

球状黒鉛鑄鉄を用いた
道路橋床版と主桁の接合構造における
すべり挙動および合成効果に関する研究

2022 年 3 月

白井 悠吾

球状黒鉛鋳鉄を用いた
道路橋床版と主桁の接合構造における
すべり挙動および合成効果に関する研究

2022年3月

大阪市立大学大学院

工学研究科

しらい ゆうご

白井 悠吾

要旨

本研究では、鋳鉄床版-主桁間の接合構造における力学的挙動を明らかにするため、鋳鉄床版-主桁間における接合構造の設計すべり係数に着目した載荷実験およびFE解析を実施し、鋳鉄床版-主桁間の接合構造におけるすべり挙動の解明および合成効果の定量評価を行った。本論文は6章より構成されている。

第1章では、鋳鉄床版および鋳鉄床版と主桁の接合構造を取り上げ、その接合構造の設計手法を確立するための技術的課題を整理した。そして、それらの課題を解決するために設定した本研究の目的を示した上で研究フローを示した。

第2章では、鋳鉄床版-支持部材間の接合構造を対象とした、球状黒鉛鋳鉄を母板に有する高力ボルト摩擦接合継手の標準すべり試験およびFE解析を実施し、抜き勾配(1°テーパー)および拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動およびすべり耐力低減率について検討した。その結果、母板両側に1°テーパーを有する高力ボルト摩擦接合継手ではすべり係数がテーパーなしの場合と比較して約20%低下すること、および、標準孔と比較して拡大孔/長孔によるすべり係数の低下はほとんど見られないことを明らかにした。

第3章では、鋳鉄床版-主桁間の接合構造における力学的挙動を検討するため、鋳鉄床版-主桁間の接合構造を模した試験体にせん断力を作用させる水平載荷実験を行った。その結果、接合構造に用いる支持部材形状の違いによりすべり係数が異なり、L型と比べて逆T型は回転抵抗が小さいため、すべり係数が20%以上低下することを明らかにした。また、鋳鉄床版-支持部材間の接合構造に着目したFE解析を行い、逆T型を用いた場合、その形状に起因してすべり係数が設計すべり係数を下回った。これらの結果より逆T型よりもL型の方が接合構造におけるせん断剛性が高く、高いすべり係数が得られたことから、鋳鉄床版-主桁間の接合構造ではL型の方が望ましいことを明らかにした。さらに、水平載荷実験では接合部ごとの荷重分担率を求めることが困難であること、載荷中に付加モーメントが作用することなどから、回転の影響を取り除いた鋳鉄床版-支持部材間の相対変位を計測することが困難であり、試験方法に改善が必要であることがわかった。

第4章では、第3章で述べた水平載荷実験で生じた課題を解決するため、類似の荷重伝達メカニズムを有するスタッドの押し抜きせん断試験およびその試験体形状を参考に、鋳鉄床版-主桁間の接合構造に対して押し抜きせん断実験を実施した。実験で対象としたパラメータは鋳鉄床版の副リブ形状(テーパーの有無およびボルト孔(拡大孔または長孔))と支持部材形状(L型、逆T型、逆T改良型)であり、全部で14体の載荷実験を行った。その結果、逆T型の連結板を改良した逆T改良型は、連結板の改良により床版-主桁間の相対変位が抑制され、逆T型と比べてすべり係数が増加し、鋳鉄床版-主桁間の接合構造において、せん断剛性の向上がすべり係数の増加に有効なことを明らかにした。

第5章では、第4章で扱った押し抜きせん断実験の供試体形状を再現したFE解析を実施し、鋳鉄床版-主桁間の鉛直相対変位よりすべり挙動を定量的に評価した。その結果、鉛直相対変位より求めた0.2mmオフセット耐力により、鋳鉄床版-主桁間の合成効果(せん断剛性)を評価できることを明らかにし、それを鋳鉄床版-主桁間の接合構造における使用限界状態として提案を行った。また、鋳鉄床版-主桁

間の接合構造における合成効果を比較するため、使用限界状態から定めた設計すべり係数を用いてそれぞれの支持部材形状(L型, 逆T型, 逆T改良型)を比較し, L 型が最も合成効果が高いこと, T 型と比べて逆 T 改良型は合成効果が向上していることを明らかにした.

第 6 章では, 本論文で得られた結論として, 鋳鉄床版-主桁間の接合構造におけるすべり挙動を考慮した力学的挙動と合成効果の定量評価についてまとめ, 鋳鉄床版-主桁間の接合構造の設計法確立に向け, 様々な接合構造に対応した設計すべり係数同定法の一般化の必要性など残された課題を整理した.

目次

本論文で用いた主な記号および用語

第1章 序論	1
1.1 研究背景	1
1.1.1 道路橋の老朽化	1
1.1.2 鋳鉄床版	2
1.1.3 高力ボルト摩擦接合継手	5
1.2 研究の目的	8
1.3 本論文の構成	8
参考文献	10
第2章 1° テーパーおよび拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動	12
2.1 はじめに	12
2.2 1° テーパーを有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験	12
2.2.1 試験体の形状および寸法	12
2.2.2 計測項目・計測方法・すべりの定義	15
2.2.3 試験結果と考察	19
2.3 拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験	25
2.3.1 試験体の形状および寸法	25
2.3.2 計測項目・計測方法・すべりの定義	26
2.3.3 試験結果と考察	28
2.4 鋳鉄母板を有する高力ボルト摩擦接合継手におけるすべり挙動の解析的検討	34
2.4.1 解析目的	34
2.4.2 解析モデルの概要および解析ケース	34
2.4.3 境界条件およびすべり判定の定義	34
2.4.4 解析結果と考察	35
2.5 まとめ	36
参考文献	37
第3章 母板に1° テーパーを有する鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動	38
3.1 はじめに	38
3.2 試験体の形状および寸法	38
3.2.1 試験体の設計方針および諸元	38

3.2.2	試験体形状	42
3.2.3	設計すべり耐力	44
3.2.4	形状計測および膜厚計測	45
3.3	水平載荷実験の計測項目および組立	47
3.3.1	載荷条件	47
3.3.2	試験装置	48
3.3.3	試験体の組み立て	49
3.3.4	計測項目および計測箇所	51
3.4	水平載荷実験の試験結果と考察	55
3.4.1	締付けおよびリラクセーション特性	55
3.4.2	荷重 - 全体変位関係	59
3.4.3	荷重 - 相対変位関係	60
3.4.4	荷重分担率を考慮したすべり係数の検討	63
3.5	鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造に着目した FE 解析	65
3.5.1	解析モデル	65
3.5.2	材料特性	67
3.5.3	境界条件および評価項目	67
3.5.4	解析結果と考察	68
3.6	解析結果を考慮した水平載荷実験の考察	72
3.7	まとめ	73
	参考文献	73

第 4 章	母板に長孔を有する鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動	74
4.1	はじめに	74
4.2	試験体の形状および寸法	74
4.2.1	試験体の設計方針および諸元	74
4.2.2	設計すべり耐力	77
4.3	鋳鉄床版 - 主桁間の押し抜きせん断実験の計測項目および組立	78
4.3.1	試験装置及び載荷方法	78
4.3.2	試験体の組み立て	79
4.3.3	計測項目および計測位置	80
4.4	押し抜きせん断実験の実験結果と考察	83
4.4.1	締付けおよびリラクセーション特性	83
4.4.2	荷重 - 全体変位関係	85
4.4.3	荷重 - 相対変位関係	86
4.4.4	すべり係数	88

4.4.5	ボルト軸力の低下率.....	89
4.4.6	実験後の接合面の表面性状.....	91
4.5	まとめ.....	92
	参考文献.....	93
第5章	鋳鉄床版 - 主桁間における合成効果の検討および設計すべり係数の提案.....	94
5.1	はじめに.....	94
5.2	FE 解析モデルと解析条件.....	94
5.2.1	解析モデル.....	94
5.2.2	材料特性.....	96
5.2.3	境界条件と計測項目.....	97
5.3	FE 解析の結果と考察.....	99
5.3.1	鋳鉄床版 - 主桁間鉛直相対変位関係と初期剛性.....	99
5.3.2	鉛直方向および水平方向の変形挙動.....	100
5.3.3	荷重 - 相対変位関係とすべり係数.....	101
5.3.4	0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$	102
5.3.5	接合部換算すべり係数 μ_{struct} とすべり係数補正係数 η	102
5.4	鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数の提案.....	104
5.4.1	実験結果における接合部換算すべり係数の検討.....	104
5.4.2	実験結果および解析結果をふまえた設計すべり係数の提案.....	106
5.5	まとめ.....	107
	参考文献.....	108
第6章	結論.....	109
6.1	本研究の成果.....	109
6.2	今後の課題と展望.....	111

謝辞

本論文に関連する著者の公表論文・口頭発表一覧

本論文で用いた主な記号および用語

(a) 主な記号

d_m	: 母板のボルト孔径
d_s	: 連結板のボルト孔径
E	: ヤング係数
m	: 接合面数
n	: ボルト本数
N_d	: 設計ボルト軸力
N_1	: 試験前のボルト軸力
N_2	: すべり時のボルト軸力
P_{sd}	: 設計すべり耐力
P_{slip}	: すべり荷重 (着目位置の相対変位が 0.2mm に到達時の荷重)
P_{slip02}	: すべり荷重 (荷重低下直後の最大荷重)
$P_{0.2}$: 0.2mm オフセット耐力
t	: 板厚
w	: 板幅
α	: すべりが生じた接合部の荷重分担率
β_d	: 設計すべり/降伏耐力比 (設計すべり係数と公称値を用いて算出した降伏耐力との比)
γ_d	: 連結板/母板降伏耐力比
η	: 鋳鉄床版 - 主桁間におけるすべり係数補正係数
σ_y	: 降伏耐力
σ_{ym}	: 母板の降伏耐力
σ_{ys}	: 連結板の降伏耐力
μ	: 設計すべり係数
μ_0	: 設計ボルト軸力より算出したすべり係数
μ_1	: 試験前軸力より算出したすべり係数
μ_2	: すべり時の軸力より算出したすべり係数
μ_{struct}	: 鋳鉄床版のデッキ下面と主桁の上面より算出した
η	: 接合部換算すべり係数
ν	: ポアソン比

(b) 主な用語

- 鋳鉄床版 : 鋳造により作成された球状黒鉛鋳鉄を材料とするパネル状の床版
- 合成効果 : 作用に対して床版と主桁が一体となって抵抗すること
- 高力ボルト摩擦接合 : 摩擦抵抗により作用と抵抗する高力ボルトを用いた接合方法
- 拡大孔 : 標準孔よりも 2mm 大きめにあけたボルト孔
- 長孔 : ボルト孔を橋軸方向または橋軸直角方向に大きめにあけたボルト孔
- すべり荷重 : 鋼構造接合部設計指針を参考に、ボルト位置での相対変位が 0.2mm に達したときの荷重, 最大荷重, 主すべりが発生した時の荷重のいずれかが最小のもの
- 設計すべり係数 : 高力ボルト摩擦接合継手の設計に用いるすべり係数
- すべり係数 : すべり荷重を設計ボルト軸力, 試験前ボルト軸力, すべり時のボルト軸力のいずれかで除した値
- すべり／降伏耐力比 : 高力ボルト摩擦接合継手において、すべり荷重と純断面降伏耐力との比
- すべり先行型 : 高力ボルト摩擦接合継手において、すべり／降伏耐力比が 1.0 以下の継手
- 降伏先行型 : 高力ボルト摩擦接合継手において、すべり／降伏耐力比が 1.0 以上の継手

第1章 序論

1.1 研究背景

1.1.1 道路橋の老朽化

近年、都市高速道路の老朽化が社会問題となっており、経年による劣化や損傷を生じるケースが多く報告され、大規模更新・大規模修繕が高速道路会社を中心に策定されている^{1.1)}。国土交通省が調査した建設年度別施設数^{1.2)}を図-1.1、施工から50年経過した橋梁数の推移^{1.2)}を図-1.2に示す。国土交通省の調査結果^{1.2)}によれば、全国に存在する橋梁の数は約70万橋存在する。その中でも建設年度が特定可能な約40万橋のうち、図-1.2より、建設後50年を超える橋梁の割合は、2023年には43%、2033年には67%に到達すると予想されている。

特に鋼道路橋におけるRC床版は建設後から数十年経過しているものも多く、交通量の増加や過積載車両の通行等の影響から、ひび割れ、剥離、鉄筋の腐食およびコンクリートの土砂化などの劣化が進行^{1.3)}しており、床版取替の需要が高まっている。

しかし、旧道路橋示方書で設計された橋梁は耐震性能が不足しているものもあり、多くの場合、床版取替時には主桁の追加補強もしくは死荷重の軽減が必要であり、RC床版からRC床版およびプレキャスト床版へ更新することは難しい。

一方、RC床版から鋼床版へ更新した場合、RC床版と比べて軽量化が図れるため、耐震性の向上は見込めるが、溶接部の疲労亀裂に懸念があり^{1.4),1.5)}、疲労耐久性の観点で将来的に問題となる可能性が残る。

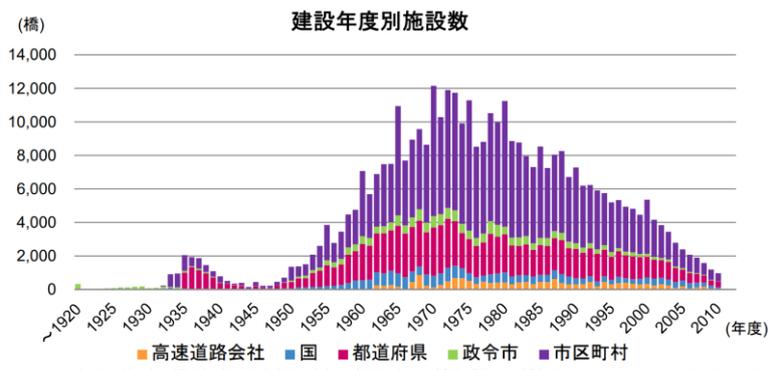


図 - 1.1 橋梁の建設年度推移（文献 1.2 より引用）

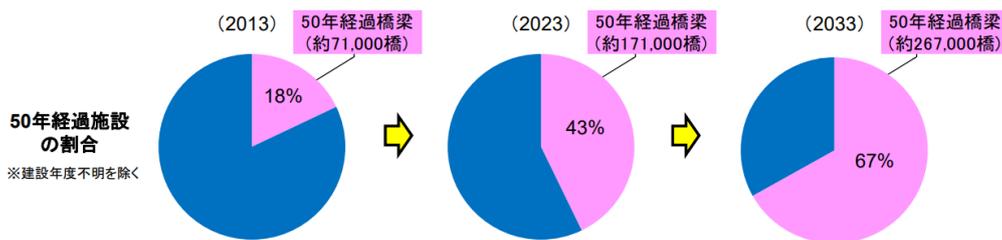


図 - 1.2 施工後50年経過した橋梁の割合（文献 1.2 より引用）

1.1.2 鋳鉄床版

(1) 鋳鉄床版の概要

軽量かつ耐疲労性に優れた床版として、球状黒鉛鋳鉄を用いた道路橋床版（以下鋳鉄床版）が開発されている^{1.6)~1.17)}。鋳鉄床版は新設橋梁合成桁への採用および既設橋梁の床版取替工事における合成桁化への採用が検討されている。

鋳鉄床版モジュールの概形を図 - 1.3 に示す。鋳鉄床版モジュールはデッキプレートと主リブ（橋軸直角方向）と副リブ（橋軸方向）が鋳造により一体成型で製作されており、普通鋼で製作された鋼床版と異なり、溶接レスな構造となっているため、耐疲労性に優れている。

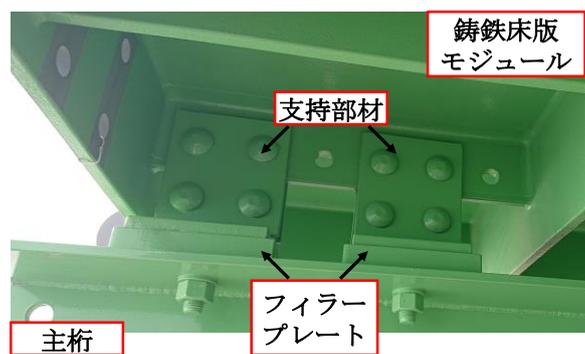
鋳造では製作機器の都合等から普通鋼で製作された鋼床版のような大きな一体型の床版を製作することはできないため、図 - 1.3 (b) に示すようにパネル状の鋳鉄床版モジュールを鋳鉄床版同士および鋳鉄床版 - 主桁間で連結させて一体化を行う。また、鋳鉄の性質上溶接による接合が困難であるため、鋳鉄床版モジュール同士の接合および鋳鉄床版 - 主桁間の接合は高力ボルト摩擦接合が用いられる。鋳鉄床版モジュール - 主桁間は、主桁上フランジ上にボルト孔の加工を行い、図 - 1.3 (c) に示すように支持部材とフィラープレートを通じて接合される。



(a) 鋳鉄床版モジュール 正面



(b) 鋳鉄床版モジュール 背面



(c) 鋳鉄床版モジュールと主桁の接合構造

図 - 1.3 鋳鉄床版モジュール

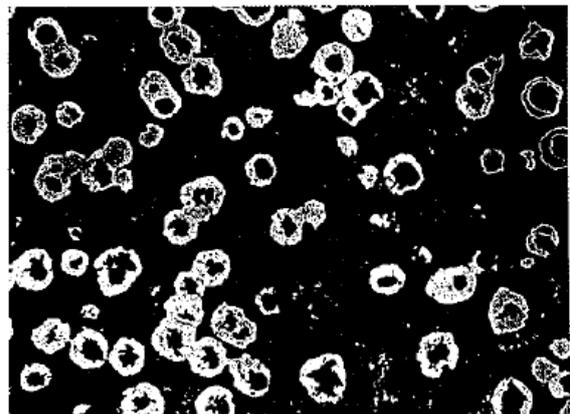
(2) 球状黒鉛鑄鉄の性質

鑄鉄床版に用いられている球状黒鉛鑄鉄は、鑄鉄の一種である。鑄鉄は、鉄 (Fe) と炭素 (C) から構成される Fe-C 系合金である。鋼と鑄鉄は炭素含有量で区別され、一般的に炭素が 2.0mass% 以下であれば鋼、2.0mass% 以上であれば鑄鉄として分類されている^{1.18), 1.19)}。鑄鉄は特性として鋼よりも炭素含有量が多く、体積率で 10% 程度の黒鉛を含有しているため、切削性、振動減衰特性、対食性、耐摩耗性に優れている^{1.20)}。鑄鉄の組織を図 - 1.4^{1.21)} に示す。土木構造物の中で最も広く用いられているねずみ鑄鉄は、図 - 1.4 (a) に示すように片状黒鉛が分布している。このことから、ねずみ鑄鉄は片状黒鉛鑄鉄とも呼ばれる。一方、鑄鉄にマグネシウムを主成分とする球状化剤を添加することで、図 - 1.4 (b) に示すように黒鉛が球状となる。このように黒鉛が球状化している鑄鉄を球状黒鉛鑄鉄と呼ぶ。

鋼材 (SS 材)、球状黒鉛鑄鉄 (FCD 材)、片状黒鉛鑄鉄 (FC 材) の応力 - ひずみ関係を比較した図を図 - 1.5 に示す。FC 材は SS 材と比べて最大耐力も低く、伸びもほとんど無い。一方、FCD 材は FC 材よりも十分な伸びを有していて、SS 材と同等レベルの最大耐力を有しており、土木分野でも下水道用マンホール鉄蓋や伸縮装置などの様々な構造物へ適応されている。



(a) 片状黒鉛鑄鉄 (約 200 倍)



(b) 球状黒鉛鑄鉄 (約 120 倍)

図 - 1.4 鑄鉄の組織^{1.21)}

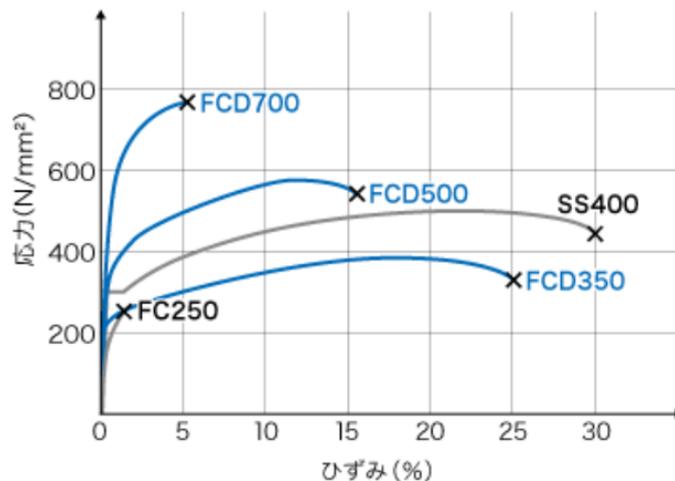


図 - 1.5 鋼材と鑄鉄の応力 - ひずみ関係^{1.22)}

(3) 鋳鉄床版モジュール - 主桁間の接合構造

鋳鉄床版モジュール - 主桁間の接合構造を図 - 1.6 に示す。鋳鉄床版モジュール - 主桁間は、鋳鉄床版モジュール - 支持部材間と支持部材 - 主桁間の 2 つの接合構造を有する。接合部に用いる支持部材は、横断勾配の影響により鋳鉄床版 - 主桁間の隙間が異なることを考慮して、(I) 鋳鉄床版 - 主桁間の隙間が小さい場所への適用を想定した L 型支持部材、(II) (I) の適用が困難な鋳鉄床版モジュール - 主桁間の隙間が大きい場所への適用を想定した逆 T 型支持部材が存在する。

(I) L 型支持部材は、支持部材の高さを抑えるため、等辺山形鋼を加工して製作した支持部材で、鋳鉄床版モジュールの接合部を両側から挟み込み、鋳鉄床版モジュールとの接合を行う。また、主桁との高さ調整はフィラープレートのみによって行う。一方、鋳鉄床版モジュール - 主桁間の隙間が大きい場合、L 型支持部材を用いて接合した場合、支持部材が座屈してしまう恐れがあるため、逆 T 型支持部材を用いて接合を行う。(II) 逆 T 型支持部材は T 型の形状をしており、支持部材としての強度を有するため、鋳造により一体成型で製造される。T を逆さまにした状態で主桁の上に配置されたフィラープレート上面に配置し、鋳鉄床版モジュールの接合部分と逆 T 型支持部材を連結板で挟み込み、鋳鉄床版モジュールとの接合を行う。この場合、主桁との高さ調整は逆 T 部材またはフィラープレートで行う。

鋳鉄床版モジュール - 主桁間における支持部材の設計は、道路橋示方書^{1.22)}におけるずれ止め(スタッドボルト)の設計を参考に行っている。合成桁のずれ止めとしてスタッドボルトを用いる場合、スタッドボルトの必要本数は、RC 床版 - 主桁間に生じる水平せん断力を、配置したスタッドボルトの許容せん断耐力で除して算出した配置間隔よりも、密になるような間隔で配置するように必要本数を算出している。本研究で用いる鋳鉄床版モジュール - 主桁間に配置する支持部材の接合に必要なボルト本数は、既設合成桁の架け替えを想定していることから、一例として支間長 30m の合成桁を想定し、鋳鉄床版 - 支持部材間および支持部材 - 主桁間でそれぞれ、鋳鉄床版 - 主桁間に作用する水平せん断力を高力ボルト摩擦接合継手のボルト許容力で除して算出したボルト本数よりも多くなるように支持部材の接合に必要なボルト本数を決定している。

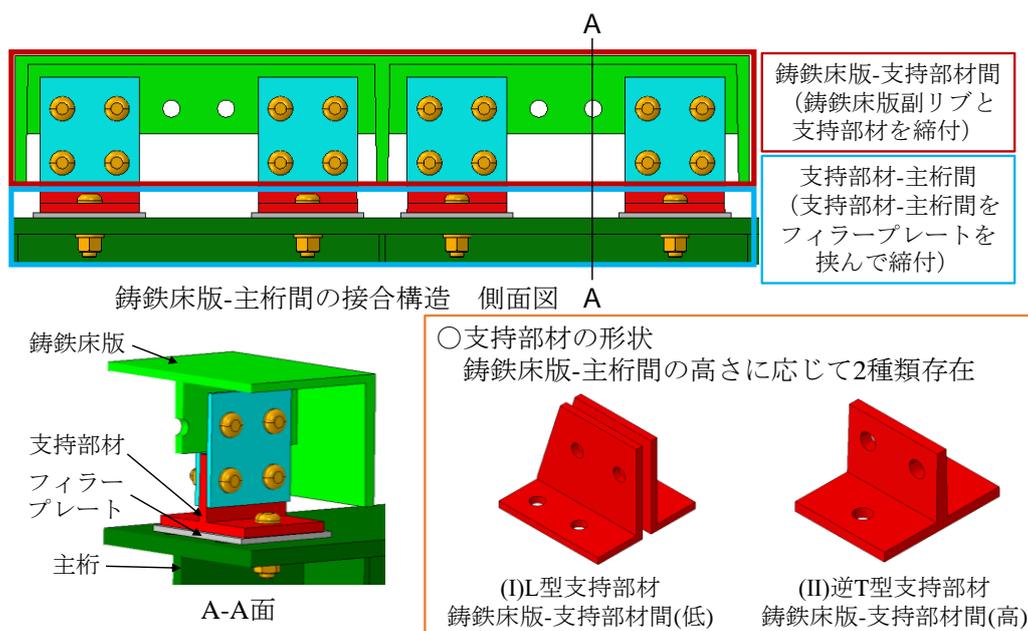


図 - 1.6 鋳鉄床版モジュール - 主桁間の接合構造

(4) 鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造に関する既往研究

鋳鉄床版の実用化に向けて、鋳鉄床版の性能評価に関する検討は既に行われており、飛永らによる鋳鉄床版の開発^{1.8)}、疲労耐久性および終局限界状態の挙動に関する検討^{1.9)}や、廣澤らによる高力ボルト引張接合を用いた鋳鉄床版モジュール同士の接合構造の合理化に関する検討^{1.13, 1.14)}は行われているが、鋳鉄床版モジュール - 主桁間の接合構造における力学的挙動に着目した検討は著者らのグループ以外では行われておらず、鋳鉄床版モジュール - 主桁間の接合部におけるすべり挙動や合成効果の検討はされていない。

鋳鉄部材が橋梁部材の主部材として適用された例はほとんど無く、母板に FCD 材を用いた高力ボルト摩擦接合継手の試験結果は少ない。過去に母板に FCD 材を用いた高力ボルト摩擦接合継手の既往研究として、母板に FCD 材、連結板に鋼材を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力の検討^{1.24)}がある。文献 1.24) では、母板に FCD 材 (FCD450)、連結板に鋼材 (SM490) を用いた高力ボルト摩擦接合継手において、適切な接合面処理の検討を行い、下地にブラスト処理を行った無機ジンク塗装面を接合面とした場合、0.55 のすべり係数が得られ、道路橋示方書^{1.22)}に定められたすべり係数の 0.45 を十分上回ることを明らかにした。

一方、鋳鉄床版は鋳型を用いて製造されるため、一般的な鋳鉄床版はリブ部分に抜き勾配 (約 1°のテーパー) を設ける。鋳鉄床版副リブ (支持部材との接合部) に抜き勾配が生じた場合、鋳鉄床版副リブと支持部材の接合時に、抜き勾配の影響による支持部材の変形が生じる。その場合、施工中の締め付け時における支持部材の降伏や、接合部間におけるすべり耐力の低下が懸念され、鋳鉄床版 - 主桁間において、抜き勾配を考慮したすべり耐力の適切な評価が求められている。

テーパーや肌すきを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動に関する既往研究として、LP 鋼板を用いた摩擦接合継手に関する研究^{1.25)}が存在する。文献 1.25) では LP 鋼板のテーパー勾配が最大 4.8(mm)/1000(mm)の部材に対して検討されており、連結板の降伏は生じず、LP 鋼板の影響により大幅にすべり係数が低下することは無かった。本研究で対象としている鋳鉄部材に生じる抜き勾配 (1°テーパー) は、テーパー勾配が 17.5(mm)/1000(mm)であり、既往研究に比べてテーパー勾配が 4 倍以上大きい。しかし、抜き勾配を再現した鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動はまだ検討されていない。また、既往研究ではテーパー勾配が生じている方向に対するすべり挙動が議論されているが、本研究で対象としている鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造においては、テーパー勾配の直角方向に対してすべり挙動が生じるため、これらのすべり挙動について検討を行う必要がある。

1.1.3 高力ボルト摩擦接合継手

(1) 高力ボルト摩擦接合継手の概要

鋼構造部材の接合方法として高力ボルト摩擦接合は多用されている。高力ボルト摩擦接合は図 1.7 に示すような荷重伝達機構を有しており、母板と連結板を高力ボルトで締め付けた時に、部材間へ導入される圧縮力により生じる摩擦力が作用力と抵抗する。そのため、摩擦力より大きな作用力が生じるまでは部材間でずれが生じず、耐力も低下しない。また、すべりが生じるまでの状態であれば母板 - 連結板間における応力の流れは円滑であり、ボルト孔周辺へ応力集中が生じることも少ないため、疲労に対しても有効な接合方法である。

日本の土木構造物において高力ボルト摩擦接合継手が最初に使用されたのは1954年、高山線飛騨細江・角川間に架設された鉄道トラス橋である^{1.25)}。そこから高力ボルト摩擦接合が使用されるようになり、道路橋関係では1956年に東京大井町跨道橋の対傾構の連結から使用されていった^{1.26)}。その後、1964年にJIS B 1186「摩擦接合用六角高力ボルト・六角ナット・平座金のセット」^{1.27)}として定義され、広く普及するようになった。

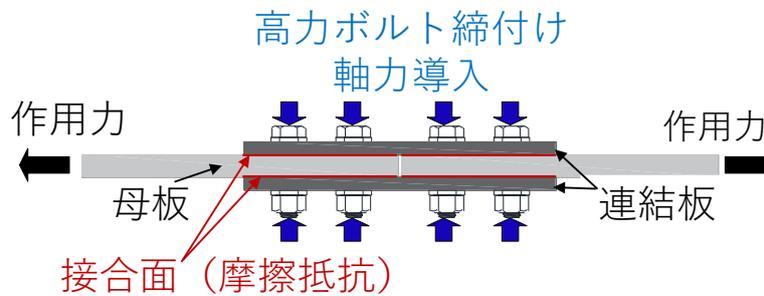


図 - 1.7 高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達機構

(2) 高力ボルト摩擦接合継手の設計

高力ボルト摩擦接合継手の設計にあたって、平成29年に改定された道路橋示方書^{1.22)}(以下H29道示)では、限界状態設計法を採用しており、継手への作用力に対して、限界状態1と限界状態3について照査を行う。

H29道示において鋼部材等の限界状態1は、①部材等の挙動が可逆性を有する限界の状態、②部材等の能力を低下させる変位および振動に部材等が至らない限界の状態、③部材等の設計で前提とする耐荷機構が成立している限界の状態と定義されている。一方限界状態3は、部材などの挙動が可逆性を失うものの耐荷力を完全に失わない状態と定義され、一般に荷重-変位関係における最大荷重点で代表できるとされている。

これらの定義より、高力ボルト摩擦接合継手の限界状態1はすべりや被接合部材の降伏であり、限界状態3は被接合部材の破断やボルトの破断である。

(3) 拡大孔および長孔に関する規定

ボルト孔の大きさに関する国内の規定においては、H29道示では、高力ボルト摩擦接合継手に対するボルト孔の大きさは、図-1.8(a)に示すように一般的にボルトの呼び径+2.5mmとしている。ただし、施工上やむを得ない場合には、図-1.8(b)に示すようにボルトの呼び径+4.5mmまでの拡大孔をあけて良いとされている。一方、建築では文献1.27より拡大孔に対して、すべり係数補正係数が規定されているが、長孔についての規定は国内では存在しない。一般的に、拡大孔よりも長孔の方がすべり係数が低減すると考えられている。

また、海外では欧州連合(EU)や米国の規定において、拡大孔および長孔に対して低減係数が定められている。国内および国外のすべり係数補正係数についてまとめた表を表-1.1に示す。表-1.1は拡大孔、短い長孔、長い長孔のすべり係数低減係数をまとめている。ボルト軸径はボルトの大きさ、ボルト孔径は被接合部材に生じるボルト孔の大きさ、補正係数はすべり耐力の検討時に用いる係数を示している。表中の建築は日本建築学会の鋼構造接合部設計指針^{1.28)}、EC3は欧州

連合(EU)で用いられている Eurocode の Eurocode3^{1,29)}, ASSHTO は米国で用いられている AASHTO LRFD^{1,30)} に記されている基準であることを示している。また, ASSHTO ではボルト軸径およびボルト孔径がインチで記載されていたため, 表中の値は 1 インチ=25.4mm として計算して mm に換算した値を示している。

※図中のボルト径はM22を想定



図 - 1.8 ボルト径とボルト孔の関係

表 - 1.1 高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数低減係数

ボルト孔の種類	ボルト軸径 d(mm)	ボルト孔径 d ₀ (mm)		補正係数 ϕ_{hs}
		幅	長さ	
普通孔 (建築)	d > 27	d + 2.0		1.00
	d ≥ 27	d + 3.0		
普通孔 (EC3)	16 ≤ d ≤ 24	d + 2.0		
	d ≥ 27	d + 3.0		
普通孔 (AASHTO)	16	17.5		
	19	20.6		
	22	23.8		
	25	28.6		
	≥ 29	d + 3.2		
拡大孔 (建築)	d < 24	d + 4.0		
	d = 27	d + 6.0		
	d > 24	d + 8.0		
拡大孔 (EC3)	16 ≤ d ≤ 22	d + 4.0		
	d = 24	d + 6.0		
	d ≥ 27	d + 8.0		
拡大孔 (AASHTO)	16	20.6		
	19	23.8		
	22	27.0		
	25	31.8		
	≥ 29	d + 7.9		
短い長孔 (EC3)	16 ≤ d ≤ 22	d + 2.0	d + 6.0	長軸方向=荷重方向: 0.76 長軸方向=荷重直角方向: 0.85
	d = 24		d + 8.0	
	d ≥ 27	d + 3.0	d + 10.0	
短い長孔 (AASHTO)	16	17.5	22.2	0.85
	19	20.6	25.4	
	22	23.8	28.6	
	25	28.6	33.3	
	≥ 29	d + 3.2	d + 9.5	
長い長孔 (EC3)	16 ≤ d ≤ 22	d + 2.0	1.5 d	長軸方向=荷重方向: 0.63 長軸方向=荷重直角方向: 0.70
	d = 24			
	d ≥ 27	d + 3.0		
長い長孔 (AASHTO)	16	17.5	39.7	長軸方向=荷重方向: 0.60 長軸方向=荷重直角方向: 0.70
	19	20.6	47.6	
	22	23.8	55.6	
	25	28.6	63.5	
	≥ 29	d + 3.2	-	

(4) 拡大孔および長孔と鋳鉄床版

鋳鉄床版モジュールの設置にあたり、鋳鉄床版 - 主桁間の高さ調整は主にフィラープレートを通じて行われるが、施工誤差やキャンバー（桁の架設時に生じる自重によるたわみを解消するため、桁の制作時に与えるそり変形）などにより、主桁高さが事前計画と施工後では異なっている場合も予想される。鋳鉄床版モジュールと支持部材の接合部に設けるボルト孔は鋳造で制作する関係から、現状は拡大孔として設計されているが、鋳鉄床版 - 主桁間の施工時に高さ調整を行う際、柔軟な対応が可能な接合構造の提案が必要とされており、鋳鉄床版の接合部に長孔を有する場合の検討も必要となっている。しかし、既往研究では標準孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験しか行われていないため、拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動に対しても検討を行う必要がある。

1.2 研究の目的

鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における力学的挙動の多くは未解明であり、ここまで述べてきたように、接合構造の設計を行うにあたりいくつかの課題を有している。特に重要な課題として、接合構造におけるすべり挙動の解明および合成効果の評価が挙げられる。

鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動を明らかにするためには、まず、高力ボルト摩擦接合継手に抜き勾配を有する鋳鉄母板の適用時に生じるテーパの影響や、施工性の改善を目的とした拡大孔・長孔の影響を明らかにする必要がある。鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動を解明するため、テーパおよび拡大孔・長孔を有した、鋳鉄床版モジュール - 主桁間の接合構造を再現した供試体による載荷実験を行ったうえで、様々な影響を考慮した鋳鉄床版 - 主桁間におけるすべり耐力の評価が必要となる。また、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における合成効果を明らかにするためには、鋳鉄床版 - 主桁間における支持部材形状およびボルト本数を考慮したせん断剛性の評価が必要となる。

本研究は、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を対象とし、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動を明らかにし、合成効果の定量評価を行うことを目的としている。

1.3 本論文の構成

本研究の背景と目的を図 - 1.9 に示す。本論文は全 6 章で構成されている。

第 1 章「序論」では、本研究の背景についてまとめ、鋳鉄床版モジュールおよび鋳鉄床版モジュールと主桁の接合構造の現状について述べた後に、本論文の目的及び各章の概要を述べる。

第 2 章「1° テーパーおよび拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動」では、母板に球状黒鉛鋳鉄を用いた高力ボルト摩擦接合継手の既往研究において、適切な接合面処理を検討するための検討は行われていたものの、鋳鉄部材の抜き勾配に相当する 1° テーパーを有する鋳鉄母板や、拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動に関する検討は行われていない。そのため、実験および FE 解析により、すべり挙

動の検討を行う。

第3章「母板に1°テーパを有する鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動」では、第2章で得られた結果をもとに、約1°の抜き勾配を有する接合部を有した鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動を検討するため、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を模した供試体に対して支持部材形状をパラメータとして実施した水平載荷実験およびFE解析を実施し、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動を明らかにする。

第4章「母板に長孔を有する鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動」では、第3章で実施した水平載荷実験の結果から鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数を定めることは困難だったため、スタッドの押し抜きせん断試験を参考に、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を対象とした押し抜きせん断実験を実施し、接合構造におけるすべり挙動を明らかにする。試験体は鋳鉄床版副リブ形状（長孔およびテーパの有無）および支持部材形状をパラメータとしており、長孔の適用性も明らかにする。

第5章「鋳鉄床版 - 主桁間における合成効果の検討および設計すべり係数の提案」では、3次元FE解析により、4章で取り扱った押し抜きせん断実験で用いた試験体を再現した解析モデルに対して、すべり挙動の検討を行い、鋳鉄床版 - 主桁間の合成効果を考慮した使用限界状態の検討を行う。またこれまでの検討結果を踏まえ、すべり係数に着目した合成効果の定量評価を行う。

第6章「結論」では、本論文で得られた結論として、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動を考慮した力学的挙動と合成効果の定量評価についてまとめ、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造の設計法確立に向け、様々な接合構造に対応した設計すべり係数同定法の一般化の必要性など残された課題を整理している。

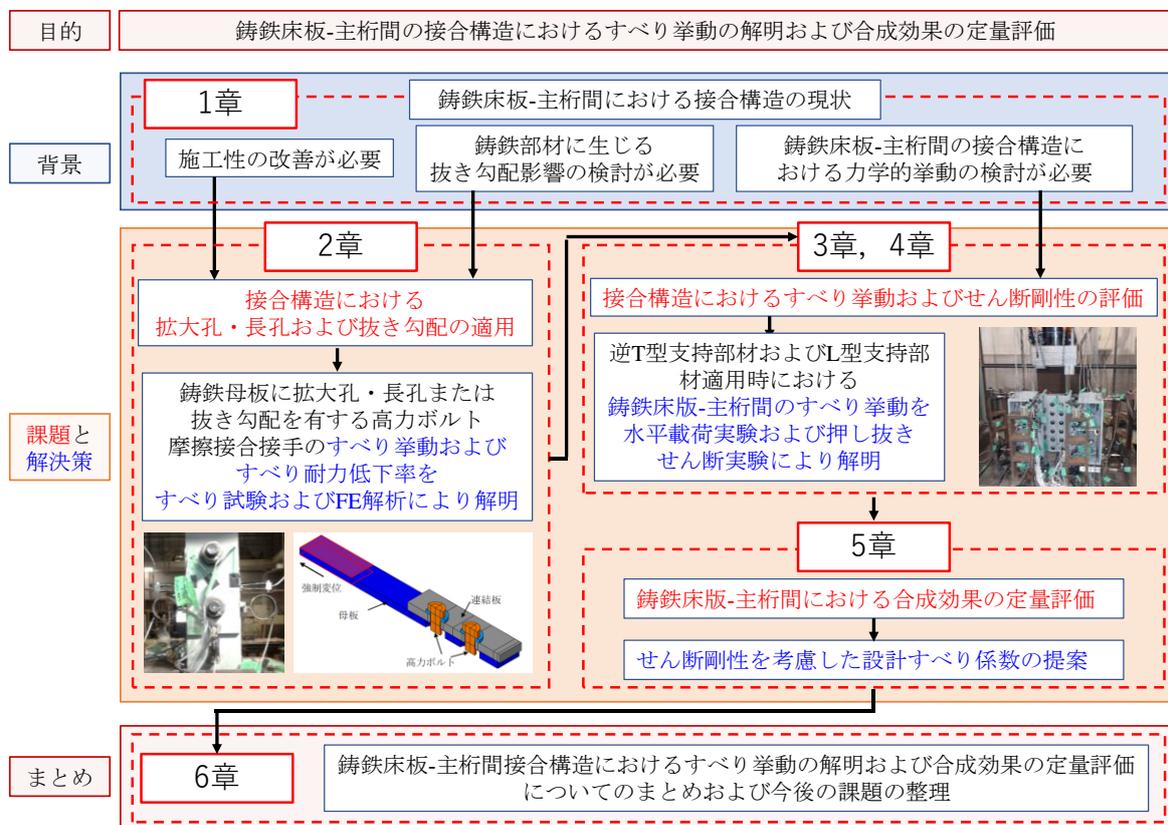


図 - 1.9 本研究の背景と目的

参考文献

- 1.1) 東・中・西日本高速道路株式会社：高速道路資産の長期保全及び更新のあり方に関する技術検討委員会，報告書，2014.1.
- 1.2) 社会資本の老朽化対策情報ポータルサイト，インフラメンテナンス情報，国土交通省，
https://www.mlit.go.jp/sogoseisaku/maintenance/02research/02_01.html[閲覧年月：2022年6月]
- 1.3) 玉越隆史，大久保雅憲，星野誠，横井芳輝，強瀬義輝：道路橋の定期点検に関する参考資料（2013年版）一橋梁損傷事例写真集一，国土技術政策総合研究所，2013.7.
- 1.4) 土木学会 鋼構造委員会：鋼構造シリーズ 19 鋼床版の疲労[2010年度改訂版]，丸善出版株式会社，2010.12.
- 1.5) 村越潤，梁取直樹，宇井崇：鋼床版の疲労損傷と補修・補強技術に関する検討，鋼構造と橋に関するシンポジウム論文集，Vol.10，2007.8.
- 1.6) 赤松伸祐，茂呂拓実，松本茂：高性能鋳鉄床版を用いた既存RC床版の更新に関する検討，阪神高速道路第49回技術研究発表会論文集，2017.5.
- 1.7) 山口栄輝，飛永浩伸，梅谷拓郎，村山稔：鋳鉄床版の開発，橋梁と基礎，Vol.51，pp.38-41，2017.8.
- 1.8) 飛永浩伸，村山稔，佐伯英一郎，玉越隆史，山口栄輝，三木千壽：球状黒鉛鋳鉄の道路橋床版への適用に関する基礎的研究，鋼構造論文集，第24巻第95号，pp.13-24，2017.9.
- 1.9) 飛永浩伸，山口栄輝，村山稔：球状黒鉛鋳鉄を用いた道路橋床版の塑性変形性能に関する考察，構造工学論文集，Vol.64A，pp.109-119，2018.3.
- 1.10) 赤松伸祐，飛永浩伸，水谷公昭，寺口巨生：高性能鋳鉄床版を用いた既存RC床版の更新に関する検討，土木学会，第73回年次学術講演会，I-121，PP.241-242，2018.8.
- 1.11) 国土交通省：高性能鋳鉄床版の開発，新道路技術会議，道路政策の質の向上に資する技術研究開発，成果報告レポート，No.26-5，2018.
- 1.12) 村山稔，山口永輝，加藤祥久，土屋正彦，野原徳博，飛永浩伸：疲労耐久性に優れた鋳鉄床版の開発，橋梁と基礎，Vol.53，pp.35-40，2019.10.
- 1.13) 廣澤直人，山口隆司，飛永浩伸，村山稔：鋳鉄床版モジュール接合部に適用した高力ボルト引張接合継手の力学的挙動に関する解析的検討，構造工学論文集，Vol.65A，pp.389-398，2019.
- 1.14) 廣澤直人，山口隆司，飛永浩伸，村山稔：高力ボルト引張接合を適用した鋳鉄床版モジュール接合部の載荷実験，構造工学論文集，Vol.66A，pp.497-506，2020.
- 1.15) Yamaguchi, Eiki, Tobinaga, Hironobu, Murayama, Minoru : Ductile cast-iron deck for highway bridges, Proceedings of the 9th International Conference on Advances in Steel Structures, ICASS 2018, 2018.
- 1.16) Akamatsu, Shinsuke, Tobinaga, Hironobu, Oshima, Kunihiro, Nohara, Norihiro : Development of ductile cast-iron bridge slabs for onsite replacement, IABSE Congress, Ghent 2021: Structural Engineering for Future Societal Needs, pp. 1504-1510, 2021.
- 1.17) Tobinaga, Hironobu, Murayama, Minoru, Yamaguchi, Eiki : Development of ductile cast-iron bridge slabs for onsite replacement, IABSE Congress, Ghent 2021: Structural Engineering for Future Societal Needs pp. 1504-1510, 2021.
- 1.18) 小林俊郎，原田昭治：球状黒鉛鋳鉄の強度評価，株式会社アグネ技術センター発行，1999.12.

- 1.19)松山晋作：イントロ金属学，オフィスHANS，改定4版，2016.4.
- 1.20)新版鑄鉄の生産技術教本編集委員会：鑄造技術シリーズ3 鑄鉄の生産技術，一般財団法人素形材センター，第4版，2019.2.
- 1.21)公益社団法人日本道路協会：道路橋示方書（Ⅱ鋼橋・鋼部材編）・同解説，改訂版第1版，丸善出版株式会社，2017.11.
- 1.22)日之出水道機器株式会社：「球状黒鉛鑄鉄の特性」，
<http://www.hinodesuido.co.jp/Technology/fcd.html>（参照日 2022.7.7）
- 1.23)公益社団法人日本道路協会：道路橋示方書（Ⅱ鋼橋・鋼部材編）・同解説，改訂版第1版，丸善出版株式会社，2017.11.
- 1.24)池田祐哉，山口隆司，佐伯英一郎，飛永浩伸，日高哲郎：球状黒鉛鑄鉄板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力，構造工学論文集，Vol62A，pp.705-714，2016.
- 1.25)亀井義典，中村貴史，秋山寿行，高木優任，西村宣男：等厚部を省略したLP鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度試験，構造工学論文集，Vol.46A，pp.1241-1250，2000.3.
- 1.26)田島二郎：高力ボルト摩擦接合概説，初版，技報堂，1966.11.
- 1.27)日本規格協会：JIS B 1186-1964 摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット・平座金のセット，1964.
- 1.28)日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2012.
- 1.29)European Committee for Standardization (CEN)：Eurocode 3: Design of steel structures-Part 1-8: Design of joints, EN1993-1-8, 2005.
- 1.30)AASHTO LRFD: BRIDGE DESIGN SPECIFICATIONS, NINTH EDITION, 2020.

