

各種不確定要因を考慮した鋼橋の
高力ボルト摩擦接合継手の強度特性に関する研究

2015年3月

高井 俊和

各種不確定要因を考慮した鋼橋の
高力ボルト摩擦接合継手の強度特性に関する研究

2015年3月

大阪市立大学大学院
工学研究科

たかい としかず
高井 俊和

要 旨

本研究は、高力ボルト摩擦接合継手を検討の対象構造とし、道路橋の設計体系が現在の許容応力度設計法から部分係数を用いた限界状態設計法へ移行する動きを考慮し、降伏、支圧終局の各種限界状態における継手の強度特性、および製作、組立誤差などの各種不確定要因による継手強度の変動特性を明らかにすることを目的として検討を行った。

第 1 章では、本研究の背景および既往の研究などについてまとめ、本研究の目的を明確にし、各章の概要を述べた。

第 2 章では、高力ボルト摩擦接合継手の降伏挙動を検討の対象とし、道路橋示方書と、建築分野の鋼構造接合部設計指針の降伏耐力の算定の違いを整理した。さらに、厚板で、ボルト列数が 3 列から 12 列の継手を対象に FEM 解析を行い、継手の降伏挙動と、設計で考慮している降伏状態との関連性を検討した。また、降伏挙動における母材純断面部の断面力と外側ボルト前面で摩擦伝達される荷重との比率や、母材の降伏領域の分布を明らかにした。

第 3 章では、高力ボルト摩擦接合継手の支圧終局挙動について、ボルト軸力導入のあり、なし、ボルト本数、継手の板幅、縁端距離をパラメータとした継手の引張載荷実験を行ない、実験パラメータと終局耐力、ボルト孔の変形量、継手のエネルギー吸収量との関係を比較し、望ましい縁端距離について検討した。

第 4 章では、母板に板厚差がありフィラープレートでその板厚差を調整した継手を対象に、道路橋示方書が想定している範囲外のフィラープレートの板厚が特に厚い場合も含め FEM 解析を実施し、フィラープレートがすべり挙動に及ぼす影響を検討した。また、すべり係数の低下性状に支配的なパラメータを検討し、さらにすべり係数が低下する要因を明らかにした。

第 5 章では、母板が板厚方向に偏心した目違いのある高力ボルト摩擦接合継手を対象に、目違いがすべり挙動に及ぼす影響を FEM 解析により、目違い量とボルト締付け後の残存肌すき、また、すべり係数低下との関係などに着目して検討した。さらに、フィラープレートをはさみ、ボルト締付け時に連結板に曲げが掛からないようにした場合のすべり係数低下の軽減効果について確認した。

第 6 章では、高力ボルト摩擦接合継手の製作誤差に着目し、各種不確定要因がすべり耐力に及ぼす影響を検討した。まず、すべり耐力に関連する製作誤差を調査し、さらに、各種製作誤差がすべり耐力に及ぼす影響を、既往の実験結果や実施した FEM 解析により評価した。また、ボルト列数、すべり／降伏耐力比などすべり挙動の違いにより、すべり耐力に影響が大きい製作誤差が異なることを示した。

第 7 章では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に影響の大きい製作変動に着目し、製作変動を組み合わせた FEM 解析の結果から、重回帰分析によりすべり係数の応答曲面を求め、モンテカルロシミュレーションによりすべり係数の分布を確率的に評価し、設計すべり係数を下回る確立を検討した。また、目標の信頼性指標を設定したときのすべり係数の下限値を試算した。

第 8 章は、最後に本研究で得られた結論、および今後の課題と展望をまとめた。

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 研究の背景	1
1.2 本論文に関連する既往の研究	4
1.2.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局挙動に関する研究	4
1.2.2 接合面の肌すきに関する研究	4
1.2.3 高力ボルト摩擦接合継手の耐力の変動に関する研究	6
1.3 本研究の目的および構成	7
参考文献	9
第2章 高力ボルト摩擦接合継手の母材純断面の降伏挙動	11
2.1 まえがき	11
2.2 降伏時作用力／純断面力比 α_y	12
2.2.1 降伏時作用力／純断面力比 α_y の定義	12
2.2.2 鋼構造接合部設計指針の場合の降伏時作用力／純断面力比 α_{yA}	13
2.2.3 道路橋示方書の場合の降伏時作用力／純断面力比 α_{yB}	13
2.2.4 降伏時作用力／純断面力比 α_{yA} と α_{yB} との比較	14
2.3 解析手法および解析ケース	15
2.3.1 解析モデル	15
2.3.2 解析ケース	16
2.4 解析結果および考察	17
2.4.1 降伏荷重	17
2.4.2 降伏定義と降伏挙動との関係	19
2.4.3 解析結果と既往研究との比較	22
2.5 まとめ	23
参考文献	23
第3章 高力ボルト継手のボルト孔変形に着目した支圧および終局挙動	25
3.1 まえがき	25
3.2 引張載荷実験	25
3.2.1 試験体の基本計画	25
3.2.2 試験体	25
3.2.3 実験手順	26

3.3	実験結果と考察	27
3.3.1	試験結果	27
3.3.2	試験後の変状	29
3.3.3	縁端距離が終局耐力に及ぼす影響	31
3.3.4	変形性能	32
3.3.5	縁端の確保	35
3.4	まとめ	35
	参考文献	36
第4章	フィラープレートが高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達に及ぼす影響	37
4.1	まえがき	37
4.2	解析ケースおよび解析手法	37
4.2.1	解析ケース	37
4.2.2	解析手法	38
4.2.3	予備解析による摩擦係数の決定	39
4.3	解析結果および考察	42
4.3.1	すべり荷重	42
4.3.2	フィラー厚および断面変化率の影響	44
4.3.3	母板厚および継手長さの影響	45
4.3.4	断面力の分布	45
4.3.5	接合面にはたらく摩擦応力分布	47
4.5	まとめ	49
	参考文献	49
第5章	高力ボルト摩擦接合継手の目違いがすべり挙動に及ぼす影響	51
5.1	まえがき	51
5.2	解析条件	52
5.2.1	解析ケース	52
5.2.2	解析手法	55
5.2.3	解析モデル	56
5.2.4	材料特性	56

5.3	解析結果および考察	57
5.3.1	解析におけるすべり発生の定義	57
5.3.2	解析結果	58
5.3.3	荷重－相対変位関係	59
5.3.4	接合面の密着状況	61
5.3.5	ボルト軸力	61
5.3.6	すべり荷重	63
5.3.7	すべり係数	63
5.4	まとめ	65
	参考文献	65
第6章	各種の製作誤差が厚板鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に及ぼす影響	67
6.1	まえがき	67
6.2	製作誤差の統計量	68
6.2.1	調査の概要とその方法	68
6.2.2	調査方法	68
6.2.3	製作誤差の調査結果	69
6.3	接合面の塗膜厚の誤差の影響	69
6.4	解析条件	71
6.4.1	解析モデル	71
6.4.2	解析におけるすべりの定義	73
6.4.3	解析ケース	73
6.5	解析結果	77
6.5.1	すべり荷重	77
6.5.2	ばらつきの影響の傾向	79
6.6	考察	81
6.6.1	すべり／降伏耐力比 β の影響	81
6.6.2	ボルト列数の影響	82
6.6.3	ばらつきの組合せの影響	83
6.6.4	解析と実験のばらつきの比較	84
6.7	まとめ	84
	参考文献	85

第7章 確率に着目した厚板高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に及ぼす	
不確定性の影響	87
7.1 まえがき	87
7.2 FEM 解析による製作誤差の組合せがすべり係数に与える影響	88
7.2.1 解析ケース	88
7.2.2 解析手法	91
7.2.3 解析結果	93
7.3 重回帰分析による応答曲面の導出	93
7.3.1 応答曲面の導出手法	93
7.3.2 重回帰分析結果	94
7.3.3 応答曲面	96
7.4 モンテカルロシミュレーションによる破壊確率の算出	96
7.4.1 破壊確率の算出方法	96
7.4.2 シミュレーションの手法	96
7.4.3 破壊確率の算出	97
7.5 目標破壊確率に対するすべり係数の試算	98
7.6 まとめ	99
参考文献	100
第8章 結論	101
8.1 本研究の結論	101
8.2 今後の課題および展望	105
謝辞	107
本論文に関する著者の発表論文	108

本論文で用いた主な記号および用語

主な記号

A_n	: 純断面積
D	: ボルト径
E	: ヤング係数
F_d	: 純断面の設計降伏耐力
F_y	: 降伏時の純断面力
N	: ボルト軸力
N_0	: 設計ボルト軸力
N_1	: 締付けボルト軸力 (全ボルトの締付け完了時点)
N_2	: 試験前ボルト軸力 (すべり試験の載荷開始時点)
N_3	: すべり時ボルト軸力 (すべり発生時点)
N_{SL}	: 設計すべり荷重
P	: 継手作用力
$P(-\beta)$: 信頼性指標が β のときの破壊確率
$P_{a,bear}$: 支圧応力に対する許容荷重
P_f	: 破壊確率
P_{SL}	: すべり荷重
$P_{u,net}$: 純断面の終局耐力
$P_{u,bear}$: 支圧終局耐力
P_y	: 降伏時の継手作用力
$P_{y,net}$: 純断面の降伏耐力
R	: 抵抗側分布
S	: 作用側分布
W	: 板幅
Z	: 破壊関数
e	: 縁端距離 (ボルト中心位置から材端までの距離)
n_r	: 想定破断線上のボルト本数
m	: 平均値
n	: ボルト本数
q_{by}	: 高力ボルト 1 本あたりのすべり耐力 (鋼構造接合部設計指針)
t	: 板厚
α_y	: 降伏時作用力／純断面力比
β	: すべり／降伏耐力比

- β : 信頼性指標
- μ : 摩擦係数
- μ : すべり係数
- μ_0 : 設計ボルト軸力 N_0 に対するすべり係数
- μ_1 : 締付けボルト軸力 N_1 に対するすべり係数
- μ_2 : 試験前ボルト軸力 N_2 に対するすべり係数
- μ_3 : すべり時ボルト軸力 N_3 に対するすべり係数
- ν : ポアソン比
- ρ_a : ボルト 1 本あたりの許容力
- σ : 標準偏差
- σ_u : 母材の引張強さ
- σ_{bear} : 支圧応力度
- $\sigma_{a,bear}$: 支圧に対する許容応力度
- σ_y : 降伏点
- τ_u : せん断強度

主な用語

すべり耐力 (すべり荷重) : 高力ボルト摩擦接合継手に、摩擦限界力を超える過大な荷重が作用するときに、接合面のすべりが発生する時点の継手作用荷重のこと。本論文では、設計値をすべり耐力、FEM 解析や実験で得られた結果をすべり荷重と区別している。

すべり発生の定義 : 図 1 に示すように、継手引張荷重と母板・連結板間の内側相対変位との関係で、内側相対変位が 0.2 mm に達するまでに最大荷重となる場合（実線）は、最大荷重の時点をも、最大荷重に達する前に内側相対変位が 0.2 mm に達する場合（破線）は、0.2 mm に達した時点をもそれぞれすべり発生とする。

内側相対変位 : 図 2 に示す継手コバ面における母板と連結板の相対ずれのこと。

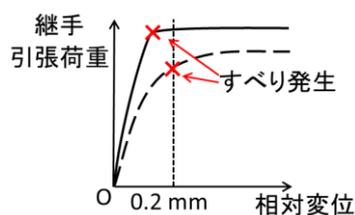


図 1 荷重—相対変位関係の模式図

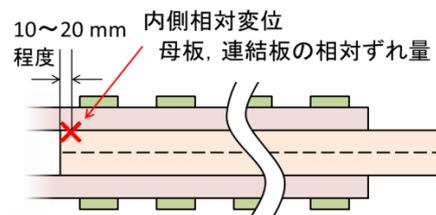


図 2 相対変位着目位置

- コバ面 : 図3で、枠囲みで示す継手側面のこと。
- 降伏耐力 (降伏荷重) : 継手に過大な荷重を作用させたときに、降伏が発生した時点の継手作用荷重のこと。本論文では、設計値を降伏耐力、FEM結果を降伏荷重と区別している。
- 摩擦係数 : 2つの物体間にはたらく摩擦力と、その時点の摩擦面に垂直にはたらく力との比。物理用語。
- すべり係数 : 継手のすべり荷重を、設計ボルト軸力、締付けボルト軸力など任意の時点のボルト軸力の総和と接合面数で除して得られる値。継手の設計で用いられる。
- 純断面積 : 図4に示す母板または連結板でボルト孔のある純断面部の断面積のこと。
- ボルト前面 : 図4に示す最も外側のボルト中心よりも外側の接合面の領域のこと。
- 断面変化率 : 図5に示すフィラープレートの板厚を、母板(厚板側)の板厚で除して得られる比のこと。
- すべり側 : 継手のすべり試験において、着目側の接合面のこと。所定のボルト軸力で締め付ける。反対側の接合面を固定側と呼ぶ。
- 固定側 : 継手すべり試験において、着目側と反対の接合面のこと。ボルトの増し締めなどによりすべり耐力を上げ、すべり側より後ですべりが発生するようにしている。通常、試験で測定や観察をする部位を限定する目的で固定側が設定される。

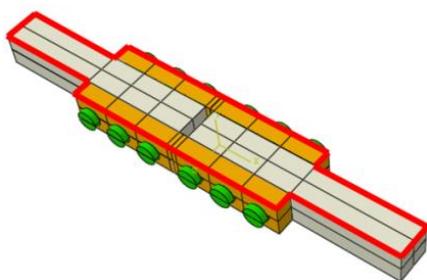


図3 継手のコバ面(枠部)

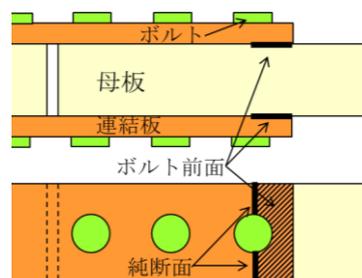


図4 純断面およびボルト前面の位置

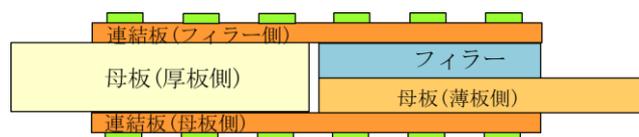


図5 フィラープレートを用いた継手(コバ面)

第1章 序論

1.1 研究の背景

わが国の土木構造物における高力ボルト摩擦接合継手は，鉄道橋では 1954 年の高山線のトラス橋（図 1.1）にはじまり，道路橋では 1956 年の東京大井町跨道橋の対傾構の連結から採用され，1962 年完成の若戸大橋の主塔にも使用されている [1.1, 1.2]．以降，現在に至るまで，鋼橋架設時の現場接合には，高力ボルト摩擦接合法が広く用いられている．

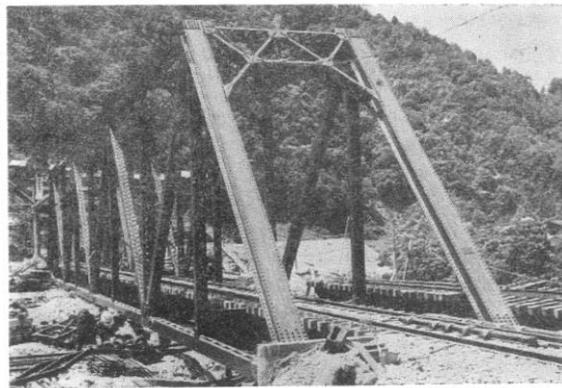


図 1.1 高山本線のトラス橋 [1.2]

高力ボルト摩擦接合継手の設計では，接合面にすべりが発生するすべり限界状態，母板や連結板などの継手部材に降伏が生じる降伏限界状態，および部材が破断に至る終局限界状態などが考えられる．海外の設計基準である Eurocode [1.3] では，すべり，降伏に加えてボルト軸部と母板，連結板のボルト孔壁との支圧に対する照査も行われる．一方，現在の道路橋示方書 [1.4] の設計体系では，すべりおよび降伏に対して照査が行われている．そのため，国内の継手に関する既往の調査，研究では，すべり，および降伏を対象としたものがほとんどであり，支圧あるいは終局状態を対象としたものは多くはない．

高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達機構は，図 1.2 のように，母板，連結板を高力ボルトで締付け，接合面の材間圧縮力によって生じる摩擦抵抗によって荷重が伝達される仕組みとなっている．したがって，接合面のすべり係数やボルト軸力が変動すれば，摩擦抵抗すなわち継手のすべり耐力が直接影響を受ける．

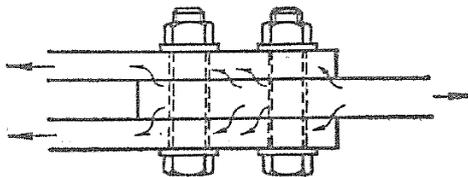


図 1.2 継手の摩擦による荷重伝達機構 [1.2]

すべり係数を左右する要因として、接合面の表面処理があり、その処理方法は、大きく粗面処理と、塗装処理に分類される。前者は、接合面をグラインダー処理やブラスト処理を行い発錆させるもので、後者は、無機ジンクリッチペイントなどの防錆塗料で仕上げられる。塗装する場合でも、すべり係数を確保するには、塗装、防食仕様に応じたブラスト処理などの下地処理を適切に行うことが重要である。

このほか、すべり係数を補正する必要がある要因として、接合面の肌すき、フィラープレート、拡大ボルト孔、高力ボルトの多列配置、すべり/降伏耐力比 β が挙げられる[1.5]。

肌すきが生じる原因として、継手両側の母板の設計上の板厚差、組立誤差による母板軸線の偏心、連結板などの製作ばらつきによる板そりが挙げられる。これらの肌すきを残したまま連結板を高力ボルトで締付けると、板の曲げ抵抗により材間圧縮力が少なくなり、すべり耐力が低下する。そのため、そのまま締付けてよい板厚差は制限されており、鋼構造接合部設計指針[1.6]では、その板厚差は1mmまでとなっている。道路橋示方書では、防錆上の観点から2mm以下のフィラープレートは用いないのがよいとなっており、許容される板厚差は実質的には1mmまでとなる。また、フィラープレートが厚い場合、フィラープレートが挿入された側と反対側の連結板に伝達荷重が片寄り、すべり耐力が低下する場合もある。

拡大ボルト孔は、道路橋示方書の場合、標準ボルト孔がボルトの呼び径+2.5mmであるのに対し、やむを得ない場合にボルトの呼び径+4.5mmまで許容されている。その場合、すべり耐力に対しては耐力の補正はしないが、降伏に対して拡大孔を考慮した断面で照査を行う。また、表1.1のように他の設計基準の中には、拡大孔に対してすべり耐力を補正する低減係数が導入されているものもある。

表 1.1 拡大孔によるすべり耐力の低減係数

	鋼構造設計指針 [1.6]	AASHTO [1.7]	Eurocode [1.3]
低減係数	0.85	0.85	0.85

すべり/降伏耐力比 β は、継手のすべり耐力と降伏耐力の比で、すべり先行型、降伏先行型といった継手のすべり挙動の分類の目安になる。すべり係数は、すべり挙動にも影響を受け、一般に、継手に引張荷重が作用するとき、母板、連結板ののび変形によるポアソン効果により板がやせ、ボルト軸力が低下することにより、実際のすべり係数は、摩擦係数よりも若干低くなる。特に、すべり耐力が降伏耐力を上まわる降伏先行型の継手では、すべりが発生する荷重段階において、母板、連結板に作用荷重による降伏の影響が顕著で、ボルト軸力の低下が大きいため、すべり係数の低下も大きくなる。

荷重方向に並ぶボルト列数が多くなるとすべり係数が低下することが知られている[1.2]。その原因は、接合面の両端部のボルトが伝達する荷重が大きくなるが、中央のボルトが伝達する荷重が小さく、各ボルトの伝達する荷重が不均等となるためである[1.8, 1.9]。すべり発生の過程では、継手に作用する荷重が小さい場合は図1.3(a)に示すように接合面のいずれの位置にもずれが生じないが、作用荷重が大きくなると図1.3(b)のように、接合面の両端部から先行して部分すべ

りが進展し、その後、図 1.3(c)のように接合面全体がずれ、すべりに至る。

接合面にはたらく摩擦応力の分布に着目すれば、作用荷重が低い段階では図 1.4 の①の破線のように接合面の両端部の摩擦応力が高く、接合面の中央は低くなる。作用荷重が増加すると、1 点鎖線のように、接合面全体で摩擦応力が増加し、接合面端部付近では摩擦限界応力に達し、部分すべりが発生することにより動摩擦となり、それ以上、摩擦応力は増加しない。さらに作用荷重が大きくなると、2 点鎖線のように、接合面全体が摩擦限界応力に達し接合面全体がすべる主すべりに至る。

この一連の挙動により、各ボルトが伝達する荷重が均等にならず、特にボルト列数が多く荷重方向に長い継手の場合、中央ボルトの荷重が低くなる影響が大きく、すべり係数の低下が顕著となる。

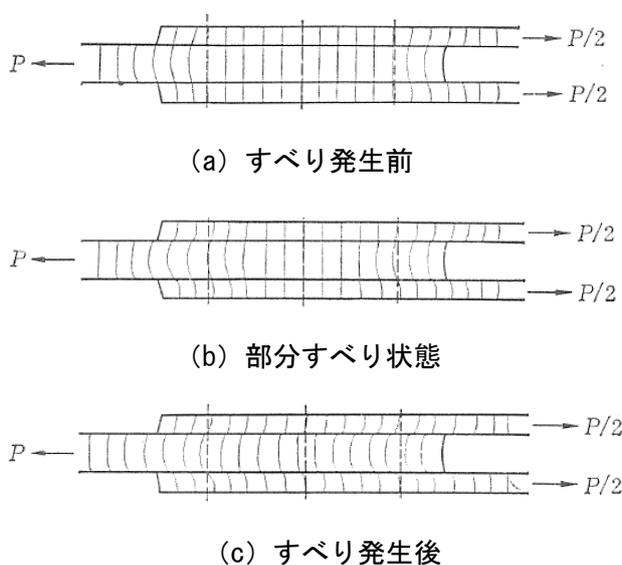


図 1.3 すべり発生過程[1.8]

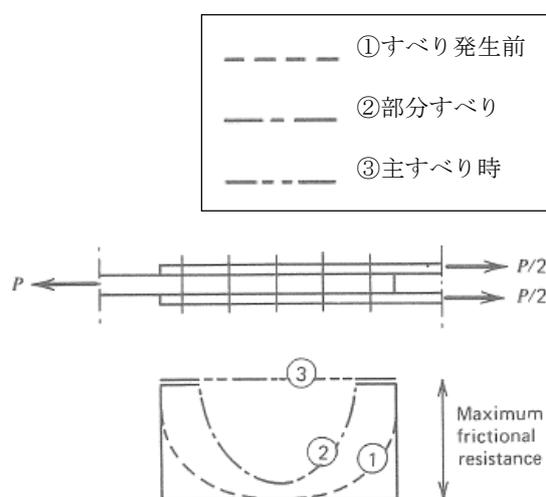


図 1.4 接合面の摩擦力分布の概要[1.8]

そのため、道路橋示方書[1.10]では、ボルト列数に関して、「ボルトに作用する力が不均等とならないよう、1 ボルト線上に並ぶ本数に配慮して設計しなければならない」と規定され、1 ボルト線上に並ぶ本数はなるべく 8 本以下にするのがよいとされていた。

これに対して、近年では、部材の簡素化、構造の合理化を図った鋼橋の普及により、板厚が 50 mm 超える厚板鋼板を使用する事例が増えてきている。鋼板の接合の高力ボルト摩擦接合継手を用いる場合、部材の厚板化のより連結部の継手自体も大型化するため、ボルト列数が多列化する傾向にある。

このような傾向を受け、接合面に無機ジンクリッチペイントを塗布した高力ボルト摩擦接合継手を対象に、厚板化や多列化がすべり耐力におよぼす影響について、調査研究が行われ[1.11]、平成 24 年改定の道路橋示方書[1.4]では、従来通りボルトに作用する力が不均等とならないよう 1 ボルト線上のボルト本数が 8 までを推奨するとともに、表 1.2 に示す 8 列を超える場合を対象とした高力ボルトの許容力に乗じる低減係数も導入された。しかしながら、厚板鋼板を使用した継手の力学的挙動に対して、従来設計法の適用性について必ずしも明確とはなっていない部分がある。

表 1.2 摩擦接合用高力ボルトの許容力に乗じる低減係数[1.4]

1 ボルト線上に並ぶボルト本数	低減係数
8 本以下	1.00
9 本	0.98
10 本	0.96
11 本	0.94
12 本	0.92

1.2 本論文に関連する既往の研究

1.2.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局挙動に関する研究

高力ボルト摩擦接合継手にはたらく荷重は、図 1.2 に示したように、ボルトの周辺の接合面において摩擦伝達される。したがって、継手が母板純断面で降伏する場合において、その継手の降伏耐力は、母板のボルト孔位置での純断面積で求められる降伏耐力よりも、摩擦伝達される分だけ大きくなる。

辻岡ら[1.12]は、母板厚が 22 mm、連結板が 12 mm または 16 mm で、F10T M20 の高力ボルトを用い、ボルト行数が 1 行で、列数が片側 1 列から 5 列の継手の引張試験を行ない、継手の降伏荷重を評価している。このとき、ボルト孔のある純断面位置の継手コバ面のひずみが降伏ひずみに達した時点を経手降伏とみなし、その時点の継手引張荷重を降伏荷重としている。その結果、継手の降伏荷重は、純断面降伏の理論値よりも大きくなり、その増加量はボルト 1 本のすべり耐力の 25~46% 程度であること、継手の破断荷重は、母材純断面の破断耐力の理論値に対し 1.08~1.12 倍となる結果が得られており、継手の降伏荷重、および破断荷重は、母材純断面の降伏および破断の理論値よりも大きくなることが示されている。

秋山ら[1.13]は、フランジ部の板厚が 12 mm~16 mm で、ボルト列数が片側 2 列および 3 列の継手を含む I 桁の曲げ載荷実験を行い、引張フランジの降伏に対するボルト孔欠損部のボルト孔控除について検討している。実験の結果、引張フランジにおける降伏耐力は、ボルト孔を控除した純断面積で評価するとかなり安全側になり、断面積の割増しを考慮して純断面応力の算出に用いる有効断面積は純断面積の 1.18 倍前後となり、設計では有効断面積を純断面積の 1.1 倍として降伏耐力を評価することを提案している。

道路橋示方書[1.10]では、秋山らの研究結果[1.13]や諸外国の設計基準を参考にする形で、継手の母板、連結板の降伏照査において、ボルト孔を控除した純断面積を 1.1 倍まで割増ししてもよいと規定されている。

しかしながら、道路橋示方書の継手の設計では、すべりと降伏に対する照査が規定されているため、継手の支圧、終局挙動に関する研究は多くはない。

1.2.2 接合面の肌すきに関する研究

高力ボルト摩擦接合継手では、部材の製作誤差、組立誤差、設計上の母板の板厚差などにより、接合面に肌すきが生じる場合がある。肌すきのある継手では、接合面の密着が難しく、ボルト締付けによる材間圧縮力が連結板の曲げ抵抗により減少し、肌すきのない場合に比べてすべり耐力

が減少する。建築分野の鋼構造接合部設計指針[1.6]においては、肌すきのある場合の実験結果から、すべり耐力の低下を10%程度認めることにより、肌すきの量は1mmまで許容され、そのまま接合してもよいことになっている。しかしながら、曲げ剛性の大きい厚板の連結板を用いる場合は、肌すきが1mm以下でも密着が確保できない場合があるとの指摘もある。

主桁で板厚差がある場合、以前は図1.5(a)のように板継ぎ溶接を多用し断面変化や板厚変化をさせる設計であったが、省力化のため板継ぎ溶接を省略し、1部材1断面で各部材を作成し継手部でフィラープレートを用いて板厚差を解消して接合する方法がとられている。

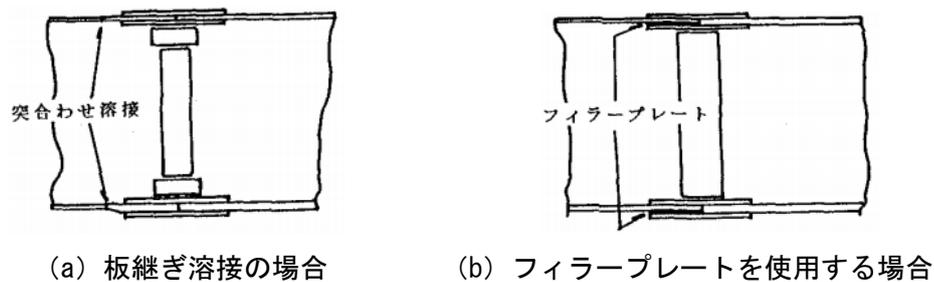


図 1.5 板厚差がある場合の継手構造の例[1.14]

檜山ら[1.15]は、I桁橋の鋼桁製作時における省力化を図るため、フィラープレートを用いた継手を主桁に適用することを目的に、厚板側母板の板厚が38mm、連結板が最大19mmの継手すべり試験を行ない、すべり係数が道路橋示方書の設計すべり係数である0.4よりも高くなることを確認している。また、継手コバ面の応力の分布から、母板側の連結板に伝達される荷重が片寄ること、フィラープレートを接合面の長さよりボルト1列分延長することで荷重の片寄りが軽減できる結果を得ている。

西川ら[1.14]は、F10TM22の高力ボルトを用い、連結板部分のボルト行数が4行、片側の列数が2列または3列で、一部のケースでは図1.6のように、ボルト1列分延長したフィラープレートを用いた継手のすべり試験を行ない、フィラープレートのない継手より、フィラープレートのある継手は、すべりが係数が低くなることを示し、その原因のひとつとして連結板に伝達される荷重の片寄りを挙げている。

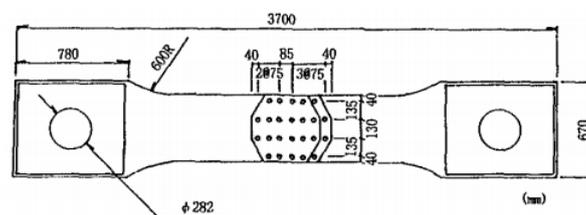
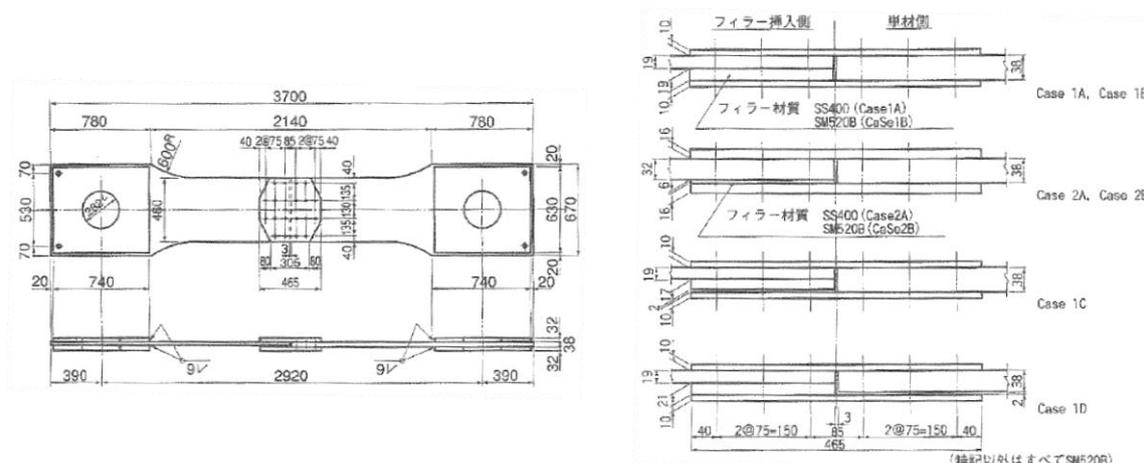


図 1.6 フィラープレートを延長したすべり試験体[1.14]

高橋ら[1.16]は、厚板側の母板厚が25mm、連結板の板厚が16mm、F10TM22の高力ボルトで、ボルト列数が片側2列の継手を対象に、フィラープレートの板厚を変化させすべり実験を行ない、その結果、フィラープレートの板厚が厚いほどすべり係数およびすべり耐力が低下する傾向を示

している。

また、寺尾ら[1.17]は、図1.7に示す厚板側の母材の板厚が38 mm、ボルト行数が4行、片側の列数が2列または3列の継手に対し、フィラープレートの鋼種および板厚を変化させたすべり試験を実施している。その結果、フィラープレートの鋼種が異なる場合でもすべり挙動には差が見られないこと、母板厚が38 mmに対してフィラープレートの板厚が19 mmと、板厚が厚い場合でも設計耐力に対して十分なすべり耐力を有することが確認している。さらに、ボルト行数が1行、列数が片側3列の継手を対象にFEM解析を実施し、肌すきが大きくなるほど、また連結板の板厚が厚くなるほど接合面に作用するボルト締付けによる接触圧が低下し、すべり耐力が低下することを示している。



(a) 試験体全体図

(b) 接合面側面図

図 1.7 フィラープレートを有するすべり試験体[1.17]

亀井[1.18]らは、片側のボルトが1行2列で、フィラープレートの板厚が最大で厚板側母板の50%となる継手を対象に、FEM解析によりすべり耐力を評価している。フィラープレートの板厚が母板の30%程度であれば、すべり耐力の低下率は5%程度であるが、50%を超えるとすべり耐力が著しく低下することを示している。

道路橋示方書[1.4]では、設計上は原則として板厚差が0となるようにフィラープレートを用いる必要があり、やむを得ない事情から板厚差が生じる場合にも、すべり係数が摩擦接合用高力ボルトの許容力の設定に適用している値以上を確保できることを確認する必要があると規定されている。また、フィラープレートの板厚は、厚い側の母材板厚の1/2程度かつ25 mm程度を限度とすることが望ましいと規定されている。

1.2.3 高力ボルト摩擦接合継手の耐力の変動に関する研究

既往の高力ボルト摩擦接合継手を対象とした信頼性評価に関する研究では、西村[1.19]は、締付ボルトの軸力測定を行い、軸力のばらつきが正規分布に従うことを示した上で、軸力のばらつきとすべり試験結果から、ボルト軸力の和とすべり荷重には比例の関係にあることを明らかにしている。また、設計ボルト軸力を割増した標準ボルト軸力について軸力の変動に着目して継手

のすべり発生確率を評価している。

皆田ら[1.20]は、F11TM20の片側のボルトが1本の継手を対象とした実験により、ボルト締付け時および引張載荷時のボルト孔周辺の主応力を示している。また、ボルト軸力の変動に着目した継手の疲労試験を実施し、ボルト軸力が176kNまでは疲労強度が向上し、それ以上では低下する傾向を示している。さらに、ボルト軸力の変動を考慮した継手の疲労破壊に関して確率的に評価し、破壊確率が 10^{-5} 程度とするにはボルト軸力の変動係数を5%以内にする必要があることを明らかにしている。

石原[1.21]はボルト軸力およびすべり係数の経時的な変化に着目して、まず、片側のボルトが1行3列の継手のすべり試験を実施し、締付け直後でも締付け後1年経過してもすべり係数がほとんど変化しないことを示している。また、実験で得られた経過時間とボルト軸力の低下率の関係を用い、2主桁橋の下フランジ部の継手に、実荷重を想定した曲げモーメントが作用する場合のすべり発生確率を評価し、その確率が 10^{-7} 程度と小さいことを示している。

亀井ら[1.22]は、ボルト軸力と母材降伏点の変動、および母板と連結板とのボルト孔の位置ずれがすべり耐力へ及ぼす影響を、FEM解析を用いたモンテカルロシミュレーションで評価し、ばらつき分布の下限でも設計すべり係数を上回ることを示している。

さらに、石原ら[1.23]は、実橋梁の継手のボルト軸力の低下と、ばらつきに着目し、ボルト列数が2列で、ボルト軸力の低下が0%と30%の場合を対象に、それぞれボルト軸力の変動係数が0%（一定）と10%のケースのI桁の継手曲げ実験を実施している。その結果、ボルト軸力の変動の有無で、継手すべり時の桁中央部の作用曲げモーメントで3~14%程度の差があり、変動係数が10%程度のボルト軸力のばらつきの影響は見いだせず、すべり耐力にさほど影響しないと結論付けている。また、FEM解析により、I桁の継手曲げ実験と同様の継手を対象に、ボルト軸力の変動係数が最大30%となる場合の曲げ載荷を再現し、変動係数が大きくなるほどすべり係数が低下するが、影響の程度は大きくないことを明らかにしている。

しかしながら、これらの研究で対象としている継手の板厚は最大でも45mm程度であり、近年増加しつつある厚板の継手を対象とした検討はみられない。

1.3 本研究の目的および構成

本研究は、高力ボルト摩擦接合継手を検討の対象構造とし、道路橋の設計体系が現在の許容応力度設計法から部分係数を用いた限界状態設計法へ移行する動きを考慮し、降伏、支圧終局の各種限界状態における継手の強度特性、および製作、組立誤差などの各種不確定要因による継手強度の変動特性を明らかにすることを目的とする。

本研究の概要を図1.8に示す。厚板の高力ボルト摩擦接合継手に関して解明すべき課題として、まず、国内の研究においてすべり耐力を扱うものが多い半面、事例が少ない降伏、支圧、終局の各種限界状態における継手の挙動を明らかにする。また、すべり係数が低下する要因である肌すきに関して、母板、連結板の曲げ剛性が高く、肌すきがある場合に接合面の密着がより不利となる厚板の継手を対象に、肌すきがすべり耐力に与える影響を明らかにする。さらに、不確定要因

による強度の変動特性の明らかにすることを目的として、すべり耐力に関連する製作上の変動がすべり耐力に与える影響を検討する。

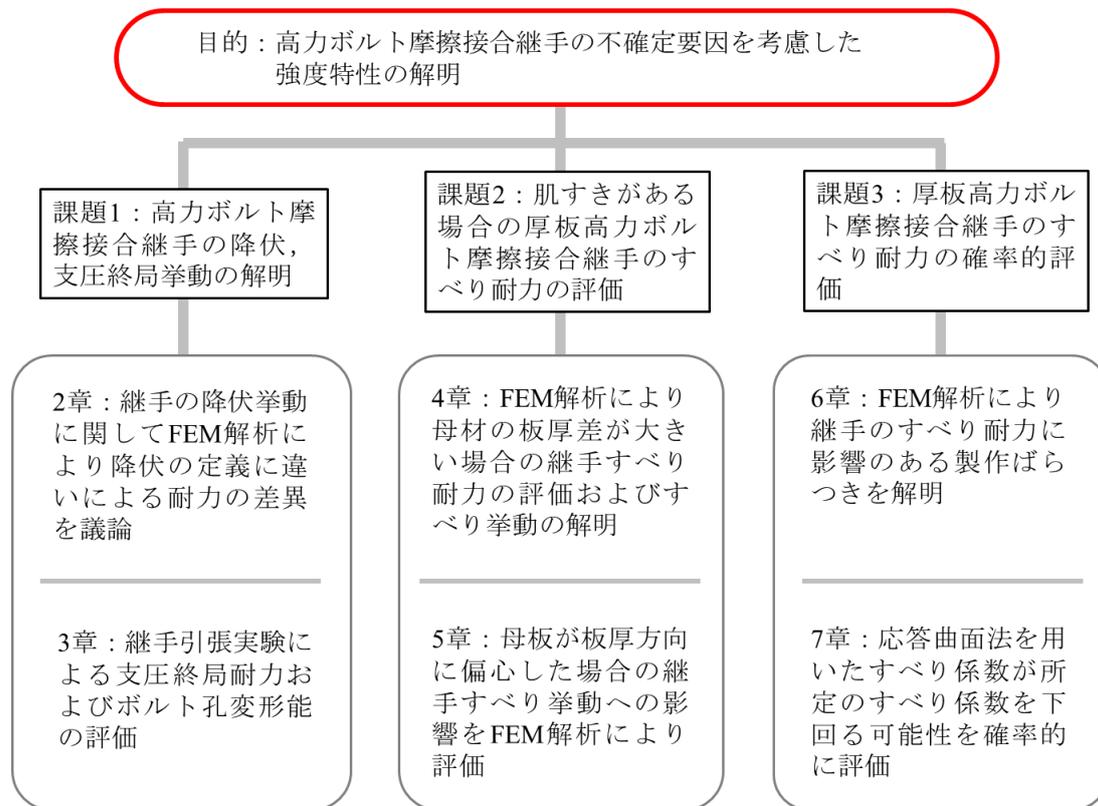


図 1.8 研究の概要

本研究は、8章より構成される。各章の概要は以下のとおりである。

第1章は、本研究の背景および既往の研究などについてまとめるとともに、本研究の目的を明確にし、各章の概要を述べる。

第2章は、高力ボルト摩擦接合継手の降伏耐力を検討の対象とし、道路橋示方書[1.4]と、建築分野の鋼構造接合部設計指針[1.6]の降伏耐力の算定の差異を整理する。さらに、厚板で降伏先行型とすべり先行型で、ボルト列数が3列から12列の継手を対象にFEM解析を行い、継手の降伏挙動と、設計で考慮している降伏状態との関連性を検討する。

第3章は、高力ボルト摩擦接合継手の支圧終局挙動について、ボルト軸力導入のあり、なし、ボルト本数、継手の板幅、縁端距離をパラメータとした継手の引張載荷実験を行ない、実験パラメータと終局耐力、ボルト孔の変形量、継手のエネルギー吸収量との関係を比較し、望ましい縁端距離について検討する。

第4章では、母板に板厚差がありフィラープレートでその板厚差を調整した継手を対象に、道路橋示方書が想定している範囲外のフィラープレートの板厚が特に厚い場合も含めFEM解析を実施し、フィラープレートがすべり挙動に及ぼす影響を検討する。また、すべり係数の低下性状に支配的なパラメータを検討し、さらにすべり係数が低下する要因を明らかにする。

第5章では、母板が板厚方向に偏心した目違いのある高力ボルト摩擦接合継手を対象に、目違いがすべり挙動に及ぼす影響をFEM解析により検討する。目違い量とボルト締付け後の残存肌す

き、また、すべり係数低下との関係などに着目して評価する。さらに、フィラープレートをはさみ、ボルト締付け時に連結板に曲げが掛からないようにした場合のすべり係数低下の軽減効果について確認する。

第 6 章では、高力ボルト摩擦接合継手の製作誤差に着目し、各種不確定要因がすべり耐力に及ぼす影響を検討する。まず、すべり耐力に関連する製作誤差を調査し、さらに、各種製作誤差がすべり耐力に及ぼす影響を、既往の実験結果や実施した FEM 解析により評価する。また、ボルト列数、すべり/降伏耐力比などすべり挙動の違いにより、すべり耐力に影響が大きい製作誤差の違いを検討する。

第 7 章では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に影響の大きい製作変動に着目し、製作変動を組み合わせた FEM 解析の結果から、重回帰分析によりすべり係数の応答曲面を求め、モンテカルロシミュレーションによりすべり係数の分布を確率的に評価し、設計すべり係数を下回る確率を検討する。

