

高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度/降伏強度比とすべり係数に関する検討

Study on the Relation between the Ratio of Slip Strength to Yielding Strength and Slip Coefficient of High Strength Bolted Friction Joints

山口隆司*, 森 猛**, 橋本国太郎***

Takashi YAMAGUCHI, Takeshi MORI, Kunitaro HASHIMOTO

*博士 (工学), 大阪市立大学大学院助教授, 工学研究科都市系専攻 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

**工博, 法政大学教授, 工学部都市環境デザイン工学科 (〒184-8584 東京都小金井市梶野町 3-7-2)

***大阪市立大学大学院 工学研究科都市系専攻, 前期博士課程 2 年 (〒558-8585 大阪市住吉区杉本 3-3-138)

In this study, first of all, a lot of past experimental results for high strength bolted frictional joints subjected to tensile force are summarized paid attention to the ratio of the slip strength to the yielding strength. In addition, are carried out the experiment and FE analysis in order to clarify limit states and the slip coefficients considering the ratio of the slip strength to the yielding strength. In particular, are varied width of the plate, thickness of the plate, yielding strength and arrangement of the bolts in FE analysis. As a result, it is concluded that the slip coefficient is evaluated by the ratio of the slip strength to the yielding strength. And it is cleared that limit states are closely related to the ratio of the slip strength to the yielding strength. It is confirmed that the slip coefficient is influenced by the local plastic zone around the bolt-hole.

Key Words: High Strength Bolted Friction Joints, Slip Strength, Yielding Strength, Slip Coefficient

キーワード: 高力ボルト摩擦接合, すべり強度, 降伏強度, すべり係数

1. はじめに

1.1 研究目的およびその背景

一般に, 引張力を受ける高力ボルト摩擦接合継手の限界状態として, ①母材の降伏前に母材と連結板とのすべり面においてすべりが生じるすべり限界 (すべり先行型) と, ②すべり面ですべりが生じる前に母材が降伏する降伏限界 (降伏先行型) の 2 つに大別される。これらは互いに独立したものではなく, すべり先行型では, すべりが生じた後, 母材はボルトとの支圧状態に移行し, 最終的に母材は降伏する。また, 降伏先行型では母材の降伏が生じた後, 板厚の減少によりボルト軸力が減少し, すべり状態に至る。

摩擦接合におけるこれら 2 つの限界状態に対して, これまでも数多くの研究がなされているが, 限界状態の区分や限界状態とすべり係数の関係の定量的な把握については, 必ずしも明確になっていない状況にある。土木分野においては, 西村, 秋山ら^{1) 2)}はすべり面が無塗装の場合の実験結果をもとに, すべり強度の設計値と降伏強度の公称値との比であるすべり強度/降伏強度比 β を定義し, $\beta > 0.7$ からすべり係数が減少すると報告している。一方, 建築分野では, すべり耐力と母材純断面積から決定される降伏耐力との比であるすべり耐力比 μ を定義し, 数多くの実験データをもとに, $\mu > 0.8$ からすべり係数が減少すると規定している³⁾。さらに, 亀井らは, 文献 4) において, $1.4 < \beta < 1.6$ 付近が降伏限界とすべり限界の遷移領域であり, $\beta > 1.6$ では降伏先行型, $\beta < 1.4$ ではすべり先行型に分類できると提案している。しかし, すべり

係数をすべり強度/降伏強度比 β によって評価を行っておらず, すべり係数の低下に着目した限界状態の区分はなされていない。

このように, 限界状態の区分やすべり係数の低下に関しての定量的な評価が確立されていない背景には, 実験データ数の不足もさることながら, これらの元となる様々な実験における, 基準すべり係数そのものの違いや, すべり強度 (設計値) やすべり係数の算定方法が各文献で異なるといった問題があり, 統一的な評価を行うのは困難な状況にあることが関係していると思われる。

そこで, 本研究では, このすべり限界と降伏限界の 2 つの限界状態区分を明確にし, それぞれの限界状態におけるすべり係数の定量的評価のための基礎的資料の収集を目的として, ①過去の高力ボルト摩擦接合すべり実験のデータを基に, 統一的な評価法により, β とすべり係数との関係を再整理し, 考察を加える, ② β を変化させた, すべり実験および有限要素解析を行うこととした。