第2章 1°テーパーおよび拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた 高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動

2.1 はじめに

道路橋に用いられる高力ボルト摩擦接合継手は鋼部材同士の接合が一般的であり、鋳鉄部材が使用されることは少ないため、鋳鉄部材を用いた高力ボルト摩擦接合継手に関する既往研究は少ない。鋳鉄部材を用いた高力ボルト摩擦接合継手の既往研究として、標準孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動が検討されている^{2.1)}。文献 2.1 では、鋳鉄母板の接合面処理および母板・連結板の鋼種の組み合わせをパラメータとしたすべり試験を実施している。また、母板に鋳鉄部材を用いる場合、連結板に鋼材を用い、接合面処理をブラスト処理＋無機ジンクリッチペイントの塗装面とした場合、0.55 のすべり係数が得られ、道路橋示方書^{2.2)}で規定されている 0.45 を満足していることが確認されている。

一方、鋳鉄で作られた鋳物製品は鋳型から取り出す際に約 1° の抜き勾配（以降テーパー）を有することが一般的である。鋳鉄床版の副リブ（支持部材との接合部）に抜き勾配が生じた場合、鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造は、1° テーパー（テーパー勾配：17.5(mm)/1000(mm)）の鋳鉄母板を有する高力ボルト摩擦接合継手となる。

テーパーや肌すきを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動に関する既往研究として、LP 鋼板を用いた摩擦接合継手に関する研究が行われている^{2.3)}。文献 2.3) では LP 鋼板のテーパー勾配が最大 4.8(mm)/1000(mm) の部材に対して、連結板の降伏は生じず、LP 鋼板の影響により大幅にすべり係数が低下することは無かったことを確認している。しかし、鋳鉄部材の抜き勾配に相当する 1° テーパーを有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手の検討は行われていない。

また、施工性向上のため鋳鉄床版 - 主桁間における接合構造に拡大孔・長孔を有する高力ボルト摩擦接合継手の適用が求められている。拡大孔・長孔を有する高力ボルト摩擦接合継手に関しては国内および国外で様々な検討が行われており、海外では欧州連合（EU）や米国の規定^{2.4),2.5)}において、低減係数が定められているが、国内では土木分野においては拡大孔の適用しか認められておらず、長孔に関する規定については存在しない。

本章では、1° テーパーおよび拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験と FE 解析を行い、すべり耐力およびすべり挙動の検討を行う。

2.2 1° テーパーを有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験

2.2.1 試験体の形状および寸法

試験は 1° テーパーを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動を検討するため、すべり試験を 3 体実施した。また、1° テーパーを有する場合における継手の接触圧分布を明らかにするため、感圧紙試験を 1 体実施した。本試験で用いた試験ケースを表 - 2.1、部材の鋼種および材料特性を表 - 2.2 に示す。なお、材料試験を行っていないため、用いた部材の材料強度は公称値を示し

ている。また、高力ボルトは M22 (F10T) を用いた。

母板に鋳鉄部材を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験における既往研究^{2.1)}では連結板および固定側母板に鋼材 (SM490Y)、すべり側母板に鋳鉄部材 (FCD450) を用いた標準試験体よりすべり挙動の検討を行っていた。本試験結果と既往研究の結果を比較することによってテーパの影響を検討するため、鋼種および接合面処理の試験条件は既往研究と揃えた上で試験を行った。但し、すべり側母板は既往研究が FCD450 であったが、鋳鉄床版モジュールは FCD550 が用いられているため、本試験ではすべり側母板に FCD550 を用いた。なお、本試験の試験体はすべり先行型 ($\beta=0.37$) であり母板の降伏よりも先にすべりが生じるため、影響はないと考えられる。

試験体の形状を図 - 2.1 に示す。すべり側母板は鋳鉄床版の副リブを再現した寸法としており、更に 1° テーパーの抜き勾配を再現しているため、両側に約 1° のテーパがついている。そのため、連結板縁端から遊間側に近づくにつれて、母板厚が減少しながら肌すきが大きくなっており、遊間側縁端部で最大 4mm (上下 2mm) の肌すきが生じている。また、鋳鉄床版モジュールに設けられるボルト孔は M22 の拡大孔で開けられるため、本試験体もすべり側母板のボルト孔は拡大孔 (26.5mm) とした。

すべり側母板はテーパを有しているため、ボルト孔の遊間側と縁端側で板厚が異なる。安全側として計算するため、表 - 2.1 に示すボルト孔における最少板厚 (遊間側) を用いて、すべり側母板の純断面は全て最少板厚を用いて計算した。設計すべり耐力 P_{sd} を式(2.1)、すべり耐力と母板純断面降伏耐力を比較したすべり/降伏耐力比 β_d を式(2.2)、連結板と母板の純断面降伏耐力を比較した連結板/母板降伏耐力比 γ は式(2.3)より求めた。それぞれの求めた値を表 - 2.3 に示す。なお、純断面降伏耐力は表 - 2.1 に示す試験体寸法および表 - 2.2 に示す材料強度より求めた。

$$P_{sd} = m \times n \times N_d \times \mu \quad \text{式(2.1)}$$

$$\beta_d = \frac{P_{sd}}{\min(\sigma_{ym}, \sigma_{ys})} \quad \text{式(2.2)}$$

$$\sigma_{ym} = (w_3 - d_m) \times t_4 \times \sigma_{yFCD} \quad \text{式(2.3)}$$

$$\sigma_{ys} = (w_1 - ds) \times t_1 \times \sigma_{ySM} \quad \text{式(2.4)}$$

$$\gamma_d = \frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{ys}} \quad \text{式(2.5)}$$

ここで、 P_{sd} : 設計すべり耐力(kN), m : 接合面数(=2), n : ボルト本数(=1), N_d : 設計ボルト軸力(kN) (=205), μ : 設計すべり係数 (=0.4), β_d : すべり/降伏耐力比, σ_{ym} : 母板の降伏耐力 (N/mm²), σ_{ys} : 連結板の降伏耐力 (N/mm²), $w_{1\sim3}$: 板幅 (mm), $t_{1\sim4}$: 板厚 (mm), γ_d : 連結板/母板降伏耐力比である。

表 - 2.1 試験ケースおよび寸法

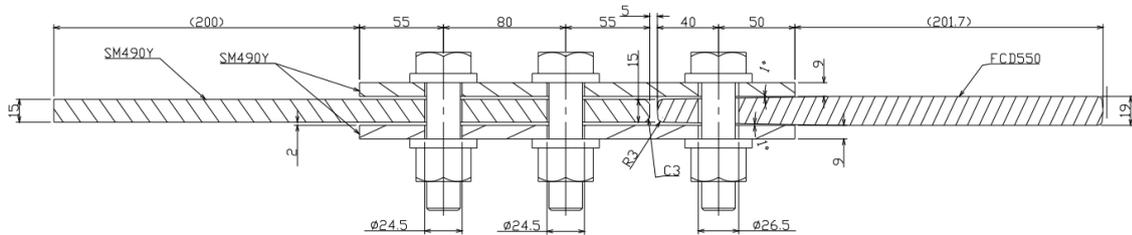
試験ケース		連結板 板幅	連結板 板厚	固定側 母板 板幅	固定側 母板 板厚	すべり側 母板 板幅	すべり側 母板 板厚	すべり側 母板 ボルト孔 最小板厚	すべり側 母板 ボルト孔	連結板 ボルト孔
		w_1 (mm)	t_1 (mm)	w_2 (mm)	t_2 (mm)	w_3 (mm)	t_3 (mm)	t_4 (mm)	d_m (mm)	d_s (mm)
すべり試験	t15-1	100	9	100	15	107.2	15~19	15.9	26.5	24.5
	t15-2									
	t15-3									
感圧紙試験	t15-4									

表 - 2.2 本試験で用いた鋼材の鋼種および材料特性

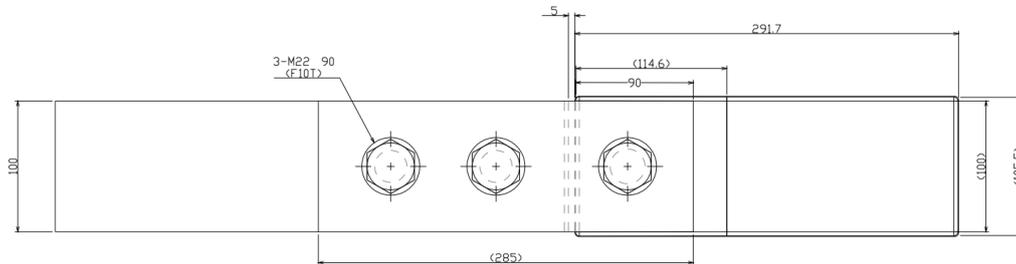
部材		材質	降伏耐力	弾性係数	ポアソン比
			σ_v (N/mm ²)	E (N/mm ²)	ν
母板	すべり側	FCD550	350	170,000	0.28
	固定側	SM490Y	355	200,000	0.30
連結板		SM490Y	355	200,000	0.30

表 - 2.3 試験体のすべり耐力, β , γ

設計 すべり係数	設計 すべり耐力	すべり/ 降伏耐力比	連結板/ 母板降伏耐力比
μ	P_{sd}	β_d	γ_d
0.4	164	0.37	0.54

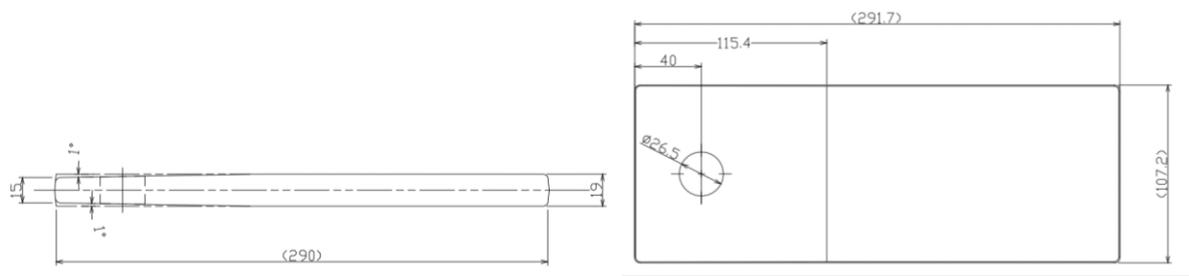


(a) 試験体側面図



(b) 試験体上面図

図 - 2.1 試験体の形状(単位: mm)



(c) すべり側母板の側面図および上面図

図 - 2.1 試験体の形状(単位: mm) (続き)

2.2.2 計測項目・計測方法・すべりの定義

試験体の形状計測位置を図 - 2.2 に示す。計測位置は連結板およびすべり側母板の板厚、板幅、ボルト孔を測定した。また、すべり側母板は、鋳造により制作したため、テーパがついており製造誤差が生じる可能性が考えられる。そのため、板厚は複数ヵ所（遊間側縁端、ボルト孔位置、締付け時の連結板端部）を測定した。なお、図中の矢印は形状計測時のノギスの向きを示している。形状計測の結果を表 - 2.4 に示す。

試験体の膜厚計測位置を図 - 2.3 に示す。膜厚はボルト孔中心から 20mm 離れた点の計測位置を計測している。試験体の表面にブラスト処理を行った後、無機ジंकリッチペイントを塗布した。また、無機ジंकリッチペイントの塗布後、図 - 2.3 に示す位置の膜厚を計測した。母板は表裏面について、連結板は接合面について測定し、計測回数は計測点一点につき 5 回ずつ行った。計測の結果、膜厚の全体平均は 108.7(μm)、標準偏差は 16.8、変動係数は 0.15 であった。膜厚計測結果の度数分布を図 - 2.4 に示す。

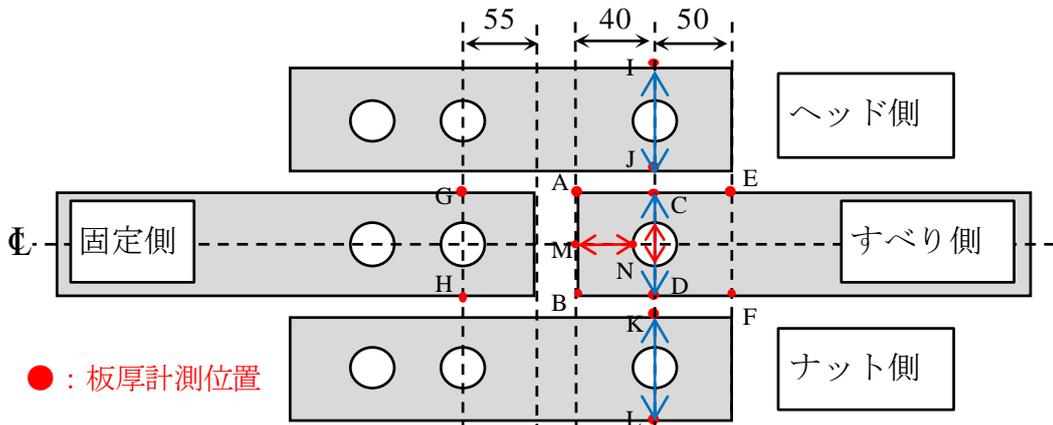


図 - 2.2 試験体形状計測の計測位置 (単位: mm)

表 - 2.4 形状計測の結果

部材	測定位置	真値(図面)(mm)	平均値(mm)	相対誤差(%)	平均値の標準偏差	変動係数
すべり側母板	板厚(A,B)	15.1	15.23	-0.95	0.02	0.12
	板厚(C,D)	16.4	16.45	-0.51	0.02	0.14
	板厚(E,F)	18.1	18.26	-0.81	0.14	0.76
	板幅(E-F)	107.2	106.59	0.57	0.02	0.02
	孔径	26.5	26.50	0.01	0.02	0.06
	孔径距離(M-N)	26.8	27.11	-1.34	0.05	0.18
固定側母板	板幅(G-H)	15.0	15.38	-2.52	0.03	0.20
連結板 ヘッド側	板厚(I,J)	9.0	9.28	-3.06	0.02	0.21
	板幅(I-J)	100.0	100.11	-0.11	0.02	0.02
連結板 ナット側	板厚(K,L)	9.0	9.29	-3.27	0.02	0.20
	板幅(K-L)	100.0	100.13	-0.13	0.02	0.02

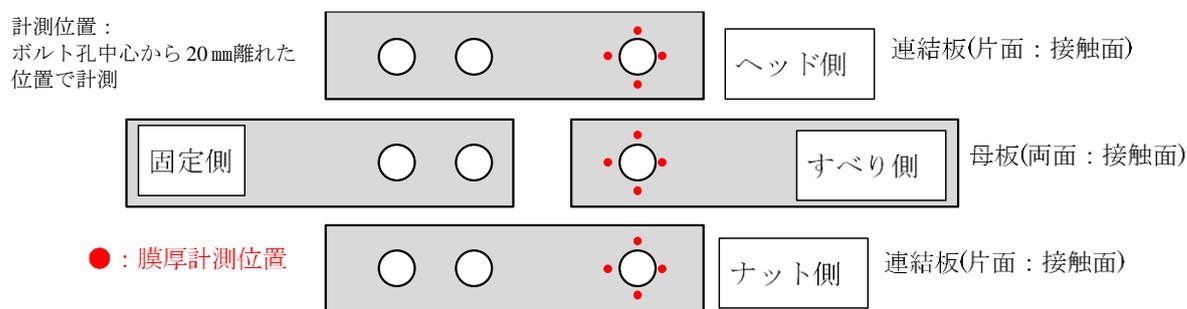


図 - 2.3 試験体の膜厚計測位置

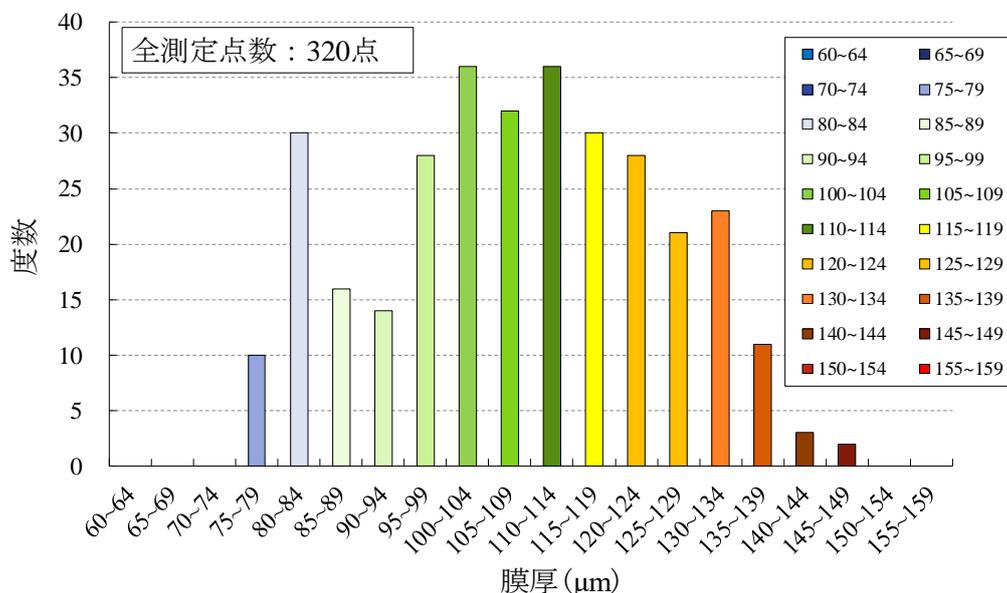


図 - 2.4 膜厚の度数分布

試験体は、母板と連結板を組み立て、ボルトの締付けを行った。すべり側の締付けは、ボルトのキャリブレーション試験結果により得られた締付けトルクと導入軸力の関係を用いて行い、固定側の締め付けはトルク管理により行った。

締付けはスナッグタイト，予備締め，本締めの3段階に分けて行った。スナッグタイトでは，ラチェットを用いて手締めで軽く締付けを行い，予備締めではM22（F10T）ボルトの締付け軸力の60%程度の軸力（123kN）を導入し，本締めでは標準ボルト軸力に相当する軸力（225.5kN）を導入した。試験体締付けの様子を図-2.5に示す。ボルトの締付け順序は高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案）^{2.6)}を参考に，内側から順に締付けを行った。締付け順序を図-2.6に示す。また，連結板が締付けによる曲げ変形の影響により，降伏する可能性があるため，図-2.7に示す位置にひずみゲージを張り付け，締付け時に生じたひずみ量を計測した。

接合面処理が無機ジンクの場合，ボルトの締付け直後はリラクセーションによりボルト軸力が急激に低下することが知られている。また，すべり側母板はテーパを有しているため，締付けによりボルト軸力が更に低下する可能性が存在する。これらのことを考慮し，ボルト締付けからすべり試験まで1週間程度の期間を空けた。

試験はすべり荷重の測定およびすべり挙動を明らかにするため，両側の継手部がすべり荷重に達し，ボルト孔壁がボルト軸部にあたる支圧状態となるまで載荷を行った。すべり荷重は，「鋼構造接合部設計指針」^{2.7)}を参考に，図-2.8に示すように，母板縁端部の遊間側から10mmの位置で計測している相対変位において，①母板-連結板間の相対変位が0.2mmに到達するまでに最大荷重が生じた場合は最大荷重(P1)，②明確な主すべりが生じた場合はその主すべり時の荷重(P2)，③明確な主すべりが生じなかった場合は母板-連結板間の相対変位が0.2mm時の荷重(P3)と定義した。



(a) 試験体締付け（予備締め）



(b) 試験体本締め（本締め）

図 - 2.5 試験体締付けの様子

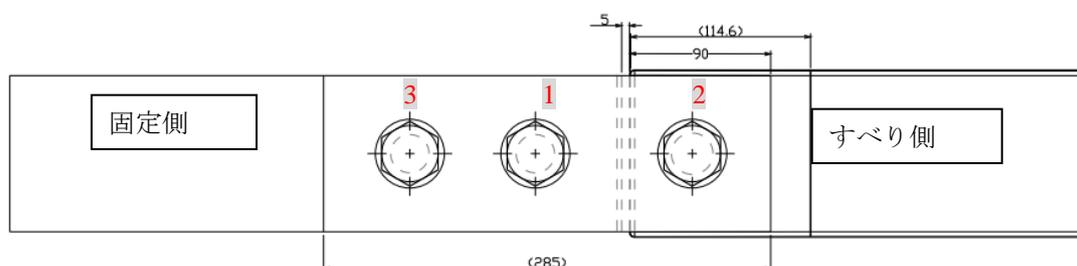


図 - 2.6 高力六角ボルトの締付け順序（単位：mm）

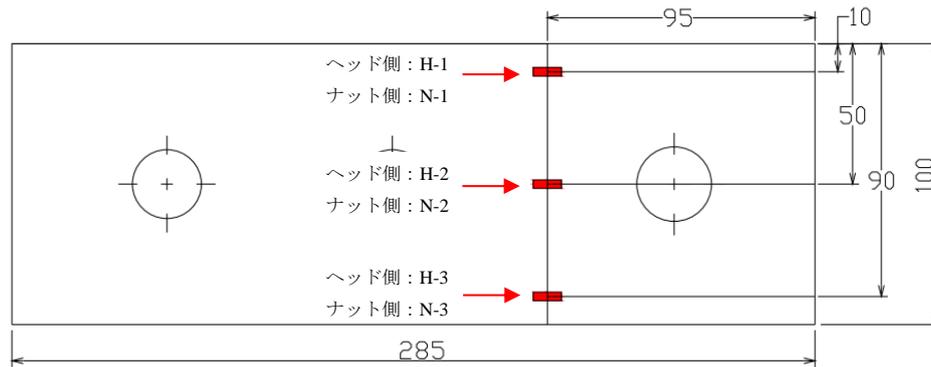


図 - 2.7 連結板のひずみゲージ貼付け位置

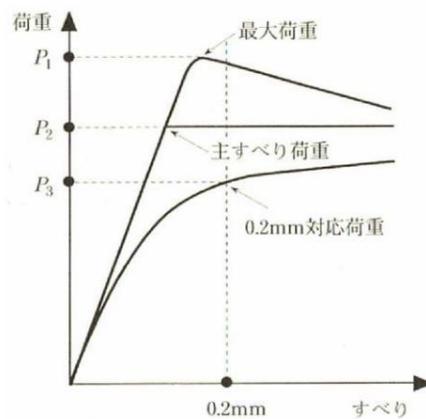
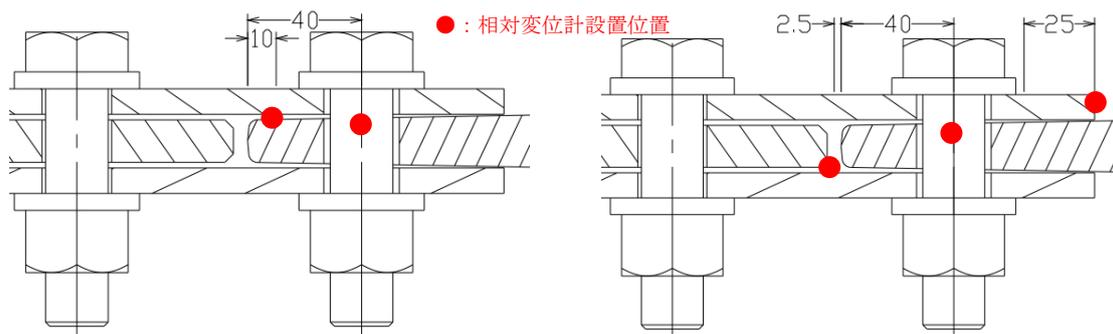


図 - 2.8 すべり荷重の定義^{2.4)}

測定項目として、荷重、すべり側ボルト軸力、母板-連結板間の相対変位を計測した。载荷はアムスラー型万能試験機（载荷能力 1,000kN）を用い、計測機器には高速高機能データロガーTDS-630（東京測器研究所製）を用いた。载荷速度は 1kN/sec となるように制御して行った。相対変位の測定にはクリップ式変位計の RA-5（容量 5mm，東京測器研究所製），UB-5（容量 5mm，東京測器研究所製）および pi 型変位計（容量 5mm，pi-5-50）を用いた。

測定箇所はすべり側母板のボルト軸部中心位置および遊間側縁端部から 10mm の位置としたが、t15-1 の試験を行った結果、すべり側母板にボルトが 1 本しかなかったため、すべり側母板がボルトを中心にピンのように回転してしまった。そのため、相対変位計の測定値が回転の影響を受けてしまい、上記方法では適切に評価することが出来なかったため、t15-2 および t15-3 の試験体では計測位置および計測方法を変更した。t15-2 および t15-3 の測定位置は、固定側母板とすべり側母板の遊間部、すべり側母板のボルト軸上、すべり側母板と連結板間とした。遊間部、縁端 10 mm 位置、ボルト軸上に設置した相対変位計は試験体コバ面の両側に設置し、母板-連結板間に設置した相対変位計は、ボルトヘッド側とボルトナット側にそれぞれ設置した。各試験体の計測位置を図 - 2.9 に示し、計測状況を図 - 2.10 に示す。また、すべり荷重の定義を、1 体目から 3 体目まで共通で、対称位置にある相対変位量の平均値が 0.2mm に到達した際の荷重に変更し、結果整理を行った。



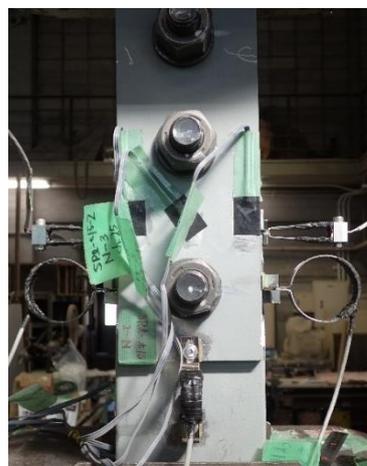
(a) t15-1 の相対変位計測位置

(b) t15-2, 3 の相対変位計測位置

図 - 2.9 試験体の相対変位計設置位置



(a) t15-1 の計測状況



(b) t15-2, 3 の計測状況

図 - 2.10 試験体の相対変位計設置位置

2.2.3 試験結果と考察

(1) 感圧紙試験

すべり試験結果軸力導入前の母板-連結板間に感圧紙（FUJIFILM 製，超高压用プレスケール，圧力測定範囲 130~300MPa）を挟んで締付けを行い，締付け後の接触圧分布を計測した．なお，高力ボルトの締付け軸力および締め付け順序は，すべり試験に用いた試験体と同様の方法で行った．感圧紙試験の結果を図 - 2.11 に示す．締付けによってすべり側母板のボルトおよび固定側母板の内側 1 本目のボルトの接触圧分布はボルト孔周辺に一様に分布しておらず，感圧紙試験より，テーパの影響により接触圧分布に偏りが生じていることを明らかにした．

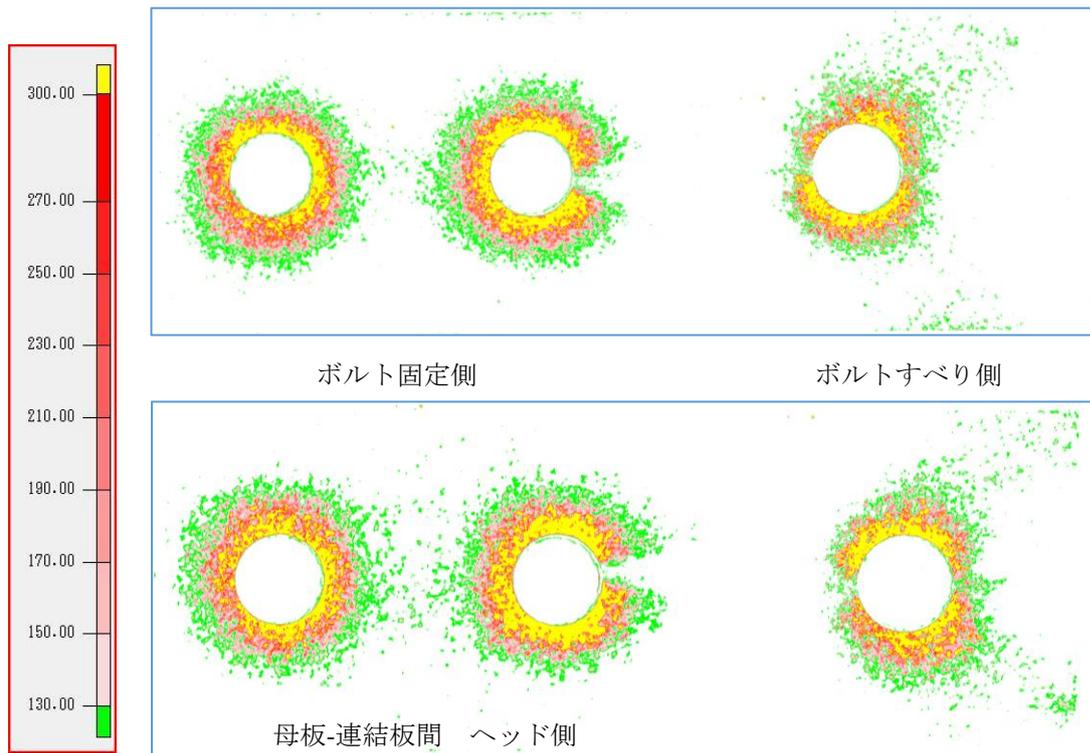


図 - 2.11 母板-連結板間の接触圧力コンター図(単位 : N/mm²)

(2) 締付けおよびリラクゼーション特性

締付け完了時のすべり側のボルト軸力を表 - 2.5 に示す。軸力の管理値は、設計ボルト軸力の 225.5 (kN) ±5% とした。締付け完了時に、図 - 2.7 に示す位置に張り付けたひずみゲージより計測した、連結板表面から得られたひずみの値を表 - 2.6 に示す。連結板の材質は SM490Y であったため、降伏ひずみは表 - 2.2 に示す公称値で計算した場合 1775 μ となるが、締付けにより生じた最大ひずみは 700 μ 近くであったため、部材に降伏は生じなかった。

ボルトの締付けからすべり試験実施までの期間におけるボルト軸力の低下率を測定するため、締付けからリラクゼーション期間を 1 週間程度設け、試験直前までのボルト軸力残存率を求めた。なお、軸力残存率は導入ボルト軸力に対する試験前ボルト軸力までのボルト軸力の残存率であり、式 (2.6) より算出している。リラクゼーション試験の結果を図 - 2.12 に示す。一般的に接合面処理をブラスト処理+無機ジンクリッチペイントとした鋼部材における高力ボルト摩擦接合継手のボルト軸力低下率が 10% であることを考えると、テーパーの影響によりボルト軸力低下率が大きくなった可能性が考えられる。

$$\text{軸力残存率(\%)} = \frac{\text{ボルト軸力(kN)}}{\text{導入ボルト軸力(kN)}} \times 100 \quad \text{式 (2.6)}$$

表 - 2.5 締め付け軸力

試験体名	導入軸力(kN)	管理値上限(kN)	管理値下限(kN)
t15-1	224.8	236.8	214.2
t15-2	230.9		
t15-3	225.8		

表 - 2.6 締め付けにより連結板に生じたひずみ (単位 : μ)

	H-1	H-2	H-3	N-1	N-2	N-3
t15-1	-646	-60	-537	-582	49	-604
t15-2	-695	-100	-619	-635	-100	-642
t15-3	-643	-154	-588	-454	-12	-509

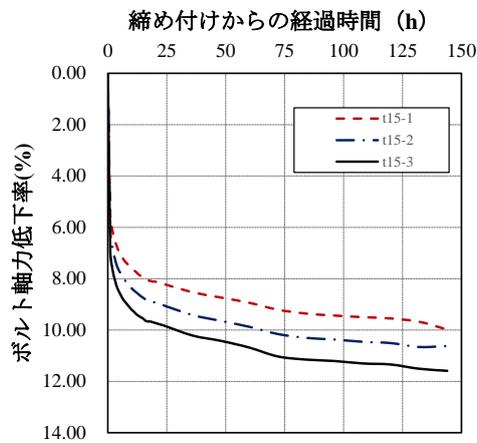
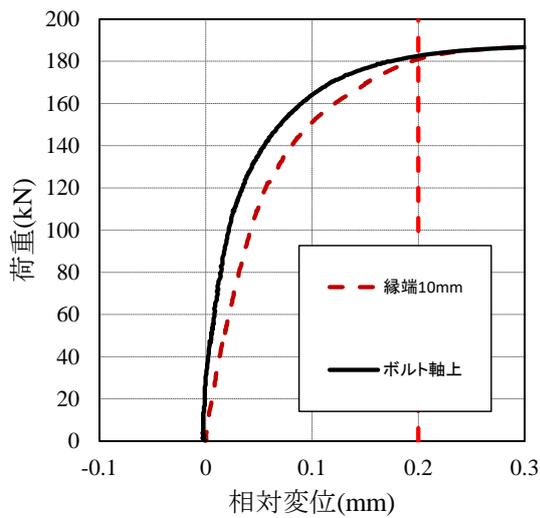


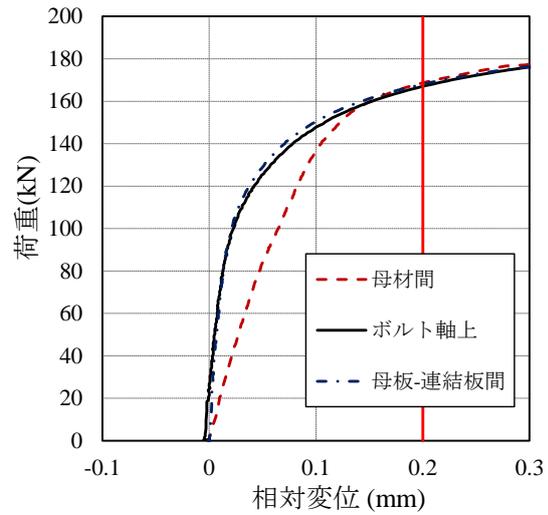
図 - 2.12 試験体のボルト軸力低下率

(3) 荷重と相対変位の関係

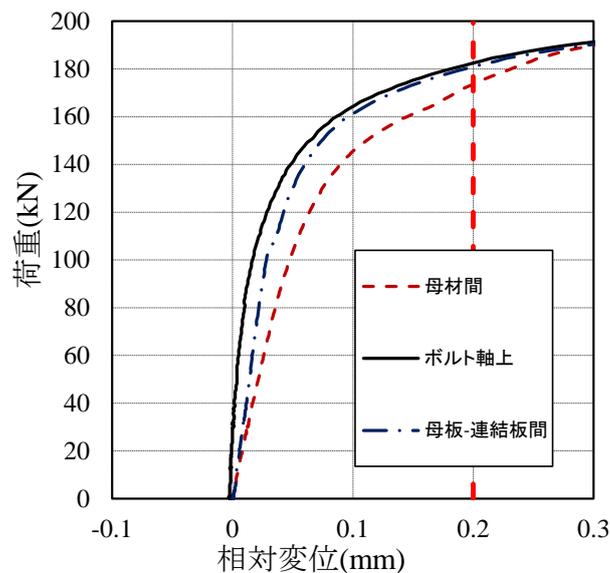
すべり試験によって得られた荷重-相対変位関係を図-2.13に示す。なお、荷重-相対変位関係は最初のすべりが確認できる0.2mmまで、ボルト軸力残存率は最初のすべり付近までのボルト軸力残存率を示している。また、軸力残存率は遊間側の軸ひずみと遊間反対側の軸ひずみを平均した値を示している。荷重-相対変位関係では、全試験体で明確な主すべりは生じなかった。



(a) t15-1 の荷重-相対変位関係



(b) t15-2 の荷重-相対変位関係



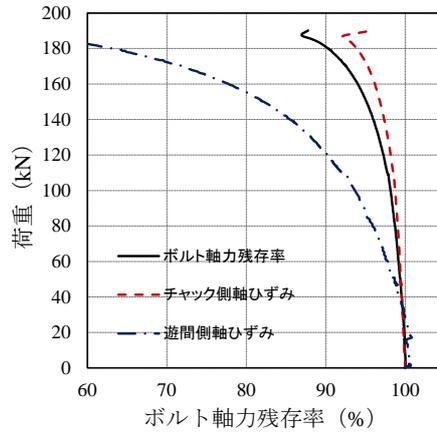
(c) t15-3 の荷重-相対変位関係

図 - 2.13 t15-1 から t15-3 までの荷重-相対変位関係

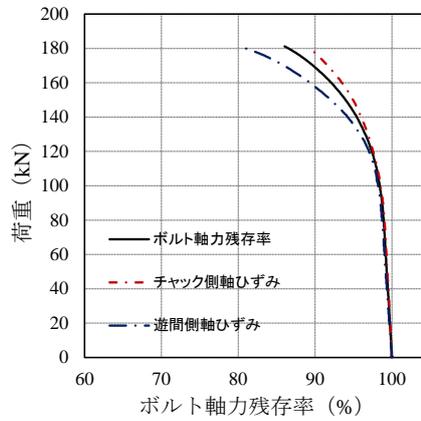
(4) 荷重と軸力低下率の関係

荷重 - ボルト軸力残存率関係を図 - 2.14 に示す. なお, ボルト軸力残存率は最初のすべり付近までのボルト軸力残存率を示している. また, 軸力残存率は遊間側の軸ひずみと遊間反対側の軸ひずみを平均した値を示している. ボルト軸力低下率を確認した結果, すべての試験体において, 遊間反対側のボルト軸ひずみと遊間側のボルト軸ひずみは低下率が大きく異なっていた. また, t15-1 および t15-3 は遊間側のボルト軸ひずみが荷重に伴って大きく低下していた. 原因として, テーパーが抜ける方向に引張られたのに加えて, 締付け時にテーパの影響によって, 締付け時に導入された軸ひずみがボルト孔遊間側とボルト孔遊間反対側で差が大きく生じていたため, 載

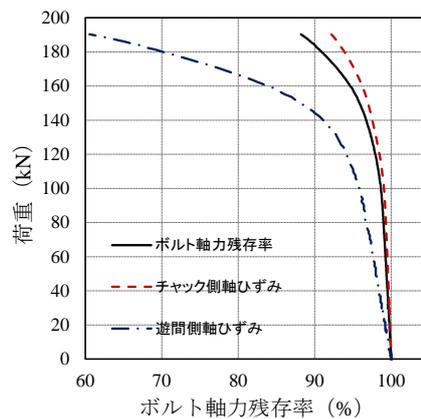
荷中に関しても、ボルト孔遊間側の軸ひずみ低下率が大きくなったと考えられる。



(a) t15-1 のボルト軸力および軸ひずみ残存率 (%)



(b) t15-2 のボルト軸力および軸ひずみ残存率 (%)



(c) t15-3 のボルト軸力および軸ひずみ残存率 (%)

図 - 2.14 t15-1 から t15-3 のボルト軸力および軸ひずみ残存率 (%)

(5) すべり係数

すべり試験より得られたすべり係数を表 - 2.7 に示す。すべり係数は式 (2.7) および式 (2.8) より算出した。試験前ボルト軸力より算出した μ_1 の平均値は 0.45 であり、既往研究²⁻¹⁾のすべり係数と比較した場合、既往研究では 0.55 のすべり係数が得られていたことから、テーパの影響

によりすべり係数は 0.81 倍に低下しており，約 20%低下していた。

すべり係数が低下した理由として，テーパーの影響による不均一な接触圧分布が原因となり，母板のボルト孔周辺が早期に降伏し，ボルト軸力の低下が早期に生じ，テーパーを有さない継手と比べてすべり荷重が低下したためと考えられる。また本試験体はすべり先行型の継手であり，降伏先行型の継手の場合は更にすべり係数が低下することが予想されることから，鋳鉄床版の副リブにテーパーを設ける場合，鋳鉄床版 - 支持部材間の継手はすべり先行型となるように設計する必要があると考えられる。

$$\mu_1 = \frac{P_{slip}}{m \times n \times N_1} \quad \text{式 (2.7)}$$

$$\mu_2 = \frac{P_{slip}}{m \times n \times N_2} \quad \text{式 (2.8)}$$

ここで， μ_1 ：試験前軸力より算出したすべり係数， μ_2 ：すべり時の軸力より算出したすべり係数， P_{slip} ：すべり荷重 (kN)， m ：接合面数 (=2)， n ：ボルト本数 (=1)， N_1 ：試験前のボルト軸力 (kN)， N_2 ：すべり時のボルト軸力 (kN) とした。

表 - 2.7 各試験体のすべり係数

試験 ケース	各計測位置におけるすべり荷重(kN)				すべり 荷重 P_{slip}	試験前 ボルト 軸力 N_1 (kN)	すべり係数		すべり時 ボルト 軸力 N_2 (kN)	すべり係数	
	縁端 10mm	ボルト 軸上	母材 間	母材- 連結板間			μ_1	平均		μ_2	平均
t 15-1	181.1	182.6	-	-	181.1	194.4	0.47	0.45	175.5	0.52	0.49
t 15-2	-	167.5	169.1	168.5	167.5	198.2	0.42		179.1	0.47	
t 15-3	-	183.3	174.1	181.4	174.1	193.4	0.45		178.2	0.49	

2.3 拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験

2.3.1 試験体の形状および寸法

拡大孔または長孔（以下スロット孔）を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動を明らかにするため、すべり試験を実施した。試験体は母板のボルト孔形状をパラメータとして拡大孔のケースと長孔のケースをそれぞれ3体ずつ作成した。試験ケースおよび鋼種を表 - 2.8 に示す。

拡大孔を有するすべり試験体の全体図および、母板・連結板の上面図と側面図を図 - 2.15 に示し、スロット孔を有するすべり試験体の全体図および母板・連結板の上面図と側面図を図 - 2.16 に示す。拡大孔の大きさは $\Phi 26.5$ (mm) , スロット孔の大きさは $\Phi 26.5$ (mm) \times 45 (mm) とし、試験体の母板の孔加工は機械加工とした。

表 - 2.8 試験ケース

試験体名		母板寸法 公称値		鋼種：FCD500 材試結果	連結板寸法 公称値		鋼種：SM490A 公称値	すべり/ 降伏耐力比 β_d
		板厚 (mm)	板幅 (mm)	降伏耐力 (N/mm ²)	板厚 (mm)	板幅 (mm)	降伏耐力 (N/mm ²)	
拡大孔-1	拡大孔 $\Phi 26.5$	28	100	353	16	100	325	0.51
拡大孔-2								
拡大孔-3								
スロット孔-1	スロット 孔 $\Phi 26.5 \times 45$	28	100	353	16	100	325	0.51
スロット孔-2								
スロット孔-3								

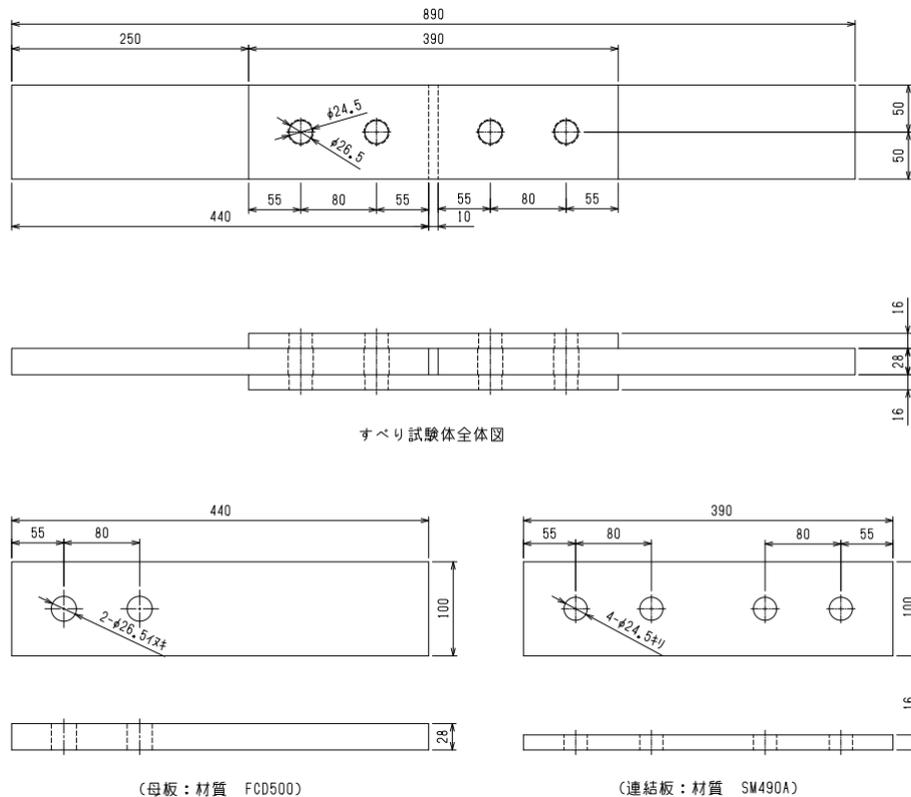


図 - 2.15 拡大孔を有するすべり試験体の全体図および母板・連結板の上面図と側面図
(単位：mm)

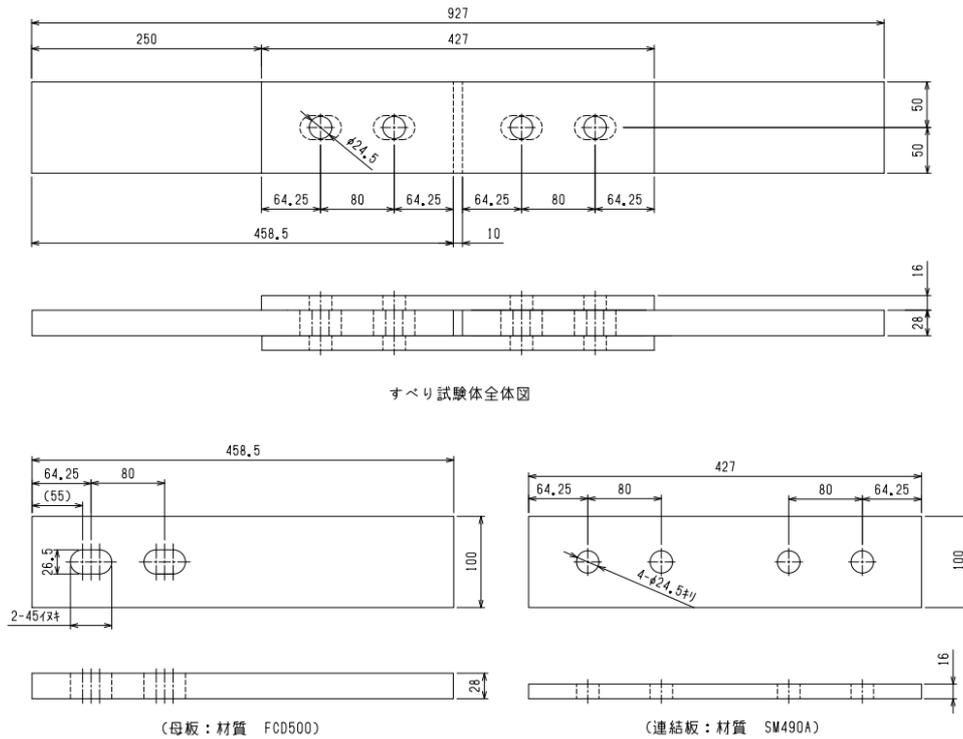


図 - 2.16 スロット孔を有するすべり試験体の全体図と母板・連結板の上面図および側面図（単位：mm）

2.3.2 計測項目・計測方法・すべりの定義

形状計測は母板および連結板の板厚・板幅・孔径を計測項目とした。板幅および板厚は内側ボルト位置のみ計測を行い、計測は1か所につき3回ずつ行った。計測位置を図 - 2.17 に示し、計測結果を図 - 2.18 に示す。なお、図中の矢印は形状計測時のノギスの向きを示している。