第 8 章は、最後に本研究で得られた結論、および今後の課題と展望をまとめる。

参考文献

- [1.1] 日本鋼構造協会 接合小委員会：鋼構造接合資料集成，技報堂，1977.3
- [1.2] 田島 二郎：高力ボルト摩擦接合概説，第 2 版，技報堂，1966.11
- [1.3] European committee for standardization：Eurocode 3 Design of steel structures, Part 1-8 Design of joints, EN 1993-1-8:2005, 2005.5
- [1.4] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，II 鋼橋編，2012.3
- [1.5] 土木学会 鋼構造委員会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案），鋼構造シリーズ 15，2006.12
- [1.6] 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，第 2 版，2006.3
- [1.7] American Association of State Highway and Transportation Officials：AASHTO LRFD Bridge Design Specifications, 6th edition, 2012
- [1.8] Geoffrey L. Kulak, John W. Fisher, John H. A. Struik：Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints, Second Edition, 1987
- [1.9] 中井 博，北田 俊行：鋼橋設計の基礎，初版，共立出版，1992.5
- [1.10] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，II 鋼橋編，2002.3
- [1.11] 土木研究所，大阪市立大学：高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化に関する共同研究報告書，共同研究報告書，第 428 号，2012.1
- [1.12] 辻岡 静雄，脇山 広三：多列高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力に関する実験的研究，構造工学論文集，Vol.40B, pp. 495-500, 土木学会，1994.3.
- [1.13] 秋山 寿行，西村 宣男：曲げを受ける鋼 I 桁高力ボルト継手のすべり機構と限界強度の評価，鋼構造年次論文報告集，Vol.4, pp.287-294, 日本鋼構造協会，1996.11.
- [1.14] 西川 和廣，村越 潤，佐々木 靖雄：省力化鋼 I 桁橋のフランジ現場継手部大型試験体の引張試験，土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集，I-111, pp. 220-221, 1994.9

- [1.15] 檜山 義光, 柳澤 則文, 富樫 正彦, 太田 哲司, 寺本 耕一: 鋼桁製作の省力化によるボルト継手部について, 土木学会第 48 回年次学術講演会講演概要集, VI-144, pp. 308-309, 1993.9
- [1.16] 高橋 秀幸, 宮坂 淳一: フィラープレートを有する高カボルト摩擦接合継手の耐力, 宮地技報, No. 11, pp. 147-152, 1995.12
- [1.17] 寺尾 圭史, 名取 暢: フィラーを用いた高カボルト摩擦接合継手に関する検討, 横河ブリッジ技報, No. 26, pp. 66-72, 1997.1
- [1.18] 松野 正見, 亀井 義典, 西村 宣男, 宮地 真一: フィラープレートを有する高カボルト摩擦接合引張継手の強度および荷重伝達機構に関する解析的研究, 土木学会第 53 回年次学術講演会講演概要集, I-A151, pp. 302-303, 1998.10
- [1.19] 西村 昭: 高カボルト摩擦接合のすべり荷重の統計学的考察, 土木学会論文報告集, 第 188 号, pp. 17-22, 1971.4
- [1.20] 皆田 理, 西村 昭: 高カボルト摩擦接合の孔周辺応力と疲れ強さに対する信頼性, 土木学会論文報告集, 第 263 号, pp. 1-10, 1977.7
- [1.21] 石原 靖弘: 高カボルト摩擦接合継手の信頼性, 片山技報, No. 12, pp. 18-22, 1992
- [1.22] 亀井 義典, 今田 滋則, 西村 宣男: 高カボルト摩擦接合継手の信頼性評価, 土木学会第 59 回年次学術講演会講演概要集, I-583, pp. 1163-1164, 2004.9
- [1.23] 石原 靖弘, 小林 剛, 狩野 正人, 亀井 正博, 谷平 勉: 経年による軸力低下とばらつきが高カボルト摩擦接合の終局耐力に及ぼす影響, 土木学会論文集, No. 763, VI-63, pp. 33-42, 2004.6

第2章 高力ボルト摩擦接合継手の母材純断面の降伏挙動

2.1 まえがき

近年、構造合理化を図った鋼橋の普及により、部材設計では、最小重量設計から製作、架設費を含めたコストを最小化する設計へと変化している。その結果、部材は大型化し、それらを接合する連結部も大型化している。そのため、現場連結部に用いられる高力ボルト摩擦接合継手においても厚板化や、ボルト列数の多列化に対応した設計手法の確立が求められている。平成24年に改定された道路橋示方書[2.1]では、高力ボルト摩擦接合継手における多列ボルトの列数制限の緩和とともに、8列を超える多列ボルトの場合に対して、ボルト1本あたりの許容力の低減係数が導入された。しかし、このような多列厚板高力ボルト摩擦接合継手を対象に、ボルト孔を控除した母材純断面の降伏照査については検討がなされておらず、厚板継手の降伏挙動は必ずしも明確となっていない。

高力ボルト摩擦接合継手における純断面の降伏照査は、既往の設計指針では以下のように規定されている。

道路橋示方書では、母材、連結板の降伏に対して安全に設計しなければならないとされ、引張材の純断面応力度の照査では、純幅と板厚の積で求めた純断面積を1.1倍まで割増してもよいことになっている。これは、秋山らの試験体の母板厚が12mm、かつボルト列数が2列および3列の継手を対象として検討された曲げ試験結果[2.2]を参考に規定されたものである。

一方、建築分野の鋼構造接合部設計指針[2.3]（以下、鋼構造指針という）で、継手の設計降伏耐力 P_{y2*} は、次式で規定されている。

$$P_{y2*} = F_{yield} \cdot A_n + n_r \cdot q_{by} \cdot \gamma_f \quad (2.1)$$

ここに、

- F_{yield} : 母材または添板（連結板）の降伏強さ
- A_n : ボルト孔欠損を差し引いた母材または添板の正味断面積
- n_r : 想定破断線上のボルト本数（ボルト配置が1行× n 列の場合、 $n_r=1$ ）
- q_{by} : 高力ボルト1本あたりのすべり耐力
- γ_f : 第1ボルト前面で伝わる摩擦力の割合（ $\gamma_f = 1/3$ ）

継手降伏耐力 P_{y2*} は、ボルト孔前面で伝わる摩擦力が考慮され、純断面の降伏耐力 $F_{yield} A_n$ にその摩擦力が加算されている。このボルト孔前面で伝わる摩擦力は、想定破断線上のボルトのすべり耐力 $n_r q_{by}$ の3分の1と規定されている。

このように、道路橋示方書および鋼構造指針における純断面部の降伏照査では、いずれもボルト前面での摩擦伝達を考慮し、継手の降伏耐力は純断面部の降伏耐力に摩擦伝達分を加算して求められるが、その記述に差異がみられる。

そこで、これらの継手純断面の降伏照査の規定の違いに着目し、以下の項目の検討を行う。

- 1) 道路橋示方書と鋼構造指針において、純断面降伏の照査に関する記述内容の違いによる各種降伏耐力の差を継手設計降伏耐力および母材純断面降伏耐力の視点から整理する。
- 2) 厚板多列高力ボルト摩擦接合継手を対象に、FEM 解析により、継手の降伏が進展する挙動を明らかにし、設計で考慮している各種降伏状態と実挙動との関係を整理する。

2.2 降伏時作用力／純断面力比 α_y

2.2.1 降伏時作用力／純断面力比 α_y の定義

ここでは、継手降伏耐力、つまり降伏時の継手作用力 P_y とその時点での母板純断面力 F_y の比率を降伏時作用力／純断面力比 α_y とし、式(2.2)のように定義する。 P_y と F_y の着目位置を図 2.1 に示す。なお、母板の純断面降伏耐力が連結板より低いと仮定し、母板の降伏のみに着目することとしている。

$$\alpha_y = \frac{P_y}{F_y} \quad (2.2)$$

なお、 P_y と F_y との差は、ボルト前面での接合面で摩擦伝達される荷重の考慮に相当する。 α_y の大小により、継手作用力に対するボルト前面での摩擦伝達荷重の割合がわかる。純断面設計降伏耐力 F_d は、母材降伏点 σ_y と母材純断面積 A_n との積で求められることから、 α_y を求めるときの F_y を $F_d = \sigma_y A_n$ とすることで、設計計算上で見込んであるボルト前面での摩擦伝達荷重の割合を比較することができる。

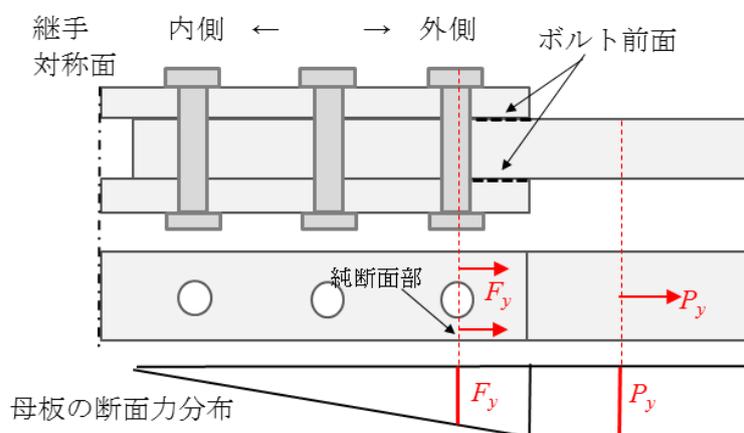


図 2.1 P_y および F_y の着目位置

2.2.2 鋼構造接合部設計指針の場合の降伏時作用力／純断面力比 α_{yA}

鋼構造指針では、純断面降伏については、式(2.1)によって降伏時の継手作用力 P_y を求めている。
1行 × n 列の継手を対象に、式(2.1)を道路橋示方書と同じ記号を用いると、

$$P_y = \sigma_y \cdot A_n + n_r \cdot v\rho_a / 3 \quad (2.3)$$

ここに、

n_r : 想定破断線上のボルト本数 (=1)

v : 安全率

ρ_a : ボルト 1本あたりの許容力 (=すべり耐力／安全率)

となる。したがって、鋼構造指針における α_{yA} は、

$$\alpha_{yA} = \frac{\sigma_y \cdot A_n + v\rho_a / 3}{\sigma_y \cdot A_n} = 1 + \frac{v\rho_a / 3}{\sigma_y \cdot A_n} \quad (2.4)$$

と書ける。ここで、式(2.4)にすべり／降伏耐力比 β

$$\beta = \frac{n \cdot \mu N}{\sigma_y \cdot A_n} = \frac{n \cdot v\rho_a}{\sigma_y \cdot A_n} \quad (2.5)$$

を代入すると

$$\alpha_{yA} = 1 + \frac{\frac{\beta \cdot \sigma_y \cdot A_n}{3}}{\sigma_y \cdot A_n} = 1 + \frac{\beta}{3n} \quad (2.6)$$

となる。

2.2.3 道路橋示方書の場合の降伏時作用力／純断面力比 α_{yB}

道路橋示方書では、純断面降伏は応力で照査される。母板純断面積を 1.1 倍に割増しする場合の照査応力 s_y は、

$$s_y = \frac{P_y}{1.1A_n} \quad (2.7)$$

ここに、

P_y : 降伏時の継手作用力

A_n : 母板の純断面積

であるから、降伏時の母板の純断面力 F_y は、

$$F_y = s_y \cdot A_n = \frac{P_y}{1.1A_n} \cdot A_n = \frac{P_y}{1.1} \quad (2.8)$$

となる。したがって、道路橋示方書における降伏時作用力／純断面力比 α_{yB} は、

$$\alpha_{yB} = \frac{P_y}{F_y} = \frac{P_y}{\frac{P_y}{1.1}} = 1.1 \quad (2.9)$$

となる。

2.2.4 降伏時作用力／純断面力比 α_{yA} と α_{yB} との比較

継手のボルト列数が変化した場合の道路橋示方書の降伏時作用力／純断面力比 α_{yB} と鋼構造指針の降伏時作用力／純断面力比 α_{yA} とを比較して、表 2.1 および図 2.2 に示す。なお、 α_{yA} は、すべり/降伏耐力比 β でも変化するため、 β が 1.0, 1.2, 1.4 の場合を示している。

表 2.1 α_{yA} と α_{yB} の比較

ボルト列数 n	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
道示 α_{yB}	1.10											
鋼構造指針 α_{yA}	$\beta=1.0$	1.17	1.11	1.08	1.07	1.06	1.05	1.04	1.04	1.03	1.03	1.03
	$\beta=1.2$	1.20	1.13	1.10	1.08	1.07	1.06	1.05	1.04	1.04	1.04	1.03
	$\beta=1.4$	1.23	1.16	1.12	1.09	1.08	1.07	1.06	1.05	1.05	1.04	1.04

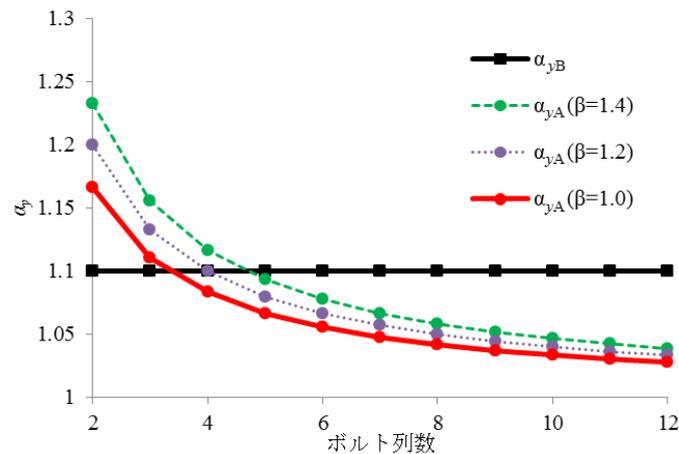


図 2.2 α_{yA} , α_{yB} とボルト列数

図 2.2 より，道路橋示方書の α_{yB} が，ボルト列数が変化しても 1.1 と一定であるのに対して，鋼構造指針の α_{yA} は，ボルト列数が多いほど，また β が小さいほど値が小さくなっている． β が 1.2 でボルト列数が 4 列の場合は， α_{yA} と α_{yB} とも同じ 1.1 となっている．4 列より多列の場合は α_{yB} より α_{yA} の方が小さく，鋼構造指針の方がボルト前面での摩擦伝達を小さく見込んでおり，4 列未満では鋼構造指針が大きく見込んでいると解釈できる．

2.3 解析手法および解析ケース

前節で述べたように，道路橋示方書における α_{yB} と鋼構造指針における α_{yA} は，ボルト列数の増加に伴い，異なっていることが示された．ここでは，厚板多列高力ボルト摩擦接合継手を対象とした FEM 解析を行い，降伏時作用力／純断面力比 α_y について整理し，継手の降伏挙動を明らかにする．なお，有限要素解析プログラムは Abaqus/Standard [2.4] を用いた．

2.3.1 解析モデル

解析モデルは文献 [2.5] を参考に，すべり耐力試験の試験体 [2.6] の 8 分の 1 モデルとしている．モデル化範囲と形状および要素分割の例を図 2.3 に示す．母板，連結板，およびボルト頭部と座金には，解析精度および計算時間を考慮して，8 節点ソリッド低減積分要素を，ボルト軸部の一部には 6 節点ソリッド完全積分要素をそれぞれ使用した．

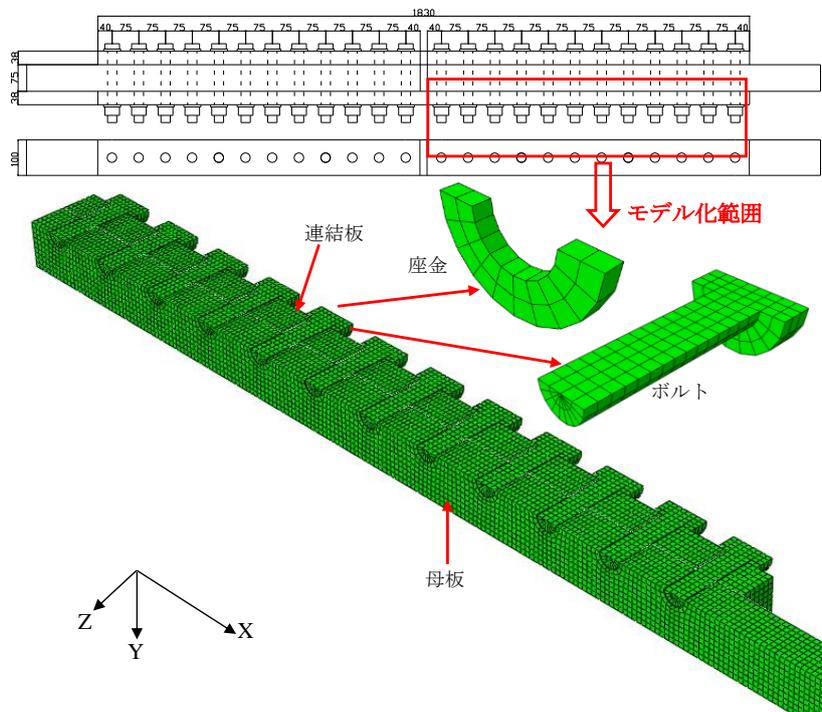


図 2.3 モデル化範囲と形状および要素分割の例 (75mm-12-1.2)

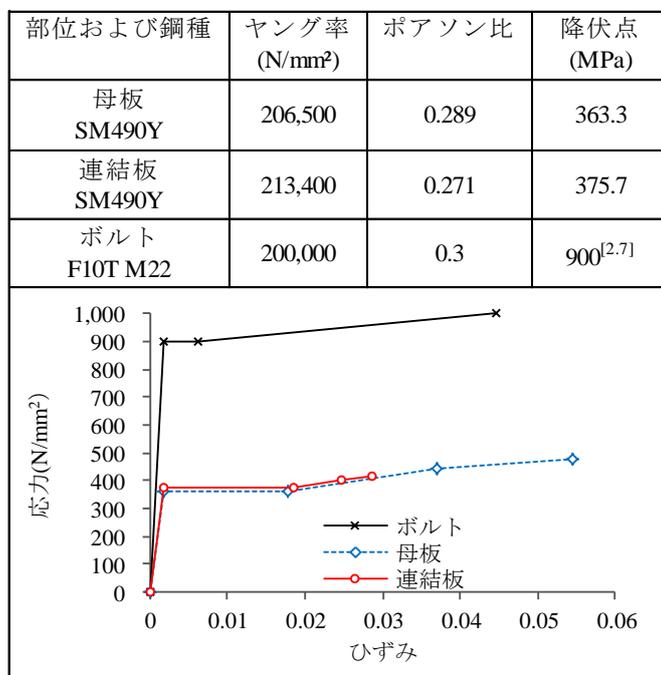
母板、連結板の接合面や、ボルト孔壁とボルト軸部、座金と連結板などの相互に接触する可能性のあるすべての組合せに対して、ペナルティ法を用いたサーフェス-サーフェスによる接触を考慮した境界条件を設定している。また、この接触には、等方性クーロン摩擦を用い、接触する部品のすべりと摩擦力の発生を再現している。本解析の目的はすべり荷重の評価であることから、すべり発生以降の動摩擦状態には静止摩擦と同じ摩擦係数を用い、接合面の摩擦係数は、文献[2.5]と同じ0.5を設定した。

計算手順については、まずボルト締付けに相当するボルト軸力を与えている。ここでは、ボルト軸力の締付け順が他のボルト軸力に及ぼす影響がほとんどない[2.6]ことから、すべてのボルトに対し同時にボルト軸力を与えている。ボルト軸力は、ボルト軸部の対称面に強制変位を与え導入している。なお、強制変位は、解析のインクリメントごとに線形で増加させている。

次に、すべり試験時の引張荷重に相当する荷重を、母板の端面に、強制変位によって与えている。強制変位は線形で増加させることとし、すべり発生後、ボルト軸とボルト孔が接触するまで計算している。

本解析で用いた材料特性を表2.2に示す。母板と連結板の材料特性は、すべり耐力試験の際に行った材料強度試験結果[2.6]に基づいている。ボルトと座金の降伏応力は公称値[2.7]とし、降伏後の2次勾配はヤング率の100分の1に設定している。本解析では、まず、設計ボルト軸力に相当する強制変位をボルト軸部対称面にそれぞれ与え、所定の引張軸力を導入した。その後、引張荷重を作用させるため、母板の荷重方向外側の端面に一樣に強制変位を与えた。

表 2.2 解析で用いた材料特性



2.3.2 解析ケース

表2.3に解析ケースを示す。解析ケース名は、母板厚、ボルト列数、すべり/降伏耐力比 β を順に示している。ここでは、母板厚が板厚75mmの厚板の継手を対象とし、ボルト列数を3列、8

列，12列と変化させた．また，降伏先行型 ($\beta=1.2$) の場合に加え，文献[2.8]との比較を行うため，すべり先行型 ($\beta=0.24, 0.57$) のケースも設定した．

表 2.3 解析ケースの諸元

解析ケース	降伏先行型			すべり先行型		
	75mm-3 -1.2	75mm-8 -1.2	75mm-12 -1.2	75mm-3 -0.24	75mm-8 -0.57	75mm-12 -0.57
ボルト列数	3	8	12	3	8	12
母板厚(mm)	75					
連結板厚(mm)	38					
板幅(mm)	43	75	100	120	120	190
すべり/降伏耐力比 β	1.20			0.24	0.57	
純断面の降伏荷重 F_y (kN)	504	1,376	2,057	2,602	2,877	4,510

2.4 解析結果および考察

2.4.1 降伏荷重

降伏先行型の解析結果のまとめを表 2.4 に示す．なお，表 2.5 に示すように降伏判定基準 1~3 を設定し，それぞれの降伏時継手作用力を P_{y1} , P_{y2} , P_{y3} と定義した．なお， F_{y1} , F_{y2} , F_{y3} は，それぞれの降伏時点の母板純断面力である．なお，純断面力は，母板純断面部に生じる載荷方向応力を積分して求めたものである．また， α_{y1} , α_{y2} , α_{y3} は，降伏時継手作用力を純断面設計降伏耐力 $F_d = \sigma_y A_n$ で除した降伏時作用力/純断面力比である．

降伏判定基準 1 は，道路橋示方書の純断面降伏の照査規定を参考に，継手作用力 P が純断面設計降伏耐力 $F_d = \sigma_y A_n$ の 1.1 倍に達した時点，つまり $P = 1.1 F_d = 1.1 \sigma_y A_n$ の時点を降伏とする．降伏判定基準 2 は，鋼構造指針の継手降伏耐力が純断面の降伏耐力とボルト前面で摩擦伝達される荷重の合計であることから，純断面力 F が，純断面の設計降伏耐力 F_d に達した時点，つまり $F = F_d = \sigma_y A_n$ の時点を降伏とする．また，降伏判定基準 3 は，道路橋示方書の純断面降伏の照査規定で引用されている文献[2.2]や類似の研究[2.9]と同じく，図 2.4 に示す母板側面（コバ面）の純断面位置のひずみ ε が降伏ひずみ ε_y に達した時点を降伏とする．

表 2.4 主な解析結果

解析ケース	降伏先行型		
	75mm-3 -1.2	75mm-8 -1.2	75mm-12 -1.2
導入軸力(kN)	204	205	204
F_{y1} (kN)	481	1,445	2,202
F_{y2} (kN) = F_d	504	1,376	2,057
F_{y3} (kN)	573	1,498	2,194
P_{y1} (kN)	554	1,514	2,263
P_{y2} (kN)	573	1,440	2,120
P_{y3} (kN)	632	1,556	2,255
$P_{y2} - F_{y2}$ (kN)	69	64	63
$\alpha_{y1} = P_{y1}/F_d$	1.10	1.10	1.10
$\alpha_{y2} = P_{y2}/F_d$	1.14	1.05	1.03
$\alpha_{y3} = P_{y3}/F_d$	1.25	1.13	1.10

※ F_d は，純断面設計降伏耐力 ($=\sigma_y A_n$)

表 2.5 解析で定義した降伏判定基準

降伏判定基準	降伏時作用力／断面力比	純断面設計降伏耐力	継手作用力	純断面力	コバ面ひずみ	備考
1	α_{y1} $=P_{y1}/F_d$	$F_d = \sigma_y A_n$	P_{y1} $= 1.1 \sigma_y A_n$	F_{y1}	—	道示相当
2	α_{y2} $=P_{y2}/F_d$		P_{y2}	F_{y2} $= \sigma_y A_n$	—	鋼構造指針相当
3	α_{y3} $=P_{y3}/F_d$		P_{y3}	F_{y3}	$\underline{\varepsilon} = \varepsilon_y$	道示の参考文献の実験相当

σ_y : 降伏点
 ε_y : 降伏ひずみ
 A_n : 純断面積
 黄色下線部 : 降伏判定基準 (条件式を満たした時点以降を降伏とみなす)

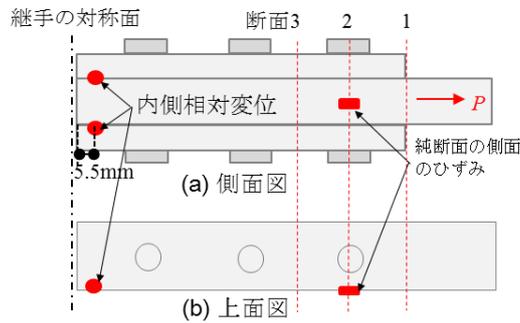


図 2.4 内側相対変位および側面のひずみの位置

図 2.5 に道路橋示方書の α_{yB} と、鋼構造指針の α_{yA} 、および解析結果との比較を示す。

α_{y2} と α_{y3} は、ボルト列数が多いほど低下する傾向にある。また、いずれのボルト本数とも、降伏判定基準が異なると、降伏時作用力／純断面力比 α_y も異なる。対して、降伏判定基準 1 の定義から、 α_{y1} は当然ながら 1.1 と一定となる。

鋼構造指針の α_{yA} と解析結果の α_{y2} 、および道路橋示方書の α_{yB} と、解析結果の α_{y1} とがよく一致している。一方、解析結果の α_{y3} は、列数が少ない場合、道路橋示方書の $\alpha_{yB} = 1.1$ よりも高くなるが、値の小さくなる多列の 12 列でも α_{yB} とほぼ同じである。

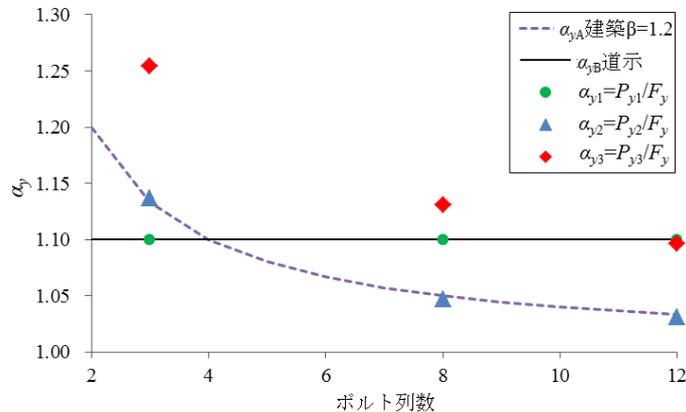


図 2.5 解析結果と設計指針の降伏時作用力／断面力比の比較

図 2.6 に、純断面設計降伏耐力 ($F_d = \sigma_y A_n$) で無次元化した継手作用力 (P_y) と純断面力 (F_y) の関係を示す。

いずれの降伏判定基準とも、ボルト列数が多いほど、降伏時の継手作用力 P_y (グラフの塗りつぶし部と斜線部の合計) に対するボルト前面の摩擦伝達 (グラフの斜線部分) の割合は少なくなっている。つまり、降伏判定基準によらず、ボルト列数が多いほど、降伏時の継手作用力に対するボルト前面で摩擦伝達される荷重の割合が小さくなることを示している。このことは、すべり / 降伏耐力比 β を一定としたため、ボルト列数が多いほど降伏耐力が高くなる一方で、表 2.4 に示したように降伏判定基準 2 の時点でのボルト前面で摩擦伝達される荷重 ($P_{y2} - F_{y2}$) は、ボルト列数が多くなるにつれ若干低くなるもののほぼ等しいためである。なお、この摩擦伝達される荷重 ($P_{y2} - F_{y2}$) は、鋼構造指針に示されている想定破断線上のボルトの摩擦耐力の 3 分の 1 (68kN) とほぼ同じである。

降伏判定基準 2 の場合、その定義より、無次元化した F_{y2} が 1.0 となる。また、降伏判定基準 1 の場合はボルト列数が 3 列の場合を除き、降伏判定基準 3 の場合はいずれのボルト列数とも、降伏時の純断面力 F_y が純断面設計降伏耐力 $\sigma_y A_n$ よりも上回る。これは、純断面部のボルト孔付近の応力集中およびひずみ硬化の影響と考えられる。一方、降伏判定基準 1 でボルト列数が 3 列の場合、 F_{y1} が $\sigma_y A_n$ を下回り、この降伏判定基準では、設計上純断面降伏耐力を低く見積もることになる。

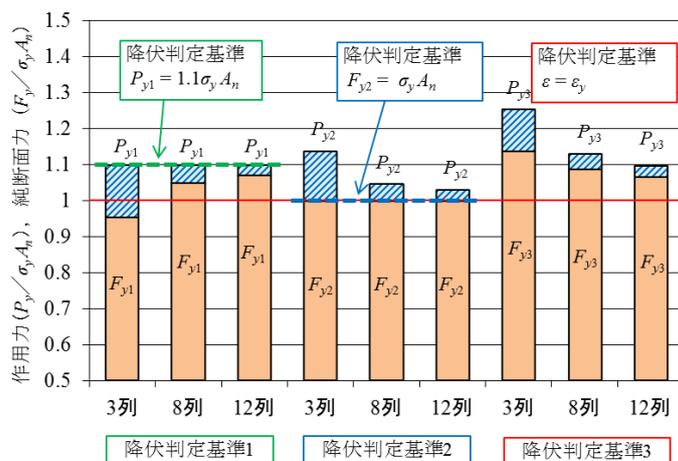


図 2.6 継手作用力と純断面設計降伏耐力 ($\sigma_y A_n$) との比較

2.4.2 降伏定義と降伏挙動との関係

継手作用力と母板、連結板間の内側相対変位との関係を図 2.7 に示す。また、図 2.8 には継手作用力と継手側面のひずみの関係を示す。なお、内側相対変位とひずみの着目位置は図 2.4 に示している。

図 2.7 において降伏判定基準 1 の P_{y1} および F_{y1} は、継手作用力 (黒実線) と純断面設計降伏耐力 $F_d = \sigma_y A_n$ の 1.1 倍 (点線) との交点で決定される。降伏判定基準 2 の P_{y2} および F_{y2} は、純断面力の (灰色実線) と純断面設計降伏耐力 $\sigma_y A_n$ (破線) との交点で決定される。また、降伏判定基準 3 の P_{y3} および F_{y3} は、図 2.8 において継手側面のひずみが降伏ひずみ ϵ_y である縦の点線に達した時点で決定される。図 2.7 にもその時点を示している。

また、図 2.9 に降伏時点の母板外側ボルト付近におけるミーゼス応力 [2.10] のコンター図を示す。なお、各ケースとも降伏判定基準を満足した順（降伏発生順）に並べている。

降伏判定基準 2 では、図 2.7 より、いずれの解析ケースとも相対変位が 0.2mm 程度となっている。また、図 2.9 より、 $P=P_{y2}$ の時点では、純断面部はほとんど降伏していないことがわかる。ボルト孔付近では、荷重方向には応力集中が生じるものの、ボルト軸方向に発生する応力との組み合わせの結果、ミーゼス応力が小さくなり降伏応力には達していないものと考えられる。

降伏判定基準 3 では、図 2.7 より、いずれのケースとも P_{y2} より後に発生しており、その時点の相対変位は 1.4mm 程度である。図 2.8 から、降伏ひずみ時点での継手作用力がほぼ横ばいになり、純断面がほぼ全体にわたり降伏していることが推定され、図 2.9 の応力分布からも、全断面が降伏している状況を確認できる。

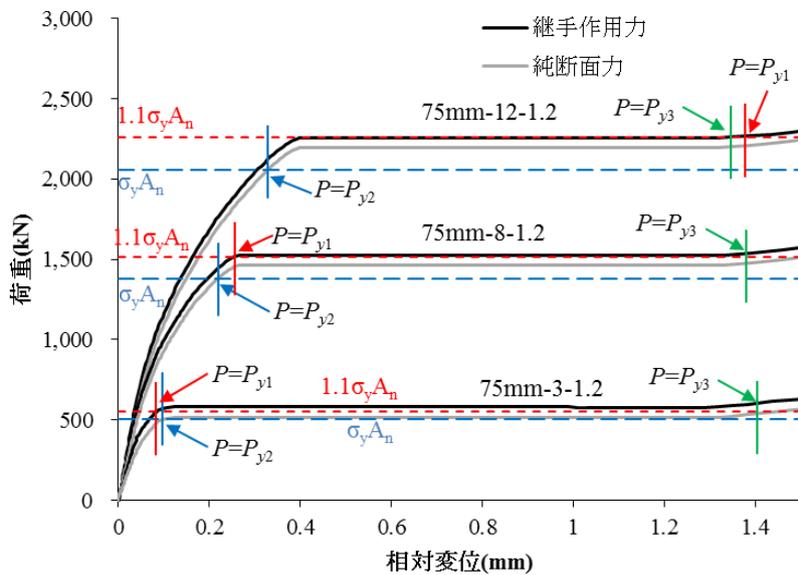


図 2.7 荷重—相対変位関係

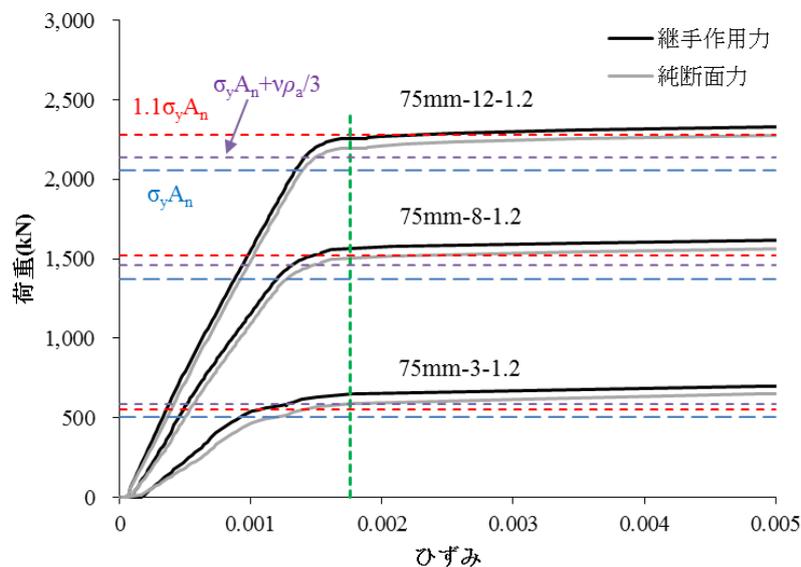


図 2.8 荷重—ひずみ関係

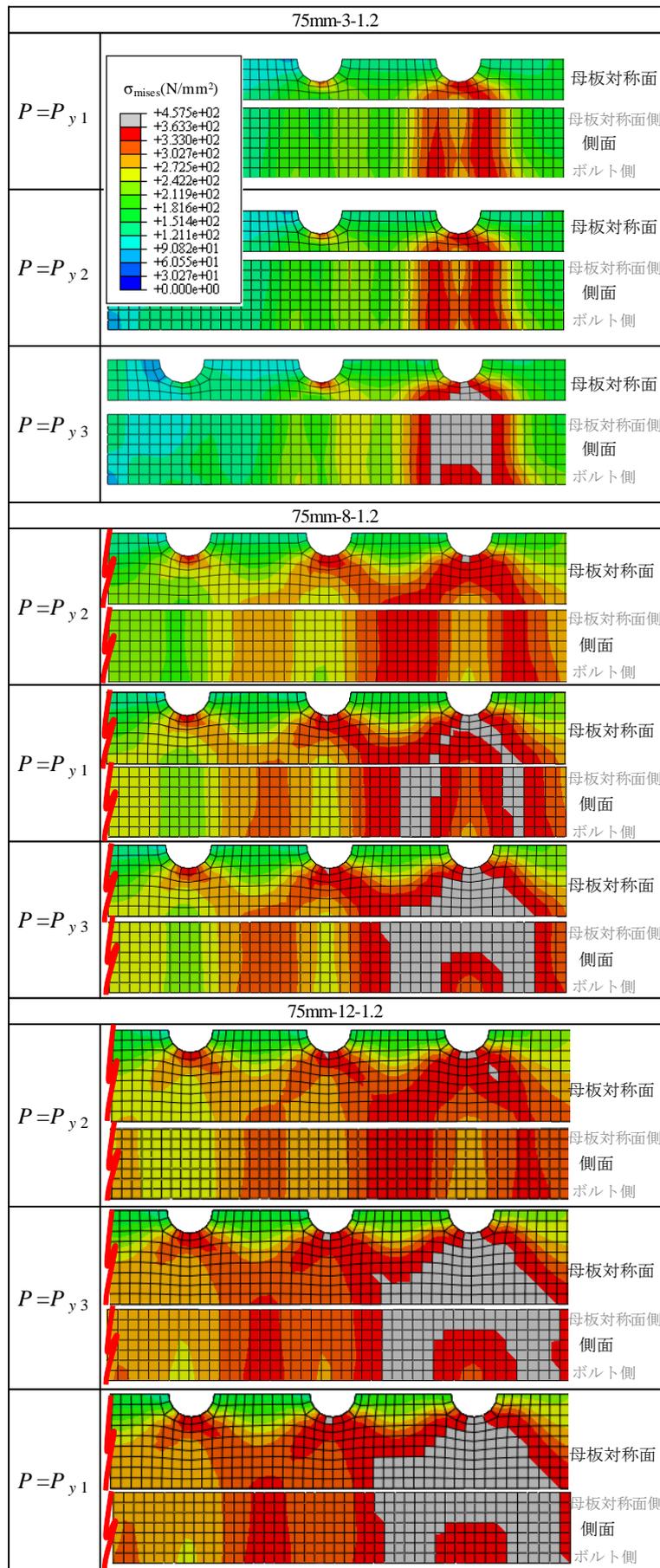


図 2.9 降伏時の母板のミーゼス応力分布（外側のボルト 3 列部分）

図 2.7 からわかるように、ボルト列数により降伏判定基準 1~3 の発生順序が異なる。 $1.1\sigma_y A_n$ (点線) と、 $\sigma_y A_n$ (破線) との差がボルト列数に応じて異なるのに対し、解析結果の継手作用力 (黒実線) と純断面力 (灰色実線) の差は、ボルト列数が異なってもほぼ同じである。つまり、それぞれの降伏判定基準で仮定しているボルト前面で摩擦伝達される荷重の割合と解析結果が異なり、その結果、ボルト列数によって降伏発生の順序が異なるためと考えられる。

また、表 2.4 に示している降伏判定基準 2 では、ボルト前面で摩擦伝達される荷重 ($P_{y2} - F_{y2}$) が、ボルト列数が多いほど小さくなっている。また、図 2.7 より、ボルト列数が多いほど、グラフが水平となる接合面のすべり進展時の荷重よりも P_{y2} の荷重の方がより低い。したがって、ボルト列数が多いほど P_{y2} 時におけるボルト 1 本当りの摩擦伝達荷重は低く、その結果、ボルト前面で伝達される荷重も低くなったと考えられる。

2.4.3 解析結果と既往研究との比較

本章で得られた解析結果と文献[2.8, 2.9]の継手引張試験結果との比較を図 2.10 に示す。図の横軸はすべり/降伏耐力比 β である。縦軸は、すべり先行型ではすべり荷重 P_{SL} を、降伏先行型では降伏時の継手作用力 P_{y2} , P_{y3} の値を純断面設計降伏耐力 ($F_d = \sigma_y A_n$) で無次元化した値である。なお、文献[2.8]の降伏耐力は純断面位置のコバ面のひずみが降伏ひずみに達した時点以降を降伏としたものであり、文献[2.9]は降伏耐力の記載がないため、すべり荷重を示している。

すべり先行型の場合では、既往の試験結果とほぼ同じ結果が得られた。降伏先行型の場合、 α_{y3} は文献[2.8]の試験結果とほぼ同じであった。一方、 α_{y2} は解析結果の α_{y3} よりも小さく、また、試験結果より 3~10%程度小さいことから、解析では降伏荷重を低く評価している。なお、文献[2.9]の結果が、解析結果や文献[2.8]の試験結果よりも高い。これは、対象が降伏先行型の継手であり、降伏発生後にすべりが発生したと推測され、すべり荷重で評価したことによって α_y の値 (黒丸●) が大きいためと考えられる。

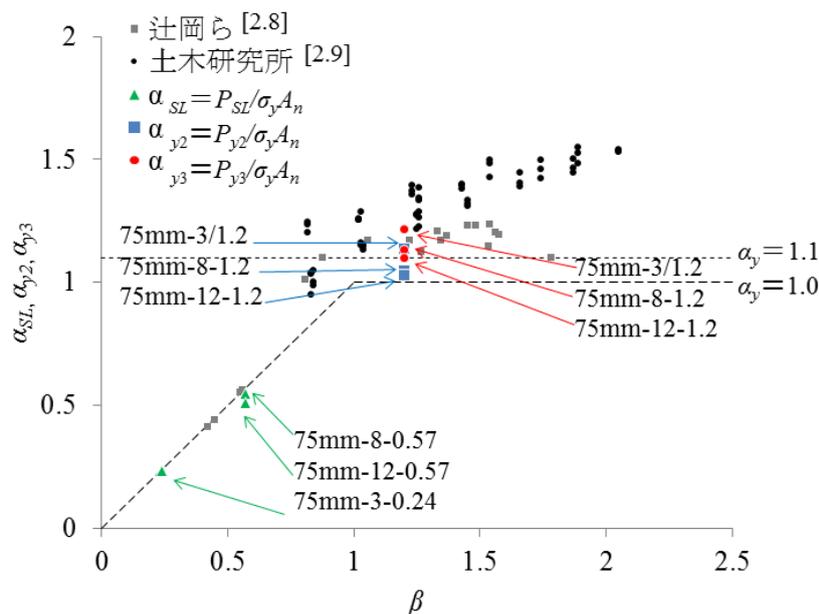


図 2.10 解析結果と既往研究の比較

2.5 まとめ

本章では、高力ボルト摩擦接合継手の降伏挙動を検討の対象とし、道路橋示方書と、建築分野の鋼構造接合部設計指針の降伏耐力の算定の違いを整理した。さらに、厚板で、ボルト列数が3列から12列の継手を対象にFEM解析を行い、継手の降伏挙動と、設計で考慮している降伏状態との関連性を検討した。得られた主な結論を以下にまとめる。

- 1) 継手の降伏時点における継手作用力と、純断面力の比を降伏時作用力／純断面力比 α_y と定義し、 α_y を用いて道路橋示方書と鋼構造接合部設計指針それぞれの降伏照査方法を整理した。その結果、前者の α_{yB} はボルト前面での摩擦伝達の割合がボルト列数、およびすべり／降伏耐力比 β にかかわらず一定であるが、後者の α_{yA} は β が低いほど、また、ボルト列数が多いほど小さくなり、両者に差があることを示した。
- 2) 設計基準や既往の研究を参考に、降伏判定基準1から3の3つの降伏判定基準を設定し、解析結果を評価した。降伏判定基準1は継手作用力が純断面設計降伏耐力 ($F_d = \sigma_y A_n$) の1.1倍に達した時点、降伏判定基準2は純断面力が純断面降伏耐力 (F_d) に達した時点、降伏判定基準3は継手側面のひずみが降伏ひずみ ε_y に達した時点とした。その結果、降伏判定基準1の降伏時作用力／断面力比 α_{y1} は、いずれのケースとも1.1と一定となったが、 α_{y2} と α_{y3} は、ボルト列数が多いほど低下する傾向となった。また、いずれのボルト本数とも、降伏判定基準が異なれば、降伏時作用力／純断面力比 α_y が異なった。
- 3) 鋼構造指針の α_{yA} と解析結果の α_{y2} 、および道路橋示方書の α_{yB} と、解析結果の α_{y1} とがよく一致している。一方、解析結果の α_{y3} は、列数が少ない場合、道路橋示方書の $\alpha_{yB} = 1.1$ よりも高くなるが、値の小さくなる多列の12列でも α_{yB} とほぼ同じである。
- 4) 降伏判定基準2の α_{y2} と降伏判定基準3の α_{y3} は、ボルト列数が多いほど低下する傾向にあることを示した。
- 5) 解析結果のミーゼス応力分布から、継手作用力が降伏判定基準2の時点では純断面部はほとんど降伏応力に達しておらず、降伏判定基準3の時点ではほぼ全体にわたり降伏していることを確認した。
- 6) 解析結果と既往の継手すべり試験結果との比較から、解析結果の α_{y3} は試験とほぼ同等の結果が得られた。また、 α_{y2} で評価することで安全側の評価を与えることを確認した。

参考文献

- [2.1] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，II 鋼橋編，2012.3
- [2.2] 秋山 寿行，西村 宣男：曲げを受ける鋼 I 桁高力ボルト継手のすべり機構と限界強度の評価，鋼構造年次論文報告集，Vol.4，pp. 287-294，日本鋼構造協会，1996.11
- [2.3] 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，第2版，2006.3
- [2.4] Dassault Systemes: Abaqus 6.9ja オンラインドキュメンテーション，2009.8
- [2.5] 彭 雪，山口 隆司，高井 俊和，村越 潤，澤田 守：厚板多列高力ボルト摩擦接合継手の構造諸元がすべり挙動に与える影響に関する解析的研究，土木学会論文集，Vol. 69，No.