1.2 すべり強度/降伏強度比 β とすべり係数 μ の定義

本研究で用いるすべり強度/降伏強度比 β およびすべり係数 μ の定義を式(1)および式(2)に示す。ここでは, 設計時点での摩擦係数や初期導入ボルト軸力などが未知数であることに配慮して定義している。

$$\beta = \frac{P_{SL}}{P_{FYn}} = \frac{0.4 \cdot m \cdot n \cdot N_d}{A_n \cdot \sigma_y} \quad (1)$$

$$\mu_e = \frac{F_{SL}}{m \cdot n \cdot N_0} \quad (2)$$

P_{SL} : 設計すべり強度

P_{Fyn} : 母材の公称降伏強度

m : すべり面数

n : ボルト本数

N_d : 設計ボルト軸力

A_n : 純断面積

σ_y : 降伏点

F_{SL} : すべり荷重

N_0 : 初期導入ボルト軸力 (もしくは標準ボルト軸力)

設計すべり強度 P_{SL} の算定で用いるすべり係数は、道路橋示方書⁵⁾で規定されている 0.4 を用いることとし、母材の降伏強度 P_{Fyn} の算定には公称の降伏点を用いる。また、純断面積の算定で用いる純幅は道路橋示方書に従い、孔径+0.5mm を差し引いたものを用いる。なお、すべり係数 μ_e の算定にあたっては、実験で測定した初期導入ボルト軸力もしくは標準ボルト軸力を用いる。

2. 過去の高力ボルト摩擦接合継手のすべり実験調査

過去に行われた摩擦接合引張継手の実験結果^{6)~29)}を収集し、すべり係数とすべり強度/降伏強度比 β との関係について調査した。資料の収集にあたっては、すべり係数とすべり強度/降伏強度比 β の関係を調べることを考慮して、表-1 に示す条件を満足する実験データを調査対象範囲とした。調査で得られた実験データの総数は 774 である。

調査の結果得られたすべり係数 μ_e とすべり強度/降伏強度比 β との関係を図-1 に示す。また、すべり係数低下率 μ_e/μ_{ave} とすべり強度/降伏強度比 β の関係を図-2 に示す。すべり係数低下率は、すべり係数を、同じすべり面処理状態が施されかつ、 $\beta < 0.7$ の領域にある実験供試体のすべり係数の平均値 μ_{ave} によって除したものである。ただし、実験によっては $\beta < 0.7$ の供試体がないものがあり、その場合は β が一番小さい場合のすべり係数の平均値を基準とした。なお、図中には、すべり係数低下率とすべり強度/降伏強度比 β との最小 2 乗法による回帰直線式も示した。回帰直

線式は $\beta < 0.7$ のすべり係数の平均値を基準としたものと $\beta < 0.8$ の領域のすべり係数の平均値を基準としたものの 2 つを同時に示す。なお、基準すべり係数の領域 ($\beta < 0.7$ もしくは $\beta < 0.8$) では、回帰直線は $\mu_e/\mu_{ave} = 1.0$ としている。すべり係数低下率とすべり強度/降伏強度比 β の回帰直線式を式(3-a)~(4-b)に示す。式(3)は、すべりが支配的でありすべり係数の低下が見られないと考えられる β の領域を $\beta < 0.7$ と仮定した場合のものであり、式(4)は $\beta < 0.8$ と仮定したものである。なお、(3-b)、(3-c)式の相関係数 R はそれぞれ 0.1, 0.81, (4-a)、(4-b)式は 0.01, 0.81 である。なお、データ整理は $\beta < 0.9$ および $\beta < 1.0$ の場合でも同様に行ったが、 $\beta < 0.7$ および $\beta < 0.8$ の場合より相関係数が小さかったため省略した。しかしながら、この場合でもすべり係数低下率の傾きが変化する β は 0.7~0.8 付近であった。