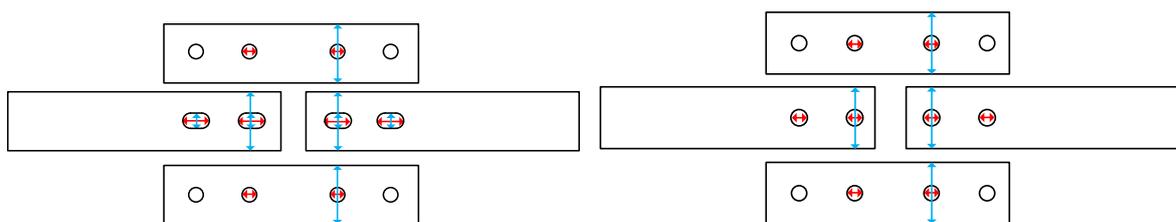


図 - 2.17 形状計測の計測位置（左図：母板スロット孔，右図：母板拡大孔）

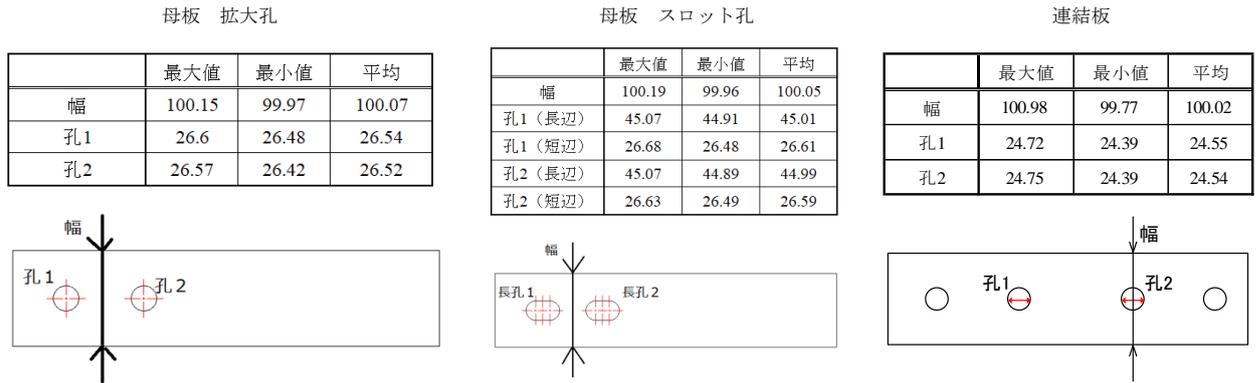


図 - 2.18 形状計測の結果(単位 : mm)

粗さおよび膜厚の計測位置は、過去に行ったすべり試験^{2.1)}の計測箇所を参考に決定した。計測位置を図 - 2.19 に示し、計測結果を表 - 2.9 および表 - 2.10 に示す。図中の青印は粗さおよび膜厚の計測位置, 赤印は膜厚の計測位置を示している。通常孔および拡大孔は孔位置中心から 25mm, スロット孔は孔位置中心から 45mm 離れた点の粗さおよび膜厚を計測する。粗さは 1 か所につき 3 回, 膜厚は 1 か所につき 5 回ずつ計測を行った。

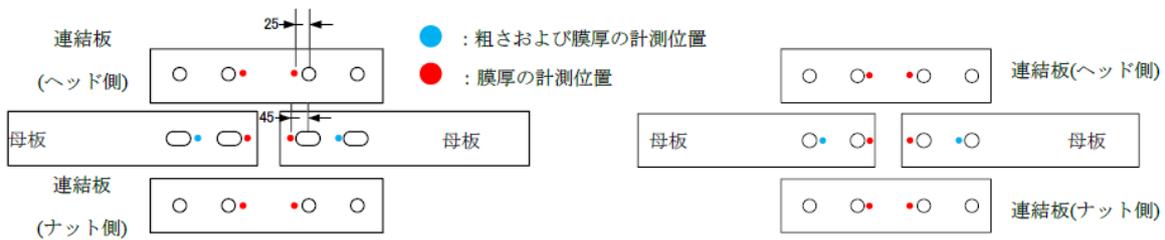


図 - 2.19 粗さおよび膜厚の計測位置(左図 : 母板スロット孔, 右図 : 母板拡大孔) (単位 : mm)

表 - 2.9 粗さの計測結果

	Ra	Rz	Rq
平均値	15.74	85.44	19.30
前回試験	14.93	82.65	-

表 - 2.10 膜厚の計測結果

	最大値	最小値	平均値	標準偏差
母板	167	86.5	86.5	15.7
連結板	134.1	76.6	109.2	11.1

試験体は前節で扱った 1° テーパーを有する高力ボルト摩擦接合継手の試験と同様に、母板と連結板を組み立て、ボルトの締め付けを行い、締め付けはボルト内側から順番に行った。試験体のボルトはすべてゲージボルトとし、軸力導入はボルトのキャリブレーション試験結果により得られた締め付けトルクと導入軸力の関係を用いて行った。予備締めはトルク管理、本締めはひずみ管理で設計ボルト軸力の 1.1 倍まで軸力導入を行った。すべり荷重は前節と同様の定義で算出している。

測定項目として、荷重、ボルト軸力、母板-連結板間の相対変位を計測した。载荷はアムスラー型万能試験機（载荷能力 1,000kN）を用い、計測機器には高速高機能データロガー TDS-630（東京測器研究所製）を用いた。载荷速度は 1kN/sec となるように制御して行った。相対変位の測定はクリップ変位計で行い、ボルト位置に RA-5（容量 5mm，東京測器研究所製），母板の縁端 10mm 位置（赤丸）は UB-5（容量 5mm，東京測器研究所製）を用いた。なお，UB-5 はボルトのヘッド側に設置した場合は H，ナット側に設置した場合は N の記号を記載している。相対変位の計測位置を図 - 2.20 に示す。すべり荷重の算出は縁端 10mm 位置（図中の赤丸）に示した位置で行った。

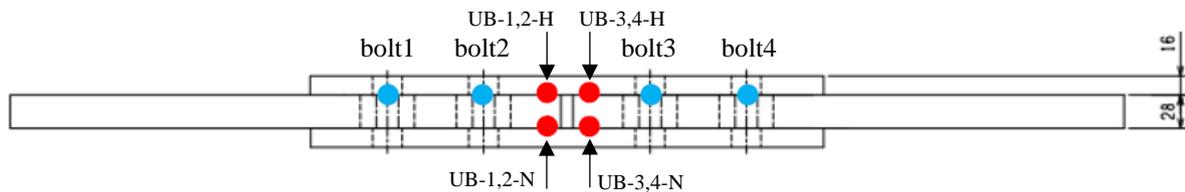


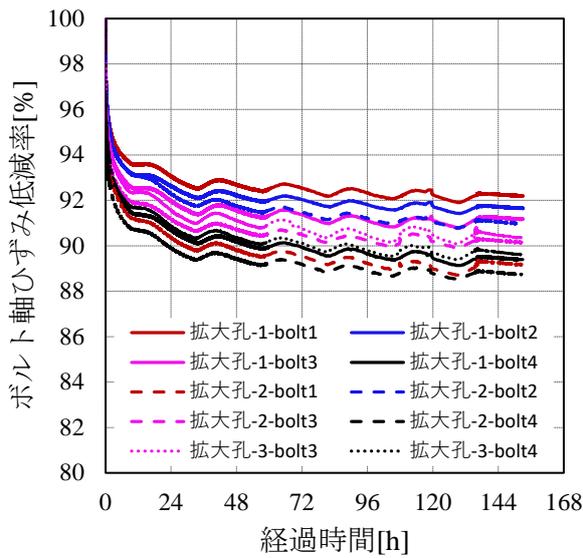
図 - 2.20 すべり試験体の相対変位計測位置

2.3.3 試験結果と考察

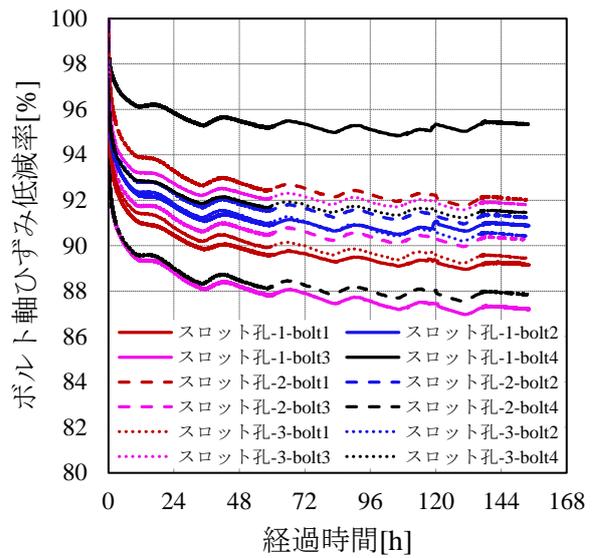
(1) 締め付けおよびリラクゼーション特性

締め付け時のボルト導入軸力を表 - 2.11 に示す。軸力の管理値は、設計ボルト軸力の 225.5 (kN) $\pm 5\%$ とした。

リラクゼーション期間は締め付けを開始してから 7 日間とした。締め付けから载荷前までのリラクゼーション試験の結果を図 - 2.21 および表 - 2.11 に示す。拡大孔とスロット孔でボルト軸力残存率はあまり変わらなかった。



(a) 拡大孔



(b) スロット孔

図 - 2.21 リラクゼーション試験の結果

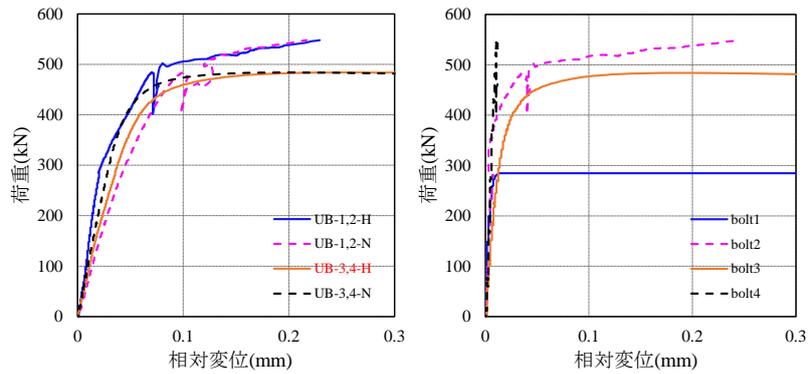
表 - 2.11 締め付け軸力とボルト軸ひずみの低下率

		締め付け軸力	ボルト軸ひずみ(%)				
		(kN)	締め付け 1h後	締め付け 24h後	締め付け 72h後	締め付け 120h後	締め付け 144h後
拡大孔-1	bolt1	227.2	95.6	93.1	92.5	92.2	92.3
	bolt2	225.1	95.1	92.6	92.0	91.7	91.7
	bolt3	225.5	94.7	92.0	91.4	91.1	91.2
	bolt4	224.0	93.8	90.7	89.9	89.4	89.5
拡大孔-2	bolt1	226.6	93.8	90.4	89.5	89.0	89.3
	bolt2	225.4	95.5	92.3	91.5	91.0	91.1
	bolt3	224.8	94.2	91.2	90.5	90.2	90.2
	bolt4	226.9	93.2	89.9	89.2	88.8	88.8
拡大孔-3	bolt1	-	-	-	-	-	-
	bolt2	-	-	-	-	-	-
	bolt3	226.7	94.7	91.6	90.7	90.5	90.5
	bolt4	222.2	94.1	90.9	90.1	89.7	89.7
スロット孔-1	bolt1	232.4	93.6	90.5	89.6	89.3	89.2
	bolt2	225.1	94.7	91.7	91.0	91.1	91.0
	bolt3	226.2	92.0	88.8	87.9	87.5	87.3
	bolt4	227.5	97.6	95.8	95.3	95.3	95.4
スロット孔-2	bolt1	225.3	96.5	93.3	92.5	92.2	92.1
	bolt2	229.4	95.1	92.3	91.7	91.4	91.3
	bolt3	225.3	94.1	91.2	90.6	90.4	90.4
	bolt4	224.6	92.0	89.0	88.3	88.0	87.9
スロット孔-3	bolt1	226.7	93.9	90.8	90.0	89.6	89.6
	bolt2	225.0	94.6	91.8	91.1	90.6	90.5
	bolt3	224.2	95.3	92.7	92.2	91.9	91.9
	bolt4	226.7	94.9	92.4	91.8	91.5	91.5
拡大孔平均値		225.4	94.5	91.4	90.7	90.4	90.4
スロット孔平均値		226.5	94.5	91.7	91.0	90.7	90.7

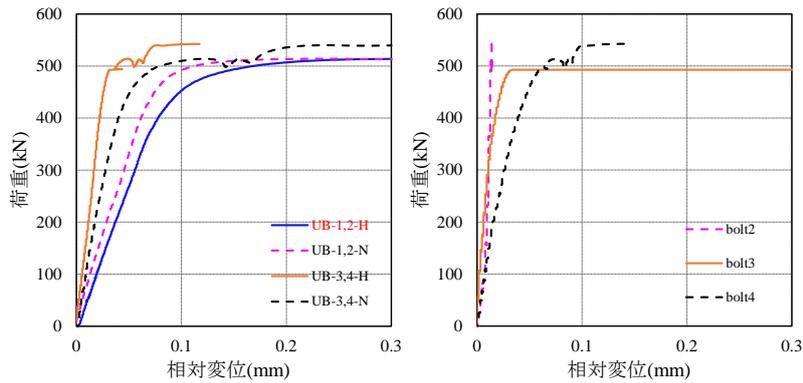
※拡大孔-3のbolt1とbolt2は計測結果に異常が見られたため、载荷直前にゲージボルトを交換した。そのためリラクゼーション試験の計測はできていない。

(2) 荷重と相対変位の関係

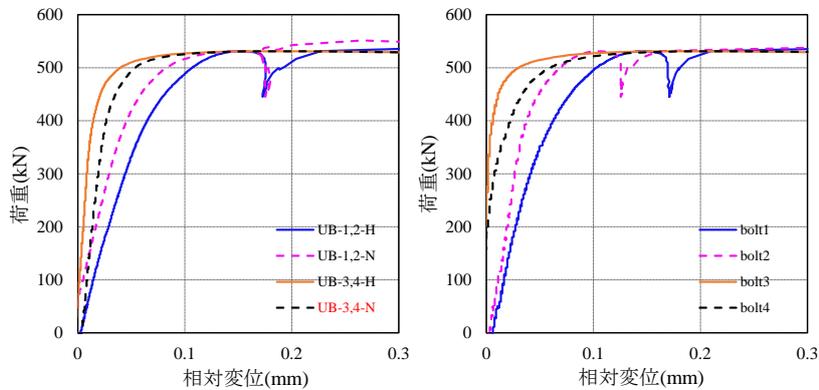
拡大孔の試験体の試験結果を図 - 2.22, 長孔の試験体の試験結果を図 - 2.23 に示し, すべりが生じた箇所の縁端 10mm 位置における荷重-相対変位関係を図 - 2.24 に示す. UB と記載された判例は縁端 10mm 位置, bolt と記載された判例は bolt 位置での相対変位を示しており, それぞれの凡例において, 最初にすべりが生じた箇所の凡例を黒文字から赤文字に変更して示している. 各ケースでばらつきは生じているものの, すべり係数の平均値にほとんど差は生じなかった (4 すべり係数にて後述).



(a) 拡大孔 - 1 の荷重 - 相対変位関係

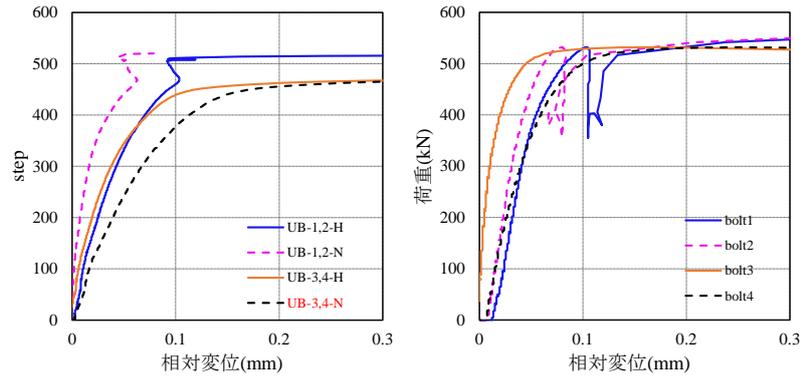


(b) 拡大孔 - 2 の荷重 - 相対変位関係

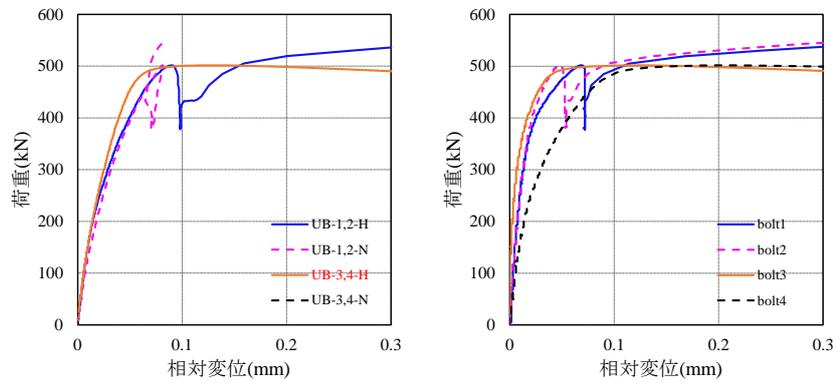


(c) 拡大孔 - 3 の荷重 - 相対変位関係

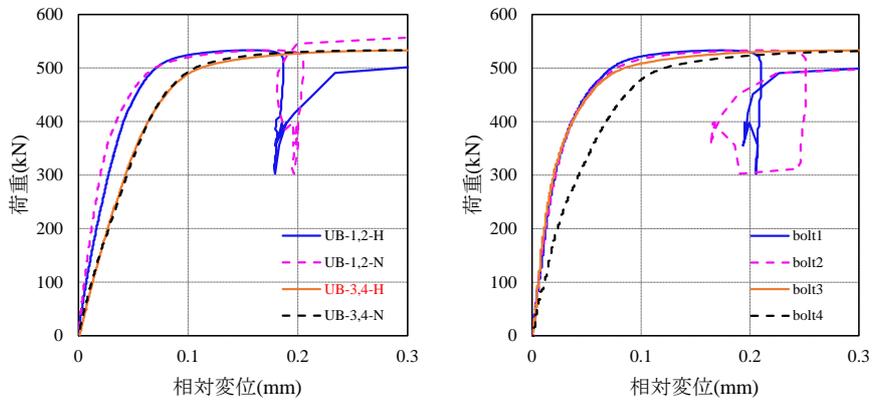
図 - 2.22 拡大孔の荷重-相対変位関係



(a) 長孔 - 1 の荷重 - 相対変位関係

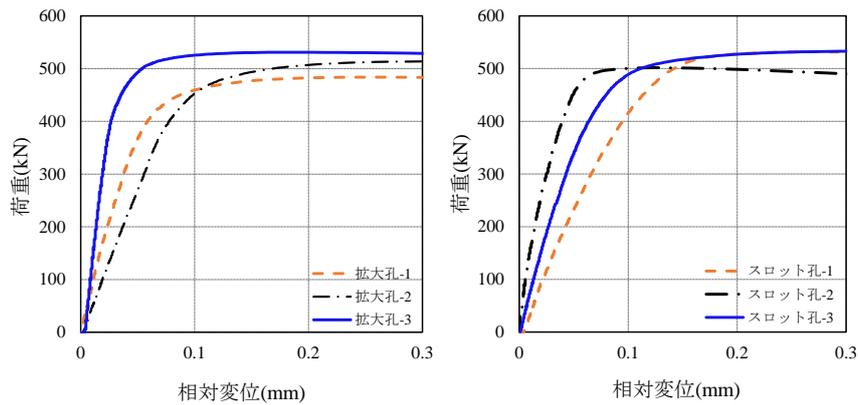


(b) 長孔 - 2 の荷重 - 相対変位関係



(c) 長孔 - 3 の荷重 - 相対変位関係

図 - 2.23 長孔の荷重 - 相対変位関係



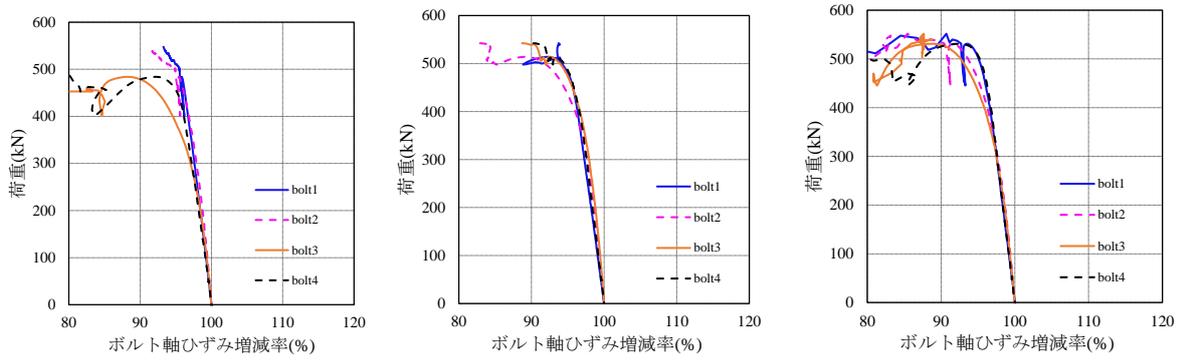
(a) 拡大孔

(b) スロット孔

図 - 2.24 最初にすべりが生じた箇所の荷重-相対変位関係

(3) 荷重と軸力低下率の関係

拡大孔の試験体の荷重 - ボルト軸ひずみ増減率関係を図 - 2.25 に示し、長孔の試験体の荷重 - ボルト軸ひずみ増減率関係を図 - 2.26 に示す。拡大孔と長孔であり差はみられなかった。

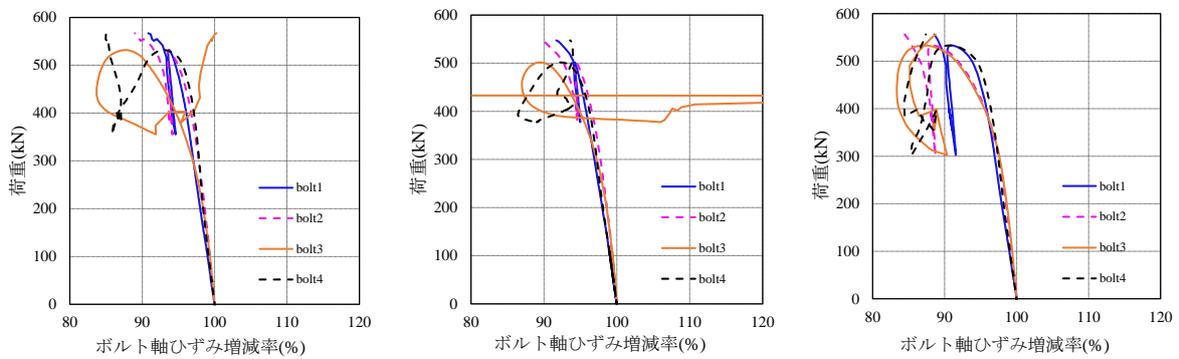


(a) 拡大孔 - 1

(b) 拡大孔 - 2

(c) 拡大孔 - 3

図 - 2.25 拡大孔の荷重 - ボルト軸ひずみ増減率関係



(a) 長孔 - 1

(b) 長孔 - 2

(c) 長孔 - 3

図 - 2.26 長孔の荷重 - ボルト軸ひずみ増減率関係

(4) すべり係数

全試験体の試験前軸力およびすべり係数を表 - 2.12 に示す。すべり係数はすべり荷重および試験前軸力から算出した。拡大孔と長孔は同程度のすべり係数が得られていた。拡大孔のすべり係数にはばらつきが生じているものの、道路橋示方書^{2.2)}に示された設計すべり係数である 0.45 を大きく上回っており、すべり係数の平均値にほとんど差はみられなかった。

表 - 2.12 すべり荷重とすべり係数

ケース名	試験前軸力 N_1 (kN)				すべり箇所	すべり荷重	すべり係数	平均
	bolt-1	bolt-2	bolt-3	bolt-4		P_{slip} (kN)	μ_1	
拡大孔-1	208.2	206.2	205.5	200.2	UB-3,4-H	482.9	0.60	0.63
拡大孔-2	202.1	205.1	203.5	201.9	UB-1,2-H	507.7	0.62	
拡大孔-3	203.2	208.2	203.7	198.5	UB-3,4-N	530.9	0.66	
長孔-1	206.5	204.9	198.0	221.3	UB-3,4-N	528.0	0.63	0.63
長孔-2	207.7	209.9	202.8	197.4	UB-3,4-H	501.6	0.63	
長孔-3	203.0	201.7	206.4	208.5	UB-3,4-H	527.1	0.64	

2.4 鋳鉄母板を有する高力ボルト摩擦接合継手におけるすべり挙動の解析的検討

2.4.1 解析目的

Eurocode^{2,4)}およびAASHTO^{2,5)}にて、長孔の低減係数は拡大孔の低減係数よりも大きな値が規定されており、拡大孔よりも長孔の方がすべり係数が低下するものと予想されていたが、実験結果にて長孔と拡大孔ですべり係数の変化が見られなかった。これはすべり降伏耐力比 β が0.51と小さいためと考えられる。すべり先行型の継手における長孔を有する鋳鉄母板の適用性を確認するため、孔径および鋼種をパラメータにAbaqus2020^{2,8)}により3次元FE解析を実施した。

2.4.2 解析モデルの概要および解析ケース

解析モデルの概要を図-2.27に示す。解析モデルは図-2.27に示すように継手の1/8領域をモデル化した。解析はボルト孔および母板の材料特性をパラメータとし、全部で6ケースの解析を行った。解析ケースおよび用いた材料特性を表2-13に示す。球状黒鉛鋳鉄（以下FCD500）と鋼材（以下SM490）の降伏耐力は同程度とし、応力-ひずみ関係はバイリニアで与え、FCD500の二次勾配は材料試験結果を参考に決定した。

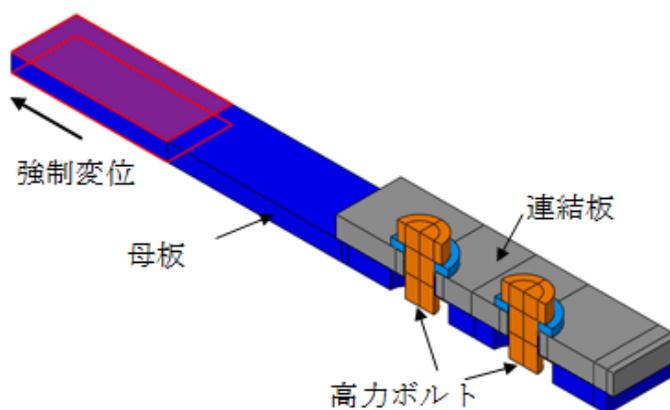


図 - 2.27 解析モデル

表 - 2.13 解析ケースおよび材料特性

解析ケース	ボルト孔	降伏耐力 σ_y (N/mm ²)	ヤング係数 E(N/mm ²)	二次勾配	ポアソン比	すべり/降伏耐力比 β
FCD500-NH	標準孔	320	170,000	E/50	0.28	0.55
FCD500-OH	拡大孔					0.56
FCD500-SH	長孔					0.56
SM490a-NH	標準孔	325	200,000	E/100	0.30	0.54
SM490a-OH	拡大孔					0.55
SM490a-SH	長孔					0.55

2.4.3 境界条件およびすべり判定の定義

使用要素は一辺約3mmの低減積分ソリッド要素を用い、板厚方向に5分割している。メッシュの分割状況を図-2.28に示す。荷重は図-2.27に示すように、母板外側縁端面に強制変位を与えて行った。摩擦係数は道路橋示方書の設計すべり係数を参考に母板-連結板間で0.45とし、それ以外の接触面で0.01とした。

また、すべり判定は母板の縁端 10mm 位置におけるメッシュを参照し、図 - 2. 29 に示す位置の相対変位より荷重 - 相対変位関係を求め、相対変位が 0.20mm を超えた時点の荷重をすべり荷重と定義した。

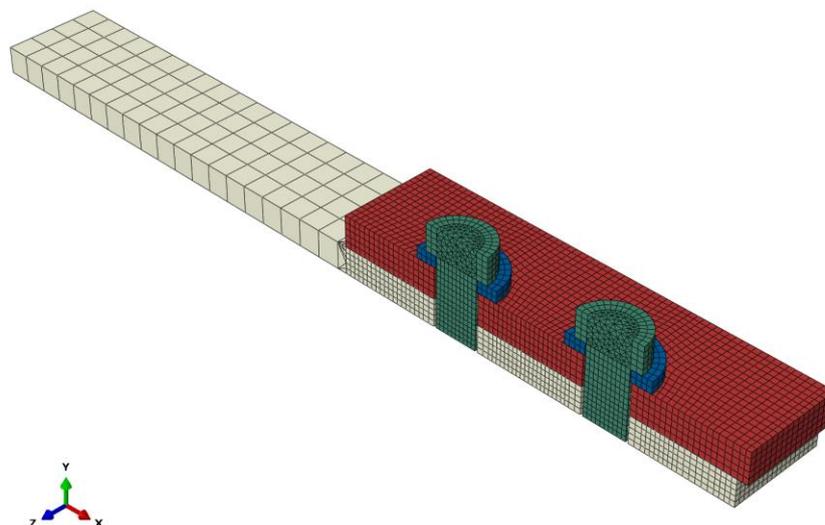
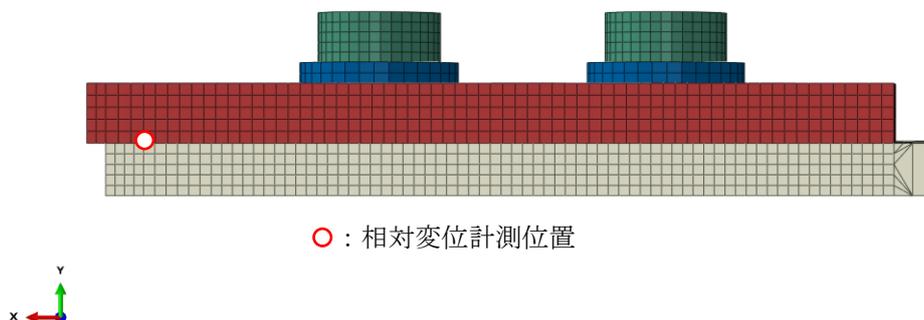


図 - 2. 28 メッシュの分割状況



○：相対変位計測位置

図 - 2. 29 相対変位計測位置

2.4.4 解析結果と考察

解析結果を図 - 2. 30 に示す。β が小さい（すべり先行型）場合、解析においても母板のボルト孔が拡大孔から長孔に変化しても、すべり係数の変化は小さかった。鋼種の違いによらず、標準孔と拡大孔は同程度のすべり係数であった。拡大孔と長孔のすべり係数を比較すると、長孔のすべり係数は約 1%ほど低下したが、ほとんど影響は無いと考えられる。また、FCD500 と SM490 ですべり係数を比較した結果、SM490 の方がわずかにすべり係数が高かったが、同程度の結果であった。SM490 の方がすべり係数が高い理由として、FCD500 は鋼材よりも剛性が低いため、母板の変形がわずかに大きく、母板外側ボルト孔がわずかに鋼材よりも変形し、すべり係数が低下したと考えられる。

これらの結果より、すべり先行型の板厚構成の場合、拡大孔と長孔ではすべり係数の差異は小さく、FCD500 と SM490 で剛性が異なっても、降伏耐力が同程度であれば、すべり係数はほとんど

ど変わらないと考えられる。

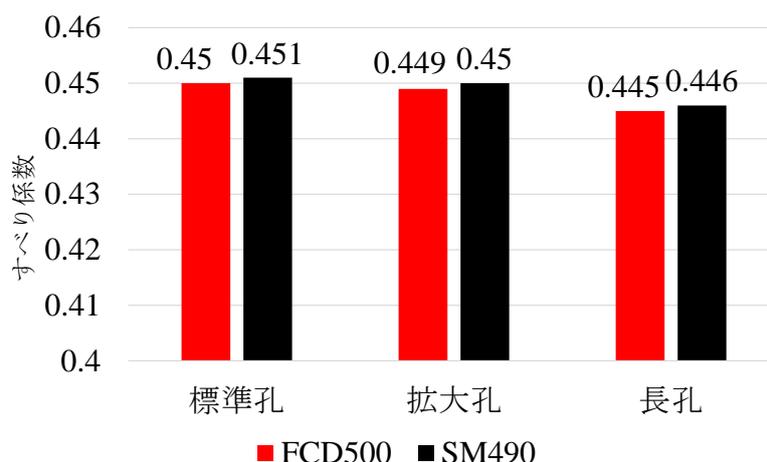


図 - 2.30 すべり係数の比較結果

2.5 まとめ

本章では、鋳鉄床版 - 主桁間の接合部に用いられる鋳鉄母板を用いた 1° テーパーおよび拡大孔・長孔を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動を検討するため、すべり試験および FE 解析を実施した。

得られた結論を以下に示す。

- 1) 母板の両側に 1°テーパーを有する鋳鉄部材を用いたすべり試験を行った結果、0.45 のすべり係数が得られた。既往研究とすべり係数を比較した結果、テーパーの影響によりすべり係数が約 20%低下している。
- 2) テーパーの影響によりすべり係数が低下した理由として、テーパーの影響により締付け完了時に母板 - 連結板間のボルト孔周辺に接触厚が均一に分布せず一部ボルト孔周辺に局所的な接触圧が作用したため、ボルト孔周辺が早期に降伏し、ボルト軸力の低下が生じ、テーパーを有さない継手と比べてすべり荷重が低下したためと考えられる。
- 3) 母板に拡大孔 (Φ26.5mm)・長孔(Φ26.5mm×45mm)を有する鋳鉄部材を用いたすべり試験を行った結果、長孔で 0.63、拡大孔で 0.63 のすべり係数が得られ、拡大孔と長孔ので同程度のすべり係数が得られた。
- 4) 母板に拡大孔・長孔を有する鋳鉄部材を用いたすべり試験体に対して、FE 解析により標準孔と拡大孔および長孔の比較および、鋳鉄部材と鋼材の違いについて比較検討を行った結果、標準孔と拡大孔および長孔のすべり係数にほとんど差は生じなかった。また、鋳鉄部材と鋼材の弾性係数の違いによる有意な差は生じなかった。

参考文献

- 2.1) 池田祐哉, 山口隆司, 佐伯英一郎, 飛永浩伸, 日高哲郎: 球状黒鉛鑄鉄板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力, 構造工学論文集, Vol.62A, pp.705-714, 2016.
- 2.2) 公益社団法人日本道路協会: 道路橋示方書 (II鋼橋・鋼部材編)・同解説, 改訂版第1版, 丸善出版株式会社, 2017.11.
- 2.3) 亀井義典, 中村貴史, 秋山寿行, 高木優任, 西村宣男: 等厚部を省略したLP鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度試験, 構造工学論文集, Vol.46A, pp.1241-1250, 2000.3.
- 2.4) European Committee for Standardization (CEN): Eurocode 3: Design of steel structures-Part 1-8: Design of joints, EN1993-1-8, 2005.
- 2.5) AASHTO LRFD: BRIDGE DESIGN SPECIFICATIONS, NINTH EDITION, 2020.
- 2.6) 土木学会: 高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針(案), 2006.
- 2.7) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 丸善出版株式会社, 2012.
- 2.8) SIMULIA: abaqus analysis user's manual, Vol. I-V, Ver.2020.

第3章 母板に1°テーパーを有する鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動

3.1 はじめに

鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造においては、既設橋梁の床版取替を容易に出来るように、高さ調整用のフィラープレートと支持部材を用いた高力ボルト摩擦接合継手により連結されている。しかしながら、鋳鉄床版のリブには製作過程で抜き勾配が設けられており、支持部材と接合する副リブには高さ方向に約1°の抜き勾配（以下1°テーパー）が設けられている。また、2章にて1°テーパーを有する高力ボルト摩擦接合継手ではすべり耐力が低下することを明らかにしたため、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造に対して、テーパーの影響を考慮したすべり性状を把握する必要がある。

本章では、鋳鉄床版 - 主桁間の接合部におけるすべり挙動を把握することを目的として、異なる支持部材を有する3種類の鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を模した試験体に対し、鋳鉄床版の橋軸方向へ水平載荷実験を実施し、それぞれの支持部材適用時におけるすべり挙動を検討する。また、鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造に着目したFE解析を行い、テーパーの影響を明らかにする。

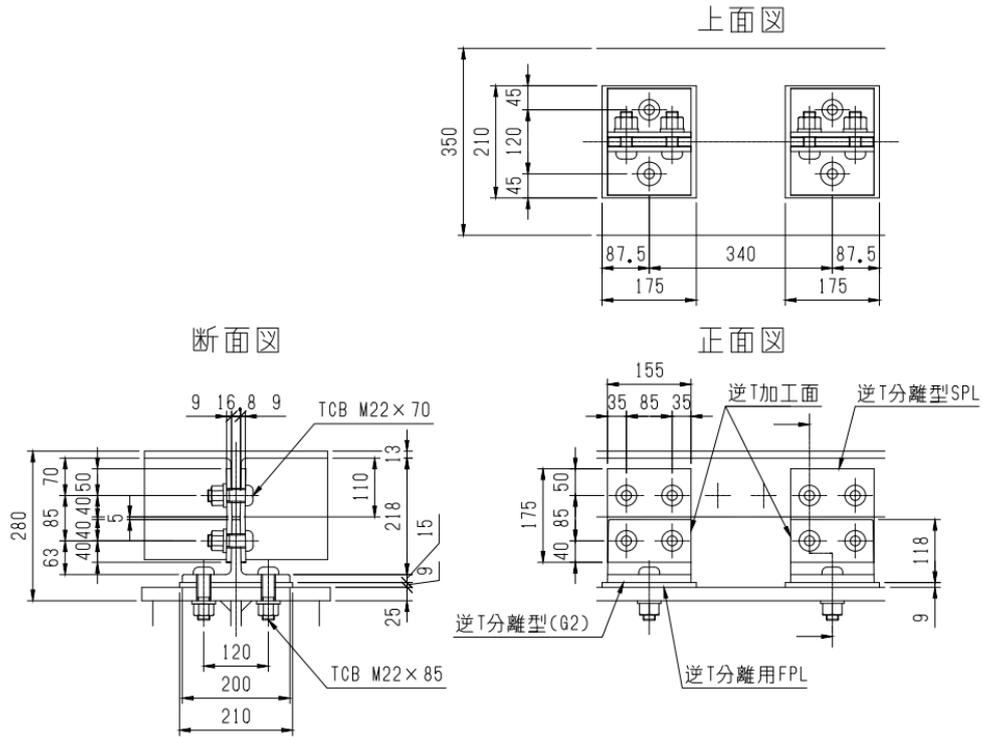
3.2 試験体の形状および寸法

3.2.1 試験体の設計方針および諸元

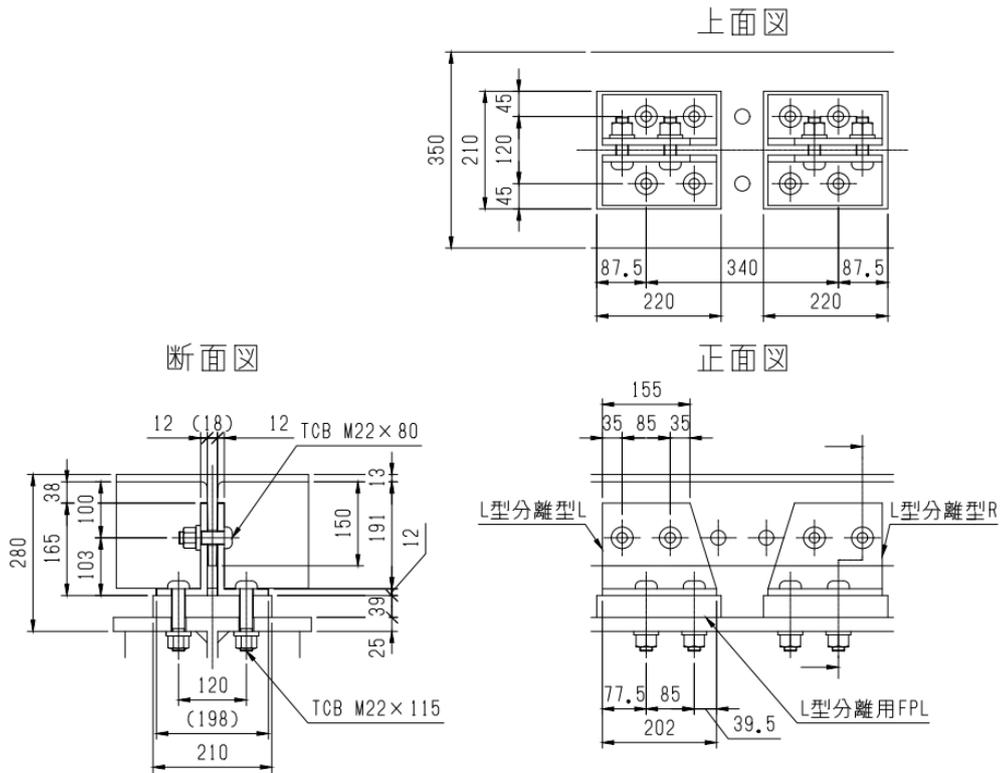
試験体一覧を表 - 3.1 に示す。鋳鉄床版 - 主桁間の支持部材は鋳鉄床版の配置場所によって使い分けられるため、本章では3種類の支持部材に対して検討を行った。桁中央部に設置することを想定し、鋳鉄床版と主桁の接合に必要なボルト本数を少なくした逆T分離型支持部材を用いたケース1、キャンバーの影響やハンチ部を想定しケース1より支持部材の高さを抑えたL分離型支持部材を用いたケース2、桁端部に設置することを想定し、鋳鉄床版と主桁の接合に必要なボルト本数を多くしたL一体型支持部材を用いたケース3の3種類の供試体で検討を行った。ケース1からケース3までの支持部材の詳細図を図 - 3.1 に示し、鋳鉄床版の図面を図 - 3.2 に示す。

表 - 3.1 試験ケース

供試体名	支持部材形状	試験体数
ケース1	逆T分離型	1
ケース2	L分離型	1
ケース3	L一体型	1

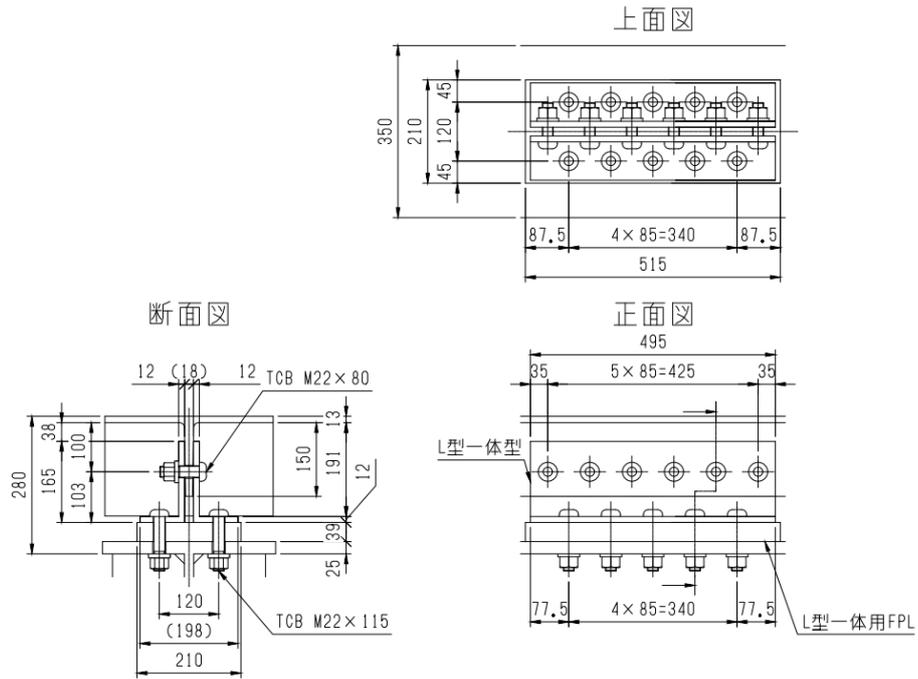


(a) ケース1 接合部(支持部材：逆T分離型)



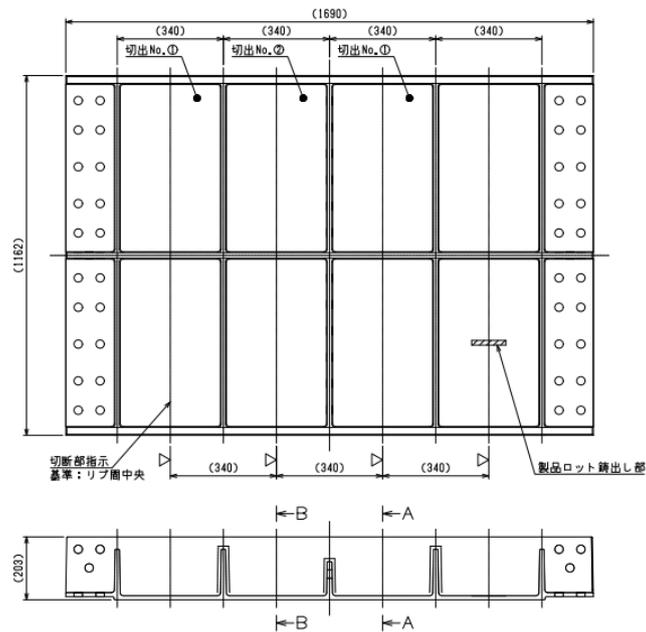
(b) ケース2 接合部(支持部材：L分離型)

図 - 3.1 各ケースの接合部詳細図(単位：mm)



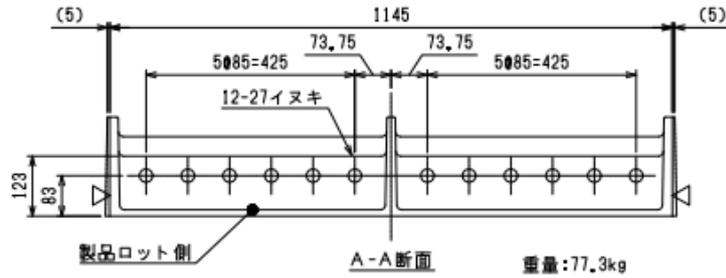
(c) ケース 3 接合部(支持部材 : L 一体型)

図 - 3.1 各ケースの接合部詳細図(単位 : mm) (続き)

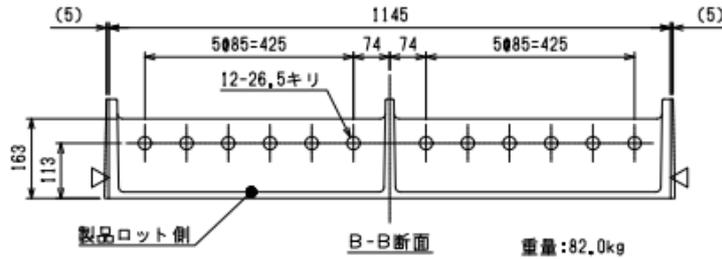


(a) 鋳鉄床版モジュール全体図

図 - 3.2 鋳鉄床版モジュールの寸法(単位 : mm)



(b) 鋳鉄床版モジュールの断面図（ケース 2 およびケース 3 に適用）



(c) 鋳鉄床版モジュールの断面図（ケース 1 に適用）

図 - 3.2 鋳鉄床版モジュールの寸法(単位 : mm) (続き)

本試験で使用した部材の鋼種および材料特性を表 - 3.2 に示す. なお, 材料試験は行っていないため値は公称値としている. 試験に用いた部材は, L 分離型および L 一体型の支持部材以外は, すべて拡大孔 ($\Phi 26.5$) となっている. 鋳鉄床版の大きさは実際の鋳鉄床版を切り出しており, 接合構造は実寸大の大きさで実験を行った.