- 3, pp.452-466, 2013.9
- [2.6] 土木研究所, 大阪市立大学: 高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化に関する共同研究報告書, 共同研究報告書第 428 号, 2012.1
- [2.7] 日本規格協会: JIS B 1186, 摩擦接合用高力六角ボルト・六角ナット, 平座金のセット, 1995
- [2.8] 辻岡 静雄, 脇山 広三: 多列高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol. 40B, pp. 495-500, 土木学会, 1994.3
- [2.9] 建設省土木研究所 構造橋梁部 橋梁研究室: 高力ボルト摩擦接合継手に関する試験調査, (I) 引張荷重を受ける継手のすべり耐力, 土木研究所資料第 1871 号, 1982.9
- [2.10] 富田 佳宏: 弾塑性力学の基礎と応用, 森北出版, 1995.9

第3章 高力ボルト継手のボルト孔変形に着目した支圧および終局挙動

3.1 まえがき

鋼橋では、高力ボルト継手は摩擦接合として多用されている。わが国の摩擦接合継手では、すべり荷重を限界荷重としているため、ボルト1本当たりの限界荷重は比較的強く抑えられるが、継手部の特異な変形を考慮せずに設計することができる。

現在のわが国では、これまでに建設した膨大な橋梁を時代の要求に合わせて維持管理し、必要な橋梁を建設しなければならない。ことに東日本大震災後、強大な地震や津波などのいわゆる想定外の作用を考えたリスク最小化の課題が浮上している。そのため、部材で要求される事項を再度確認し、その要求される事項に応じて部材に求める性能を見直していくことは有意義と考えられる。

本章では、基礎的な視点から継手の持つ性能を整理することを目的として、すべり発生後のボルト孔周辺の母材の支圧、引張、せん断変形および破断に着目した高力ボルト継手の載荷実験を行い、すべり後の終局挙動に関して検討を行った。なお、実験結果については、ボルトに軸力を入れた場合を文献[3.1]に、軸力を入れていない場合を文献[3.2]に示されているものであり、ここでは、摩擦伝達の有無の比較として、軸力を入れた場合と入れていない場合を対象にそれぞれの終局挙動を耐力、変形能およびエネルギー吸収能の観点から比較検討する。

3.2 引張載荷実験

3.2.1 試験体の基本計画

本章で着目しているすべり後の耐荷性能には、ボルト軸のせん断およびボルト孔壁の支圧で特徴づけられるせん断支圧による力の伝達機構が大きく影響する。そのため、支圧接合の規定を参考に、この耐荷性能の評価を行うことが考えられる。しかしながら、支圧接合では、降伏点に対して安全となるように支圧応力が照査されるため、この支圧応力に対する許容値が強く抑えられている。そのため、降伏すなわち継手部での特異な変形を許した場合として、この支圧応力の照査を行うべきと考えた。そこで、その基礎データを収集することとし、現行の支圧接合の規定に従うと継手の許容値が支圧応力に対する許容値により終局強度が抑えられる薄板を対象とした。

ボルト本数については、基礎的な視点からすべり後の支圧状態の挙動を明らかにすることを目的に、片側を1本とした場合を中心に、2本も対象として試験体を計画した。

3.2.2 試験体

片側のボルト本数が1本のケースでは、板幅120 mmのケースに対して、縁端距離が40, 50, 60, 70 mmの4種類を、板幅80 mmのケースに対して、縁端距離が40 mmと60 mmの2種類を

設定し、試験体を製作した。母材、連結板とも、板厚が 9 mm の SS400 材を使用した。その材料特性を表 3.1 に示す。ボルト本数が 2 本のケースでは、板幅 120 mm のケースのみとし、縁端距離は 40 mm と 60 mm の 2 種類とした。合計 8 タイプの試験体は、軸力の影響を考慮するため、軸力を入れた試験体を各 3 体、軸力を入れない試験体を各 2 体準備した。試験体の各パラメータの組み合わせと試験体数を表 3.2 に示す。板の表面は厚膜型無機ジンクリッチペイントを、道路橋示方書の基準を満足するように塗装した。ボルトは F10R M22 を使用し、孔径は $\phi 24.5 \sim 24.7$ mm の範囲内となるようドリルで加工し、孔面取り用グラインダーで仕上げた。軸力を入れた試験体の目標軸力は、道路橋示方書の摩擦接合で定められている設計軸力 205 kN とした。軸力はボルトの頭部に貼付したひずみゲージでキャリブレーションを行って決定したトルクで締付け管理した。なお、軸力を入れない試験体のボルト締付けは、手締めとした。

表 3.1 鋼板の材料特性（ミルシート）

降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)
301	439	30

表 3.2 試験体数とパラメータ

ボルト 軸力	板幅 B (mm)	ボルト本数 (本)	縁端距離 e (mm)			
			40	50	60	70
あり	80	1	3	-	3	-
		2	3	3	3	3
	120	1	3	-	3	-
なし	80	1	2	-	2	-
		2	2	2	2	2
	120	1	2	-	2	-

3.2.3 実験手順

(1) 軸力を入れた試験体

高力ボルト締付け完了後、速やかに、写真-3.1 のように試験体を万能試験機に設置し、母材が破断するまで引張荷重を行い、すべり荷重とすべり発生以降の最大荷重を調べた。

また、各ケースで 3 体の試験体のうち 1 体は、すべり発生後の支圧状態の挙動を把握するため、すべり時における荷重低下時の変位の計測を行った。

荷重試験終了後、試験体を解体し、試験後の変状を観察し、破断位置の確認と写真-3.2 のように荷重方向の非破断側ボルト孔径の計測を行った。

すべり後の比較的大きな連結板と母材のずれを把握するため相対変位を測定した。その方法は、**写真-3.3**に示すように、ボルトの中心位置にあたる試験体のコバ面に载荷前にあらかじめ基準線を引き、そのずれ量を目盛り 0.5 mm のスケールで計測することとした。

(2) 軸力を入れない試験体

ボルト孔壁にはたらく支圧応力度 σ_{bear} が母材降伏点の 17%程度と、降伏に対し十分に低い 10 kN 程度まで载荷を行い、この段階で**写真-3.3**の基準線を引いた。

その後の引張荷重の载荷と計測は、軸力を入れた試験体と同様にした。



写真-3.1 試験状況



写真-3.2 試験後の孔径
の計測

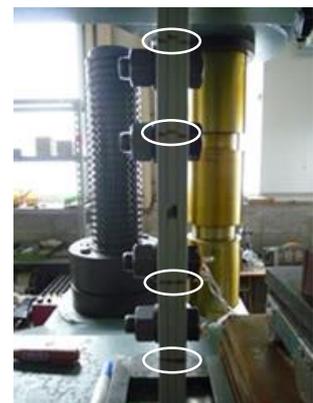


写真-3.3 相対変位計
測用基準線

3.3 実験結果と考察

3.3.1 試験結果

(1) 軸力を入れた試験体

すべり荷重、終局耐力および変形後の非破断側のボルト孔径（長径）について 3 体の平均値を表 3.3 に示す。なお、最左列に示した試験体タイプの名称は、左から板幅－縁端の長さ－ボルト本数を表している。本実験でいう終局耐力とは、すべり発生以降での最大荷重としている。終局荷重の欄の網掛けは、すべり後の最大荷重がすべり荷重を下回っていることを示している。また、破断位置の縁端と純断面は、**図 3.1**に示した部位を指している。破断部位は、各ケースの 3 体とも同じであった。

引張荷重－相対変位関係を**図 3.2**～**図 3.5**に示す。図中の数値は、すべり荷重と、すべり直後の極小値であり、「上」と「下」は、载荷試験において、試験体のボルト位置の上側と下側を示している。

表 3.3 試験結果（軸力あり・3体平均）

試験体	すべり荷重 (kN)	終局耐力 (kN)	破断位置	非破断側の ボルト孔径 (mm)	
				内側	外側
80-40-1	181	180	縁端	34.8	
80-60-1	181	227	純断面	39.4	
120-40-1	202	184	縁端	27.4	
120-50-1	200	218	縁端	33.6	
120-60-1	206	259	縁端	42.4	
120-70-1	198	289	縁端	44.7	
				内側	外側
120-40-2	299	364	純断面	29.5	42.1
120-60-2	301	386	純断面	26.8	36.8

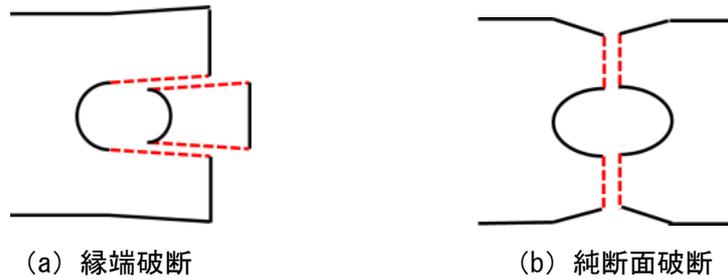


図 3.1 破断部位の例

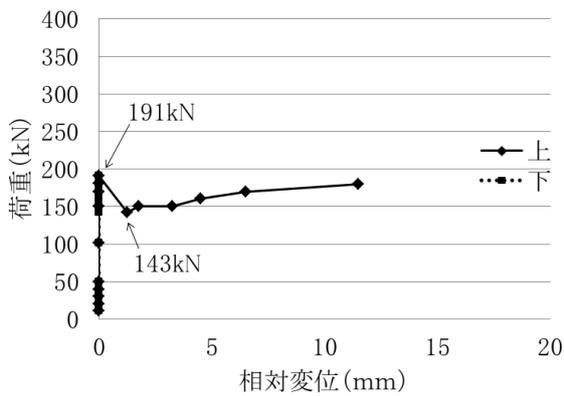


図 3.2 荷重—相対変位曲線（120-40-1）

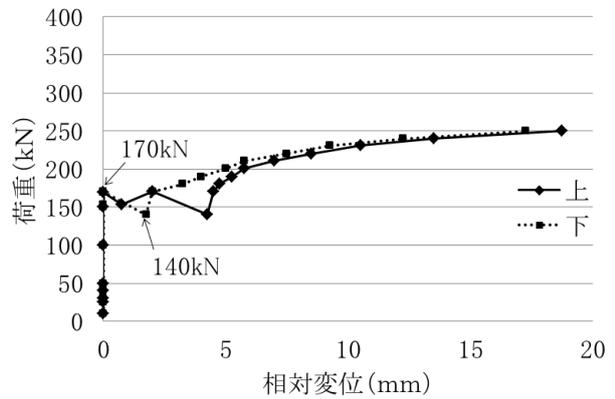


図 3.3 荷重—相対変位曲線（120-60-1）

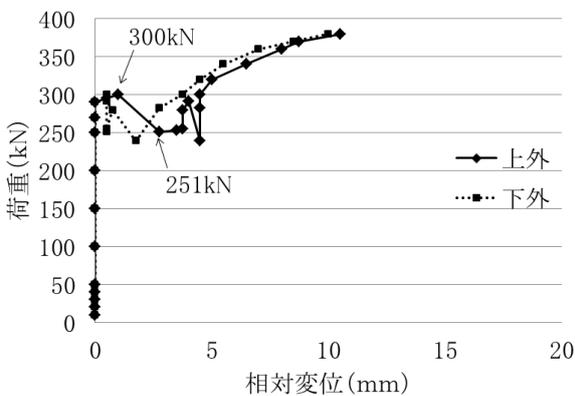


図 3.4 荷重—相対変位曲線（120-60-2 外側）

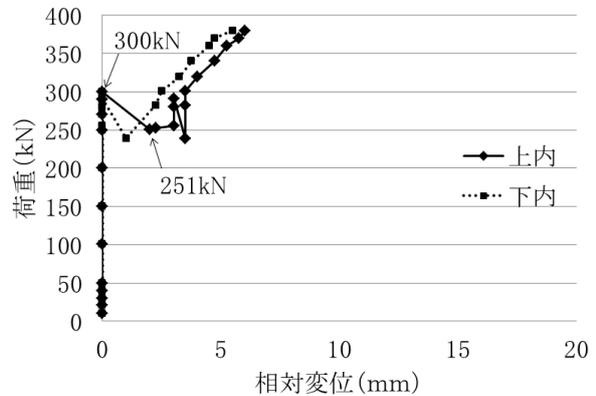


図 3.5 荷重—相対変位曲線（120-60-2 内側）

図 3.4 と図 3.5 は、板幅が 120 mm，縁端距離が 60 mm，載荷方向のボルト本数が 2 本のケースで，前者は外側のボルトを後者は内側のボルトのものを示している．外側のボルトは主すべりで荷重が下がる前に相対変位が生じているが，内側は生じておらず，両者ですべり挙動が異なっていることがわかる．図中に数値を示したようにすべり直後の極小荷重は，すべり荷重の 80%程度であった．

(2) 軸力を入れない試験体

表 3.4 に，各試験体タイプの終局耐力（最大荷重），破断部位および試験後のボルト孔の荷重方向の径を示す．表に示す終局耐力およびボルト孔径は，すべて試験体 2 体の平均値である．破断部位については，80-60-1，120-60-2 は純断面で破断するが，それ以外は縁端で破断し，すべてのタイプで 2 体とも同じ部位で破断した．

表 3.4 試験結果（軸力なし・2 体平均）

	終局耐力 (kN)	破断位置	非破断側の ボルト孔径(mm)	
			内側	外側
80-40-1	164.8	縁端	37.15	
80-60-1	223.4	純断面	41.93	
120-40-1	167.3	縁端	36.73	
120-50-1	206.4	縁端	43.78	
120-60-1	243.1	縁端	44.00	
120-70-1	276.0	縁端	44.80	
			内側	外側
120-40-2	356.6	縁端	31.65	40.11
120-60-2	373.6	純断面	29.58	41.78

3.3.2 試験後の変状

試験終了後の試験体の母材の変状を写真-3.4～写真 3.7 に示す．板幅 80 mm の場合，軸力あり，なしの場合とも，縁端距離 40 mm の試験体では，縁端で破断しているが，縁端距離 60 mm の試験体では，純断面で破断している．これは，材料試験結果から計算した純断面の耐力（式 (3.2)）が，幅 80 mm では 225 kN，幅 120 mm では 388 kN に対して，縁端距離 40 mm ではせん断耐力（式 (3.3)）が 189 kN，60 mm では 283 kN で，この結果に対応している．写真-3.4 と写真-3.5 をみると，80-40-1 の場合，縁端の破断が生じ，その破断線は 1 本であり，図 3.6 に示すような設計で仮定している 2 本の破断線は観察されない．これに対して，120 mm の場合は，軸力ありの場合もなしの場合も縁端で破断し，破断はせん断破断の傾向を示している．これに対して，2 本ボルト試験体は，軸力なしの縁端距離 40 mm の場合だけ，縁端が破断し，他の 3 つの場合は，すべて純断面で破断している．

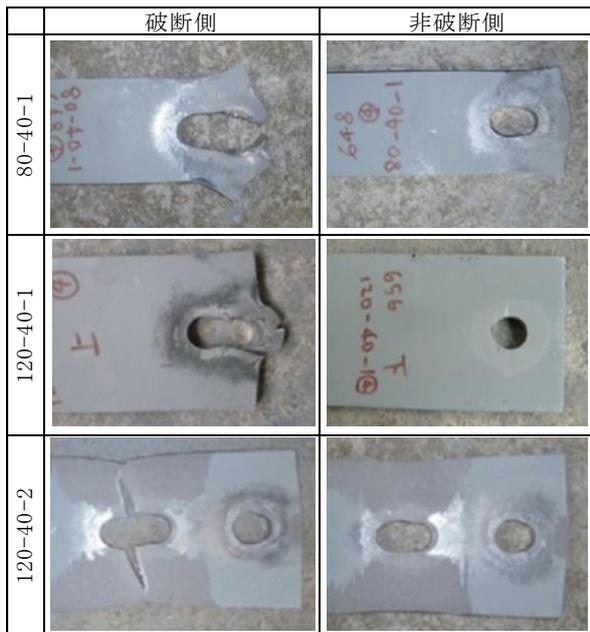


写真-3.4 試験後の変状（軸力あり，縁端 40mm）

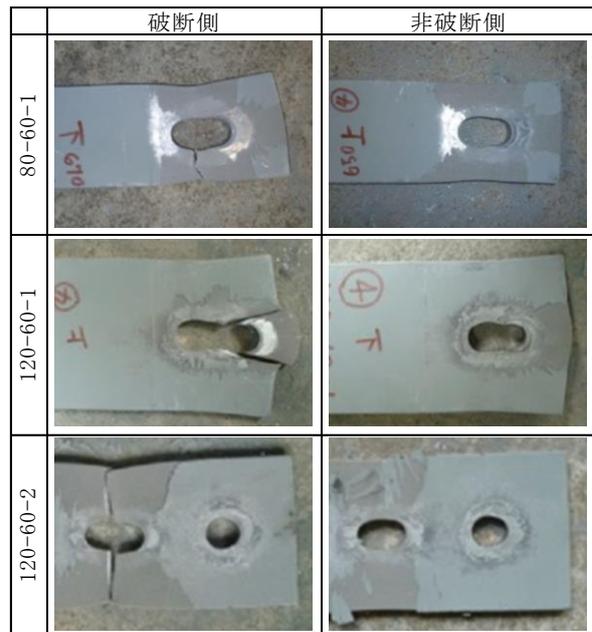


写真-3.5 試験後の変状（軸力あり，縁端 60mm）

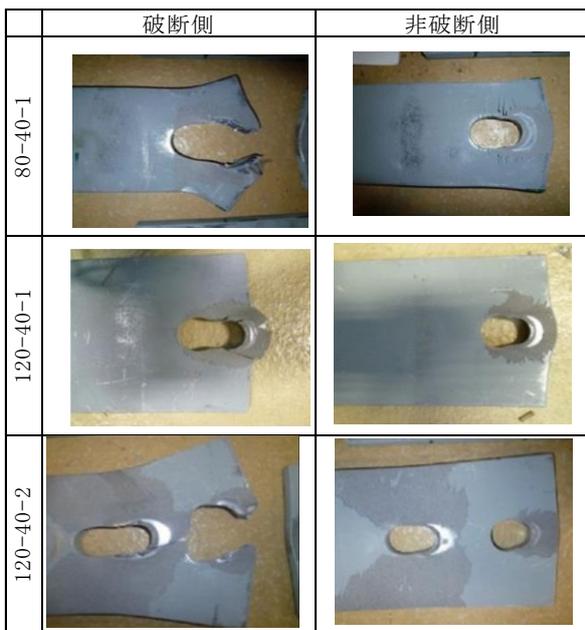


写真-3.6 試験後の変状（軸力なし，縁端 40mm）

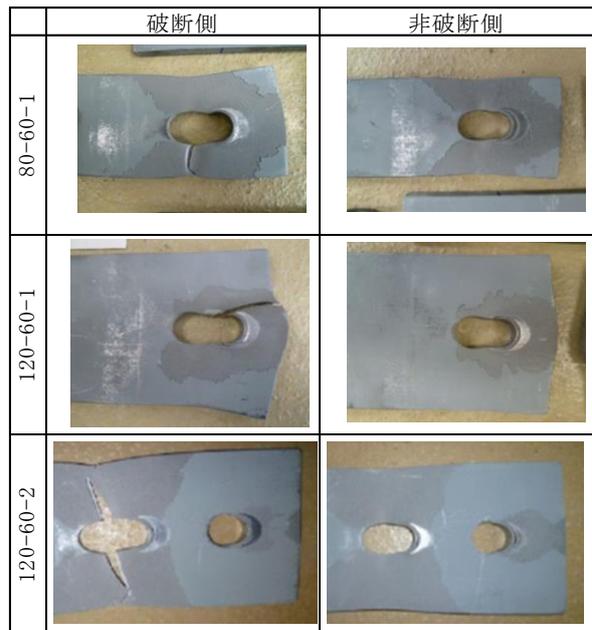


写真-3.7 試験後の変状（軸力なし，縁端 60mm）

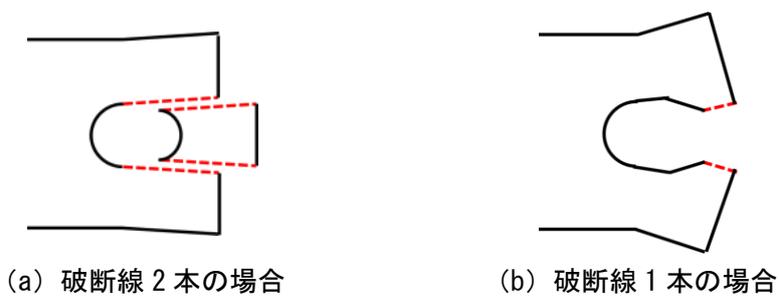


図 3.6 縁端破断の模式図

3.3.3 縁端距離が終局耐力に及ぼす影響

縁端距離が終局耐力に及ぼす影響を調べるため、すべて縁端で破断した板幅 120 mm、ボルト 1 本の各試験体のすべり荷重と終局耐力の関係を図 3.7 に示す。軸力ありの場合の終局耐力を○で示し、すべり荷重を×で示す。これに対して、軸力なしの終局耐力については、平均値◆を灰色の破線で結んで示す。同図からわかるように、軸力ありの終局耐力は、軸力なしより若干大きい値を示すが、ほとんど変わらない値を示している。図中には、材料の降伏点および引張強さから以下の式を用いて計算した純断面の降伏耐力 $P_{y,net}$ (点線)、純断面の終局耐力 $P_{u,net}$ (一点鎖線) および縁端のせん断耐力 $P_{u,end}$ (灰色実線) を示す。また、支圧応力に対する許容値 $P_{a,bear}$ に、安全率 1.7 を掛け合わせて便宜的に求めた支圧終局耐力 $P_{u,bear}$ (破線) も示す。

$$P_{y,net} = A_n \sigma_y \quad (3.1)$$

$$P_{u,net} = A_n \sigma_u \quad (3.2)$$

$$P_{u,end} = 2et\sigma_u/\sqrt{3} \quad (3.3)$$

$$P_{u,bear} = \nu P_{a,bear} = Dt\sigma_{a,bear} \quad (3.4)$$

ここに、

- A_n : 純断面積 (mm²)
- e : 縁端距離 (mm)
(ボルト中心位置から材端までの距離)
- D : ボルト径 (mm)
- t : 母材の板厚 (mm)
- σ_y : 母材の降伏応力度 (MPa)
- σ_u : 母材の引張強さ (MPa)
- $\sigma_{a,bear}$: 支圧に対する許容応力度 (MPa) = σ_y
- ν : 安全率

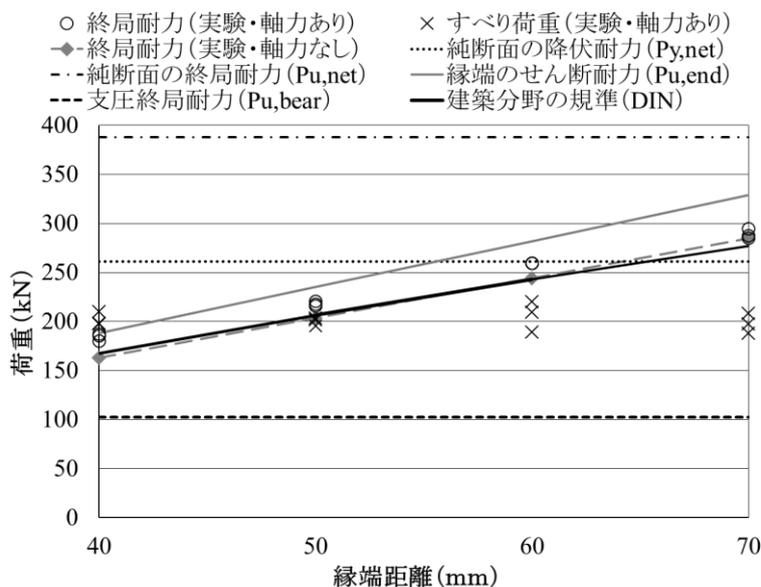


図 3.7 縁端距離と終局耐力

なお、図 3.7 の純断面の降伏耐力 $P_{y,net}$ と、終局耐力 $P_{u,net}$ の算出にあたり、母材の降伏応力 σ_y と母材の引張強さ σ_u は材料試験で得られた値を用いて求めた。

図 3.7 から、式(3.1)～(3.4)のうち、縁端のせん断で破断するように設計した継手では、式(3.3)で材料の引張強さから求めたせん断耐力が、実験値の傾向を最もよく表している。また、ここで計算した支圧終局耐力が実験の終局耐力より下回っているため、落橋防止システムなどで終局耐力を期待して高力ボルト継手を用いる場合、縁端のせん断耐力の照査を追加して、支圧応力の照査を省略することが考えられる。

しかしながら、式(3.3)の耐力式では、実際より耐力を大きく評価し、危険側の評価となる。この理由は、純粋なせん断破壊で、かつ破断線の長さが縁端距離と等しい場合の終局耐力を出しているのに対し、実際には、仮定した断面での純せん断では破断せず、応力状態も異なり、せん断面積も小さくなる。そのため、耐力は式(3.3)の値より低くなったものと考えられる。これに対して、仮定した断面積（ $2 \times$ 縁端距離 \times 板厚）をそのまま用いて評価することを考えて、せん断強度 τ_u を $0.5\sigma_u$ とした式(3.5)から求まる建築分野の規準[3. 3]を、図 3.7 に黒色実線で示す。

$$P_{u,end} = 2et\sigma_u \times 0.5 \quad (3.5)$$

式(3.5)で与えられる終局耐力は、軸力ありの終局耐力より少し下回り、また、軸力なしの終局耐力とよく一致していることから、式(3.5)により終局耐力を算定することは、より妥当であると考えられる。

式(3.5)は、文献[3. 4]の実験結果から検討しても妥当と考えられる。なお、文献[3. 4]では、さらに精度のよい式も提案されているが、実用上、式(3.5)で問題ないものと考えられる。

一方、縁端で破断する継手は、現行の道路橋示方書の支圧接合の規定に従って設計すると、支圧に対する許容値が決まる。しかし、継手の終局耐力は支圧耐力で決まっていないことがわかる。したがって、終局耐力をより合理的に評価するためには、建築分野の規準を用いるか、もしくは実験結果を反映するような許容値を設定する方法が考えられる。

現行の道路橋示方書の支圧接合では、図 3.6(a)に示すような、はし抜け破断が生じないように最小縁端距離が定められている。この規定は、縁端のせん断に対する許容値が、高力ボルトの許容値より大きくなるように導かれている。さらに、荷重方向のボルト本数が 2 本以下の場合には、はし抜け破断のおそれがあるため、最小縁端距離を安全のため 2 倍にしている。この規定によると本実験で用いた継手の最小縁端距離は 160 mm 程度になり、この実験で用いた継手の縁端距離は 40 mm から 70 mm であり、実際にはより大きな支圧耐力が期待されるにもかかわらず支圧接合として用いることはできない規定となっている。

3.3.4 変形性能

(1) ボルト孔の変形量

板幅が 120 mm の 1 本ボルトの各試験体に対して試験後に計測したボルト孔径から、ボルト孔の変形量を求めた。その結果を軸力の有無に着目して図 3.8 に示す。

図 3.8 では、縦軸にボルト孔の変形量を横軸に縁端距離を示している。軸力なしは、縁端距離が、40 mm から 50 mm の範囲で変形量は大きくなるが、その後は、ほとんど変わらない。これに

対して、軸力ありでは、縁端距離が大きくなるにつれて変形量も大きくなる傾向にある。縁端が 70 mm のケースでは、ともに変形量は約 20 mm と同一となった。

縁端距離が 40 mm の場合は縁端部で破断しており、縁端距離が長くなるほど終局耐力が高くなるため、ボルト孔の変形量も大きくなったと考えられる。また、軸力ありは、軸力なしよりボルト孔の変形量が小さいが、これは、摩擦で伝達される荷重が比較的大きく、支圧力が小さくなるためと考えられる。

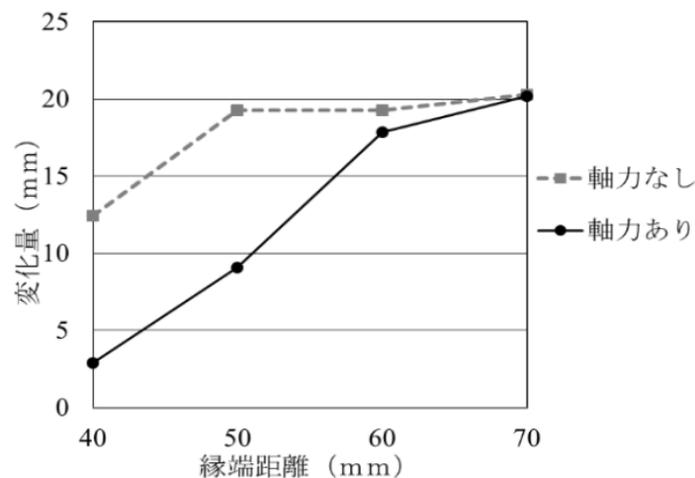


図 3.8 ボルト孔の変形量

(2) エネルギー吸収量

荷重-相対変位関係からエネルギー吸収量を算出した結果を表 3.5 および図 3.9 に示す。相対変位は、ボルト位置の変位で決まり、すべりおよび孔周辺の支圧変形、引張変形およびせん断変形によって生じたものと考えられる。したがって、算出したエネルギー吸収量は、接合面のすべりや孔周辺の母材の変形によってボルト周辺で吸収されたエネルギーと考えられる。なお、軸力ありの 120-70-1 のケースは一部の計測データが得られなかったため図表には記載していない。

エネルギーは、図 3.10(a) に示した荷重-相対変位関係で囲まれる面積で求めた。ただし、図 3.10(b) に破線で示すようにすべり発生直後に荷重が低下するが、相対変位は計測間隔の都合により、その時点の相対変位が得られていない (同図実線)。そのため、エネルギーを過大に評価しないために、すべり発生直後のみ、図 3.10(a) の矩形の点線に示すように、すべり直後の荷重と相対変位の積 (矩形部分) として求めた。また、ボルトが 2 本ある場合は、各ボルトが分担する荷重は等しいものと仮定し、エネルギー吸収量を算出した。荷重変位曲線のデータは破断直前までしか計測できていないことから、厳密なエネルギー吸収量の比較は難しいが、相対的な大小比較はできるものと考えられる。

まず、縁端距離の長さによるエネルギー吸収量の違いに着目すると、縁端距離が長いほど、最大荷重と破断までの変形量が大きくなるため、エネルギー吸収量が大きくなると考えられ、この傾向は図 3.9 のボルトが 1 列の結果で確認できる。

表 3.5 吸収エネルギー一覧

試験体	吸収エネルギー (J)	
	軸力なし	軸力あり
80-40-1	2,428	2,909
80-60-1	5,264	5,999
120-40-1	3,238	1,907
120-50-1	5,329	4,592
120-60-1	8,469	7,653
120-70-1	9,673	—
120-40-2	8,083	7,784
120-60-2	5,920	4,992

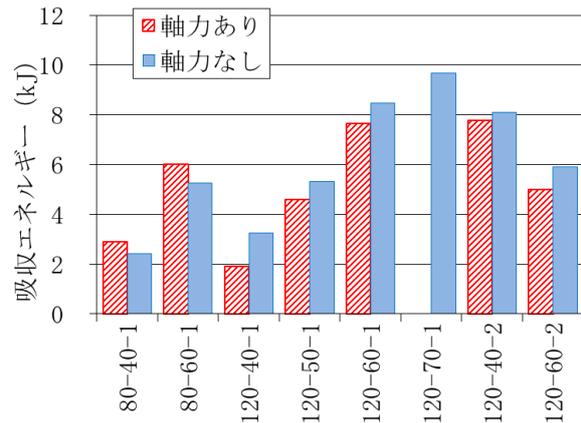
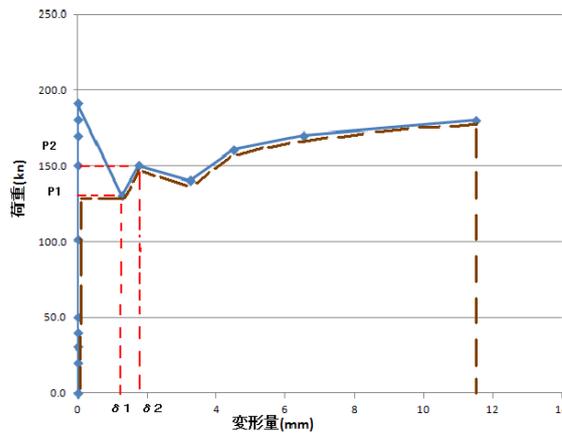
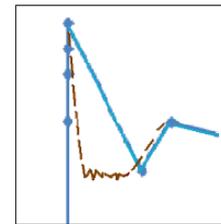


図 3.9 吸収エネルギーの比較



(a) 吸収エネルギーの計算方法



(b) すべり発生直後

図 3.10 荷重—相対変位関係

しかし、ボルトが 2 列の場合は、逆に縁端距離が長い方が、エネルギー吸収量が小さくなっている。写真-3.4～写真-3.7 の 2 本の試験体で、軸力なしの縁端距離 40 mm のケースでは、2 本のボルト孔まわりとも大きく変形し、縁端側の耐力も活かされているが、その他のケースは、純断面で破壊し、縁端側のボルト孔は変形が小さく、ボルト耐力や変形能を活かし切れていない。そのため、1 本のケースで縁端を長くすることで得られた最大荷重の増加と変形量の増大が期待できなかったものと考えられる。

また、1 本ボルトのケースで、縁端距離が 40 mm の場合、軸力あり・なしの結果を平均すると、どちらの板幅の場合も同等である。しかし、縁端距離が 60 mm の場合、板幅が 80 mm よりも 120 mm の方が、エネルギー吸収量が高い。この理由は、縁端距離が 40 mm の場合、いずれも縁端が破断しているが、60 mm の場合は、板幅の違いで破断部位が異なり、終局耐力の違いが、エネルギー吸収量の差に現れたためと考えられる。

ボルト軸力のあり、なしの違いによるエネルギー吸収量の差は、縁端距離、板幅、ボルト本数の違いによるその差よりも小さく、この影響は大きくないものと考えられる。

板幅が 120 mm の場合、軸力ありの方が軸力なしよりエネルギー吸収量が低くなっている。また、図 3.8 に示したように軸力ありの方が、破断直前のボルト孔の変形量は小さい。このことで、縁端距離 40 mm と 50 mm のエネルギー吸収量の説明はできるが、60 mm の説明ができない。写

真-3.5 および写真-3.7 に示した 120-60-1 のケースは、破断線が 2 本と 1 本の場合があり、破断モードの違いが影響していると予測される。今後、ボルト孔の伸びだけではなく、破断モードも含めたボルト孔周辺の支圧領域の状態も評価に含める必要があると考えられる。

3.3.5 縁端の確保

本実験の結果から、すべり後の変形性能と耐荷性能を期待するには、縁端距離をある程度確保する必要がある。この必要距離は、期待するすべり後の耐力の大きさにも依存するが、すき間による腐食防止の視点から設けられている最大縁端距離の規定にも配慮して決める必要がある。道路橋示方書によれば、最大縁端距離は板厚の 8 倍で、板厚 9 mm の場合、 $8 \times 9 \text{ mm} = 72 \text{ mm}$ となる。

図 3.7 に示すように縁端距離が大きいほど終局耐力が大きくなる。一方、図 3.8 に示すように、変形性能は、軸力ありでは、縁端距離が大きくなるに従い、この変形性能も大きくなるが、60 mm 程度でその伸びは鈍化する。また、軸力なしでは、40 mm から 50 mm にかけて急激に大きくなり 50 mm から 70 mm はほぼ一定である。

以上より、終局耐力や、ボルト孔の変形性能に着目すると、連結板および母板の板厚を 9 mm とした試験体の条件に対し、縁端距離は、純断面部の降伏耐力と比較して、耐力が不足あるいは過剰とならず、かつ変形性能が確保できる 60 mm 程度が最も有利であると考えられる。

なお、ボルト軸力ありの方は、すべり時の動摩擦が期待され、摩擦の分だけエネルギー吸収量が大きくなることが考えられる。しかし、最終抵抗力はほぼ同じであり、軸力ありの場合はボルト孔の変形量が低下し、結果的にエネルギー吸収量が若干ではあるが、低下する場合もあり、変形過程において、必ずしもボルト軸力のある方が、エネルギー吸収量も大きいとは限らない。ただし、軸力を入れた場合の特徴として、すべり荷重までは、このエネルギー吸収能を期待できない。したがって、軸力を入れない部材のエネルギー吸収能は、塑性化部材を限定するという視点からも重要であると考えられる。

3.4 まとめ

高力ボルト摩擦接合継手の支圧終局挙動について、ボルト軸力導入のあり、なし、ボルト本数、継手の板幅、縁端距離をパラメータとした継手の引張載荷実験を行ない、実験パラメータと終局耐力、ボルト孔の変形量、継手のエネルギー吸収量との関係を比較し、望ましい縁端距離について検討した。得られた主な結論を以下にまとめる。

- 1) 軸力を入れた場合と入れない場合の高力ボルト継手の終局耐力は、板幅 120 mm のケースでは軸力ありの方が若干大きい値を示すが、ほとんど変わらなかった。また、縁端のせん断耐力の照査に対しては、建築分野の評価式 (式(3.5)) が簡便であり、実用に適している。
- 2) 板幅 120 mm、ボルトが 1 本のケースで、ボルト孔の変形は、縁端距離が 40 mm から 50 mm と小さい場合は軸力を入れない方が孔周りの塑性化が進展して大きくなるが、縁端距離が 60 mm を越えれば大きな違いは生じなかった。

- 3) ボルトが 2 本，板幅が 120 mm のケースで縁端距離を大きくしても，純断面で破壊し，エネルギー吸収量が増加せず，ボルト孔周辺の変形能を活かしきれない結果となった。
- 4) 板厚 9 mm の鋼板ですべり後の耐力を期待する場合には，実験から得られた縁端距離と変形能の関係から，縁端距離を 60 mm 程度，確保することが望ましいと考えられる。

参考文献

- [3.1] 西川 真未，三ツ木 幸子，松並 貴志，山口 隆司：摩擦接合継手のすべり後の耐荷性能に関する基礎的研究，鋼構造年次論文報告集，第 20 巻，pp. 371-376，日本鋼構造協会，2012.8
- [3.2] 松並 貴志，三ツ木 幸子，西川 真未，山口 隆司：軸力を入れない高力ボルト継手の終局耐力に関する基礎的研究，鋼構造年次論文報告集，第 20 巻，pp. 357-364，日本鋼構造協会，2012.8
- [3.3] DIN18800-1 Verbindungen : Stahlbau Kalender, 2000
- [3.4] 佐藤 篤司，吹田 啓一郎，多田 裕一：支圧を考慮した高力ボルト接合部の最大耐力評価，日本建築学会構造系論文集，第 76 巻，第 662 号，pp.845-853，2011.4

第4章 フィラープレートが高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達に及ぼす影響

4.1 まえがき

近年、鋼桁橋は製作費低減のため継手間は1部材1断面で製作され、継手部で断面変化させる構造が多く、その場合、板厚差を吸収するフィラープレート（以下、フィラー）が用いられる。フィラーの厚さが継手のすべり耐力に影響を及ぼすことから、道路橋示方書[4.1]では、フィラーの板厚は、厚い側の母材板厚の1/2程度かつ25 mm程度を限度とすることが望ましいとされている。

既往の研究において、高橋ら[4.2]は、フィラーの板厚の違いに着目した母材の板厚が25 mmの継手すべり実験を行い、フィラーの板厚が厚いほどすべり係数が低下し、すべり耐力が減少する傾向を明らかにしている。また、寺尾ら[4.3]は、母材の板厚が38 mmの継手に対し、フィラーの板厚がその半分である19 mmの場合の継手すべり実験を行ない、設計耐力に対して十分なすべり耐力を有することを確認している。

一方、近年の構造合理化の中で部材は大型化しており、母材が厚板化する傾向にある。溶接接合では、厚板ほど多層溶接となり品質管理や工期が課題となるため、施工性や経済性の面から高力ボルト摩擦接合が採用される場合がある[4.4]。仮に母材厚が75 mmの場合、フィラーの板厚が母材厚の半分とすると25 mmを超える可能性がある。

そこで、本章では、厚板からなる高力ボルト摩擦接合継手を対象に、フィラーの板厚が道路橋示方書[4.1]の限度である母板厚の1/2を超える場合も対象に含め、フィラーがすべり耐力に与える影響を評価することを目的にFEM解析を実施し、荷重伝達挙動について考察を行った。

4.2 解析ケースおよび解析手法

4.2.1 解析ケース

フィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり実験を想定した解析を行い検討を行う。その継手形状は、文献[4.4]のすべり実験を参考にしており、供試体の形状を図4.1に示す。この継手の母板および連結板の鋼種はSM490Y、フィラーはSS400である。高力ボルトは、F10TM22であり、解析でのボルト軸力は文献[4.4]で示された実測値を与えた。

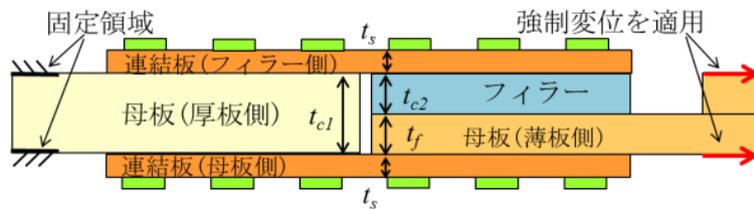
着目した解析パラメータは、ボルト列数（片側3列、5列）、母板の板厚（厚板側が75 mm、50 mm、38 mm）、およびフィラーの板厚である。フィラーの板厚は、厚板側の母板とフィラーの板厚の比を断面変化率と定義し、それが0%（フィラーなし）、25%、50%、75%のケースを設定している。道路橋示方書でのフィラーの板厚は、母材の1/2程度を限度とするのが望ましいとの記述から、断面変化率が0%～50%のケースが範囲内となる。解析ケースの一覧を表4.1に示す。なお、解析ケース「3-75-0.50a」と「3-50-0.25a」は実験[4.4]の再現ケースを兼ねている。

4.2.2 解析手法

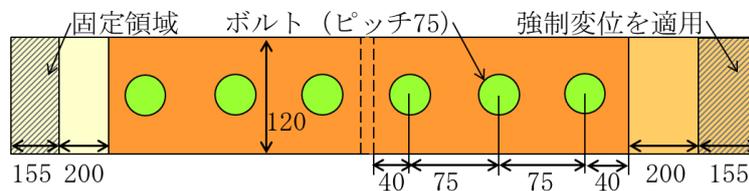
有限要素解析プログラムは、Abaqus/Standard v6.9 を使い、境界非線形性（接触）を考慮した静的弾塑性有限変位解析を行う。

