシュ間隔で細かく計測して、各メッシュ位置の板厚を求めるとともに、この平均値と標準偏差を求め、これらを平均板厚および標準偏差の真値とした。写真-5.1および図-5.3に、研磨前後の供試体写真と供試体の腐食深(研磨前)のヒストグラムの一例を示す。この供試体は、腐食凹凸が穏やかな部分から激しい部分まで分布していることがわかる。

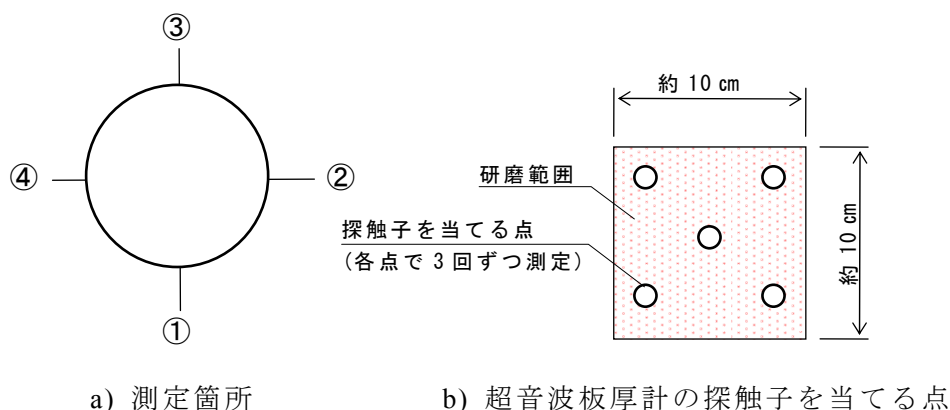


図-5.1 測定点の標準

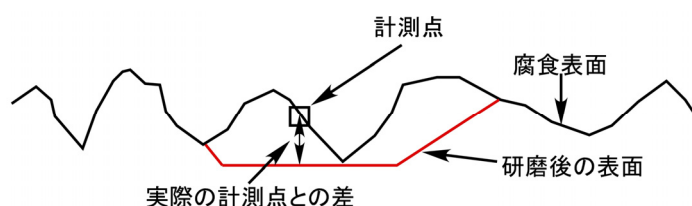
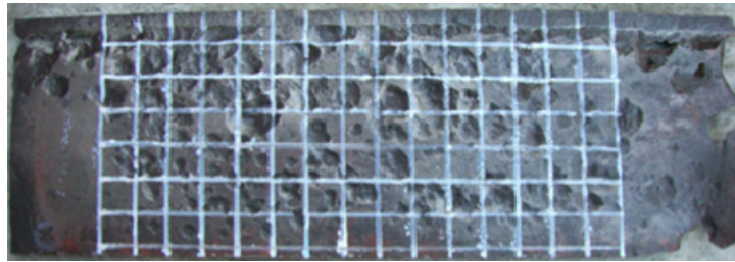
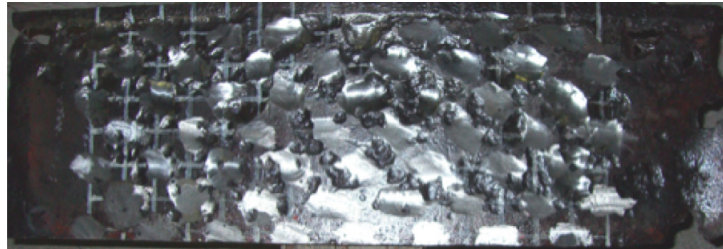


図-5.2 表面研磨による板厚減少イメージ



(a)表面研磨前



(b)表面研磨後

写真-5.1 研磨前後の供試体状況

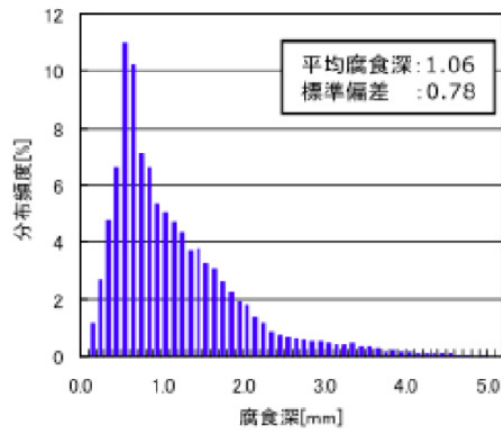


図-5.3 腐食鋼板の腐食深分布(研磨前)

上記 300mm×120mm の範囲を，写真-5.1 に示すように，約 20mm×20mm の格子状に区切り，格子点(96 点)を超音波板厚計による板厚の計測点として，電動ペングラインダーにより格子点周辺の直径約 12mm（プローブの大きさに対応する）の範囲が平坦になるよう研磨した．ある程度研磨した後，超音波板厚計のプローブを押し当てて数回計測を試み，数回とも計測可能で計測結果がほとんど同じ値になるかどうかを確認し，そうでない場合にはさらに研磨し，計測可能となった時点で研磨を止め，超音波板厚計で板厚を計測するとともに，再びレーザー変位計により 1mm メッシュ間隔で表面座標を計測した．そして，研磨前に計測した表面座標と研磨後のそれを比較することにより，次式により削り代を求めた．

$$\Delta t = \frac{\sum_{i=1}^n \Delta V_i}{\sum_{i=1}^n A_i} \quad (5.1)$$

ここに， Δt は研磨による減少板厚(削り代)， n は研磨した格子の数である． A_i は，研磨位置 i での研磨面積， ΔV_i は，研磨位置 i における研磨により減少した体積で，それぞれ 1mm メッシュで計測した研磨前後の座標値の差から判断して区分求積により求めた．

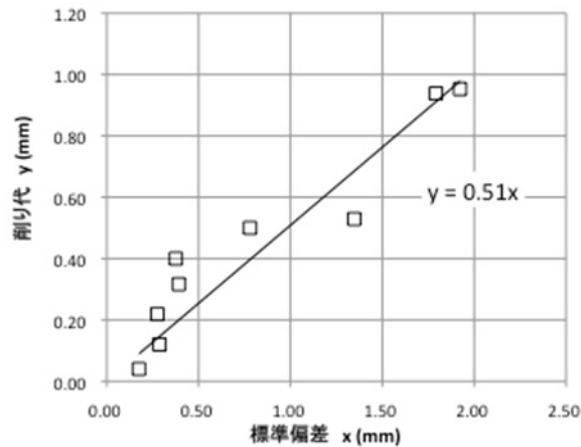


図-5.4 標準偏差と削り代の関係

現場での計測では、通常、計測点の表面研磨後の板厚と板厚の標準偏差しか得ることができない。板厚は供試体毎に異なり、定量的な検討ができないため、計測した板厚のばらつきの指標である標準偏差を用いて研磨による板厚減少量を予測する。このようにして、腐食表面形状の異なる9体の供試体について、標準偏差と削り代の関係を描くと図-5.4のような結果となった。図から板厚の標準偏差が大きく（凹凸が激しく）なるにつれて、削り代が大きくなることがわかる。複数（凡そ20点程度）の計測点の場合、計測結果の板厚標準偏差 x と削り代 y の関係は、 $y=0.51x$ となり、標準偏差の半分の板厚を削り代とみなせばよいと考えられる。

5.3 実務における腐食表面計測の信頼性

5.3.1 現場計測の精度

現場で計測できる離散的で限られた計測結果から得られる，平均板厚や標準偏差といった統計値の信頼性を，腐食した鋼管杭の腐食表面を用いて検討する．

対象とした供試体は，写真-5.3 に示す約 19 年間海洋環境に曝露された鋼管杭の腐食表面^{5.3)}で，この鋼管杭の一部（高さ 200mm）を対象領域とした．写真-5.2 に示す 3 次元表面座標計測器（スピナーーム）を用いて，約 0.3mm 間隔で供試体の表面座標を計測し，その結果を基に 1mm メッシュの格子間隔の表面座標を求めた既往の成果^{5.3)}を詳細な計測結果すなわち真値として扱い，現場での計測を模擬するため，この表面座標から板厚を抽出して検討する．なお，腐食表面は全面にブラスト処理されており，5.1 に述べた電動工具による表面研磨とは条件が異なるため，前述の削り代については考慮しない．

図-5.5 に，飛沫帯，干満帯，海中部の対象領域の板厚等高線を，表-5.1 には，対象領域の計測結果を，各腐食環境で 1 つずつ示している．これらの図表からわかるように，飛沫帯が最も腐食しており，続いて干満帯，海中部の順に腐食している．

図-5.1 に示す板厚計測に対応させた計測を，以下に示す板厚の抽出方法を用いて仮定した．

- ① 計測の基準となる着目断面を決める．
- ② 図-5.1 に示した 10cm の正方形の頂点と中心点の板厚（5 点）を 1 ユニットとする．
- ③ 鋼管の対象領域を図-5.6 に示すように N 等分する．
- ④ N 等分した各領域で，幅方向は任意として，中心点が着目断面上になるように 1 ユニットの抽出する．
- ⑤ $N \times 5$ 点の計測を実測値とする．

本検討では，対象領域全体の詳細計測の平均値を真値， $N \times 5$ 点の平均値を実測平均板厚（Tave）， $N \times 5$ 点の標準偏差を実測標準偏差（S）と呼ぶことにする．また，本検討の大きな特徴として，各ユニットの計測間隔をランダムにしている．1 つの着目断面上で同様の計測を複数行い，現場での実測による板厚計測結果のばらつきを検討した．



写真-5.2 表面座標計測の状況



(a) 飛沫帯

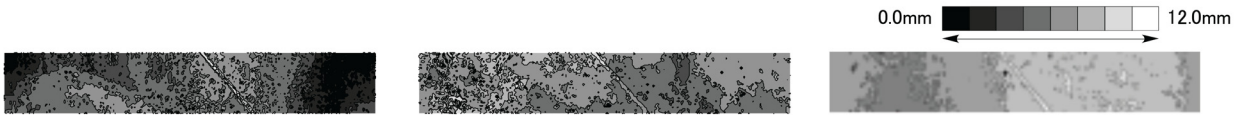


(b) 干満帯

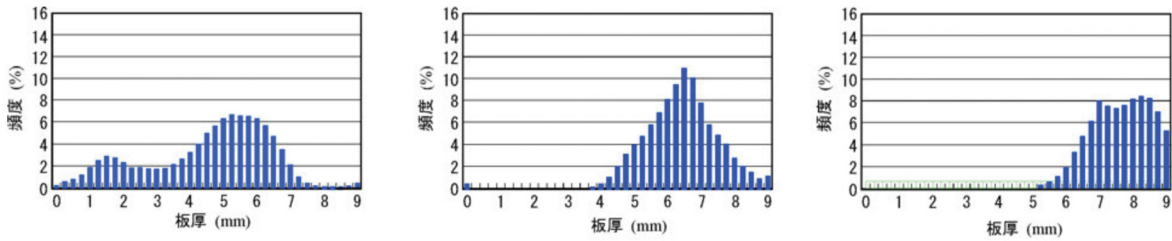


(c) 海中部

写真-5.3 供試体外観



(a) 板厚等高線(左から、飛沫帯、干満帯、海中部)



(b) 板厚ヒストグラム(左から、飛沫帯、干満帯、海中部)

図-5.5 板厚等高線と板厚ヒストグラム

表-5.1 腐食表対象領域の詳細計測結果

腐食環境	平均板厚 (mm)	平均腐食量 (mm)	標準偏差 (mm)
飛沫帯	4.42	4.58	1.80
干満帯	6.30	2.70	1.00
海中部	7.99	1.01	0.83

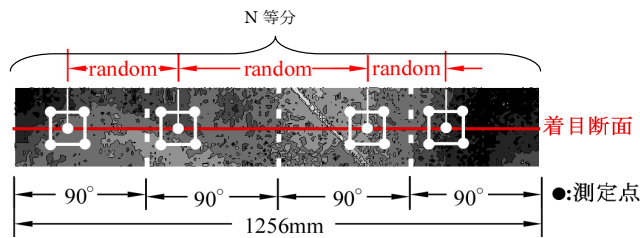


図-5.6 板厚の抽出方法

図-5.7 に実測平均板厚のばらつきを示す。この図について $N=4$ を例に説明する。上記の方法で板厚を抽出すると、20点(5点 \times 4ユニット)の板厚を得る。その20点の平均を実測平均板厚として真値との差を計算すると、グラフ上に1点プロットできる。この操作を同じ着目断面上で何度も繰り返すと図中の \blacklozenge で挟まれた線の領域にばらつくことになる。この操作を N の値を変えて調べたのが図-5.7である。また、図-5.8に腐食量と標準偏差の関係を示す。

図-5.7の結果から、実測平均板厚は真値を中心に分布し、 N が小さくなるにしたがって分布範囲が広がることがわかる。また、飛沫帯、干満帯、海中部の順にばらつきが小さくなっていることもわかる。1断面に対して、4ユニット程度で実測平均板厚を計測

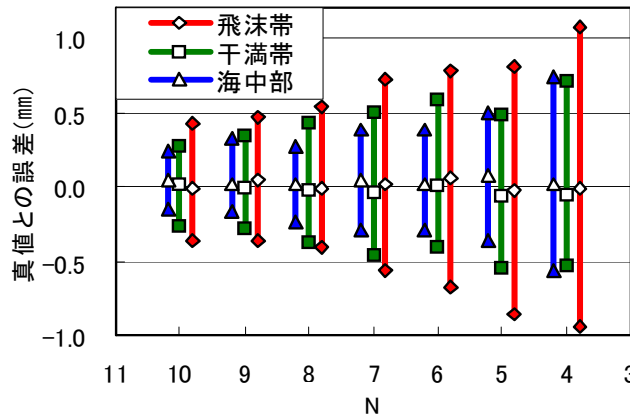


図-5.7 実測平均板厚のばらつき

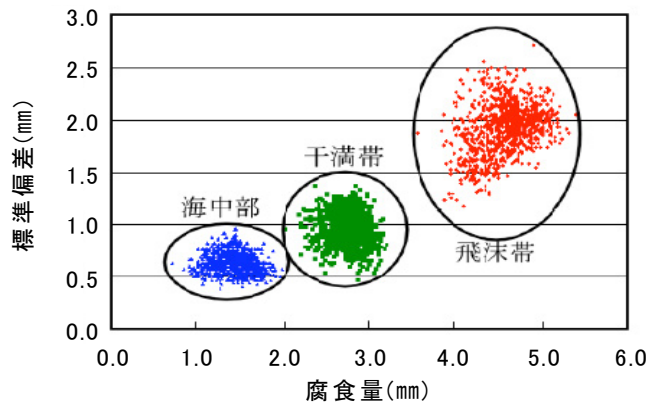


図-5.8 腐食量と標準偏差の関係

すると最大±1 mm程度の誤差が生じ、これを10ユニットに増やすと±0.5 mm程度まで修練させることができる。しかしながら、1断面に対する測定回数として、10ユニット(計測50点)は、一般的には多数の鋼構造物や断面を維持管理するのに多く思われる。

図-5.8に示すように、腐食量が増えるにしたがって標準偏差が大きくなり、板厚のばらつきが大きくなることを示している。これは表-5.1に示した詳細計測によって得られた標準偏差の傾向と同じであり、図-5.8の標準偏差の分布は表-5.1の標準偏差を中心に分布しており、抽出した板厚が母集団の特性を十分に反映しているといえる。