$\beta < 0.7$ を仮定した場合

$$\mu_e/\mu_{ave} = 1.00 \quad (\beta < 0.70) \quad (3-a)$$

$$\mu_e/\mu_{ave} = 1.02 - 0.054\beta \quad (0.70 < \beta < 0.85) \quad (3-b)$$

$$\mu_e/\mu_{ave} = 1.21 - 0.277\beta \quad (\beta > 0.85) \quad (3-c)$$

$\beta < 0.8$ を仮定した場合

$$\mu_e/\mu_{ave} = 1.00 \quad (\beta < 0.80) \quad (4-a)$$

$$\mu_e/\mu_{ave} = 1.22 - 0.279\beta \quad (\beta > 0.80) \quad (4-b)$$

図-1 より、すべりが支配的と考えられる $\beta < 1.0$ の領域で、すべり係数に大きなばらつきが認められる。一方、降伏が支配的と考えられる $\beta > 1.0$ の領域では、そのばらつきは小さくなっている。図-2 は、すべり面の処理による基本すべり係数の違いの影響を除くためにすべり係数低下率により整理した。 $\beta < 1.0$ の領域でのばらつきは図-1 に比べて小さくなっている。したがって、 $\beta < 1.0$ の領域でのすべり係数のばらつきには、すべり面の処理状態が大きく影響していると考えられる。

表-1 調査対象の範囲

調査条件	片側ボルト列数 (本数)	5列 (10本) 以下
	ファイラープレート	無
	テーパプレート	無
	設計板厚差	無
	すべり面の処理方法	ショットブラスト、グリッドブラスト、赤錆、無機ジंक、グラインダー

*塗装膜厚をパラメータとしている実験は省く

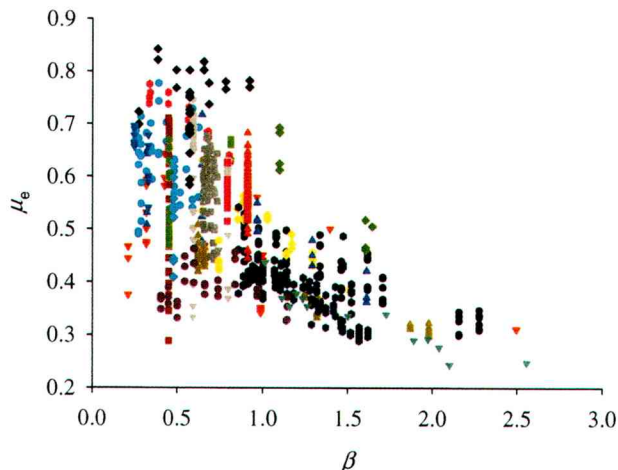


図-1 β とすべり係数 μ_e との関係

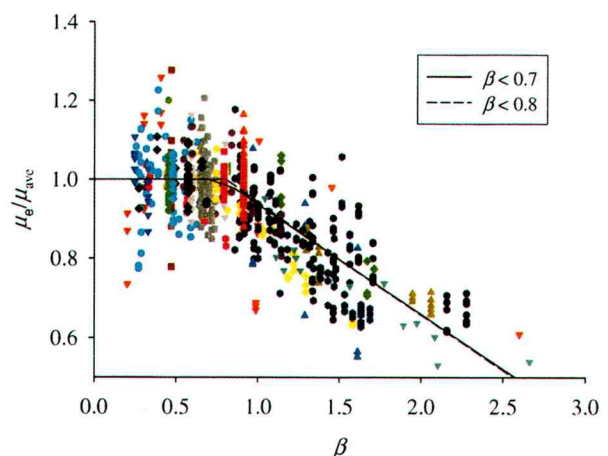


図-2 β とすべり係数低下率との関係

表-2 実験供試体の断面寸法とすべり試験結果

name	Flange Plate Thickness t (mm)	Plate Width b (mm)	Plate Net Width b_n (mm)	β	Slip Load F_{SL} (kN)	Yielding Load F_y (kN)	Slip Coefficient μ_e	μ_e/μ_{ave}
b-80	22	80	55	1.15	476.8	484.0	0.352	0.863
b-90	22	90	65	0.97	513.1	572.8	0.379	0.929
b-100	22	100	75	0.84	585.3	656.1	0.432	1.059
b-110	22	110	85	0.74	525.2	725.9	0.388	0.951
b-120	22	120	95	0.66	526.8	803.3	0.389	0.954
b-130	22	130	105	0.60	586.0	624.0	0.433	1.060
b-140	22	140	115	0.55	577.8	906.4	0.427	1.046

