



Title	高力ボルト摩擦接合継手の限界強度に関する解析的研究
Author(s)	亀井, 義典
Citation	大阪大学, 2000, 博士論文
Version Type	VoR
URL	https://doi.org/10.11501/3184265
rights	
Note	

The University of Osaka Institutional Knowledge Archive : OUKA

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

The University of Osaka

工 8117

高力ボルト摩擦接合継手の
限界強度に関する解析的研究

2000年9月

亀井義典

高力ボルト摩擦接合継手の
限界強度に関する解析的研究

2000年9月

亀井義典

目次

第1章 序論

1.1 高力ボルト摩擦接合継手に関する設計法の現状	1
1.2 高力ボルト摩擦接合継手に関する研究の現状と本研究の位置づけ	2
1.3 本論文の構成	4
参考文献	

第2章 高力ボルト摩擦接合引張継手の挙動

2.1 概説	11
2.2 摩擦接合継手の限界状態に関する実験	12
2.2.1 供試体の設計の基本方針	
2.2.2 供試体の製作条件	
2.2.3 実験ケース	
2.2.4 予備試験	
2.2.5 摩擦接合継手の引張試験	
2.3 摩擦接合継手の挙動	18
2.3.1 母材降伏先行型	
2.3.2 すべりー降伏複合型	
2.3.3 破壊状況	
2.4 結論	27
参考文献	

第3章 摩擦接合継手の弾塑性有限変位解析手法

3.1 概説	29
3.2 20節点アイソパラメトリック立体要素	30
3.2.1 要素の特性	
3.2.2 要素の形状と変位場	
3.2.3 ひずみと応力の定義	
3.2.4 節点変位ーひずみマトリックス	
3.2.5 要素剛性マトリックス	
3.3 材料の構成則	34
3.3.1 弾塑性の評価	
3.3.2 ひずみ硬化則	

3.4	計算アルゴリズム	37
3.5	すべり機構のモデル化	39
3.5.1	ジョイント要素の導入	
3.5.2	ジョイント要素に対する作用力	
3.5.3	ジョイント要素の剛性評価（固着，すべり，剥離の表現）	
3.6	高力ボルトの取り扱い	44
3.7	ボルト孔とボルト軸部の支圧問題	46
3.7.1	支圧問題に対するアルゴリズム	
3.7.2	ボルト孔とボルト軸部の接触判定	
3.7.3	接触要素の導入	
3.8	解析例	48
3.8.1	孔あき鋼板の解析	
3.8.2	高力ボルト摩擦接合引張継手の解析	
3.8.3	多列高力ボルト摩擦接合引張継手の解析	
3.8.4	フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合の解析	
3.9	結論	72
	参考文献	

第4章 基本摩擦接合継手の限界状態区分

4.1	概説	75
4.2	摩擦接合引張継手のモデル化	76
4.2.1	解析モデル	
4.2.2	要素分割と境界条件	
4.3	摩擦接合引張継手の挙動に関する解析的評価	79
4.3.1	荷重－全伸び関係	
4.3.2	荷重ボルト軸力関係	
4.3.3	母材，添接板の応力分布，相対変位，接触状況	
4.4	限界状態区分	88
4.5	結論	90
	参考文献	

第5章 各種摩擦接合継手における力の伝達機構と限界強度

5.1	多列高力ボルト摩擦接合継手	93
5.1.1	概説	
5.1.2	多列高力ボルト摩擦接合継手のモデル化	
5.1.3	多列高力ボルト摩擦接合引張継手の挙動	

5.1.4	強度低減係数と基本すべり強度限界	
5.1.5	多列高力ボルト摩擦接合引張継手の行数による影響	
5.1.6	まとめ	
5.2	低材質フィラープレートを用いた摩擦接合継手	112
5.2.1	概説	
5.2.2	低材質フィラープレートを用いた摩擦接合継手のモデル化	
5.2.3	解析結果と考察	
5.2.4	まとめ	
5.3	厚いフィラープレートを用いた摩擦接合継手	130
5.3.1	概説	
5.3.2	フィラープレートを用いた摩擦接合継手のモデル化	
5.3.3	フィラープレートを用いた摩擦接合継手の挙動	
5.3.4	荷重伝達機構	
5.3.5	強度およびフィラープレート厚の評価	
5.3.6	まとめ	
5.4	長尺高力ボルト摩擦接合継手	154
5.4.1	概説	
5.4.2	解析手法と解析モデル	
5.4.3	解析結果と考察	
5.4.4	まとめ	

参考文献

第6章 高力ボルト摩擦接合継手の主すべり以降の挙動

6.1	概説	173
6.2	高力ボルト摩擦接合継手の終局状態	173
6.3	解析手法と解析モデル	180
6.3.1	解析モデル	
6.3.2	解析ケース	
6.4	解析結果と考察	182
6.4.1	荷重－全伸び関係	
6.4.2	終局限界における変形形状	
6.5	限界状態の評価	186
6.5.1	限界強度の評価	
6.5.2	変形能の評価	
6.6	結論	192

参考文献

第7章 結論

7.1 研究成果の総括	195
7.2 今後の課題と展望	202

謝辞

本論文に関連する発表論文および口頭発表

図表一覧

第2章

- 図-2.1 実験供試体の形状と寸法
- 図-2.2 実験結果 (Bf2-a, Bf2-b タイプ)
- 図-2.3 実験結果 (C2-a, C2-b タイプ)
- 表-2.1 供試体の設計諸元および試験結果
- 表-2.2 すべり荷重とすべり係数
- 写真-2.1 実験模様
- 写真-2.2 破壊状況 ((a)Bf2-a, (b)Bf2-b, (c)C2-a, (d)C2-b タイプ)

第3章

- 図-3.1 応力－ひずみ関係
- 図-3.2 B-n 近似によるひずみ硬化則
- 図-3.3 計算フローチャート
- 図-3.4 ジョイント要素の概要
- 図-3.5 ジョイント要素の剛性評価
- 図-3.6 初期ボルト軸力導入フローチャート
- 図-3.7 高力ボルト軸部－ナット部の自由度の縮合
- 図-3.8 接触要素導入過程
- 図-3.9 接触判定の概要
- 図-3.10 接触要素導入の概要
- 図-3.11 孔あき鋼板の解析例(1)
- 図-3.12 孔あき鋼板の解析例(2)
- 図-3.13 孔あき鋼板の応力分布の例
- 図-3.14 高力ボルト摩擦接合引張継手の解析モデルと要素分割図
- 図-3.15 実験と解析の比較 ((a)Bf2-a, (b)Bf2-b, (c)C2-a, (d)C2-b)
- 図-3.16 解析モデル
- 図-3.17 要素分割図
- 図-3.18 荷重－全伸び関係
- 図-3.19 実験値との強度比較
- 図-3.20 解析モデル
- 図-3.21 要素分割図
- 図-3.22 荷重－全伸び関係
- 図-3.23 すべり強度比較

- 図-3.24 母材－連結板の相対ずれ
- 図-3.25 荷重－コバ面のひずみ関係
- 図-3.26 モデル A の応力分布・相対変位図（フィラープレート無し）
- 図-3.27 モデル B の応力分布・相対変位・接触状況図（フィラープレート有り）
- 表-3.1 ジョイント要素に関するパラメーター
- 表-3.2 多列高力ボルト摩擦接合引張継手の実験結果（辻岡・脇山）
- 表-3.3 フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手の実験結果（宮地ほか）

第4章

- 図-4.1 ジョイント要素の概要
- 図-4.2 鋼 I 桁フランジ継手の β および γ 値の実績調査結果
- 図-4.3 解析モデルの概要
- 図-4.4 要素分割図
- 図-4.5 荷重－全伸び関係
- 図-4.6 荷重－ボルト軸力関係
- 図-4.7 母材および連結板の応力分布
- 図-4.8 母材と連結板の相対変位と変形図（ $\times 100$ ）
- 図-4.9 母材と連結板の接触状況
- 図-4.10 限界状態区分
- 図-4.11 限界強度の評価
- 図-4.12 すべり係数の評価
- 表-4.1 解析モデルの諸元

第5章

5.1 節

- 図-5.1.1 強度低減係数（ISO/TC 167）
- 図-5.1.2 鋼 I 桁フランジ継手の実績調査分布
- 図-5.1.3 解析モデル（ボルト列数：5，ボルト間隔：112.5mm）
- 図-5.1.4 要素分割図（ボルト列数：5）
- 図-5.1.5 荷重－全伸び関係
- 図-5.1.6 応力分布図
- 図-5.1.7 相対変位図
- 図-5.1.8 伝達せん断力の分布
- 図-5.1.9 強度低減係数①
- 図-5.1.10 強度低減係数②（継手長さ比）
- 図-5.1.11 強度低減係数③（ボルト列数）

- 図-5. 1. 12 すべり強度公称値適用限界
- 図-5. 1. 13 すべり係数
- 図-5. 1. 14 基本すべり強度
- 図-5. 1. 15 強度低減係数④
- 図-5. 1. 16 行数比較
- 表-5. 1. 1 解析モデルの諸元

5. 2 節

- 図-5. 2. 1 解析モデルの概要
- 図-5. 2. 2 β および γ の分布
- 図-5. 2. 3 要素分割図
- 図-5. 2. 4 荷重－全伸び
- 図-5. 2. 5 荷重－ボルト軸力
- 図-5. 2. 6 応力分布，相対変位，接触状況（モデル A2，A4，A6）
- 図-5. 2. 7 応力分布，相対変位，接触状況（モデル B2，B4，B6）
- 図-5. 2. 8 応力分布，相対変位，接触状況（モデル C6）
- 図-5. 2. 9 線形限界
- 表-5. 2. 1 解析モデルの諸元
- 表-5. 2. 2 初期ボルト軸力導入に伴うフィラープレートの応力

5. 3 節

- 図-5. 3. 1 解析モデル
- 図-5. 3. 2 要素分割図
- 図-5. 3. 3 ボルト軸力導入過程
- 図-5. 3. 4 荷重－全伸び関係
- 図-5. 3. 5 応力分布，相対変位図（モデル A）
- 図-5. 3. 6 応力分布，相対変位，接触状況図（モデル I -B）
- 図-5. 3. 7 応力分布，相対変位，接触状況図（モデル I -E）
- 図-5. 3. 8 応力分布，相対変位，接触状況図（モデル II -B）
- 図-5. 3. 9 応力分布，相対変位，接触状況図（モデル II -E）
- 図-5. 3. 10 荷重－コバ面のひずみ関係（シリーズ I，II）
- 図-5. 3. 11 荷重分担率（シリーズ I，II）
- 図-5. 3. 12 荷重伝達機構
- 図-5. 3. 13 強度比較
- 表-5. 3. 1 解析モデルの諸元

5. 4 節

- 図-5. 4. 1 解析モデル
- 図-5. 4. 2 要素分割図

- 図-5.4.3 軸力導入時における接触面の板厚方向作用力分布（ボルト間隔 75mm, 100mm）
- 図-5.4.4 荷重－全伸び関係
- 図-5.4.5 主すべり発生時の応力分布図
- 図-5.4.6 母材－連結板間の相対変位
- 図-5.4.7 伝達せん断力の分布
- 図-5.4.8 強度比較
- 表-5.4.1 解析モデルの諸元

第6章

- 図-6.1 実績調査における終局強度
- 図-6.2 接触要素の概要
- 図-6.3 解析ケースおよび実績調査における解析パラメータの分布
- 図-6.4 荷重－全伸び関係
- 図-6.5 終局時における変形形状
- 図-6.6 限界強度の評価
- 図-6.7 終局時における継手の伸び
- 図-6.8 終局時における継手部の変形能
- 表-6.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態-1～6
- 表-6.2 変形能が要求される部材に関する条項の適用例
- 表-6.3 解析値による継手部の終局強度と一般部の降伏強度の比較

本論文で用いた主な記号

i) 解析手法関連

A_n	: ジョイント要素によって結合されるアイソパラメトリック要素の接触面積
B	: ひずみ硬化係数
B	: ひずみ-変位マトリックス
D	: 応力-ひずみマトリックス
D_E	: 弾性マトリックス
D_{EP}	: 弾塑性マトリックス
E	: 弾性係数
F	: ジョイント要素の節点力ベクトル
F_x, F_y	: ジョイント要素に作用するせん断力
F_z	: ジョイント要素に作用する板厚方向力
$\bar{F}_z$	: 接触面における全ジョイント要素に作用する板厚方向力の平均値
J	: Jacobi 行列
K	: 剛性マトリックス
k_x, k_y, k_z	: ジョイント要素の剛性
k_x', k_y', k_z'	: ジョイント要素の初期剛性
K_θ, K_r, K_z	: 支圧状態における接触要素の剛性
n	: ひずみ硬化指数
N_i	: 形状関数
r_a	: 高力ボルトの短径
r_b	: 高力ボルトの長径
r_θ	: ボルト孔と接触するボルト軸部の径, $r_\theta = \sqrt{(r_a \cos \theta)^2 + (r_b \sin \theta)^2}$
R	: ボルト軸中心からボルト孔周囲における節点までの距離
α	: 応力-ひずみマトリックスに関わる補正係数
u	: ジョイント要素の節点変位ベクトル
u, v, w	: 節点変位 (全体系)
u_i, v_i, w_i	: 節点変位 (局所系)
$\gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}$	: せん断ひずみ
δ	: 節点変位ベクトル
ϵ	: ひずみベクトル
ϵ_H	: ひずみ硬化開始ひずみ
$\epsilon_x, \epsilon_y, \epsilon_z$	: x, y, z 方向ひずみ
ϵ_Y	: 降伏ひずみ

θ	: ボルト軸中心とボルト孔周囲における節点のなす角度
μ	: すべり係数
ν	: ポアソン比
ν_x, ν_y	: すべり状態におけるジョイント要素の剛性
$\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$	: x, y, z 方向応力
$\tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$	: せん断応力
(x, y, z)	: 全体座標系
(x_i, y_i, z_i)	: 局所座標系
(ξ, η, ζ)	: 自然座標系

ii) 継手関連

A_g	: 純断面積
A_n	: 総断面積
L/d	: 継手長さ比 (最外ボルト列と最内ボルト列間の距離 L とボルト孔径 d の比)
N_{BU}	: ボルトの破断強度の公称値
N_{FPU}	: 母材押し抜きせん断強度の公称値
N_{FU}	: 母材純断面破断強度の公称値
N_{FYn}	: 母材純断面降伏強度の公称値
N_{FYg}	: 母材総断面降伏強度の公称値
N_{PL}	: 線形限界の計画値
N_{SL}	: すべり強度の公称値
N_{SPU}	: 連結板押し抜きせん断強度の公称値
N_{SU}	: 連結板純断面破断強度の公称値
N_{SYn}	: 連結板総断面降伏強度の公称値
N_U	: 終局限界の計画値
P	: 載荷荷重
P_b	: 継手端部において作用する面内曲げ応力 σ_b による力
P_{BSL}	: 基本すべり強度
P_{SL}	: すべり強度
P_{FYn}	: 母材純断面降伏強度
P_{SYn}	: 連結板純断面降伏強度
P_{FU}	: 母材破断強度
t	: 縁端距離
t_i	: 板厚
w	: 板幅

β	: すべり強度・母材純断面降伏強度比 ($=N_{SL}/N_{FYn}$)
γ	: 連結板・母材降伏強度比 ($=N_{SYn}/N_{FYn}$)
γ_{ru}	: 破断に関する安全係数
γ_{ry}	: 降伏に関する安全係数
ε_y	: 降伏ひずみ
λ	: 多列継手の強度低減係数
μ	: すべり係数
ν	: ポアソン比
σ_b	: 面内曲げ応力
σ_{eq}	: 相当応力
σ_n	: 直応力
σ_u	: 鋼材の引張強度
σ_y	: 鋼材の降伏応力度
τ_B	: 鋼材のせん断強度

第1章 序論

1.1 高力ボルト摩擦接合継手に関する設計法の現状

現在、わが国の鋼構造物設計規準^{1.1), 1.2)}の書式が、従来の許容応力度設計法から限界状態設計法、また性能照査型設計法へと移行しようとしている。鋼構造物を対象とした各種限界状態および性能照査を想定した設計法の策定に際しては、構造物、部材および断面構成要素の限界状態および必要性能の適切な評価を導入するとともに、継手構造についてもそれらの各種限界状態の把握と耐荷力の評価法を検討する必要がある。

接合部設計における基本的な考え方は、耐荷力的にも剛性的にも接合する部材の性能を接合部においても十分確保するように設計することである。構造物の部材は想定された外力に対して安全であるように設計され、断面決定がなされる。その際には構造部材や構造システム全体が一体となったものと仮定されており、接合部の存在が意識されることは少ない。構造物全体や部材断面が設計された後で部材の加工、運搬、組立などの制約の面から接合部の形式や位置が決定されるのが通常である。このように一般に軽んじられる傾向にある接合部ではあるが、接合部が原因となり接合する部材が有する性能を損なうことは絶対にあってはならない。巨大地震の際には、通常の設計で想定しているよりもはるかに大きい負荷を受ける可能性もあるが、鋼構造物では一般に大地震時に塑性変形することによって地震時の外力に抵抗するものと考えられている。その際には主部材の多くの部分が塑性状態に達し、構造物の部位によっては塑性ヒンジが生じる可能性も考えられるが、その時点で接合部の耐力、剛性が接合している部材のそれよりも小さければ、接合部が弱点となり、鋼構造物が地震に耐えるだけの十分なねばりを発揮する以前に接合部で耐力が決定されてしまうことも十分に起こり得る。

高力ボルト摩擦接合継手は、今日の鋼構造物の非溶接継手の中でも最も頻繁に用いられている継手形式であり、継手材片を高力ボルトで強く締め付けることによって生じる母材-連結板間の接触面における摩擦力によって力を伝達する接合方式である。わが国の高力ボルト摩擦接合継手の設計法はその耐荷機構がリベット継手と本質的に異なるにもかかわらず、伝統的なリベット継手の設計法^{1.3)}を継承し、なおかつ摩擦面のすべりに関しては20年以上も昔の実験データに基づいて制定されている。日本建築学会では、近年、荷重係数設計法による新しい設計規準案^{1.4)}を定め、高力ボルト摩擦接合継手の終局状態に関する照査式を導入している。また、ISO^{1.5)}、EC3^{1.6)}および、既に限界状態設計法に移行している欧米の鋼構造物設計規準^{1.7)-1.10)}では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり限界および終局耐力に関する明確な条項を与えている。

こういった背景から土木学会鋼構造委員会^{1.11)}では、高力ボルト継手の条項について諸外国の設計規準を調査し、わが国の設計規準に対する問題点と主すべり発生後の終局強度を支配する要因を指摘したうえで、検討課題として、すべり耐力と最大耐力の関係、すべりが生じた部材の連続性および終局状態におけるボルトの照査方法などを挙げている。

また、秋山ら^{1.12)-1.14)}は、わが国および諸外国における設計法の現状を背景に設計規準の国際比較を行い、高力ボルト摩擦接合継手に関する規定について、すでに限界状態設計

法に準拠している鋼構造設計規準とわが国の現行設計規準との主な相違点として以下のよう項目を挙げている。

- 1) 摩擦面のすべり係数について、諸外国の規準では摩擦面の処理状態に応じた規定値が与えられているが、わが国の規準では、黒皮を除去した場合の実験値をもとに一律に規定している。
- 2) 継手のすべりに対する安全率に相違がある。
- 3) 母材および連結板の有効断面積の計算におけるボルト孔の控除について、諸外国の規準では摩擦による伝達力を考慮して純断面積からの割増しを行っているが、わが国の規準では純断面積を考えている。
- 4) 一部の外国規準にはフィットボルトに関する規定が設けられており、高力ボルトの支圧ないしはせん断強度の利用を可能にしている。

上記のような設計規準の差異が継手の工場製作費と現場工事費の増加に及ぼす影響により諸外国の規準で設計された継手部は、わが国の道路橋示方書で設計した継手部の55～66%の工事費で施工可能であるとしている。

平成7年10月に、建設省から発表された鋼道路橋設計ガイドライン(案)^{1.15)}では、板要素、部材および全体構造系と同様に、高力ボルト摩擦接合継手に関しても合理化が検討されており、強度および変形能の的確な評価法を確立し、設計の合理化を図ることも重要な課題となっているが、鋼構造物の製作面からいえば、接合部は最も工数を要する箇所であり、接合部の構造法の合理化は製造コストに直接反映される。従来の高力ボルト継手の設計法の安全性については経験的に証明されてはいるものの実際の継手の挙動と設計法の整合性の欠如については従来より指摘のあるところであり、このため、高力ボルト摩擦接合継手については、設計法と実際挙動との整合性を確保するだけでなく、その力学的特性を積極的に活かした、合理性のある設計法が求められている。

1.2 高力ボルト摩擦接合継手に関する研究の現状と本研究の位置づけ

高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の研究成果については、鋼構造接合資料集成^{1.3)}に詳解されており、ここでは1970年代中頃までの高力ボルト継手を対象とした研究論文が集成されている。高力ボルト摩擦接合継手に関する研究は、すべり特性や形状効果、疲労特性など多様ではあるが、実験的研究が大勢を占めており、その傾向は近年においても同様である^{1.14)}。しかも、何れの研究においても母材－連結板間のすべり耐力に主眼をおいており、継手を構成する鋼板の降伏やすべり現象以降に存在する各種限界状態に着目した研究はほとんど報告されていない。

秋山ら^{1.13), 1.14), 1.16)–1.21)}はこれら既往の研究背景から、高力ボルト摩擦接合継手部の終局限界を含む各種限界状態に主眼をおいた実験を行い、継手部の主すべり以降の挙動を明確にするとともに、継手が有する各種限界状態を系統的に整理し、限界状態区分に対する検討を行った。なお、近年における摩擦接合を対象とした研究については、実験的研究を中心として文献^{1.14)}においてまとめられている。

上記のように摩擦接合継手に関する研究は、継手を構成する高力ボルトやボルト孔など

の複雑な幾何学形状のモデル化や母材-連結板間の摩擦面や高力ボルトとボルト孔の支圧の取り扱いなどが困難であることもあり、実験的研究が主流である。しかしながら、高力ボルト摩擦接合継手は、摩擦面の処理状況や行列数の影響など様々な要因によって継手の挙動が異なり、そういった要因はすべり強度にも影響を及ぼす。したがって、ある特定の諸元をもって計画された供試体を用いた実験結果だけでは、多種多様な継手の挙動を説明することは困難であり、継手形式ごとに詳細な検討を行う場合には、実験による検討を補うものとして解析的な検討が必要となる。また、実験において正確に把握することが困難である局所的な応力や母材-連結板間の接触面の状況など、継手の強度に直接的に影響を与える要因を明らかにし、そのメカニズムを知るためには、解析的なアプローチを欠かすことはできない。

解析的研究としては、現在のところほとんど報告されてはいないが、支圧力を受ける鋼板の弾塑性挙動および変形特性については理論的あるいは解析的な研究が、例えば Fisher などによって行われている^{1.22)-1.27)}。高力ボルト摩擦接合継手を対象とした研究としては、田島^{1.28)}、脇山ら^{1.29), 1.30)}、森^{1.31)}など。また、プレートガーダーの摩擦接合継手部までを対象とした研究については、長嶋ら^{1.32)-1.36)}が行っている。

田島^{1.28)}は継手接合部の「ずれ」が継手端部から生じ、次第に内部に進行していくことに着目して、継手部を「ずれ」が生じている領域と生じていない領域に分割し、AIRYの応力関数を用いることにより継手軸方向の応力を算出している。この解析手法では、ボルト軸力による影響を考慮しておらず、また母材と連結板を一体化した平板として取り扱っているため、接触面における力学状態を適切に表現していない。

脇山ら^{1.29), 1.30)}は高力ボルト自体を対象にして、ねじ形状やボルト軸のナットとのはめあい部における荷重分担に関して解析的研究を行っている。また、森^{1.31)}は有孔鋼板のボルト締めによる応力集中の緩和と疲労強度を、母材の厚さ、円孔径、ボルト軸力に着目し、3次元応力解析を行っている。何れの研究も、高力ボルト摩擦接合引張継手を扱う上で重要な要因ではあるが、対象が高力ボルト自体やボルト孔周辺の応力集中など局所的な挙動に限定されており、その局所的な挙動が継手の全体挙動に及ぼす影響までを評価するのは困難である。

秋山^{1.14)}は、20節点アイソパラメトリック立体要素を用いた弾塑性有限要素解析を行い、引張力が作用する摩擦接合継手の応力および変形特性について検討している。解析モデルは2面せん断の摩擦接合継手であるが、摩擦面のモデル化において藤本ら^{1.26)}の解析結果から得られた圧縮応力が生じる領域を接着領域と考え、母材と連結板の実節点を共有することにより有効摩擦面を表現しているため、母材純断面の降伏が発生する荷重レベル付近までの挙動しか追従することができない。

長嶋^{1.32)-1.36)}は摩擦力に関するCoulombの2大法則に基づいて、複数の半剛体とこれらを連結する伸びバネおよびせん断バネにより、継手を端部境界とボルト軸を含む仮想垂直面とで板厚方向に分割したときにできる継手の最小単位として「継手ユニット」という概念を導入し、主すべりが生じるまでの挙動を解析している。この手法では継手自体モデル化が簡素であるため、プレートガーダーの継手部など大型構造物の全体的挙動の解析が可能となる^{1.36)}。しかしながら、初期ボルト軸力導入が鋼板へ与える影響、鋼板の局所的な降伏やそれにともなう部分すべり、接触面における母材と連結板の相互作用等、継手特有の

挙動を詳細に表現することに対しては、解析対象のモデル化が十分であるとは言い難い。

本論文では、これらの既往の解析的研究背景を踏まえ、高力ボルト摩擦接合継手特有の挙動を表現するため、鋼板の塑性化にともなうボルトの軸力の減少や、接触面における母材と連結板の相互作用をも考慮し得る、弾塑性有限変位法に基づく解析手法を開発する。次に、母材および連結板の降伏強度、母材-連結板間のすべり強度を主要なパラメータとして解析を行い、これらの諸元が摩擦接合継手において最も基本的な形式であるボルト配置 1 行 2 列の基本摩擦接合継手の挙動および強度に与える影響について考察を行うとともに、継手の限界状態をすべり限界、降伏限界に着目して体系的に整理することにより、限界状態区分を行う。また、高力ボルト摩擦接合継手には、継手範囲の長い多列継手、継手厚の大きな長尺継手、フィラープレートを有する継手、過大孔を有する継手、摩擦面の処理状態が異なる継手など様々な継手形式が挙げられるが、本論文では、その中でも鋼 I 桁フランジ部における摩擦接合継手部を想定して、多列高力ボルト継手、フィラープレート有する継手、長尺高力ボルト継手を取り上げ、各々の継手形式の挙動および強度を支配していると考えられる主要な諸元に着目して考察を行うとともに、解析的見地から各々の継手が有する荷重伝達機構や限界状態などを明らかにする。そしてさらに、摩擦接合継手の線形限界以降の挙動に着目した解析を行い、摩擦接合継手の終局限界状態および変形能について言及する。

1. 3 本論文の構成

本論文は 7 章で構成されるが、各章の概要は以下の通りである。

第 1 章は、高力ボルト摩擦接合継手に対する設計法の現状、高力ボルト摩擦接合継手を対象とした研究の現状および本研究の位置づけについて述べている。

第 2 章では、高力ボルト摩擦接合継手の引張試験を通じて摩擦接合継手の基本的な挙動に対する考察を行っている。高力ボルト摩擦接合継手は、高力ボルト接合の中では、使用実績、研究実績も相当あり、実験的な研究成果についても数多く報告されている^{1.3), 1.14)}。しかし、高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の実験的研究は、主としてすべり耐力に着目したものが多く、継手部の終局強度や変形能など各種限界状態までを考慮に入れた実験はほとんど報告されていない。そこで本章では、筆者らが過去に行った実験^{1.13), 1.14), 1.16)-1.21)}から限界状態について系統的に計画し、かつ比較的挙動が捉え易い少数行列の継手供試体を用いた実験を取り出し、線形限界以降の挙動を含む摩擦接合継手の基本的な挙動について考察する。実験の際に着目した主な項目としては以下のものが挙げられる。

- ①摩擦接合引張継手の限界状態の区分
- ②高力ボルトの締め付けによる摩擦伝達力
- ③引張部材におけるボルト孔による断面控除の影響
- ④摩擦接合引張継手の終局強度および変形能

実験的研究の成果としては、わが国の現行設計規準の力学条項の妥当性を実験的に検証す

るとともに、わが国の鋼構造物を対象とした限界状態設計法および性能照査型設計法の導入に際しての基礎データを得た点などが挙げられる。しかしながら、実験的に扱える供試体の規模や数には限りがあり、研究成果を設計規準に反映するためには様々な継手形式を対象とした各種限界状態についてのパラメトリックな評価が必要となる。従って、実験的研究成果を補うものとして解析的研究は欠くことができない。本章では、上記の実験結果を通じて摩擦接合継手の終局限界までの挙動を追従するとともに摩擦接合継手特有のボルトの軸力抜けや部分すべり現象などのメカニズムを考察することによって、第 3 章において述べる高力ボルト摩擦接合継手を対象とした解析手法を開発するための基礎データを得ることを目的とする。

第 3 章では、第 2 章において考察した摩擦接合継手の基本的な挙動に基づき、高力ボルト摩擦接合継手を対象とした弾塑性有限変位解析手法の開発を行っている。高力ボルト摩擦接合引張継手については、過去に数多くの実験的研究がなされてきたが解析的な面からのアプローチはほとんど報告されていない^{1,14)}。その原因としては、高力ボルトや座金、ボルト孔など摩擦接合継手の幾何学的形状が複雑であり解析的にモデル化が困難であること、母材-連結板、連結板-座金間などの接触面の取り扱いや高力ボルト軸部とボルト孔の支圧の問題などが挙げられる。本章では、継手の複雑な幾何学形状を表現するために 20 節点立体アイソパラメトリック要素、母材-連結板間などの摩擦面に対してジョイント要素、高力ボルト-ボルト孔の支圧問題に対しては接触要素を用いることにより高力ボルト摩擦接合継手を離散化し、摩擦接合継手特有の挙動を考慮し得る弾塑性有限変位解析法を開発することを目的とする。これは、第 4 章以降の各種摩擦接合継手を対象とした検討において、実験的には測定が困難な局所的な応力、母材-連結板等の摩擦面における接触状況などを解析的に明らかにし、摩擦接合継手特有の挙動のメカニズムを知るとともに、各種限界状態を評価する際に有効なツールとなる。

第 4 章では、摩擦接合継手の最も基本的な形式であるボルト配置 1 行 2 列の基本摩擦接合継手を対象にパラメトリック解析を行い、高力ボルト摩擦接合引張継手の線形限界に対する限界状態区分を行っている。現在、わが国の土木分野における鋼構造設計法の書式が許容力度設計法から限界状態設計法、性能照査型設計法へと移行しようとしている。現行規準の摩擦接合に関する規定では、限界状態は母材-連結板間のすべりおよび鋼板の降伏で規定されているが、それらは独立に規定されており、線形限界において降伏が関与する場合にすべり強度が低下するなどの配慮がなされていない。また、すべり係数や有効断面の評価については、諸外国に比べ過大な安全性を有しているため橋梁設計の合理化や諸外国との競争力の面でも問題がある。わが国でも設計書式の移行に備えて、主として板要素、部材および構造システムの各種限界状態に関する研究成果が蓄積されてきているが、部材間を連結し構造システムを形成するために不可欠な接合部、取り分け代表的な接合方式である高力ボルト摩擦接合継手に関する研究成果の蓄積は、現状において十分であるとは言い難い。従って、高力ボルト摩擦接合継手においても、わが国の技術水準を考慮したうえで各種限界状態の系統的な見直しが急務であると考えられる。第 4 章では、高力ボルト摩擦接合継手を対象に第 3 章において開発した弾塑性有限変位法を用い、現行設計規準の使

用限界状態に密接に関連するであろうと考えられる母材および連結板の降伏強度、母材－連結板間のすべり強度の各公称値を解析パラメータとしてパラメトリック解析を行う。そして、これらの諸元が継手の挙動に対して与える影響について考察を加えるとともに、摩擦接合継手の限界状態をすべり限界、降伏限界に着目して体系的に評価する。また、解析結果と現行の設計規準値とを限界強度およびすべり係数について比較し考察を加える。

第 5 章では、多列高力ボルト摩擦接合継手など各種摩擦接合継手を対象に力の伝達機構や限界強度などについて検討を行っている。

5.1 節では、高力ボルト摩擦接合継手の形式において、継手範囲の長い多列高力ボルト摩擦接合引張継手を対象にすべり強度の低減係数などについて検討している。多列高力ボルト摩擦接合引張継手は、ボルト列数増加にともないすべり強度が低減することが経験的に知られており、ISO/TC 167 など^{1.5), 1.6)}の設計規準では、多列化にともなうすべり強度の低減に関して、最外ボルト列と最内ボルト列間の距離 L とボルト孔径 d の比 L/d によって低減係数を規定している。しかし、わが国の設計規準^{1.1)}では上記のような配慮がなされていない。本節では、多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度の低減に着目し、ボルト列数、ボルト間隔、母材および連結板の降伏強度、母材－連結板間のすべり強度をパラメータとして解析的に検討を行い、これらの諸元が継手のすべり強度に与える影響を考察するとともに、従来経験的にのみ認知されていた多列化にともなうすべり強度低減のメカニズムを明らかにする。またその上で、多列継手の強度を第 4 章で考察した基本すべり強度を基準に整理し、公称のすべり強度より強度の低減を必要とする継手範囲について検討するとともに、すべり強度低減係数の提案を行う。

5.2 節では、低材質フィラープレートを用いた摩擦接合継手の限界強度に着目し、低材質フィラープレートの利用の可能性について検討している。平成 7 年 10 月に建設省から発表された鋼道路橋設計ガイドライン(案)^{1.15)}では、鋼桁の製作における省力化のために、主桁ブロックを一定断面とし、現場継手部で母材と同材質以上のフィラープレートを使用することにより断面変化させることを原則としている。しかしながら、断面変化の程度によっては、フィラープレートの板厚が薄くなり、母材が高強度鋼の場合は母材と同材質以上の薄板の入手が困難となる。そういった背景から、フィラープレートとして入手しやすい普通鋼の使用に対する要望が製作会社から寄せられている。高力ボルト摩擦接合は、応力の流れが円滑で継手の剛性が高く疲労に強い優れた現場接合であることが広く知られている。しかし、母材や連結板の材質とフィラープレートの材質が大きく異なる場合、フィラープレートの早期の降伏によりボルトの軸力抜けが促進され、継手のすべり耐力が低下する恐れや、フィラープレートの存在によって、接合される母材間の板厚差が継手部の局部応力などに悪影響を与えることなどが懸念される。しかしながら、フィラープレートが摩擦接合継手部に及ぼす影響については、実験的にも解析的にもほとんど明らかにされていないのが現状である。本節では、高力ボルト摩擦接合継手部において低材質フィラープレートが用いられることによって継手強度や挙動にどのような影響を及ぼすかを明らかにするため、フィラープレートの板厚（母材の断面変化率）、母材および連結板に対するフィラープレートの材質をパラメータとして弾塑性有限変位解析を行い、母材、連結板およびフィラープレート間の相互作用、応力状態、ボルト軸力の変化などについて考察を行

う。また、フィラープレートに有する摩擦接合継手の強度限界についての検討を行うことにより、低材質フィラープレートの利用の可能性を示唆する。

5.3 節では、5.2 節に比べ比較的厚手（母材と同程度の板厚）のフィラープレートを用いた高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に荷重の伝達機構などについて考察を行っている。前述のように鋼桁製作の省力化の一手法として、主桁ブロックを一定断面とし、現場接合部においてフィラープレートを用いることにより断面を変化させる考え^{1.15)}が普及しつつあるが、フィラープレートに有する高力ボルト摩擦接合継手では、通常の継手と構造詳細が異なるために荷重伝達機構が異なることが考えられる。また、近年、道路橋示方書^{1.1)}において板厚制限が緩和されたが、鋼 I 桁フランジの板厚が増す事によって、接合部において母材の断面変化量の大きい摩擦接合継手を利用される可能性もある。その際には母材と同程度の板厚を有するフィラープレートの利用も考えられるが、フィラープレート厚が増す事によって、接合される母材間に偏心軸引張力が作用することとなり、継手の強度に悪影響を与えることも懸念される。本節では、母材と同程度の比較的厚い板厚を有するフィラープレートを想定したうえで、フィラープレート厚を解析パラメーターとした弾塑性有限変位解析を行い、フィラープレート厚が摩擦接合継手の荷重伝達機構および限界強度に与える影響について検討を行う。

5.4 節では、継手厚の大きな長尺高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に継手厚の増加が継手の強度に及ぼす影響について考察している。近年、道路橋示方書^{1.1)}において板厚制限が緩和されたことで、摩擦接合継手部においても 50mm を越える大きな板厚が用いられる可能性がある。板厚が大きくなると母材-連結板間の接触面においてボルト軸力による支圧力の作用面積が変化することとなり、継手の挙動や強度に何らかの影響を与えることが考えられる。本節では、長尺高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に継手を構成する鋼板の板厚を解析パラメーターとして弾塑性有限変位解析を行い、継手厚が初期ボルト軸力導入時および継手強度に与える影響について考察を加える。

第 6 章では、高力ボルト摩擦接合引張継手の線形限界以降の挙動に着目し、継手部の終局限界状態を含む各種限界状態について検討している。わが国の設計規準^{1.1)}における摩擦接合継手部に対する規定では、主すべりおよび鋼板の降伏を限界状態としているが、すべり強度に対して降伏強度に余裕があるような継手では、高力ボルトとボルト孔の支圧により荷重伝達を行うなどすべり以降の強度に期待することも可能であると考えられる。従って、限界状態設計法や性能照査型設計法への移行に際しては、すべり限界や降伏限界以外の限界状態を把握するために、主すべり発生前後における継手部の連続性や終局状態に至るまでの継手部の挙動を支配する要因について系統的に整理することが検討課題として考えられる。しかし、摩擦接合継手に関する既往の研究は主としてすべり耐力を主眼としており、継手を構成する鋼板の降伏やすべり以降に存在する各種限界状態に着目した研究は実験的にも解析的にもほとんど行われていない。本章では、摩擦接合継手の線形限界以降に存在する各種限界状態をパラメトリックに評価することを目的として、既往の実験結果^{1.14), 1.37), 1.38)}の整理を行い、終局限界状態を支配するパラメータを明らかにするとともに、継手部の終局強度を含む各種限界強度および変形能について解析的見地から検討を行う。

第 7 章では、各章における研究成果を総括して本論文の結論を導くとともに、今後の検討課題について述べる。

参考文献

1. 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼橋編，1996. 12.
1. 2) 日本建築学会：鋼構造設計規準，1970.
1. 3) 日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集成ーリベット接合・高力ボルト接合ー，技報堂，1977.
1. 4) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準（案）・同解説，1990.
1. 5) ISO：ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures, Material and Design, 1991.
1. 6) EC3：EUROCODE NO.3, Common unified code of practice for steel structure, 1989.
1. 7) AASHTO：Standard Specifications for Highway Bridges, fourteenth edition, 1989.
1. 8) BSI：BS5400, Part 3. Code of practice for design of steel bridges, 1982.
1. 9) SSEA：SIA 161 Steel Structures, 1979.
1. 10) DIN：18800 Teil 1. Stahlbauten, 1988.
1. 11) 土木学会鋼構造委員会：鋼構造終局強度 研究小委員会，材料および細部構造分科会 第Ⅱ部 細部構造 継手班報告書，pp. 1-12, 1991. 9.
1. 12) 秋山，播本：高力ボルト摩擦接合継手に関する設計規準の国際比較，駒井技報，Vol. 11, pp. 53-57, 1992. 3.
1. 13) 大阪大学工学部土木構造研究室，駒井鉄工(株)：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究成果報告書Ⅰ，OUCS9301, 1993. 2.
1. 14) 秋山：高力ボルト摩擦接合継手の限界状態に関する研究，大阪大学学位論文，1996. 1.
1. 15) 建設省：鋼道路橋設計ガイドライン(案)，1995. 10.
1. 16) 秋山，播本：高力ボルト摩擦接合引張継手の強度に関する実験，駒井技報，Vol. 12, pp. 9-22, 1993. 3.
1. 17) 大阪大学工学部土木構造研究室，(社)日本橋梁建設協会：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合現場継手における腹板の補剛方法の合理化に関する研究，OUCS9305, 1993. 3.
1. 18) 西村，秋山，亀井，高木：鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合曲げ継手部の限界状態に関する実験，鋼構造年次論文報告集，第 1 巻，pp. 23-30, 1993. 7.
1. 19) 大阪大学工学部土木構造研究室，駒井鉄工(株)：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合継手部の耐荷力に関する実験的研究，OUCS9335, 1994. 3.
1. 20) 秋山，西村，亀井，大松：鋼 I 桁の高力ボルト継手部腹板の補剛構造の合理化に関する実験，鋼構造年次論文報告集，第 2 巻，pp. 179-186, 1994. 11.

1. 21) 秋山, 西村, 亀井, 池端: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分, 鋼構造年次論文報告集, 第3巻, pp. 289-296, 1995. 11.
1. 22) Fisher J.W., Rumpf J.L.: Analysis of bolted butt joints, Proc. of the ASCE ST div., ST5 pp.181-203, 1965.
1. 23) Fisher J.W.: Behavior of fasteners and plates with holes, Proc. of the ASCE ST div., ST6 pp.265-286, 1965.
1. 24) Zienkiewicz, O.C., Valliappan S., King I. P.: Elasto-plastic solutions of engineering problems 'initial stress', finite element approach, Int. Jour. for Num. Meth. in Engineering, Vol.1, pp.75-100, 1969.
1. 25) Rahman M.U., Wilkinson T.L.: An iterative procedure for finite-element stress analysis of frictional contact problems, Computers and Structures, Vol.18, No.6, pp.947-954, 1984.
1. 26) 藤本, 橋本: 高力ボルト引張接合に関する研究; 第I部・板のバネ常数設定の為の軸対称三次元弾性理論解析, その1, 日本建築学会論文報告集, No. 164, 1969. 10., その2, 日本建築学会論文報告集, No. 165, 1969. 11.
1. 27) 山田, 江澤: 接合要素とその有限要素解析における応用, 生産研究31巻, 6号, 1979. 6.
1. 28) 田島: 高力ボルト摩擦接合概論, 技報堂, pp. 90-97, 1966.
1. 29) 脇山, 金, 多田, 桑原, 宇野: 高力ボルトのねじ形状に関する解析的研究ーねじ谷底の応力集中の緩和, 日本建築学会構造系論文集, No. 452, pp. 121-127, 1993. 10.
1. 30) 脇山, 金, 多田: 高力ボルトはめあい部での荷重分担および応力集中に関する解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 459, pp. 163-169, 1994. 5.
1. 31) 森: ボルト締めした円孔の応力集中と疲労強度, 土木学会論文集, No.543, pp. 123-137, 1996. 7.
1. 32) 長嶋: 摩擦接合継手のすべり問題および設計への適用, 東京都立大学学位論文, 1992.
1. 33) 長嶋, 伊藤: 剛体ーばねモデルを用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動解析, 土木学会論文集, No. 350, pp. 341-350, 1984. 10.
1. 34) Nagashima, F.: Analytical study on shape effect of friction-type bolted joints, Proc. Of JSCE, No.374/I-6, pp.227-237, 1986.10.
1. 35) 長嶋, 野木: 面内純曲げモーメント作用下の摩擦接合継手のすべり強度解析, 構造工学論文集, Vol. 35A, pp. 1001-1010, 1989. 3.
1. 36) 長嶋, 山田, 長島: プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析, 構造工学論文集, Vol. 37A, pp. 1223-1234, 1991. 3.
1. 37) 辻岡, 脇山: 多列高力ボルト摩擦接合継手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, 1994. 3.
1. 38) 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.

第2章 高力ボルト摩擦接合引張継手の挙動

2.1 概説

我国の鋼構造設計法の書式が、従来の許容応力度設計法から限界状態設計法へ、そして今現在、性能照査型設計法へと移行しようとしている。限界状態として終局限界状態を考える場合、構造物が有する終局強度および変形能が重要な問題であると考えられており、近年、我国においても限界状態設計法、性能照査型設計法の導入に備え、鋼構造物の各種限界状態について様々な観点から研究成果の蓄積が行われている。しかし、これらの研究の多くは鋼構造の主要な構成要素となる板要素や梁柱などの部材や構造システムを対象としたものであり、構造物を形成するためには不可欠な部材間の連結部・継手部の限界状態を対象とした研究成果の蓄積は、現状において十分であるとは言い難い。

鋼構造物の接合法としては、一般的に高力ボルト摩擦接合が多用される。しかしながら、我国における現行の設計規準^{2.1), 2.2)}の高力ボルト摩擦接合継手に関する規定は、すべり耐力を中心とした実験データに基づくものであり、すべり限界が継手部の耐荷力と見なされている。それに対して、既に限界状態設計法に移行している欧米諸国の鋼構造設計規準^{2.3)-2.8)}では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり限界、終局耐力に関する明確な条項を与えている。また、現在、鋼構造物の設計コードを ISO/TC 167^{2.3)}という形で世界的に統一しようとする動きがあるが、この ISO においても継手を対象とした限界状態設計が取り入れられようとしており、第 6 章において詳細に述べるが、変形能に関する規定も存在している。

高力ボルト摩擦接合継手は、高力ボルト接合の中では使用実績、研究実績とも相当あり、実験的研究成果についても数多く報告されている。しかし、プレートガーダーを対象とした摩擦接合継手に関する既往の実験的研究^{2.9)-2.15)}では、母材-連結板間の接触面においてすべりが生じると、たわみ角の連続性が失われることを理由にすべりを終局状態とする考えが大勢を占めており、すべりが発生した後の継手部の挙動に着目した研究はほとんど報告されていない。しかしながら、継手部は、すべり強度に対して降伏強度に大きな余裕が存在する場合など、その強度比によってはすべり以後も大きな余剰耐力を有する場合がある。また、構造物において極めて局所的な現象である継手部のすべり現象が、必ずしも構造物に致命的な損傷を与えるとは考え難い。さらに、現状の許容応力度設計に即した考えでは、主すべり以外の各種限界状態を全く念頭においておらず、接合部の合理化設計の観点からも望ましいとは言えない。筆者は、そういった背景に着目し、摩擦接合継手の主すべり以降の挙動を明らかにし、各種限界状態の系統的な見直しを行うべく、系統的に計画した継手供試体を用いて過去数度にわたり実験的研究を行った^{2.16)-2.21)}。主な着目点としては、以下のような項目があげられる。

- ①摩擦接合引張継手の限界状態の区分
- ②高力ボルト摩擦伝達力
- ③引張部材においてボルト孔による断面控除の影響
- ④高力ボルト摩擦引張継手の終局強度及び変形能

実験的研究の成果としては、現行設計規準の力学条項の妥当性を実験的に検証し、我が国の鋼構造物を対象とした限界状態設計法の導入に際しての基礎資料を得た点などが上げられる。しかしながら、実験的に扱える供試体の規模や数には限りがあり、研究成果を設計規準に反映させるためには各種継手タイプを対象とした様々な限界状態について更なるパラメトリックな評価が必要となる。本研究は、実験的研究から得た成果を補うものとして解析的な見地から摩擦接合継手の強度や挙動を明らかにするが、本章では、その際に有効なツールとなる高力ボルト摩擦接合継手を対象とした解析手法を確立するため、過去に行った実験から継手の限界状態に主すべりおよび鋼板の降伏が関与するものを4ケース取り出し、摩擦接合継手の終局限界までの挙動を考察するとともにボルト軸力抜けや部分すべり現象などのメカニズムを考察することによって解析手法の開発に必要な基礎データを得ることを目的とする。

2.2 摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験

2.2.1 供試体設計の基本方針

一般に摩擦接合継手の線形限界は、主すべり、母材または連結板の降伏もしくはすべりと降伏が複合したかたちで現れる。筆者が過去に行った実験では、供試体は道路橋示方書の基本姿勢に基づいて設計するが、その公称値の上ですべり現象が先行するタイプ（Aタイプ）、降伏現象が先行するタイプ（Bタイプ）を考え、さらに2つの現象の相関性を調査するための継手形式として複合タイプ（Cタイプ）を考えている。まとめると以下ようになる。

Aタイプ（すべり先行型）：

母材および連結板が弾性状態において接触面のすべりが発生し、高力ボルトのせん断破壊、母材または連結板のコバ面の破断のいずれかにより終局状態に達する。

Bタイプ（降伏先行型）：

母材と連結板の接触面のすべりが発生する前に、母材または連結板が降伏状態に達し、母材または連結板のコバ面の破断により終局状態に達する。

Cタイプ（すべり－降伏複合型）：

母材および連結板の降伏と接触面のすべりがほぼ同時に生じる。終局状態は、主として母材または連結板のコバ面の破断により発生する。

終局状態としては、上記以外にボルト軸部による鋼板の押し抜きせん断破壊（end rapture）

が考えられるが、ボルト配置が1列などの特殊なケースにおいてのみ発生する破壊形態であるため、上記の大別からは除外している。

本章では、現在、継手部の耐荷力と見なされている主すべりではなく、母材の降伏などによって局所的に母材-連結板間にずれを生じる部分すべりの発生メカニズムを知ることが主要な目的の一つでもあり、上記のタイプのうち母材降伏が先行するBタイプおよびすべり-降伏複合型のCタイプを対象として考察を行う。また、ボルト軸部による鋼板の押し抜きせん断破壊（end rapture）の際にも部分すべりが発生することから、特殊なケースとしてボルト配置が2行1列の継手も考察対象に含めることとする。

2.2.2 供試体の製作条件

継手供試体の製作条件は以下のとおりである。

- ①継手は2面せん断とする。
- ②高力ボルトは等級F10T、サイズM20を使用する。鋼板は試験機の容量(200tf)を考慮して、継手形式ごとに鋼種SM490Y、SS400を適宜使用する。
- ③ボルト孔の径は22.5mmとする。
- ④摩擦面はショットブラストにより黒皮を除去した後、赤錆を発生させ、組み立て時にワイヤブラシなどを用いて浮き錆を除去する。
- ⑤高力ボルトの締め付けにはトルクレンチを使用する。また、高力ボルトの軸部に貼付したひずみゲージによりボルト軸力を管理しながら、所定のボルト初期導入軸力18.2tf(設計軸力16.5tfの1割り増し)を導入する。

2.2.3 実験ケース

概説でも述べたが、本章は、高力ボルト摩擦接合継手の特徴的な挙動をとらえ、解析手法に反映させるために、ボルト軸力抜けや部分すべり、母材-連結板の相互作用などの現象について詳細なデータを得ることを目的としている。継手タイプとしては、前述した通り母材降伏先行型およびすべり-降伏複合型の継手とする。また、高力ボルト摩擦接合継手の特徴的な現象をより詳細に知るために、ボルト本数は片側2本の少数ボルト継手供試体を対象とする。以下に供試体のタイプ、表-2.1にこれら供試体の設計パラメータを示す。

- ① Bf2タイプ：母材-連結板間のすべりが発生する前に母材が降伏状態に達し、Bf2-aは母材の押し抜きせん断破壊（end rapture）、Bf2-bは母材コバ面の破断により終局状態に至る。

Bf2-a:ボルトの配置は、2行1列 図-2.1(a)

Bf2-b:ボルトの配置は、1行2列 図-2.1(b)

- ② C2タイプ：母材の降伏強度とすべり強度が設計上等しい。

C2-a :ボルトの配置は、2行1列 図-2.1(c)

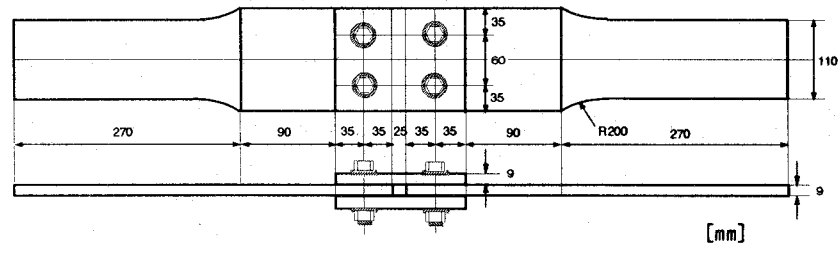
C2-b :ボルトの配置は、1行2列 図-2.1(d)

表-2.1 供試体の設計諸元および試験結果

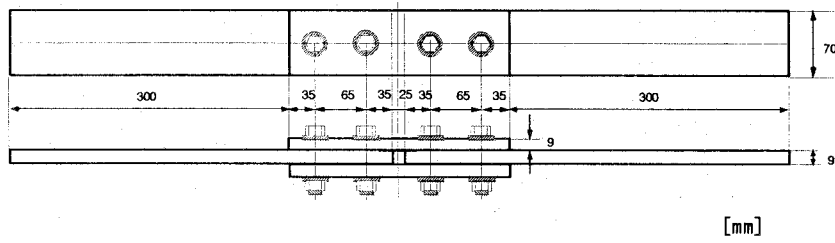
TYPE		Bf2-a			Bf2-b			備考
		公称値	試験値		公称値	試験値		
		Bf2-a	1	2	Bf2-b	1	2	
H. T. B (F10t, M20)	行数		2			1		
	列数		1			2		
母材	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400	縁端，ゲージ は計測せず。
	σ_y (kgf/cm ²)	2400	2848	2848	2400	2848	2848	
	σ_B (kgf/cm ²)	4100	4482	4482	4100	4482	4482	
	σ_y/σ_B	0.59	0.64	0.64	0.59	0.64	0.64	
	板厚 (mm)	9.00	9.24	9.25	9.00	9.24	9.25	
	ゲージ (mm)	60.00			****			
	縁端 (mm)	35.00			35.00			
	全幅 (mm)	130.00	130.21	130.18	70.00	70.22	70.13	
	純断面積 A_n (cm ²)	7.65	7.87	7.88	4.28	4.41	4.41	
	総断面積 A_g (cm ²)	11.70	12.03	12.04	6.30	6.49	6.49	
	A_n/A_g	0.65	0.65	0.65	0.68	0.68	0.68	
連結板	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400	
	板厚	9.00			9.00			
H. T. B 軸力 [設計値] (tf/n)		16.50	16.50	16.50	16.50	16.50	16.50	道示
H. T. B 軸力 [施工値] (tf/n)		18.15	17.96	18.75	18.15	18.30	17.86	平均値
すべり耐力 [設計値] (tf)		26.40	26.40	26.40	26.40	26.40	26.40	$\mu=0.4$
すべり耐力 [施工値] (tf)		29.04	28.74	30.00	29.04	29.28	28.58	
純断面降伏荷重 N_{Fyn} (tf)		18.36	22.42	22.44	10.26	12.56	12.55	
純断面破断荷重 N_{FBn} (tf) (計算値)		31.37	35.29	35.31	17.53	19.76	19.75	
総断面降伏荷重 N_{Fyg} (tf)		28.08	34.27	34.29	15.12	18.48	18.48	
総断面破断荷重 N_{FBg} (tf)		47.97	53.92	53.97	25.83	29.08	29.07	
すべり[設]/純断面降伏荷重		1.44	1.18	1.18	2.57	2.10	2.10	
すべり[施]/純断面降伏荷重		1.58	1.28	1.34	2.83	2.33	2.28	
限界荷重 (実験値)	すべり荷重(上側) (tf)		32.05				20.08	
	すべり荷重(下側) (tf)			34.10		21.06	20.87	

表-2.1 供試体の設計諸元および試験結果

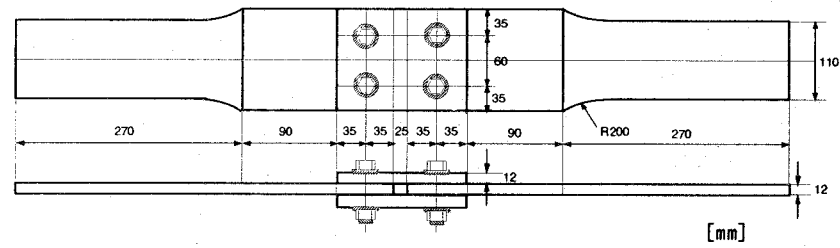
TYPE		C2-a			C2-b			備考
		公称値	試験値		公称値	試験値		
		C2-a	1	2	C2-b	1	2	
H. T. B (F10t, M20)	行数		2			1		
	列数		1			2		
母材	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS490Y	SS490Y	SS490Y	縁端，ゲージ は計測せず。
	σ_y (kgf/cm ²)	2400	2914	2914	3600	3995	3995	
	σ_B (kgf/cm ²)	4100	4575	4575	5000	5439	5439	
	σ_y/σ_B	0.59	0.64	0.64	0.59	0.64	0.64	
	板厚 (mm)	12.00	12.11	12.15	12.00	12.26	12.23	
	ゲージ (mm)	60.00			****			
	縁端 (mm)	35.00			38.00			
	全幅 (mm)	130.00	130.21	130.18	76.00	76.13	76.16	
	純断面積 A_n (cm ²)	10.20	10.32	10.35	6.42	6.58	6.56	
	総断面積 A_g (cm ²)	15.60	15.77	15.82	9.12	9.33	9.31	
	A_n/A_g	0.65	0.65	0.65	0.70	0.70	0.70	
連結板	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS490Y	SS490Y	SS490Y	
	板厚	12.00			12.00			
H. T. B 軸力 [設計値] (tf/n)		16.50	16.50	16.50	16.50	16.50	16.50	道示 平均値 $\mu=0.4$
H. T. B 軸力 [施工値] (tf/n)		18.15	17.86	18.16	18.15	18.30	17.86	
すべり耐力 [設計値] (tf)		26.40	26.40	26.40	26.40	26.40	26.40	
すべり耐力 [施工値] (tf)		29.04	28.58	29.06	29.04	29.28	28.58	
純断面降伏荷重 N_{Fyn} (tf)		24.48	30.07	30.16	23.11	26.27	26.22	
純断面破断荷重 N_{FBn} (tf) (計算値)		41.82	47.21	47.35	32.10	35.76	35.69	
総断面降伏荷重 N_{FYg} (tf)		37.44	45.95	46.09	32.83	37.29	37.21	
総断面破断荷重 N_{FBg} (tf)		63.96	72.14	72.36	45.60	50.77	50.66	
すべり[設]/純断面降伏荷重		1.08	0.88	0.88	1.14	1.01	1.01	
すべり[施]/純断面降伏荷重		1.19	0.95	0.96	1.26	1.11	1.09	
限界荷重 (実験値)	すべり荷重(上側) (tf)		35.00	39.04		28.01	30.50	
	すべり荷重(下側) (tf)		35.25	38.90		30.03	31.13	



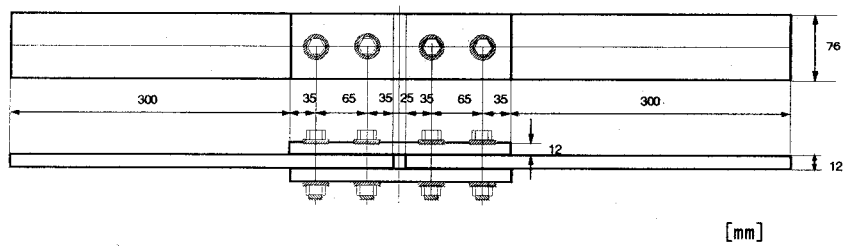
(a) Bf2-a



(b) Bf2-b



(c) C2-a



(d) C2-b

図-2.1 実験供試体の形状と寸法

2.2.4 予備試験

(1) 高力ボルトの軸力管理

高力ボルトの軸力管理については、ボルト軸部に2枚のひずみゲージを貼付し、あらかじめ引張試験装置でボルト軸力のキャリブレーションを行い、ひずみ-軸力の校正曲線を作成する。これを用いて、ボルトの初期導入軸力の管理および試験中の軸力測定を行う。

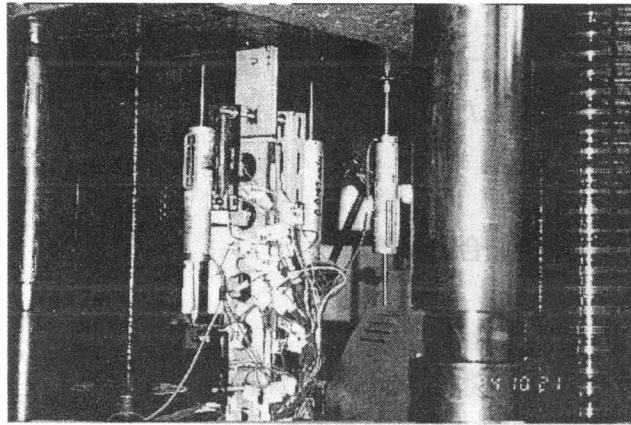


写真-2.1 実験模様

(2) 材料試験

継手供試体に使用したすべての鋼材および板厚について各々3本ずつの材料試験を行い、降伏応力度、引張強度、弾性係数の測定を行った。降伏応力 σ_y および引張強度 σ_B を表-2.1中に記載する。

2.2.5 摩擦接合継手の引張試験

載荷能力200tfの万能試験機（島津 Type REH-200）に継手供試体を鉛直に取り付ける。（写真-2.1）供試体のすべり発生や鋼板の降伏後も、継手システム全体の耐荷力の低下または母材、連結板、高力ボルトのいずれかが破断するまで、徐々に引張荷重を載荷する。なお引張試験はボルトの締め付け後、少なくとも24時間経過した後に行う。

測定項目は以下の通りである。

- ①高力ボルトの軸力
- ②母材および連結板のひずみ
- ③母材、連結板の伸びおよび母材-連結板間のずれを含む継手供試体の全伸び
- ④母材と連結板の相対変位量
- ⑤すべり荷重および最大荷重

母材および連結板のひずみは表面に貼付したひずみゲージにより、また、供試体の全伸びは変位計により測定した。母材と連結板の相対変位量は、クリップゲージなどの変位計で計測するとともに、供試体組み立て後に供試体のコバ面に印したけがき線のずれ量を測定した。すべり荷重の評価は、

- ①引張試験機の載荷指針の停止または急激な低下
- ②変位量の急激な変化
- ③すべり音の発生
- ④供試体コバ面のずれ

の4点に着目して行った。引張り試験終了後、供試体を解体し摩擦面の状況、ボルト孔の変形状態を観察した。

2.3 摩擦接合継手の挙動

2.3.1 母材降伏先行型

図-2.2(a)、図-2.2(b)にBf2-aタイプおよびBf2-bタイプの実験結果を示す。また、表-2.2に全供試体のすべり荷重およびすべり係数の一覧を示す。2行1列のBf2-aタイプの場合、純断面降伏荷重の公称値18.36tfを上回り、総断面降伏荷重の公称値28.08tfを超えたあたりで荷重-全伸び関係の線形性がくずれ始め、全伸びが2mm程度に達した時点で主すべりが発生している。主すべり発生時の荷重は、すべり強度の公称値26.40tfを大きく上回り35tf付近となった。Bf2-bタイプも同様に、総断面降伏荷重の公称値を超えたあたりから線形性が損なわれるが、主すべりは公称のすべり耐力よりも若干小さな荷重で発生するため、見かけのすべり係数は若干小さなものとなる。Bf2-bタイプの主すべり発生までの全伸びはBf2-aタイプよりもかなり大きく、部分すべりも確認できる。これは、継手形式の違いによるものであり、母材降伏強度に対するすべり強度の余裕が、Bf2-aタイプよりもBf2-bタイプの方が大きいことに起因する。例えば、すべり強度 N_{sl} と母材降伏強度 N_{Fyn} の公称値の比で評価するとBf2-aでは N_{sl}/N_{Fyn} が1.44、Bf2-bは2.57とBf2-bにおいてすべり強度と母材降伏強度の差が大きいことが分る。Bf2-bタイプのような母材降伏型の継手では、すべり強度が降伏強度に対して余裕がある分、主すべりの発生までに鋼板の塑性化が進行しポアソン効果により板厚が極端に減少するため、降伏状態となったボルト列ではボルト軸力が著しく減少する。ボルト軸力が減少したボルト列では、局所的に摩擦に対する抗力が低下することになり、母材の延性的な変形を伴い部分すべりが発生するものと考えられる。Bf2-aとBf2-bのボルト軸力の減少量を比較すると、明らかに線形限界に母材の降伏が著しく関与したBf2-bが大きく、特に外側ボルト列(図-2.2(b)のB2)では、主すべり発生時において初期導入軸力の50%程度までボルト軸力が減少している。終局荷重は、bf2-a、bf2-bとも純断面破断強度に近い値を示す。本供試体では、主すべり発生時の荷重が純断面破断強度に近接しているため、主すべりの発生以降で荷重の上昇は望めない。

Bf2-aタイプの母材コバ面のひずみは、ボルト列よりもむしろつかみ部側において、ひずみの増加が著しい。これはボルト列付近の接触領域では、作用荷重が摩擦力により連結板へ十分伝達されていることを意味しており、Bf2-bタイプの場合もこの傾向は同様である。1行2列のBf2-bタイプにおいて、外側と内側ボルト列の母材コバ面のひずみを比較すると、内側ボルト列コバ面では、主すべり発生時においてもほとんどひずみは発生しておらず健全な状態である。従って、母材の各ボルト列における作用荷重に対する力の分担は、ほとんどが外側ボルト列付近で行われており、本供試体のように母材の降伏強度に対して連結板の降伏強度に余裕があるケースでは、母材の最外ボルト列付近で継手は終局状態に達することと

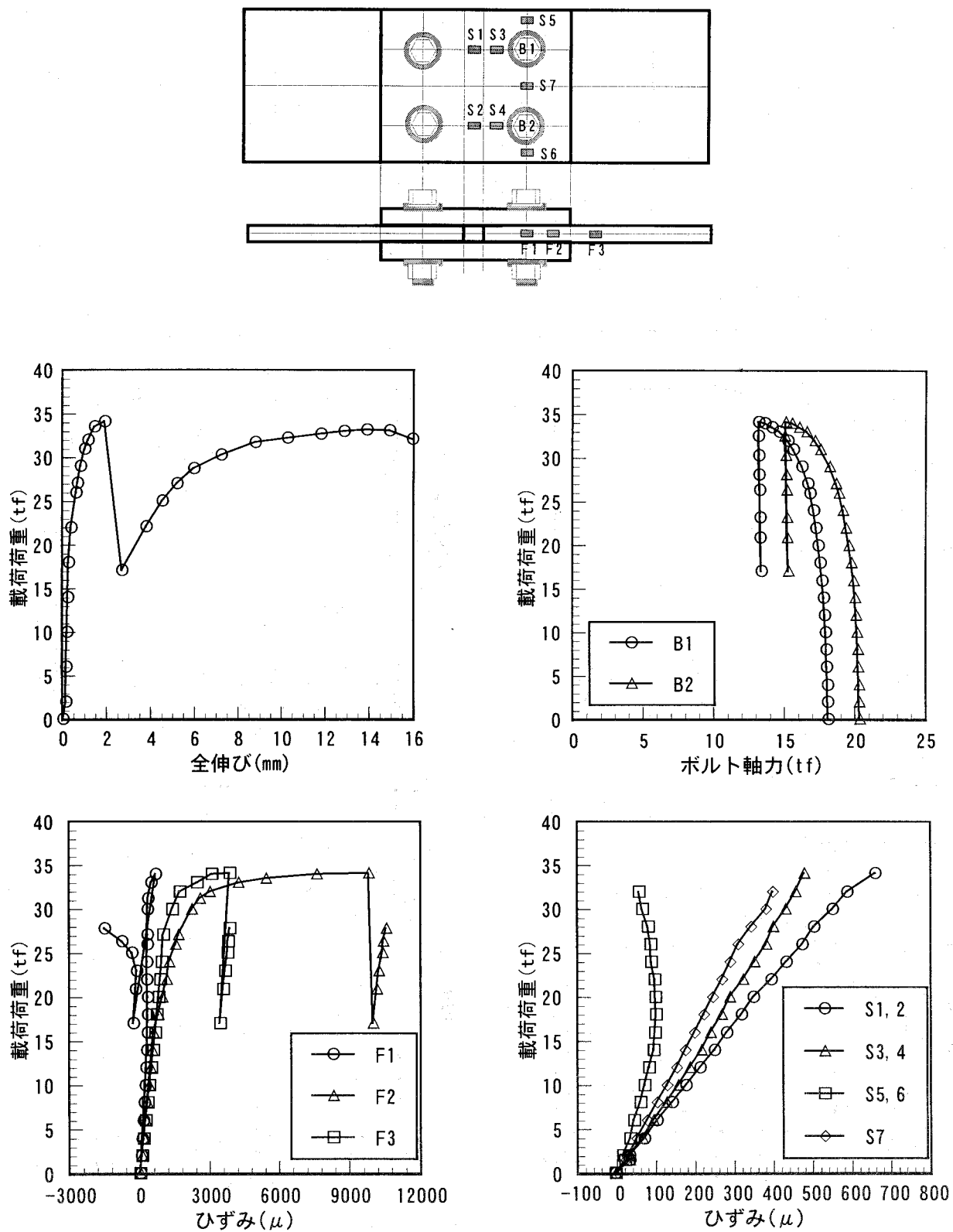


図-2.2(a) Bf2-a タイプの実験結果

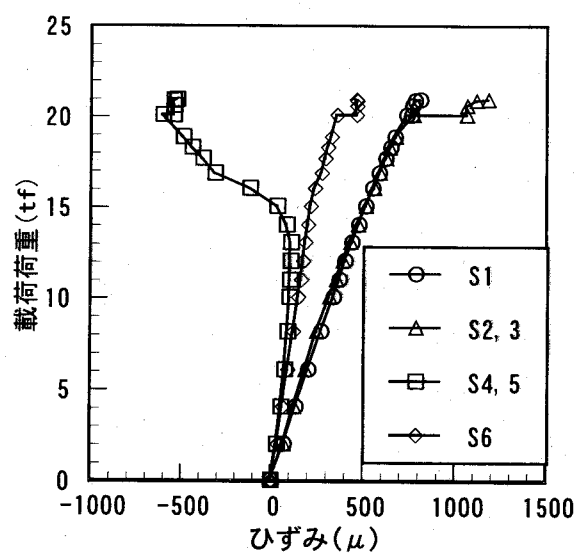
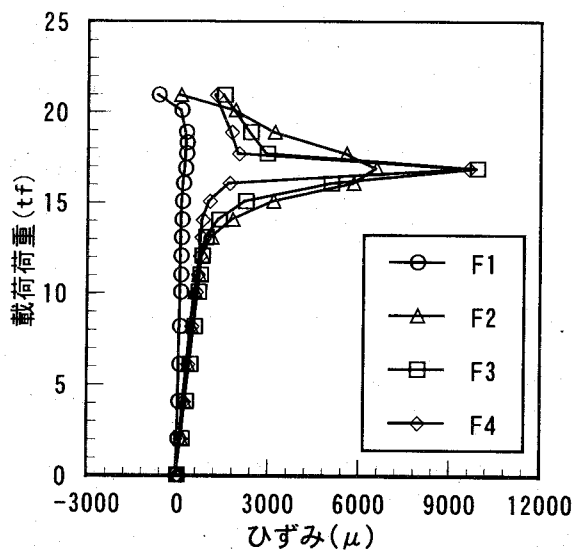
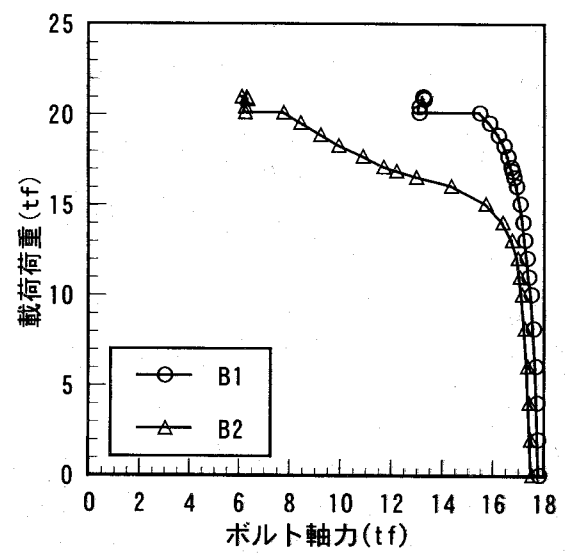
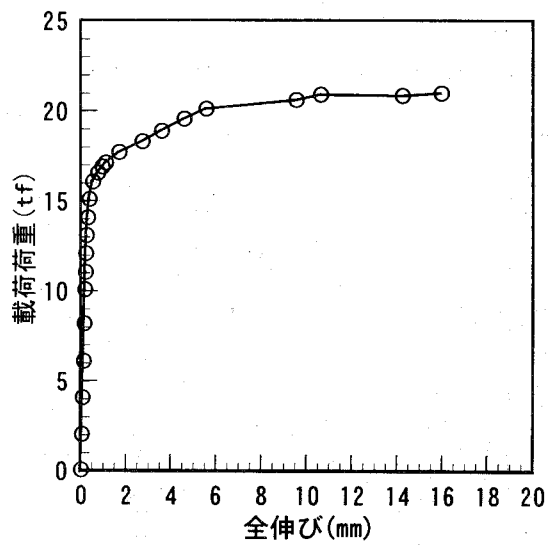
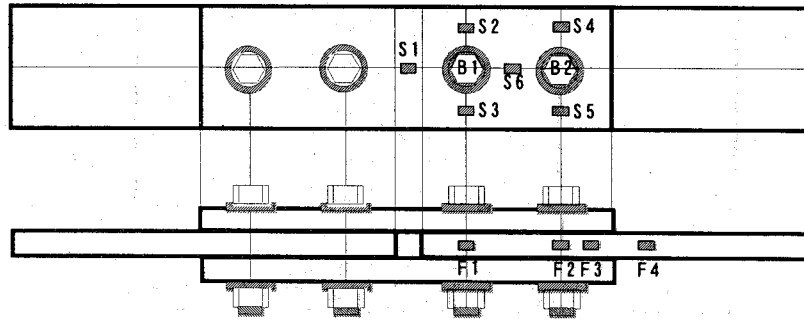


図-2.2(b) Bf2-b タイプの実験結果

表-2.2 すべり荷重とすべり係数

TYPE	载荷時期	荷重 (tf)	上 側			下 側				
			合計軸力 (tf)	すべり係数			合計軸力 (tf)	すべり係数		
				a (P0)	b (P1)	c (P2)		a (P0)	b (P1)	c (P2)
Bf2-a-1	P0	0.00	35.91				37.03			
	P1	U 32.05	26.49	0.446	0.605		30.21	0.433	0.530	
	P1'	30.11	25.76				30.19			
	P2									
	P2'									
Bf2-a-2	P0	0.00	38.42				37.49			
	P1	D 34.10	28.25	0.444	0.604		25.55	0.455	0.667	
	P1'	17.02	28.66				24.56			
	P2									
	P2'									
C2-a-1	P0	0.00	35.71				36.16			
	P1	U 35.00	30.52	0.490	0.573		31.61	0.484	0.554	
	P1'	34.62	26.69				31.33			
	P2	D 35.25	24.32	0.494		0.725	31.19	0.487		0.565
	P2'	34.13	24.13				30.56			
C2-a-2	P0	0.00	36.32				36.37			
	P1	U 39.04	29.27	0.537	0.667		29.86	0.537	0.654	
	P1'	29.68	30.02				29.88			
	P2	D 38.90	21.54	0.536		0.903	29.39	0.535		0.662
	P2'	22.86	20.39				29.16			
Bf2-b-1	P0	0.00	39.50				36.59			
	P1	D 21.06	24.55	0.267	0.429		23.42	0.288	0.450	
	P1'	13.31	24.23				22.52			
	P2									
	P2'									
Bf2-b-2	P0	0.00	35.97				35.35			
	P1	U 20.08	24.79	0.279	0.405		23.20	0.284	0.433	
	P1'	11.97	24.51				22.09			
	P2	D 20.87	22.98	0.290		0.454	19.88	0.295		0.525
	P2'	14.96	14.91				19.46			
C2-b-1	P0	0.00	36.04				36.91			
	P1	U 20.08	32.80	0.389	0.427		34.10	0.379	0.411	
	P1'	11.97	31.11				33.96			
	P2	D 30.03	28.01	0.417		0.536	32.68	0.407		0.459
	P2'	23.75	27.94				32.15			
C2-b-2	P0	0.00	37.49				36.95			
	P1	U 30.50	31.14	0.407	0.490		32.33	0.413	0.472	
	P1'	28.75	30.90				32.33			
	P2	D 31.13	28.45	0.415		0.547	30.76	0.421		0.506
	P2'	29.74	28.37				30.44			
備考	P0:実験開始時 P1:第1すべり P1': "直後 P2:第2すべり P2': "直後	U:上側 D:下側		a (P0):初期導入軸力で評価 b (P1):第1すべり発生時軸力で評価 c (P2):第2すべり発生時軸力で評価						

なる。

連結板のひずみについては、Bf2-a、Bf2-b の両タイプとも、主すべり発生時までにはすべての測定個所で降伏は確認されなかった。これは、前述の通り連結板の降伏強度が母材の降伏強度に対して余裕があることによる。1行2列のBf2-bタイプの各ボルト列における連結板のひずみを比較すると、継手中心に近い内側ボルト列のひずみが外側ボルト列に比べて大きくなる。従って、連結板の各ボルト列における作用荷重に対する力の分担は、母材とは逆に内側ボルト列付近で行われることが分る。

2.3.2 すべり-降伏複合型

図-2.3(a)、図-2.3(b)にC2-aタイプおよびC2-bタイプの実験結果を示す。設計値の上では母材の降伏強度とすべり強度はほぼ等しいが、C2-a、C2-b 両タイプとも主すべりによって線形限界に達した。荷重-全伸び関係は、主すべりが発生してボルト軸部がボルト孔と支圧状態となった後、再び荷重が上昇し最大荷重に達するという典型的な摩擦接合継手の挙動を示す。両タイプともすべり強度の設計値は等しいが、C2-bタイプの主すべり発生時の荷重は、設計値を上回っているもののC2-aタイプに比べ51fほど小さい。この原因としては、C2-aタイプとC2-bタイプのボルト配置の違い、およびC2-bタイプの母材降伏強度がC2-aタイプに比べ若干小さい点が考えられる。同じボルト本数であっても1行2列のC2-bタイプのように高力ボルトが継手長手方向に配置される場合、作用荷重は最外ボルト列付近に片寄る傾向があり、さらに母材降伏強度が連結板降伏荷重よりも小さい場合、外側ボルト列のボルト軸力抜けが助長され、結果的に継手全体のすべり耐力を低下させることとなる。C2-bタイプのボルト軸力図を見ると、外側ボルト列の軸力抜けが内側ボルト列に比べて若干大きくなっており、部分すべりが発生するレベルではないが、外側ボルト列付近でのすべり耐力の低下が認められる。主すべり発生後の内側ボルト列においてボルト軸力が若干上昇したかのような挙動が現れるが、これは、内側ボルト列が支圧状態に至り内側ボルト列付近における弾性領域がボルト軸部による支圧に抵抗したことによるものと考えられる。C2-aタイプのボルト軸力については、主すべり発生時までほぼ線形的に減少している。ボルト軸力抜けは鋼板のポアソン効果によるところが大きく、減少量もC2-bタイプに比べて小さい。

C2-aタイプの母材コバ面のひずみ状態を見ると、主すべり発生直前までは、すべての測定位置でひずみ増分量はほぼ等しく、 1500μ 以下の値となっており降伏は確認されない。主すべり発生直後には、ボルト列より外側の連結板縁端付近の母材コバ面でひずみが急激に増大しており、この部分に対する応力の集中が確認される。一方、C2-bタイプでは、主すべり発生直前における外側ボルト列付近の母材コバ面のひずみは 2000μ を越えており、降伏状態に達している。内側ボルト列付近のコバ面のひずみについては、載荷開始当初から外側ボルト列付近に比べて小さい値になっており、主すべりの前後においてひずみ量の変化は僅少である。

連結板のひずみについては、Bf2タイプと同様、C2-a、C2-bタイプともすべての測定位置で、主すべり発生時までには降伏は確認されなかった。また、C2-bタイプの外側ボルト列のひずみは、主すべり発生までにはほとんど増加せず、内側ボルト列のひずみ増加量と比較し

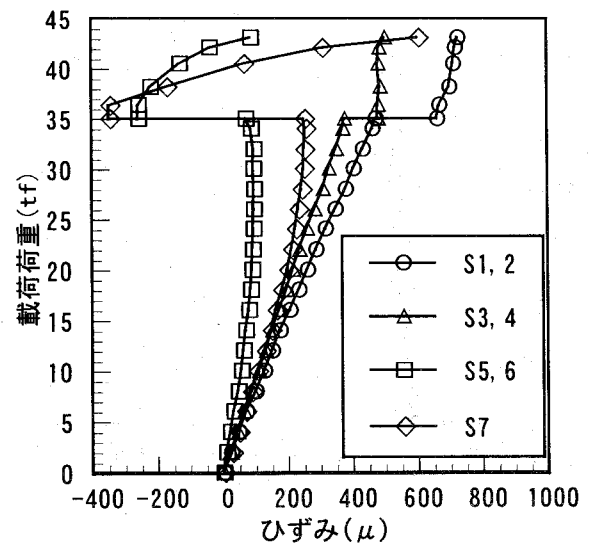
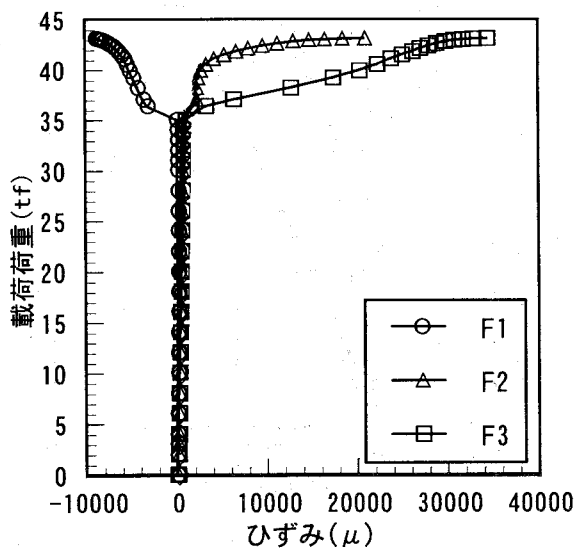
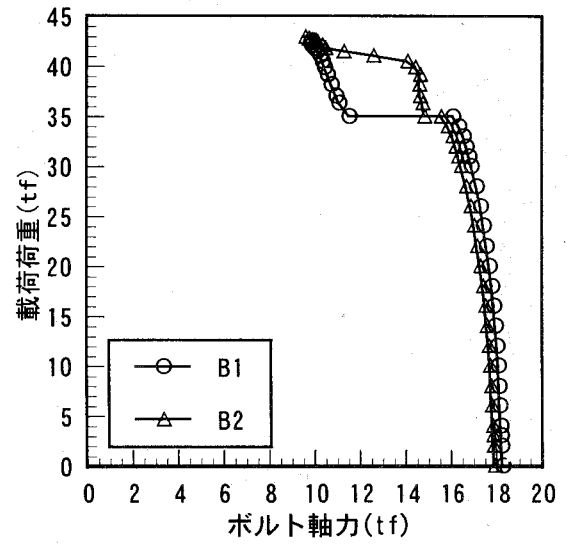
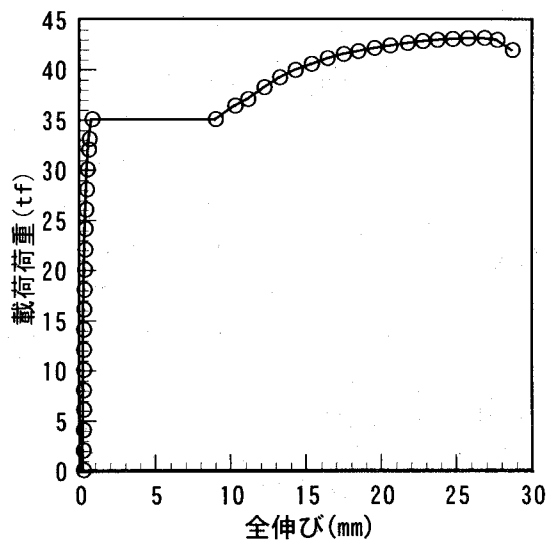
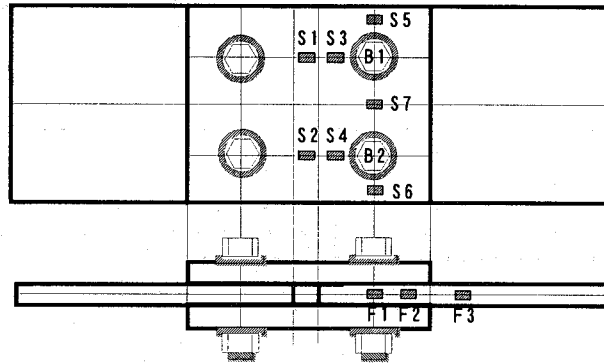