また、図-5.7の真値との誤差を母集団の標準偏差と比べると、N=4の飛沫帯で0.6程度、N=10で0.3程度の誤差を有しているといえる。

5.3.2 評価板厚の検討

図-5.9は、同じ着目断面でN=4の計測を何度も行ったときの実測平均板厚のヒストグラムである。この図を見ると実測平均板厚は真値を中心として正規分布のように分布することがわかる。現場での板厚計測結果は、このヒストグラムの分布する範囲内のどこかの値を与えることになるが、このとき真値よりも大きな実測平均板厚を得る場合があり、現在の状態を過大評価してしまうことがある。そこで次式で示す板厚を提案する。以下では、この板厚を、腐食した鋼管杭の断面平均板厚を評価するという意味で、「評価板厚」と呼ぶことにする。

$$T_r = T_{ave} - \alpha S \quad (5.2)$$

ここに、 T_r は評価板厚、 T_{ave} は実測平均板厚、 S は実測標準偏差、 α は係数である。この評価板厚が真値を超えないように α の値を決める。

図-5.10に、 α の値と評価板厚が真値を超える確率(超過確率)の関係を示す。この図

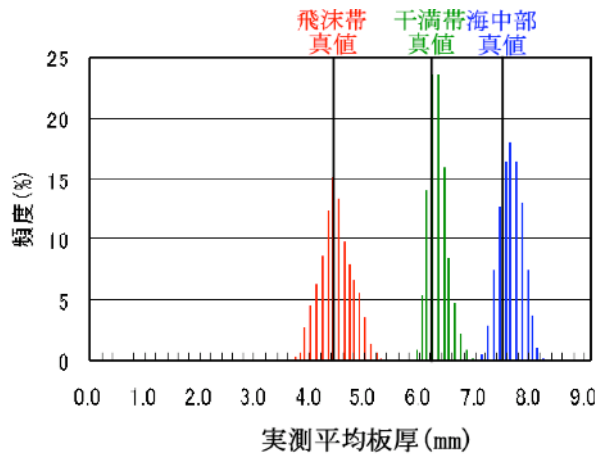


図-5.9 実測平均板厚の分布

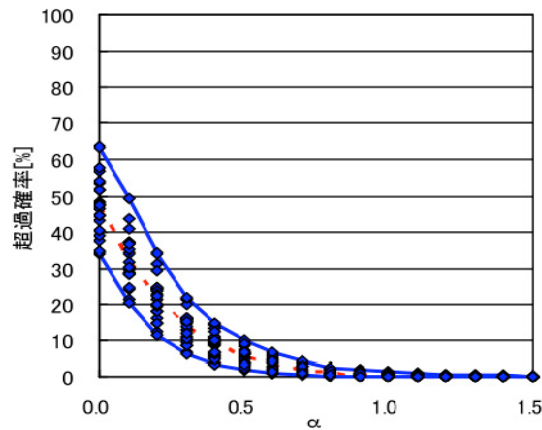


図-5.10 α と超過確率の関係

は、ある着目断面上で、 $N=4$ (20点) の計測をして、例えば $\alpha=0.5$ で、式(5.2)を用いて評価板厚を計算し、真値を超えるか調べる。これを10万回繰り返すとその着目断面の $\alpha=0.5$ の位置の超過確率を1点プロットすることができる。これを21断面で行った場合、図中の実線で挟まれた範囲にばらつくことになる。これを $\alpha=0.0\sim 1.5$ まで行ったのが図-5.10である。

この関係から、 $\alpha=1.0$ とすると、超過確率は1%未満となり、ほぼ安全側の評価ができると推測される。また、もし超過確率を5%まで許すのであれば、 $\alpha=0.6$ とすることができる。

5.4 現場計測を考慮した残存耐荷力評価

5.4.1 解析による残存圧縮強度評価

(1) 解析モデル

解析に用いたのは図-5.5に示す鋼管杭の海中部である。鋼管杭は半径 203.2mm 初期板厚 9mm であり、初期の半径対板厚比 (R/t) は 22.6 程度である。解析には汎用構造解析コード ABAQUS を用いた。解析モデルは図-5.11 に示す高さ方向 1200mm、直径 406.4mm の円形鋼管を 8mm メッシュに分割したものである。初期不整は半径方向に板厚の 10% 程度をランダムに入力しており、腐食に伴う残留応力の変化は十分には把握されていないので、残留応力は考慮しないこととした。

要素は 4 節点アイソパラメトリックシェル要素(S4R)を使用し、応力-ひずみ関係および材料特性は材料試験結果を採用し、Mises の降伏条件を用いた。なお、材料特性は STK490 相当であり、弾性係数 204.7GPa、引張強度 519.5MPa、降伏応力 395.0MPa、ポアソン比 0.303 とした。

境界条件は、先に行った実験と対応させ、荷重は鋼管頂部から下端方向に強制変位を与える変位制御とした。

(2) 解析に用いた腐食表面

解析に用いる腐食表面は、現場計測により得られる評価板厚と標準偏差を用いて、奥村・藤井らが開発した腐食表面作成モデル^{5.8,5.9)}で人工的に作成した腐食表面の板厚を与え腐食凹凸表面の影響を考慮した複合非線形有限要素解析を行った。解析に与えた腐食表面は以下の 2 種類である。

- ① 1mm 間隔で詳細に計測した実測腐食表面
- ② 現場計測の実測値(20 点)から評価板厚(式(5.2)で、 $\alpha=1.0$ とした)を計算し、評価板厚を平均板厚として実測標準偏差を基に人工的に作成した腐食表面 (2 パターン)

図-5.12 に解析に用いた腐食表面と残存板厚のヒストグラムを、表-5.2 に腐食表面の統計量を示す。表-5.2 より、どちらの評価板厚も真値より小さくなっていることがわかる。

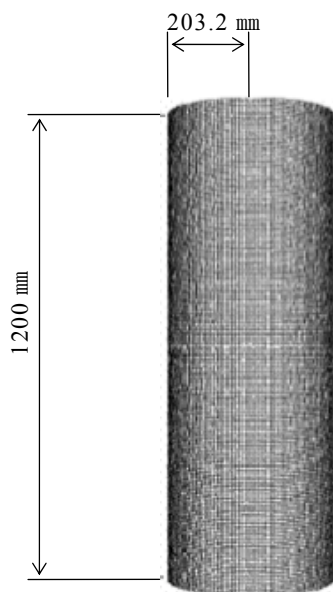
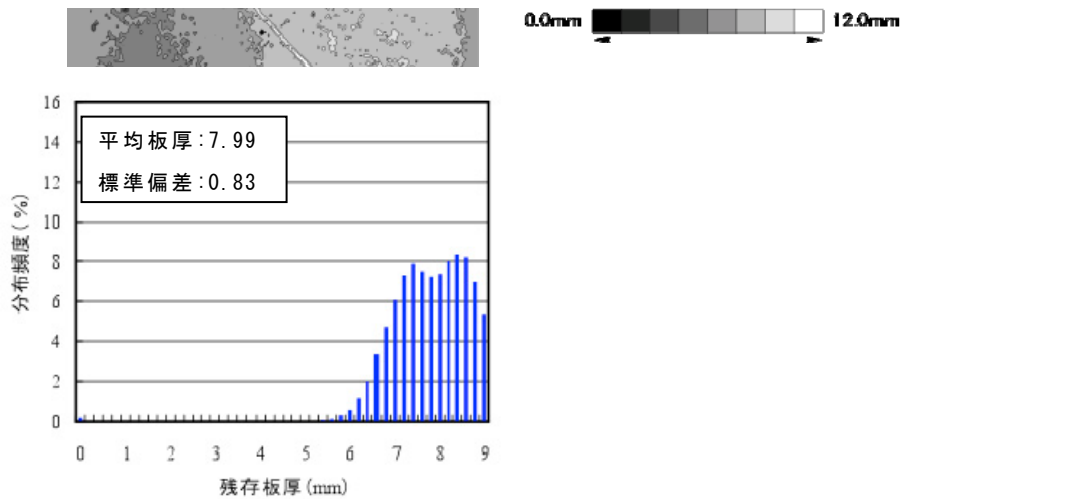
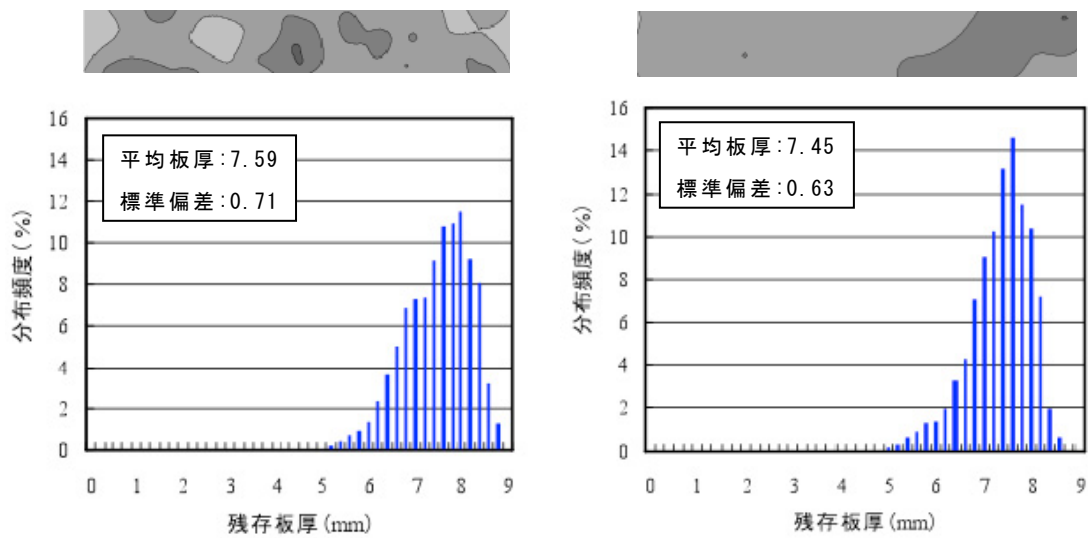


図-5.11 解析モデル



(a) 詳細計測(残存板厚等高線(上), 残存板厚ヒストグラム(下))



(b) 評価板厚 1

(c) 評価板厚 2

図-5.12 解析に用いた腐食表面の残存板厚の等高線とヒストグラム

表-5.2 詳細計測と評価板厚の腐食統計量

板厚の種類	平均板厚 (mm)	標準偏差 (mm)	評価板厚 (mm)
詳細計測	7.99	0.83	—
評価板厚 1	8.30	0.71	7.59
評価板厚 2	8.08	0.63	7.45

(3) 解析結果

図-5.13 に荷重-変位関係を、図-5.14 に変形図、表-5.3 に平均板厚と最高荷重を示す。図-5.13 および図-5.14 から、詳細計測した実測値を用いた解析結果は、座屈変形をよくとらえており、最高荷重もほぼ一致していることがわかる。

一方、評価板厚を基に作成した腐食表面を用いた解析では、最高荷重は実験結果^{5.3)}よりも15%程度小さい結果となった。これは、腐食表面を作成するとき、式(5.2)で計測結果の平均板厚から標準偏差を差し引いた評価板厚に基づいて作成したために、実際の平均板厚よりも小さい平均板厚となったことに起因する。しかし、図-5.13 及び表-5.3 に示すように、評価板厚を用いることにより、安全側の強度評価が可能であることがわかる。ただし、座屈位置は、図-5.14 に示すように実際とは異なる可能性がある。なお、実験結果と解析結果は、初期剛性および最高荷重後の挙動が異なっているが、これについては説明できなかった。

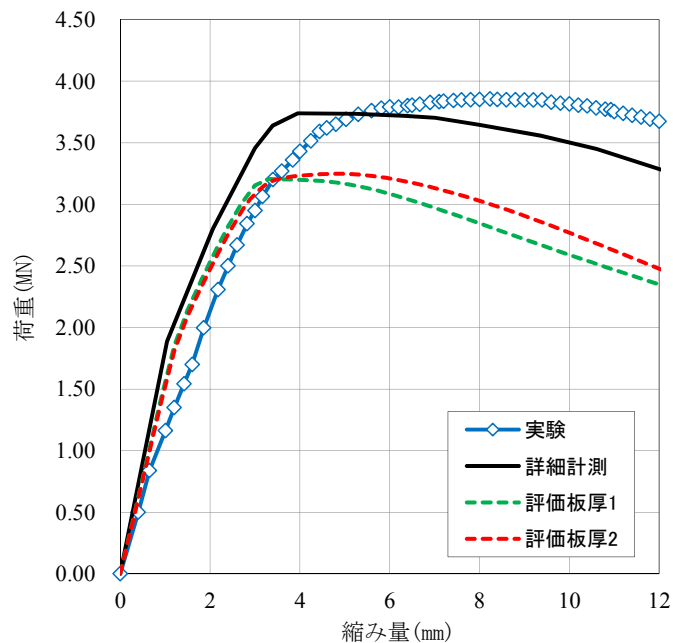
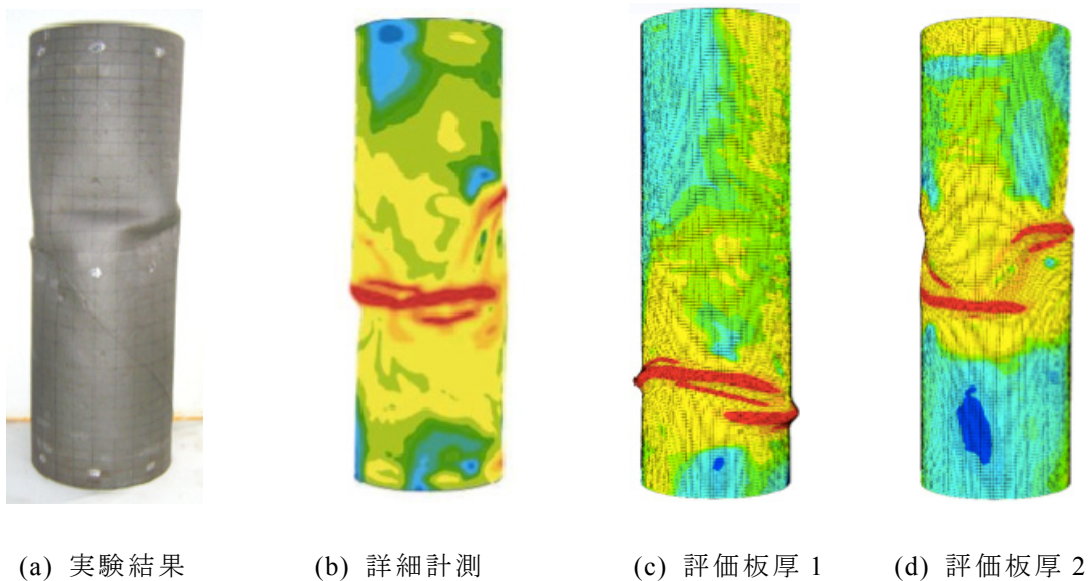


図-5.13 荷重-変位曲線



(a) 実験結果

(b) 詳細計測

(c) 評価板厚1

(d) 評価板厚2

図-5.14 鋼管変形図

表-5.3 平均板厚と最高荷重

板厚の種類	平均板厚 (mm)	最高荷重 (MN)
実験	7.99	3.82
詳細計測	7.99	3.75
評価板厚 1	8.30	3.21
評価板厚 2	8.08	3.25

以上をまとめると、評価板厚と実測標準偏差を基に腐食表面を作成して有限要素解析を行うと、残存強度を過大評価することなく、安全側の評価ができると考えられる。

5.4.2 簡易評価法による残存耐力評価

(1) Plantema の圧縮強度評価

海洋環境で腐食した鋼管の残存圧縮強度評価は、藤井ら^{5.3)}がその評価式を提案しており、鋼管の座屈変形が発生するとされている $3\sqrt{R_t}$ 区間の統計量と Plantema の圧縮強度評価式(5.3)を用いて評価できるとしている。

$$\left. \begin{aligned} P_u &= 2\pi R t_R \sigma_y && (R_t \leq 0.119) \\ P_u &= 2\pi R t_R \left(0.723 + \frac{0.0330}{R_t} \right) \sigma_y && (0.119 \leq R_t \leq 0.355) \end{aligned} \right\} \quad (5.3)$$

ここに、

$$R_t = 1.65 \left(\sigma_y / E \right) (R / t_R) \quad (5.4)$$

である。これらの式中、 R は鋼管の半径、 E は弾性係数、 σ_y は鋼管の降伏応力、 Rt は径厚比パラメータである。 t_R は板厚を示すが、腐食した鋼管杭の残存強度を式(5.3)によって評価するための代表という意味で、ここでは t_R を「代表板厚」と呼ぶことにし、次式で表わされる。

$$t_R = t_{3\sqrt{Rt}} - 0.8S_{3\sqrt{Rt}} \quad (5.5)$$

ここで、 $t_{3\sqrt{Rt}}$ は $3\sqrt{Rt}$ 区間の平均板厚、 $S_{3\sqrt{Rt}}$ は $3\sqrt{Rt}$ 区間の標準偏差である。この代表板厚から求めた圧縮強度を真値とし、実測値から簡易的に圧縮強度評価する方法を検討する。