計算手順は、まずAbaqusのボルト荷重の機能を用いてボルトに所定の軸力を導入し、その後、図4.1に示すように万能試験機での固定側、載荷側を再現するために母板（厚板側）の端部を固定し、もう一方の端部に強制変位を与え、継手に引張荷重を与えている。

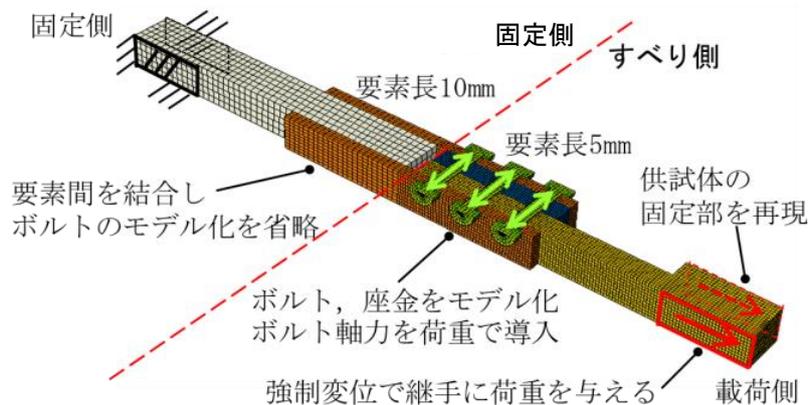
モデル化範囲は、対称性を考慮し、供試体の1/2としている。要素分割は、図4.1(c)に示すように、ボルトも含め、8節点低減積分ソリッド要素を用い、要素長は5 mm程度としている[4.4～4.6]。接触の境界条件は、すべり側の接触やすべりが想定される部位すべてに与えている。ただし、実験での固定側（フィラーのない側）の母板（厚板側）は、接合面を構成する要素同士に相対的なずれが生じないように、母板と連結板の要素間に結合の境界条件を与え、ボルトのモデル化を省略している[4.5]。



(a) 側面図（コバ面）



(b) 正面図



(c) モデル化の概要

図4.1 解析対象の継手の概要

表4.1 解析ケース一覧

(a) ボルト3列のケース

ケース	3-75-0.75a	3-75-0.50a	3-75-0.25a	3-75-0.00a	3-50-0.75a	3-50-0.50a	3-50-0.25a	3-50-0.00a	3-38-0.75a	3-38-0.50a	3-38-0.25a	3-38-0.00a	
パラメータ	0.75a	0.50a	0.25a	0.00a	0.75a	0.50a	0.25a	0.00a	0.75a	0.50a	0.25a	0.00a	
実験再現ケース	—	○	—	—	—	—	○	—	—	—	—	—	
ボルト列数 (列)	3												
板厚 (mm)	母板1 t_{c1}	75				50				38			
	母板2 t_{c2}	19	38	57	75	13	25	38	50	10	19	29	38
	フィラー t_f	56	37	18	0	37	25	12	0	28	19	9	0
	連結板 t_{s1}, t_{s2}	20											
板幅 (mm)	120												
断面変化率 t_f/t_{c1}	75%	49%	24%	0%	74%	50%	24%	0%	74%	50%	24%	0%	
初期ボルト軸力 (kN)	189						190						
摩擦係数	0.335	0.67			0.267	0.513	0.78		0.21	0.39	0.6		
設計すべり荷重 N_{SL} (kN)	380	760			304	584	889		239	445	684		
すべり/降伏耐力比 β	0.557	0.557	0.372	0.282	0.653	0.652	0.652	0.496	0.667	0.652	0.657	0.502	

(b) ボルト5列のケース

ケース	5-75-0.75a	5-75-0.50a	5-75-0.25a	5-75-0.00a	5-50-0.75a	5-50-0.50a	5-50-0.25a	5-50-0.00a	5-38-0.75a	5-38-0.50a	5-38-0.25a	5-38-0.00a	
パラメータ	0.75a	0.50a	0.25a	0.00a	0.75a	0.50a	0.25a	0.00a	0.75a	0.50a	0.25a	0.00a	
実験再現ケース	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	
ボルト列数 (列)	5												
板厚 (mm)	母板1 t_{c1}	75				50				38			
	母板2 t_{c2}	19	38	57	75	13	25	38	50	10	19	29	38
	フィラー t_f	56	37	18	0	37	25	12	0	28	19	9	0
	連結板 t_{s1}, t_{s2}	20											
板幅 (mm)	120												
断面変化率 t_f/t_{c1}	75%	49%	24%	0%	74%	50%	24%	0%	74%	50%	24%	0%	
初期ボルト軸力 (kN)	189						190						
摩擦係数	0.335	0.67			0.267	0.513	0.78		0.21	0.39	0.6		
設計すべり荷重 N_{SL} (kN)	633	1,266			507	975	1,482		399	741	1,140		
すべり/降伏耐力比 β	0.505	0.505	0.337	0.256	0.592	0.591	0.591	0.450	0.605	0.591	0.596	0.455	

解析で与えた材料特性を表4.2に示す。応力-ひずみ関係は、表内の図にも示すようにマルチリニアとしている。母板、連結板の材料特性は材料試験結果を、ボルト、座金はJISで定められている公称値[4.4]を参考にしている。

4.2.3 予備解析および摩擦係数の決定

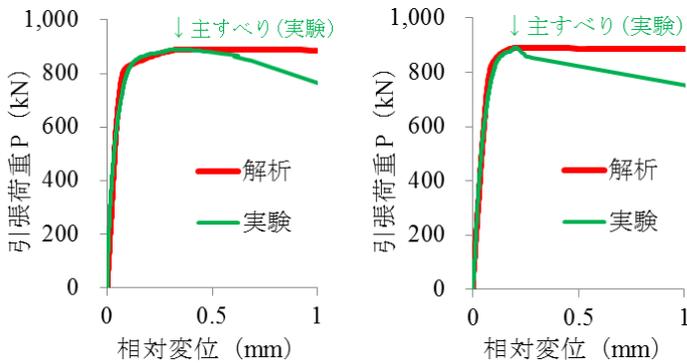
実験再現ケースを兼ねている3-75-0.50a, 3-50-0.25aのケースで予備解析を行い、摩擦係数を調整し、実験結果との比較により妥当性を確認した。なお、母板に板厚差のない場合の解析は、文献[4.4, 4.6]に示されている解析によってその妥当性が示されており、ここではフィラーのあるケースを予備解析の対象とした。

3-50-0.25aを例に実験で得られた荷重-相対変位関係を図4.2に、母板側とフィラー側の相対変位の比較を図4.3にそれぞれ示す。相対変位の計測位置を図4.4に示す。

図4.3の実験結果より、主すべりが発生する前の段階から、相対変位1と2が均等ではなく、相対変位1が先行して増加している。このことから、実験では相対変位1(母板側の連結板)側が先行してすべり、その後相対変位2(フィラー側の連結板)側がすべることによって主すべりに至っているものと考えられる。図4.2の実験結果より、相対変位2は大きな荷重低下が見られ、主すべり発生時が明瞭である。しかし、相対変位1では主すべりの前の変曲点で緩やかに相対変位の増加する割合

表4.2 解析で与えた材料特性値

特性値 適用先	ヤング係数 (N/mm ²)	ポアソン比	応力 (MPa)	ひずみ (μ)
母板・ 連結板 SM490Y相当	213,400	0.27	375.7	1,761
			377.2	18,561
			400.3	24,561
			416.4	28,561
フィラー SS400相当	200,000	0.30	245.0	1,225
			245.1	16,225
			510.0	51,225
ボルト・ 座金 F10T相当	200,000	0.30	900	4,500
			900	8,900
			1,000	47,400



(a) 相対変位1 (b) 相対変位2

図4.2 荷重—相対変位 ($t_{c1}=50$ mm)

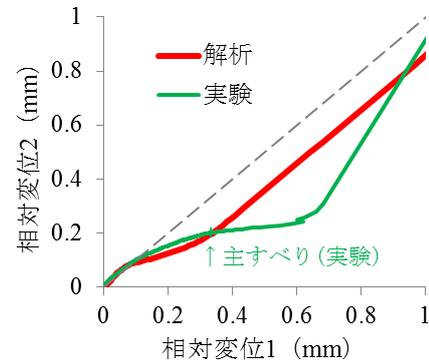


図4.3 相対変位1と2の比較 ($t_{c1}=50$ mm)

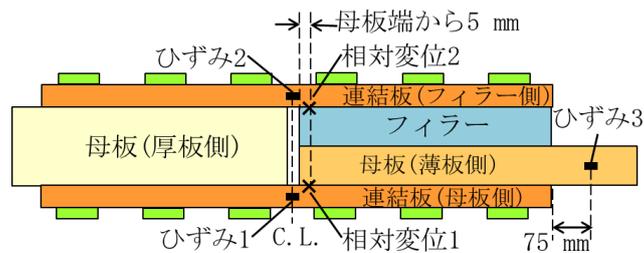


図4.4 相対変位, ひずみ着目位置 (コバ面)

が増し、この段階で母板側の連結板が先行してすべりが発生したものと考えられる。

本解析では、図4.2に矢印で示した主すべり時の荷重を解析で再現できるように摩擦係数を調整し、それぞれのケースで0.67, 0.78とした。解析では、接合面の表面粗さと摩擦係数や無機ジンクリッチペイントの塗膜厚と摩擦係数との関係は明示されておらず、実験結果を再現できるように適切な摩擦係数を設定せざるを得ない。一般に同じ接合面処理に対し、同じ摩擦係数を与えるべきと考えられるが、接合面処理の状態のばらつきなどもあり、接合面ごとにすべり係数が異なっていることも考えられる。したがって、ここでは、それぞれのケースに対して実験結果を再現できるように摩擦係数を設定した。

予備解析から得られた主すべり荷重、およびすべり係数を表4.3に示す。すべり係数とは、主すべり荷重を継手引張荷重の載荷直前のボルト軸力で除して求めたものである。通常、継手を引張載荷するとき、ボルト軸力の低下が生じるため、すべり係数は摩擦係数より低い値が得られる。

解析では、実験の主すべり荷重が再現されるように摩擦係数を調整し、解析と実験の主すべり荷重の差は1%未満となり再現されることを確認している。

予備解析で得られた荷重-相対変位関係、相対変位の比較を前述の図4.2および図4.3に重ねて示す。

図4.2より、解析の荷重-相対変位関係は、実験では荷重低下が見られ、そのすべり発生タイミングが明瞭であるのに対し、解析では動摩擦係数を考慮していないことから荷重低下が見られない。このような違いはあるが、初期勾配、および図4.3より相対変位1の増加が2より先行する傾向など継手全体としてのすべり挙動は再現されていると判断できる。

主すべり荷重に達するまでのコバ面における荷重-ひずみ関係の比較を図4.5に示す。着目位置は、図4.4に示している。

図4.5より、荷重-ひずみ関係もおおむね再現されていることが確認できる。

以上より、本解析モデルは、パラメトリック解析による継手のすべり荷重の変化を相対的に評価する程度の実験再現性があると判断し、本解析手法および解析モデルを用いて以下の解析を実施した。

パラメトリック解析のケース設定において、実験再現ケースが、すべり/降伏耐力比 β が0.6前後ですべり先行型であることから、他の解析ケースもすべり挙動が同じすべり先行型とした。実験に近い状況下でのフィラー厚の影響を評価するために統一した摩擦係数を設定せず、解析ケースの母板厚に応じて予備解析で決定した摩擦係数を用いた。しかしながら、たとえば、3-75-0.75a, 3-50-0.75aといった断面変化率が高いケースでは、薄板側の母板が薄く降伏耐力が低いため、同じ摩擦係数では β がそれぞれ1.1, 1.9と降伏先行型となる。そのため、すべり先行型での挙動を比較するよう摩擦係数を調整し、すべり耐力を低減している。

なお、実験再現ケースのない板厚が38 mmのケースは、 β が板厚50 mmのケースと同等になるように摩擦係数を調整している。このように、母板厚やフィラー厚の違いにより解析モデルに与えた摩擦係数がケースにより異なるため、考察にあたり、解析で得られるすべり荷重 P_{SL} の設計すべり荷重 N_{SL} からの低下の度合いを示す P_{SL}/N_{SL} で比較することとする。

表4.3 予備解析結果

	3-75- 0.50E	3-75- 0.50a	3-50- 0.25E	3-50- 0.25
	実験 [4.4]	解析	実験 [4.4]	解析
母板 板厚 t_{c1} (mm)	75		50	
主すべり荷重 (kN)	772	778	890	888
ボルト軸力 (kN)	189	189	190	190
すべり係数	0.681	0.686	0.781	0.779

※すべり係数とは、主すべり荷重を継手引張荷重の
 載荷直前のボルト軸力で除したものである。

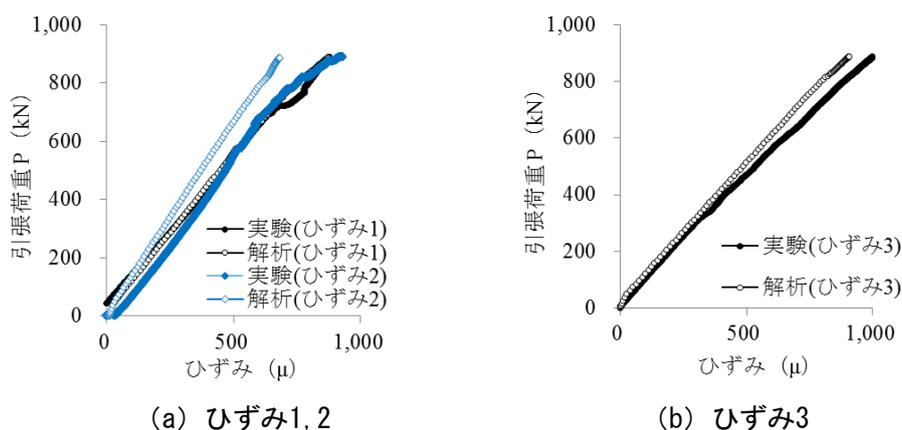


図4.5 荷重－ひずみ関係 ($t_{c1} = 50$ mm)

4.3 解析結果および考察

4.3.1 すべり荷重

解析結果の一覧を表4.4に示す。解析では動摩擦係数を考慮しておらず、図4.2に示した解析結果のようにすべり発生後の荷重低下が再現できないため、すべり荷重 P_{SL} を母板側の連結板で先行すべりが発生する時点で評価することとし、母板側の連結板の接合面に生じるせん断力が、ボルト軸力と摩擦係数の積で求めた摩擦限界力に達した時点ですべり荷重としている。

フィラーがない場合は、 P_{SL}/N_{SL} がほぼ1であるのに対し、いずれのボルト列数、母板厚のケースでも同じ母板厚、ボルト列数の場合、フィラーが厚いほど P_{SL}/N_{SL} が低下する傾向にある。これは、既往の研究[4.2]で示された、フィラーの板厚が厚いほどすべり係数が低下する傾向と同様である。

すべり荷重に達するまでの母板と連結板間、およびフィラーと連結板間の接合面にはたらくせん断応力を合計して求めた摩擦力の変化を図4.6に示す。

フィラーを用いることで、2つの連結板の荷重の分担が不均等になることが明らかにされており[4.7, 4.8]、この傾向は図4.6でも確認できる。フィラーがない場合は摩擦力がほぼ均等であり、フィラーの板厚が厚いほど、より不均等となっている。

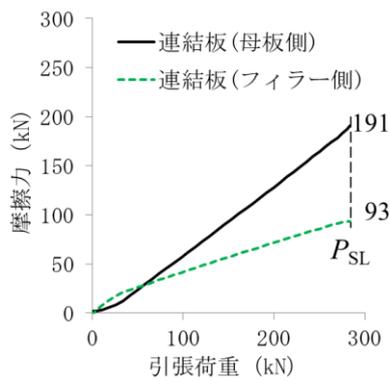
表4.4 解析結果一覧

(a) ボルト3列のケース

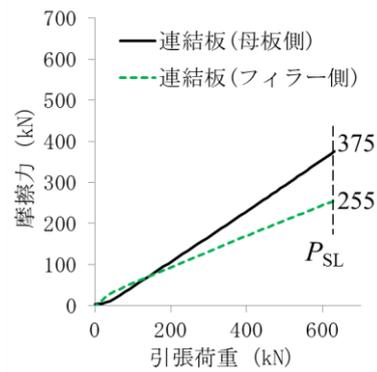
	3-75-0.75a	3-75-0.50a	3-75-0.25a	3-75-0.00a	3-50-0.75a	3-50-0.50a	3-50-0.25a	3-50-0.00a	3-38-0.75a	3-38-0.50a	3-38-0.25a	3-38-0.00a
すべり荷重 P_{SL} (kN)	284	630	690	755	233	492	799	870	189	381	619	670
P_{SL}/N_{SL}	0.75	0.83	0.91	0.99	0.77	0.84	0.90	0.98	0.79	0.86	0.91	0.98
ファイラーなしを1とした場合の P_{SL}/N_{SL} の割合	0.75	0.83	0.91	1.00	0.78	0.86	0.92	1.00	0.81	0.88	0.92	1.00

(b) ボルト5列のケース

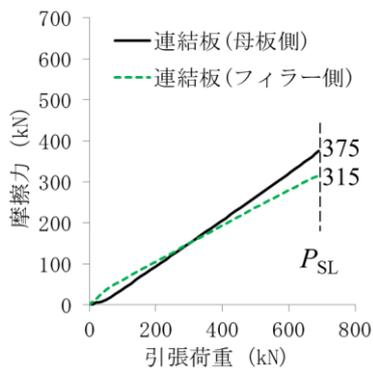
	5-75-0.75a	5-75-0.50a	5-75-0.25a	5-75-0.00a	5-50-0.75a	5-50-0.50a	5-50-0.25a	5-50-0.00a	5-38-0.75a	5-38-0.50a	5-38-0.25a	5-38-0.00a
すべり荷重 P_{SL} (kN)	484	1,061	1,146	1,251	396	823	1,329	1,432	319	629	1,031	1,112
P_{SL}/N_{SL}	0.76	0.84	0.91	0.99	0.78	0.84	0.90	0.97	0.80	0.85	0.90	0.98
ファイラーなしを1とした場合の P_{SL}/N_{SL} の割合	0.77	0.85	0.92	1.00	0.81	0.87	0.93	1.00	0.82	0.87	0.93	1.00



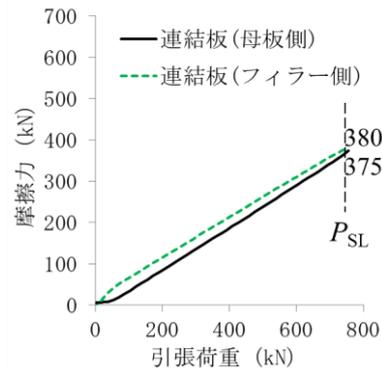
(a) 3-75-0.75a



(b) 3-75-0.50a



(c) 3-75-0.25a



(d) 3-75-0.00a

図4.6 接合面にはたらく摩擦力

4.3.2 フィラー厚および断面変化率の影響

フィラーがない場合に対する各ケースの P_{SL}/N_{SL} の低下率とフィラー厚との関係を図4.7に、断面変化率との関係を図4.8に示す。なお、図4.8の実験結果は、フィラーがない継手に対するすべり係数の低下率を示している。

図4.7に×印で示しているように、母板厚が38mm、フィラー厚が25mmに相当する P_{SL}/N_{SL} 低下率は、母板厚75mmでは、フィラー厚が40mm程度の場合に相当する。つまり、母板厚が違えば、 P_{SL}/N_{SL} の低下率が同等となるフィラー厚が異なる。

図4.8より、解析、実験とも断面変化率が高いほど、 P_{SL}/N_{SL} が低下している。特に解析では、その低下傾向は線形関係を呈している。また、解析結果は、実験の下限値に近い値となっている。

2枚の連結板の分担する荷重が不均等になることで片側の連結板で伝達する荷重が十分に上昇しない段階で他方の連結板ですべりが発生することが、断面変化率が高いほどすべり荷重が低下する原因と考えられる。分担する荷重が不均等になる原因は、薄板側の母板荷重の中心が継手に対して偏心しているためと考えられる。この荷重分担の不均等は、図4.9の模式図のように単純化した荷重偏心モデルでも理解できる。

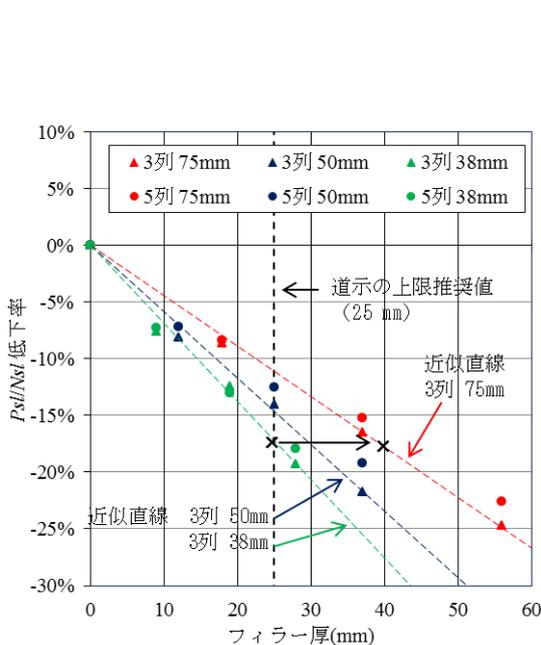


図4.7 P_{SL}/N_{SL} 低下率とフィラー厚の関係

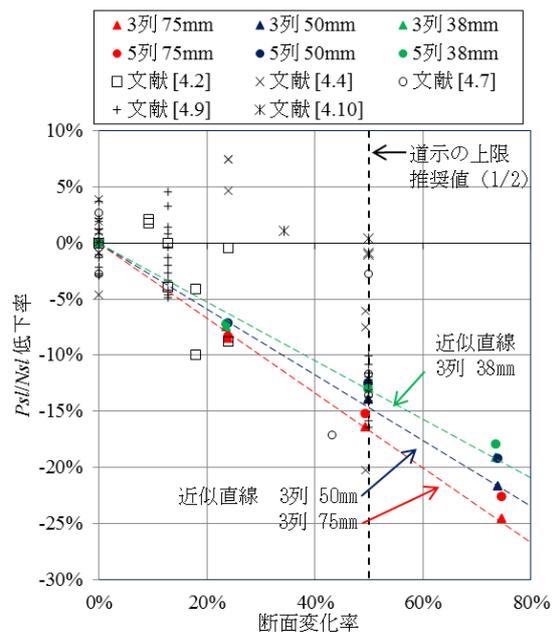


図4.8 P_{SL}/N_{SL} 低下率と断面変化率の関係

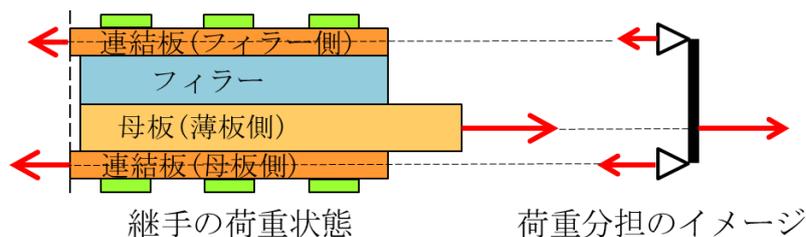


図4.9 連結板荷重の分担模式図

4.3.3 母板厚および継手長さの影響

図4.7でフィラー厚が一定のもとで母板厚の影響を見ると，厚板の母板の方が低下率は小さい．これは，フィラーの板厚が同じであれば，母板，連結板が厚い方が締付け厚に占めるフィラー板厚が小さく荷重の偏心量が小さくなるためである．しかし，図4.8に示したように断面変化率で評価することで，母板の板厚の影響をあまり受けずに P_{SL}/N_{SL} の低下率を評価できる．厚板の方が低下率が少し大きいのは，厚板の方が荷重の偏心がわずかに大きいためである．

また，継手長さが短いボルト列数が3列の方が， P_{SL}/N_{SL} の低下が大きい．ボルト列数が少数列の場合は連結板の荷重分担の不均等がより大きくなるため，荷重分担の不均等の度合いをボルト列数の少ない場合で評価することで，安全側のすべり耐力評価が可能となると考えられる．

4.3.4 断面力の分布

図4.10に示す着目位置における，すべり時までの母板，連結板，およびフィラーの断面力の変化を図4.11に示す．接合面の荷重方向のすべり領域の分布を図4.12に示す．

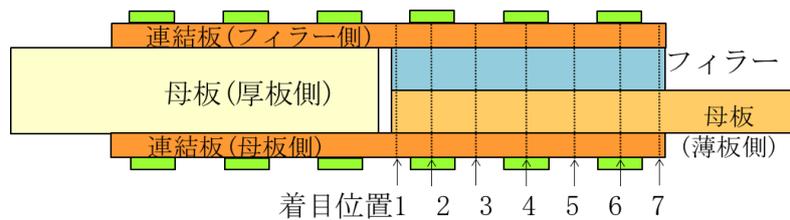


図4.10 断面力着目位置

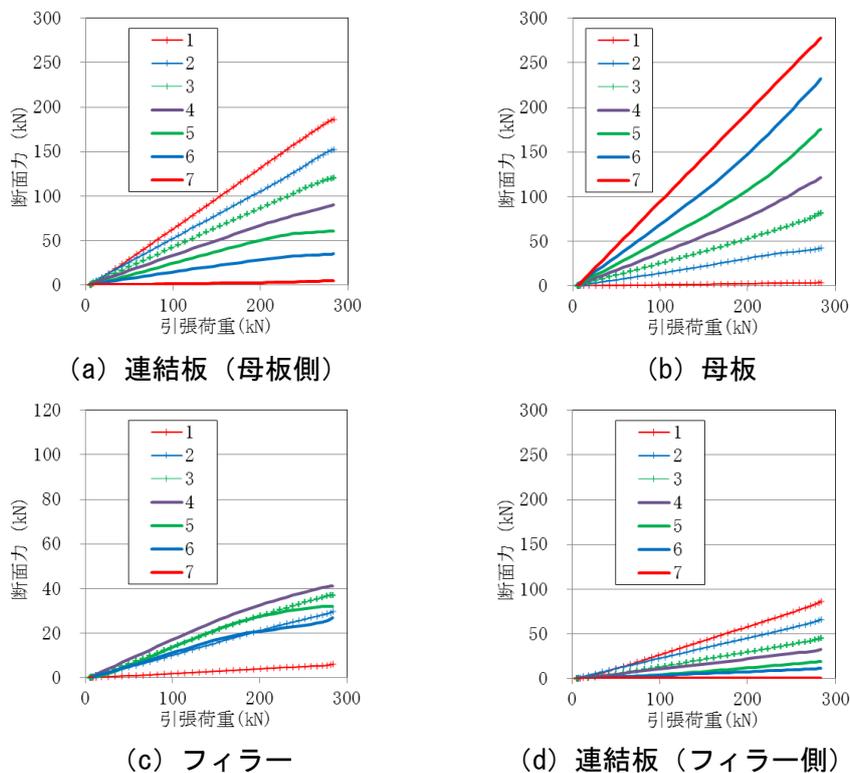


図4.11 断面力の分布 (3-75-0.75a)

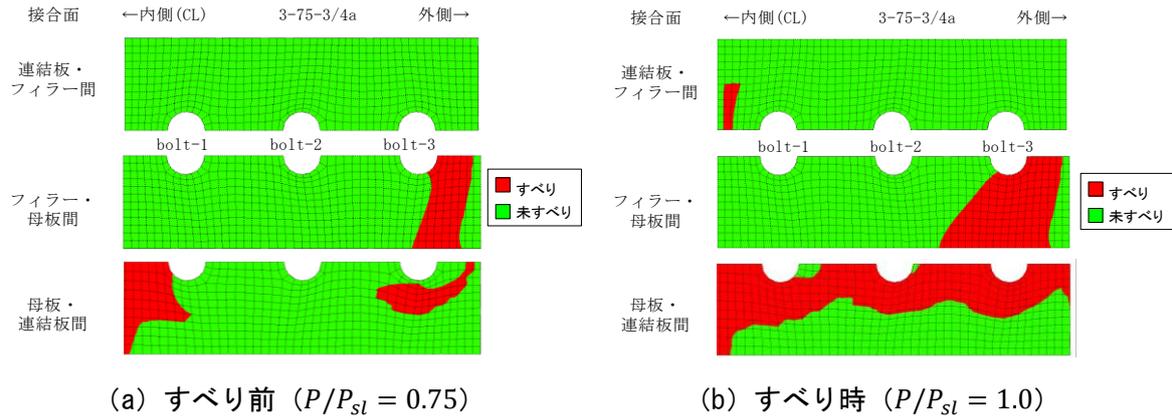


図4.12 接合面のすべり領域分布 (3-75-0.75a)

図4.11より、母板の断面力は、いずれの荷重段階でも着目位置が内側の1から外側の7へ行くほど高く、連結板はその逆となる。フィラーの断面力は、接合面中央の着目位置4が最も高く、端ほど低くなる。

図4.12より、作用引張荷重が高くなると接合面のすべり領域が増加している。すべり時において、母板・連結板間のボルト孔周辺の接合面はいずれもすべり状態となり、フィラー側の接合面のすべり領域は少ない。この理由は、伝達される荷重が母板側の連結板に片寄るためと考えられる。母板側の連結板の接合面では、接合面両端から相対変位が増加する傾向があるのに対し、フィラーの接合面では、いずれも連結板、あるいは母板の断面力が高い部分からすべり領域が進展しており、その分布は接合面の荷重方向に対し非対称となる。図4.11に示した母板とフィラーの着目位置5、6の非線形的な断面力の増加もこの影響であると考えられる。

すべり時の各着目位置におけるそれぞれの断面力を断面力合計で除した断面力分担率を図4.13に示す。

母板厚が75 mmと38 mmのケースのフィラーの断面力分担率は、断面変化率が25%の場合でそれぞれ7%と6%であり、断面変化率が75%の方が少し高くそれぞれ14%、13%となった。母板厚が異なっても断面変化率が同じであればフィラーの断面力分担率が同等であること、また、総締付け板厚に占めるフィラー厚の割合に対し、フィラー断面力の分担率が低く、降伏に対して余裕があることから、母板厚75 mmの場合であっても薄板の場合と同様に、道路橋示方書でも使用してもよいとされる低材質のフィラーを用いることは問題ないと考えられる。また、母板厚が厚く、断面変化率が高いケースでは、フィラー側の連結板の断面力の分担が低くなっているため、この連結板にも継手部の剛性低下などの影響がない範囲において、フィラーと同様に低材質、あるいは薄板を用いることができる可能性がある。

2枚ある連結板の断面力の不均等の度合いは、断面変化率が大きいほど強くなる傾向は、図4.8に示した断面変化率が高いほど P_{SL}/N_{SL} が低下する傾向と一致している。

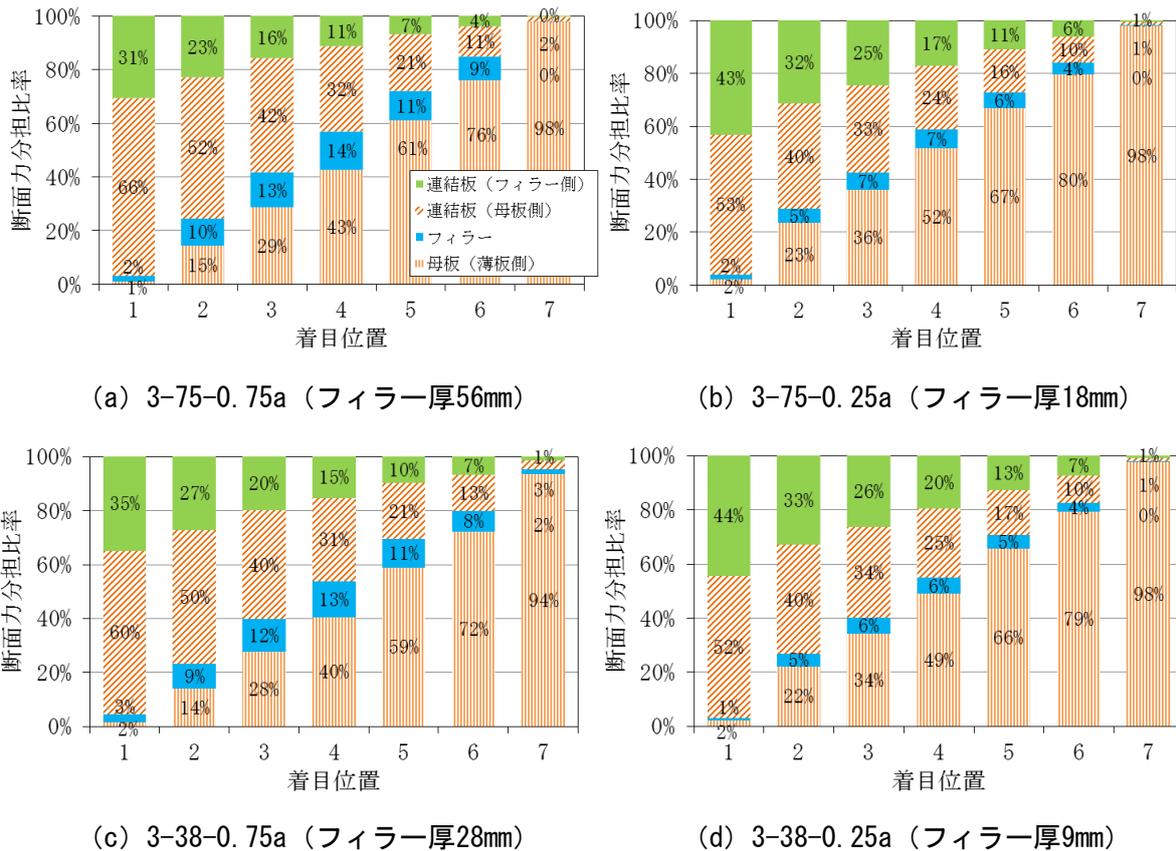


図4.13 断面力分担率 (すべり時)

4.3.5 接合面にはたらく摩擦応力分布

すべり時の接合面にはたらく摩擦応力（部材表面に発生するせん断応力）を図4.14に示す。また、図4.10の断面力の着目位置で区切られる接合面の領域にそれぞれはたらく摩擦応力を合計した摩擦力の分布を図4.15に示す。

図4.14より、母板・連結板間のボルト孔周辺の摩擦応力分布は、どのボルトとも同様であるのに対し、連結板・フィラー間、フィラー・母板間の接合面では、ボルトの位置よって摩擦応力の分布性状が異なる。また、フィラーが厚いほど、摩擦応力の分布性状がより不均等となる。母板・連結板間は、接合面の着目領域が荷重方向に異なっても作用する摩擦力がほぼ同じであり、その減少はわずかであるのに対し、連結板・フィラー間は外側が、フィラー・母板間は内側が低い。このことは、図4.16に示す模式図のように荷重が伝達されることを表しており、すべり時におけるボルト孔周辺の摩擦応力分布の不均等が、フィラーを有する継手のすべり耐力低下の一因になっていると考えられる。なお、図4.15においてフィラー・母板の6-7間にはたらく摩擦力が5-6間と比べ大きく下がっている。この原因は、フィラーが存在することにより、両側の母板の荷重中心線が偏心し継手全体に曲げがはたらき、この曲げが6-7間の接合面に肌すきが生じる方向に作用することで接合面の支圧力が小さくなり、そこに生じる摩擦力も小さくなるためと考えられる。

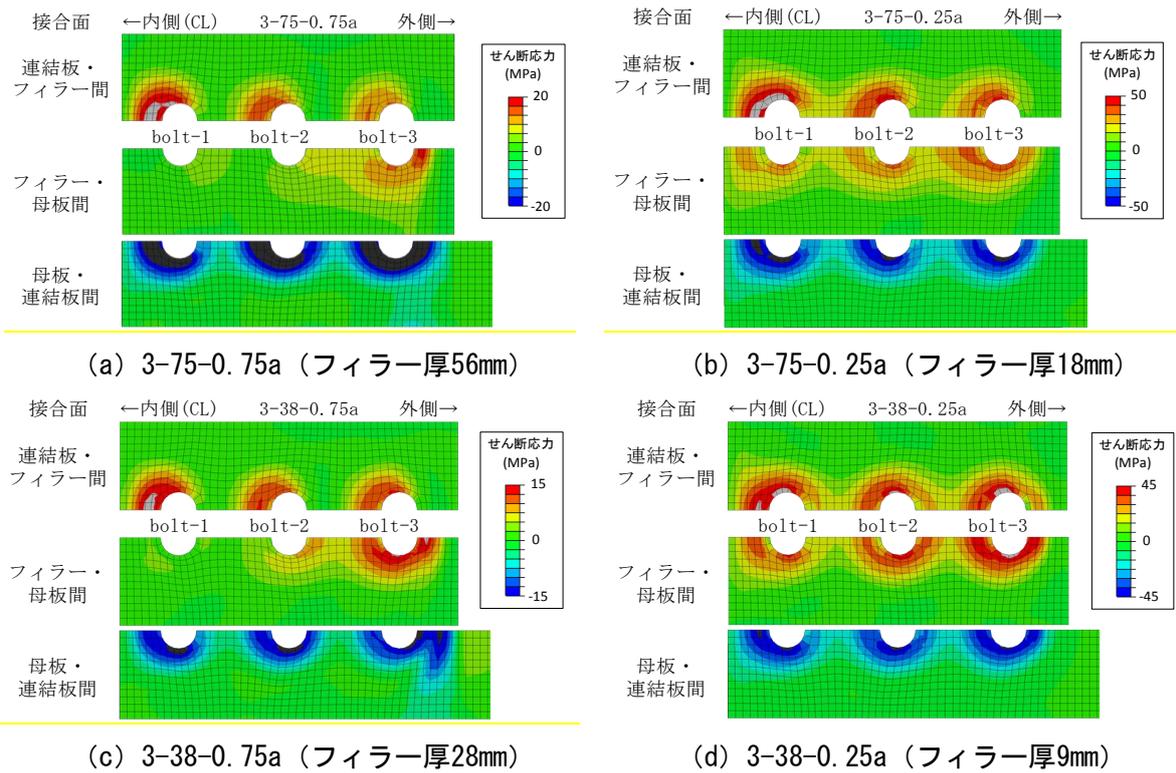


図4.14 接合面の摩擦応力分布 (すべり時)

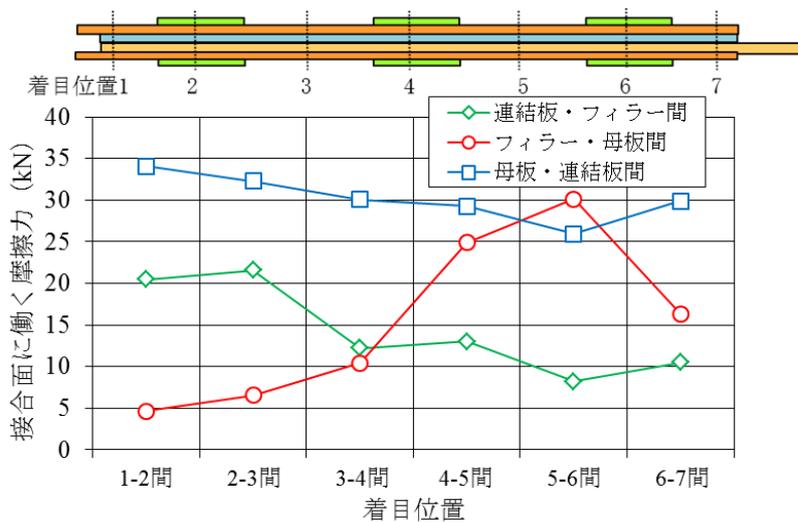


図4.15 接合面にはたらく摩擦力の分布 (すべり時, 3-75-0.75a, フィラー厚56mm)

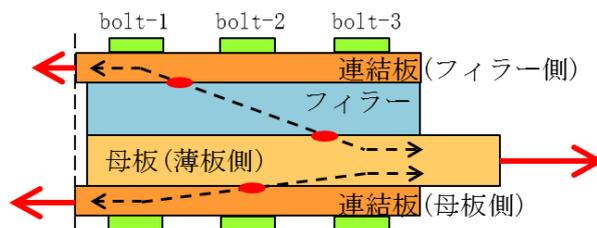


図4.16 荷重伝達の模式図

4.4 まとめ

本章では、母板に板厚差がありフィラープレートでその板厚差を調整した継手を対象に、道路橋示方書が想定している範囲外のフィラープレートの板厚が特に厚い場合も含めFEM解析を実施し、フィラープレートがすべり挙動に及ぼす影響を検討した。得られた主な結論を以下にまとめる。

- 1) 道路橋示方書で推奨されている板厚の上限を超えた厚板のフィラープレートを有するケースのFEM解析を実施し、フィラープレートが厚くなるほどすべり耐力がほぼ線形的に低下する傾向を示した。解析におけるすべり耐力低下の度合いは、既往の実験結果のほぼ下限となった。
- 2) すべり係数の低下傾向は、フィラープレートの板厚よりも、厚板側の母板とフィラープレートの板厚の比で定義した断面変化率に着目することで、母板厚の影響を小さくして評価できる結果となった。
- 3) ボルト列数が少ない方がすべり耐力の低下量が大きくなった。したがって、すべり耐力の評価を少数列の場合で行うことで安全側の評価が可能であると考えられる。
- 4) 断面変化率が高い方がフィラープレートの断面力分担率が高くなる傾向となるが、断面変化率が75%でもフィラープレートの断面力分担率が14%程度と低い。また、断面変化率が同じであれば、板厚が75mmでも38mmでも断面力分担率は同等であった。そのため、厚板の場合も、部材降伏の点から、薄板と同様に低材質のフィラープレートを用いることができると考えられる。
- 5) 連結板に伝達される荷重が母板側の連結板に片寄ることで、フィラープレート側の連結板に十分な荷重が伝達される前にすべりが発生する。これが、フィラープレートを有する場合のすべり耐力低下の要因である。
- 6) フィラープレートの接合面のすべり領域は、フィラープレートを通して母板から連結板に荷重が伝達される経路により、荷重方向に対して非対称に進展している。これにより、フィラープレートの断面力は継手中央が最も高くなる特徴的な分布となる。
- 7) 断面変化率が大きく、かつ母板厚が厚い場合は、フィラープレート側の連結板の断面力が低くなる場合があった。このような場合、この連結板にも、継手部の剛性低下などの影響がない範囲において、低材質、または薄板を使用できる可能性が考えられる。

参考文献

- [4.1] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼橋編，2012.3
- [4.2] 高橋 秀幸，宮坂 淳一：フィラープレートを有する高カボルト摩擦接合継手の耐力，宮地技報，No. 11，pp. 147-152，1995.12
- [4.3] 寺尾 圭史，名取 暢：フィラーを用いた高カボルト摩擦接合継手に関する検討，横河ブリッジ技報，No. 26，pp. 66-72，1997.1
- [4.4] 土木研究所，大阪市立大学：高カボルト摩擦接合継手の設計法の合理化に関する共同研