図-2.3(a) C2-a タイプの実験結果

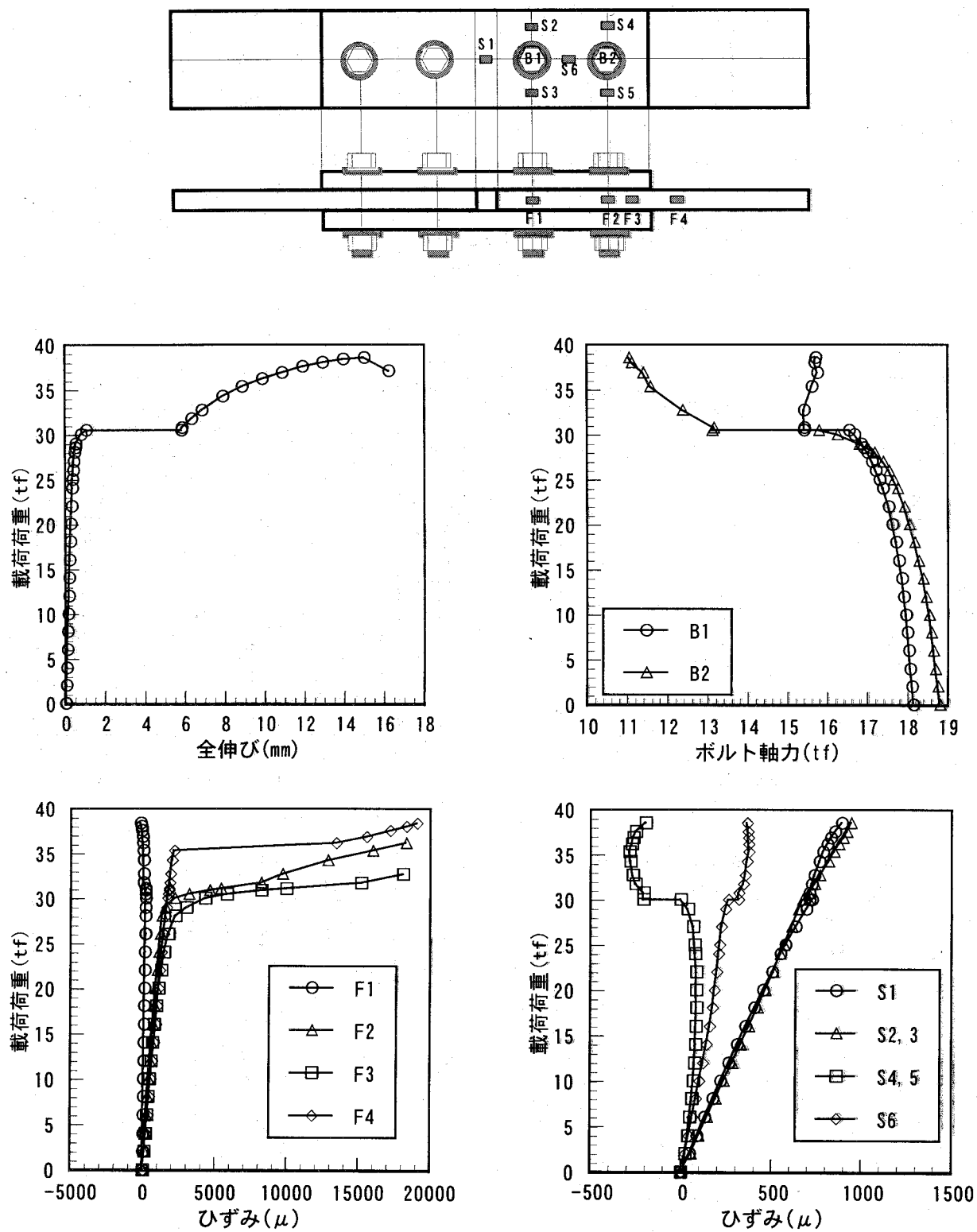


図-2.3(b) C2-b タイプの実験結果

て小さい点でも Bf2-b タイプの継手と一致しており、Bf2 タイプで確認された母材と連結板間における作用荷重の分担の傾向が C2 タイプにおいても当てはまることが分る。

2. 3. 3 破壊状況

写真-2.2(a)～(d)に、それぞれ Bf2-a, Bf2-b, C2-a, C2-b タイプの破壊状況を示す。摩擦接合継手の終局状態としては、母材、連結板のコバ面における破断、ボルト軸部による押し抜きせん断破壊 (end rapture)、高力ボルトのせん断破壊が考えられるが、本供試体は高力ボルトおよび連結板の破断強度が母材の破断強度に対して十分に余裕を有しているため、すべてのタイプで母材の破断または押し抜きせん断 (end rapture) により破壊した。ボルト配置が 2 行 1 列のモデル、Bf2-a, C2-a タイプではボルト軸部とボルト孔が支圧状態に達した後、継手中心側の母材縁端でボルト軸部による押し抜きせん断破壊 (end rapture) により終局状態に至る。これは、ボルト本数 2 本以下、少列配置におけるある種特殊な破壊性状である。線形限界が母材降伏 (Bf2-a)、主すべり (C2-a) と異なる両タイプではあるが母材コバ面のくびれ状況、ボルト孔の変形形状ともに同様であり、ボルト配置が 2 行 1 列のモデルでは、終局状態は類似する結果となった。

ボルト配置が 1 行 2 列のモデル Bf2-b, C2-b タイプでは、いずれも外側ボルト列の断面欠損部における母材の破断により終局状態に至った。内側ボルト列付近の母材は、全く健全な状態であり、典型的な母材破断型の継手であるといえる。線形限界におけるコバ面のずれ性状は双方で違いが確認されており、Bf2-b タイプでは継手外側ボルト列から連結板縁端にかけてずれが集中するのに対し、C2-b タイプでは、継手中心から連結板縁端にかけてほぼ均等にずれが発生する。終局時におけるずれ性状は、Bf2-b, C2-b とも同様に母材の破断線から外側部分でずれ量が卓越するが、最外ボルト列の破断線より内側部分から継手中心にかけてのずれ量はボルト軸部とボルト孔間の余裕程度に収まっており、ほぼ均等に分布する。母材コバ面のくびれ状況、ボルト孔の変形形状については、両タイプとも類似しており、ボルト配置が 2 行 1 列のタイプ同様、終局状態は類似する結果となった。本供試体は、公称値のうえで Bf2 タイプはすべりよりも母材降伏が先行するよう、C2 タイプはすべりと母材降伏が同時に発生するよう設計したが、試験値のうえでは、Bf2 タイプはすべり-降伏複合型、C2 タイプはすべり先行型に近い挙動を示しており、破壊形態はすべり強度と降伏強度各々における公称値と試験値の差によって影響を受けたものと思われる。

本供試体の場合、終局状態は、母材の押し抜きせん断強度と断面欠損部での破断強度の大小関係によって決まったものと考えられ、結果的に公称値で評価した継手タイプはあまり関与しないものとなった。前述のとおり、通常の摩擦接合継手の破壊は、母材、連結板またまれに高力ボルトの破断によって発生するものと考えられるが、以上の結果から判断すると、各々の破壊形態に対応した強度の大小関係によって摩擦接合継手の終局状態は推定できるものと思われる。従って、本研究で提案した線形限界の挙動に則した継手形式の分類を終局限界に適用する際には、降伏比などの影響も念頭に置き抵抗係数を適切に評価する必要がある。

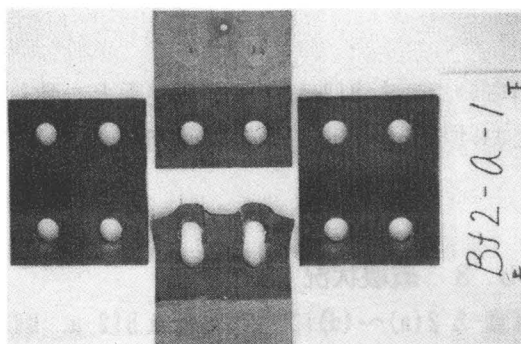
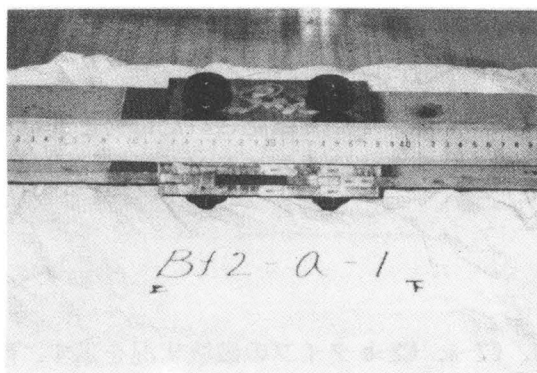


写真-2.2(a) Bf2-a タイプ破壊状況

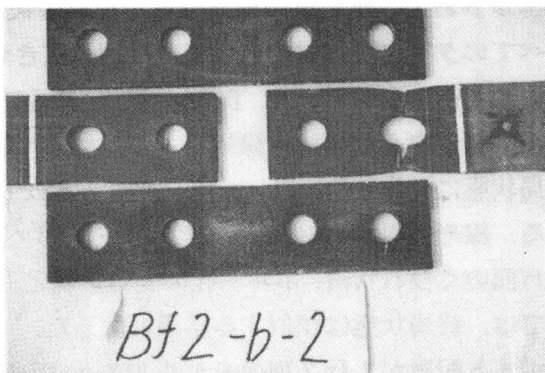
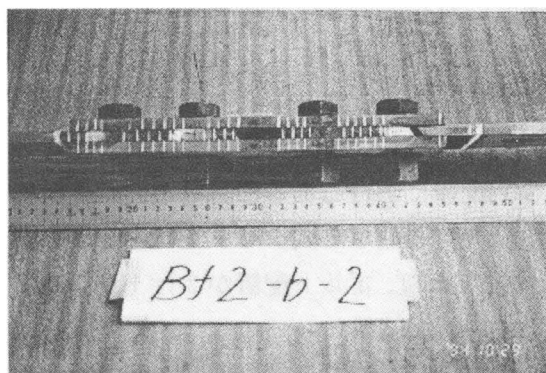


写真-2.2(b) Bf2-b タイプ破壊状況

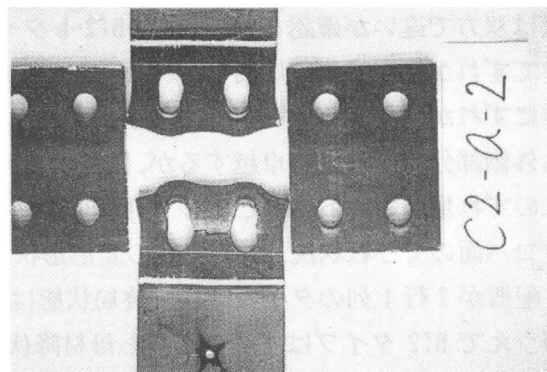
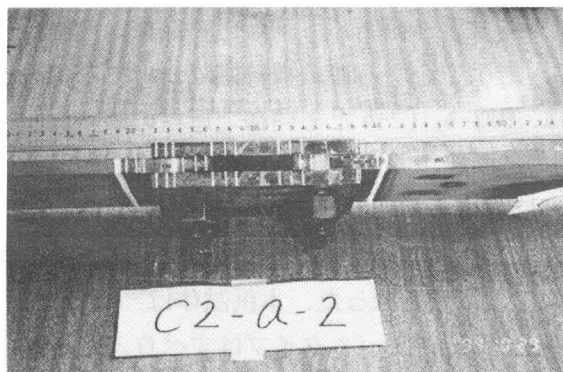


写真-2.2(c) C2-a タイプ破壊状況

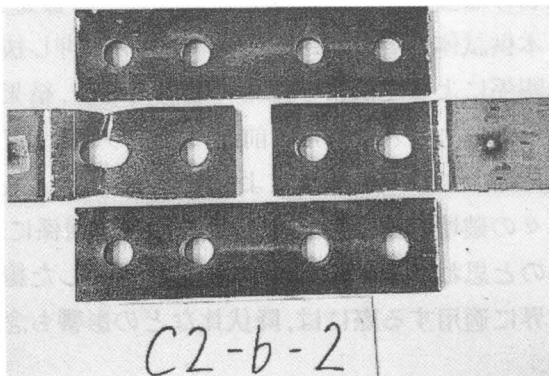
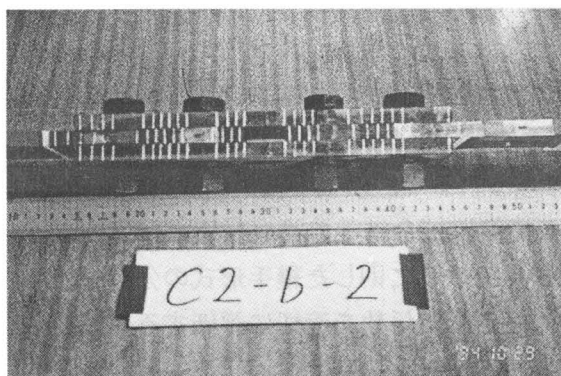


写真-2.2(d) C2-b タイプ破壊状況

2. 4 結論

本章では系統的に計画した高力ボルト摩擦接合継手を用いた引張試験を通じて、摩擦接合継手の終局限界状態までの挙動を考察するとともに、高力ボルトの軸力抜けや部分すべり現象の発生メカニズムなどを明らかにすることにより、摩擦接合継手を対象とした解析手法の開発に必要な基礎データを得ることを目的とする。本章で得られた主な知見は以下の通りである。

- (1) 1行2列の継手タイプでは、母材はつかみ部側、連結板は継手中心側ボルト列付近において引張荷重に対する力の分担が大きい。
- (2) 主すべりが発生するまでの全伸びは、すべり先行型よりも降伏先行型の継手の方が大きい。
- (3) 母材降伏先行型の継手の作用荷重増加にともなうボルト軸力減少量は、すべり先行型の継手よりも大きく、そのため見かけのすべり係数は若干小さなものとなるが、線形限界において母材の降伏が支配的であるため、母材降伏先行型の継手ではすべり係数を評価すべきではない。
- (4) 母材降伏先行型の継手では、降伏強度よりもすべり強度が大きいため主すべり発生までに降伏が進行しボルト軸力抜けが助長される。部分すべりは、ボルト軸力が減少したボルト列付近で局所的に摩擦抗力が低下するため発生するものと思われる。
- (5) 母材降伏先行型の継手の線形限界は、母材が降伏状態に達することによって生じるが、その際の荷重は公称の純断面降伏強度を上回り、総断面降伏強度とほぼ等しい。また、終局荷重は純断面破断強度に近い値となる。
- (6) 摩擦接合継手の線形限界は、母材－連結板間のすべりおよび鋼板の降伏によって支配される。従って、継手のタイプは、母材の降伏強度とすべり強度の比、および母材と連結板の降伏強度の比で分類することができる。
- (7) 摩擦接合継手の終局限界は、母材、連結板、高力ボルトの破断のいずれかによって発生する。従って、各々の終局状態に対応した強度の大小関係によって破壊形態を分類することができる。

参考文献

2. 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，1996. 12.
2. 2) 日本建築学会：鋼構造設計基準，1970.
2. 3) ISO：ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures, Material and Design, 1991.
2. 4) EC3：EUROCODE NO.3, Common unified code of practice for steel structure, 1989.
2. 5) AASHTO：Standard Specifications for Highway Bridges, fourteenth edition, 1989.
2. 6) BSI：BS5400, Part 3. Code of practice for design of steel bridges, 1982.
2. 7) SSEA：SIA 161 Steel Structures, 1979.
2. 8) DIN：18800 Teil 1. Stahlbauten, 1988.
2. 9) 寺田，名取：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合部の力学特性，土木学会第 37 回年次学術講演会講演概要集，I-98，1982.
2. 10) 吉原，小坂，大野：高力ボルトの軸力変動とすべり耐力に関する実験，土木学会第 41 回年次学術講演会講演概要集，I-281，1986.
2. 11) 石原，畑中，谷平：17 年間供用した実橋高力ボルト摩擦接合継手の滑り耐荷力，土木学会第 44 回年次学術講演会講演概要集，I-208，1989.
2. 12) 菊川，山口，佐岡：防錆処理高力ボルト継手の経年変化（10 年間暴露した継手の滑り試験），土木学会第 35 回年次学術講演会講演概要集，I-140，1990.
2. 13) 長嶋，山田，長島，成田：プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析，構造工学論文集，Vol. 37A，pp. 1223-1234，1991. 3.
2. 14) 谷平，亀井，石原，田井戸：17 年間供用された高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力に関する実験，構造工学論文集，Vol. 36A，pp. 1087-1096，1990. 3.
2. 15) 北後：高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐力と部材表面の性状に関する基礎的調査研究，構造工学論文集，Vol. 38B，pp. 383-388，1992. 3.
2. 16) 大阪大学工学部土木構造研究室，駒井鉄工（株）：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究 研究成果報告書 I，OUCS9301，1993. 2.
2. 17) 大阪大学工学部土木構造研究室，（社）日本橋梁建設協会：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合現場継手における腹板の補剛方法の合理化に関する研究，OUCS9305，1993. 3.
2. 18) 西村，秋山，亀井，高木：鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合曲げ継手部の限界状態に関する実験，鋼構造年次論文報告集，第 1 巻，pp. 23-30，1993. 7.
2. 19) 大阪大学工学部土木構造研究室，駒井鉄工（株）：プレートガーダーの高力ボルト摩擦接合継手部の耐荷力に関する実験的研究，OUCS9335，1994. 3.
2. 20) 秋山，西村，亀井，大松：鋼 I 桁の高力ボルト継手部腹板の補剛構造の合理化に関する実験，鋼構造年次論文報告集，第 2 巻，pp. 179-186，1994. 11.
2. 21) 秋山，西村，亀井，池端：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分，鋼構造年次論文報告集，第 3 巻，pp. 289-296，1995. 11.

第3章 摩擦接合継手の弾塑性有限変位解析手法

3.1 概説

高力ボルト摩擦接合継手は、継手材片を高張力鋼よりなるボルトで強く締め付けることによって生じる接触面間の摩擦力によって応力を伝達する継手形式である。したがって、摩擦接合継手は、リベット継手や普通ボルト継手のようにファスナーのせん断抵抗によって応力を伝達する継手に比べ、比較的広い面積で応力の伝達が行われるため、継手部の応力の流れがより円滑であり、母材のボルト孔周辺の応力集中が緩和されることはよく知られている。しかしその一方で、ボルト孔周辺においては、母材および連結板はともにその強度に比べて高強度のボルトで強く締め付けられているため、板厚方向にかなり大きな圧縮応力が加えられており、この部分における応力分布は通常の孔あき板よりも複雑になっていると考えられる。

第2章で示したように、実験的には高力ボルト摩擦接合継手のボルト孔による断面欠損の影響は降伏強度に対して僅かであることが従来から指摘されている。しかしながら、板厚方向に圧縮応力を受ける鋼板の弾塑性挙動および変形過程については様々な理論的、あるいは解析的な研究^{3.1)-3.6)}が行われているが、摩擦接合に関しては、ボルト周縁の複雑な境界条件の処理が困難であることに加え、不明確な摩擦抵抗が応力状態に与える影響が大きく、また、母材—連結板間などの接触面における摩擦の取り扱いが困難であることもあり、解析的な研究は殆ど報告されていない。

継手部の性状、強さを知るためには、継手部の局部応力を評価しておく必要がある。しかし、実験的に精度よく継手部の応力分布を測定することは不可能であり、実験において不足する部分を補い、一般的な性状を明らかにするためには解析的な検討が必要である。そこで本章ではアイソパラメトリック要素を用いた弾塑性有限変位解析プログラムを開発し、高力ボルト摩擦接合継手の局部応力などを適切に評価するための手法を確立する。

高力ボルト摩擦接合引張継手を対象とした既往の解析的研究としては、田島^{3.7)}の研究がある。田島は継手接合部の「ずれ」が継手端部から生じ、次第に内部に進行していくことに着目して、継手部を「ずれ」が生じている領域と生じていない領域に分割し、AIRYの応力関数を用いることにより継手軸方向の応力を算出している。しかし、この手法ではボルト軸力の影響を考慮しておらず、また母材と連結板を一体化した平板として取り扱っているため、接触面における力学状態を適正に表現していない。

脇山ら^{3.8), 3.9)}は高力ボルト自体を対象にして、ねじ形状やボルト軸のナットとのはめあい部における荷重分担に関して解析的研究を行っている。また、森^{3.10)}は有孔鋼板のボルト締めによる応力集中の緩和と疲労強度を、母材の厚さ、円孔径、ボルト軸力に着目し、3次元応力解析を行っている。何れの研究も、高力ボルト摩擦接合引張継手を扱う上で重要な要因ではあるが、対象が高力ボルト自体やボルト孔周辺の応力集中など局所的な挙動に限定されている。

長嶋^{3.11)}は摩擦力に関するCoulombの2大法則に基づいて、複数の半剛体とこれらを連結する伸びバネおよびせん断バネにより、継手を端部境界とボルト軸を含む仮想垂直面とで板

厚方向に分割したときにできる継手の最小単位として「継手ユニット」という概念を導入し、主すべりが生じるまでの挙動を解析している^{3.12)}。この手法では継手自体モデル化が簡素であるため、プレートガーダー部の継手等の大型構造物の全体的挙動の解析が可能となる^{3.13)}。しかしながら、初期ボルト軸力導入による鋼板への影響、鋼板の局所的な降伏やそれにとともなう部分すべり、接触面における母材と連結板の相互作用等、継手特有の挙動を詳細に表現することに対しては、モデル化が不十分であると考えられる。

本章では、これらの既往の解析的研究背景を踏まえ、高力ボルト摩擦接合引張継手特有の挙動を表現するため、鋼板の塑性化にとともなうボルトの軸力の減少や、接触面における母材と連結板の相互作用をも考慮し得る弾塑性有限変位法に基づく解析手法を開発する。

3.2 20 節点アイソパラメトリック立体要素

3.2.1 要素の特性

材料は、等方・等質性とし、Von Mises の降伏条件および Prandtl-Reuss の塑性流れ則に従うものとする。弾性域および降伏棚に対し bi-linear で、ひずみ硬化域に対しては B-n 曲線で近似する。また、高力ボルトおよびボルト孔など継手の複雑な形状を表現するために 20 節点アイソパラメトリック立体要素を用いることにした。

3.2.2 要素の形状と変位場

アイソパラメトリック要素は 3 次元中実体の 20 節点セレンディピティ 2 次要素を用いる。それぞれの節点の自由度は全体座標系における x 方向、 y 方向、 z 方向変位の 3 自由度である。要素の幾何学形状は、全体座標系における形状 (x, y, z) および局所座標系における形状 (ξ, η, ζ) を用いて以下のように表すことができる。

$$\begin{Bmatrix} x \\ y \\ z \end{Bmatrix} = \sum N_i(\xi \quad \eta \quad \zeta) \begin{Bmatrix} x_i \\ y_i \\ z_i \end{Bmatrix} \quad (3.1)$$

ここに、 N_i は形状関数であり、隅の節点：

$$N_i = \frac{1}{8} (1 + \xi_0)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0)(\xi_0 + \eta_0 + \zeta_0 - 2) \quad (3.2)$$

中間節点：

$$\begin{aligned}
 N_i &= \frac{1}{4}(1 - \xi^2)(1 + \eta_0)(1 + \zeta_0) & (\xi_i = 0, \eta_i = \pm 1, \zeta_i = \pm 1) \\
 &= \frac{1}{4}(1 + \xi_0)(1 - \eta^2)(1 + \zeta_0) & (\xi_i = \pm 1, \eta_i = 0, \zeta_i = \pm 1) \\
 &= \frac{1}{4}(1 + \xi_0)(1 - \eta_0)(1 + \zeta^2) & (\xi_i = \pm 1, \eta_i = \pm 1, \zeta_i = 0)
 \end{aligned} \tag{3.3}$$

となる．ここに， $\xi_0 = \xi \cdot \xi_i$ ， $\eta_0 = \eta \cdot \eta_i$

また，要素内の変位は，各節点における節点変位 u_i, v_i, w_i および形状関数 N_i を用いて以下のように表すことができる．

$$\begin{Bmatrix} u \\ v \\ w \end{Bmatrix} = \sum N_i(\xi, \eta, \zeta) \begin{Bmatrix} u_i \\ v_i \\ w_i \end{Bmatrix} \tag{3.4}$$

3.2.3 ひずみと応力の定義

要素のひずみは，空間固定のデカルト直交座標系 x, y, z に関して，変位 u, v, w から定義される Green のひずみテンソルにより，次式のように定義される．

$$\begin{aligned}
 \varepsilon_x &= \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial u}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial v}{\partial x} \right)^2 + \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] \\
 \gamma_{xy} &= \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} + \left(\frac{\partial u}{\partial x} \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \frac{\partial v}{\partial y} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial w}{\partial y} \right)
 \end{aligned} \tag{3.5}$$

他の成分は変数を循環することにより導かれる．変位が小さいときには，2 次の項を省略することにより 1 次の線形ひずみ近似式が得られる．

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial z} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \end{Bmatrix} \quad (3.6)$$

これらのひずみに対応する応力は、弾性係数マトリックス D_E により次式で与えられる。

$$\{\sigma\} = [D_E] \{\varepsilon\} \quad (3.7)$$

$$\{\sigma\} = \{\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z, \tau_{xy}, \tau_{yz}, \tau_{zx}\} \quad (3.8)$$

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_z, \gamma_{xy}, \gamma_{yz}, \gamma_{zx}\} \quad (3.9)$$

弾性係数マトリックス D_E は等方性材料に対し、次のようになる。

$$[D_E] = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ & 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ & & 1 & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 \\ & sym. & & & & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{bmatrix} \quad (3.10)$$

ここに、 E は弾性係数、 ν はポアソン比を表す。

3. 2. 4 節点変位-ひずみマトリックス (B マトリックス)

節点変位 $\{\delta\}$ を用いて, ひずみ $\{\varepsilon\}$ は,

$$\{\varepsilon\} = [B]\{\delta\} \quad (3.11)$$

と表される. 先に示したひずみの定義により, デカルトの直交座標系 x, y, z に関する変位の微分係数により上式は与えられ, 以下のようにマトリックス表示される.

$$\begin{Bmatrix} \varepsilon_x \\ \varepsilon_y \\ \varepsilon_z \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_1}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_1}{\partial z} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_1}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_1}{\partial z} & \frac{\partial N_1}{\partial y} \\ \frac{\partial N_1}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_1}{\partial x} \end{bmatrix} \cdots \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} & \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix} \cdots \begin{bmatrix} \frac{\partial N_{20}}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_{20}}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_{20}}{\partial z} \\ \frac{\partial N_{20}}{\partial y} & \frac{\partial N_{20}}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_{20}}{\partial z} & \frac{\partial N_{20}}{\partial y} \\ \frac{\partial N_{20}}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_{20}}{\partial x} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} u_1 \\ v_1 \\ w_1 \\ \vdots \\ \vdots \\ u_i \\ v_i \\ w_i \\ \vdots \\ \vdots \\ u_{20} \\ v_{20} \\ w_{20} \end{Bmatrix} \quad (3.12)$$

しかし, $\frac{\partial N_i}{\partial x}$, $\frac{\partial N_i}{\partial y}$, $\frac{\partial N_i}{\partial z}$ を直接計算することはできないため, まず次式によって ξ, η, ζ の微分を求める.

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \xi}{\partial x} & \frac{\partial \xi}{\partial y} & \frac{\partial \xi}{\partial z} \\ \frac{\partial \eta}{\partial x} & \frac{\partial \eta}{\partial y} & \frac{\partial \eta}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta}{\partial x} & \frac{\partial \zeta}{\partial y} & \frac{\partial \zeta}{\partial z} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial x}{\partial \xi} & \frac{\partial x}{\partial \eta} & \frac{\partial x}{\partial \zeta} \\ \frac{\partial y}{\partial \xi} & \frac{\partial y}{\partial \eta} & \frac{\partial y}{\partial \zeta} \\ \frac{\partial z}{\partial \xi} & \frac{\partial z}{\partial \eta} & \frac{\partial z}{\partial \zeta} \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} \Sigma x_i \frac{\partial N_i}{\partial \xi} & \Sigma x_i \frac{\partial N_i}{\partial \eta} & \Sigma x_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \\ \Sigma y_i \frac{\partial N_i}{\partial \xi} & \Sigma y_i \frac{\partial N_i}{\partial \eta} & \Sigma y_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \\ \Sigma z_i \frac{\partial N_i}{\partial \xi} & \Sigma z_i \frac{\partial N_i}{\partial \eta} & \Sigma z_i \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{bmatrix}^{-1} = \left\{ ([J])^{-1} \right\}^T \quad (3.13)$$

ここに, $[J]$ は, 2つの異なる座標間の偏導関数を関連づける Jacobi 行列である. 従って, 合成関数の微分公式

$$\begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \xi}{\partial x} & \frac{\partial \xi}{\partial y} & \frac{\partial \xi}{\partial z} \\ \frac{\partial \eta}{\partial x} & \frac{\partial \eta}{\partial y} & \frac{\partial \eta}{\partial z} \\ \frac{\partial \zeta}{\partial x} & \frac{\partial \zeta}{\partial y} & \frac{\partial \zeta}{\partial z} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} = \left\{ ([J])^{-1} \right\}^T \begin{Bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial \xi} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \eta} \\ \frac{\partial N_i}{\partial \zeta} \end{Bmatrix} \quad (3.14)$$

より $\frac{\partial N_i}{\partial x}$, $\frac{\partial N_i}{\partial y}$, $\frac{\partial N_i}{\partial z}$ が定まる.

3.2.5 要素剛性マトリックス

要素剛性マトリックスは一般に,

$$K = \int_V B^T D_E B dx dy dz \quad (3.15)$$

で与えられる. しかし, 要素が曲線を含む複雑な形状をしているので, 直交座標 x, y, z で積分するのは困難である. したがって, 積分変数の変換の公式を用いて次式に変換する.

$$K = \int_V B^T D_E B dx dy dz = \int_V B^T D_E B \det J d\xi d\eta d\zeta \quad (3.16)$$

ここに, $\det J$ は Jacobi 行列の行列式である. 積分の実行には, 局座標 ξ, η, ζ により Gauss の 3 点積分を用いる.

3.3 材料の構成則

3.3.1 弾塑性の評価

一般に, ひずみ増分ベクトル $d\{\varepsilon\}$ は, 弾性成分と塑性成分に分解し, 次式で定義される.

$$d\{\varepsilon\} = d\{\varepsilon\}_E + d\{\varepsilon\}_P \quad (3.17)$$

Prandtl-Reuss の仮定に従うと, 塑性ひずみ増分ベクトルは次式で与えられる.

$$d\{\varepsilon\}_P = \lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma} \quad (3.18)$$

ここに、 λ は未定の比例定数である。また、 F は von Mises の降伏条件式であり、

$$F = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]} \quad (3.19)$$

となる。以上の式に従い、関連流れ則に従う等方性材料の応力増分ベクトル $d\{\sigma\}$ とひずみ増分ベクトル $d\{\varepsilon\}$ の関係は、弾塑性マトリックス $[D_{EP}]$ を用いて、

$$d\{\sigma\} = [D_{EP}] d\{\varepsilon\} \quad (3.20)$$

で表される。弾塑性マトリックス D_{EP} は、

$$D_{EP} = D_E - \frac{D_E \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} \cdot \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T D_E}{\left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\}^T D_E \left\{ \frac{\partial f}{\partial \sigma} \right\} + H'} \quad (3.21)$$

ここに、 H' は、ひずみ硬化率である。

図-3.1 に示すように、完全弾塑性材料の応力ひずみ関係は弾性と塑性の2つの状態に分けられる。この2つの状態の弾塑性マトリックスは次のようになる。

1. $\sigma < \sigma_y \cdots \cdots D = D_E$
2. $\sigma \geq \sigma_y \cdots \cdots D = D_{EP}$

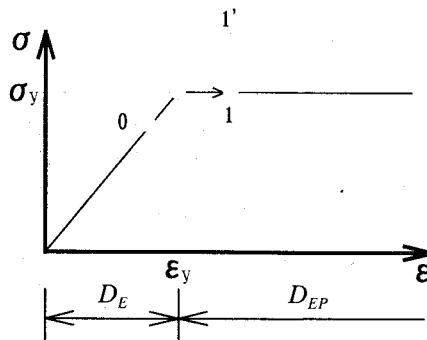


図-3.1 応力-ひずみ関係

また、弾性から塑性への遷移域、つまり経路、 $0 \rightarrow 1$ のときは応力-ひずみマトリックスは次のようになる。

$$D = \alpha D_E + (1 - \alpha) D_{EP} \quad (3.22)$$

上式における補正係数 α の大きさは、次のようにして得られる。

応力の域が弾性域にあれば、

$$\sigma_V = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_x - \sigma_y)^2 + (\sigma_y - \sigma_z)^2 + (\sigma_z - \sigma_x)^2 + \cdots 6(\tau_{xy}^2 + \tau_{yz}^2 + \tau_{zx}^2) \right]} < \sigma_Y \quad (3.23)$$

応力が $\Delta \sigma$ だけ増え、降伏応力 σ_Y よりも大きくなるとすると、

$$\sigma_V + \Delta \sigma_V = \sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_x + \Delta \sigma_x)^2 + (\sigma_y + \Delta \sigma_y)^2 + \cdots 6(\tau_{xy} + \Delta \tau_{xy})^2 + \cdots \right]} > \sigma_Y \quad (3.24)$$

応力が $\alpha \Delta \sigma$ だけ増えたときに降伏するとすると、

$$\sqrt{\frac{1}{2} \left[(\sigma_x + \alpha \Delta \sigma_x)^2 + (\sigma_y + \alpha \Delta \sigma_y)^2 + \cdots 6(\tau_{xy} + \alpha \Delta \tau_{xy})^2 + \cdots \right]} = \sigma_Y \quad (3.25)$$

上式を α について解くと次式を得る。

$$\alpha = \frac{B + \sqrt{B^2 + 4AC}}{2A} \quad (3.26)$$

ただし、 A, B , および C は次式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} A &= \frac{1}{2} \left[(\Delta \sigma_x - \Delta \sigma_y)^2 + \cdots + 6(\Delta \tau_{xy}^2 + \cdots) \right] \\ B &= A - (\sigma_V \Delta \sigma_V + \sigma_V^2) \\ C &= 2(\sigma_Y^2 - \sigma_V^2) \end{aligned} \right\} \quad (3.27)$$

3.3.2 ひずみ硬化則

ボルト軸とボルト孔の接触後の鋼板の延性変形を的確に表現するため、鋼板の機械的性質としてひずみ硬化域までを考慮する。ひずみ硬化則は次式で示される B-n 曲線で近似する。近似式における B, n の値については、例えば SS400 材では 0.480, 0.310 が一般的に用いられる。

$$\frac{\sigma}{\sigma_Y} = \begin{cases} \frac{\varepsilon}{\varepsilon_Y} & (\varepsilon \leq \varepsilon_Y) \\ 1 & (\varepsilon_Y \leq \varepsilon \leq \varepsilon_H) \\ B \left(\frac{\varepsilon}{\varepsilon_Y} \right)^n & (\varepsilon_H \leq \varepsilon) \end{cases} \quad (3.28)$$

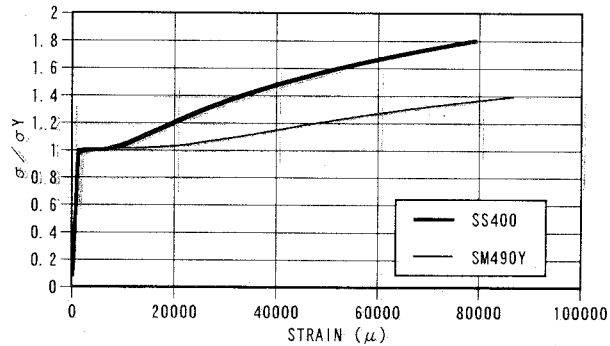


図-3.2 B-n 近似によるひずみ硬化則

3.4 計算アルゴリズム

図-3.3 に本研究で開発した解析プログラムの計算フローチャートを示す。高力ボルトにより連結板を添接し、継手に外力を作用させる過程においては変位制御を用いて計算を行っている。計算アルゴリズムの概要を説明すると、まず、要素の形状、材料定数、境界条件、作用外力など制御データを読み込む。次に増分節点荷重ベクトルを作成し、要素剛性マトリックスから全体剛性マトリックスをアセンブルする。全体剛性マトリックスの作成には、計算時間、及び計算に必要なメモリを低減するとともに大規模な解析対象を扱うことが可能となるようスカイライン法を利用する。スカイラインマトリックスを使用する利点としては、バンド幅という概念が存在しないため、インプットデータにおける節点のオーダリングにより計算に要するメモリが左右されない点があげられる。また、スカイライン法ではマトリックス内の要素を1次元配列に納めるため、計算の加速性に優れている。高力ボルト摩擦接合継手のように幾何学形状が複雑なケースでは、必要以上にバンド幅が大きくなる傾向があるが、上記のような理由でスカイライン法の適用は有用であると考えられる。マトリックスのサイズを最小にするため、節点を再配置する機能としてオーダリングを用いるが、本計算では、R.C.M (Reverse Cuthill Method) を採用している。

全体剛性マトリックスを作成し、境界条件の処理を行った後、剛性方程式を解くことになるが、ここでは、Gauss の消去法にもとづいた手法で解を得る。次に、各積分点においてひずみおよび応力を計算し、3.3.1 節に従い弾塑性の判定を行う。弾性状態と判定された場合、次の増分荷重を用いた計算に移るが、積分点が降伏していると判定された場合、応力を降伏曲面上に載せ、不釣合い力を計算した後、不釣合い力ベクトルのユークリッドノルムを用いて収束の判定を行う。収束と判定されれば、次の荷重増分ステップに移行するが、収束と判

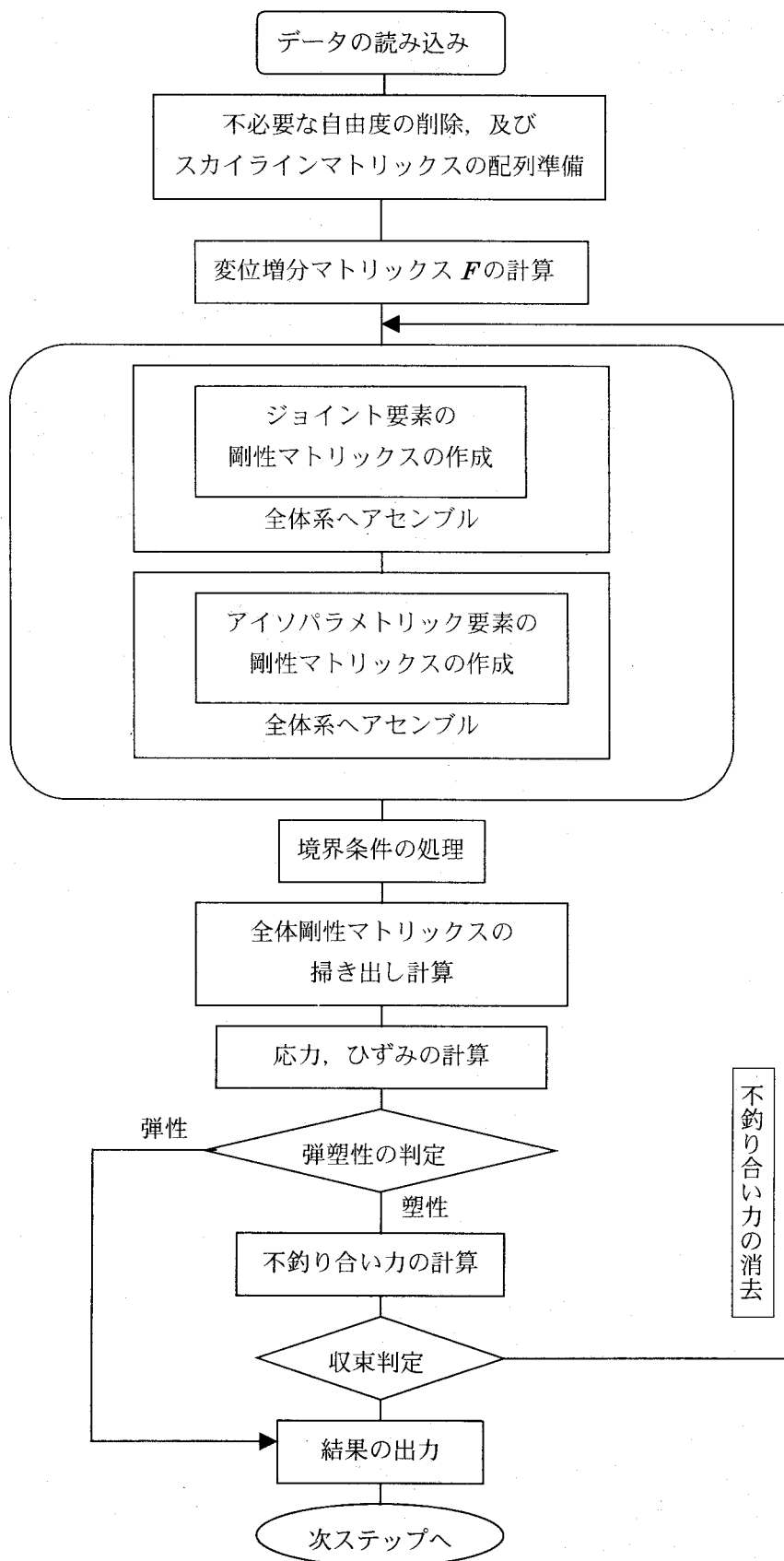


図-3.3 計算フローチャート

3.5 すべり機構のモデル化

3.5.1 ジョイント要素の導入

ジョイント要素に属する節点は、 x , y , z 方向変位の 3 自由度を有する。2 節点間の変位差をジョイント要素の「ひずみ」として定義する。

$$\begin{Bmatrix} \gamma_{zx} \\ \gamma_{zy} \\ \varepsilon_z \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} (u_I - u_J) / l \\ (v_I - v_J) / l \\ (w_I - w_J) / l \end{Bmatrix} \quad (3.29)$$

ここに、 γ_{xy} 、 γ_{yz} : x - y 面における x 方向、 y 方向のせん断ひずみ、 ε_z : z 方向のひずみ、 u_i ($i=I, J$) : 節点 i における x 方向の変位、 v_i ($i=I, J$) : 節点 i の y 方向の変位、 w_i ($i=I, J$) : 節点 i の z 方向の変位、 l : ジョイント要素の代表長さである。

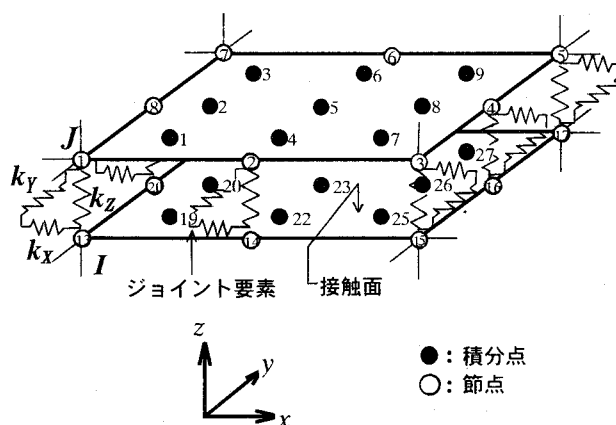


図-3.4 ジョイント要素の概要

応力-ひずみ関係は、次式で定義される。

$$\begin{Bmatrix} \tau_{zx} \\ \tau_{zy} \\ \sigma_z \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 \\ 0 & k_y & 0 \\ 0 & 0 & k_z \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \gamma_{zx} \\ \gamma_{zy} \\ \epsilon_z \end{Bmatrix} \quad (3.30)$$

ここに、 τ_{zx} , τ_{zy} : x - y 面における x 方向, y 方向のせん断応力, σ_z : z 方向の応力, γ_{zx} , γ_{zy} : x - y 面における x 方向, y 方向のせん断ひずみ, ϵ_z : z 方向のひずみ, k_x, k_y : z 面における x 方向, y 方向のせん断剛性, k_z : 垂直剛性である。

節点変位と、それに対する節点力を関係づけるものが剛性マトリックスであり、これは次のようになる。

$$\{F\} = [K]\{u\} \quad (3.31)$$

ここに、 $\{F\}$, $\{u\}$ はそれぞれ節点力ベクトル, 節点変位ベクトルであり、次式のように書ける。

$$\{F\} = \{F_{x,I} \quad F_{y,I} \quad F_{z,I} \quad F_{x,J} \quad F_{y,J} \quad F_{z,J}\} \quad (3.32)$$

$$\{u\} = \{u_{x,I}, v_{y,I}, w_{z,I}, u_{x,J}, v_{y,J}, w_{z,J}\} \quad (3.33)$$

また、要素剛性マトリックス $[K]$ は、式(2.31)-(2.33)より、

$$[K] = \begin{bmatrix} k_x & 0 & 0 & -k_x & 0 & 0 \\ & k_y & 0 & 0 & -k_y & 0 \\ & & k_z & 0 & 0 & -k_z \\ & & & k_x & 0 & 0 \\ sym. & & & & k_y & 0 \\ & & & & & k_z \end{bmatrix} \quad (3.34)$$

で表される。

式(3.32)-(3.34)を解くことにより次式を得る。

$$\begin{cases} F_{x,I} = k_x (u_{x,I} - u_{x,J}) \\ F_{x,J} = k_x (u_{x,J} - u_{x,I}) \end{cases} \quad (3.35)$$

上式は、 x 軸方向に関して計算したものであるが、 k_x の値を限りなく大きくすることにより、 $(u_{x,I}-u_{x,J})$ 、 $(u_{x,J}-u_{x,I})$ の値は限りなく 0.0 に近づき、節点 I と節点 J が同一の挙動をする。

一方、 k_x の値を小さくすることにより $u_{x,I}$ と $u_{x,J}$ は固有の値を持ち、節点 I と節点 J は独立した挙動をする。すなわち、 k_x の評価如何によって、節点 I と節点 J の相互関係を制御できることとなる。 y 軸、 z 軸方向についても同様のことが言える。

以下でジョイント要素の剛性評価について説明する。

3. 5. 2 ジョイント要素に対する作用力

(1) ジョイント要素に対する作用力

図-3.5 にジョイント要素の剛性評価に関するフローチャートを示す。

ジョイント要素への作用力は、ジョイント要素が結合するアイソパラメトリック要素の積分点における応力、せん断応力から算定し次式で定義する。

$$\begin{cases} F_x = A_n \times \bar{\tau}_{zx} \times \tau_{ixx} / (\sum \tau_{jxx}) \\ F_y = A_n \times \bar{\tau}_{yz} \times \tau_{iyz} / (\sum \tau_{jyz}) \\ F_z = A_n \times \bar{\sigma}_z \times \sigma_{iz} / (\sum \sigma_{jz}) \end{cases} \quad (2.36)$$

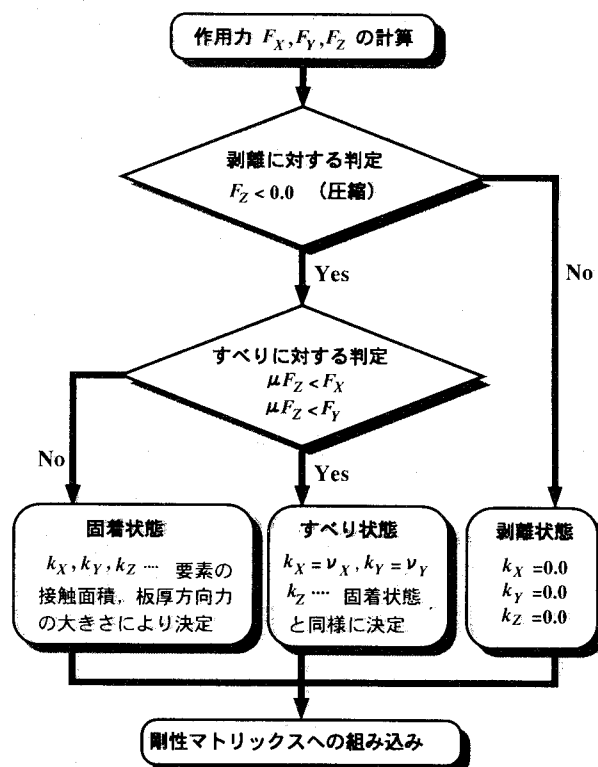


図-3.5 ジョイント要素の剛性評価

ここに、 F_x ：ジョイント要素に加わるせん断力 Q_{zx} 、 A_n ：連結板側要素 a または母材側要素 b のすべり面における面積、 $\bar{\tau}_{zx}$ ：連結板側要素 a の積分点 19～27 と母材側要素 b の積分点 1～9 のせん断応力 τ_{zx} の平均、 τ_{izx} ：連結板側または母材側の実節点に最も近い積分点のせん断応力 τ_{zx} 、 $\Sigma \tau_{jzx}$ ：連結板側の積分点 1～4、6～9 と母材側の積分点 19～22、24～27 のせん断応力 τ_{zx} の和である。 F_y ：ジョイント要素に分配されるせん断力 Q_{yz} 、 F_z ：ジョイント要素に加わる垂直方向力 P_z についても同様に定義する。

(2) 固着、剥離、すべりの判定

まず、ジョイント要素に結合されるアイソパラメトリック要素の節点（例えば、図-3.4 の節点①と⑬）の位置関係によって接触状況を判断し剥離状態の判定を行う。次にジョイント要素に働く作用力により接触面の力学状態を判断するが、母材と連結板が支圧し合う状態を摩擦状態とすれば、ジョイント要素に作用する板厚方向の作用力が圧縮力の時に摩擦状態となる。また、逆に引張力であれば剥離状態となる。すなわち、判定式は以下のようになる。

$$F_z \geq 0.0 \quad (3.37)$$

ジョイント要素の力学状態が上式を満たす場合は剥離状態を、満たさない場合は摩擦状態を表す。また、母材と連結板が摩擦状態にある場合に対しては、母材と連結板にせん断方向の変位差が生じる場合（すべり状態）と生じない場合（固着状態）が生じる。これらに対する判定式は次のようになる。

$$\begin{cases} F_z \cdot \mu \leq F_x \\ F_z \cdot \mu \leq F_y \end{cases} \quad (3.38)$$

ここに、 μ はすべりを判定するパラメータであり、すべり係数に相当する。
上式のいずれかを満たさない場合すべり状態とする。

3.5.3 ジョイント要素の剛性評価（固着、すべり、剥離状態の表現）

(1) 初期軸力導入時

初期軸力導入時におけるジョイント要素の剛性は、ジョイント要素の結合するアイソパラメトリック要素の、母材-連結板の接触面における面積により重み付けをして次式で与える。

$$\begin{cases} k_x = A_n \cdot k_x' \\ k_y = A_n \cdot k_y' \\ k_z = A_n \cdot k_z' \end{cases} \quad (3.39)$$

(2) 引張荷重載荷時

引張荷重載荷時における各ジョイント要素は、固着、すべり、剥離状態のいずれかの状態によりなり、接触面の力学状態に応じて剛性を決定する。

① 固着状態

引張荷重載荷時におけるジョイント要素の剛性は、ジョイント要素に作用する鉛直方向の作用力に関する重み $(F_z / \bar{F}_z)$ 、 $(F_z / F_{z,1})$ を乗ずる形で以下の式で与える。ここに、 $\bar{F}_z$ ：全ジョイント要素の鉛直方向の作用力の平均値（ただし固着状態のジョイント要素のみの平均）、 $F_{z,1}$ ：初期軸力導入直後の鉛直方向の作用力である。

すなわち、前者が接触面における圧縮力の分布に関する重み、後者が各ジョイント要素に関する鉛直方向の作用力低下に関する重みである。

$$\begin{cases} k_x = A_n \cdot k'_x \cdot (F_z / \bar{F}_z) \cdot (F_z / F_{z,1}) \\ k_y = A_n \cdot k'_y \cdot (F_z / \bar{F}_z) \cdot (F_z / F_{z,1}) \\ k_z = A_n \cdot k'_z \cdot (F_z / \bar{F}_z) \cdot (F_z / F_{z,1}) \end{cases} \quad (3.40)$$

② すべり状態

すべり状態と判定されたジョイント要素は、せん断方向の剛性を低減した値 ν_x 、 ν_y とし次式で与える。

$$\begin{cases} k_x = \nu_x \\ k_y = \nu_y \\ k_z = A_n \cdot k'_z \cdot (F_z / \bar{F}_z) \cdot (F_z / F_{z,1}) \end{cases} \quad (3.41)$$

③ 剥離状態

剥離状態では母材-連結板間において力の伝達は存在しないため、ジョイント要素の剛性は零とし、次式で与える。

$$k_x = k_y = k_z = 0.0 \quad (3.42)$$

3. 6 高力ボルトの取り扱い

高力ボルト摩擦接合継手をモデル化するにあたり、最も問題となるのは接触面の取扱いである。母材と連結板の接触面におけるボルト孔周辺では、ボルトを締め付けることによって広範囲に圧縮応力が分布し、母材と連結板が接着されているが、この部分によって母材から連結板への応力の伝達が行われている。したがって、継手内部における応力分布は母材と連結板とが接着されている面積に大きく依存しているものと考えられる。この母材と連結板が接着されている領域を明らかにすることが継手部の局部応力を正しく評価するための第 1 の課題である。また、継手に引張荷重が作用すると、母材および連結板の板厚が減少することにより、ボルト軸力が減少する。ボルトの軸力抜けにともない、継手を構成する鋼板に加えられる板厚方向の圧縮応力が減少する。特に、鋼板が降伏状態に達すると、板厚の減少が大きくなるので、ボルトの軸力抜けが助長され継手内の応力分布にも影響を与えられとされる。また、このボルトの軸力抜けはすべり荷重にも大きな影響をおよぼす。したがって、ボルト軸力の変動を考慮することも課題となる。

従来のボルト孔周辺の圧縮応力分布解析^{3,14)}においては、ボルト軸力の導入による外力を座金底面からの等分布荷重として与えている。これは、高力ボルトにおいては、六角形をなすボルト頭部から座金に対して円滑に応力が伝わるようにボルトの首下部およびナットの座金面に接する面は円形に作成されており、隅角部の応力集中はかなり緩和されいると考えられ、さらに座金から継手片に対しても円滑な応力の流れを確保するために座金の材質は硬度の高いものが用いられているためである。ボルトに軸力を導入することによって生じる板厚方向の圧縮応力の分布を調べる場合には、このような仮定は正しいといえる。しかし、ボルトに軸力を導入した後、継手の軸方向に引張荷重をかける場合には、ボルトと座金を無視してこれを等分布荷重に置き換えるだけでは継手の剛性を低く見積もることになるため、高力ボルトと座金を考慮する必要がある。さらに、ボルト軸力の変動を追跡するためには、ボルトの初期導入軸力による変形と応力を初期変形および初期応力として組み込まなければならない。したがって、ここでは次のような手順で計算を行った。

図-3. 6 に高力ボルトに初期軸力を導入の際のフローチャート、図-3. 7 に高力ボルト軸部とナット部の自由度を縮合する際の概略図を示す。軸力導入過程を簡単に説明すると、まず図-3. 7(a)に示すようにナット部内側の全自由度を拘束し、高力ボルトねじ部下端に所定の軸力を荷重制御で導入する。所定の軸力が導入された後、図-3. 7(b)に示すよう高力ボルト軸部とナット部内側の自由度を縮合し、高力ボルトの完成系を作成する。次に、高力ボルトに導入された軸力を継手の他の構成要素に伝達するよう、完成系の状態で収束計算を行い母材および連結板の応力および変形に反映させる。本解析では、実際の施工の際に行われる 2 度締めを想定して、以上の手順を 2 度繰り返すことにより目標とする初期ボルト軸力を導入している。解析モデルが、板厚方向に 1/2 の場合は、継手部中立軸を単純支持し、上記と同様な操作を継手部中立軸に位置するボルト軸部下面において行う。

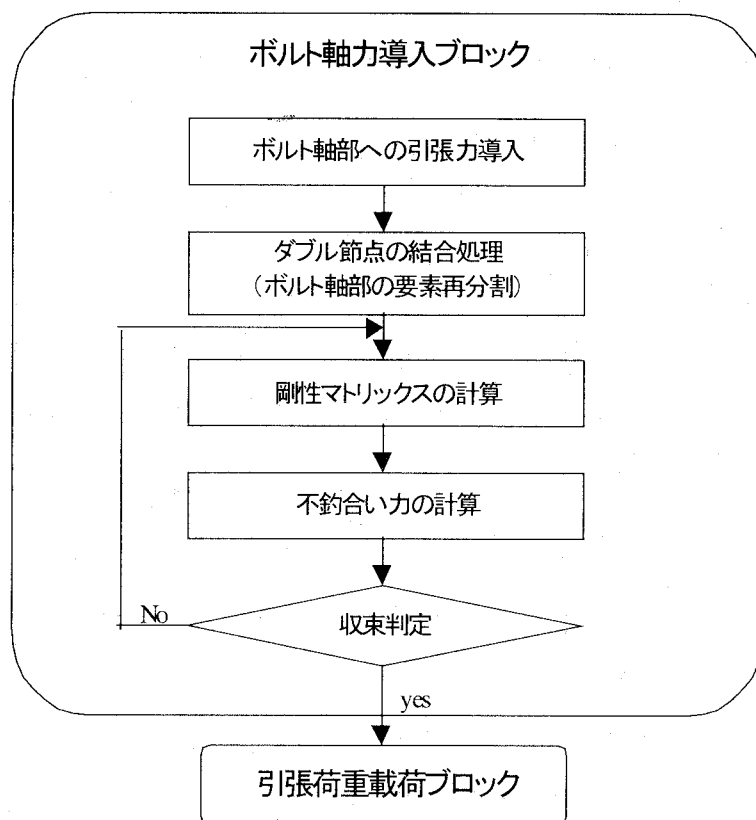


図-3.6 初期ボルト軸力導入フローチャート

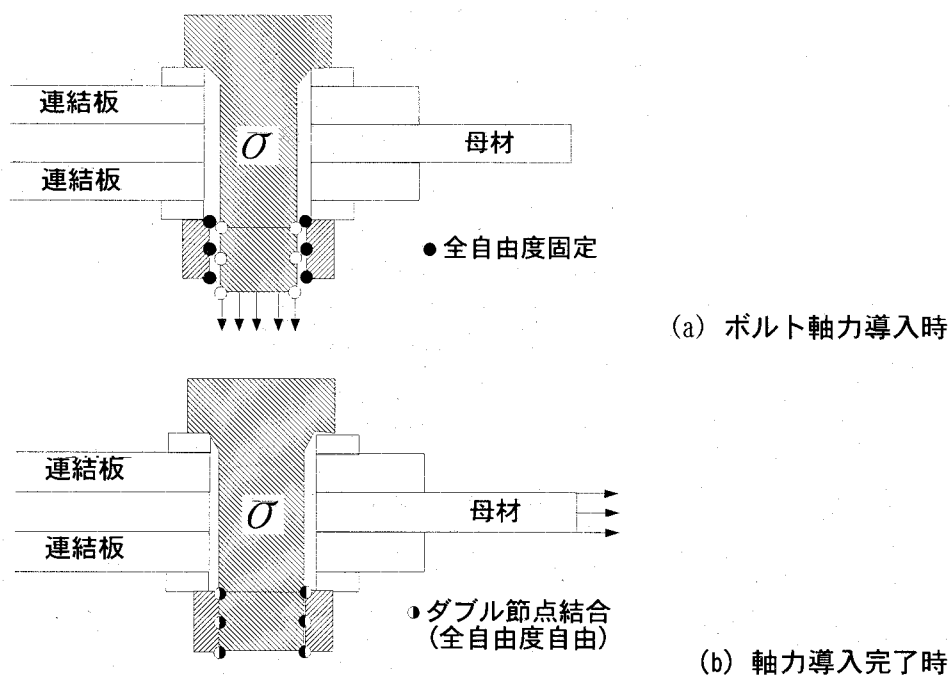


図-3.7 高力ボルト軸部-ナット部の自由度の縮合

3.7 ボルト孔とボルト軸の支圧問題

3.7.1 支圧問題に対するアルゴリズム

図-3.8 にボルト孔とボルト軸の支圧問題に対する計算過程を示す。支圧問題を解くにあたり、計算過程は大きく①ボルト孔とボルト軸の接触判定、②接触要素の導入の2過程に大別される。以下では、上記2過程について説明する。

3.7.2 ボルト孔とボルト軸の接触判定

図-3.9 に接触判定の概要を示す。ボルト孔周囲のボルト軸に対する接触状況は、その節点位置に応じ以下の3つの状態に分別される。

- a) P1 (Separate)・・・ボルト孔とボルト軸が接触していない状態。
- b) P2 (Pass)・・・ボルト孔周囲の節点がボルト軸内にまで変位し、幾何学的形状に矛盾が生じる状態。
- c) P3 (Touch)・・・ボルト孔周囲の節点がボルト軸に接している状態。

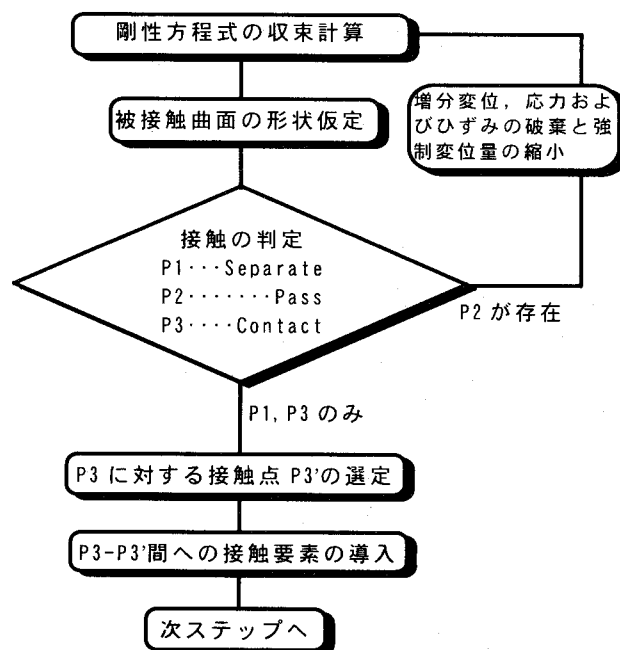


図-3.8 接触要素導入過程

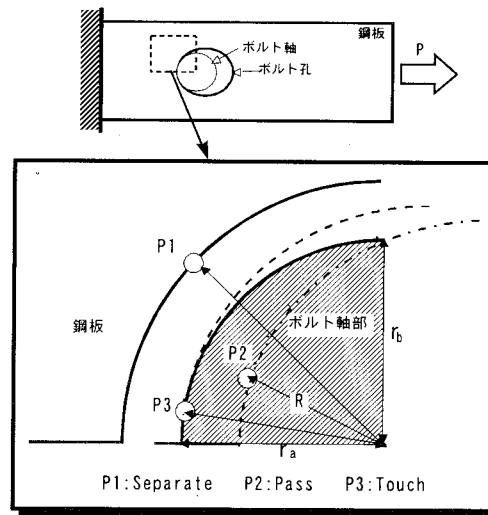


図-3.9 接触判定の概要

上記の3つの状態を判定する際、ボルト軸の形状が重要な問題となる。本解析では簡易のためボルト軸の形状として短径 r_a 、長径 r_b で表される楕円で近似する。次式は各状態に対する判定式である。

$$r_\theta = \sqrt{(r_a \cos \theta)^2 + (r_b \sin \theta)^2}$$

$$\begin{aligned} \text{P1} \cdots R > r_\theta + \Delta r_\theta \\ \text{P2} \cdots r_\theta + \Delta r_\theta \geq R \geq r_\theta - \Delta r_\theta \\ \text{P3} \cdots r_\theta - \Delta r_\theta > R \end{aligned} \quad (3.43)$$

ここに、

θ : ボルト軸中心とボルト孔周囲における節点のなす角度。

R : ボルト軸中心からボルト孔周囲における節点までの距離。

Δr_θ : 収束判定に用いる許容誤差。

継手端部に強制変位を与えることにより、ボルト孔周囲に P2 となる節点が存在する場合、増分変位、応力およびひずみを破棄した後、強制変位量を縮小して再度計算を実行する。P2 が存在が確認できなくなるまで、上述の計算過程を繰り返し、接触要素の導入に備える。

3.7.3 接触要素の導入

図-3.10 に接触要素導入の概要を示す。前過程で P3 と判定された、ボルト孔周囲の節点は、ボルト軸部の節点 P3' と接触要素により結合される。P3' の選定方法は、ボルト軸部に属する節点群の内 P3 と最短距離にある節点を P3' とする。

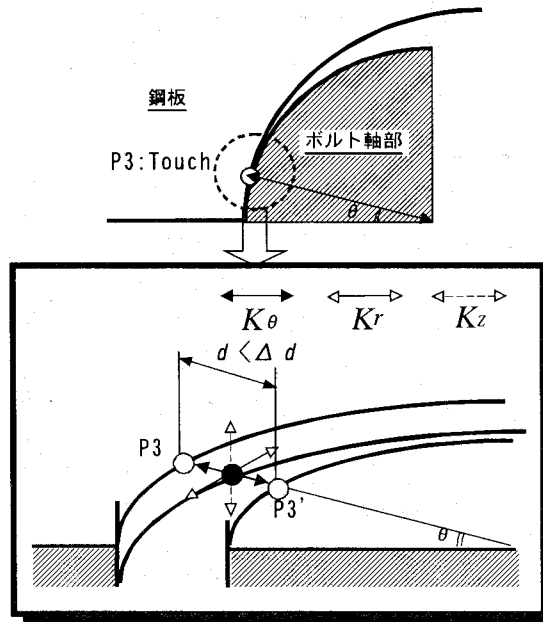


図-3.10 接触要素導入の概要

P3-P3'間に接触要素を導入するが、接触要素は、接触点において法線方向、接線方向、鉛直方向の3自由度を有し、それぞれの方向の剛性を K_θ , K_r , K_z とする。接触点P3, P3'は、法線方向には変位を共有し、接線方向および鉛直方向には摩擦を想定する。 K_θ , K_r は全体系における x 方向, y 方向の剛性 K_x , K_y をボルト軸周りに座標変換することにより得られ次式で表される。

$$K_\theta = \frac{(K_x r_b^2 \cos^2 \theta + K_y r_a^2 \sin^2 \theta)}{r_a^2 \sin^2 \theta + r_b^2 \cos^2 \theta} \quad (3.44)$$

$$K_r = \frac{(K_x r_a^2 \sin^2 \theta + K_y r_b^2 \cos^2 \theta)}{r_a^2 \sin^2 \theta + r_b^2 \cos^2 \theta}$$

ここで、 K_x は、鋼材の剛性、 K_y , K_z は摩擦における剛性に関するパラメータであり、3.5.3節におけるジョイント要素の剛性と同様な考えで値を決定する。

3.8 解析例

3.8.1 孔あき鋼板の解析

(1) 要素分割の検討

摩擦接合継手の解析を想定して母材に相当する、孔あき鋼板を対象に要素分割の検討を行った。図-3.11は孔あき鋼板の解析モデルおよび解析結果である。解析モデルは、対称性を

考慮した 1/8 モデルであり，要素分割は孔周方向に 90 度を 2～5 分割，半径方向に 3～6 分割について検討した．その結果，孔周方向に対しては，3 分割で解は収束し，5 分割のモデルで解析誤差は降伏荷重に対して 0.5% 以内となった．また，半径方向の分割については，4 分割で解は収束し，6 分割のモデルで解析誤差は降伏荷重に対して 0.5% 以内となった．以上のように，20 節点アイソパラメトリック要素は内挿関数が高次である性質上，要素分割をかなり粗くしても非常に精度のよい解を得ることができる．

(2) 応力集中問題の検討

本解析プログラムの弾塑性状態への適応性，解析結果から得られる局部応力の妥当性を検証するため孔あき鋼板を対象に既往の研究との比較を行った．

図-3.12 は孔あき鋼板の解析モデルおよび解析結果である．解析モデルの対称性を考慮し，全体の 1/8 を解析する．また，要素数，節点数はそれぞれ 9, 96 であり，要素分割は孔周方向に 3 分割，半径方向に 3 分割，板厚方向に 1 分割とした．鋼板の幅 10cm に対して，孔径 1, 2, 3, 4, 5, 6, 6.5cm の 7 ケースを解析した．Frocht^{3, 15)} による応力集中係数と本解析による応力集中係数を比較すると，誤差 5% 以内に収まっており，上述したように比較的粗い要素分割でも十分に応力集中を評価できる．また，若干の誤差については，応力を積分

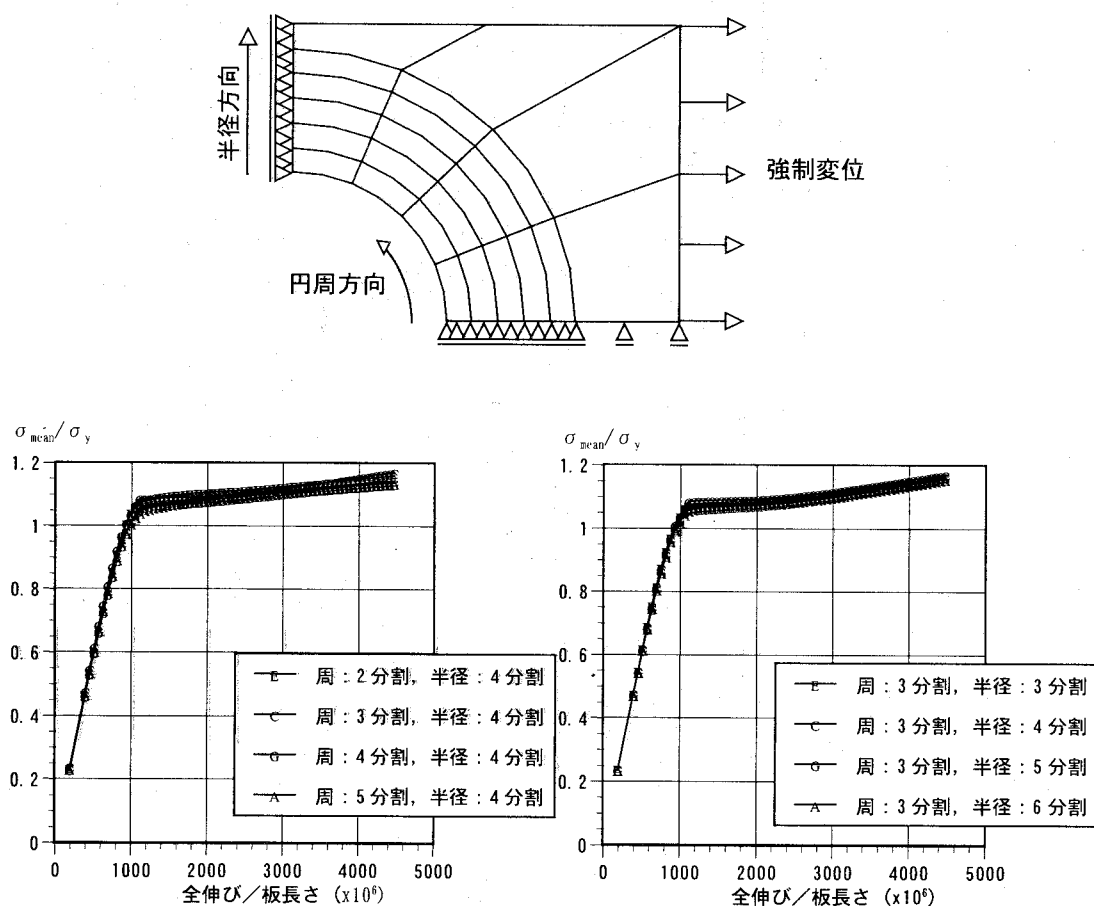
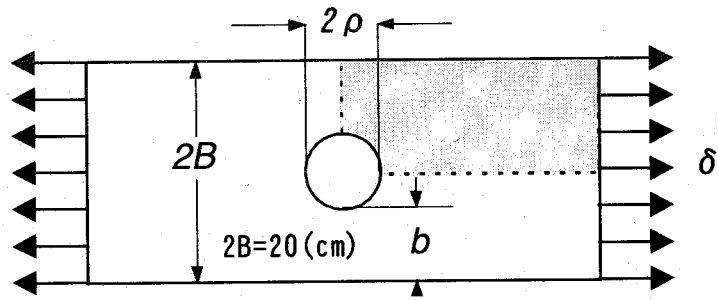
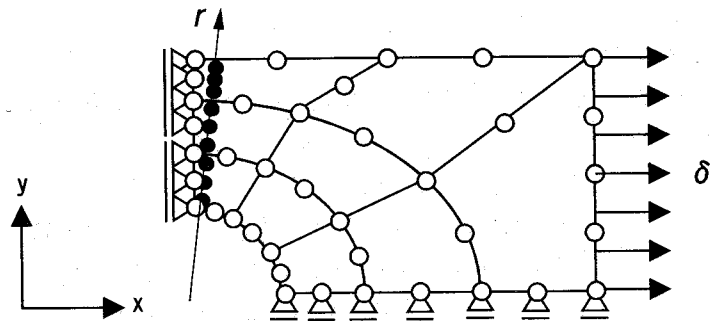


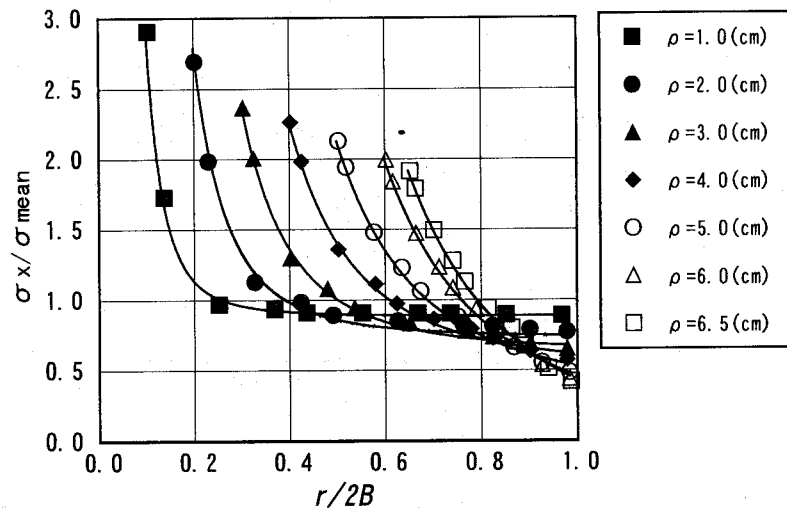
図-3.11 孔あき鋼板の解析例(1)



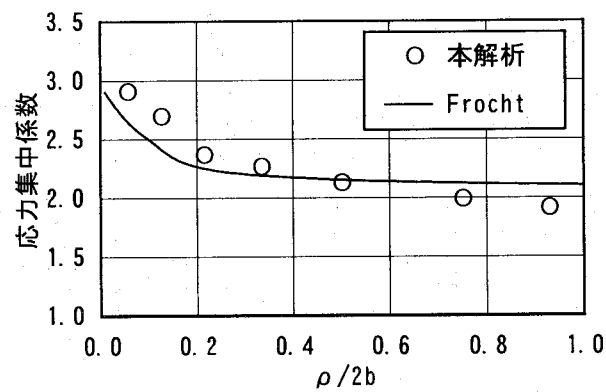
(a) 解析モデル



(b) 要素分割図 (層方向 1 分割)



(c) 有効断面の応力分布

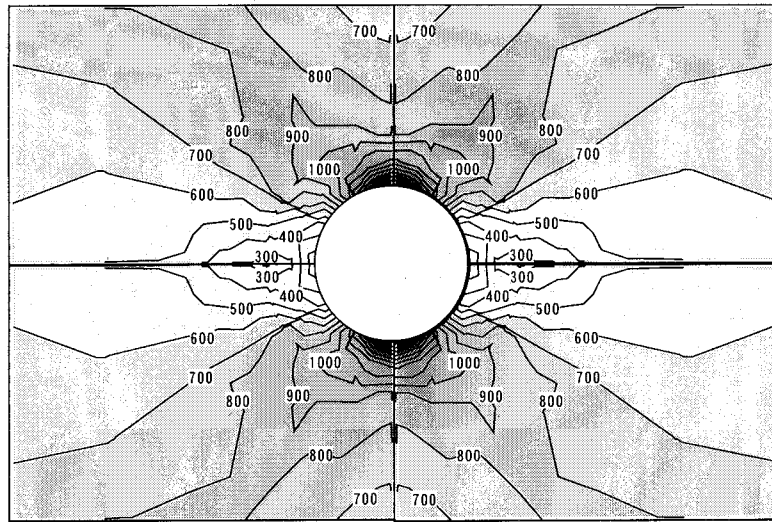


(d) 応力集中係数

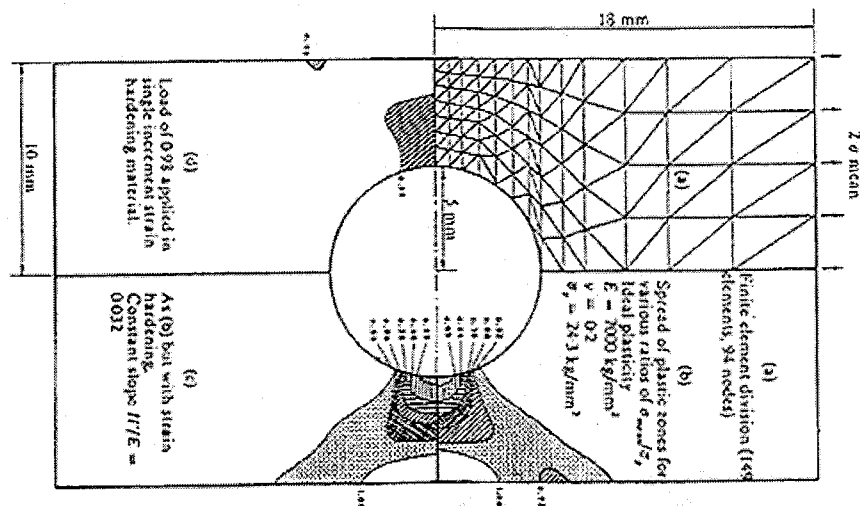
図-3.12 孔あき鋼板の解析例(2)

点上で評価したため、実際の着目点が位置的に若干ずれていることに原因があると考えられる。

図-3.13 では図-3.12 同様に孔あき鋼板の応力集中解析の結果を Zienkiewicz^{3, 16)}の解析結果と比較した。応力分布はほぼ同形状をしており鋼板全域での応力状態の確認ができた。



(a) 応力分布 (解析結果)



(b) Zienkiewicz による解析例

図-3.13 孔あき鋼板の応力分布の例(3)

3. 8. 2 高力ボルト摩擦接合引張継手の解析

(1) 解析モデル

本研究で開発したジョイント要素の機能を検証するため、第2章で扱った実験供試体を対象に高力ボルト摩擦接合引張継手の解析を試みた。図-3.14に解析モデルと要素分割図を示す。解析モデルは、供試体の対称条件を考慮して、幅方向と板厚方向の各中立面に垂直な方向の変位を拘束することにより、1/8を解析対象としている。高力ボルトについては、ボルト頭部から座金に対して応力の流れが円滑になるようにボルトの首下部およびナットの座金面に接する面は円形に分割している。

引張荷重載荷時のボルト軸力の変動を追跡するためには、ボルトの初期軸力導入による変形と応力を初期変形および初期応力として組み込まなければならない。本解析では、3.6.1節に従い次のような手順で計算を行った。

- 1) ボルト軸部に2段階に分けて軸力を導入し、節点変位および応力を計算する。
- 2) 1)で求めた応力および変位を初期状態として、ボルト軸部の境界面を軸力導入方向に固定し、継手軸方向に引張荷重を加える。

また、ジョイント要素は、母材-連結板の接触面、連結板-座金の接触面全域に導入している。なお、ジョイント要素に関するパラメータの値は、表-3.1のとおりである。

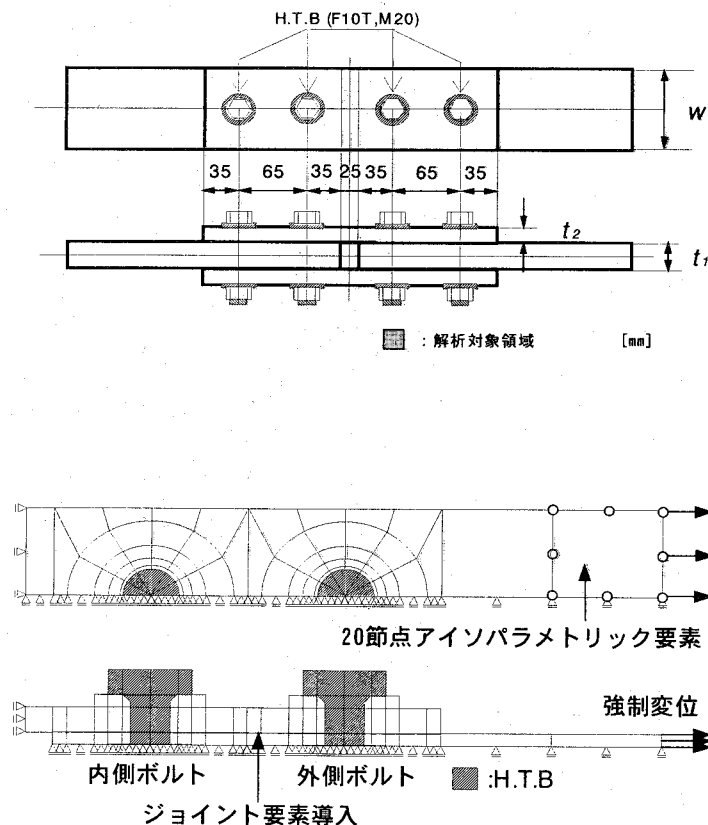


図-3.14 高力ボルト摩擦接合引張継手の解析モデルと要素分割図

表-3.1 ジョイント要素に関するパラメーター

$k_x', k_y' (\text{kgf/cm}^2)$	2.1E+06
$k_z' (\text{kgf/cm}^2)$	2.1E+06
$\nu_x, \nu_y (\text{kgf/cm}^2)$	0.5