(2) 実測値を用いた簡易強度評価

現場で計測した結果を用いて簡易強度評価式 (Plantema の圧縮強度評価式^{5.10)}) を用いて残存強度を計算すると、図-5.7 に示した板厚と同様に、真値周辺にばらつくと考えられる。そこで、以下のように代表板厚を提案する。

$$t_R = T_{ave} - \gamma S \quad (5.6)$$

ここで、 T_{ave} は 20 点の実測値から得た実測平均板厚、 S は 20 点の実測値から得た実測標準偏差、 γ は係数である。

係数 γ の値を変化させたときの、予測強度のばらつきを調べた結果を図-5.15 に示す。例えば、 $\gamma=0.2$ で、実測値から代表板厚を計算して簡易評価式を用いて残存強度を計算し、真値と比較すると図の $\gamma=0.2$ の位置に 1 点プロットすることができる。この操作を約 10 万回繰り返すと図中の◇で挟まれた範囲に残存強度がばらつくことを示している。

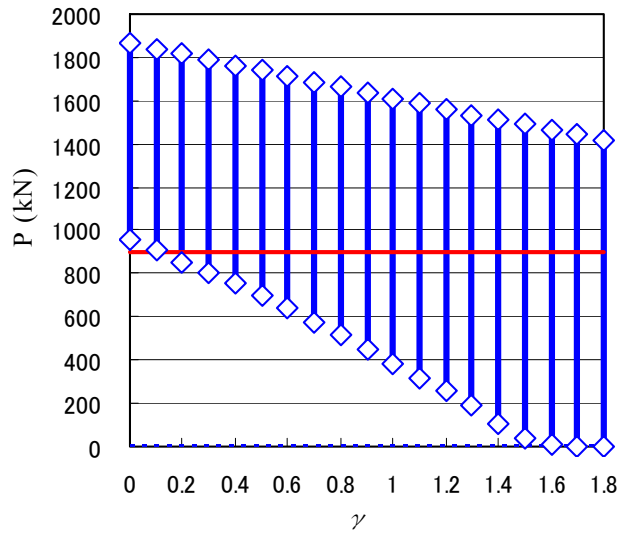


図-5.15 γ と予測強度のばらつき

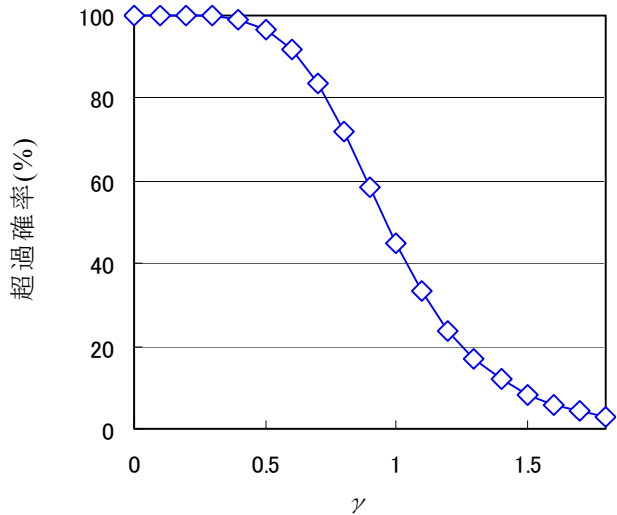


図-5.16 γ と超過確率の関係

図中で、 γ が小さい場合、ほぼ全ての代表板厚の結果が真値よりも大きくなっている。これは、真値に用いた代表板厚が平均板厚から 0.8 倍の標準偏差を引いた値となっているためである。

図-5.16 に γ と真値を超える確率（超過確率）の関係を示す。この関係から、 $\gamma=1.8$ のとき、超過確率が 3%未滿となり、ほぼ安全側の評価ができるといえる。また、このとき、代表板厚は評価板厚を用いて、以下の式で書き換えることができる。

$$\begin{aligned} t_R &= T_{ave} - 1.8S \\ &= T_r - 0.8S \end{aligned} \quad (5.7)$$

上式は、現場計測から強度評価をする場合、板厚を安全側にとり、藤井らが提案している代表板厚^{5.3)}のように、 $0.8S$ で補正した代表板厚を用いればよいことを示している。

5.3 に示した供試体(飛沫帯, 干満帯, 海中部)から抽出した現場計測結果より、式(5.7)も用いて算出した残存強度と詳細計測結果の残存強度を表-5.4 に示す。現場計測結果を用いた強度評価は、詳細計測結果と同様に強度評価に適用できることが分かる。

表-5.4 現場計測と詳細計測の残存強度推定の比較

腐食環境	現場計測					詳細計測(3√Rt区間)			
	平均板厚	標準偏差	評価板厚	代表板厚	残存強度	平均板厚	標準偏差	代表板厚	残存強度
	(mm)	(mm)	(mm)	t_R (mm)	P_u/P_y	(mm)	(mm)	t_R (mm)	P_u/P_y
飛沫帯	4.86	1.54	3.32	2.09	0.83	4.06	2.28	2.24	0.84
	5.10	1.80	3.30	1.86	0.82				
干満帯	6.30	1.29	5.01	3.98	0.93	6.01	1.21	5.04	0.98
	5.88	0.81	5.07	4.42	0.95				
海中部	8.30	0.71	7.59	7.02	1.00	7.90	1.17	6.96	1.00
	8.08	0.63	7.45	6.95	1.00				

5.4.3 残存耐荷力の将来予測

表-5.2 に示した評価板厚と実測標準偏差を基に、経年的に腐食表面を作成し、解析と簡易評価法を用いて将来予測を行った。

経年とともに変化する腐食表面の作成法^{5.10)}は、文献 5.10)を用いた。その結果を図-5.17 に示す。19年における全ての結果が、実験結果と細かい計測結果を用いた解析よりも小さくなっている。また、簡易評価式の結果が、解析の結果よりも強度を低く評価する傾向にあるが、その差は最大で5%程度である。

以上の結果から、評価板厚と実測標準偏差を用いて将来の腐食表面を作成して、解析または簡易評価式を用いて解析を行うと、粗々ではあるが残存耐荷力の将来予測ができると考えられる。

また、図-5.18 に示すように、現場計測を行い、腐食表面を作成し、将来予測を行うという、一連の流れを行って、データを更新していけば、長期的な残存耐力の予測がより正確になると推察される。

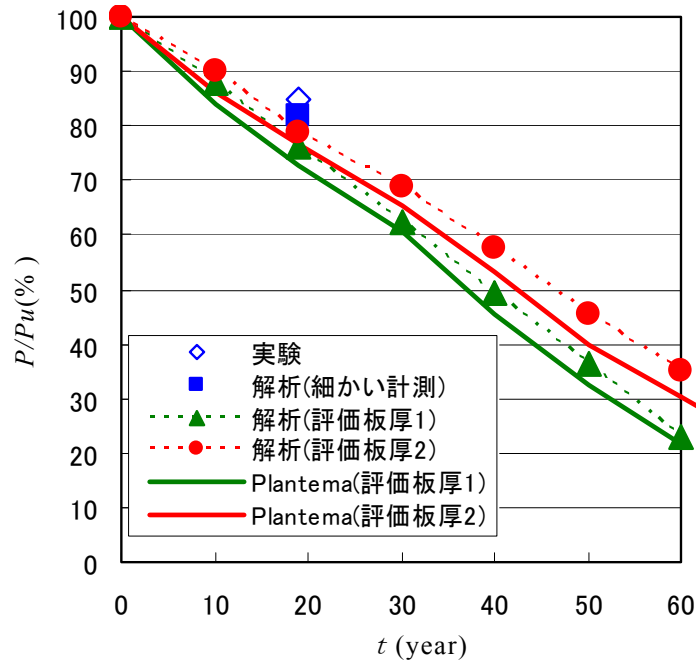


図-5.17 残存耐荷力の将来予測

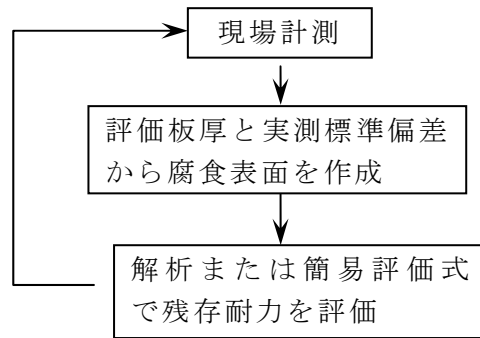


図-5.18 残存耐荷力予測の流れ

5.5 結論

本章では、腐食した鋼管杭について、超音波板厚計により現場計測された測定結果の信頼性を検討し、計測点数、計測位置などの計測手法と評価板厚の求め方を提案した。このとき、超音波板厚計のプローブを接触させるための研磨作業における研磨作業での削り代も調べた。さらに、実測結果から得られた評価板厚と標準偏差を用いて人工的に腐食表面を再現し、有限要素解析および簡易評価法による残存強度評価結果の信頼性と将来予測について検討した。本章で得られた知見をまとめると次のようになる。

- (1) 腐食した海域中の鋼構造物を計測する際、腐食鋼部材を超音波厚さ計で 20 点計測する場合、計測結果にその標準偏差の 1/2 の板厚を加えれば、削り代により減少する板厚の影響を考慮することができる。
- (2) 実務で計測する実測平均板厚は真値の周辺でばらつき、腐食表面の凹凸が大きいほど、また、測定点数が少ないほど、ばらつきの範囲は大きくなる。
- (3) 実測値が真値を超えて板厚を過大評価しないような評価板厚として以下の式を用いると超過確率が 1% 未満になり、ほぼ安全側の評価ができる。

$$T_r = T_{ave} - 1.0S \quad (5.8)$$

ここに、 T_r は評価板厚、 T_{ave} は 20 点の実測平均板厚、 S は 20 点の実測標準偏差である。

- (4) FEM 解析により残存強度評価を行う場合、式(5.8)で示した評価板厚と実測標準偏差を基に、腐食表面を作成して、解析を行うと、残存強度を過大評価することなく安全側の評価ができる。
- (5) Plantema の圧縮強度評価式を用いて、圧縮耐荷力を簡易に求める場合、代表板厚として以下の式を用いると安全側に評価できる。

$$\begin{aligned} t_R &= T_{ave} - 1.8S \\ &= T_r - 0.8S \end{aligned} \quad (5.7)$$

ここで、 t_R は代表板厚、 T_{ave} は 20 点の実測平均板厚、 S は 20 点の実測標準偏差、 T_r は評価板厚（式(5.8)）である。

- (6) 評価板厚と実測標準偏差を基に、将来の腐食表面を作成し、解析または簡易評価法で強度予測をすると、残存耐荷力の将来予測ができる。

参考文献

- 5.1) 港湾鋼構造物防食・補修マニュアル(2009年版), 沿岸技術研究センター, 2009.
- 5.2) 杉浦邦征, 田村功, 渡辺英一, 伊藤義人, 藤井堅, 野上邦栄, 永田和寿, 岡扶樹: 腐食鋼板の力学特性評価のための板厚計測および有効板厚に関する考察, 構造工学論文集, Vol.52A, 2006.3.
- 5.3) 藤井堅, 近藤恒樹, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦征邦, 野上邦栄, 永田和寿: 海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力, 構造工学論文集, Vol.52A, 2006.3.
- 5.4) Y. Tokinori, K.Fujii, K.Hashimoto and T. Kondoh: Required Measured Points for Evaluating Remaining Strength of Corroded Circular Steel Column, Proc. of the

MDCMS 1-Vietnam 1st Int. Conf. on Modern Design, Construction and Maintenance of Structures, Hanoi, Vietnam, Vol. 2 pp.322-329, 2007.

- 5.5) 海田辰将, 藤井堅, 宮下雅史, 上野谷実, 中村秀治: 腐食したプレートガーダーの残存曲げ強度に関する実験的研究, 土木学会構造工学論文集, Vol.51A, pp.139-148, 2005.3.
- 5.6) 海田辰将, 藤井堅, 中村秀治: 腐食したフランジの簡易な圧縮強度評価法, 土木学会論文集, No.766/I-68, pp.59-71, 2004.7.
- 5.7) 海田辰将, 藤井堅, 勇秀憲, 長瀬竜一: 腐食鋼板の圧縮強度解析における板厚取得間隔と要素サイズの影響, JCOSSAR2007 論文集, Vol. 1, pp.89-96, 2007.
- 5.8) 奥村誠, 藤井堅, 塚井誠人: 空間的自己相関を考慮した鋼板腐食形状のモデル化, 土木学会論文集, No.672/VI-50, pp.109-116, 2001.
- 5.9) 藤井堅, 橋本和朗, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿, 中村秀治: 海洋環境における鋼管杭の圧縮強度の経年変化予測法, 土木学会論文集, Vol.66, No.1, pp.92-105, 2010.
- 5.10) 藤井堅, 橋本和朗, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿, 中村秀治: 海洋環境における鋼管杭の圧縮強度の経年変化予測法, 土木学会論文集, Vol.66, No.1, pp.92-105, 2010.

第6章 局部腐食を有する桁の残存せん断耐荷力

6.1 緒言

道路橋の定期点検結果^{6.1)}にあるように、鋼鈹桁橋では、ジョイント部からの漏水に起因する桁端の腐食が多くみられ、支承部周辺の下フランジ、ウェブ、端補剛材の局部減肉が問題で、とくに損傷が酷い場合には、ウェブに穴があいて下フランジと分離しているものもある。桁端では、桁のせん断力と支承直上の柱としての圧縮力が支配的であり、従来の研究でも、桁端周辺のせん断強度^{6.2)~6.7)}や支承部の圧縮強度^{6.8)~6.10)}に関する研究が行われている。桁端部のせん断耐荷力については、ウェブ全面が腐食した場合のせん断耐荷力とその評価法に関する研究^{6.2)}、載荷試験と解析を通してウェブが局部腐食した場合の腐食特性や腐食箇所がせん断耐荷力におよぼす影響の検討^{6.3),6.4)}、腐食に対する補修工法に関する検討^{6.5)~6.7)}などがある。

海田ら^{6.2)}は、ウェブ全面が腐食した場合のせん断強度解析と腐食した実際のプレートガーダーを用いたせん断強度実験結果から、腐食鋼板のせん断強度評価のための統計量とその簡易な強度評価法について検討している。そのうち、残存強度評価法は、平均板厚を用いて幅厚比パラメータを求めることにより、腐食の無い鋼板の座屈強度曲線を用いて、残存強度を推定できるとしている。

しかしながら、維持管理のための健全度診断の前提となる腐食した鈹桁のせん断応力分布や、全面の腐食に比べ、発生しやすい局部腐食を有する主桁ウェブの残存せん断耐荷力評価法は十分には確立されていない。

そこで、本章では、約100年間の供用後撤去された実際の鉄道橋の主桁を対象として、まず主桁全体の腐食表面計測を行って桁全体の腐食状態を詳細に把握し、腐食表面の統計量を整理し、主桁の載荷試験および解析的検討により、局部腐食した桁のせん断応力分布を調べる。そして、解析的検討により、局部腐食を有する桁の残存せん断耐荷力の評価法を提案する。

6.2 腐食表面形状の測定および残存板厚の整理

6.2.1 供試体概要

対象橋梁は、竣工後約 100 年間供用された I 形鋼を主桁とする鉄道橋で、桁全長：5,320mm，支間長：5,030mm，桁高は 495mm，主桁中心間隔 1,130mm である。写真-6.1 に撤去した橋梁を示す。この橋梁は、供用 41 年後に上下フランジにカバープレートで隅肉溶接して補強している。さらに、供用 83 年後には、桁端下フランジとウェブの一部を部分的に撤去し新規部材に取り替えるとともに、ウェブ部カバープレート・添接板設置、沓座修繕を実施している。この橋梁の横構を外し、2 本の主桁を供試体とした。同様な腐食環境下でありながら、一方の桁は著しく腐食した状態であり、もう一方はほぼ無腐食であった。供試体 No.1 を腐食桁、No.2 を無腐食桁として試験を行った。

No.1, No.2 の両供試体ともに、主桁の上下フランジにカバープレートを溶接し増厚されていた。カバープレートの板厚は、上フランジでは 18mm，下フランジは 15mm である。