ケース 1 は図 - 3.1(a) に示すように, 鋳鉄床版 - 主桁間は逆向きの T 型をした支持部材を用いて接合され, 鋳鉄床版と支持部材の間は支持部材の両側に連結板がある 2 面摩擦接合, 支持部材と主桁の間は支持部材とフィラープレート, 主桁の上フランジからなる 1 面摩擦接合となっている. また, 逆 T 分離型の支持部材は鋳鉄床版 - 支持部材間の接合面に鋳鉄床版副リブと同様のテーパを有している. ケース 2 は図 - 3.1(b) に示すように L 型の支持部材を用いて接合され, 鋳鉄床版 - 支持部材間は L 型の支持部材で鋳鉄床版を挟んで締める 2 面摩擦接合, 支持部材 - 主桁間はケース 1 と同様の 1 面摩擦接合となっている. ケース 3 は図 - 3.1(c) に示すように, ケース 2 の L 型を拡張した支持部材を用いており, 鋳鉄床版 - 母板間は 2 面摩擦接合, 支持部材 - 主桁間は 1 面摩擦接合となっている.

表 - 3.2 水平載荷実験で使用した部材の材料特性

部材名	材質	降伏耐力 σ_y (N/mm ²)	引張耐力 σ_u (N/mm ²)	弾性係数 E(N/mm ²)	ポアソン比 ν
鋳鉄床版	FCD550	350	550	170,000	0.28
支持部材(逆T分離型)					
連結板(逆T分離型)	SM490Y	355	490	200,000	0.3
支持部材(L分離型, L一体型)	SS400	235	400		
フィラープレート(3ケース共通)					
主桁					
高力六角ボルト	F10T	900	1000		
トルシアボルト	S10T				

3.2.2 試験体形状

ケース 1 の試験体を標準試験体とし、標準試験体の試験体設置後の状態を図 - 3.3 に示し、図 - 3.3 の正面図を図 - 3.4、側面図を図 - 3.5、上面図を図 - 3.6 に示す。また、ケース 2 の側面図を図 - 3.7、ケース 3 の側面図を図 - 3.8 に示す。

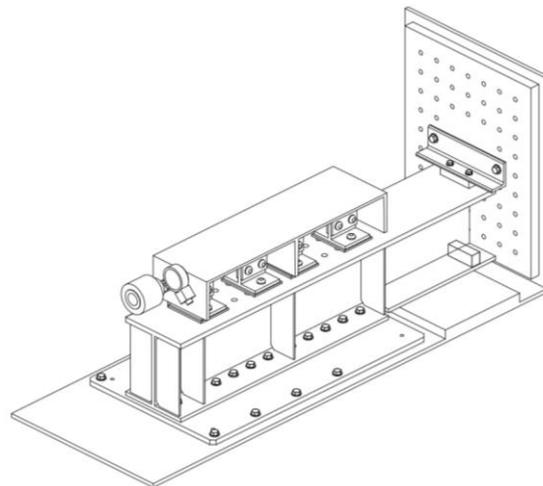


図 - 3.3 ケース 1 の試験体設置後

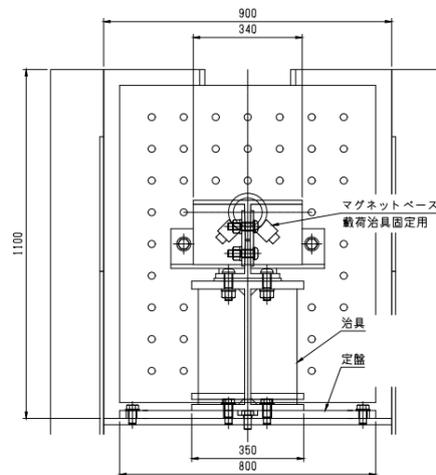


図 - 3.4 ケース 1 の試験体設置後 正面図(単位 : mm)

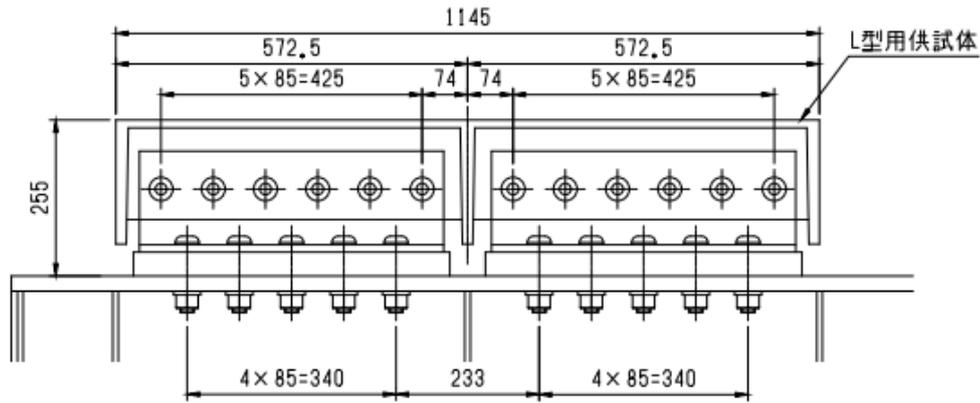


図 - 3.8 ケース 3 の試験体設置後 側面図(単位 : mm)

3.2.3 設計すべり耐力

鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における設計すべり係数は、既往研究及び 2 章の実験結果を参考に決定した。球状黒鉛鋳鉄部材を用いた高力ボルト摩擦接合継手におけるすべり係数は、既往研究^{3.1)}により、母板に球状黒鉛鋳鉄、連結板に鋼材を用い、下地にブラスト処理を行った無機ジンク塗装面 (75 μ m 以上) を接合面とした条件で、0.55 であった。また、2 章で扱ったテーパー付きの継手構造のすべり試験^{3.2)}により、0.45 のすべり係数が得られており、テーパーの影響によりすべり係数が約 20%低下した。

これらの結果に基づき、本実験における供試体の鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数は 0.40 とした。分離型支持部材を用いた接合部の設計すべり耐力を表 - 3.3 に示す。設計すべり耐力は、式 (3.1) より決定した。

$$P_{sd} = \mu \times m \times n \times N_d \quad (3.1)$$

ここで、 μ : 設計すべり係数、 n : ボルト本数、 m : 接合面数、 N_d : 設計ボルト軸力である。

また、鋳鉄床版 - 支持部材間における各接合部のすべり/降伏耐力比 β はすべり先行型となるように設計 (ケース 1 : 0.54, ケース 2 およびケース 3 : 0.58) しているため、設計における降伏の影響は少ないと考えられる。

表 - 3.3 供試体の設計すべり耐力

対象	ケース名	支持部材形状	設計すべり係数 μ	必要ボルト本数 n	設計すべり耐力 P_{sd} (kN)
①	ケース1	逆T分離型	0.4	8	1312
	ケース2	L分離型		8	1312
	ケース3	L1体型		12	1968
②	ケース1	逆T分離型	0.4	8	656
	ケース2	L分離型		16	1312
	ケース3	L1体型		20	1640

対象 : ①鋳鉄床版 - 支持部材間 (2面摩擦接合継手, $m=2$)

②支持部材 - 主桁間 (1面摩擦接合継手, $m=1$)

3.2.4 形状計測および膜厚計測

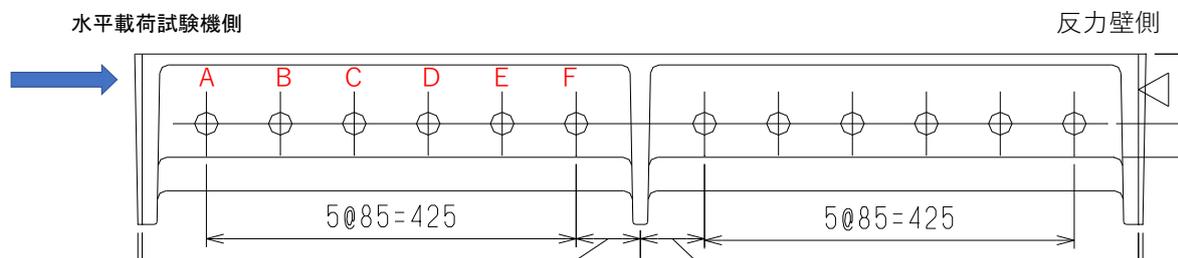
試験体の形状計測の結果を表 - 3.4 に示し、膜厚の計測結果を表 - 3.5 に示す。形状計測は各ケースの鋳鉄床版、支持部材、ケース 1 の連結板に対して行った。鋳鉄床版の測定個所を図 - 3.9、支持部材の測定個所を図 - 3.10、連結板の計測個所を図 - 3.11 に示す。

表 - 3.4 形状計測の結果

測定場所		平均値	標準偏差	変動係数(%)
鋳鉄床版	孔径	26.36	0.37	1.39
支持部材(逆T)	孔径	26.19	0.15	0.55
支持部材(L分離型)	板幅 w1	158.08	0.45	0.29
	板幅 w2	201.70	0.16	0.08
	板厚	11.67	0.10	0.85
支持部材(L一体型)	板幅 w1	495.37	0.11	0.02
	板厚	11.57	0.06	0.49
連結板	孔径	26.20	0.11	0.41
	板厚	155.08	0.07	0.05
	板幅	8.81	0.06	0.73

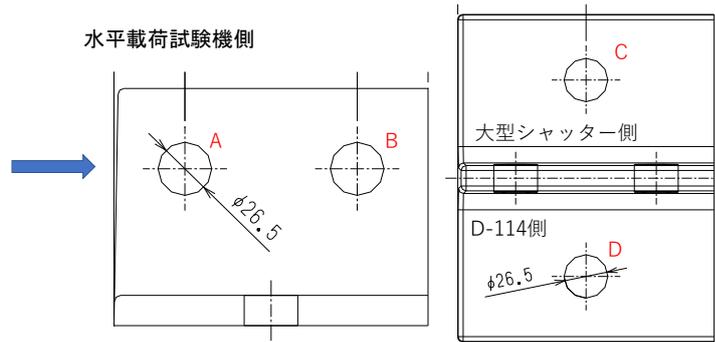
表 - 3.5 膜厚計測の結果

測定場所		平均値	標準偏差	変動係数(%)
鋳鉄床版		102.55	24.06	23.46
支持部材(逆T)		101.31	19.02	18.77
支持部材(L分離型)		106.91	44.21	41.35
支持部材(L一体型)		115.93	51.68	44.58
連結板		72.46	8.65	11.94
フィラープレート	case1	79.95	12.01	15.02
	case2	134.69	24.77	18.39
	case3	122.71	16.11	13.13
H鋼(主桁)		88.31	10.84	12.28



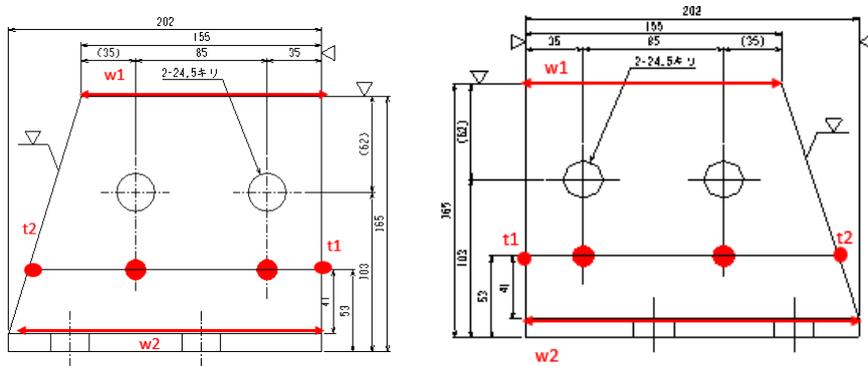
設置時における水平ジャッキ側 (A~F) のボルト孔の孔径を計測

図 - 3.9 鋳鉄床版の測定個所 (単位 : mm)



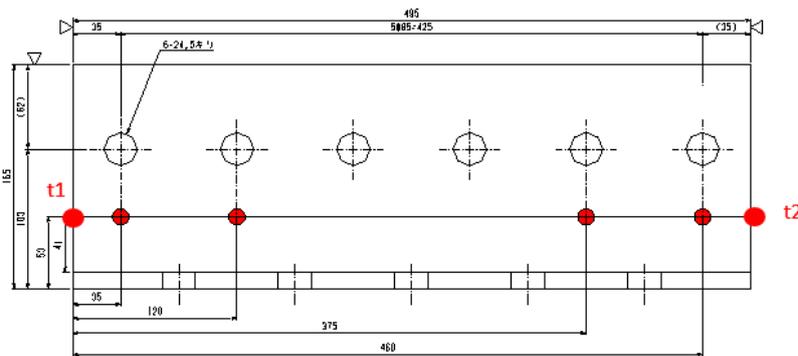
A~D のボルト孔の孔径を計測

(a) 支持部材(ケース 1)の測定箇所



● : 3 軸ひずみゲージ貼り付け位置, 板幅の w_1, w_2 と板厚の t_1, t_2 を計測

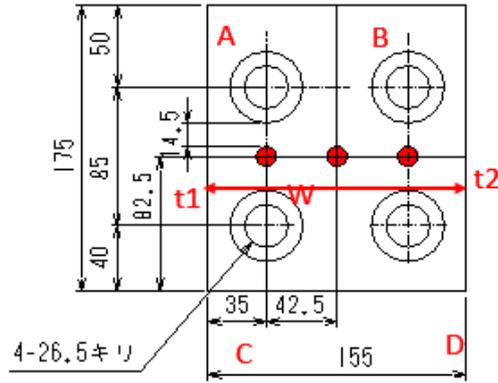
(b) 支持部材(ケース 2)の測定箇所



● : 3 軸ひずみゲージ貼り付け位置, 板幅と板厚の t_1, t_2 を計測

(c) 支持部材(ケース 3)の測定箇所

図 - 3.10 支持部材の計測箇所(単位 : mm)



● : 3 軸ひずみゲージ貼り付け位置, A~D のボルト孔の孔径, 板厚 t_1, t_2 , 板幅 W を計測
 図 - 3.11 連結板(ケース 1)の測定箇所(単位 : mm)

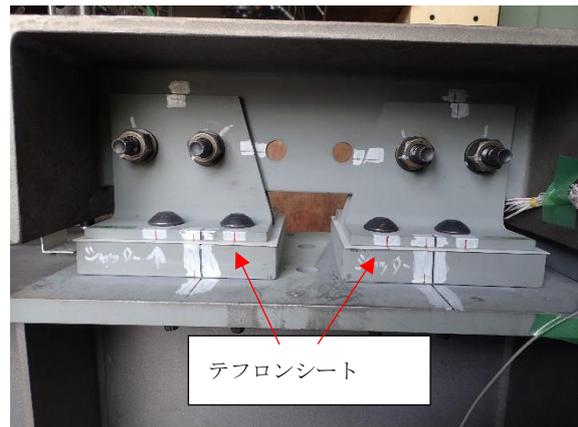
3.3 水平載荷実験の計測項目および組立

3.3.1 載荷条件

ケース 2, ケース 3 は設計すべり耐力が試験機の載荷能力を超えているため, ケース 2 の接合部 C および D, ケース 3 の接合部 B は本締めせずにスナッグタイトのみとした. また, 支持部材とフィラープレート間の摩擦抵抗を低減させるため, 支持部材とフィラープレート間にテフロンシートを挟んでいる. これらの処置により, ケース 2, ケース 3 の設計すべり耐力は想定していた耐力の 1/2 と仮定して, 載荷実験を行った. テフロンシートを挟んだ様子を図 - 3.12 および図 - 3.13 に示す.

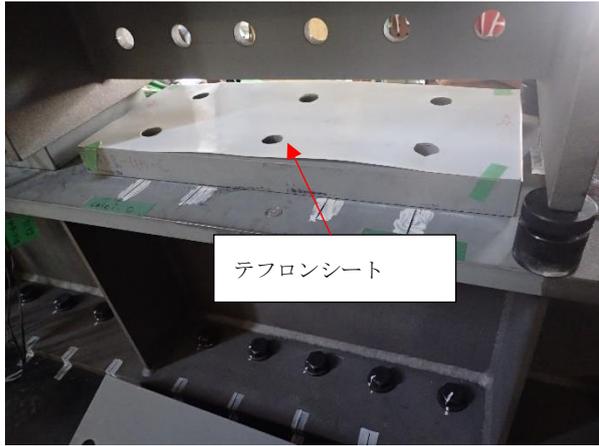


(a) ケース 2 全体図



(b) ケース 2 テフロン設置場所

図 - 3.12 ケース 2 テフロンシート



(a) ケース 3 テフロン設置の様子



(b) ケース 3 テフロン設置場所

図 - 3.13 ケース 3 テフロンシート

3.3.2 試験装置

試験体の荷重は大阪市立大学が有する水平荷重試験機（容量 1000kN，ストローク 300mm）を用いて行った。荷重装置の写真を図 - 3.14 に示す。荷重はロードセルから取得し、変位は変位計 (CDP-10) より計測した。ロードセルおよび変位計を図 - 3.15 に示す。



図 - 3.14 水平荷重試験機

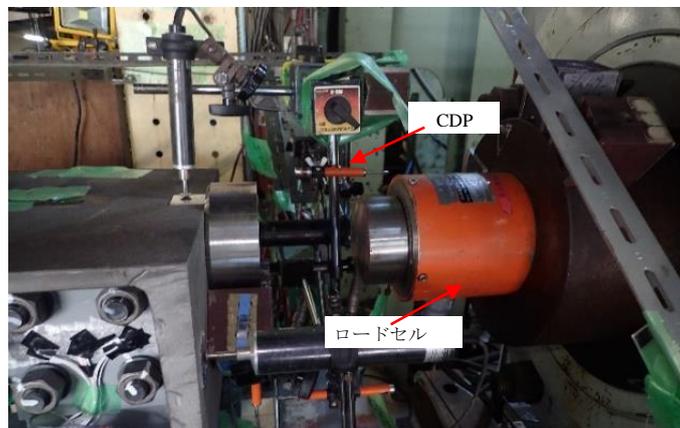


図 - 3.15 水平荷重試験機の測定

3.3.3 試験体の組み立て

試験体の組立順序を図 - 3.16 に示す。まず荷荷に必要な水平ジャッキの高さ調整を行い (図 - 3.16(a)), ジャッキの調整を完了後、ベースプレートを載荷台の上に設置し (図 - 3.16(b)), その上に主桁を模した H 鋼を設置し (図 - 3.16(c)), 鋳鉄床版モジュール - 主桁間の仮組を行う (図 - 3.16(d))。仮組終了後、仮ボルトをゲージボルトに交換し、締め付けを行った (図 - 3.16(e))。

鋳鉄床版 - 主桁間の締め付けは、鋳鉄床版 - 支持部材間および支持部材 - 主桁間において、スナッグタイト、6割締め、本締めの3回に分けて行った。ボルトの締め付けはシャーレンチおよびトルクレンチを使用して行い、ゲージボルトはひずみ管理、トルシアボルトはトルク管理で締め付けを行った。目標軸力は設計軸力の 1.1 倍である 225.5kN とし、管理値は $\pm 5\%$ とした。



(a) 水平ジャッキの高さ調整



(b) ベースプレートの設置



(c) H 鋼の設置



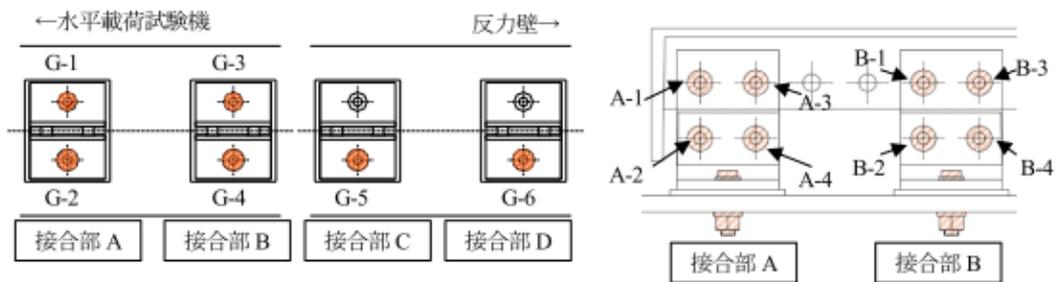
(d) 鋳鉄床版モジュールの仮組み



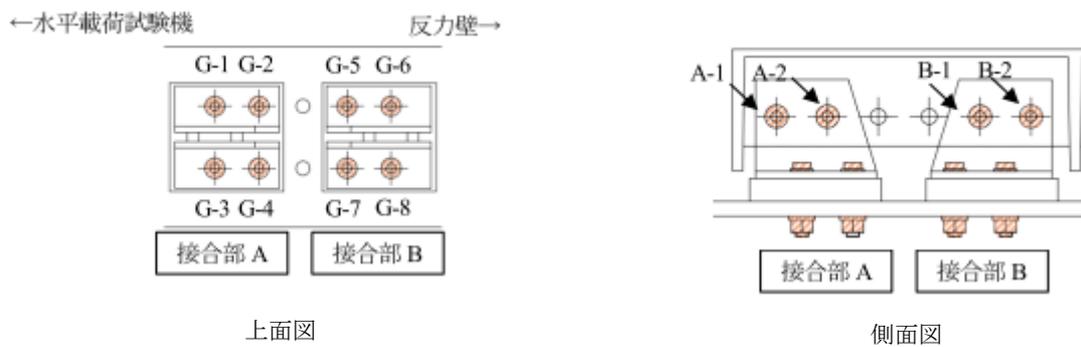
(e) 締め付け開始

図 - 3.16 試験体設置風景

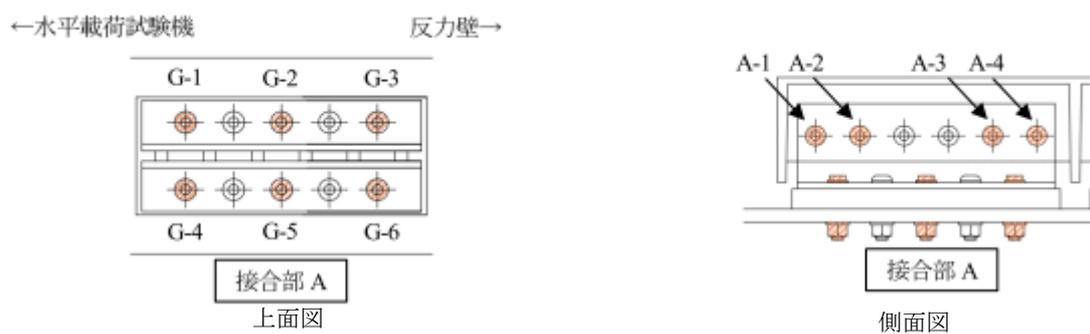
ケース 1 の締付けは鋳鉄床版 - 支持部材間から支持部材 - 主桁間に向けて行い、ケース 2 およびケース 3 の締付けは支持部材 - 主桁間から鋳鉄床版 - 支持部材間に向けて行った。ゲージボルトの配置位置を図 - 3.17 に示す。



(a) ケース 1



(b) ケース 2



(c) ケース 3

図 - 3.17 各ケースのゲージボルト設置位置

3.3.4 計測項目および計測箇所

計測項目の一覧を表 - 3.6 に示す。測定項目として、水平ジャッキの荷重および水平変位、鋳鉄床版 - 主桁間のボルト軸力、鋳鉄床版および主桁の水平変位および鉛直変位、鋳鉄床版 - 主桁間の相対変位およびひずみを測定した。荷重は水平荷重試験機を用い、計測機器には高速高機能データロガーTDS-630（東京測器研究所製）を用い、荷重速度は 1kN/sec となるように制御して行った。

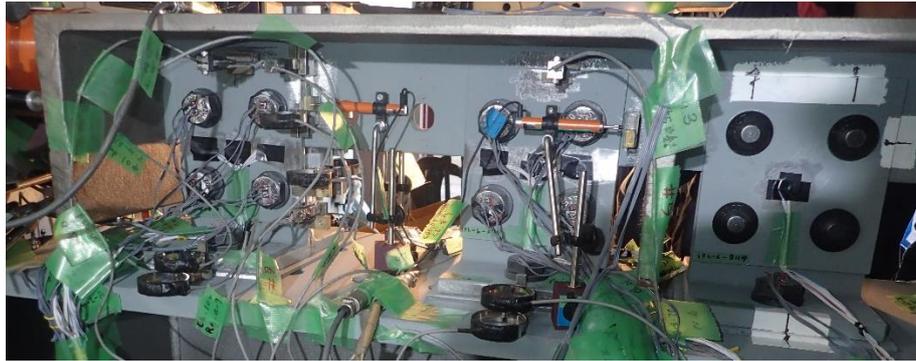
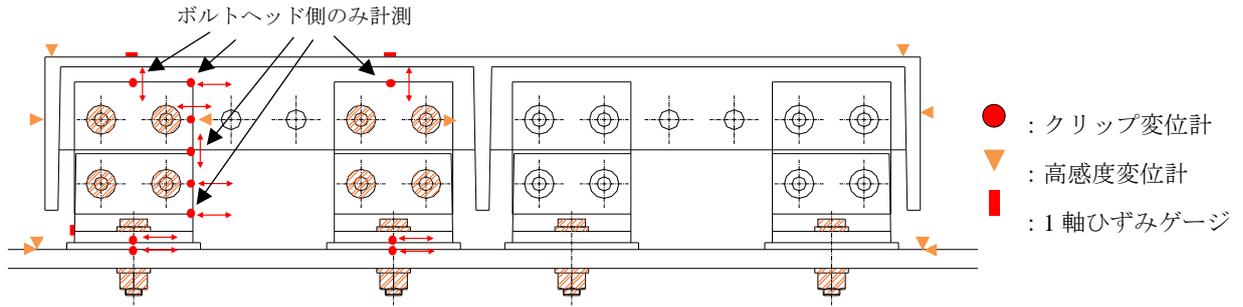
荷重はすべり荷重に達するまで行った。すべり荷重の定義は、すべり判定用に設置した相対変位計から得られた相対変位より、2章の実験と同様に、「鋼構造接合部設計指針^{3.3)}」を参考に、①計測個所の相対変位が 0.2mm に到達するまでに最大荷重が生じた場合は最大荷重(P1)、②明確な主すべりが生じた場合はその主すべり時の荷重(P2)、③明確な主すべりが生じなかった場合は測定個所の相対変位が 0.2mm 時の荷重(P3)と定義した。

締付け軸力の管理および荷重中のボルト軸力を計測するため、高力六角ボルトの軸部にひずみゲージを貼り付けたゲージボルトを作成し、トルシアボルトの代わりに用いて試験を行った。

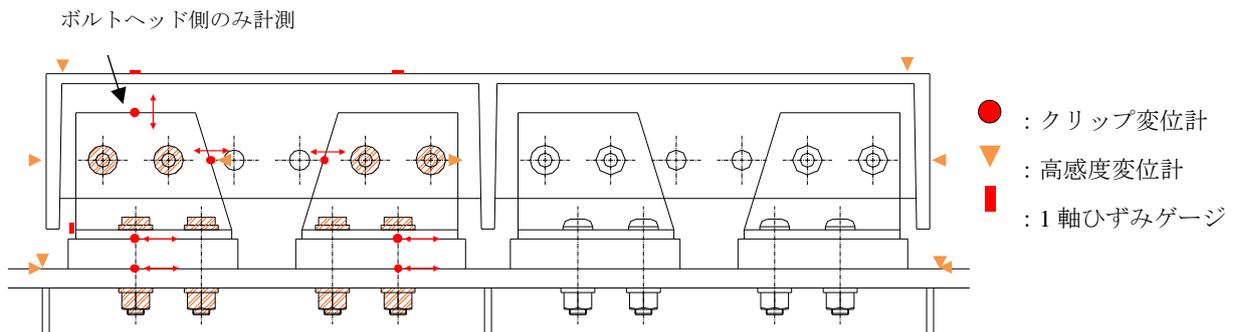
鋳鉄床版および主桁の水平・鉛直変位を計測するため、高感度変位計（CDP-5,10,25,50）を設置し、計測を行った。また、鋳鉄床版 - 支持部材間および支持部材 - 主桁間の開きおよびすべりを計測するため、相対変位計を用いた。相対変位計はクリップ式変位計の RA-5（容量 5mm，東京測器研究所製）、UB-5（容量 5mm，東京測器研究所製）を用いた。ひずみゲージは支持部材の降伏および鋳鉄床版表面に生じたひずみの測定に 1 軸ゲージを用い、連結板および支持部材の締付け・荷重時の主ひずみおよびせん断ひずみを計測するため、3 軸ひずみゲージを連結板遊間部（ケース 1）および支持部材遊間部（ケース 2・3）に張り付けて計測を行った。高感度変位計、クリップ変位計、1 軸ひずみゲージの貼り付け位置および荷重直前の計測機器設置状況を図 - 3.18 に示し、3 軸ひずみゲージ貼り付け位置を図 - 3.19 に示す。

表 - 3.6 計測項目

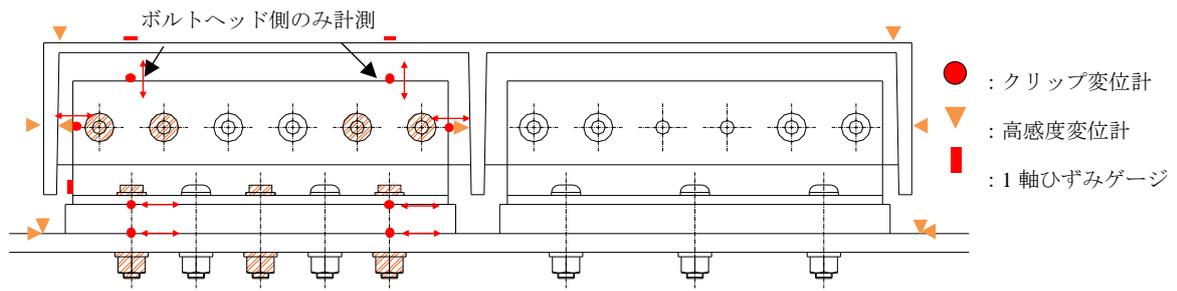
計測項目	計測機器
水平ジャッキ 荷重	ロードセル (100kgf)
水平ジャッキ 変位	変位計 (CDP-10)
鋳鉄床版-支持部材間，支持部材-主桁間のボルト軸力	ゲージボルト
鋳鉄床版および主桁の水平・鉛直変位	変位計 (CDP-5, 10, 25, 50)
鋳鉄床版と支持部材，支持部材と主桁の相対変位	クリップ変位計 (RA-5, UB-5)
連結板・支持部材の主ひずみおよびせん断力	3軸ひずみゲージ
床版上面，支持部材側面のひずみ	1軸ひずみゲージ



(a) ケース 1 の設置位置と設置状況

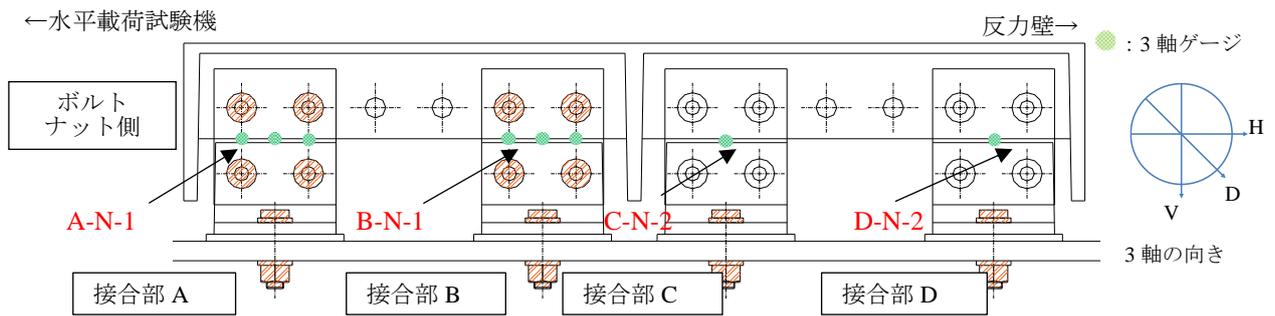
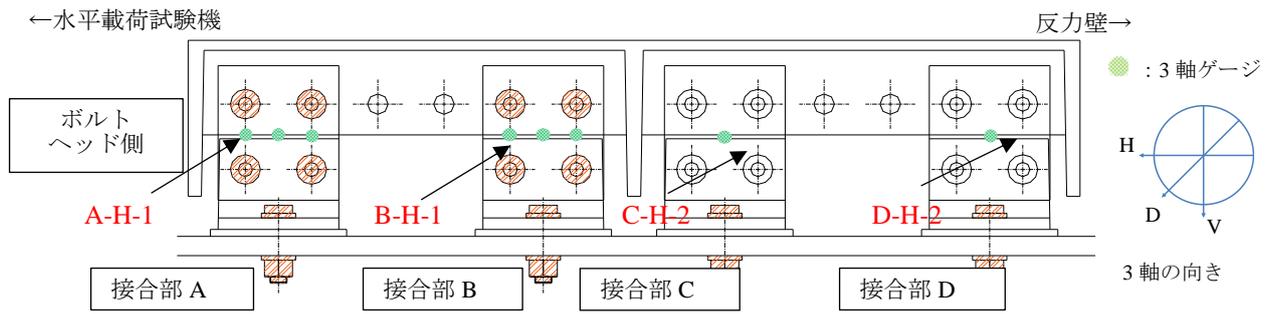


(b) ケース 2 の設置位置と設置状況

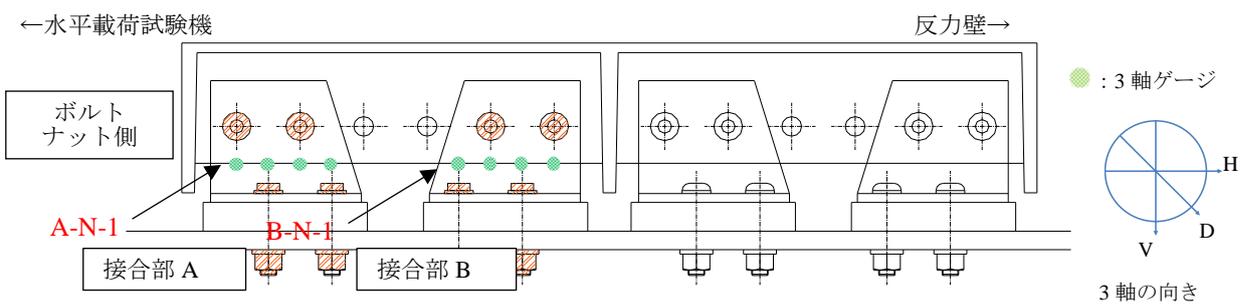
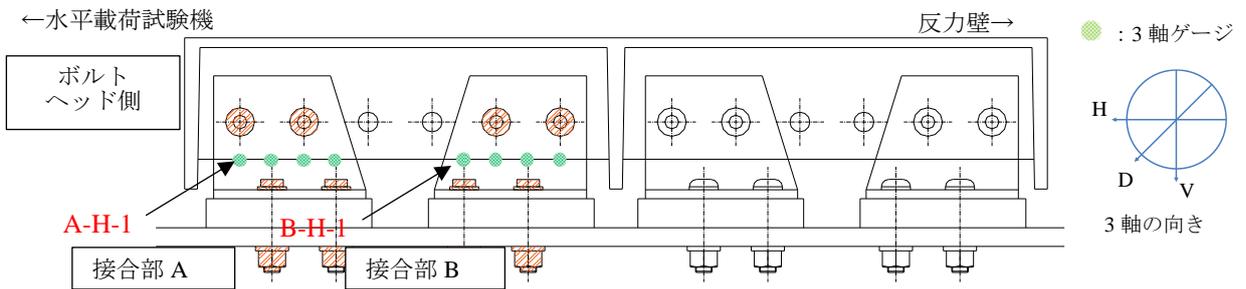


(c) ケース 3 の設置位置と設置状況

図 - 3.18 計測機器設置位置

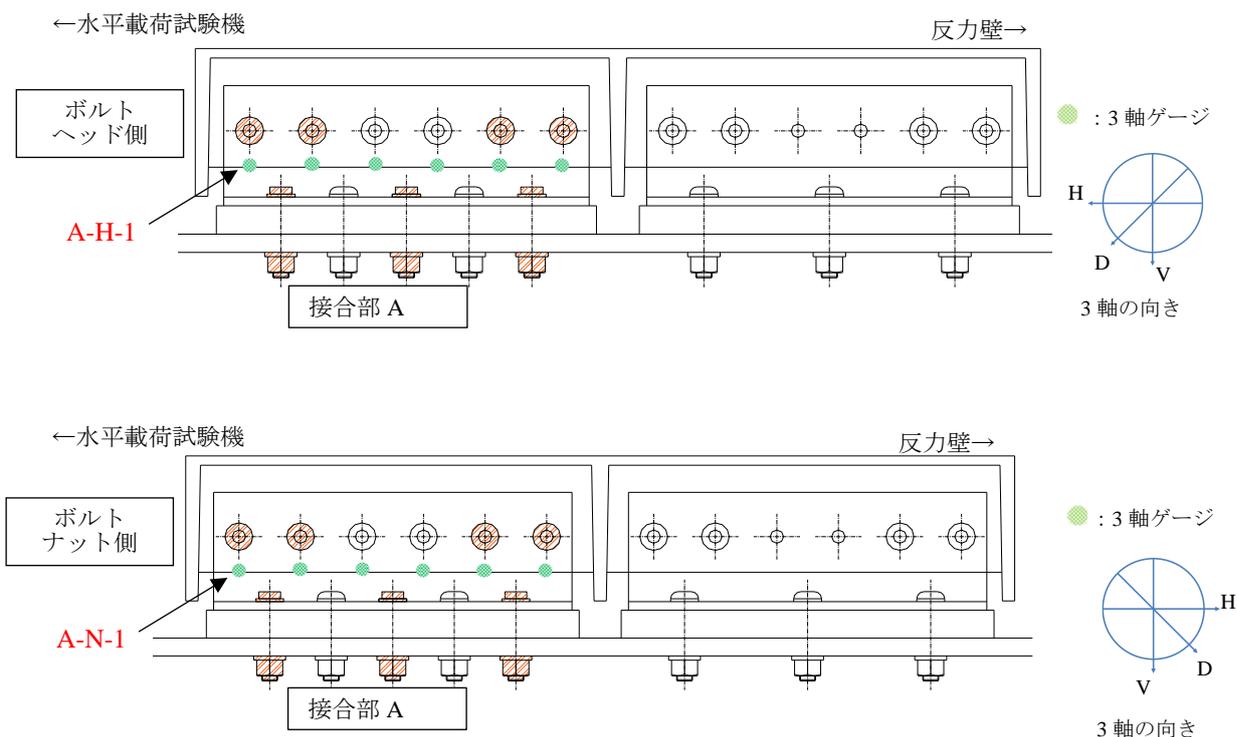


(a) ケース 1



(b) ケース 2

図 - 3.19 3軸ゲージ貼り付け位置



(c) ケース 3

図 - 3.19 3 軸ゲージ貼り付け位置 (続き)

3.4 水平載荷実験の試験結果と考察

3.4.1 締付けおよびリラクセーション特性

全てのケースにおいて締付け後から 120 時間後までのボルト軸力低下率を測定した。ゲージボルトの締付け時における導入軸力および各ケースのボルト軸力低下率を表 - 3.7 から表 - 3.9 および図 - 3.20 から図 - 3.22 に示す。

鋳鉄床版のリブ部分およびケース 1 の支持部材には 1°のテーパがついているため、支持部材の間には最大 4 mm の肌すきが生じ、締付けによりケース 1 では連結板、ケース 2,3 では L 形の支持部材が曲げにより降伏する可能性がある。そのため、部材の締付けを行うにあたって、ケース 1 では連結板の遊間部、ケース 2,3 では L 形支持部材の遊間部に 3 軸ひずみゲージを貼り付け、部材の締付によって生じた最大主ひずみ、最小主ひずみ、せん断ひずみを確認し、降伏ひずみとの比較を行った。材料試験は行うことが出来なかったため、降伏ひずみおよびせん断降伏ひずみは表 - 3.2 に示す公称値より算出した。本試験で使用した部材の降伏ひずみおよび降伏せん断ひずみを表 - 3.9 に示し、締付け完了時に生じていた降伏ひずみおよび降伏せん断ひずみの値を図 - 3.23 に示す。

ケース 1 は締付けにより最小主ひずみおよびせん断ひずみが大きく生じ、最小主ひずみは最小で 1679 μ (降伏ひずみの 95%) の値が生じたが、降伏ひずみを超えた値は確認されなかった。最小主ひずみが大きく出た原因として、連結板の締付けによる曲げ変形により、連結板表面の圧縮

成分が卓越したためと考えられる。ケース 2 およびケース 3 ではケース 1 よりひずみが生じなかった。生じたひずみが小さかった原因として、支持部材が逆 T 型から L 形に変更した際に、鋳鉄床版リブ上のボルト高さが変更しているため、逆 T 型の支持部材で締付けた時に比べて、L 型の支持部材で締付けた場合の方がボルト高さにおける鋳鉄床版のテーパ角度が小さいため、曲げ変形が小さかったためと考えられる。

表 - 3.7 ケース 1 ゲージボルトの締付け軸力および軸力低下率

ボルト名	締付け軸力 (kN)	管理値上限値 (kN)	管理値下限値 (kN)	ボルト軸ひずみ(%)				
				締付け1h後	締付け24h後	締付け72h後	締付け120h後	載荷前
G-1	227.4	236.8	214.2	92.9	89.1	88.1	87.9	88.1
G-2	224.1			92.8	89.5	88.6	88.3	90.3
G-3	225.9			91.9	88.5	87.5	87.2	87.9
G-4	227.8			93.2	90.0	89.1	88.8	89.7
G-5	234.4			93.8	90.7	89.9	89.5	91.9
G-6	225.3			92.9	89.7	88.8	88.5	89.0
A-1	225.5			94.4	91.5	90.7	90.5	90.8
A-2	226.5			94.6	92.7	92.2	92.3	92.8
A-3	228.0			92.7	89.5	88.6	88.4	88.4
A-4	225.5			93.9	90.6	89.6	89.4	90.3
B-1	229.0			92.1	88.8	87.8	87.6	86.8
B-2	231.9			92.9	90.9	90.3	90.3	91.3
B-3	225.9			92.8	89.9	89.1	89.1	89.6
B-4	227.0			92.8	89.9	89.0	88.8	90.9

表 - 3.8 ケース 2 ゲージボルトの締付け軸力および軸力低下率

ボルト名	締め付け軸力 (kN)	管理値上限値 (kN)	管理値下限値 (kN)	ボルト軸ひずみ(%)				
				締付け1h後	締付け24h後	締付け72h後	締付け120h後	載荷前
G-1	236.7	236.8	214.2	93.07	90.97	90.08	89.51	85.81
G-2	225.4			92.62	90.22	89.28	88.69	86.47
G-3	222.3			95.31	93.18	92.35	91.85	87.02
G-4	229.3			92.49	90.09	89.14	88.59	85.92
G-5	224.1			92.97	90.71	89.58	89.04	87.15
G-6	226.5			97.07	94.86	93.91	93.34	89.30
G-7	221.6			95.13	92.54	91.66	91.12	89.39
G-8	222.8			95.13	92.70	91.78	91.27	89.03
A-1	220.5			92.95	90.13	89.20	88.81	77.81
A-2	227.5			95.46	92.45	91.53	91.06	81.22
A-3	225.1			93.56	90.70	89.75	89.34	80.50
A-4	230.0			95.43	93.23	92.43	92.09	82.14

表 - 3.9 ケース 3 ゲージボルトの締付け軸力および軸力低下率

ボルト名	締付け軸力 (kN)	管理値上限値 (kN)	管理値下限値 (kN)	ボルト軸ひずみ(%)				
				締付け1h後	締付け24h後	締付け72h後	締付け120h後	載荷前
G-1	226.1	236.8	214.2	97.84	95.45	94.86	94.50	93.9
G-2	225.0			97.40	94.72	94.11	93.70	88.5
G-3	225.3			94.97	92.54	91.80	91.39	93.4
G-4	229.3			92.80	90.66	90.15	89.78	88.6
G-5	231.1			90.50	88.40	88.40	88.42	90.8
G-6	227.0			94.63	92.37	91.78	91.42	90.4
A-1	226.8			97.95	95.58	94.75	94.37	93.7
A-2	226.2			96.99	93.68	92.38	91.74	91.7
A-3	224.6			96.73	88.41	87.77	87.32	80.9
A-4	232.8			90.24	87.06	86.03	85.57	83.8