(2) 解析結果および実験との比較

図-3.15(a)～図-3.15(d)にそれぞれ実験供試体 Bf2-a, Bf2-b, C2-a, C2-b タイプの実験と解析の比較を示す。また、図中には、参考として解析結果から得られた線形限界における応力分布および終局時における変形図を図示している。なお、本解析における終局時は、応力集中個所の局所的な相当ひずみが、JIS G3101 規格により、SS400 材に対して規定されている伸び 17%に達した時点の荷重で評価する。

Bf2-a タイプの場合、線形限界をわずかにすぎたところで主すべりが発生し、この時点での荷重に対する解析誤差は 1.5%以下となった。主すべり発生後、全伸び率約 2%の時点でボルト孔とボルト軸部は支圧状態となり、荷重は再上昇する。全伸び率 2%～3.5%の間では解析値は実験値を追従して緩やかに上昇し、この間での解析誤差は 1.0%以内である。しかし、この後全伸びが増加するに従い、解析誤差は増加する。この原因として、全伸び率 3.5%の時点で、実験ではすでにボルト軸部の押し抜きにより、母材に亀裂が生じていることが考えられる。実際に解析では、ボルト孔周辺において局部的に本解析で終局時に設定した 17%を超えるひずみが生じており、この後同部分でひずみが限界値に達し亀裂が発生するものと考えられる。前述の通り、解析における終局強度は、局所的なひずみが JIS 規格で規定される伸び 17%に達した時点の荷重としているが、全伸び率 3.5%時における荷重が実験と解析ではほぼ一致していることから考えると、このモデルにおける終局強度に対して、解析値は十分に信頼できる値であると言える。また、破壊形状についても、ボルト孔内側の母材側面で、ボルト軸による押し抜きの影響が現れており、変形図と第 2 章における写真-2.2(a)とを比較しても同一の傾向が確認できる。

Bf2-b タイプの場合は、部分すべりがかなり進行した後に母材が降伏し、その後に主すべりが発生している。母材降伏荷重に対する解析誤差は 1.0%以下となった。その後、母材は延性変形し、ひずみ硬化域に入る。全伸び率約 5%の時点で、ボルト孔周辺の局所的なひずみは本解析において終局時に設定した 17%を超え、その後同箇所での亀裂発生が考えられる。荷重載荷から終局状態に達するまでの解析誤差は 2.0%以内に収まり、降伏先行型の継手に対する、解析手法の妥当性が得られた。また、破壊形状に対しても、断面欠損部において顕著に延性変形が生じており、第 2 章における写真-2.2(b)と比較しても同一の傾向が確認される。

C2-a タイプの場合、線形限界後、荷重はすべり荷重に達し、突如として主すべりが発生する。主すべり発生荷重に対する解析誤差は 1.0%以下となった。主すべり発生後、全伸び率約 1.2%の時点でボルト孔とボルト軸部は支圧状態となり、荷重は再上昇する。全伸び率 1.2%～3%の間では解析値は実験値を追従して緩やかに上昇し、この間での解析誤差は

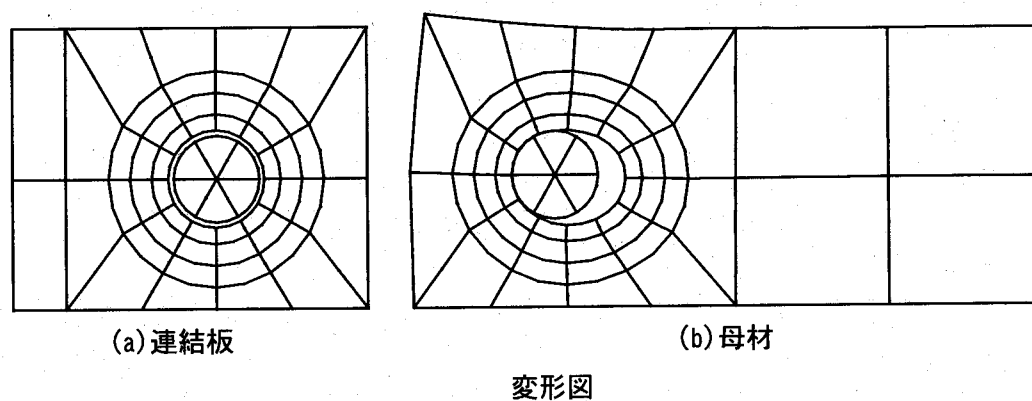
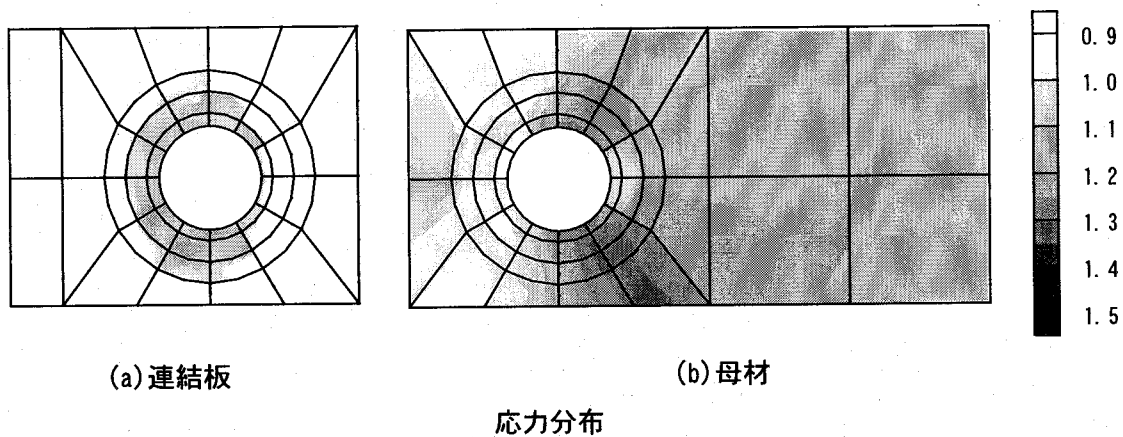
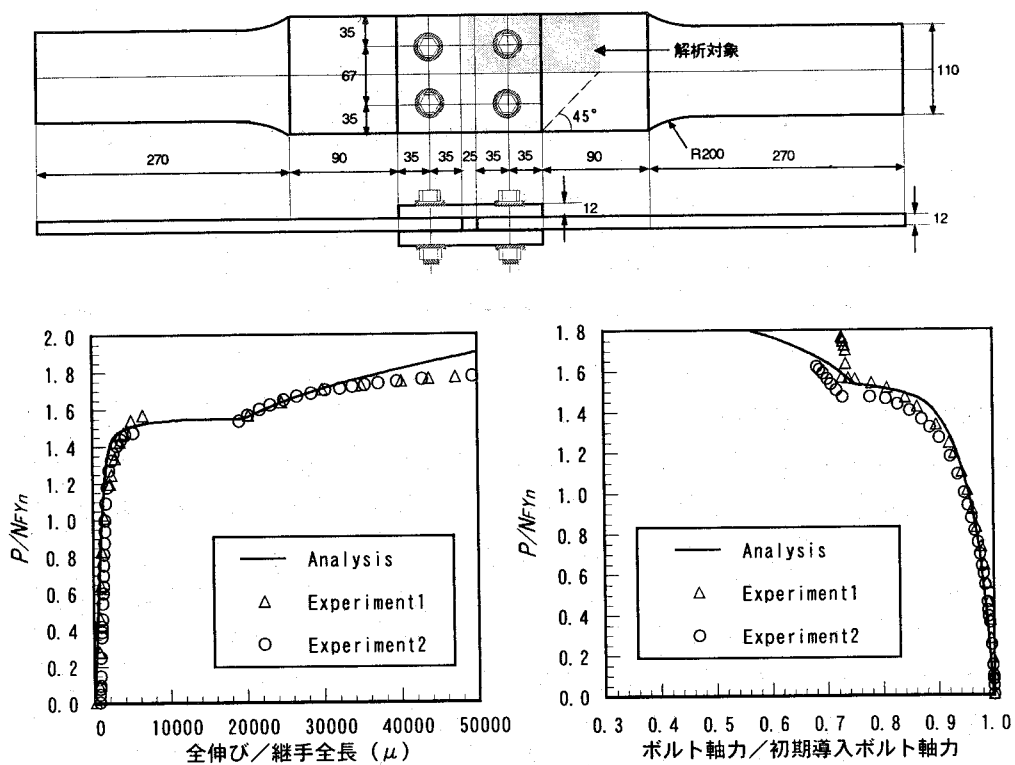


図-3.15(a) Bf2-a タイプ 実験と解析の比較

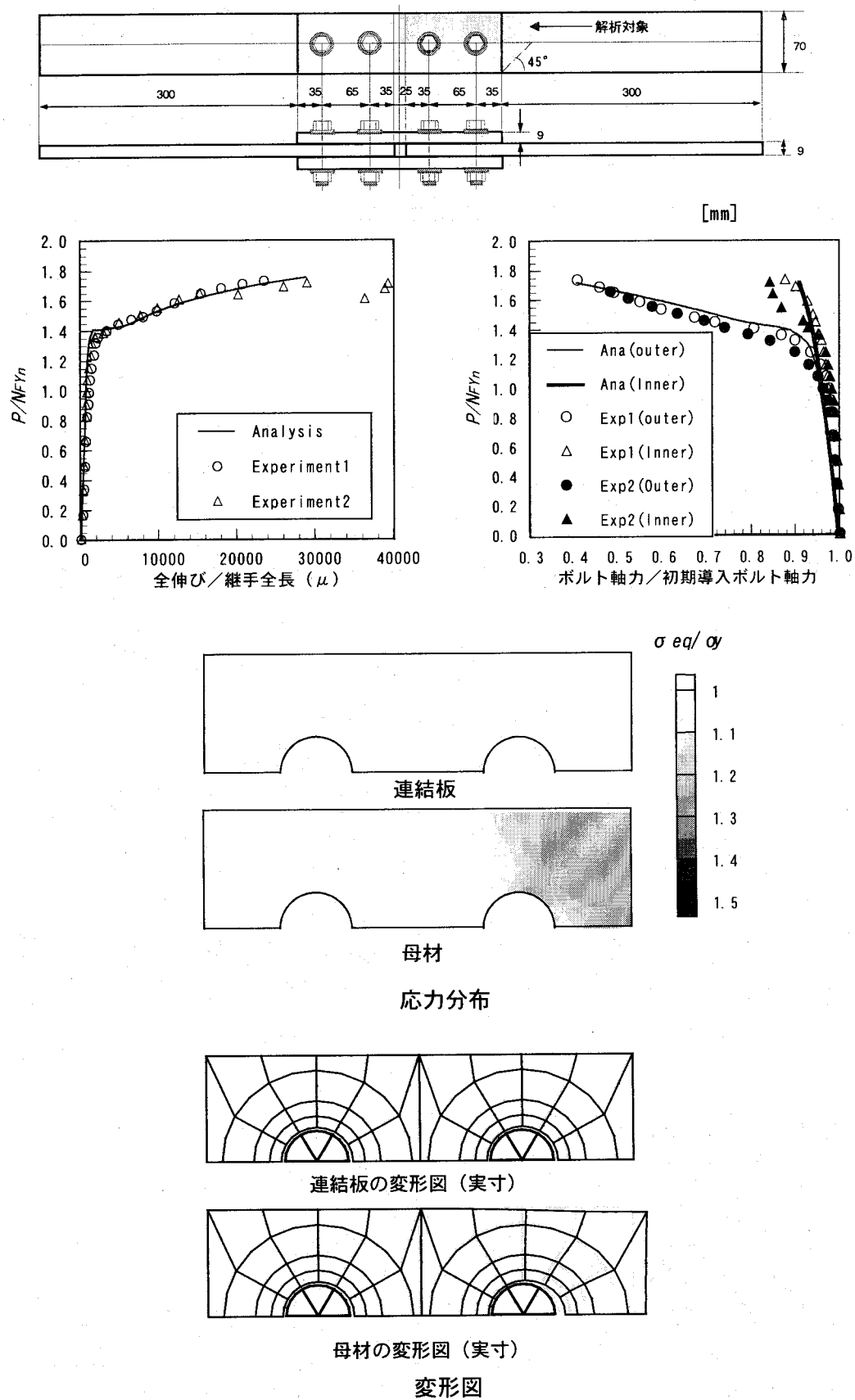
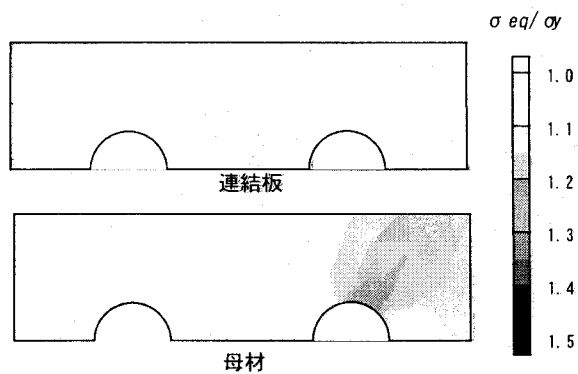
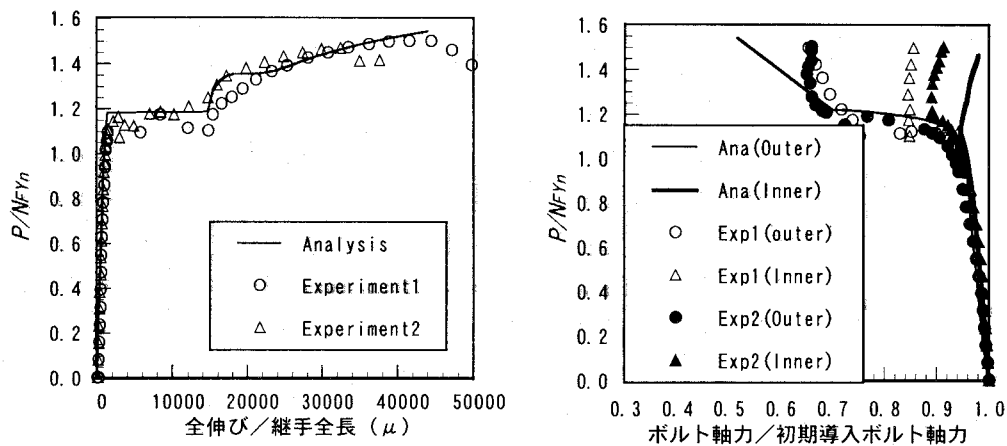
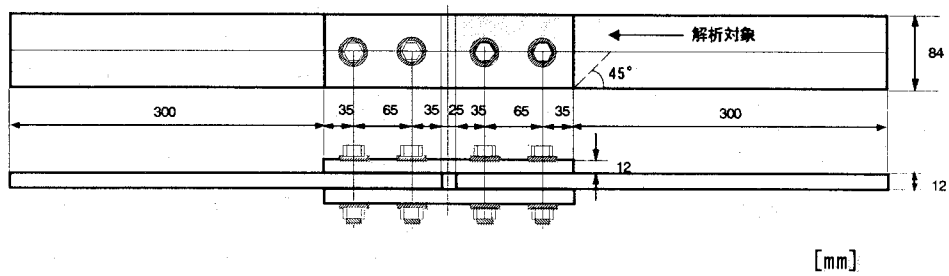
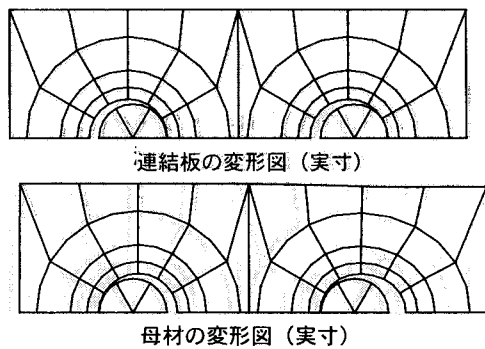


図-3.15(b) Bf2-b タイプ 実験と解析の比較



応力分布



変形図

図-3. 15(d) C2-b タイプ 実験と解析の比較

1.0%以内であった。全伸び率 3.5%の時点で、実験では既に母材のボルト孔周辺で局部的に JIS 規格で SS400 材に対して規定される伸び 17%を超えるひずみが発生していることが考えられる。実際に解析では、ボルト孔周辺で局部的に 17%を超えるひずみが生じており、この現象に対する確証が得られるため、このモデルの終局強度に対して、解析値は十分に信頼できる値であると言える。また、破壊形状に対しても、断面欠損部において顕著に延性変形が現れており、解析結果の変位図と第 2 章における写真-2.2(c)とを比較しても同一の傾向が確認できる。

C2-b タイプの場合、C2-a タイプと同様に線形限界以降、荷重はすべり荷重に達し、突如主すべりが発生する。主すべり発生荷重に対する解析誤差は 1.0%以下となった。主すべり発生後、全伸び率約 1.5%の時点でボルト孔とボルト軸部は支圧状態となり、荷重は再上昇する。全伸び率 1.5%~4.5%の間では、解析値は実験値を追従して緩やかに上昇し、この間での解析誤差は 1.0%以内であった。全伸び率 3.5%の時点で、実験では既に母材のボルト孔周辺において局部的に本解析で終局状態に設定した JIS 規格の伸びの規定値 17%を上回るひずみが発生していることが考えられる。実際、解析では、ボルト孔周辺で局部的に 17%を超えるひずみが生じており、この現象に対する確証が得られた。従って、このモデルの終局強度に対して、解析値は十分に信頼できる値であると言える。また、破壊形状に対しても、断面欠損部において顕著に延性変形が発生しており、解析結果の変形図と第 2 章における写真-2.2(d)とを比較しても同一の傾向が確認できる。

以上、母材降伏先行型、およびすべり-降伏複合型の摩擦接合継手に対してそれぞれボルト配置 1 行 2 列および 2 行 1 列の実験結果と解析結果を比較したが、全ケースについて、すべり強度、降伏強度、終局強度についての解析誤差は許容範囲内に収まり、継手の設計形式や破壊性状に左右されない解析手法の妥当性が確認できた。

3. 8. 3 多列高力ボルト摩擦接合引張継手の解析

多列高力ボルト摩擦接合引張継手の解析例としては、辻岡、脇山^{3.17)}が1～5列の摩擦接合継手について行った実験を対象とし、解析結果と実験結果の比較を行うことにより解析手法の妥当性を確認する。

表-3.2 に辻岡らが行った実験における実験供試体の設計値および実験値を示す。表中のすべり強度・母材純断面降伏強度比 β および連結板・母材純断面降伏強度比 γ は、実験供試体の設計値をもとに算出している。なお、実験における摩擦面の処理状態は、シリーズAでグリッドブラスト、シリーズBでショットブラストが用いられている。

図-3.16 に解析モデルの概要を示す。供試体の対称条件を考慮して、各中央面に垂直な方向の変位を拘束することにより、継手全体の1/8を解析対象としている。

図-3.17 に要素分割図を示す。ジョイント要素は、母材－連結板間の接触面、連結板－座金間の接触面全域に導入している。高力ボルトについては、ボルト頭部から座金に対して円滑に応力が伝わるようにボルトの首下部およびナットの座金面に接する面は円形に分割した。外力としては、初期ボルト軸力導入後、継手長手方向に軸引張が生じるように継手端部に強制変位を与える。また、解析では、実験を再現するために列数の影響を受けない1, 2列のすべり係数 μ の平均値を用いることとし、シリーズAでのすべり係数を0.67, シリーズBで0.51としてシリーズごとにすべり係数を一定にして解析を行った。

図-3.18 に解析結果から得られた荷重－全伸び関係を示す。図中の荷重－全伸び曲線には、各々のケースに対応した線形限界として主すべり発生時の強度 P_{SL} もしくは母材純断面降伏時の強度 P_{Fyn} をプロットしており、それらの強度と対応した表-3.2 中の実験値を解析値と比較したものが図-3.19 である。図-3.19 の縦軸はモデルA1, A2, B1, B2 については P_{SL}/N_{Fyn} とし、それ以外のモデルについては P_{Fyn}/N_{Fyn} で評価する。横軸はすべり強度・母材純断面降伏強度比 β であり、各モデルの β 値は、表-3.2 にも記載しているが、ボルト列数1列のモデルA1 およびB1 で約0.5, 2列のA2, B2 が1.0, 3列のA3, B3 が1.5, 4列のA4, B4 が2.0, 5列のA5, B5 が2.5 となる。なお、 N_{Fyn} は母材純断面降伏強度の公称値、 P_{SL} はすべり荷重、 P_{Fyn} は母材純断面降伏荷重を表す。

図-3.19 を見ると実験、解析ともにボルト列数が3列($\beta=1.5$)のモデルA3, B3以降のモデルで主すべり先行型の継手から母材純断面降伏先行型の継手に移行する。また、モデルA2-1を除く全てのケースにおいて線形限界 P_{SL}/N_{Fyn} あるいは P_{Fyn}/N_{Fyn} の解析誤差は、2%程度であり解析結果が十分信頼できるものであることが分る。モデルA2-1については解析値に対して10%以上の誤差が認められるが、A2-1と同一モデルであるモデルA2-2の実験値と解析値の誤差が1%程度であり、また、他のモデルについても十分な精度が得られていることから考え、実験結果に誤差が含まれている可能性も懸念される。

以上、高力ボルト摩擦接合継手を対象にボルト列数を1列から5列へと1列ずつ変化させた解析結果と辻岡、脇山^{3.17)}の実験結果を比較したが、全ケースについて、各々の線形限界に対応したすべり荷重、降伏荷重の解析誤差は許容範囲内に収まり、ボルト列数が増加した場合においても本解析手法の妥当性が確認された。

表-3.2 多列高力ボルト摩擦接合引張継手の実験結果
(辻岡・脇山)

シリーズ A

母材：PL-22(SS400)

連結板：PL-12(SS400)

高力ボルト：M20, F10T

摩擦面：グリッドブラスト(表面粗さ 45~50 μm)

	設計値					実験値					
	列数	N_{SL}	N_{FYn}	β	γ	継手タイプ	初期ボルト軸力の総和	すべり荷重	母材純断面降伏荷重	母材総断面降伏荷重	すべり係数
A1-1	1	21.43	43.60	0.49	1.09	主すべり先行型	18.88	24.47	***	***	0.648
A1-2	1	21.43	43.60	0.49	1.09	主すべり先行型	18.77	24.10	***	***	0.642
A2-1	2	42.86	43.60	0.98	1.09	主すべり先行型	37.07	53.20	51.00	58.30	0.718
A2-2	2	42.86	43.60	0.98	1.09	主すべり先行型	36.97	46.00	50.90	59.10	0.622
A3-1	3	64.29	43.60	1.47	1.09	母材降伏先行型	56.37	58.20	52.70	57.00	0.516
A3-2	3	64.29	43.60	1.47	1.09	母材降伏先行型	56.62	58.80	51.00	57.20	0.519
A4-1	4	85.72	43.60	1.97	1.09	母材降伏先行型	75.02	64.75	53.55	57.40	0.432
A4-2	4	85.72	43.60	1.97	1.09	母材降伏先行型	73.37	63.30	53.70	57.70	0.431
A5-1	5	107.15	43.60	2.46	1.09	母材降伏先行型	92.52	67.10	53.85	57.70	0.363
A5-2	5	107.15	43.60	2.46	1.09	母材降伏先行型	92.98	68.75	52.00	57.85	0.370

シリーズ B

母材：PL-22(SS400)

連結板：PL-16(SS400)

高力ボルト：M20, F10T

摩擦面：ショットブラスト(表面粗さ 47~53 μm)

	設計値					実験値					
	列数	N_{SL}	N_{FYn}	β	γ	継手タイプ	初期ボルト軸力の総和	すべり荷重	母材純断面降伏荷重	母材総断面降伏荷重	すべり係数
B1-1	1	21.43	42.66	0.50	1.45	主すべり先行型	18.02	19.15	***	***	0.531
B1-2	1	21.43	42.66	0.50	1.45	主すべり先行型	17.70	18.00	***	***	0.508
B2-1	2	42.86	42.66	1.00	1.45	主すべり先行型	36.06	34.40	44.00	56.15	0.477
B2-2	2	42.86	42.66	1.00	1.45	主すべり先行型	35.74	37.45	48.00	57.65	0.524
B3-1	3	64.29	42.66	1.51	1.45	母材降伏先行型	54.64	54.15	49.00	56.70	0.496
B3-2	3	64.29	42.66	1.51	1.45	母材降伏先行型	53.05	58.35	51.80	57.78	0.550
B4-1	4	85.72	42.66	2.01	1.45	母材降伏先行型	72.57	65.40	50.00	58.30	0.451
B4-2	4	85.72	42.66	2.01	1.45	母材降伏先行型	69.47	66.65	52.45	56.35	0.480
B5-1	5	107.15	42.66	2.51	1.45	母材降伏先行型	90.27	76.15	48.00	58.00	0.422

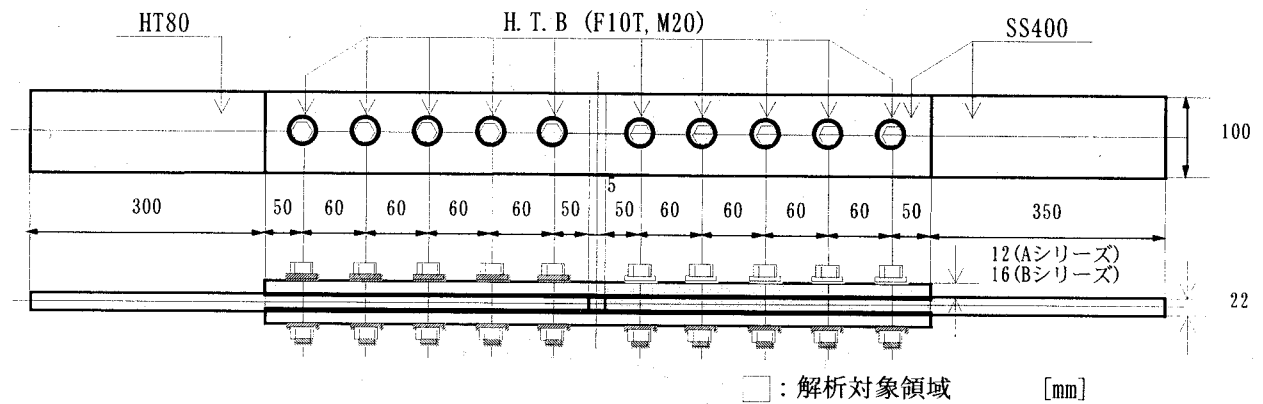


図-3.16 解析モデル

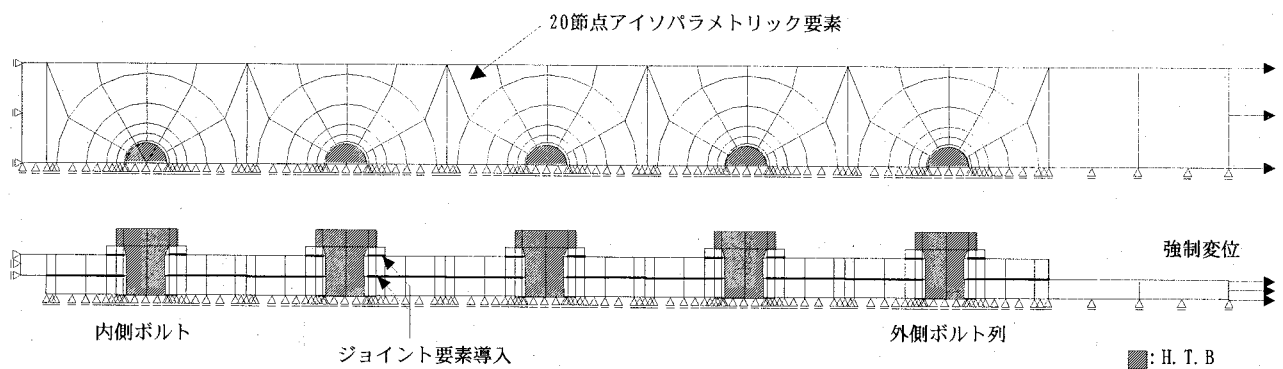
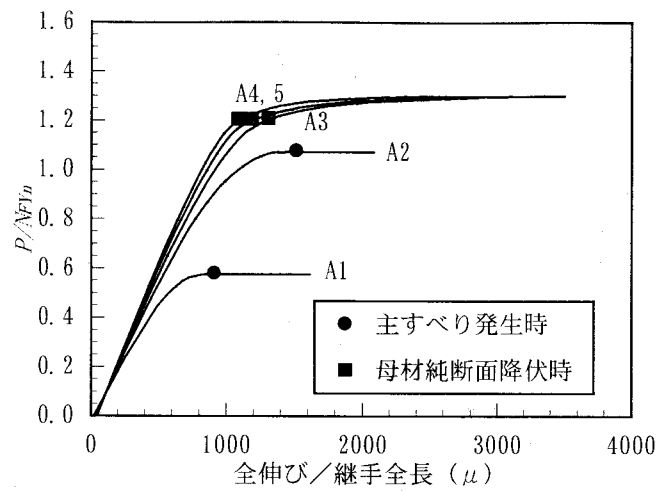
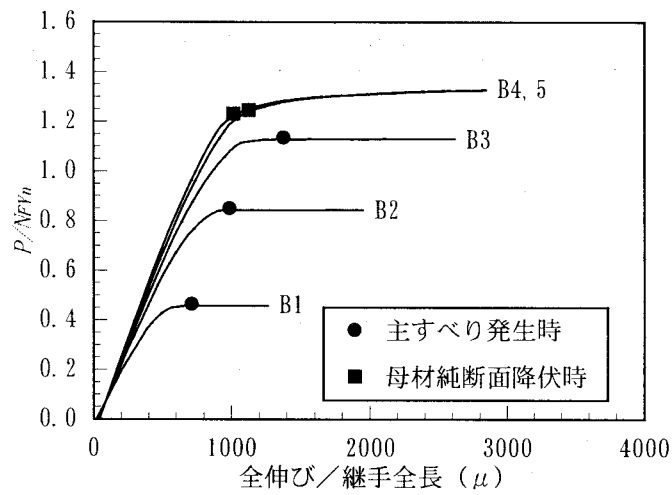


図-3.17 要素分割図

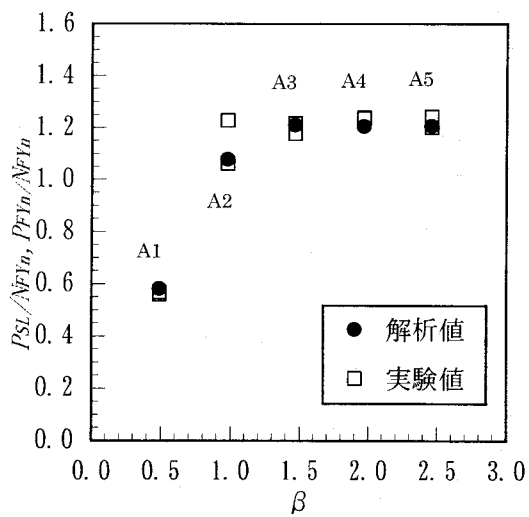


A シリーズ

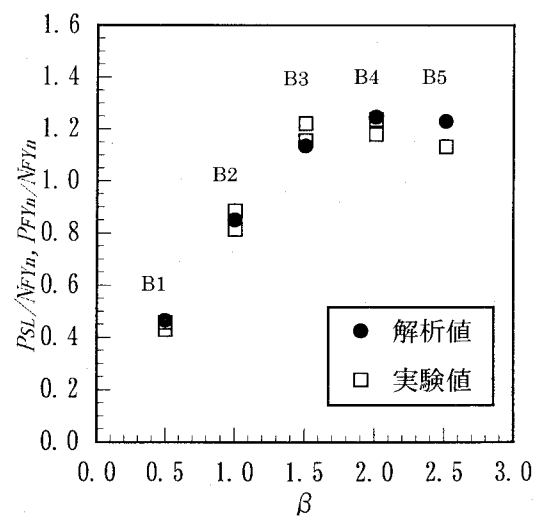


B シリーズ

図-3.18 荷重－全伸び関係



A シリーズ



B シリーズ

図-3.19 実験値との強度比較

3. 8. 4 フィラープレートをも有する高力ボルト摩擦接合引張継手の解析

フィラープレートをも有する高力ボルト摩擦接合引張継手を対象として、解析結果の実験結果に対する妥当性を検証するために、宮地ら^{3, 18)}によって行われた実験結果と比較解析を行った。解析モデルは、継手板厚方向にフルモデルとしている。

図-3. 20 に解析モデルの概要を示す。実験供試体の継手板幅方向の対称条件を考慮して、板幅方向の中央面において垂直な方向の変位を拘束することにより、継手全体の 1/2 を解析対象としている。

表-3. 3 に実験供試体の設計値および実験値を示す。表中の断面変化率とは、フィラープレート厚(図-3. 20 の t_2)とフィラープレートと母材の合計板厚(t_1+t_2)の比 $t_2/(t_1+t_2)$ をパーセント表示したものである。すべり強度・母材純断面降伏強度比 β および連結板・母材純断面降伏強度比 γ は、公称値をもとに算出している。なお、実験供試体における摩擦面の処理状態は、厚膜型無機ジンクリッチペイントが施された状態である。解析では、すべり係数 μ を実験値の平均値である 0. 63 と一定値に仮定して解析を行った。

図-3. 21 に要素分割図を示す。ジョイント要素は、母材-連結板間、母材-フィラープレート間、フィラープレート-連結板間および連結板-座金間の全接触面全域に導入している。外力は、初期ボルト軸力導入後、ボルト・ナット部において図-3. 7 に示すような縮合処理を施した状態で、継手軸方向に引張力が生じるように継手端部に強制変位を与える。

図-3. 22 に解析結果から得られた荷重-全伸び関係を示す。本解析では、実験結果と同様に、全てのケースで主すべりの発生により線形限界に至った。図中の荷重-全伸び曲線には、各々のケースに対応した線形限界として主すべり発生時の強度 P_{SL} をプロットしており、それらの強度と対応した表-3. 3 中のすべり強度の実験値と解析結果を比較したものが図-3. 23 である。

図-3. 23 のすべり強度の比較図を見ると、C-1 を除く全てのモデルにおいて、解析のすべり強度 P_{SL} と実験値はほぼ一致しており、解析誤差は 3% 程度に収まった。モデル C-1 では 13% の誤差が見られるが、C-1 と同一モデルである C-2, 3 との誤差が 1% 以内に収まっていることから考えて、実験結果が信頼性に欠けるものと判断できる。

図-3. 24 に宮地らの実験と本解析における荷重-母材・連結板の相対ずれを比較したものを図示する。相対ずれは、図中に記載している通り、連結板の内側ボルト列と母材の外側ボルト列を標点としている。解析と実験との相対ずれの誤差は、線形限界に近づくほど大きくなる傾向を示している。実験供試体の接触面には厚膜型無機ジンクリッチペイントが施されており、このタイプの継手では一般に粘り気のある挙動を示すことが知られている。それに対して、解析での接触面は道路橋示方書で規定されている黒皮除去後の粗面を想定してジョイント要素の剛性を決定しており、無機ジンクリッチペイントのような粘り気のある挙動を示さないことが誤差の原因であると考えられる。無機ジンクリッチペイントの構成則をジョイント要素の剛性に反映させれば、上記のような挙動を追従することは可能であるが、その構成則を定性的に評価するには現状データが不足しており、また前述のように主すべり発生時の強度を見ると、良い一致を示していることから考え、無機ジンクリッチペイントのような塗装が施された摩擦接合であってもすべり強度を評価するうえでは、本解析手法の適用は有効であることが分る。

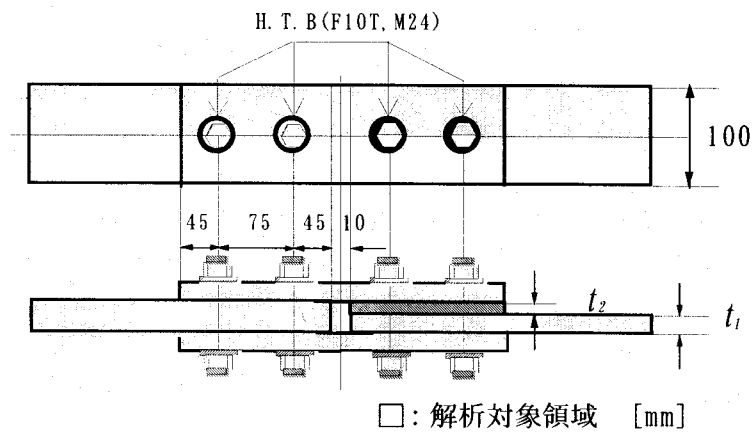


図-3. 20 解析モデル

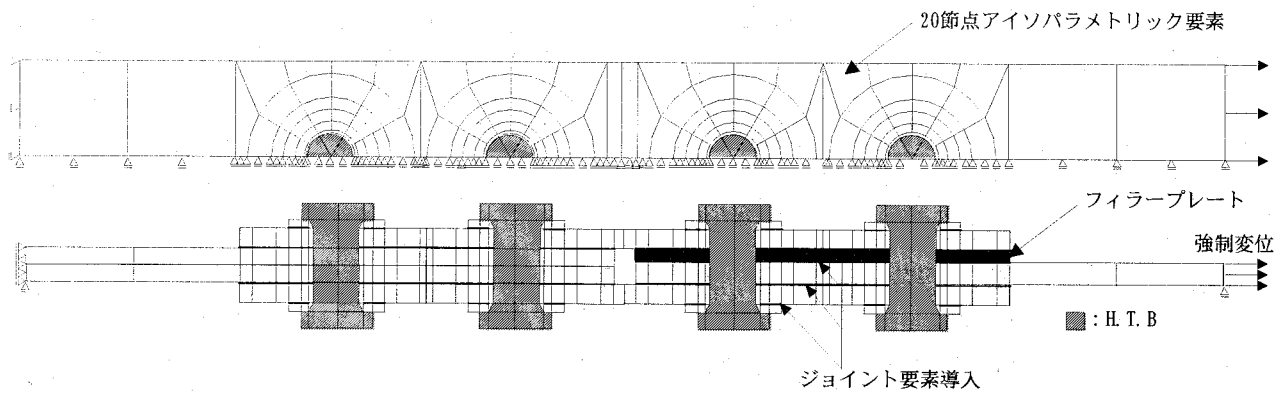


図-3. 21 要素分割図

表-3.3 フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手の実験結果①
(宮地・小枝・望月)

パラメーター\モデル		厚部側			薄部側		
		A-1	A-2	A-3	B-1	B-2	B-3
高力ボルト	ボルトサイズ	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)
	行	1	1	1	1	1	1
	列	2	2	2	2	2	2
	設計軸力 (tf/1本)	23.8	23.8	23.8	23.8	23.8	23.8
	試験直前軸力 (tf/1本)	22.1	22.6	22.7	22.1	22.0	21.6
	ボルト孔径 (mm)	26.5	26.5	26.5	26.5	26.5	26.5
	ボルト径 (mm)	24	24	24	24	24	24
	ボルト間隔 (mm)	75	75	75	75	75	75
母材	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600	3600	3600
	板厚 t_1 (mm)	38.00	38.00	38.00	19.00	19.00	19.00
	全幅 W (mm)	100	100	100	100	100	100
	純断面積 A_n (cm ²)	27.93	27.93	27.93	13.97	13.97	13.97
連結板	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600	3600	3600
	板厚 (mm)	12.00	12.00	12.00	12.00	12.00	12.00
フィラープレート	鋼種	***	***	***	SS400	SS400	SS400
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	***	***	***	2400	2400	2400
	板厚 t_2 (mm)	***	***	***	19.00	19.00	19.00
断面変化率 $t_2/(t_1+t_2)$ (%)		***	***	***	50.0	50.0	50.0
すべり強度 N_{SL} (tf)		38.1	38.1	38.1	38.1	38.1	38.1
母材純断面降伏強度 N_{Fyn} (tf)		100.55	100.55	100.55	50.27	50.27	50.27
連結板純断面降伏強度 N_{Syn} (tf)		63.50	63.50	63.50	63.50	63.50	63.50
$\beta = N_{SL}/N_{Fyn}$		0.38	0.38	0.38	0.76	0.76	0.76
$\gamma = N_{Syn}/N_{Fyn}$		0.63	0.63	0.63	1.26	1.26	1.26
すべり係数 μ		0.631	0.631	0.613	0.600	0.608	0.634
すべり強度 P_{SL} (tf)		55.8	57.0	55.7	53.0	53.5	54.8

表-3.3 フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手の実験結果②
(宮地・小枝・望月)

パラメーター\モデル		薄部側					
		C-1	C-2	C-3	D-1	D-2	D-3
高力ボルト	ボルトサイズ	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)	M24(F10T)
	行	1	1	1	1	1	1
	列	2	2	2	2	2	2
	設計軸力 (tf/1本)	23.8	23.8	23.8	23.8	23.8	23.8
	試験直前軸力 (tf/1本)	22.2	22.0	21.5	21.8	21.7	21.7
	ボルト孔径 (mm)	26.5	26.5	26.5	26.5	26.5	26.5
	ボルト径 (mm)	24	24	24	24	24	24
	ボルト間隔 (mm)	75	75	75	75	75	75
母材	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600	3600	3600
	板厚 t_1 (mm)	25.00	25.00	25.00	32.00	32.00	32.00
	全幅 W (mm)	100	100	100	100	100	100
	純断面積 A_n (cm ²)	18.38	18.38	18.38	23.52	23.52	23.52
連結板	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600	3600	3600
	板厚 (mm)	12.00	12.00	12.00	12.00	12.00	12.00
フィラープレート	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400	2400	2400
	板厚 t_2 (mm)	13.00	13.00	13.00	6.00	6.00	6.00
断面変化率 $t_2/(t_1+t_2)$ (%)		34.2	34.2	34.2	15.8	15.8	15.8
すべり強度 N_{SL} (tf)		38.1	38.1	38.1	38.1	38.1	38.1
母材純断面降伏強度 N_{Fyn} (tf)		66.15	66.15	66.15	84.67	84.67	84.67
連結板純断面降伏強度 N_{SYn} (tf)		63.50	63.50	63.50	63.50	63.50	63.50
$\beta = N_{SL}/N_{Fyn}$		0.58	0.58	0.58	0.45	0.45	0.45
$\gamma = N_{SYn}/N_{Fyn}$		0.96	0.96	0.96	0.75	0.75	0.75
すべり係数 μ		0.676	0.598	0.621	0.677	0.659	0.650
すべり強度 P_{SL} (tf)		60.0	52.6	53.4	59.0	57.2	56.4

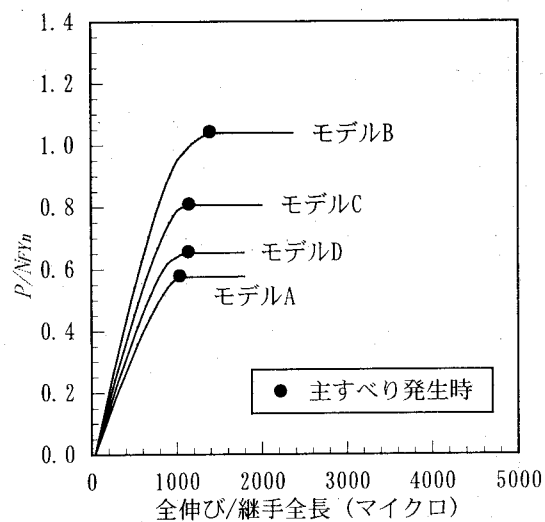


図-3.22 荷重－全伸び関係

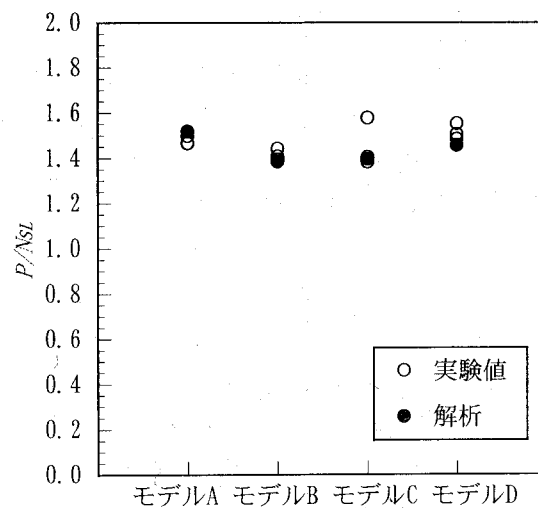
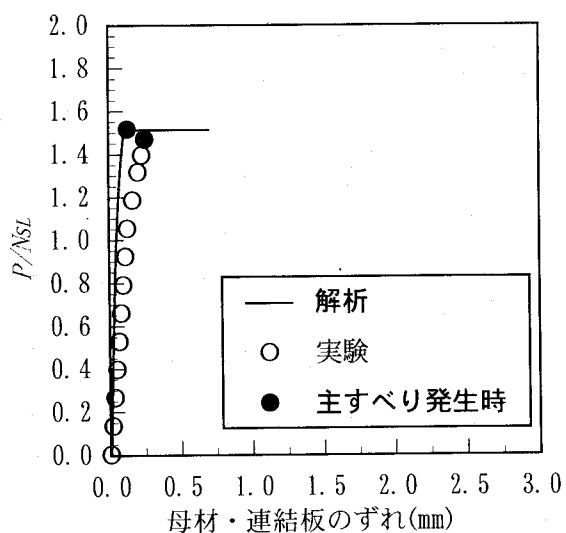
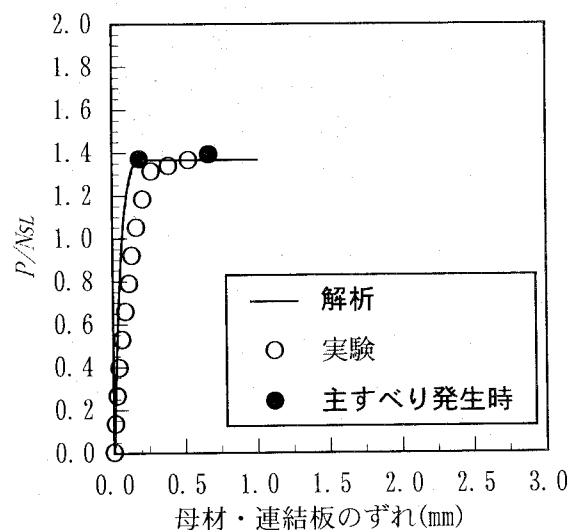


図-3.23 すべり強度比較



モデル A
(フィラープレート無し)



モデル B
(フィラープレート有り，断面変化率 50%)

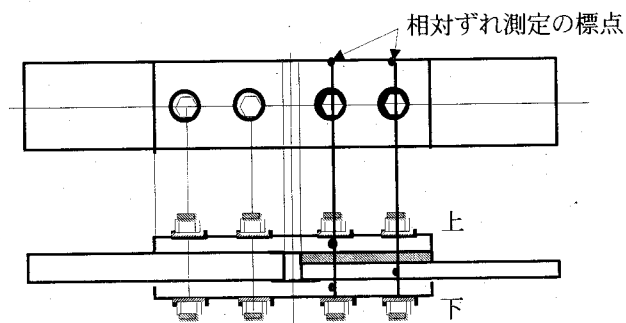
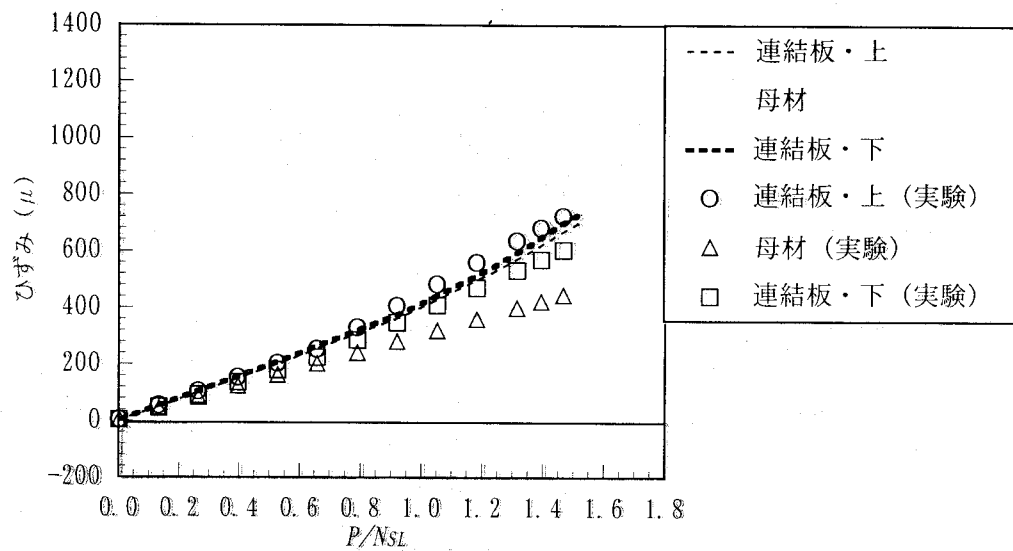


図-3.24 母材－連結板の相対ずれ

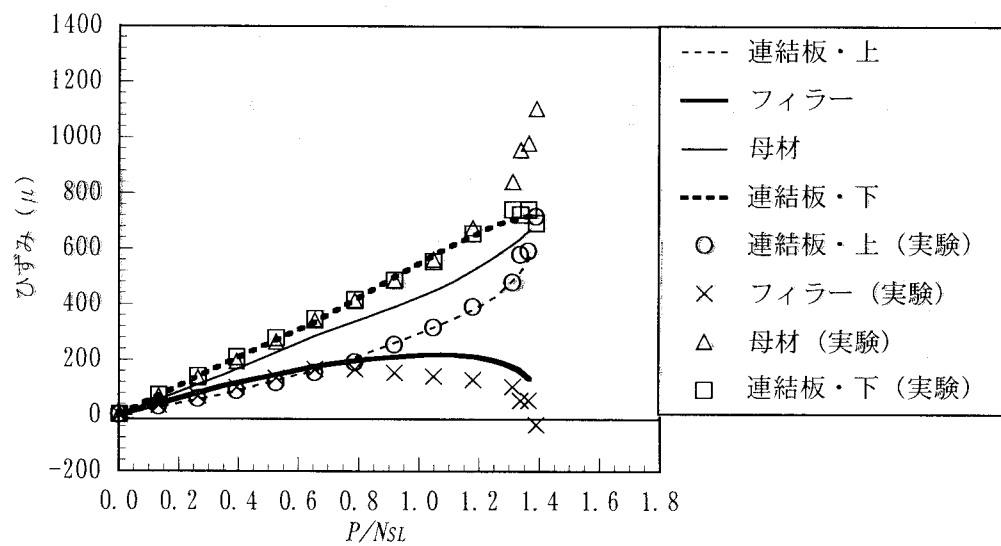
図-3.25 に実験と解析における荷重-コバ面ひずみを比較したものを示す。ひずみ着目点は、図に記載している通り、ボルト間中央における母材、フィラープレート、連結板の各コバ面のひずみである。フィラープレートを有さないモデル A では、解析結果と実験値が非常に良く一致する結果となっている。断面変化率が 50% となるモデル B では、実験値に比べて解析結果の母材コバ面のひずみが幾分小さめであり、また、接触面の処理状態の影響により主すべり発生直前での挙動が解析結果と実験値では若干異なる。しかし、主すべり発生付近において、実験値のフィラープレートコバ面でひずみが低下し、フィラープレート側の連結板におけるコバ面のひずみが増加するといった特徴は解析でも顕著に現れており、継手の全体的挙動は傾向が類似している。

参考までに図-3.26 に本解析結果から得られた主すべり発生時におけるフィラープレートを有さないモデル A の母材・連結板の断面中央における応力分布および母材-連結板間の相対変位を示す。応力は相当応力を降伏応力で無次元化したものを示しており、相対変位は、継手の原形の縮尺に対して 100 倍に拡大して図示している。フィラープレートを有さないモデル A の解析で、図上左右の継手部における応力分布、および相対変位は対称性を有しており、また上面、下面における応力分布と相対変位も同様である。従って、継手軸方向および板厚方向フルモデルの解析において、初期軸力導入時および引張荷重載荷時における本解析手法の高力ボルトの扱いは適切であり、解析結果にも妥当性が認められる。また、図-3.27 に断面変化率が 50% となるモデル B の母材-連結板の断面中央における応力分布、母材・連結板間の相対変位および接触状況を示す。母材や添節板の降伏の状況とそれに対応した同位置での部分すべりの発生状況やフィラープレート-母材間の部分すべりが発生していない状況とそれを裏付ける固着領域の存在など現象的に矛盾無くフィラープレートを有する摩擦接合継手の挙動が表現できている。

以上、フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に、既往の実験結果と解析結果との比較を行った結果、すべり荷重の解析誤差は許容範囲内に収まり、継手の挙動も非常に良く似た傾向を示すことが確認された。従って、本解析手法はフィラープレートを有する摩擦接合継手の解析においても妥当性を有するものであると考えられる。



モデル A
(フィラープレート無し)



モデル B
(フィラープレート有り, 断面変化率 50%)

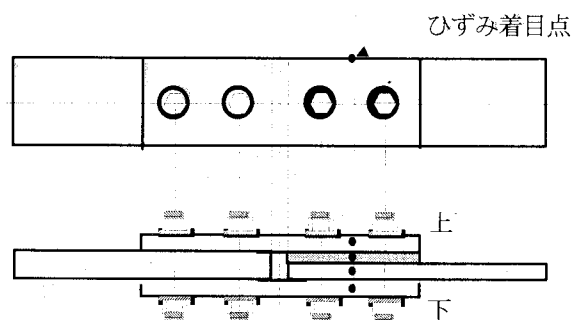
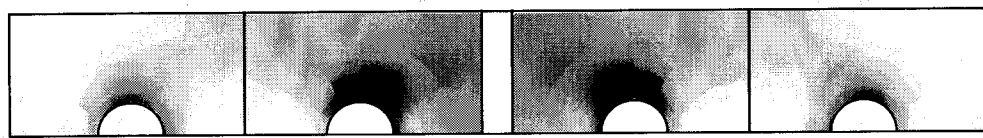
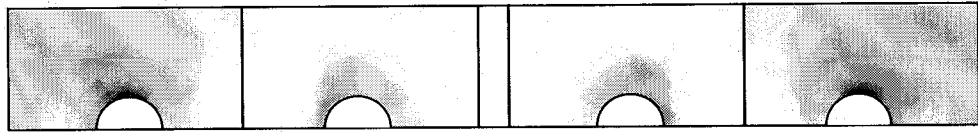


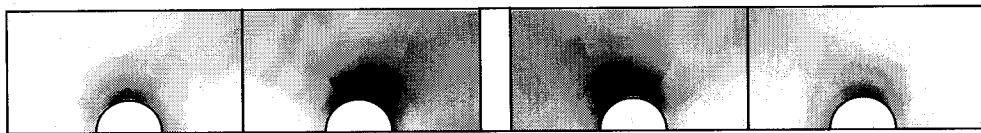
図-3.25 荷重-コバ面のひずみ関係



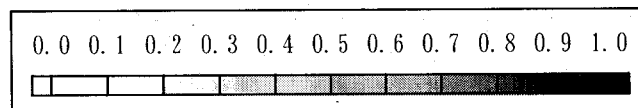
連結板 (上)



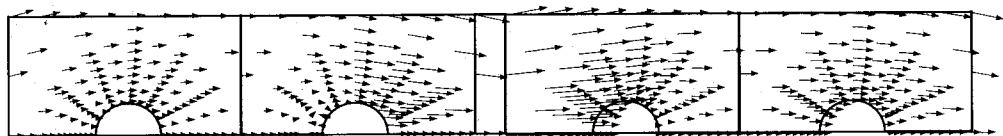
母材



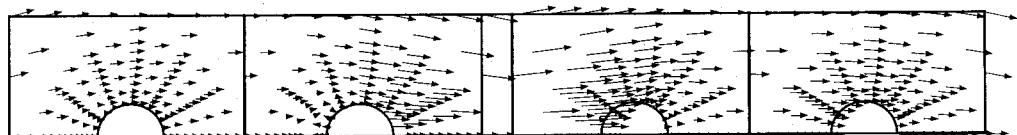
連結板 (下)



【応力分布】



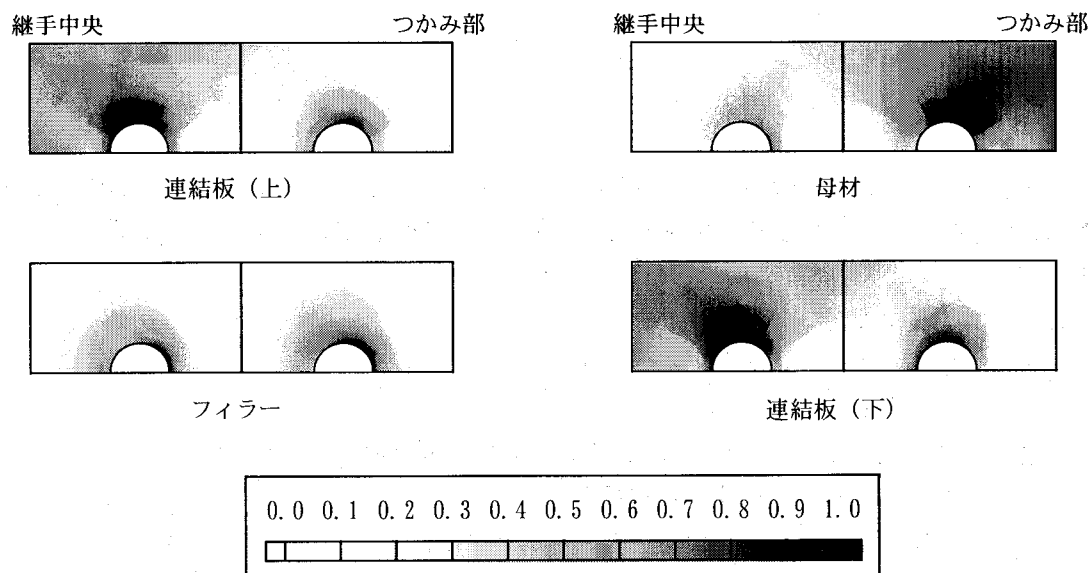
連結板 (上) - 母材



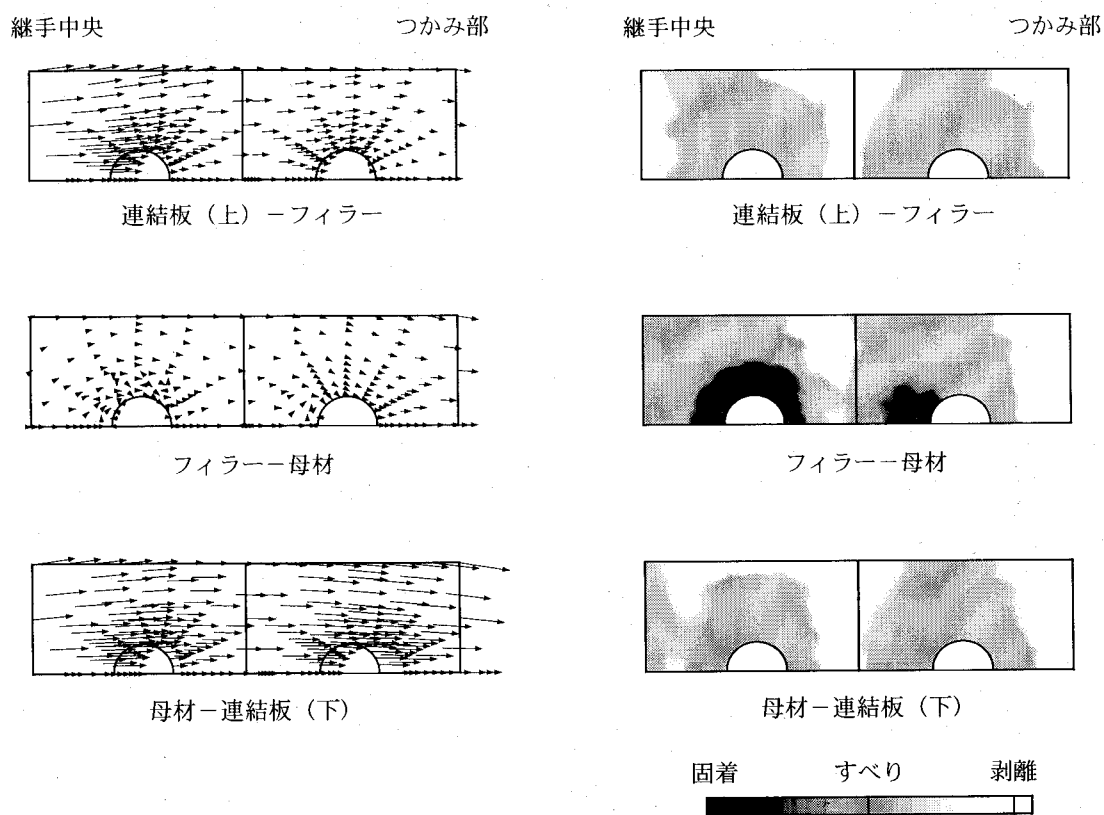
母材 - 連結板 (下)

【相対変位 (×100)】

図-3.26 モデルAの応力分布, 相対変位図
(フィラープレート無し)



【応力分布】



【相対変位（ $\times 100$ ）】

【接触状況】

図-3.27 モデルBの応力分布，相対変位，接触状況図
（フィラープレート有り，断面変化率 50%）

3. 9 結論

本章では、高力ボルト摩擦接合引張継手の挙動を解析的に検証することを目的に摩擦接合継手特有の以下の3点に着目してモデル化を行い、弾塑性有限変位法に基づく解析手法を開発した。

①高力ボルト摩擦接合継手の形状

高力ボルト、座金、ボルト孔などの継手が有する複雑な形状のモデル化

②すべり機構のモデル化

主すべり発生までの、母材-連結板間における接触面に対するモデル化

③ボルト軸部とボルト孔の支圧機構のモデル化

主すべり発生後の、ボルト軸部とボルト孔の支圧問題に対するモデル化

また、本解析手法を用いて既往の研究との比較解析を行い、解析手法の妥当性を評価した。本章で得られた主な知見は以下の通りである。

- (1) 高力ボルトや座金、ボルト孔など摩擦接合継手が有する複雑な幾何学形状を表現するため20節点セレンディピティ型のアイソパラメトリック立体要素を導入した。要素の分割数や形状、解析精度などについては、孔空き鋼板の解析によって検証するとともにZienkiewiczなどの既往の研究との比較により解析結果の妥当性を確認した。
- (2) 母材-連結板間などのすべり機構のモデル化については、接触面にジョイント要素を導入することにより対処した。ジョイント要素の剛性を接触面における力学状態に応じて非線形に変化させることにより継手特有の挙動である接触面の固着、すべり及び剥離状態を表現することを可能とした。継手のすべり強度をはじめとして主すべり発生までの部分すべり現象、ボルト軸力の変化、鋼板の局部応力などを第2章の実験結果と比較することにより、本解析におけるすべり機構のモデル化の妥当性を確認した。
- (3) ボルト軸部とボルト孔の支圧機構のモデル化については、接触判定および接触点に対する接触要素導入の2過程により構成される。ボルト軸部を長径および短径で表現される楕円で近似し、導入された接触要素については、法線および接線、板厚方向の剛性を接触面の力学状態に応じて変化させることによりボルト軸部とボルト孔の滑動や剥離なども考慮した。第2章の実験結果との比較により、母材の延性破壊、押し抜きせん断破壊の2つの破壊形態について検証した結果、破壊形状は、実験と解析の双方について同様となった。また、最大荷重、支圧開始時点での継手の伸び、最大ひずみ発生個所は実験と解析でほぼ一致し、解析手法に対する妥当性が確認された。
- (4) 本解析手法を用いて、多列摩擦接合継手およびフィラープレートをも有する高力ボルト摩擦接合継手を対象として解析を行った。解析結果から得られた継手のすべり強度、母材-連結板のずれ量、コバ面のひずみなどを既往の実験結果と比較することにより解析結果の妥当性を確認するとともに、各種摩擦接合継手を対象とした本解析手法の汎用性を明らかにした。

参考文献

3. 1) Zienkiewicz, O.C., Valliappan, S., King, I. P.: Elasto-plastic solutions of engineering problems 'initial stress', finite element approach, Int. Jour. for Num. Meth. in Engineering, Vol.1, pp.75-100, 1969.
3. 2) Rahman, M.U., Wilkinson, T.L.: An iterative procedure for finite-element stress analysis of frictional contact problems, Computers and Structures Vol.18, No.6, pp.947-954, 1984.
3. 3) Fisher, J.W., Rumpf, J.L.: Analysis of bolted butt joints, Proc. of the ASCE ST div., ST5, pp.181-203, 1965.
3. 4) Fisher, J.W.: Behavior of fasteners and plates with holes, Proc. of the ASCE ST div., ST6, pp.265-286, 1965.
3. 5) 藤本, 橋本: 高力ボルト引張接合に関する研究; 第I部・板のバネ常数設定の為の軸対称三次元弾性理論解析 その1, 日本建築学会論文報告集, No. 164, 1969. 10., その2, 日本建築学会論文報告集, No. 165, 1969. 11.
3. 6) 山田, 江澤: 接合要素とその有限要素解析における応用, 生産研究 31 巻・6 号, 1979. 6.
3. 7) 田島: 高力ボルト摩擦接合概論, 技報堂, pp. 90-97, 1966.
3. 8) 脇山, 金, 多田, 桑原, 宇野: 高力ボルトのねじ形状に関する解析的研究—ねじ谷底の応力集中の緩和, 日本建築学会構造系論文集, No. 452, pp. 121-127, 1993. 10.
3. 9) 脇山, 金, 多田: 高力ボルトはめあい部での荷重分担および応力集中に関する解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 459, pp. 163-169, 1994. 5.
3. 10) 森: ボルト締めした円孔の応力集中と疲労強度, 土木学会論文集, No. 543, pp. 123-137, 1996. 7.
3. 11) 長島: 摩擦接合継手のすべり問題および設計への適用, 東京都立大学学位論文, 1992.
3. 12) 長嶋, 伊藤: 剛体—ばねモデルを用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動解析, 土木学会論文集, No. 350, pp. 341-350, 1984. 10.
3. 13) 長嶋, 山田, 長島, 成田: プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析, 構造工学論文集, Vol. 37A, pp. 1223-1234, 1991. 3.
3. 14) 秋山: 高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究, 大阪大学学位論文, 1996.
3. 15) Hill, R.: Mathematical Theory of Plasticity, Oxford University Press, 1950.
3. 16) Zienkiewicz, O.C.: The Finite Element Method, 3rd, McGraw-Hill Book Co., New York, 1977.
3. 17) 辻岡, 脇山: 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, 1994. 3.
3. 18) 宮地, 小枝, 望月: フィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動について, 構造工学論文集, Vol. 44A, pp. 55-60, 1998. 3.

第4章 基本摩擦接合継手の限界状態区分

4.1 概説

我が国における許容応力度設計法に準拠した現行の鋼構造を対象とする設計規準^{4.1)}の高力ボルト摩擦接合継手に関する条項は、20年以上も昔のすべり耐力を中心とした実験データに基づいたものである。日本建築学会では、近年、荷重係数設計法による新しい設計規準案を定め、高力ボルト摩擦接合継手の各種限界状態に関する照査式を導入している^{4.2)}。また、ISO/TC 167^{4.3)}、EC3^{4.4)}および、既に限界状態設計法に移行している欧米諸国の鋼構造設計規準^{4.5)~4.8)}では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり限界および各種限界状態に関する明確な条項を与えている。我が国においても、鋼構造設計に対する限界状態設計法および性能照査型設計法の導入に備えて、主として板要素、部材および構造システムの各種限界状態に関する研究成果が蓄積されてきている。しかし、部材の継手部・連結部における既往の研究は、主としてすべり耐力を対象としており、継手部の線形限界にも関わる降伏限界の他、主すべり以降に存在する鋼板の破断や押し抜きせん断破壊、ボルトの破断などの各種限界状態を対象とした研究は殆ど報告されておらず、限界状態設計法や性能照査型設計法への移行に際して、研究成果の蓄積は十分であるとは言い難いのが現状である。第1章でも述べたが、鋼構造の一般的な接合法である高力ボルト摩擦接合継手に関しても、各種限界状態について系統적인見直しが急務となっている^{4.9)~4.11)}。本章では、そういった実情を踏まえ解析的な面から摩擦接合継手の線形限界について系統적인見直しを行うこととする。

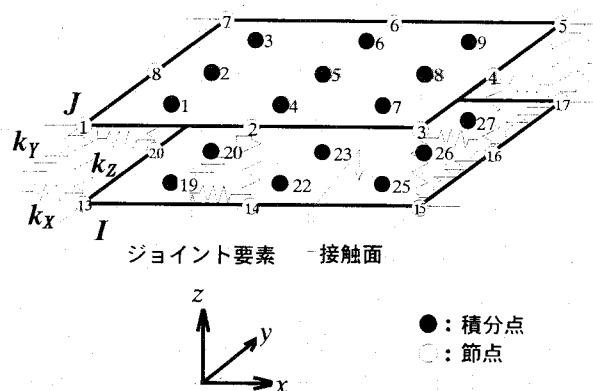
前述のように既往の高力ボルト摩擦接合継手に関する研究は、すべり耐力に主眼をおいている。筆者らはそういった背景から、摩擦接合継手部の終局限界状態に着目した実験を行い、継手部の主すべり以降の挙動を明確にするとともに、既往の実験的研究成果を踏まえたうえで限界状態区分に対する検討を行い、母材の降伏強度とすべり強度の比によって継手の線形限界における挙動が異なるとともに、すべり係数等にも影響を与えることを明らかにした^{4.13)}。実験的な評価も当然のことながら重要ではあるが、実験結果に対する確証を得るとともに、第2章で考察した母材、連結板の降伏強度比による影響を念頭に入れ、より詳細な限界状態区分および強度評価を行うためには解析的研究は必要不可欠である。

第3章では、既往の解析的研究^{4.14)~4.20)}の背景を踏まえ、高力ボルト摩擦接合引張継手特有の挙動を表現するため、鋼板の塑性化にともなうボルトの軸力の減少や、接触面における母材と連結板の相互作用をも考慮し得る、弾塑性有限変位法に基づく解析手法を開発した。本章では、第3章で開発した解析手法を用いることにより、母材および連結板の降伏強度、母材-連結板間のすべり強度をパラメータとして解析を行い、これらの諸元が継手の挙動に対して与える影響について考察を行う。また、継手の限界状態としてすべり限界、降伏限界に着目し体系的に整理することにより、限界状態区分を行い、その上で、現行の設計規準値と比較し考察を加える。

4.2 摩擦接合引張継手のモデル化

4.2.1 解析モデル

摩擦接合継手のモデル化に際しては、継手を構成するボルト孔、高力ボルトおよび座金などの複雑な形状を表現するため、要素は20節点アイソパラメトリック立体要素を用いた。材料は等方等質性の完全弾塑性体とし、vonMisesの降伏条件およびPrandtl-Reussの塑性流れ則に従うものとする。解析プログラムは、初期ボルト軸力を導入した後、継手端部に作用する引張力の増加にともなうボルトの軸力抜けが考慮できるようになっている。また、本解析で対象とした解析モデルは、2面せん断の摩擦接合継手であり、母材-連結板間や連結板-座金間の接触面には、摩擦力によってのみ引張外力を伝達する摩擦面を有している。本解析では、これら摩擦面の挙動を解析的に表現するため、鋼板の全接触面には、第3章において開発した節点バネ型のジョイント要素を導入する。図-4.1にジョイント要素の概略図を再掲する。節点バネ型のジョイント要素とは、ジョイント要素を構成する節点が、接触面においてせん断2方向と板厚方向の3自由度を有する非線形バネで構成される特殊要素である。ジョイント要素への作用力は接触面におけるアイソパラメトリック要素の積分点の板厚方向の応力およびせん断2方向の応力から算出され、接触面における力学状態の判定に用いる。各々のジョイント要素が、接触面における力学状態に応じて3自由度それぞれの剛性を変化させることにより、接触面の固着、すべりおよび剥離現象を表現することが可能となっている。ここに、固着状態とは作用力が接触面において、母材と連結板が滑動することなく伝達される状態、すべり状態とは接触面のせん断方向の伝達力がすべりにともなう摩擦力による状態、剥離状態とは母材と連結板が接触しておらず接触面における力の伝達が存在しない状態を表す。主すべりは接触面における全ジョイント要素が、剥離またはすべり状態となった場合に発生する。解析プログラムの機能性および実際の現象との整合性は第3章および既往の研究(4.21)、(4.22)において確認している。



高力ボルト摩擦接合継手の限界状態はすべり強度と母材降伏強度の比により大きく影響されることが知られている^{4.12), 4.13)}。また、連結板と母材の降伏強度の比は継手の剛性および破壊形態に影響を与えることは第2章においても述べた。そこで、解析モデルに対するパラメータとして、すべり強度・母材降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ を用いる。 β および γ は次式により定義する。

$$\left\{ \begin{array}{ll} \beta = N_{SL}/N_{Fyn} & (\gamma \geq 1.0) \\ \quad = N_{SL}/N_{Syn} & (\gamma < 1.0) \\ \gamma = N_{Syn}/N_{Fyn} \end{array} \right. \quad (4.1)$$

ここに、 N_{SL} はすべり強度の設計値、 N_{Fyn} は母材純断面降伏強度の設計値、 N_{Syn} は連結板純断面降伏強度の設計値である。ただし、 $\gamma < 1.0$ の継手に対しては、降伏に対する強度は連結板において支配的であるため、 β の値として、 $\beta = N_{SL}/N_{Syn}$ を定義する。

図-4.2に、鋼I型断面主桁の摩擦接合継手部フランジの実績調査から算出した β 値および γ 値の分布を示す。解析モデルとしては、実績調査の分布を反映して、 β の値を0.6~2.0の範囲、 γ の値を0.8~2.0の範囲で考える。 $\gamma = 2.0$ のモデルをSシリーズとし、 γ 値を0.2間隔で変化させ、順にT, U, V, W, X, Yシリーズとする。また、各シリーズで β 値を0.2間隔で変化させたモデルを考え、合計56モデルを解析する。

図-4.3に解析モデルの概要を示す。I型断面主桁の高力ボルト摩擦接合継手部における全体のすべり現象は、フランジおよびウェブ添接ボルト群の相互作用を無視しては評価できないが、引張フランジ部の主すべりおよび母材の降伏やそれにとまなう部分すべり現象は、引張を受ける単一の摩擦接合継手と挙動的に一致しているとみなすことができる^{4.13)}。したがって、本解析ではプレートガーダーの高力ボルト摩擦接合継手部における引張側フランジを単一の摩擦接合引張継手として仮定する。また、継手部のボルト列数が多い場合、最外ボルト列に対するボルト行数を低減して接合する場合があるが、本解析では継手軸方向にボルト行数が一定の継手を対象とする。さらに、摩擦接合継手の各種限界状態は、母材の降伏強度とすべり強度との相互関係により決まることが筆者らの既往の研究で明らかとなっており、降伏やすべりに対する局所的なメカニズムにはボルトの行列数の影響は少ない^{4.12)}。従って、解析モデルとしては極力簡易なモデルを考え、高力ボルト(F10T, M20)、片側1行2列の2面せん断の基本摩擦接合継手で統一した。

表-4.1に解析モデルの諸元を示す。初期導入ボルト軸力は、実験値のばらつきが小さいこともあり、すべり強度・母材降伏強度比 β に対する影響に配慮し、各モデルの全高力ボルトに対して、道路橋示方書^{4.1)}の設計軸力16.5tfの1割り増し18.15tfを導入する。同様にすべり係数を0.4として設計した結果、すべり強度の設計値は29.04tfとなる。また、母材および連結板の鋼種はSS400、幅 w は70mmで統一し、解析パラメータとなる β 、 γ の値に基づいて、母材および連結板の板厚を決定する。各モデルの母材降伏強度 N_{Fyn} および連結板降伏強度 N_{Syn} の算出に際しては、公称値 $\sigma_y = 2400 \text{ kgf/cm}^2$ を用いる。同様に弾性係数は $2.10 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ 、ポアソン比は0.3とする。

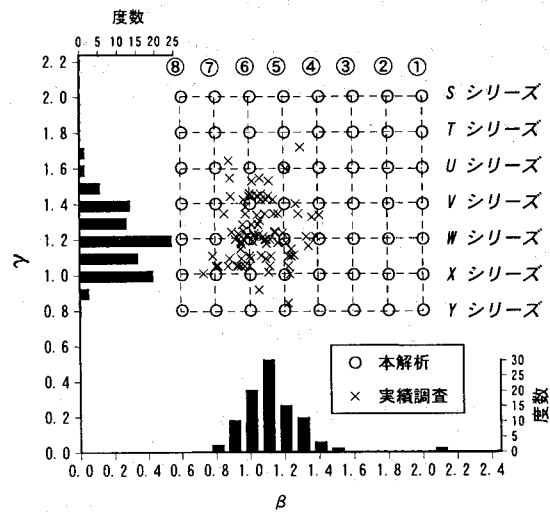


図-4.2 鋼1桁フランジ継手の β および γ 値の実績調査結果

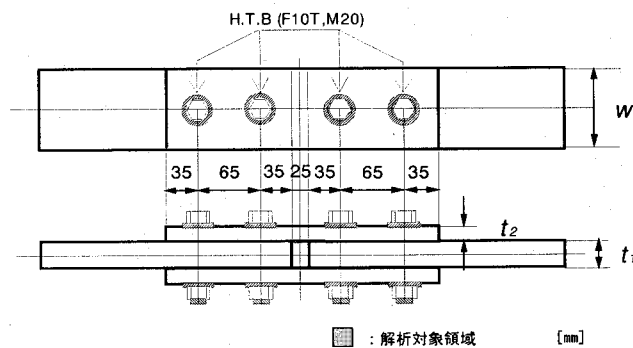


図-4.3 解析モデルの概要

表-4.1 解析モデルの諸元

	β ($=N_{SL}/N_{FYn}$)	γ ($=N_{SYn}/N_{FYn}$)	高力ボルト (F10T, M20)	初期導入 ボルト軸力(tf)	すべり強度 N_{SL} (tf)	母材 連結板
S シリーズ	2.0 - 0.6	2.0	1 行 2 列 間隔 65mm	18.15 16.5tf の 1 割増	29.04 すべり係数 0.4	SS400 幅 w=70mm
T シリーズ	2.0 - 0.6	1.8				
U シリーズ	2.0 - 0.6	1.6				
V シリーズ	2.0 - 0.6	1.4				
W シリーズ	2.0 - 0.6	1.2				
X シリーズ	2.0 - 0.6	1.0				
Y シリーズ	2.0 - 0.6 ($=N_{SL}/N_{SYn}$)	0.8				

※ N_{SL} : すべり強度, N_{FYn} : 母材純断面降伏強度, N_{SYn} : 連結板純断面降伏強度, それぞれ設計値を表す.