供試体 No.1 は図-6.1(b)に示すように、補強部材として板厚 18mm の L 型鋼板が桁本体のウェブと下フランジに高力ボルトで接合されていた。これは、ウェブと下フランジ境界に沿って著しく腐食しており、孔食があり、断面欠損によりウェブとフランジが分離した箇所もあった。この腐食損傷に対して、2 枚の L 形の鋼板でウェブを挟むように高力ボルトでとめて補強していた。このとき、L 型鋼板は、桁の下フランジにも高力ボルトで止められていたが、桁は I 型桁でフランジにテーパがあるため、摩擦接合として十分に機能していないのは明らかであった。また、図-6.2 に示すようにボルト配置数(本数)もそれほど多くなく、ボルトによる力の伝達機構も十分に検討されずに補強が行われたように思われた。

加えて、供試体 No.1 はフランジカバープレート・L 型鋼板の補強部材とは別に桁端部の部材取替がなされていた。部材取替箇所は図-6.1(a)に取替部と示した、桁右端のウェブの下半分と下フランジである。取替部ウェブは既設桁ウェブと突合せ溶接され、下フランジは写真-6.2 に示すように添接板($t=13\text{mm}$)を介して、既設桁はすみ肉溶接、取替部はボルト接合されていた。



写真-6.1 対象橋梁

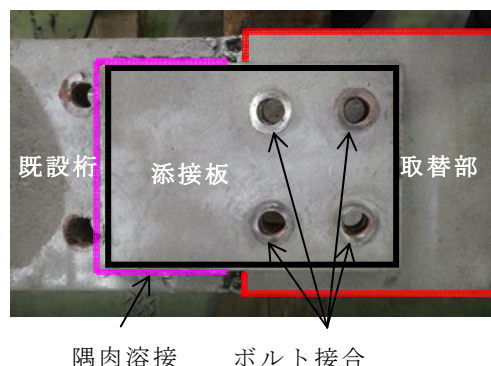
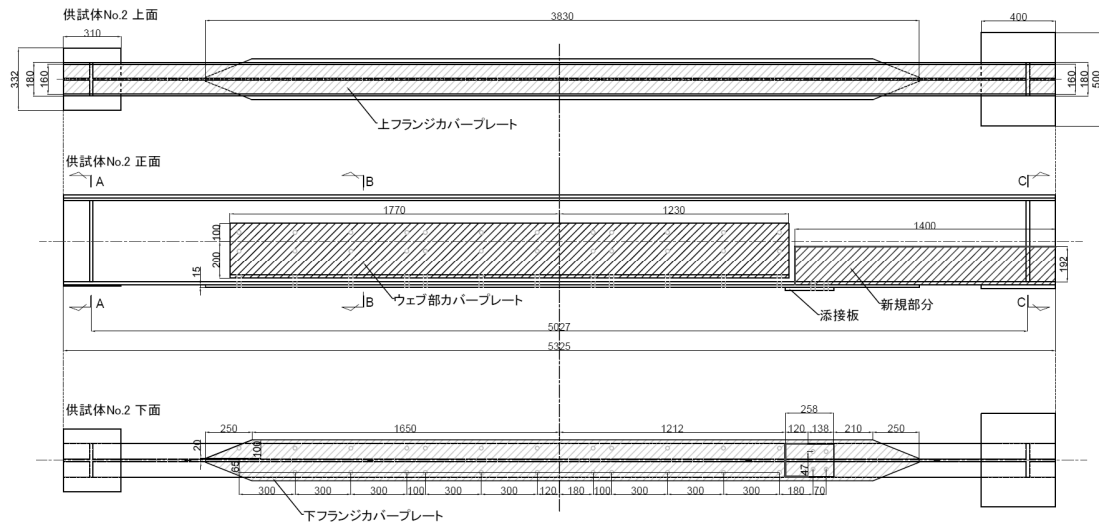
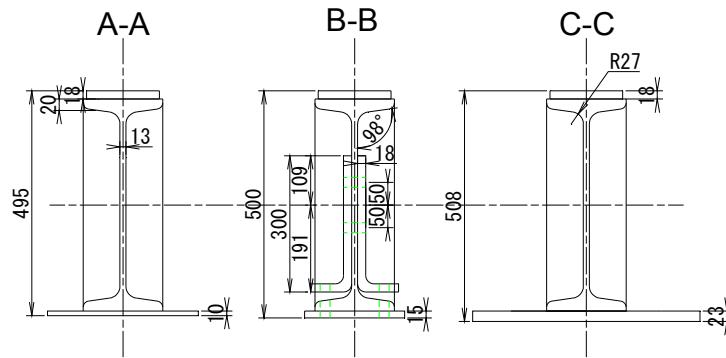


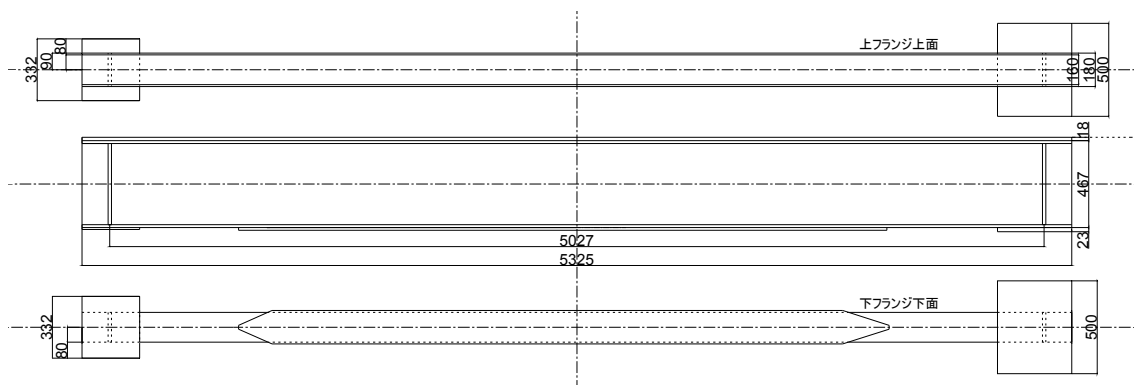
写真-6.2 取替部と既設部の添接箇所



(a) 供試体 No.1 補強状態



(b) 断面図



(c) 供試体 No.2

図-6.1 供試体寸法

6.2.2 腐食表面形状の測定

桁表面の腐食を精度よく把握するため、桁全体をサンドブラストで表面処理した後、非接触 3 次元測定器 (REVscan) により座標計測した。写真-6.3 に計測風景を示す。計測結果から桁全表面の座標を 5mm 間隔で求めた。表面形状計測結果を図-6.2 に、ウェブの板厚分布を図-6.3 に示す。図-6.3 で、板厚分布図は、白色が初期板厚 13mm を示し、黒色に近いほど板厚の減肉が激しいことを示している。図-6.3 に示すように、供試体 No.1 はウェブ下部で下フランジ境界に沿って顕著な腐食減肉が認められ、孔食や一部にはウェブと下フランジが分離しているのがわかる。一方、供試体 No.2 は、板厚の減肉は全体的に小さい。

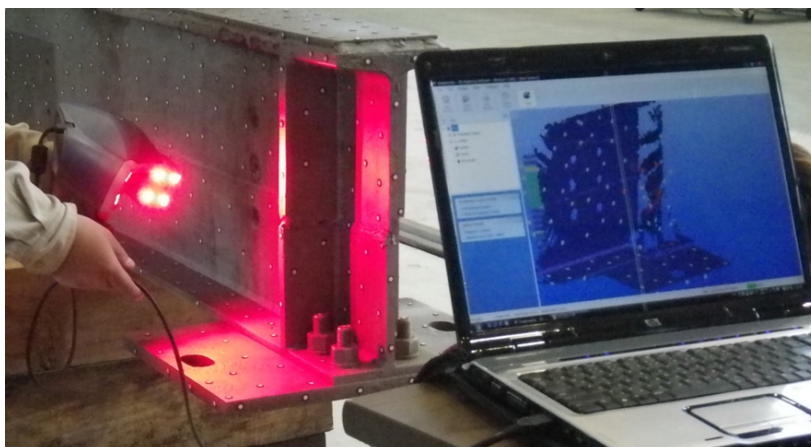
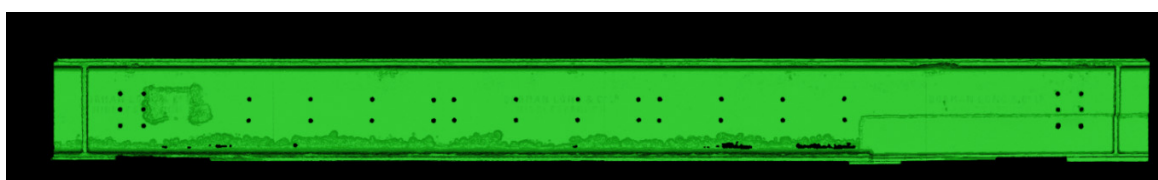


写真-6.3 計測風景



(a) 供試体 No.1

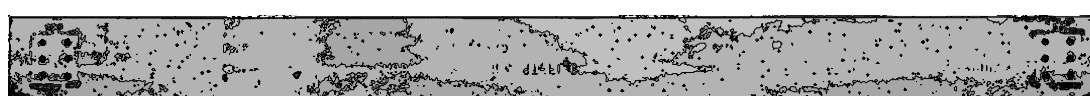


(b) 供試体 No.2

図-6.2 表面形状計測結果



(a) 供試体 No.1



(b) 供試体 No.2

図-6.3 板厚分布

6.2.3 残存板厚の整理

本章の目的は、桁端が腐食した桁のせん断応力分布および残存せん断耐荷力の把握であるから、支承から橋軸方向に桁高程度の範囲のウェブのデータ、すなわち支承部の縦横比=1のウェブパネルの腐食状態に注目する。また、鉛直方向については、支承付近の腐食が特に激しいことを考慮して、概ね高さ方向にウェブを3つの区間に分けて各領域の平均板厚と標準偏差を求め、これらの値を用いて局部腐食を整理する。

表-6.1は、図-6.1(a)に示す腐食桁(供試体 No.1)のウェブの左端部のウェブの平均板厚と標準偏差を示したものである。なお、取替部は右端部で、ウェブの初期板厚は13mmである。表-6.1から、腐食による減肉はウェブ下部ほど大きく、板厚は70%程度に減肉している。図-6.4に上部・中央部・下部の残存板厚分布を示す。板厚の多くは1mm未満の軽度の腐食であり、下部が最も腐食しているが、40%程度は1mm未満の腐食である。主桁ウェブとしては、局部腐食といえる。

表-6.1 桁端ウェブ平均板厚と標準偏差 (mm)

		桁端からの橋軸方向の領域				
		0~140	140~280	280~420	420~560	全区間 0~560
鉛直方向の領域	上部	11.6 2.3	10.1 2.9	11.3 1.9	12.3 1.2	11.3 2.3
	中央部	13.2 0.5	12.7 1.5	12.1 1.3	11.8 1.6	12.5 1.4
	下部	9.1 3.5	9.2 3.7	8.6 4.6	9.6 4.4	9.1 4.1

上段：平均板厚
下段：標準偏差

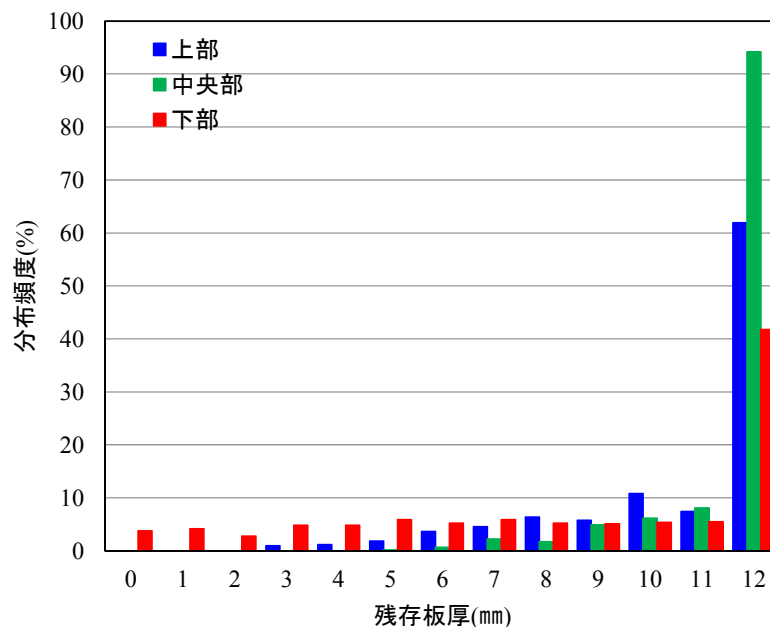


図-6.4 残存板厚分布

6.3 局部腐食を有する桁のせん断応力分布

6.3.1 局部腐食を有する桁の載荷試験

(1) 試験ケースと試験条件

局部腐食を有する桁のせん断応力分布を調べるため、載荷試験を実施する。試験ケースは、供試体 No.1 を用いて 2 ケース、供試体 No.2 について 1 ケース実施した。供試体 No.1 は、図-6.1 に示したウェブ部カバープレートの補強効果を確認するため、カバープレートを取り付けた状態での弾性域での載荷 (Case1) およびカバープレートを取り外した腐食桁の終局状態までの載荷 (Case2) を行った。供試体 No.2 は、終局状態までの載荷 (Case3) を行った。試験ケースを表-6.2 にまとめる。

載荷試験概要を図-6.5 に、試験状況を写真-6.4 に示す。支点部は二点単純支持、載荷点間の距離は支間長に対して十分小さい 200mm とし三点曲げに近い状態で載荷を行った。また、桁の横倒れ座屈を防止する治具を桁中央から 750mm の位置に設けた。

試験は、局部腐食を有する Case1 および Case2 では動的 500kN、静的 700kN 油圧ジャッキにより変位制御で載荷を行い、Case3 は静的 5,000kN 油圧ジャッキにより荷重制御で載荷した。

表-6.2 試験ケース

局部腐食	試験ケース名	供試体	補強部材	載荷状態
有	Case1	No.1	有	弾性域
有	Case2	No.1	無	終局状態
無	Case3	No.2	無	終局状態