究報告書, 共同研究報告書, 第 428 号, 2012.1

- [4. 5] Xue PENG, Toshikazu TAKAI, Honghe SUN, Takashi YAMAGUCHI : Finite Element Analysis on the Mechanical Behaviour of High Strength Bolted Friction Type Joint with Filler Plate, 18th Congress of IABSE, A-0130, pp.1635-1642, 2012.9
- [4. 6] 彭 雪, 山口 隆司, 高井 俊和, 村越 潤, 澤田 守 : 厚板多列高力ボルト摩擦接合継手の構造諸元がすべり挙動に与える影響に関する解析的研究, 土木学会論文集 A1, Vol. 69, No. 3, pp. 452-466, 2013.9
- [4. 7] 佐々木 靖雄, 西川 和廣, 村越 潤 : 省力化鋼 I 桁橋のフランジ現場継手部大型試験体の引張試験, 土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集, I-111, pp. 220-221, 1994.9
- [4. 8] 土木学会 鋼構造委員会 : 高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針 (案) , 鋼構造シリーズ 15, 2006.12
- [4. 9] 滝澤 伸二, 沢田 寛幸, 黒田 岩男, 阿部 幸長 : 鋼道路橋設計ガイドラインに基づく高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験, 橋梁と基礎, Vol. 33, No. 9, pp. 25-28, 建設図書, 1999.9
- [4. 10] 柳澤 則文, 桧山 義光, 富樫 正彦, 太田 哲司, 寺本 耕一 : 鋼桁製作の省力化によるボルト継手部について, 土木学会第 48 回年次学術講演会講演概要集, VI-144, pp. 308-309, 1993.9

第5章 高力ボルト摩擦接合継手の目違いがすべり挙動に及ぼす影響

5.1 まえがき

高力ボルト摩擦接合継手において、組立誤差などにより母板の中心線の板厚方向の偏心(以下、目違い)が生じると、ボルト締付け時に接合面に肌すきが生じることが考えられる。

高力ボルト摩擦接合継手の接合面に肌すきが生じる場合、その肌すきが大きいほどすべり耐力の低下も大きくなる。道路橋示方書[5.1]では、設計上は原則として板厚差が0となるようにフィラプレートを用いる必要があり、やむを得ない事情から板厚差が生じる場合にも、すべり係数が摩擦接合用高力ボルトの許容力の設定に適用している値以上を確保できることを確認する必要があると規定されている。また、建築学会の鋼構造部接合設計指針[5.2]によれば、すべり耐力の低下率を10%程度まで認めると肌すきは1mmまで許容され、1mm以下の板厚差はそのまま接合してもよいとされている。

一方、溶接継手の場合、道路橋示方書[5.1]によれば、開先溶接の場合、板厚方向の材片の偏心は、板厚50mm以下は板厚の10%以下、板厚50mmを超える場合は5mmまで許容されている[5.1]。この偏心は、母材の板厚差、溶接による変形、および組み立て誤差などにより生じる。

高力ボルト摩擦接合継手においても、組み立て誤差を考えると、目違いが生じることは容易に推測される。

また、肌すきがある場合、連結板の板厚が厚く、曲げ剛性が大きいほどすべり耐力が低下することがこれまでの研究で示されている[5.3~5.5]。そのため、近年、適用例が増えている厚板を対象とした評価が必要である。目違いがある場合、図5.1に示すように接合中心線に対して両側に肌すきが生じることになり、接合面を密着させるには、母板も含め継手全体を曲げ変形させる必要があり、その変形に要する荷重は大きくなる。

しかしながら、目違いのある場合の継手を対象とした研究はこれまでなされていない。そこで、目違いの影響が大きくなると考えられる母板の曲げ剛性の大きい厚板に着目し、ボルトの多列によるすべり係数の低下を排除して目違いの影響を評価するため、片側ボルト列数が3列の高力ボルト摩擦接合継手の目違いがすべり耐力やすべり挙動に与える影響についてFEM解析を実施し検討する。

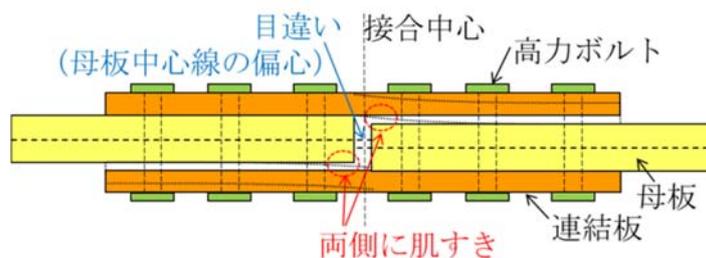


図 5.1 継手の目違いの例

5.2 解析条件

5.2.1 解析ケース

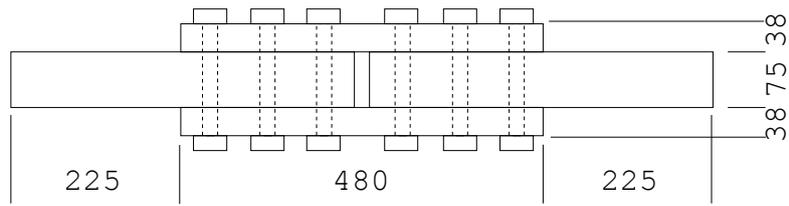
対象とする継手の諸元を表 5.1 に、形状を図 5.2 示す。解析対象は、標準すべり試験の試験体 [5.6] を参考に、多列ボルトによるすべり係数の低下や母材降伏の影響を受けずに、目違いがすべり耐力に与える影響を評価することを意図して、ボルト列数が 3 列、すべり/降伏耐力比 β が 0.65 程度のすべり先行型の継手としている。また、母板厚は、厚板である 75 mm と、比較対象の 38 mm のケースを設定している。母板間距離や母板の縁端距離は、それが長くなるとボルト締付け時に接合面の密着に有利となり、すべり耐力の低下が抑えられるが、既往の研究での実績を参照し、継手すべり試験の試験体 [5.7] を参考に、それぞれ 20 mm、40 mm としている。なお、一部の解析ケースでは、フィラープレートの有無についても設定しており、詳細は後述する。

解析モデルの概形を図 5.3 に示す。なお、モデル化の範囲は対称性を考慮して板幅方向に半分としている。表 5.1 に示した継手に対して、設定した解析ケースを表 5.2 に示す。着目するパラメータは、母板厚の他に、目違い量、接合面の密着性、およびフィラープレートの有無である。

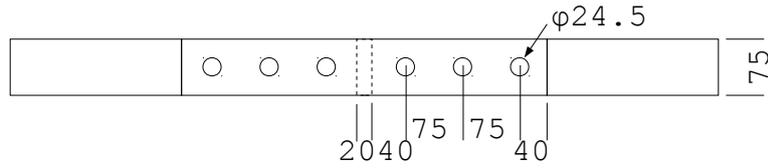
目違い量とは、図 5.3 (b) に示した図において、母板の板厚方向の中心線の紙面上下方向のずれのことを指している。目違い量として、0 mm、1 mm、2 mm、5 mm を設定している。なお、目違い量 0 mm は偏心のない場合であり、5 mm は、道路橋示方書に規定のある溶接継手の板厚方向の材片の偏心の許容量である 5 mm を参考に設定した。

表 5.1 解析対象の構造諸元

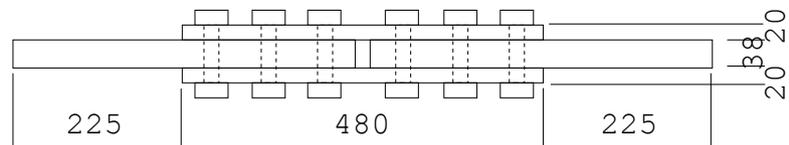
解析ケース		母板厚 75 mm	母板厚 38 mm
高力 ボルト	等級	F10T-M22	
	本数 (本)	3	
	導入ボルト軸力 (kN)	205	
	摩擦面数 (面)	2	
	摩擦係数	0.72	
すべり耐力 (A) (kN)	886		
母板, 連結板	鋼種	SM490Y	
	降伏点 (MPa)	355	
	母板厚 (mm)	75	38
	連結板厚 (mm)	38	20
	板幅 (mm)	75	120
	縁端距離 (mm)	40	
	母板間距離 (mm)	20	
	ボルト孔径 (mm)	24.5	
母板降伏耐力 (B) (kN)	1,345	1,288	
フィラー プレート	鋼種	SS400	
	降伏点 (MPa)	235	
	板厚 (mm)	※目違い量に応じて	
	板幅 (mm)	75	120
すべり/降伏耐力比 β (A)/(B)		0.66	0.69



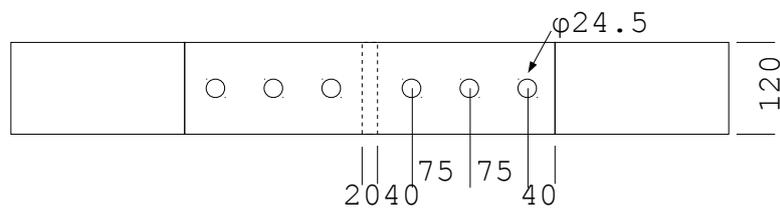
(a) 側面図 (母板厚 75 mm)



(b) 正面図 (母板厚 75 mm)

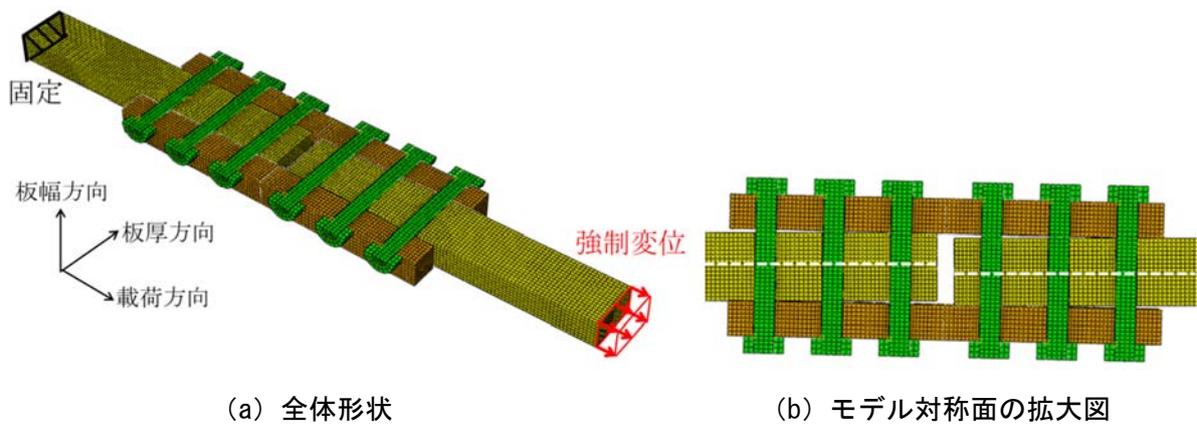


(c) 側面図 (母板厚 38 mm)



(d) 正面図 (母板厚 38 mm)

図 5.2 解析対象の継手形状



(a) 全体形状

(b) モデル対称面の拡大図

図 5.3 解析モデルの形状

表 5.2 解析ケース一覧

(a) 母板厚 75 mm のケース

ケース名		75-0s	75-1h	75-2h	75-5h	75-1s	75-2s	75-5s	75-1sf	75-2sf	75-5sf
母板厚	mm	75									
目違い量	mm	なし	1	2	5	1	2	5	1	2	5
母板の拘束条件※		拘束条件A	拘束条件B			拘束条件A					
フィラープレート板厚	mm	なし							1	2	5

(b) 母板厚 38 mm のケース

ケース名		38-0s	38-1h	38-2h	38-5h	38-1s	38-2s	38-5s	38-1sf	38-2sf	38-5sf
母板厚	mm	38									
目違い量	mm	なし	1	2	5	1	2	5	1	2	5
母板の拘束条件※		拘束条件A	拘束条件B			拘束条件A					
フィラープレート板厚	mm	なし							1	2	5

※図5.4参照（拘束条件A：密着性が良い場合，拘束条件B：密着性が悪い場合）

また，接合面の密着性として，図 5.4 に示すように，母板の板厚方向の拘束条件を 2 ケース設定している．拘束条件 A は密着性が良いケースとして，図 5.4(a) に示すように，接合面位置の母板は板厚方向に拘束せず，ボルト締付け時に母板および連結板が共に曲げ変形し接合面が密着する．対して拘束条件 B では，図 5.4(b) に示すように，接合面位置の母板も板厚方向に拘束しているため，接合面が密着するためには連結板のみが変形する必要がある，密着性が悪いケースとなっている．

実際のボルト締付け時の挙動は，橋梁の主桁継手部で上下に目違いがある場合，箱桁の下フランジ中央部は拘束条件 A に近く，ウェブに近接する箱桁下フランジ部や I 桁の下フランジ部は拘束条件 B に近いと考えられる．

フィラープレートを用いたケースは，ボルト締付け時の連結板などのたわみの影響を排除し，荷重の偏心のみの影響を確認するため設定している．図 5.5 のように肌すきが生じないように，フィラープレートは接合中心線に対し点対称に配置している．なお，道路橋示方書[5.1]では板厚が 2 mm 以下のフィラープレートは腐食等を懸念して用いないのがよいとなっており，一部の解析ケースがこの範囲に該当するが，すべり挙動の比較を目的に設定している．

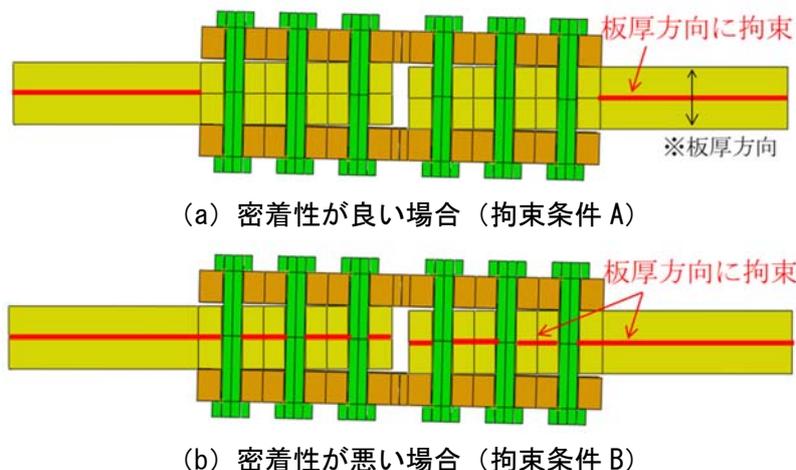


図 5.4 母板の拘束条件の違い

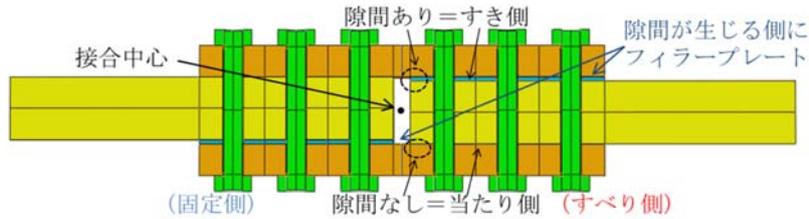


図 5.5 フィラープレートの挿入位置

5.2.2 解析手法

有限要素解析プログラムは Abaqus/Standard v6.13 を使用し、境界非線形性（接触）を考慮した弾塑性有限変位解析を行った。

計算ステップは、表 5.3 に示すように、ボルト締付けと継手の引張载荷のステップに大きく分けられる。

ボルトの締付けでは、ステップ 1 において、計算収束性の向上のためボルト軸部に 0.05 mm の強制変位で微量のボルト軸力を与え、ボルト、連結板および母板の接触面を付着させた後、荷重制御で、標準ボルト軸力の 60%を導入する。

次のステップ 2 では、導入ボルト軸力の 100%を導入する。ボルトの締付けでは、締付けたボルトの隣のボルトの軸力に影響を及ぼすことが知られており、ここでは、実施工での締付け順序を参考に、表 5.3 内の図のように、ボルト 1, 4, 次にボルト 2, 5, さらにボルト 3, 6 と内側から外側へ順に軸力を導入している。

ステップ 3 の継手の引張载荷では、図 5.3 (a) に示すように固定側の母板端を空間固定し、すべり側の母板端に一樣に 3 mm 強制変位を与え継手のすべりを発生させる。なお、このとき、板厚、板幅方向の強制変位量を 0 mm に設定し、母板端における偏心量を維持したまま引張荷重を与えている。また、連結板から母板端までの長さは、すべり挙動に影響を与えないよう図 5.2 に示すように板厚の 3 倍以上となる 225 mm としている。

表 5.3 計算ステップの構成

ボルト 締付け	ステップ1	導入ボルト軸力の60%を導入 (bolt 1,4→bolt 2,5 →bolt 3,6の順に導入)
	ステップ2	導入ボルト軸力の100%を導入 (bolt 1,4→bolt 2,5 →bolt 3,6の順に導入)
引張载荷	ステップ3	母板端に強制変位を与える

各ステップの解析におけるインクリメントは，ボルト締付け時には，最大でも目標荷重の 10% 以下，引張載荷時には 1%以下としている。

5.2.3 解析モデル

図 5.3 に示した解析モデルの形状例のように，要素分割の対象は，母板，連結板，ボルト，座金，フィラープレートである．要素長が 5 mm 程度の 8 節点低減積分ソリッド，およびボルト軸部の中心は 6 節点完全積分ソリッドで要素分割している．解析モデルの節点数は，母板厚の違いにより 4 万～5 万程度となっている．

標準すべり試験 [5.6] と同様に接合面に固定側とすべり側を設定し，意図した接合面が先行してすべるようにしている．接合面のすべり側の摩擦係数は，接合面に無機ジンクリッチペイントを塗布した継手のすべり耐力を評価する FEM 解析 [5.8] で採用した 0.72 を設定している．なお，ここではすべり耐力を検討対象としており，すべり発生以降の動摩擦状態は評価の対象としていないことから，動摩擦係数は静止摩擦係数と同じ値を設定している．

目違いがないケースおよびフィラープレートを挿入するケースでは，接合面が初期から密着しているため，接合面を構成する母板，連結板およびフィラープレートの表面の節点を Abaqus における拘束の機能（結合）を用いて固定側を設定している．また，初期に母板と連結板の間に隙間がある目違いのケースでは，結合の機能を用いるとボルト締付けに応じて隙間が閉じて密着する挙動が再現できないため，固定側の接合面の摩擦係数を 1.0 に，ボルト軸力を標準ボルト軸力 226 kN の 20%増しである 271 kN とし，すべり耐力を上げるとともに，図 5.6 に示すように母板と連結板を大きな剛性のばね要素で結合し，固定側が先にすべらないようにしている．

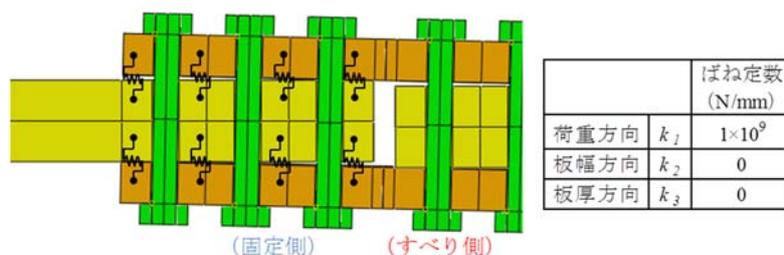
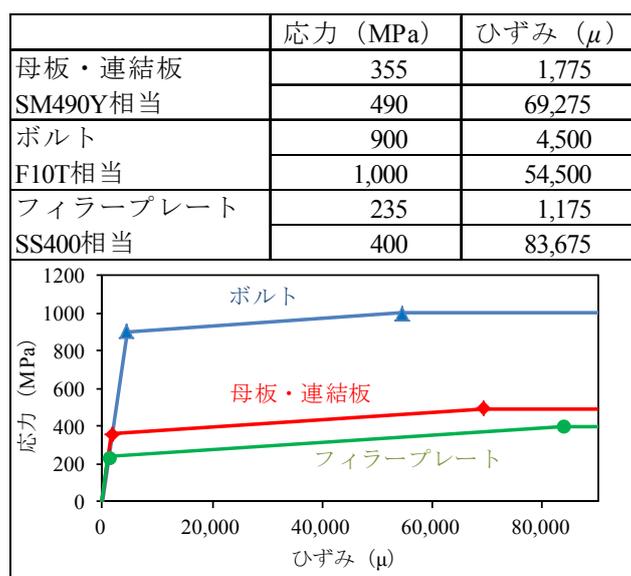


図 5.6 固定側接合面のばね要素の配置

5.2.4 材料特性

母板および連結板は SM490Y，ボルトは F10T，フィラープレートは SS400 とし，表 5.4 に示す応力-ひずみ関係を与えている．なお，いずれの材料ともヤング係数は $200,000 \text{ N/mm}^2$ ，ポアソン比は 0.3，降伏後の 2 次勾配はヤング係数の 100 分の 1 としている．

表 5.4 解析に与えた応力-ひずみ関係



5.3 解析結果および考察

5.3.1 解析におけるすべり発生の定義

解析における継手のすべり発生については、既往の研究[5.7~5.9]を参考にすべり試験との整合性が確認されている、母板と連結板のずれ量である内側相対変位が 0.2 mm に達した時点とし、その時点における継手引張力をすべり荷重としている[5.7~5.9]。内側相対変位の着目位置は、標準すべり試験では母板端から 10~20 mm[5.6]と示されていることから、解析では図 5.7 に示すように、母板端から 15 mm の位置にもっとも近い節点とした。

また、図 5.7 に示すように継手内側において母板と連結板に隙間がある側（以下、すき側）と、隙間がない側（以下、当たり側）で発生する相対変位に差が生じたため、それぞれの相対変位および両者の平均に着目してすべり荷重を決定している。なお、フィラープレートを挿入するケースおよび目違いのないケースは、接合面に肌すきが生じないが、図 5.5 および図 5.8 に示すように目違いケースに対応して「すき側」「当たり側」と便宜的に呼ぶこととする。フィラープレートの挿入側である「すき側」は、母板とフィラー間、およびフィラーと連結板間の合計の相対変位で評価している。

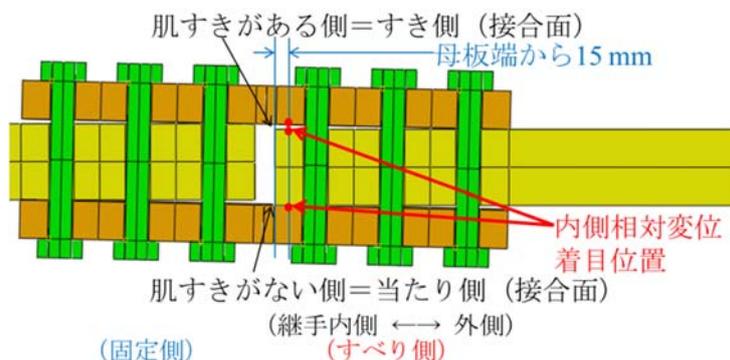


図 5.7 相対変位の着目位置

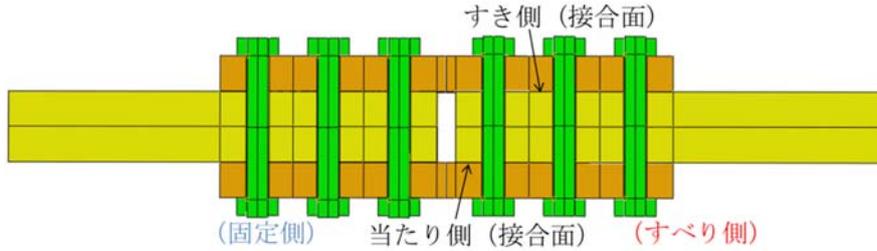


図 5.8 相対変位の着目位置

5.3.2 解析結果

表 5.5 に解析で得られたボルト軸力，すべり荷重，すべり係数およびボルト締付け完了時点の板すき量の一覧を示す．すべり係数は式(5.1)～(5.4)により算出している．すべり試験では，ボルト締付け直後からボルトのリラクゼーションによりボルト軸力が変化するため，ボルト軸力 N_1 と N_2 が異なる．しかしながら，本解析ではリラクゼーションを考慮していないため，すべり係数 μ_1 と μ_2 は同じ値となる．残存肌すき量とは，相対変位計測位置における荷重作用方向に対して直角方向の接合面の肌すき量を計測したものである．

$$\mu_0 = \frac{P_{sl}}{m n N_0} \quad (5.1)$$

$$\mu_1 = \frac{P_{sl}}{m n N_1} \quad (5.2)$$

$$\mu_2 = \frac{P_{sl}}{m n N_2} \quad (5.3)$$

$$\mu_3 = \frac{P_{sl}}{m n N_3} \quad (5.4)$$

ここに，

- μ_0 : 設計ボルト軸力に対するすべり係数
- μ_1 : 締付けボルト軸力に対するすべり係数
- μ_2 : 試験前ボルト軸力に対するすべり係数
- μ_3 : すべり時ボルト軸力に対するすべり係数
- P_{sl} : すべり荷重 (kN)
- m : 摩擦面数 (2面)
- n : ボルト本数 (3本)
- N_0 : 設計ボルト軸力 (205 kN)
- N_1 : 締付けボルト軸力 (kN)
- N_2 : 試験前ボルト軸力 (kN)
- N_3 : すべり時ボルト軸力 (kN)

表 5.5 解析結果一覧

(a) 母板厚 75 mm の場合

ボルト軸力 着目タイミング	相対変位 着目位置	75-0s	75-1h	75-2h	75-5h	75-1s	75-2s	75-5s	75-1sf	75-2sf	75-5sf	
		設計	615									
ボルト軸力 (kN) ※片側3本合計	締め付け時	—	615	608	585	455	615	615	493	615	615	614
	すべり時	当たり側	589	558	517	349	586	586	462	590	589	590
		すき側	589	566	526	379	586	587	466	590	589	590
		両側平均	589	562	523	355	586	586	462	590	589	590
すべり荷重 (kN)	—	当たり側	858	755	682	456	813	801	605	851	851	851
		すき側	858	602	480	188	813	795	545	851	851	851
		両側平均	858	685	569	332	813	801	605	851	851	851
すべり係数	μ_0 (設計)	すき側	0.70	0.49	0.39	0.15	0.66	0.65	0.44	0.69	0.69	0.69
	μ_1 (締め付け時)	すき側	0.70	0.50	0.41	0.21	0.66	0.65	0.55	0.69	0.69	0.69
	μ_3 (すべり時)	すき側	0.73	0.53	0.46	0.25	0.69	0.68	0.58	0.72	0.72	0.72
残存肌すき量 (mm)	締め付け前	当たり側	0.00	0.06	0.01	0.31	0.06	0.01	0.31	0.00	0.00	0.00
		すき側	0.00	0.85	1.72	4.69	0.85	1.72	4.69	0.00	0.00	0.00
	締め付け完了時	当たり側	0.00	0.00	0.00	0.01	0.00	0.00	0.01	0.00	0.00	0.00
		すき側	0.00	0.61	1.38	4.34	0.00	0.00	0.04	0.00	0.00	0.00

(b) 母板厚 38 mm の場合

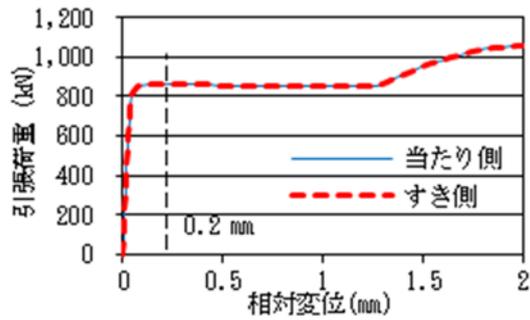
ボルト軸力 着目タイミング	相対変位 着目位置	38-0s	38-1h	38-2h	38-5h	38-1s	38-2s	38-5s	38-1sf	38-2sf	38-5sf	
		設計	615									
ボルト軸力 (kN) ※片側3本合計	締め付け時	—	615	615	608	429	615	615	614	615	615	615
	すべり時	当たり側	583	560	544	382	584	585	578	584	584	585
		すき側	583	562	548	384	584	585	579	584	585	585
		両側平均	583	561	546	382	584	585	578	584	584	585
すべり荷重 (kN)	—	当たり側	847	781	688	456	841	825	795	845	844	843
		すき側	847	725	583	402	841	825	792	845	844	842
		両側平均	847	770	654	449	841	825	795	845	844	843
すべり係数	μ_0 (設計)	すき側	0.69	0.59	0.47	0.33	0.68	0.67	0.64	0.69	0.69	0.68
	μ_1 (締め付け時)	すき側	0.69	0.59	0.48	0.47	0.68	0.67	0.65	0.69	0.69	0.68
	μ_3 (すべり時)	すき側	0.73	0.64	0.53	0.52	0.72	0.71	0.68	0.72	0.72	0.72
残存肌すき量 (mm)	締め付け前	当たり側	0.00	0.06	0.12	0.32	0.06	0.12	0.32	0.00	0.00	0.00
		すき側	0.00	0.85	1.72	4.67	0.85	1.72	4.67	0.00	0.00	0.00
	締め付け完了時	当たり側	0.00	0.06	0.09	0.15	0.01	0.01	0.00	0.00	0.00	0.00
		すき側	0.00	0.60	1.28	4.14	0.01	0.02	0.04	0.00	0.00	0.00

5.3.3 荷重—相対変位関係

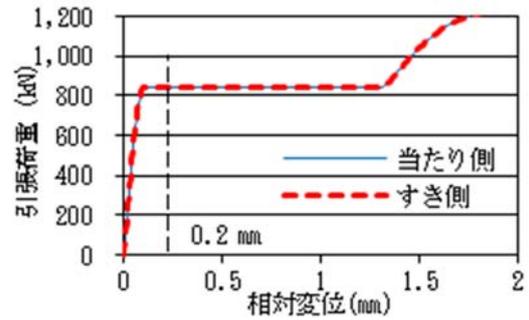
荷重—相対変位関係の一例を図 5.9 に示す。相対変位の着目位置は図 5.7 に示している。

図 5.9(a) のように板厚が 75 mm で目違いがない場合は、便宜的に設定した当たり側、すき側とも、相対変位量に差がなく、相対変位が 0.2 mm 時点の荷重は 858 kN である。また、板厚 38 mm の図 5.9(d) も同様に相対変位に差がない。なお、相対変位が 1.3 mm 程度で再度引張荷重が上昇する傾向は、ボルト軸部と母板のボルト孔壁が接触し支圧状態となったためである。

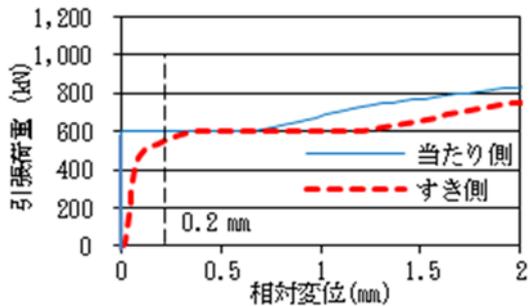
対して、図 5.9(b) および(e) の目違いがあるケースでは、同じ荷重段階でも当たり側、すき側の相対変位量が等しくなく、すき側の相対変位が大きくなっている。図 5.9(b) の板厚 75 mm の場合は、当たり側の内側相対変位 0.2 mm 時点の荷重は 605 kN、すき側の相対変位 0.2 mm 時点の荷重は 545 kN である。858 kN と 605 kN の差は母板、連結板の弾性変形によりボルト軸力が費やされ



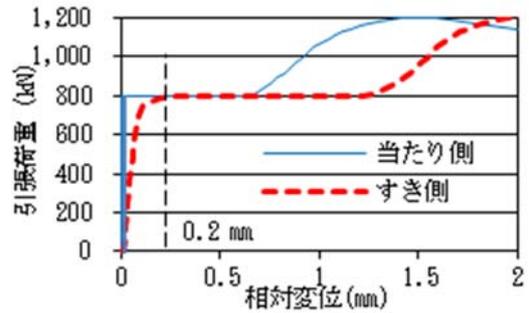
(a) 75-0s (目違いなし)



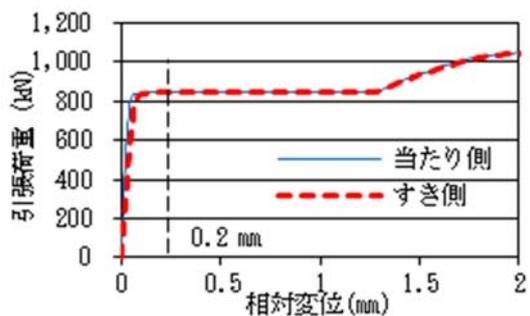
(d) 38-0s (目違いなし)



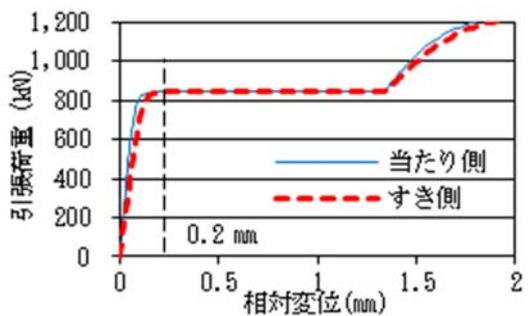
(b) 75-5s (目違い 5 mm)



(e) 38-5s (目違い 5 mm)



(c) 75-5sf (目違い 5 mm, フィラーあり)



(f) 38-5sf (目違い 5 mm, フィラーあり)

図 5.9 荷重—相対変位関係

た分、さらに 605 kN と 545 kN の差は、同じ荷重レベルでも当たり側よりすき側の相対変位が大きくなる不均等の影響である。すき側に着目すれば、引張荷重の低い段階で相対変位が 0.2 mm に達しすべり発生となるため、すべり荷重が低く、すべり係数が低くなったと考えられる。この相対変位の不均等は、すき側の接触圧の方が低いため、連結板と母板の摩擦による拘束が小さくなり、相対変位が大きくなったために生じたと考えられる。

図 5.9 (b) および (e) の目違いのあるケースで板厚 75 mm と 38 mm とを比較すると、板厚 75 mm の方が相対変位 0.2 mm 時の荷重の差が大きく、相対変位の不均等が大きくなっている。板厚の厚い方が曲げ剛性が高く、目違いがある場合に密着性が低くなるためと考えられる。

また、図 5.9 (c) および (f) のように目違いが 5 mm ある場合でもフィラープレートを挿入することにより、当たり側、すき側の相対変位の不均等が軽減され、相対変位量はほぼ等しくなる。ただし、すき側の相対変位が大きいため、目違い量が多い場合など、条件によってはフィラープレートを挿入するとすべり係数が低下すると考えられる。

5.3.4 接合面の密着状況

図 5.7 に示した継手コバ面の相対変位の計測位置における残存肌すき量を図 5.10 に示す。図中には、ボルト締付け前の残存肌すき量のすき側と当たり側の合計、および締付け完了時の残存肌すき量で、すき側と当たり側の内訳を示している。

目違いがありフィラープレートを挿入していないケースでは、密着性の良い拘束条件 A のケースでは、ボルト締付け後の板すき量が当たり側とすき側の合計で最大でも 0.05 mm と、ほぼ密着が確保されている。それに対して、密着性が悪い拘束条件 B のケースでは、ボルト締付け完了時の板すき量は締付け前の 75%前後の 0.6~4.5 mm 程度と実物で外観から観察可能と思われる幅の肌すきが残った。

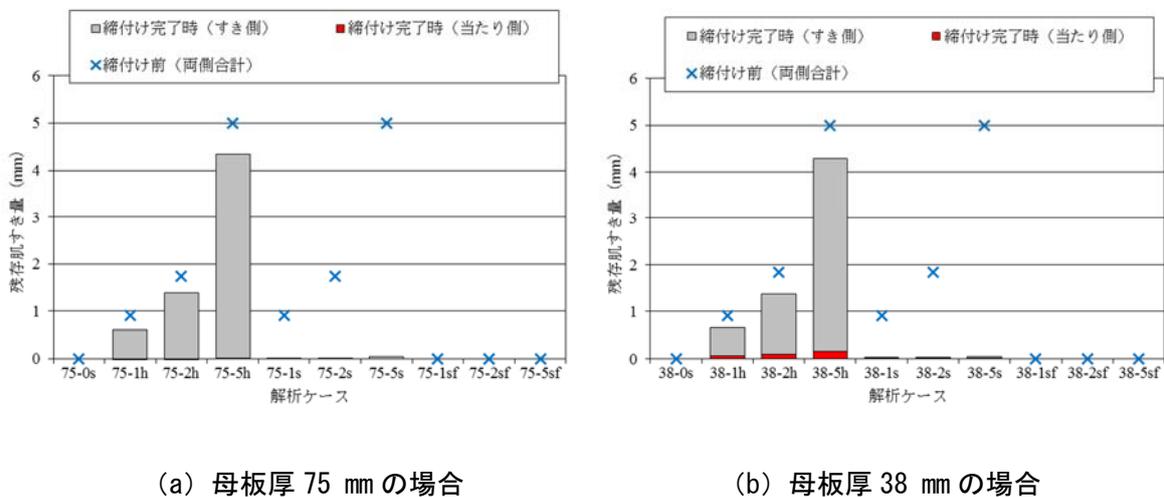
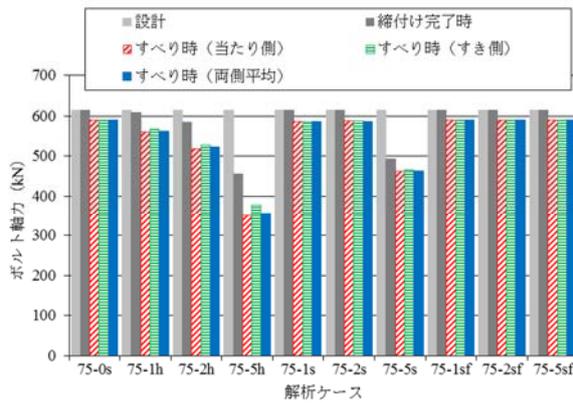


図 5.10 締付け完了時の残存肌すき量

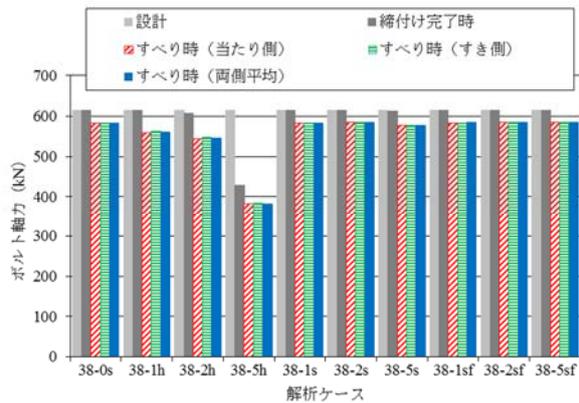
5.3.5 ボルト軸力

ボルト軸力の比較を図 5.11 に示す。示した値はすべり側のボルト 3 本の合計値である。また、締付け完了時の各ボルトの軸力の比較を図 5.12 に示す。なお、締付け完了時とは、ボルトを順番に締付け、全部のボルトの締付けが完了した時点の値である。

図 5.11 で、まず、締付け完了時に着目すると、目違いのないケース、フィラープレートを挿入したケース、密着性の良い拘束条件 A の目違いケースの一部では、締付け完了時のボルト軸力が設計ボルト軸力とほぼ等しい。対して、締付け完了時のボルト軸力が低下しているケースでは、目違い量が大きいほど、その低下量も大きい。これは、ボルトを順に締付ける過程において、接合面に残存する肌すきの影響で連結板が変形し、すでに締付けたボルト軸力が低下したためである。このことは、図 5.12 に示す各ボルト軸力の比較において、最初に締付けが完了する bolt 1 の軸力が大きく下がっていることから確認できる。

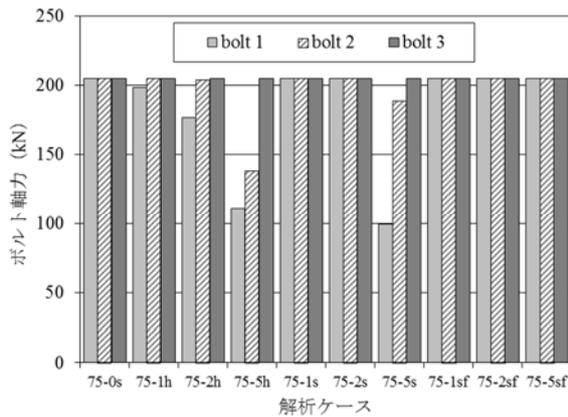


(a) 母板厚 75 mm の場合

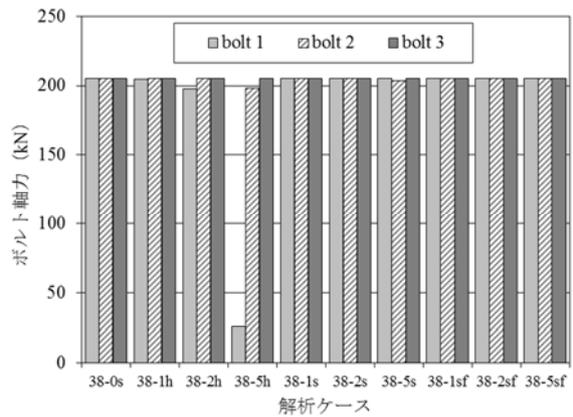


(b) 母板厚 38 mm の場合

図 5.11 ボルト軸力の比較 (3本合計)



(a) 母板厚 75 mm の場合



(b) 母板厚 38 mm の場合

図 5.12 ボルト締付け完了時の各ボルトの軸力

また、図 5.11 で、密着性が悪い拘束条件 B のケースは他のケースに比べてボルト軸力の低下が大きい。また、連結板の曲げ剛性が低い 38 mm の方が、75mm に比べてボルト軸力の低下が少ない。ただし、図 5.12 (b) の 38-5h では、bolt 1 のボルト軸力が著しく低下している。これは、bolt 1 を 100% の軸力で締付けたときに、肌すきが残っていたこと、母板厚が 75 mm のケースと比較して板厚がほぼ半分であり連結板の曲げ剛性が小さいこと、連結板の母板間部分が曲げにより降伏することから、隣の bolt 2 を締付けたときに連結板がたわみ、ボルト軸力が低下したためと考えられる。なお、38-5h の bolt 2 のボルト軸力がほとんど低下しないのは、bolt 2 を 100% の軸力で締付けた時点で接合面が密着し、後から bolt 3 を締付けた影響が小さかったためと考えられる。

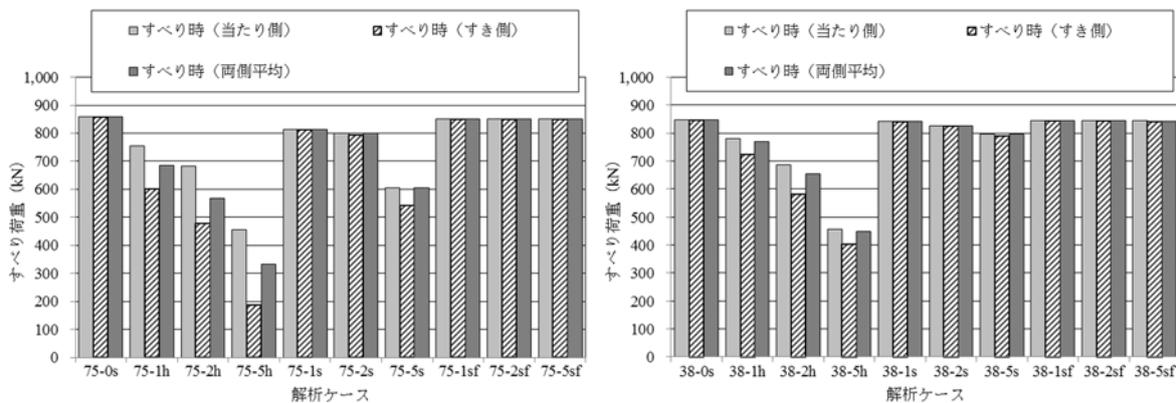
すべてのケースで締付け完了時よりすべり時のボルト軸力が低下している原因は、継手に作用させた引張力によって母板および連結板が伸び、ポアソン効果による板厚減少によってボルト軸力が低下したためである。