4. 2. 2 要素分割と境界条件

図-4.4 に要素分割図を示す。ボルト頭部、座金等の適切な分割形状および分割数については、第3章において既往の実験結果との比較において確認している^{4.21)}。解析対象は、継手の対称性を利用し、継手全体の1/8モデルとする。鋼板の接触面にはジョイント要素を用いるが、本解析モデルではジョイント要素は母材と連結板、連結板と座金の全接触面に挿入する。外力としては継手軸方向に引張力が生ずるように、継手端部に強制変位を与える。

4. 3 摩擦接合引張継手の挙動に関する解析的評価

4. 3. 1 荷重-全伸び関係

図-4.5 に荷重-全伸び関係を示す。図-4.5(a)～(g)は、各々S～Yシリーズに対応する。図の縦軸は載荷荷重 P を母材純断面降伏強度 N_{FyH} で無次元化した値 P/N_{FyH} 、図の横軸は全伸びを継手全長で無次元化した値を表す。図-4.5(g)のYシリーズは連結板・母材降伏強度比 γ が0.8と降伏において連結板の強度が支配的になる。したがって縦軸は載荷荷重 P を連結板の純断面降伏強度 N_{SyH} で無次元化している。また図中のマークは、それぞれの荷重-全伸び関係に対応した主すべり発生時および母材断面欠損部での降伏時を表す。

以下、主すべり発生時の荷重をすべり限界として P_{SL} 、母材および連結板断面欠損部での降伏荷重を降伏限界として P_{FyH} 、 P_{SyH} で表し、これらの強度を線形限界と称する。

全ケースを通じて、すべり強度・母材降伏強度比 β の値の大小により継手の挙動は異なる。 β 値が0.6と小さい継手では、母材が弾性範囲内の健全な状態で主すべりが発生する。これは β 値が小さい継手の場合、すべり強度 N_{SL} に対して母材の降伏強度 N_{FyH} が余裕のある設計となっているためである。比較的作用荷重を受け持つ割合が大きいと考えられる母材の外側ボルト列および連結板の内側ボルト列の断面欠損部でさえ局所的な降伏が遅れるため、主すべり発生時付近では全ボルト列でほぼ均一に荷重を分担する。継手に作用する荷重が摩擦せん断抵抗力を上回ると、内外ボルト列でほぼ同時に主すべりが生じる。このような継手に対しては、すべり限界 P_{SL} が線形限界となる。

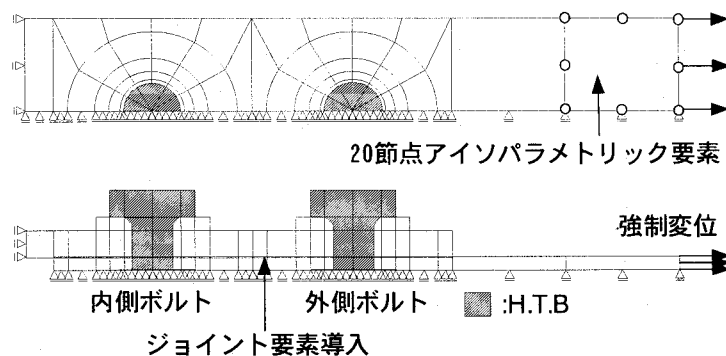
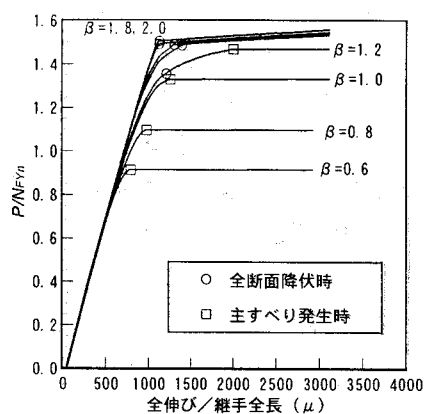
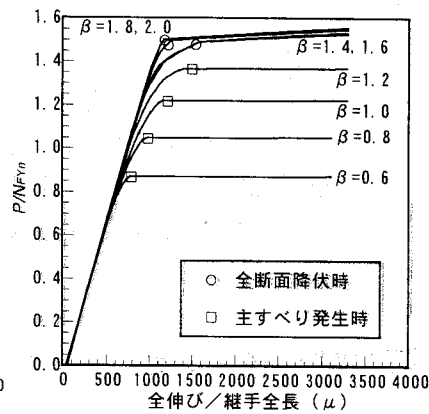


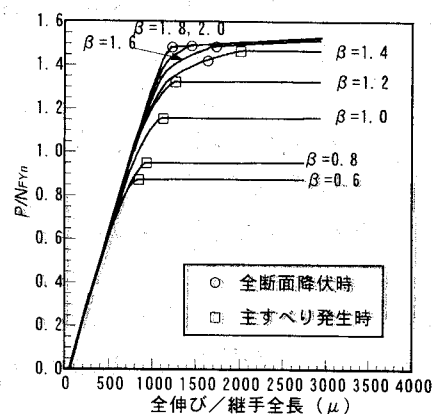
図-4.4 要素分割図



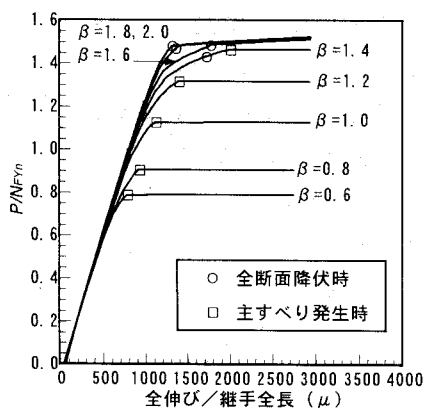
(a) S シリーズ ($\gamma=2.0$)



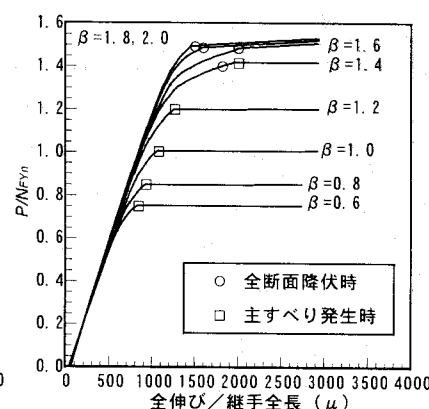
(b) T シリーズ ($\gamma=1.8$)



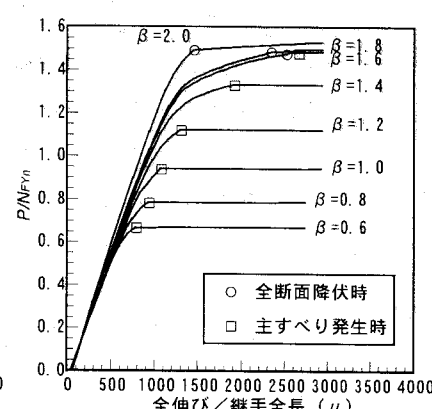
(c) U シリーズ ($\gamma=1.6$)



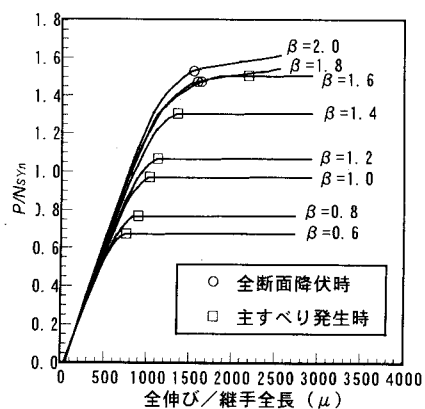
(d) V シリーズ ($\gamma=1.4$)



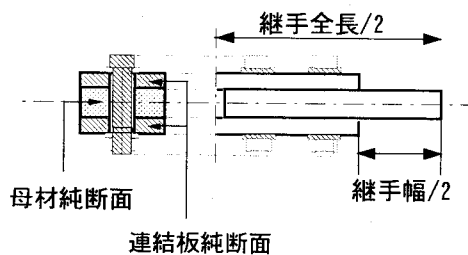
(e) W シリーズ ($\gamma=1.2$)



(f) X シリーズ ($\gamma=1.0$)



(g) Y シリーズ ($\gamma=0.8$)



母材純断面降伏強度: N_{FYn}
 連結板純断面降伏強度: N_{SYn}

図-4.5 荷重-全伸び関係

一方、 β 値が 2.0 と大きい継手では、母材の降伏強度 N_{Fyn} に比べて、すべり強度 N_{SL} に余裕があるため、すべり強度 N_{SL} に達する前に最外列の断面欠損部で全断面降伏に至る、いわゆる降伏先行型の継手となり、挙動的には部材一般部と同様な傾向を示す。このような継手に対しては、母材の降伏限界 P_{Fyn} が線形限界となる。但し、 $\gamma=1.0$ 以下では、連結板の降伏強度 N_{Syn} が母材の降伏強度 N_{Fyn} を下回るため、連結板の内側ボルト列の断面欠損部における降伏が顕著となる。このような継手では、連結板の降伏限界 P_{Syn} が線形限界となる。

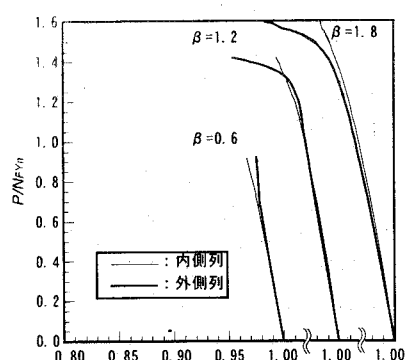
β 値が 0.6 から 2.0 へと変化するにつれて、すべり先行型の継手から降伏先行型の継手へと移行するが、これらの遷移的な領域に属する継手では、降伏と部分すべりが連成する。母材の外側ボルト列および連結板の内側ボルト列の断面欠損部における初期降伏にともない、その周辺での部分すべりが顕著となり、接触面における伝達力の分担は最外列ボルトの軸力減少にともなって内外ボルト列間へと徐々に移行する。やがて継手に対する作用力が、接触面の摩擦抵抗力を上回り、主すべりが発生する。 γ の値により、母材と連結板の降伏の程度は異なるが、S シリーズの $\beta=1.2$ のモデル S5 などでは、母材が外側ボルト列の断面欠損部で全断面降伏に達した後主すべりが発生しており、上述した継手の特徴を表している。

線形限界の値に着目する。降伏先行型の典型的な継手となる $\beta=2.0$ のモデルでは、線形限界 (P_{Fyn}/N_{Fyn}) の値は母材の降伏強度に依存したものとなり、 γ の値に関わらず各シリーズで同程度の値 1.50 となる。本解析モデルでは、継手幅およびボルト孔径を一定値で統一しており、全モデルで母材総断面積は純断面積の 1.47 倍となる。以上より、降伏が先行する継手では、線形限界に対して断面欠損の影響は少なく、 $1.02N_{Fyg}$ と母材総断面の降伏強度を確保できる。しかし、 β 値が小さくなり遷移領域に近づくにつれ線形限界は低下し、その傾向は γ 値が小さくなるほど顕著となる。 $\gamma=1.0$ の X シリーズでは $\beta=1.6$ のモデルで、線形限界は母材の総断面降伏強度に対し 9 割程度しか確保できない。一方、すべりが先行するモデルでは、 γ の値により線形限界の値に差が生じる。 $\gamma=2.0$ の S シリーズと $\gamma=1.0$ の X シリーズにおいて $\beta=0.6$ のモデルを比較すると、前者で P/N_{Fyn} が 0.90、後者で 0.65 と、 γ の値が小さくなるほどすべり強度は小さくなる傾向を示す。また、線形限界が最も小さい後者でさえ、公称のすべり強度は確保できる結果となった。

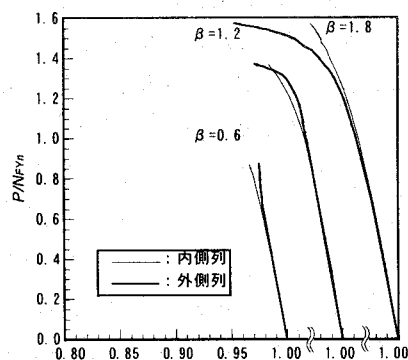
4.3.2 荷重-ボルト軸力関係

図-4.6 に荷重-ボルト軸力関係を示す。図-4.6(a)～(g) は各々 S～Y シリーズに対応する。図の縦軸は載荷荷重 P を母材純断面降伏強度 N_{Fyn} で無次元化した値 P/N_{Fyn} を表す。但し、図-4.6(g) の Y シリーズの縦軸については載荷荷重 P を連結板純断面降伏強度 N_{Syn} で無次元化した値 P/N_{Syn} を用いる。横軸は、ボルト軸力を初期導入ボルト軸力で無次元化した値を表す。但し、解析結果を図示する際に、モデルごとの傾向が明瞭に判断できるように $\beta=0.6$ の横軸を基準として $\beta=1.2, 1.8$ の横軸を各々 0.05, 0.10 づつずらして表している。それぞれのシリーズに対して $\beta=1.8, 1.2, 0.6$ のモデルを取り上げる。

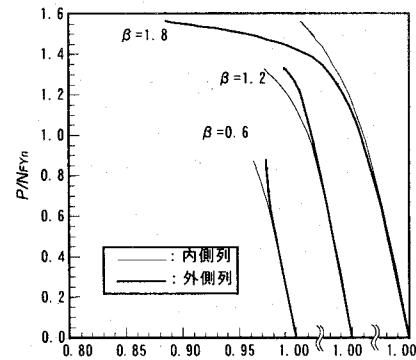
$\beta=1.8$ とすべり強度 N_{SL} が降伏強度 N_{Fyn}, N_{Syn} に比べ大きい継手では、母材または連結板の降伏の影響が、ボルト軸力の減少に大きく関与する。 $\gamma=2.0$ の S シリーズでは、母材に比べ連結板の降伏強度が大きく、降伏は母材の外側ボルト列の断面欠損部に集中する。そのため、内側列に比べ外側列のボルト軸力の減少が著しい。 γ 値が小さくなるにつれて、母材と連結板の降伏強度は近づき、母材の外側ボルト列および連結板の内側ボルト列の断面欠損



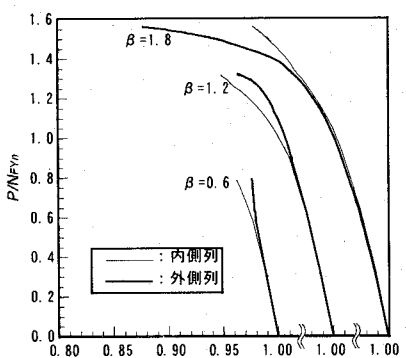
ボルト軸力／初期導入ボルト軸力
(a) S シリーズ ($\gamma=2.0$)



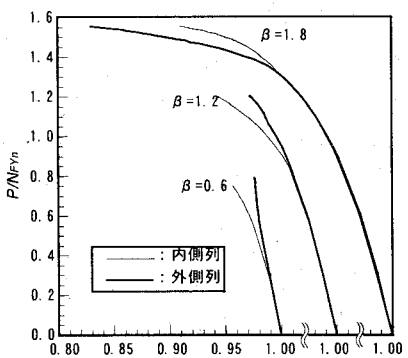
ボルト軸力／初期導入ボルト軸力
(b) T シリーズ ($\gamma=1.8$)



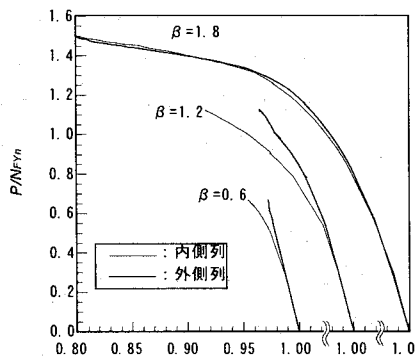
ボルト軸力／初期導入ボルト軸力
(c) U シリーズ ($\gamma=1.6$)



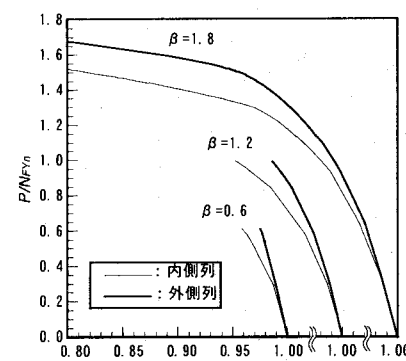
ボルト軸力／初期導入ボルト軸力
(d) V シリーズ ($\gamma=1.4$)



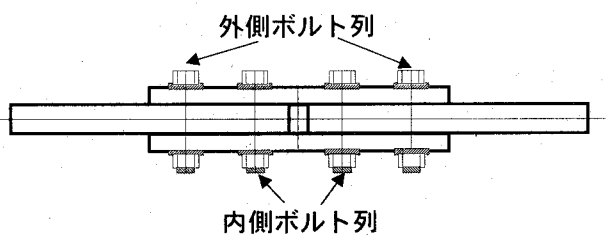
ボルト軸力／初期導入ボルト軸力
(e) W シリーズ ($\gamma=1.2$)



ボルト軸力／初期導入ボルト軸力
(f) X シリーズ ($\gamma=1.0$)



ボルト軸力／初期導入ボルト軸力
(g) Y シリーズ ($\gamma=0.8$)



母材純断面降伏強度 : N_{FYn}
連結板純断面降伏強度 : N_{SYn}

図-4.6 荷重-ボルト軸力関係

部で降伏は同程度となる。そのため、 $\gamma=1.0$ のXシリーズでは内側および外側列のボルト軸力抜けは同様の傾向を示す。軸力抜けの程度について見ると、 $\gamma=2.0$ のSシリーズでは最大10%程度、 $\gamma=1.0$ のXシリーズでは最大30%程度と、 γ 値の違いにより大きく隔たりが生じる。これは γ 値が大きい継手では、線形限界において連結板が健全な状態であるため内側列のボルト軸力の抜けが小さく、また、外側ボルト列においても相対的に板厚が大きい連結板が母材に対して補強の効果（以降、連結板による補強効果と称す）を発揮することにより軸力抜けを抑制するためであると考えられる。母材に比べ連結板の降伏強度が低い $\gamma=0.8$ のYシリーズでは、連結板の降伏が支配的となり、外側に比べ内側のボルト軸力の減少が先行する。ボルト軸力の減少量は内外列共に30%を越える結果となった。

$\beta=0.6$ とすべり強度 N_{SL} が降伏強度 N_{Fyn} 、 N_{Syn} に比べ小さい継手では主すべり発生時のボルト軸力の減少は5%程度である。ボルト軸力の減少は、主にポアソン効果にともなう母材および連結板の板厚減少によるといえる。このように鋼板の変形が弾性範囲の荷重で主すべりが発生する継手では、外側列に比べ内側列のボルト軸力減少が大きく、この傾向は γ の値に関わらず一致する。しかし、その差は $\beta=1.8$ の継手に比べて明らかに小さく2%程度である。

$\beta=1.2$ のモデルは $\beta=1.8$ と $\beta=0.8$ のモデルの中間的な挙動とるが、 γ の値によりボルトの軸力抜けの傾向および程度に違いが生じる。 $\gamma=2.0$ のSシリーズおよび $\gamma=1.8$ のTシリーズでは、内側列に比べ、外側列のボルト軸力抜けが顕著となる。そして、 $\gamma=1.6$ のUシリーズを境に軸力抜けの傾向は逆転し、 γ 値が小さくなるに従い内側列におけるボルト軸力の減少が顕著となり、また外側列の軸力抜けは緩和される。前者の範囲では、継手は遷移領域となっており軸力抜けに降伏の影響が関与する。そのため、傾向は各シリーズの $\beta=1.8$ のモデルと類似する。後者の範囲ではすべりが先行するため、傾向は $\beta=0.6$ のモデルと類似する。すべりが先行するこれらの領域では、全ボルト列における軸力抜けの総和と線形限界は密接に関連する。本解析の範囲では $\gamma=1.0$ のXシリーズの軸力減少量が最も大きく約20%程度であった。

4.3.3 母材、連結板の応力分布、相対変位、接触状況

図-4.7に線形限界 P_{SL} または P_{Fyn} 時の母材および連結板の断面中央の応力分布を示す。応力分布は相当応力を降伏応力で無次元化した値による。また、図中の黒塗りの部分が降伏領域である。 $\gamma=2.0$ のSシリーズおよび $\gamma=1.2$ のWシリーズにおける $\beta=1.8, 1.2, 0.6$ のモデルS2, S5, S8, W2, W5, W8（図-4.2参照）を取り上げ、順に図-4.7(a)～(f)とする。

一般に、母材は外側ボルト列の断面欠損部から、連結板は内側ボルト列の断面欠損部から降伏する。 γ 値が2.0のSシリーズでは、母材に比べ連結板の降伏強度が大きいため、降伏は主に母材に集中する。一方、 γ 値が1.2のWシリーズでは、Sシリーズに比べ母材と連結板の降伏強度が同程度であるため、連結板においても降伏が顕著となる。この傾向はS2およびW2を比較すると明確であり、S2では母材の外側ボルト列の断面欠損部で全断面降伏に達した際でも、連結板の降伏は発生していない。一方、W2では降伏限界 P_{Fyn} 時において、母材の降伏領域はS2に比べ緩和されるが、連結板の内側ボルト列断面欠損部において降伏領域が明確に確認できる。降伏が内外ボルト列でともに進行するため、結果的に主すべりが発生しやすくなる。この傾向は、S5, W5において β の値が等しいにもかかわらず、S5では線

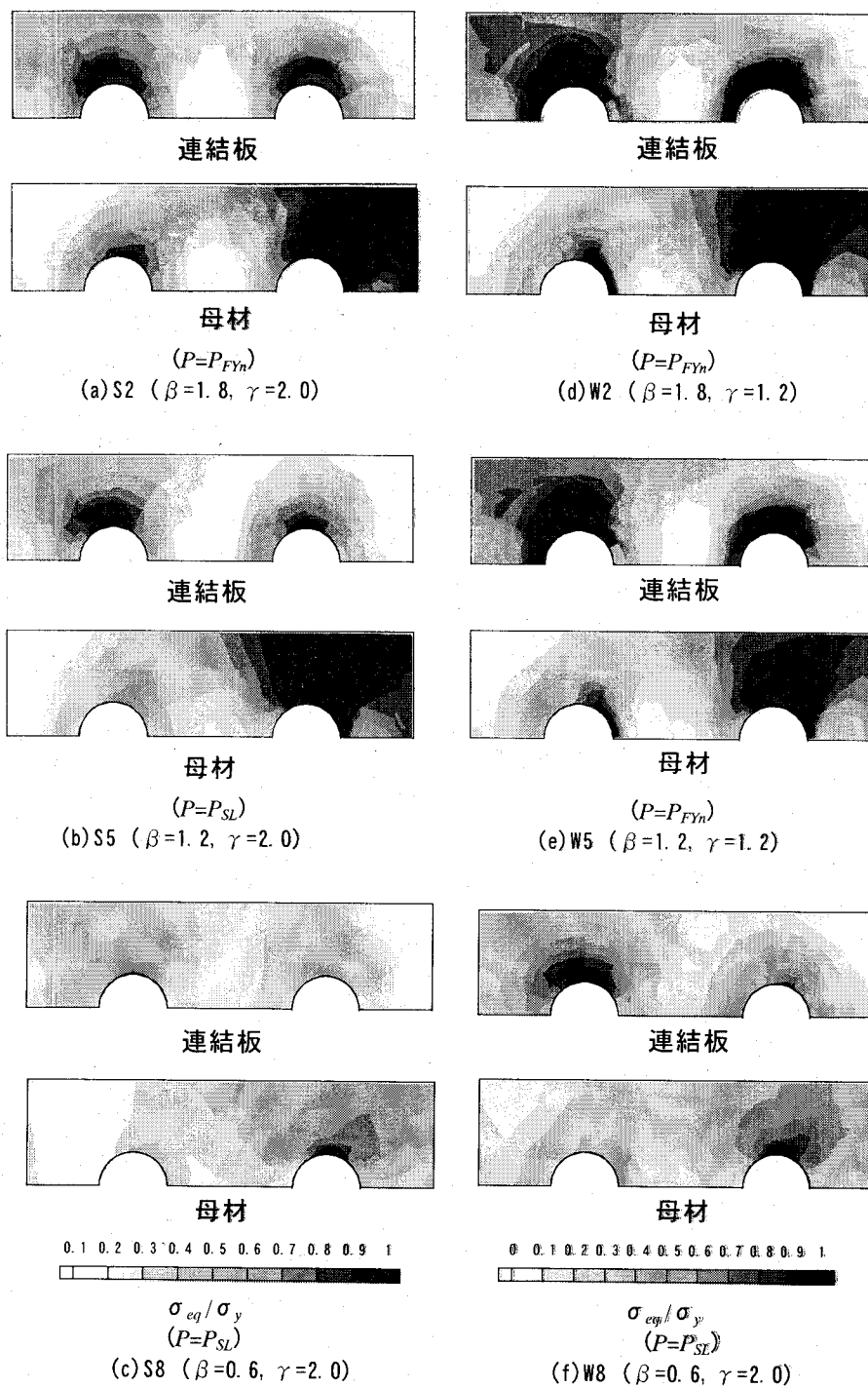


図-4.7 母材および連結板の応力分布

形限界は母材の降伏限界で、W5 ではすべり限界により決定されることに現れている。

β の値により応力状態を比較すると、S シリーズ、W シリーズともに β 値が 1.8, 1.2, 0.6 と小さくなるに従い降伏領域が緩和され、すべり先行型の継手に移行する。S シリーズの $\beta=1.8$ のモデル S2 では、母材外側ボルト列の断面欠損部の外側で全断面降伏に達しているのに対して、 $\beta=0.6$ の S8 では、降伏領域は確認されない。この傾向は W シリーズでも同様である。

図-4.8 に線形限界 P_{SL} または P_{FYM} 時の接触面における母材と連結板の相対変位を、継手原形上にベクトル表示したものと変形図を示す。変位は継手原形の縮尺に対し 100 倍に拡大して示している。 β の値により比較すると、 β の値が小さくなるに従い変位が生じている領域は接触面全域へと広がり、降伏領域とは逆の傾向を示す。S2 では外側ボルト列断面欠損部の外側で、母材の降伏の影響により局部的に大きな変位が認められる。しかし両ボルト列間では変位が生じておらず、主すべりが発生する以前に、降伏限界 P_{FYM} に達したことによる部分すべりが確認できる。同部分のコバ面では大きくくびれが確認され、ボルト孔は楕円形状に変形している。連結板に関しては変形も小さく健全である。S5 では S2 同様、外側ボルト列断面欠損部の外側で変位が顕著に生じるが、その領域は S2 に比べ大きい。また、母材コバ面のくびれは断面欠損部で生じ、くびれ具合は S2 に比べ小さい。S8 では S5 に比べて両ボルト列外側での変位が顕著であるものの、接触面全域において変位が生じている。母材、連結板ともにコバ面のくびれは確認されず、鋼板が健全な状態で主すべりが発生したことが分かる。

γ 値の違いにより比較すると、 γ 値が 1.2 の W2 では 2.0 の S2 に対して、内側ボルト列断面欠損部の内側でも局部的に顕著な変位が生じている。W2 では母材および連結板の変形状態はほぼ同様であり、連結板の内側ボルト列断面欠損部のコバ面でもくびれが確認される。W5 では S5 と比較して、内外ボルト列外側で顕著に変位が生じているが、両ボルト列間においても変位が認められ、主すべりの発生が確認できる。S8, W8 では γ の値に関わらず、接触面全域において一様に大きな変位が生じており、線形限界において母材および連結板の降伏にともなう部分すべりの影響は確認できない。

図-4.9 に線形限界における母材と連結板の接触状況を示す。図では、固着、すべり、剥離の 3 領域を色分けして示している。 β の値により比較すると、 β 値が小さくなるに従い、すべり領域は拡大し、固着、剥離領域は減少する傾向が認められる。S2 では両ボルト列間に固着領域が確認でき、特に内側ボルト列周辺で固着領域は広域に広がる。S5, S8 と β 値が小さくなるに従い固着領域は減少し、S8 では固着領域は確認できない。一方、すべり領域は拡大し、S8 では接触面のほぼ全域ですべり領域となる。 γ の値により比較すると、 γ 値が 1.2 の W2 では γ 値が 2.0 の S2 と比較して、固着、すべり、剥離領域ともに内外ボルト列で同様の分布をする。S5, W5 では前者に固着領域が認められるのに対して後者では認められず、主すべりの発生が確認できる。典型的な主すべりが発生する S8, W8 では、 γ の値に関わらずほぼ全域ですべり状態となり、すべりにともなう摩擦抗力によってのみ力が伝達される状態となる。また、剥離領域は接触面の縁端で一部確認されるのみである。

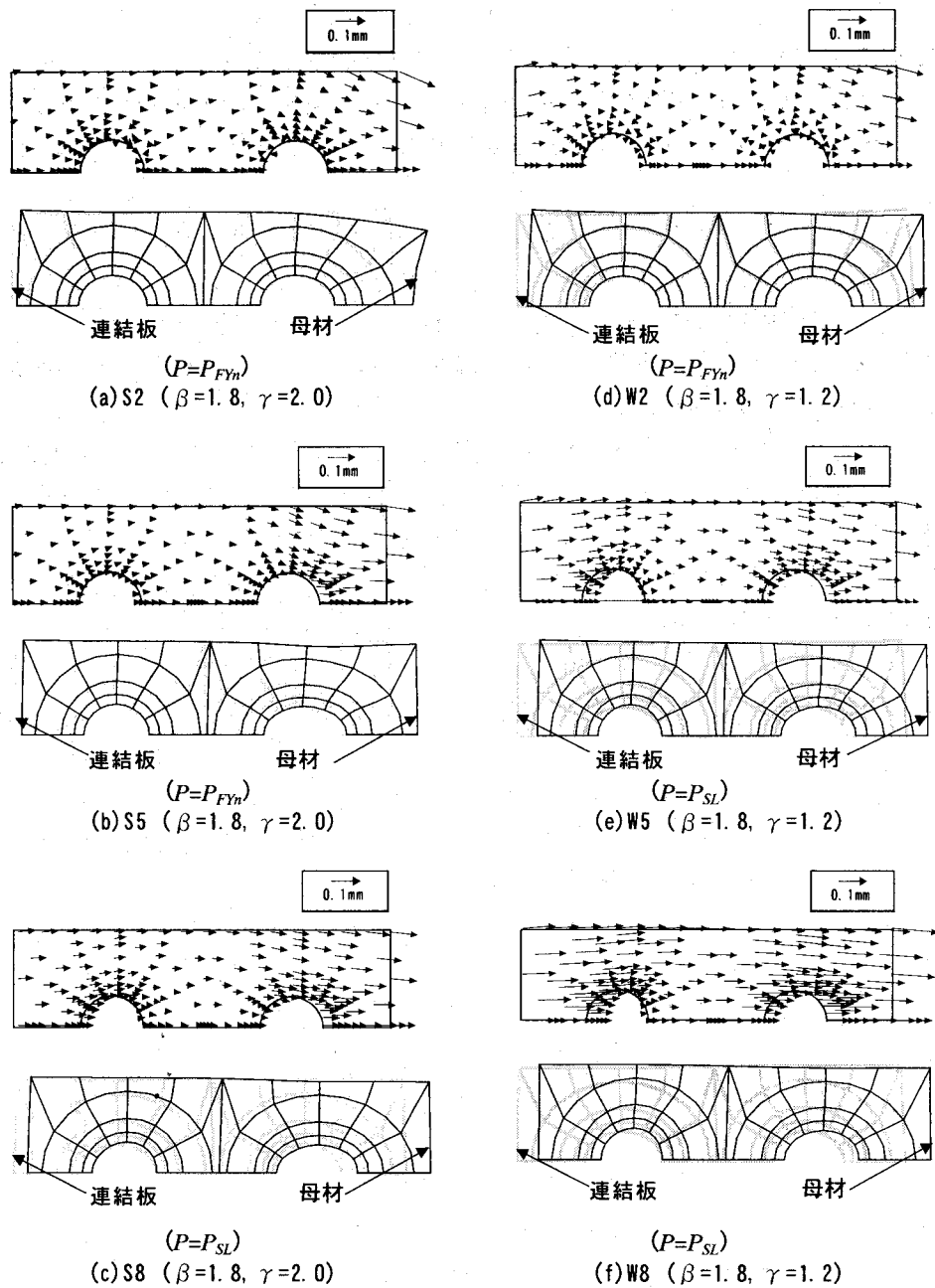


図-4.8 母材と連結板の相対変位と変形図 ($\times 100$)

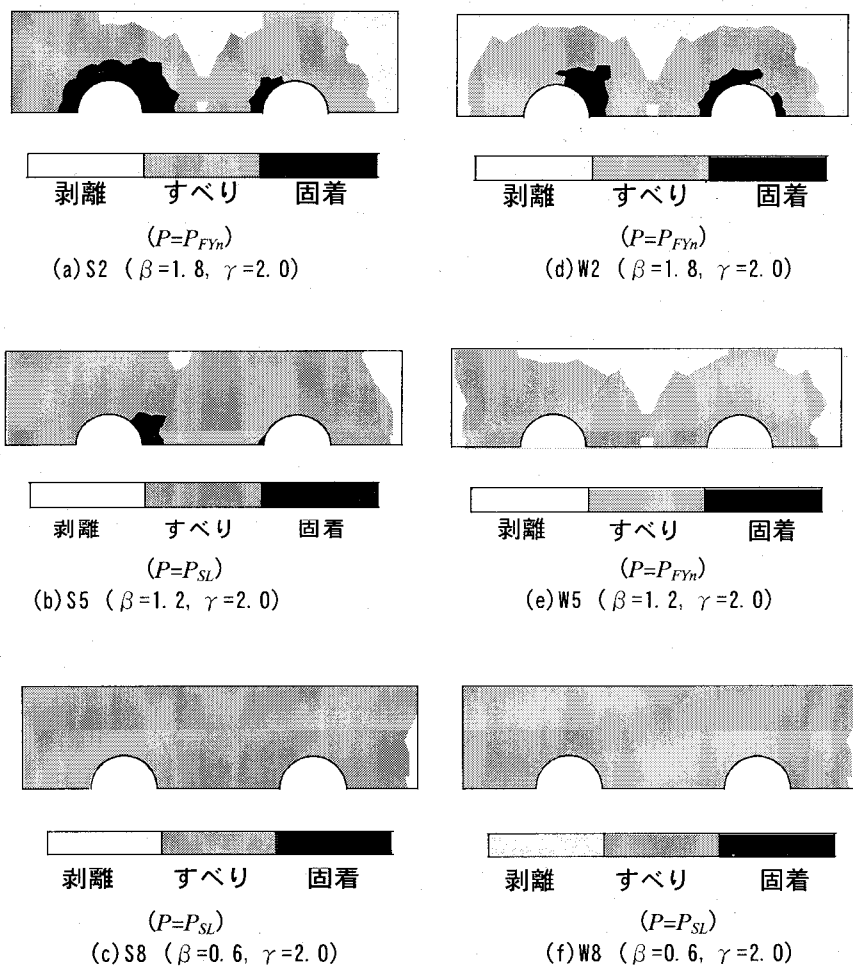


図-4.9 母材と連結板の接触状況

4. 4 限界状態区分

図-4. 10 において本解析範囲に対して限界状態の区分を行った。 $\beta=0.6\sim2.0$ 、 $\gamma=0.8\sim2.0$ の範囲において、継手の限界状態はすべり先行領域、遷移領域、母材降伏先行領域、連結板降伏先行領域の4領域に大別される。図中の実線は解析結果が遷移領域に属したモデルを結ぶものであり、破線はすべりが先行する領域と遷移領域、遷移領域と母材降伏が先行する領域の境界を模式的に表したものである。また、一点鎖線は母材降伏先行領域と連結板降伏先行領域を区分するものである。

β の値によりすべり先行領域、遷移領域、母材降伏先行領域を区分すると、すべり先行領域は $\beta=1.4$ 以下の範囲、母材降伏先行領域は $\beta=1.4$ 以上の範囲、またその間の遷移領域は $\beta=1.4$ を境に ± 0.2 の範囲で分布し、 $\gamma=2.0$ の付近では $\beta=1.2$ 寄りの値、 $\gamma=0.8$ 付近では $\beta=1.6$ 寄りの値になると推定される。また母材降伏先行領域と連結板降伏先行領域の境界は $\gamma=1.0$ で区分される。

図-4. 11 では本解析モデルの範囲において線形限界の評価を行った。縦軸は線形限界 P_{SL} または P_{FYn} を母材純断面降伏強度 N_{FYn} で無次元化した値、横軸は β 値である。図中の実線は、解析による線形限界を γ の値 ($\gamma=1.0\sim2.0$ の範囲で 0.2 間隔) によって分類し評価したものである。図中の直線はすべり強度の公称値 N_{SL} を純断面降伏強度の公称値 N_{FYn} で無次元化した値であり、これにより線形限界とすべり強度の比較を行う。また図中には筆者らの行った実験結果^{4.23) 4.24)}に加え建設省土木研究所^{4.25)}、および辻岡・脇山^{4.26)}による実験結果をプロットしている。

図を見ると、解析値と実験値はほぼ同一な分布形状を示しており、解析結果の妥当性が確認できる。 $\beta=1.4$ 以下のすべり先行および遷移領域の継手に対しては、現行の設計規準値であるすべり強度の公称値 N_{SL} に対して線形限界を P_{SL} で評価する。 $\gamma=2.0$ と連結板の降伏強度が母材に比べて大きい継手では、4.3.2 節で考察した連結板の補強効果によりボルトの軸力抜けが抑制されるため、すべり強度 P_{SL} は公称値 N_{SL} に比べ5割以上大きく、現行の設計値に対して大きな余剰耐力を有する。しかし、 γ の値が 1.8 、 1.6 と小さくなるにつれ、 P_{SL}/N_{FYn} は N_{SL}/N_{FYn} を表す直線に近づく値となり、 $\gamma=1.2$ で P_{SL}/N_{FYn} は N_{SL}/N_{FYn} にほぼ一致する。 $\gamma=1.0$ と母材と連結板の降伏強度が等しい継手では $\beta=0.8\sim1.4$ の範囲で P_{SL}/N_{FYn} は N_{SL}/N_{FYn} を5%程度下回るが、すべり係数により評価すると、現行の設計規準 0.4 をほぼ確保している。

$\beta=1.4$ 以上の母材降伏先行領域および遷移領域の継手に対しては、母材の降伏強度 N_{FYn} に対して線形限界を P_{FYn} で評価する。 $\gamma=1.6\sim2.0$ と連結板の降伏強度が母材に比べて大きく連結板による補強効果が期待できる継手では、 β の値に関わらず P_{FYn}/N_{FYn} は N_{FYn}/N_{FYn} に対し5割以上上回る値となり、母材の降伏強度に対して大きな余剰耐力を有する。 $\beta=1.4\sim1.6$ の範囲では γ 値が小さくなるに従い、 P_{FYn} は低下するものの、 $\gamma=1.0$ のモデルにおいても線形限界 P_{FYn} は公称値 N_{FYn} に対して最低でも2割以上の余剰耐力を有する。

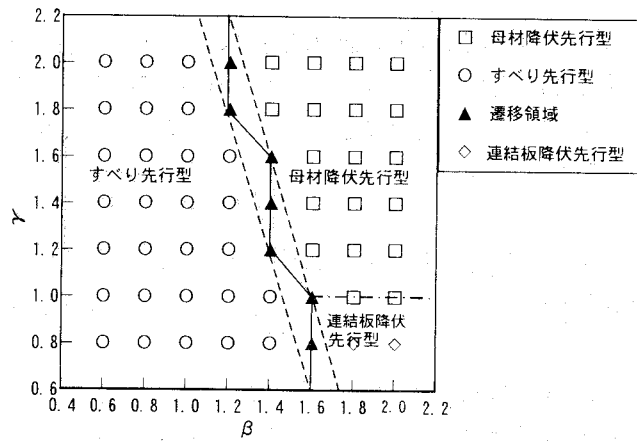


図-4.10 限界状態区分

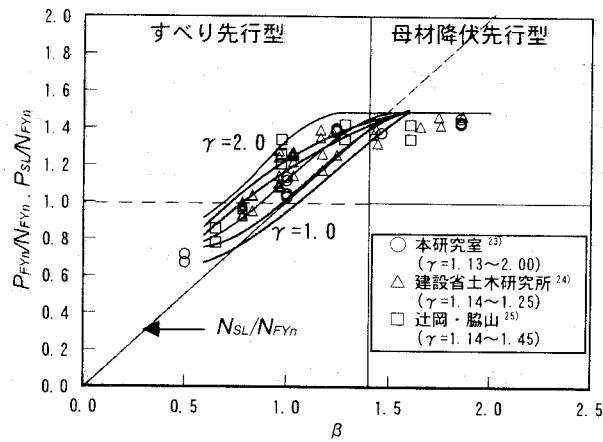


図-4.11 限界強度の評価

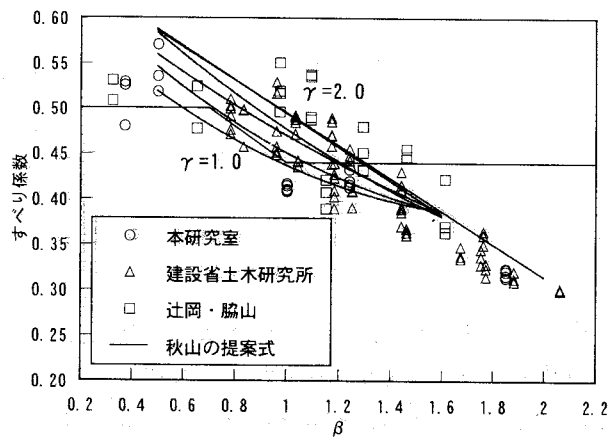


図-4.12 すべり係数の評価

4. 5 結論

本章では、高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に、すべり強度・母材降伏強度比 β を0.6～2.0、連結板・母材降伏強度比 γ を0.8～2.0の範囲でパラメトリック解析を行った。また、限界状態としてすべり限界、降伏限界を考え、限界状態を体系的に区分した。その結果、得られた知見は以下の通りである。

- (1) 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態は β の値により以下の領域に区分できる。
 - ①すべり先行領域：母材および連結板が健全な状態ですべり限界により線形限界に達する領域。
 - ②降伏先行領域：母材の外側ボルト列断面欠損部または連結板の内側ボルト列断面欠損部における降伏が先行し、主すべりが発生することなく降伏限界により線形限界に達する領域。
 - ③遷移領域：母材および連結板の降伏と共に部分すべりが顕著に発生し、主すべりの発生を促す上記2ケースの遷移領域。
- (2) γ の値により上記領域の境界は変化するが、本解析の結果、すべり先行領域は $\beta=1.4$ 以下、降伏先行領域は $\beta=1.4$ 以上、また、遷移領域は $\beta=1.4$ を境に ± 0.2 の範囲に分布し、 $\gamma=2.0$ の付近では $\beta=1.2$ 寄りの値、 $\gamma=0.8$ 付近では $\beta=1.6$ 寄りの値となる。
- (3) β 値が1.4以下のすべり先行領域および遷移領域の継手に対して、線形限界をすべり限界 P_{SL} で評価したところ $\gamma=2.0$ の継手ではすべり強度の公称値 N_{SL} に対して5割以上の余剰耐力が存在する。 γ 値が小さくなるに従い N_{SL} に近づくが、本解析の結果、 $\gamma=1.0$ の継手でも、すべり係数は現行の設計規準値0.4を確保している。
- (4) β 値が1.4以上の母材降伏先行領域および遷移領域の継手に対しては、線形限界を母材の降伏限界 P_{Fyn} で評価したところ、 $\gamma=1.6\sim 2.0$ の継手では、 β の値に関わらず P_{Fyn} は N_{Fyn} に対し5割以上上回る値となり、母材の降伏強度の公称値 N_{Fyn} に対して大きく余剰耐力が存在する。 $\beta=1.4\sim 1.6$ の範囲では γ 値が小さくなるにつれ、 P_{Fyn} は低下する。しかし、 $\gamma=1.0$ のモデルにおいても P_{Fyn} は N_{Fyn} に対して最低でも2割以上の余剰耐力を有する。

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，1996. 12.
4. 2) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準（案）・同解説，1990.
4. 3) ISO：ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures, Material and Design, 1991.
4. 4) EC3：EUROCODE NO.3, Common unified code of practice for steel structure, 1989.
4. 5) AASHTO：Standard Specifications for Highway Bridges, fourteenth edition, 1989.

4. 6) BSI : BS5400, Part 3. Code of practice for design of steel bridges, 1982.
4. 7) SSEA : SIA 161 Steel Structures, 1979.
4. 8) DIN : 18800 Teil 1. Stahlbauten, 1988.
4. 9) 土木学会鋼構造委員会：鋼構造終局強度 研究小委員会 材料および細部構造分科会 第Ⅱ部 細部構造 継手班報告書, pp. 1-12, 1991. 9.
4. 10) 建設省：鋼道路橋設計ガイドライン(案), 1995. 10.
4. 11) 日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集成 リベット接合・高力ボルト接合, 技報堂, 1977.
4. 12) 秋山：高力ボルト摩擦接合継手の限界状態に関する研究, 大阪大学学位論文, 1996. 1.
4. 13) 秋山, 西村, 亀井, 池端：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態区分, 鋼構造年次論文報告集, Vol. 3, pp. 289-296, 1995. 11.
4. 14) 田島：高力ボルト摩擦接合概論, 技報堂, pp. 90-97, 1966.
4. 15) 脇山, 金, 多田, 桑原, 宇野：高力ボルトのねじ形状に関する解析的研究—ねじ谷底の応力集中の緩和, 日本建築学会構造系論文集, No. 452, pp. 121-127, 1993. 10.
4. 16) 脇山, 金, 多田：高力ボルトはめあい部での荷重分担および応力集中に関する解析的研究, 日本建築学会構造系論文集, No. 459, pp. 163-169, 1994. 5.
4. 17) 森：ボルト締めした円孔の応力集中と疲労強度, 土木学会論文集, No. 543, pp. 123-137, 1996. 7.
4. 18) 長島：摩擦接合継手のすべり問題および設計への適用, 東京都立大学学位論文, 1992.
4. 19) 長嶋, 伊藤：剛体—ばねモデルを用いた高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動解析, 土木学会論文集, No. 350, pp. 341-350, 1984. 10.
4. 20) 長嶋, 山田, 長島, 成田：プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析, 構造工学論文集, Vol. 37A, pp. 1223-1234, 1991. 3.
4. 21) Nishimura, N., Kamei, Y., and Ikehata, B. : Analysis of HSFG Bolted Joints Considering Local Slip, Technology Reports of the Osaka University, Vol. 46, No. 2257, pp. 227-236, 1996. 10.
4. 22) 亀井, 池端, 西村：低材質フィラープレートを用いた高力ボルト摩擦接合継手の限界状態, 構造工学論文集, Vol. 43A, pp. 65-72, 1997. 3.
4. 23) 大阪大学工学部土木構造研究室, 駒井鉄工(株)：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究, 高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究 研究成果報告書Ⅰ, OUCS9301, 1993. 2.
4. 24) 駒井鉄工(株), 大阪大学土木工学科構造研究室：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究 研究成果報告書, 1994. 2.
4. 25) 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.
4. 26) 辻岡, 脇山：多列高力ボルト摩擦接合継手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, 1994. 3.

第5章 各種摩擦接合継手における力の伝達機構と限界強度

5.1 多列高力ボルト摩擦接合継手

5.1.1 概説

継手範囲の長い多列高力ボルト摩擦接合引張継手は、ボルト列数増加にともない、すべり強度が低減することが経験的に知られている。ISO/TC 167などの設計規準^{5.1), 5.2)}では、ボルト列の多列化にともなうすべり強度の低減に関して、最外ボルト列と最内ボルト列間の距離 L とボルト孔径 d の比 L/d （以降、 L/d を継手長さ比と称す）によって、図-5.1.1に示すような低減係数 λ を規定している。しかし、道路橋示方書^{5.3)}に代表される我が国の設計規準では、このような考慮が明確にはなされていない。

多列高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の研究については、すべり特性やボルト孔のクリアランス量等の形状効果など様々な実験的研究^{5.4)-5.6)}が行われている。しかし、継手長さ比増加にともなうすべり強度低減に主眼をおいた研究は少なく、多列高力ボルト継手のすべり強度低減を解析的にパラメトリックに評価し、そのメカニズムを明らかにした研究は報告されていない。

藤本ら^{5.4)}は、多列高力ボルト摩擦接合引張継手における、ボルト径に対するボルト孔のクリアランス量の大きさが接合部のすべり荷重に及ぼす影響について実験を行い、クリアランス量による影響はあまり大きいものではないという結果を得ている。この実験では、ボルト列数が2, 4, 6列について行なわれているが、研究主眼が異なることもあり多列範囲のデータが少ないため、継手長さ比増加によるすべり強度の低減を定量的に評価するには、データが不十分である。

馬場ら^{5.5)}は、太径高力ボルト継手を対象に母材・連結板の降伏強度比、母材の降伏強度・すべり強度比をほぼ一定とすることにより、継手範囲の長い継手においてもすべりタイプとなる実験を行い、ボルト列数とすべり係数の相関について検証した実験を行っている。この実験では、継手長さ比が53程度の継手におけるすべり係数が大きくなっているために、列数増加にともなうすべり強度低減を断定することができないとしているが、継手長さ比34程度までの供試体では明確にすべり強度の低減を実験的に確認することができる。

辻岡ら^{5.6)}は、多列高力ボルト摩擦接合引張継手の変形性状、初期すべり耐力と降伏耐力の相関、破断耐力に主眼をおいた実験を行い、すべり耐力に関する基礎的設計資料を提示している。この実験では、母材・連結板厚を一定にしてボルト列数を増加させているため、列数が多くなるとすべり強度・母材純断面降伏強度比 β が大きくなり、母材もしくは連結板の純断面降伏によって継手が線形限界に至るために、主すべりの発生が認められないケースも含まれており、純粹に多列化にともなうすべり強度低減を評価することができない。

本節では、これらの既往の実験的研究を踏まえて、多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度低減に着目し、ボルト列数、ボルト間隔、母材および連結板の降伏強度、母材・連結板間のすべり強度をパラメータとして解析的に検討を行い、これらの諸元が継手のすべり強度に対して与える影響およびすべり強度低減のメカニズムについて考察を行う。また、公

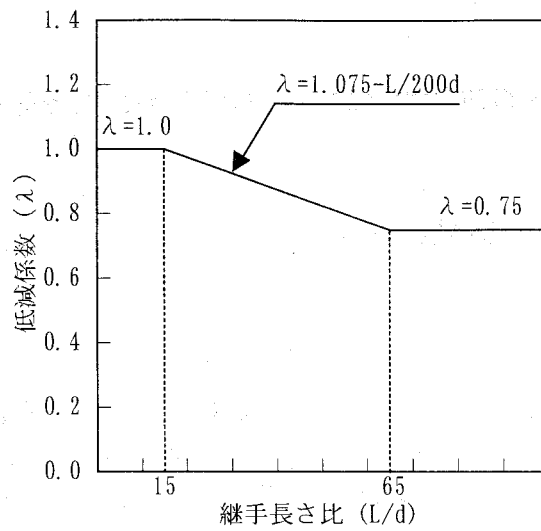
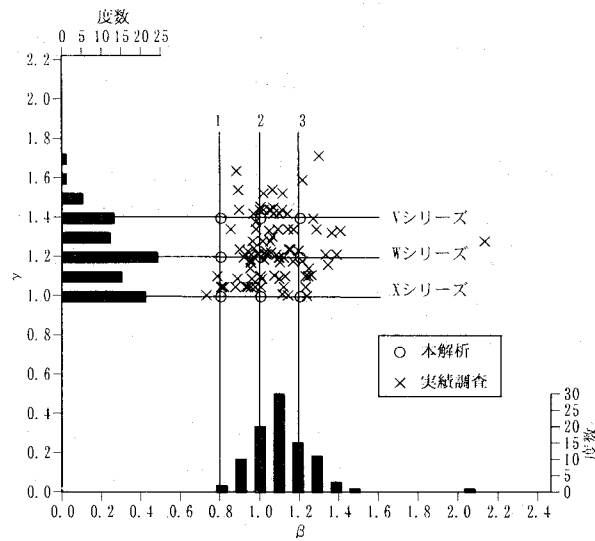
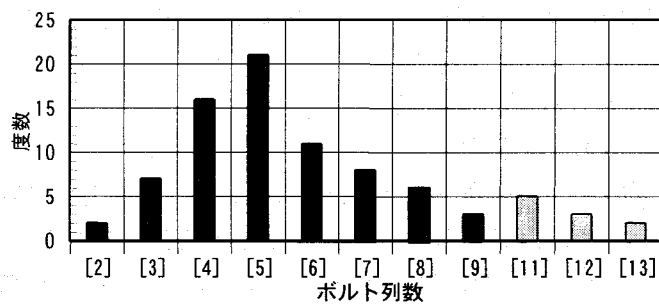


図-5.1.1 強度低減係数^{5.1)}



(a) β , γ の分布



(b) ボルト列数の分布

図-5.1.2 鋼桁フランジ継手の実績調査分布

称のすべり強度より低減を必要とする継手のボルト列数の範囲について検討するとともに、強度低減係数を提案することを目的とする。

5. 1. 2 多列高力ボルト摩擦接合継手のモデル化

(1) 解析モデル

解析プログラムとしては、第3章で開発した高力ボルト摩擦接合継手を対象とした弾塑性有限変位解析プログラム^{5.7)}を用いる。要素は摩擦接合継手を構成するボルト孔、高力ボルトおよび座金などの複雑な形状をモデル化するために、20 節点アイソパラメトリック立体要素を用いる。材料は等方等質性の完全弾塑性体とし、von Mises の降伏条件および Prandtl-Reuss の塑性流れ則に従うものとする。本解析プログラムは、鋼板の塑性化にともなうボルトの軸力減少や、鋼板間の全接触面にジョイント要素を導入することにより、摩擦面の固着、すべり、剥離といった継手特有の挙動を表現することが可能となっている。ここに、固着状態とは作用力が接触面において、母材と連結板が滑動することなく伝達される状態、すべり状態とは接触面のせん断方向の伝達力がすべりにともなう摩擦力による状態、剥離状態とは母材と連結板が接触しておらず接触面における力の伝達が存在しない状態を表わす。主すべりは接触面における全ジョイント要素が、すべりまたは剥離状態となった場合に発生する。

第4章において述べたが、多列高力ボルト摩擦接合継手の限界状態は、すべり強度と母材降伏強度の比により大きく影響され、また、連結板と母材の降伏強度の比は継手の剛性および破壊形態に影響を与える^{5.8)}。そこで、解析モデルに対するパラメータとして、ボルト列数、ボルト間隔の他にすべり強度・母材降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ を用いる。

$$\begin{cases} \beta = N_{SL}/N_{FYn} \\ \gamma = N_{SYn}/N_{FYn} \end{cases} \quad (5.1)$$

ここで、 N_{SL} はすべり強度の公称値、 N_{FYn} は母材純断面降伏強度の公称値、 N_{SYn} は連結板純断面降伏強度の公称値である。

図-5.1.2(a)，(b)に、鋼 I 桁断面主桁の摩擦接合継手部フランジの実績調査から算出した β 値および γ 値の分布、ボルト列数の分布を示す。解析モデルとしては、実績調査の分布を反映するように、ボルト列数を2～9、 β の値を0.8～1.2、 γ の値を1.0～1.4の範囲で考える。

$\gamma=1.4$ のモデルをシリーズVとし、 γ 値を0.2間隔で変化させ、順にシリーズW、Xとする。また、 $\beta=0.8$ のモデルをシリーズ1とし、 β 値を0.2間隔で変化させ、順にシリーズ2、3とする。ボルト孔径は22.5mmとし、ボルト間隔は継手長さ比 L/d (図-5.1.1)が列数増加とともに、5間隔となる112.5mmを基準とする。また、ボルト間隔による影響を見るために、シリーズWにおいて、道路橋示方書^{5.3)}におけるM20の最大、最小のボルト間隔となるボルト間隔130mm、65mmの2、4、6、8列についても解析を行った。以下、第4章で扱った

基本摩擦接合継手（1行2列）のすべり強度を基本すべり強度と称する。

図-5.1.3 に解析モデルの概要を示す。本解析ではプレートガーダーの高力ボルト摩擦接合継手部における引張側フランジを単一の摩擦接合引張継手として仮定し、高力ボルト（F10T, M20）の2面せん断継手とした。

表-5.1.1 に解析モデルの諸元を示す。初期導入ボルト軸力は、各モデルの全ての高力ボルトに対して、道路橋示方書^{5.3)}の規定値 16.5tf の1割り増し 18.15tf を導入する。また、母材および連結板の鋼種は SM570。幅 W は基本的に 100mm とし、解析パラメータとなる β 、 γ の値に基づいて、母材および連結板の板厚を決定するが、継手厚による影響が現れる恐れのある 7mm 以下、または 40mm 以上となるモデルおよび隣り合うボルト列の摩擦面において初期ボルト軸力導入時に座金から 45 度分布で仮定した有効接触面積が重なり合うようなモデルについては、板幅を適宜変化させる。各モデルの母材降伏強度 N_{Fyn} および連結板降伏強度 N_{Syn} の算出に際しては、降伏応力度 $\sigma_y=4600\text{kgf/cm}^2$ を用いる。同様に弾性係数は $2.10 \times 10^6\text{kgf/cm}^2$ 、ポアソン比は 0.3 とする。

(2) 要素分割と境界条件

図-5.1.4 に要素分割図を示す。ボルト頭部、座金などの適切な分割形状および分割数については、既往の実験結果^{5.6), 5.9), 5.10)}との比較において確認し、解析結果については、強度およびボルト軸力などの所定の値に対して 2% 以内の差に収まることを確認している。解析対象は、継手の対称性を考慮して、各中央面に垂直な方向の変位を拘束することにより、継手全体の 1/8 モデルとする。本解析モデルの母材と連結板、連結板と座金の全接触面には、ジョイント要素を挿入する。外力としては初期ボルト軸力導入後、継手軸方向に引張力が生ずるように、継手端部に強制変位を与える。

5.1.3 多列高力ボルト摩擦接合引張継手の挙動

(1) 荷重 - 全伸び関係

図-5.1.5 に荷重 - 全伸び関係を示す。図-5.1.5(a)～(i)は、各々シリーズ V1～X1, V2～X2, V3～X3 に対応する。図の縦軸は載荷荷重 P を母材純断面降伏強度 N_{Fyn} で無次元化した値 P/N_{Fyn} 、図の横軸は全伸びを継手全長で無次元化した値を表す。また図中のマーク●は、それぞれの荷重 - 全伸び関係に対応した主すべり発生時を表す。

荷重レベルが小さい段階においては、等しい β 、 γ 値を有する各シリーズでボルト列数の変化による荷重 - 全伸び関係に差異は見られなかった。

主すべり発生時の強度は、すべり強度・母材降伏強度比 β と連結板・母材降伏強度比 γ により決まる^{5.8)}。しかし、 β 、 γ 値が等しいにも関わらず、全てのシリーズにおいて、ボルト列数が増加するに従い P_{SL}/N_{Fyn} は低下する傾向を示す。 β 、 γ 値の大小により、比較すると、 β 値が 0.8, 1.0 と小さいシリーズ V1～X1, V2～X2 では、各ボルト列数の全てのモデルにおいて、母材および連結板が降伏する以前に主すべりが発生する。 β 値が小さい継手の場合、すべり強度 N_{SL} に対して母材の降伏強度 N_{Fyn} および連結板の降伏強度 N_{Syn} が余裕のある設計となっており、そのため、比較的荷重の受け持つ割合が大きいと考えられる母材の外

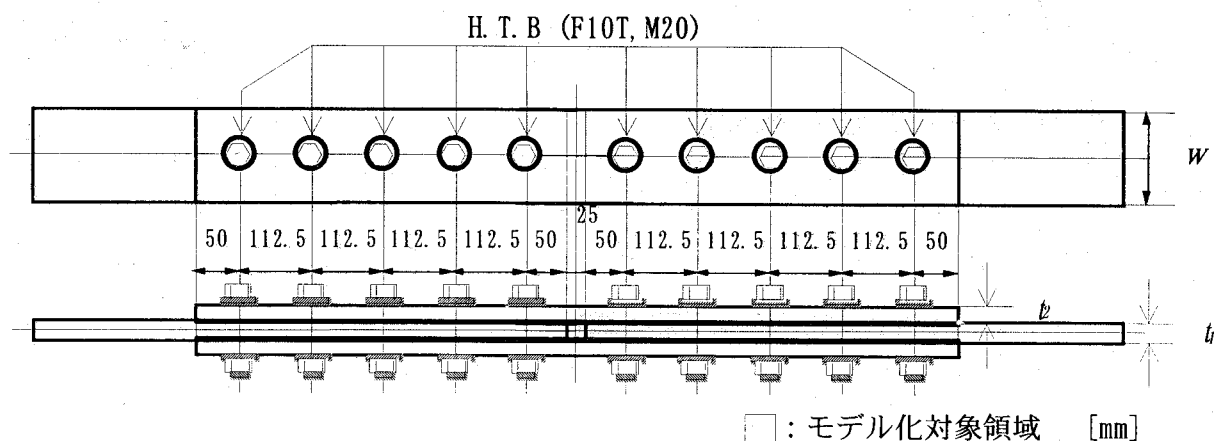


図-5.1.3 解析モデル（ボルト列数：5，ボルト間隔：112.5mm）

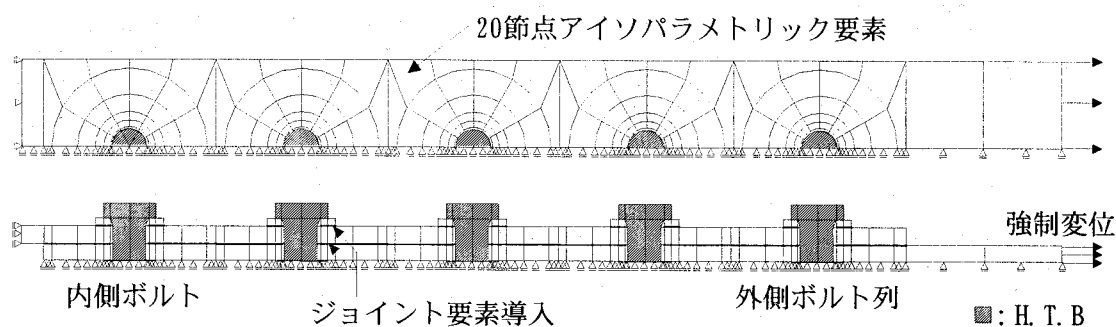
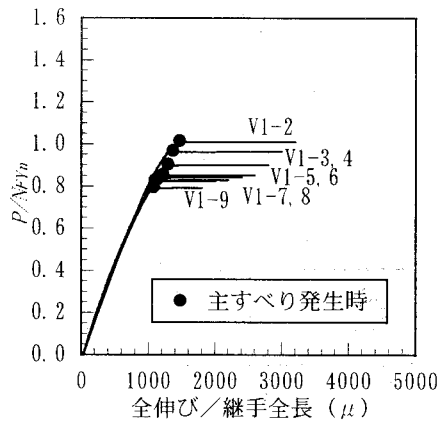


図-5.1.4 要素分割図（ボルト列数：5）

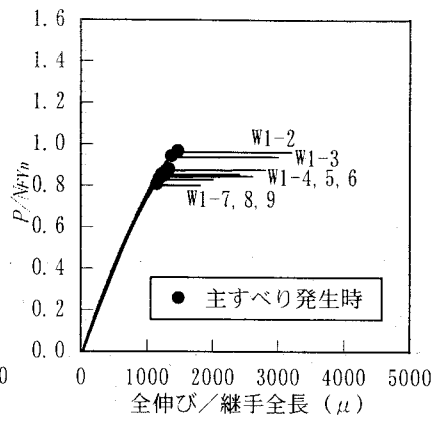
表-5.1.1 解析モデルの諸元

	高力ボルト (F10T M20)	ボルト孔径 (mm)	初期導入 ボルト軸力 (tf)	鋼種	ボルト間隔 (mm)	β ($=N_{SL}/N_{FYn}$)	γ ($=N_{SYn}/N_{FYn}$)
Vシリーズ	1行	22.5	18.15	SM570	112.5	モデル 1-0.80	1.40
Wシリーズ	2～9列		(16.5tfの1割増)		65, 112.5, 130	2-1.00	1.20
Xシリーズ					112.5	3-1.20	1.00

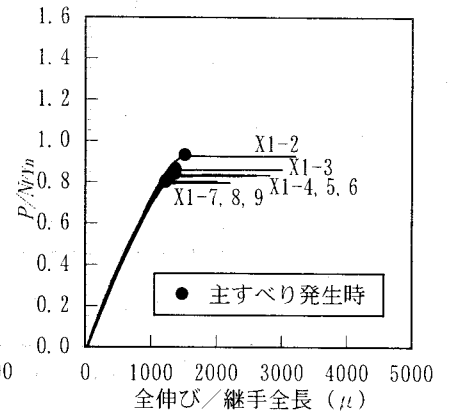
※ N_{SL} ：すべり強度， N_{FYn} ：母材純断面降伏強度， N_{SYn} ：連結板純断面降伏強度，各々公称値を表す。



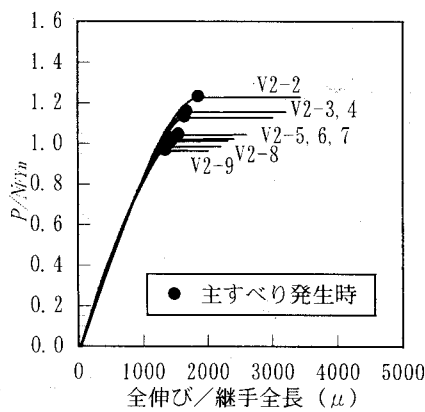
(a) シリーズ V1
($\beta=0.8$, $\gamma=1.4$)



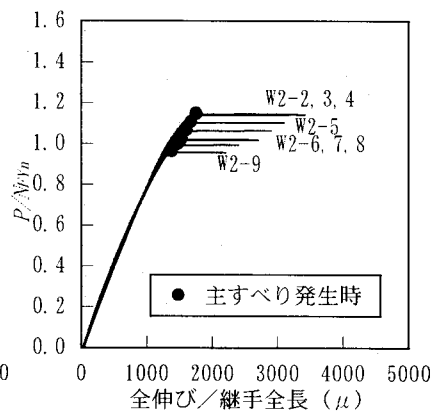
(b) シリーズ W1
($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$)



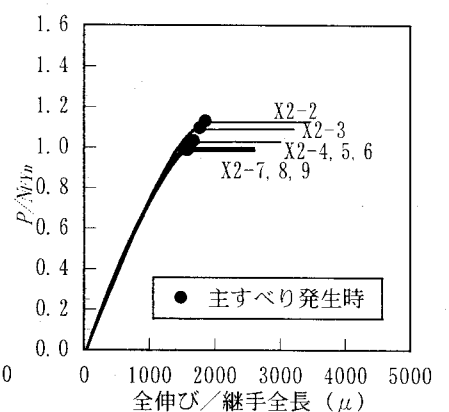
(c) シリーズ X1
($\beta=0.8$, $\gamma=1.0$)



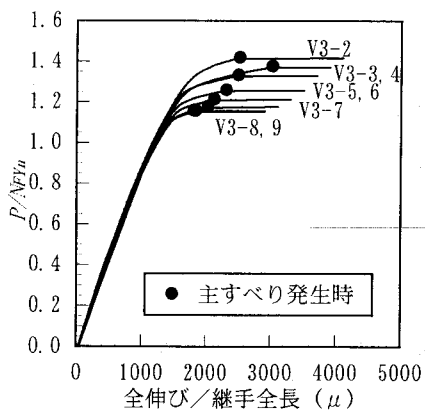
(d) シリーズ V2
($\beta=1.0$, $\gamma=1.4$)



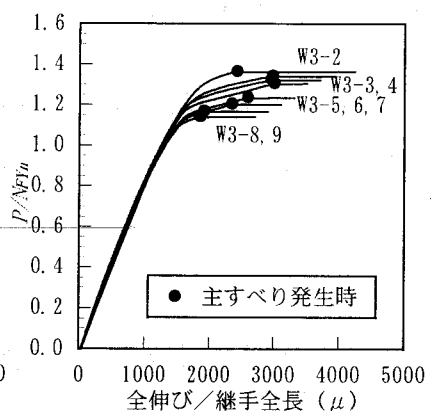
(e) シリーズ W2
($\beta=1.0$, $\gamma=1.2$)



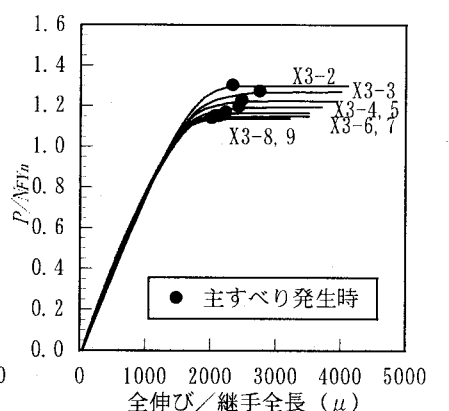
(f) シリーズ X2
($\beta=1.0$, $\gamma=1.0$)



(g) シリーズ V3
($\beta=1.2$, $\gamma=1.4$)



(h) シリーズ W3
($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$)



(i) シリーズ X3
($\beta=1.2$, $\gamma=1.0$)

図-5.1.5 荷重—全伸び関係

側ボルト列および連結板の内側ボルト列においても、局所的な降伏にともなう部分すべりが発生せず、母材が健全な状態で主すべりが発生する。

一方、 β 値が 1.2 のシリーズ V3, W3, X3 では、シリーズ 1, 2 と比較して、すべり強度の公称値 N_{SL} に対して母材の降伏強度 N_{Fyn} および連結板の降伏強度 N_{SYn} に余裕が少ない。線形限界としては、主すべりで決まるものの母材および連結板の局所的降伏にともなう部分すべりが認められる。部分すべりは、ボルト列数が少ないほど顕著に現れている。これは、ボルト列数が増加するに従い P_{SL}/N_{Fyn} が低下し、主すべり発生時の荷重が母材の順断面降伏強度 N_{Fyn} に対して余裕が小さくなるために、局所的な降伏にともなう部分すべりが小さくなるものと考えられる。

また、 γ 値に着目すると、 γ 値が 1.4 のシリーズ V に対して、 γ 値が 1.0 のシリーズ X の同列数のモデルにおけるすべり強度 P_{SL} は最大 10% 低下している。これは、 γ 値が小さくなるほど連結板の板厚減少や局所的降伏によってボルト軸力抜けが促進されるためであると考えられる。

(2) 応力分布・相対変位

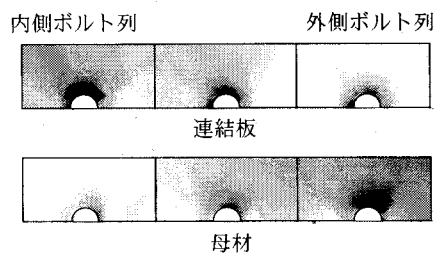
図-5.1.6 に主すべり発生時 P_{SL} における母材および連結板断面中央の応力分布を示す。シリーズ W1 ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$) の 3, 6, 9 列およびシリーズ W3 ($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$) の 3, 6, 9 列を取り上げ、順に図-5.1.6(a)～(f)とする。応力は、相当応力を降伏応力で無次元化した値で図示している。

一般に、母材は外側ボルト孔周辺から、連結板は内側ボルト孔周辺から降伏する。図化したシリーズ W は、 γ 値が 1.2 と母材に比べて連結板の降伏強度が大きいモデルである。そのために、連結板の内側ボルト孔周辺に比べて母材の外側ボルト孔周辺での降伏が顕著に表れる。 β , γ 値が等しいにもかかわらず、ボルト列数の増加にともない、母材の外側ボルト孔周辺および連結板の内側ボルト孔周辺での降伏領域は、減少する傾向を示す。これは、ボルト列数が増加することによって、すべり強度 P_{SL}/N_{Fyn} が低下するために、ボルト列数が多い継手に対して、ボルト列数が少ない継手では主すべり発生時における母材および連結板の塑性化が進行するためであると考えられる。

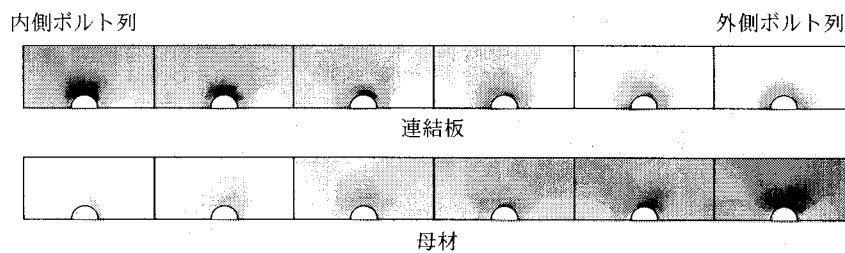
β 値により応力状態を比較すると、 β 値が 0.8 のシリーズ W1 に対して、 β 値が 1.2 のシリーズ W3 では、すべり強度 N_{SL} に比べて、母材純断面降伏強度 N_{Fyn} および連結板純断面降伏強度 N_{SYn} に余裕が少ないために、全体的に応力状態が高くなる。特に、母材の外側ボルト孔周辺および連結板の内側ボルト孔周辺での降伏領域が顕著となる。

図-5.1.7(a)～(d)にシリーズ W1 ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$) の 3, 6, 9 列およびシリーズ W3 ($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$) の 6 列を取り上げて母材と連結板の接触面における相対変位を初期座標を原形にベクトル表示したものを示す。各モデルにおいて、主すべり発生時の荷重 P_{SL} を 100% とし、 $P/P_{SL}=90\sim 97\%$, $97\sim 100\%$ の増分変位、 $0\sim 100\%$ 間における相対変位を図示する。また、モデル W3-6 については主すべり発生直後の挙動も図示する。各々の継手原形の縮尺に対する拡大率は図中の括弧内に記載する通りである。モデル W3-6 の主すべり発生直後の図については、継手端部で 0.019mm (解析の 1Step の変位量) 変位した時点の増分変位を 500 倍に拡大して示している。

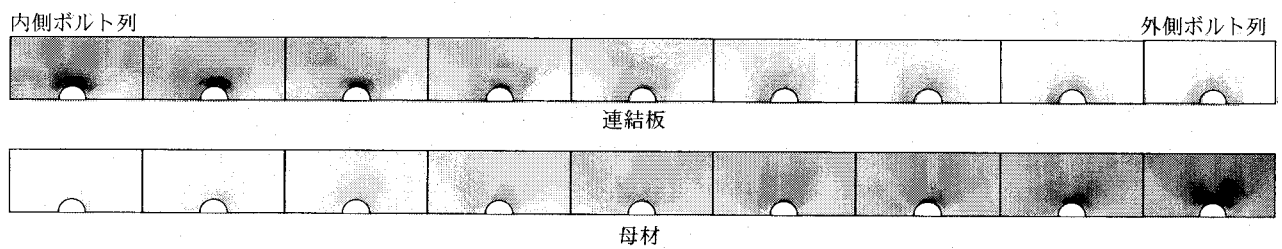
β 値が 0.8 と小さく、母材の局所的降伏が現れず、主すべりのみにより線形限界に至るシ



(a) W1-3 ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$)



(b) W1-6 ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$)



(c) W1-9 ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$)

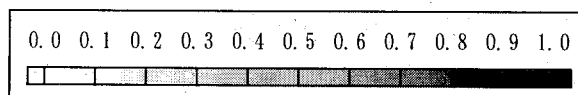
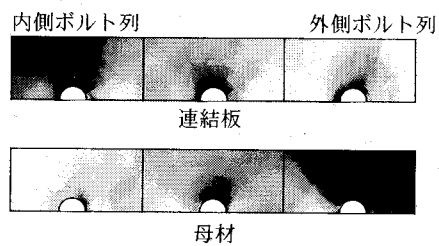
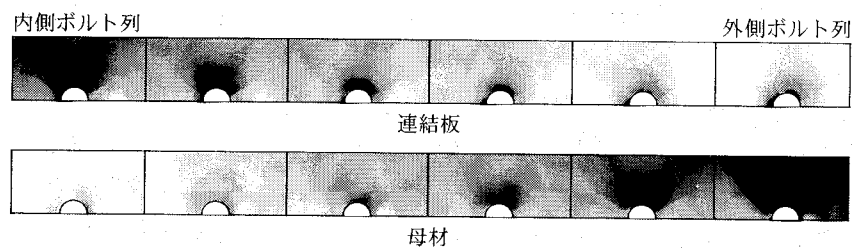


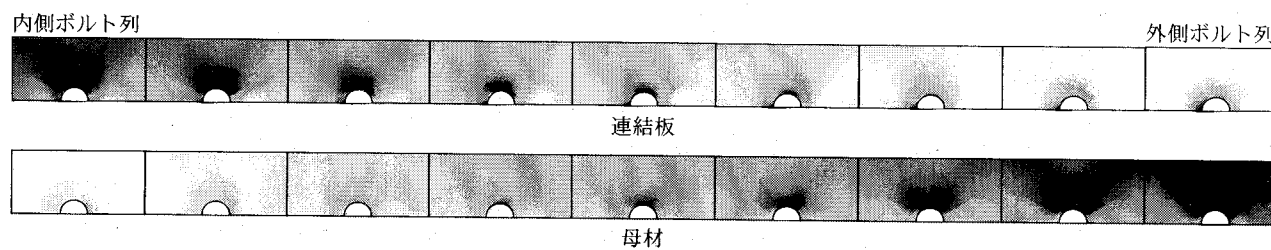
図-5. 1. 6(a)～(c) 応力分布図



(d) W3-3 ($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$)



(e) W3-6 ($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$)



(f) W3-9 ($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$)

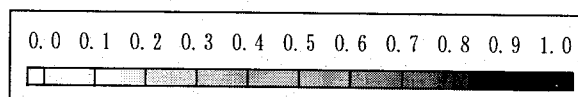
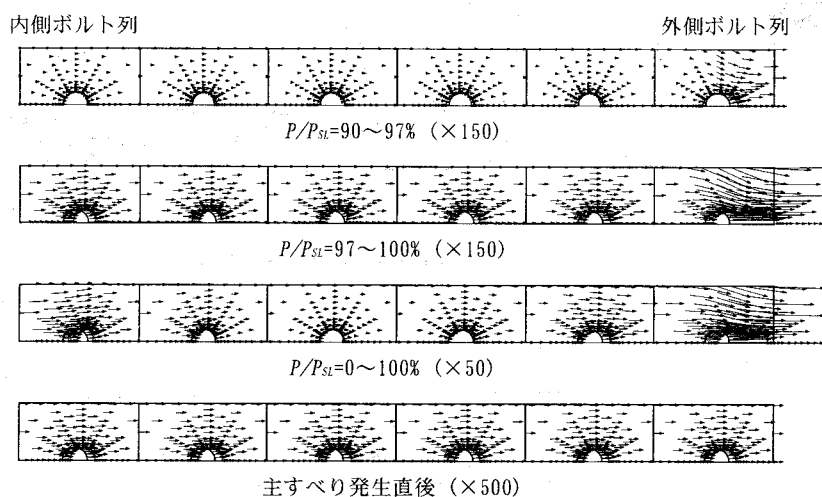
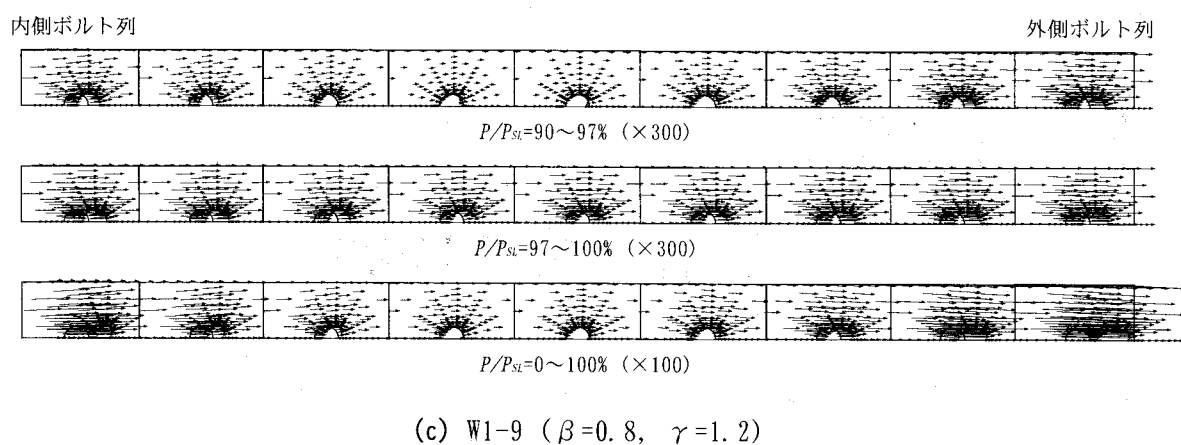
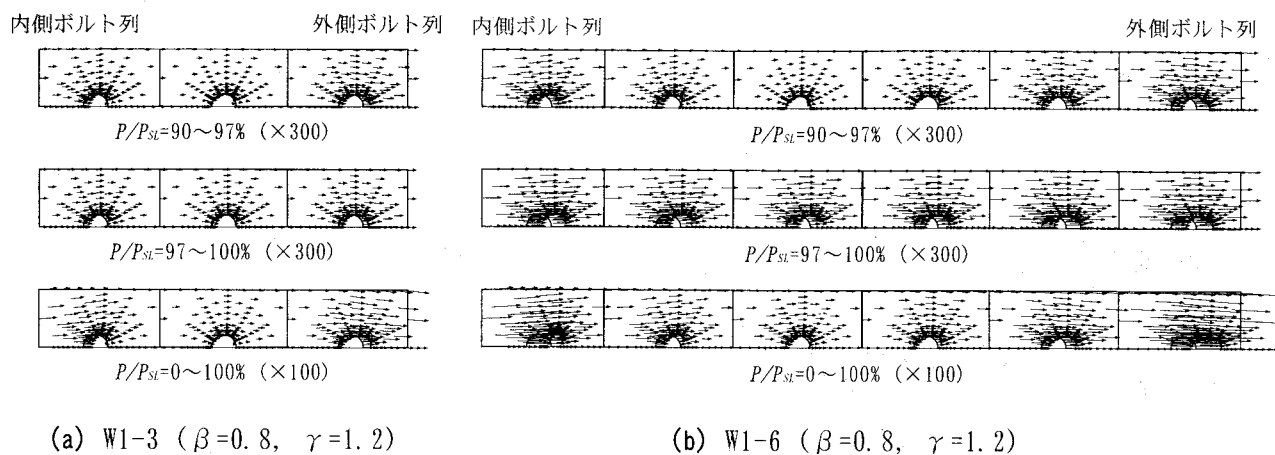


図-5.1.6(d)～(f) 応力分布図



(d) W3-6 ($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$)

図-5.1.7 相対変位図

リーズ W1 の 3, 6, 9 列のモデルを見ると, 全体的な傾向としては, まず, 内側および外側ボルト列周辺から母材-連結板にずれが生じた後に, 徐々に中央ボルト列へずれが進行し, 主すべり発生付近の荷重レベルとなると, 全てのボルト列でほぼ同程度の増分変位量となっており, 多列継手の母材-連結板間のずれは全ボルト列で同時に進行するのではなく, 内側および外側ボルト列から徐々に大きくなることが分る. したがって, 多列継手の主すべり発生時における母材-連結板間の継手原型からの相対変位量は, 内側および外側ボルト列で大きく, 中央ボルト列で小さくなる. この傾向は, 列数が増加するほど顕著となり, 中央ボルト列での変位量に大きな差異は見られないが, 列数が増すほど内側および外側ボルト列の変位量は大きくなる傾向を示した. これは, 列数が増加しボルト本数が増すにしたがい主すべり発生時の荷重 P_{SL} が大きくなり, 最内および最外ボルト列から第 2 ボルト列へのずれの進行が, P_{SL} に対して低い荷重段階で進行するために主すべり発生段階における最内, 最外ボルト列での相対変位量が大きくなるものと考えられる.

β 値が 1.2 と大きく, 主すべりが発生する以前に母材の局所的降伏の見られるモデル W3-6 においても, 母材-連結板間のずれが内側および外側ボルト列から, 中央ボルト列へ進行するという現象は認められるが, 母材の外側ボルト列での局所的降伏による影響が大きいため, 外側ボルト列周辺での相対変位が著しく大きくなっている. しかし, 主すべり発生直後の増分変位量は, 全ボルト列においてほぼ同程度であり主すべりの発生が確認できる.

(3) 接触面における伝達せん断力の分布

図-5.1.8 に各ボルト列における母材-連結板間の伝達せん断力の分布を示す. シリーズ W1 ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$) における 3, 6, 9 列の継手を取り上げ, 順に図-5.1.8(a)~(c)とする. 図中の点線はボルト一本分のすべり強度の公称値 (3630kgf) を表す. また, 図中には, 載荷荷重 P とすべり強度 P_{SL} の比 P/P_{SL} を記載している.

載荷荷重 P が小さい段階では, 内側および外側ボルト列が分担する伝達せん断力が大きく, 荷重の増加とともにその傾向は顕著となる. しかし, 載荷荷重とすべり強度の比 P/P_{SL} が 0.8 程度を越えると, 内側および外側ボルト列の伝達せん断力がボルト一本分の公称値を上回るようになり, 内側ボルト列および外側ボルト列で大きな伝達せん断力を分担することができなくなるため, 伝達せん断力の分担は徐々に中央ボルト列へと移行していく. 主すべり発生時には, 全ボルト列で伝達せん断力のばらつきが比較的少なくなるが, 3, 6, 9 列ともに中央ボルト列の伝達せん断力は, ボルト一本分のすべり強度の公称値を下回る. このボルト一本分のすべり強度を下回るボルト列は, ボルト列数の少ない 3 列の継手よりも 6, 9 列とボルト列数が増加するほど多くなる傾向を示す. 主すべり発生時の中央ボルト列における伝達せん断力は, 3 列に対して 6 列では 1 割程度小さい値となるが, 6 列と 9 列の伝達せん断力は, ほとんど同程度となっており, 中央ボルト列での伝達せん断力は列数が増加するにつれて収束する傾向にあるといえる. また, 主すべり発生時において公称値を上回る最内・最外ボルト列での伝達せん断力は列数増加とともに小さくなる傾向にある. 以上より, ボルト列の多列化にともなうすべり強度の低下は, 列数が増すほど顕著となり, 母材-連結板間の伝達せん断力の不均一な分布が強度低下の大きな要因の一つであると考えられる.