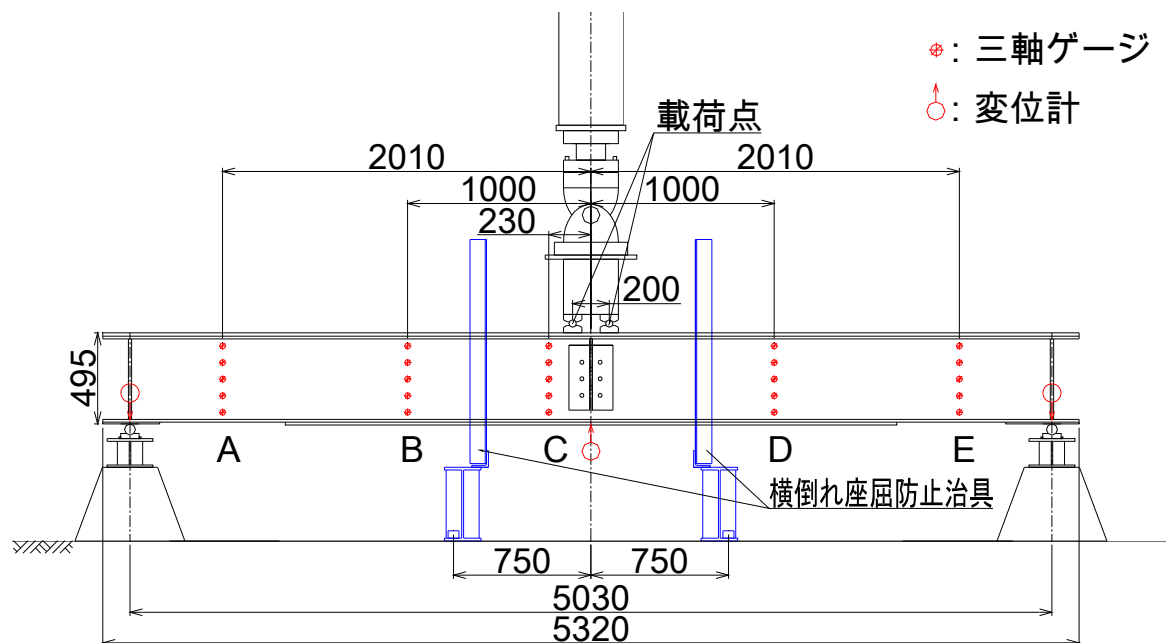


図-6.5 板厚分布



写真-6.4 試験状況

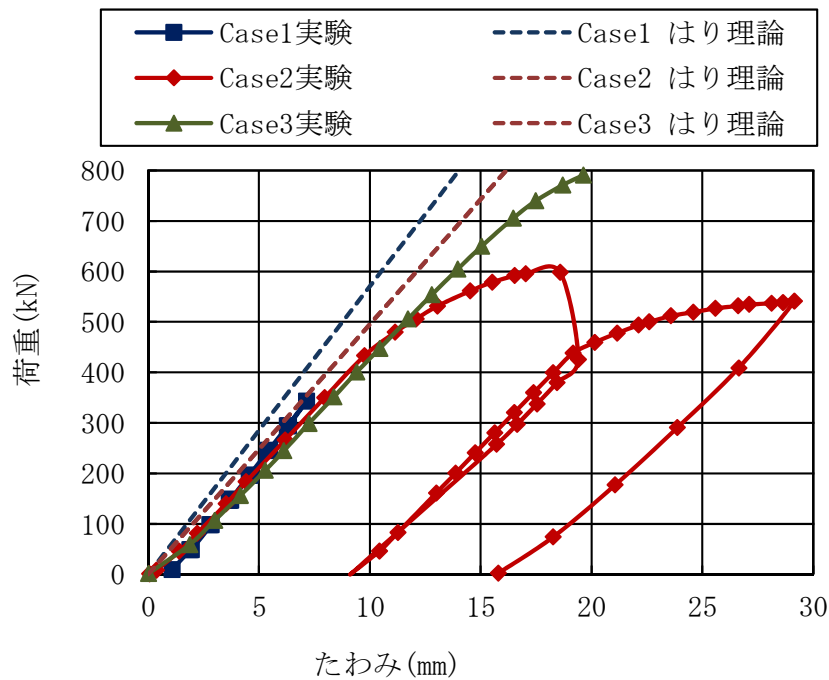


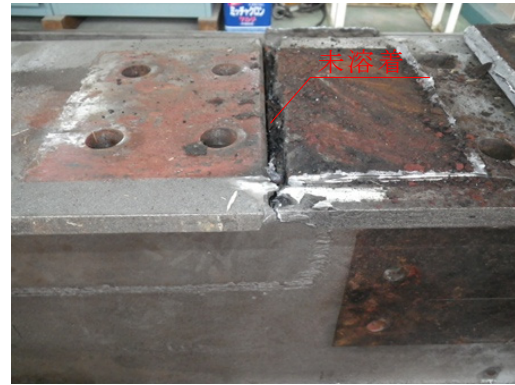
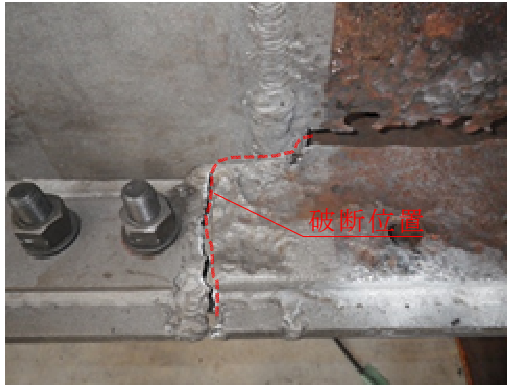
図-6.6 荷重-たわみ関係

計測項目は、桁中央と両端支点部のたわみと桁各断面のひずみとした。図-6.5 に計測箇所を示す。局部腐食によるせん断応力分布への影響を確認するため、ひずみ計測箇所は、桁中央から 2010mm の支承付近と、載荷点と支承の中間付近、および載荷点近傍とし、ウェブ両面に三軸ゲージを、フランジに一軸ゲージを設置した。

(2) 荷重-たわみ関係

載荷試験により得られた荷重 - たわみ関係を図-6.6 に示す。縦軸に荷重，横軸に桁中央のたわみを示す。桁中央のたわみの理論値は，はり理論により求めた値である。ここで，弾性係数は $E=2.0 \times 10^5 \text{N/mm}^2$ とした。

Case1 の荷重 - たわみ関係は，試験では載荷初期に若干のすべりが生じているが荷重 100kN から 300kN の範囲において，L 型鋼板により補強された桁の曲げ剛性は，完全合



(a) 破断位置(下フランジ上面より望む) (b) 下フランジ下面の添接板撤去後
写真-6.5 Case2 破断箇所

成を仮定したはり理論のそれとほとんど変わらない結果が得られた。従来のこの種の補強では、ボルトを道路橋示方書の最小配置間隔で配置する例が多いが、本試験結果からは、この程度のボルト配置間隔で、さらに加えて、フランジと十分に結合しなくとも、一定の補強効果は期待できることを示唆している。

Case2 は、荷重 600kN 付近で桁端の下フランジとウェブの一部を補修した取替部の下フランジと既設下フランジの溶接部に亀裂が入り破断した。試験後、供試体を分解し、フランジ溶接部の未溶着を確認した。写真-6.5 に破断状況および下フランジの添接板を撤去した状況を示す。また、破断後、再び载荷した際の最高荷重は、添接板のみ有効とした断面での降伏荷重程度であり、部材破断後は添接板のみで荷重を分担していたといえる。

カバープレートの有無に着目して剛性を比較すると、はり理論で求めた荷重 - たわみ関係とほぼ同程度であり、補強前後の桁挙動は、はり理論で表現できるといえる。

Case3 は、荷重 790kN にて、荷重載荷点の上フランジがねじれ変形を生じ、以後の载荷が困難となったために载荷を中止した。

6.3.2 载荷試験結果によるせん断応力分布に関する考察

局部腐食によりウェブと下フランジが分離した桁のせん断応力分布をはり理論を用いた評価が可能か検討する。载荷試験により得られたせん断ひずみからせん断応力は

$$\tau = G\gamma = \frac{E}{2(1+\nu)}\gamma \quad (6.1)$$

となる。ここで、 τ はせん断応力、 γ はせん断ひずみ、 G はせん断弾性係数、 E は弾性係数、 ν はポアソン比であり、 $\nu=0.30$ とした。

はり理論により算出するせん断応力は

$$\tau = \frac{SQ}{Ib} \quad (6.2)$$

となる。ここで、 S はせん断力、 Q は断面内の着目点の中立軸まわりの断面一次モーメント、 I は総断面の中立軸まわりの断面二次モーメント、 b は着目点の中立軸に平行な方向の幅である。

(2) Case2 腐食桁

載荷試験により得られたせん断応力分布とはり理論により求めた荷重 300kN 時のせん断応力分布に加えて板厚および断面形状の模式図を図-6.9 から図-6.13 に示す。また、ひずみ計測箇所と板厚の分布状況を図-6.14 に示す。

各断面の腐食状況は、A 断面、B 断面、D 断面のウェブ下端部が激しく腐食しており、A 断面および D 断面は高さ約 15mm の断面欠損がみられ、B 断面はわずかに板厚が残っている断面である。なお、図-6.9 から図-6.13 に示すせん断応力の理論値は、下フランジを含む全断面有効とした場合と、下フランジを除く模式図の実線部のみを有効とした場合を用いている。

断面欠損を有する A 断面（図-6.9）のせん断応力分布は、下フランジを除いて算出した理論値に近い分布を示しており、ウェブ下端部の局部腐食による断面欠損により下フランジにせん断応力が伝達されていない可能性が高いと考えられる。

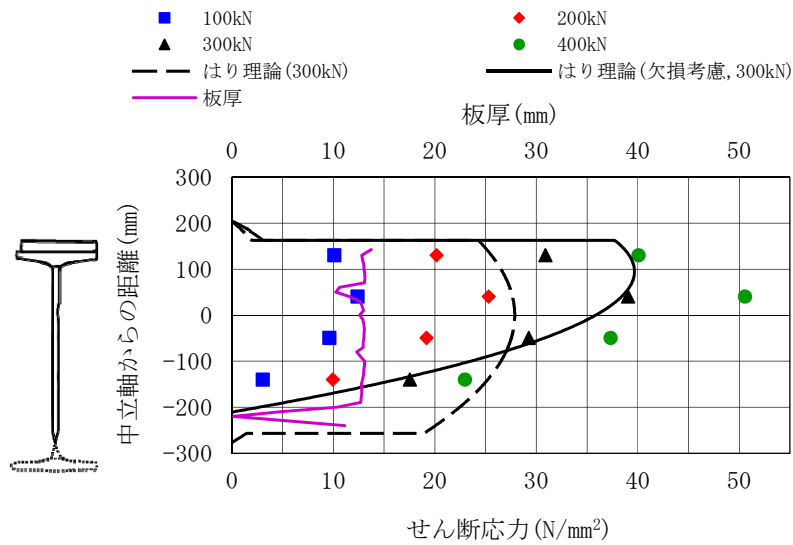
ただし、B 断面（図-6.10）、D 断面（図-6.12）では全断面有効とした場合に近い分布となった。A 断面と D 断面の腐食状況を写真-6.6 に示す、A 断面は下フランジの減肉が大きく、B・D 断面は下フランジにカバープレートが設けられている。局部腐食の橋軸方向の大きさを比較すると A 断面では、残存板厚が小さい区間が 150 mm 程度あり、B・D 断面は、30～50 mm 程度であった。局部腐食の大きさが橋軸方向に大きいほど下フランジにせん断力が伝達されていないといえる。

また、B 断面（図-6.10）は板厚の残りは少ないが断面に連続性があり、下フランジを含む全断面有効とした場合に近いせん断応力分布を示している。

C 断面（図-6.11）は、断面欠損はないがウェブ下端部に局部腐食を有する断面である。ここで、せん断応力の理論値に局部腐食を考慮するため、腐食表面計測結果より 10mm ほどの板厚データを用いて、はり理論により求めた理論値を図-6.11 に合わせて示している。図-6.11 より、ウェブ下端の局部腐食部分のせん断応力は理論値とよく一致している。

E 断面（図-6.13）は腐食が小さく、せん断応力分布は理論値と一致している。

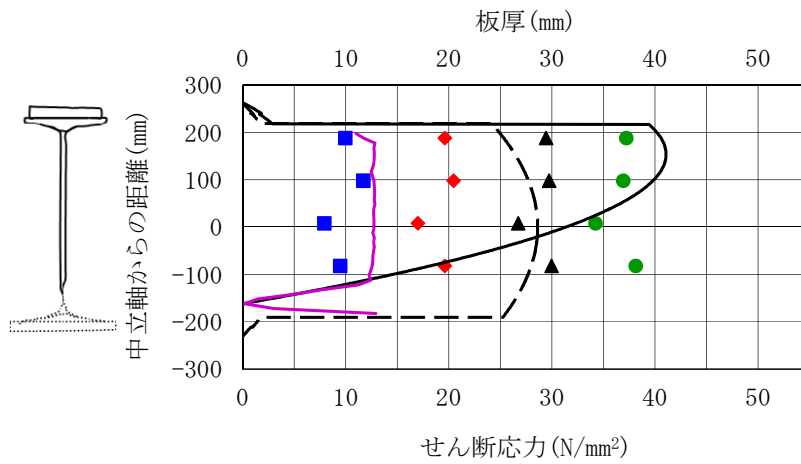
以上より、断面欠損を有するせん断応力分布は、A 断面のように欠損部分以下が著しく腐食減肉している場合は、欠損部分以下を除いた断面を考慮したはり理論で求められるせん断応力分布となる場合があることを確認した。また、C 断面のような局部腐食近傍のせん断応力は、腐食板厚を考慮したはり理論でせん断応力を評価できると考えられる。