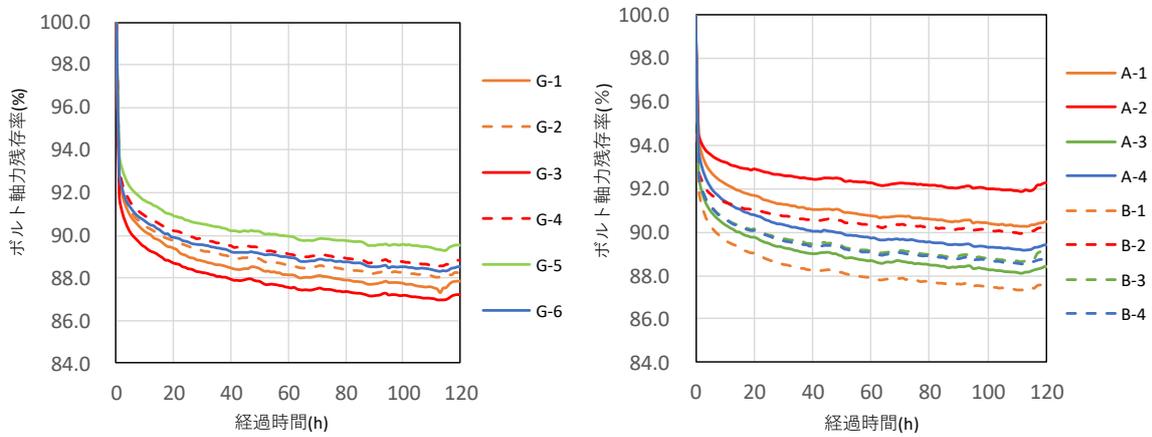


図 - 3.20 ケース 1 ボルト軸力の変化

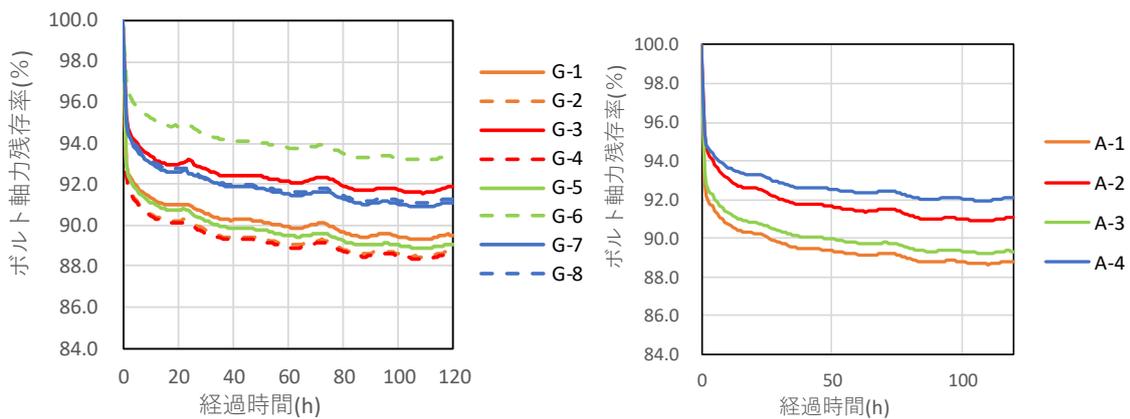


図 - 3.21 ケース 2 ボルト軸力の変化

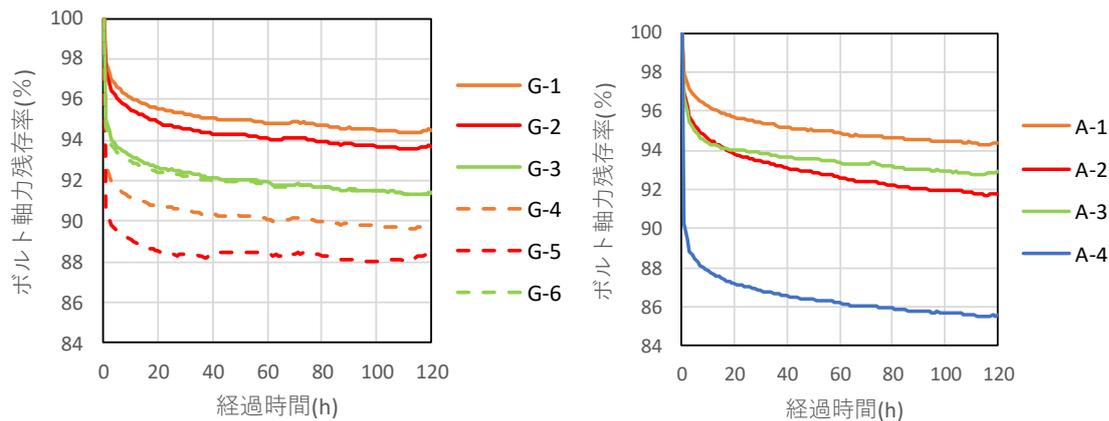
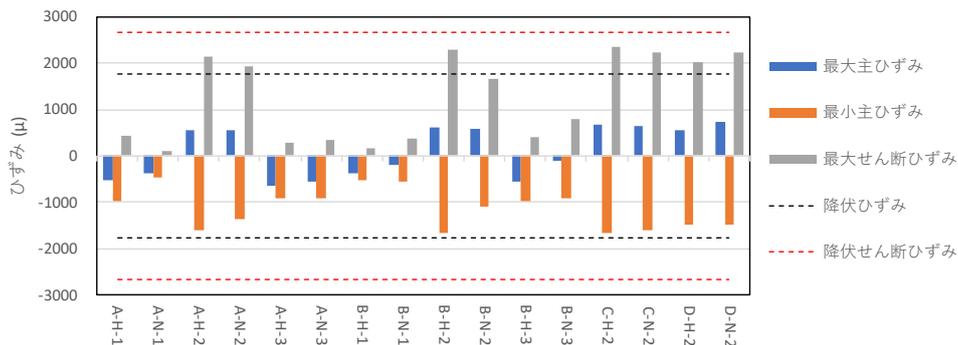


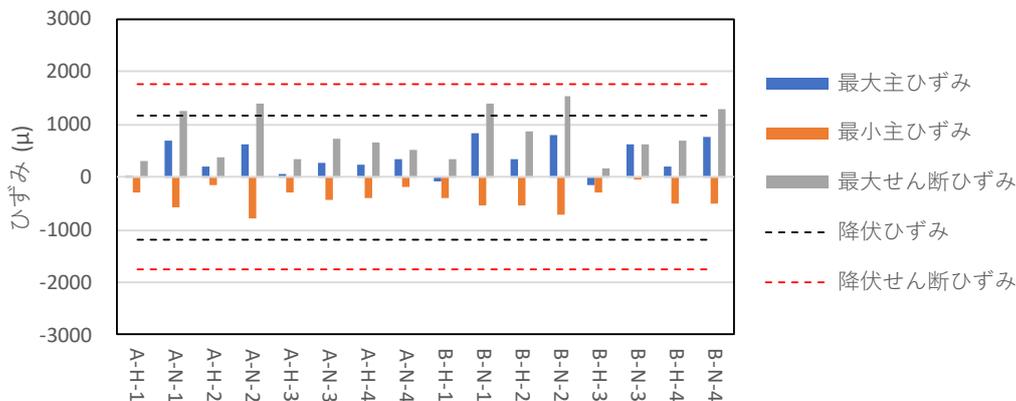
図 - 3.22 ケース 3 ボルト軸力の変化

表 - 3.10 連結板および支持部材の降伏ひずみおよび降伏せん断ひずみ

case	3軸ひずみゲージ 貼り付け位置	鋼種	降伏ひずみ(μ)	降伏せん断ひずみ(μ)
case1	連結板	SM490Y	1775	2664
case2,3	L型支持部材	SS400	1175	1764

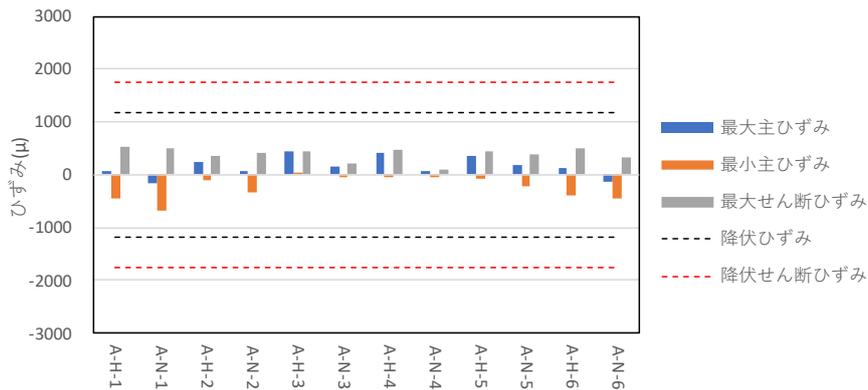


(a) ケース 1



(b) ケース 2

図 - 3.23 締付けにより生じた主ひずみおよびせん断ひずみ



(c) ケース 3

図 - 3.23 締付けにより生じた主ひずみおよびせん断ひずみ (続き)

3.4.2 荷重 - 全体変位関係

各ケースの荷重 - ジャッキ水平変位関係を図 - 3.24 に示す。各ケースに共通した特徴として、載荷時に鋳鉄床版へ浮き上がりが生じ、載荷方向への鋳鉄床版の移動に加えて、載荷側は浮き上がる方向、反力壁側は下がる方向へ変形が生じた。

ケース 1 はすべり後の挙動も計測するため、950kN まで載荷した。ケース 2 はすべり挙動の確認後、試験体治具が損壊する可能性があったため、700kN で除荷を行った。ケース 3 は 600kN 載荷時点で、支持部材間の相対変位がほとんど出ていなかったため、載荷を中断した。初期剛性はケース 1 (支持部材: 逆 T 分離型) が最も低く、ケース 3 (支持部材: L 一体型) が最も高かった。ケース 1 の床版水平変位および床版鉛直変位を図 - 3.25, ケース 2 の床版水平変位および床版鉛直変位を図 - 3.26, ケース 3 の床版水平変位および床版鉛直変位を図 - 3.27 に示す。なお、ケース 1 の床版水平変位ナット側は 250kN 前後までしか値が計測出来ず、ケース 3 の床版水平変位ナット側も不備により計測できなかった。

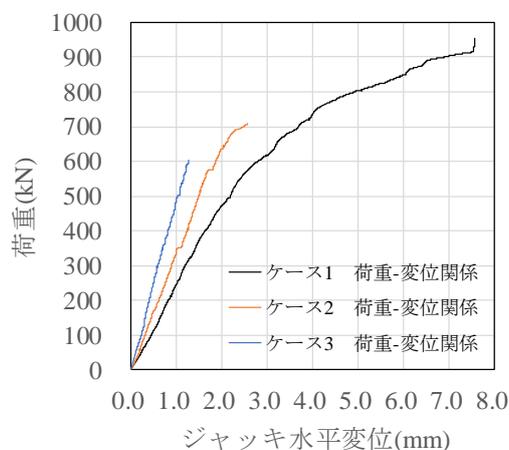
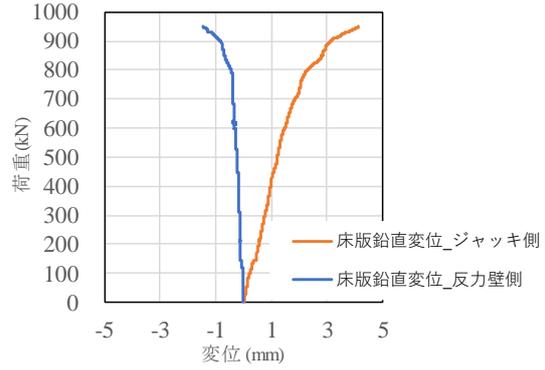
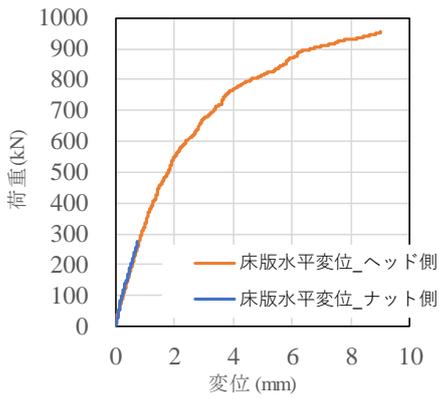


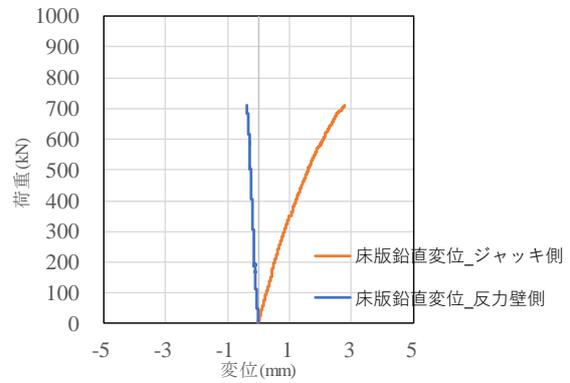
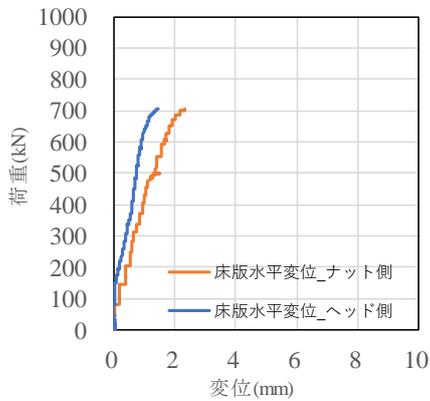
図 - 3.24 各ケースの荷重-水平変位関係



(a) ケース 1 荷重-床版水平変位関係

(b) ケース 1 荷重-床版鉛直変位関係

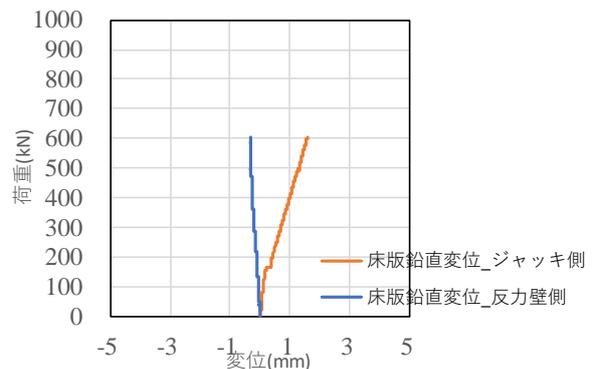
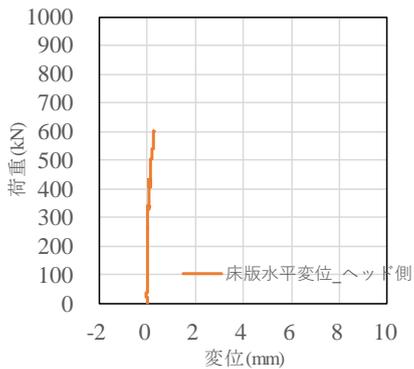
図 - 3.25 ケース 1 の荷重-床版変位関係



(a) ケース 2 荷重-床版水平変位関係

(b) ケース 2 荷重-床版鉛直変位関係

図 - 3.26 ケース 2 の荷重-床版変位関係



(a) ケース 3 荷重-床版水平変位関係

(b) ケース 3 荷重-床版鉛直変位関係

図 - 3.27 ケース 3 の荷重-床版変位関係

3.4.3 荷重 - 相対変位関係

ケース①の荷重 - 相対変位関係を図 - 3.28, ケース②の荷重 - 相対変位関係を図 - 3.29, ケース③の荷重 - 相対変位関係を図 - 3.30, ケース①とケース②でそれぞれ最も相対変位が大きかった箇所の荷重 - 相対変位関係を図 - 3.31 に示す. また, ケース③はすべり挙動が生じる前に試験機の都合で載荷を中断したため, 図 - 3.30 に示すように, すべりが生じていない. そのため, 以

降はケース①とケース②の考察を行う。

図 - 3.31 より、実験で得た荷重 - 変位関係の初期勾配は、ケース 2 の方がケース 1 よりも剛性が高いことがわかる。これは、接合部のボルト本数と支持部材形状が影響したものと考えられる。ケース 1 とケース 2 の接合構造を比較した場合、鋳鉄床版 - 支持部材間のボルト本数は変わらないものの、支持部材 - 主桁間のボルト本数はケース 2 の方が多い。また、鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造は、ケース 1 では支持部材と鋳鉄床版に連結板を介して接合されており、ケース 2 では支持部材を直接、鋳鉄床版に接合している。そのため、ケース 1 の連結構造だと、鋳鉄床版 - 支持部材間においても変形が生じたため、結果的に剛性が低下したと考えられる。

図 - 3.28 から、ケース 1 では、荷重が 759kN のとき、鋳鉄床版 - 連結板間のボルトヘッド側の相対変位が 0.2mm に達したため、それをすべり荷重とした。しかしながら、このケースの鋳鉄床版 - 連結板間の設計すべり耐力は 1312kN であり、設計すべり耐力に比べて大幅に低い荷重となった。この要因として、図 - 3.25 に示す鋳鉄床版上面と主桁の上面を計測した鉛直変位から、載荷時に鋳鉄床版の浮き上がりが生じ、載荷方向への鋳鉄床版の移動に加えて、供試体の試験機側が浮き上がる方向、反力壁側が沈む方向へ変形が生じたことにより低下したと推測される。

一方、ケース 2 では、図 - 3.29 に示すように 699kN 時点ですべりと判定後、供試体を設置していた H 鋼の浮き上がりの影響により、供試体設置治具が損壊する可能性があったため、実験終了として、除荷を行った。また、このケースは、試験機の性能内ですべり挙動を確認できるように供試体を設計しており、鋳鉄床版 - 支持部材間、支持部材 - 主桁間ともに設計すべり耐力 656kN であったが、それをやや超えた時点で鋳鉄床版 - 支持部材間における接合部ですべり現象が生じた。図 - 3.26 より、ケース 2 では鋳鉄床版に回転が生じており、鋳鉄床版側で先にすべりが生じたと考えられる。

これらの結果より、両ケースともに、鋳鉄床版に載荷方向以外の変位が含まれており、各接合部の荷重分担率が異なることが推測される。これについては、次節で簡易的な骨組み解析を行い、各接合部の荷重分担率を算出し、補正したすべり荷重ですべり係数を算出する。

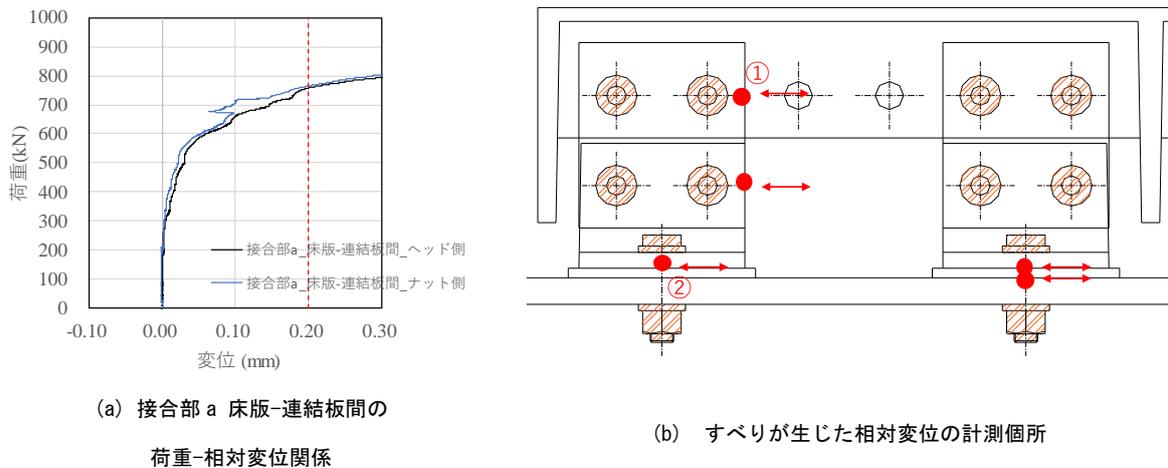


図 - 3.28 ケース 1 の荷重-相対変位関係

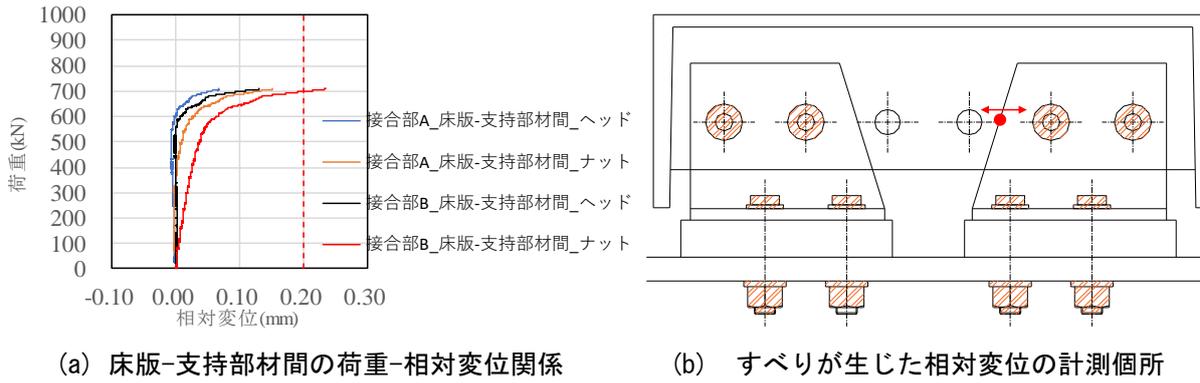


図 - 3.29 ケース 2 の荷重-相対変位関係

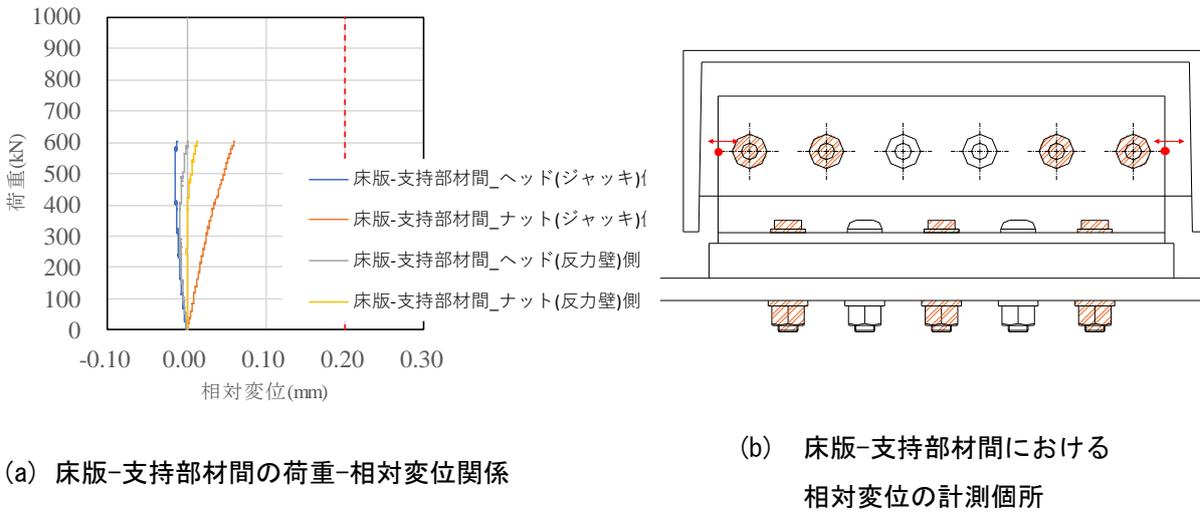


図 - 3.30 ケース 3 の荷重-相対変位関係

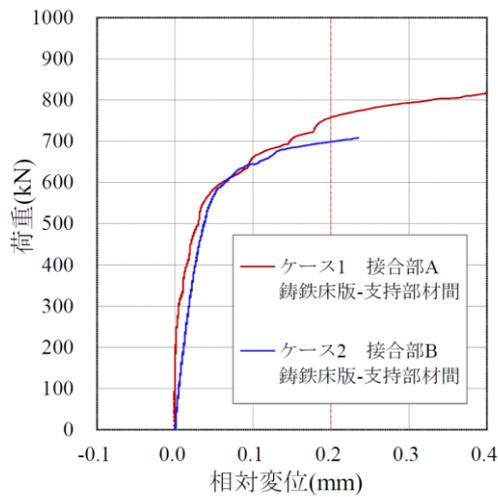


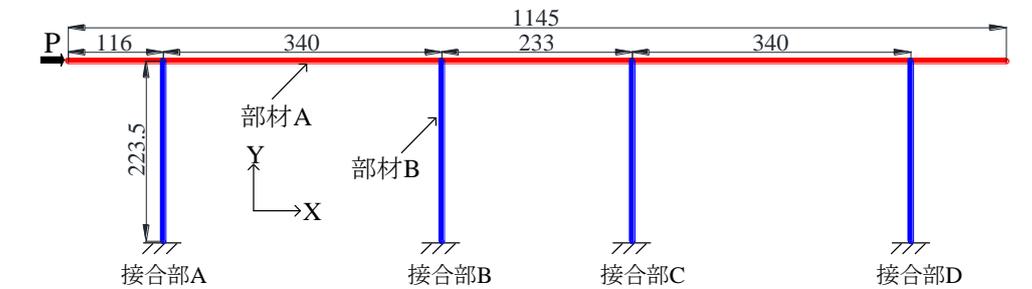
図 - 3.31 荷重 - 相対変位関係

3.4.4 荷重分担率を考慮したすべり係数の検討

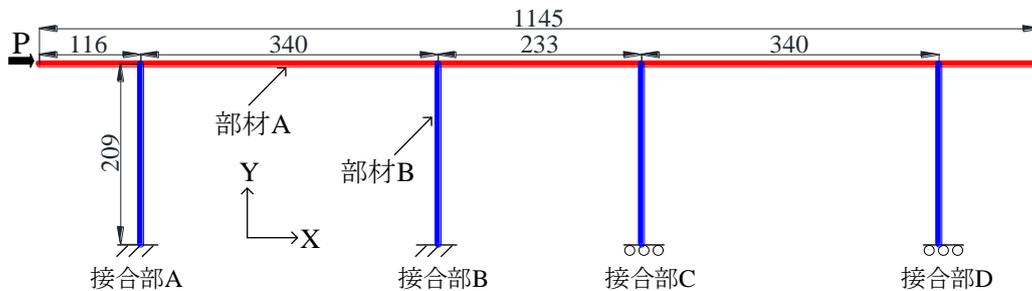
本節では、載荷荷重に対する各ケースの接合部における水平荷重分担率を2次元FE解析によって算出して、実験で得られたすべり係数の補正を試みる。

検討に用いた解析モデルを図-3.32に、解析モデルに用いた断面を図-3.33に、解析に用いた材料特性を表-3.11にそれぞれ示す。鋳鉄床版（部材A）とボルト連結部（部材B）に分けて、はり要素でモデル化を行った。図-3.32に示す部材Bの高さは、フィラープレート下端部から鋳鉄床版の副リブ下端部までの高さとし、部材Aの下端から図心までの高さの和とした。また、部材Bの幅方向の長さは、支持部材上端の幅の長さとした。

境界条件は図-3.32(a),(b)に示すように、ケース1では、各ボルト連結部の端部を6自由度完全固定とし、ケース2では、接合部A,Bを6自由度完全固定、接合部C,DをX方向の並進成分のみを自由、YZ方向の並進成分およびXYZ方向の回転成分を拘束した。また、荷重は、図-3.32(a),(b)に示す矢印の位置からx軸方向に1kNで水平載荷した。そして、ボルト連結部の水平反力を算定し、各接合部の水平反力を求め、水平荷重分担率を求めた。

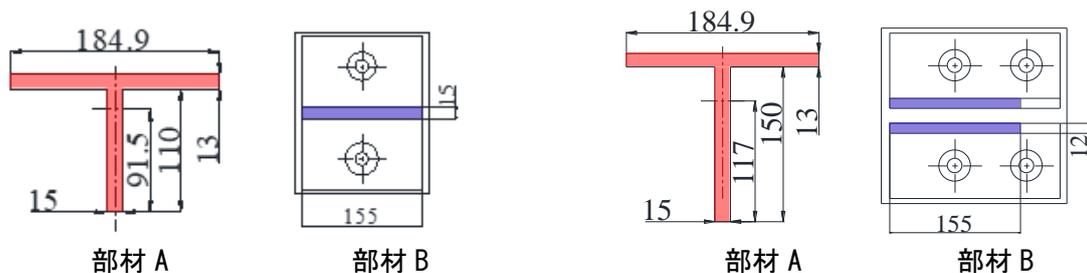


(a) ケース1の概形



(b) ケース2の概形

図-3.32 解析モデルおよび境界条件（単位：mm）



(a) ケース1の解析断面

(b) ケース2の解析断面

図-3.33 解析モデルの断面寸法および形状（単位：mm）

表 - 3.11 解析に用いた材料特性

ケース名	モデル	鋼種	弾性係数 (N/mm ²)	ポアソン比
ケース1	鋳鉄床版	鋳鉄	170000	0.28
	支持部材	鋳鉄	170000	0.28
ケース2	鋳鉄床版	鋳鉄	170000	0.28
	支持部材	鋼材	200000	0.30

各ケースの水平荷重分担率を表 - 3.12 に示す。ケース1の水平荷重分担率は、載荷点に近い接合部 A から順に、31.7%、27.3%、23.1%、18.0%であった。このケースでは、実験時には水平荷重分担率は25%として計算しており、それと比較して、すべりが生じた接合部では1.27倍の水平荷重を負担していたことが明らかとなった。

また、ケース2の水平荷重分担率は、載荷点に近い接合部 A から順に、52.3%、47.7%であった。このケースは、実験時には水平荷重分担率を50%として計算しており、それと比較して、すべりが生じた接合部では約0.95倍の水平荷重を負担していた。

水平荷重分担率を考慮したすべり係数の検討を行う。表 - 3.13 に両ケースのすべり荷重、ボルト軸力、すべり係数を示す。すべり係数の $\mu_1 \sim \mu_3$ は、以下の式でそれぞれ算出した。

$$\mu_0 = \frac{P_{slip} \times \alpha}{m \times n \times N_d} \quad (3.2)$$

$$\mu_1 = \frac{P_{slip} \times \alpha}{m \times (N_{1-1} + N_{1-2})} \quad (3.3)$$

$$\mu_2 = \frac{P_{slip} \times \alpha}{m \times (N_{2-1} + N_{2-2})} \quad (3.4)$$

ここで、 μ_0, μ_1, μ_2 : すべり係数、 P_{slip} : 実験より得られたすべり荷重、 m : 接合面数 ($m=2$)、 n : すべりが生じた接合部のボルト本数 ($n=2$)、 N_d : 設計ボルト軸力、 N_{1-1}, N_{1-2} : すべりが生じた接合部の試験前ボルト軸力、 N_{2-1}, N_{2-2} : すべりが生じた接合部のすべり荷重時のボルト軸力、 α : すべりが生じた接合部の荷重分担率である。

また、 μ_0 は設計ボルト軸力 205kN で算定した値、 μ_1 は載荷実験直前のボルト軸力で算出した値、 μ_2 はすべり時の軸力で算定した値である。

表 - 3.13 から、本実験におけるすべり係数は、ケース1では、 $\mu_0 = 0.29, \mu_1 = 0.30, \mu_2 = 0.33$ 、ケース2では、 $\mu_0 = 0.41, \mu_1 = 0.45, \mu_2 = 0.46$ となる。

継手設計に用いられる μ_1 に着目すると、本研究における供試体でのすべり係数は、ケース1で0.29、ケース2で0.41程度見込めることが認められた。また、ケース1のすべり係数がケース2のそれよりも低くなった理由として、ケース1の構造およびテーパの影響によるものと考えられる。ケース1 鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造は主桁側の支持部材と鋳鉄床版の副リブを連結板で接合する構造であり、鋳鉄床版副リブおよび支持部材接合面にはテーパが生じていたため、すべり係数が設計すべり係数よりも低下したと考えられる。

表 - 3.12 各接合部の水平荷重分担率

	接合部A	接合部B	接合部C	接合部D
ケース1	31.7	27.3	23.1	18.0
ケース2	52.3	47.7	-	-

表 - 3.13 ボルト軸力と荷重分担率を考慮したすべり係数

ケース名	支持部材形状	すべりが生じた位置のボルト	標準ボルト軸力 N_d (kN)	試験前ボルト軸力 N_1 (kN)	すべり荷重時ボルト軸力 N_2 (kN)	すべり荷重 P_{slip} (kN)	すべりが生じた接合部の荷重分担率 α (%)	すべり係数 μ_0	すべり係数 μ_1	すべり係数 μ_2
ケース1	逆T	A-1	205	201.8	199.9	758.6	31.7	0.29	0.30	0.34
		A-3		199.9	163.3					
ケース2	L分離	B-1	205	181.3	182.8	699.3	47.7	0.41	0.45	0.46
		B-2		189.0	179.4					

3.5 鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造に着目した FE 解析

3.5.1 解析モデル

解析には Abaqus/Standard2018^{3,4)} を使用し、境界非線形（接触）を考慮した弾塑性有限変位解析を行った。表 - 3.14 に解析ケース、図 - 3.34 に解析モデルにおける母板と連結板の寸法および形状、図 - 3.35 に各供試体ケースの解析モデルの概形を示す。本解析では、テーパの有無が継手構造のすべり係数に及ぼす影響を検討するため、継手要素モデルを構築した。ケース 1 とケース 2 では副リブ高さが異なったため、実験供試体と同様に解析モデルでもすべり側母板の高さはケース 1 とケース 2 で異なっている。また、表 - 3.14 に示すように母板にテーパを有するものとそうでないものの 2 種類を検討した。

図 - 3.34 から、ケース 1 では、寸法が 155mm × 110mm × t19mm（テーパの付け根部の板厚）と 155mm × 103mm × t19mm でテーパを有する 2 つ母板を、155mm × 175mm × t9mm の連結板で接合するモデルとして、ケース 2 では、寸法が 155mm × 150mm のテーパを有する母板を、155mm × 165mm × t12mm の連結板で接合するモデルとした。ボルト孔およびボルト間距離は実験供試体と同様とし、ボルト孔は 26.5mm、ボルト間距離は 85mm とした。テーパが無い解析ケースでは、母板・連結板の形状および寸法や、ボルト孔位置はテーパ有りのものと同様とし、母板の板厚は鋳鉄床版のリブの付け根部分の厚さである 19mm とした。母板にテーパを有する継手のモデルの概形は図 - 3.35 に示すとおりである。

表 - 3.14 解析モデル一覧

ケース名	タイプ	テーパの有無	母板の枚数
ケース1	A	有り	2
	B	無し	2
ケース2	A	有り	1
	B	無し	1

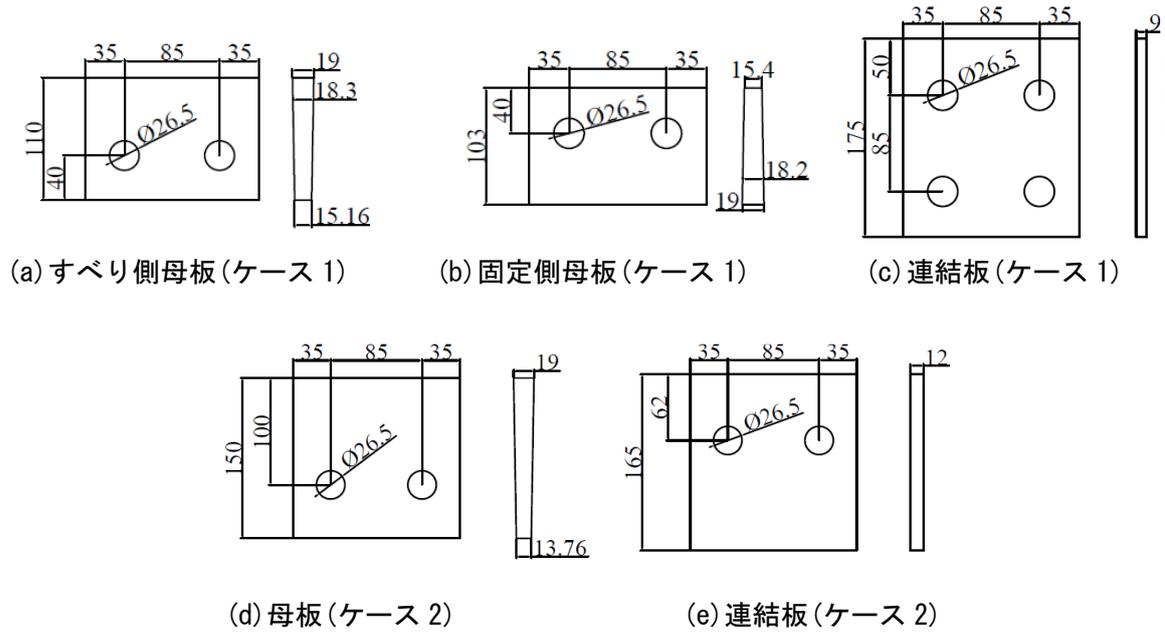


図 - 3.34 母板・連結板の寸法および形状 (単位 : mm)

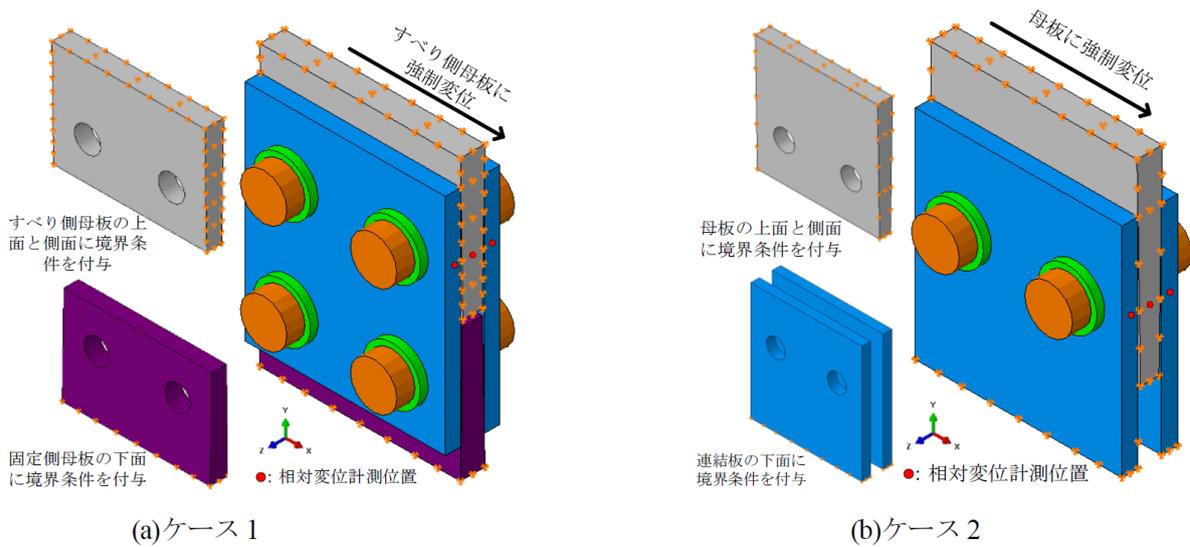


図 - 3.35 解析モデル (テーパ有)

3.5.2 材料特性

解析に用いた材料特性を表 - 3.15, 材料構成則を図 - 3.36 に示す. いずれの材料もバイリニア型と設定しており, 降伏後の2次勾配はヤング係数の100分の1とした.

表 - 3.15 解析に用いた材料特性

部材	鋼種	ヤング係数(N/mm ²)	ポアソン比	降伏応力(N/mm ²)
母板	FCD550	170000	0.28	350
ケース1連結板	SM490Y	200000	0.3	355
ケース2連結板	SS400	200000	0.3	240
ボルト・座金	F10T	200000	0.3	900

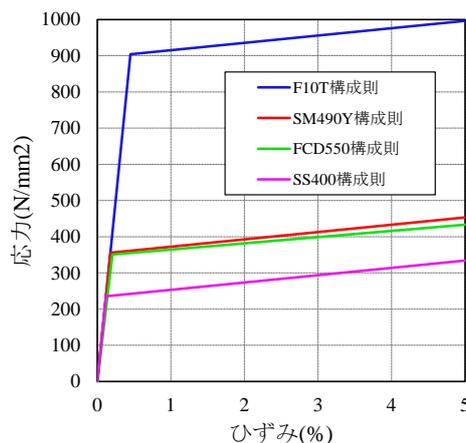


図 - 3.36 材料構成則

3.5.3 境界条件および評価項目

解析ステップおよび境界条件を表 - 3.16 に示す. 本解析では鋳鉄床版 - 支持部材側の接合構造のみ再現しているため, 予備締め再現解析は行っていない. そのため, 表 - 3.16 に示すように, 解析では解析を安定させるため初期に1kN, その後は本締め相当の205kNのボルト軸力を導入した後, すべり解析を行った. 具体的には, ボルトの導入軸力はF10T (M22)の標準軸力である205kNとし, step0~step3でボルト軸力を導入して, step4で母板に強制変位(X方向)を与えた. そして, 母板と連結板間の相対変位から, 各ケースのすべり耐力を検討した. ここで, 相対変位の着目位置は, 図-3.35に示すように母板側面上の1点と連結板側面上の2点に着目し, 母板のX軸方向変位から連結板のX軸方向変位の平均値を引いたものを相対変位とし, 荷重は母板上面および側面におけるX軸方向の反力の総和とした.

要素サイズは, すべて要素長が4mm程度の8節点低減積分ソリッド要素とし, 接触条件については, 鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数を参考に母板 - 連結板間に0.40の摩擦係数を与えた. 本解析では, 母板-連結板間のすべり挙動に着目しており, ボルトの支圧挙動までの解析は実行していない.

なお, 解析におけるすべり荷重は, 実験と同様に, 母板-連結板間の相対変位が0.2mmとなる点の荷重をすべり荷重とし, すべり係数は式(3.5)より算出した.

$$\mu_0 = \frac{P_{stip}}{m \times n \times N_d} \quad (3.5)$$

ここで μ_0 : すべり係数, m : 接合面数 ($m=2$), n : すべりが生じた接合部のボルト本数 ($n=2$), N_d : 設計ボルト軸力である.

表 - 3.16 解析ステップ

step		境界条件	ボルト軸力
step 0	case1	母板の側面および上面を完全拘束 連結板の下面を完全拘束	-
	case2	母板の側面および上面を完全拘束 連結板の下面をX軸方向に拘束	
step 1	case1,2	拘束条件は同様	2本のボルトに1kN導入
step 2	case1,2	拘束条件は同様	2本のボルトに205kN導入
step 3	case1	拘束条件は同様	ボルト長さ固定
	case2	連結板下面の拘束を完全拘束に変更, その他拘束条件は同様	
step 4	case1,2	母板の上面および側面に1.0mmの強制変位	初期値 : 205kN

3.5.4 解析結果と考察

表 - 3.17 に各解析モデルのすべり荷重およびすべり係数, 図 - 3.37 に荷重 - 相対変位関係を示す. 表 - 3.17 からすべり係数は, ケース 1 のテーパー有りで 0.265, 無しの場合で 0.285 となり, ケース 2 においてもテーパー有りのケースで 0.329, 無しの場合で 0.388 となった. テーパーを設けることにより, ケース 1 では 7%, ケース 2 では 15%低下した. この結果より, テーパーが要因となり, すべり係数は低下すると考えられる. この低下のメカニズムとして, (i)ボルト締付け時に肌すきにより生じた連結板の変形が起因となり, 導入ボルト軸力に対する母板-連結板の接触圧力の低下, (ii)締付け時に生じた連結板の降伏による断面剛性の低下, (iii)母板のテーパーによる生じる接触圧力分布の偏り, (iv)載荷時に生じた連結板の降伏による断面剛性の低下の 4 つが考えられる.