各ケースで, 荷重レベルが小さい段階において, 内側ボルト列に比べて, 外側ボルト列の伝達せん断力が若干大きくなる傾向を示した. これは, 荷重レベルが小さい段階では, 母材

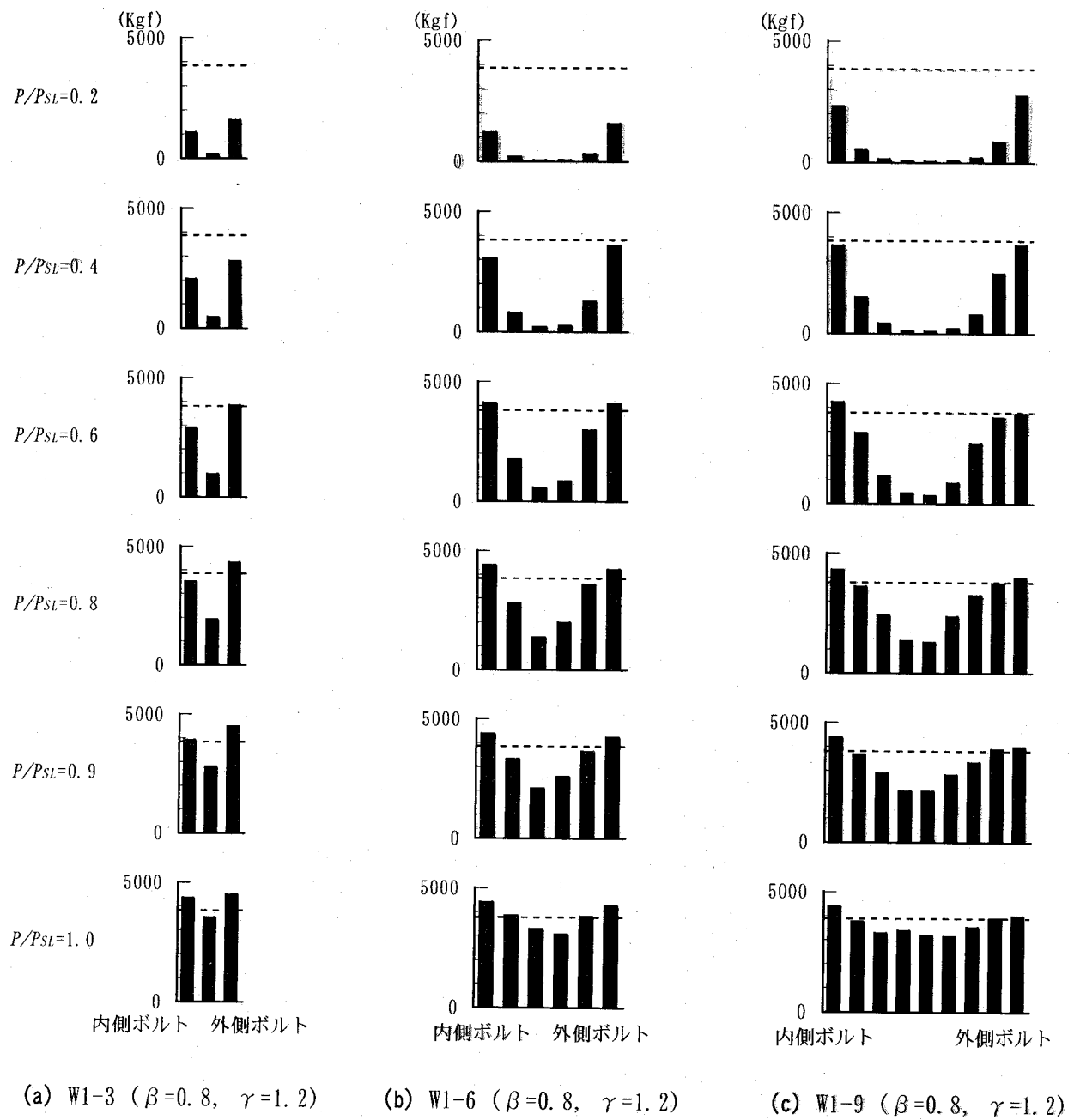


図-5.1.8 伝達せん断力の分布

と連結板はほぼ一体と考えることができるが、図化したシリーズ W は γ 値が 1.2 と母材に比べて連結板の断面積が大きいため、外側ボルト列の接触面で荷重分担が大きくなっているためであると考えられる。また、荷重レベルの増加とともに、内側に比べて、外側ボルト列の伝達せん断力の増加が小さくなっている。これは、母材の外側ボルト列での局所的降伏が関与しているものと思われる。

5. 1. 4 強度低減係数とすべり強度公称値適用限界

図-5. 1. 9 に、ボルト間隔が 112. 5mm の本解析モデルについて継手長さ比とすべり強度 P_{SL} ・すべり強度の公称値 N_{SL} の比との関係を示す。図-5. 1. 9(a)～(c)は順にシリーズ 1, 2, 3 に対応する。図の縦軸は、すべり強度 P_{SL} をすべり強度の公称値 N_{SL} で無次元化した値を表しており、この値は ISO/TC 167 で規定している強度低減係数に相当する。図の横軸には、ISO の規定に用いられているボルト総間隔とボルト孔径の比である継手長さ比 L/d をとる。ボルト間隔が 112. 5mm であるので、継手長さ比 $L/d=5\sim 40$ は、ボルト列数 2～9 列に相当する。また、図中の実線はすべり強度の公称値 N_{SL} 、点線は公称値 N_{SL} に ISO の低減係数 λ を乗じたものを示している。

全てのシリーズにおいて、継手長さ比 L/d が増加するにともない P_{SL}/N_{SL} は低下する傾向があり、継手長さ比 L/d が 15 以降で公称値 N_{SL} を下回るモデルがあらわれる。 β 値が小さく、 γ 値が大きくなるほど、同じボルト列数においても P_{SL}/N_{SL} は全体的に大きくなる傾向を示した。母材の局所的降伏が表れる β 値が 1.2 のシリーズ 3 においても、シリーズ 1, 2 と比較して傾向に大きな差異は見られなかった。

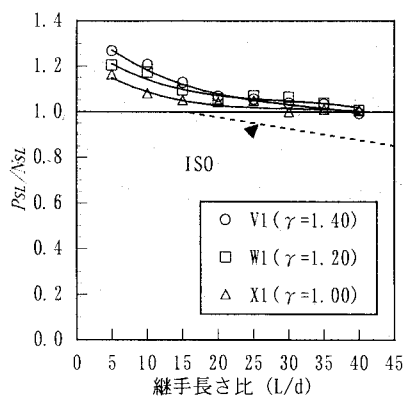
8, 9 列と列数が多い範囲での強度低下の割合は、列数が少ない範囲の低下量に比べて若干小さくなる傾向にある。これは、列数増加にともなう中間ボルト列における伝達せん断力の低下量が、列数が少ない範囲に比べ緩和されていることに起因すると思われる。

L/d が 15 以上の範囲において、ISO の規定を解析結果と比較すると、本解析の範囲においては、 $\beta=1.2$ のシリーズ 3 の下限値とほぼ同等の値となった。

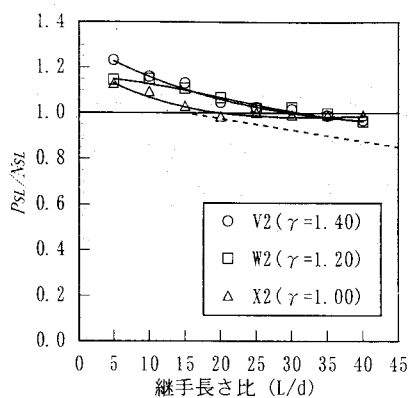
図-5. 1. 10 は、シリーズ W において、ボルト間隔を 65, 112. 5, 130mm と変化させたモデルの解析結果を継手長さ比で整理したものである。図-5. 1. 10(a)～(c)は順にシリーズ 1, 2, 3 に対応する。縦軸は P_{SL}/N_{SL} 、横軸は継手長さ比 L/d を表わす。

ボルト間隔を変化させた場合においても、ボルト列数増加にともなうすべり強度の低減を確認することができる。全てのモデルにおいて、ISO の規定を上回る結果となった。ボルト間隔が 112. 5 と 130mm のモデルでは、お互い類似した傾向となるが、ボルト間隔 65mm のモデルは他の 2 つのモデルと傾向が異なる。65mm のモデルでは、継手長さ比が小さい範囲において、ボルト間隔の大きいモデルに比べて P_{SL}/N_{SL} が大きくなり、逆に、継手長さ比が大きくなるに従い P_{SL}/N_{SL} が極端に小さくなる傾向を示した。以上より、ボルト間隔が短い継手を ISO に従い設計した場合、 L/d が 15 を越える多列継手の範囲で、すべり強度が規準値を下回ることも懸念される。

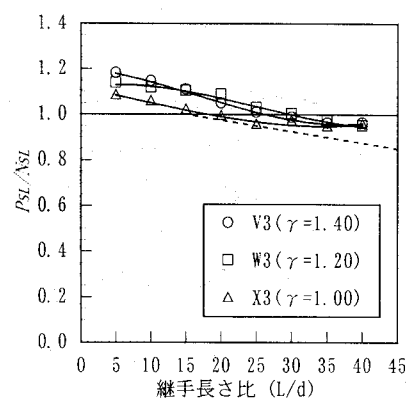
図-5. 1. 10 の結果を考慮して、図-5. 1. 11 に図-5. 1. 10 をボルト列数で整理したものを示す。図-5. 1. 11(a)～(c)は順にシリーズ 1, 2, 3 に対応する。縦軸は P_{SL}/N_{SL} 、横軸はボルト



(a) シリーズ 1 ($\beta=0.8$)

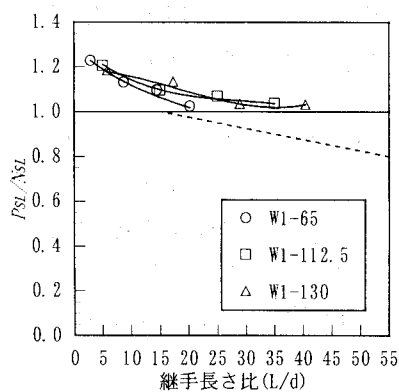


(b) シリーズ 2 ($\beta=1.0$)

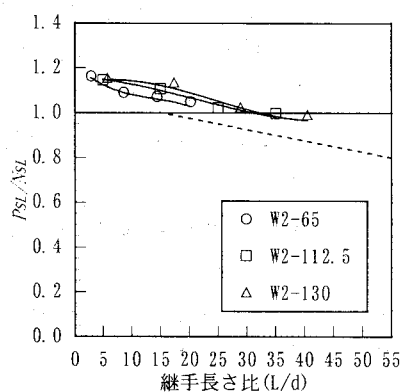


(c) シリーズ 3 ($\beta=1.2$)

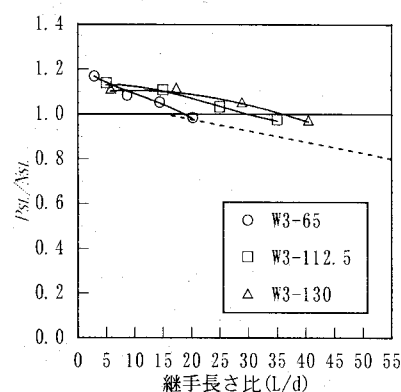
図-5. 1. 9 強度低減係数①



(a) シリーズ W1
($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$)

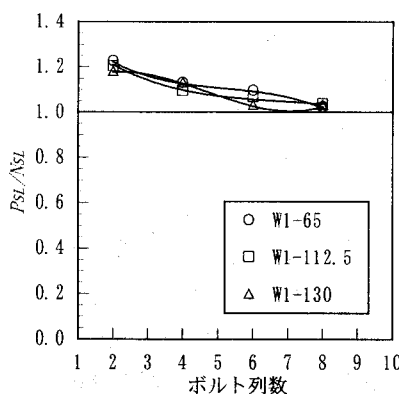


(b) シリーズ W2
($\beta=1.0$, $\gamma=1.2$)

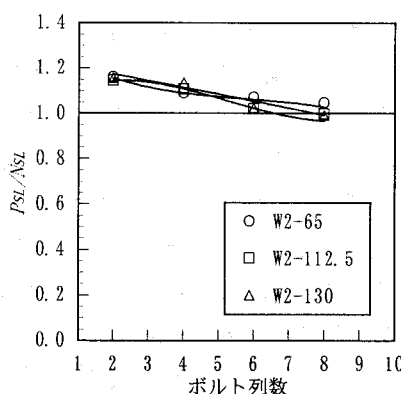


(c) シリーズ W3
($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$)

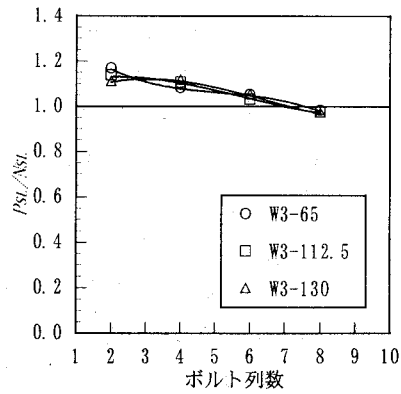
図-5. 1. 10 強度低減係数② (継手長さ比)



(a) シリーズ W1
($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$)



(b) シリーズ W2
($\beta=1.0$, $\gamma=1.2$)



(c) シリーズ W3
($\beta=1.2$, $\gamma=1.2$)

図-5. 1. 11 強度低減係数③ (ボルト列数)

列数を表わす。全てのシリーズにおいてボルト列数増加にともない、ボルト間隔が異なる場合でも同程度のすべり強度の低減が認められる。継手長さ比で評価した場合の解析結果において、平均値からのばらつきは大きいもので7%となり、ボルト列数で評価した場合は、ボルト間隔が短いほどすべり強度は若干大きくなるが、その差は最も大きなものでも3%程度と小さく、すべり強度低減係数は継手長さ比よりもむしろボルト列数との相関性が高いと考えられる。

図-5.1.12に本解析の範囲において、公称値 N_{SL} を上回る継手の限界を示す。図の縦軸はボルト列数を表し、横軸は連結板・母材降伏強度比 γ を表す。また、図中の点線は本解析モデルにおける ISO の規準値 $L/d=15$ に対応する列数を表す。以下、公称値 N_{SL} よりすべり強度の低減を必要とする継手とすべり強度が N_{SL} を上回る継手の境界をすべり強度の公称値が適用できる限界としてすべり強度公称値適用限界と称する。

全シリーズですべり強度公称値適用限界については、ボルト列数が4以上となり ISO の規定を上回る結果となった。

β 値が小さくなるほど2列のすべり強度である基本すべり強度の影響により、すべり強度公称値適用限界は大きくなる傾向を示す。

γ 値により比較をすると、列数の多少に関係なく γ 値が大きくなるほどすべり強度公称値適用限界は大きくなる傾向を示す。また、 γ 値が1.0-1.2間に比べて、1.2-1.4間ですべり強度公称値適用限界の増加が小さくなっている。以上より、 γ 値が1.2を越える継手においては、連結板による補強効果が十分に確保されていることがわかる。

図-5.1.13にボルト列数増加にともなうすべり係数の変化を示す。縦軸はすべり係数、横軸は β 値である。また、図中の実線はすべり係数の道示における公称値0.4、点線は秋山らによるすべり係数の提案式^{5.11), 5.12)}を示す。

ボルト列数が少ない場合、すべり係数は現行のすべり係数の公称値0.4を大きく上回り、 β 値が1.0以上においても秋山の提案する0.44程度まで緩和することが可能であると考えられるが、列数増加とともにすべり強度が低減し、係数が小さくなるために、ボルト列数が多い継手を構成する場合は、何らかの低減係数を乗ずる必要があると考えられる。

図-5.1.14は、各シリーズにおける2列のすべり強度である基本すべり強度 P_{BSL} を示す。縦軸に、基本すべり強度 P_{BSL} を母材純断面降伏強度の公称値 N_{Fyn} で無次元化した値、横軸は β 値を示す。また、図中の点線は、すべり強度の公称値 N_{SL} を表わす。

全てのモデルが主すべり先行型であり、すべり強度の公称値 N_{SL} の点線を上回る結果となった。 β 値が大きくなるに従い、基本すべり強度が大きくなるが、降伏が関与するようなモデルでは、若干、 N_{SL} の点線に漸近するようになる。また、 γ 値が大きいほど、連結板による補強効果が期待できるために、基本すべり強度は大きくなる傾向を示した。

図-5.1.9の解析結果を β 値ごとに平均化して、基本すべり強度を基準として整理した図を図-5.1.15に示す。縦軸は、主すべり発生時の荷重 P_{SL} を基本すべり強度 P_{BSL} で無次元化した値、横軸はボルト列数を表す。

全てのシリーズにおいて、1列(継手長さ比 $L/d=5$)増加するごとに、 P_{SL}/P_{BSL} は2.5%程度低下する傾向を示すことから、主すべりが限界状態となるのであれば β 値に関わらず、列数増加にともなうすべり強度の低下量は、ほぼ一定の割合となることがいえる。したがって、摩擦接合継手の多列化に対する強度低減係数を決定するにあたって、基本すべり強度が重要

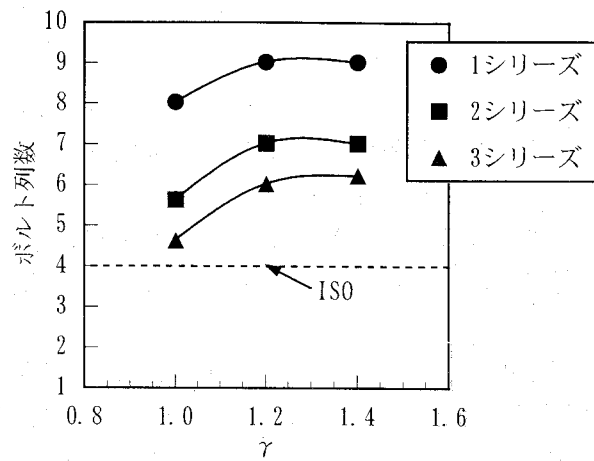


図-5. 1. 12 すべり強度公称値適用限界

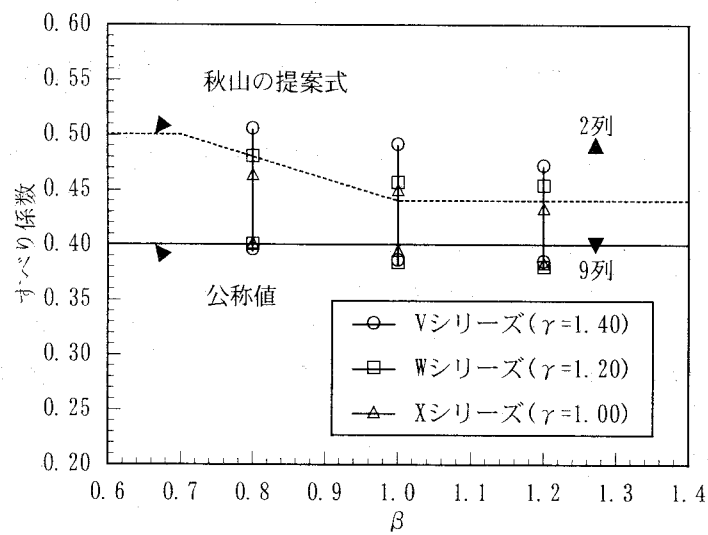


図-5. 1. 13 すべり係数

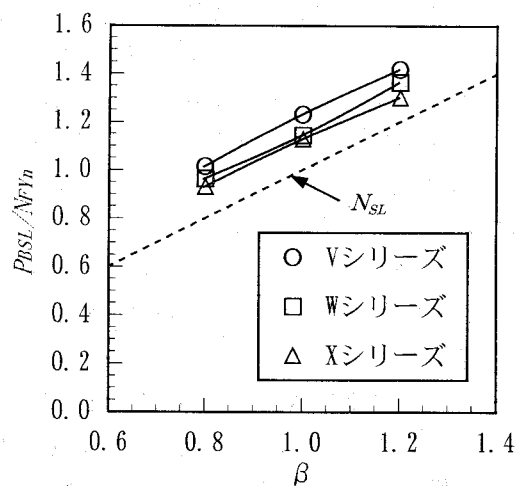


図-5. 1. 14 基本すべり強度

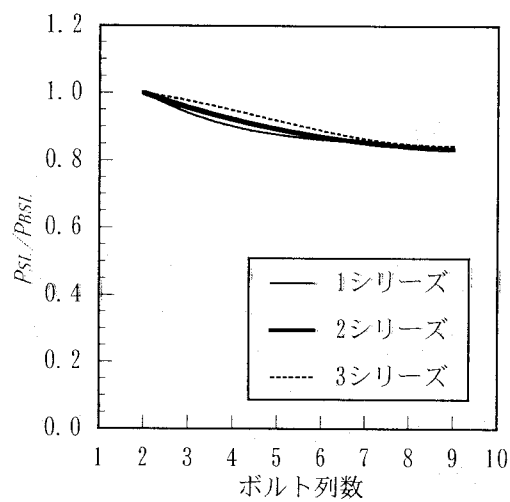


図-5. 1. 15 強度低減係数④

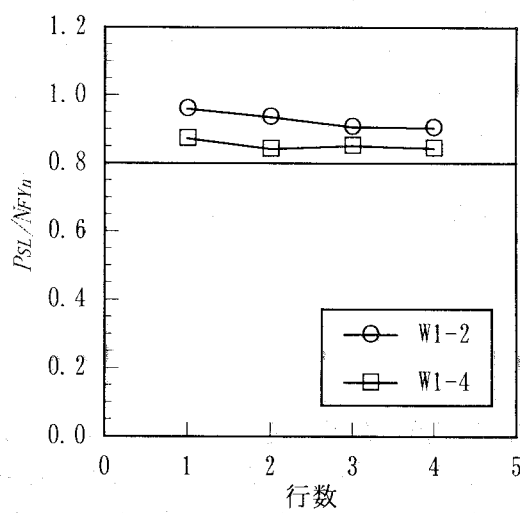


図-5. 1. 16 行数比較

な要因の一つであると考えられる。

以上のことを考慮して、強度低減係数 λ を図-5.1.15の曲線の平均値相当である式(5.2)とすることを提案する。

$$\begin{cases} P_{SL} = \lambda \times P_{BSL} \\ (\lambda = 0.3 \times 10^{-2} \times (\text{Row}-2)^2 - 0.45 \times 10^{-1} \times (\text{Row}-2) + 1) \end{cases} \quad (5.2)$$

ここで、Row はボルト列数を表わす。この提案式の解析結果に対する相関係数は、0.96程度であり良好な相関性を得ている。現行の道路橋示方書の規定に対する適用範囲としては、公称値を下回る継手が現れる5列以上の継手に対しての適用が妥当であると考えられ、すべり強度・母材降伏強度比 β が0.8と典型的なすべり先行型であるシリーズ1の継手のすべり強度公称値適用限界が8列以降に存在することから考え、 β 値により継手のタイプを制限することにより、適用範囲を緩和することが可能であると考えられる。また、すべり係数の見直しなどによってすべり強度の公称値に修正が加えられた場合においても、基本すべり強度を念頭に定めた上式は、すべり強度公称値適用限界を適切に評価することによって適用が可能である。

5.1.5 多列高力ボルト摩擦接合継手の行数による影響

高力ボルト摩擦接合引張継手の列数がすべり強度に与える影響を考える場合、前提として、行数による影響についても検討しておく必要がある。解析モデルはすべり先行型の継手となるよう β を0.8とし、 γ は実績調査で最も頻度が大い1.2のシリーズW1とする。図-5.1.16に、シリーズW1の2, 4列において行数を1, 2, 3, 4行と変化したモデルについての解析結果を示す。図の縦軸は P_{SL}/N_{SL} 、図の横軸は行数を表す。W1-2, 4の両ケースとも1~4行までのすべり強度 P_{SL} の差は、最大でも3%程度に収まる。従って、行数の変化は列数の変化に比べると、すべり強度 P_{SL} に与える影響は少ないと考えられる。

5.1.6 まとめ

本節では、多列高力ボルト摩擦接合引張継手を対象にボルト列数増加によるすべり強度の低減を明らかにするため、ボルト列数を2~9、すべり強度・母材降伏強度比 β を0.8~1.2、連結板・母材降伏強度比 γ を1.0~1.4の範囲およびボルト間隔を65, 112.5, 130mmについて、パラメトリック解析を行った。本解析で得られた知見は以下の通りである。

- (1) 多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度の低減をパラメトリック解析により確認することができた。また、ボルト行数の変化は、列数の変化ほどすべり強度 P_{SL} に影響を及ぼさないことを明らかにした。

- (2) ボルト列の多列化にともない，主すべり発生時において各ボルト列が受け持つことができる伝達せん断力が小さくなり，また中間ボルト列においてボルト 1 本分のすべり強度の公称値を下回るボルト列数が増加するが，このような挙動が多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度低減の大きな要因の一つとして考えられる。
- (3) 継手長さ比 L/d が 15 を越えると，すべり強度 P_{SL} が公称値 N_{SL} を下回る継手が現れる。同列数の継手において β 値が小さく γ 値が大きいほど，すべり強度とすべり強度の公称値との比 P_{SL}/N_{SL} は大きくなる傾向を示した。また，本解析の範囲において，最も強度の低減が著しい β 値が 1.2， γ 値が 1.0 の継手の解析結果が ISO の規準値とほぼ一致する結果となった。
- (4) 軸力導入時において隣り合うボルト列の母材－連結板の接触面における有効摩擦面積が重なり合わない場合，多列継手のすべり強度低減は，継手長さ比 L/d よりもボルト列数と相関性があると考えられる。
- (5) β 値が小さく γ 値が大きいほど，すべり強度公称値適用限界は大きくなる傾向を示す。その原因としては， β 値が小さくなるほど降伏の影響が緩和されるためであり，また， γ 値が大きいほど連結板による補強効果が期待できるためであると考えられる。
- (6) 主すべりが限界状態となる継手では，ボルト列数増加にともなう，すべり強度と公称値の比 P_{SL}/N_{SL} の低下は，ほぼ比例関係にあり，列数が 1 列増加するごとに，すべり強度 P_{SL} は 2.5% 程度低下する傾向を示す。基本すべり強度を基準とした場合，すべり強度低減係数は式 (5.2) で表すことができる。

5.2 低材質フィラープレートを用いた摩擦接合継手

5.2.1 概説

平成7年10月に建設省から発表された鋼道路橋設計ガイドライン(案)^{5.13)}では、鋼桁の製作における省力化のために、主桁ブロックを一定断面とし、現場継手部で母材と同質以上のフィラープレートを使用することにより断面変化させることを原則としている。ところが、断面変化の程度によっては、フィラープレートの板厚が薄くなり、母材が高強度鋼の場合は母材と同材質の薄板の入手が困難なこともあり、フィラープレートとして入手しやすい普通鋼の使用に対する要望が製作会社から寄せられている。

高力ボルト摩擦接合は、応力の流れが円滑で継手の剛性が高く疲労に強い優れた現場接合であることが広く知られている^{5.14)}。しかし、母材や連結板の材質とフィラープレートの材質が大きく異なる場合、フィラープレートの早期の降伏によりボルトの軸力抜けが促進され、継手のすべり耐力が低下する恐れや、断面変化の度合いによっては、フィラープレートと母材の板厚の構成比の変化が継手部の局部応力に悪影響を与えることが懸念される。

しかしながら、摩擦接合継手部における低材質フィラープレートの利用が継手を構成する母材、連結板の応力状態やずれ性状、荷重伝達機能などに与える影響についての系統的な評価は、実験的にも解析的にも報告されていないのが現状である。そこで、低材質フィラープレートが高力ボルト摩擦接合継手部に与える様々な影響および低材質フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手の強度を明らかにするため、フィラープレートの板厚(母材の断面変化率)および母材および連結板に対するフィラープレートの材質をパラメータとして、第3章で述べた摩擦接合継手を対象に開発した弾塑性有限変位法^{5.7)}を用いて数値解析を行い、荷重-変位関係、ボルトの軸力抜け、応力状態などについて考察を行うとともに、母材、連結板およびフィラープレートの相互作用、すべりおよび降伏限界状態について検討を行った。

5.2.2 低材質フィラープレートを用いた摩擦接合継手のモデル化

(1) 解析モデル

図-5.2.1に解析モデルの概要を示す。I型断面主桁の高力ボルト摩擦接合継手部における全体のすべり現象は、フランジおよびウェブの添接ボルト群の共働作用を無視しては評価できないが、引張フランジ部の主すべりおよび、母材の降伏とそれにとまなう部分すべり現象は引張を受ける単一の摩擦接合引張継手と挙動的にはほぼ一致しているとみなすことができる。したがって、本解析では、主桁引張側フランジの摩擦接合部を単一の摩擦接合引張継手として仮定する。また、摩擦接合引張継手の線形限界状態は、すべり強度と母材の降伏強度との相互関係により決まるため降伏やすべりに対する局所的なメカニズムには高力ボルトの行列数の影響は少ない^{5.12)}。そこで、解析モデルとしては極力簡易なモデルを考え、高力ボルト(F10T, M20)は片側1行2列の2面せん断継手で統一した。継手部にお

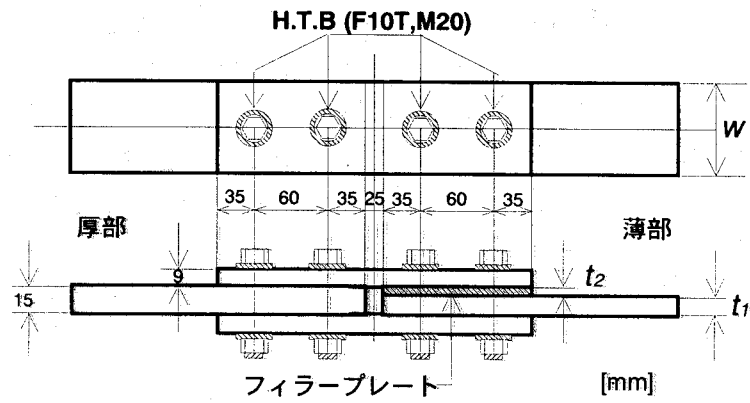


図-5. 2. 1 解析モデルの概要

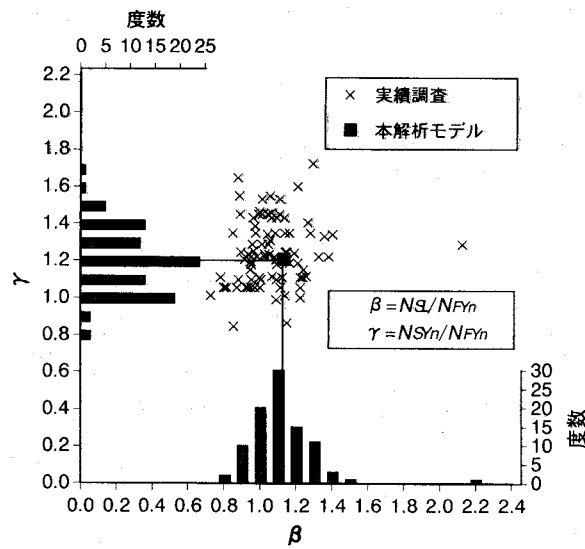


図-5. 2. 2 β および γ の分布

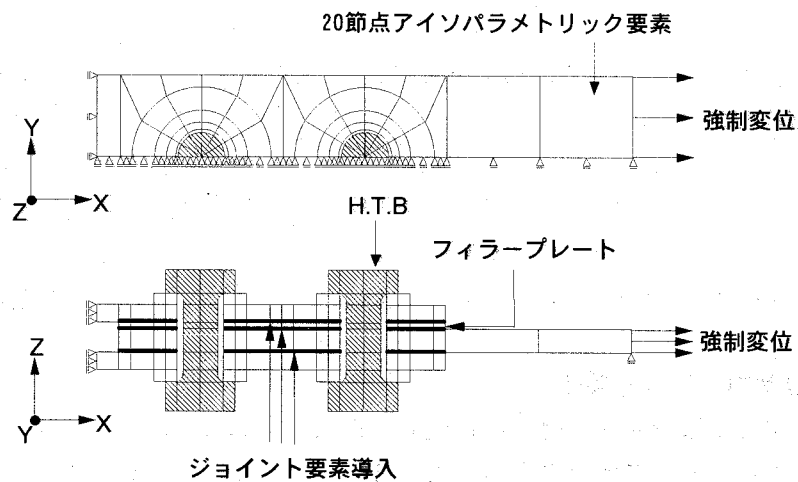


図-5. 2. 3 要素分割図

ける断面変化については母材上面にフィラープレートを用いて添接厚をそろえ、継手の長手方向にフィラープレートが挿入されている側を薄部、挿入されていない側を厚部と称する。各モデルで、厚部の母材板厚は 15mm、連結板厚はボルト頭部側およびナット側ともに 9mm とし、薄部側の母材、フィラープレート厚および母材、連結板、フィラープレートの材質を変化させた。また、厚部側の母材板厚に対する薄部側の母材板厚の減少量を継手部における断面変化率として定義した。

表-5.2.1 に解析モデルの諸元を示す。初期導入ボルト軸力は道路橋示方書^{5.3)}の規定に基づき、設計軸力 16.5tf の 1 割り増し 18.15tf とする。同様にすべり係数を公称値 0.4 とし設計した結果、すべり強度の公称値は 29.04tf となる。

第 4 章において言及した通り、高力ボルト摩擦接合継手の線形限界状態は継手の設計値であるすべり強度と母材および連結板の降伏強度により大きく左右され、また、これらの諸元は継手の初期剛性等にも大きく影響を与える^{5.8)}。そこで、解析モデルのパラメータとして、すべり強度・母材降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ を用いる。 β 、 γ 値は次式で定義される。

$$\begin{cases} \beta = N_{SL} / N_{Fyn} \\ \gamma = N_{Syn} / N_{Fyn} \end{cases} \quad (5.2.1)$$

ここに、 N_{SL} はすべり強度の公称値、 N_{Fyn} は母材純断面降伏強度の公称値、 N_{Syn} は連結板純断面降伏強度の公称値である。 β および γ の値は、鋼 I 桁フランジ継手の実績調査の分布^{5.11)} (図-5.2.2) を参照し、標準的な値として、全モデルで厚部に対する β 値は 1.13、 γ 値は 1.20 に統一した。従って、本解析モデルは一般に施工されている標準的な摩擦接合継手にフィラープレートを用いることにより断面減少するモデルを想定している。実際に解析パラメータとして着目する薄部側の β および γ 値については、フィラープレートの材質および板厚を変化させた各モデルに対して算出しており、各モデルの値については、表-5.2.1 に記載している。

フィラープレートの母材および連結板に対する材質を検討するため、シリーズ A の母材および連結板の鋼種は SM490Y、フィラープレートの鋼種は SS400、同様にシリーズ B は、それぞれ SM570、SS400 とした。モデル C6 はフィラープレートの材質比較のためのモデルで母材、フィラープレートともに SM570 とする。また、フィラープレートの板厚の違いによる影響を検討するため、シリーズ A および B に対しては、薄部でフィラープレートの板厚を 2、4、6mm と変化させたモデルを考え、フィラープレートの板厚を添え字として A2、A4、A6 および B2、B4、B6 の記号で表す。この場合、薄部の厚部に対する、母材の断面変化率はフィラープレートが 2、4、6mm の各モデルで、それぞれ 13.4、26.7、40.0% となる。また β および γ の値はそれぞれ 1.31、1.54、1.89 および 1.38、1.64、2.00 となる。

(2) 有限要素分割および境界条件

図-5.2.3 に要素分割図を示す。継手を構成する母材、連結板、高力ボルト、座金には 20 節点アイソパラメトリック立体要素を用いる。要素の特性については、5.1 節と同様である。適切な分割形状および分割数については、本解析モデルで使用した母材に相当する孔

表-5. 2. 1 解析モデルの諸元

パラメータ \ モデル		A (厚部)	A2 (薄部)	A4 (薄部)	A6 (薄部)
母材	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600
	板厚 t_1 (mm)	15.00	13.00	11.00	9.00
	全幅 w (mm)	70.00	70.00	70.00	70.00
	ボルト孔径 (mm)	22.50	22.50	22.50	22.50
	純断面積 A_n (cm ²)	7.13	6.18	5.23	4.28
連結板	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	板厚 (上) (mm)	9.00	9.00	9.00	9.00
	板厚 (下) (mm)	9.00	9.00	9.00	9.00
フィラー プレート	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400
	板厚 t_2 (mm)	****	2.00	4.00	6.00
断面変化率) $t_2/(t_1+t_2)$ (%)		0.0	13.3	26.7	40.0
初期導入ボルト軸力 (tf)		18.15	18.15	18.15	18.15
すべり強度(すべり係数=0.4) N_{SL} (tf)		29.04	29.04	29.04	29.04
母材純断面降伏強度 N_{FYn} (tf)		25.65	22.23	18.81	15.39
連結板純断面降伏強度 N_{SYn} (tf)		30.78	30.78	30.78	30.78
$\beta = N_{SL}/N_{FYn}$		1.13	1.31	1.54	1.89
$\gamma = N_{SYn}/N_{FYn}$		1.20	1.38	1.64	2.00

パラメータ \ モデル		B (厚部)	B2 (薄部)	B4 (薄部)	B6 (薄部)	C6 (薄部)
母材	鋼種	SM570	SM570	SM570	SM570	SM570
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	4600	4600	4600	4600	4600
	板厚 t_1 (mm)	15.00	13.00	11.00	9.00	9.00
	全幅 w (mm)	60.00	60.00	60.00	60.00	60.00
	ボルト孔径 (mm)	22.50	22.50	22.50	22.50	22.50
	純断面積 A_n (cm ²)	5.58	4.83	4.09	3.35	3.35
連結板	鋼種	SM570	SM570	SM570	SM570	SM570
	板厚 (上) (mm)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
	板厚 (下) (mm)	9.00	9.00	9.00	9.00	9.00
フィラー プレート	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SM570
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400	4600
	板厚 t_2 (mm)	****	2.00	4.00	6.00	6.00
断面変化率) $t_2/(t_1+t_2)$ (%)		0.0	13.3	26.7	40.0	40.0
初期導入ボルト軸力 (tf)		18.15	18.15	18.15	18.15	18.15
すべり強度(すべり係数=0.4) N_{SL} (tf)		29.04	29.04	29.04	29.04	29.04
母材純断面降伏強度 N_{FYn} (tf)		25.65	22.23	18.81	15.39	15.39
連結板純断面降伏強度 N_{SYn} (tf)		30.78	30.78	30.78	30.78	30.78
$\beta = N_{SL}/N_{FYn}$		1.13	1.31	1.54	1.89	1.89
$\gamma = N_{SYn}/N_{FYn}$		1.20	1.38	1.64	2.00	2.00

表-5. 2. 2 初期ボルト軸力導入に伴うフィラープレートの応力

モデル	A2	A4	A6	
$\sigma_{z,max}$ (kgf/cm ²)	2120	2092	1872	
σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	
$\sigma_{z,max}/\sigma_y$ (%)	88.3	87.2	78.0	
モデル	B2	B4	B6	C6
$\sigma_{z,max}$ (kgf/cm ²)	2105	1995	1935	1925
σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	4600
$\sigma_{z,max}/\sigma_y$ (%)	87.7	83.1	80.6	41.8

空き鋼板による検討を行い、応力 状態、応力集中係数など所定の値（誤差 0.5%以内）を得る十分な分割として決定した。また、解析結果の妥当性については、第 3 章において検証している。鋼板の接触面にはジョイント要素を用いるが、本解析モデルでは母材と連結板およびフィラープレート、フィラープレートと連結板、連結板と座金の全接触面にジョイント要素を導入する。継手の対称性を利用して、継手全体の 1/4 モデルを解析対象とし、図-5. 2. 3 に示す境界条件を与える。外力としては継手軸方向に引張力が生ずるように継手端部において強制変位を与える。

5. 2. 3 解析結果と考察

(1) 初期ボルト軸力導入による影響

表-5. 2. 2 に初期ボルト軸力導入時におけるフィラープレートの板厚方向応力の最大値 $\sigma_{z,max}$ (kgf/cm²)を示す。初期ボルト軸力導入により、フィラープレートが SS400 のシリーズ A およびシリーズ B では、降伏応力の 8 割以上の応力がボルト孔周辺で局部的に導入されるが、降伏に達することはない。板厚方向応力の最大値はモデル A2, A4, A6 および B2, B4, B6 と断面変化率が増すほど減少する傾向にある。フィラープレートが SM570 の C6 では、最大板厚方向応力は降伏応力の 5 割にも達していない。

(2) 荷重-全伸び関係

図-5. 2. 4 に荷重-全伸び関係を示す。図-5. 2. 4 (a)はシリーズ A, (b)はシリーズ B, (c)はフィラープレート厚が 6mm のモデル A6, B6, C6 (6mm シリーズ) に対する荷重-全伸び関係である。図の縦軸は載荷荷重 P を母材純断面降伏強度 N_{Fy} で無次元化した値 P/N_{Fy} , 図の横軸は全伸びを継手全長と母材の降伏ひずみの積で無次元化した値を表す。すべり先行型の継手 A, A2, A4, B, B2 および B4 に対しては主すべり発生時の荷重 P_{SL} を、母材降伏先行型の継手 A6, B6, C6 に対しては、母材純断面降伏時の荷重 P_{Fy} を線形限界と定義する。後者では、主すべりが発生する以前に母材がボルト孔周辺で全断面塑性化に達し、それ以降の強度は期待できないため、母材純断面降伏時の荷重 P_{Fy} を線形限界として評価した。荷重-全伸び関係は、全てのモデルにおいて各モデルに対応した線形限界 P_{SL} または P_{Fy} までを図示している。

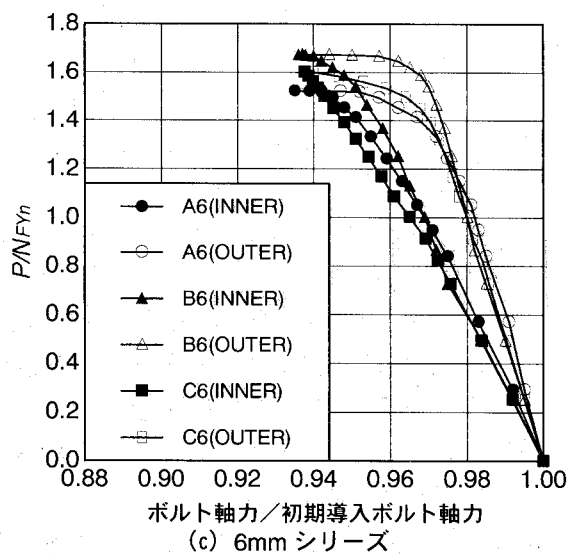
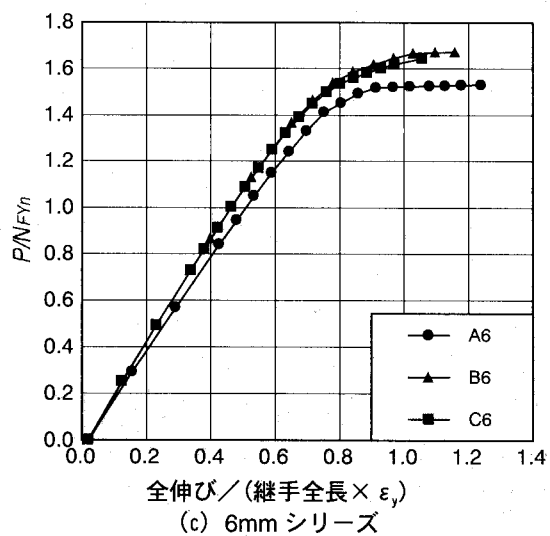
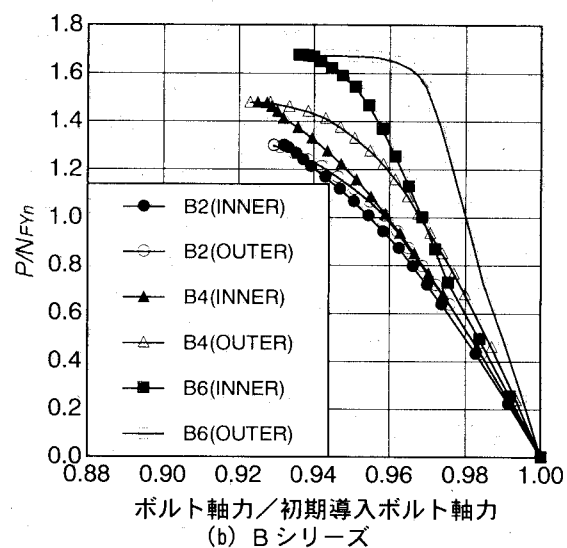
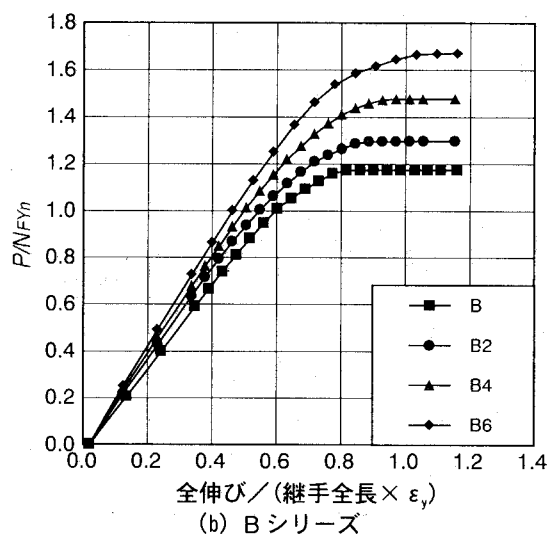
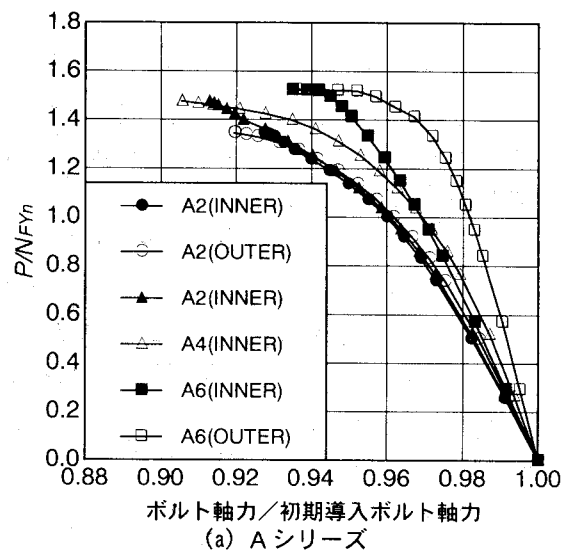
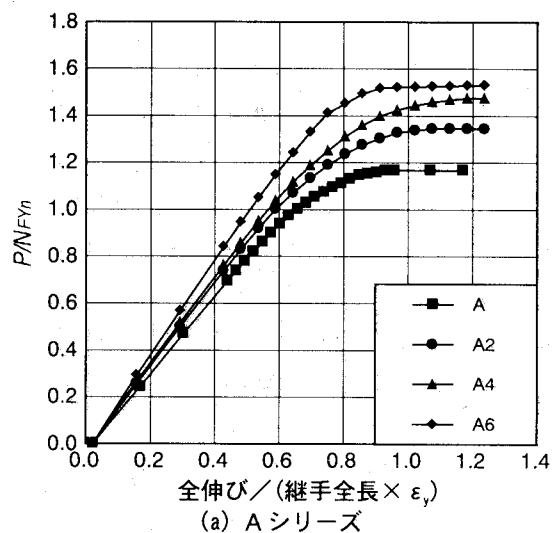


図-5. 2. 4 荷重-全伸び

図-5. 2. 5 荷重-ボルト軸力

図-5.2.4(a)のシリーズAでは、モデルA, A2, A4 および A6 のピーク値はそれぞれ 1.17, 1.34, 1.48, 1.52 となる。A2, A4, A6 と断面変化率が大きくなるほど、線形限界 (P_{SL} または P_{Fyn}) は薄部の母材の降伏強度 N_{Fyn} に比べて大きくなる。これは、フィラープレートが厚いモデルほど N_{Fyn} が小さくなるためであり、モデル A から A4 の $\beta (=N_{SL}/N_{Fyn})$ 値が 1.13, 1.31, 1.54 であることを考慮すると、モデル A, A2, A4 ではすべり強度 N_{SL} とほぼ同程度の強度を有し、フィラープレートが厚くなるにしたがい若干強度が低下する傾向を示す。 β 値が 1.89 と大きいモデル A6 では、母材降伏先行型の典型的な継手となる。そのため、線形限界 P_{Fyn} は、母材純断面降伏強度に対しては約 $1.5 N_{Fyn}$ と公称値を上回るが、薄部側の β 値が 1.89 であることからすべり強度の公称値 N_{SL} を 1 割以上下回ることが分る。図-5.2.4(b)のシリーズBでもシリーズAと同様の傾向を示し、モデルB, B2, B4, B6 それぞれのピーク値は 1.17, 1.30, 1.48, 1.67 となる。やはり、モデルB6はA6と同様に母材降伏先行型の継手となり線形限界 P_{Fyn} は N_{SL} を 1 割以上下回る値となる。また、フィラープレート厚 6mm で材質の違いにより比較した図-5.2.4(c)のモデルA6, B6, C6 では、それぞれのピーク値は 1.52, 1.67, 1.65 となる。これらのモデルでは、 β 値が 1.89 と大きく、母材降伏先行型の典型的な継手となるため挙動の特性は類似する。モデルB6とC6を比較すると初期剛性およびピーク値ともにほぼ等しい値を呈しており、フィラープレート厚 6mm (断面変化率 40%) のモデルでは低材質のフィラープレートの使用が十分可能であると考えられる。荷重-変位関係は母材の形状変形に基づくため、フィラープレートの材質にあまり依存しない結果となった。

(3) 荷重-ボルト軸力関係

図-5.2.5に荷重-ボルト軸力関係を示す。図-5.2.5(a)はシリーズA, (b)はシリーズB, (c)はフィラープレート厚が 6mm の A6, B6, C6 (6mm シリーズ) に対する荷重-ボルト軸力関係である。図の縦軸は荷重レベル P/N_{Fyn} , 図の横軸はボルト軸力を初期導入ボルト軸力で無次元化した値を示す。ボルト軸力の低下は、継手を構成する鋼板の応力および変形状態に依存する。鋼板が弾性状態の間はボルト軸力は鋼板のポアソン効果による板厚減少に依存し緩やかな低下を示すが、鋼板が塑性化すると板厚の急激な減少にともないボルト軸力は著しく低下する。また、継手端部での引張力は、内側ボルト列では主に連結板に、外側ボルト列では主に母材に伝達されるため、ボルト軸力の低下は、内側ボルト列では連結板の板厚減少に、外側ボルト列では母材の板厚減少に大きく依存する。

図-5.2.5(a)のシリーズAでは、それぞれ断面変化率に応じて特徴的なボルト軸力低下の傾向を示す。モデルA2では内側ボルト列と外側ボルト列で同程度のボルト軸力低下を示す。これは他のモデルに比べ、連結板・母材降伏強度比 $\gamma (=N_{Syn}/N_{Fyn})$ が 1.38 と 1 に近いことによる。モデルA4, A6 と断面変化率が大きくなるに従い、 γ 値とともに連結板と母材の板厚差は大きくなり、内側ボルト列と外側ボルト列で軸力低下に差が生じる。モデルA6は鋼板の変形が弾性範囲の荷重レベルではポアソン効果の影響で、母材に比べ板厚が大きい連結板の板厚減少が大きく、内側列でのボルト軸力低下が大きい。しかし P/N_{Fyn} が 1.0 以降の荷重では γ 値が 2.00 と大きいため、母材の外側列における塑性化が先行し、外側列のボルト軸力低下が著しい。図-5.2.5(b)のシリーズBでも同様の結果となり、B2, B4, B6 と γ 値が大きくなるに従い内側列と外側列におけるボルト軸力の低下に差が生じる。また、

図-5.2.5(c)のモデル A6, B6, C6 では、 β 値、 γ 値が 1.89, 2.00 と共に大きいので、継手の板厚減少は母材の外側列における塑性化に大きく依存する。そのため、ボルト軸力の低下もフィラープレートの材質に依らず同様の低下傾向を示す。

全モデルを通じて、薄部側の β 値、 γ 値およびフィラープレートの板厚、材質によりボルト軸力の低下傾向は異なるものの、主すべり発生時または母材降伏時におけるボルト軸力の低下は 10.0% 以内であり、各モデルの線形限界 P_{SL} または P_{Fyn} において著しい低下は生じていない。

(4) 応力分布、相対変位、接触状況

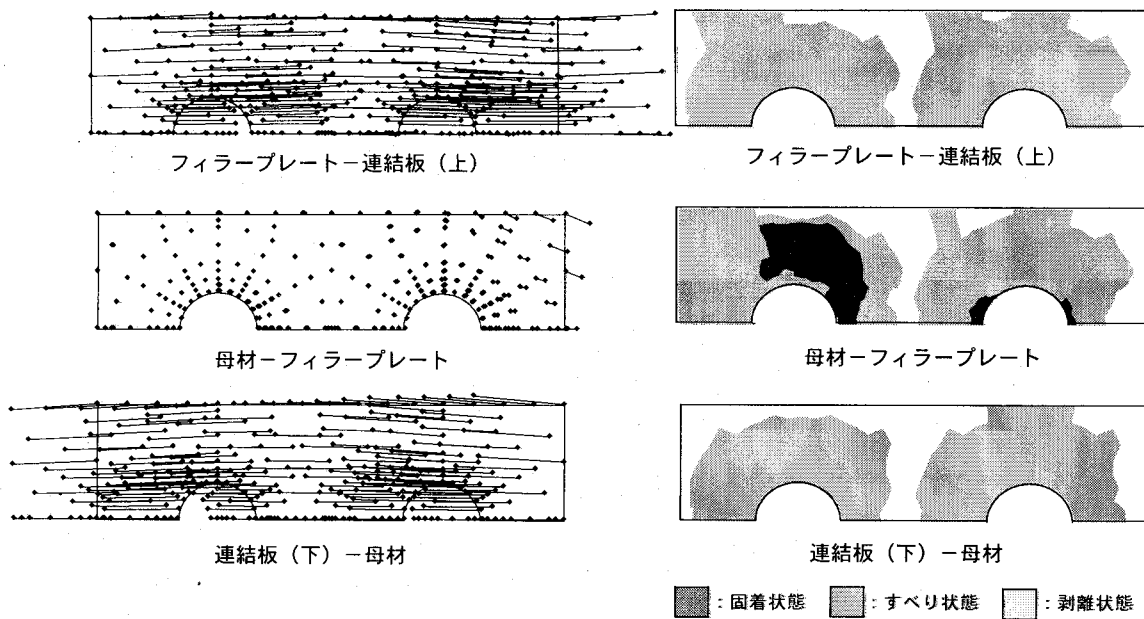
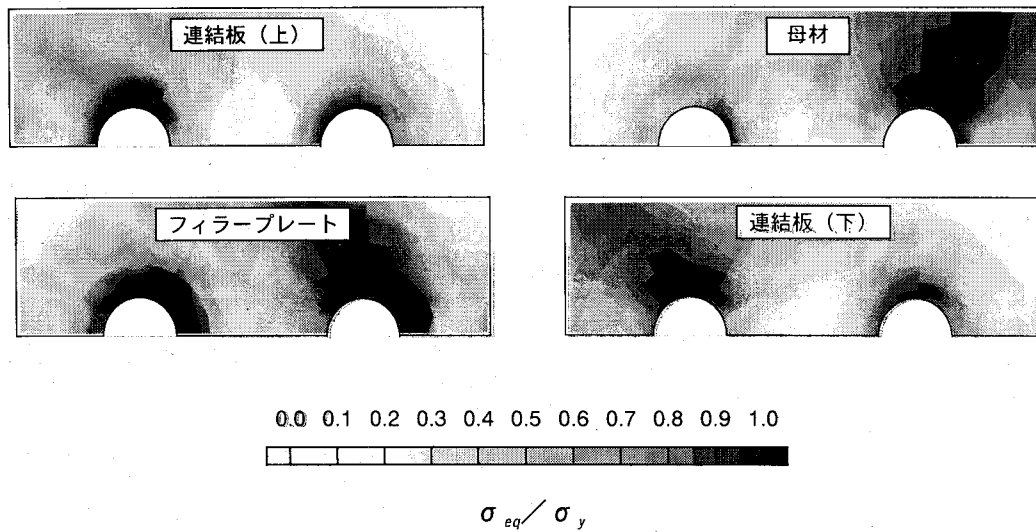
図-5.2.6 にシリーズ A、図-5.2.7 にシリーズ B、図-5.2.8 にシリーズ C の線形限界 P_{SL} または P_{Fyn} 時における応力分布、相対変位および接触状況を示す。それぞれ図(a)が応力分布、(b)が相対変位、(c)が接触状況を表す。以下、母材および連結板の鋼種とフィラープレートの鋼種において最も差があるシリーズ B を中心に考察を加える。なお、応力分布は相当応力を各部材の降伏強度で無次元化した値で表した。黒塗りの部分が降伏領域である。図は左上より、ボルト頭部側の連結板（以下、連結板(上)）、フィラープレート、母材、ナット側の連結板（以下、連結板(下)）である。B2, B4, B6 と断面変化率が大きくなるに従い、フィラープレートの降伏領域は減少し、逆に母材の降伏領域は増加する。特にモデル B6 では母材の外側列ボルト孔周辺で全断面塑性化に至っており、母材降伏先行型継手の特徴がよく現れている。また、連結板に着目すると連結板(上)に比べ連結板(下)に降伏領域が目立つ。これは、母材を挟み上側では連結板およびフィラープレートの剛性が期待できるのに対し、下側では連結板のみの剛性しか期待できないためである。シリーズ A の各モデルでも同様の傾向が確認できる。

次に接触面における母材-連結板間の相対変位および接触状況について考察する。双方とも、図は上より連結板(上)-フィラープレート、フィラープレート-母材、母材-連結板(下)間の相対変位および接触状況を表している。相対変位は、継手原形の縮尺に対して 100 倍に拡大して図示している。

モデル B2 では、母材-フィラープレート間の接触面で固着領域が確認され、この間では相対的に変位が生じていないため、主すべりは連結板(下)-母材、およびフィラープレート-連結板(上)間で発生することが分かる。したがって、フィラープレートは主すべり発生モデルの B2 において、母材とともに有効に機能しているといえる。母材-フィラープレート間で確認される固着領域に着目すると、薄部側の γ 値が 1 に近いこともあり、応力状態と同様に内側および外側ボルト孔周辺で同様の様相を示す。シリーズ A のモデル A2 でも同様の傾向が確認された。

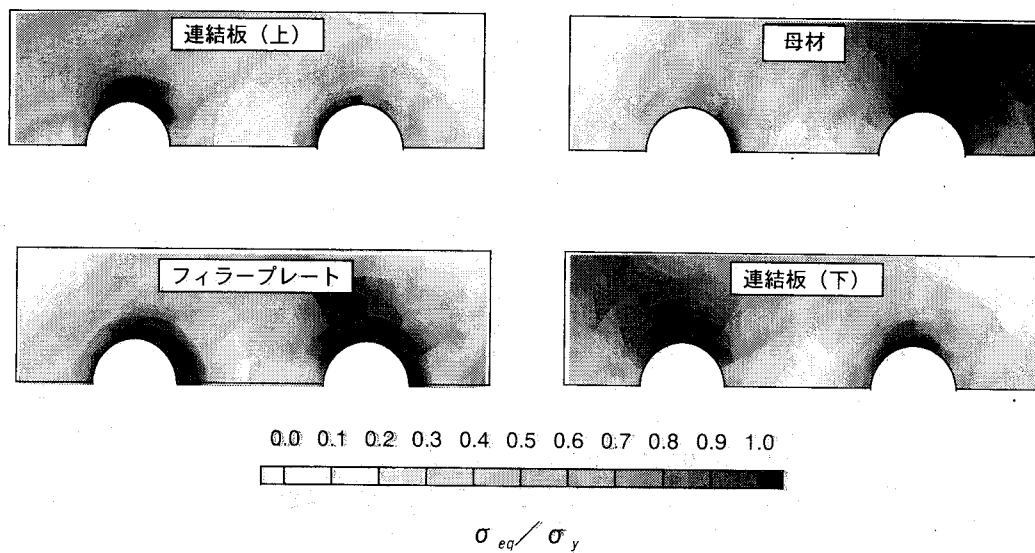
モデル B6 において相対変位に着目すると連結板(下)-母材、および母材-フィラープレート間における外側ボルト列付近の接触面で大きな部分すべりが生じている。接触状況に着目すると母材-フィラープレート間のみならず各々の接触面で内側ボルト孔周辺に固着領域が存在していることから主すべりが発生していないことが確認でき、応力分布と同様に母材降伏先行型継手の特徴がよく現れている。モデル A6, C6 でも同様の傾向が確認された。

モデル B4 では、連結板(下)-母材、およびフィラープレート-連結板(上)間で大きく相対的に変位し、この間で主すべりの発生は認められるものの、連結板(下)-母材および母材-

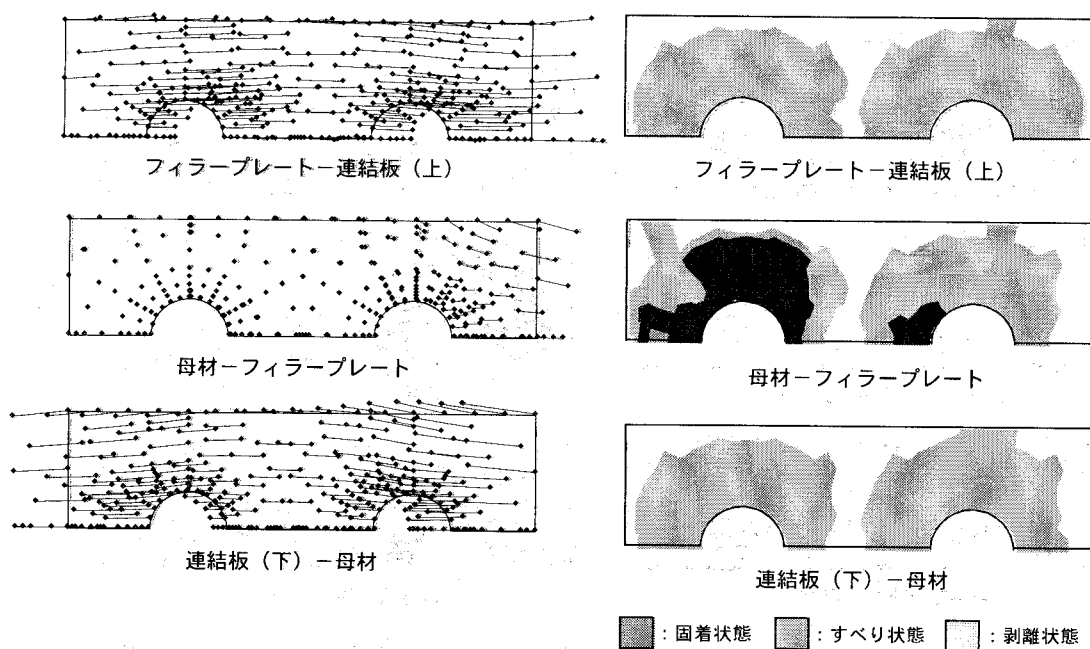


TYPE	A2
連結板 (上)	SM490Y, 9mm
フィラープレート	SS400, 2mm
母材	SM490Y, 13mm
連結板 (下)	SM490Y, 9mm
荷重レベル (P/N_{FYn})	1.165 (主すべり発生時)

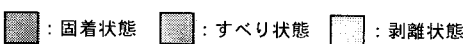
図-5.2.6 応力分布, 相対変位, 接触状況 (モデル A2)



(a) 相当応力の分布



(b) 相対変位

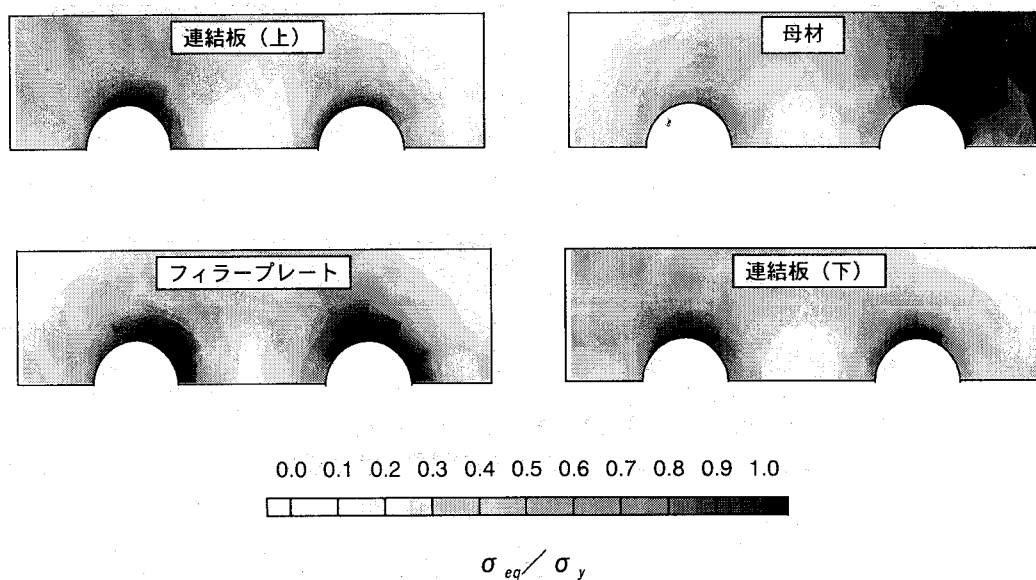


接触面の接触状況

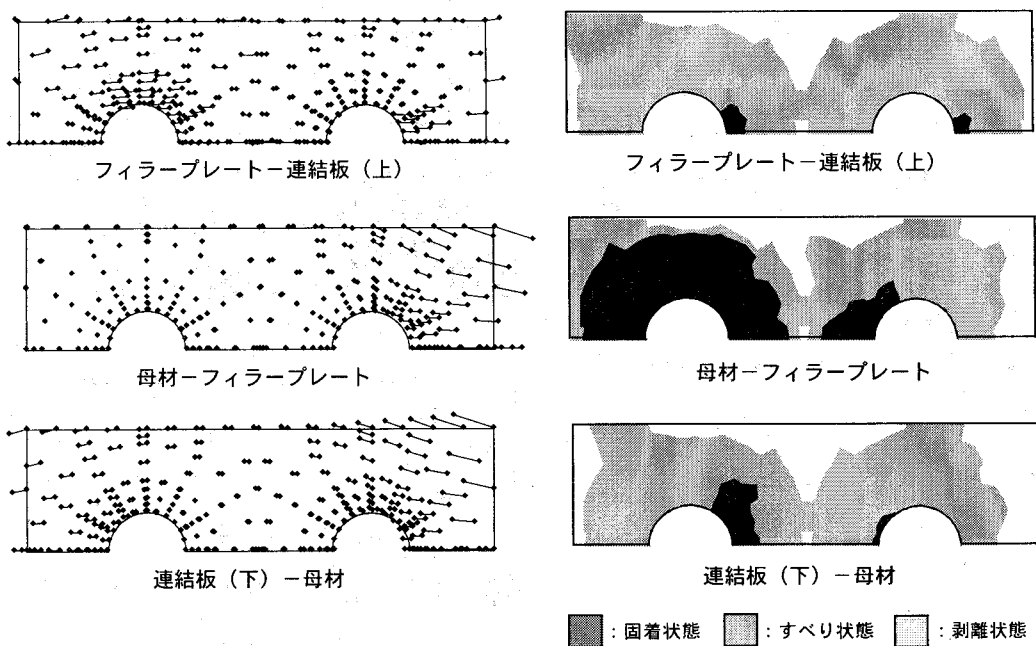
(c) 接触状況

TYPE	A4
連結板 (上)	SM490Y, 9mm
フィラープレート	SS400, 4mm
母材	SM490Y, 11mm
連結板 (下)	SM490Y, 9mm
荷重レベル (P/N_{FYN})	1.082 (主すべり発生時)

図-5.2.6 応力分布, 相対変位, 接触状況 (モデル A4)



(a) 相当応力の分布

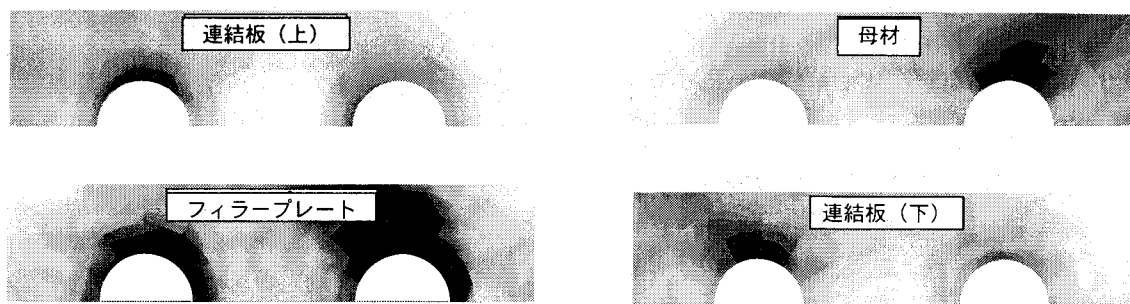


(b) 相対変位

(c) 接触状況

TYPE	A6
連結板 (上)	SM490Y, 9mm
フィラープレート	SS400, 6mm
母材	SM490Y, 9mm
連結板 (下)	SM490Y, 9mm
荷重レベル (P/N_{FyR})	0.912 (主すべり発生時)

図-5.2.6 応力分布, 相対変位, 接触状況 (モデル A6)

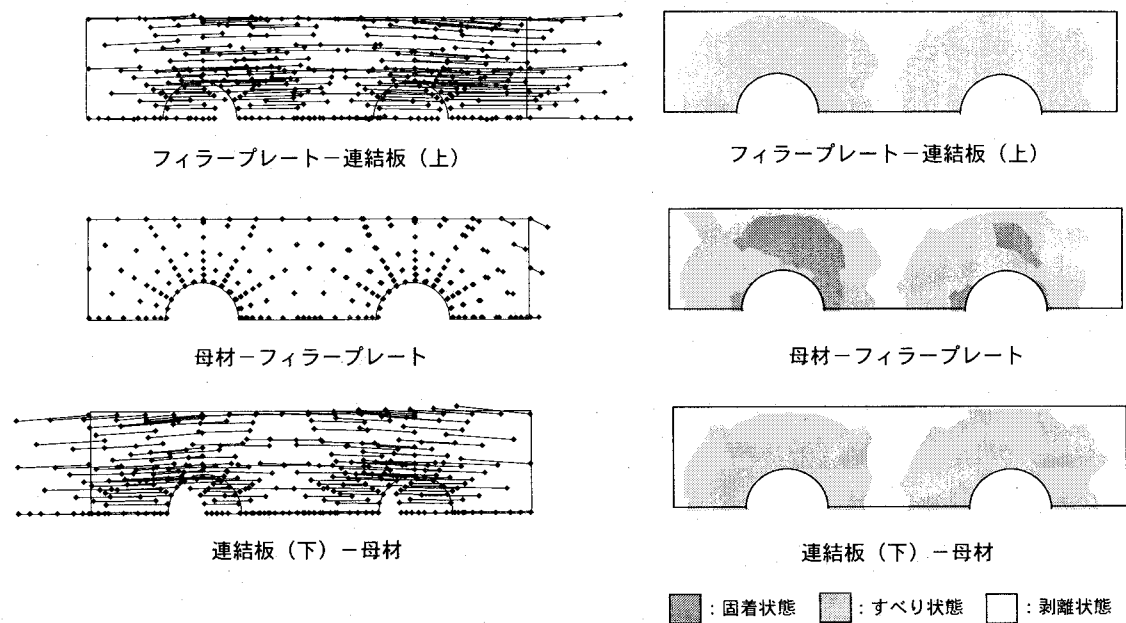


0.0 0.1 0.2 0.3 0.4 0.5 0.6 0.7 0.8 0.9 1.0



$$\sigma_{eq} / \sigma_y$$

(a) 相当応力の分布

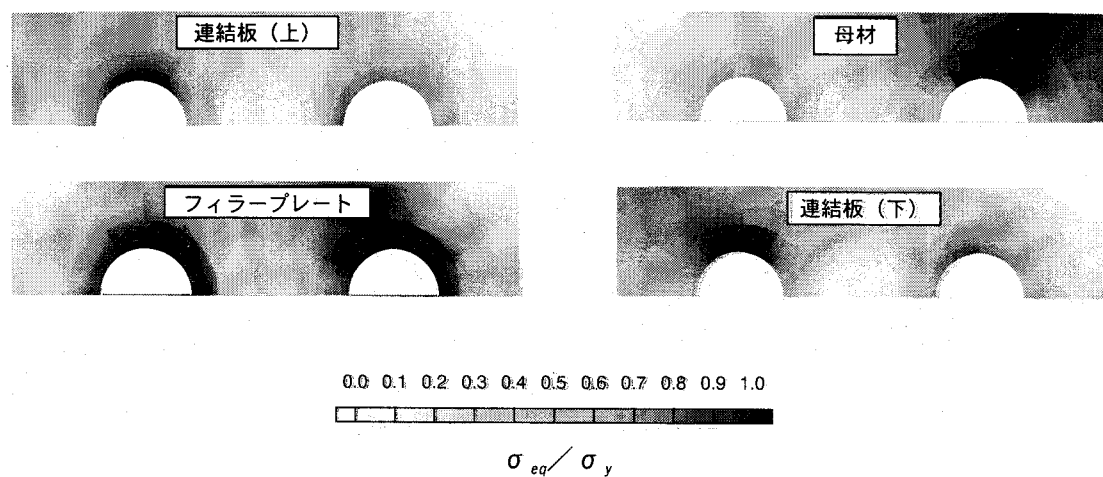


(b) 相対変位

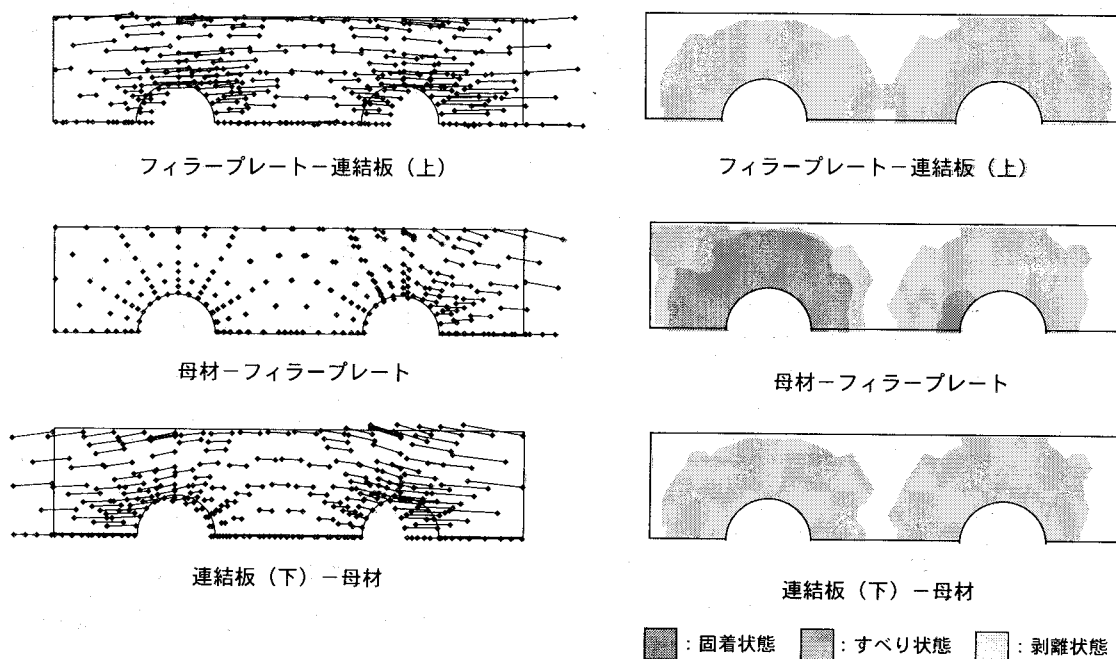
(c) 接触状況

TYPE	B2
連結板 (上)	SM570Y, 9mm
フィラープレート	SS400, 2mm
母材	SM570Y, 11mm
連結板 (下)	SM570Y, 9mm
荷重レベル (P/N_{FyR})	1.123 (主すべり発生時)

図-5.2.7 応力分布, 相対変位, 接触状況 (モデル B2)



(a) 相当応力の分布

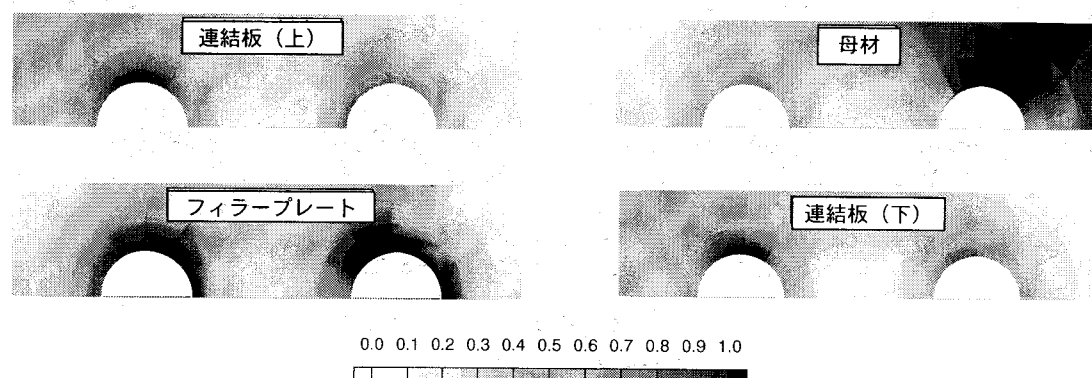


(b) 相対変位

(c) 接触状況

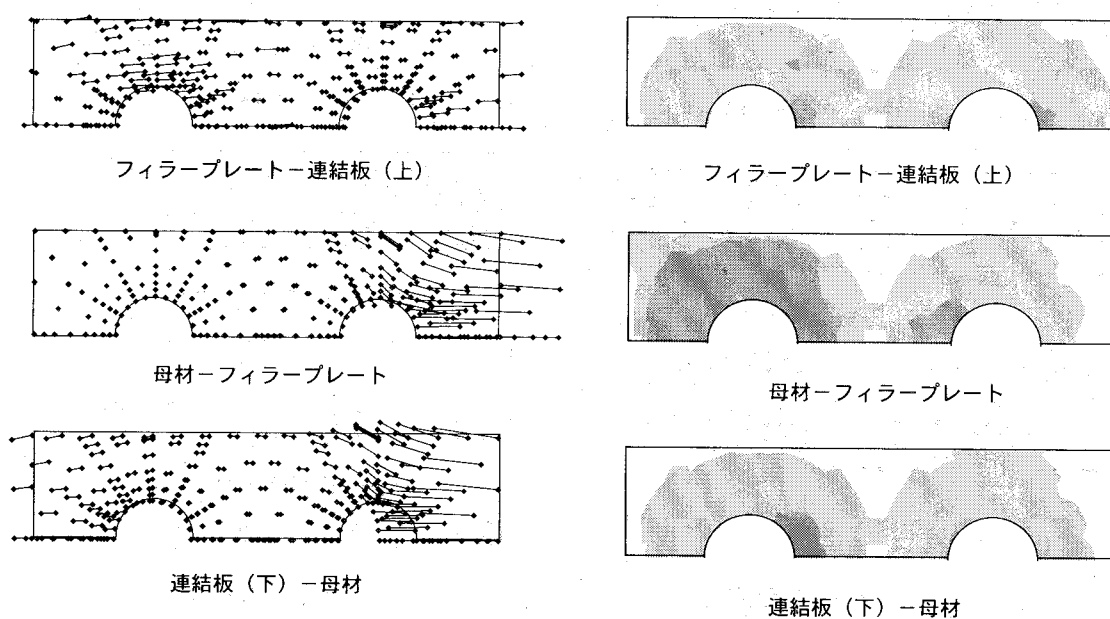
TYPE	B4
連結板 (上)	SM570Y, 9mm
フィラープレート	SS400, 4mm
母材	SM570Y, 11mm
連結板 (下)	SM570Y, 9mm
荷重レベル (P/N_{Fy0})	1.082 (主すべり発生時)

図-5.2.7 応力分布, 相対変位, 接触状況 (モデル B4)



$$\sigma_{eq} / \sigma_y$$

(a) 相当応力の分布



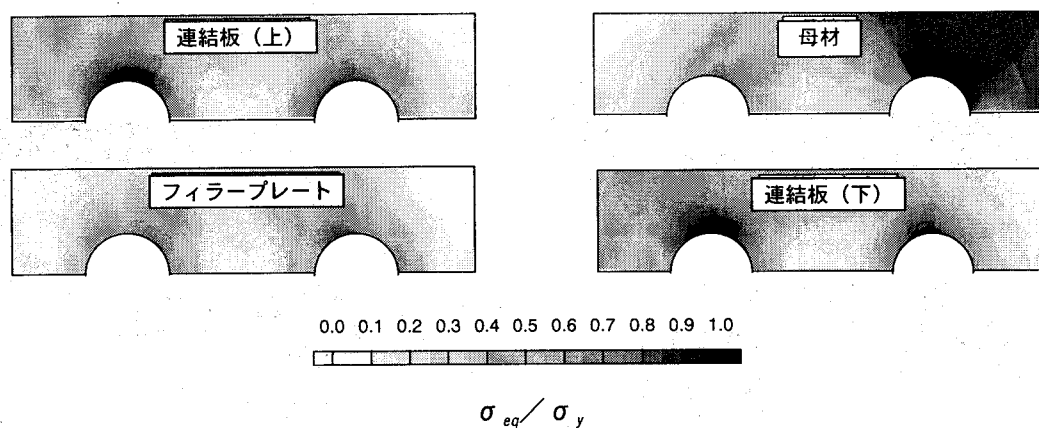
■ : 固着状態 ■ : すべり状態 □ : 剥離状態

(b) 相対変位

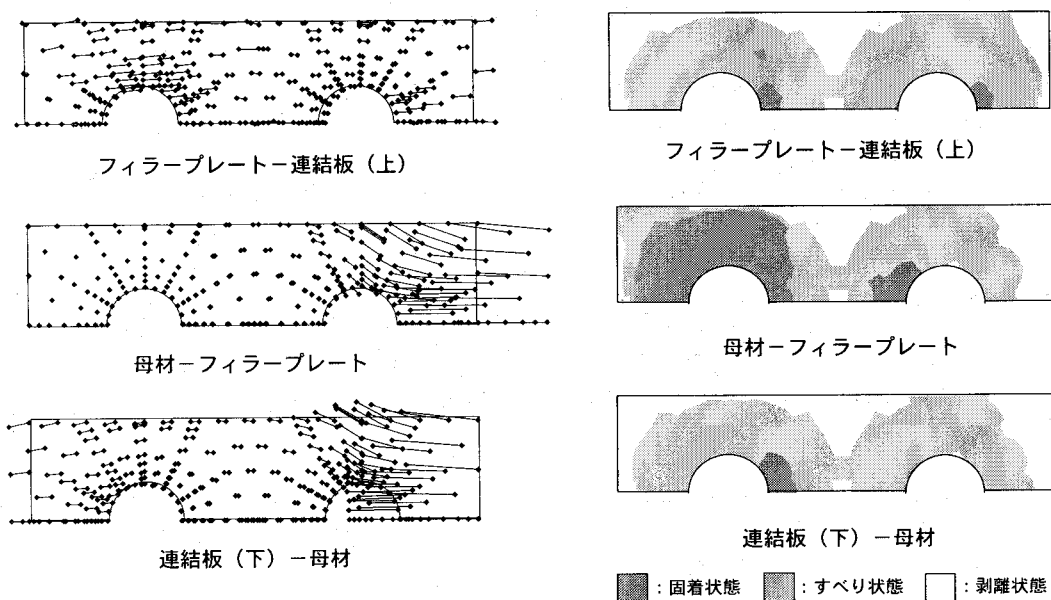
(c) 接触状況

TYPE	B6
連結板 (上)	SM570Y, 9mm
フィラープレート	SS400, 6mm
母材	SM570Y, 13mm
連結板 (下)	SM570Y, 9mm
荷重レベル (P/N_{FYn})	1.165 (主すべり発生時)

図-5.2.7 応力分布, 相対変位, 接触状況 (モデル B6)



(a) 相当応力の分布



TYPE	C6
連結板 (上)	SM570Y, 9mm
フィラープレート	SM570Y, 6mm
母材	SM490Y, 9mm
連結板 (下)	SM490Y, 9mm
荷重レベル (P/N_{FYn})	(主すべり発生時)

図-5.2.8 応力分布, 相対変位, 接触状況 (モデル C6)

フィラープレート間の外側ボルト列付近の接触面において大きな部分すべりが生じており、母材の外側ボルト孔周辺における塑性化の影響も確認できる。以上のような現象から判断すると、モデル B4 は B2 および B6 の中間的なモデルであると考えられる。シリーズ A のモデル A4 でも、同様の傾向が確認された。

(5) 線形限界の評価

図-5.2.9では、各モデルに対する線形限界 P_{SL} 、 P_{Fyn} を評価した。図の縦軸は線形限界を N_{Fyn} で無次元化した値、横軸は断面変化率およびフィラープレートの板厚である。モデル A、A2、A4、B、B2 および B4 に対しては主すべり発生時の荷重 P_{SL} を、モデル A6、B6、C6 に対しては、主すべり発生以前の母材純断面降伏時の荷重 P_{Fyn} を線形限界として評価している。