(a) 断面図

(b)せん断応力分布

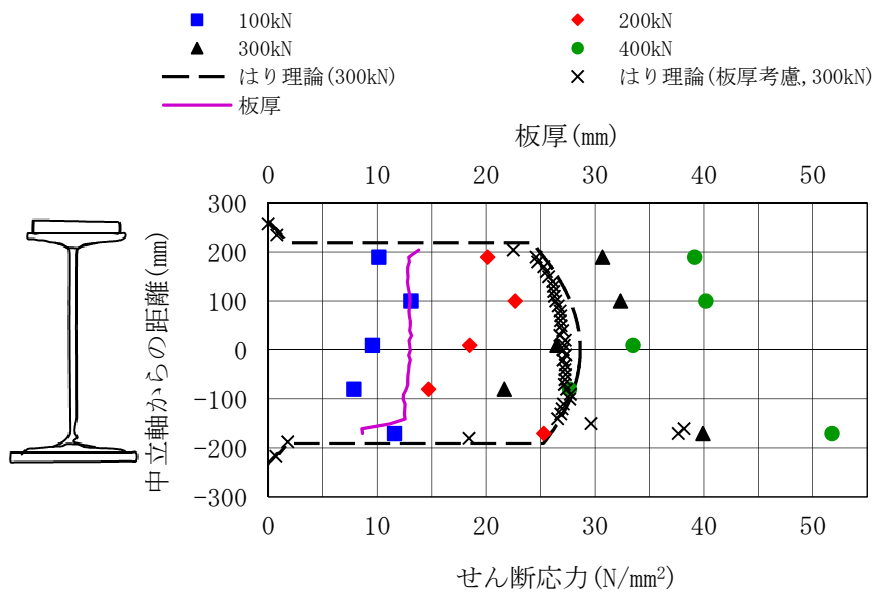
図-6.9 Case2 A 断面



(a) 断面図

(b)せん断応力分布

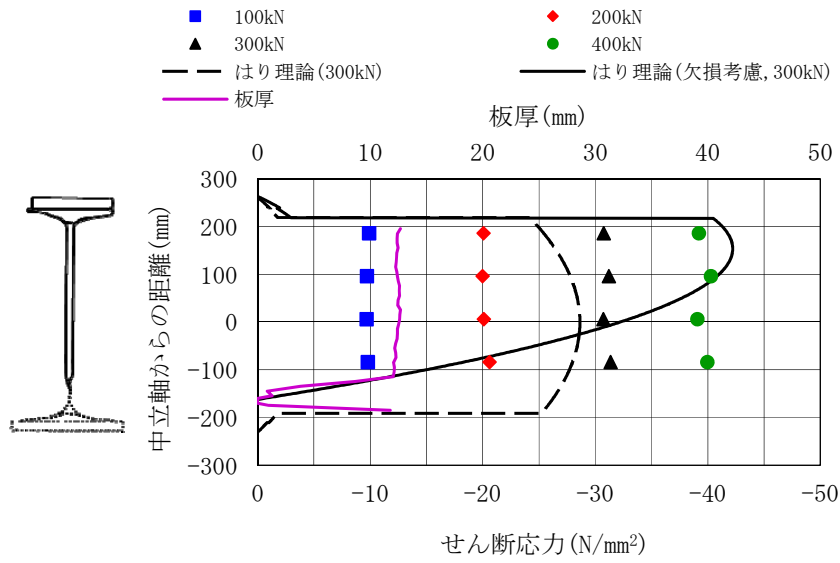
図-6.10 Case2 B 断面



(a) 断面図

(b)せん断応力分布

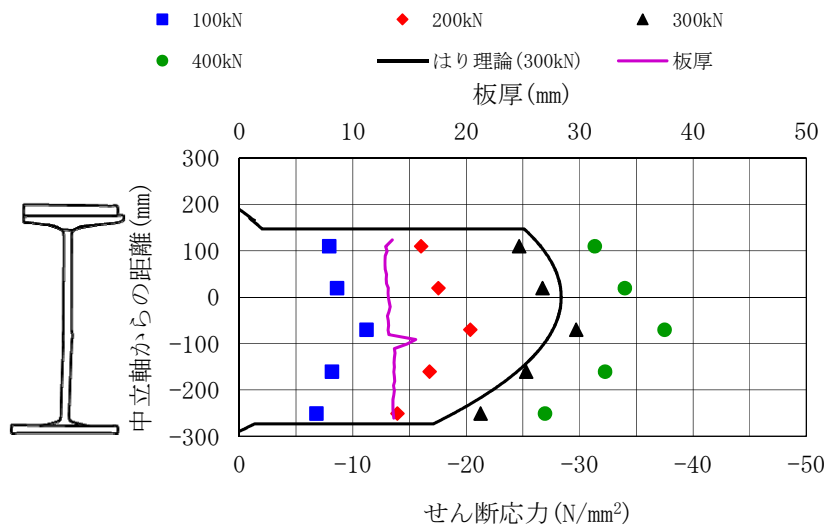
図-6.11 Case2 C 断面



(a) 断面図

(b)せん断応力分布

図-6.12 Case2 D 断面



(a) 断面図

(b)せん断応力分布

図-6.13 Case2 E 断面

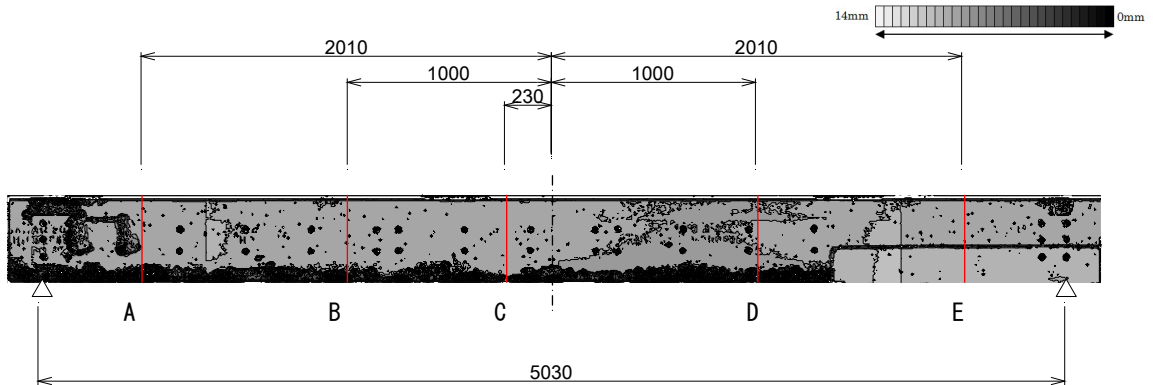
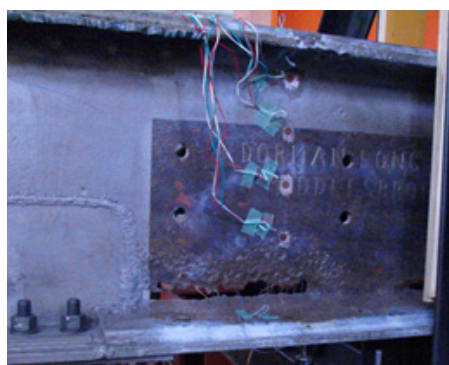


図-6.14 板厚分布(供試体 No.1)とひずみ計測位置



(a) A 断面



(b) D 断面

写真-6.6 腐食状況

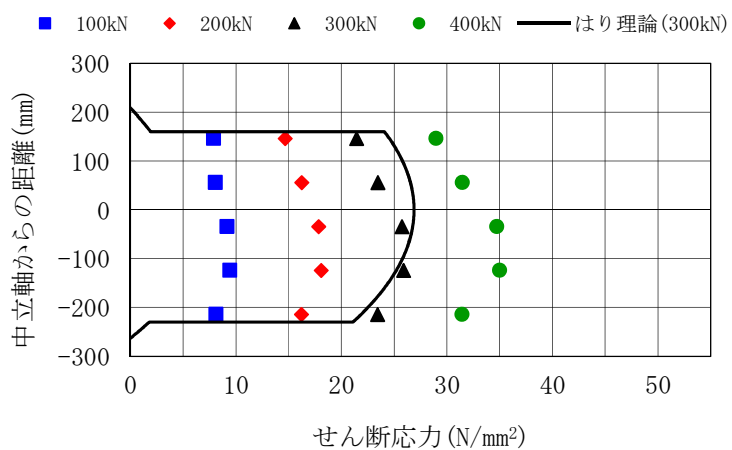


図-6.15 Case3 A 断面

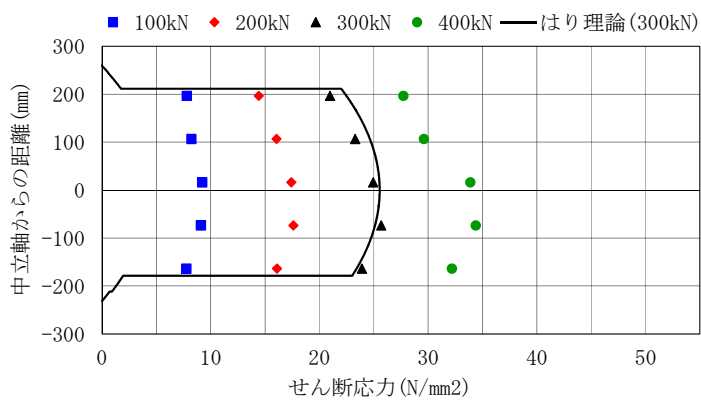


図-6.16 Case3 B 断面

(3) Case3 無腐食桁

Case3 の各断面のせん断応力分布を図-6.15～図-6.18 に示す。図-6.15～図-6.18 より、せん断応力分布ははり理論とよく一致している。

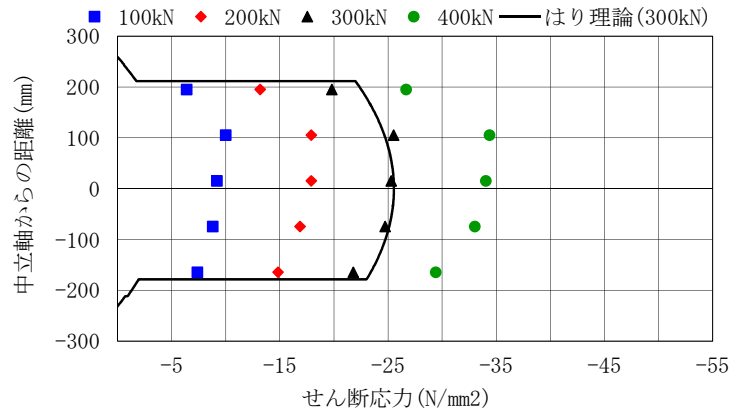


図-6.17 Case3 D 断面

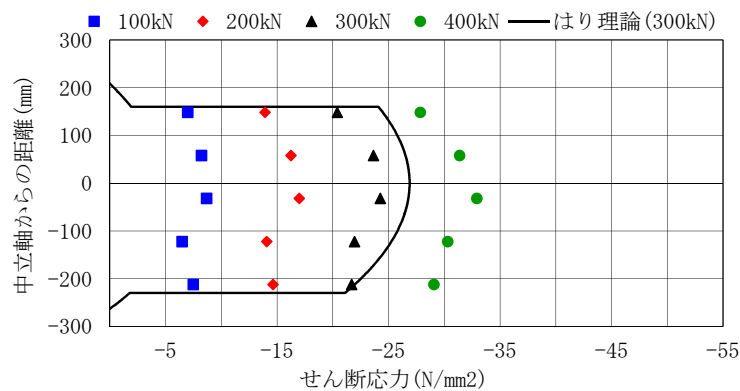


図-6.18 Case3 E 断面

6.3.3 せん断応力分布に関する解析検討

(1) 解析条件

6.3.1 桁の載荷試験と同条件にて、カバープレートを有する桁(Case1)と腐食桁(Case2)のせん断応力分布について検討した。解析は汎用解析コード ABAQUS を用いて複合非線形有限要素解析を行った。解析モデルおよび境界条件を図-6.19 にまとめて示す。要素は4節点アイソパラメトリックシェル要素(S4R)を用いた。応力-ひずみ関係は完全弾塑性とし、Mises の降伏条件を用いた。材料特性は、公称値より弾性係数 $2.0 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ 、降伏応力 240 N/mm^2 とし、残留応力については、腐食にともなう残留応力の変化は十分には把握されていないので、残留応力は考慮しないこととした。

解析モデルは、6.2 にて計測した、3次元表面計測結果より、表面座標の差分から板厚を算出して節点個々の板厚の中心に節点座標を設け、要素幅 10mm となるように要素分割した。孔食およびカバープレートのボルトがあった箇所は要素を配置していない。

隅肉溶接で接合された上下フランジの平板は、溶接された鋼板の4辺の節点をそれぞれのフランジと共有させることで変位を同一にすることとした(図-6.20)。また、ウェブとカバープレートを結合している高力ボルトはジョイント要素を用い、節点の変位を同一とし、回転変位はそれぞれ自由とした(図-6.21)。

支持条件は、載荷試験と同様に両端単純支持とし、支承部は補剛材下面の橋軸直角方向に位置する節点の鉛直方向変位を固定とした。また、支間中央から 750mm に配置した横倒れ座屈防止治具の位置の橋軸直角方向変位を固定とした。

荷重条件は、支間中央をフランジ幅にわたって垂直方向変位を強制変位として与えた。

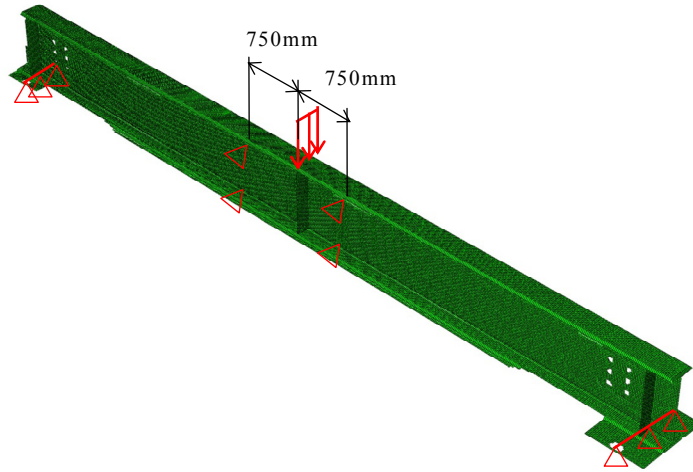


図-6.19 解析モデル

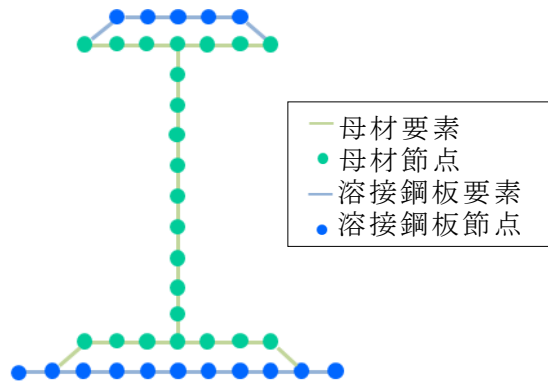


図-6.20 接合要素のモデル化

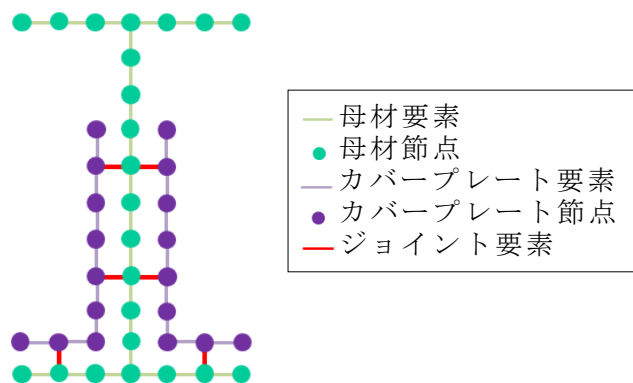


図-6.21 ボルト接合のモデル化

(2) Case1 補強部材を有する桁のせん断応力分布

図-6.22 および図-6.23 に荷重 300kN 時点のウェブとカバープレートの解析結果，試験結果およびカバープレートを考慮しないはり理論により求めたせん断応力分布を示す．解析結果は，ウェブとカバープレートでせん断応力を分担しており，試験結果のカバープレートのせん断応力が，解析結果と同じ傾向にあり，本解析モデルのように高力ボルトで接合されたカバープレートを考慮することで，ウェブとカバープレートの分担割合を把握できると考えられる．

B 断面と D 断面のカバープレートのせん断応力は，支間中央からの距離は同一でありながら大きく異なるが，これはカバープレートが支間中央に対して対称に設置されておらず，そのボルト位置が異なるためカバープレートの分担するせん断応力に偏り生じているためと考えられる．

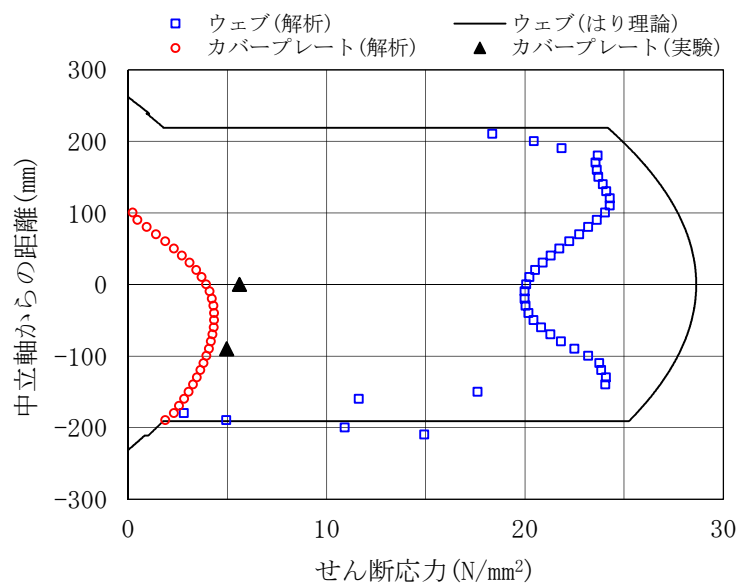


図-6.22 Case1 B 断面

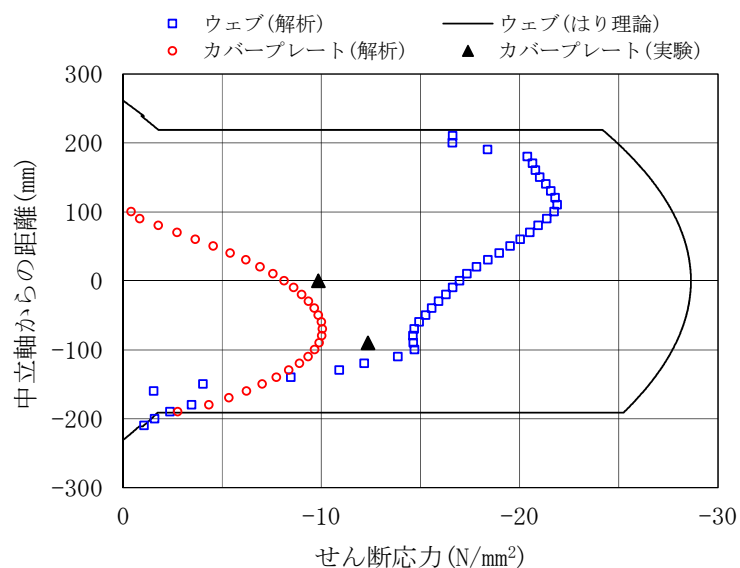


図-6.23 Case1 D 断面

(3) Case2 腐食桁のせん断応力分布

図-6.24 から図-6.28 に局部腐食を有する桁の荷重 300kN 時点の解析結果，試験結果およびはり理論により求めたせん断応力分布を示す．ここで，A 断面，B 断面，D 断面は，下フランジを含む腐食していない初期板厚に対して全断面有効とした場合と，下フランジを除いた断面を有効とした場合を示し，C 断面に示す板厚を考慮したせん断応力分布は 10mm ごとの板厚データにより，板厚 b および断面 1 次モーメント Q ，断面 2 次モーメント I を正確に計算して式(6.2)に代入してせん断応力を求めた．

下フランジ付近に高さ 15mm 程度の断面欠損がある A 断面 (図-6.24) は解析と試験および断面欠損を考慮したはり理論が概ね同傾向にある．D 断面 (図-6.27) も解析からは，せん断応力分布は断面欠損を考慮する必要が有ると考えられる．

板厚がいくらか残っており断面の連続性がある B 断面 (図-6.25) では，B 断面は全断面有効としたはり理論により求めたせん断応力分布に近い傾向がある．

断面欠損はないものの下フランジ付近のウェブに局部腐食がある C 断面 (図-6.26) とほぼ無腐食な E 断面 (図-6.28) では，解析と試験およびはり理論がよく一致している．