表 - 3.17 すべり荷重とすべり係数

解析モデル		テーパの有無	すべり荷重 (kN)	すべり係数 μ_0	タイプBとのすべり係数の比
ケース1	タイプA	有り	217	0.265	0.93
	タイプB	無し	234	0.285	1.00
ケース2	タイプA	有り	270	0.329	0.85
	タイプB	無し	318	0.388	1.00

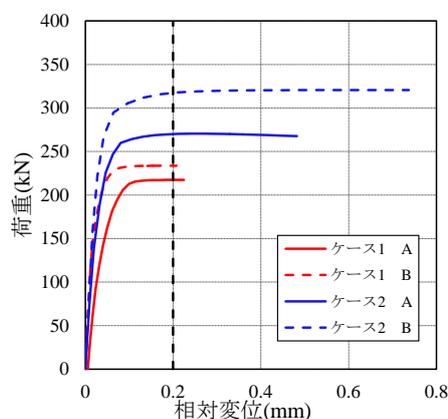


図 - 3.37 荷重 - 相対変位関係

(1) 締付け完了時の接触力と導入軸力

図 - 3.38 は、ボルト軸力の導入完了時に母板 - 連結板間の接触圧により生じた接触力の合計値と導入ボルト軸力の関係を示す。ケース 1 タイプ A (以下ケース 1A) は、導入軸力に対するすべり側と固定側での接触力が異なっていた。ケース 1 の解析モデルは母板の高さおよび連結板の縁端距離がすべり側と固定側で異なっているため、図 - 3.34 に示すように連結板端部のテーパ厚さがすべり側母板と固定側母板で 0.1mm 異なっており (=18.3-18.2) , 連結板端部締付け完了時の母板 - 連結板間の接触面積がすべり側母板と固定側母板で異なっていたため、締付け完了時に差異が生じたと考えられる。また、ケース 1A のすべり側と固定側の接触力の平均値、ケース 1 タイプ B (以下ケース 1B) , ケース 2 タイプ A (以下ケース 2A) , ケース 2 タイプ B (以下ケース 2B) の接触力、導入ボルト軸力は同じ結果となった。

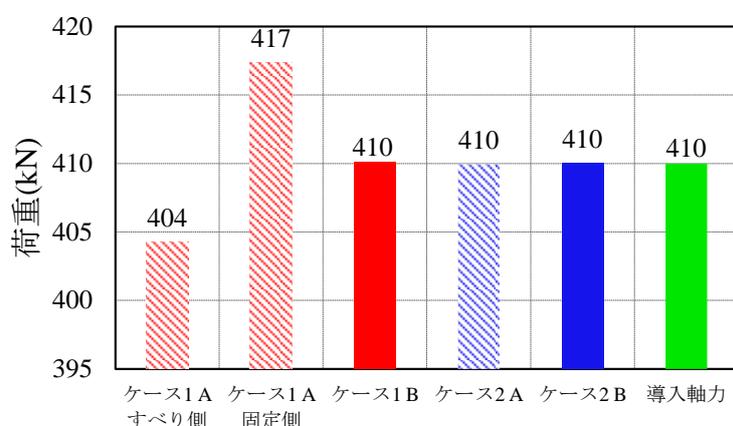


図 - 3.38 締付け完了時に生じた接触力と導入軸力

(2) 締付け時に生じた母板・連結板の Mises 応力

図 - 3.39 に、ボルト軸力の導入完了時に連結板および母板表面に生じる Mises 応力コンター図を示す。ケース 1A では、連結板中央のボルト孔付近が一部塑性している領域が見られるものの、その他の領域では、ほとんど降伏は生じていないことがわかる。一方、ケース 2A では、連結板のボルト孔上部に塑性化している領域が広がっていることがわかる。この降伏領域は、連結板の板厚方向にも広がっており、ボルト締付け時にテーパによる曲げ変形によるものだと考えられる。また、ケース 1A は、母板と連結板の肌すきが片側で最大 1.57mm、ケース 2A は片側で最大 1.95mm であり、ケース 2A の方が連結板の変形量が大きかったことに加えて、連結板にはケース 1 は SM490Y、ケース 2 は SS400 が用いられており、降伏応力の違いによる影響も大きいと考えられる。

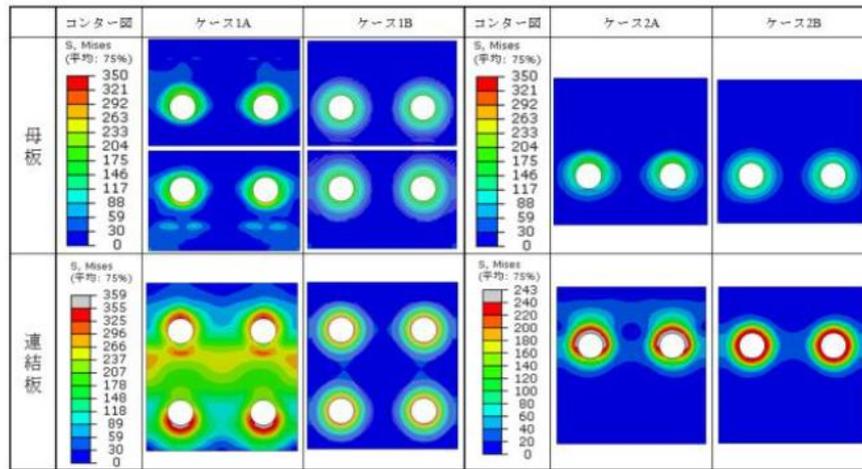


図 - 3.39 締付け完了時点の連結板および母板の Mises 応力コンター図 (単位 : N/mm^2)

(3) 母板テーパの影響により生じた接触圧分布の偏り

図 - 3.40 にボルト軸力の導入完了時に母板-連結板間に生じた接触圧力のコンター図，図 - 3.41 にすべり荷重時に母板-連結板間に生じた接触圧力のコンター図を示す。図 - 3.40 より，各ケースのタイプ B はボルト軸力の導入後に接触圧力がボルト孔周辺に均等に作用していることがわかる。一方で，タイプ A はテーパの影響により接触圧力分布に偏りが生じており，特に，テーパ部の外側では大きく，内側では小さくなっていった。ケース 1 とケース 2 で偏り方に差が生じており，ケース 1 の方が偏りは大きい。これは，L 型支持部材は主桁と接合されているため，状況を再現するために支持部材を模擬したモデルの下部に拘束条件を設けており，変形を拘束しているため偏りが少なかったと考えられる。一方，ケース 1 の連結板は拘束がされていないため，テーパの影響により生じた肌すきの影響による締付け時の変形の影響が大きかったため，ケース 2A よりもケース 1A の方が偏りが生じたと考えられる。したがって，タイプ A においては，ボルト孔周辺に接触圧力が均等に作用していなかったため，摩擦抵抗が小さい範囲が生じたことにより，すべり耐力が低下したと考えられる。

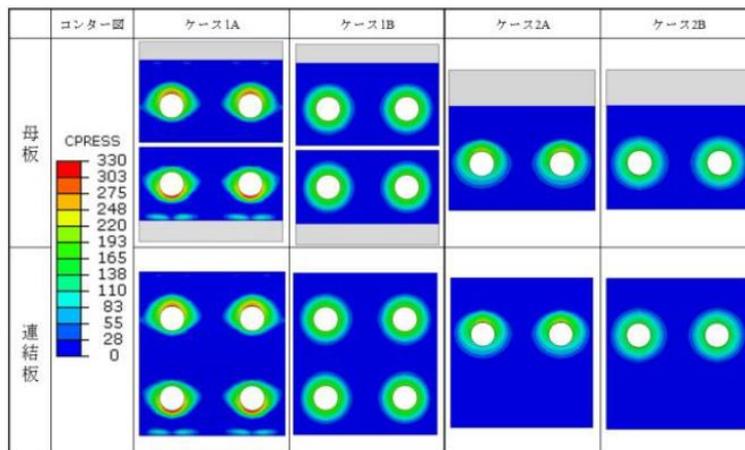


図 - 3.40 締付け完了時点の連結板および母板の接触圧力コンター図 (単位 : N/mm^2)

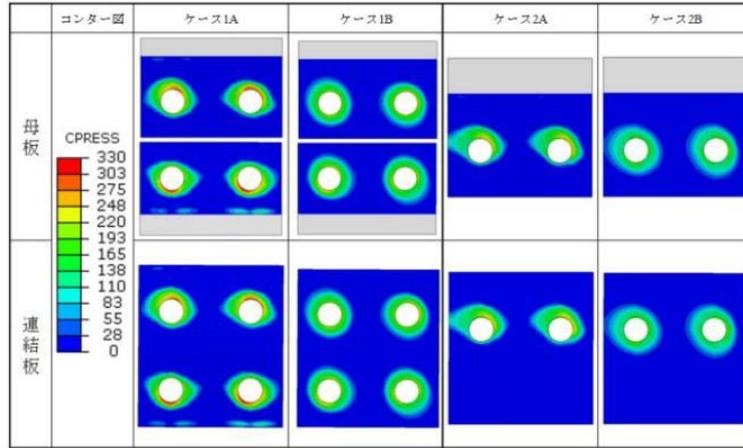


図 - 3.41 すべり荷重時点の連結板および母板の接触圧力コンター図（単位：N/mm²）

(4) すべり時に生じた母板・連結板の Mises 応力

図 - 3.42 に、すべり荷重時に連結板および母板表面に生じる Mises 応力コンター図を示す。ケース 1A では締付け時と同様、連結板中央のボルト孔付近に少し塑性している領域が見られるものの、その他の領域では、ほとんど降伏は生じていないことがわかる。一方、ケース 2A では降伏領域が拡大しており、ケース 2B でもボルト孔周辺に降伏領域が確認された。ケース 2 の連結板は SS400 を使用しているため、材料強度が低いことに加えて、ケース 2A ではテーパの影響により連結板に曲げ変形が生じていたため、降伏領域が拡大していたと考えられる。すべり荷重時にケース 1 では連結板に降伏が生じず、ケース 2 の連結板に降伏が生じた原因として、ケース 1 の連結板は母板にボルトで締付けられている以外に固定されていないのに対し、ケース 2 の連結板は下部が完全固定（実験供試体における主桁との連結を想定）されているため、テーパによる曲げ変形の影響が大きかったと考えられる。

以上の結果から、すべり側母板と固定側母板の両側にテーパがついているケース 1A は、ボルトの導入軸力と母板－連結板間の接触圧力は同等であったが、連結板の弾塑性変形の影響が小さく、また、締付け時に生じた接触圧力分布の偏りが原因となり、すべり耐力が 7%低下したと考えられる。一方、ケース 2A では締付け時に生じた接触圧力分布の偏りの影響に加えて、締付けに連結板へ生じた曲げ変形の影響で载荷中に、連結板へ広い範囲で降伏が生じたため、すべり耐力が 15%低下したと考えられる。

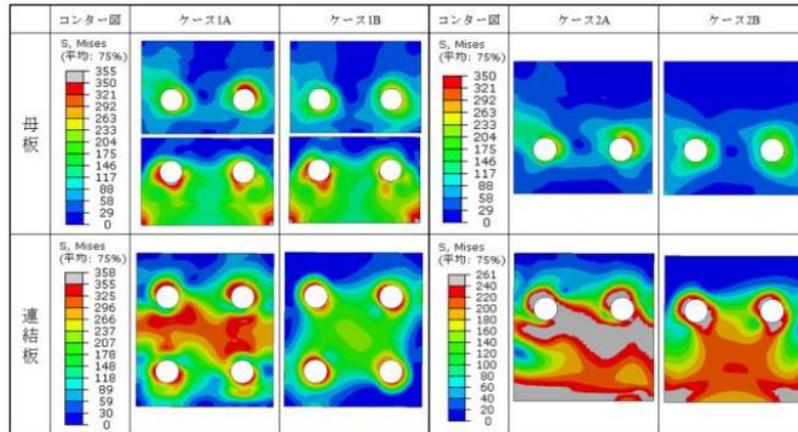


図 - 3.42 すべり荷重時点の連結板および母板の Mises 応力コンター図 (単位 : N/mm²)

3.6 解析結果を考慮した水平載荷実験の考察

水平載荷実験において、どちらのケースも鋳鉄床版 - 支持部材間ですべりが生じた。また、実験前ボルト軸力より求めたすべり係数 μ_1 は、ケース 1 で 0.30、ケース 2 で 0.45 となり、ケース 1 の方がケース 2 よりも小さい結果となった。また、鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造に着目して行った解析から求めたすべり係数 μ_4 についても、実験と同様の傾向が認められた。また解析結果より、テーパーによるすべり係数低下率は、ケース 1 の方がケース 2 よりも小さくなり、テーパーを有していないケースでは、ケース 1 のすべり係数の方が低い結果となった。

ケース 1 のすべり係数が低い理由として、テーパーの影響よりも鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造の違いが影響しているものと考えられる。前述のように、ケース 2 は、支持部材と主桁が直接接合されているため、鋳鉄床版に作用した水平力に対して鋳鉄床版 - 支持部材間で回転が生じにくく、締付け時においても支持部材が主桁と固定されているため、締付け時に生じる支持部材 - 鋳鉄床版間の接触圧力分布は変化しにくいと考えられる。一方、ケース 1 では鋳鉄床版 - 支持部材間は連結板によって接合されており、締付け時に連結板が拘束されていないため、テーパーにより生じた肌すきの影響により締付け時の接触厚分布に大きな偏りが生じたと考えられる。また、荷重中は荷重に伴って連結板に回転が生じたことで、支持部材 - 鋳鉄床版間の接触圧力分布が変化し、ケース 2 よりもすべり係数が低下したと考えられる。

ケース 2 では設計すべり係数と同程度のすべり係数が得られたものの、ケース 1 では実験、解析ともに設計すべり係数よりも低い結果となった。鋳鉄床版 - 支持部材間の設計すべり係数は、接合面の表面処理はもちろんのこと、テーパーと接合構造の影響を考慮して検討する必要があると考えられる。本研究の結果から、L 形支持部材のすべり係数は、0.40 程度見込めるが、逆 T 形支持部材のそれは、0.40 よりも下回り、0.25 であった。ただし、すべり係数を求める際に曲げによる補正を行っていないこと、載荷実験時に供試体の浮き上がりが生じるなど、実験手法を含めて、すべり係数の算出方法について、今後も検討が必要と考えられる。

3.7 まとめ

本章では、鋳鉄床版 - 主桁間の接合部におけるすべり挙動を明らかにするため、3種類の支持部材を用いた鋳鉄床版 - 主桁間の接合部を再現した試験体に対して水平載荷実験および FE 解析を実施した。以下に得られた結論を述べる。

- 1) 3種類の分離型支持部材（逆 T 形、L 分離形、L 一体）を用いた鋳鉄床版 - 主桁間の構造に対して、120 時間のリラクセーション試験を行った結果、ボルト軸力の低下率は概ね 10%程度であり、テーパの有無による差は見られなかった。
- 2) 鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を模した供試体の水平載荷実験を行った結果、ケース 1（支持部材：逆 T 分離型）およびケース 2（支持部材：L 分離型）は、鋳鉄床版 - 支持部材間ですべりが生じた。また、2次元 FE 解析により求めた水平荷重分担率を考慮して、すべり係数を算出した結果、逆 T 形で 0.29、L 形で 0.41 のすべり係数を得た。
- 3) 接合構造に用いる支持部材形状の違いによりすべり係数が異なり、L 型と比べて逆 T 型は回転抵抗が小さいため、すべり係数が 20%以上低下することを明らかにした。
- 4) 母板に 1°のテーパを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり係数のテーパの影響を明らかにするため、3次元 FE 解析を実施した結果、テーパの影響でケース 1 は 7%、ケース 2 は 15%すべり係数が低下した。母板にテーパを有することで、締付け時に生じる母板 - 連結板間の接触圧力分布に偏りが生じ、すべり耐力が低下したと考えられる。また、FE 解析によりケース 2 では上記に加えて、肌すきによる連結板の曲げ変形が影響し、載荷に伴って連結板の降伏領域が広がっていったため、テーパの影響によるすべり係数の低下率がケース 1 よりも大きいことがわかった。
- 5) 実験及び解析結果より、逆 T 型を用いた場合、その形状に起因してすべり係数が設計すべり係数を下回った。これらの結果より逆 T 型よりも L 型の方が接合構造におけるせん断剛性が高く、高いすべり係数が得られたことから、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造では L 型の方が望ましいことを明らかにした。
- 6) 水平載荷実験では接合部ごとの荷重分担率を求めることが困難であること、載荷中に付加モーメントが作用することなどから、回転の影響を取り除いた鋳鉄床版 - 支持部材間の相対変位を計測することが困難であり、試験方法に改善が必要であることがわかった。

参考文献

- 3.1) 池田祐哉，山口隆司，佐伯英一郎，飛永浩伸，日高哲郎：球状黒鉛鋳鉄板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力，構造工学論文集，Vol62A，pp.705-714，2016.
- 3.2) 白井悠吾，山口隆司，飛永浩伸，村山稔，廣澤直人：テーパ付き鋳鉄母板を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動，土木学会，I187，2021.9.
- 3.3) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，丸善出版株式会社，2012.
- 3.4) SIMULIA：abaqus analysis user's manual, Vol. I-V, Ver.2018.

第4章 母板に長孔を有する鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動

4.1 はじめに

3章では鋳鉄床版モジュールから切り出した鋳鉄床版を用いて、水平載荷実験を行い、鋳鉄床版 - 主桁間に用いる支持部材によって、すべり係数が異なることを明らかにした。しかしながら、この実験では、各支持部材が負担した荷重分担率を考慮するため、数値解析等による実験結果の補正が必要であり、すべり挙動を適切に評価するための試験方法を検討する必要があると考えられる。また、鋳鉄床版は既設橋梁の架替時での適用を想定していることから施工現場で鋼部材同士を接合する際、施工性の観点からボルト孔は拡大孔を標準としているが、鋳鉄製品は、前述のように砂型を用いて製作されるため、製作誤差が生じる可能性があることなどから、鋳鉄床版副リブのボルト孔には長孔形状を有することが望ましいと考えられる。現状では、長孔の適用については許されておらず、実用化にあたっては2章で実施した要素試験の他に、長孔を適用した鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり性状を明らかにする必要がある。

本章では、第3章で述べた水平載荷実験で生じた課題を解決するため、類似の荷重伝達メカニズムを有するスタッドの押し抜きせん断試験およびその試験体形状を参考に、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造に対して押し抜きせん断実験を実施し、鋳鉄床版 - 主桁間におけるすべり挙動および長孔の適用性を検討した。

4.2 試験体の形状および寸法

4.2.1 試験体の設計方針および諸元

本章で用いる試験体一覧を表 - 4.1 に示す。供試体は、支持部材の形状および鋳鉄床版のボルト孔をパラメータとして、支持部材はL型、逆T型、逆T型（連結板改良）の3パターン、鋳鉄床版は長孔（テーパあり）、長孔（テーパ無し）、拡大孔（テーパあり）の3パターンの組み合わせとして、全8ケース合計14体の載荷実験を行う。実験供試体の寸法を図 - 4.1、L型支持部材の形状および寸法を図 - 4.2、逆T型支持部材の形状および寸法を図 - 4.3、逆T型支持部材連結板の形状および寸法を図 - 4.4、鋳鉄床版の形状および寸法を図 - 4.5 に示す。

実験供試体は、主桁を模したH鋼、フィラープレート、支持部材、鋳鉄床版で構成されており、中央に位置するH型鋼を対称に、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を再現した供試体とした。供試体は全て高力ボルト摩擦接合により接合されており、鋳鉄床版 - 支持部材間は2面摩擦接合、支持部材 - 主桁間はフィラープレートを挟んだ1面摩擦接合である。

支持部材はL型と逆T型の2種類を用いる。逆T型は、鋳造部材であり、通常は前述のように床版接合部に抜き勾配が生じる。そのため、この抜き勾配が継手性能の低下の原因となる恐れがあることから、製造コストは大きくなるが、鋳造時に中子（砂型）を用いることで、接合部に抜き勾配が生じないように鋳造することも可能となる。そこで本実験では、逆T型における鋳鉄床

版副リブ側のテーパの有無もパラメータとして設定した。また、3章での検討において、逆T型の継手構造の剛性が低いことが懸念されたため、本実験では、鋳鉄床版 - 逆T型支持部材間のせん断剛性を増加させるため、連結板の形状を改良したケースについても検討する。

鋳鉄床版は、実物大の鋳鉄床版モジュールから副リブを有する部分を再現した床版を鋳造により制作し、接合部の大きさは実寸とした。図 - 4.5 に示すように支持部材と接合するテーパの有無と副リブ側のボルト孔をパラメータとした3種類の床版を用いた。鋳鉄床版のテーパは、基本的には副リブに抜き勾配を設けることで製作する(図 - 4.5 (b))。本実験では、主リブ側に抜き勾配を設けることにより、副リブのテーパが無いものを製作した(図 - 4.5 (a))。ボルト孔は、長孔では $\Phi 26.5 \times 45 \text{ mm}$ として、拡大孔では $\Phi 26.5 \text{ mm}$ とした。

表 - 4.1 試験体一覧

ケース名	支持部材	連結板	鋳鉄床版ボルト孔	テーパの有無	試験体数
L拡大孔	L	-	拡大孔	有り	1
L長孔1			長孔	有り	3
L長孔2					
L長孔3					
L長孔平1			長孔	無し	3
L長孔平2					
L長孔平3					
逆T拡大孔-改良	逆T	改良後	拡大孔	有り	1
逆T長孔1		改良前	長孔	有り	2
逆T長孔2					
逆T長孔3-改良		改良後	長孔	有り	1
逆T長孔平1		改良前	長孔	無し	1
逆T長孔平2-改良		改良後	長孔	無し	2
逆T長孔平3-改良					

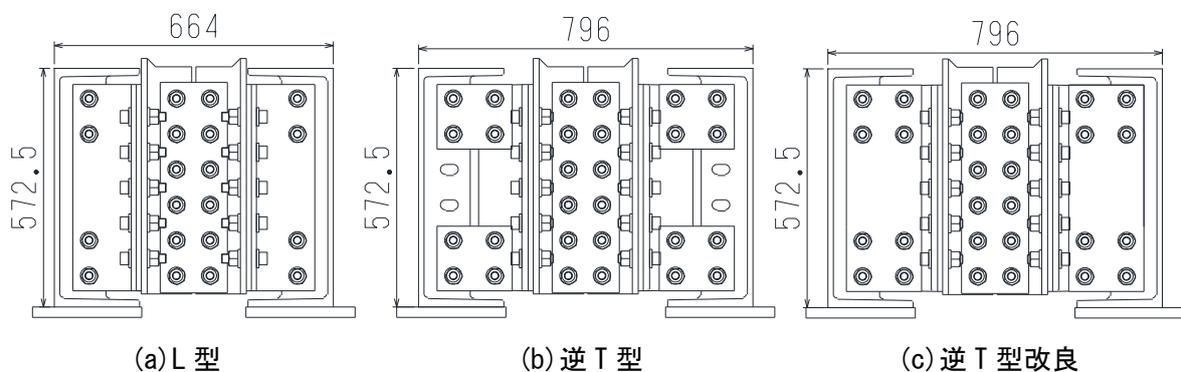


図 - 4.1 供試体の寸法 (単位: mm)

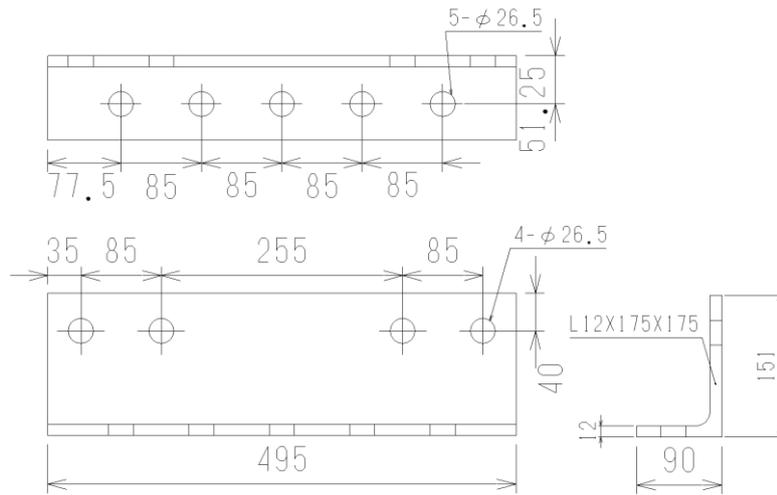
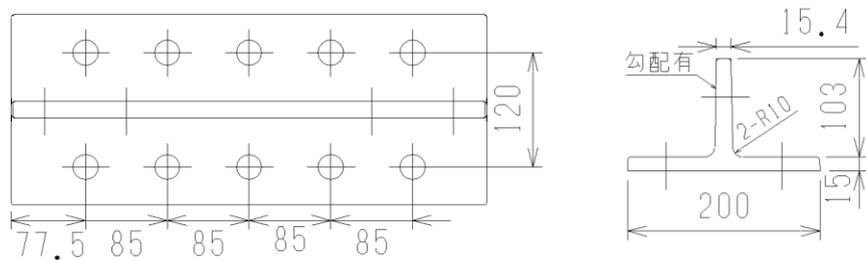
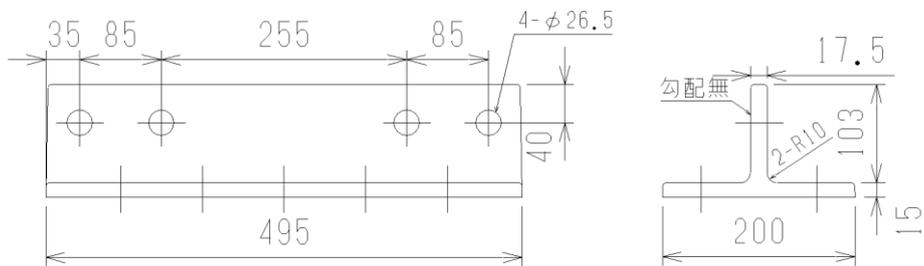


図 - 4.2 L型支持部材の形状および寸法 (単位 : mm)

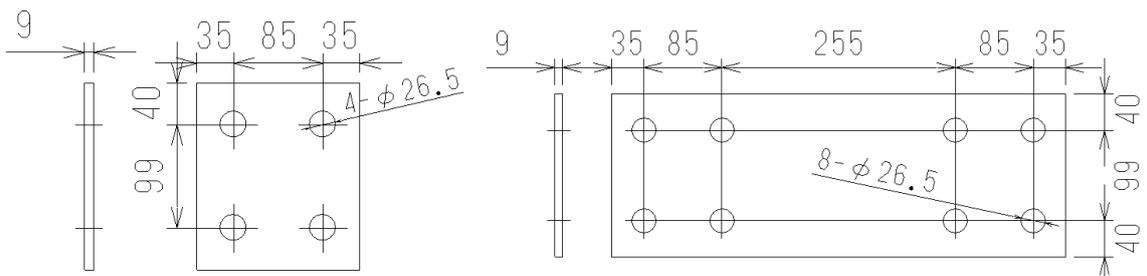


(a) 逆 T 型支持部材 (勾配有)



(b) 逆 T 型支持部材 (勾配無)

図 - 4.3 逆 T 型支持部材の形状および寸法 (単位 : mm)



(a) 逆 T 型支持部材 連結板

(b) 逆 T 型支持部材 連結板 (改良後)

図 - 4.4 逆 T 型支持部材連結板の形状および寸法 (単位 : mm)

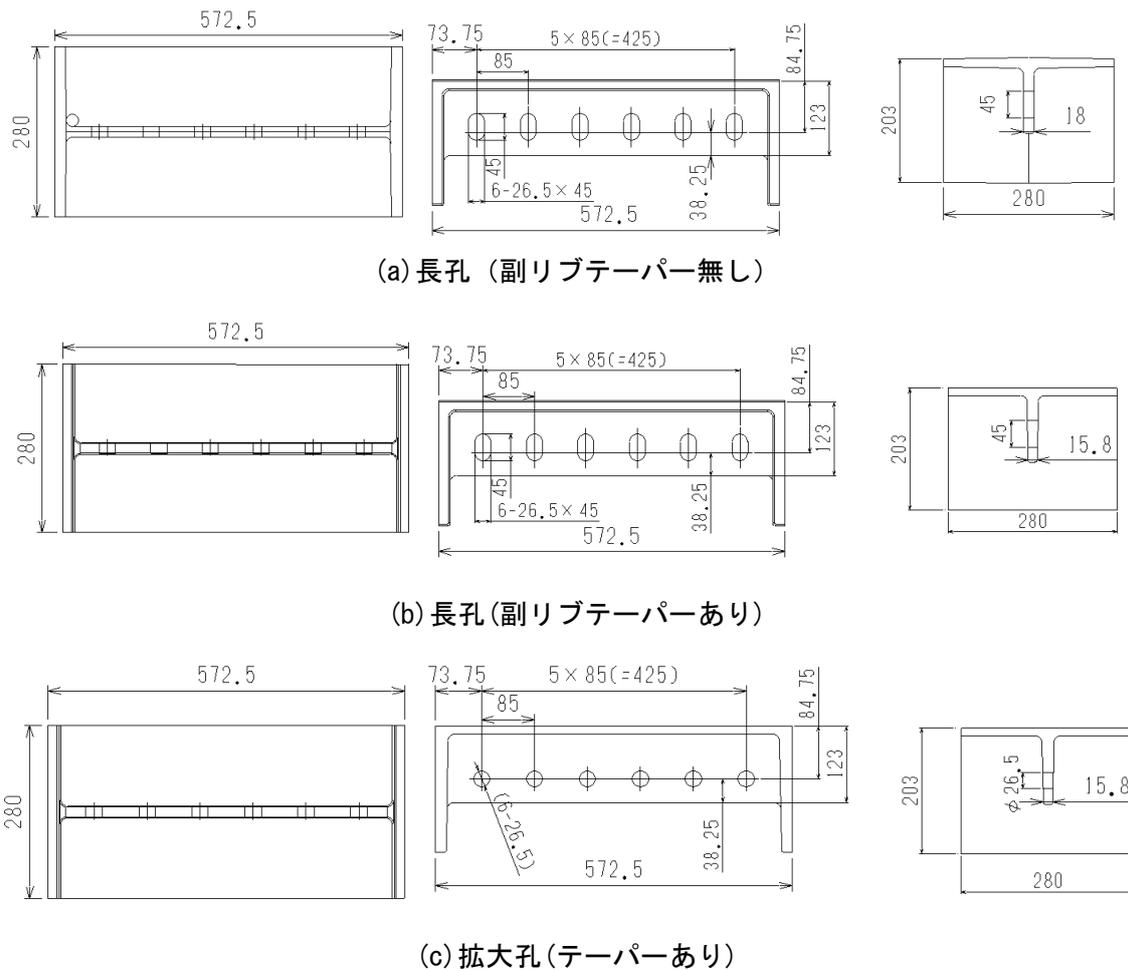


図 - 4.5 鋳鉄床版の形状および寸法 (単位:mm)

4.2.2 設計すべり耐力

既往研究より、母板にテーパ無しの FCD 部材、連結板に鋼材を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験において、接合面処理はブラスト処理後に無機ジンクリッチペイントの塗装 (75 μ m) 以上を施すとすべり係数は 0.55 であることが示されている。しかし、継手母材のテーパの影響を検討するため、3 章で行った水平載荷実験のすべり係数は、逆 T 型を用いた場合 0.29, L 型を用いた場合 0.41 であった^{4.2)}。

このように、一般的な高力ボルト摩擦接合継手の接合部であれば、適切な接合面処理を施せば、鋼材と同様に 0.45 の設計すべり係数が見込めると考えられるが、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造において、支持部材によっては 0.40 を下回るものも存在した。そこで、本実験では前回実験時から支持部材を改良し、載荷方法の改善によりすべり係数の向上が見込めることから、本供試体の設計すべり係数は 0.40 とした。設計すべり耐力は、文献^{4.3), 4.4)}に基づき、式(4.1)より決定した。供試体の設計すべり耐力を表 - 4.2 に示す。

$$P_{\text{slip}} = \mu \times m \times n \times N_d \quad (4.1)$$

ここで、 μ : 設計すべり係数 (=0.4) , n : ボルト本数, m : 接合面数, N_0 : 設計ボルト軸力であ

る。また、供試体の設計にあたり、すべり／降伏耐力比 β は、すべり先行型となるように $\beta=0.63$ とした。

表 - 4.2 供試体の設計すべり耐力

支持部材	接合場所	接合面数 m	ボルト本数 n	設計ボルト軸力 N(kN)	設計すべり係数 μ	設計すべり耐力 $P_{slip}(kN)$
L型	鋳鉄床版-支持部材間	2	8	205	0.4	1312
	支持部材-主桁間	1	20	205	0.4	1640
	主桁間	2	12	205	0.4	1968
逆T型	鋳鉄床版-連結板間	2	8	205	0.4	1312
	連結板-支持部材間	2	8	205	0.4	1312
	支持部材-主桁間	1	20	205	0.4	1640
	主桁間	2	12	205	0.4	1968

4.3 鋳鉄床版 - 主桁間の押し抜きせん断実験の計測項目および組立

4.3.1 試験装置および荷重方法

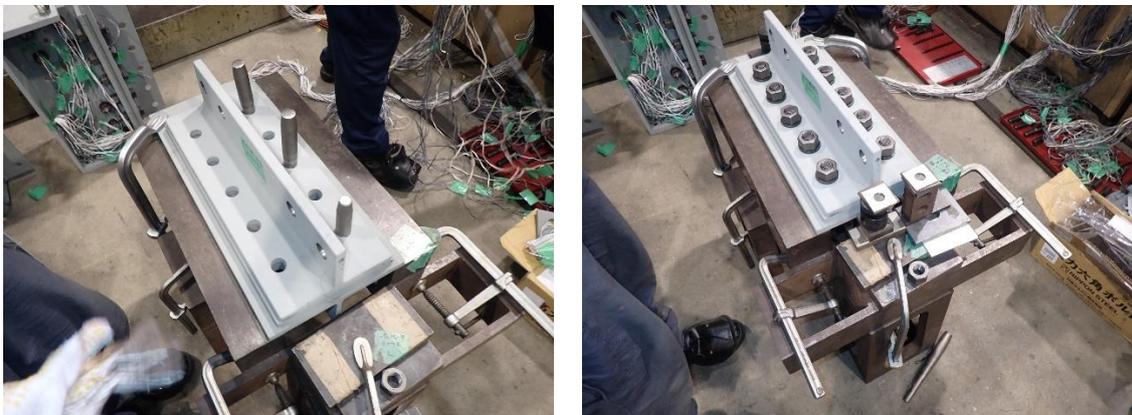
試験装置は日之出水道機器株式会社が所有する 2,000kN 圧縮試験機（島津製作所）を用いた。試験装置を図 - 4.6 に示す。荷重にあたり、試験機のクロスヘッドと荷重板を拘束し、底板に供試体を固定する。そして、H 鋼上面から荷重板および荷重治具を介して H 鋼上面に圧縮力を与える。予備荷重と本荷重を実施して、予備荷重では H 鋼上面に貼り付けたひずみゲージの計測値より、荷重時に生じたひずみの確認を行い、ばらつきが生じる場合には荷重治具と供試体の間に薄板を挿入しながら、荷重が供試体へ均等に荷重されるように調整を行った。荷重速度は 1kN/s とした。試験の荷重能力により、ボルト破断まで荷重することができないため、本実験では、すべりが生じ荷重低下を確認後、ボルトが支圧状態に移行するまで荷重を行った。



図 - 4.6 押し抜きせん断実験の荷重装置

4.3.2 試験体の組み立て

供試体の組立は、予め H 鋼のウェブ中央を溶断しておき、H 鋼フランジ上に支持部材をのせ、支持部材 - 主桁間の仮組を行った後 (図 - 4.7 (a))、铸铁床版 - 支持部材間の仮組を行い、ボルトの締め付けを行った。(図 - 4.7 (b)) 締め付け順序は、既往研究と同様に铸铁床版 - 支持部材間から支持部材 - 主桁間の順に実施した。締め付けボルト軸力は、M22F10T の標準ボルト軸力とし、スナッグタイト (手締め)、予備締め (トルク 400Nm)、本締め (225.5kN) の順に行った。載荷時のボルト軸力の変動を確認するため、铸铁床版 - 支持部材間は、ボルト軸部にひずみゲージを貼付けた高力六角ボルト (M22F10T) を用いた (以下、ゲージボルト)。なお、支持部材 - 主桁間は高力六角ボルト (M22F10T)、H 鋼の接合はトルシアボルト (M22S10T) を使用した。締め付け完了後は、H 鋼の接合を行った (図 - 4.7 (c))。



(a) 主桁と支持部材の仮組



(b) 支持部材と床版を仮組後締め付けの実施

図 - 4.7 組立時の様子

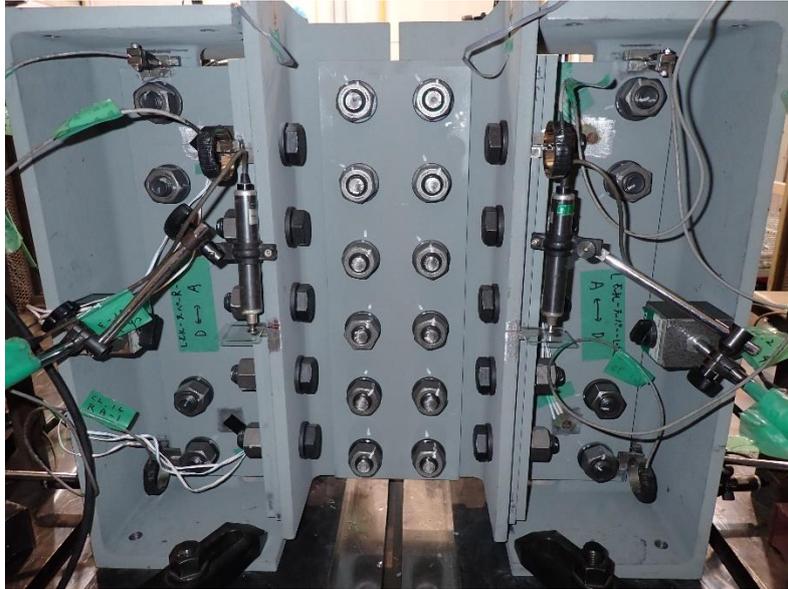


(c) H 鋼の接合および完成後の試験体

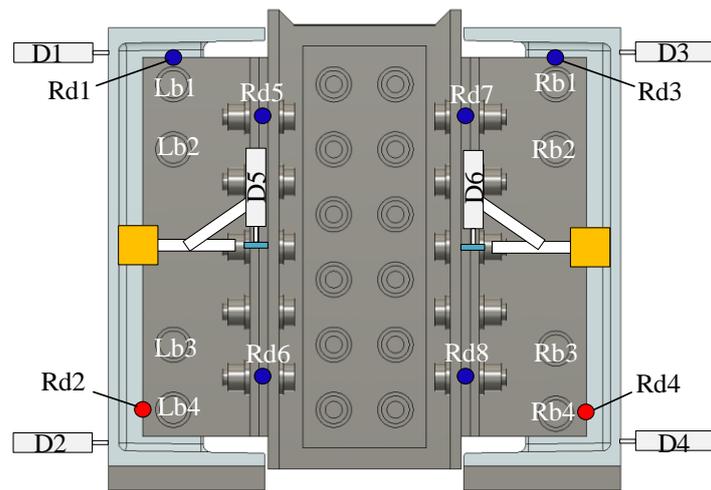
図 - 4.7 組立時の様子 (続き)

4.3.3 計測項目および計測位置

計測項目は、試験機の荷重と変位、鋳鉄床版の変位、鋳鉄床版 - 主桁間の相対変位、各接合部間の相対変位、H 鋼フランジ上面のひずみ、ボルト軸力である。計測機器設置時の写真および各供試体の計測位置を図 - 4.8 に示す。鋳鉄床版の変位 (床版の開き量) および鋳鉄床版 - 主桁間の鉛直相対変位は CDP-25 (最大容量 25mm, 感度: 500×10^{-6} ($\times 10^{-6}/\text{mm}$)) (東京測器研究所) で計測を行った。計測間隔は 1 秒 1 回に設定している。均等に载荷できているかを確認するため、H 鋼フランジ上部のひずみ (1 軸ひずみゲージ FLA-5-11 (東京測器研究所)) を計測した。また、すべり挙動を検討するため、図 - 4.8 に示す位置で鋳鉄床版 - 支持部材間および支持部材 - 主桁間における鉛直方向の相対変位 (図 - 4.8 中: Rd) を計測した。計測はクリップ変位計 (RA-5 (最大容量 7mm, 感度: 3000×10^{-6} ($\times 10^{-6}/\text{mm}$))), UB-5 (最大容量 7mm, 感度: 5000×10^{-6} ($\times 10^{-6}/\text{mm}$)) (東京測器研究所) を用いた。なお、供試体の後面には、前面と同位置にクリップ型変位計を設置した。以後、それぞれを区別するため数字の後に、前面の場合には F, 後面の場合には B をつけて表記する。

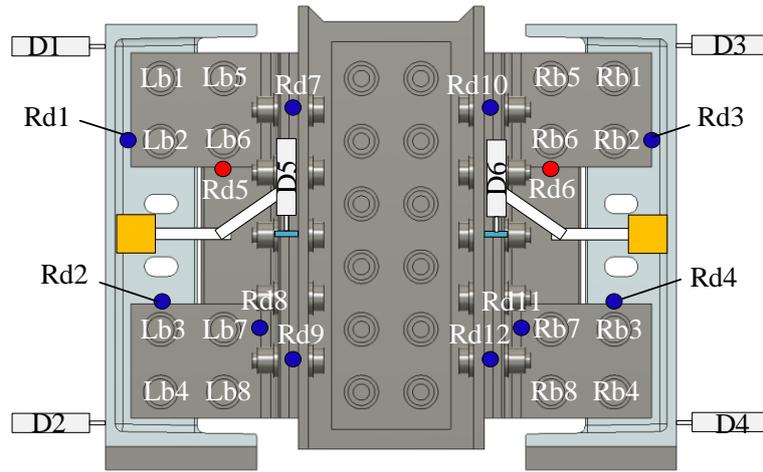


(a) 変位計設置状況 (L型 背面)

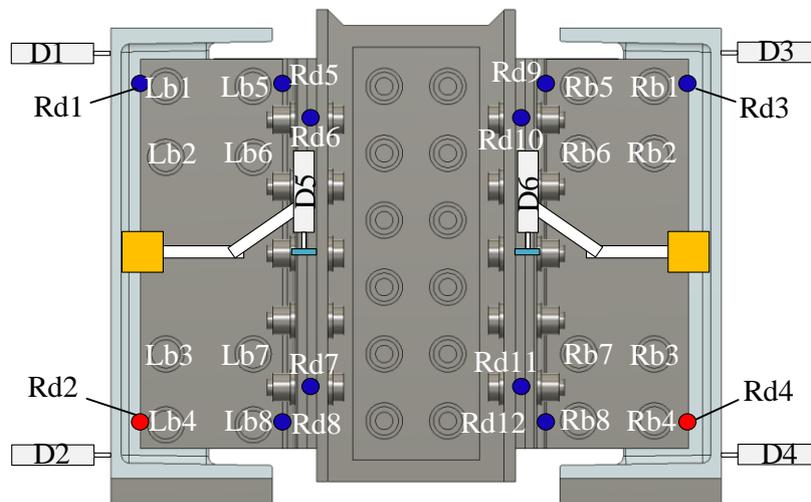


(b) L型

図 - 4.8 変位計設置位置



(c) 逆 T 型



(d) 逆 T 型 (改良後)

図 - 4.8 変位計設置位置 続き

すべり荷重は、文献 4.3)では、相対変位が 0.2mm に達するよりも前に主すべりが生じた場合はその時の最大荷重、もしくは、主すべりが生じなかった場合は、相対変位が 0.2mm に対応する荷重とされている。本研究では、文献 4.4)が文献 4.3)の事例に倣ってすべり荷重の定義を行っていることから、文献 4.3)を参考に相対変位 0.2mm 時点の荷重と、荷重低下時の荷重に着目して考察を行った。

4.4 押し抜きせん断実験の実験結果と考察

4.4.1 締付けおよびリラクセーション特性

供試体の締付け軸力および試験前軸力を表 - 4.3, 締付け直後から 96 時間後のボルトの残存軸力の経時変化を図 - 4.9 に示す. 締付け軸力は, 締付け作業中のひずみデータを計測間隔 1 秒で測定しており, その際のピーク時の値とした. 経過日数は, 締付け日から載荷日までの期間を示している. 表 - 4.3 に示す締付け軸力および試験前軸力は, 供試体に用いた全てのゲージボルトの平均値とした. なお, L 長孔 2 については後述の理由のため平均の計算からは除外した.

図 - 4.9 から, いずれの供試体においても締付け直後 12 時間で大きく軸力が低下し, そこから傾きが徐々に軟化して, 72 時間程度で軸力低下が落ち着いている. そのため, 載荷中のリラクセーション特性の影響を避けるために, 本実験ではボルト軸力低下が小さくなる 72 時間以降に載荷実験を行った.

次に, 表 - 4.3 に示すボルト軸力の低下率に着目すると, L 型, 逆 T 型ともに, 長孔よりも拡大孔の方が軸力の低下率が大きい. 当初は, 拡大孔よりも長孔の方が, 座金の落ち込みなどが要因となり軸力低下が大きいことが予想されたが, 本結果では, 異なる傾向を示した. また, テーパーの有無を比較すると, いずれの供試体においても差異がなかった. 一方で, 逆 T 型の改良前後を比較すると, やや改良後の供試体の方が, 軸力低下率が大きかった.

L 長孔 2 は, 締付けた次の日 (締付け完了時から 22 時間後) に軸力の計測を中断しており, 次に計測を再開したのは載荷直前 (締付け完了時から 36 日後) で, その間のリラクセーションは計測できていない. L 長孔 2 の締付け完了後から 22 時間経過後までのボルト軸ひずみ低下率を図 - 4.10 に示す. 締付け完了から 22 時間後のボルト軸力の低下率の平均値は 15.7% であり, 載荷直前のボルト軸力低下率の平均値は 24.5% だった. 締付け完了後から 22 時間後における同条件の供試体の軸力低下率は, 長孔 1 は 12.2%, 長孔 3 は 15.2% であり, 長孔 3 と概ね同程度であった.

しかし, 長孔 1 および長孔 3 と比べて試験前軸力が大きく低下しているが, リラクセーションが計測できていないため, 軸力低下の原因を考察することは難しい. そのため, 以降の検討においても平均の計算から除外している. その他の供試体についても一般的に無機ジंकを施した鋼部材のボルト軸力低下率は 10% であることを考えると, やや軸力の低下率が大きいので, 長期リラクセーション試験の追加実施が必要な可能性が高い.

表 - 4.3 供試体の試験前軸力

供試体名	経過 日数 (日)	締付け 軸力 (kN)	試験前 軸力 (kN)	軸力低下率 (載荷直前)	
				低下率	全体平均
L拡大孔	4	227.8	189.0	17.0	17.0
L長孔1	5	227.9	199.0	13.1	15.5
L長孔2	36	228.7	170.0	24.5※	
L長孔3	8	228.0	187.2	17.9	
L長孔平1	7	228.8	190.0	17.2	16.0
L長孔平2	6	227.7	192.8	15.3	
L長孔平3	7	227.7	191.8	15.6	
逆T拡大孔-改良	8	226.6	187.4	17.3	17.3
逆T長孔1	7	225.2	196.5	12.6	15.0
逆T長孔2	7	225.8	191.6	15.3	
逆T長孔3-改良	8	227.7	188.5	17.2	
逆T長孔平1	5	226.4	192.7	15.0	16.1
逆T長孔平2-改良	6	227.2	189.7	16.5	
逆T長孔平3-改良	4	226.2	188.0	16.9	

※L長孔2は全体平均から除外

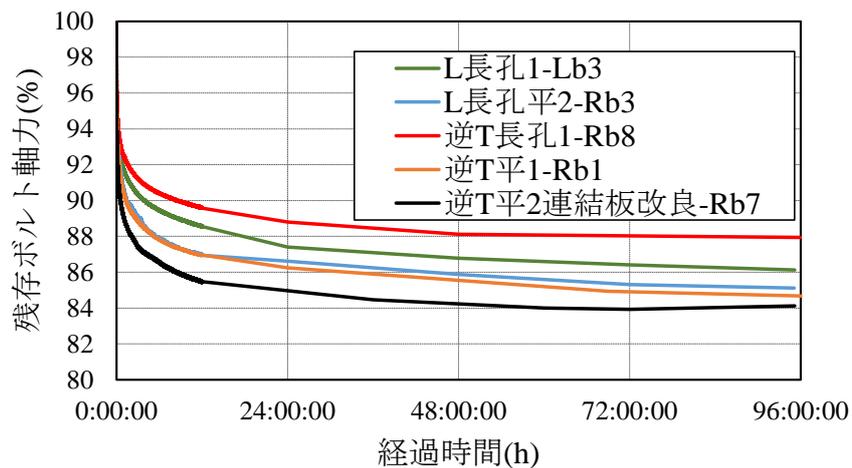


図 - 4.9 96 時間後のリラクセーションの結果

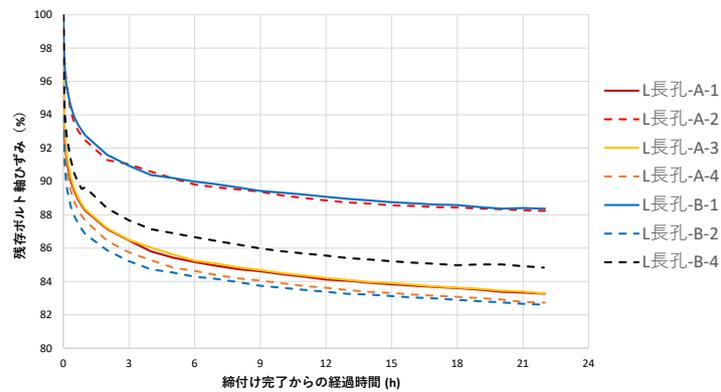


図 - 4.10 締付け完了後から 22 時間のリラクセーション試験結果 (L 長孔 2)

4.4.2 荷重 - 全体変位関係

各供試体の荷重 - 全体変位関係を図 - 4.11, 荷重 - 全体変位関係から算出した初期剛性を表 - 4.4 に示す.

図 - 4.11 は, 縦軸に載荷荷重, 横軸に試験機の鉛直変位として, 赤系の曲線が長孔 (テーパー有り), 青系の線が長孔 (テーパー無し), 黒色の曲線が拡大孔の鑄鉄床版を用いた供試体とした. また, 逆 T 型は, 連結板改良前を実線, 改良後を破線で示す. 表 - 4.4 の初期剛性は, 荷重 - 全体変位関係において, 直線範囲を選定して, 荷重が 200kN~400kN の範囲の勾配とした.