本解析モデルでは、薄部側母材とフィラープレートの板厚の和を一定としているため、フィラープレートの材質に関わらず、シリーズ A、シリーズ B とともに断面変化率が大きくなるに従い、線形限界は母材純断面降伏強度 N_{Fyn} に対し余裕のある値となる。また、図中○印で示す $\beta (=N_{SL}/N_{Fyn})$ 値との比較からも明らかな通り、線形限界は断面変化率 26.7%付近を境にすべり強度の公称値 N_{SL} を下回る傾向にある。線形限界を母材純断面降伏時の荷重 P_{Fyn} で評価した断面変化率が 40%と大きいフィラープレート厚 6mm のモデルでは、さらにその傾向は強まりフィラープレートの材質に関わらず、いずれも N_{SL} に対して1割以上低下した値となるが、実際の線形限界に対応した降伏強度の公称値 N_{Fyn} に対しては5割を上回る強度を有している。 β 、 γ 値に実績調査から得た標準的な値を用いた本解析の範囲では、断面変化率 26.7%付近に主すべり発生型の継手と母材降伏先行型の継手の境界が存在するといえる。

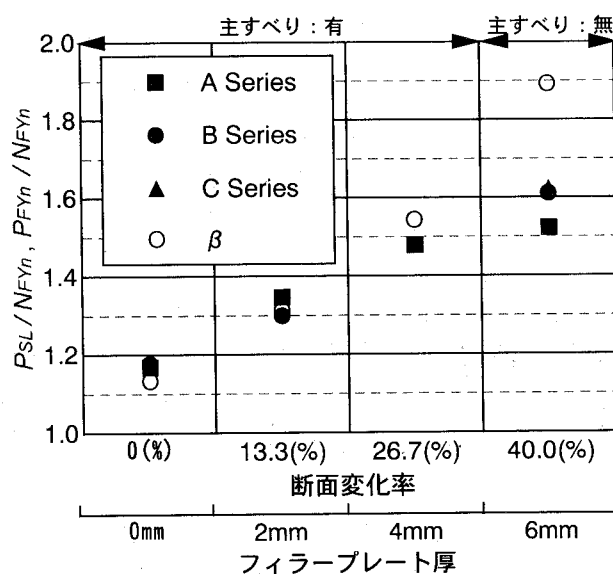


図-5.2.9 線形限界

各モデルで線形限界におけるすべり係数を算出すると、主すべり発生型の継手 A2, A4, B2, B4 では、フィラープレートの材質および板厚に関わらず、すべり係数は道路橋示方書^{5.3)}の規準値である 0.4 をほぼ確保していた。6mm シリーズのモデル A6, B6, C6 ではすべり係数は 0.4 を 1 割以上下回る値となるが、これらは母材降伏先行型の継手であるため、母材純断面において全断面塑性化に達する以前に主すべりは発生しない。

5.2.4 まとめ

高力ボルト摩擦接合継手部における低材質フィラープレートの利用が継手の挙動に与える影響を、フィラープレートの板厚および材質に着目し、弾塑性有限変位解析を行うことによってパラメトリックに評価した。その結果、得られた知見は以下の通りである。

- (1) フィラープレートが母材および連結板に比べて低材質のシリーズ A およびシリーズ B の解析モデルでは、初期ボルト軸力の導入にともない、フィラープレートには局部的に降伏応力の 8 割以上の応力が生じるものの、降伏に達することはなく、継手の初期剛性への影響は少ない。一方、フィラープレートが母材および連結板と同材質のモデル C6 では降伏応力の 5 割にも達しない。
- (2) 薄部側の β 値、 γ 値およびフィラープレートの板厚、材質によってボルト軸力の低下傾向は異なるものの、各モデルの線形限界(P_{SL} または P_{Fyn})におけるボルト軸力の低下は 10.0%以内であり、ボルト軸力の著しい低下は認められない。
- (3) 断面変化率が 13.3%のモデル A2, B2 および 26.7%のモデル A4, B4 では母材純断面が全断面降伏に至る前に主すべりが発生した。一方、モデル A6, B6, C6 のように断面変化率が 40%と大きい場合は、フィラープレートの材質に関わらず、母材降伏先行型の典型的な継手となる。そのため、主すべり発生以前に母材は純断面において全断面降伏に達し、母材の降伏荷重 P_{Fyn} はすべり強度の公称値 N_{SL} を下回る値となる。本解析においては、断面変化率 26.7%のモデルが、上記 2 ケースの境界と考えられる。
- (4) 主すべりが発生したモデル A2, A4, B2, B4 ではフィラープレートの材質および板厚に関わらず、すべり係数は道路橋示方書^{5.3)}の規準値である 0.4 をほぼ確保しており、継手がすべり先行型に属するのであれば、板厚が 2 mm, 4mm と比較的薄手であっても低材質フィラープレートの利用が可能であると考えられる。
- (5) 本解析範囲において、すべり先行型の継手 A2, A4, B2, B4 の主すべり発生時における各鋼板間の接触状況は、全てのモデルで母材-フィラープレート間で固着領域が確認でき、主すべりは、連結板(上)-フィラープレートおよび母材-連結板(下)間の接触面で発生した。

- (6) 母材降伏先行型の継手 A6, B6, C6 では、フィラープレートの材質、板厚に関わらず、母材の外側ボルト孔周辺における全断面塑性化により強度は決まる。また、モデル B6, C6 に対して初期剛性、線形限界を比較するとほぼ等しい値を呈しており、フィラープレート厚 6mm のモデルにおいても限界状態を差別化することにより、低材質のフィラープレートの使用が十分可能であると考えられる。

5.3 厚いフィラープレートを用いた摩擦接合継手

5.3.1 概説

近年、熟練工の不足や人件費の高騰に対処するため、橋梁製作、架設の合理化・省力化が進められている。鋼 I 桁橋では、製作コストの低減に向けた合理化手法の一つとして一部材一断面構造の考えが普及しつつあり、平成 7 年 10 月に建設省から発表された鋼道路橋設計ガイドライン(案)^{5.13)}では、主桁ブロックを一定断面とし、現場接合部において母材と同質以上のフィラープレートを使用することにより断面変化させることを提案している。

Kulark らは、文献 5.15)において、フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合継手は、板間摩擦による軸力伝達が適切に行われれば十分なすべり強度を期待でき、かつ、フィラープレートの厚みはすべり挙動に有意な影響を及ぼさないという見解を示している。しかし、近年、行われた実験^{5.16)}では、フィラープレートの存在によってフィラープレートが挿入されていない側の連結板に荷重伝達が偏る傾向があり、そのためすべり強度が低下するとの報告もなされている。実際、フィラープレートを有する摩擦接合継手では、通常の継手と構造詳細が異なることもあり荷重伝達機構が異なることが考えられ、宮地ら^{5.17)}は、実験的研究においてフィラープレートのコバ面のひずみが線形限界付近で低下することに着目し、概念的なものではあるが継手内の力の流れ性状の変化について考察を加えている。しかし、実験では継手断面内の局所的な応力や継手を構成する母材、連結板、フィラープレート間における力の流れや相互作用などの詳細な挙動を正確に把握することが困難である。

近年、道路橋示方書^{5.3)}において板厚制限が緩和されたが、鋼 I 桁フランジの板厚が増すことによって、接合部において母材の断面変化量の大きい摩擦接合継手を利用される可能性もある。その際には母材と同程度の板厚を有するフィラープレートの利用も考えられ、極厚のフィラープレートが利用された場合、前述のフィラープレートが挿入された側および挿入されていない側の連結板に対する荷重伝達の差がより顕著となるとともに、継手のすべり強度に対して著しい影響を与えることも懸念される。本節では、母材と同程度の板厚を有するフィラープレートまでを対象とし、フィラープレート厚の変化が継手の荷重伝達機構および強度に与える影響について解析的な面から検討し、そのメカニズムを明らかにする。

5.3.2 フィラープレートを用いた摩擦接合継手のモデル化

図-5.3.1 に解析モデルの概要を示す。解析モデルとしては、5.2 節と同様に極力簡易なモデルを考えて高力ボルト片側 1 行 2 列の 2 面せん断継手とする。フィラープレートは薄部側の母材の上面に挿入し、以下、フィラープレートが挿入された側の連結板を連結板(上)、挿入されていない側の連結板を連結板(下)と称する。

表-5.3.1 に解析モデルの諸元を示す。表中の断面変化率とは、フィラープレート厚(t_f)

とフィラープレートと母材の合計板厚(t_1+t_2)の比 $t_2/(t_1+t_2)$ をパーセント表示した値である。フィラープレートを有さないモデル A は、既往の研究^{5,8)}により、すべり先行型となる継手であり、実績調査の結果を反映した一般的な継手として、 $\beta=0.80$ 、 $\gamma=1.00$ の値を基準として解析を行う。ここに、 β はすべり強度・母材降伏強度比 N_{SL}/N_{FYN} 、 γ は連結板・母材降伏強度比 N_{SYN}/N_{FYN} である。フィラープレートを有する継手の挙動を考察する際の $\beta \cdot \gamma$ の値は薄部側の値を用いる。同様に強度の無次元化などに用いる母材純断面降伏強度 N_{FYN} は薄部側の値とする。

解析ケースとしては2通りを考える。フィラープレートを有さないモデル A を基準として、フランジ厚部側から薄部側への断面変化において、フィラープレート厚を変化させ、薄部側の母材厚を揃えることにより、薄部側のすべり強度・母材純断面降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ を一定としたシリーズ I、および厚部側の母材厚を一定とし厚部側の β 値、 γ 値を一定としたうえで、薄部側の母材厚とフィラープレート厚の和が一定となるよう断面変化させたシリーズ II である。それぞれのシリーズにおいて、断面変化率を 20.0、33.3、42.9、50.0%と変化させた、全 9 ケースについて解析を行った。初期導入ボルト軸力は、各モデルのすべての高力ボルトにおいて、F10T、M20 ボルトに対する道路橋示方書^{5,7)}の規定軸力である 16.5tf の 1 割り増し 18.15tf を導入する。また、母材および連結板の鋼種は SM490Y、フィラープレートの鋼種については、5.2 節および文献 5.18) の低材質フィラープレートに対する検討結果を反映して SS400 とする^{5,19)}。継手幅 W は、すべてのモデルで 80mm に統一する。各モデルの母材降伏強度 N_{FYN} 、連結板降伏強度 N_{SYN} およびフィラープレートの降伏強度の算出に際しては、各鋼種に対応した降伏応力度の公称値を用い、同様に弾性係数は $2.10 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ 、ポアソン比は 0.3 とする。

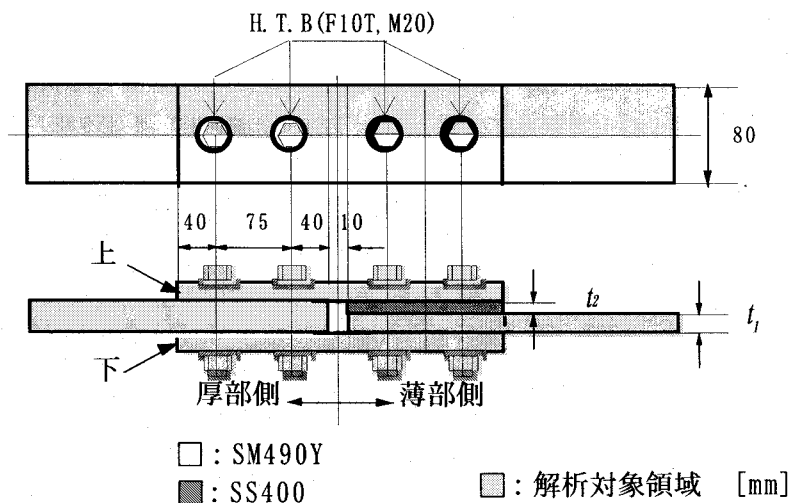


図-5.3.1 解析モデル

表-5.3.1 解析モデルの諸元①

パラメーター\モデル		A	I-B	I-C	I-D	I-E
高力ボルト	ボルトサイズ	M20(F10T)	M20(F10T)	M20(F10T)	M20(F10T)	M20(F10T)
	行	1	1	1	1	1
	列	2	2	2	2	2
	初期導入軸力 (tf/1本)	18.15	18.15	18.15	18.15	18.15
	ボルト孔径 (mm)	22.5	22.5	22.5	22.5	22.5
	ボルト径 (mm)	20	20	20	20	20
	ボルト間隔 (mm)	75	75	75	75	75
母材	薄部	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
		降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600
		板厚 t_1 (mm)	17.54	17.54	17.54	17.54
		全幅 W (mm)	80	80	80	80
	厚部	板厚 (mm)	17.54	21.92	26.30	35.07
連結板	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600	3600
	板厚 (mm)	8.77	8.77	8.77	8.77	8.77
フィラープレート	鋼種	***	SS400	SS400	SS400	SS400
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	***	2400	2400	2400	2400
	板厚 t_2 (mm)	***	4.38	8.77	13.16	17.54
断面変化率 $t_2/(t_1+t_2)$ (%)		0.0	20.0	33.3	42.9	50.0
すべり強度 N_{SL} (tf)		29.04	29.04	29.04	29.04	29.04
母材純断面降伏強 N_{Fyn} (tf)		36.30	36.30	36.30	36.30	36.30
厚部側	$\beta = N_{SL}/N_{Fyn}$	0.80	0.64	0.53	0.46	0.40
	$\beta_2 = N_{SL}/N_{SYn}$	0.80	0.80	0.80	0.80	0.80
	$\gamma = N_{SYn}/N_{Fyn}$	1.00	0.80	0.67	0.57	0.50
薄部側	$\beta = N_{SL}/N_{Fyn}$	0.80	0.80	0.80	0.80	0.80
	$\gamma = N_{SFn}/N_{Fyn}$	1.00	1.00	1.00	1.00	1.00

表-5.3.1 解析モデルの諸元②

パラメーター\モデル		Ⅱ - B	Ⅱ - C	Ⅱ - D	Ⅱ - E
高力ボルト	ボルトサイズ	M20 (F10T)	M20 (F10T)	M20 (F10T)	M20 (F10T)
	行	1	1	1	1
	列	2	2	2	2
	初期導入軸力 (tf/1本)	18.15	18.15	18.15	18.15
	ボルト孔径 (mm)	22.5	22.5	22.5	22.5
	ボルト径 (mm)	20	20	20	20
	ボルト間隔 (mm)	75	75	75	75
母材	薄部	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y
		降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600
		板厚 t_1 (mm)	14.03	11.69	10.02
		全幅 W (mm)	80	80	80
	厚部	板厚 (mm)	17.54	17.54	17.54
連結板	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	3600	3600	3600	3600
	板厚 (mm)	8.77	8.77	8.77	8.77
フィラープレート	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400
	降伏応力 σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400
	板厚 t_2 (mm)	3.51	5.85	7.52	8.77
断面変化率 $t_2/(t_1+t_2)$ (%)		20.0	33.3	42.9	50.0
すべり強度 N_{SL} (tf)		29.04	29.04	29.04	29.04
母材純断面降伏強 N_{FYn} (tf)		29.04	24.20	20.74	18.15
厚部側	$\beta = N_{SL}/N_{FYn}$	0.80	0.80	0.80	0.80
	$\beta_2 = N_{SL}/N_{SYn}$	0.80	0.80	0.80	0.80
	$\gamma = N_{SYn}/N_{FYn}$	1.00	1.00	1.00	1.00
薄部側	$\beta = N_{SL}/N_{FYn}$	1.00	1.20	1.40	1.60
	$\gamma = N_{SFn}/N_{FYn}$	1.25	1.50	1.75	2.00

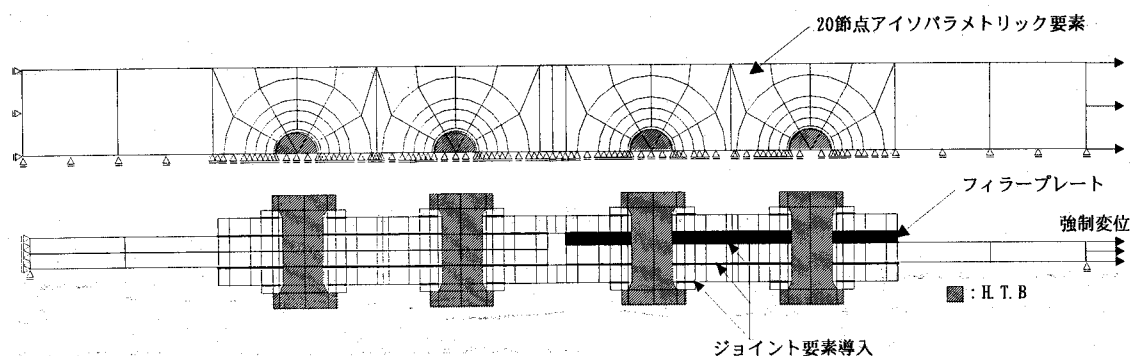


図-5.3.2 要素分割図

図-5.3.2に要素分割図を示す。解析対象は、厚部側からの影響も考慮できるように継手長手方向をフルモデルとする。継手の板幅方向については対称性を考慮して、板幅中央面に垂直な方向の変位を拘束することにより、継手全体の1/2モデルとした。フィラープレート-母材間、連結板-フィラープレート間、連結板-母材間、連結板-座金間の全接触面にはジョイント要素^{5,7)}を導入する。作用荷重は、初期ボルト軸力を実施工の2度締めを想定して2段階に分けて導入した後、図-5.3.3に示すようにボルトとナット部分に自由度の縮合処理を施し、継手端部に軸引張荷重が生じるように強制変位を与える。

5.3.3 フィラープレートを用いた摩擦接合継手の挙動

(1) 荷重-全伸び関係

図-5.3.4に荷重-全伸び関係を示す。図(a)はシリーズI、(b)はシリーズIIの荷重-全伸び関係である。横軸は全伸びを継手全長で無次元化した値。縦軸については、シリーズIIの一部のモデルで線形限界が母材の降伏により決定されること、また部分すべり現象は継手が有する降伏強度によって大きな影響を被ることに配慮し、載荷荷重 P を母材純断面降伏強度 N_{Fy} で無次元化した値で表記する。図中の●マークは、各々の荷重-全伸び関係に対応した主すべり発生時、■マークは母材純断面降伏時を表す。

フィラープレートを用いる全てのモデルにおいて、線形限界となる主すべりおよび母材純断面降伏はフィラーが挿入された薄部側で発生する結果となった。また、すべり先行型となる全ての継手において、主すべりは連結板(上)-フィラープレート間で発生している。

図(a)のシリーズIでは、すべてのモデルにおいて薄部側でのすべり強度・母材降伏強度比 β が0.8と等しく、すべり強度に対して母材の純断面降伏強度に余裕のある設計となっているため、線形限界は主すべりにより決定している。また、薄部側の β 、 γ 値を等しくしたため縦軸の無次元化に用いた N_{Fy} は全モデルで等しく、図からは、純粋なフィラープレート厚の増加にともなう強度の低下を見て取ることができる。すべり強度は、フィラープレート厚が増すほど小さくなるが、他のモデルに比べ断面変化率50%のモデルI-Eにおいて著しい強度低下が認められる。初期剛性については、フィラープレート

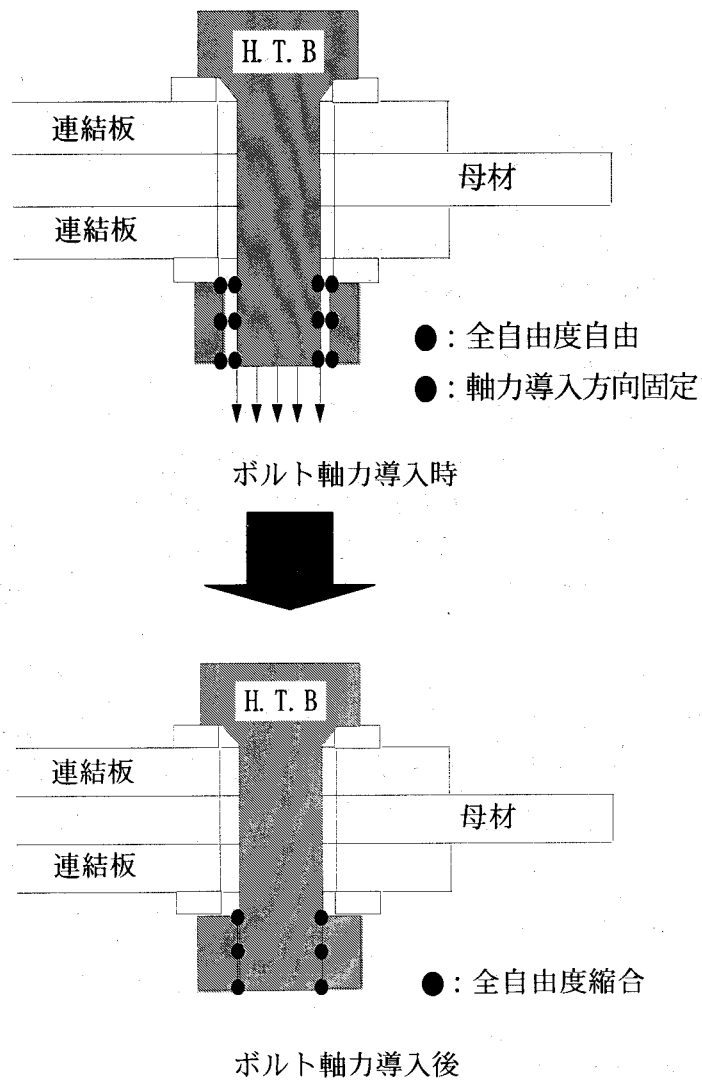


図-5. 3. 3 ボルト軸力導入過程

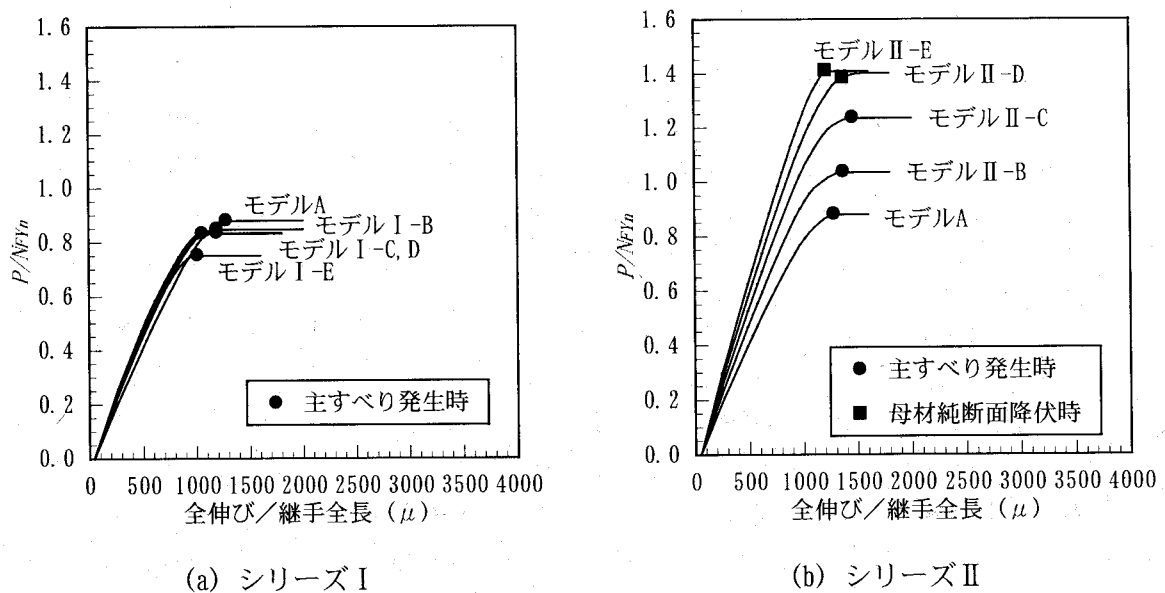


図-5. 3. 4 荷重-全伸び関係

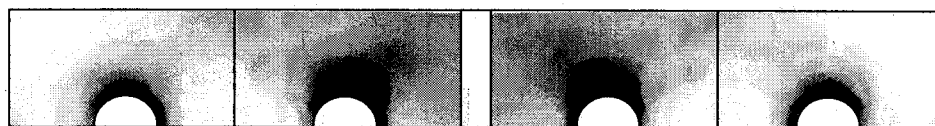
が挿入されていないモデル A に対し、挿入されているモデルにおいて若干大きくなるが、断面変化率 50% 以内の範囲では、フィラープレート厚の違いによって際立った差は認められない。

図 (b) のシリーズ II では、断面変化率の増加とともに、薄部側におけるすべり強度・母材純断面降伏強度比 β および連結板・母材純断面降伏強度比 γ が大きくなり、継手のタイプがすべり先行型から降伏先行型へと移行する設計となっている。そのため、断面変化率の小さいモデル II-B, C は主すべりにより線形限界が決定されるが、断面変化率の大きいモデル II-D, E では母材の純断面降伏により線形限界に至っている。本解析モデルのすべり先行型から降伏先行型への境界は、断面変化率 33.3% のモデル II-C ($\beta=1.20$, $\gamma=1.50$) と断面変化率 42.9% のモデル II-D ($\beta=1.40$, $\gamma=1.75$) の間に存在しており、5.2 節の結果とほぼ一致する。また、薄部側で評価した β , γ 値の範囲においても、フィラープレートを有さない通常の 2 面せん断継手を対象として行った第 4 章の限界状態区分の結果と一致する。以上より、フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合継手においても線形限界が母材降伏先行型に移行する際には、母材の降伏にともなう板厚減少が大きく関与するものと考えられ、基本摩擦接合継手において評価した限界状態区分を適用することが可能であることが分る。シリーズ II では、厚部側の β , γ 値を各々 0.8, 1.0 と一定にしたモデルであり、テーパプレート厚が大きくなるほど、薄部側の母材純断面降伏強度 N_{Fm} が小さくなる。そのため、断面変化率が小さくなるほど強度、剛性ともに小さくなる傾向が認められる。しかしながら、主すべりによって線形限界を迎えた II-B, II-C モデルの薄部側 β 値が 1.0, 1.2 であることに配慮すると、両モデルは同程度のすべり強度を有しており、かつ公称値を 5% 程度上回る結果となる。

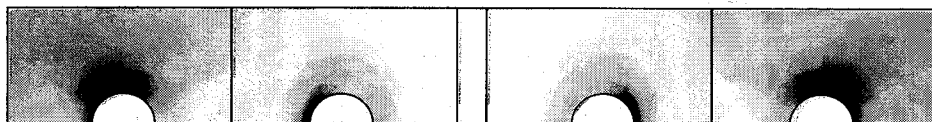
(2) 応力分布, 相対変位, 接触状況

図-5.3.5~5.3.9 にモデル A, I-B, E および II-B, E の線形限界 P_{SL} または P_{Fm} 時における応力分布, 相対変位, 接触状況を示す。応力分布は、母材・フィラープレートおよび連結板の断面中央における相当応力を各々の降伏応力で無次元化した値を図示している。相対変位については、各接触面における相対変位を継手原形を初期座標として原形の縮尺に対して 100 倍に拡大したものをベクトル表示している。

薄部側の β , γ 値が等しいシリーズ I の応力状態に着目すると、母材の応力は基本摩擦接合継手と同様に外側ボルト孔周辺で卓越するが、応力状態は断面変化率が大きくなるほど緩和される傾向にある。連結板については、同様に内側ボルト孔周辺で応力が大きくなる。しかし、断面変化率が大きくなっても応力状態にほとんど変化は見うけられない。連結板 (上) と連結板 (下) を比較すると、フィラープレートの存在に起因した偏心の影響で、明らかに連結板 (上) の応力が小さくなっており、モデル A とモデル I-B, E の連結板 (下) の応力状態がほぼ同レベルであることから判断すると、連結板 (上) の応力はフィラープレートの存在により若干緩和されたことになる。フィラープレートの応力状態については、断面変化率が大きくなるほど板厚が大きくなるために緩和される。シリーズ I は、薄部側の γ 値が 1.0 と等しいモデルであるが、フィラープレートの内側および外側ボルト孔周辺での応力は、若干、外側ボルト孔周辺において大きくなっており、応力状態から判断すると、フィラープレートは連結板 (上) よりもむしろ母材



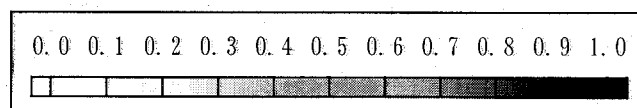
連結板 (上)



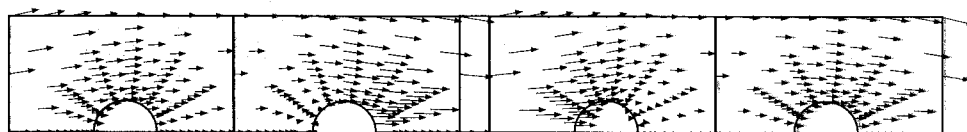
母材



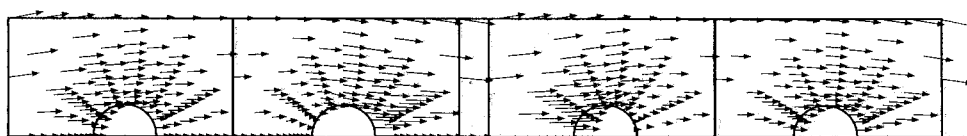
連結板 (下)



【応力分布】



連結板 (上) - 母材

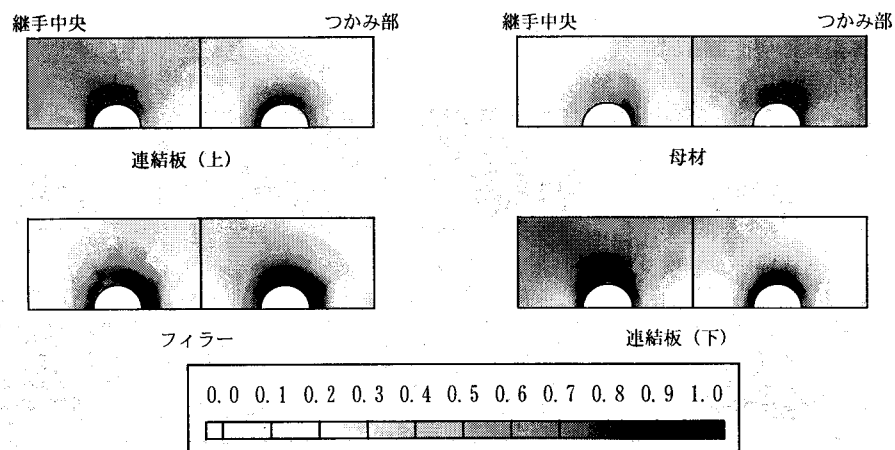


母材 - 連結板 (下)

【相対変位 (×100)】

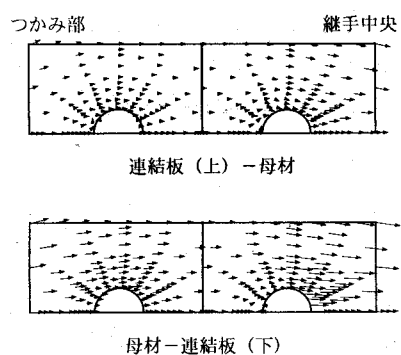
β	γ	フィラー厚(mm)	断面変化率(%)
0.80	1.00	***	***

図-5.3.5 応力分布, 相対変位図 (モデル A)

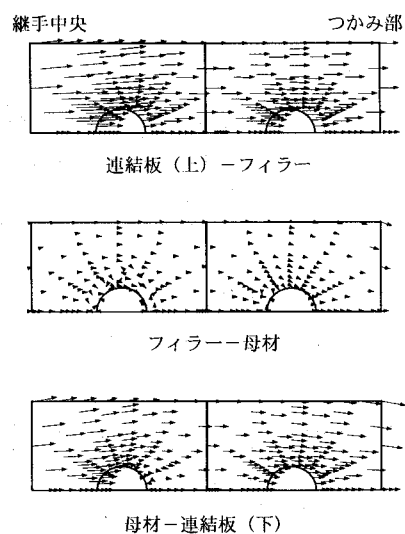


【応力分布】

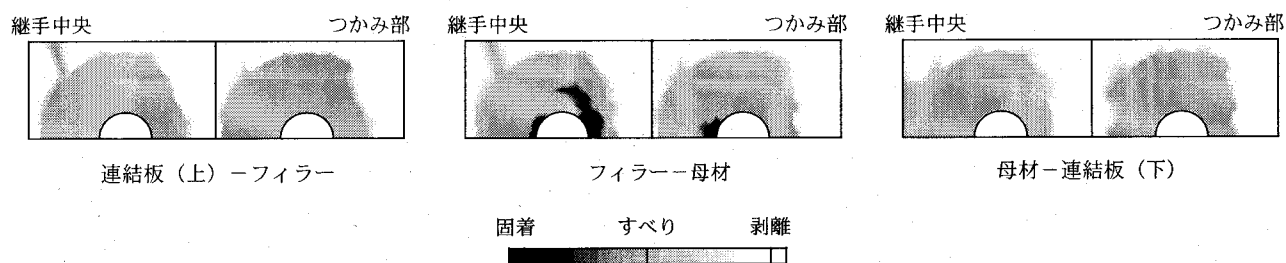
【厚部】



【薄部】



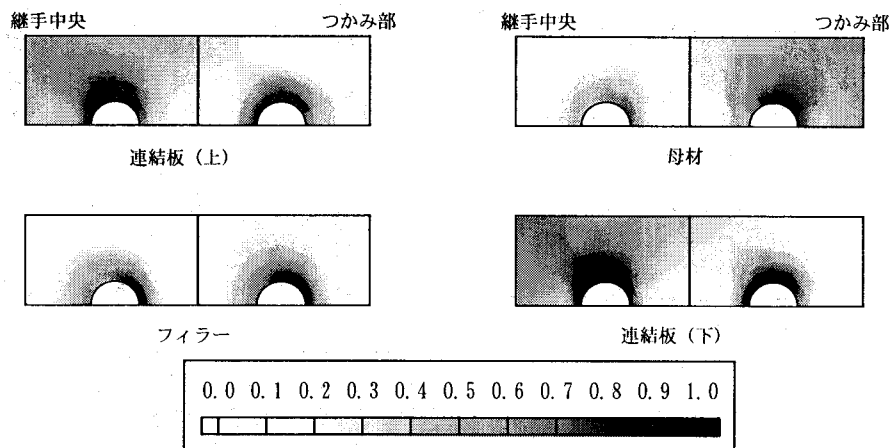
【相対変位 (×100)】



【接触状況】

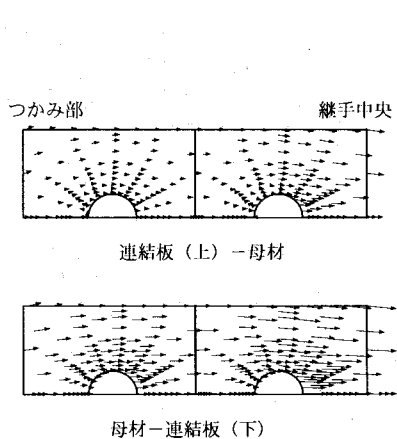
β	γ	フィラー厚(mm)	断面変化率(%)
0.80	1.00	4.38	20.0

図-5.3.6 応力分布, 相対変位, 接触状況図 (モデル I-B)

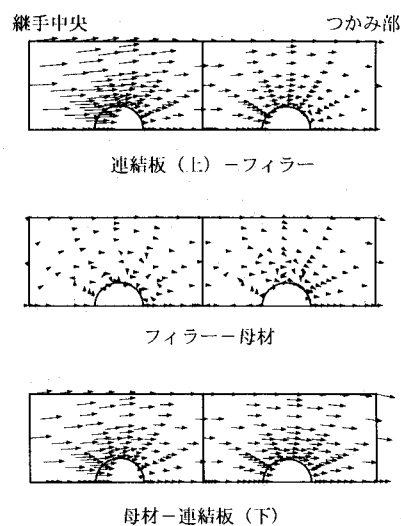


【応力分布】

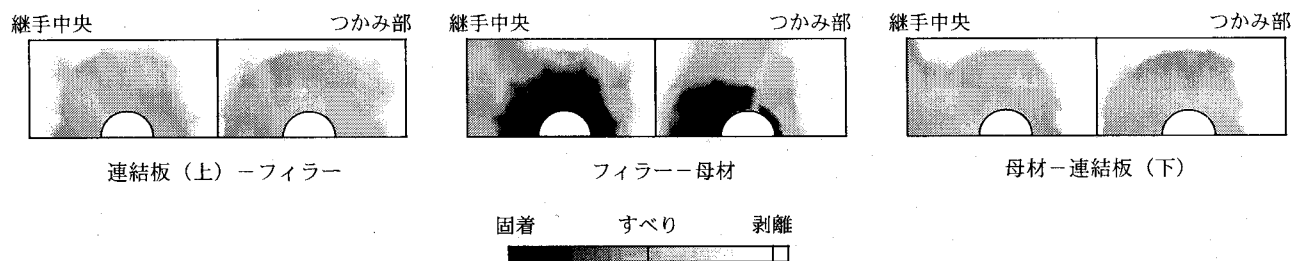
【厚部】



【薄部】



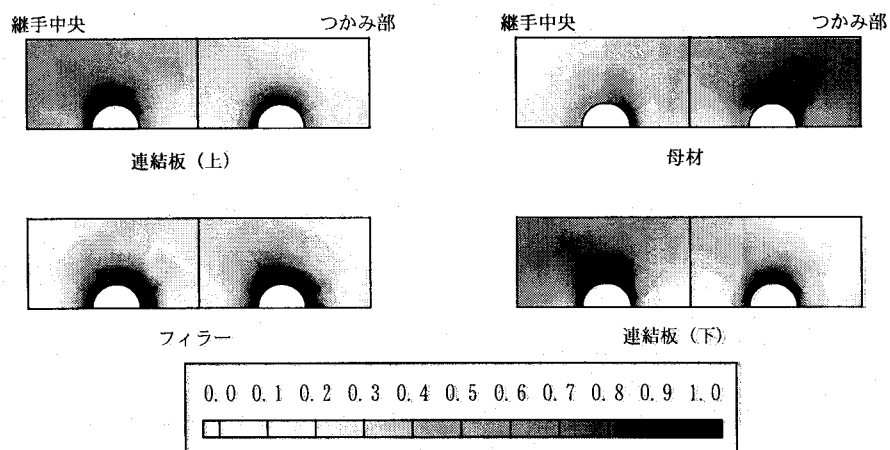
【相対変位 (×100)】



【接触状況】

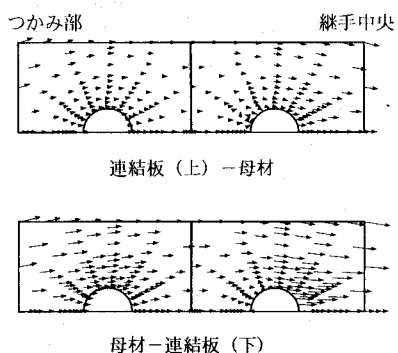
β	γ	フィラー厚(mm)	断面変化率(%)
0.80	1.00	17.54	50.0

図-5.3.7 応力分布, 相対変位, 接触状況図 (モデルI-E)

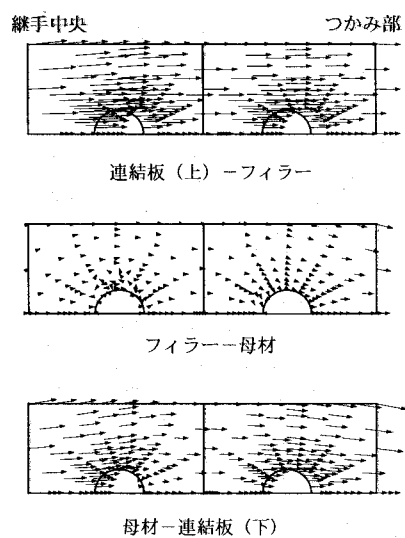


【応力分布】

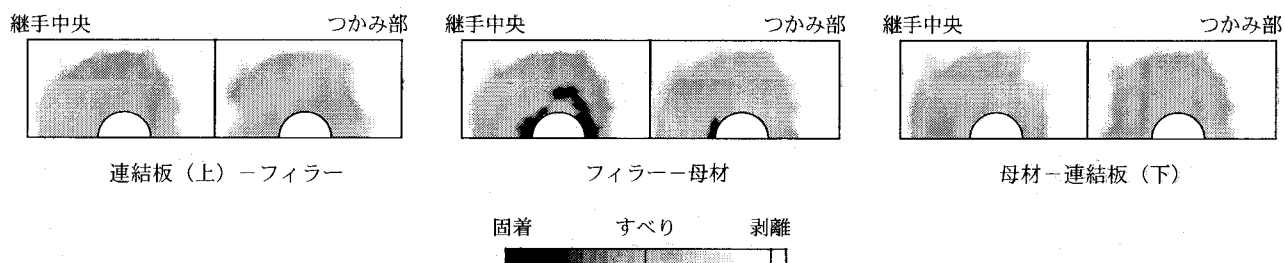
【厚部】



【薄部】



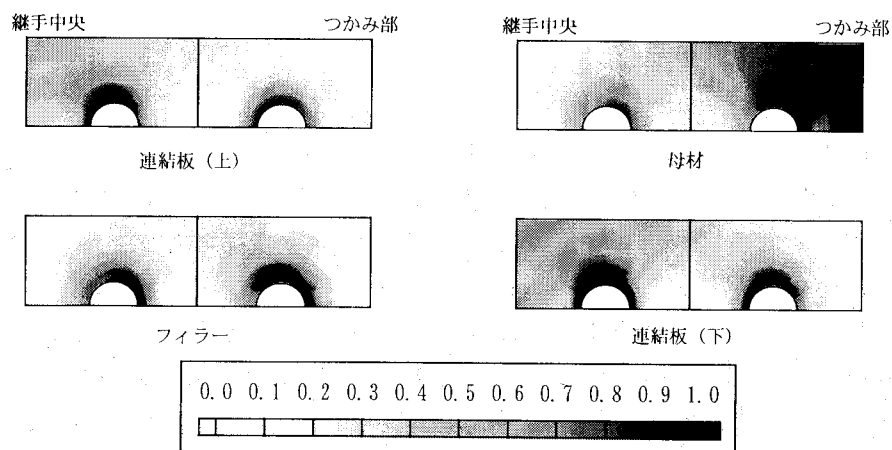
【相対変位 (×100)】



【接触状況】

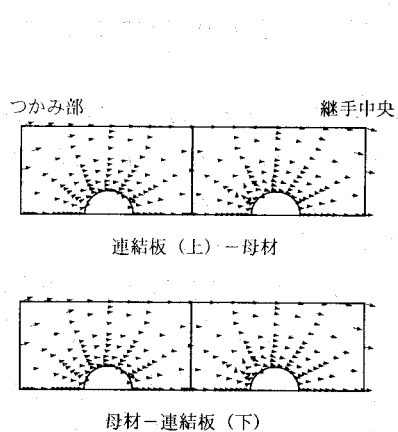
β	γ	フィラー厚(mm)	断面変化率(%)
1.00	1.25	3.51	20.0

図-5.3.8 応力分布, 相対変位, 接触状況図 (モデルII-B)

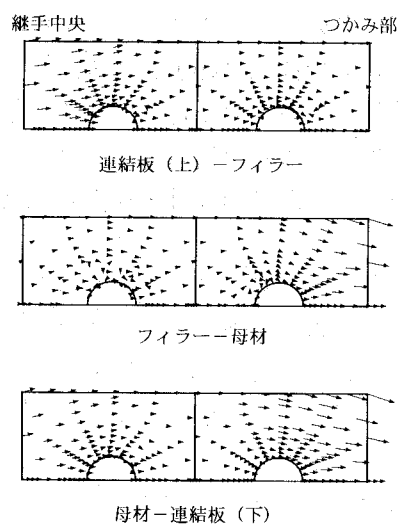


【応力分布】

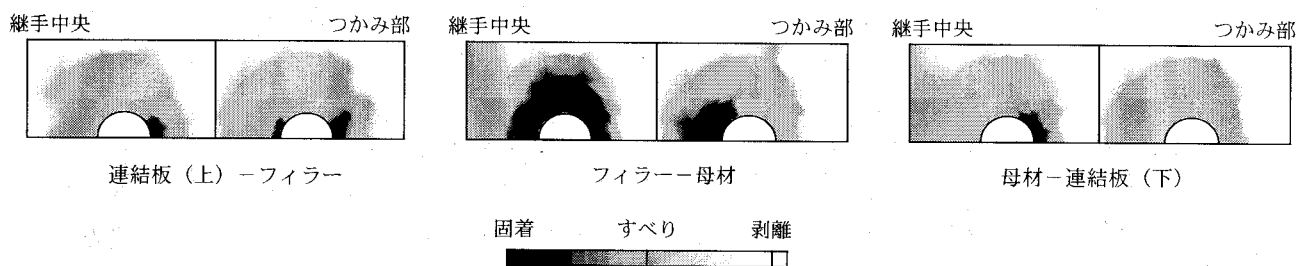
【厚部】



【薄部】



【相対変位 (×100)】



【接触状況】

β	γ	フィラー厚(mm)	断面変化率(%)
1.60	2.00	8.77	50.0

図-5.3.9 応力分布, 相対変位, 接触状況図 (モデルII-E)

に近い挙動を示していると言える。

厚部側 β , γ 値が等しく、薄部側母材厚とフィラープレート厚の和が一定のシリーズ II では、断面変化率が大きくなると薄部側の β , γ 値が大きくなり母材降伏先行型の継手へと移行する。そのため、モデル II-E の線形限界は母材外側ボルト列における降伏により決定される。母材の応力は断面変化率が大きくなるほど大きくなり、断面変化率の等しいモデル I-B と II-B の比較において II-B の塑性化が進行していることから考えて、線形限界における性状は、断面変化率よりもむしろ β , γ 値に依存性が強いと思われる。連結板については、シリーズ I と同様、断面変化率が大きくなるほど降伏状況は緩和される傾向にある。また、応力は偏心の影響により連結板（下）において大きくなるが、断面変化率 50% のモデル II-E ではシリーズ I のモデル I-B, E と比較してもその影響は小さく、フィラープレートの存在による偏心の影響は、すべり先行型の継手において顕著となることが判る。フィラープレートの応力は、断面変化率が大きくなるに従い小さくなる。内側および外側ボルト孔周辺での降伏状況は、シリーズ I と同様、外側ボルト孔周辺において若干大きく、母材純断面の降伏によって線形限界に達したモデル II-E において、その傾向は顕著となる。

シリーズ I の相対変位を見ると、母材-フィラープレート間の相対変位は僅少であり、薄部側の主すべりは連結板（上）-フィラープレート間と母材-連結板（下）間で発生していることが判る。断面変化率 20% のモデル I-B では、フィラープレートの降伏の影響により、連結板（上）-フィラープレート間の相対変位が著しく、母材-連結板（下）間の相対変位よりも若干大きめの値となっている。母材-連結板（下）間の相対変位は、内側と外側のボルト列間と内外ボルト列より外側の部分で差が生じており、部分すべりの影響も確認できる。断面変化率 50% のモデル I-E では、線形限界においてフィラープレートは健全に近い状況であり、部分すべりの影響は、鋼板の降伏状況を反映して、母材-連結板（下）間の内外ボルト列の外側付近および連結板（上）-フィラープレート間の内側ボルト列付近で著しく、外側ボルト列付近の連結板（上）-フィラープレート間では、ほとんど発生していない。また、薄部側の内側ボルト列付近の変位に引きずられるように厚部側の内側ボルト列から継手中心にかけて部分すべりの発生が確認できる。すべり先行型のシリーズ I において、フィラープレートの存在による偏心の影響は、厚部側にも現れており、連結板（下）側の相対変位が連結板（上）側に比べて大きくなった。

シリーズ II では、モデル II-B と II-E で線形限界における性状が異なる。断面変化率 20% のモデル II-B の相対変位は、すべり先行型の継手の様相を呈しており、フィラープレート-母材間の外側ボルト列よりも外側の部分で若干の部分すべりの影響が確認できるものの全体的にはモデル I-B と類似した傾向を示す。モデル II-E は、母材降伏先行型の継手であり、相対変位は、母材外側ボルト列の降伏にともなう部分すべりに依るところが大きい。また、すべり先行型のモデルで確認された厚部側における偏心の影響は、全く認められない。

シリーズ I の接触状況に着目すると、固着領域はフィラープレート-母材間にのみ存在している。連結板（上）-フィラープレート間および母材-連結板（下）間ではすべりおよび剥離領域のみであり、接触状況からも主すべりが連結板（上）-フィラープレ

ート、母材-連結板（下）間において発生したことが確認できる。フィラープレート-母材間の固着領域は、断面変化率が大きくなるほど広域に分布しており、断面変化率 50% の範囲では、高力ボルトの締め付け厚の増加は線形限界におけるフィラープレート-母材間の固着領域の減少には影響を及ぼさない結果となった。フィラープレート-母材間の固着領域の分布状況は、フィラープレートの降伏状況と密接な関係があるものと考えられる。

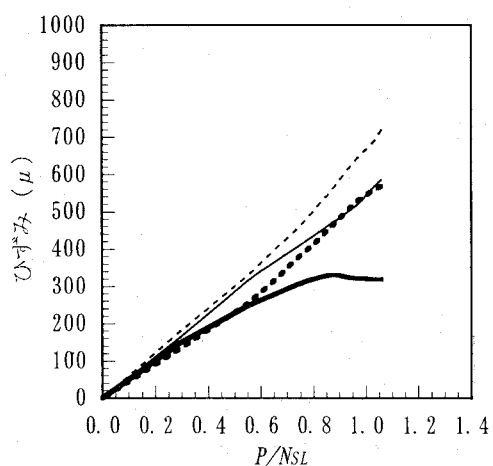
シリーズⅡのモデルⅡ-Bの接触状況を、断面変化率が等しいモデルⅠ-Bと比較すると、Ⅱ-Bでは β 、 γ 値が大きい分、外側ボルト列付近においてフィラープレート-母材間の固着領域が若干減少するが、傾向としてはほぼ一致している。断面変化率が50%のモデルⅡ-Eでは、線形限界において主すべりが発生せず、すべての接触面において固着領域が確認できる。固着領域の分布状況は、やはり鋼板の降伏状況と相関性が認められ、Ⅱ-Eでは比較的フィラープレート厚が大きい分、フィラープレート-母材間には多くの固着領域が存在し、 γ 値が2.0と大きい分、特に内側ボルト孔周辺において広域に固着領域が認められる。

(3) 継手コバ面のひずみ

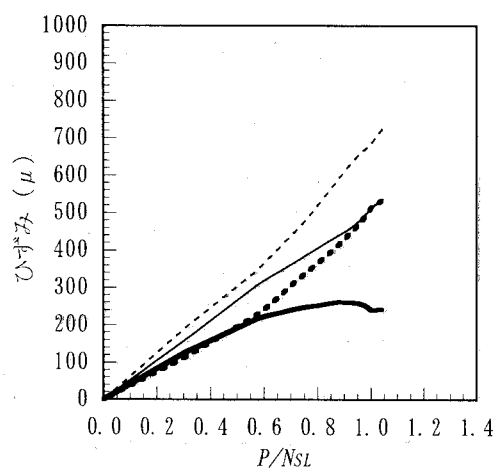
図-5.3.10 にシリーズⅠおよびⅡの荷重-継手コバ面のひずみ関係を示す。ひずみ着目点は、図中に記載している通り内外のボルト列間中央である。縦軸はコバ面のひずみを表し、横軸は載荷荷重 P をすべり強度 N_{sl} で無次元化した値を表す。

シリーズⅠの継手コバ面のひずみは、すべての着目点において当初はほぼ線形的に増加するが、作用荷重がすべり強度の公称値 N_{sl} の60%を超えた辺りから非線形性を増す。断面変化率が40%程度までのモデルⅠ-B、C、Dでは、 P/N_{sl} が0.6 辺りまではフィラープレートと連結板（上）のひずみは同程度であるが、0.6 を超えた辺りからフィラープレートのひずみの増分量は減少し、逆に連結板（上）のひずみ増分量は増加する。また、フィラープレートのひずみは、すべり強度の公称値付近でピークを迎え、以降減少傾向をたどるが、この傾向は断面変化率の小さいモデルほど顕著となる。母材と連結板（下）のひずみについても P/N_{sl} が0.6 付近から母材のひずみ増分量は減少し、連結板（下）のひずみ増分量は増加しており、この傾向は断面変化率が小さいほど顕著となる。また、断面変化率の大きなモデルほど母材のひずみは小さく、連結板（下）のひずみが大きくなる傾向を示した。断面変化率50%のモデルⅠ-Eにおいてフィラープレートのひずみは、他のモデルとは若干傾向が異なり、荷重の作用当初から、連結板（上）のひずみより小さな値を呈している。

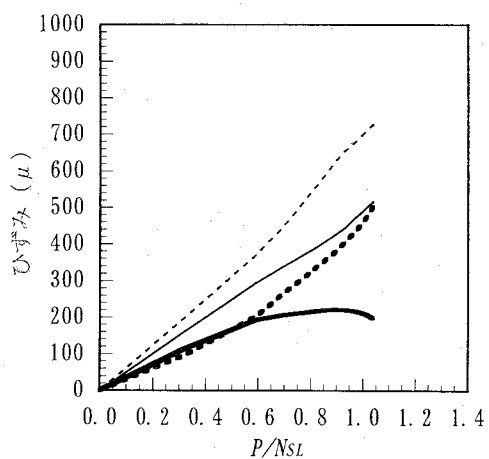
シリーズⅡのフィラープレートコバ面のひずみは P/N_{sl} が0.8 付近でピークをとり、その後減少するが、その傾向は断面変化率が小さなすべり先行型のモデルにおいて顕著となる。フィラープレートのひずみ減少傾向をシリーズⅠの断面変化率の等しい各々のモデルと比較すると、明らかにシリーズⅡにおいて著しいことから考えて、 β 、 γ 値が比較的大きく、部分すべりの影響が著しいすべり先行型の継手においてフィラープレートコバ面のひずみの頭打ちの現象が顕著となることが判る。母材コバ面のひずみはシリーズⅠとは異なり、どの断面変化率においても連結板（下）と同程度であるが、公称のすべり強度 N_{sl} 近傍においてひずみが急増する。この傾向は、断面変化率が大きなモ



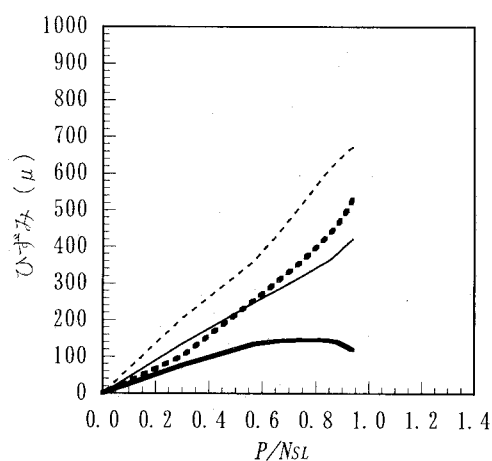
(a) モデル I-B
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=20.0%)



(b) モデル I-C
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=33.3%)



(c) モデル I-D
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=42.9%)



(d) モデル I-E
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=50.0%)

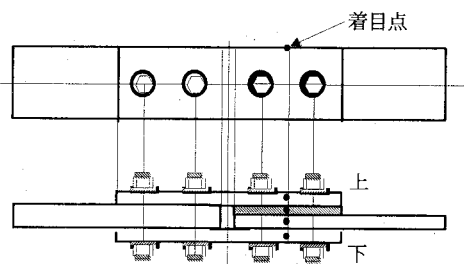
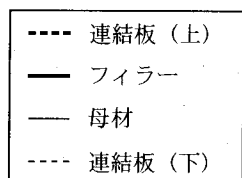
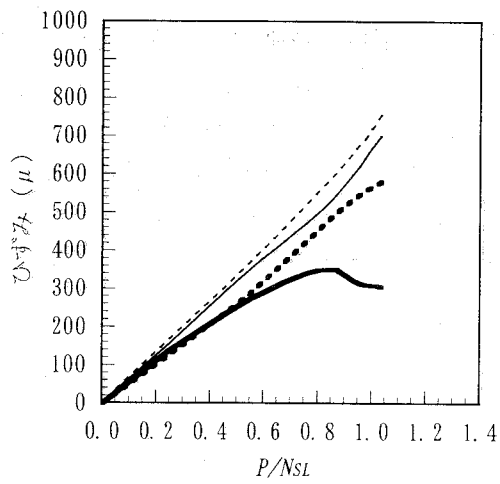
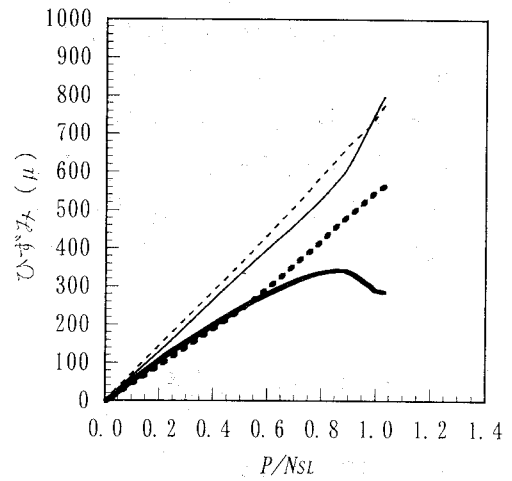


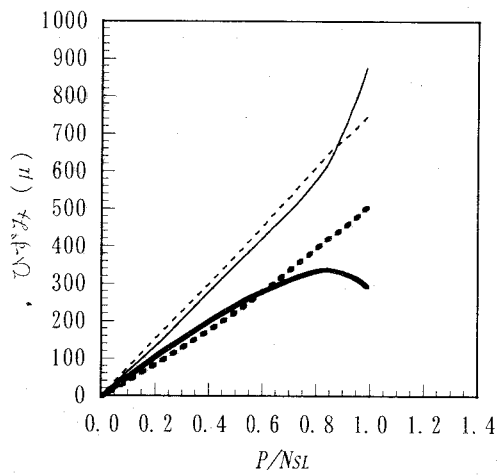
図-5.3.10 荷重-コバ面のひずみ関係
(シリーズ I)



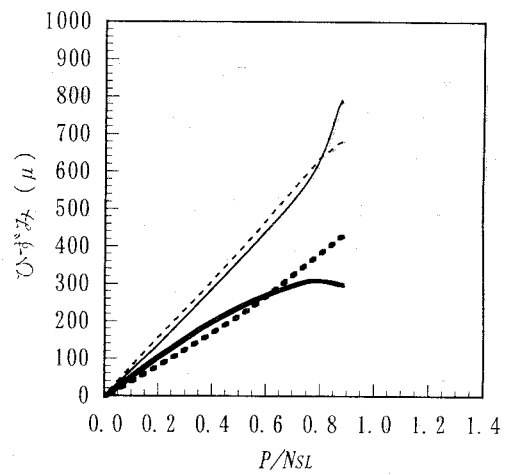
(e) モデルⅡ-B
($\beta=1.00$, $\gamma=1.25$, 断面変化率=20.0%)



(f) モデルⅡ-C
($\beta=1.20$, $\gamma=1.50$, 断面変化率=33.3%)



(g) モデルⅡ-D
($\beta=1.40$, $\gamma=1.75$, 断面変化率=42.9%)



(h) モデルⅡ-E
($\beta=1.60$, $\gamma=2.00$, 断面変化率=50.0%)

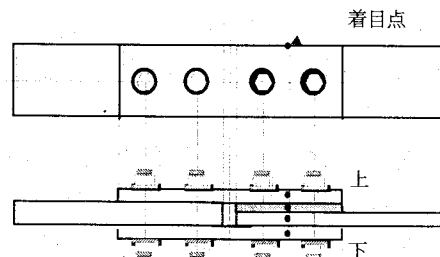
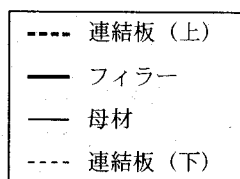


図-5.3.10 荷重-コバ面のひずみ関係
(シリーズⅡ)

デルほど顕著であり、宮地ら^{5,19)}が実験的に確認した現象と挙動的に一致している。宮地らは、上記のようなコバ面のひずみ性状から、フィラープレートに有する高力ボルト摩擦接合継手において摩擦面の部分すべりが継手部のすべり挙動や軸力伝達に対して少なからず影響を及ぼしている考え、部分すべりの発生によって継手内の力の流れが変化すると推測のもとに母材からフィラープレートに面した連結板へ引張軸力を伝達する過程においてフィラープレートに圧縮作用が働いたとの概念的な考えを示している。

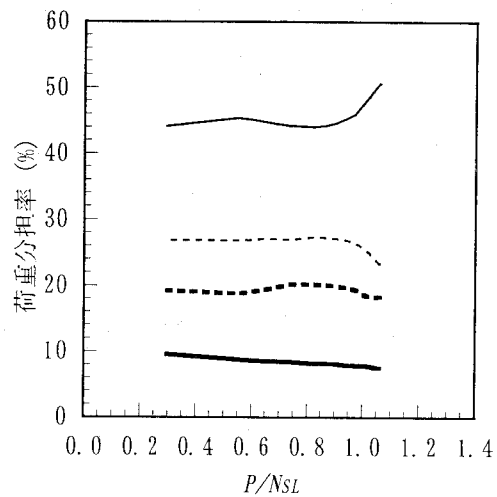
5.3.4 荷重伝達機構

(1) 荷重分担率

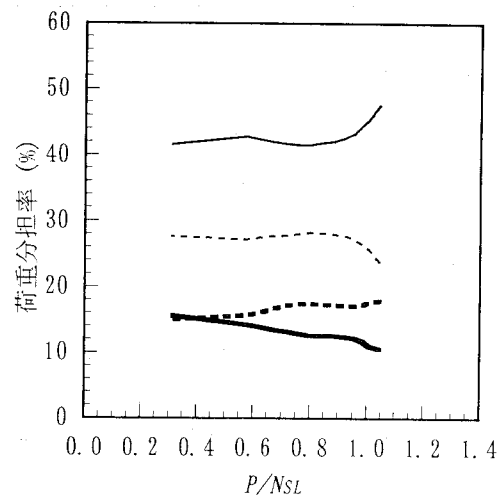
図-5.3.11 にシリーズⅠ、Ⅱの各モデルにおける母材、フィラープレート、連結板の荷重分担率を示す。荷重分担率を算出した着目断面は、図中に記載している通り内外ボルト列間中央の断面である。縦軸は荷重分担率(%)を表し、横軸は載荷荷重 P をすべり強度 N_{sl} で無次元化したものを表す。

シリーズⅠは、薄部側の β , γ 値を等しく設定しているため、荷重分担率の図からは、純粹にフィラープレート厚が増加することによる影響を見ることができる。荷重レベル P/N_{sl} が小さい段階において各モデルの母材、フィラープレート、連結板の荷重分担率を比較すると、各々のモデルごとに分担する割合が異なっており、特にフィラープレートと連結板(上)の分担率の大小関係は、モデルⅠ-Cを境にして逆転する。また、フィラープレートの荷重分担率は断面変化率が大きくなるほど大きくなるが、断面変化率42.9%のⅠ-Dと断面変化率50.0%のⅠ-Eではほとんど差は見うけられず、分担率20%程度に収まっている。このような分担率の相違は、荷重レベル P/N_{sl} が小さい段階では各接触面において固着領域が十分に確保されているために、継手厚と各々の鋼板の板厚比によって大きく左右されるものと思われる。断面変化率20%のⅠ-Bにおいて作用荷重増加にともなう分担率の変化は、公称のすべり強度の9割程度の荷重レベルまで大きな変化は見られない。それに対してモデルⅠ-C, D, Eでは、荷重の増加にともないフィラープレートの分担率が低下し、逆に連結板(上)の分担率が増加する。この傾向は、 P/N_{sl} が1.0付近で助長され、断面変化率の大きなⅠ-Eでより顕著となる。母材および連結板(下)の荷重増加にともなう分担率の変化は、 P/N_{sl} が0.9辺りまでは、フィラープレートや連結板(上)ほどの変化は現れないが、すべり強度の公称値付近で母材の荷重分担率が急増し、連結板(下)の分担率が急減する。この現象はⅠ-Bを含むすべてのモデルで発生しており、フィラープレートの存在に起因した偏心の影響により、線形限界付近において母材-連結板(下)間で著しい滑動が発生したものと考えられる。これは、図-5.3.6, 7の相対変位図において厚部側の相対変位からも見て取ることができる。

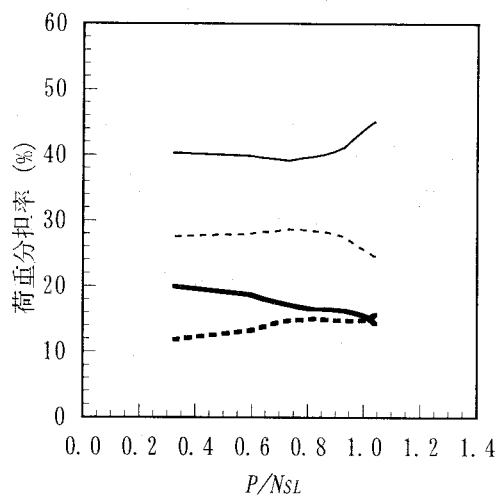
シリーズⅡは、厚部側の β , γ 値を等しく設定しており母材厚とフィラープレート厚の合計が断面変化率に関わらず一定となるように設計されている。そのため、載荷当初における荷重分担率は、断面変化率が大きくなるほど、母材は減少しフィラープレートは増加する。また、同様に断面変化率が大きくなるほど連結板(上)は増加し、連結板(下)は減少する傾向を示した。荷重の増加にともなう連結板(上)の分担率増加傾向は、断



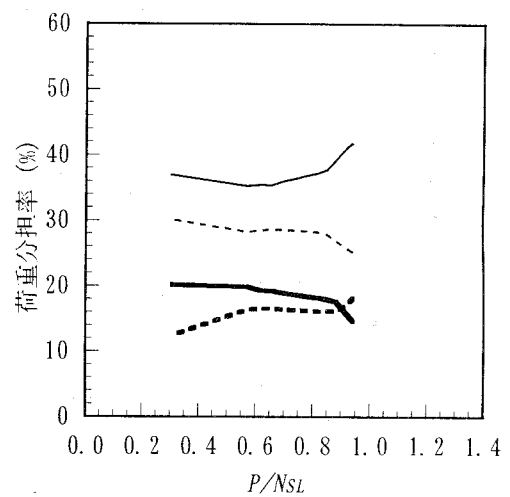
(a) モデル I-B
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=20.0%)



(b) モデル I-C
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=33.3%)



(c) モデル I-D
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=42.9%)



(d) モデル I-E
($\beta=0.80$, $\gamma=1.00$, 断面変化率=50.0%)

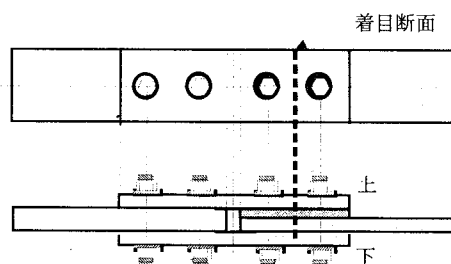
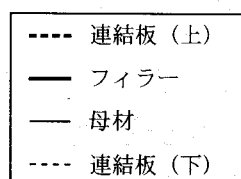
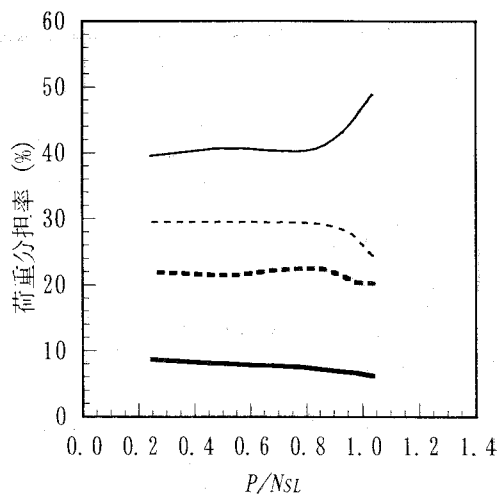
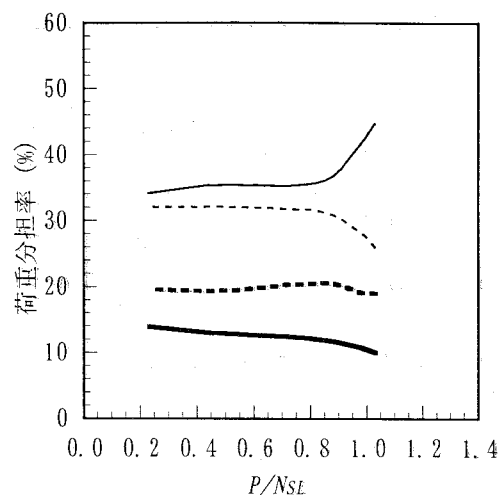


図-5.3.11 荷重分担率
(シリーズ I)



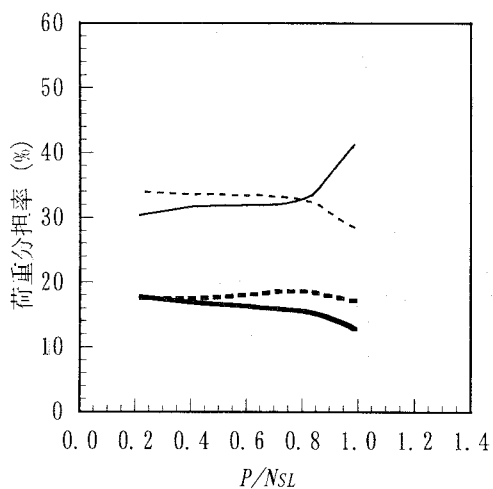
(e) モデルⅡ-B

($\beta=1.00$, $\gamma=1.25$, 断面変化率=20.0%)



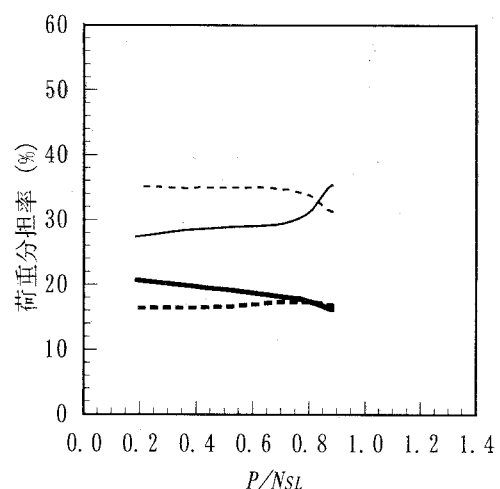
(f) モデルⅡ-C

($\beta=1.20$, $\gamma=1.50$, 断面変化率=33.3%)



(g) モデルⅡ-D

($\beta=1.40$, $\gamma=1.75$, 断面変化率=42.9%)



(h) モデルⅡ-E

($\beta=1.60$, $\gamma=2.00$, 断面変化率=50.0%)

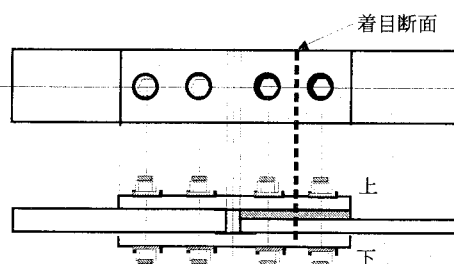
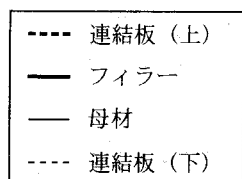


図-5.3.11 荷重分担率
(シリーズⅡ)

面変化率が大きなモデルにおいてもほとんど認められない。フィラープレートの分担率減少傾向は、若干ではあるが確認することができ、断面変化率が大きくなるほどその傾向は強くなるもののシリーズⅠほど著しい変化は認められない。また、シリーズⅠでは、断面変化率が最も大きいⅠ-Eにおいて確認された、線形限界付近におけるフィラープレートの荷重分担率の急激な低下は、シリーズⅡのモデルⅡ-Eにおいて確認できないことから考え、線形限界付近におけるフィラープレートの荷重分担率の急変は、母材の外側ボルト列における局所的降伏によって外側ボルト列付近におけるフィラープレート-母材間の荷重伝達が不十分になることのみに起因するものではなく、むしろ、すべりの発生をとまなうことにより継手内の力の伝達機構が変化したものと考えるべきであろう。同様なことは、線形限界付近における母材の荷重分担率の急増および連結板（下）の急減についても言え、シリーズⅡもシリーズⅠと同様、すべてのモデルで線形限界付近における母材および連結板（下）の荷重分担率の急変が認められるが、母材外側ボルト列の純断面降伏により線形限界に達したモデルⅡ-Eは、他のモデルに比べ若干その傾向が緩和されている。

母材、連結板、フィラープレート相互の傾向を見ると、線形限界付近における急激な変化が生じる以前には、フィラープレートと連結板（上）の荷重分担率の合計は、連結板（下）の分担率と同程度となっており、また、フィラープレートと母材の荷重分担率の合計は、荷重レベルに依らず、ほぼ一定の割合となっている。つまりは、フィラープレートは、健全な状態で用いるうえでは、荷重分担において母材および連結板の双方の役割を兼ね備えているものと考えられる。

(2) 荷重伝達機構

通常、フィラープレートが無い継手の場合、第3章の解析例などからも明らかなように、線形限界に至るまでの過程においてコバ面のひずみは、ほぼ線形的に増大する。従って、上記で考察したコバ面のひずみ性状や荷重分担率の変化は、フィラープレートを有する場合の特異的なものであると理解できる。宮地ら^{5,19)}は、実験的な検討において、フィラープレートを有する継手の特異な挙動に対して、線形限界において継手の軸力伝達に変化し、フィラープレートに圧縮作用が生じたとの推測のもとに軸力伝達変化の概念図を示しているが、それに類似したものとして図-5.3.12に荷重伝達機構の変化に対する概略図を示す。

状態Aでは、各接触面に十分な固着領域が存在し、母材、フィラープレート、連結板が一体となりスムーズに荷重伝達が行われている状態。状態Bは、母材-フィラープレート間の最外ボルト列付近、およびフィラープレート-連結板（上）間の最内ボルト列付近において部分すべりが発生することにより、その領域において摩擦による力の伝達が損なわれ、母材-フィラープレート間の力の伝達領域が継手中心側に、フィラープレート-連結板（上）間の伝達領域が継手外側に偏ることにより、引張軸力を伝達する過程においてフィラープレートに圧縮力が作用する状態を表している。

継手の荷重伝達機構が上記の状態Bに至るためには、内側ボルト列における連結板またはフィラープレートの降伏、外側ボルト列における母材またはフィラープレートの降伏にとまなう部分すべりが発生する必要がある。最も顕著にフィラープレートコバ面の

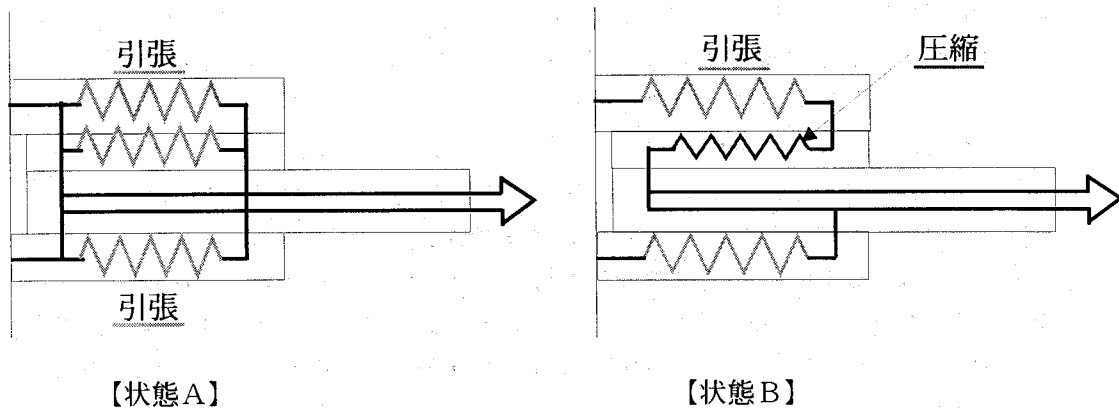


図-5.3.12 荷重伝達機構

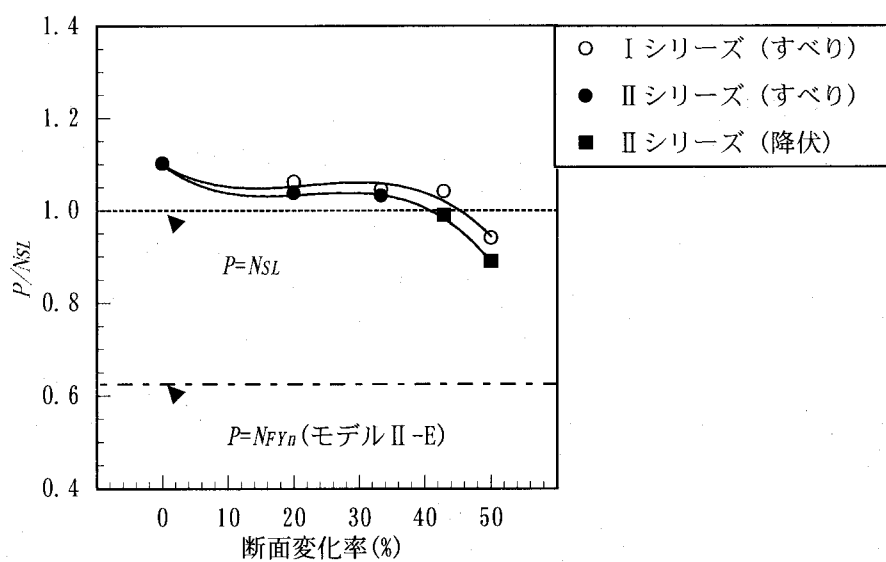


図-5.3.13 強度比較

ひずみの減少傾向が確認できたのはモデルⅡ-B, C あたりであるが、Ⅱ-B の線形限界における降伏状況や部分すべり発生状況はそれを裏付けている。このような部分すべりの発生にともなうフィラープレートの荷重分担率の減少は比較的緩やかである。Ⅱ-B, C などで代表される状態Bの継手では、状態Aのように母材、フィラープレート、連結板が一体となって荷重伝達を行う訳ではなく、フィラープレートが圧縮作用を受け、その負荷が母材や連結板（上）に偏る傾向にあるためすべり強度が低下する可能性があるが、モデルⅠ-E のような極端なすべり強度の低下は生じていない。

モデルⅠ-E で最も顕著となる線形限界付近におけるフィラープレートの荷重分担率の急変には、その過程において上記のような部分すべりの影響も関与したと思われるが、それにも増して、フィラープレート厚の増加および主すべりの発生が大きな影響を与えているものと考えられる。すべり先行型の継手では、コバ面のひずみからも明らかなようにフィラープレートの存在に起因した偏心により連結板（下）に力が偏っており、厚部側の相対変位図でも判断できるように母材-連結板（下）間のすべりが先行する。線形限界付近における連結板（下）の荷重分担率の急激な低下は、主すべりの発生によって母材からの荷重伝達が損なわれることによって生じ、同時に連結板（下）の分担率の減少を補うように母材の分担率は急増する。偏心の影響は当然フィラープレート厚が大きいほど顕著であり、フィラープレート厚が最も大きいモデルⅠ-E では、コバ面のひずみ性状からも明らかであるが、偏心の影響によって荷重載荷当初からフィラープレートと連結板（上）は一体として機能していない。また、線形限界においても各接触面において力が偏る傾向が認められる他、内外ボルト列における荷重伝達に偏りが生じており、著しいすべり強度の低下を誘発する要因となっている。

5. 3. 5 強度およびフィラープレート厚の評価

図-5. 3. 13 に本解析のシリーズⅠ, Ⅱにおける各モデルの強度と断面変化率の関係を示す。縦軸は主すべり発生時の荷重 P_{SL} あるいは母材純断面降伏時の荷重 P_{Fyn} をすべり強度の公称値 N_{SL} で無次元化した値、横軸は断面変化率を表す。図中の○はシリーズⅠの主すべり発生時の荷重 P_{SL} 、●はシリーズⅡの主すべり発生時の荷重 P_{SL} 、■はシリーズⅡの母材純断面降伏時の荷重 P_{Fyn} を表す。なお、図中の点線はすべり強度の公称値 N_{SL} 、一点鎖線はⅡ-E の母材純断面降伏強度の公称値 N_{Fyn} を表す。

シリーズⅠは、全てのモデルですべり先行型となる。フィラープレートが挿入されていないモデルAに対して、断面変化率20.0%のモデルⅠ-Bでは、すべり強度が4%程度低下する。この低下の原因としては、母材と連結板の降伏状況がモデルAとⅠ-Bで同程度であることから考え、比較的薄いフィラープレートの内側および外側ボルト孔周辺における局所的な塑性化の進行にともない、フィラープレート-連結板（上）間の摩擦抗力が損なわれたことによると考えられる。実際、図-5. 3. 6 の相対変位図を見ると明らかに母材-連結板（下）間よりも連結板（上）-フィラープレート間において大きな相対変位が発生している。断面変化率が33.3, 42.9%のモデルⅠ-C, D のすべり強度は、モデルⅠ-B とほぼ同程度であり、薄部側の β , γ 値を使用実績の標準的な値としたシリー

ズⅠでは、断面変化率が40%程度であれば極端な強度低下が生じないことが分る。断面変化率が50%と大きなモデルⅠ-Eでは、フィラープレート厚が大きくなるためフィラープレートのボルト孔周辺での塑性化は緩和されるが、フィラープレート厚の増加にともなう偏心の影響により連結板（下）に対する伝達力の偏りが著しく、また線形限界付近におけるフィラープレートの荷重分担率の急激な減少により母材-連結板（下）間に急激な負荷が発生するため、すべり強度が著しく低下する。これは、フィラープレートの荷重分担率の急減にともない母材および連結板（下）の分担率が急増すること、またモデルⅠ-Eの主すべりが連結板（上）-フィラープレート間よりも母材-連結板（下）間で先行して発生することからも判断できる。モデルⅠ-Eのすべり強度は、モデルAに対しては15%近く低下しており、すべり強度の公称値を6%程度下回る結果となった。

シリーズⅡの強度は、全体的に見てシリーズⅠを若干下回る傾向となっている。断面変化率が小さいモデルⅡ-B, Cでは、シリーズⅠとほぼ同程度のすべり強度を有しており、 β , γ 値が若干大きめの値であっても、継手のタイプにおいてすべり先行型であれば、すべり強度の公称値を十分に確保できることが判る。モデルⅡ-D, Eは、Ⅱ-B, Cに比べて極端に強度が低下しており、すべり強度の公称値を下回るが、薄部側の β , γ 値で評価した限界状態区分（第4章）において、これらのモデルは母材降伏先行型の継手に属しており、母材純断面の降伏によって線形限界に至る。従って、Ⅱ-D, Eについては設計の基準となる強度は母材純断面降伏強度の公称値と考えるのが適切であり、最も強度が低下したモデルⅡ-Eでも母材純断面降伏強度の公称値に対して4割以上の余裕を有している。

以上の結果より、本解析の範囲において、フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手では、フィラープレートを有さない継手に対して強度が低下する傾向が見られるが、薄部側 β , γ 値による区分においてすべり先行型となる継手で、断面変化率40%程度の範囲であれば、すべり強度の著しい低下は発生せず公称値を十分に確保できる。モデルⅠ-Eのように断面変化率が50%の継手ではすべり強度の公称値 N_{sl} を下回る結果となり、すべり先行型で且つ断面変化率が40%を超える継手では、すべり強度を評価する際には留意する必要があると考えられる。