よって，断面欠損がある場合は断面欠損から下部の断面を除いて，局部腐食はあるが断面欠損がない場合は全断面有効として，はり理論によりせん断応力を求めることにより，桁のせん断応力分布を把握できると考えられる．

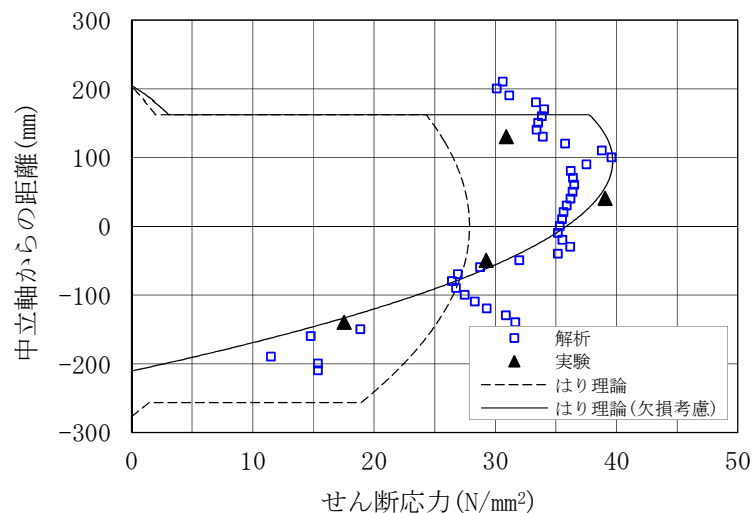


図-6.24 Case2 A 断面

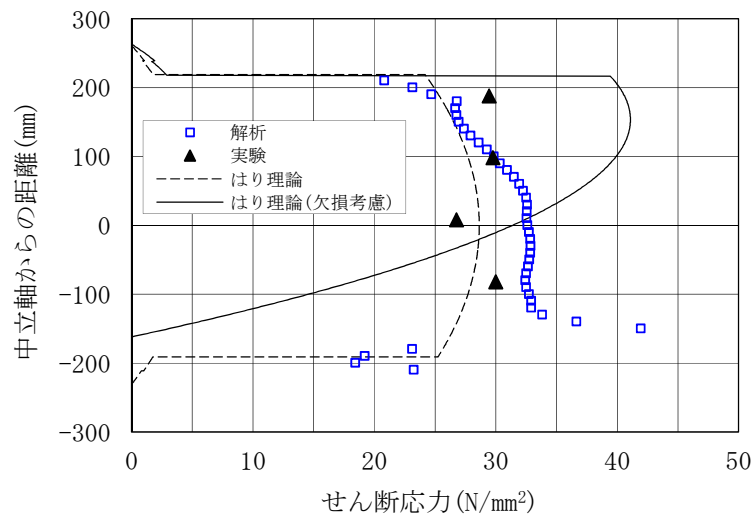


図-6.25 Case2 B 断面

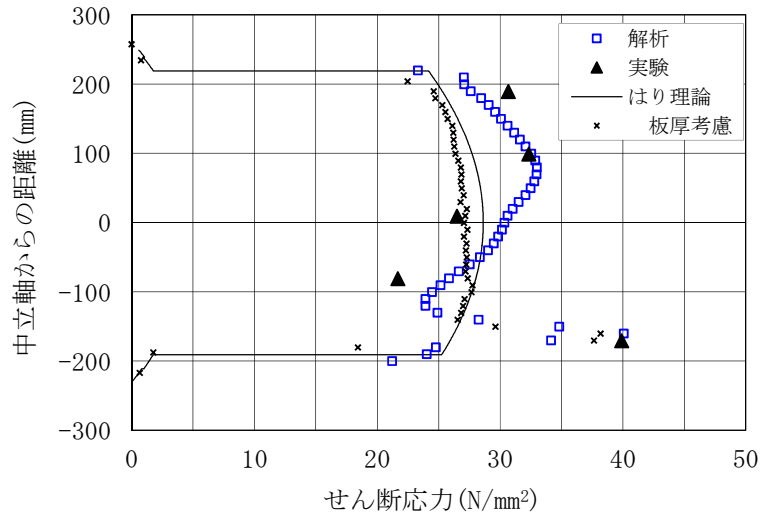


図-6.26 Case2 C 断面

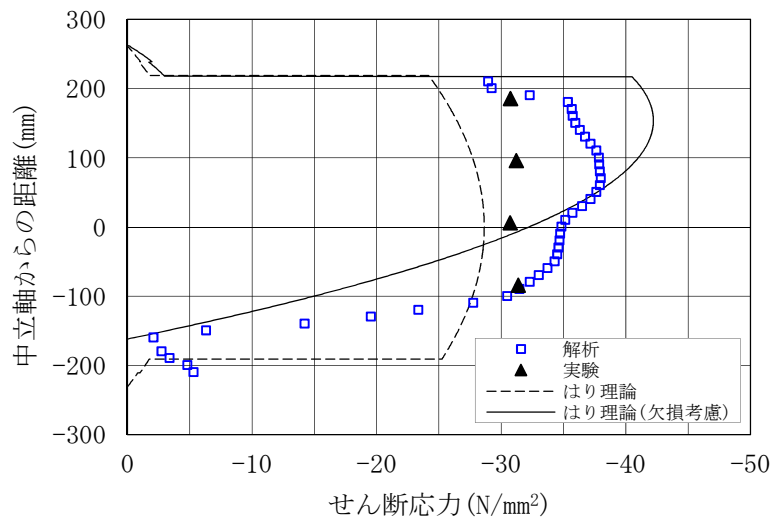


図-6.27 Case2 D 断面

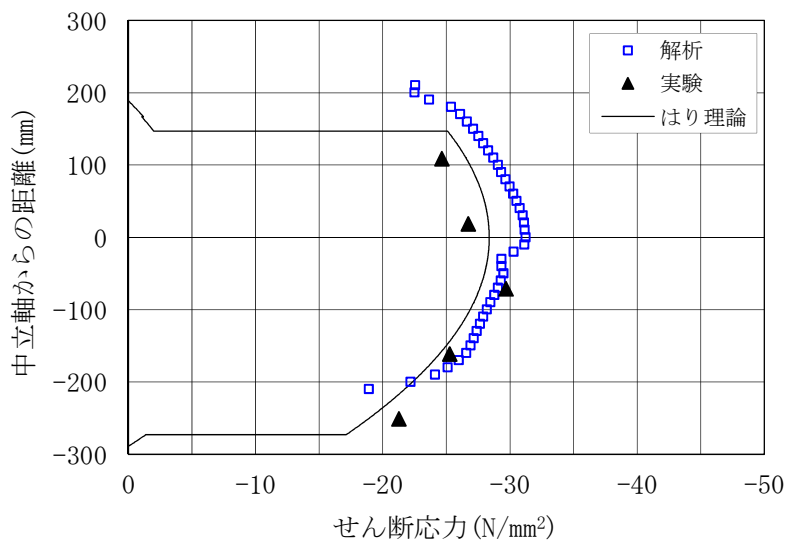


図-6.28 Case2 E 断面

6.4 局部腐食を有する桁のせん断耐荷力評価

6.4.1 せん断耐荷力解析

本研究で対象としているウェブの局部腐食は，鋼桁の代表的な損傷事例であり，局部腐食の進展による残存耐荷力の低下を把握することは維持管理において重要である。

6.3.1 載荷試験では，腐食桁の取替部の添接箇所破断により終局に至ったため，桁のせん断耐荷力は得られていない。しかし，6.3.3 の解析的検討では，局部腐食を有する桁のせん断応力分布を試験結果と比較して把握することができることを確認した。そこで，局部腐食を有する桁のせん断耐荷力について解析により検討する。

解析モデルは，供試体 No.1 の桁端部を支承から桁高程度の長さについてモデル化し，支間中央の水平方向変位を固定し，対称条件により解析した。材料条件は 6.3.3 と同じ条件とした。

荷重条件は，支間中央で生じるせん断応力分布をはり理論により求め，要素断面積を乗じてせん断力として与えた。

解析モデルの概要を図-6.29 に示す。供試体 No.1 の板厚条件に加え，局部腐食しているウェブ下部の板厚を計測結果から一定に減じることで局部腐食の進展を想定し，局部腐食のない桁中央から上部は計測結果を用いて検討した。解析ケースの腐食統計量および解析結果を表-6.3 に示す。

残存せん断強度 τ_u は，解析で得られたせん断耐荷力 V を，腐食を考慮したウェブの最小断面積 A_w を用いて，

$$\tau_u = \frac{V}{A_w} \quad (6.3)$$

として求めた。

平均板厚 $t=9.1\text{mm}$ の場合の最高荷重時のウェブの面外方向たわみを図-6.30 に示す。ウェブ下端付近の局部腐食した範囲にせん断座屈を確認することができる。たわみが最大となる位置はウェブの断面積が最小となる位置である。

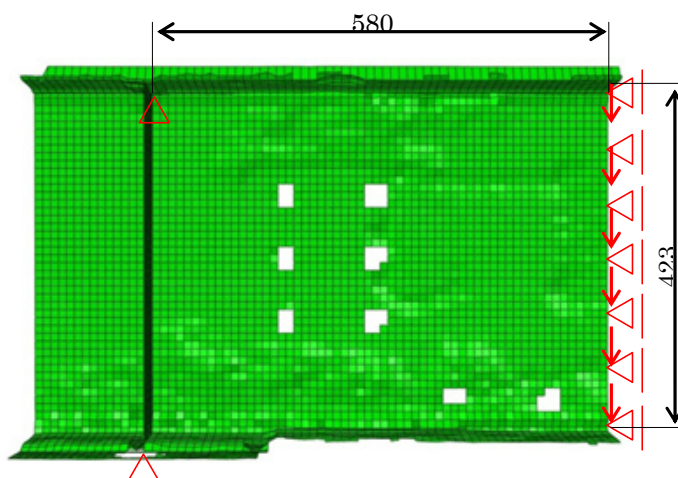


図-6.29 解析モデル

表-6.3 腐食量と残存せん断強度

局部腐食範囲 平均板厚(mm)	標準偏差 (mm)	τ_u / τ_y
13.0	0.0	1.03
9.1	4.1	0.92
8.4	3.8	0.88
7.6	2.8	0.84
6.8	2.6	0.78
6.1	2.3	0.69

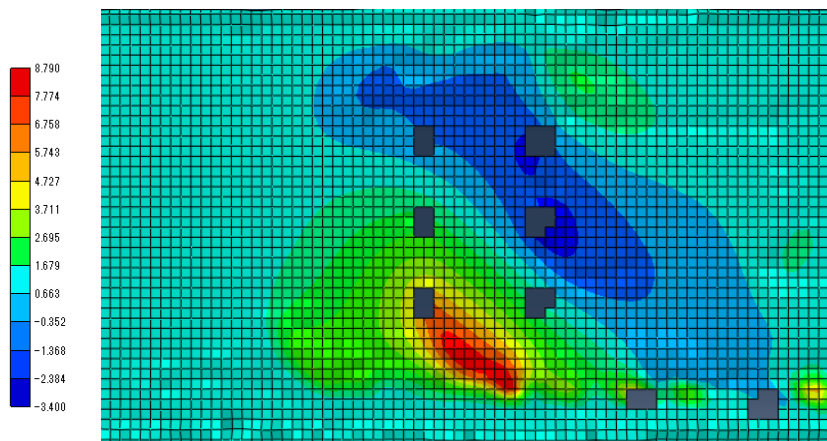


図-6.30 面外方向たわみ(最高荷重時)

6.4.2 残存せん断耐荷力評価

腐食した部材の耐荷力評価を行う場合，測定された腐食表面形状（標準偏差，変動係数）と残存平均板厚などの統計指標を用いて腐食の無い強度評価式から推定する方法が多く行われている^{6.2),6.11),6.12)}．そこで，本検討も同様に，平均板厚および標準偏差を用いて，代表板厚を定義し，耐荷力を検討する．また，せん断耐荷力に限らず腐食した鋼構造物の残存耐荷力については，文献 6.13)にまとめられている．

腐食の無いせん断座屈強度評価式^{6.14)}を式 (6.4) に示す．

$$\tau_{cp} = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t_p}{b} \right)^2 \quad (6.4)$$

$$\left. \begin{aligned} k &= 4.00 + 5.34/\alpha^2 & (\alpha \leq 1) \\ k &= 5.34 + 4.00/\alpha^2 & (\alpha > 1) \end{aligned} \right\}$$

ここで， b は高さ， α は縦横比 ($\alpha = a/b$)， k は座屈係数である．本検討では， $a=580$ ， $b=423$ で $\alpha=1.37$ ， $k=7.47$ となる．

t_p は代表板厚で，局部腐食が生じている範囲の平均板厚 t_{ave} と標準偏差 s を用いて，

$$t_p = t_{ave} - \beta s \quad (6.5)$$

と定義する．ここで， β は定数であり，評価式との相関により設定する．

また，座屈パラメータ ($\bar{\lambda}_s = \sqrt{\tau_y/\tau_{cp}}$)^{6.15)}を用いて表すと，

$$\left. \begin{aligned} \tau_{cp}/\tau_y &= 1 && (\bar{\lambda}_s \leq 0.6) \\ &= 1 - 0.614(\bar{\lambda}_s - 0.6) && (0.6 < \bar{\lambda}_s \leq \sqrt{2}) \\ &= 1/\bar{\lambda}_s && (\sqrt{2} < \bar{\lambda}_s) \end{aligned} \right\} \quad (6.6)$$

となる．ここで， τ_y はせん断降伏応力である．

図-6.31 に代表板厚を求める定数 β が 0.0～1.5 の場合の解析結果と，腐食の無いせん断座屈強度評価式と t_p から得られるせん断座屈強度を比較する． $\beta=1.0$ の場合が最も評価式との相関がよいため，ここでは $\beta=1.0$ と設定する．

図-6.32 に $\beta=1.0$ の場合の耐荷力曲線を示す．局部腐食した範囲の腐食統計量から算定した代表板厚 $t_r = t_{ave} - 1.0s$ を用いて，腐食の無いせん断座屈強度評価式から残存せん断耐荷力を安全側に推定することができると思われる．

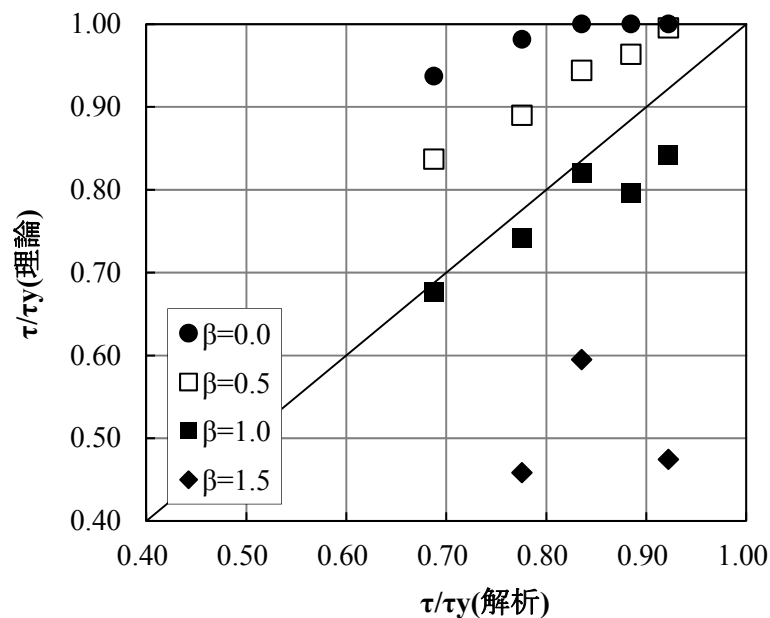


図-6.31 代表板厚の設定のための β の相関

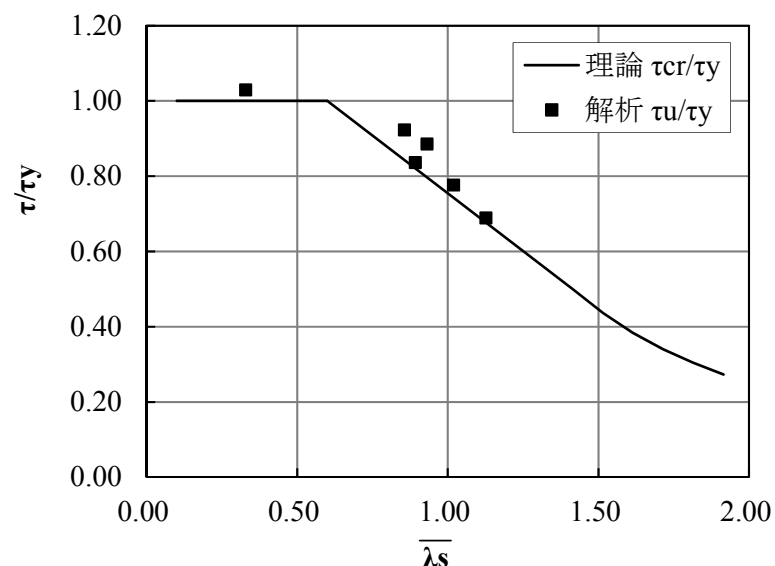


図-6.32 代表板厚による耐荷力の推定

6.5 結論

本章では、補強部材と局部腐食を有するプレートガーダーの載荷試験と解析的検討を行い、それぞれの桁の挙動とせん断応力分布を調べた。また、弾塑性大変形有限要素法を用いて、局部腐食したせん断強度のパラメトリック解析を実行して、局部腐食を考慮した桁の残存せん断耐荷力評価のための腐食統計量を用いた代表板厚とその簡易な強度評価法について検討した。本章から得られた成果を以下にまとめる。