5.3.6 すべり荷重

すき側の内側相対変位に着目して決定したすべり荷重の比較を図 5.13 に示す。

すべり荷重は、密着性の良い拘束条件 A のケースの一部 (75-5s) や密着性の悪い拘束条件 B のケースにおいて目違いのないケースよりも低下している。その傾向は、ボルト軸力と同様で目違い量が大きいほどすべり荷重の低下量が大きい。また、38-5s のケースでは、ボルト軸力は目違いのないケースと同等であるのに対して、すべり荷重は低下している。ボルト締付では接合面が密着し、所定のボルト軸力が導入されたものの、ボルト軸力が連結板の弾性変形に消費され、接合面の支圧力が減少したため、すべり荷重が低下したものと考えられる。したがって、外観上、接合面が密着した場合であっても、目違いがある継手ではすべり耐力の低下が生じ得ることを示している。締付け後に目違いの有無を把握できない場合があることを考えると、ボルト締付け前に母板の目違いがないかを把握し、フィラーの挿入などを検討する必要がある。

密着性が悪い拘束条件 B のケースでは、すべり荷重を決定するときの着目する相対変位が当たり側とすべり側とでは異なり、結果としてすべり荷重が異なっている。この原因は、ボルト締付け完了時に肌すきが残ри、すき側は接合面の摩擦による拘束が少なく、すべり発生の基準である内側相対変位 0.2 mm に達するタイミングが早くなったためと考えられる。



(a) 母板厚 75 mm の場合

(b) 母板厚 38 mm の場合

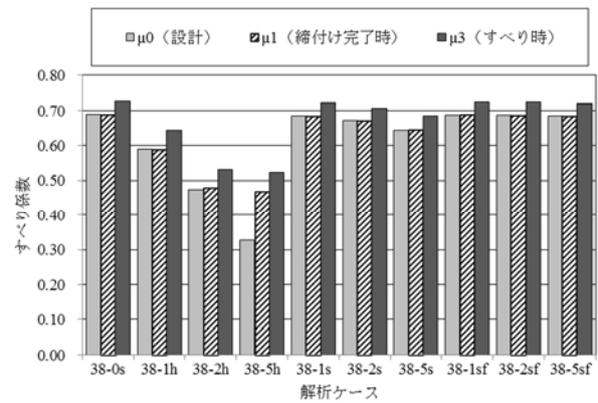
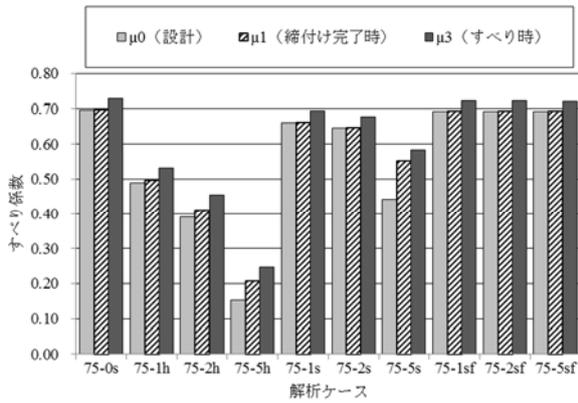
図 5.13 すべり荷重の比較 (すき側)

5.3.7 すべり係数

すき側の相対変位に着目した場合のすべり係数の比較を図 5.14 に示す。各すべり係数は式(5.1), (5.2), (5.4)に基づき算出した。

設計ボルト軸力に対するすべり係数 μ_0 が他のすべり係数 μ_3 より低い。これはすべり発生時点のボルト軸力が、所定のボルト軸力よりも低いためである。

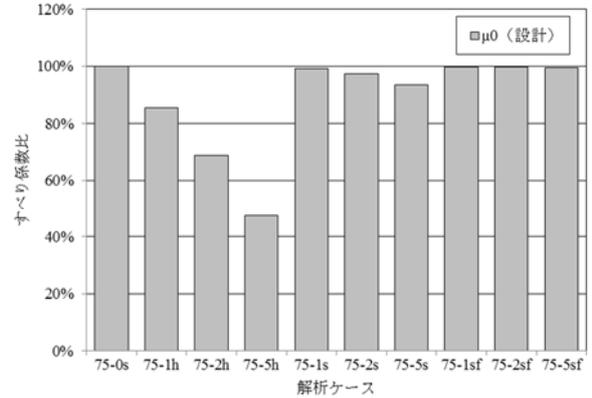
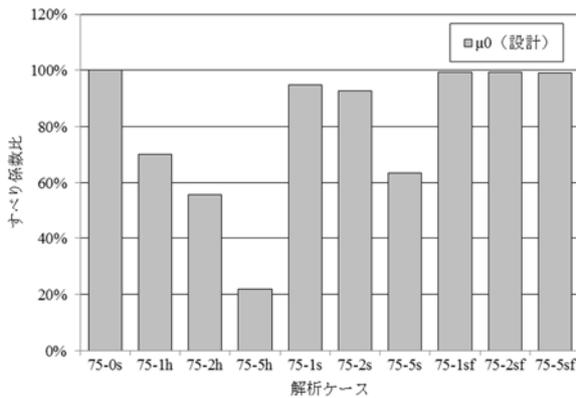
目違いのないケースに対する各ケースのすべり係数 μ_0 の比較を図 5.15 に示す。



(a) 母板厚 75 mm の場合

(b) 母板厚 38 mm の場合

図 5.14 すべり係数の比較 (すき側)



(a) 母板厚 75 mm の場合

(b) 母板厚 38 mm の場合

図 5.15 すべり係数 (μ_0) の比較 (すき側)

フィラープレートを挿入したケースでは、目違いのない場合のすべり係数と等しい。目違いのある密着性の良い拘束条件 A のケースでは、すべり係数の低下が 10%以下となるケースがほとんどであるが、75-5s のケースのように、外観上、接合面が密着していてもすべり係数が 40%も低下する場合もあり注意が必要である。

また、密着性が悪いケースである拘束条件 B の場合では、15%~80%程度すべり係数が低下している。接合面には肌すきが残っており、ボルト締付け完了時にボルト軸力の多くが連結板の変形に消費されたり、ボルトを順に締付けときにすでに締付けを完了したボルトが緩んだりしたことが原因である。

5.4 まとめ

本章では、母板が板厚方向に偏心した目違いのある高力ボルト摩擦接合継手を対象に、目違いがすべり挙動に及ぼす影響を FEM 解析により、目違い量とボルト締付け後の残存肌すき、また、すべり係数低下との関係などに着目して検討した。得られた主な結論を以下にまとめる。

- 1) 継手の母板に目違いがあり、ボルト締付け後も母板と連結板に肌すきが残る場合は、目違いのない場合と比べ設計ボルト軸力に対するすべり係数が 15%~80%程度大きく低下した。その低下の度合いは、目違い量が大きいほど、板厚が厚いほど大きくなる傾向となった。
- 2) 目違いがあるものの接合面の密着性がよい拘束条件 A でボルト締付けによって接合面が密着する場合は、ほとんどのケースにおいてすべり係数の低下が 10%前後までとなり、密着性が悪い拘束条件 B のケースの 15~80%程度低下と比べると、すべり係数の低下の割合は小さくなった。
- 3) ただし、75-5s のケースでは、ボルト締付け後、接合面が密着したものの、すべり耐力が最大で 40%程度も低下する結果が得られた。このことは目違いがある場合、外観上接合面が密着していてもすべり耐力が下がる場合があり得ることを示している。
- 4) 母板の目違いがある場合でも、その目違い量に合わせた板厚のフィラープレートを挟み、連結板および母板にボルト締付け完了時に曲げが生じないようにすることで、目違いのない継手と同等のすべり係数が得られた。

参考文献

- [5.1] 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼橋編，2012.3
- [5.2] 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，第2版，2006.3
- [5.3] 玉井 清一，矢頭 恒友：摩擦接合に関する一実験，土木学会第20回年次学術講演会講演概要集，I-82，pp. 82-1~82-2，1965
- [5.4] 西村 昭，小野 精一：肌すきを有する摩擦接合の力学的性状について，土木学会第26回年次学術講演会講演概要集，I-220，pp. 651-654，1971
- [5.5] 秋山 寿行，木村 充，西村 宣男：母材板厚差のある高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力，土木学会第60回年次学術講演会講演概要集，I-173，pp. 343-344，2005.9
- [5.6] 土木学会鋼構造委員会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案），鋼構造シリーズ15，2006.12
- [5.7] 土木研究所，大阪市立大学：高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化に関する共同研究報告書，共同研究報告書，第428号，2012.1
- [5.8] 高井 俊和，彭 雪，山口 隆司，山階 清永：各種のばらつきが厚板鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に与える影響に関する研究，鋼構造論文集，第21巻，第82号，pp. 15-27，日本鋼構造協会，2014.6

- [5.9] 彭 雪, 山口 隆司, 高井 俊和, 村越 潤, 澤田 守 : 厚板多列高力ボルト摩擦接合継手の構造諸元がすべり挙動に与える影響に関する解析的研究, 土木学会論文集 A1, Vol. 69, No. 3, pp. 452-466, 2013.9

第6章 各種の製作誤差が厚板鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に及ぼす影響

6.1 まえがき

構造物の設計法が、従来の仕様規定を中心とした許容応力度設計法から、部分係数を基本とした限界状態設計法に移行する中で、鋼道路橋の設計法も性能規定化を踏まえた部分係数設計法へ移行に向けた調査、研究[6.1]がなされている。

部分係数設計法で体系化された、Eurocode [6.2, 6.3]によれば、高力ボルト摩擦接合継手の設計において、抵抗側の部分安全係数として、連結する部材断面の強度に対する係数や、すべり抵抗に対するものといった継手機構部の強度に対する係数が規定されている。これらの係数には推奨値が示されているが、各国で異なる係数の設定も許されており、各国の実情にあわせた係数の適用が可能となっている。

したがって、わが国においても、わが国の実情に合った継手の設計に必要な部分係数を設定するために、各種の不確定要因が継手強度に与える影響を定量的に把握しておくことが重要である。

既往の高力ボルト摩擦接合継手を対象とした信頼性評価に関する研究では、西村[6.4]は、締付ボルトの軸力測定を行い、軸力のばらつきが正規分布に従うことを示した上で、軸力のばらつきとすべり試験結果から、ボルト軸力の和とすべり荷重には比例の関係にあることを明らかにした。また、設計ボルト軸力を割増した標準ボルト軸力について軸力の変動に着目して継手のすべり発生確率を指標に評価している。石原[6.5]は2主桁橋の下フランジ部の継手を対象にボルト軸力の変動に着目し、継手のすべり発生確率を評価し、その確率が 10^{-7} 程度と小さいことを示している。皆田ら[6.6]は、ボルト孔周辺に発生する応力に着目した疲労強度を破壊確率に基づき評価している。また、亀井ら[6.7]は、ボルト軸力と母材降伏点の変動、および母板と連結板とのボルト孔の位置ずれのすべり耐力への影響を、FEM解析を用いたモンテカルロシミュレーションで評価し、ばらつき分布の下限でも設計すべり係数を上回ることを示している。

しかし、これらの研究で対象としている継手の板厚は最大でも45 mm程度であり、近年増加しつつある極厚板の継手を対象とした検討ではない。極厚板の継手では、降伏先行型となったり、板の初期たわみの影響が大きくなったり、ボルトが多列化するなど、すべり係数が低減する要因を多く抱えることになる。したがって、すべり耐力に与えるこれらの要因の影響度を評価できれば、より合理的な設計や実構造物の実現が可能になると考えられる。そこで、本章では、母板厚75 mmの極厚板の継手を対象に、構成する鋼板や、組み立てに関係する各種ばらつきに着目し、それらのばらつきが継手のすべり耐力に与える影響について検討することとした。ここで得られた成果をより充実させることで、部分係数を用いた限界状態設計法のための基礎的資料が得られることになり、継手部の合理化設計に貢献できる。

実験で得られるすべり耐力が、各種のばらつきを含んだ結果として変動係数が13%程度[6.8]ばらつく場合があること、多列ボルトや降伏先行型の継手はすべり係数が低下することで、ボル

ト本数とすべり耐力の関係だけでなく、ばらつきの影響も非線形になることなどから、本章ではパラメトリックな FEM 解析を行い検討することとした。

6.2 製作誤差の統計量

6.2.1 調査の概要とその方法

継手のすべり耐力に関連する各種ばらつきの実態を把握し、FEM 解析で検討する際に実態に即したばらつき量を与えるため調査を行った。

着目するばらつきのパラメータ（以下、不確定変数）は、継手のすべり挙動に影響すると考えられるもので、連結する部材断面の強度に対する因子として鋼材の板厚、板幅、降伏点、ヤング係数、ポアソン比、板そり、継手機構部に対する因子としてすべり係数、ボルト軸力、無機ジンクリッチペイント（以下、無機ジンク）の塗膜厚とした。

なお、すべり係数は、他の不確定変数と異なり、すべり試験結果から求められる。そのため、導入されたボルト軸力や、ボルト軸力のリラクゼーションのなどの要因のばらつきが含まれるが、これらの要因はできるだけ排除して評価することとし、不確定変数の一つとして扱っている。

6.2.2 調査方法

ここで対象とする厚板継手のすべり試験を扱っている文献[6.9, 6.10]から、ばらつきの統計量として平均値と標準偏差を求めた。ただし、降伏点、ヤング係数、ポアソン比は、これらの文献からでは標本数が不十分であることから、過去の鋼材のばらつき調査の文献[6.11~6.13]を参照した。

平均値は加重平均で、標準偏差は全標本の平均値まわりの標準偏差を求めている。なお、不確定変数は、文献[6.11]を参考に、設計値または公称値で無次元化している（板そりを除く）。その無次元化の方法を表 6.1 に示す。板そりは図 6.1 のように接合面側の基準線に対する中央部のたわみ量としている。

表 6.1 統計量の無次元化方法

不確定変数	無次元化の方法
降伏点 σ_y	測定値/降伏点下限
ヤング係数 E	測定値/公称値(*1)
ポアソン比 ν	測定値/公称値(*2)
板厚 t	測定値/設計値
板幅 W	測定値/設計値
板そり $—$	そり量/そり計測区間長
すべり係数 μ	測定値/設計すべり係数(*3)
ボルト軸力 N	測定値/標準ボルト軸力(*4)
塗膜厚 $—$	測定値/設計値

(*1) 200,000 N/mm² (*2) 0.3

(*3) 0.45 (*4) 205 kN

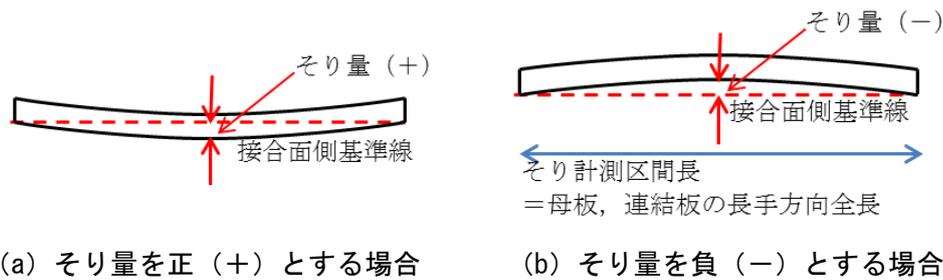


図 6.1 そり量の測定方法

6.2.3 製作誤差の調査結果

得られた結果を表 6.2 に示す。統計量の標本数は、多いもので 13,442、少ないもので 27 である。なお、すべり係数は、接合面処理やすべり/降伏耐力比 β などによって傾向が異なることから、収集したデータはいずれも無機ジンクを塗布し、 β が 0.5 以下のすべり先行型のみとしている。

ばらつきの大きさを変動係数で比べると、板厚、板幅の変動係数は 0.5% 程度と小さいのに対して、鋼材の降伏点、ポアソン比、塗膜厚の変動係数は 10% 前後、ヤング係数、すべり係数、ボルト軸力は 5% 前後と大きい。

表 6.2 のすべり係数で、 μ はすべり荷重をすべり試験の開始直前のボルト軸力で除して求めたものである。また、 μ_3 はすべり荷重をすべりが発生した時点のボルト軸力で除して求めたものであるから、接合面の摩擦係数をほぼ示していると考えられる。 μ と μ_3 のばらつきの大きさを変動係数で比較すると、1% 程度の差しかないことから、いずれの値ともばらつきはほぼ同等である。

表 6.2 得られた統計量

不確定変数	文献	標本数	統計量		
			平均値 m	標準 偏差 σ	変動 係数
降伏点 σ_y	[6.11-6.13]	13,442	1.1592	0.1078	9.3%
ヤング係数 E	[6.11-6.12]	943	1.0009	0.0475	4.7%
ポアソン比 ν	[6.11-6.12]	459	0.9293	0.0895	9.6%
板厚 t	[6.9]	2,520	1.0085	0.0056	0.6%
板幅 W	[6.9]	1,260	1.0104	0.0048	0.5%
板そり	[6.9]	222	0.0002	0.0011	—
すべり係数 μ μ_3	[6.9]	27	1.5901	0.0751	4.7%
			1.6955	0.0959	5.7%
ボルト軸力 N	[6.9]	303	0.9560	0.0190	2.0%
塗膜厚	[6.10]	60	1.1148	0.1147	10.3%

6.3 接合面の塗膜厚の誤差の影響

後述する継手の解析では、無機ジンクを塗布した継手のすべり試験を対象としているが、現状の解析では無機ジンク膜厚の違いを考慮する方法が確立されておらず、無機ジンク膜厚のばらつきの影響は実験結果から検討することとした。

塗膜厚の測定結果の統計量を表 6.2 にすべり試験から得られたすべり係数と片面塗膜厚の関係を図 6.2 にそれぞれ示す。なお、試験体の目標塗膜厚は $50\mu\text{m}$ と $150\mu\text{m}$ である。すべり係数は、すべり荷重をボルト締付け時に実際に導入されたボルト軸力（ボルト導入軸力）で除して求めている。

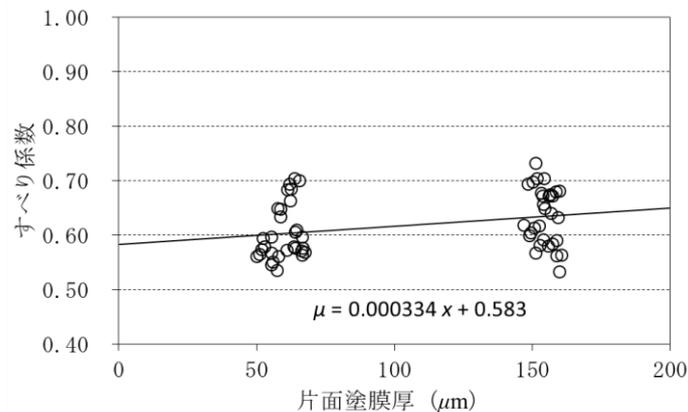


図 6.2 すべり係数と片面塗膜厚の関係

図 6.2 より、塗膜厚の厚い方が、すべり係数が若干高いが、その勾配は小さく、この範囲でばらつきが生じててもすべり係数はあまり変化していない。また、塗膜厚は目標塗膜厚付近に集中して分布している。さらに、ばらつきは目標塗膜厚によらずほぼ等しく、変動係数は異なっていると考えられる。そのため、目標塗膜厚ごとに統計量を再度整理した。その結果を表 6.3 に示す。

道路橋示方書では、無機ジンの塗装条件として、片面塗膜厚が $50\mu\text{m}$ 以上かつ合計塗膜厚が $100\sim 200\mu\text{m}$ と規定されており、実際の片面塗膜厚の範囲は $50\sim 150\mu\text{m}$ となる。この範囲の中央値である $75\mu\text{m}$ の標準偏差は、表 6.3 の値から線形補完して求めると、 $5.12\mu\text{m}$ となる。

平均値を m 、標準偏差を σ とするとき、ばらつきの平均値寄りの約 95% の割合で上下限となるのが $m \pm 2\sigma$ であるから、片面塗膜厚 $75\mu\text{m}$ の 2σ のばらつきは、 $10.2\mu\text{m}$ となる。 2σ に対するすべり係数への影響は、 $0.000334 \times 10.2 = 0.0034$ となり、すべり係数の平均値に対して 0.5% の影響となる。

道路橋示方書で多列の場合のすべり係数の低減係数が 2% 刻みで与えられているが、これと比較しても、塗膜厚のばらつきがすべり耐力に与える影響は小さいと考えられる。

表 6.3 塗膜厚のばらつき

		目標塗膜厚		合計
		50 μm	150 μm	
試験体数 (体)		30	30	60
すべり係数 塗膜厚 (μm)	平均値 m	0.603	0.635	0.619
	平均値 m	60.0	154.5	-
	標準偏差 σ	5.30	3.84	-
	変動係数	8.84%	2.48%	-

6.4 解析条件

6.4.1 解析モデル

(1) 解析手法と要素分割

有限要素解析プログラムは Abaqus/Standard v6.9 を用い、境界非線形性を考慮した弾塑性有限変位解析を行った。解析モデルにおける使用要素、要素形状、境界条件は文献[6.9, 6.14]で示されたものと同じである。

要素は 8 節点ソリッド低減積分要素を基本としている。要素に大変形が生じないこと、局所的な応力集中を評価しないことから、要素サイズは 1 辺が 5 mm 程度で均等としている。モデル化の対象は、母板、連結板、ボルト、ワッシャーであり、その形状の例を図 6.3 に示す。モデル化の範囲は、図 6.4 に示すように、形状、荷重、拘束の対称性、モデルの製作性や計算安定性を考慮して、「解析シリーズ」ごとに 1/4 モデルもしくは 1/8 モデルとしている。なお、ここで対象とした解析ケースでは、いずれのモデル化範囲を選択してもすべり耐力の評価に差異がないことを確認している。解析モデルの節点数は、2 万～15 万である。

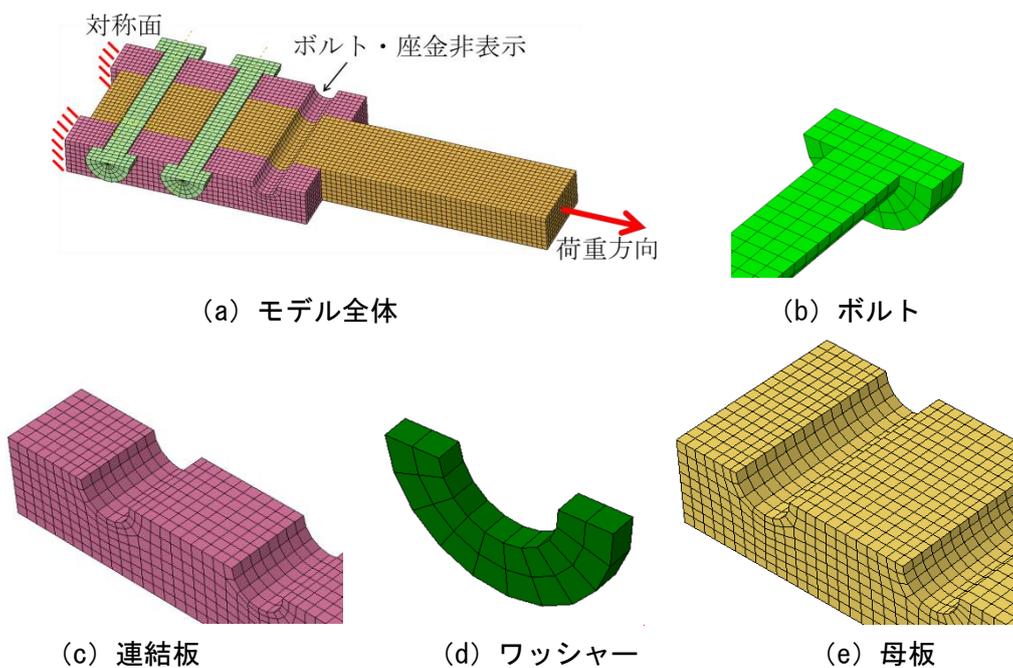


図 6.3 解析モデルの要素分割状況

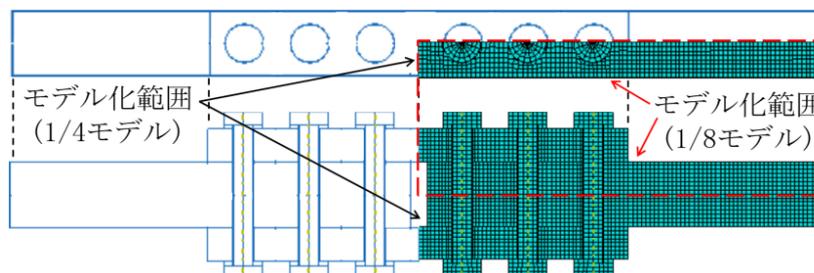
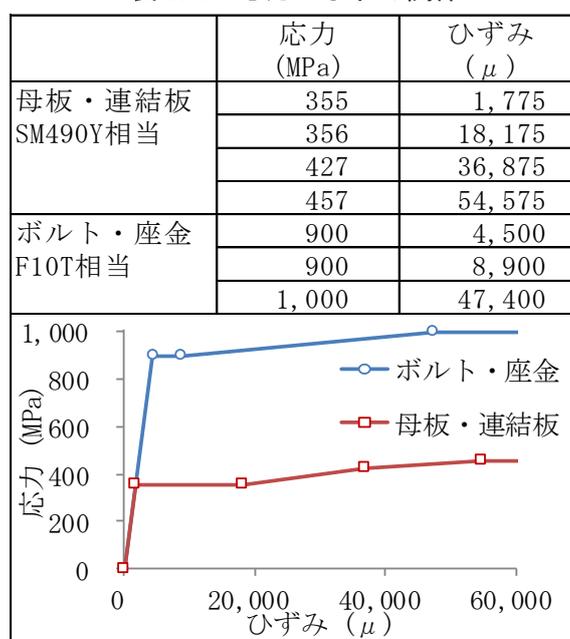


図 6.4 モデル化範囲

(2) 材料特性

与えた応力-ひずみ関係を表 6.4 に示す。母板および連結板の応力-ひずみ関係は、材料試験結果をもとにしたマルチリニア [6.9] である。ボルトおよび座金は、公称値を参考にした応力-ひずみ関係 [6.9] を設定している。なお、ボルト、母板、連結板のいずれのヤング係数、ポアソン比は、それぞれ公称値である 200,000 N/mm²、0.3 としている。

表 6.4 応力-ひずみ関係



(3) 境界条件

対称面には、対称条件を満足するように境界条件を与えている。

母板、連結板の接合面や、ボルト軸とボルト孔壁などの相互に接触する可能性のあるすべての組合せに対して、ペナルティ法を用いたサーフェス-サーフェスによる接触を設定している。また、この接触には、等方性クーロン摩擦を設定し、接触する部品のすべりと摩擦力の発生を再現している。本解析の目的はすべり荷重の評価であることから、すべり発生以降の動摩擦状態には静摩擦と同じ摩擦係数を用いた。

計算手順については、まず初めにボルト締付けに相当するボルト軸力を与えている。ここでは、ボルト軸力の締付け順が他のボルト軸力に及ぼす影響がほとんどない [6.9] ことから、すべてのボルトに対し同時にボルト軸力を与えている。

解析におけるボルト軸力は、ボルト列数が少ない場合は解析モデルの作成が簡便な 1/4 モデルに対し Abaqus のボルト荷重の機能により、ボルト列数が多い場合は要素数削減のため 1/8 モデルで、ボルト軸部の対称面に強制変位を与え、それぞれ導入している。なお、ボルト軸力、強制変位ともに、解析のインクリメントごとに線形で増加させている。

次に、すべり試験時の引張荷重に相当する荷重を、母板の端面に、強制変位によって与えている。強制変位は線形で増加させることとし、すべり発生後、ボルト軸とボルト孔が接触するまで計算している。

6.4.2 解析におけるすべりの定義

すべり発生の定義は、既往の研究[6.9, 6.14]を参考に引張荷重—相対変位関係に着目したものであり、その相対変位は、図 6.5 に示すように継手中央の母板端から 5 mm 外側のコバ面における母板と連結板のずれ量（内側相対変位）である。

すべり試験で主すべり発生が明瞭でない場合にすべり荷重を決定する方法[6.15, 6.16]を参考に、解析におけるすべり発生は、図 6.6 の実線のように、内側相対変位 0.2 mm に達するまでに最大荷重となる場合は、最大荷重の時点を、破線のように最大荷重に達する前に内側相対変位が 0.2 mm となる場合は、その時点をそれぞれすべり発生としている[6.9, 6.14]。すべり先行型の継手で少数列の場合は最大荷重で、降伏先行型の場合やすべり先行型でも多列の場合では、破線のように内側相対変位 0.2 mm ですべり荷重が決定される傾向にある。

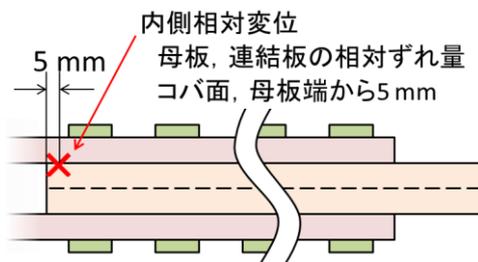


図 6.5 相対変位着目位置

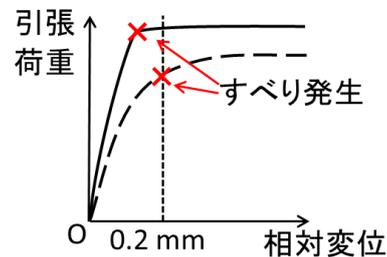


図 6.6 荷重—相対変位関係の模式図

6.4.3 解析ケース

(1) 概要

解析ケースの設定の概要を図 6.7 に示す。すべり挙動が異なる継手を比較するため、ボルト列数（3, 8, 12 列）とすべり／降伏耐力比 β （0.66, 1.0, 1.3）を着目パラメータとして組み合わせた。図 6.8 に示す計 9 つの解析シリーズを設定している。

ボルト列数は少数列である 3 列，多列ですべり係数の低下がみられる列数で，かつ道路橋示方書でボルト許容量に乘じる低減係数が示されている最大列数の 12 列，すべり係数の低下が見られない限界列数の 8 列を設定した。すべり／降伏耐力比 β は，すべり先行型である $\beta=0.66$ と，多列継手の実績調査[6.17]で $\beta=1.1\sim 1.4$ の度数が多いことから，降伏先行型として $\beta=1.3$ ，すべり先行型と降伏先行型の境界である $\beta=1.0$ の 3 つを設定した。降伏先行型の継手は，一般的に，引張荷重による母板，連結板の高い応力による板やせが顕著になり，ボルト軸力が大きく抜け，引張荷重が低い段階ですべりが発生することから，すべり挙動が異なる場合の不確定要因のばらつきの影響を調べるため，降伏先行型も対象としている。

さらに，各シリーズにおいて不確定要因がすべり挙動に与える影響を調べるために，不確定変数の平均値を与える平均値モデルと，変動を与えたばらつきモデルを設定している。図 6.9 に示すように，平均値モデル（図中◎）に対し，不確定量にばらつきを与えたばらつきモデル（図中●），および複数の不確定量にばらつきを与えた組み合わせばらつきモデル（図中○）を設定している。

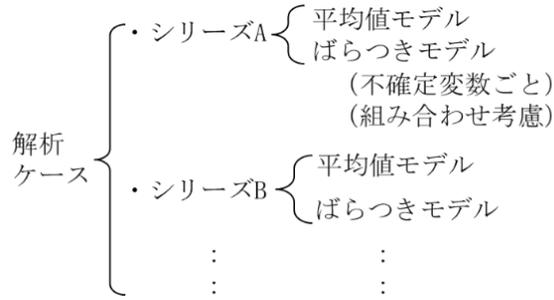


図 6.7 解析ケース構成の概要

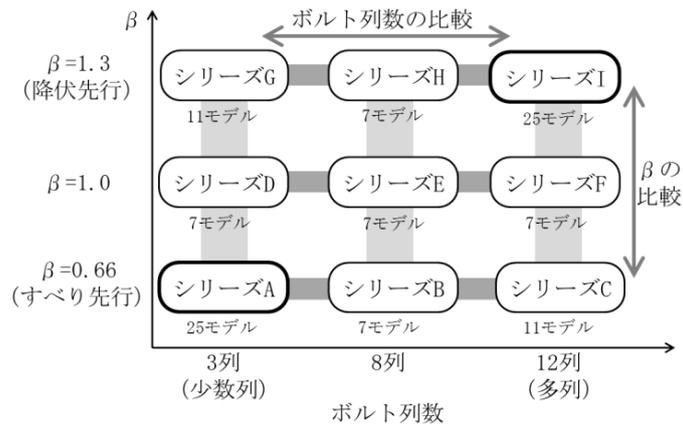


図 6.8 解析シリーズの関係

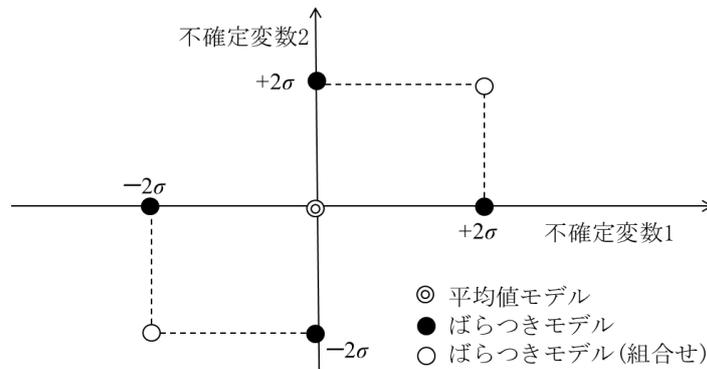


図 6.9 不確定量の与え方の概要

(2) 平均値モデル

平均値モデルの諸元を表 6.5 に、形状の例を図 6.10 に示す。母板に板厚 75 mm の極厚板の鋼板を用いた高力ボルト摩擦接合継手を対象としているのが特徴である。鋼材は SM490Y を想定し、降伏点は 355 MPa である。高力ボルトは F10T M22 で、ボルト軸力は設計ボルト軸力である 205 kN としている。ボルト間隔は、道路橋示方書[6.18]で与えられる最小ピッチである 75 mm としている。

接合面の摩擦係数は、表 6.2 で示したすべり係数を参考に 0.72 としている。摩擦係数がすべり発生時点の引張荷重とボルト軸力の比であるのに対して、すべり係数はすべり荷重をすべり試験開始直前のボルト軸力で除して求められる。ここでは、解析モデルの入力値として「摩擦係数」を用い、応答値であり評価対象として「すべり係数」を用いることで、両者を区別する。

ボルト列数 3 列を対象に、板幅を道路橋示方書[6.18]のボルト配置の最小間隔であるゲージ 75 mm とすると β が 0.66 となり、これをすべり先行型のケースとした (シリーズ A)。モデルの設定にあたっては、既往の研究[6.9, 6.14]を参考に母板と連結板の板幅により β を調整している。そのため、一部のモデルでは、ボルトの板幅方向の間隔が実構造で想定されるよりも広い場合となっているものもあるが、ここでは、構造パラメータと不確定要因のばらつきを解析的に見出すことに主眼を置いていることから評価の対象に含めている。

表 6.5 平均値モデルの諸元

シリーズ		A	B	C	D	E	F	G	H	I
高力ボルト	ボルト列数 (列)	3	8	12	3	8	12	3	8	12
	等級	M22 (F10T)								
	導入軸力 (kN/本)	205								
	降伏点 (MPa)	900								
母板/連結板	鋼種	SM490Y								
	板幅 (mm)	75	158	226	58	114	158	50	92	126
	母板厚 (mm)	75								
	連結板厚 (mm)	38								
	ボルト孔径 (mm)	24.5								
	降伏点 (MPa)	355								
継手形状	摩擦面数 (面)	2								
	摩擦係数	0.72								
	ボルトピッチ (mm)	75								
	縁端距離 (mm)	40								
設計すべり荷重 (kN)	886	2,362	3,542	886	2,362	3,542	886	2,362	3,542	
設計母板降伏荷重 (kN)	1,345	3,554	5,365	892	2,383	3,554	679	1,797	2,702	
すべり/降伏耐力比 β	0.66			1.0			1.3			

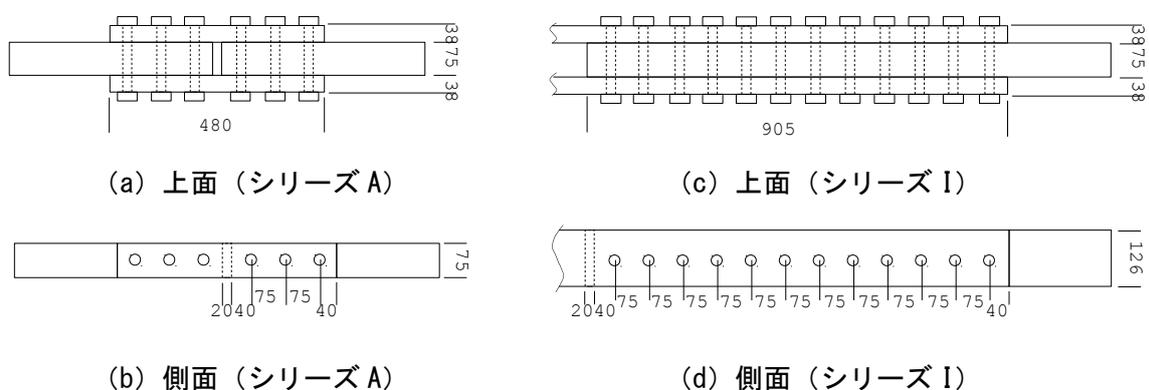


図 6.10 解析対象の継手形状 (単位 : mm)

(3) ばらつきモデル

各解析シリーズに対し、着目した不確定変数を表 6.6 に示す。与える不確定量は、表 6.2 の統計量を参考に、平均値を m 、標準偏差を σ とするとき、ばらつきの平均値寄りの約 95% の割合となる上下限値の $m \pm 2\sigma$ としている。シリーズ A の場合を参考に、表 6.7 に不確定量を与えた状況を示す。解析モデルに与えた不確定量を表 6.8 に示す。板そりは図 6.11 のように与えている。6.2.3 で述べたように表 6.2 の μ と μ_3 の変動係数がほぼ同じであり、すべり係数と摩擦係数のばらつきが同等であることから、摩擦係数のばらつきは、すべり係数の統計値を参考に設定した。

表 6.6 解析で考慮した不確定変数

不確定変数	シリーズ								
	A	B	C	D	E	F	G	H	I
降伏点 σ_y	○		○				○		○
ヤング係数 E	○	○	○	○	○	○	○	○	○
ポアソン比 ν	○								○
板厚 t	○								○
板幅 W	○								○
板そり $-$	○		○				○		○
摩擦係数 μ	○	○	○	○	○	○	○	○	○
ボルト軸力 N	○	○	○	○	○	○	○	○	○
E, μ 組合せ	○								○
E, N 組合せ	○								○
μ, N 組合せ	○								○
E, μ, N 組合せ	○								○

○：解析を実施した不確定変数

表 6.7 不確定量の付与状況（シリーズ A）

解析ケース	与えた不確定量								
	σ_y	E	ν	t	W	板そり	μ	N	
平均値モデル									
ばらつきモデル	降伏点 σ_y	+2 σ -2 σ							
	ヤング係数 E		+2 σ -2 σ						
	ポアソン比 ν			+2 σ -2 σ					
	板厚 t				+2 σ -2 σ				
	板幅 W					+2 σ -2 σ			
	板そり $-$						+2 σ -2 σ		
	摩擦係数 μ							+2 σ -2 σ	
	ボルト軸力 N								+2 σ -2 σ
	E, μ 組合せ		+2 σ -2 σ					+2 σ -2 σ	
	E, N 組合せ		+2 σ -2 σ						+2 σ -2 σ
	μ, N 組合せ							+2 σ -2 σ	+2 σ -2 σ
	E, μ, N 組合せ		+2 σ -2 σ					+2 σ -2 σ	+2 σ -2 σ

空欄：不確定量を与えていない（平均値を使用）

+2 σ , -2 σ : 不確定量を付与

表 6.8 与えた不確定量

シリーズ	不確定変数	設定値			変化の割合		
		$m-2\sigma$	m	$m+2\sigma$	$m-2\sigma$	$m+2\sigma$	
シリーズ共通	降伏点 σ_y (MPa)	278	355	432	-21.6%	21.6%	
	ヤング係数 E (MPa)	181,006	200,000	218,994	-9.5%	9.5%	
	ポアソン比 ν	0.246	0.3	0.354	-18.0%	18.0%	
	板厚・母板 連結板	t (mm)	74.2	75	75.8	-1.1%	1.1%
			37.6	38	38.4	-1.1%	1.1%
	摩擦係数 μ	0.652	0.72	0.788	-9.4%	9.4%	
ボルト軸力 N (kN)	197	205	213	-3.9%	3.9%		
シリーズA	板幅 W (mm)	74.3	75	75.7	-0.9%	0.9%	
	板そり — (mm)	-1.1	0	1.1	—	—	
シリーズC	板幅 W (mm)	223.8	226	228.2	-0.9%	0.9%	
	板そり — (mm)	-1.1	0	1.1	—	—	
シリーズG	板幅 W (mm)	49.5	50	50.5	-0.9%	0.9%	
	板そり — (mm)	-4.1	0	4.1	—	—	
シリーズI	板幅 W (mm)	124.8	126	127.2	-0.9%	0.9%	
	板そり — (mm)	-4.1	0	4.1	—	—	

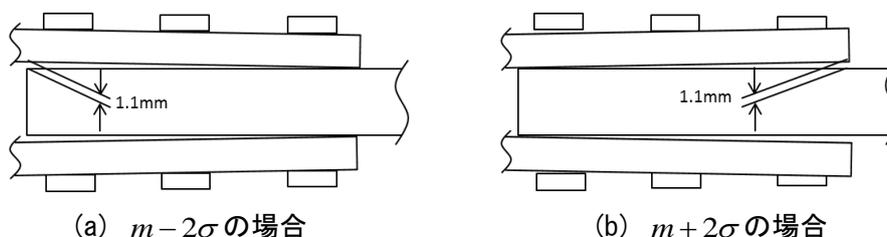


図 6.11 板そりの形状

シリーズAとIは、あらかじめ全部の不確定変数に対し解析を実施した。その結果、ばらつきの影響が大きい不確定変数であるヤング率、摩擦係数、ボルト軸力の組合せを考慮した解析を行うとともに、それ以外のシリーズでは、この3つの不確定変数について解析を実施した。なお、シリーズCとGは、ボルト列数と β の上下限の組合せである四隅の計算シリーズのため、上記に次いで影響の大きかった降伏点、板そりの計算も実施した。なお、ここでは基礎的な検討であるため、降伏点や板そりの不確定量はいずれの連結板とも同じ値を設定している。また、ボルト軸力も同様に、すべてのボルトに同じ量の不確定量を与えている。

6.5 解析結果

ここでは、まず、すべり荷重、およびばらつきの影響の傾向などの解析結果をまとめ、すべり／降伏耐力比 β 、ボルト列数、およびばらつきの組合せの影響に関する考察は6.6で詳述する。

6.5.1 すべり荷重

解析で得られたすべり荷重を表6.9に示す。また、直線近似の欄の値は、不確定変数ごとに図6.12のように平均値モデルとばらつきモデルの合計3ケースのすべり荷重に対して、切片が平均値モデルのすべり荷重となるように最小2乗法で直線近似した結果を示している。勾配の値が大

表 6.9 解析結果 (すべり荷重)