5.3.6 まとめ

本節では、フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手の荷重伝達機構を明らかにし、フィラープレートの存在にともなうすべり強度の低下を解析的に評価するために、フィラープレート厚をパラメーターとして弾塑性有限変位解析を行った。本節で行った解析の範囲で、得られた主な知見は以下の通りである。

- (1) フィラープレートを有する高力ボルト摩擦接合引張継手においてもフィラープレートが挿入された薄部側の β , γ 値を用いることにより、第4章の基本摩擦接合継手を対象に評価した限界状態区分を適用することが可能であると考えられる。

- (2) シリーズⅡは、断面変化率の増加にともない線形限界における性状がすべり先行型から母材降伏先行型の継手に移行するが、その境界は断面変化率 33.3% (Ⅱ-C) と 42.9% (Ⅱ-D) の間に存在しており、5.2 節の結果とほぼ一致する。
- (3) フィラープレートをもつ継手では、荷重レベルの増加とともにフィラープレートの荷重分担率が低下し、フィラープレートに面した連結板 (上) の荷重分担率が増加する。この傾向は、すべり先行型の継手でかつ断面変化率が大きくなるほど顕著となる。また、線形限界付近において、フィラープレートおよび連結板 (下) の分担率が急激に減少し、母材と連結板 (上) の分担率が急激に増加する。
- (4) 線形限界における急激な変化が生じる以前には、フィラープレートと連結板 (上) の荷重分担率の合計は、連結板 (下) の分担率とほぼ同程度であり、また、フィラープレートと母材の分担率の合計は、荷重レベルによらず、ほぼ一定の割合となっている。
- (5) フィラープレートをもつ継手では、内側ボルト列における連結板またはフィラープレートの降伏、および外側ボルト列における母材またはフィラープレートの降伏にともなう部分すべりの発生により、荷重伝達機構が変化し、フィラープレートに圧縮力が働く。また、フィラープレートの存在に起因した偏心により継手の各接触面および内外ボルト列において荷重伝達に偏りが生じる。以上が、フィラープレートをもつ継手におけるすべり強度低下の主要な原因であると考えられ、特に後者の要因が著しいすべり強度の低下を誘発する。
- (6) 摩擦接合継手は、母材-連結板間にフィラープレートを挿入することによってすべり強度が低下する傾向にあるが、薄部側 β , γ 値による区分においてすべり先行型となる継手で、断面変化率が 40% 程度の範囲であれば、強度低下は基本摩擦接合継手に対して 5% 程度であり、すべり強度の公称値を十分に確保できる。すべり先行型であっても断面変化率が 50% の継手では、すべり強度は著しく低下し、公称値を下回る結果となった。
- (7) 薄部側の β , γ 値による限界状態区分で母材降伏先行型となる継手では、主すべりは発生せず、線形限界は降伏限界によって決定されるため、強度はすべり強度の公称値を下回るが、最も強度低下が著しいモデルⅡ-E でも母材純断面降伏強度の公称値に対して 4 割以上の余裕を有する結果となった。

5.4 長尺高力ボルト摩擦接合継手

5.4.1 概説

近年の道路橋示方書^{5.3)}の改定において橋梁に用いられる鋼材の板厚制限が緩和され、鋼種によっては100mmまでの板厚の使用が許容されている。また、合理化橋梁の観点から橋梁の少数主桁化が推進される傾向にある。少数主桁橋は、部材数が少ないため一般に経済的だとされているが、1主桁あたりに作用する曲げモーメントが大きくなるため、フランジ厚が従来の橋梁に比べ大きくなり、50mmを越える大きな板厚がフランジ部において用いられる可能性も考えられる。合理化橋梁の極厚フランジの接合には現場溶接が採用されてきたが、溶接には熱収縮などの問題も存在し、板厚が大きくなると予熱などの工程も必要となることから、施工管理の容易さなどの面からも高力ボルト摩擦接合の利用に対する要望が聞かれるようになった。

極厚のフランジ部を高力ボルト摩擦接合を用いて接合するためには、第4章で考察したすべり強度・母材降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ の観点からも、それ相応の板厚を有する連結板が必要となり、継手厚が非常に大きくなることが考えられる。例えば、厚肉構造物の接合を対象とする本州四国連絡橋公団の上部工設計規準・同解説^{5.20)}では、最大板厚を75mmで規定しており、母材厚を75mmとした場合、連結板厚や余長を含めるとボルトの首下長さが200mm程度の長尺ボルトを利用する必要がある。継手厚が大きくなると母材-連結板間の接触面においてボルト軸力による支圧力の作用面積が変化することになり、継手の挙動およびすべり強度に影響を与えることが懸念されるが、継手の締め付け厚さをパラメータとして、すべり強度などを評価した研究は、現在のところほとんど報告されていない。谷平ら^{5.21)}は、主桁下フランジにカバープレートを一体化した構造形式を念頭に締め付け厚の大きい継手を考え、締め付け1日後および1年後における耐力特性を実験的に検討しており、締め付け1年後においても0.6程度の十分なすべり係数が得られるとしているが、これは特定の橋梁の構造諸元を念頭に行われた実験であり、一般性の面で問題がある。本州四国連絡橋公団の上部工設計規準・同解説^{5.20)}の参考文献にもあがっている文献^{5.5)}では、母材厚34mmおよび65mmの摩擦接合供試体を対象に引張り試験を行い、全21体の供試体に対してすべり係数は0.481~0.560と設計値を満足しているとの結論を得ているが、この実験の主眼は太径多列高力ボルト摩擦接合であるため継手厚に対する考察が不十分であり、また実験結果にはM30高力ボルトの利用やボルト列の多列化による影響も含まれることから、純粋に板厚増加にともなう影響が評価できているとは考え難い。

本節では上記のような背景をふまえ、継手厚の大きな長尺高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に弾塑性有限変位解析を行った。解析パラメータとしては継手を構成する鋼板の板厚およびボルト間隔を考えており、これらのパラメータが初期ボルト軸力導入時の性状およびすべり強度に与える影響について考察を加える。

5. 4. 2 解析手法と解析モデル

図-5. 4. 1 に解析モデルの概要を示す。解析モデルとしては、極力簡易なモデルを考えて高力ボルト片側 1 行の 2 面せん断継手とする。ボルト列数については、少なすぎるとすべり強度・母材純断面降伏強度比 β が小さくなり実績の範囲から外れる。また、大きすぎると 5. 1 節で述べたようにボルト列の多列化にともなうすべり強度低減の影響が顕著に現れることとなる。したがって、本節の解析モデルでは列数を 4 列に統一する。

表-5. 4. 1 に解析モデルの諸元を示す。母材降伏先行型の継手では、母材の局所的な形状変形に基づき線形限界が決定されるため、継手厚の増加にともないボルト軸力に起因した母材-連結板間の接触面における支圧力の作用面積や大きさが変化しても継手の挙動に大きな差異はないと考えられる。したがって、解析モデルは、すべり先行型となる継手を対象として、実績調査において頻度が高く、最も一般的な継手であると考えられるすべり強度・母材降伏強度比 $\beta=0.80$ 、連結板・母材降伏強度比 $\gamma=1.00$ の継手とする。

高力ボルトは M22, F10T を用いて、初期導入ボルト軸力は、全てのモデルの全高力ボルトに対して、道路橋示方書^{5.3)}の規定値 20.5tf の 1 割り増し 22.55tf を導入する。母材および連結板の鋼種は SM490Y である。解析パラメーターとなる板厚は、母材厚を 20mm~60mm (モデル A~E) の範囲で 10mm 間隔で変化させ、板幅および連結板厚は β 、 γ 値が所定の値になるように各々のモデルで適宜算出する。本解析モデルでは、母材、連結板の鋼種が等しく、 γ 値を 1.00 と設計したので、連結板 1 枚の板厚は母材板厚の 1/2 となる。また、ボルト間隔による影響も見るために、ボルト間隔を 75mm, 100mm と変化させたモデルを設定し、ボルト間隔を各モデルの添え字とした。全解析モデルの数は 10 ケースであり、例えば、母材板厚 20mm (モデル A) でボルト間隔 75mm のモデルは A-75 と表記される。なお、ボルト間隔および縁端距離については道路橋示方書の規定を満足するよう配慮している。各モデルの母材降伏強度 N_{Fy} および連結板降伏強度 N_{Sy} の算出に際しては、降伏応力度 $\sigma_y=3600\text{kgf/cm}^2$ を用いる。同様に弾性係数は $2.10 \times 10^6\text{kgf/cm}^2$ 、ポアソン比は 0.3 とする。

図-5. 4. 2 に要素分割図を示す。解析対象は、継手の対称性を考慮して、図に示すように各継手断面の中央面で垂直な方向の変位を拘束することにより、継手全体の 1/8 モデルとする。母材、連結板、高力ボルト、座金には 20 節点アイソパラメトリック要素を用い、母材と連結板、連結板と座金の全ての接触面には第 3 章で言及したジョイント要素^{5.7)}を挿入する。外力としては初期ボルト軸力導入後、継手軸方向に引張力が生ずるように、継手端部に強制変位を与える。

5. 4. 3 解析結果と考察

(1) 初期ボルト軸力導入時の影響

図-5. 4. 3 に初期ボルト軸力導入時において母材-連結板間の接触面に作用する板厚方向応力の分布を示す。応力は接触面に最も近い母材-連結板間の積分点における板厚方向応力の平均化値を降伏応力で無次元化したものである。

ボルト間隔 75mm, 100mm の双方のモデルにおいて、継手厚の増加とともに初期ボルト軸力

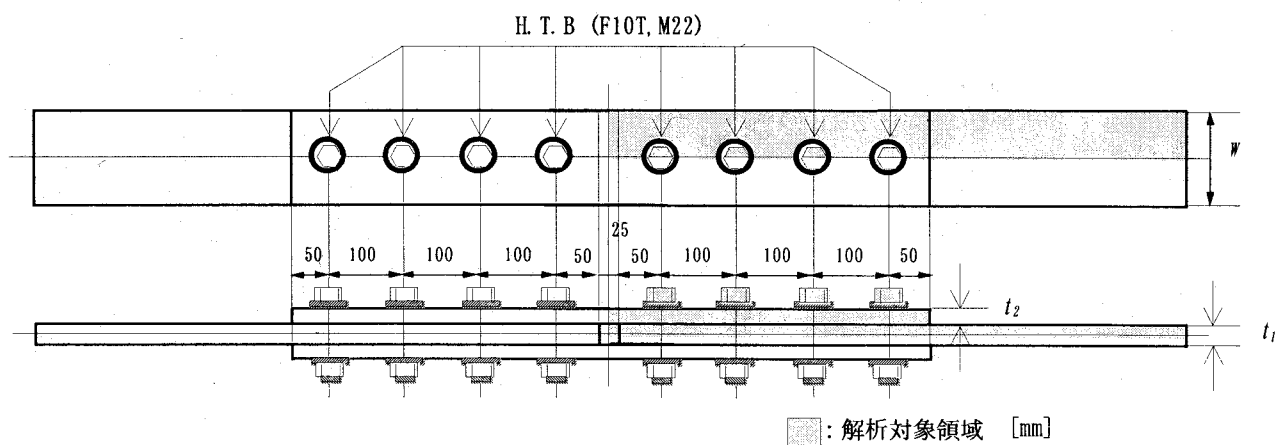


図-5. 4. 1 解析モデル

表-5. 4. 1 解析モデルの諸元

	高力ボルト (F10T, M22)	初期導入ボルト軸力 (tf)	鋼種	ボルト間隔 (mm)	β (N_{SL}/N_{FYn})	γ (N_{SYn}/N_{FYn})	母材板厚 (mm)
A	1行4列	22.55 (20.50tfの1割増)	SM490Y	75, 100	0.80	1.00	20
B							30
C							40
D							50
E							60

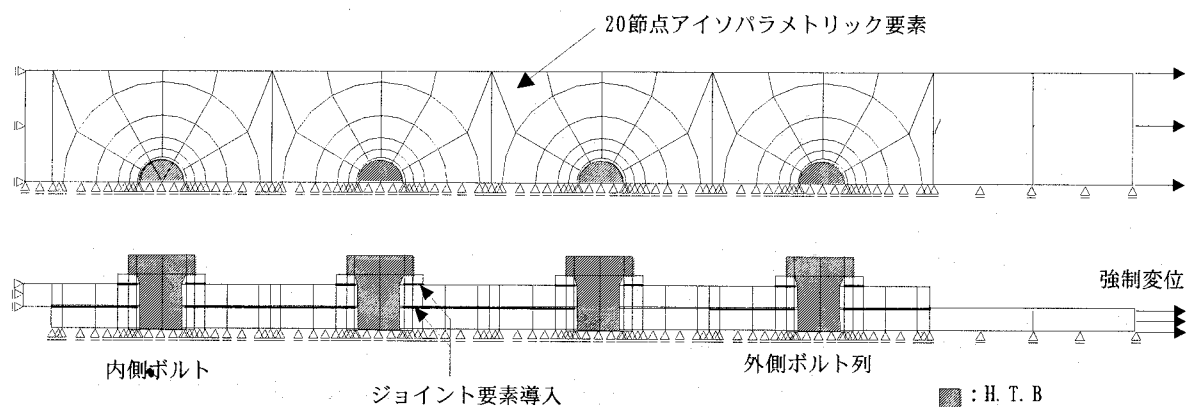


図-5. 4. 2 要素分割図

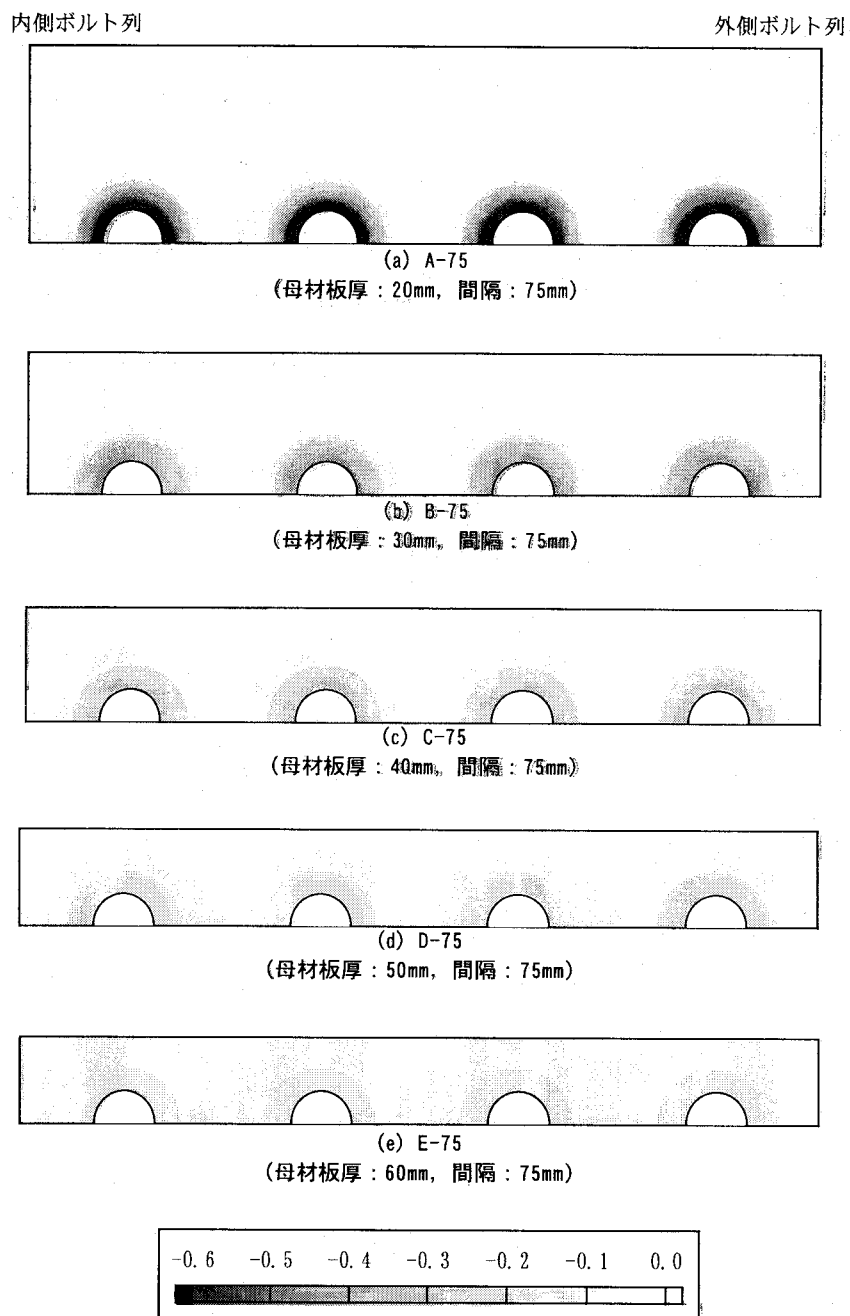


図-5. 4. 3(a) 軸力導入時における接触面の板厚方向作用力分布 (ボルト間隔 75mm)

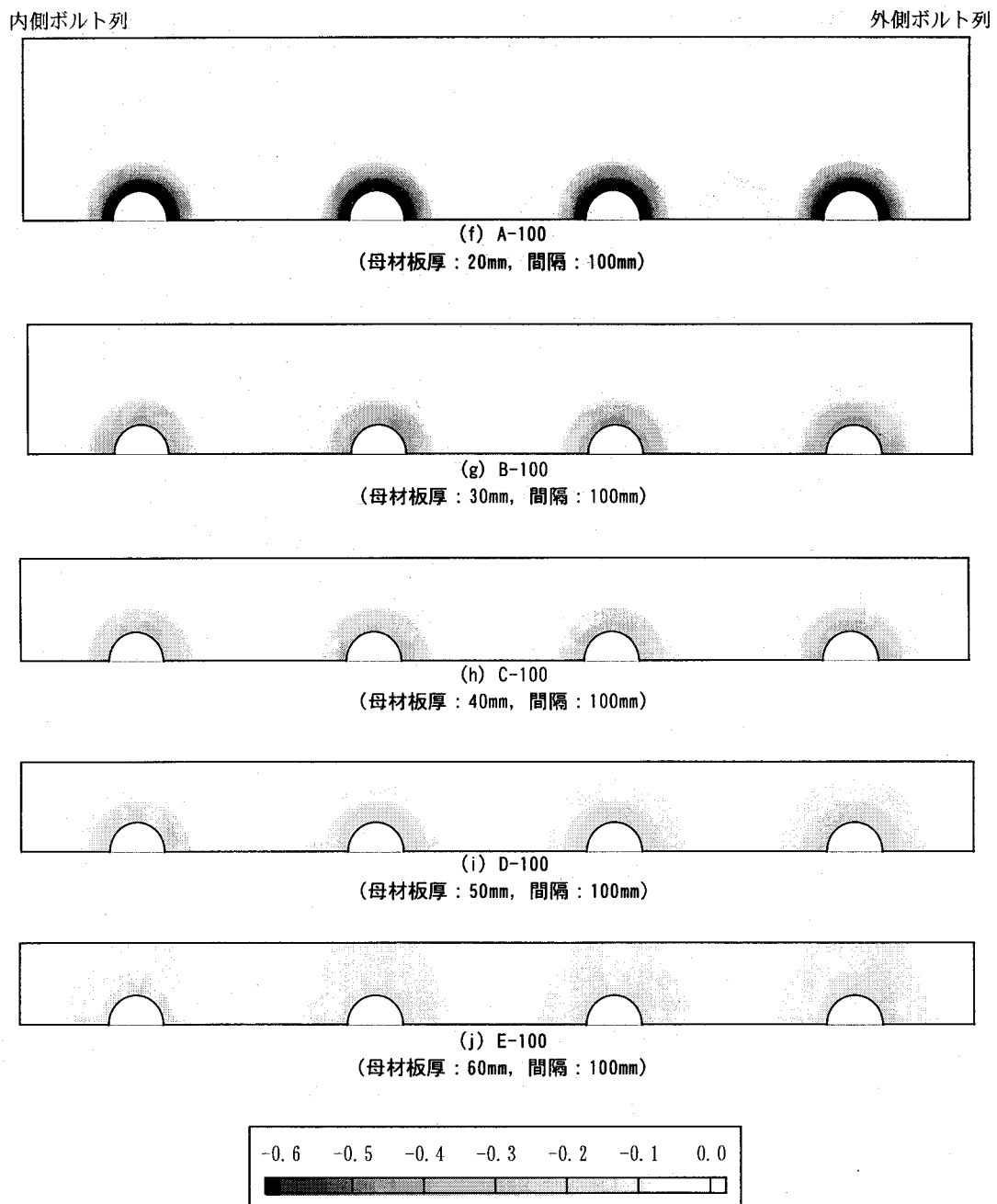


図-5. 4. 3(b) 軸力導入時における接触面の板厚方向作用力分布 (ボルト間隔 100mm)

による母材－連結板接触面における板厚方向応力の作用面積が増加し、ボルト孔周辺での作用応力が小さくなる傾向を確認することができる。その結果、板厚が 20mm と薄いモデル A では、応力はボルト孔周辺に集中して比較的大きな応力状態となっている。

図-5.4.3(a)のボルト間隔 75mm のシリーズでは、モデル B-75 で僅かながら隣り合うボルト列と板厚方向応力の作用面積が重なり合い、モデル C-75、D-75 と継手厚の増加とともにその傾向が助長される。最も継手厚が大きいモデル E-75 にいたっては、母材－連結板間の接触面のほぼ全域に板厚方向応力の作用面積が広がる結果となった。

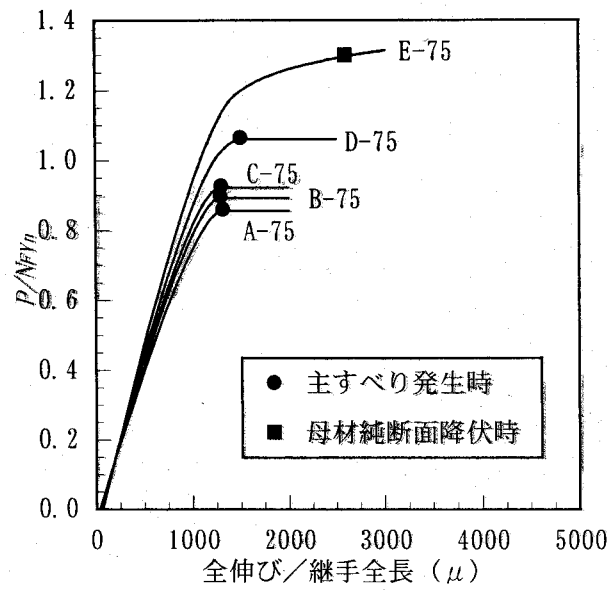
図-5.4.3(b)のボルト間隔 100mm のシリーズでは、ボルト間隔 75mm のシリーズに比べてボルト間隔が大きくなるため、モデル C-100 までは隣り合うボルト列の板厚方向応力の作用面積が独立な状態になっているが、モデル D-100、E-100 と板厚が大きくなるにつれて、隣り合うボルト列の応力作用面積が重なり合う傾向を示した。通常、ボルト軸力による板厚方向応力は、座金下面より 45° 分布で伝達されると考えられるが^{5, 22)}、本解析の範囲で、ボルト間隔 75mm, 100mm の各シリーズで隣り合うボルト列の応力作用面積が重なり合い始めたモデルが B-75、D-100 であることから判断すると、ほぼ上記の仮定は正しいものと考えられ、およそボルト間隔が連結板厚と座金半径の和の 2 倍と同程度になったあたりから応力が重なり合う領域が出現するものと考えられる。

また、母材板厚が 50mm (連結板: 25mm) を上回るモデルでは、応力の作用領域が板幅を上回るようになり、本来、板幅を越えた領域に作用すべき応力が継手長手方向へ流れる傾向が認められる。この現象は、隣り合うボルト列の応力作用面積の重なり合いを助長することにつながる。板厚が大きく、ボルト間隔が小さいため上述した影響が最も大きく現れるモデル E-75 では、隣り合うボルト列からの応力が重なり合った結果、ボルト間中央の縁端部付近においても比較的大きな板厚方向応力が働くこととなり、摩擦に対する有効面積が増加しているものと考えられる。

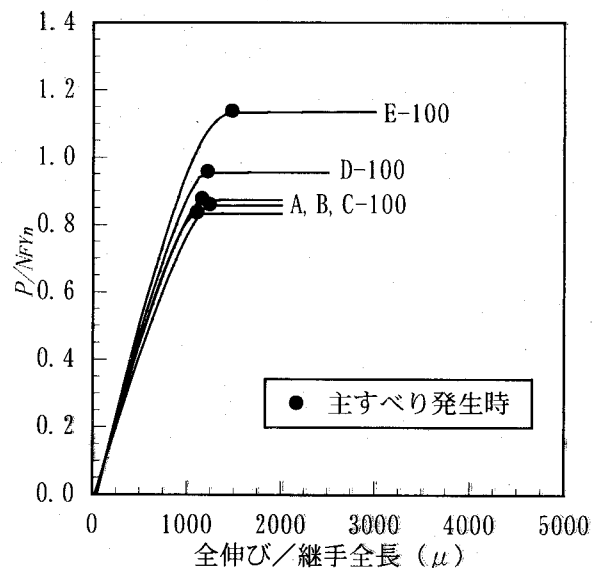
(2) 荷重－全伸び関係

図-5.4.4 に荷重－全伸び関係を示す。横軸は全伸びを継手全長で無次元化した値を表す。縦軸については、ボルト間隔 75mm のシリーズにおいて継手厚が極厚なモデルで線形限界が母材の降伏により決定されること、また部分すべり現象は継手が有する降伏強度によって大きな影響を被るため、荷重－全伸び関係から部分すべりの挙動を判断できるよう配慮し、載荷荷重 P を母材純断面降伏強度 N_{Fyn} で無次元化した値で表している。図中の●印は主すべり発生時の荷重 P_{SL} 、■印は母材純断面降伏時の荷重 P_{Fyn} である。

ボルト間隔 75mm のシリーズを見ると、すべり強度・母材降伏強度比 β が 0.8 であることから、最もすべり強度が小さいモデル A においてもすべり強度の公称値を十分に満足していることが判る。モデル A から D と母材板厚が大きくなるほどすべり強度は大きくなる傾向を示すが、モデル A, B, C に比べ、モデル D の強度が著しく大きくなる。これは、連結板厚が増加することにより、母材－連結板間の接触面で前述のようにボルト軸力による板厚方向応力が重なり合う領域が増すため、接触面の隣り合うボルト列間において有効な摩擦面積が増加したことによるものと考えられる。また、すべり強度が増加したことにより、相対的に母材降伏強度との差が小さくなるため、荷重－全伸び関係において部分すべりの影響が顕著となる。モデル E では、さらにすべり強度は大きくなり、部分すべりの影響が明瞭に確認でき



ボルト間隔：75mm



ボルト間隔：100mm

図-5.4.4 荷重－全伸び関係

る。本解析モデルは、すべり強度 N_{SL} に対して母材の純断面降伏強度 N_{FTh} が余裕のある設計であり、かつ限界状態区分^{5,8)}において $\beta=0.8$ 、 $\gamma=1.0$ の継手はすべり先行型領域に属しているが、モデル E のように有効摩擦面積の増加によりすべり強度が大きくなり、母材の純断面降伏強度を上回るようなケースでは、線形限界が設計で想定したすべり先行型から母材降伏先行型の継手へと移行する。

ボルト間隔 100mm のシリーズでは、板厚が 40mm であるモデル C までのすべり強度は同程度であり、荷重－全伸び関係に大きな差異は認められない。板厚 50mm のモデル D では、モデル A に比べて強度が 1 割程度上昇するが、ボルト間隔 75mm のモデル D-75 と比べると鋼種、断面が全く同じ構成であるにもかかわらず、すべり強度が幾分低めとなっている。この強度の差は、明らかにボルト間隔に依存するものであり、母材－連結板の接触面に作用する板厚方向応力の重複領域の差が有効な摩擦面積の大きさに影響したものと思われる。ボルト間隔 75mm のモデル E-75 と同様、モデル E-100 の強度は著しく上昇するが、板厚 50mm のモデル D-100 と同じ理由で E-75 よりも強度は低くなるため、線形限界において母材純断面での全断面降伏よりも主すべりが先行する結果となった。

(3) 応力分布、相対変位、伝達せん断力

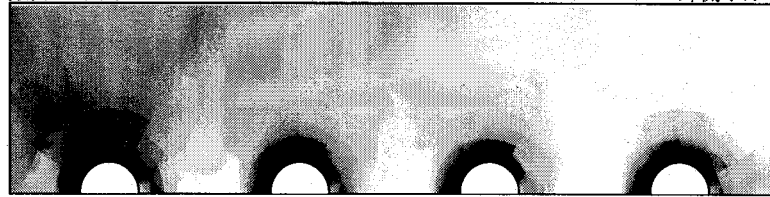
図-5.4.5(a)にボルト間隔 75mm シリーズのモデル A, C, E-75、図-5.4.5(b)にボルト間隔 100mm シリーズのモデル A, C, E-100 の線形限界における母材、連結板の断面中央での応力分布を示す。応力は相当応力を降伏応力で無次元化している。

ボルト間隔 75mm と 100mm のシリーズにおいて線形限界の応力状態を比較すると、類似した傾向を示していることが判る。75mm シリーズの降伏領域が板厚の大きいモデルで若干大きくなっているが、これは 75mm シリーズの線形限界における強度が 100mm シリーズよりも大きいことに起因する。同様にモデル C とモデル E の応力状態を比較すると、モデル E において線形限界における強度が大きいこともあり、母材の外側ボルト列および連結板の内側ボルト列のボルト孔周辺の塑性化が進行する結果となった。本解析モデルでは、 $\gamma=1.0$ と母材と連結板の純断面降伏強度が全てのモデルで等しいにも関わらず、母材のボルト孔周辺に比べて連結板のボルト孔周辺において塑性化が進行している。この傾向は板厚の大きなモデル C, E よりも板厚の小さいモデル A において顕著であり、また、モデル A では、荷重分担が小さいはずの連結板外側ボルト列周辺においても降伏領域が存在することから考え、高力ボルトの締付け軸力による影響が現れているものと考えられる。

図-5.4.6 にボルト間隔 75mm および 100mm のシリーズについて、モデル A, C, E の線形限界における母材－連結板間の相対変位を示す。相対変位は継手原形を初期座標として、継手原形の縮尺に対して 100 倍に拡大したものをベクトル表示している。

本解析ではモデル E-75 を除く全てのモデルで主すべりの発生により線形限界に至っているが、全解析モデルを通じて内側および外側ボルト列周辺の相対変位が中間ボルト列付近よりも大きくなっており、部分すべりの影響が確認できる。部分すべりの影響は、母材厚が大きく線形限界における強度が大きいモデルほど顕著となり、鋼板の降伏によって線形限界に至ったモデル E-75 では、降伏先行型の継手の傾向が明確に認められる。各モデルの中間ボルト列付近に着目すると、モデル A では継手軸の中心から縁端部に近づくにつれて徐々に変位量が大きくなっていくのに対して、モデル C, E と板厚の増加にともない継手軸の中心と

内側ボルト列 外側ボルト列



連結板



母材

(a) A-75
(母材板厚 : 20mm, 間隔 : 75mm)



連結板



母材

(b) C-75
(母材板厚 : 40mm, 間隔 : 75mm)



連結板



母材

(c) E-75
(母材板厚 : 60mm, 間隔 : 75mm)

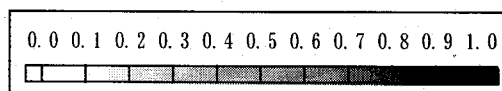


図-5. 4. 5(a) 主すべり発生時の応力分布図

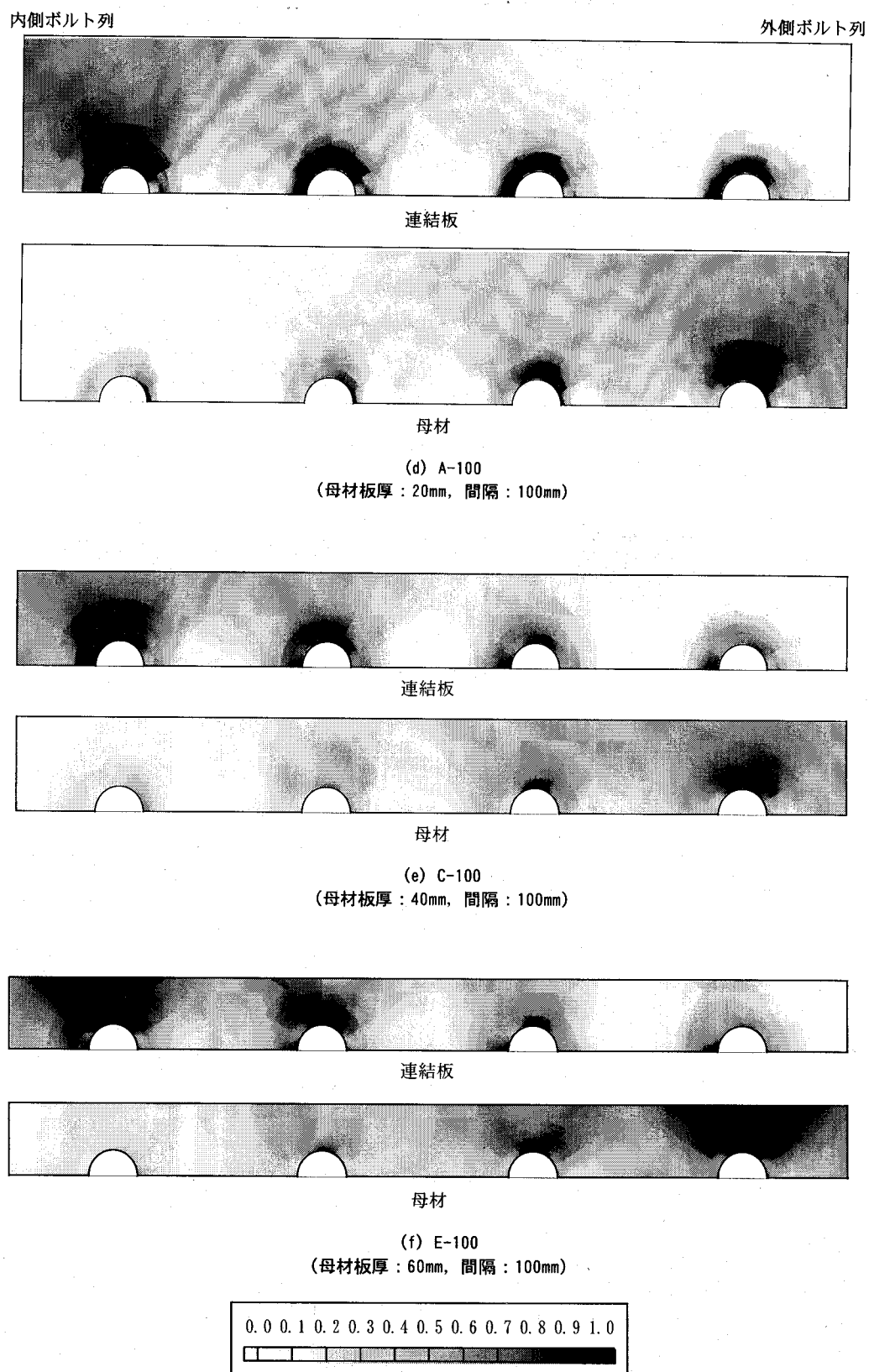
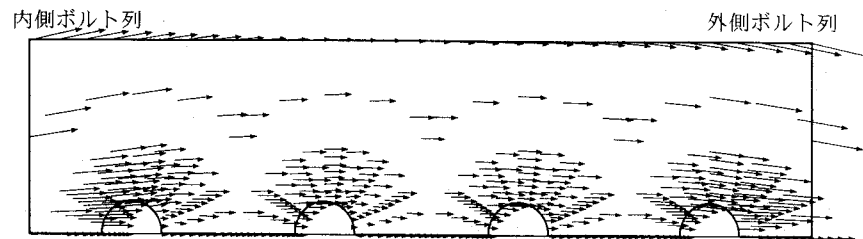
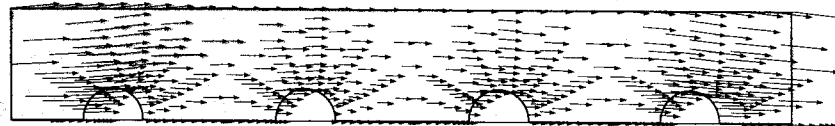


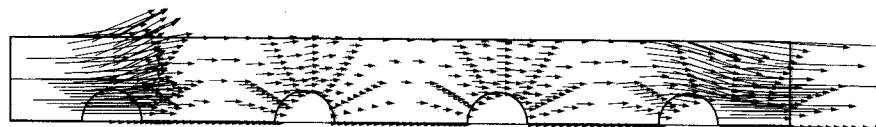
図-5. 4. 5(b) 主すべり発生時の応力分布図



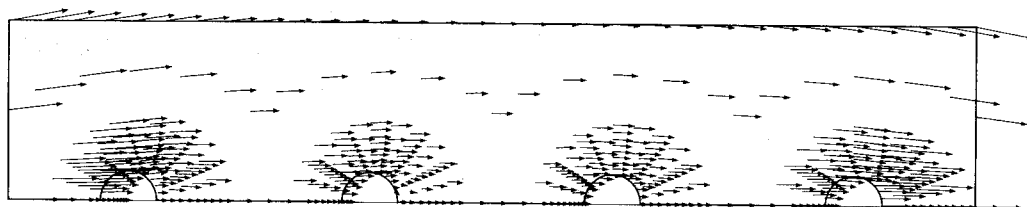
(a) A-75
(母材板厚 : 20mm, 間隔 : 75mm)



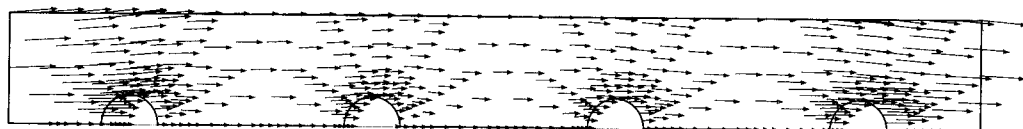
(b) C-75
(母材板厚 : 40mm, 間隔 : 75mm)



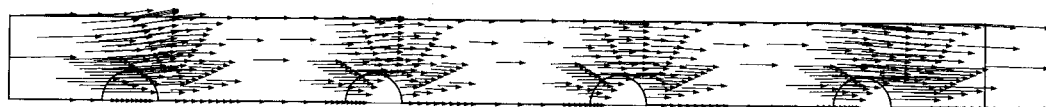
(c) E-75
(母材板厚 : 60mm, 間隔 : 75mm)



(d) A-100
(母材板厚 : 20mm, 間隔 : 100mm)



(e) C-100
(母材板厚 : 40mm, 間隔 : 100mm)



(f) E-100
(母材板厚 : 60mm, 間隔 : 100mm)

図-5.4.6 母材-連結板間の相対変位

縁端部付近での変位量の差が小さくなる傾向を示した。これは、本解析の範囲では板厚が増加するほど母材－連結板の接触面においてボルト軸力による板厚方向応力がボルト孔周辺に集中せず分散するため、継手中心軸付近と縁端部付近における応力の差が小さくなり、かつ摩擦に対する有効面積が大きくなるために継手幅全体で引張軸力に対して抵抗することによると考えられる。

図-5.4.7 にボルト間隔 100mm のシリーズのモデル A, C, E について各ボルト列における母材－連結板間の伝達せん断力の分布を示す。図中の点線はボルト一本分のすべり強度の公称値 (4510kgf) を表している。载荷荷重の大きさは、载荷荷重 P と母材純断面降伏強度 N_{Fy} の比 P/N_{Fy} で表現し、また、各モデルで主すべり発生時における伝達せん断力の分布も記載している。

初期導入ボルト軸力による母材－連結板間の板厚方向応力の重複領域が認められない母材厚 20mm のモデル A と母材厚 40mm のモデル C の伝達せん断力の分布状況を比較すると、各ボルト列における分担状況に若干のばらつきは認められるもののほとんど類似した傾向を示す。荷重－全伸び関係からも明らかなように強度的にもほとんど差は現れないが、主すべり発生時における各ボルト列の伝達せん断力の大きさについても同程度である。それに対して母材厚 60mm のモデル E-100 は、モデル A, C-100 とは異なった傾向を示す。モデル E-100 もモデル A, C-100 と同様に主すべり発生によって線形限界に達するモデルであるが、有効摩擦面がボルト孔周りに集中するのではなく、比較的広域に分布するため、最外ボルト列付近の摩擦抗力が大きくなり、荷重レベル P/N_{Fy} が低い段階において最外列ボルト列における伝達せん断力の分担が他のモデルよりも大きい。また、最外ボルト列付近で大きな伝達せん断力を受け持つため中間ボルト列における分担は、他のモデルに比べ小さくなる。最外ボルト列の伝達せん断力は、荷重が線形限界付近に達するとボルト一本分のすべり耐力を大きく上回り、内側ボルト列では、公称値に対して 5 割以上の大きな伝達せん断力を分担する。また、線形限界に近づくと最外ボルト列における部分すべりの発生にともない、伝達せん断力は中間ボルト列においても分担されるようになるが、外側ボルト列同様、中間ボルト列付近においてもモデル A, C に比べて比較的大きな有効摩擦面を有するため、主すべり発生時において中間ボルト列が分担する伝達せん断力も比較的大きく、ボルト一本分のすべり耐力の公称値を上回る結果となった。上記のような挙動からも母材厚 60mm のモデルにおけるすべり強度上昇の要因をうかがい知ることができる。

(4) 強度および継手板厚の評価

図-5.4.8 に本解析結果の線形限界 (すべり強度 P_{Sl} , または母材純断面降伏強度 P_{Fy}) をまとめたものを図示する。縦軸は主すべり発生時の荷重 P_{Sl} あるいは母材純断面降伏時の荷重 P_{Fy} をすべり強度の公称値 N_{Sl} で無次元化した値、横軸は母材板厚である。また、図中の○印はボルト間隔 75mm のシリーズの主すべり発生時の荷重 P_{Sl} , □印は 75mm シリーズの母材純断面降伏時の荷重 P_{Fy} , ●印はボルト間隔 100mm のシリーズの主すべり発生時の荷重 P_{Sl} を表す。なお、図中の点線はすべり強度の公称値 N_{Sl} を表している。

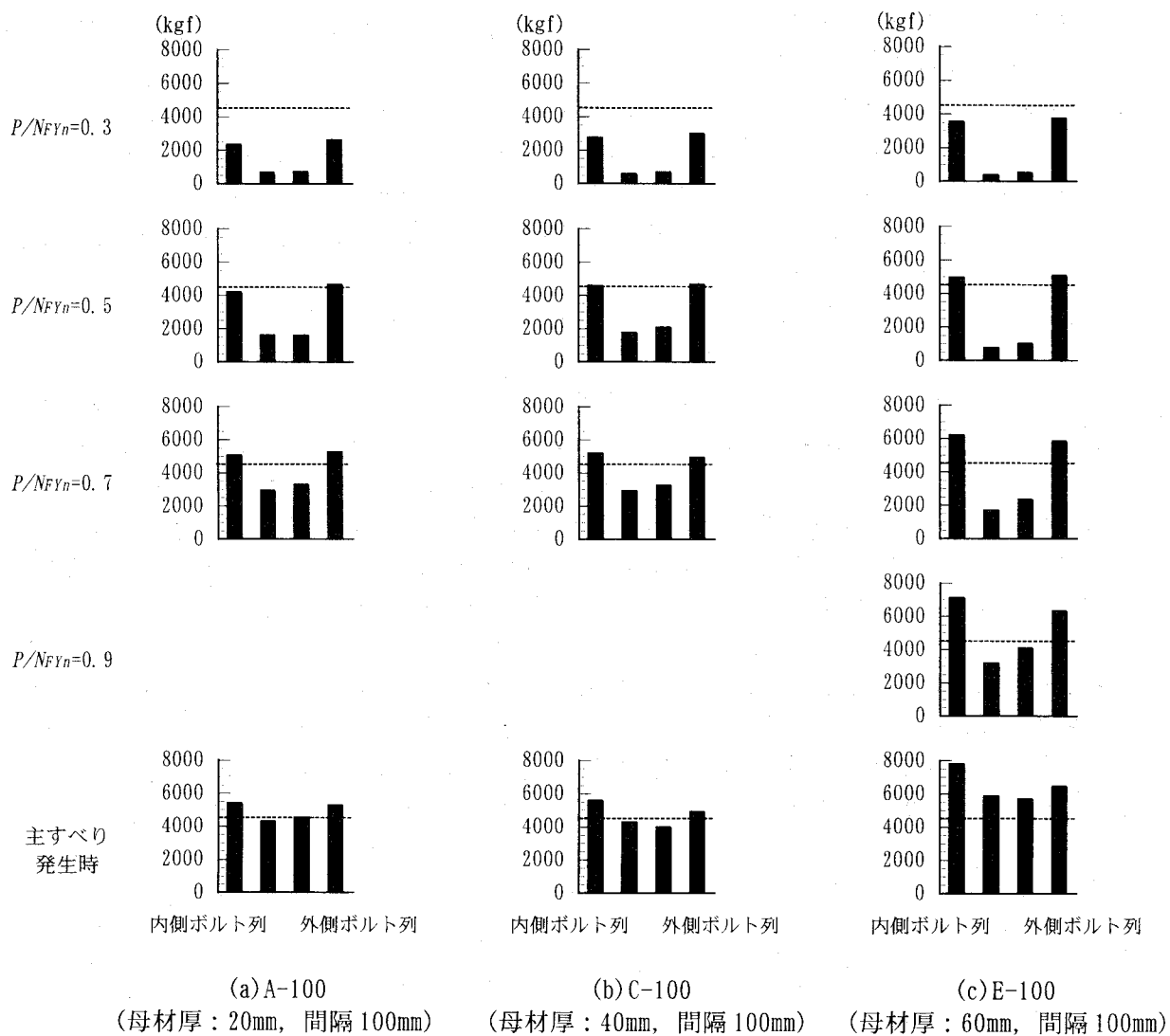


図-5. 4. 7 伝達せん断力の分布

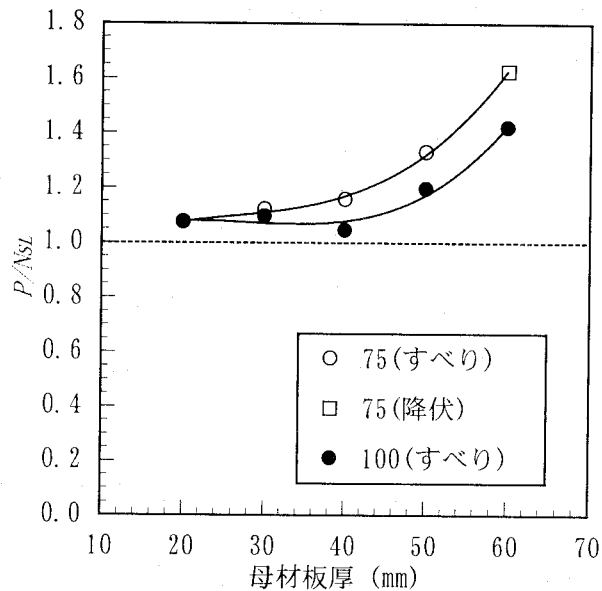


図-5.4.8 強度比較

全ての解析モデルで線形限界はすべり強度の公称値 N_{SL} を確保しており，本解析の範囲では，ボルト間隔 75mm, 100mm の両シリーズとも母材板厚 (= 連結板厚) が増すほど強度が大きくなる結果となった。

ボルト間隔 75mm のシリーズに着目すると，モデル A-75～C-75 までの強度の上昇傾向は緩やかだが，母材厚 50mm のモデル D-75 では 20mm のモデル A-75 に対して 2 割程度，母材厚 60mm のモデル E-75 では 5 割程度の強度増加が認められる。ボルト間隔 100mm のシリーズでは，モデル A-100～C-100 までの強度には大きな変化は認められないが，母材厚 50mm のモデル D-100 では 20mm のモデル A-100 に対して 1 割程度，母材厚 60mm のモデル E-100 では 3 割程度の強度増加が認められる結果となった。前述のようにボルト軸力による板厚方向応力は，座金下面より 45° 分布で伝達され则认为られるが，本解析の連結板厚の範囲では母材-連結板間の接触面に伝わった板厚方向応力は隣り合うボルト列からの応力が重複することによって十分な摩擦抗力を有する有効摩擦面として機能する。従って，接触面において板厚方向応力の重複領域が大きくなる極厚継手ほどすべり強度が増加することが判る。また，すべり強度がほぼ等しいモデル C-75 (母材板厚 40mm) と D-100 (母材板厚 50mm) で初期ボルト軸力導入時において 45° 分布の仮定に基づき算出した母材-連結板間における板厚方向応力の重複領域が，モデル D-100 よりも C-75 で大きくなることから判断して，連結板厚の増加にともなう補強効果も期待できるものと考えられる。

5.4.4 まとめ

本節では，長尺高力ボルト摩擦接合引張継手を対象として，継手厚の変化が初期ボルト軸力導入時の応力状態およびすべり強度に与える影響をパラメトリックに評価するために，板

厚およびボルト間隔をパラメーターとして弾塑性有限変位解析を行った。本解析の範囲で得られた主な知見は以下の通りである。

- (1) 初期ボルト軸力導入時の母材－連結板接触面における板厚方向応力は、継手 40mm（母材 20mm，連結板 20mm）と薄い継手ではボルト孔周辺に集中し，比較的大きな応力状態となる。継手厚が大きくなるほど応力は分散する傾向を示すが，本解析モデルの範囲（継手厚 120mm）では，ボルト軸力による板厚方向応力は座金下面から 45° 分布で伝達されると考えられ，隣り合うボルト列の応力伝達領域の裾野部分が重なり合うことによってボルト列中間部分においても有効摩擦面として機能するに十分な応力が作用する。
- (2) 継手厚が大きくなり応力の作用領域が板幅を上回るような継手では，本来，板幅を超えた領域に作用すべき応力が継手長手方向へ流れる傾向が認められ，隣り合うボルト列から伝達される板厚方向応力の作用面積の重なり合いを助長する。 β 値を 0.8， γ 値を 1.0 と標準的な値に設定した本解析モデルの範囲では，継手厚 100mm（母材 50mm，連結板 50mm）より大きなモデルで上記の現象が確認できた。
- (3) 隣合うボルト列の板厚方向応力伝達領域の重なり合いは，母材－連結板間の有効摩擦面積を増大させ，結果的にすべり強度が大きくなる。本解析モデルは， β ， γ 値による限界状態区分においてすべり先行型に属する継手であるが，すべり強度が大きくなることにより相対的に母材降伏強度との差が小さくなり部分すべりの発生が認められる。また，初期導入ボルト軸力による板厚方向応力の重複領域が最も大きいモデル E-75（継手厚 120mm，ボルト間隔 75mm）では，線形限界がすべり先行型から降伏先行型の継手へと移行した。
- (4) 継手厚が 40mm と最も小さいモデル A では，初期導入ボルト軸力の影響で有効摩擦面がボルト孔周辺に集中する。そのため γ 値が 1.0 であるにもかかわらず，主すべり発生時において連結板の外側ボルト孔周辺でさえも塑性化が進行するが，すべり強度への影響は僅少である。
- (5) ボルト間隔 100mm のシリーズで母材－連結板間の伝達せん断力を比較したところ，初期導入ボルト軸力による板厚方向応力の重複領域が認められないモデル A，C は，ほぼ類似した傾向を示した。それに対して継手厚が 120mm と大きいモデル E では，最外ボルト列周辺の摩擦抗力が他のモデルに比べて大きいため主すべり発生時においてボルト一本分のすべり耐力を大きく越えて伝達せん断力を分担する。また，最外ボルト列の分担率が大きいために中間ボルト列への力の流れ込みは他のモデルに比べて若干遅れるが，主すべり発生時には，最外ボルト列と同様，中間ボルト列の伝達せん断力もボルト一本分の許容値を大きく上回る結果となった。このように継手厚が 120mm と大きいモデル E では，有効摩擦面積の増加にともなって，主すべり発生時における各ボ

ルト列周辺の伝達せん断力が他のモデルに比べて大きく、すべり強度上昇の大きな要因となっている。

- (6) 全解析モデルにおいて線形限界はすべり強度の公称値を上回った。本解析の範囲では、継手厚が大きくなるほど強度は大きくなる傾向を示すが、継手厚が 100mm を越えたモデルではその増加傾向が著しく、連結板による補強効果も期待できる。しかしながら、強度上昇が期待できる継手厚には上限が存在するものと考えられ、長尺高力ボルト摩擦接合を採用する際には、その点に配慮する必要がある。また、初期導入ボルト軸力による板厚方向応力の重複領域が認められないボルト間隔 70mm シリーズのモデル A、および 100mm シリーズのモデル A、B、C のすべり強度は、ほぼ同程度であった。

参考文献

5. 1) ISO : ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures, Material and Design, 1991.
5. 2) EC3 : EUROCODE No.3, Common unified code of practice for steel structure, 1989.
5. 3) 日本道路協会 : 道路橋示方書・同解説, II 鋼橋編, 1996. 12.
5. 4) 藤本, 田中 : 過大孔を有する高力ボルト摩擦接合部の性状について (その 1), 日本建築学会関東支部研究報告集, pp. 189-192, 1977.
5. 5) 馬場, 平野, 田島 : 大径多列高力ボルト摩擦継手試験, 橋梁と基礎, Vol. 19, No. 10, pp. 8-14, 1985.
5. 6) 辻岡, 脇山 : 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, 1994. 3.
5. 7) Nishimura, N., Kamei, Y. and Ikehata, B. : Analysis of HSFG Bolted Joints Considering Local Slip, TECHNOLOGY REPORTS OF THE OSAKA UNIVERSITY, Vol. 46, No. 2257 pp. 227-236, 1996. 10.
5. 8) 亀井, 池端, 西村 : 高力ボルト摩擦接合継手の限界状態区分に関する解析的研究, 土木学会論文集, No. 584, pp. 243-253, 1998. 1.
5. 9) 駒井鉄工株式会社, 大阪大学土木工学科構造研究室 : 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究, OUCS9301, 1993. 2.
5. 10) 秋山, 播本 : 高力ボルト摩擦接合引張継手の強度に関する実験, 駒井技報, Vol. 12, pp. 9-22, 1993. 3.
5. 11) 秋山 : 高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究, 大阪大学学位論文, 1996. 1.
5. 12) 秋山, 西村, 亀井, 池端 : 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分, 鋼構造年次論文報告集, 第 3 巻, pp. 289-296, 1995. 11.
5. 13) 建設省 : 鋼橋設計ガイドライン (案), 1995. 10.
5. 14) 田島 : 高力ボルト摩擦接合概説, 技報堂, 1966.
5. 15) Kulak, G.L., Fisher, J.W. and Struik, J.H.A. : Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints, John Wiley & Sons, pp. 186-193, 1987.
5. 16) 西川, 村越, 佐々木 : 省力化鋼 I 桁橋のフランジ現場継手大型試験体の引張試験, 土木学会第 49 回年次学術講演会概要集, pp. 220-221, 1994. 9.
5. 17) 宮地, 小枝, 望月 : フィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり挙動について, 構造工学論文集, Vol. 44A, pp. 55-60, 1998. 3.
5. 18) 寺尾, 名取 : フィラーを用いた高力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.
5. 19) 亀井, 池端, 西村 : 低材質フィラープレートを用いた高力ボルト摩擦接合の限界状態, 構造工学論文集, Vol. 43A, pp. 65-72, 1997. 3.
5. 20) 本州四国連絡橋公団 : 上部構造設計基準・同解説, 1989. 4.
5. 21) 谷平, 石原, 指吸 : 締め付け厚の大きい高力ボルト継手の耐力特性調査と長期挙動の予測, 構造工学論文集, Vol. 39A, pp. 1035-1042, 1993. 3.

5. 22) 藤本, 橋本: 高力ボルト引張接合に関する研究; 第 I 部・板のバネ定数設定の為の軸対象三次元弾性理論解析, その 1, 日本建築学会論文報告集, No. 164, 1969. 10. その 2, 日本建築学会論文報告集, No. 165, 1969. 11.
5. 23) 水口, 宮地, 小枝: 鋼 I 桁高力ボルト継手部の合理的設計法に関する実験的検討, 構造工学論文集, Vol. 45A, pp. 43-50, 1999. 3.

第6章 高力ボルト摩擦接合継手の線形限界以降の挙動

6.1 概説

我国の摩擦接合継手に関する設計規準は主すべりおよび継手純断面の降伏により規定されている^{6.1)}。しかし、ISO/TC167^{6.2)}、EC3^{6.3)}に代表される既に限界状態設計法に移行している鋼構造設計規準では、安全係数などの考えに若干の差はあるものの継手部の設計において継手総断面積に対して降伏強度、純断面積に対して引張強度を乗じたかたちの照査が行われており、継手部の限界状態が必ずしも主すべりや断面欠損部の降伏のみで規定されるべきものではないことは明らかである。また、我国においても継手部の主すべり以外の限界状態に期待する考えも少なからず存在し、例えば文献^{6.4)}では、継手部はすべり以降も大きな耐荷力と変形能を持っており、すべり現象が構造物に対して必ずしも致命的な損傷を与えとは限らないとしたうえで、継手部の最大耐力とそれに至るまでの挙動の定量的な把握や支圧による荷重伝達を期待した接合法についての検討などを今後の課題として挙げている。

我国の摩擦接合継手に関する既往の研究成果はすべり強度に主眼をおいたものが大勢を占めており、継手を構成する鋼板の降伏やすべり以降に存在する限界状態に着目した研究は殆ど報告されていない現状は第4章においても述べたが、第4章ではそういった背景のもとで現在の使用限界状態と密接に関係するすべり強度および降伏強度を系統的に整理し、限界状態の区分を行った。本章では、限界状態設計法、性能照査型設計法への移行に際し、主すべり以外の限界状態を把握するために、主すべり発生後の継手の連続性や終局状態におけるボルトの耐力などを含め、継手部の終局時に至るまでの挙動を支配する要因を整理することを検討課題と考え、まず継手の終局状態と設計強度との関連性を既往の実験データの整理を行うことにより把握することとした。次に、主すべり以降の挙動を解析的に明らかにし、線形限界以降に存在する各種限界状態および継手が有する変形能をパラメトリックに評価することを目的として、弾塑性有限変位解析を行った。

6.2 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態

表-6.1は筆者らが行った実験（以後、本研究室^{6.5)}、^{6.6)}、辻岡・脇山^{6.7)}および建設省土木研究所^{6.8)}によって過去に行われた摩擦接合継手の引張試験における終局強度の一覧である。供試体の記号は、各文献で用いられているものとしている。終局強度に対する公称値は以下に列挙する通りである。

- ① ボルトの破断強度 N_{BU}
- ② 母材破断強度 N_{FU}
- ③ 連結板破断強度 N_{SU}

表-6.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態-1

(a) 本研究室

		A4	A6	Bf4	Bf6	Bs4	Bs6	C6
高力ボルト (F10T, M20)	行	2	2	2	2	2	2	2
	列	2	3	2	3	2	3	3
	初期導入軸力 (tf)	16.5	16.5	16.5	16.5	16.5	16.5	16.5
	ボルト孔径 (mm)	22.5	22.5	22.5	22.5	22.5	22.5	22.5
母材	鋼種	SM570	SM570	SS400	SS400	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	引張許容応力度 σ_y (kgf/cm ²)	4600	4600	2400	2400	3200	3200	3200
	引張強度 σ_B (kgf/cm ²)	5700	5700	4000	4000	4900	4900	4900
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	3200	3200	2300	2300	2800	2800	2800
	幅 w (mm)	180.00	180.00	135.00	135.00	135.00	135.00	146.00
	縁端距離 t (mm)	35.00	35.00	35.00	35.00	35.00	35.00	35.00
	板厚 t_f (mm)	42.00	42.00	10.00	10.00	25.00	25.00	22.00
	A_n (cm ²)	56.70	56.70	9.00	9.00	22.50	22.50	22.22
	A_g (cm ²)	75.60	75.60	13.50	13.50	33.75	33.75	32.12
	A_n/A_g	0.75	0.75	0.67	0.67	0.67	0.67	0.69
連結板	鋼種	SM490Y	SM490Y	SS400	SS400	SS400	SS400	SM490Y
	降伏応力度 (kgf/cm ²)	3200	3200	2400	2400	2400	2400	3200
	引張強度 (kgf/cm ²)	4900	4900	4000	4000	4000	4000	4900
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2800	2800	2300	2300	2300	2300	2800
	t_2 (mm)	22.00	22.00	10.00	10.00	10.00	10.00	11.00
設計強度 (公称値)	すべり強度 N_{SL} (tf)	52.8	79.2	52.8	79.2	52.8	79.2	79.2
	母材純断面降伏強度 N_{Fyn} (tf)	260.82	260.82	21.60	21.60	72.00	72.00	71.10
	連結板純断面降伏強度 N_{Syn} (tf)	190.08	190.08	43.20	43.20	43.20	43.20	71.10
	a: ボルト破断強度 N_{BU} (tf)	130.96	196.44	130.96	196.44	130.96	196.44	196.44
	b: 母材純断面破断強度 N_{FU} (tf)	323.19	323.19	36.00	36.00	110.25	110.25	108.88
	c: 連結板純断面破断強度 N_{SU} (tf)	291.06	291.06	72.00	72.00	72.00	72.00	108.88
	d: 母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} (tf)	376.32	564.48	64.40	96.60	196.00	294.00	258.72
	e: 連結板押し抜きせん断強度 N_{SPU} (tf)	344.96	517.44	128.80	193.20	128.80	193.20	258.72
	β	0.20	0.30	2.44	3.67	1.22	1.83	1.11
	γ	0.73	0.73	2.00	2.00	0.60	0.60	1.00
	N_{BU}/N_{FU}	0.41	0.61	3.64	5.46	1.19	1.78	1.80
	N_{PU}/N_{FU}	1.07	1.60	1.79	2.68	1.17	1.75	2.38
破壊形態	a: ボルトの破断	a	a	b	b	c	c	b
	b: 母材の延性破壊							
	c: 連結板の延性破壊							
	d: 母材の押し抜きせん断破壊							
	e: 連結板の押し抜きせん断破壊							
限界荷重	線形限界 N_{PL} (tf)	56.67	112.76	32.63	32.55	59.50	61.10	88.11
実測値	終局限界 N_U (tf)	158.55	237.83	42.99	42.78	81.01	80.56	139.40

※ N_{PU} =ボルト本数× τ_B ×縁端距離×板厚

※連結板厚は1枚分の厚さを表す。

表-6.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態-2

(a) 本研究室

		Bf2-a	Bf2-b	C2-a	C2-b
高力ボルト (F10T, M20)	行	2	1	2	1
	列	1	2	1	2
	初期導入軸力 (tf)	16.5	16.5	16.5	16.5
	ボルト孔径 (mm)	22.5	22.5	22.5	22.5
母材	鋼種	SS400	SS400	SS400	SM490Y
	引張許容応力度 σ_Y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	3200
	引張強度 σ_B (kgf/cm ²)	4000	4000	4000	4900
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	2300	2800
	幅 w (mm)	130.00	70.00	137.00	84.00
	縁端距離 t (mm)	35.00	35.00	35.00	35.00
	板厚 t_f (mm)	9.00	9.00	12.00	12.00
	A_n (cm ²)	7.65	4.28	11.04	7.38
	A_g (cm ²)	11.70	6.30	16.44	10.08
	A_n/A_g	0.65	0.68	0.67	0.73
連結板	鋼種	SS400	SS400	SS400	SM490Y
	降伏応力度 (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	3200
	引張強度 (kgf/cm ²)	4000	4000	4000	4900
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	2300	2800
	t_2 (mm)	9.00	9.00	12.00	12.00
設計強度 (公称値)	すべり強度 N_{SL} (tf)	26.4	26.4	26.4	26.4
	母材純断面降伏強度 N_{FYn} (tf)	18.36	10.26	26.50	23.62
	連結板純断面降伏強度 N_{SYn} (tf)	36.72	20.52	52.99	47.23
	a: ボルト破断強度 N_{BU} (tf)	65.48	65.48	65.48	65.48
	b: 母材純断面破断強度 N_{FU} (tf)	30.60	17.10	44.16	36.16
	c: 連結板純断面破断強度 N_{SU} (tf)	61.20	34.20	88.32	72.32
	d: 母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} (tf)	28.98	28.98	38.64	47.04
	e: 連結板押し抜きせん断強度 N_{SPU} (tf)	57.96	57.96	77.28	94.08
	β	1.44	2.57	1.00	1.12
	γ	2.00	2.00	2.00	2.00
	N_{BU}/N_{FU}	2.14	3.83	1.48	1.81
	N_{PU}/N_{FU}	0.95	1.69	0.88	1.30
破壊形態	a: ボルトの破断	d	B	b, d	b
	b: 母材の延性破壊				
	c: 連結板の延性破壊				
	d: 母材の押し抜きせん断破壊				
	e: 連結板の押し抜きせん断破壊				
限界荷重 実測値	線形限界 N_{PL} (tf)	28.85	17.00	36.95	28.60
	終局限界 N_U (tf)	33.39	20.97	43.45	38.50

※ N_{PU} =ボルト本数× τ_B ×縁端距離×板厚

※連結板厚は1枚分の厚さを表す。

表-6.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態-3

(b) 辻岡・脇山

		MB20-1-12	MB20-2-12	MB20-3-12	MB20-4-12	MB20-5-12
高力ボルト (F10T, M20)	行	1	1	1	1	1
	列	1	2	3	4	5
	初期導入軸力 (tf)	16.5	16.5	16.5	16.5	16.5
	ボルト孔径 (mm)	22.5	22.5	22.5	22.5	22.5
母材	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400
	引張許容応力度 σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400	2400
	引張強度 σ_B (kgf/cm ²)	4000	4000	4000	4000	4000
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	2300	2300	2300
	幅 w (mm)	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
	縁端距離 t (mm)	35.00	35.00	35.00	35.00	35.00
	板厚 t_j (mm)	22.00	22.00	22.00	22.00	22.00
	A_n (cm ²)	17.05	17.05	17.05	17.05	17.05
	A_g (cm ²)	22.00	22.00	22.00	22.00	22.00
	A_n/A_g	0.78	0.78	0.78	0.78	0.78
連結板	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400
	降伏応力度 (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400	2400
	引張強度 (kgf/cm ²)	4000	4000	4000	4000	4000
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	2300	2300	2300
	t_2 (mm)	12.00	12.00	12.00	12.00	12.00
設計強度 (公称値)	すべり強度 N_{SL} (tf)	13.2	26.4	39.6	52.8	66
	母材純断面降伏強度 N_{Fyn} (tf)	40.92	40.92	40.92	40.92	40.92
	連結板純断面降伏強度 N_{Syn} (tf)	44.64	44.64	44.64	44.64	44.64
	a: ボルト破断強度 N_{BU} (tf)	32.74	65.48	98.22	130.96	163.70
	b: 母材純断面破断強度 N_{FU} (tf)	68.20	68.20	68.20	68.20	68.20
	c: 連結板純断面破断強度 N_{SU} (tf)	74.40	74.40	74.40	74.40	74.40
	d: 母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} (tf)	35.42	70.84	106.26	141.68	177.10
	e: 連結板押し抜きせん断強度 N_{SPU} (tf)	38.64	77.28	115.92	154.56	193.20
	β	0.32	0.65	0.97	1.29	1.61
	γ	1.09	1.09	1.09	1.09	1.09
破壊形態	a: ボルトの破断	a	b	b	b	b
	b: 母材の延性破壊					
	c: 連結板の延性破壊					
	d: 母材の押し抜きせん断破壊					
	e: 連結板の押し抜きせん断破壊					
限界荷重	線形限界 N_{PL} (tf)	24.10	53.20	57.00	57.40	57.70
実測値	終局限界 N_U (tf)	40.75	77.10	77.75	77.80	78.15

※ N_{PU} =ボルト本数× τ_B ×縁端距離×板厚

※連結板厚は1枚分の厚さを表す。

表-6.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態-4

(b) 辻岡・脇山

		MB20-1-16	MB20-2-16	MB20-3-16	MB20-4-16	MB20-5-16
高力ボルト (F10T, M20)	行	1	1	1	1	1
	列	1	2	3	4	5
	初期導入軸力 (tf)	16.5	16.5	16.5	16.5	16.5
	ボルト孔径 (mm)	22.5	22.5	22.5	22.5	22.5
母材	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400
	引張許容応力度 σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400	2400
	引張強度 σ_B (kgf/cm ²)	4000	4000	4000	4000	4000
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	2300	2300	2300
	幅 w (mm)	100.00	100.00	100.00	100.00	100.00
	縁端距離 l (mm)	35.00	35.00	35.00	35.00	35.00
	板厚 t_1 (mm)	22.00	22.00	22.00	22.00	22.00
	An (cm ²)	17.05	17.05	17.05	17.05	17.05
	Ag (cm ²)	22.00	22.00	22.00	22.00	22.00
	An/Ag	0.78	0.78	0.78	0.78	0.78
連結板	鋼種	SS400	SS400	SS400	SS400	SS400
	降伏応力度 (kgf/cm ²)	2400	2400	2400	2400	2400
	引張強度 (kgf/cm ²)	4000	4000	4000	4000	4000
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	2300	2300	2300
	t_2 (mm)	16.00	16.00	16.00	16.00	16.00
設計強度 (公称値)	すべり強度 N_{SL} (tf)	13.2	26.4	39.6	52.8	66
	母材純断面降伏強度 N_{Fyn} (tf)	40.92	40.92	40.92	40.92	40.92
	連結板純断面降伏強度 N_{Syn} (tf)	59.52	59.52	59.52	59.52	59.52
	a: ボルト破断強度 N_{BU} (tf)	32.74	65.48	98.22	130.96	163.70
	b: 母材純断面破断強度 N_{FU} (tf)	68.20	68.20	68.20	68.20	68.20
	c: 連結板純断面破断強度 N_{SU} (tf)	99.20	99.20	99.20	99.20	99.20
	d: 母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} (tf)	35.42	70.84	106.26	141.68	177.10
	e: 連結板押し抜きせん断強度 N_{SPU} (tf)	51.52	103.04	154.56	206.08	257.60
	β	0.32	0.65	0.97	1.29	1.61
	γ	1.45	1.45	1.45	1.45	1.45
	N_{BU}/N_{FU}	0.48	0.96	1.44	1.92	2.40
	N_{FPU}/N_{FU}	0.52	1.04	1.56	2.08	2.60
破壊形態	a: ボルトの破断	a	b	b	b	b
	b: 母材の延性破壊					
	c: 連結板の延性破壊					
	d: 母材の押し抜きせん断破壊					
	e: 連結板の押し抜きせん断破壊					
限界荷重	線形限界 N_{PL} (tf)	18.00	34.40	54.15	58.30	58.00
実測値	終局限界 N_U (tf)	41.95	79.60	79.45	80.10	80.50

※ N_{PU} =ボルト本数× τ_B ×縁端距離×板厚

※連結板厚は1枚分の厚さを表す。

表-6.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態-5

(c)建設省土木研究所

		A	B	C	D
高力ボルト (F10T, M22)	行	2	2	2	2
	列	2	3	2	3
	初期導入軸力 (tf)	20.5	20.5	20.5	20.5
	ボルト孔径 (mm)	24.5	24.5	24.5	24.5
母材	鋼種	SS400	SS400	SM570	SM570
	引張許容応力度 σ_y (kgf/cm ²)	2400	2400	4600	4600
	引張強度 σ_B (kgf/cm ²)	4000	4000	5700	5700
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	3200	3200
	幅 w (mm)	150.00	150.00	150.00	150.00
	縁端距離 t (mm)	33.00	33.00	33.00	33.00
	板厚 t_f (mm)	28.00	28.00	16.00	16.00
	A_n (cm ²)	28.28	28.28	16.16	16.16
	A_g (cm ²)	42.00	42.00	24.00	24.00
	A_n/A_g	0.67	0.67	0.67	0.67
連結板	鋼種	SS400	SS400	SM570	SM570
	降伏応力度 (kgf/cm ²)	2400	2400	4600	4600
	引張強度 (kgf/cm ²)	4000	4000	5700	5700
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2300	2300	3200	3200
	t_2 (mm)	16.00	16.00	10.00	10.00
設計強度 (公称値)	すべり強度 N_{SL} (tf)	65.6	98.4	65.6	98.4
	母材純断面降伏強度 N_{Fyn} (tf)	67.87	67.87	74.34	74.34
	連結板純断面降伏強度 N_{Syn} (tf)	77.57	77.57	92.92	92.92
	a: ボルト破断強度 N_{BU} (tf)	130.96	196.44	130.96	196.44
	b: 母材純断面破断強度 N_{FU} (tf)	113.12	113.12	92.11	92.11
	c: 連結板純断面破断強度 N_{SU} (tf)	129.28	129.28	115.14	115.14
	d: 母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} (tf)	170.02	255.02	135.17	202.75
	e: 連結板押し抜きせん断強度 N_{SPU} (tf)	194.30	291.46	168.96	253.44
	β	0.97	1.45	0.88	1.32
	γ	1.14	1.14	1.25	1.25
	N_{BU}/N_{FU}	1.16	1.74	1.42	2.13
	N_{PU}/N_{FU}	1.50	2.25	1.47	2.20
破壊形態	a: ボルトの破断	b	b	b	b
	b: 母材の延性破壊				
	c: 連結板の延性破壊				
	d: 母材の押し抜きせん断破壊				
	e: 連結板の押し抜きせん断破壊				
限界荷重	線形限界 N_{PL} (tf)	80.55	100.72	96.50	112.35
実測値	終局限界 N_U (tf)	141.73	143.22	124.05	124.37

※ N_{PU} =ボルト本数× τ_B ×縁端距離×板厚

※連結板厚は1枚分の厚さを表す。

表-6.1 高力ボルト摩擦接合継手の終局状態-6

(c) 建設省土木研究所

		E	F	G	H	I	J
高力ボルト (F10T, M22)	行	2	2	2	2	2	2
	列	2	3	4	2	3	4
	初期導入軸力 (tf)	20.5	20.5	20.5	20.5	20.5	20.5
	ボルト孔径 (mm)	24.5	24.5	24.5	24.5	24.5	24.5
母材	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	引張許容応力度 σ_Y (kgf/cm ²)	3200	3200	3200	3200	3200	3200
	引張強度 σ_B (kgf/cm ²)	4900	4900	4900	4900	4900	4900
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2800	2800	2800	2800	2800	2800
	幅 w (mm)	150.00	150.00	150.00	150.00	150.00	150.00
	縁端距離 t (mm)	33.00	33.00	33.00	33.00	33.00	33.00
	板厚 t_f (mm)	19.00	19.00	19.00	16.00	16.00	16.00
	An (cm ²)	19.19	19.19	19.19	16.16	16.16	16.16
	Ag (cm ²)	28.50	28.50	28.50	24.00	24.00	24.00
	An/Ag	0.67	0.67	0.67	0.67	0.67	0.67
連結板	鋼種	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y	SM490Y
	降伏応力度 (kgf/cm ²)	3200	3200	3200	3200	3200	3200
	引張強度 (kgf/cm ²)	4900	4900	4900	4900	4900	4900
	せん断強度 τ_B (kgf/cm ²)	2800	2800	2800	2800	2800	2800
	t_2 (mm)	10.00	10.00	10.00	9.00	9.00	9.00
設計強度 (公称値)	すべり強度 N_{SL} (tf)	65.6	98.4	131.2	65.6	98.4	131.2
	母材純断面降伏強度 N_{FYh} (tf)	61.41	61.41	61.41	51.71	51.71	51.71
	連結板純断面降伏強度 N_{SYh} (tf)	64.64	64.64	64.64	58.18	58.18	58.18
	a: ボルト破断強度 N_{BU} (tf)	130.96	196.44	261.92	130.96	196.44	261.92
	b: 母材純断面破断強度 N_{FU} (tf)	94.03	94.03	94.03	79.18	79.18	79.18
	c: 連結板純断面破断強度 N_{SU} (tf)	98.98	98.98	98.98	89.08	89.08	89.08
	d: 母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} (tf)	140.45	210.67	280.90	118.27	177.41	236.54
	e: 連結板押し抜きせん断強度 N_{SPU} (tf)	147.84	221.76	295.68	133.06	199.58	266.11
	β	1.07	1.60	2.14	1.27	1.90	2.54
	γ	1.05	1.05	1.05	1.13	1.13	1.13
	N_{BU}/N_{FU}	1.39	2.09	2.79	1.65	2.48	3.31
	N_{PU}/N_{FU}	1.49	2.24	2.99	1.49	2.24	2.99
破壊形態	a: ボルトの破断						
	b: 母材の延性破壊						
	c: 連結板の延性破壊	b	b	b	b	b	b
	d: 母材の押し抜きせん断破壊						
	e: 連結板の押し抜きせん断破壊						
限界荷重	線形限界 N_{PL} (tf)	84.00	93.02	102.72	72.07	83.30	92.68
実測値	終局限界 N_U (tf)	113.05	115.32	115.77	101.15	102.31	102.70

※ N_{PU} =ボルト本数 $\times \tau_B \times$ 縁端距離 $\times$ 板厚

※連結板厚は1枚分の厚さを表す。

- ④ 母材押し抜きせん断強度 N_{FPU}
- ⑤ 連結板押し抜きせん断強度 N_{SPU}

実験供試体各々の、終局状態は上述した終局強度のうち最小の値を与える因子により決定される^{6,9)}。表中に示す本研究室の実験供試体 A4, A6 タイプおよび辻岡らの供試体 MB20-1-12, MB20-1-16 はボルトの破断強度 N_{BU} が最小であるため、ボルトの破断により終局状態に至った。また、本研究室の供試体 Bf2-a, C2-a タイプでは母材の押し抜きせん断強度 N_{FPU} が最小であるため、母材の押し抜きせん断 (end rapture) により終局状態に至った。これら以外の供試体は、母材の破断強度 N_{FU} が最小となるケースが大半であり、母材の延性的な破断により終局状態に至った。連結板の破断により終局状態に至る場合は、継手の連結板・母材降伏強度比 γ および鋼材の降伏比に依存することを考えれば、設計条件により継手の終局状態はボルトの破断、母材の押し抜きせん断 (end rapture) および破断の 3 ケースに限定して考えることができる。以上を踏まえ、鋼 I 桁のフランジ継手部に対する実績調査から、実際に施工された継手の終局強度に関してデータの整理を行った。

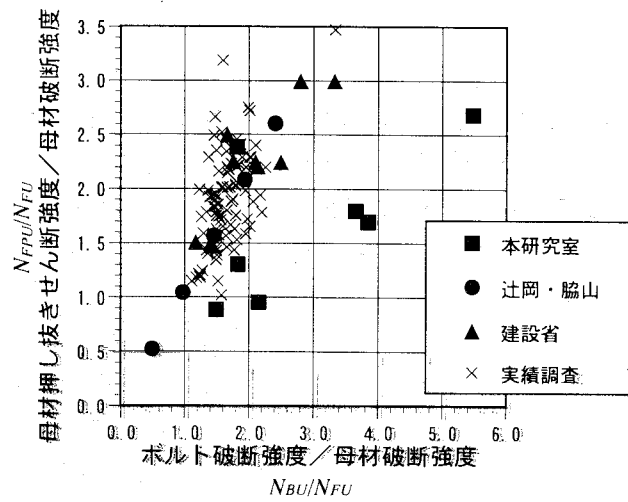
図-6.1 に実績調査におけるボルトの破断強度、母材破断強度、母材押し抜きせん断強度の関係を示す。図の縦軸は、母材の破断強度を母材の押し抜きせん断強度で無次元化した値 N_{FPU}/N_{FU} 、横軸はボルトの破断強度を母材の破断強度で無次元化した値 N_{BU}/N_{FU} を表す。図-6.1(a) は、実績調査に加え、本研究室、辻岡・脇山、建設省土木研究所で行われた継手供試体に対する実験結果を分類して示したもので、図-6.1(b) はこれら実験供試体に対する値を破壊形態別に表したものである。図-6.1(b) の実験結果を見ると、ボルトの破断で終局状態に至った供試体は、 N_{BU}/N_{FU} が 1.0 以下の供試体であり、母材の押し抜きせん断で終局状態に至った供試体は、 N_{FPU}/N_{FU} が 1.0 以下の供試体であることが分る。実績調査は全てのケースで両無次元量ともに 1.0 を越えており、終局状態として母材の破断を想定したものであることが考えられる。

6.3 解析手法と解析モデル

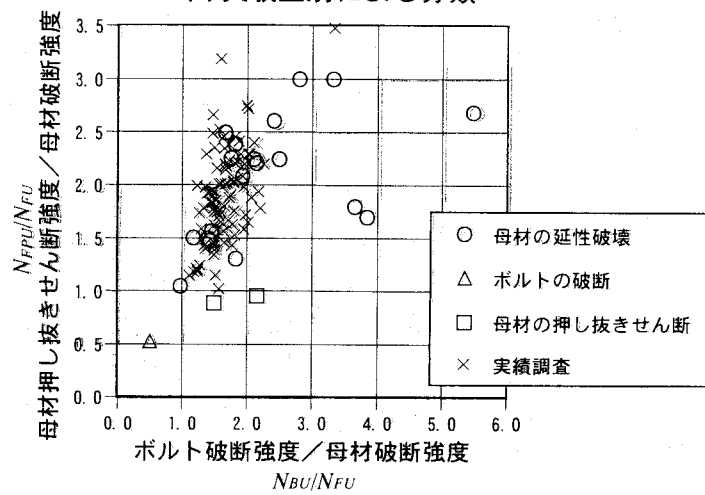
6.3.1 解析モデル

解析モデルの要素分割、材料特性および母材-連結板間の接触面のモデル化^{6,10), 6.11)}については、第3章で詳解した。

本章では、摩擦接合引張継手の線形限界以降の挙動に着目しており、ここで問題となるのが、ボルト孔とボルト軸部の支圧問題である。図-6.2 に第3章において示した接触要素の概念図を再掲載する。本解析では、ボルト孔側面とボルト軸部における各々の節点の接触を想定するため、ボルト孔とボルト軸部の接触判定を行い、接触と判定された節点に対して接触要素を導入する。接触判定および接触要素に関する詳細は第3章において述べているので、本章では概略のみを説明する。接触要素は、ボルト孔とボルト軸部の接触点において、法線方向、接線方向、板厚方向の3自由度を有する。法線方向の剛性 K_0 に関しては、固着状態を想定して鋼材と同程度の剛性を与え、接線方向および板厚方向の剛性 K_1, K_2 に関しては、式(3.44)で定義される摩擦を想定した剛性を与えた。解析解に対する妥当性



(a) 実験室別による分類



(b) 破壊形態別による分類

図-6.1 実績調査における終局強度

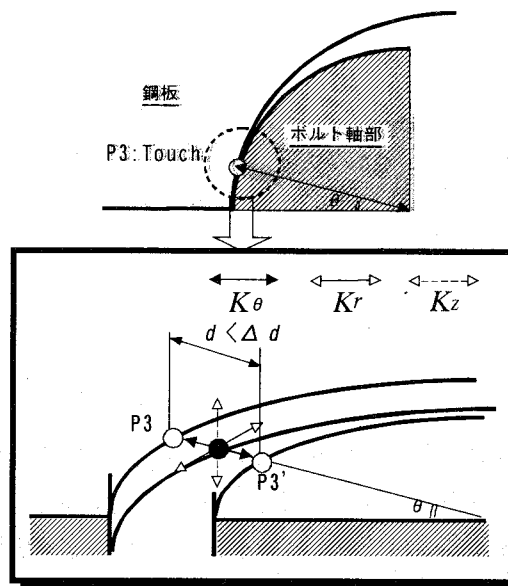


図-6.2 接触要素の概要

の検証は第 3 章において実験との比較により行った。解析例では、実験供試体に諸元を合わせ、設計強度において母材降伏先行型およびすべり-降伏複合型^{6.12)}に属する 2 種類の継手を対象にボルト配置としては片側 1 行 2 列および 2 行 1 列の 2 種類を採用した合計 4 種類の継手について実験結果と解析結果の比較を行い、設計強度、ボルト配置に関わらず、解析値の妥当性を確認している。