- (1) ウェブへの当て板(L型鋼板)により補強された桁の曲げ剛性は、完全合成を仮定したはり理論のそれとほとんど変わらない結果が得られた。当て板とウェブが摩擦結合として十分に結合しなくとも、一定の補強効果は期待できることを示唆している。ただし、せん断応力分布ははり理論で把握することはできなかった。このような一体性に乏しい補強を有する桁の力学的挙動を全てはり理論で把握することは難しい。これについては、今後さらに詳しく検討する必要がある。
- (2) ウェブへの当て板補強における当て板のせん断応力分布は、ウェブと当て板のボルト位置の節点を結合した有限要素解析により把握することができた。
- (3) 腐食したウェブのせん断応力は、はり理論によるせん断応力式(6.2)を用いて求めることができる。すなわち、ウェブおよびフランジの板厚等を正確に計測して、板厚 b および断面1次モーメント Q 、断面2次モーメント I を正確に計算して上式に代入してせん断応力を求めればよい。

さらに、フランジとウェブが境界に沿って分離している場合には、下フランジを無視した断面でせん断力に抵抗すると仮定して、測定結果を上式に代入してせん断応力を求めればよい。

- (4) 桁の載荷試験では、取替部の破断により終局に至ったが、解析的検討により局部腐食を有する桁の残存せん断耐荷力を検討した。局部腐食を有する桁の残存せん断耐荷力は、局部腐食範囲の平均板厚と標準偏差を用いた代表板厚を $t_p = t_{ave} - 1.0s$ として、腐食の無いせん断座屈強度評価式から残存せん断耐荷力を推定することができる。

参考文献

- 6.1) 国土交通省 国土技術政策総合研究所：道路橋の定期点検に関する参考資料(2013年版)、国土技術政策総合研究所資料、第748号、2013.7.
- 6.2) 海田辰将, 藤井堅, 原孝志, 中村秀治, 上野谷実：腐食鋼板のせん断耐力とその評価法, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.50A, pp.121~130, 土木学会, 2004.3.
- 6.3) 下里哲弘, 玉城喜章, 有住康則, 丸山直人, 矢吹哲哉, 小野秀一：腐食劣化した鋼I桁のせん断耐荷力実験(その1), 土木学会第66回年次学術講演会, pp.1045~1046, 2011.9.
- 6.4) 中山太士, 木村元哉, 石川敏之, 松井繁之：ウェブ孔食をもつ鋼桁のせん断耐荷力, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.52A, pp.49~56, 2006.3.
- 6.5) 奥山雄介, 宮下剛, 若林大, 小出宣央, 秀熊佑哉, 堀本歴, 長井正嗣：鋼橋桁端部腹板の腐食に対するCFRPを用いた補修工法の実験的研究, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.58A, pp.710~720, 2012.3.
- 6.6) 奥山雄介, 宮下剛, 若林大, 小出宣央, 小林朗, 秀熊佑哉, 堀本歴, 長井正嗣：

- 腹板を CFRP 補強した鋼桁のせん断座屈試験と強度評価法, 土木学会論文集 A1, Vol.68, No.3, pp.635~654, 2012.11.
- 6.7) 奥山雄介, 宮下剛, 若林大, 秀熊佑哉, 小林朗, 小出宣央, 堀本歴, 長井正嗣: 鋼橋桁端部腹板の腐食に対する炭素繊維シートを用いた補修・補強法の最適設計方法に関する一考察, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.60A, pp.541~553, 2014.3.
- 6.8) Vo Thanh Hunng, 永澤洋, 佐々木栄一, 市川篤司, 名取暢: 腐食が原因で取り替えられた実鋼橋支点部の載荷実験および解析, 土木学会論文集, No.710, pp.141~151, 2002.7.
- 6.9) 臼倉誠, 金銅晃久, 山口隆司, 畠中彬, 三ツ木幸子, 橋本国太郎, 杉浦邦征: 鋼道路橋の腐食した桁端の耐力特性とその設計法に関する 2, 3 の考察, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.56A, pp.722~732, 2010.3.
- 6.10) 丹波寛夫, 橋本国太郎, 田中大介, 杉浦邦征: 腐食した鋼桁端部の当て板補修に関する実験的検討, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.60A, pp.94~104, 2014.3.
- 6.11) 藤井堅, 近藤恒樹, 田村功, 渡邊英一, 伊藤義人, 杉浦邦征, 野上邦栄, 永田和寿: 海洋環境において腐食した円形鋼管の残存圧縮耐力, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.52A, pp.721~730, 2006.3.
- 6.12) 藤井堅, 海田辰将, 佐竹亮一, 時乗良彦: 沿岸海域で腐食した円形鋼管杭の現場での超音波板厚計側の信頼性とそれに基づく残存強度評価, 構造工学論文集, 土木学会, Vol.58A, pp.692~700, 2012.3.
- 6.13) 土木学会鋼構造委員会: 腐食した鋼構造物の耐久性照査マニュアル, 鋼構造シリーズ 18, 土木学会, 2009.3.
- 6.14) Bleich,F: Buckling Strength of Metal Structure, McGRRRAW-HILL., 1952.
- 6.15) 土木学会鋼構造委員会: 座屈設計ガイドライン, 鋼構造シリーズ 2, 土木学会, 1987.7.

第7章 総括

本研究は、腐食により板厚が減肉して性能低下した鋼構造物の部材の残存耐荷力を評価するために、リベット継手および高力ボルト継手の残存強度、プレートガーダーのウェブの残存せん断耐荷力について、実務測定で取得可能な程度の計測情報から得られる腐食統計量を用いた残存耐荷力評価法を確立することを目的としたものである。結論として、本論文を総括すれば、次のようになる。

第1章では、本研究の背景と本論文の目的と構成を述べた。

第2章では、腐食した鋼構造物の残存耐荷力について、構造全体の残存耐荷力と部材を対象とした残存耐荷力の観点から研究成果を整理するとともに、リベット継手と高力ボルト継手の残存耐荷力および主桁の残存せん断耐荷力の評価に関するいままでの研究成果と課題をまとめた。また、腐食統計量を得るための腐食表面形状計測法の特徴を実務への適用性や作業性の面から検討した。

第3章では、腐食したリベット継手の残存耐荷力を評価するために、単せんおよび複せん継手の引張強度試験を実施した。引張載荷の単せんおよび複せん強度試験を実施して、腐食したリベット継手の継手強度と破壊形式を明らかにし、これまでに行われてきた引張載荷の強度試験における基礎資料を補足した。腐食を模擬した単せん強度試験を行い、リベット頭部が高さ方向に75%減肉しても継手強度が低下することはなかった。しかし、リベット頭部がない場合、母材と添接板からリベットが抜け出すことにより、リベット頭部が健全な場合に比べ継手強度が20%程度低下した。リベット頭部が腐食により一部欠損したリベット継手の複せん強度試験を行った結果からは、リベット頭部が腐食しても残存強度は、リベット頭部が健全な場合と比較して強度低下は無いことがわかった。また、母材の材料試験を行い、強度的には現在の鋼材と遜色ないが、部位によっては脆性破壊を起こすこと、補修等には溶接性が劣ることなどを明らかにした。

第4章では、腐食した高力ボルト摩擦接合の残存耐荷力の評価を行うため、腐食を模擬した一様減肉した高力ボルトの軸力測定と解析的検討により、高力ボルト頭部の高さ方向の腐食減肉による残存軸力の評価を提案した。加えて、実際の腐食による影響を評価するため、高力ボルト頭部の高さ方向と円周方向の両方が減肉した場合の評価方法として、高力ボルト頭部の減肉した体積を用いた残存軸力の評価式を提案した。また、残存軸力の測定方法のうち、ひずみゲージ法を腐食した高力ボルトに適用する際に課題となる引張試験を省略するための基礎実験を行い、腐食した高力ボルトの軸力測定の省力化を検討した。ただし、実際の高さ方向のみならず幅方向にも減肉するような場合には、残存軸力の簡易評価法の十分な提案はできなかったが、腐食によりボルト頭部の高さ方向だけが減肉した場合については、精度よい残存軸力評価が可能であることを示した。

第5章では、実務上行いえる測定点数での板厚計測結果を用いて残存耐荷力を評価・予測する方法を提案した。残存耐荷力を評価するため、現場計測で得られる計測データのばらつきについて考察し、現場計測値からの鋼管の残存圧縮耐荷力の評価方法を提案した。実務で計測する実測平均板厚は真値の周辺でばらつき、腐食表面の凹凸が大きいほど、また、測定点数が少ないほど、ばらつきの範囲は大きくなる。板厚の評価は、円形鋼管では、実測値が真値を超えて板厚を過大評価しないような評価板厚として $T_r = T_{ave} - 1.0S$ を用いると超過確率が1%未満になり、ほぼ安全側の評価ができる。ここに、 T_r は評価板厚、 T_{ave} は20点の実測平均板厚、 S は20点の実測標準偏差である。腐食した鋼板の残存圧縮耐荷力は、Plantemaの圧縮強度評価式を用いて、圧縮耐荷力を簡

易に求める場合、代表板厚 t_R として $t_R = T_r - 0.8S$ を用いると安全側に評価できる。さらに、現場計測値に基づいて人工的に腐食表面を作成し、複合非線形有限要素解析や簡易耐荷力評価法により残存耐荷力の経年予測が可能であること示した。

第 6 章では、ウェブに局部腐食を有する主桁の载荷試験と解析的検討を行い、局部腐食を有する主桁のせん断応力分布と残存せん断耐荷力の評価方法を提案した。局部腐食を有する主桁のせん断応力分布は、はり理論によるせん断応力式を用いて求めることができる。さらに、フランジとウェブが境界に沿って分離している場合には、下フランジを無視した断面でせん断力に抵抗すると仮定して、測定結果を用いてせん断応力を求めればよい。解析的検討により、局部腐食を有する桁の残存せん断耐荷力は、局部腐食範囲の平均板厚と標準偏差を用いた代表板厚を $t_r = t_{ave} - 1.0s$ として、腐食の無いせん断座屈強度評価式から残存せん断耐荷力を推定することができる。

第 7 章では、本論文で得られた研究成果を総括した。

謝辞

本論文は、広島大学大学院工学研究科博士課程後期における研究成果をまとめたものであり、社会人学生の著者の研究活動を支えていただいた多くの方々の多大なご協力の上に成り立っています。この場を借りて感謝の意を述べさせていただきます。

本研究をご指導いただきました広島大学大学院工学研究科藤井堅教授には、入学から研究の全般にわたり終始懇切丁寧なご指導を頂きました。心より謝意を表します。研究課題において視野が狭くなりがちな著者に対して、常に適切かつ鋭いご指摘とご指導を頂きました。また、国際会議での発表機会を与えて頂き、不慣れな著者を後押し頂きました。

ご多忙な公務にもかかわらず、本論文を審査して頂きました広島大学大学院工学研究科土田孝教授、河合研至教授、半井健一郎准教授、中村秀治名誉教授には、審査にあたり熱心な討議とご指導を頂きました。謹んで御礼申し上げます。

中村秀治名誉教授には、著者が学部生の際より研究および進路に熱心にご指導を頂き、研究活動に導いて頂きました。心より謝意を表します。

本研究の公表にあたり、多くの共著者の方と論文発表を行いました。共著者の方々のご指導・ご協力により、成果をまとめることができました。厚くお礼を申し上げます。また、腐食した鋼構造物を研究対象とし、関係各位から大変貴重な供試体を提供いただきました。実験を行うにあたり、旧余部橋梁他を西日本旅客鉄道株式会社に提供頂き、また穴内川橋梁を高知県に提供頂きました。ここに記して深く感謝いたします。実験においては、大型桁の載荷実験を福山大学構造・材料開発研究センターにご協力を頂きました。また、実験の実施にあたり、時間の確保しづらい著者にかわり土木構造工学研究室の学生や藤枝洋二技術員には、労を厭わぬご指導・ご協力を頂きました。

土木構造工学研究室の学生には、研究室での学生生活に大変お世話になりました。特に井上太郎様、森由美様、尾上紘司様には一緒に構造解析を勉強し、著者の解析の作業補助を頂きました。また、研究その他について活発な議論をさせて頂き、大変な刺激と励みになり、本論文をまとめることができました。皆様に御礼申し上げます。

本研究は、中電技術コンサルタント株式会社に在籍し、若輩ながら社会人学生として取り組ませて頂きました。取締役社長末國光彦様、相談役沖田俊治様、取締役執行役員道路・臨海本部長下村三朗様には、本研究に対して多くのご支援とご配慮を頂きました。深く感謝致します。道路部長石田滋樹様、第二グループ長小鴨竜智様、清水光男様には、大学での研究と業務の両立において様々なご配慮を頂きました。また、道路部第二グループの皆様には、研究活動にご理解を頂き、特に多くの業務をご一緒させて頂いた堀部守宏様、大輝聡様には、技術者としてご指導とご支援を頂きました。これからもよろしくお願ひします。また、社内の皆様には多くの激励を頂き、ありがとうございました。

以上のほかにも多くの方々からご指導、ご支援を頂き、研究成果をとりまとめることができました。あらためて心より感謝申し上げます。今後は研究成果を生かし、発展させることができるよう努力いたします。

最後に、仕事と学業が中心になったこの期間を支えてくれた妻陽子、長男智行と家族に感謝いたします。

佐竹 亮一

本研究に関する発表論文

査読付き論文

- 1) 藤井堅, 海田辰将, 佐竹亮一, 時乗良彦: 沿岸海域で腐食した円形鋼管杭の現場での超音波板厚計測の信頼性とそれに基づく残存強度評価, 構造工学論文集, Vol.58A, pp.692-700, 2012.3.
- 2) 佐竹亮一, 藤井堅, 小迫伸聡, 山下泰勲, 海田辰将: 約 100 年間供用された橋梁のリベット継手の残存強度試験, 構造工学論文集, Vol.59A, pp.702-710, 2013.3.
- 3) 佐竹亮一, 藤井堅, 藤井晴香, 植村俊哉, 中山太士: 局部腐食を有する鈹桁のせん断応力分布と残存せん断耐荷力の評価, 鋼構造論文集, No.85, 掲載予定

国際会議論文

- 1) R.Satake, K.Fujii, N.Kosako, T.Kaita: Remaining strength test of riveted joint of a bridge used for about 100 years, Bridge Maintenance, Safety, Management and Life Extension, pp.2441-2448, 2014.7.
- 2) R.Satake, K.Fujii, Y.Mori: Evaluation for residual axial force of corroded high tensile bolts, The Second Australasia and South-East Asia Structural Engineering and Construction Conference, pp.77-82, 2014.11.

口頭発表論文

- 1) 佐竹亮一, 井上太郎, 藤井堅: 構造全体からみた鋼橋の保有強度に関する一考察, 土木学会第 69 回年次学術講演会, pp.1229-1230, 2014.9.