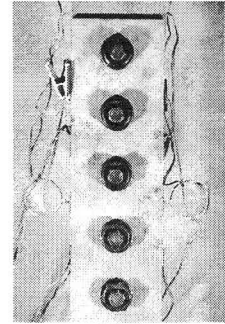


写真1

クリップ変位計の設置状況

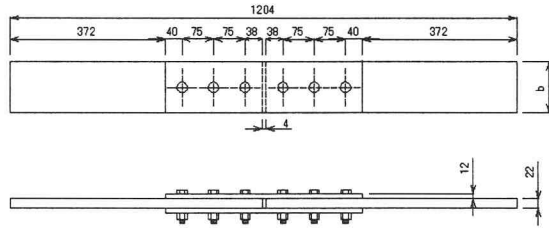


図-3 実験供試体の形状 (単位: mm)

表-3 使用鋼材の機械的性質

	Thickness (mm)	Mechanical Properties		
		Material	Yielding Point (N/mm ²)	Tensile Strength (N/mm ²)
Flange	22	SM490YB	402	546
Splice	12	SM490YA	406	542

また、図-2 より、 $0.8 < \beta < 1.0$ の範囲においてすべり係数低下率の低下の割合が変化し、 $\beta > 1.0$ においてそれは大きく変化していることがわかる。

これらのことから、本研究ではすべりが支配的と考えられる領域では、すべり係数とすべり強度/降伏強度比 β との間の相関は低く、すべりが支配的と考えられる領域では、すべり係数は(すべり強度/降伏強度比 β に関係なく)一定と仮定した。

2本の回帰直線式で、すべり係数が大きく低下し始める β 値は0.85 ($\beta < 0.7$ で限界状態の区分が変わると仮定した場合)、0.80 ($\beta < 0.8$ で限界状態の区分が変わると仮定した場合)となり、すべり限界から降伏限界へ移行する境界は $\beta = 0.80$ 付近であると判断される。

このように、すべり強度/降伏強度比 β が0.80より大きい場合、すべり係数の低下の傾向が認められるが、これは、母材の局所的な降伏の影響によるものと考えられる。

3. 高力ボルト摩擦接合継手のすべり実験

3.1 実験の概要

前章の過去の実験調査結果から、すべり先行型と降伏先行型の遷移領域と考えられるすべり強度/降伏強度比 β が0.5から1.2の範囲を対象に、すべり係数とすべり強度/降伏強度比との関係を実験的に調べることを目的として載荷実験を行った。

本実験では、母材および連結板の板幅を80~140mmと変化させ、すべり強度/降伏強度比 β が目標範囲(およそ0.5~1.2)となるように設定した1行3列配置供試体を準備した。設定したすべり強度/降伏強度比は、表-2に示す7種類であり、それぞれの種類ごとに3体準備した。供試体数の合計は21体である。

実験供試体の形状、断面寸法、および使用鋼材の機械的性質を図-3、表-2および表-3にそれぞれ示す。使用鋼材の機械的性質は材料試験により求めた。連結板および母材の孔径は全て標準の

24.5mmである。使用したボルトセットは、摩擦接合用高力ボルトF10T-M22のセットである。すべり面の処理は、ショットブラスト処理とした。無機ジンクリッチペイント等の塗装は施していない。

ボルトの締め付けはドリフトピンを用いて母板と連結板の位置を決め、トルクレンチを用いて、設計ボルト軸力(205kN)の6割程度を導入した後、道路橋示方書に規定されている、標準ボルト軸力まで軸力を導入した。なお、導入軸力はトルクレンチのトルク値によって管理した。

載荷は2000kNの載荷能力のある万能試験機を用いて行い、すべりもしくは全断面降伏が認められるまで載荷した。

計測項目は、荷重、開口変位、母材のひずみである。母材間の開口変位量の測定には、写真-1に示すクリップ変位計を用いた。母材のひずみは、母材のボルト外側(母材こば面)でひずみゲージにより測定した。

3.2 実験結果と考察

本実験により得られた荷重-開口変位関係の例を図-4に示す。また、実験で得られたすべり荷重、降伏荷重、すべり係数およびすべり係数低下率を表-2にそれぞれ示す。なお、表中のすべり荷重、降伏荷重およびすべり係数は3体の供試体の平均値であり、すべり係数は標準ボルト軸力をもとに算定したものである。降伏荷重は、母材のボルト外側(母材こば面)で測定したひずみの荷重-ひずみ関係をもとに0.2%ひずみから初期勾配に平行な線を引き、これと荷重-ひずみ曲線との交点を降伏荷重とした。すべり係数低下率における μ_{ave} は前章と同様に $\beta < 0.7$ の供試体のすべり係数の平均値とした。