まず, L 型の初期剛性に着目すると, 拡大孔と長孔の平均値は 2% 程度長孔の方が低いことがわかる. しかしながら, 拡大孔の供試体数が 1 であること, 長孔の各々の結果と比較した際には同程度の結果も存在するため, L 型の場合には, ボルト孔形状によらず初期剛性は概ね同程度であると考えられる. テーパーの有無に着目すると, テーパー無の方が 8% 程度大きいことがわかる. これによって, 接合部の母材にテーパーを有することで初期剛性が低下する可能性が示唆できる. 次に, 逆 T 型に着目すると, 拡大孔と長孔では 2% 程度長孔の方が高いことがわかる. これについても供試体数が 1 体であるため, L 型と同様, 概ね同程度であると考えられる. テーパーの有無については, 改良前後ともに初期剛性がほぼ同程度であることがわかる. L 型と異なる傾向を示した要因として, 支持部材の接合構造の違いが考えられる. L 型の場合は, テーパー付きの副リブに

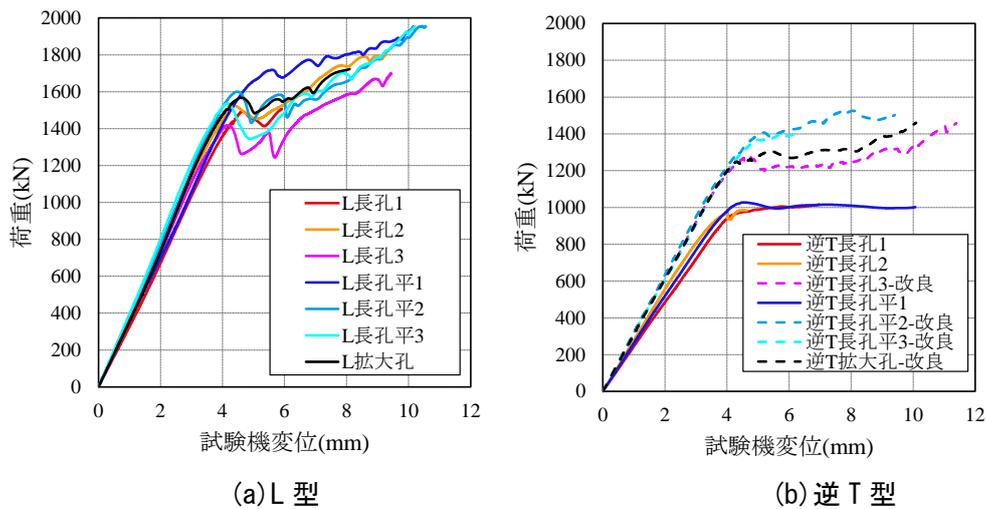


図 - 4.11 荷重 - 全体変位関係

表 - 4.4 供試体の初期剛性

ケース名	初期剛性K (kN/mm)		ケース名	初期剛性K (kN/mm)	
L拡大孔	356	356	逆T拡大孔-改良	311	311
L長孔1	327	349	逆T長孔1	246	263
L長孔2	357		逆T長孔2	279	
L長孔3	364		逆T長孔3-改良	317	317
L長孔平1	359	379	逆T長孔平1	263	263
L長孔平2	380		逆T長孔平2-改良	321	
L長孔平3	396		逆T長孔平3-改良	316	

直接アングル材を接合するが、逆 T 型の場合は、連結板を介しての接合となる。そのため、L 型ほどテーパの影響を受けなかったと考えられる。また、逆 T 型の連結板を改良することで、テーパの有無を問わず、17%程度の初期剛性が向上することがわかった。これは、2つ連結板を一体化した連結板に変更する改良をしたことで、個々の連結板で分離して抵抗していたものが、一体化抵抗するようになったことでせん断に対する剛性が向上したことが要因だと考えられる。

L 型と逆 T 型の支持構造に着目すると、いずれのケースも L 型の方が初期剛性は大きくなることがわかる。具体的には、逆 T 型の改良前は 25%程度の差異であり、改良後でも 10%程度であった。L 型と逆 T 型で異なる初期剛性を示した要因として、支持部材の適用範囲の関係から铸铁床版デッキ上面から主桁上面までの距離が異なっており（本実験：L 型 207 mm，逆 T 型 273 mm），L 型よりも逆 T 型の方が铸铁床版 - 主桁間の距離が長くなるため、铸铁床版 - 主桁間におけるせん断変形が増加したことが原因と考えられる。

4.4.3 荷重 - 相対変位関係

図 - 4.12 に荷重 - 相対変位関係を示す。図 - 4.8 に示すクリップ式変位計で測定した計測位置のうち、最も早期に相対変位が 0.2 mm に達した位置の荷重 - 相対変位関係を示している。図中には、すべり判定に用いた相対変位 0.2 mm と、荷重低下点のマーカータを記した。また、凡例中の括弧内の数字は、図 - 4.8 に示す相対変位の計測点である。

(1) すべり荷重

まず、L 型に着目すると、いずれの供試体においても、相対変位が 0.2mm を超えた後に荷重低下が生じていた。相対変位が 0.2mm 到達時の荷重ですべり荷重を定義した場合、L 拡大孔のすべり荷重が最も大きく、L 長孔はテーパ無しの方が若干大きいものの、すべり荷重は同程度であった。これはボルト孔の影響と考えられ、拡大孔よりも長孔の方が接合部の変形が大きかったためと考えられる。一方で、荷重低下ですべり荷重を定義した場合、長孔テーパ無のすべり荷重が最も大きく、テーパ有の長孔および拡大孔は概ね同程度であった。この傾向は、初期剛性と同様であった。また、すべり発生位置は、いずれの供試体においても、供試体下部のボルト位置からであった。

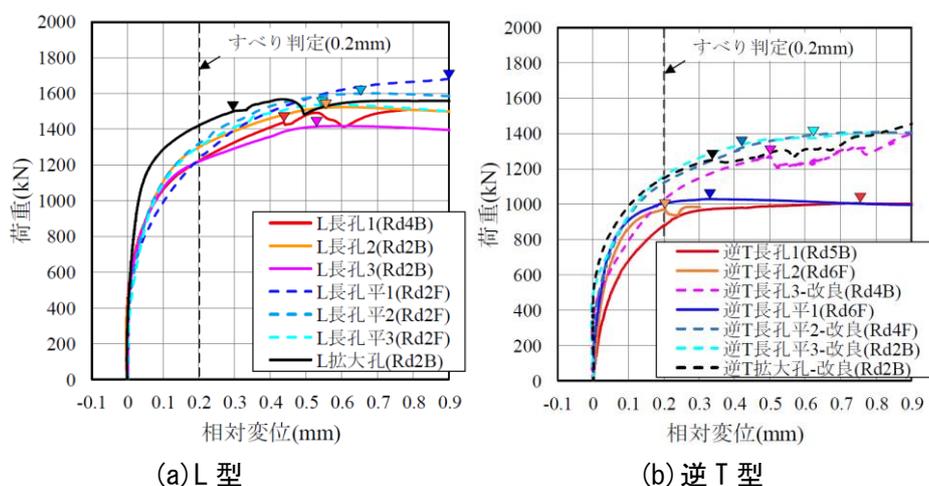


図 - 4.12 荷重 - 相対変位関係

逆 T 型に着目すると、テーパー有改良前の供試体は、相対変位が 0.2mm を超えるのと荷重低下がほぼ同時に生じていたがケースも存在したが、その他の供試体については、L 型と同様に、相対変位が 0.2mm を超えた後に荷重低下が生じていた。連結板改良前のケースでは、長孔はテーパー無しの方がすべり荷重は大きかった。連結板改良後のケースでは、相対変位が 0.2mm 到達時の荷重ですべり荷重を定義した場合、拡大孔のケースが最もすべり荷重が大きかった。L 型と同様の傾向を示しており、逆 T 型においてもボルト孔の影響で、拡大孔よりも長孔の方が接合部の変形が大きかったためと考えられる。荷重低下ですべり荷重を定義した場合、改良前の供試体は、相対変位 0.2mm 以降もほとんど荷重が上昇していないことがわかる。連結板改良後の供試体は、L 型と同様の傾向を示しており、すべり荷重もテーパー無改良の供試体が大きい傾向であることがわかる。すべり発生位置については、改良後の供試体では、L 型と同様に供試体下部のボルト位置で発生していたが、改良前の供試体では、支持部材側の上部連結板のボルト位置で発生した。なお、いずれの供試体においても主桁側の接合部では、多数のボルトを配置していたため、相対変位は小さかった。

(2) すべり発生位置

まず、各支持部材における相対変位からすべり発生位置の考察を行った。図 - 4.13 は、各支持部材の前後面における荷重 - 相対変位の一例である。すべり発生位置を整理すると、鋳鉄床版のボルト孔形状およびテーパーの有無を問わず、支持部材が同形状であれば、最初にすべり判定される位置は同じ位置であった。具体的には、L 型および逆 T 型改良では、供試体下部の鋳鉄床版 - 支持部材間であり、逆 T 型の供試体では供試体上部に取り付けた連結板 - 逆 T 型部材間であった。図 - 4.13 (a), (c) から、L 型や逆 T 型改良の供試体上下部の相対変位を比較すると、下部に配置している Rd2 や Rd4 の方が大きな値を示していることがわかる。その一方で、図 - 4.13 (b) から、逆 T 型は、L 型や逆 T 型改良のように供試体下部の相対変位も大きい。供試体上部の主桁側の相対変位である Rd5 の方が大きな値が示していることがわかる。以上から、支持部材の構造によって多少変化するが、押し抜き型の供試体を用いてすべり試験を実施する場合には、供試体下部に力が集中して伝達する可能性があり、供試体下部においてすべりが先行したと考えられる。これは押し抜きせん断実験特有の現象であると考えられ、実際の橋梁では複数の鋳鉄床版が連なった状態で供用され、鋳鉄床版副リブ内に局所的に力が集中することはないこと、施工後は

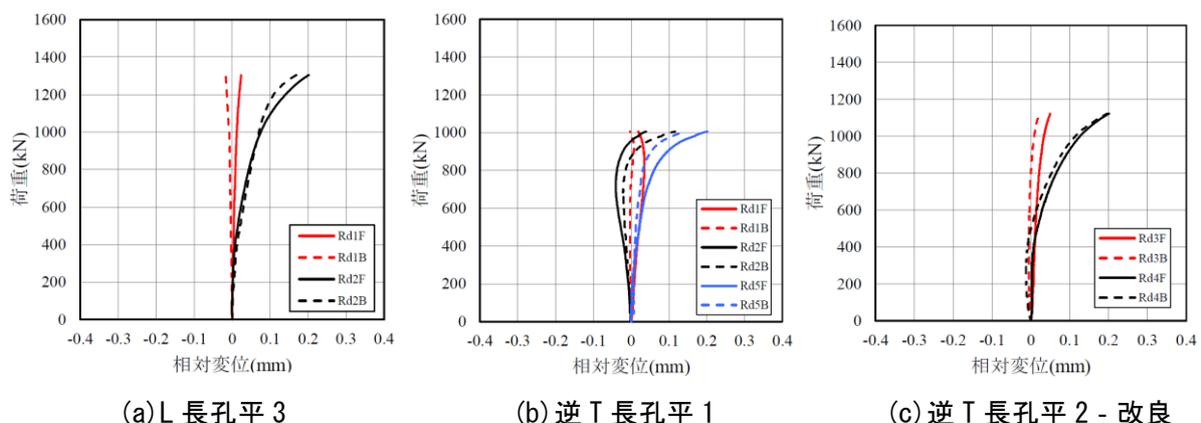


図 - 4.13 各支持部材の前後面における荷重 - 相対変位の一例

(すべり判定まで：相対変位 0.2mm)

死荷重が作用することから実験で生じたような鑄鉄床版 - 主桁間の開きは生じないことから、実験は安全側の評価になっていると考えられる。

4.4.4 すべり係数

前節で定義したすべり荷重を用いて算出した各支持部材のすべり係数を表 - 4.5 に示す。

すべり係数 $\mu_1 \sim \mu_4$ の算出にあたり、それぞれ以下の式を用いた。

$$\mu_0 = \frac{P_{\text{slip}}}{m \times n \times N_d} \quad (4.2)$$

$$\mu_1 = \frac{P_{\text{slip}}}{m \times n \times N_1} \quad (4.3)$$

$$\mu_3 = \frac{P_{\text{slip02}}}{m \times n \times N_d} \quad (4.4)$$

$$\mu_4 = \frac{P_{\text{slip02}}}{m \times n \times N_1} \quad (4.5)$$

ここで、 μ_0 : N_d および P_{slip} より算定したすべり係数、 μ_1 : N_1 および P_{slip} で算定したすべり係数、 μ_3 : N_d および P_{slip02} より算定したすべり係数、 μ_4 : N_1 および P_{slip02} で算定したすべり係数、 P_{slip} : 相対変位 0.2mm 時点の荷重 (kN) , P_{slip02} : 荷重低下直後の最大荷重 (kN) , m : 接合面数 ($m=2$) , n : すべりが生じた接合部のボルト本数 ($n=8$) , N_d : 設計ボルト軸力 (kN) , N_1 : 試験前ボルト軸力 (kN) である。

試験前ボルト軸力と相対変位によって定義したすべり荷重を用いて算出したすべり係数 μ_1 に着目すると、L型では、拡大孔は $\mu_1=0.47$ 、長孔は $\mu_1=0.40$ 、長孔平は $\mu_1=0.42$ であり、拡大孔とした供試体のすべり係数は、長孔よりも 15%程度上昇し、テーパーを無くすことですべり係数は 5%ほど上昇した。この傾向は、設計ボルト軸力を用いて算出したすべり係数 μ_0 でも同様の傾向を示していることがわかる。荷重低下によって定義したすべり荷重を用いて算出した場合では、概ね、相対変位によるすべり係数と同様の傾向を示しているが、数値としては、15%程度上昇していることがわかる。また、テーパーの有無のすべり係数を比較した際、定義するすべり荷重によってすべり係数の上昇率が異なることが認められた (μ_1 vs μ_4) 。

次に、改良前の逆 T 型では、長孔は $\mu_1=0.30$ 、長孔平は $\mu_1=0.33$ のすべり係数が得られ、改良後の逆 T 型では、拡大孔は $\mu_1=0.38$ 、長孔は $\mu_1=0.34$ 、長孔平は $\mu_1=0.37$ のすべり係数が得られた。この結果から、連結板の改良前後とも、テーパーの影響は同様の傾向を示すこと、連結板の改良によってすべり係数の改善が認められる。また、荷重低下により定義した荷重で算出した場合では、L型と同様の傾向が得られた。

表 - 4.5 すべり係数

ケース名	試験前 ボルト軸力 N_1 (kN)	すべり 荷重 P_{slip} (kN)	すべり 係数 μ_1 ($N_d=205$ kN)	すべり 係数 μ_2 (N_1)	すべり 係数 μ_0 平均	すべり 係数 μ_1 平均	荷重 低下 P_{slip02} (kN)	すべり 係数 μ_3 ($N_d=205$ kN)	すべり 係数 μ_4 (N_1)	すべり 係数 μ_3 平均	すべり 係数 μ_4 平均
L拡大孔	189	1421	0.43	0.47	0.43	0.47	1567	0.48	0.52	0.48	0.52
L長孔1	199	1223	0.37	0.38	0.37	0.40	1492	0.45	0.47	0.44	0.47
L長孔2	170	1299	0.40	0.48			1523	0.46	0.56		
L長孔3	187	1220	0.37	0.41			1418	0.43	0.47		
L長孔平1	190	1236	0.38	0.41	0.39	0.42	1719	0.52	0.57	0.49	0.53
L長孔平2	193	1320	0.40	0.43			1600	0.49	0.52		
L長孔平3	192	1304	0.40	0.42			1537	0.47	0.50		
逆T拡大孔 -改良	187	1147	0.35	0.38	0.35	0.38	1249	0.38	0.42	0.38	0.42
逆T長孔1	196	880	0.27	0.28	0.28	0.30	-	-	-	0.30	0.32
逆T長孔2	192	971	0.30	0.32			972	0.30	0.32		
逆T長孔3- 改良	188	1025	0.31	0.34	0.31	0.34	1269	0.39	0.42	0.39	0.42
逆T長孔平1	193	1005	0.31	0.33	0.31	0.33	1028	0.31	0.33	0.31	0.33
逆T長孔平2 -改良	190	1101	0.34	0.36	0.34	0.37	1306	0.40	0.43	0.41	0.44
逆T長孔平3 -改良	188	1157	0.35	0.38			1368	0.42	0.45		

※逆T長孔1は荷重低下が生じる前に荷重を中断したため、 P_2 は無い

※L長孔2は平均値から除外

4.4.5 ボルト軸力の低下率

図 - 4.14 に載荷実験中のボルト軸ひずみの変動を示す。載荷前のひずみを 100%として、前述したすべりが生じた側の鑄鉄床版 - 支持部材間の結果を示す。荷重 - ボルト軸ひずみ関係は、接合構造および条件が同じ供試体では、同様の傾向が得られたため、一例のみの表記である。図中には、黒破線で 0.2mm 位置で判定したすべり荷重、赤の破線で荷重低下時の荷重も表記した。

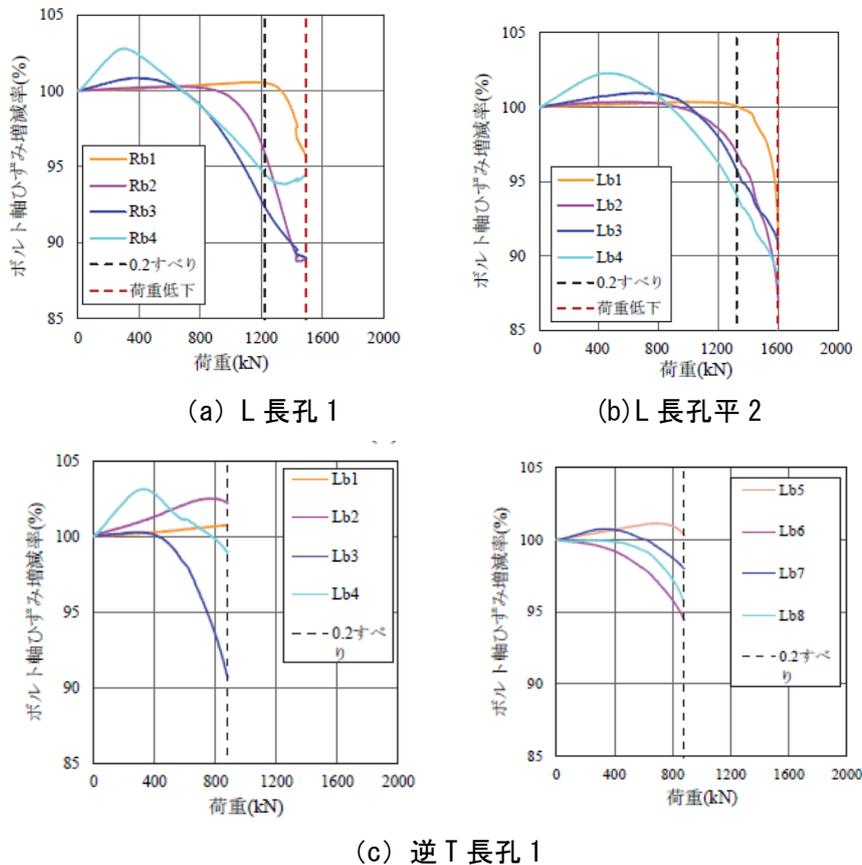
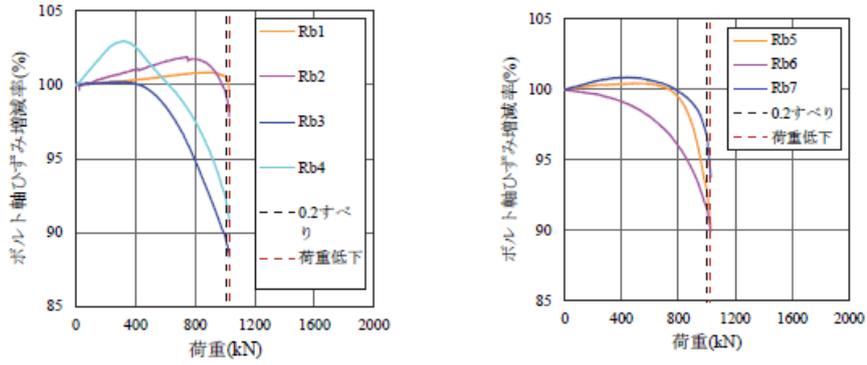
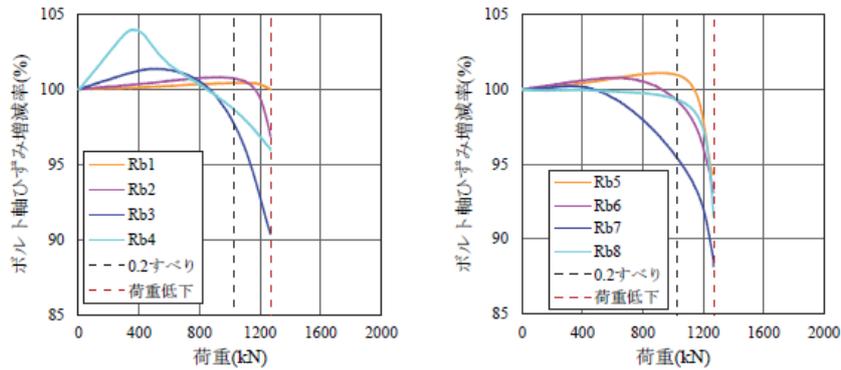


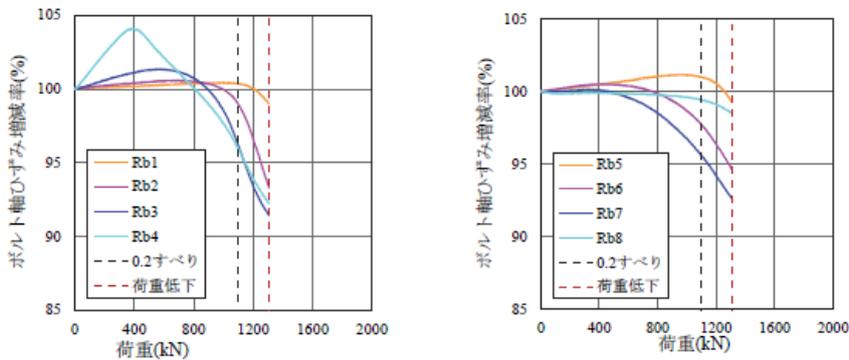
図 - 4.14 荷重 - ボルト軸ひずみ増減率



(d) 逆 T 長孔平 1 (Rb8 は測定不可)



(e) 逆 T 長孔 3-改良



(f) 逆 T 長孔平 2-改良

図 - 4.14 荷重 - ボルト軸ひずみ増減率 (続き)

まず、L 長孔に着目すると、主桁床版側のひずみは、荷重直後は供試体下部のボルトのひずみが増加して、ピークを迎えた後は徐々に低下していき、ボルト軸力の低下が始まった後から相対変位が増加している。そして、荷重低下によるすべり判定した位置付近になると大きくひずみが低下していることがわかる。つまり、ボルト軸力の低下によって相対変位が増加したと考えられる。この傾向は、逆 T 型でも同様の傾向が認められた。また、支持部材側のボルトのひずみについても、床版側ほど大きく増加はしないが、同様の傾向がみられた。ただし、逆 T 型では、上部のボルトでもひずみが増加することが認められる。この荷重中のひずみの上昇は、一般的に実施されている短冊型の試験体を用いたすべり試験では見られず、本供試体では、中央の H 型鋼を載荷して、L 型部材もしくは T 型部材を介して荷重伝達するため、母材を挟んでいる支持部材もし

くは連結部材が面外方向の広がる方向に変形することが推測できる。そのため、一時的に軸力が増加したものと考えられる。

4.4.6 実験後の接合面の表面性状

図 - 4.15 に载荷後の長孔供試体における解体後の接合面状況の一例を示す。写真は、鋳鉄床版副リブ部を撮影したものであり、テーパーが無いケースは名前の後に平と表記している。いずれの供試体においても、ボルト締付けによる接触圧を受けた範囲では、塗装が破壊していることがわかる。また、供試体の上下部とも下側のボルト孔周辺にすべり痕が残っている。特に、テーパの有無の影響は顕著であり、テーパの有り供試体（図 - 4.15 (a), (c), (e)）では、ボルト孔周辺のみで塗膜破壊が見られるが、テーパの無し供試体（図 - 4.15 (b), (d), (f)）では、接触面全体に鉛直下向き（载荷方向）にすべり痕が残っており、接合面が十分に接触していたと言える。そのため、テーパの無し供試体の方が、継手構造としての剛性およびすべり耐力が向上したものと考える。

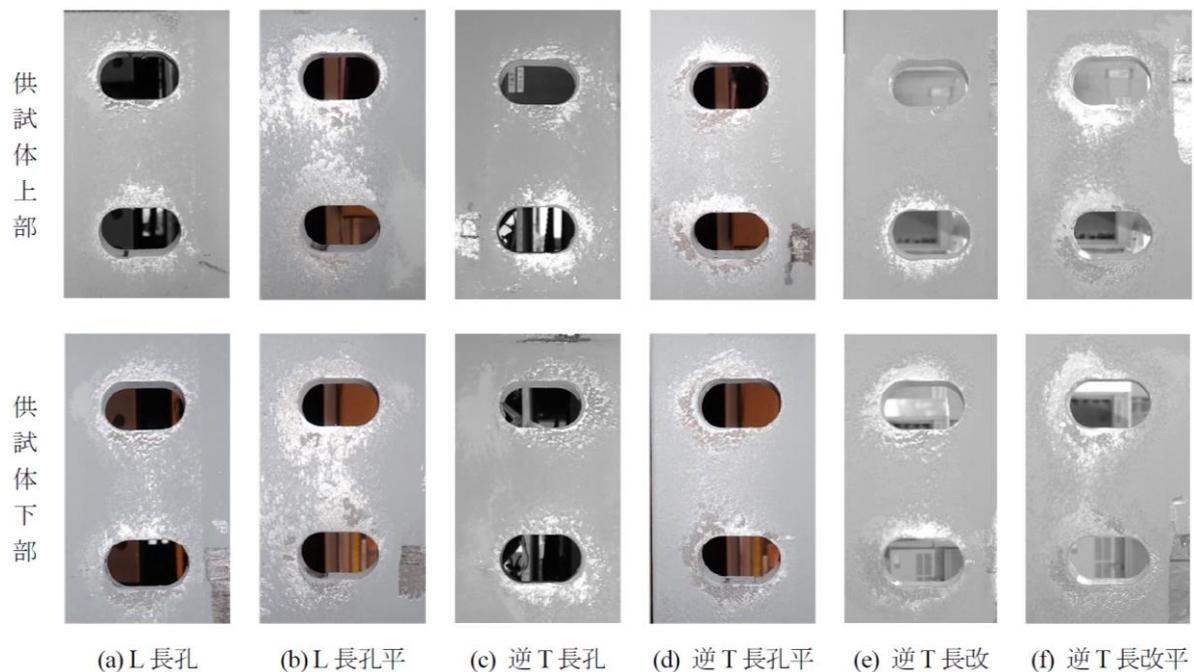


図 - 4.15 すべり試験後の接合面の破壊性状の一例（鋳鉄床版の副リブ）

4.5 まとめ

本章では長孔を有する鋳鉄母板を用いた鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動を検討するため、鋳鉄床版副リブ形状（ボルト孔およびテーパの有無）および支持部材形状をパラメータとした押し抜きせん断試験体を用いた載荷実験を実施した。

得られた結論を以下に述べる。

- 1) 鋳鉄床版 - 主桁間における長孔のリラクゼーション特性は、締付け直後 12 時間で大きく軸力が低下し、72 時間経過後に軸力低下は概ね収束した。また、母材のテーパの有無およびボルト孔（拡大孔・長孔）による軸力低下率の優位な差異は認められなかった。
- 2) 荷重 - 全体変位関係から算出した初期剛性は、L 型、逆 T 型（連結板改良）、逆 T 型の順番に大きかった。これは、支持構造形式の影響が大きく、連結板を介して接合する方法では、初期剛性が低くなることがわかった。また、鋳鉄床版副リブのテーパがある場合には初期剛性が低下することを確認した。
- 3) すべり係数は逆 T 型支持部材よりも L 型支持部材を用いた供試体の方が大きかった。また、荷重 - 相対変位関係は、テーパの有無によらず、支持部材が同形状であれば、最初に相対変位が増加する位置は同じ位置であり、L 型および逆 T 型（連結板改良）は供試体下部の鋳鉄床版 - 支持部材間、逆 T 型は供試体上部に取り付けた連結板 - 逆 T 部材間で最初にすべりが生じていた。
- 4) L 型支持部材を用いても逆 T 型支持部材を用いても、0.2mm 到達時の荷重ですべり係数を評価した場合、鋳鉄床版の複リブ形状は長孔（テーパ無し）よりも拡大孔の方がすべり係数は高かった（L 型：12%上昇、逆 T 型改良：3%上昇）。荷重低下時の荷重ですべり係数を評価した場合、すべり係数は長孔のテーパ無しが最も高いすべり係数を有していた。
- 5) 逆 T 型支持部材の使用において、連結板の改良により床版 - 主桁間の相対変位が抑制され、連結板改良前と比べてすべり係数が増加し、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造において、せん断剛性の向上がすべり係数の増加に有効なことを明らかにした。
- 6) 鋳鉄床版副リブにおける拡大孔と長孔（テーパ無し）を比較した場合、すべり係数の平均値に大きな差異は見られなかったことから、長孔（テーパ無し）を適用する場合、拡大孔と同程度のすべり係数を設定できる可能性がある。
- 7) L 型および逆 T 型（連結板改良）の供試体に関して、載荷後の接合面（鋳鉄床版副リブ）を観察した結果、テーパ有りの供試体は、ボルト孔周辺のみで塗膜破壊が見られたが、テーパの無しの供試体は、接触面全体に鉛直下向き（載荷方向）にすべり痕が残っており、接合面が十分に接触していた。そのため、テーパの無し供試体の方が、継手構造としての剛性およびすべり耐力が向上したものと考えられる。
- 8) すべり荷重の定義によって拡大孔と長孔テーパ無しのスべり係数の大小関係が異なることから、定量的な評価が可能なすべり荷重の評価方法について今後、検討していく必要がある。

参考文献

- 4.1) 池田祐哉，山口隆司，佐伯英一郎，飛永浩伸，日高哲郎：球状黒鉛鑄鉄板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力，構造工学論文集，Vol62A，pp.705-714，2016.
- 4.2) 白井悠吾，山口隆司，飛永浩伸，村山稔：母板に1°テーパーを有する高力ボルト摩擦接合継手を用いた鑄鉄床版モジュール - 主桁間のすべり挙動，土木学会，構造工学論文集 Vol.67A，pp.336-348，2021.
- 4.3) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，丸善出版株式会社，2012.
- 4.4) 土木学会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案），2006.

第5章 鋳鉄床版 - 主桁間における合成効果の検討および設計すべり係数の提案

5.1 はじめに

これまでの検討により、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動の検討を行ってきたが、すべり荷重の評価方法に課題が残っている。本章では、供試体の施工誤差や実験の実施によって生じるばらつきの誤差を排し、鋳鉄床版 - 主桁間の変形挙動・合成挙動に着目した検討を3次元FE解析により行う。4章で扱った押し抜きせん断実験供試体を再現した解析モデルを用いて鋳鉄床版 - 主桁間におけるすべり挙動の検討を行い、スタッドの押し抜きせん断試験における結果整理の考え方を元に、鋳鉄床版 - 主桁間における合成効果を考慮した使用限界状態の提案を行う。また、本章で得られた結果および4章で得られた実験結果より、各支持部材における鋳鉄床版 - 主桁間の設計すべり係数を提案する。

5.2 FE解析モデルと解析条件

5.2.1 解析モデル

解析モデルは鋳鉄床版モジュール - 主桁間の接合構造を再現した押し抜きせん断試験体を参考に作成した。解析ケースを表 - 5.1 に示す。また、解析モデルに用いたL型支持部材の形状寸法を図 - 5.1、逆T型支持部材の形状寸法を図 - 5.2、逆T型支持部材連結板の寸法を図 - 5.3、鋳鉄床版の形状寸法を図 - 5.4 に示す。また、施工性の観点および実現性の観点から、鋳鉄床版のボルト孔はすべて長孔（テーパー無し）として検討している。

解析モデルは供試体の対称性を考慮して主桁（H鋼）中央に対称条件を導入した1/2モデルとして作成し、支持部材形状の異なるモデルを3種類作成した。作成した解析モデルの概要を図 - 5.5 に示す。なお、実際の部材では鋳鉄床版や鋳造部材には約1°の抜き勾配および隅角部や角部にRの面取りが設けられているが、本検討では簡易化のため再現していない。

要素はすべて8節点低減積分ソリッド要素とし、要素サイズについて、座金は要素長2mm程度、高力六角ボルト、鋳鉄床版、支持部材、逆T部材連結板、H鋼連結板は要素長3mm程度、フィラープレートは要素長4mm程度、H鋼は要素長5mm程度、床版下部のプレートは要素長6mm程度で、板厚方向に3分割以上となるようにしている。メッシュ分割の例を図 - 5.6 に示す。

表 - 5.1 解析ケース

解析モデル名称	支持部材	連結板形状
L型	L型	-
逆T型	逆T型	改良前
逆T型改良		改良後

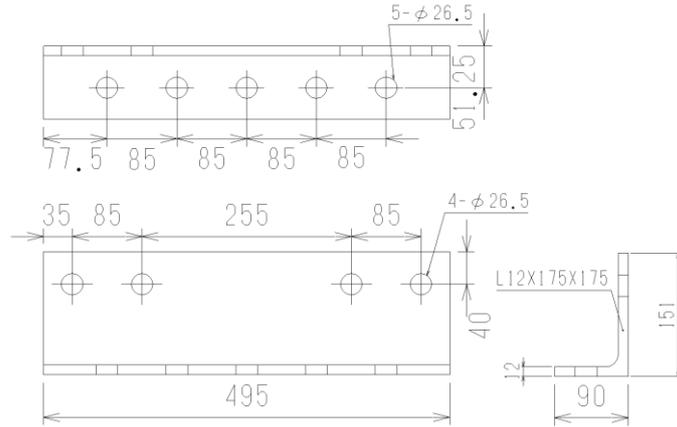


図 - 5.1 L型支持部材の形状および寸法（単位：mm）

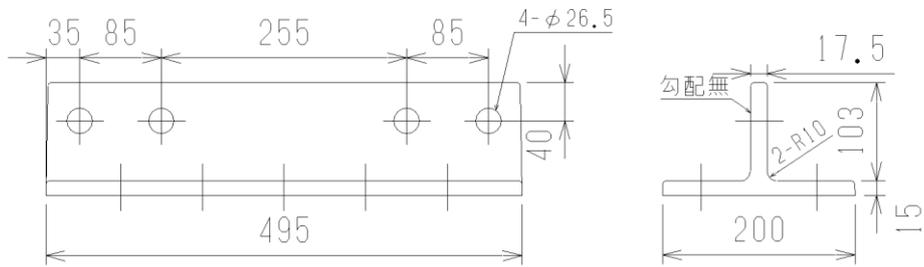
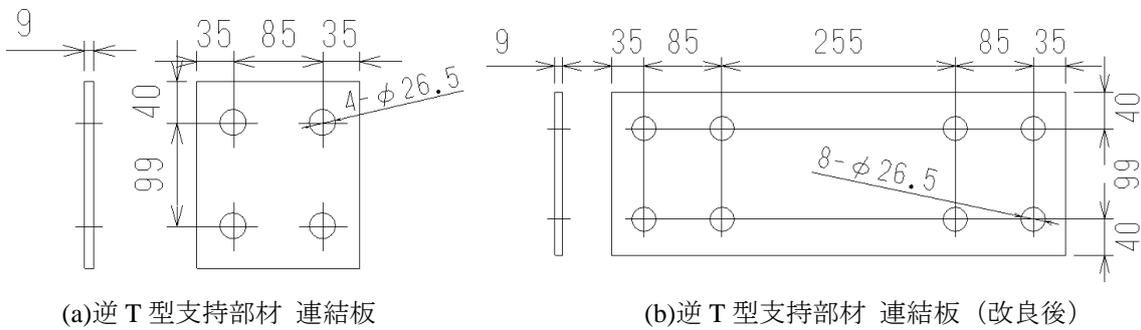


図 - 5.2 逆T型支持部材（勾配無し）の形状寸法（単位:mm）



(a)逆T型支持部材 連結板

(b)逆T型支持部材 連結板（改良後）

図 - 5.3 逆T型支持部材連結板の形状寸法（単位：mm）

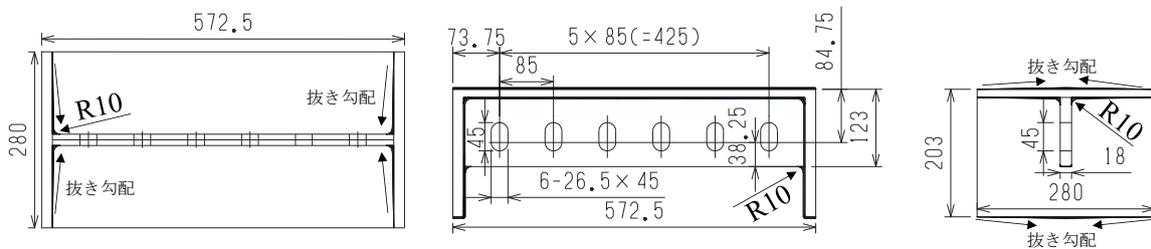


図 - 5.4 鋳鉄床版の形状および寸法（単位:mm）

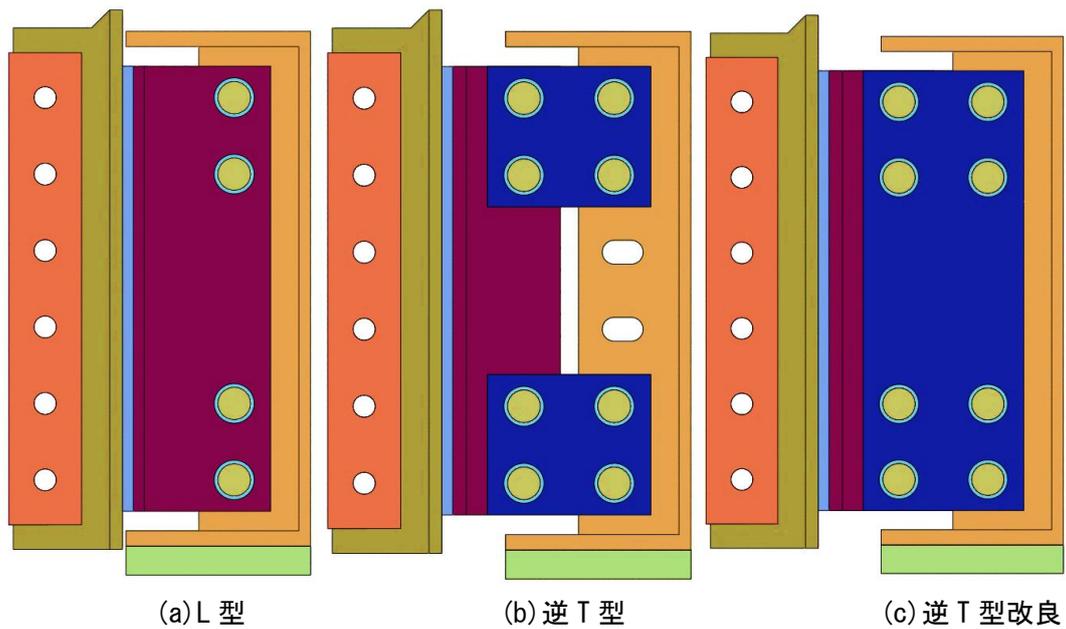


図 - 5.5 解析モデル概要

- メッシュサイズの大きさ
- 座金：要素長 2mm 程度
- 高力六角ボルト，鋳鉄床版，支持部材，逆 T 部材
連結板，H 鋼連結板：要素長 3mm 程度
- フィラープレート：要素長 4mm 程度
- H 鋼：要素長 5mm 程度
- 床版下部のプレート：要素長 6mm 程度
- ※板厚方向：全て 3 分割以上

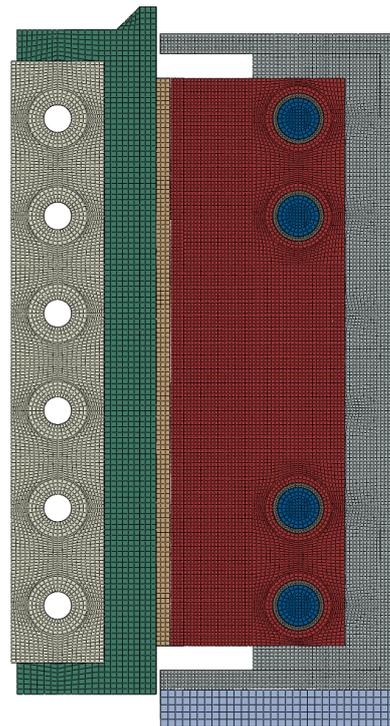


図 - 5.6 メッシュ分割の例 (L 型)

5.2.2 材料特性

解析に用いた材料特性を表 - 5.2 に示す。鋳鉄床版および逆 T 型部材には球状黒鉛鋳鉄の材料特性を用い，それ以外の部材には鋼材の材料特性を用いた。なお，材料特性は公称値とし，球状黒鉛鋳鉄の材料特性は文献 5.1)，鋼材は文献 5.2)より表 - 5.2 に示す値とした。

表 - 5.2 材料特性

部材	弾性係数(N/mm ²)	ポアソン比
FCD床版	170,000	0.28
逆T型支持部材		
その他部材 (鋼)	200,000	0.30

5.2.3 境界条件と計測項目

解析には Abaqus/Standard2020^{5.3)}を用い、境界非線形（接触）を考慮した弾性有限変位解析を実施した。解析ステップおよび境界条件を表 - 5.3 に示す。本解析は供試体に対して図 - 5.7 に示すような荷重を想定しているため、図 - 5.8 に示すように step0 で解析モデルの下部に境界条件、H 鋼連結板に対称条件を与えた。step1 で鋳鉄床版 - 支持部材間のボルトに 1kN を導入し、step2 では設計ボルト軸力 (F10TM22) 相当の 205kN のボルト軸力を導入後、step4 で H 鋼フランジ上端に強制変位 (Y 軸方向) を与え、鋳鉄床版 - 主桁間におけるすべり挙動を検討した。

本解析は鋳鉄床版 - 支持部材間のすべり挙動に着目しているため、支圧挙動までの検討は行っていない。また鋳鉄床版 - 支持部材間ですべりが生じるまでは支持部材 - 主桁間ですべりが生じない構造としている。そのため、支持部材 - 主桁間のモデル化はボルトは再現せずに節点共有とした。接合面の接触条件は、2 章にて実施した長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験より、0.63 のすべり係数が得られた^{5.4)}ことから、この結果をもとに鋳鉄床版 - 支持部材間に 0.60、支持部材 - 座金間に 0.01 の静止摩擦係数を与えた。

図 - 5.8 に解析モデルにおける相対変位計測位置を示す。計測位置は実験の計測位置と同じとした。D1, D2 より鋳鉄床版中央位置における鋳鉄床版および主桁の鉛直変位を計測し、鋳鉄床版主桁間鉛直相対変位より、各モデルの剛性を検討する。Rd1 ~ 4 は鋳鉄床版 - 支持部材間における鉛直相対変位に着目し、鉛直相対変位より、すべり荷重の検討を行う。

解析におけるすべり荷重は、Rd1 ~ 4 のいずれかの相対変位が 0.2mm に達した時の荷重をすべり荷重と定義し、すべり係数は式 (5.1) より算出した。

$$\mu_1 = \frac{P_{slip}}{m \times n \times N_d} \quad (5.1)$$

ここで μ_1 : 鋳鉄床版 - 支持部材間の相対変位より算出したすべり係数, P_{slip} : すべり荷重 (kN), m : 接合面数, n : すべりが生じた接合部のボルト本数, N_d : 設計ボルト軸力 (205kN) である。

表 - 5.3 解析ステップおよび境界条件

解析step	内容	境界条件
step 0	-	プレート下面： YZ方向の移動拘束 XYZの回転拘束
step 1	全てのボルトに1kN導入	H鋼連結板： X軸方向に対称条件
step 2	全てのボルトに205kN導入	
step 3	ボルト長さ固定	
step 4	載荷	H鋼上面からY軸方向下向きへ強制変位

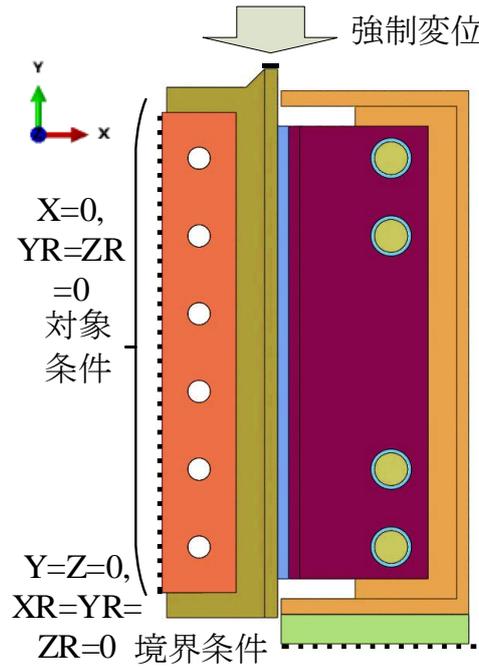


図 - 5.7 境界条件

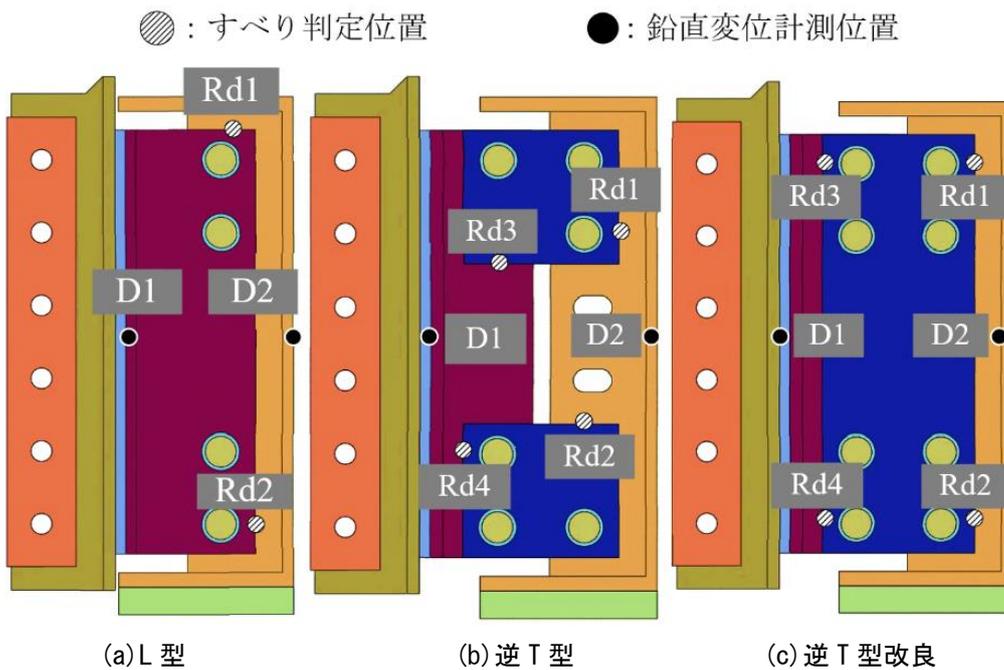


図 - 5.8 相対変位計測位置

5.3 FE 解析の結果と考察

5.3.1 鋳鉄床版 - 主桁間鉛直相対変位関係と初期剛性

各モデルの荷重 - 鋳鉄床版主桁間鉛直相対変位関係を図 - 5.9 に、初期剛性を表 - 5.4 に示す。図 - 5.9 中の白丸は P_{sl} を表している。鋳鉄床版主桁間鉛直相対変位は図 - 5.8 に示す D_1 の鉛直変位と D_2 の鉛直変位の差分により算出している。初期剛性はすべり荷重の 1/3 を参考に 0kN から 400kN の間の傾きを最小二乗法により算出した。これまでの検討結果と同様に、L 型は逆 T 型よりも高い剛性を示し、初期剛性は逆 T 型と比較して 2.89 倍、逆 T 型改良と比較して 2.00 倍となった。L 型支持部材 2 枚分の板厚が 24mm、逆 T 型部材の連結板 2 枚分の板厚が 18mm となっており、L 型の方が板厚は 1.33 倍大きいものの、板厚の大きさよりも剛性の方が大きくなっていった。これは、L 型は逆 T 型および逆 T 型改良よりも D_1 、 D_2 間の距離が小さいこと (0.76 倍)、逆 T 型支持部材の連結板と異なり L 型支持部材は直接鋳鉄床版と主桁が接合されているため、鋳鉄床版 - 主桁間のせん断変形が小さくなったことが理由として考えられる。