シリーズ	不確定変数	すべり荷重 (kN)			直線近似	
		$m-2\sigma$	m	$m+2\sigma$	勾配※	切片
A	降伏点 σ_y	858.2	858.8	858.8	0.15	858.8
	ヤング係数 E	855.9		861.3	1.4	
	ポアソン比 ν	861.9		856.3	-1.4	
	板厚 t	858.4		858.9	0.12	
	板幅 W	858.4		859.1	0.18	
	板そり —	866.4		857.7	-2.2	
	摩擦係数 μ	780.4		936.7	39.1	
	ボルト軸力 N	825.4		892.3	16.7	
	E, μ 組合せ	777.9		939.7	40.4	
	E, N 組合せ	822.5		894.9	18.1	
	μ, N 組合せ	750.0		973.1	55.8	
E, μ, N 組合せ	747.6	976.3	57.2			
B	ヤング係数 E	2227	2274	2313	21.3	2274
	摩擦係数 μ	2077		2467	97.6	
	ボルト軸力 N	2190		2366	43.9	
C	降伏点 σ_y	2902	2908	2909	1.7	2908
	ヤング係数 E	2745		3059	78.5	
	板そり —	2942		3058	29.2	
	摩擦係数 μ	2766		3038	68.1	
ボルト軸力 N	2851	2964	28.3			
D	ヤング係数 E	837.7	851.3	862.8	6.3	851.3
	摩擦係数 μ	774.4		927.2	38.2	
	ボルト軸力 N	818.1		884.2	16.5	
E	ヤング係数 E	2008	2105	2191	45.8	2105
	摩擦係数 μ	1980		2218	59.4	
	ボルト軸力 N	2056		2151	23.9	
F	ヤング係数 E	2361	2499	2630	67.2	2499
	摩擦係数 μ	2380		2614	58.5	
	ボルト軸力 N	2451		2546	23.9	
G	降伏点 σ_y	714.2	832.2	842.6	32.1	832.2
	ヤング係数 E	819.6		842.2	5.7	
	板そり —	764.4		831.5	16.8	
	摩擦係数 μ	764.6		885.2	30.1	
	ボルト軸力 N	804.6		855.9	12.8	
H	ヤング係数 E	1803	1884	1954	37.8	1884
	摩擦係数 μ	1789		1967	44.3	
	ボルト軸力 N	1848		1917	17.4	
I	降伏点 σ_y	2209	2258	2267	14.6	2258
	ヤング係数 E	2142		2368	56.7	
	ポアソン比 ν	2258		2262	0.89	
	板厚 t	2245		2272	6.9	
	板幅 W	2241		2263	5.4	
	板そり —	2244		2341	24.3	
	摩擦係数 μ	2145		2368	55.7	
	ボルト軸力 N	2214		2302	22.2	
	E, μ 組合せ	2032		2480	112.0	
	E, N 組合せ	2098		2414	79.1	
	μ, N 組合せ	2103		2414	77.7	
E, μ, N 組合せ	1991	2528	134.1			

※ばらつき量 σ 当たりのすべり荷重への影響を表す。

灰色斜体 は内側相対変位0.2 mmで決定された荷重。

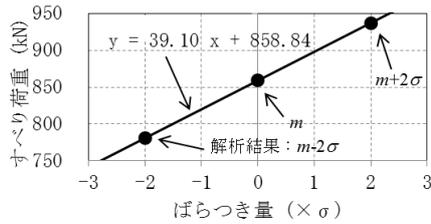


図 6.12 直線近似の当てはめの例

きいほどすべり耐力への影響が大きいことを示している。

各シリーズの平均値モデルを対象に、ボルト列数 3 列の場合に対するすべり係数の低下率を図 6.13 に示す。すべり／降伏耐力比 β が大きい降伏先行型の場合 β が大きいほど、また多列の場合はボルト列数が多いほどすべり係数が低下しており、既往の調査、研究[6.19]で示されている結果と一致している。

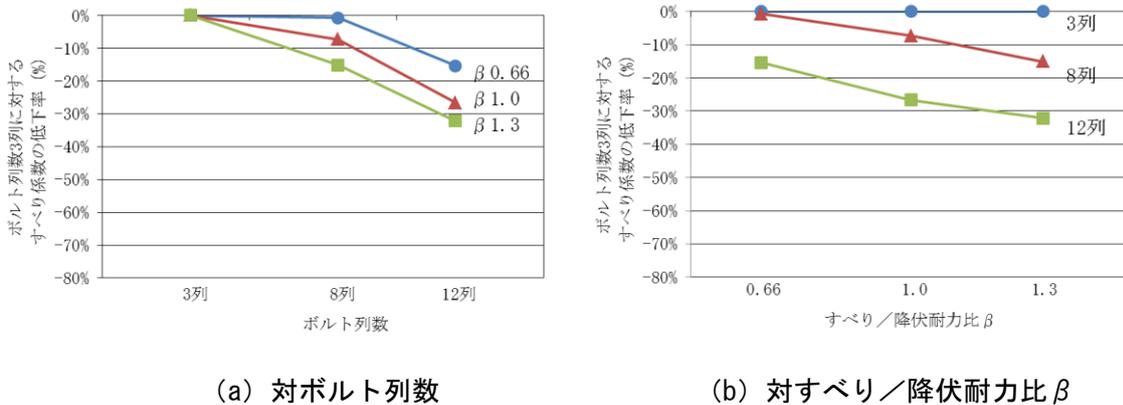


図 6.13 すべり係数の低下率（平均値モデル）

6.5.2 ばらつきの影響の傾向

シリーズ A, C, G, I のばらつき 2σ 当たりの影響の割合を図 6.14 に示す。この割合の値は、表 6.9 の勾配の値を 2 倍して、平均値モデルのすべり耐力で除した値である。

図 6.14(a) より、シリーズ A の結果では、降伏点、ヤング係数、ポアソン比、板厚、板幅のばらつきの影響は、すべり耐力に対して最大でも 0.3% 程度となっている。信頼性設計における目標信頼性指標 β を 3.8[6.20] と考えたときでも影響の割合が 0.6% 程度となること、道路橋示方書で多列の場合のすべり係数の低減で区別している耐力差が 2% 刻みであることから、これらの影響は小さいと考えられる。また、板そりのばらつきによる影響は、0.51% と小さい。この理由は、初期形状で板そりがあるもののボルトの締付けによって接合面が密着したため、すべり耐力に大きく影響しなかったものと考えられる。しかし、ボルト本数や板そりのモードなどの条件によっては影響が大きくなることも予想される。今後、板そりによりすべり係数が低下した事例を参考に詳細な検討も必要と考えられる。

摩擦係数、ボルト軸力のばらつきによるすべり耐力の影響は、9%、4% 程度となり、影響が大きい。これは、表 6.8 の与えた不確定量が大きく、かつ与えた不確定量がすべり耐力に直接影響し

ているためといえる。与えた不確定量とすべり耐力の割合がほぼ等しいのは、クーロン摩擦で説明できる。

図 6.14 (d) より、シリーズ I の結果では、ポアソン比、板厚、板幅のばらつきの影響は、すべり耐力に対し最大 0.6% 程度であり、シリーズ A と同様の基準で見ると影響が小さいといえる。また、摩擦係数、ボルト軸力の影響は、2% 程度以上であり大きく、降伏点、ヤング係数、板そりの影響は、小さいとはいえない。その大きさや、ボルト列数、 β の違いが影響しているものと推定される。

図 6.14 (b), (c) より、シリーズ C, G では、シリーズ A, I で影響の小さかったポアソン比、板厚、板幅を除いて解析を行っている。シリーズ C の結果では、ヤング係数、板そり、すべり係数、ボルト軸力の影響が大きく、シリーズ A と比較すると、ヤング係数の影響が大きい。また、シリーズ G では、降伏点、板そり、摩擦係数、ボルト軸力の影響大きく、シリーズ I と比較しても、特に降伏点の影響が顕著に大きい。これらの理由は、後述するすべり/降伏耐力比 β (降伏先行型) やボルト列数 (多列) の影響と考えられる。

以上のことから、着目するパラメータによって影響が大きくなるケースが異なるため、ばらつきの評価の場合、ボルト列数の違いやすべり/降伏耐力比 β の違いを考慮して評価する必要があるといえる。

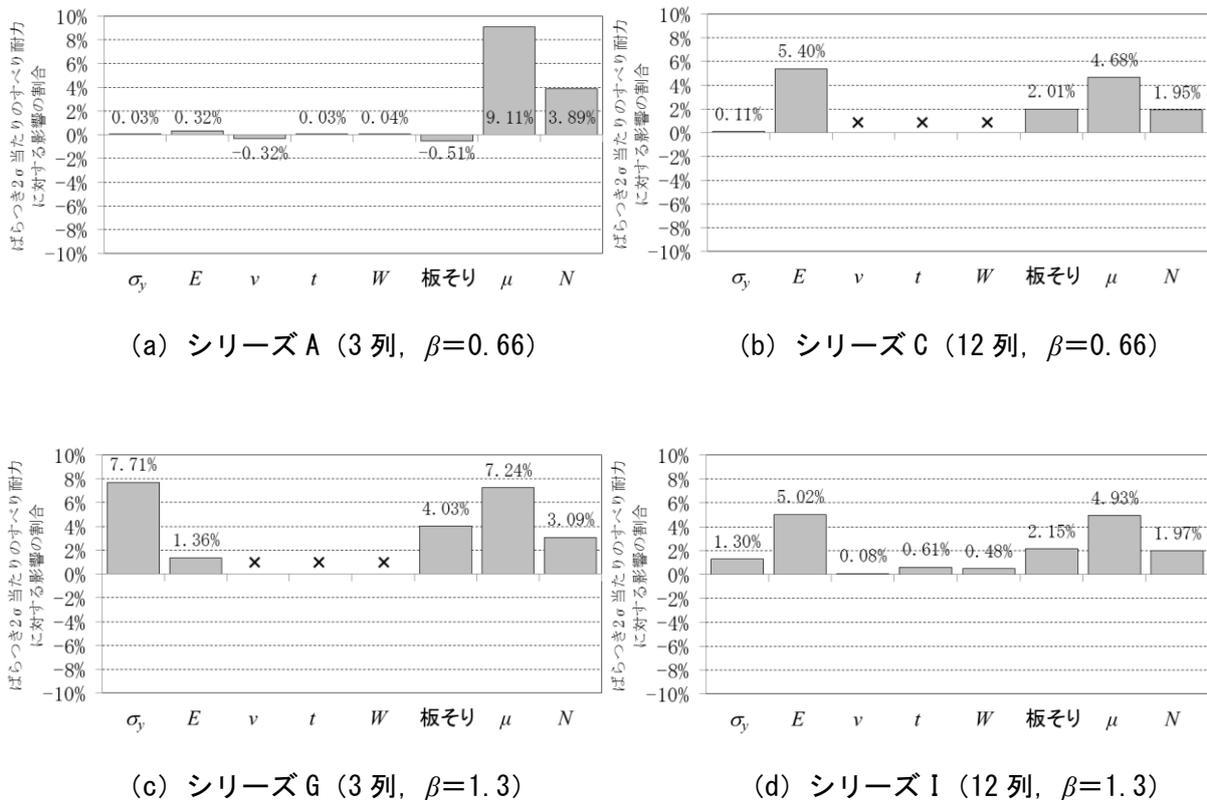


図 6.14 すべり耐力への影響

6.6 考察

6.6.1 すべり／降伏耐力比 β の影響

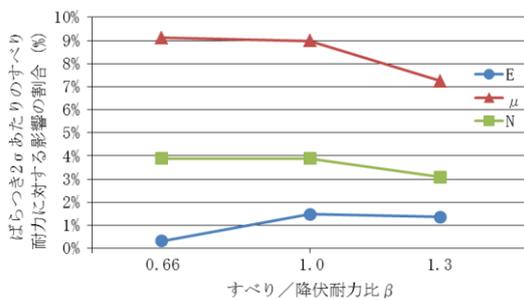
すべり／降伏耐力比 β は、継手の設計上のすべり耐力と母板または連結板のボルト孔位置の純断面部の降伏耐力の比で求められる。

降伏点のすべり耐力への影響は、図 6.14 より、ボルト 3 列の場合、シリーズ G ($\beta=1.3$) が約 8%，シリーズ A ($\beta=0.66$) が 0.03% であり、 β の大きな方が、影響の度合いが高い。また、12 列の場合も同様に、すべり耐力への影響は、シリーズ I ($\beta=1.3$) が 1.3%，シリーズ C ($\beta=0.66$) が 0.1% と、 β の大きいほど大きい。すべり時に引張荷重によって生じる断面内応力は、母板では一番外側、連結板では一番内側のボルト付近が最も高くなり、降伏先行型の場合、純断面部の平均応力は降伏応力に近づくため、降伏点のばらつきによる影響が大きくなったと考えられる。

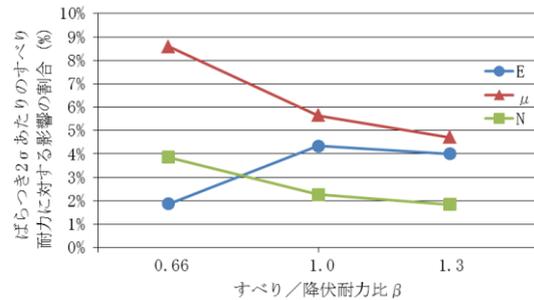
シリーズ A と I で影響の大きかったヤング率、摩擦係数、ボルト軸力に対し、全部のシリーズのばらつき 2σ 当たりの影響の割合とすべり／降伏耐力比 β の関係を図 6.15 に示す。

まず、摩擦係数とボルト軸力の影響をみる。シリーズ A (3 列, $\beta=0.66$) で、摩擦係数とボルト軸力の与えた不確定量と、すべり耐力への影響の割合がほぼ同じ結果であることを前に示した。

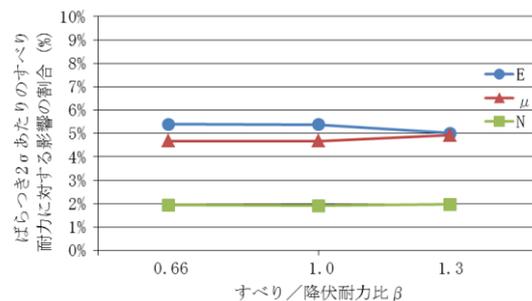
3 列の場合、シリーズ D ($\beta=1.0$) の影響はシリーズ A と同等であるが、シリーズ G ($\beta=1.3$) の影響は小さい。この理由は、シリーズ G が降伏先行型で、低い荷重段階ですべりが発生するため、影響の割合も小さくなったと考えられる。



(a) ボルト列数 3 列 (シリーズ A, D, G)



(b) ボルト列数 8 列 (シリーズ B, E, H)



(c) ボルト列数 12 列 (シリーズ C, F, I)

図 6.15 すべり耐力への影響 (対 β)

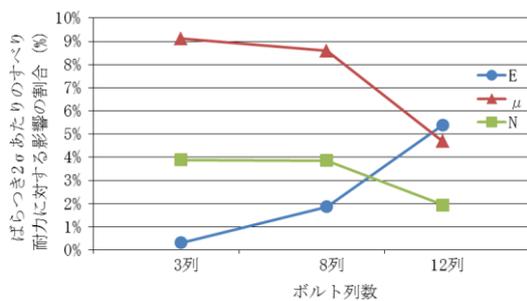
8列の場合は、3列の場合と異なり、シリーズE ($\beta=1.0$) の場合は、シリーズB ($\beta=0.66$) の割合より小さく、むしろシリーズH ($\beta=1.3$) の割合に近い。この理由も同様に、図 6.13 (b) に示したように $\beta=1.0$ の場合、8列ですべり荷重の低下が生じていることから、 $\beta=1.0$ の3列のすべり時の状態はすべり先行型に近く、ボルト列数が多い8列はすべり荷重が低下し降伏先行型に近いと考えられる。

12列の場合、 β の違いにもかかわらず、摩擦係数とボルト軸力の影響はあまり変わらない。 $\beta=0.66$ の場合は多列によって、 $\beta=1.3$ の場合は降伏先行型の挙動によっていずれもすべり耐力が低下するため、ばらつきの影響の差が小さくなったと考えられる。

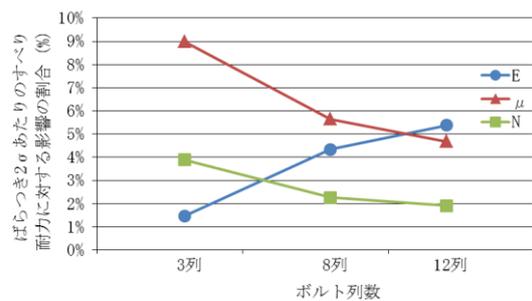
ヤング係数の影響は、ボルト列数3列と8列では、 β に対し線形に変化せず $\beta=0.66$ の影響が小さく、 $\beta=1.0$ は大きいものの、 $\beta=1.3$ は $\beta=1.0$ と同等である。12列では $\beta=0.66$ と $\beta=1.0$ の結果がほぼ同じで $\beta=1.3$ はやや小さい。つまり、多列や β の大きな解析シリーズで影響が大きい。解析でのすべり荷重は、すべり先行の少数列では最大荷重で決定される傾向があるため、ヤング率のばらつきの影響が比較的大きくはないが、多列の場合や降伏先行型の場合は、内側相対変位 0.2 mm の荷重で決定される傾向にあり、板ののび量が内側相対変位に関係し、ヤング係数の影響が大きくなると考えられる。

6.6.2 ボルト列数の影響

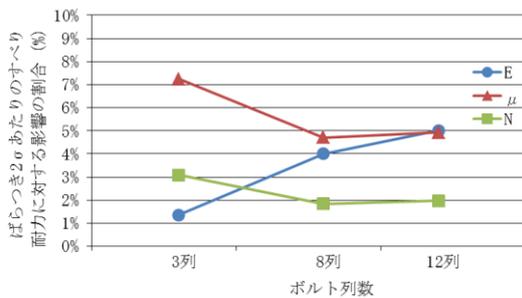
ヤング率、摩擦係数、ボルト軸力を対象に、ばらつきのすべり耐力に対するボルト列数の関係を図 6.16 に示す。



(a) $\beta=0.66$ (シリーズ A, B, C)



(b) $\beta=1.0$ (シリーズ D, E, F)



(c) $\beta=1.3$ (シリーズ G, H, I)

図 6.16 すべり耐力への影響 (対列数)

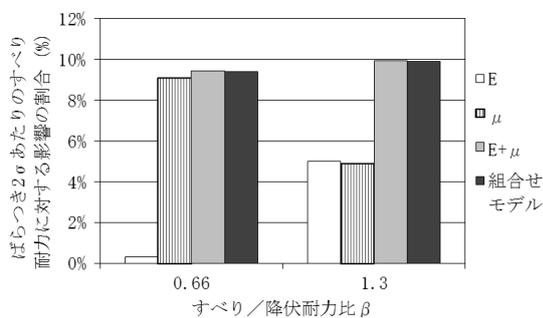
摩擦係数とボルト軸力の影響の割合は、いずれの β の場合とも、ボルト列数が多いと影響が小さくなる傾向がある。これは、図 6.13 (a) に示したように同じ β の場合列数が多い方がすべり荷重が低く、すべりが発生する荷重段階での母板、連結板に生じる応力が低いため、ばらつきの影響も小さくなったと考えられる。

ヤング係数の影響は、 β と同様にボルト列数の多い方が影響の割合が大きい傾向にある。少数列の場合、すべり荷重が荷重—相対変位関係における最大荷重で決定されるのに対し、多列の場合は内側相対変位で決定される傾向にある。相対変位は板ののびに関係するため、接合面が長いほど、すべり荷重への影響が大きくなるといえる。そのため接合面が長く多列の場合、ヤング係数の影響が大きくなったと考えられる。

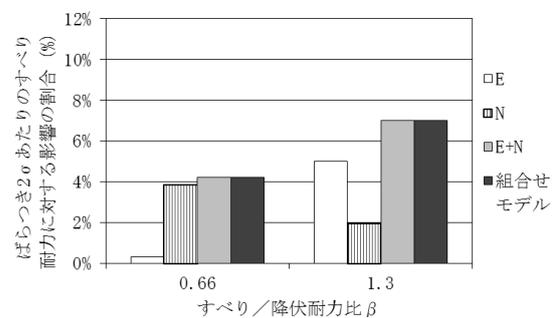
6.6.3 ばらつきの組合せの影響

シリーズ A と I を対象に、ばらつきの組合せ効果を検討した。着目した不確定変数は、すべり耐力への影響が 3% 以上で割合が大きいヤング係数、摩擦係数、ボルト軸力とした。なお、これらの不確定変数はいずれも表 6.9 に示した勾配が同符号であるから、同符号どうしの不確定量を組合せている。

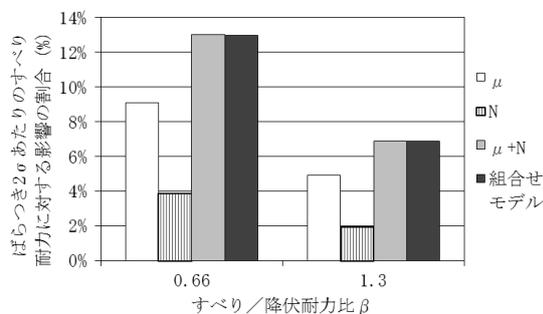
不確定変数の組合せた場合の影響と、個別の影響の線形和との比較を図 6.17 に示す。グラフ群の右端（黒色）は、不確定量を同時に考慮した組合せモデルの結果を、右端から 2 番目（灰色）は、不確定変数ごとに個別に影響を合計して示している。



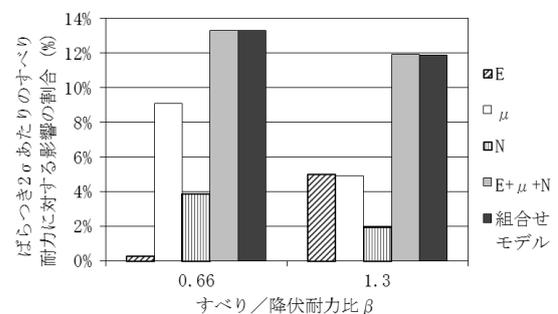
(a) ヤング係数, 摩擦係数



(b) ヤング係数, ボルト軸力



(c) 摩擦係数, ボルト軸力



(d) ヤング係数, 摩擦係数, ボルト軸力

図 6.17 不確定変数の組合せの影響

すべり先行型 ($\beta=0.66$)、降伏先行型 ($\beta=1.3$) のいずれの場合でも、不確定変数の組合せと合計がほぼ等しい。したがって、不確定変数の評価は独立に取り扱えると考えられる。すべり先行型の場合、応力集中を考慮しても母板、連結板で降伏する領域が局所的に限定され、大部分が弾性範囲内であるため、重ね合わせで説明できたと考えられる。一方、降伏先行型の場合、板の降伏により非線形挙動を生じるが、着目したばらつきの影響が最大で 5%程度であり、そこにあまり塑性の影響が表れなかったと考えられる。しかし、降伏先行型では、重ね合わせが成立しない場合も予想されるため、さらなる検討も必要であると考えられる。

6.6.4 解析と実験のばらつきの比較

表 6.2 で示した実験のすべり係数のばらつきと、本解析のすべり荷重のばらつきの比較を表 6.10 に示す。実験のすべり係数のばらつきは、すべり先行型のボルト列数が 3 列と 8 列の場合を対象にしているため、解析では、シリーズ A, B を対象としすべり係数のばらつきを算出した。解析によるすべり係数の平均値、標準偏差は、実験のそれと同様に設計すべり係数 0.45 で無次元化して算出している。

表 6.10 より、実験と解析におけるすべり係数の変動係数は、それぞれ 4.7%、6.9%となった。実験結果がばらつきの影響を意図したものではないこと、解析はあらかじめ設定したばらつきを与えて得られた結果という違いはあるものの、すべり係数のばらつきは近い値となっている。

表 6.10 すべり係数のばらつき比較

	標本数	平均値	標準偏差	変動係数
実験 [6.9]	27	1.5901	0.0751	4.7%
解析	36	1.5671	0.1087	6.9%

6.7 まとめ

本章では、高力ボルト摩擦接合継手の製作誤差に着目し、各種不確定要因がすべり耐力に及ぼす影響を検討した。まず、すべり耐力に関連する製作誤差を調査し、さらに、各種製作誤差がすべり耐力に及ぼす影響を、既往の実験結果や実施した FEM 解析により評価した。得られた主な結論を以下にまとめる。

- 1) 継手のすべり耐力に関係する各種不確定変数のばらつきを設計値や公称値で除して無次元化し整理すると、鋼材の降伏点、ポアソン比、無機ジンク膜厚の変動係数は 10%程度でばらつきが大きく、板厚、板幅は変動係数が 0.5%程度でばらつきが小さい結果が得られた。
- 2) 過去の継手のすべり試験結果から、無機ジンクの塗膜厚のばらつきと、すべり耐力の関係を整理した。塗膜厚のばらつき 2σ (標準偏差の 2 倍) に対し、すべり耐力には 0.5%程度の影響となると推定され、その影響は小さい結果となった。
- 3) 各種のばらつきを与えた FEM 解析により、ばらつき 2σ あたりのすべり耐力への影響をみると、ポアソン比、板厚、板幅の影響がすべり耐力に対して 0.5%以下と小さく、ヤング係数、

摩擦係数，ボルト荷重の影響は，すべり耐力に対し3%以上と大きい結果となった。

- 4) ボルト列数が多い場合や，すべり／降伏耐力比 β が大きい場合は，摩擦係数やボルト軸力のばらつきの影響が小さくなる傾向がみられた．すべり係数も同様に，多列や β の大きい場合に低下することから，荷重レベルが低い段階ですべりが発生する場合，ばらつきの影響が小さくなるものと考えられる．また，ヤング係数では，逆にばらつきの影響が大きくなった．列数が多く， β が大きいほど，板ののび量が大きく，内側相対変位が0.2mmに達した時点で決定されるすべり耐力への影響が大きくなったものと考えられる．
- 5) 不確定変数の組合せ効果の検討では，すべり先行型，降伏先行型いずれとも重ね合わせで説明ができる結果が得られた．このため，不確定量の影響は独立に評価できると考えられる．しかし，降伏先行型では，塑性化の影響が無視できない場合も予想され，さらなる検討が必要であると考えられる．
- 6) ボルト列数やすべり／降伏耐力比 β といった継手のすべり挙動に関連する条件の違いにより，不確定量の影響の大きさが異なるため，評価にあたってはそれらの違いを適切に考慮する必要があるといえる．

参考文献

- [6. 1] 土木研究所：鋼道路橋の部分係数設計法に関する検討，土木研究所資料，第 4141 号，2009.3
- [6. 2] European Committee for Standardization：Eurocode 3 Design of steel structures, Part 1-8 Design of joints, EN 1993-1-8:2005, 2005.5
- [6. 3] European Committee for Standardization：Eurocode 3 Design of steel structures, Part 1-1 General rules and rules for buildings, EN 1993-1-1:2005, 2005.5
- [6. 4] 西村 昭：高力ボルト摩擦接合のすべり荷重の統計学的考察，土木学会論文報告集，第 188 号，pp. 17-22, 1971.4
- [6. 5] 石原 靖弘：高力ボルト摩擦接合継手の信頼性，片山技報，No. 12, pp. 18-22, 1992
- [6. 6] 皆田 理，西村 昭：高力ボルト摩擦接合の孔周辺応力と疲れ強さに対する信頼性，土木学会論文報告集，第 263 号，pp. 1-10, 1977.7
- [6. 7] 亀井 義典，今田 滋則，西村 宣男：高力ボルト摩擦接合継手の信頼性評価，土木学会第 59 回年次学術講演会講演概要集，I-583, pp. 1163-1164, 2004.9
- [6. 8] 山口 隆司，彭 雪，鈴木 康夫，宮尾 修平：極厚鋼板を対象とした多列高力ボルト摩擦接合継手の力学的挙動に関する実験的研究，鋼構造論文集，第 17 巻，第 66 号，pp. 23-33, 日本鋼構造協会，2010.6
- [6. 9] 土木研究所，大阪市立大学：高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化に関する共同研究報告書，共同研究報告書，第 428 号，2012.1
- [6. 10] 村越 潤，遠山 直樹，澤田 守，大嶽 敦郎，山口 隆司，彭 雪：高力ボルト摩擦接合継手における接合面の塗装条件がすべり係数に与える影響の検討，土木学会第 67 回年次学術講演会講演概要集，I-341, pp. 681-682, 2012.9

- [6. 11] 東海鋼構造研究グループ：鋼構造部材の抵抗強度の評価と信頼性設計への適用（上），橋梁と基礎，pp.33-41，建設図書，1980.11
- [6. 12] 青木 博文，能沢 正樹：構造用鋼材における機械的性質の平均値と変動係数（その 1. 文献調査），2336，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1123-1124，1980.9
- [6. 13] 青木 博文，能沢 正樹：構造用鋼材における機械的性質の平均値と変動係数（その 2. 平均値と変動係数の評価），2337，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.1125-1126，1980.9
- [6. 14] 彭 雪，山口 隆司，高井 俊和，村越 潤，澤田 守：厚板多列高力ボルト摩擦接合継手の構造諸元がすべり挙動に与える影響に関する解析的研究，土木学会論文集 A1，Vol. 69，No. 3，pp. 452-466，2013.9
- [6. 15] 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，第 2 版，2006.3
- [6. 16] European Convention for Constructional Steelwork Technical Committee 10 Bolted and Welded connections：European Recommendations for Bolted Connections in Structures Steelwork，4th Edition，1985
- [6. 17] 土木学会 鋼構造委員会：部材連結に関する現状と課題，2012.5
- [6. 18] 日本道路協会，道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼橋編，2012.3
- [6. 19] 土木学会 鋼構造委員会：高力ボルト摩擦接合継手の設計・施工・維持管理指針（案），鋼構造シリーズ 15，2006.12
- [6. 20] European Committee for Standardization：Eurocode – Basis of Structural Design，EN 1990:2002，2002

第7章 確率に着目した厚板高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に及ぼす不確定性の影響

7.1 まえがき

わが国の鋼橋は、近年、構造の合理化、簡素化のため部材が以前と比べ、厚板化、大型化する傾向にある。高力ボルト摩擦接合継手に着目すれば、母板の厚板化、部材の作用力の増加によるボルトの多列化という傾向につながる。

このような背景のもと、多列・厚板高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力を対象とした調査、研究が行われている[7.1, 7.2]。また、平成24年改定の道路橋示方書[7.3]では1ボルト線上のボルト本数が8本を超え、12本までの多列の場合における、ボルト1本あたりの許容力に乗じる低減係数が規定された。

しかし、これまでの継手の強度評価は確定的なものが多く、特に厚板、多列の継手を対象とした確率的な手法による強度評価の調査、研究は見当たらない。

既往の研究では、石原[7.4]は、ボルト軸力の変動に着目し、2主桁橋の下フランジ部の継手のすべり発生確率を評価し、その確率が 10^{-7} 程度と小さいことを示している。また、亀井ら[7.5]は、ボルト軸力と母材降伏点の変動、および母板と連結板とのボルト孔の位置ずれすべり耐力に与える影響を、FEM解析を用いたモンテカルロシミュレーションで評価し、変動の下限でも設計すべり係数を上回ることを示している。しかしながら、これらの研究で対象としている継手の母材厚は最大でも45mm程度であり、近年、採用事例のある75mmといった厚板を対象とした研究事例はみられない。

第6章では、これまでに高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に関連する製作誤差のばらつきのうち、連結する部材断面の強度に関するものとして鋼材の板厚、板幅、降伏点、ヤング係数、ポアソン比を、継手機構部に関するものとしてすべり係数、ボルト軸力、無機ジンクリッチペイントの塗膜厚、板そりに着目し、それらの製作誤差を統計的に整理した。また、母板厚が75mmでそれらの製作誤差を与えた継手のFEM解析を実施し、製作誤差の大きさを説明変数に、すべり荷重を被説明変数とした回帰分析により、製作誤差のすべり荷重への寄与の大きさを評価した。加えて、説明変数の組合せ効果は、各説明変数の重ね合わせで説明できる結果を得た。しかしながら、寄与の大きさに基づいて支配的な製作誤差を明らかにできたが、継手のすべり耐力に対する確率的な評価には至らなかった。

そこで、高力ボルト摩擦接合厚板継手のすべり耐力の確率的な評価を行うことを目的として、母板の降伏挙動の影響を排除するためすべり先行型の継手を対象に以下の検討を行った。

- 1) 製作誤差を考慮した厚板継手のFEM解析を実施し、製作誤差がすべり耐力に与える影響を評価する。
- 2) FEM解析結果もとに重回帰分析を行い、高次項も含めたすべり耐力に支配的な製作誤差を明らかにし、すべり係数の応答曲面を求める。

- 3) 応答曲面を用いたモンテカルロシミュレーションを実施し、すべり係数に対する確率的な評価を行う。

7.2 FEM 解析による製作誤差の組合せがすべり係数に与える影響

7.2.1 解析ケース

(1) 解析対象の継手

解析対象の継手の諸元を表 7.1 に、継手形状を図 7.1 に示す。

解析対象は、継手のすべり試験を想定し、片側に 1 行× n 列のボルトを配置した継手とする。継手のすべり耐力への製作誤差の影響を評価するため、母板の降伏挙動の影響を排除できるすべり先行型の継手を対象とする。ボルト列数は、多列によるすべり係数の低下が見込まれる 12 列と、低下しない 3 列を設定している。

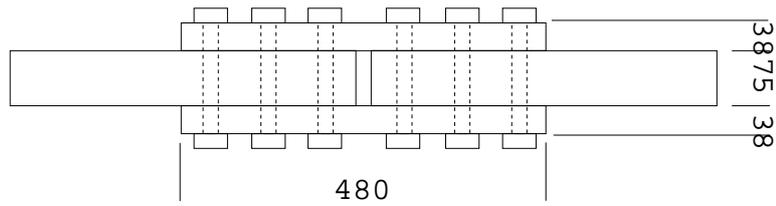
継手は、母板の板厚が 75 mm、連結板が 38 mm の厚板を用いている。高力ボルトは鋼橋でよく用いられる F10T M22 である。鋼種は SM490Y 相当としている。摩擦係数は、接合面に無機ジンクリッチペイントを塗布することを想定し、第 6 章で用いた 0.72 を設定している。

(2) 着目する製作変動

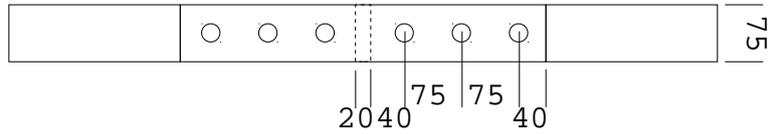
第 6 章での高力ボルト摩擦接合継手の各種製作誤差がすべり耐力に与える影響を検討した FEM 解析では、すべり先行型の継手の場合、接合面の摩擦係数およびボルト軸力に関して標準偏差の 2 倍の大きさの変動を与えると、すべり耐力が 2%以上変化し、その影響が大きい結果となった。さらに、ボルト列数が 12 列の多列の継手では、鋼材のヤング係数の変動を与えると、すべり耐力が 5%以上と大きく変化し、その他の製作誤差は影響が小さい結果が得られた。ここでは、影響の大きい鋼材のヤング係数、接合面の摩擦係数、ボルト軸力の変動に着目した。

表 7.1 解析対象の継手諸元

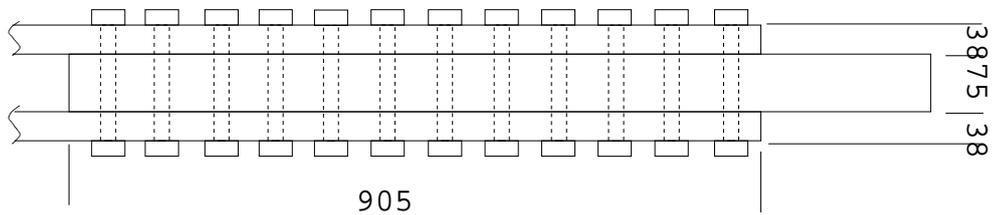
		3列タイプ	12列タイプ
高力ボルト	ボルト列数 (列)	3	12
	等級	F10T M22	
	初期導入軸力 (kN/本)	205	
	降伏点 (MPa)	900	
母板／連結板	鋼種	SM490Y	
	板幅 (mm)	75	226
	母板厚 (mm)	75	
	連結板厚 (mm)	38	
	ボルト孔径 (mm)	24.5	
	降伏点 (MPa)	355	
継手形状	摩擦面数 (面)	2	
	摩擦係数	0.72	
	ボルトピッチ (mm)	75	
	縁端距離 (mm)	40	
設計すべり荷重 (kN)	886	3,542	
設計母板降伏荷重 (kN)	1,345	5,365	
すべり/降伏耐力比 β	0.66		



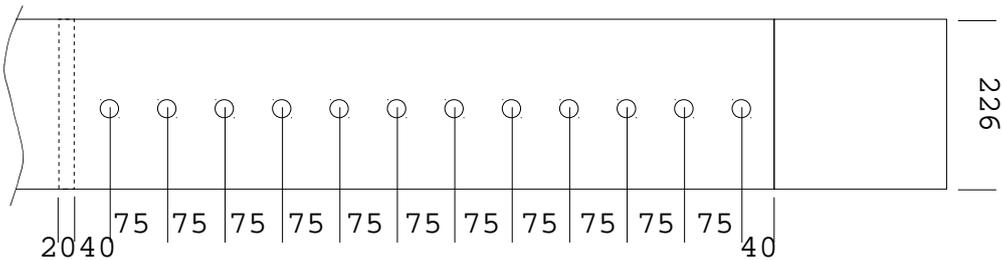
(a) 上面図 (3列タイプ)



(b) 側面図 (3列タイプ)



(c) 上面図 (12列タイプ)



(d) 側面図 (12列タイプ)

図 7.1 解析対象の継手形状 (単位 : mm)

(3) 解析ケースの設定

解析ケースは、変動を与えない平均値モデルと、変動を想定したモデルで構成される。モデル別の変動の付与状況を表 7.2 に、その変動量を表 7.3 に示す。

付与する変動の組合せは、実験計画法[7.6]の考え方を参考に、図 7.2 に示すように 1 次項と交差項の推定のための 3 因子 2 水準要因計画 (○印) と 2 次項の推定のための軸上点 (●印) の組合せとしている [7.6]。付与する変動量は、平均値を m 、標準偏差を σ とするとき、軸上点の場合で $m \pm 2\sigma$ としている。3 因子 2 水準要因計画の場合は、図 7.2 の原点から軸上点の距離と等しくなるよう $m \pm 1.15\sigma$ とした。

表 7.2 変動の付与状況

	モデル 番号	※ 図7.2	ヤング率 E	摩擦係数 μ	ボルト軸力 N
平均値 モデル	1	●	± 0	± 0	± 0
変動付与 モデル	2	○	-1.15σ	-1.15σ	-1.15σ
	3	○	-1.15σ	-1.15σ	$+1.15\sigma$
	4	○	-1.15σ	$+1.15\sigma$	-1.15σ
	5	○	-1.15σ	$+1.15\sigma$	$+1.15\sigma$
	6	○	$+1.15\sigma$	-1.15σ	-1.15σ
	7	○	$+1.15\sigma$	-1.15σ	$+1.15\sigma$
	8	○	$+1.15\sigma$	$+1.15\sigma$	-1.15σ
	9	○	$+1.15\sigma$	$+1.15\sigma$	$+1.15\sigma$
	10	●	-2σ	± 0	± 0
	11	●	$+2\sigma$	± 0	± 0
	12	●	± 0	-2σ	± 0
	13	●	± 0	$+2\sigma$	± 0
	14	●	± 0	± 0	-2σ
	15	●	± 0	± 0	$+2\sigma$

σ : 標準偏差

± 0 : 変動量を与えず (= 平均値を使用)

※各モデルの変動の組合せ関係は図7.2参照

表 7.3 与えた変動量

着目変動	変動量を考慮した解析入力値				
	$m-2\sigma$	$m-1.15\sigma$	m	$m+1.15\sigma$	$m+2\sigma$
ヤング係数 E (N/mm ²)	181,006	189,034	200,000	210,966	218,994
摩擦係数 μ —	0.652	0.681	0.72	0.759	0.788
ボルト軸力 N (kN)	197	201	205	209	213

※ 下段 (%値) は, 平均値 (m) に対する変動の割合

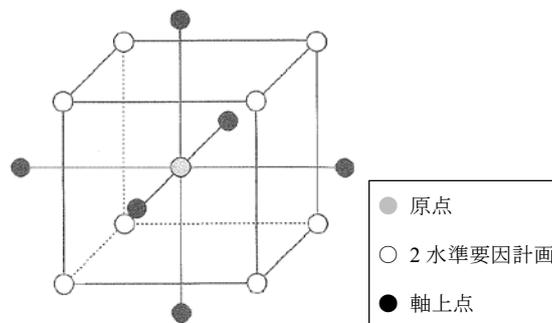


図 7.2 変動付与の概要 [7.6]

7.2.2 解析手法

(1) 解析手法

有限要素解析プログラムは Abaqus/Standard v6.13 を用い、弾塑性有限変位解析を行った。解析モデルにおける使用要素、要素形状、境界条件は文献[7.1, 7.7]で示されたものと同じである。

図 7.3 に解析モデルの要素分割状況を示す。要素は 8 節点ソリッド低減積分要素を用い、5 mm 程度で要素分割している。モデル化の対象は、母板、連結板、ボルト、ワッシャーである。図 7.4 に示すようにモデル化の対象範囲は、3 列タイプでは対称性を考慮した 1/4 モデル、12 列タイプは 1/8 モデルとしている。解析モデルの節点数は、2 万～10 万程度である。

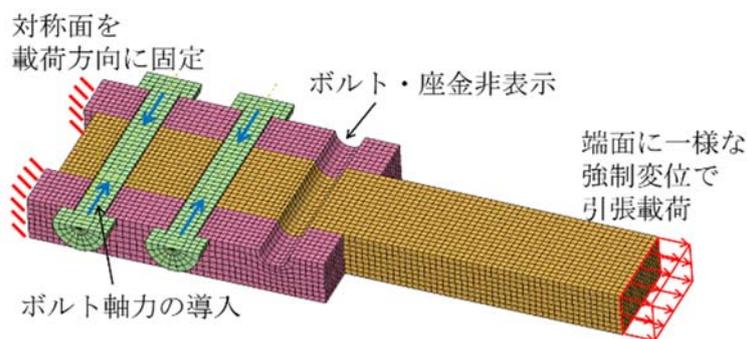


図 7.3 解析モデルの要素分割状況

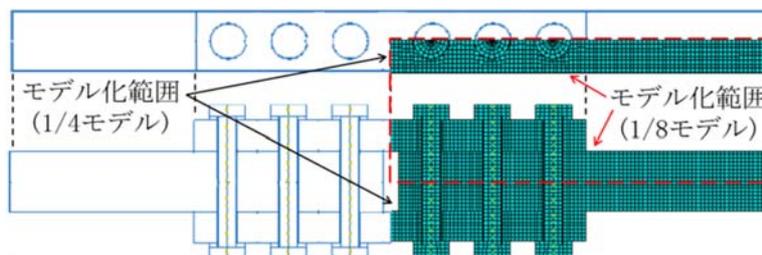
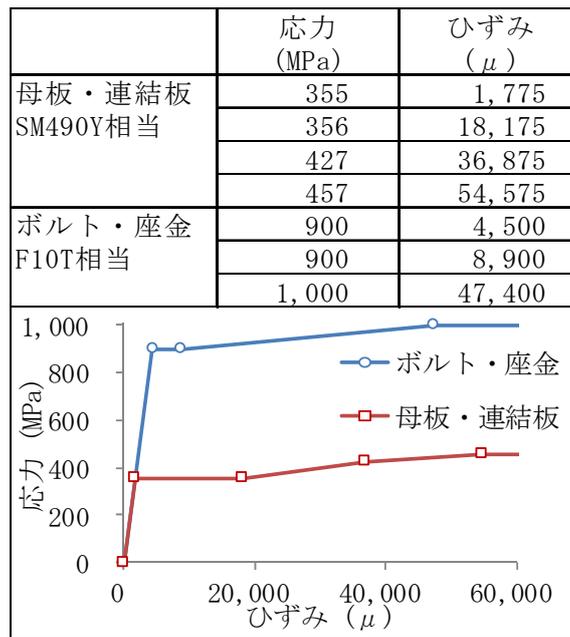


図 7.4 モデル化範囲

(2) 材料特性

与えた応力-ひずみ関係を表 7.4 に示す。母板および連結板の応力-ひずみ関係は、材料試験結果[7.1]をもとにし、降伏点が公称値になるように応力を係数倍して得たものである。ボルトおよび座金の応力-ひずみ関係は、公称値を参考にした応力-ひずみ関係[7.1]を設定している。なお、ボルト、母板、連結板のいずれのヤング係数、ポアソン比は、それぞれ公称値である 200,000 N/mm²、0.3 としている。

表 7.4 応力-ひずみ関係



(3) 境界条件

対称面には、対称条件を満足するように境界条件を与えている。

母板、連結板の接合面や、ボルト軸とボルト孔壁などの相互に接触する可能性のあるすべての組合せに対して、ペナルティ法による接触を設定している。また、この接触には、等方性クーロン摩擦を設定し、接触する部品のすべりと摩擦力の発生を再現している。本解析の目的はすべり荷重の評価で、動摩擦状態は評価の対象外であることから、動摩擦係数は、静止摩擦係数と同じ値を用いている。

計算手順については、まずボルト締付け軸力に相当するボルト軸力を与えた後、すべり試験の載荷に相当する引張荷重を与えている。

ボルト軸力は、1/4モデルではAbaqusのボルト荷重の機能により、1/8モデルでは、ボルト軸部の対称面に与えた強制変位で導入している。

継手の引張荷重は図 7.3 に示すように、連結板の対称面を載荷方向に固定し、母板の端面に一樣な強制変位を与えることで導入している。すべり発生後、ボルト軸とボルト孔が接触するまで計算している。

(4) 解析でのすべり発生の定義

解析でのすべり発生の定義は、すべり試験で主すべり発生が明瞭でない場合にすべり荷重を決定する方法[7.8, 7.9]を参考にした既往の解析的研究[7.1, 7.7]を参照した。具体的には、継手に作用する引張荷重と内側相対変位との関係に着目し、継手に作用する引張荷重が内側相対変位 0.2 mm に達するまでに最大荷重となる場合は、最大荷重に達した時点をも、最大荷重に達する前に内側相対変位が 0.2 mm となる場合は、0.2 mm に達した時点をもそれぞれすべり発生とし[7.1, 7.7]、その時点の引張荷重をすべり荷重としている。なお、相対変位は母板と連結板の接合面コバ面位置におけるずれ量であり、図 7.5 に示す母板端から 5 mm の位置で算出した。

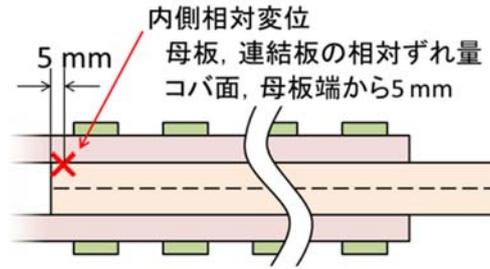


図 7.5 相対変位の着目位置

7.2.3 解析結果

解析で得られたすべり荷重およびすべり係数を表 7.5 に示す。なお、すべり係数は、すべり荷重を初期導入ボルト軸力の平均値である 205 kN で除して求めている。

すべり発生時点は、定義に基づくと、3 列タイプは最大荷重で決定され、12 列タイプは内側相対変位が 0.2 mm に達した時点となった。

表 7.5 FEM 解析結果

	モデル 番号	3列タイプ		12列タイプ	
		すべり 荷重 (kN)	すべり 係数 ※	すべり 荷重 (kN)	すべり 係数 ※
平均値 モデル	1	859	0.698	2908	0.591
変動付与 モデル	2	797	0.648	2776	0.564
	3	828	0.673	2834	0.576
	4	884	0.719	2931	0.596
	5	919	0.747	2988	0.607
	6	799	0.650	2927	0.595
	7	831	0.676	2988	0.607
	8	888	0.722	3101	0.630
	9	923	0.750	3165	0.643
	10	856	0.696	2745	0.558
	11	861	0.700	3059	0.622
	12	780	0.634	2766	0.562
	13	937	0.762	3038	0.617
	14	825	0.671	2851	0.579
	15	892	0.725	2964	0.602

※すべり係数はボルト軸力205 kNで算出

7.3 重回帰分析による応答曲面の導出

7.3.1 応答曲面の導出手法

製作誤差に対するすべり係数の応答曲面は重回帰分析により求めた。説明変数は FEM 解析で変動を与えたヤング係数、摩擦係数、ボルト軸力を基本に、表 7.6 に示すように、これらの 1 次項、2 次項および相互作用を表す交差項とした。被説明変数はすべり係数である。

表 7.6 重回帰分析に用いた説明変数

	着目した説明変数
1次項	E, μ, N
交差項	$E\mu, EN, \mu N, E\mu N$
2次項	E^2, μ^2, N^2

E : ヤング係数
 μ : すべり係数
 N : ボルト軸力

表 7.7 重回帰分析のパターン

重回帰分析の パターン名	分析対象の モデル数※1	着目説明変数 の数 ※2
Rg _{15/10}	15	10
Rg _{15/3}		3
Rg _{9/3}	9	

※1 15 : モデル番号1~15の全モデル

9 : モデル番号1~9の9モデル

※2 10 : 表7.6に示す1次項, 交差項, 2次項

3 : 表7.6に示す1次項のみ

また, 第 6 章では, 鋼材のヤング係数, 接合面の摩擦係数, ボルト軸力の変動の相互作用に関する検討が行われ, それらの組み合わせ効果は, それぞれの効果の重ね合わせで説明できるとされており, 相互作用が小さいと判断できることから, 1 次項のみを考慮する重回帰分析のパターンも設定した. そのパターンを表 7.7 に示す. なお, 説明変数は平均値が 0, 標準偏差が 1 となるよう標準化して重回帰分析を行っている.