b-80 供試体および b-140 供試体の荷重-ひずみ関係を図-5 (a) および (b) にそれぞれ示す。

図-4 より、全ての供試体で、荷重が明確に減少している部分が2カ所存在し、それぞれ、その後荷重が増加していることがわか

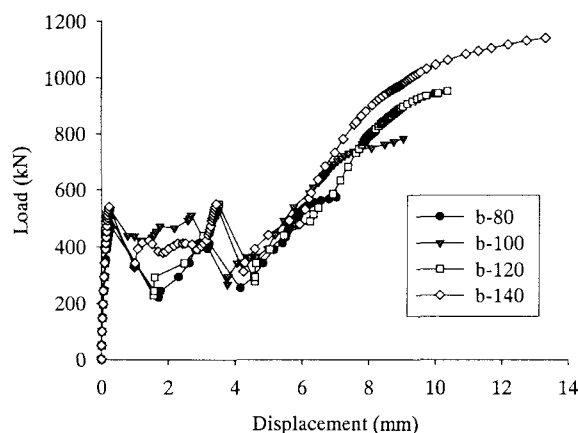
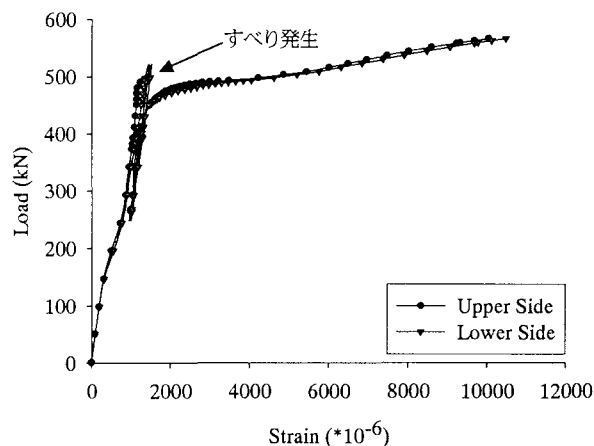
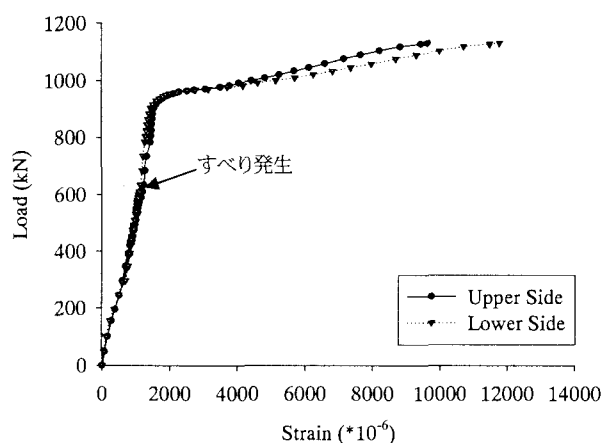


図4 荷重と開口変位との関係の例（すべり実験）



(a) b-80

図-5 荷重とひずみとの関係



(b) b-140

図-5 荷重とひずみとの関係

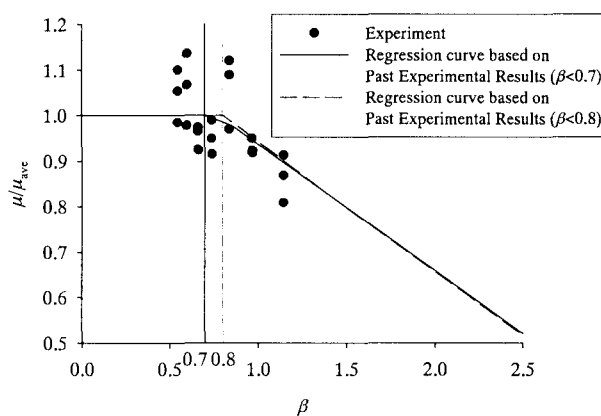


図-6 すべり係数低下率と β との関係

る。これは、継手部の左右どちらかですべりが発生し、その後、すべりが生じていない側にもすべりが発生し、最終的に、ボルトが支圧状態に移行したことを表している。このように、すべり発生時には明確に荷重が低下することを確認した。