連結板の改良前後で比較した場合、逆 T 型改良は逆 T 型の 1.45 倍の初期剛性を有していた。これは、改良前は供試体の上下に分離していた連結板が一体型となったことで、連結板の幅が 1.6 倍に増加し、接触面積が増加したことにより鋳鉄床版 - 主桁間の回転が抑制され、逆 T 型と比べて鋳鉄床版 - 主桁間のせん断剛性が増加したためと考えられる。

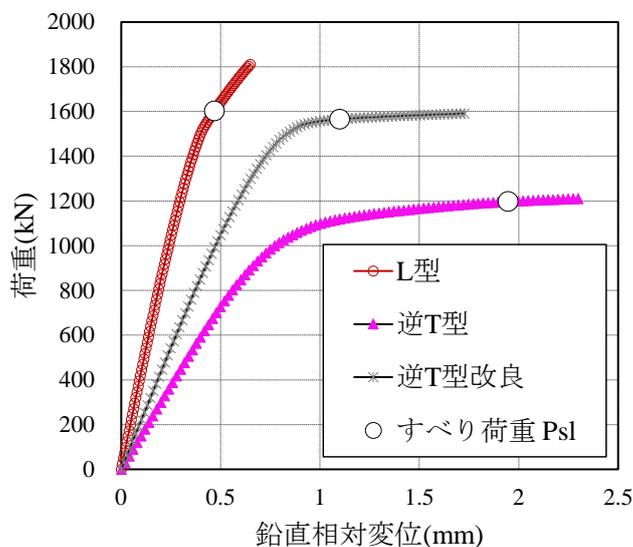


図 - 5.9 荷重 - 鋳鉄床版主桁間鉛直相対変位関係

表 - 5.4 初期剛性およびすべり係数 μ_{slip}

	初期剛性 K (kN/mm)	逆T型 との比	すべり 荷重 P_{sl} (kN)	すべり 係数 μ_{slip}
L型	4346	2.89	1603	0.489
逆T型	1502	1.00	1197	0.365
逆T型改良	2179	1.45	1566	0.477

5.3.2 鉛直方向および水平方向の変形挙動

各モデルにおける鋳鉄床版，支持部材および逆 T 型連結板の鉛直方向応力コンター図を図 - 5.10，水平方向変位コンター図を図 - 5.11，鉛直方向変位コンター図を図 - 5.12 に示す．荷重は後に示す通り荷重以下で，各モデルの荷重が同程度の荷重である 445kN で比較した．

図 - 5.10 より，鋳鉄床版の応力は支持部材形状によらずボルト孔周辺および供試体下部に応力が集中しており，鋳鉄床版断面内の荷重分担が均等でないことがわかる．また，逆 T 型支持部材内でも荷重分担は均等ではなく，特に(b)逆 T 型において上から 2 番目のボルト孔周辺に応力が集中していた．変位コンター図（図 - 5.11 および図 - 5.12）に着目した場合，L 型と逆 T 型改良は鋳鉄床版 - 主桁間で一体となって変形しているが，逆 T 型は上下の連結板でそれぞれ回転が生じており，鋳鉄床版 - 主桁間における剛性が低いため床版上部の水平変位および主桁（H 鋼）の鉛直変位が大きく，それぞれのモデルの中で最も変形量が大きくなった．

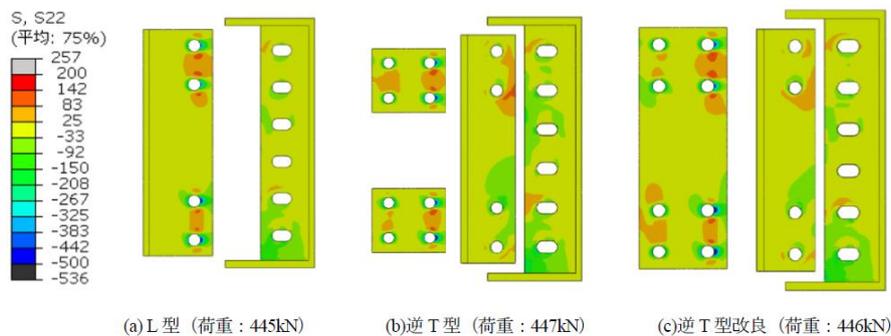


図 - 5.10 鉛直方向応力コンター図（単位：N/mm²）

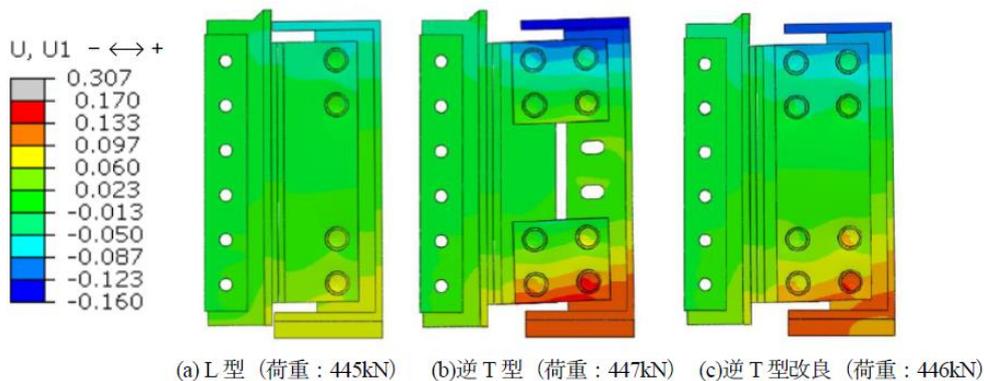


図 - 5.11 水平方向変位コンター図（単位：mm，変形倍率 30 倍）

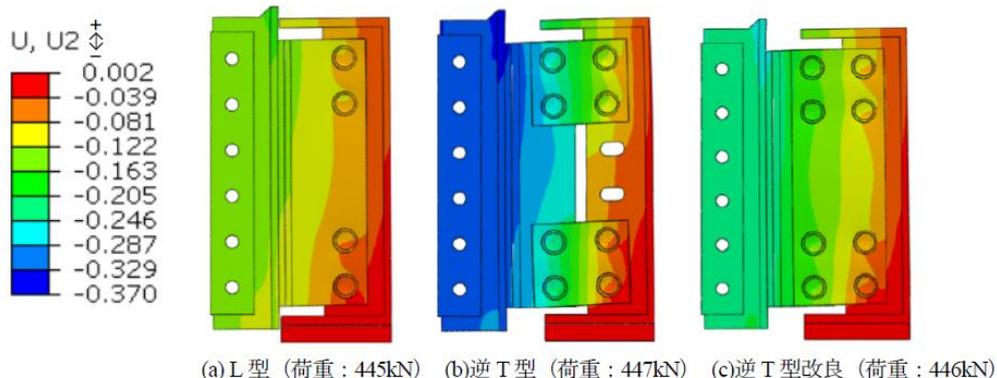


図 - 5.12 鉛直方向変位コンター図（単位：mm，変形倍率 30 倍）

5.3.3 荷重 - 相対変位関係とすべり係数

各モデルの荷重 - 相対変位関係を図 - 5.13 に示し、すべり係数 μ_{slip} を表 - 5.4 に示す。荷重 - 相対変位関係は、Rd1 から Rd4 のいずれかの相対変位計測位置における相対変位が 0.2mm に到達するまでの荷重 - 相対変位関係を示している。また、4 章では同じ形状の試験体で押し抜きせん断実験を行っており、図 - 5.8 に示す位置で相対変位の計測を行っていたため、実験の計測結果（L 長孔平 3、逆 T 長孔平 1、逆 T 長孔平 2 - 改良）との比較も示している。すべりは L 型および逆 T 型改良では Rd2 の位置、逆 T 型では Rd3 の位置で最初に生じており、図 - 5.10 で応力が集中していた位置からすべりが生じていた。実験結果は解析結果より全体的に荷重が低いものの、すべりが生じた位置は解析と同じで、鋳鉄床版 - 主桁間のすべり挙動は実験と解析で同様の傾向を示していた。なお、4 章の実験および本章の解析結果にて供試体下部からすべりが生じた原因として、4 章でも述べていたように押し抜きせん断試験特融の境界条件の影響と考えられるが、実際の橋梁では複数の鋳鉄床版が連なった状態で併用されるため、鋳鉄床版副リブ内に局所的に力が集中することは無いこと、施工後は死荷重が作用するため鋳鉄床版 - 主桁間の開きは生じないことから、本検討は安全側の評価になっていると考えられる。

すべり係数は、L 型が 0.489、逆 T 型が 0.365、逆 T 型改良が 0.477 であり、L 型と逆 T 型改良は同程度であったものの、逆 T 型のすべり係数が他のモデルと比べて低下していた。これは鋳鉄床版 - 主桁間の剛性が小さいことから、鋳鉄床版だけでなく逆 T 型支持部材内でも荷重分担は均等ではなく、鋳鉄床版 - 主桁間の回転が大きくなったことで早期に連結板 - 支持部材間の相対変位が増加したため、すべり係数が低下したと考えられる。

解析結果においてもこれまでの実験結果と同様に、全てのモデルにおいて、接合部における荷重分担が均等でなく、接合部内で支持部材の変形・回転挙動に偏りがあり、本節で評価したすべり係数 μ_{slip} により鋳鉄床版 - 主桁間における接合構造全体のすべり係数をモデル間で比較・評価することは難しかった。そこで次節では鋳鉄床版 - 主桁間の鉛直相対変位より、接合構造全体で評価したすべり係数の検討を行う。

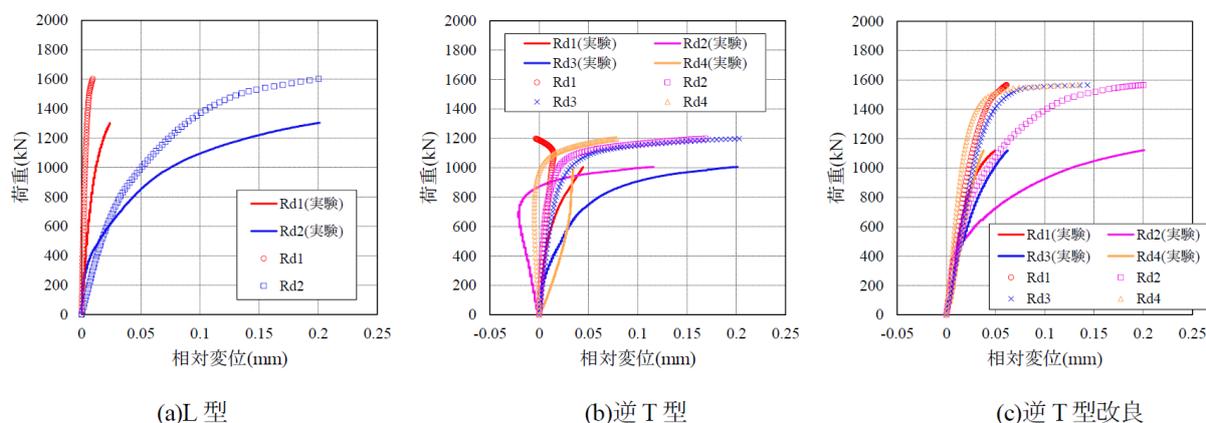


図 - 5.13 荷重 - 相対変位関係

5.3.4 0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$

鋳鉄床版 - 主桁間における接合構造全体のすべり係数を評価するため、JSSC 押し抜きせん断試験方法^{5.5)}、降伏せん断耐荷力 Q_y の決定方法を参考に、鋳鉄床版 - 主桁間における接合構造全体のすべり荷重として、0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ を定義した。

降伏せん断耐荷力 Q_y は JSSC 押し抜きせん断試験方法では、押し抜きせん断試験より得られたせん断力と鋼 - コンクリート間の相対ずれ変位において、最大せん断耐力 Q_{max} の 1/3 荷重点と原点を結んだ直線を初期割線剛性として、相対ずれ変位と 0.2mm オフセットした初期割線剛性の交点を Q_y としている。

一方、鋳鉄床版 - 主桁間における 0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ は、鋳鉄床版 - 主桁間が高力ボルト摩擦接合継手で構成されていることから、高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験を参考に、鋳鉄床版主桁間鉛直相対変位が 0.2mm に達した時点の荷重と原点を結んだ直線を 0.2mm オフセットした初期割線剛性 K_{FCD} との交点と定義した。これはスタッドの押し抜きせん断試験における降伏せん断耐荷力 Q_y に相当すると考えている。スタッドの押し抜きせん断試験において、 Q_y はスタッドを有する接合部の使用限界状態と考えられることから、 $P_{0.2}$ は鋳鉄床版 - 主桁間における使用限界状態として考えることとした。

5.3.5 接合部換算すべり係数 μ_{struct} およびすべり係数補正係数 η

各モデルにおける 0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ を図 - 5.14 に示し、 $P_{0.2}$ および $P_{0.2}$ より算出したすべり係数 μ_{struct} を表 - 5.5 に示す。図 - 5.14 中の初期割線剛性との交点は $P_{0.2}$ を示している。また、図 - 5.14 には支持部材の設計時に用いた設計耐力を示している。なお、 μ_{struct} は式 (5.2) で定義される。

$$\mu_{struct} = \frac{P_{0.2}}{m \times n \times N_d} \quad (5.2)$$

ここで、 μ_{struct} : 鋳鉄床版主桁間鉛直相対変位より算出したすべり係数、 $P_{0.2}$: 0.2mm オフセット耐力 (kN)、 m : 接合面数、 n : 鋳鉄床版 - 支持部材間の接合部のボルト本数、 N_d : 設計ボルト軸力 (205kN) である。

接合部換算すべり係数 μ_{struct} は、荷重 - 鋳鉄床版主桁間鉛直相対変位関係における初期剛性の大小関係と同様の大小関係を示しており、鋳鉄床版 - 主桁間における接合構造全体のすべり係数として評価できると考えられる。また、支持部材形状によらず設計耐力時の荷重 (L 型 : 772kN 時点、逆 T 型 : 789kN 時点) では線形の挙動を示していた。

次に、解析で接合面間に与えた摩擦係数と接合部換算すべり係数 μ_{struct} の関係について考察を行う。本研究では鋳鉄床版 - 支持部材間に 0.60 の静止摩擦係数を与えており、高力ボルト摩擦接合継手の FE 解析において、接合面間の静止摩擦係数が一定であれば接合面の形状によらず静止摩擦係数と同程度のすべり係数が得られるはずである。しかし、 μ_{struct} は支持部材毎に大きく異なっており、与えた静止摩擦係数と一致しなかった。これは、鋳鉄床版 - 主桁間に配置された支持部材の影響で接合面に回転が生じ、すべり荷重が低下するためと考えられる。そこで、解析で与

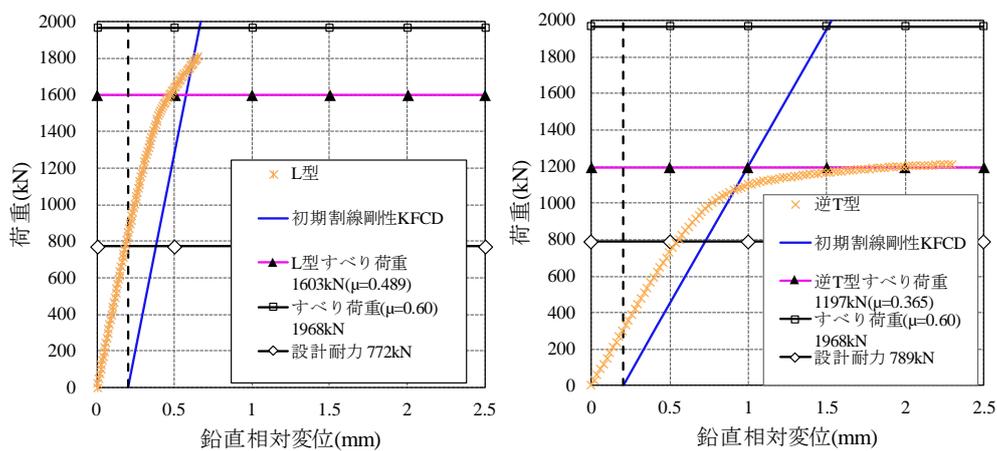
えた静止摩擦係数 0.60 を基本として、 μ_{struct} との比を、本研究で検討した鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり係数補正係数 η として定義する。 η は式 (5.3) で定義される。

$$\eta = \frac{\mu_{struct}}{0.60} \quad (5.3)$$

ここで、 η : 鋳鉄床版 - 主桁間におけるすべり係数補正係数、 μ_{struct} : 接合部換算すべり係数 (0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ より算出したすべり係数) である。

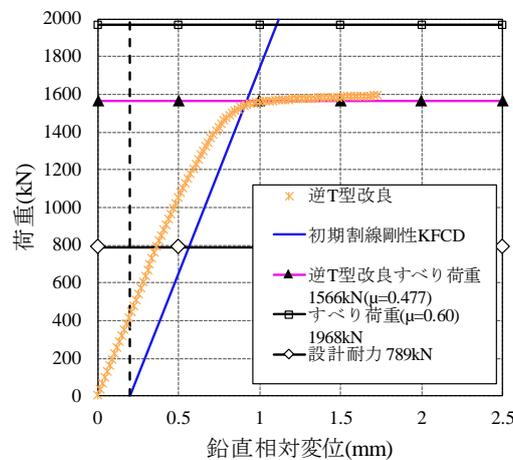
各支持部材における η を表 - 5.5 に示す。鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造においてすべり係数補正係数 η は L 型の場合 0.90, 逆 T 型の場合 0.54, 逆 T 型改良の場合 0.78 となった。

すべり係数補正係数 η は本研究で検討した支持部材形状およびボルト本数で構成された鋳鉄床版 - 主桁間に適用範囲が限られるものの、接合面間における摩擦係数および μ_{struct} が定めれば、支持部材形状の違いにより生じるすべり係数が設定され、鋳鉄床版 - 主桁間における構造全体のすべり係数を定量的に比較・評価できると考えられる。



(a) L 形

(b) 逆 T 型



(c) 逆 T 型改良

図 - 5.14 鋳鉄床版 - 主桁間鉛直相対変位関係と K_{FCD}

表 - 5.5 接合部換算すべり係数およびすべり係数補正係数

	0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ (kN)	接合部換算 すべり係数 μ_{struct}	すべり係数 補正係数 η
L型	1769	0.539	0.90
逆T型	1070	0.326	0.54
逆T型改良	1539	0.469	0.78

5.4 鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数の提案

5.4.1 実験結果における接合部換算すべり係数の検討

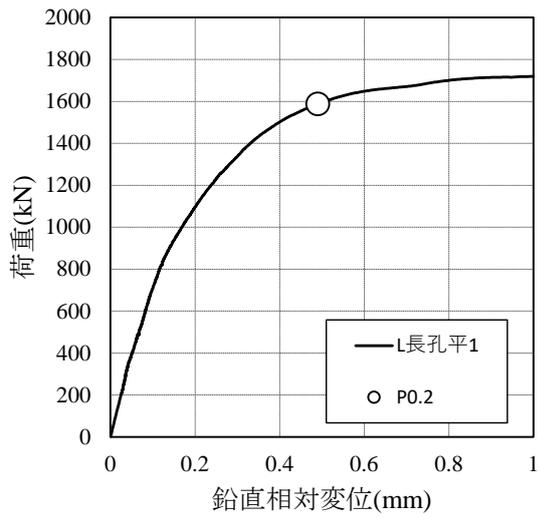
これまでの検討結果より、鋳鉄床版 - 主桁間における鉛直相対変位により評価した 0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ および接合部換算すべり係数 μ_{struct} を用いれば、鋳鉄床版 - 主桁間における接合面処理・ボルト軸力・支持部材の形状を考慮した、鋳鉄床版 - 主桁間における使用限界状態の定義が可能となることを示した。

本節では、まず 4 章で扱った実験供試体の 0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ および接合部換算すべり係数 μ_{struct} の検討を実施した。検討を行うケースを表 - 5.6 に示す。後に前節で検討した解析結果と比較を行うため、鋳鉄床版副リブ形状が長孔（テーパー無し）の 6 ケースとした。

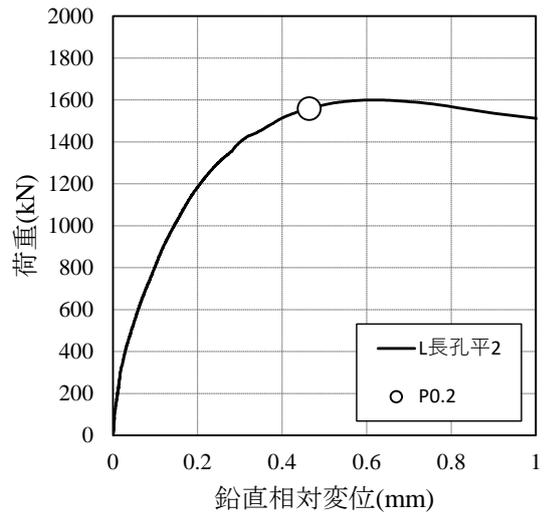
表 - 5.6 $P_{0.2}$ および μ_{struct} の検討ケース

試験ケース	支持部材	鋳鉄床版 副リブ形状
L長孔平1	L一体型	長孔 テーパー無し
L長孔平2		
L長孔平3		
逆T長孔-平1	逆T分離型	
逆T長孔平2 - 改良	逆T一体型	
逆T長孔平3 - 改良		

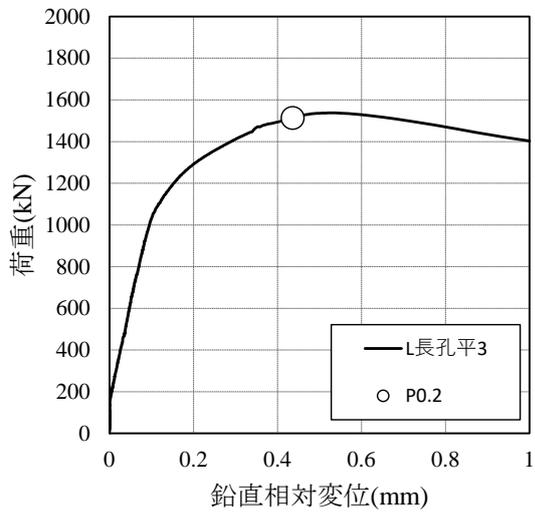
選定した 6 ケースの荷重-鉛直相対変位関係を図 - 5.15 に示す。鉛直相対変位は図 - 5.8 の D_1 と D_2 位置（試験体中央）間で計測した鉛直相対変位の平均値としている。また、図中には 5.3.3 に示したやり方と同じ方法で算出したオフセット耐力 $P_{0.2}$ を示している。算出したオフセット耐力より求めた接合部換算すべり係数を表 - 5.7 に示す。



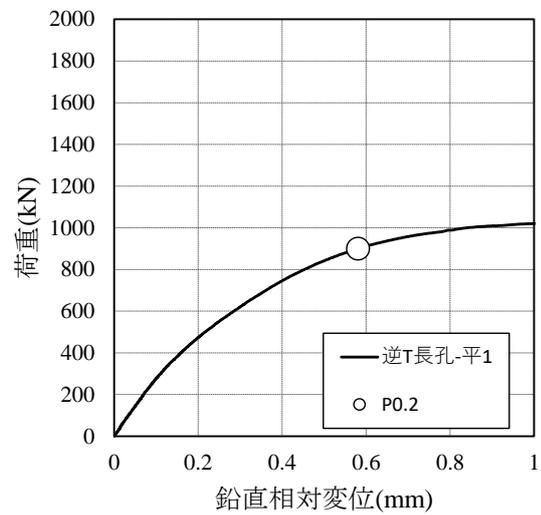
(a) L 長孔平 1



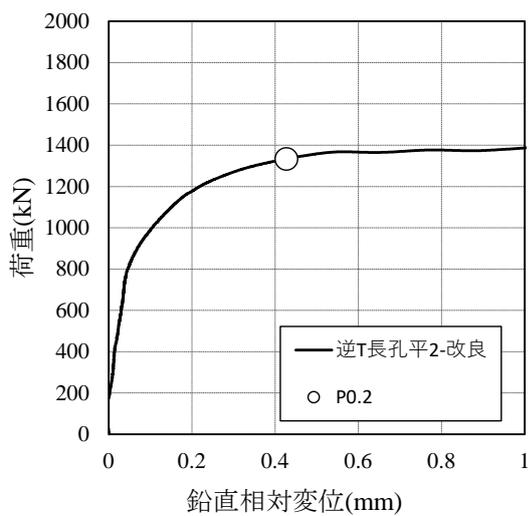
(b) L 長孔平 2



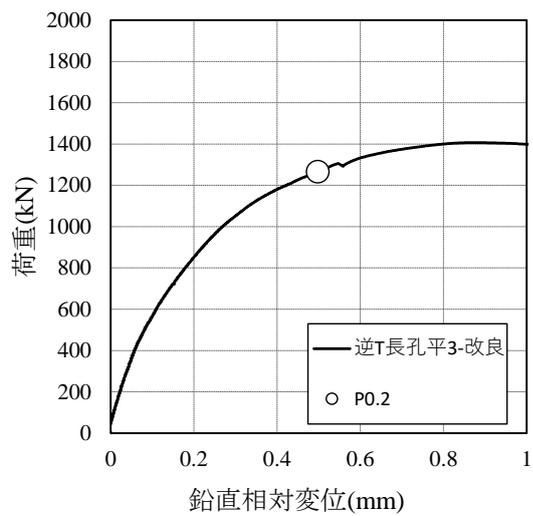
(c) L 長孔平 3



(d) 逆 T 長孔 - 平 1



(e) 逆 T 長孔 - 平 2 (改良)



(f) 逆 T 長孔 - 平 3 (改良)

図 - 5.15 実験供試体の荷重 - 鉛直相対変位関係

表 - 5.7 実験より求めたオフセット耐力 $P_{0.2}$ と接合部換算すべり係数 μ_{struct}

試験ケース	0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ (kN)	接合部換算 すべり係数 μ_{struct}	平均
L長孔平1	1589	0.48	0.47
L長孔平2	1559	0.48	
L長孔平3	1514	0.46	
逆T長孔-平1	900	0.27	0.27
逆T長孔平2 - 改良	1334	0.41	0.40
逆T長孔平3 - 改良	1267	0.39	

5.4.2 実験結果および解析結果をふまえた設計すべり係数の提案

FE 解析より求めたすべり係数補正係数 η と道路橋示方書^{5.2)} に示されている設計すべり係数 0.45 を掛け合わせた値と、前節にて実験より算出した接合部換算すべり係数の平均値を表 - 5.8 に示す。また、補正係数 η と道路橋示方書で示されているすべり係数（接合面処理：無機ジンクリッチペイント）を掛け合わせた値を式 (5.4)，式 (5.5)，式 (5.6) に示す。

$$\text{L 型} : \mu \times \eta = 0.45 \times 0.90 = 0.41 \quad (5.4)$$

$$\text{逆 T 型} : \mu \times \eta = 0.45 \times 0.54 = 0.24 \quad (5.5)$$

$$\text{逆 T 型改良} : \mu \times \eta = 0.45 \times 0.78 = 0.35 \quad (5.6)$$

FE 解析より算出したすべり係数補正係数 η は、鋳鉄床版 - 主桁間における接合構造の補正係数と考えられる。また、すべり係数補正係数 η と本来の道路橋示方書で示されている、接合面処理により決定する設計すべり係数を掛け合わせた値と、実験より算出した接合部換算すべり係数を比較した結果、すべり係数補正係数 η を考慮した設計すべり係数よりも、実験より算出した接合部換算すべり係数の方がすべり係数の値が小さかったため、安全側の値を示していると考えられる。

そこで、補正係数を考慮した設計すべり係数を、長孔（テーパー無し）を有する鋳鉄床版を用いた鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造において、本章で検討した支持部材（L型，逆T型，逆T改良型）を用いる場合の設計すべり係数として提案する。提案した設計すべり係数を比較することにより、鋳鉄床版 - 主桁間における合成効果の定量的な評価が可能となる。提案した各支持部材の設計すべり係数の値を表 - 5.8 に示す。なお提案したすべり係数の適用にあたって、L型支持部材と逆T型支持部材の支持部材形状はそれぞれ4章および5章で扱ったような一体型の形状である必要がある。また、逆T型支持部材を扱う場合は連結板の大きさが鋳鉄床版 - 主桁間における剛性およびすべり耐力に影響するため、改良型のような一体型の連結板の方が良い。

ただし、本章で提案した設計すべり係数は鋳鉄床版 - 主桁間の構成（鋳鉄床版副リブ形状，支持部材形状，鋳鉄床版 - 主桁間の接合面処理，ボルト本数）が本章で検討した組み合わせと異なれば，再度実験または解析により接合部換算すべり係数を検討する必要がある。

また，本研究で提案した設計すべり係数の課題として，本研究では L 形と逆 T 型支持部材にそれぞれボルトを 4 本ずつ用いた場合における設計すべり係数を提案したが，今後はそれぞれの支持部材形状に対して，ボルト本数の増減およびボルト配置が異なった場合において，設計すべり係数とボルト本数およびボルト配置の関係を明確にし，設計すべり係数とボルト本数およびボルトの配置位置との関係を明らかにする必要がある。

表 - 5.8 設計すべり係数のまとめ

支持部材形状	すべり係数補正係数 η	道路橋示方書における設計すべり係数（無機ジンク塗布）	補正係数を考慮した設計すべり係数	接合部換算すべり係数 μ_{struct} （実験）	提案する設計すべり係数
L型	0.90	0.45	0.41	0.47	0.40
逆T型	0.54		0.24	0.27	0.20
逆T改良型	0.78		0.35	0.40	0.30

5.5 まとめ

本章では長孔を有する鋳鉄母板を用いた鋳鉄床版 - 主桁間における合成効果を考慮した使用限界状態の提案および，長孔（テーパー無し）を有する鋳鉄床版を用いた場合における鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数の提案を行った。

得られた結論を以下に述べる。

- 1) L 型と逆 T 改良型の初期剛性を比較した結果，L 型は逆 T 型改良と比較して 2.00 倍の剛性を有していた。L 型の方が逆 T 型の連結板厚に比べて板厚は 1.33 倍大きいものの，板厚の比よりも剛性の比の方が大きくなっていった。これは，L 型は逆 T 型および逆 T 型改良よりも D1，D2 間の距離が小さいこと（0.76 倍），逆 T 型支持部材の連結板と異なり L 型支持部材は直接鋳鉄床版と主桁が接合されているため，鋳鉄床版 - 主桁間のせん断変形が小さくなったことが理由として考えられる。
- 2) 逆 T 型支持部材において連結板の改良前後で比較した場合，逆 T 型改良は逆 T 型の 1.45 倍の初期剛性を有していた。これは，改良前は供試体の上下に分離していた連結板が一体型となったことで，連結板の幅が 1.6 倍に増加し，接触面積が増加したことにより鋳鉄床版 - 主桁間の回転が抑制され，逆 T 型と比べて鋳鉄床版 - 主桁間のせん断剛性が増加したためと考えられる。
- 3) 鉛直方向応力コンター図より，鋳鉄床版上において応力はボルト孔周辺および供試体下部に集中しており，鋳鉄床版断面内に均等には作用していなかった。また，変形挙動を比較した結果，L 型と逆 T 型改良は鋳鉄床版 - 主桁間で抵抗していたのに対し，逆 T 型は上下の連結板がそれぞれ抵抗していたため，剛性およびすべり耐力が低下したと考えられる。

- 4) スタッドの押し抜きせん断試験における降伏せん断耐荷重 Q_y を参考に、鋳鉄床版 - 主桁間における接合構造の合成効果を考慮した使用限界状態として、0.2mm オフセット耐力 $P_{0.2}$ を定義した。鋳鉄床版 - 支持部材間に 0.60 の摩擦係数を与えた場合における $P_{0.2}$ は、L 型で 1781kN、逆 T 型で 1070kN、逆 T 型改良で 1539 kN だった。
- 5) 鋳鉄床版 - 支持部材間に 0.60 の摩擦係数を与えた場合において、 $P_{0.2}$ より求めた接合部換算すべり係数 μ_{struct} は、L 型で 0.54、逆 T 型で 0.33、逆 T 改良型で 0.47 であった。
- 6) 接合部換算すべり係数 μ_{struct} を摩擦係数で除して算出したすべり係数補正係数 η は、鋳鉄床版 - 主桁間において、支持部材形状の違いにより生じるすべり係数の低減率を定量的に評価するためのものであり、各支持部材におけるすべり係数補正係数 η は L 型の場合 0.90、逆 T 型の場合 0.54、逆 T 型改良の場合 0.78 であった。
- 7) 実験より算出した接合部換算すべり係数 μ_{struct} と、FE 解析より算出した接合部換算すべり係数 μ_{struct} およびすべり係数補正係数 η より、長孔（テーパー無し）を有する鋳鉄床版を用いた場合の鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数の提案を行った。
- 8) 本章で提案した設計すべり係数を用いて、鋳鉄床版 - 主桁間における合成効果の比較を行った結果、各支持部材における設計すべり係数は、L 型の場合 0.40、逆 T 型の場合 0.20、逆 T 改良型の場合 0.30 であり、L 型が最も合成効果が高いこと、T 型と比べて逆 T 改良型は合成効果が向上していることを明らかにした。
- 9) これまでの検討の結果より、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造に用いる L 型支持部材と逆 T 型支持部材の支持部材形状は、それぞれ 4 章および 5 章で扱ったような一体型の形状が最も良いこと、逆 T 型支持部材を扱う場合は、連結板も一体型を用いた方がよいことを明らかにした。

参考文献

- 5.1) 小林俊郎，原田昭治：球状黒鉛鋳鉄の強度評価，株式会社アグネ技術センター発行，1999.12.
- 5.2) 公益社団法人 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ 鋼橋・鋼橋部材編，2017.11.
- 5.3) SIMULIA：Abaqus Analysis User's Manual Ver 2020.
- 5.4) 白井悠吾，山口隆司，山下良，飛永浩伸，村山稔，松井駿：鋳鉄床版モジュール-主桁間の高力ボルト摩擦接合継手における長孔の適用性に関する研究，土木学会，第 76 回年次学術講演会，I-187，2021.9.
- 5.5) 日本鋼構造協会：JSSC テクニカルレポート NO.35 頭付きスタッドの押し抜き試験方法（案）とスタッドに関する研究の現状，1996.

第6章 結論

6.1 本研究の成果

本研究では、球状黒鉛鋳鉄を母板に有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動を明確にし、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における力学的挙動を明らかにするため、載荷実験および FE 解析により鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるすべり挙動の解明および合成効果の定量評価を行った。

各章で得られた主な結論を以下に述べる。

第2章では、鋳鉄床版 - 支持部材間の接合構造を対象とした、球状黒鉛鋳鉄を母板に有する高力ボルト摩擦接合継手の標準すべり試験および FE 解析を実施し、抜き勾配 (1°テーパ) および拡大孔・長孔を有する鋳鉄母板を用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動およびすべり耐力低減率について検討した。

- 1) 母板の両側に 1°テーパを有する鋳鉄部材を用いたすべり試験を行った結果、0.45 のすべり係数が得られた。既往研究とすべり係数を比較した結果、テーパの影響によりすべり係数が約 20%低下することを明らかにした。
- 2) テーパの影響によりすべり係数が低下した理由として、テーパの影響により締付け完了時に母板 - 連結板間のボルト孔周辺に接触厚が均一に分布せず一部ボルト孔周辺に局所的な接触圧が作用したため、ボルト孔周辺が早期に降伏し、ボルト軸力の低下が生じ、テーパを有さない継手と比べてすべり荷重が低下したためと考えられる。
- 3) 母板に拡大孔 (Φ26.5mm) または長孔 (Φ26.5mm×45mm) を有する鋳鉄部材を用いたすべり試験体に対して、FE 解析により標準孔と拡大孔および長孔の比較および、鋳鉄部材と鋼材の違いについて比較検討を行った結果、標準孔と拡大孔および長孔のすべり係数にほとんど差は生じなかった。また、鋳鉄部材と鋼材の弾性係数の違いによる有意な差は生じなかった。

第3章では、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における力学的挙動を検討するため、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を模した試験体にせん断力を作用させる水平載荷実験を行った。

- 1) 鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造を模した供試体の水平載荷実験を行った結果、ケース 1 (支持部材：逆 T 分離型) およびケース 2 (支持部材：L 分離型) は、鋳鉄床版 - 支持部材間ですべりが生じた。また、2次元 FE 解析により求めた水平荷重分担率を考慮して、すべり係数を算出した結果、逆 T 形で 0.29、L 形で 0.41 のすべり係数を得た。実験結果より、接合構造に用いる支持部材形状の違いによりすべり係数が異なり、L 型と比べて逆 T 型は回転抵抗が小さいため、すべり係数が 20%以上低下することを明らかにした。
- 2) 実験及び解析結果より、逆 T 型を用いた場合、その形状に起因してすべり係数が設計すべり係数を下回った。これらの結果より逆 T 型よりも L 型の方が接合構造におけるせん断剛性が高く、高いすべり係数が得られたことから、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造では L 型の方が望

ましいことを明らかにした。

第4章では、第3章で述べた水平載荷実験で生じた課題を解決するため、類似の荷重伝達メカニズムを有するスタッドの押し抜きせん断試験およびその試験体形状を参考に、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造に対して押し抜きせん断実験を実施した。実験で対象としたパラメータは鋳鉄床版の副リブ形状（テーパの有無およびボルト孔（拡大孔または長孔））と支持部材形状（L型、逆T型、逆T改良型）であり、14体の載荷実験を行った。

- 1) 鋳鉄床版 - 主桁間における長孔のリラクセーション特性は、締付け直後12時間で大きく軸力が低下し、72時間経過後は軸力低下が概ね収束した。また、母材のテーパの有無およびボルト孔（拡大孔・長孔）による軸力低下率の優位な差異は認められなかった。
- 2) L型支持部材を用いても逆T型支持部材を用いても、0.2mm到達時の荷重ですべり係数を評価した場合、鋳鉄床版の複リブ形状は長孔（テーパ無し）よりも拡大孔の方がすべり係数は高かった。荷重低下時の荷重ですべり係数を評価した場合、すべり係数は長孔のテーパ無しが最も高いすべり係数を有していた。
- 3) 逆T型支持部材の使用において、連結板の改良により床版 - 主桁間の相対変位が抑制され、連結板改良前と比べてすべり係数が増加し、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造において、せん断剛性の向上がすべり係数の増加に有効なことを明らかにした。
- 4) 鋳鉄床版副リブにおける拡大孔と長孔（テーパ無し）を比較した場合、それぞれの平均値に大きな差異は見られなかったことから、長孔（テーパ無し）を適用する場合、拡大孔と同程度のすべり係数を設定できる可能性がある。

第5章では、第4章で扱った押し抜きせん断実験の供試体形状を再現したFE解析を実施し、鋳鉄床版 - 主桁間の鉛直相対変位よりすべり挙動を定量的に評価した。

- 1) L型と逆T改良型の初期剛性を比較した結果、L型は逆T型改良と比較して2.00倍の剛性を有していた。L型の方が逆T型の連結板厚に比べて板厚は1.33倍大きいものの、板厚の比よりも剛性の比の方が大きくなっていった。
- 2) 逆T型支持部材において連結板の改良前後で比較した場合、逆T型改良は逆T型の1.45倍の初期剛性を有していた。これは、改良前は供試体の上下に分離していた連結板が一体型となったことで、連結板の幅が1.6倍に増加し、接触面積が増加したことにより鋳鉄床版 - 主桁間の回転が抑制され、逆T型と比べて鋳鉄床版 - 主桁間のせん断剛性が増加したためと考えられる。
- 3) 実験より算出した接合部換算すべり係数 μ_{struct} と、FE解析より算出した接合部換算すべり係数 μ_{struct} およびすべり係数補正係数 η より、長孔（テーパ無し）を有する鋳鉄床版を用いた場合の鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数の提案を行った。
- 4) 5章で提案した設計すべり係数を用いて、鋳鉄床版-主桁間における合成効果の比較を行った結果、各支持部材における設計すべり係数は、L型の場合0.40、逆T型の場合0.20、逆T改良型の場合0.30であり、L型が最も合成効果が高いこと、T型と比べて逆T改良型は合成効果が向上していることを明らかにした。

- 5) これまでの検討の結果より、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造に用いる L 型支持部材と逆 T 型支持部材の支持部材形状は、それぞれ 4 章および 5 章で扱ったような一体型の形状が最もよいこと、逆 T 型支持部材を扱う場合は、連結板も一体型を用いた方がよいことを明らかにした。

6.2 今後の課題と展望

本研究によって得られた知見をもとに、鋳鉄床版の実施工が検討されている。鋳鉄床版の更なる普及および今後の橋梁技術の発展に向けて、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における高度化・施工性の進化に向けた今後の技術課題についてまとめ、本研究の結びとする。

1) 鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における更なる施工性の向上

本研究では施工性改善のため、鋳鉄床版副リブに長孔を適用した場合における鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造の検討を実施し、拡大孔および長孔の適用性について明らかにした。しかし、鋳鉄床版の施工時に現場での施工誤差やキャンバーの調整など、調整が必要な機会は多様に存在する。鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造においてより施工性を向上させるため、本研究で検討した長孔よりも大きな長孔や、 $\Phi 26.5$ mm以上の拡大孔の適用が求められるため、ボルト孔の更なる拡大といった施工性を向上させた鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造の検討が望まれる。また、施工時間短縮のため鋳鉄床版 - 主桁間に用いるボルト本数の減少が望まれており、本研究で検討した支持部材形状よりも合理的な支持部材形状の開発が望まれる。

2) 鋳鉄床版 - 主桁間における簡易的な設計すべり係数同定法の提案

本研究で提案した鋳鉄床版 - 主桁間における使用限界状態および設計すべり係数は、鋳鉄床版 - 主桁間におけるせん断剛性を考慮し、合成効果の定量的な評価を行うために提案したものである。そのため、鋳鉄床版 - 主桁間における設計すべり係数は、鋳鉄床版 - 主桁間の構成（鋳鉄床版副リブ形状、支持部材形状、鋳鉄床版 - 主桁間の接合面処理、ボルト本数）が本研究で検討した構成と異なる場合、現状では再度、実際の接合構造を模擬した供試体の載荷実験もしくは、大規模な FE 解析が必要となっている。

今後は鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造におけるせん断剛性を考慮し、本研究で検討した構造と鋳鉄床版 - 主桁間の構成が異なる構造に対しても容易に適用が可能で、簡便に設計すべり係数を同定する設計すべり係数同定法の提案が望まれる。

3) 鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における合成効果と鋼 - コンクリートで構成された合成桁における合成効果の定量的な評価

本研究で提案した設計すべり係数は、鋳鉄床版 - 主桁間におけるせん断剛性より、鋳鉄床版 - 主桁間の合成効果を考慮して算出した設計すべり係数となっている。そのため、提案した設計すべり係数の比較を行うことで、鋳鉄床版 - 主桁間の接合構造における合成効果の定量的な評価を可能とした。今後は鋼 - コンクリートで構成された一般的な合成桁に対して、鋳鉄床版 - 主桁間

における接合構造がどの程度合成効果を有しているのかを明らかにする必要があり、フレキシビリティ定数との関連付けを行うなど、新たな合成効果評価手法の提案が望まれる。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、終始懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました大阪市立大学大学院の山口隆司教授に対し、心より感謝申し上げます。山口隆司教授には、著者が大阪市立大学へ入学してから学位を取得するまでの間、研究全般を支えてくださり、何度もご迷惑をおかけいたしました。その度に温かいお言葉をかけていただき、大変お世話になりました。この場を借りて心より深く御礼申し上げます。また、査読論文および本論文の執筆にあたっては、多忙にもかかわらず論文の遂行にあたって終始ご指導を賜りました。この場を借りて心より深く御礼申し上げます。

副主査である同大学院鬼頭宏明教授、角掛久雄准教授には、本論文の審査を通じて大変貴重なご助言を賜りました。厚く御礼申し上げます。

同大学院 林巖助教には、大変お世話になりました。査読論文の執筆にあたってご指導・ご協力賜り、深く感謝申し上げます。林巖助教のご協力がなければ、本論文の完成には至りません。心よりお礼申し上げます。

大阪市立大学大学院 客員教授 長崎英二客員教授、三ツ木幸子客員教授、京都大学大学院 杉浦邦征教授、北根安雄准教授、九州工業大学大学院 高井俊和助教、熊本大学大学院 森山仁志助教、岩手大学 杉本悠真助教には、実験・解析方法について大変貴重なご教示・ご助言を賜り、研究以外にも公私にわたって大変お世話になりました。特に、杉本助教には、不出来な私に対して温かくご指導頂きましたこと、深く感謝申し上げます。杉本助教のご協力がなければ、本論文の完成には至りませんでした。

高力ボルトの提供にあたって日鉄住金ボルテン株式会社の吉見正頼氏、計測器およびひずみゲージの提供にあたっては、株式会社東京測器研究所の岩城勝美氏に大変お世話になりました。この場を借りて深謝の意を表します。

本研究は日之出水道機器株式会社との共同研究として実施されました。甲斐信博氏、土手一朗氏、村山稔氏、飛永浩伸氏、福澄直邦氏、笠原一浩氏、聖生守雄氏、山下良氏には、共同研究者として常にご支援とご教示を賜りました。ここに、厚く御礼申し上げます。

本研究の全般にわたり種々の面でご協力、助言をいただいた、橋梁工学研究室秘書の北見真智子様、修了生諸氏、大学院生諸氏および学部生諸君には、深く感謝いたします。特に、朗宇氏、森下弘大氏、山本佑大氏、藤本高志氏、舟山耕平氏、奥原大貴氏、廣澤直人氏、本多克行氏には大変お世話になりました。心より感謝申し上げます。

最後に、このような研究を行える機会、時間、環境を与えてくださった両親に心より感謝し、本論文の謝辞とさせていただきます。

本論文に関連する著者の公表論文・口頭発表 一覧

(第2章)

1. 2章 白井悠吾, 山口隆司, 飛永浩伸, 村山稔, 廣澤直人: テーパー付き鋳鉄母板を有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動, 第73回 土木学会 年次学術講演会 講演概要集, 土木学会, I209, 2018.9.
2. 2章 白井悠吾, 山口隆司, 山下良, 飛永浩伸, 村山稔, 松井駿: 鋳鉄床版モジュール-主桁間の高力ボルト摩擦接合継手における長孔の適用性に関する検討, 第76回 土木学会 年次学術講演会 講演概要集, 土木学会, I187, 2021.9.

(第3章)

3. 白井悠吾, 林巖, 山口隆司, 飛永浩伸, 村山稔: 母板に 1° テーパーを有する高力ボルト摩擦接合継手を用いた鋳鉄床版モジュール-主桁間のすべり挙動, 構造工学論文集, Vol.66A, 土木学会, pp.336-348, 2020.3.

(第4章)

白井悠吾, 林巖, 山口隆司, 山下良, 飛永浩伸, 松井駿: 母板に長孔を有する高力ボルト摩擦接合継手を用いた鋳鉄床版モジュール-主桁間のすべり挙動, 構造工学論文集, Vol.66A, 土木学会, pp.505-516, 2021.3.

(第5章)

4. 白井悠吾, 林巖, 山口隆司, 山下良, 飛永浩伸, 松井駿: FCD 床版モジュール-主桁間の接合構造に着目したすべり挙動および合成効果に関する解析的検討, 鋼構造論文集, Vol. 29, No. 114, pp. 37-46, 2022.6.