7.3.2 重回帰分析結果

表 7.8 に重回帰分析により得られた標準偏回帰係数の一覧を示す. 表中の寄与率とは各説明変数の標準偏回帰係数を, 標準偏回帰係数の総和で除した値である.

重回帰分析の結果, 3 列タイプの自由度調整済決定係数は 0.99 以上と着目した説明変数ですべり係数をほぼ説明付けられている. また, 12 列タイプは 0.79 以上となった. 両タイプとも, 10 個の説明変数に対し, 解析モデルが 15 と, 解析モデルが少ないながらも着目した変数でおおむね説明できている.

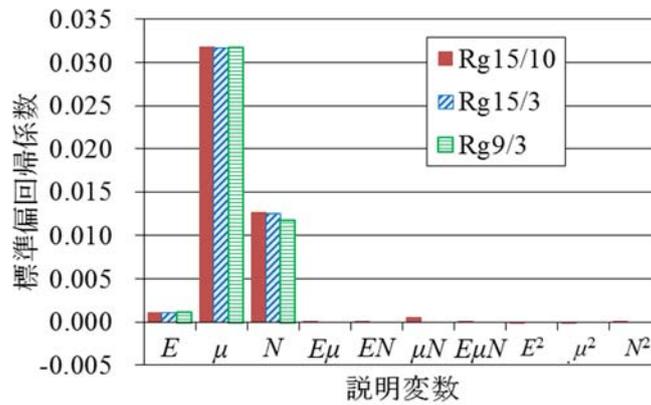
ボルト列数別の標準偏回帰係数の比較を図 7.6 に示す.

3 列タイプでは, 1 次項のすべり係数とボルト軸力の標準偏回帰係数が大きく, すべり係数に対する寄与が大きい. 1 次項のヤング係数と交差項と 2 次項の寄与率はそれぞれ 2%以下と小さい. この結果は, 変動の相互作用が小さかった第 6 章と同様の傾向が示されている. また, 回帰分析のモデル数や着目する説明変数の数を変えた他のパターンでも回帰係数の大きさはほとんど変化がない.

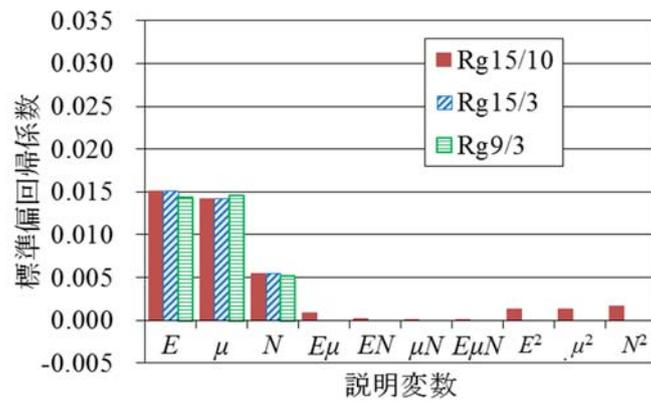
表 7.8 重回帰分析結果

タイプ	3列タイプ						12列タイプ						
	Rg _{15/10}		Rg _{15/3}		Rg _{9/3}		Rg _{15/10}		Rg _{15/3}		Rg _{9/3}		
重回帰分析の パターン		寄与率		寄与率		寄与率		寄与率		寄与率		寄与率	
決定係数 R^2	0.999	—	0.999	—	1.000	—	0.942	—	0.937	—	0.974	—	
自由度調整済 決定係数 R^2	0.998	—	0.999	—	0.999	—	0.797	—	0.920	—	0.959	—	
切片	0.698	—	0.698	—	0.698	—	0.591	—	0.597	—	0.601	—	
標準偏 回帰係数	E	1.11E-03	2%	1.11E-03	2%	1.12E-03	3%	1.51E-02	37%	1.51E-02	43%	1.44E-02	42%
	μ	3.17E-02	69%	3.17E-02	70%	3.17E-02	71%	1.42E-02	35%	1.42E-02	41%	1.46E-02	43%
	N	1.26E-02	27%	1.26E-02	28%	1.18E-02	26%	5.47E-03	14%	5.47E-03	16%	5.26E-03	15%
	$E\mu$	9.84E-05	0%	—	—	—	—	8.20E-04	2%	—	—	—	—
	EN	2.15E-05	0%	—	—	—	—	2.08E-04	1%	—	—	—	—
	μN	5.29E-04	1%	—	—	—	—	3.82E-05	0%	—	—	—	—
	$E\mu N$	2.67E-06	0%	—	—	—	—	6.39E-05	0%	—	—	—	—
	E^2	-4.10E-05	0%	—	—	—	—	1.35E-03	3%	—	—	—	—
	μ^2	-5.11E-05	0%	—	—	—	—	1.35E-03	3%	—	—	—	—
	N^2	9.86E-06	0%	—	—	—	—	1.63E-03	4%	—	—	—	—
合計	—	100%	—	100%	—	100%	—	100%	—	100%	—	100%	

※(寄与率) = (標準偏回帰係数) / (標準回帰係数の総和)



(a) 3列タイプ



(b) 12列タイプ

図 7.6 偏回帰係数

12列のタイプでは、ヤング係数を含め1次項の寄与が14%~37%と大きい。多列の場合は、すべり発生が内側相対変位で決定されるため、相対変位に関する板の伸びに影響するヤング係数の寄与が大きいと考えられる。また、交差項の寄与率は2%以下で3列タイプと同様に小さいが、2次項については3~4%と若干大きめ寄与がみられる。

7.3.3 応答曲面

重回帰分析で、1次項の寄与がほとんどであるが、12列タイプで2次項の寄与が若干みられたことから表7.9に示すようにすべり係数の応答曲面を複数パターンで検討することとした。これらの応答曲面を用いて、後述のモンテカルロシミュレーションを実施する。

表 7.9 応答曲面のパターン

応答曲面のパターン名	重回帰分析のパターン	応答曲面で着目する説明変数※1
Rg _{15/10} -Sf ₁₀	Rg _{15/10}	10
Rg _{15/10} -Sf ₃		
Rg _{15/3} -Sf ₃	Rg _{15/3}	3
Rg _{9/3} -Sf ₃	Rg _{9/3}	

※1 10：表7.6に示す1次項，交差項，2次項
3：表7.6に示す1次項のみ

7.4 モンテカルロシミュレーションによる破壊確率の算出

7.4.1 破壊確率の算出方法

得られたすべり係数の応答曲面を用い、モンテカルロシミュレーションを行い継手の破壊確率を算出する。

なお、ここでの対象構造が継手のすべり試験を想定したものであり、すべり係数の変動の分布を試算することが目的のため、作用側の変動を考慮せず、設計すべり係数と比較することとする。応答曲面を用いて得られるすべり係数が、接合面に無機ジンクリッチペイントを塗布した場合の設計すべり係数である0.45を下回る確率を算出する。

7.4.2 シミュレーションの手法

モンテカルロシミュレーションでは多数の試行が必要となり、その試行回数は文献[7.10]によれば、破壊確率の逆数の10倍程度を必要とされている。Eurocode[7.11]に規定されている破壊時の重大性が中程度の構造で、50年に対する目標信頼性指標 β が3.8であることから、ここでは、 $\beta=3.8$ に対応する破壊確率 7×10^{-5} を目標破壊確率と設定し、試行回数を 1.5×10^5 回とした。

シミュレーションには、表計算ソフトエクセルの機能で0以上1以下の範囲の一様乱数を発生させ、それを正規分布の累積分布逆関数に代入し得られた平均値が0、標準偏差が1となる正規乱数を用いた。

7.4.3 破壊確率の算出

モンテカルロシミュレーションで得られたすべり係数の結果を表 7.10 に示す。すべり係数の分布を図 7.7 に示す。

表 7.10 モンテカルロシミュレーション結果

タイプ		3列タイプ				12列タイプ			
応答曲面のパターン		Rg _{15/10} -Sf ₁₀	Rg _{15/10} -Sf ₃	Rg _{15/3} -Sf ₃	Rg _{9/3} -Sf ₃	Rg _{15/10} -Sf ₁₀	Rg _{15/10} -Sf ₃	Rg _{15/3} -Sf ₃	Rg _{9/3} -Sf ₃
試行回数		15万回							
設計すべり係数 (A)		0.45							
シミュレーション結果 (すべり係数)	平均値 (B)	0.698	0.698	0.698	0.698	0.595	0.591	0.596	0.601
	標準偏差 (C)	0.034	0.034	0.034	0.034	0.022	0.021	0.021	0.021
	変動係数	4.9%	4.9%	4.9%	4.9%	3.7%	3.6%	3.6%	3.5%
(B)-(A)		0.25	0.25	0.25	0.25	0.15	0.14	0.15	0.15
信頼性指標β		7.2	7.2	7.2	7.3	6.7	6.6	6.9	7.2
破壊確率P _f		3.0×10 ⁻¹³	3.0×10 ⁻¹³	3.0×10 ⁻¹³	1.4×10 ⁻¹³	1.0×10 ⁻¹¹	2.1×10 ⁻¹¹	2.6×10 ⁻¹²	1.4×10 ⁻¹³

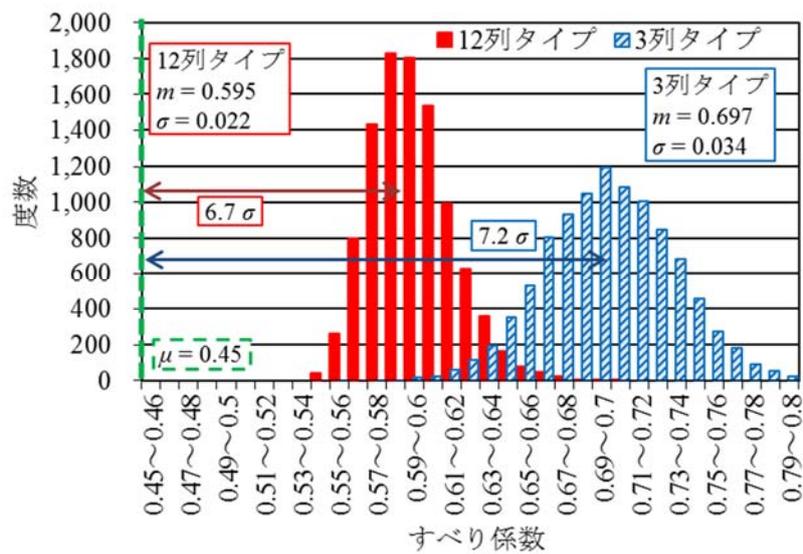


図 7.7 すべり係数の分布 (Rg_{15/10}-Sf₁₀ パターン)

シミュレーションで得られたすべり係数の分布が設計すべり係数である 0.45 を下回る確率を考える。3 列タイプの Rg_{15/10}-Sf₁₀ パターンの場合、表 7.8 より被説明変数をすべり係数とする応答局面

$$\begin{aligned}
 \mu_{sf} = & 1.11 \times 10^{-3} E + 3.17 \times 10^{-2} \mu + 1.26 \times 10^{-2} N + 9.84 \times 10^{-5} E \mu \\
 & + 2.15 \times 10^{-5} E N + 5.29 \times 10^{-4} \mu N + 2.67 \times 10^{-6} E \mu N - 4.10 \times 10^{-5} E^2 \\
 & - 5.11 \times 10^{-5} \mu^2 + 9.86 \times 10^{-6} N^2
 \end{aligned} \tag{7.1}$$

の各変数, E , μ , N にそれぞれ発生させた異なる正規乱数を代入した。なお, 1 次項の E と, 交差項, 2 次項中の E には同じ正規乱数を用い, μ , N についても同様である。その結果, すべり係数の分布は, 平均値が 0.694, 標準偏差が 0.0034, すなわち

$$N_R(m_R, \sigma_R^2) = N_R(0.698, 0.034^2) \quad (7.2)$$

となった。対して、作用側は変動を考慮しないことからその分布は

$$N_S(m_S, \sigma_S^2) = N_S(0.45, 0^2) \quad (7.3)$$

である。したがって、破壊関数 Z は、抵抗側 R と作用側 S の差で

$$Z = R - S \quad (7.4)$$

と求められ、その分布は、

$$N_Z(m_Z, \sigma_Z^2) = N_Z(m_R - m_S, \sigma_R^2 + \sigma_S^2) = N_Z(0.25, 0.034^2) \quad (7.5)$$

となる。信頼性指標 β は、

$$\beta = m_z / \sigma_z = 7.2 \quad (7.6)$$

となり、その確率は

$$P(-\beta) = P(-7.2) = 3.0 \times 10^{-13} \quad (7.7)$$

と求められ、すべり係数が設計すべり係数を下回る確率はほぼゼロであることが確認できた。

12列タイプの $Rg_{15/10}$ - Sf_{10} パターンの場合、得られたすべり係数が、設計すべり係数を下回る確率は、 β が 6.7 であることから、その確率は $P(-\beta) = P(-6.7) = 1.0 \times 10^{-11}$ となる。

異なる応答曲面のパターンでも 3列タイプの場合その確率は同じで、12列タイプでは、 $0.52 \times 10^{-11} \sim 7.8 \times 10^{-11}$ といずれのパターンとも確率が十分小さいことを確認した。これは、検討で用いたすべり係数の統計量が、ある一連のすべり試験結果に基づいたものであり、試験条件が同一のためすべり係数の標準偏差が小さく、平均値が高いことが関係していると考えられる。

7.5 目標破壊確率に対するすべり係数の試算

モンテカルロシミュレーションで得られたすべり係数の分布を用い、信頼性指標 β が 3.8 となるすべり係数を試算すると、表 7.11 に示すように 3列タイプの場合で 0.57 程度、12列タイプで 0.51 程度となる。

また、道路橋示方書[7.3]では、1 ボルト線上のボルトの本数が 8 本を超える場合に、ボルト 1 本当りの許容力を低減する係数が導入されているから、12 列タイプのすべり係数の低減係数を考慮することで設計すべり係数が 0.56 と試算できる。

したがって、目標信頼性指標 $\beta=3.8$ 、すなわち破壊確率が $P(-\beta) = P(-3.8) = 7.0 \times 10^{-5}$ となるときのすべり係数の下限値を試算すると 3 列タイプ、12 列タイプとも 0.56 程度となる。

表 7.11 設計すべり係数の試算 (Rg_{15/10}-Sf₁₀ パターン)

タイプ		3列タイプ	12列タイプ
パターン		Rg _{15/10} -Sf ₁₀	
シミュレーション結果 (すべり係数)	平均値 m	0.698	0.595
	標準偏差 σ	0.034	0.022
$\beta=3.8$ のとき のすべり係数 試算	$m - 3.8\sigma$	0.568	0.513
	道示低減係数	1.00	0.92
	設計すべり係数 (試算)	0.57	0.56

7.6 まとめ

本章では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に影響の大きい製作変動に着目し、製作変動を組み合わせた FEM 解析の結果から、重回帰分析によりすべり係数の応答曲面を求め、モンテカルロシミュレーションによりすべり係数の分布を確率的に評価し、設計すべり係数を下回る確立を検討した。得られた主な結論を以下にまとめる。

- 1) 10 個の説明変数に着目した重回帰分析の結果、解析モデル数が 15 と少ないながら、自由度調整済決定係数が 3 列タイプの場合で 0.99 以上、12 列タイプで 0.79 以上と高い値が得られた。
- 2) 標準偏回帰係数から、3 列タイプの場合すべり係数に対して摩擦係数、およびボルト軸力の 1 次項の寄与が着目した説明変数全体の 69%、27%と大きく、交差項、2 次項およびヤング係数の 1 次項は 2%以下と寄与はほとんど認められなかった。
- 3) 12 列タイプの場合、1 次項の寄与が全体の 14%~37%と高く、交差項は 2%以下と小さかったが、2 次項は全体の 3~4%と若干の寄与があった。多列の場合、相対変位ですべり発生が決まるため、相対変位および板ののびに関係するヤング係数の影響が高くなるため、3 列タイプと比べ 12 列のヤング係数の寄与が大きいと考えられる。
- 4) 重回帰分析で求められた応答曲面を用いたモンテカルロシミュレーションの結果、すべり係数が設計すべり係数である 0.45 を下回る確率は、3 列タイプで 3.0×10^{-13} 、12 列タイプで 1.0×10^{-11} と、ほぼ可能性がない結果となった。今回の FEM 解析のもととなったすべり係数の統計量が、ある一連のすべり試験結果に基づいたものであり、試験条件が同一のため、すべり係数の標準偏差が小さく、平均値が高いことが関係していると考えられる。
- 5) また、寄与の小さかった交差項、2 次項を無視した場合、その確率を求めると、3 列タイプで

は $1.4 \times 10^{-13} \sim 3.0 \times 10^{-13}$, 12 列タイプでは $1.4 \times 10^{-13} \sim 2.1 \times 10^{-11}$ といずれの場合ともすべり係数が設計すべり係数を下回る確率が小さいことを確認した.

- 6) モンテカルロシミュレーションで得られたすべり係数の平均値と標準偏差から, 信頼性指標 β が 3.8 となるときのすべり係数の下限値を試算すると, 0.56 程度となった.

参考文献

- [7.1] 土木研究所, 大阪市立大学: 高力ボルト摩擦接合継手の設計法の合理化に関する共同研究報告書, 共同研究報告書, 第 428 号, 2012.1
- [7.2] 村越 潤, 澤田 守, 山口 隆司, 彭 雪, 大嶽 敦郎: 接触面に無機ジンクリッチペイントを塗装した厚板・多列の高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力試験, 土木学会論文集 A1, Vol. 70, No. 1, pp. 94-104, 2014.3
- [7.3] 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋編, 2012.3
- [7.4] 石原 靖弘: 高力ボルト摩擦接合継手の信頼性, 片山技報, No. 12, pp. 18-22, 1992
- [7.5] 亀井 義典, 今田 滋則, 西村 宣男: 高力ボルト摩擦接合継手の信頼性評価, 土木学会第 59 回年次学術講演会講演概要集, I-583, pp. 1163-1164, 2004.9
- [7.6] 山田 秀: 実験計画法 基盤的方法から応答曲面法, タグチメソッド, 最適計画まで, 2004.9
- [7.7] 彭 雪, 山口 隆司, 高井 俊和, 村越 潤, 澤田 守: 厚板多列高力ボルト摩擦接合継手の構造諸元がすべり挙動に与える影響に関する解析的研究, 土木学会論文集 A1, Vol. 69, No. 3, pp. 452-466, 2013.9
- [7.8] European Convention for Constructional Steelwork Technical Committee 10 Bolted and Welded connections: European Recommendations for Bolted Connections in Structural Steelwork, 4th Edition, 1985
- [7.9] 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 第 2 版, 2006.3
- [7.10] 室津 義定, 米澤 政昭, 邵 暁文: システム信頼性工学, 初版, 1996.4
- [7.11] European Committee for Standardization: Eurocode - Basis of structural design, EN1990:2002, 2002

第8章 結論

8.1 本研究の結論

本研究は、高力ボルト摩擦接合継手を検討の対象構造とし、道路橋の設計体系が現在の許容応力度設計法から部分係数を用いた限界状態設計法へ移行する動きを考慮し、降伏、支圧終局の各種限界状態における継手の強度特性、および製作、組立誤差などの各種不確定要因による継手強度の変動特性を明らかにすることを目的として検討を行った。

まず、高力ボルト摩擦接合継手の降伏挙動を検討の対象とし、道路橋示方書と、建築分野の鋼構造接合部設計指針の降伏耐力の算定の違いを整理した。さらに、厚板で、ボルト列数が3列から12列の継手を対象にFEM解析を行い、継手の降伏挙動と、設計で考慮している降伏状態との関連性を検討した。また、降伏挙動における母材純断面部の断面力と外側ボルト前面で摩擦伝達される荷重との比率や、母材の降伏領域の分布を明らかにした。

次に、高力ボルト摩擦接合継手の支圧終局挙動について、ボルト軸力導入のあり、なし、ボルト本数、継手の板幅、縁端距離をパラメータとした継手の引張載荷実験を行ない、実験パラメータと終局耐力、ボルト孔の変形量、継手のエネルギー吸収量との関係を比較し、望ましい縁端距離について検討した。

また、母板に板厚差がありフィラープレートでその板厚差を調整した継手を対象に、道路橋示方書が想定している範囲外のフィラープレートの板厚が特に厚い場合も含めFEM解析を実施し、フィラープレートがすべり挙動に及ぼす影響を検討した。また、すべり係数の低下性状に支配的なパラメータを検討し、さらにすべり係数が低下する要因を明らかにした。

続いて、母板が板厚方向に偏心した目違いのある高力ボルト摩擦接合継手を対象に、目違いがすべり挙動に及ぼす影響をFEM解析により、目違い量とボルト締付け後の残存肌すき、また、すべり係数低下との関係などに着目して検討した。さらに、フィラープレートをはさみ、ボルト締付け時に連結板に曲げが掛からないようにした場合のすべり係数低下の軽減効果について確認した。

さらに、高力ボルト摩擦接合継手の製作誤差に着目し、各種不確定要因がすべり耐力に及ぼす影響を検討した。まず、すべり耐力に関連する製作誤差を調査し、さらに、各種製作誤差がすべり耐力に及ぼす影響を、既往の実験結果や実施したFEM解析により評価した。また、ボルト列数、すべり／降伏耐力比などすべり挙動の違いにより、すべり耐力に影響が大きい製作誤差が異なることを示した。

最後に、高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に影響の大きい製作変動に着目し、製作変動を組み合わせたFEM解析の結果から、重回帰分析によりすべり係数の応答曲面を求め、モンテカルロシミュレーションによりすべり係数の分布を確率的に評価し、設計すべり係数を下回る確率を検討した。また、目標の信頼性指標を設定したときのすべり係数の下限値を試算した。

以下に、各章で得られた結論の詳細を示す。

まず、第 1 章では、本研究の背景および既往の研究などについてまとめるとともに、本研究の目的を明確にし、各章の概要を述べた。

第 2 章では、高力ボルト摩擦接合継手の降伏挙動を検討の対象とし、道路橋示方書と、建築分野の鋼構造接合部設計指針の降伏耐力の算定の違いを整理した。さらに、厚板で、ボルト列数が 3 列から 12 列の継手を対象に FEM 解析を行い、継手の降伏挙動と、設計で考慮している降伏状態との関連性を検討した。

- 1) 継手の降伏時点における継手作用力と、純断面力の比を降伏時作用力／純断面力比 α_y と定義し、道路橋示方書の α_{yB} はボルト前面での摩擦伝達の割合がボルト列数、およびすべり／降伏耐力比 β によらず一定であるが、鋼構造接合部設計指針の α_{yA} は β が低いほど、また、ボルト列数が多いほど小さくなり、両者に差があることを示した。
- 2) 設計基準や既往の研究を参考に、降伏判定基準 1 から 3 の 3 つの降伏判定基準を設定し、解析結果を評価した。降伏判定基準 1 は継手作用力が純断面設計降伏耐力 ($F_d = \sigma_y A_n$) の 1.1 倍に達した時点、降伏判定基準 2 は純断面力が純断面降伏耐力 (F_d) に達した時点、降伏判定基準 3 は継手側面のひずみが降伏ひずみ ε_y に達した時点とした。その結果、降伏判定基準 1 の降伏時作用力／断面力比 α_{y1} は、いずれのケースとも 1.1 と一定となったが、 α_{y2} と α_{y3} は、ボルト列数が多いほど低下する傾向となった。また、いずれのボルト本数とも、降伏判定基準が異なれば、降伏時作用力／純断面力比 α_y が異なった。
- 3) 鋼構造接合部設計指針の α_{yA} と、降伏判定基準 2 の α_{y2} とがよく一致した。また、降伏判定基準 3 の α_{y3} は、道路橋示方書の α_{yB} よりも高くなるが、最も値の小さい 12 列の α_{y3} は α_{yB} とほぼ同じであった。
- 4) 解析結果のミーゼス応力分布から、継手作用力が降伏判定基準 2 の時点では純断面部はほとんど降伏応力に達しておらず、降伏判定基準 3 の時点ではほぼ全体にわたり降伏していることを確認した。また、解析結果と既往の継手すべり試験結果との比較から、解析結果の α_{y3} は試験とほぼ同等の結果が得られた。また、 α_{y2} で評価することで安全側の評価を与えることを確認した。

第 3 章では、高力ボルト摩擦接合継手の支圧終局挙動について、ボルト軸力導入のあり、なし、ボルト本数、継手の板幅、縁端距離をパラメータとした継手の引張載荷実験を行ない、実験パラメータと終局耐力、ボルト孔の変形量、継手のエネルギー吸収量との関係を比較し、望ましい縁端距離について検討した。

- 1) 軸力を入れた場合と入れない場合の高力ボルト継手の終局耐力は、板幅 120 mm のケースでは軸力ありの方が若干大きい値を示すが、ほとんど変わらなかった。また、縁端のせん断耐力の照査に対しては、建築分野の評価式が簡便であり、実用に適している。
- 2) 板幅 120 mm、ボルトが 1 本のケースで、ボルト孔の変形は、縁端距離が 40 mm から 50 mm

と小さい場合は軸力を入れない方が孔周りの塑性化が進展して大きくなるが、縁端距離が 60 mm を越えれば大きな違いは生じなかった。

- 3) ボルトが 2 本、板幅が 120 mm のケースで縁端距離を大きくしても、純断面で破壊し、吸収エネルギーが増加せず、ボルト孔周辺の変形能を活かしきれない結果となった。
- 4) 板厚 9 mm の鋼板ですべり後の耐力を期待する場合には、実験から得られた縁端距離と変形能の関係から、縁端距離を 60 mm 程度、確保することが望ましいと考えられる。

第4章では、母板に板厚差がありフィラープレートでその板厚差を調整した継手を対象に、道路橋示方書が想定している範囲外のフィラープレートの板厚が特に厚い場合も含めFEM解析を実施し、フィラープレートがすべり挙動に及ぼす影響を検討した。

- 1) FEM解析の結果、フィラープレートが厚くなるほどすべり耐力がほぼ線形的に低下する傾向を示した。解析におけるすべり耐力低下の度合いは、既往の実験結果のほぼ下限となった。
- 2) すべり係数低下傾向は、フィラープレートの板厚よりも、厚板側の母板とフィラープレートの板厚の比で定義した断面変化率に着目することで、母板厚の影響を小さくして評価できる結果となった。
- 3) 断面変化率が高い方がフィラープレートの断面力分担率が高くなる傾向となるが、断面変化率が75%でもフィラープレートの断面力分担率が14%程度と低い。また、断面変化率が同じであれば、板厚が75mmでも38mmでも断面力分担率は同等であった。そのため、厚板の場合も、部材降伏の点から、薄板と同様に低材質のフィラープレートを用いることができると考えられる。
- 4) 断面変化率が大きく、かつ母板厚が厚い場合は、フィラープレート側の連結板の断面力が低くなる場合があった。このような場合、この連結板にも、継手部の剛性低下などの影響がない範囲において、低材質、または薄板を使用できる可能性が考えられる。

第 5 章では、母板が板厚方向に偏心した目違いのある高力ボルト摩擦接合継手を対象に、目違いがすべり挙動に及ぼす影響を FEM 解析により、目違い量とボルト締付け後の残存肌すき、また、すべり係数低下との関係などに着目して検討した。

- 1) 継手の母板に目違いがあり、ボルト締付け後も母板と連結板に肌すきが残る場合は、目違いのない場合と比べ設計ボルト軸力に対するすべり係数が 15%~80%程度大きく低下した。その低下の度合いは、目違い量が大きいほど、板厚が厚い方が大きくなる傾向となった。
- 2) 目違いがあるものの接合面の密着性がよい拘束条件 A でボルト締付けによって接合面が密着する場合は、ほとんどのケースにおいてすべり係数の低下が 10%前後までとなり、密着性が悪い拘束条件 B のケースの 15~80%程度低下と比べると、すべり係数の低下の割合は小さくなった。

- 3) ボルト締付け後、接合面が密着したものの、すべり係数が最大で 40%程度も低下する結果が得られた。このことは目違いがある場合、外観上接合面が密着していてもすべり耐力が下がる場合があり得ることを示している。
- 4) 母板の目違いがある場合でも、その目違い量に合わせた板厚のフィラープレートを挟み、連結板および母板にボルト締付け時に曲げが生じないようにすることで、目違いのない継手と同等のすべり係数が得られた。

第 6 章では、高力ボルト摩擦接合継手の製作誤差に着目し、各種不確定要因がすべり耐力に及ぼす影響を検討した。まず、すべり耐力に関連する製作誤差を調査し、さらに、各種製作誤差がすべり耐力に及ぼす影響を、既往の実験結果や実施した FEM 解析により評価した。

- 1) 継手のすべり耐力に関係する各種不確定変数のばらつきを設計値や公称値で除して無次元化し整理すると、鋼材の降伏点、ポアソン比、無機ジンク膜厚の変動係数は 10%程度でばらつきが大きく、板厚、板幅は変動係数が 0.5%程度でばらつきが小さい結果が得られた。
- 2) 過去の継手のすべり試験結果から、無機ジンクの塗膜厚のばらつきと、すべり耐力の関係を整理した。塗膜厚のばらつき 2σ (標準偏差の 2 倍) に対し、すべり耐力には 0.5%程度の影響となると推定され、その影響は小さい結果となった。
- 3) 各種のばらつきを与えた FEM 解析により、ばらつき 2σ あたりのすべり耐力への影響をみると、ポアソン比、板厚、板幅の影響がすべり耐力に対して 0.5%以下と小さく、ヤング係数、摩擦係数、ボルト荷重の影響は、すべり耐力に対し 3%以上と大きい結果となった。
- 4) ボルト列数が多い場合や、すべり/降伏耐力比 β が大きい場合は、摩擦係数やボルト軸力のばらつきの影響が小さくなる傾向がみられた。すべり係数も同様に、多列や β の大きい場合に低下することから、荷重レベルが低い段階ですべりが発生する場合、ばらつきの影響が小さくなるものと考えられる。

第 7 章では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に影響の大きい製作変動に着目し、製作変動を組み合わせた FEM 解析の結果から、重回帰分析によりすべり係数の応答曲面を求め、モンテカルロシミュレーションによりすべり係数の分布を確率的に評価し、設計すべり係数を下回る確率を検討した。

- 1) 標準偏重回帰係数から、3 列タイプの場合すべり係数に対して摩擦係数、およびボルト軸力の 1 次項の寄与が着目した説明変数全体の 69%、27%と大きく、交差項、2 次項およびヤング係数の 1 次項は 2%以下と寄与はほとんど認められなかった。
- 2) 12 列タイプの場合、1 次項の寄与が全体の 14%~37%と高く、交差項は 2%以下と小さかったが、2 次項は全体の 3~4%と若干の寄与があった。多列の場合、相対変位ですべり発生が決まるため、相対変位および板ののびに関係するヤング係数の影響が高くなるため、3 列タイプ

と比べ 12 列のヤング係数の寄与が大きくなったと考えられる。

- 3) 重回帰分析で求められた応答曲面を用いたモンテカルロシミュレーションの結果、すべり係数が設計すべり係数 0.45 を下回る確率は、3 列タイプで 3.0×10^{-13} 、12 列タイプで 1.0×10^{-11} と、ほぼ可能性がない結果となった。今回の FEM 解析のもととなったすべり係数の統計量が、ある一連のすべり試験結果に基づいたものであり、試験条件が同一のため、すべり係数の標準偏差が小さく、平均値が高いことが関係していると考えられる。
- 4) モンテカルロシミュレーションで得られたすべり係数の平均値と標準偏差から、信頼性指標 β が 3.8 となるときのすべり係数の下限値を試算すると、0.56 程度となった。

最後に、第 8 章では、本研究によって得られた結論をまとめた。

8.2 今後の課題および展望

本研究では高力ボルト摩擦接合継手の各種限界状態における挙動や、強度に関連する不確定要因の影響を明らかにすることを目的に、多岐にわたる検討を行ったもののその範囲は限られており、さまざまな解決すべき課題が残されている。最後に、今後の課題および展望についてまとめて本研究の結びとする。

- 1) 本研究では、継手のすべり、降伏、終局耐力に関係する要因に着目し、それらの各種挙動や耐力などの力学的性状へ与える影響の検討を行ったが、設計手法の提案には至っていない。今後、道路橋示方書が限界状態設計法の体系に移行することを考えると、設計手法へ反映するための検討が必要である。
- 2) 本研究では抵抗側であるすべり耐力に関連のある変動のみを検討の対象とした。設計手法の検討にあたっては、作用側の変動も含めた検討が必要である。また、各種変動の影響の検討では、すべり耐力のみを対象としたが、限界状態設計法への移行を考慮すれば、降伏、終局などの各種限界状態の耐力に対しても検討する必要がある。
- 3) 本研究での変動の統計量は、既往の文献から測定データや実験データを収集してまとめたものではあるが標本数には限りがある。変動を考慮した検討を行うには、実際の変動により近い統計量を用いることが望ましく、そのためには測定データを統一されたフォーマットによるデータベースへ蓄積するなどデータを充実させることと、容易にそのデータが利用できる体制の構築が望まれる。
- 4) 本研究の多くは FEM 解析による検討で結論を導いたものであるから、実験を行い検証する必要がある。特に、第 5 章の継手の目違いの検討では、他の文献でも実験的に検討された事例は見られず、実験を行って結果の確認が必要である。
- 5) 本研究は、基礎的な研究として、継手のすべり試験を想定してボルト行数が 1 行の継手に引張荷重を行い、検討を行った。異なる荷重条件として圧縮の場合、および I 桁等の継手を想

定して曲げおよび引張が同時に作用する場合も検討する必要がある。さらに、ボルトが 1 行では、母板、連結板が板幅方向に自由に伸縮できるが、実際の継手では複数行配置で、板幅方向の伸縮が拘束されるため、I 桁等の継手全体での評価、検討も必要であると考えられる。

謝 辞

本研究を進めるにあたり，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 山口 隆司 教授には衷心より謝意を表します．また，大阪市立大学大学院 鬼頭 宏明 教授，松村 政秀 准教授には，本論文をまとめるにあたり種々のご助言を賜りましたことに，厚く御礼を申し上げます．

石川工業高等専門学校 の三ツ木 幸子 教授には，特に継手実験の検討に関して，様々なご教示，ご助言，また，データの提供などご協力をいただきました．ここに記して，厚く御礼を申し上げます．

大阪市立大学大学院 長崎 英二 客員教授には，本研究を進めるに当たり，高力ボルトに関して貴重なご教示，ご助言をいただきました．厚く御礼を申し上げます．

研究テーマとの関連性もあり関西道路研究会 道路橋の性能設計に関する研究小委員会（委員長：京都大学大学院 八木 知己 教授）にオブザーバーとして参加の機会をいただきました．委員の皆様から性能設計法に関して有益な情報やご意見を得ることができました．御礼を申し上げます．

2012 年 4 月から今日までの 3 年間，大阪市立大学 橋梁工学研究室に在籍された大学院生諸氏，および学部生諸君にも，様々な面でご協力いただきました．その中でも，彭 雪 氏（現 片山ストラテック株式会社）には，論文取りまとめに当たり貴重なご助言，ご協力をいただきました．潘 超 氏（現 株式会社ニチゾウテック）には，実験に関して多くのご助言をいただきました．また，孫 宏赫 氏（現 日立造船株式会社），前期博士課程 2 回生の山階 清永 君には，解析モデル作成や種々の検討に当たりご協力をいただきました．ここに記して，感謝申し上げます．

最後に，研究生活を支えてくれた両親に感謝し，本論文の謝辞とさせていただきます．

本論文に関する著者の公表論文

1. Xue PENG, Toshikazu TAKAI, Honghe SUN, Takashi YAMAGUCHI: Finite Element Analysis on the Mechanical Behaviour of High Strength Bolted Friction Type Joint with Filler Plate, IABSE Congress Report, 18th Congress of IABSE, A-0130, pp. 1635-1642, International Association for Bridge and Structural Engineering, 2012.9
2. 高井 俊和, 山口 隆司, 三ツ木 幸子, 西川 真未: 高力ボルト継手の終局挙動における孔変形に着目した 2, 3 の考察, 構造工学論文集, Vol. 60A, pp. 694-702, 土木学会, 2014.3
3. 高井 俊和, 彭 雪, 山口 隆司, 山階 清永: 各種のばらつきが厚板鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に与える影響に関する研究, 鋼構造論文集, 第 21 巻, 第 82 号, 日本鋼構造協会, pp. 15-27, 2014.6
4. Toshikazu TAKAI, Takashi YAMAGUCHI, Kiyonori YAMASHINA: Sensitivity Analysis on Influence of Fabrication Tolerance of High Strength Bolted Friction Type Joint to its Slip Strength, Memoirs of the Faculty of Engineering, Osaka City University, pp. 35-41, 2014.12
5. 高井 俊和, 彭 雪, 山口 隆司: フィラープレートの板厚が高力ボルト摩擦接合継手の荷重伝達に与える影響に関する解析的研究, 土木学会論文集 A1, Vol. 71, No. 1, pp. 1-9, 2015.2
6. 彭 雪, 山口 隆司, 高井 俊和: 厚板多列高力ボルト摩擦接合継手の母材純断面降伏挙動に関する解析的研究, 土木学会論文集 A1, Vol. 71, No. 1, pp. 47-54, 2015.2
7. 高井 俊和, 山口 隆司, 山階 清永: 高力ボルト摩擦接合継手の目違いがすべり耐力に与える影響に関する解析的研究, 構造工学論文集, Vol. 61A, 土木学会 (搭載決定)
8. Toshikazu TAKAI, Xue PENG, Takashi YAMAGUCHI, Kiyonori YAMASHINA: Fundamental Study on Effect of Fabrication Tolerance on Slip Strength of High Strength Bolted Friction Type Joint with Thick Plates, IABSE Symposium Report, IABSE Conference Nara, International Association for Bridge and Structural Engineering (搭載決定)
9. 高井 俊和, 山口 隆司, 山階 清永: 無機ジンクリッチペイントを塗布した厚板多列高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力の変動に関する 2, 3 の考察, 鋼構造論文集, 日本鋼構造協会 (投稿中)