図4より、降伏がすべりよりも先行すると考えられるb-80供試体($\beta=1.15$)においても、明確なすべりが生じている。しかし、図5より、b-80供試体では、母材こば面のひずみが増大し、降伏ひずみ付近に達した後、すべりが発生している。一方、b-140供試体では、母材こば面でのひずみが弾性範囲内にあってすべりが発生していることがわかる。よって、降伏先行型のb-80供試体では、母材の外側ボルト孔周辺の局所的な降伏によって、その周辺の板厚が減少し、その結果、すべりが発生したと考えられる。

すべり係数低下率とすべり強度/降伏強度比 β との関係を図6に示す。図6中には前章で実験調査から得られた回帰直線も比較のため示す。図6より、実験から得られたすべり係数にばらつきは認められるが、すべり強度/降伏強度比 β が0.8以下の領域では、すべり係数低下率は0.9~1.15付近にあり、すべり強度/降伏強度比 β が0.8< β <1.0のあたりからすべり係数が低下し始めるという傾向が認められる。これは、前章で示した過去の実験調査の傾向と符合している。しかしながら、この傾向は、さまざまな変

動要因を含んだ結果であり、すべり係数とすべり強度/降伏強度比の関係について明確に判断することはできない。そこで、本研究では、さらにFEM解析を行い、これらの関係について解析的に検討することとした。

4. FEMによるパラメトリック解析

4.1 解析モデルと解析ケース

本解析で設定した解析ケースを表4に、設定した解析モデル（基本モデル）の概要を図7に示す。

本解析では、すべり係数とすべり強度/降伏強度比 β の関係のみに注目することとした。解析におけるパラメータは、母材の板厚と板幅、鋼材の降伏点およびボルト行数と列数とし、すべり強度/降伏強度比 β を変化させた。本解析では、すべり係数の値に大きく影響すると考えられる摩擦係数、初期導入ボルト軸力については、それぞれ0.5、および1本あたり226kN（標準導入軸力）の一定値とした。

解析ケースのアルファベット記号は、tが母材の板厚を、wが板幅を、yが鋼材の降伏点を、そして、nが行と列のボルト本数を変化させる解析ケースであることを意味しており、それに続く

表4 解析ケースの内訳

Series	Case Name	Number of Bolt Lines n_1	Number of Bolt Columns n_c	Static Friction Coefficient μ_s	Bolt Axial Force N_0 (N)	Flange Plate Thickness t_1 (mm)	Splice Plate Thickness t_2 (mm)	Plate Width b (mm)	Net Width b_n (mm)	Yielding Point s_y (N/mm ²)	β	γ	Slip Coefficient μ_s	μ_s/μ_{ave}
Basic Model	basic	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	355	1.02	1.29	0.417	0.914
Plate Thickness	t-8	1	2	0.50	410000	8	5.2	90	65	355	1.78	1.30	0.273	0.599
	t-10	1	2	0.50	410000	10	6.5	90	65	355	1.42	1.30	0.329	0.722
	t-12	1	2	0.50	410000	12	7.8	90	65	355	1.18	1.30	0.383	0.839
	t-14(basic)	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	355	1.02	1.29	0.417	0.914
	t-16	1	2	0.50	410000	16	10.4	90	65	355	0.89	1.30	0.436	0.956
	t-22	1	2	0.50	410000	22	14.5	90	65	355	0.65	1.32	0.456	0.999
	t-28	1	2	0.50	410000	28	18	90	65	355	0.51	1.29	0.464	1.019
	t-40	1	2	0.50	410000	40	26	90	65	355	0.36	1.30	0.474	1.039
Plate Width	w-60	1	2	0.50	410000	14	9	60	35	355	1.89	1.29	0.284	0.623
	w-65	1	2	0.50	410000	14	9	65	40	355	1.65	1.29	0.306	0.672
	w-70	1	2	0.50	410000	14	9	70	45	355	1.47	1.29	0.328	0.720
	w-75	1	2	0.50	410000	14	9	75	50	355	1.32	1.29	0.353	0.775
	w-80	1	2	0.50	410000	14	9	80	55	355	1.20	1.29	0.382	0.837
	w-90(basic)	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	355	1.02	1.29	0.417	0.914
	w-105	1	2	0.50	410000	14	9	105	80	355	0.82	1.29	0.435	0.955
	w-120	1	2	0.50	410000	14	9	120	95	355	0.69	1.29	0.445	0.975
Yielding Point	w-150	1	2	0.50	410000	14	9	150	125	355	0.53	1.29	0.449	0.984
	y-235	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	235	1.53	1.29	0.302	0.662
	y-285	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	285	1.53	1.29	0.360	0.789
	y-315	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	315	1.14	1.29	0.391	0.859
	y-345	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	345	1.14	1.29	0.412	0.904
	y-355(basic)	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	355	1.02	1.29	0.417	0.914
	y-405	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	405	1.02	1.29	0.429	0.940
	y-450	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	450	0.80	1.29	0.435	0.954
	y-500	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	500	0.80	1.29	0.439	0.963
	y-590	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	590	0.61	1.29	0.442	0.969
	y-640	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	640	0.61	1.29	0.442	0.970
	y-685	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	685	0.53	1.29	0.442	0.970
Number of Bolts	y-735	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	735	0.53	1.29	0.442	0.970
	n-1-1	1	1	0.50	205000	14	9	90	65	355	0.51	1.29	0.465	1.021
	n-1-2(basic)	1	2	0.50	410000	14	9	90	65	355	1.02	1.29	0.417	0.914
	n-1-3	1	3	0.50	615000	14	9	90	65	355	1.52	1.29	0.299	0.656
	n-1-4	1	4	0.50	820000	14	9	90	65	355	2.03	1.29	0.237	0.520
	n-2-1	2	1	0.50	410000	14	9	155	105	355	0.63	1.29	0.450	0.988
	n-2-2	2	2	0.50	820000	14	9	155	105	355	1.26	1.29	0.375	0.823
	n-2-3	2	3	0.50	1230000	14	9	155	105	355	1.89	1.29	0.267	0.585
	n-3-1	3	1	0.50	615000	14	9	220	145	355	0.68	1.29	0.452	0.992
	n-3-2	3	2	0.50	1230000	14	9	220	145	355	1.37	1.29	0.355	0.778
	n-3-3	3	3	0.50	1845000	14	9	220	145	355	2.05	1.29	0.255	0.559