本章における継手モデルは、その幾何学的対称性を利用し、解析対象を全体の 1/8 モデルとする。外力としては継手軸方向に引張力が生ずるように、継手端部に強制変位を与える。鋼材の機械的性質は弾性域および降伏域に対して By-Linear で近似し、ひずみ硬化域に対しては B-n 曲線で表されるひずみ硬化則により近似する。B-n 近似式に対する B, n それぞれの値は、SS400 に対する一般的な値として 0.480, 0.310 を採用し、硬化開始ひずみは 0.013 とした。また、鋼板に対する終局強度は応力集中箇所の局所的な相当ひずみが、JIS G3101 規格により鋼材の力学的性質に対し規定される伸び(SS400 で 17%)に達した時点の荷重で評価する。また、このひずみを終局ひずみと定義する。

6.3.2 解析ケース

図-6.3 に解析ケースおよび実績調査におけるすべり強度・母材降伏強度比 β 、連結板・母材降伏強度比 γ の分布を示す。解析ケースは、第 4 章における解析ケースを踏まえ、ボルト配置は片側 2 行 1 列として、実績調査に基づき β 値および γ 値を変化させる。但し、本章では、主としてボルト孔とボルト軸の支圧以降の挙動特性について着眼するため、継手の挙動において主すべりが発生するようすべり先行領域および遷移領域の継手を対象とし、 β 値の範囲については 0.8~1.4 とする。 β 値が 1.4 のモデルをシリーズ I とし、以下 β 値を 0.2 間隔で変化させて順にシリーズ 2, 3, 4 とする。また、 γ の範囲は第 4 章の解析結果で 1.6~2.0 の範囲において、著しい相違が確認されなかったため、解析ケースを実績の 9 割以上を包括する 1.0~1.6 の範囲に限定する。 γ 値が 1.6 のモデルをシリーズ U、以下 γ 値を 0.2 間隔で変化させて順にシリーズ V, W, X とする。上記各シリーズの組合せ全 16 ケースについて解析を行い、解析パラメータである β 値、 γ 値が継手の終局状態に与える影響について考察する。

また、前節の実績調査によって終局強度を調査したところ、ほとんどのケースで母材破断強度が支配的であり、実情、母材の破断により終局状態に至る継手が大勢をしめることが考えられる。従って、本解析では全てのモデルが母材の破断により終局状態に達するように、終局強度の設計値において母材の破断強度が最小となるよう配慮した。

6.4 解析結果と考察

6.4.1 荷重-全伸び関係

図-6.4 に荷重-全伸び関係を示す。縦軸は、載荷荷重 P を母材純断面破断強度 N_{Fu} で無次元化した値、横軸は全伸びを継手全長で無次元化した値である。

全てのケースで主すべり発生後、ボルト軸部とボルト孔が支圧状態に達し、荷重は再上昇する。支圧開始時の全伸びは、 β 値により異なっており、 β 値が 0.8 のモデルでは全伸

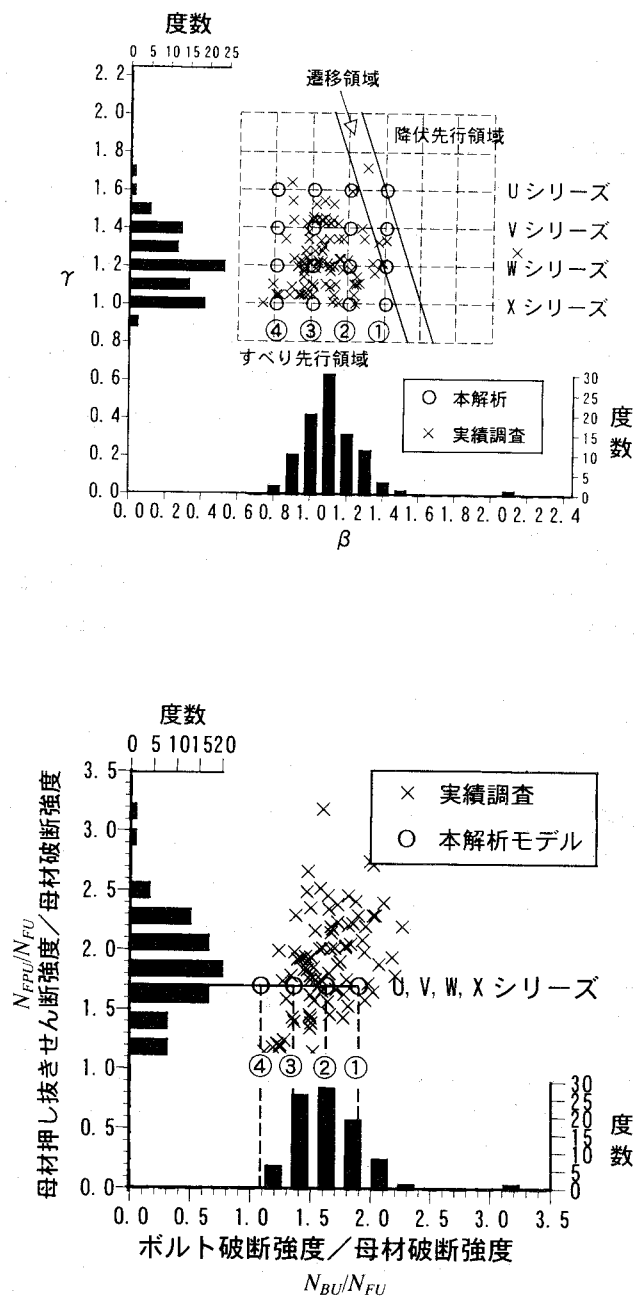
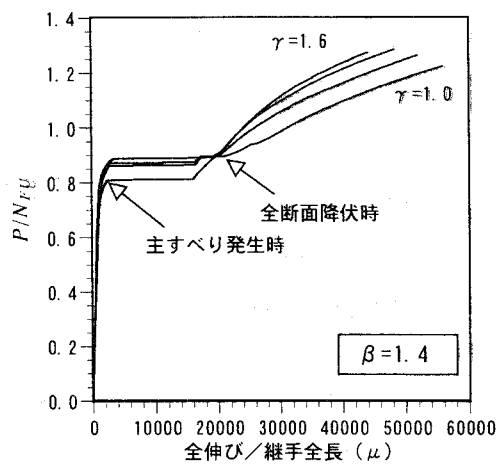
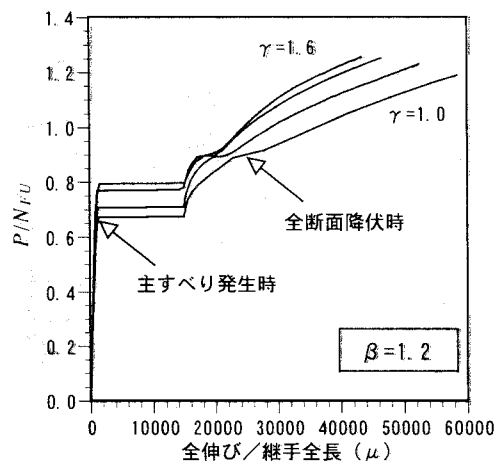


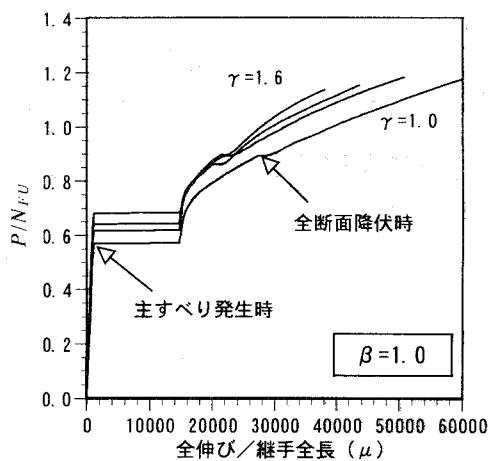
図-6.3 解析ケースおよび実績調査における解析パラメータの分布



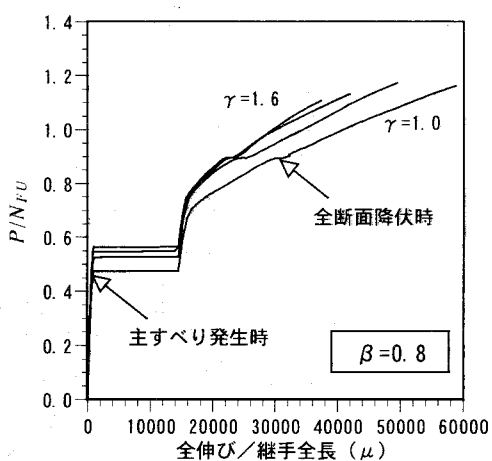
(a) $\beta = 1.4$



(b) $\beta = 1.2$



(c) $\beta = 1.0$



(d) $\beta = 0.8$

図-6.4 荷重-全伸び関係

び率約 1.5%, β 値が 1.4 のモデルでは約 1.6% の時点で支圧状態に入る。 β 値 0.8 のモデルでは鋼板が健全な状態で主すべりが発生するため、主すべり発生時点での継手の伸びに部分すべりはほとんど関与せず、鋼板の弾性的な伸びによるところが大きい。一方、 β 値 1.4 のモデルはすべり先行型と降伏先行型の継手の遷移領域に属しており、荷重-全伸び関係の線形から判断できるように主すべり発生時における継手の伸びに対して、鋼板の降伏にともなう部分すべりの影響が関与する。 β 値の相違によるこの挙動の差がボルト孔とボルト軸の支圧開始時点における継手の全伸びの差に現れるが、その差は僅少で、支圧開始時点における継手の全伸びは、ボルト径とボルト孔径の差に依存した主すべりによる伸びによって支配される。その後、母材の断面欠損部において全断面降伏に達して降伏棚に入るが、この時点での荷重を降伏限界と考え、降伏限界は β 値および γ 値に関わらず P/N_{Fu} が一定値 0.9 となり、全ケースで 0.5% 以内の差に収まる。これを母材総断面の降伏強度 N_{Fyg} によって評価すると、1.02 となり、部材一般部の降伏強度を確保していることが分る。

次に、すべり限界から降伏限界に達するまでの強度上昇量に着目する。 β 値が 0.8 のモデルでは、すべり限界に対して、 γ 値 1.6 のモデル U4 で約 50% の上昇、 γ 値 1.0 のモデル X4 で約 90% 上昇する。これら典型的なすべり先行型の継手では、母材が健全な状態で主すべりが発生するため、ボルト孔とボルト軸部の支圧後、降伏限界までの強度に余裕が多く存在する。 β 値が 1.4 のモデルでは、すべり限界に対して、 γ 値 1.6 のモデル U1 で 0%, γ 値 1.0 のモデル X1 で約 10% の強度上昇量となる。これら β 値が 1.4 のモデルでは図-6.2 からも明らかなように、モデル X1 を除く他のモデルで線形限界は遷移領域に属しており、主すべり発生時点で母材の断面欠損部において塑性化が著しく進展しているため、主すべりによりボルト孔とボルト軸部が支圧状態に至った後の強度上昇は期待できない。

終局限界は応力の集中箇所の局所的な相当ひずみが、JIS G3101 規格によって鋼材の力学的性質に対して規定される伸びの限界値に達した時点における荷重で評価する。本解析モデルでは、全てのモデルで亀裂発生箇所（最大ひずみ発生箇所）は、母材外側ボルト列のボルト孔周辺であり、母材の破断により終局状態に至ったと考えられる。終局状態における継手の伸び量は γ 値によって異なり、 γ 値が 1.6 の U シリーズでは約 3.8~4.2%, γ 値が 1.0 の X シリーズでは約 5.5~6.0% となる。この違いは、 γ 値 1.6 のモデルでは、母材に比べ連結板の降伏強度が高く、終局状態における鋼板の延性変形は母材のみに集中するのに対して、 γ 値 1.0 のモデルでは母材と連結板の降伏強度は等しく、終局状態における鋼板の延性変形は母材および連結板の双方で同程度に発生することによる。したがって、 γ 値の違いは終局状態における伸びに影響を与え、 γ 値が 1.0 に近い継手であるほど終局状態における変形能は大きいといえる。終局限界における荷重は、 β 値によって異なる。継手の終局強度を母材純断面破断強度 N_{Fu} により評価すると、各シリーズとも β 値 0.8 のモデルでは約 $1.15N_{Fu}$ 、 β 値 1.4 のモデルで約 $1.25N_{Fu}$ となり、全てのモデルで母材の破断強度に対する設計値は確保している。また、 γ 値による強度の差は 1.0% 以内に収まる結果となった。終局限界を決定する主な要因の一つとして、ボルト軸部の支圧にともなうボルト孔周辺におけるひずみの集中が考えられ、この挙動と β 値との関連性について考察する。 $\beta=1.4$ のモデルは、第 4 章の限界状態区分において線形限界が遷移領域に属するモデルであり、主すべり発生段階において母材の断面欠損部周辺における塑性化の進展具合は大き

い。一方、 $\beta=0.8$ のモデルでは、主すべり発生段階において母材は健全な状態である。このため、前者では、ボルト軸部による支圧後も断面欠損部付近を中心として継手軸方向にほぼ均一に伸びが発生し、ひずみは一様に増加すると考えられる。後者では、 β 値 1.4 のモデルに比べて主すべり発生時における母材の応力レベルは小さく、ボルト軸部の支圧により変形はボルト孔周辺に集中することとなる。この結果、ボルト孔周辺での降伏に伴うひずみの増大が顕著となり、 $\beta=1.4$ のモデルに対して低強度で終局限界状態に至る原因となる。

6.4.2 終局限界における変形形状

図-6.5 は本解析結果から得られた終局状態における変形形状であり、 γ 値の実績頻度が最も大きい W シリーズを代表として取り上げている。全てのモデルで、母材の外側ボルト列のボルト孔周辺（図中の亀裂発生箇所）で終局ひずみに達した。連結板は内側、外側ボルト列ともに、引張荷重載荷側で支圧状態となるが、ボルト孔の変形は内側ボルト列の方が顕著となる。一方、母材は内側、外側ボルト列ともに、継手中心側で支圧状態となり、変形は外側ボルト列のボルト孔において著しい。ボルト孔がボルト軸部による支圧の影響で大きく楕円形状に変形するとともに母材は外側ボルト列、連結板は内側ボルト列の断面欠損部コバ面において大きなくびれが生じており、鋼板の断面欠損部における破断で終局状態に至ったことが判断できる。高力ボルトの軸部は全モデルで、ほぼ原形を留めており、健全であることが確認できる。

6.5 限界状態の評価

6.5.1 限界強度の評価

図-6.6 に本解析モデルに対するすべり限界、降伏限界および終局限界状態における強度を示す。図-6.6(a)は、すべり限界、降伏限界、終局限界の各限界強度を母材純断面降伏強度 N_{Fyn} で評価し、図-6.6(b)は母材総断面の降伏強度、図-6.6(c)は母材純断面の破断強度で各々評価している。さらに、図-6.6(d)では終局限界における強度を実験値（本研究室^{6.6)}、辻岡・脇山^{6.7)}、建設省土木研究所^{6.8)}）と比較している。各々、横軸は β 値である。すべり限界に対する評価は第4章において行った。本章ではすべり限界以降に存在する降伏限界、終局限界状態に主眼をおき考察する。

降伏先行型の継手に対する線形限界（降伏限界）については第4章で考察し、ボルト孔による断面控除の影響が僅少であるなどの結論を得た。すべり先行型および遷移領域に属する継手の線形限界以降に存在する降伏限界について考察すると、図-6.6(a)～(c)などからも明らかのように β 値、 γ 値に関わらず全てのモデルで一定値となり、図-6.6(a)の母材純断面降伏強度 N_{Fyn} に対しては約 $1.5 N_{Fyn}$ と母材純断面降伏強度の公称値を大きく上回る。図-6.6(b)の母材総断面の降伏強度 N_{FYg} に対しては $1.02 N_{FYg}$ と母材総断面の降伏強度にほぼ一致する。第4章では、降伏先行型の継手に対して線形限界を降伏限界で評価したが、これらの値についても $1.02 N_{FYg}$ と降伏限界が母材総断面の降伏強度にほぼ等しいといった結果が得られており（4.3.1 節参照）、すべり先行型の継手において主すべりが先行するという

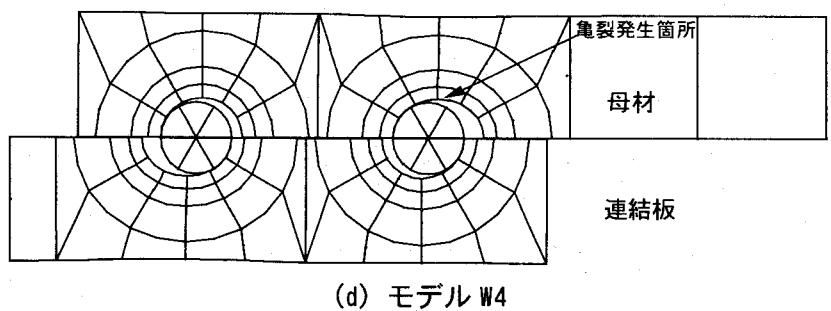
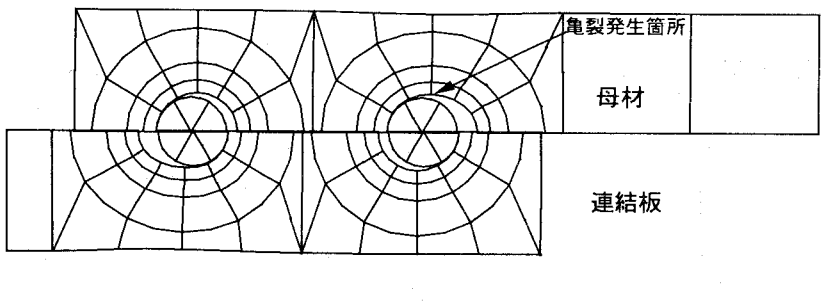
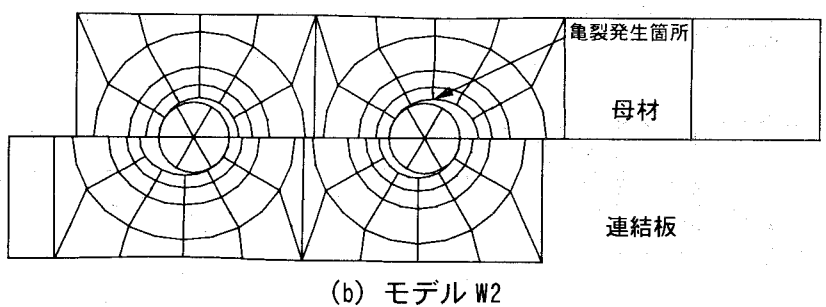
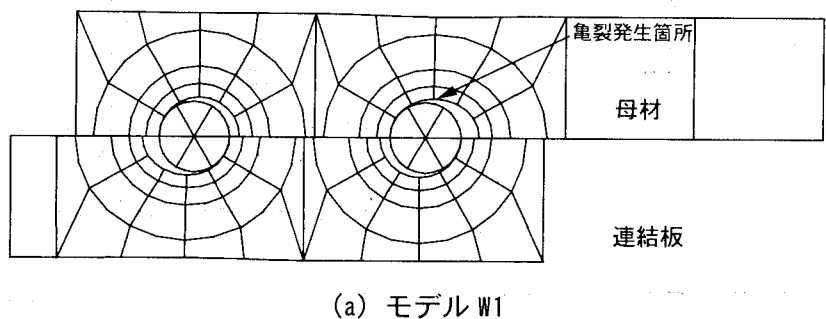
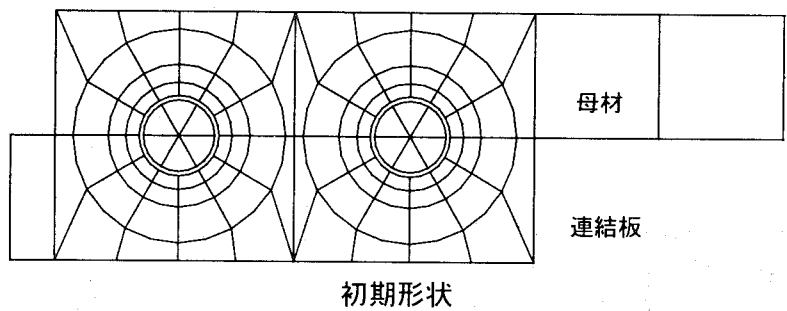
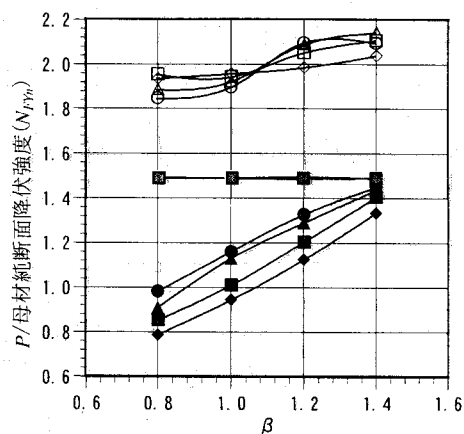
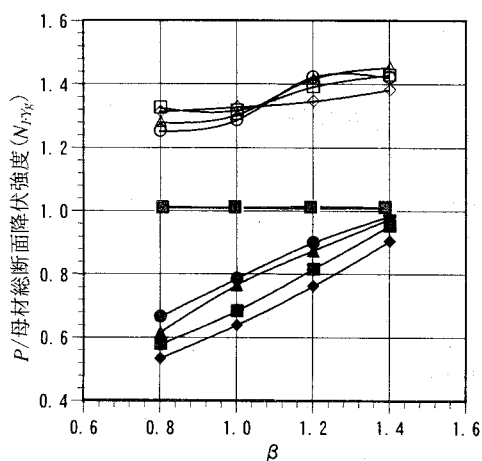


図-6.5 終局時における変形形状

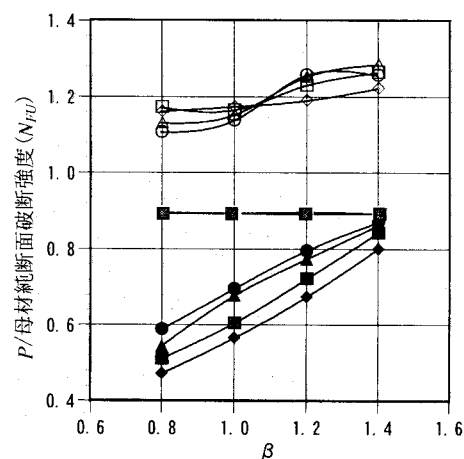
	すべり限界	降伏限界	終局限界
$\gamma=1.6$	●	●	○
$\gamma=1.4$	▲	▲	△
$\gamma=1.2$	■	■	□
$\gamma=1.0$	◆	◆	◇



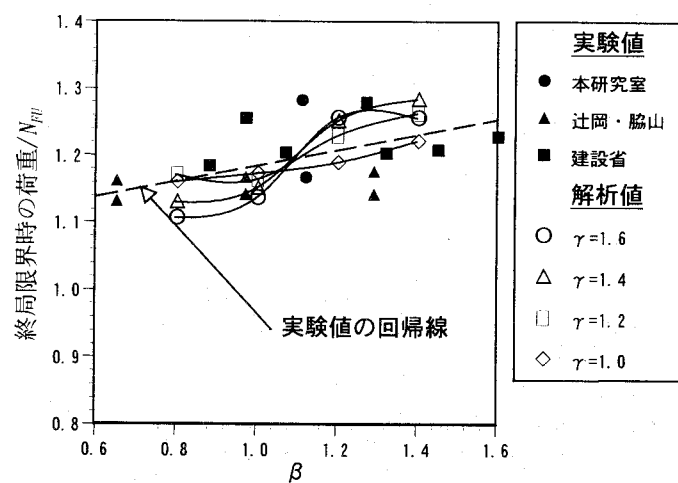
(a) 母材純断面降伏強度による評価



(b) 母材総断面降伏強度による評価



(c) 母材純断面破断強度による評価



(d) 終局限界に対する実験値との比較

図-6.6 限界強度の評価

観点を除けば、すべり先行型および降伏先行型の双方の継手で、降伏限界に対する β 値および γ 値の影響は小さい。またボルト孔による孔引きの影響は僅少であり、部材一般部の降伏強度をほぼ確保していることが分る。

終局限界に対しては、図-6.6(d)に示す通り、解析値は実験値に対してばらつきは少ない。実験値の回帰線との比較からも明らかなように、 β 値が大きくなるほど終局強度が上昇するといった点で解析値と実験値の傾向は一致している。これは、図-6.6(c)などで β 値が大きな継手ではすべり強度が相対的に大きくなることから判断できるが、終局時においてもなおかつ連結板による母材の補強効果が機能しているためであると考えられ、この補強効果は β 値が大きくなるほど大きくなる。一般に母材の破断は継手の最外ボルト列において発生するため、ボルトの行列数による影響は少ないと思われるが、上記の連結板による補強効果の観点から考えると、継手の多列化にともなうすべり強度の低減により終局時における連結板の補強効果が小さくなることも懸念される。その際には式(5.2)などによる低減後のすべり強度と同等の基本すべり強度を有する継手の β 値などにより補強効果を適切に評価する必要があると考えられる。実験値におけるばらつきには、摩擦面の処理状況や初期導入ボルト軸力などによる影響も含まれるものと思われるが、解析結果からは、図-6.6(c)に示すように $\beta=0.8$ のモデルで $1.1\sim 1.2N_{FU}$ 、 $\beta=1.4$ のモデルで $1.2\sim 1.3N_{FU}$ となる。このように β 値が 0.8 から 1.4 の範囲で1割程度、強度に差が生じており、 γ 値の大きさにより程度が異なる。 $\gamma=1.6$ のモデルでは前者で約 $1.1N_{FU}$ 、後者で $1.3N_{FU}$ となり1割以上の差が存在するのに対し、 $\gamma=1.0$ のモデルでは前者、後者ともに約 $1.2N_{FU}$ となりその差はほとんど認められない。 β および γ の値により、若干の差は認められるものの、全モデルを通じて、母材破断強度の公称値 N_{FU} を1割以上上回る強度を確保していることが分る。本解析では、鋼材の降伏強度などの諸元については公称値を用いて解析しており、上記の強度の上昇量については、母材に連結板を添接し、継手構造を形成することによるものと考えられる。実際の鋼材の破断強度は、第2章や既往の実験^{6,7)}から見ると、やはり公称値に対して実測値が1割程度大きな値となるが、それを加味すると、現行の公称値で設計された継手の終局強度は、設計値を2割ほど上回る大きな値となる。

6.5.2 変形能の評価

図-6.7に終局状態における継手部の伸びを図示する。横軸は β 値、縦軸は終局時における継手の見かけの伸び率を終局ひずみで無次元化している。6.4.1節でも述べたが、 γ 値が 1.6 から 1.0 に近づくほど継手部の伸びは大きくなる。これは、 γ 値が 1.0 の継手では、母材と連結板の降伏強度が等しいため、降伏限界以降で母材、連結板双方の塑性変形が期待できるためである。従って、 γ 値が 1.0 でかつ少数列の継手の伸びは、有孔板のそれに近づくものと思われる。 β 値の違いにより考察すると、 γ 値が 1.0 を除く $\gamma=1.2\sim 1.6$ のケースでは β 値が大きくなるに従い伸びが増す傾向を示す。特に β 値 1.0 から 1.2 にかけての伸びの増加量が大きく、図-6.6などにも見られる強度の増加傾向に類似する。各シリーズで最も伸びが小さい β 値 0.8 の継手では、主すべり発生時において母材は健全な状態であり、ボルト軸部による支圧によって変形はボルト孔周辺で顕著となり、応力集中を助長する。その結果、ボルト孔周辺のひずみが終局ひずみに達し、 β 値が大きな他の継手にくらべ早期に終局状態に至るが、終局強度が小さくかつ変形がボルト孔周辺に集中することが、

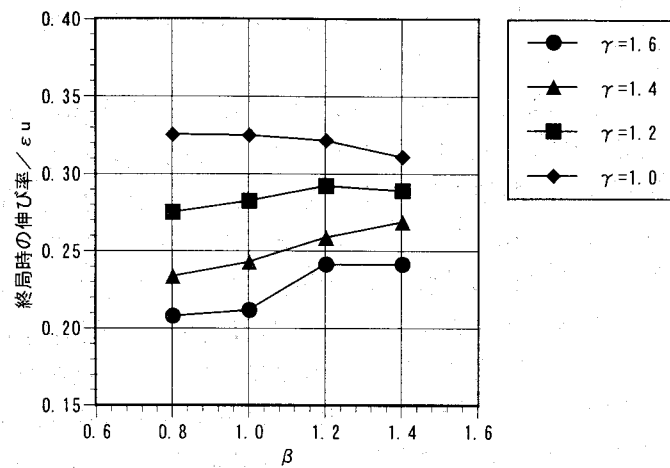
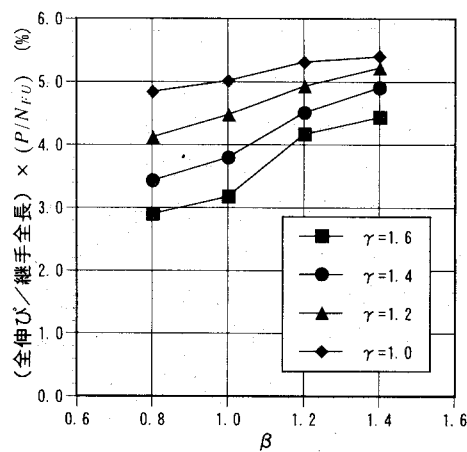
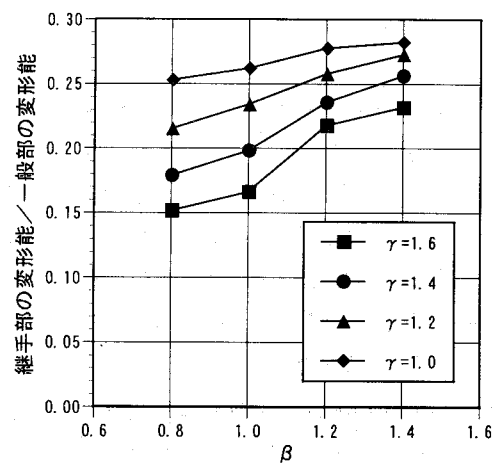


図-6.7 終局時における継手の伸び



(a) 継手部のみの変形能による評価



(b) 一般部の変形能による評価

図-6.8 終局時における継手部の変形能

このタイプの継手の伸びが小さい原因であると考えられる。γ 値が 1.0 の継手は、他のケースとは異なり、右下がりの傾向を示す。最も伸びが小さくなる β 値 1.4 のモデルでは、高力ボルトとボルト孔の支圧時において継手一般部の伸びも期待できるものの、図-6.4(a)からも明らかなように解析結果から得られるすべり限界と降伏限界が近接しており、主すべり発生後から母材全断面降伏時までの変形が確保できない分だけ継手の伸びが小さくなったものと思われる。

図-6.8 は終局時における継手の変形能を評価したもので、図-6.8(a)は継手部のみの変形能、図-6.8(b)は継手部の変形能を部材一般部の変形能で無次元化したものを図示している。継手部のみの評価も、一般部を含めた評価も傾向的にはほぼ一致しており、γ 値が小さくなるほど変形能は増加する傾向を示し、γ 値が 1.0 の継手において変形能は最も大きくなる。また、β 値による変化は、図(a)、(b)とも β 値が大きくなるほど変形能が増加しており、γ 値が大きな継手ほどその傾向は著しい。

設計規準 ISO/TC167^{6,2)}および EC3^{6,3)}の摩擦接合継手に関する規定において、継手部の変形能が要求される部材に対する基本的な考え方は、安全係数などに若干の差はあるものの、基本的には式(6.1)に示す考えに基づいている。

$$A_n \cdot \sigma_u / \gamma_{ru} > A_g \cdot \sigma_y / \gamma_{ry} \quad (6.1)$$

ここに、

- A_n : 継手部の純断面積
- A_g : 継手部の総断面積
- σ_u : 鋼材の引張強度
- σ_y : 鋼材の降伏強度
- γ_{ru} : 破断に関する安全係数
- γ_{ry} : 降伏に関する安全係数

変形能を必要とする部材に関する条項の式(6.1)を満足することにより、継手部の純断面における破断が生じる前に部材一般部の塑性変形が生じるため、部材の変形能が確保されるといった考え方である。本解析モデルに対して、ISO/TC167 および EC3 の条項に EC3 で規定される安全係数($\gamma_{ry}=1.1$, $\gamma_{ru}=1.25$)を用いて、式(6.1)を適用した結果を表-6.2 に示す。本解析モデルは、β 値、γ 値をパラメータとして許容応力度設計法に基づき設計したが、その結果、ISO の規準に対しては満足したものの、EC3 に対しては満足しない設計となった。以下では、解析結果より安全係数 γ_{ry} , γ_{ru} について考察する。

図-6.6(b)において解析結果による継手部の終局強度 P_{FU} と一般部(母材総断面)の設計強度 N_{Fyg} を比較すると全モデルで終局強度 P_{FU} は部材一般部(母材総断面)の降伏強度 N_{Fyg} を確保している。表-6.3 はこれらをまとめたものである。

強度についての考察でも述べたが、解析結果による終局強度 P_{FU} は、母材の破断強度 N_{FU} を 1 割～3 割ほど上回る結果を得た。そのため、解析結果に対して ISO および EC3 の規準を適用すると双方で十分満足される結果となる。ISO に比べてより安全側の評価となる EC3 においては設計段階で終局強度は規準値よりも 7%程度下回ったものの、解析値では全ケ

表-6.2 変形能が要求される部材に関する条項の適用例

	ISO/TC 167			EC3		
	① N_{FU}/γ_{ru}	② N_{FYk}/γ_{rv}	①/②	① $0.9(N_{FU}/\gamma_{ru})$	② N_{FYk}/γ_{rv}	①/②
U シリーズ	49.61	48.63	1.02	44.65	48.63	0.927
V シリーズ	39.69	38.91	1.02	35.72	38.91	0.927
W シリーズ	33.07	33.42	1.02	29.76	33.42	0.927
X シリーズ	28.35	27.79	1.02	25.51	27.79	0.927

表-6.3 解析値による継手部の終局強度と一般部の降伏強度の比較

		ISO/TC 167	EC3
	P_{FU}/N_{FYk}	$(P_{FU}/\gamma_{ru})/(N_{FYk}/\gamma_{rv})$	$0.9(P_{FU}/\gamma_{ru})/(N_{FYk}/\gamma_{rv})$
U シリーズ	1.438 - 1.250	1.266 - 1.100	1.139 - 0.990
V シリーズ	1.450 - 1.276	1.276 - 1.123	1.148 - 1.011
W シリーズ	1.426 - 1.323	1.255 - 1.164	1.130 - 1.048
X シリーズ	1.380 - 1.310	1.214 - 1.150	1.093 - 1.035

ースで規準値を確保する。従って、本解析モデルを基準に考えると、図-6.6(b) , (c)より、終局限界が母材の破断により決まる継手の終局強度に対して、母材の破断強度が部材一般部の降伏強度の1割増しを上回るよう設計段階において留意すれば、ISO および EC3 の規定を満足し、それらの規準に従うとすると部材全体の変形能は確保できることとなる。言い換えれば、母材の破断強度が部材一般部の降伏強度の1割増を上回ることにより部材全体の変形能が十分確保できるという前提においては、EC3 の規定する安全係数 γ_{rv} 、 γ_{ru} は、妥当な値だと考えられるが、本解析の範囲では、最も変形能が小さい β 値 0.8、 γ 値 1.6 の継手がそれに該当しており、部材一般部に対して継手部の変形能をどの程度期待するかによっても値は変化するものの、 β および γ 値、特に γ 値に対して制限を設けることによって、EC3 の安全係数は緩和することも可能であると考えられる。

6.6 結論

本章では、高力ボルト摩擦接合継手の線形限界以降に存在する各種限界状態を、解析的見地からパラメトリックに評価するため、まず、継手の終局状態について設計強度との関連性を実験データの整理を行うことにより把握した。

(1) 高力ボルト摩擦接合継手の破壊形態は、実験結果より以下の3形態に大別される。

- ①鋼板の延性的な破断破壊
- ②ボルトの破断破壊

③鋼板の押し抜きせん断破壊 (end rapture)

上記の破壊形態は、終局強度の設計値である母材破断強度 N_{FU} 、ボルト破断強度 N_{BU} 、母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} の相関により決まり、下記のような関係を得た。なお、実績調査では、全てのケースで①の範囲に属している。

- ① $N_{BU}/N_{FU} > 1.0$, $N_{FPU}/N_{FU} > 1.0$ 鋼板の延性的な破断破壊
- ② $N_{BU}/N_{FU} \leq 1.0$ ボルトの破断破壊
- ③ $N_{FPU}/N_{FU} \leq 1.0$ 鋼板の押し抜きせん断破壊

実験データから、実績調査に対する終局強度特性を把握した上で、線形限界以降に存在する各種限界状態を、すべり強度・母材降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ を解析パラメータとした弾塑性有限変位解析によりパラメトリックに評価した。その結果、得られた主な知見は以下の通りである。

- (2) すべり限界から降伏限界に達するまでの強度の上昇量は、すべり先行型の $\beta=0.8$ のモデルで、すべり限界を基準にすると γ 値 1.6 のモデルで約 50%， γ 値 1.0 のモデルで約 90%の強度上昇量が存在する。それに対し、遷移領域に属する $\beta=1.4$ のモデルでは、約 0～10%と強度上昇量は僅少である。
- (3) すべり先行型および遷移領域に属する継手の線形限界以降に存在する降伏限界は、降伏先行型の継手と同様に β 値および γ 値に関わらずほぼ一定の値となり、母材純断面降伏強度 N_{Fyn} に対しては $1.5 N_{Fyn}$ と公称値を大きく上回る。母材総断面の降伏強度 N_{FYg} に対しては $1.02 N_{FYg}$ となり、部材一般部の降伏強度を確保している。
- (4) 終局限界における強度は $\beta=0.8$ のモデルで $1.1 \sim 1.2 N_{FU}$ 、 $\beta=1.4$ のモデルで $1.2 \sim 1.3 N_{FU}$ となる。このように β 値が $0.8 \sim 1.4$ の範囲で 1 割程度、強度に差が生じるが、 γ 値の大きさにより程度が異なる。 $\gamma=1.6$ のモデルでは前者で約 $1.1 N_{FU}$ 、後者で $1.3 N_{FU}$ となり 1 割以上の差となるのに対して、 $\gamma=1.0$ のモデルでは前者、後者共に約 $1.2 N_{FU}$ となりその差はほとんど認められない。 β および γ の値により、若干の差は生じるものの、全てのモデルを通じて、本解析から得られた終局強度は母材純断面破断強度の公称値 N_{FU} を 1 割以上上回る結果となった。
- (5) 継手部の変形能は、 γ 値が 1.0 の継手において最も大きく、 γ 値が大きくなるほど減少する。 β 値に対しては、 β 値が大きくなるほど変形能が増す傾向を示すが、 γ 値が大きな継手ほどその傾向は著しい。また、終局限界が母材の破断により決まる継手に対して、設計段階で母材の破断強度が一般部の降伏強度を 1 割以上上回るよう配慮すれば、ISO/TC 167 および Eurocode No.3 が規定する変形能を必要とする部材に関する条項を満足し、ISO、EC3 に従うとすると部材全体の変形能が確保されることとなる。

参考文献

6. 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼橋編，1996. 12.
6. 2) ISO：ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures, Material and Design, 1991.
6. 3) EC3：EUROCODE NO.3, Common unified code of practice for steel structure, 1989.
6. 4) 土木学会鋼構造委員会：鋼構造終局強度研究小委員会委員会報告書，1991. 11.
6. 5) 大阪大学工学部土木構造研究室，駒井鉄工(株)：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究，高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究 研究成果報告書Ⅰ，OUCS9301，1993. 2.
6. 6) 駒井鉄工(株)，大阪大学土木工学科構造研究室：高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態に関する実験的研究，研究成果報告書，1994. 2.
6. 7) 辻岡，脇山：多列高力ボルト摩擦接合継手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, 1994. 3.
6. 8) 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.
6. 9) 秋山：高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態に関する研究，大阪大学学位論文，1996. 1.
6. 10) Nishimura, N., Kamei, Y., and Ikehata, B.: Analysis of HSFG Bolted Joints Considering Local Slip, TECHNOLOGY REPORTS OF THE OSAKA UNIVERSITY, Vol.46, No.2257, pp.227-236, 1996. 10.
6. 11) 亀井，池端，西村：低材質フィラープレートを用いた高力ボルト摩擦接合継手の限界状態，構造工学論文集，Vol. 43A, pp. 65-72, 1997. 3.
6. 12) 亀井，池端，西村：高力ボルト摩擦接合継手の限界状態区分に関する解析的研究，土木学会論文集，No. 584, pp. 243-253, 1998. 1.

第7章 結論

7.1 研究成果の総括

本論文では、高力ボルト摩擦接合継手特有の挙動および各種限界状態を解析的に評価するため、鋼板の塑性化にともなうボルトの軸力の減少や、母材と連結板の接触面における相互作用をも考慮し得る、弾塑性有限変位法に基づく解析手法を開発した。次に、母材および連結板の降伏強度、母材-連結板間のすべり強度をパラメータとして解析を行い、これらの諸元が継手の挙動に対して与える影響について考察を行うとともに、継手の限界状態をすべり限界、降伏限界に着目して体系的に整理し、限界状態区分を行った。また、多列高力ボルト継手などの各種摩擦接合継手を対象に挙動および強度を支配するパラメータを明らかにし、各々の継手が有する荷重伝達機構や限界強度などについて検討を行った。そして、摩擦接合継手の線形限界以降の挙動に着目した解析を行い、摩擦接合継手の終局限界、変形能を含む各種限界状態を明らかにした。以下では、本論文で得られた成果を各章ごとに総括する。

第1章では、高力ボルト摩擦接合継手の設計法および研究の現状について述べた。わが国の高力ボルト摩擦接合継手の設計法は、限界状態を母材-連結板間の主すべりおよび鋼板の降伏で規定しているが、そのすべり係数や有効断面の評価については、20年以上も昔の実験データを基礎資料としている旨を述べ、秋山などの研究を引用して、わが国の規準は設計の合理化や欧米諸国との競争力の面でも問題がある点を指摘するとともに、摩擦接合継手については設計法と実際挙動との整合性を確保し、その力学特性を積極的に活かした合理性のある設計法が求められていることに言及した。また、研究の現状については、高力ボルト摩擦接合を対象とした既往の研究は、実験的研究が大勢を占めており、しかもほとんどの研究がすべり耐力に主眼をおいている点を指摘し、すべり以外の限界状態を体系的に整理し、継手特有の挙動および強度をパラメトリックに評価するためには解析的な研究が必要不可欠であることを述べるとともに、既往の解析的研究の有用性およびモデル化の問題点等についてふれ、本研究の位置付けおよび目的を明らかにした。そして、最後に本論文の構成を各章ごとにまとめて記述した。

第2章では、本論文で用いる高力ボルト摩擦接合継手を対象とする解析手法の開発に必要な基礎資料を得ることを目的に、筆者らが過去に行った実験から、限界状態について系統的に計画し、かつ比較的挙動が捉え易い少数ボルト行列の継手供試体を用いた実験を参照して摩擦接合継手の基本的な挙動について考察した。

摩擦接合継手の線形限界は、母材-連結板間のすべりと鋼板の降伏によって支配されることから、摩擦接合継手のタイプは、母材の降伏強度とすべり強度の比および母材と連結板の降伏強度の比の2つのパラメータで分類することができることを示した。各継手タイプについて、荷重-全伸び関係、ボルト軸力の変化などの考察から、部分すべりの発生のメカニズムや母材および連結板における荷重分担機構について述べた。また、ボルト孔に

よる断面控除の影響は降伏限界においては僅少であることを示し、わが国の継手設計における有効断面の見直しの必要性を示唆した。ボルト孔による断面控除の影響は終局時には著しく、継手の変形能を評価する際には孔引き断面での照査も考慮に入れる必要がある。摩擦接合継手の終局限界は、押し抜きせん断破壊 (end rapture) のような特殊な場合を除外すると、母材、連結板、高力ボルトの破断のいずれかによって決まり、各終局状態に対応した強度の大小関係により破壊形態を分類することができることを確認した。本章における成果を、第 3 章における高力ボルト摩擦接合継手を対象とした解析手法の開発の基礎資料とすることとした。

第 3 章では、第 2 章で得られた知見に基づき、高力ボルト摩擦接合継手特有の挙動および各種限界状態をパラメトリックに評価するためのツールとして、弾塑性有限変位法に基づく解析手法を開発した。摩擦接合継手の離散化に際しては、以下の点について留意した。

①高力ボルト摩擦接合継手の形状

高力ボルト、座金、ボルト孔などの複雑な形状のモデル化

②すべり機構のモデル化

主すべり発生までの、母材－連結板間における接触面に対するモデル化

③ボルト軸部とボルト孔の支圧機構のモデル化

主すべり発生後の、ボルト軸部とボルト孔の支圧問題に対するモデル化

高力ボルト、座金、ボルト孔などの複雑な幾何学形状に対しては、20 節点セレンディピティ型のアイソパラメトリック立体要素を適用した。アイソパラメトリック要素は、内挿関数が高次である性質上、要素分割を比較的粗くしても非常に良い精度の解を得ることが可能であり、高力ボルト摩擦接合が有する複雑な形状を表現するうえでも適している。また、立体要素とすることで、鋼板の降伏によって助長されるボルト軸力の減少など板厚方向の変化が表現可能となる。

母材－連結板間などのすべり機構のモデル化については、摩擦面にジョイント要素を用いることにより対応した。結合される要素間の力学状態に応じて、ジョイント要素の剛性を非線形に変化させることにより、接触面における固着、すべり、剥離状態を表現することが可能となり、部分すべり現象も解析的に表現できる。

主すべり後のボルト軸部とボルト孔の支圧機構のモデル化については、接触判定および接触要素導入の 2 過程によって対応した。高力ボルト軸部の形状を長径および短径で表される楕円で近似し、載荷荷重による変形後のボルト孔の形状に対してボルト軸部の接触判定を行う。接触と判定されたボルト孔周囲の節点については、ボルト軸部に属する節点群のうち最短距離にある節点と接触要素によって結合する。導入された接触要素については、接触点においてボルト軸部とボルト孔の法線方向の自由度を共有し、接線方向と板厚方向については支圧力に応じて剛性を変化させ、滑動も考慮した。

解析解の精度や要素分割に対する検討は、孔あき鋼板の応力集中問題をとりあげ Zienkiewicz の解析結果などとの比較により妥当性を確認した。摩擦接合継手を対象とした解析例では、部分すべり現象、ボルト軸力の変化、鋼板の局部応力、支圧開始時点での伸び、最大荷重などについて第 2 章における実験結果との比較を行い、主すべり発生から終局時に至るまでの挙動の妥当性を確認するとともに、母材の破断および押し抜きせん断破

壊の 2 種類の破壊形態が、破断個所を含め適切に表現できることを確認した。また、本解析手法を用いて、多列摩擦接合継手、フィラプレートを用いた摩擦接合継手を対象とした解析を行い、継手の強度、コバ面のひずみなどについて既往の実験と比較し、解析解の妥当性を確認した。

第 4 章では、摩擦接合継手の最も基本的な形式であるボルト配置 1 行 2 列の基本摩擦接合継手を対象にパラメトリック解析を行い、高力ボルト摩擦接合継手の線形限界に対する限界状態区分を行った。解析パラメータとしては、第 2 章の結果より、すべり強度・母材降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ を採用した。実績調査の結果を反映して β 値を 0.6~2.0、 γ 値を 0.8~2.0 の範囲に設定し、計 56 ケースについて解析を行った。主な知見は以下の通りである。

高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態は、公称値で評価したすべり強度・母材降伏強度比 β の値により以下の領域に区分できることを明らかにした。

①すべり先行領域

母材および連結板が健全な状態ですべり限界により線形限界に達する領域。

②降伏先行領域

母材の外側ボルト列断面欠損部または連結板の内側ボルト列断面欠損部における降伏が先行し、主すべりが発生することなく降伏限界により線形限界に達する領域。

③遷移領域

母材および連結板の降伏と共に部分すべりが顕著に発生し、主すべりの発生を促す上記 2 ケースの遷移領域。

上記の領域は遷移領域に属する継手を境界とし、それよりも β 値が小さい継手はすべり先行領域、 β 値が大きな継手は降伏先行領域となる。遷移領域は、連結板・母材降伏強度比 γ の値によって変化するが、本解析の範囲では、 γ 値 1.0 以下の継手では β 値 1.6、 γ 値が 1.2 から 1.6 の範囲では β 値 1.4、 γ 値が 1.8 以上では β 値 1.2 の継手が遷移領域に属しており、遷移領域はこれら遷移領域に属する継手を中心として β 値が ± 0.2 の範囲に分布しているものと考えられる。但し、本論文における β 値については、現行の公称値を基準に算出しており、すべり係数を実挙動に準ずる場合や、規準値が改定された際には β 値を補正するなどの必要がある。

$\beta=1.4$ 以下のすべり先行領域および遷移領域の継手に対して、線形限界をすべり限界で評価したところ $\gamma=2.0$ の継手では、道路橋示方書におけるすべり強度の公称値に対して 5 割以上の余剰耐力が存在することを示した。 γ が小さくなるに従いすべり限界は、公称のすべり強度に近づくが、当然のことながら、 $\gamma=1.0$ の継手でもすべり係数は現行の設計規準値 0.4 を確保している。また、 $\beta=1.4$ 以上の母材降伏先行領域および遷移領域に属する継手に対しては、線形限界を母材の降伏限界で評価したところ、 $\gamma=2.0 \sim 1.6$ の継手では、 β の値に関わらず母材の純断面降伏強度は公称値よりも 5 割以上上回る値となり、公称値に対して大きな余剰耐力が存在することを示した。 $\beta=1.6 \sim 1.4$ の範囲では γ が小さくなるにつれ、純断面降伏強度は低下するが、 $\gamma=1.0$ のモデルにおいても母材純断面の降伏強度は公称値に対して最低でも 2 割以上の余剰耐力を有することを明らかにした。

以上の成果は、わが国の摩擦接合継手の規定に限界状態区分の概念を導入する際の基礎

資料となりえるものであり、すべり限界についてはすべり係数の見直し、降伏限界については有効断面の見直しの必要性を示唆するものである。

第 5 章では、多列高力ボルト摩擦接合継手など各種摩擦接合継手を対象に力の伝達機構や限界強度などについて、解析的見地から検討を行った。

5.1 節では、高力ボルト摩擦接合継手の形式において、継手範囲の長い多列高力ボルト摩擦接合引張継手を対象にすべり強度の低減係数などについて検討を行った。解析パラメータとしては、すべり強度・母材降伏強度比 β を 0.8~1.2、連結板・母材降伏強度比 γ を 1.0~1.4 の範囲に設定し、ボルト列数を 2~9 列、ボルト間隔としては 65, 112.5, 130mm を採用した。主な知見は以下の通りである。

従来、経験的にのみに認知されていた多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度の低減をパラメトリック解析によって定量的に確認することができた。また、ボルト行数の変化は、列数の変化ほどはすべり強度に影響を及ぼさないことを明らかにした。多列継手では、ボルト列の多列化にともない、主すべり発生時において各ボルト列が受け持つことができる伝達せん断力が小さくなること、また中間ボルト列においてボルト 1 本分のすべり強度の公称値を下回るボルト列数が増加することがすべり強度低減の大きな要因となることを明らかにした。同列数の継手において β 値が大きく、 γ 値が小さいほど、すべり強度は小さくなる傾向を示すが、本解析の範囲では、最も強度の低減が著しい β 値が 1.2、 γ 値が 1.0 の継手の解析結果が ISO/TC 167 の規準値とほぼ一致する。

継手長さ比 L/d が 15 を越えると、すべり強度が公称値を下回る継手が現れるが、 β 値が小さく γ 値が大きいほど、すべり強度の公称値が適用できるボルト列数の限界が大きくなる傾向を示すことを明らかにした。その原因としては、 β 値が小さくなるほど降伏の影響が緩和されるためであり、また、 γ 値が大きいほど連結板による補強効果が期待できるためであると考えられる。

初期ボルト軸力導入時において隣り合うボルト列の母材-連結板間の接触面で有効摩擦面積が重なり合わない場合、多列継手のすべり強度低減は、ISO/TC 167 が規定する継手長さ比 L/d よりもボルト列数に相関性があることを示した。主すべりが限界状態となる継手では、ボルト列数の増加にともなう、すべり強度の低下傾向は、ほぼ比例関係にあり、列数が 1 列増加するごとに 2.5% 程度低下することを明らかにした。これらの知見に基づき提案したすべり強度低減係数は、多列高力ボルト継手に関する条項の策定の際に有効なものになると思われる。

5.2 節では、低材質フィラープレートを用いた摩擦接合継手の限界強度に着目し、低材質フィラープレートの利用の可能性について検討を行った。解析パラメータは、フィラープレートの材質および板厚（母材の断面変化率）であり、フィラープレートの板厚については、6mm までの比較的薄手のものとした。主な知見を以下に示す。

フィラープレートが母材および連結板に比べ低材質の継手では、初期ボルト軸力の導入の際に、フィラープレートには局部的に降伏応力の 8 割以上の応力が生じるが、降伏に達することはなく、継手の初期剛性への影響は少ないことを明らかにした。一方、フィラープレートが母材および連結板と同材質の継手では、フィラープレートの応力は降伏応力の 5

割にも達していない。また、荷重载荷にともなうボルト軸力の低下傾向は、フィラープレートが挿入された薄部側の β 値、 γ 値およびフィラープレートの板厚、材質によって若干異なるが、全モデルを通じて線形限界におけるボルト軸力の低下量は10%以内であり、ボルト軸力の著しい低下は認められないことを示した。

フィラープレート厚が4mm以下の継手は、母材純断面が全断面降伏に至る前に主すべりが発生した。一方、フィラープレート厚が6mmの継手では、フィラープレートの材質に関わらず母材降伏先行型の典型的な継手となり、フィラープレート厚の増加にともない線形限界における性状はすべり先行型から降伏先行型へと移行することを明らかにした。母材厚とフィラープレート厚の合計を一定とした本解析では、母材の断面変化率が30%を越えたあたりに上記2ケースの境界が存在する。

すべり先行型の継手となるフィラープレート厚4mm以下の継手の主すべり発生時における鋼板の接触状況は、全モデルで母材-フィラープレート間で固着領域が確認され、主すべりは、連結板(上)-フィラープレートおよび母材-連結板(下)間で発生する。また、主すべりが発生した継手のすべり係数は、フィラープレートの材質および板厚に関わらず全ての継手で道路橋示方書の規定値である0.4をほぼ確保していることを確認し、継手がすべり先行型に属するのであれば、フィラープレートが4mm以下の比較的薄い板厚であっても低材質フィラープレートの利用が可能であることを明らかにした。

母材降伏先行型の継手となるフィラープレート厚6mmの継手では、フィラープレートの材質、板厚に関わらず、母材の外側ボルト孔周辺における全断面塑性により強度が決まるが、降伏強度の公称値に対して5割をこえる余裕が存在する。また、鋼種の異なるこれらの継手で初期剛性、線形限界を比較するとほぼ等しい値を呈しており、フィラープレート厚6mmの継手においても限界状態を区分することにより、低材質フィラープレートの使用が十分可能であることを明らかにした。

5.3節では、5.2節に比べて比較的厚手(母材と同程度の板厚)のフィラープレートを用いた高力ボルト摩擦接合継手を対象に荷重の伝達機構などについて検討を行った。解析モデルとしては、母材、連結板の板厚を一定とし、フィラープレート厚のみを変化させたシリーズ。連結板厚を一定とし、母材厚とフィラープレート厚の合計を一定のもとでフィラープレート厚を変化させたシリーズの2種類とした。主な知見を以下に示す。

母材厚とフィラープレート厚の合計を一定とした継手では、断面変化率の増加にともない線形限界の性状がすべり先行型から母材降伏先行型の継手へと移行するが、本解析の範囲では、その境界は母材の断面変化率が30%を越えたあたりに存在しており、5.2節の結果と一致する。また、フィラープレートを有する摩擦接合継手においてもフィラープレートが挿入された薄部側の β 、 γ 値を用いることにより、第4章で提案した限界状態区分を適用することが可能であることを示した。

フィラープレートを有する継手では、荷重の増加とともにフィラープレートの荷重分担率が低下し、フィラープレートに面した連結板(上)の荷重分担率が増加する。この傾向は、すべり先行型の継手でかつ断面変化率が大きくなるほど顕著となることを明らかにした。また、線形限界付近において、フィラープレートおよび連結板(下)の分担率が急激に減少し、母材と連結板(上)の分担率が急激に増加するが、線形限界における急激な変化が生じる以前には、フィラープレートと連結板(上)の荷重分担率の合計は、連結板(下)

の分担率とほぼ同程度でありかつ、フィラープレートと母材の分担率の合計は、荷重レベルによらず、ほぼ一定の割合となることを示した。

フィラープレートを有する継手では、内側ボルト列における連結板またはフィラープレートの降伏、および外側ボルト列における母材またはフィラープレートの降伏にともなう部分すべりの発生により、荷重伝達機構が変化し、フィラープレートに圧縮力が働く。また、フィラープレートの存在に起因した偏心により継手の各接触面および内外ボルト列において荷重伝達に偏りが生じる。以上が、フィラープレートを有する継手におけるすべり強度低下の主要な要因であり、特に後者の要因がすべり強度の著しい低下を誘発することを明らかにした。

摩擦接合継手は、母材－連結板間にフィラープレートを挿入することによってすべり強度が低下する傾向にあるが、薄部側 β 、 γ 値による区分においてすべり先行型となる継手で、断面変化率が 40% 程度の範囲であれば、強度低下は基本摩擦接合継手に対して 5% 程度であり、すべり強度の公称値を十分に確保できることを明らかにした。すべり先行型であっても断面変化率が 50% の継手では、すべり強度は著しく低下し、公称値を下回る。

薄部側の β 、 γ 値による区分で母材降伏先行型となる継手では、線形限界は降伏限界によって決定されるが、最も強度低下が著しい継手においても母材純断面降伏強度の公称値に対して 4 割以上の余裕を有することを示した。

5.4 節では、継手厚の大きな長尺高力ボルト摩擦接合継手を対象として、継手厚の増加が初期ボルト軸力導入時の応力状態およびすべり強度に与える影響について検討した。 β 値を 0.8、 γ 値を 1.0 に設定し、母材板厚を 20～60mm の範囲で解析を行った。ボルト間隔については、75mm と 100mm の 2 種類を採用している。主な知見を以下に示す。

継手厚 40mm (母材 20mm、連結板 20mm) と薄い継手では、初期ボルト軸力導入時の母材－連結板間の接触面における板厚方向応力はボルト孔周辺に集中して比較的大きな応力状態となるが、すべり強度への影響は僅少であることを示した。継手厚が大きくなるほど応力は分散するが、本解析の範囲 (最大継手厚 120mm) では、ボルト軸力による板厚方向応力は座金下面から 45° 分布で伝達されると考えられ、隣り合うボルト列の応力伝達領域の裾野部分が重なり合うことによってボルト列中間部分においても有効摩擦面として機能するのに十分な応力が作用することが分った。また、継手厚が大きくなり母材－連結板間の接触面における板厚方向応力の作用領域が板幅を上回るような継手では、本来、板幅を超えた領域に作用すべき応力が継手長手方向へ流れる傾向が認められ、隣り合うボルト列から伝達される板厚方向応力の作用面積の重なり合いを助長することを示した。 β 値を 0.8、 γ 値を 1.0 と標準的な値に設定した本解析の範囲では、継手厚 100mm より大きなモデルで上記の現象が確認できた。

隣合うボルト列の板厚方向応力伝達領域の重なり合いは、母材－連結板間の有効摩擦面積を増大させ、結果的にすべり強度が大きくなる。本解析の範囲では、全ての継手モデルにおいて線形限界はすべり強度の公称値を上回っており、継手厚が大きくなるほど強度は大きくなる傾向を示すが、継手厚が 100mm を越えた継手ではその増加傾向が著しく、連結板による補強効果も期待できることを示した。但し、当然のことながら強度上昇が期待できる継手厚には上限が存在することを念頭に置かなければならない。5.4 節で対象とした継手は、限界状態区分においてすべり先行型に属する継手であるが、すべり強度が大きくな

ることにより相対的に母材降伏強度との差が小さくなり部分すべりの発生が認められる。また、初期導入ボルト軸力による板厚方向応力の重複領域が最も大きい継手厚 120mm、ボルト間隔 75mm の継手では、線形限界がすべり先行型から降伏先行型の継手へと移行した。初期導入ボルト軸力による板厚方向応力の重複領域が認められない継手では、隣合うボルト列間における有効摩擦面積の増大も期待できず、母材一連結板間の伝達せん断力も類似した傾向となることから、すべり強度はほぼ同程度となる。

第 6 章では、高力ボルト摩擦接合継手の線形限界以降に存在する各種限界状態を、解析の見地からパラメトリックに評価するため、まず、継手の終局状態に関して設計強度との関連性を既往の実験データの整理を行うことにより把握した。

その結果、実験結果より得られた高力ボルト摩擦接合継手の破壊形態は、①鋼板の延性的な破断破壊、②ボルトの破断破壊、③鋼板の押し抜きせん断破壊（end rapture）の 3 形態に大別されることを示した。これらの破壊形態は、終局強度の設計値である母材破断強度 N_{FU} 、ボルト破断強度 N_{BU} 、母材押し抜きせん断強度 N_{FPU} の相関により決まり、下記のような関係を得た。

- ① $N_{BU}/N_{FU} > 1.0$, $N_{FPU}/N_{FU} > 1.0$ 鋼板の延性的な破断破壊
- ② $N_{BU}/N_{FU} \leq 1.0$ ボルトの破断破壊
- ③ $N_{FPU}/N_{FU} \leq 1.0$ 鋼板の押し抜きせん断破壊

なお、実績調査では、全てのケースで①の範囲に属している。

既往の実験および実績調査における終局限界状態を把握した上で、線形限界以降に存在する各種限界状態を、すべり強度・母材降伏強度比 β および連結板・母材降伏強度比 γ を解析パラメータとしてパラメトリックに評価した。その結果、得られた主な知見は以下の通りである。

すべり限界から全断面降伏に達するまでの強度の余裕は、すべり先行型の $\beta=0.8$ の継手においてすべり限界を基準にすると、 γ 値 1.6 の継手で約 50%、 γ 値 1.0 の継手で約 90% の強度の余裕が存在することを示した。それに対し、遷移領域に属する $\beta=1.4$ の継手では、約 0~10% と強度の余裕は僅少であり、すべり発生以降の支圧強度は期待できない。

すべり先行型および遷移領域に属する継手の線形限界以降に存在する降伏限界は、降伏先行型の継手と同様に β 値および γ 値に関わらずほぼ一定の値となり、母材純断面降伏強度 N_{Fy} に対しては 1.5 倍と公称値を大きく上回る。母材総断面の降伏強度 N_{Fyg} に対しては $1.02 N_{Fyg}$ となり、部材一般部の降伏強度を確保していることを明らかにした。

終局限界における強度は、 β 、 γ 値によって若干の差を生じるが、本解析の範囲では全てのモデルを通じて、終局強度は母材純断面破断強度の公称値 N_{FU} を 1 割以上上回る。

継手部の変形能は、 γ 値が 1.0 の継手において最も大きく、 γ 値が大きくなるほど減少する。 β 値に対しては、 β 値が大きくなるほど変形能が増す傾向を示すが、 γ 値が大きな継手ほどその傾向は著しいことを明らかにした。また、終局限界が母材の破断により決まる継手に対して、設計段階で母材の破断強度が部材一般部の降伏強度を 1 割以上上回るよう配慮すれば、ISO/TC 167 および Eurocode No.3 が規定する変形能を必要とする部材に対する条項を満足することを示した。

以上、要するに本論文では、高力ボルト摩擦接合継手の線形限界から終局限界状態に至るまでのメカニズムを明らかにし、摩擦接合継手の挙動を広く解析できる手法を開発した。また、それを適用して、各種摩擦接合継手の力の伝達機構および強度限界を明らかにするとともに、線形および終局限界状態に対する区分を行ったものである。

7.2 今後の課題と展望

高力ボルト摩擦接合継手を対象に各種限界状態を解析的に評価した本論文の主な成果については、上記にまとめた。しかしながら、高力ボルト摩擦接合を対象とした研究は、本論文で扱ったものが全てではなく、本論文で扱った内容以外にも様々な課題が残されていると考えられる。従って、本論文を締め括るにあたり、今後の課題および展望について述べることとする。

本論文では、平成7年10月に建設省から発表された鋼道路橋設計ガイドライン（案）における一部材一断面の原則のもとで、継手位置において断面変化させることを前提に、フィラープレートを用いた摩擦接合継手について検討を行ったが、鋼道路橋設計ガイドライン（案）の適用においては、構造の簡素化のため現場継手による補強断面を部材全体に対して適用するため、断面力が小さな位置においても大きな断面を用いる必要があるなどの問題点も生じており、ガイドライン（案）の主旨を尊重しながら、さらなる鋼重の低減により合理化を図るものとしてLP鋼板（変厚圧延鋼板）の適用が報告されるようになった。従来、LP鋼板の連結には、等厚部を設けることが行われてきたが、等厚部を設けずに板厚変化部で摩擦接合を用いれば製作上のメリットが生じる。しかしながら、連結するLP鋼板のテーパ勾配の差異によっては母材-連結板間に肌隙が生じるなどの問題もあり、継手の挙動や強度に何らかの影響を与えることが考えられるため、そういった施工法の採用に際しては検討を要すると思われる。LP鋼板の連結については、筆者らも実験的な面から挙動および強度に対する報告を行っており、初期ボルト軸力締め付け時の影響については解析的な検討も行っているが、今後、これらの成果を継手部の合理化設計に反映させるためには、本論文の手法を用いた解析的な見地からすべり強度などをパラメトリックに評価する必要があると考えている。また、肌隙の問題については、板厚差のある母材の連結についても同様であり、断面変化の程度によっては、フィラープレートの挿入やテーパ加工の手間を省き、板厚公差以上の肌隙を許容する施工法の採用について要望が寄せられる。

わが国の道路橋示方書は、摩擦接合継手のすべり係数を、黒皮を除去した粗面を対象として一律に0.4という係数を定めている。道示が規定する係数が安全側過ぎる点については、本論文においても再三述べており、今後、適切な係数に改定されることを希望するが、近年、継手の摩擦面に無機や有機ジンクリッチペイントなどの塗装が施された継手が用いられるようになり、これらの継手についても各々の摩擦面の処理状況に応じたすべり係数を評価する必要がある。また、欧米諸国の規準では、塗装処理のほか亜鉛やアルミニウム溶射やメッキ処理を施した摩擦面についても個々にすべり係数を規定している。摩擦面に何らかの処理を施した継手については、例えば、ジンク系のペイントでは、主すべり発生付近で粘りのある挙動をするとの報告もあり、主すべりのような明確なずれが生じない場

合、実験的にすべり荷重が判断しづらいとの指摘もある。本論文で対象とした摩擦面は、道示が規定する黒皮除去後の粗面であり、今後、摩擦面に塗装処理などを施した継手のすべり強度を解析的に評価するためには、各々の摩擦面処理状況が有する構成則を、現在のジョイント要素に組み入れる必要があると考えられる。

現在、道路橋示方書に規定されているボルトサイズは、最大 M24 までであるが、近年、構造物の大型化が進み、それにともない摩擦接合部の規模も大きくなっている。そのため、従来の高力ボルトのサイズでは本数が非常に多くなるため、太径ボルトを使用する事例が報告されている。例えば、本州四国連絡橋公団の上部工設計基準・同解説では、道示が定めるものに加えて M27、M30 および M36 までが規定されており太径ボルトの適用が可能となっている。太径ボルトを多列使用する場合、継手長が従来のものよりも長くなり、本論文で提案した多列化にともなう低減係数が適用できない可能性もある。また、太径ボルトの利用により、継手端部における伝達せん断力の集中が顕著となり、最外ボルト列においてボルト孔による断面控除の影響が著しいものとなる恐れもある。しかしながら、太径ボルトについては、実験的に M30 を扱った報告がなされているのみで、M36 に対する検討や解析的見地からの一般性のある評価については、報告されていないのが現状である。

ボルト孔による断面控除の影響については、過大孔を有する継手についても同様である。例えば、ブロック架設における閉合部材の継手部など架設上の理由から過大孔や長孔が採用される可能性も考えられるが、過大孔については、実験的見地からすべり強度に対する検討が若干なされているのみで、過大孔を採用する際の有効摩擦面や有効断面の評価方法については現在のところ明らかにされていない。

高力ボルトについては、超高強度ボルトの利用の可能性についても検討課題となる。F11T 高力ボルトは過去に遅れ破壊現象が問題視されたが、ボルトおよび座金の形状を改良することにより、遅れ破壊に対して保証された F15T ボルトが開発されており、超高強度ボルトの適用性についても将来的に検討の必要に迫られる可能性もある。

高力ボルトとボルト孔の支圧強度を期待する継手としては、道示で規定される打込みボルトや DIN 18800 の GVP 接合など支圧接合の考えがあるが、本論文でも述べた通り β 値が小さい継手では、すべり限界から全断面降伏に至るまでに、すべり限界を基準にして最大約 9 割の強度の余裕が認められる。従って継手の β 値やボルト孔などの構造詳細に制約を設けることにより、この強度の余裕を利用することも可能であると考えられる。支圧強度を期待した継手では、許容伝達力の割増が可能であり、必要ボルト本数の削減など施工の省力化の面でも有意なものであると考えられるため、今後、継手部が終局状態に至る過程において高力ボルトとボルト孔の支圧による荷重伝達を期待するような設計法に対する検討も必要であると思われる。

本論文では、プレートガーダー継手部の引張フランジと引張力を受ける単一の摩擦接合継手が挙動的に一致しているという前提のもとで解析を行っている。こういったモデル化は、引張フランジ部の主すべり、母材の降伏やそれにともなう部分すべりの発生などの挙動やメカニズムを表現するうえでは適切であるといえる。しかし、プレートガーダー継手部の全体挙動は、フランジおよびウェブの添接ボルト群の相互作用を無視しては評価することができず、著者らも実験的研究からそういった点を確認している。現在、日本道路公団を中心としてプレートガーダーの摩擦接合継手部の合理化が進められているが、JH 名古

屋が平成 10 年 2 月に作成した継手部の合理化設計法の試案についての報告では、秋山らの研究成果をもとにフランジおよびウェブ継手の共働作用が加味されており、今後、その妥当性の検証を含め、解析的研究からプレートガーダー継手部の強度をパラメトリックに評価する必要があると考えられる。またそれに関連して、軸方向力、曲げモーメントおよびせん断力の組合せ断面力が作用する継手の挙動および各断面力に対する強度の相関性の評価についても部材一般部の設計書式との整合性を取る意味でも今後の検討材料になるものと思われる。

近年、鋼橋の合理化の一環として従来の多主桁橋から大断面 I 桁を用いた少数主桁橋の採用が増加している。従来の多主桁橋では、主に施工管理の容易さや施工期間、コストの面から高力ボルト摩擦接合が現場溶接接合に比べて有利であり、数も多く採用されてきた。しかし、少数主桁橋では部材の大断面化、厚板化が著しく、連結板の大型化や孔引きにともなうフランジ断面の増加などの問題もあるため、必ずしも摩擦接合継手が合理的とはいえない状況となってきた。また、溶接接合には、工期の長期化やウェブのエレクトロガスアーク溶接にともなう大入熱溶接に対する対策が必要などの問題もあり、双方の欠点を補う方法として、フランジに溶接接合、ウェブに高力ボルト摩擦接合を用いた併用継手による接合方法が大断面 I 桁で採用されるようになった。高力ボルト・溶接併用継手では、ウェブを高力ボルトで連結した後、フランジ溶接を施すが、施工時の溶収縮や残留応力また桁の自重自体がウェブ摩擦接合部のすべり強度に悪影響を及ぼすことが考えられる。併用継手については、若干の実験的報告がなされているが、今後増す傾向にあるであろう需要を考えると、すべり強度などに対する汎用性のある評価法の確立が必要だと考えられる。

本論文では、静的な荷重を対象に検討を行っている。しかし、橋梁などの実際の鋼構造物を考えると、自動車荷重など日常的な繰返し荷重を受けており、また地震時においては過大な外力により繰返し塑性履歴を受けることも考えられる。しかし、継手部を対象としたこの分野の研究はほとんど着手されておらず、今後、部材一般部の研究成果との整合性をとる意味でも、静的な繰返し荷重を対象とした研究や動的また疲労の観点からも研究成果の蓄積が望まれる。

謝 辞

本論文は、1991年より着手して約10年間、大阪大学大学院工学研究科土木工学専攻 西村宣男教授のご指導のもとに行った高力ボルト摩擦接合継手の限界状態に関する一連の研究成果から解析的研究を中心にまとめたものである。

本研究を進めるにあたり終始懇切なるご指導および貴重なご教示を賜りました西村宣男教授には、深甚の謝意を表します。また、本論文をまとめるにあたり、貴重なご助言を賜りました接合科学研究所 堀川浩甫教授、工学研究科 松井繁之教授に厚く御礼申し上げます。さらに、大阪大学在職中はもとより他大学に移られた後も常々気にかけていただき、貴重なご意見を数多く賜りました福本秀士名誉教授（現 福山大学教授）、川谷充郎助教授（現 神戸大学教授）に感謝の意を表します。接合科学研究所 金裕哲助教授、工学研究科 大倉一郎助教授には、公私ともに大変お世話になりました、心より感謝申し上げます。

本論文をまとめるにあたり、多数の方々のお世話になりました。論文中では、僅かしかふれることができませんでしたが、本研究の背景には過去数度におよぶ実験的研究があります。実験の遂行においては西山六朗技官にご尽力をいただき、また安全管理の面では絶えず気をつけていただきました、感謝致します。駒井鉄工(株) 秋山寿行氏には、秋山氏が博士後期課程在学中の3年間を含めて、研究着手当初から現在に至るまでの約10年間、実務知識の乏しい筆者に対して数々のご助言をいただきました、御礼申し上げます。また、当時大阪大学工学部または工学研究科の学生であった松村達生氏（現 日本鋼管(株)）、高木優任氏（現 新日本製鐵(株)）、大松彰吾氏（現 (株)奥村組）、池端文哉氏（現 パシフィックコンサルタンツ(株)）、松野正見氏（現 住友金属工業(株)）には解析、実験など研究の遂行にご協力いただき感謝致します。

当時大阪大学大学院工学研究科の助手であった権映録氏（現 (株)ニチゾウテック）、工学研究科 大西弘志助手、接合科学研究所 崎野良比呂助手および楠木晴美事務補佐員には、筆者が本論文を執筆するにあたり、土木工学専攻における様々な日常業務においてご便宜を図っていただきました。ご面倒をおかけしたことをお詫びするとともに、心から感謝致します。

最後になりますが、本論文はここに記することのできなかった方々を含め、多くの皆様のご協力のもとに完成したと言えます。ここに深く感謝の意を表すとともに、本論文の謝辞とさせていただきます。

平成12年9月

本論文に関連する発表論文および口頭発表

発表論文

- 1) 西村, 秋山, 亀井, 高木: 鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合曲げ継手部の限界状態に関する実験, 鋼構造年次論文報告集, 第 1 巻, pp. 23-30, 1993. 7.
- 2) 秋山, 西村, 亀井, 大松: 鋼 I 桁の高力ボルト継手部腹板の補剛構造の合理化に関する実験, 鋼構造年次論文報告集, 第 2 巻, pp. 179-186, 1994. 11.
- 3) 秋山, 西村, 亀井, 池端: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分, 鋼構造年次論文報告集, 第 3 巻, pp. 289-296, 1995. 11.
- 4) Nishimura, N., Kamei, Y., Ikehata, B. : Elasto-Plastic Analysis of HSFG Bolted Joints Considering Local Slip, Technology Reports of The Osaka University, Vol.46, No.2257, pp.227-236, 1996.10.
- 5) 亀井, 池端, 西村: 低材質フィラープレータを用いた高力ボルト摩擦接合継手の限界状態, 構造工学論文集, Vol. 43A, pp. 65-72, 1997. 3.
- 6) 亀井, 池端, 西村: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態区分に関する解析的研究, 土木学会論文集, No. 584/I-42, pp. 243-253, 1998. 1.
- 7) 中村, 西村, 亀井, 雨森, 新井: 高力ボルト・溶接併用継手における高力ボルト施工法に関する検討, 鋼構造年次論文報告集, 第 7 巻, pp. 351-356, 1999. 11.
- 8) 亀井, 松野, 西村: 多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度に関する解析的研究, 土木学会論文集, No. 640/I-50, pp. 49-60, 2000. 1.
- 9) 亀井, 中村, 秋山, 高木, 西村: 等厚部を省略した LP 鋼板の高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度試験, 構造工学論文集, Vol. 46A, pp. 1241-1250, 2000. 3.
- 10) 西村, 秋山, 亀井: 高力ボルト摩擦接合継手に関する研究の動向, 土木学会論文集 (投稿予定)

口頭発表

- 1) 播本, 西村, 秋山, 亀井, 高木: 高力ボルト摩擦接合引張継手の強度に関する実験, 土木学会平成 4 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-90, 1992. 5.
- 2) 播本, 西村, 秋山, 亀井: 高力ボルト摩擦接合引張継手の変形能, 土木学会平成 4 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-89, 1992. 5.
- 3) 秋山, 西村, 播本, 亀井, 高木: 高力ボルト摩擦接合引張継手の強度実験と設計法に関する考察, 土木学会第 47 回年次学術講演会講演概要集, I-52, 1992. 9.

- 4) 亀井, 西村, 播本, 秋山, 高木: 高力ボルト摩擦接合引張継手の終局強度と変形能, 土木学会第 47 回年次学術講演会講演概要集, I-53, 1992. 9.
- 5) 高木, 秋山, 亀井, 西村: 曲げを受ける高力ボルト摩擦接合継手の限界状態に関する実験, 土木学会平成 5 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-4, 1993. 5.
- 6) 高木, 秋山, 西村, 亀井, 播本: 鋼 I 桁の高力ボルト摩擦接合曲げ継手部の限界状態に関する実験, 土木学会第 48 回年次学術講演会講演概要集, I-44, 1993. 9.
- 7) 秋山, 大松, 亀井, 西村: プレートガーダー高力ボルト継手部の耐荷力に関する実験, 土木学会平成 6 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-61, 1994. 5.
- 8) 高木, 秋山, 亀井, 西村: 高力ボルト摩擦接合継手の局部応力の評価, 土木学会平成 6 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-62, 1994. 5.
- 9) 秋山, 大松, 西村, 亀井: プレートガーダー高力ボルト継手部腹板の補剛構造の合理化に関する耐荷力実験, 土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集, I-59, 1994. 9.
- 10) 高木, 秋山, 西村, 亀井: 高力ボルト摩擦接合継手の応力特性, 土木学会第 49 回年次学術講演会講演概要集, I-100, 1994. 9.
- 11) 秋山, 西村, 亀井, 池端: 高力ボルト摩擦接合継手の限界状態区分, 土木学会平成 7 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-120, 1995. 5.
- 12) 亀井, 西村, 池端: 高力ボルト摩擦接合継手のすべり機構に関する解析的研究, 土木学会平成 7 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-121, 1995. 5.
- 13) 西村, 亀井, 池端, 秋山: 高力ボルト摩擦接合引張継手の応力および変形特性, 土木学会平成 7 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-122, 1995. 5.
- 14) 池端, 西村, 亀井, 秋山: 高力ボルト摩擦接合継手のすべり機構と応力特性に関する研究, 土木学会第 50 回年次学術講演会講演概要集, I-A397, 1995. 9.
- 15) 秋山, 西村, 亀井, 池端: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態の区分, 土木学会第 50 回年次学術講演会講演概要集, I-A399, 1995. 9.
- 16) 亀井, 西村, 池端, 秋山: 部分すべりを生ずる高力ボルト継手の応力と変形特性, 土木学会平成 8 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-68, 1996. 5.
- 17) 池端, 亀井, 西村: フィラープレートを用いたボルト継手の軸力伝達機能の検討, 土木学会平成 8 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-69, 1996. 5.
- 18) 池端, 亀井, 秋山, 西村: 母材降伏先行型の高力ボルト摩擦接合引張継手の強度特性, 土木学会第 51 回年次学術講演会講演概要集, I-A348, 1996. 9.
- 19) 亀井, 池端, 西村: 摩擦接合引張継手の線形限界以降の挙動に関する解析的評価, 土木学会平成 9 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-45, 1997. 5.
- 20) 池端, 亀井, 西村: 高力ボルト摩擦接合引張継手の限界状態区分に関する解析的研究, 土木学会平成 9 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-46, 1997. 5.
- 21) 松野, 池端, 亀井, 西村: 多列高力ボルト摩擦接合引張継手の強度低減係数に関する検討, 土木学会平成 9 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-47, 1997. 5.

- 22) 池端, 亀井, 西村: 高力ボルト摩擦接合引張継手の終局限界に関する研究, 土木学会第 52 回年次学術講演会講演概要集, I-A210, 1997. 9.
- 23) 松野, 亀井, 西村, 池端: 多列高力ボルト摩擦接合のすべり強度低減範囲に関する検討, 土木学会第 52 回年次学術講演会講演概要集, I-A211, 1997. 9.
- 24) 亀井, 松野, 西村, 宮地: フィラープレートをも有する高力ボルト摩擦接合引張継手の荷重伝達機構, 土木学会平成 10 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-139, 1998. 5.
- 25) 松野, 亀井, 西村, 宮地: 面内曲げを受ける高力ボルト摩擦接合引張継手の強度, 土木学会平成 10 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-140, 1998. 5.
- 26) 中村, 亀井, 西村, 高木: LP プレート高力ボルト摩擦接合に関する解析的研究, 土木学会平成 10 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-141, 1998. 5.
- 27) 松野, 亀井, 西村, 宮地: フィラープレートをも有する高力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, 1998. 10.
- 28) 松野, 亀井, 西村: 長尺高力ボルト摩擦接合引張継手に関する解析的研究, 土木学会平成 11 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-73, 1999. 5.
- 29) 中村, 亀井, 西村, 高木, 秋山: 等厚部を省略した LP 鋼板摩擦接合継手の強度実験, 土木学会平成 11 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-76, 1999. 5.
- 30) 中村, 亀井, 西村, 雨森, 新井: 高力ボルト・溶接併用継手における高力ボルト施工要領, 土木学会第 54 回年次学術講演会講演概要集, I-A196, 1999. 9.
- 31) 山田, 亀井, 西村, 秋山: 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の引張試験, 土木学会平成 12 年度関西支部年次学術講演会講演概要, I-109, 2000. 6.
- 32) 山田, 亀井, 西村: 摩擦面に塗装処理を施した高力ボルト摩擦接合継手の解析手法, 土木学会第 55 回年次学術講演会講演概要集, I-A67, 2000. 9.