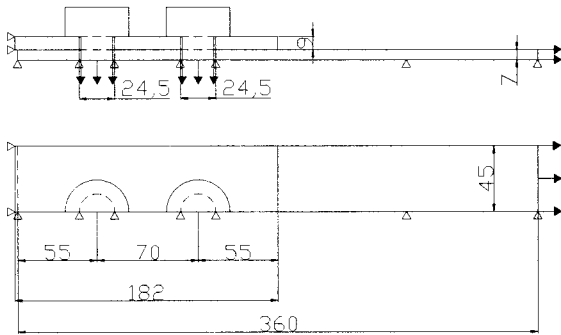


図-7 解析基本モデルの概要 (単位 : mm)

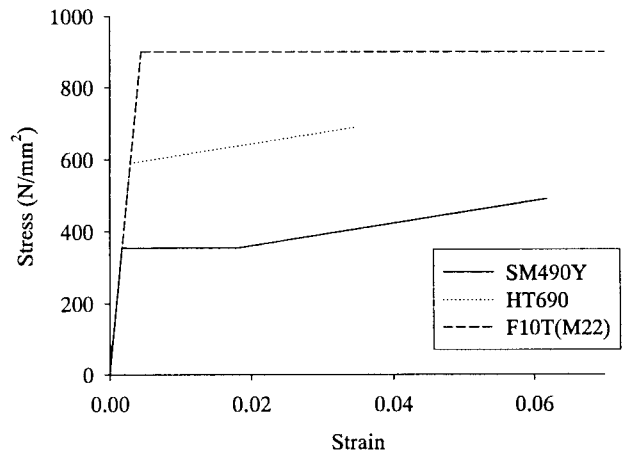


図-8 解析に用いた鋼材の応力 - ひずみ関係

表-5 解析に用いた材料定数

Material	Yielding Point (N/mm ²)	Poisson's Ratio	Young's Modulus (N/mm ²)
SM490Y	355	0.3	200000
HT690	600	0.3	200000
F10T(M22)	900	0.3	200000

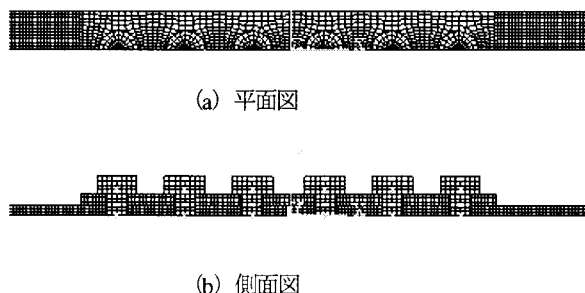


図-9 検証用解析モデルの概要と要素分割の状況
(要素数 19069)

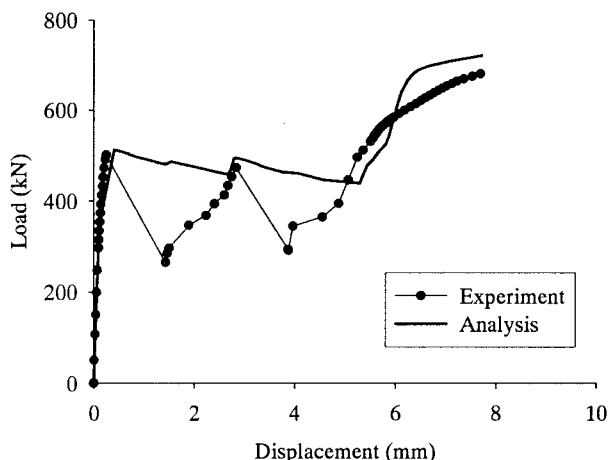


図-10 荷重と開口変位との関係

数字はそのパラメータの数値を示している。例えば、 $y-285$ は降伏点の変化に注目した解析ケースであり、降伏点を 285N/mm^2 に設定していることを表している。なお、ボルト行列本数 n は最初の数字が行方向（荷重載荷直角方向）のボルト本数 n_r 、次の数字が列方向（荷重載荷方向）のボルト本数 n_c を表している。例えば、 $n-2-3$ はボルト本数に注目した解析ケースであり、その時のボルト本数は 2 行 3 列の計 6 本であることを表している。

解析基本モデルの列方向ボルト間隔は 70mm 、行方向ボルト間隔は 65mm 、ボルト孔のはしあきは 55mm である。

解析基本モデルは図-7 に示すように対称性を考慮して 1/8 モデルとしている。座金については、それを省略し、ボルトヘッドの直径を座金の直径と同じものとしてモデル化している。母材および連結板の応力 - ひずみ関係は、座屈設計ガイドライン³⁰⁾を参考に、SS400～SM570 材はトリリニア型、HT（高張力鋼）材はバイリニア型と仮定している。また、高力ボルトについては完全弾塑性型としている。解析で設定した鋼材の応力 - ひずみの関係を図-8 に示す。また、表-5 には、解析で用いたヤング率やポアソン比などの材料特性値を示す。

解析モデルに用いた要素は、母材および連結板に対して 8 節点 Solid 要素、高力ボルトには 8 節点 Solid 要素および 6 節点 Solid 要素を使用した。母材と連結板との接触面はすべり面を設定し、境界非線形性を考慮した。連結板とボルトヘッドにおけるすべり面では、母材と連結板とのすべり面での摩擦係数に比べて無視できる程度の摩擦係数の値を設定し、継手面におけるすべりを拘束することのないようにした。また、連結板の特性もすべり強度に大きく影響することから、板厚に着目するケースでは、連結板の降伏強度の公称値と母材の降伏強度の公称値との比である γ をほぼ一定となるように、連結板の板厚 t_2 を調整している（各ケースの連結板厚 t_2 については表 4 参照）。なお、 γ は次式で表される。

$$\gamma = \frac{P_{SYn}}{P_{FYn}} \quad (5)$$

P_{SYn} ：連結板の公称降伏強度

本解析には、汎用解析コード ABAQUS³¹⁾を用いた。解析方法は、

第 1 ステップでボルト軸力が標準ボルト軸力である約 226kN 本となるようにボルト軸部に強制変位を与え、次のステップで母材端部に引張力として強制変位を与えた。

4.2 解析モデルの検証

設定した解析モデルを検証するために、3 章で示したすべり実験結果との比較を行った。検証に用いた解析モデルを図-9 に示す。本解析モデルは前節で述べたモデル化の方針に従って作成したものである。既に述べたように、本実験では、すべりが 2 回発生しており、この点を考慮して実際の継手の 1/4 をモデル化している。解析における摩擦係数の設定は、すべり荷重に大きく影響し、重要である。ここでは、実験でのすべり荷重が摩擦係数のみに支配されると仮定し、すべり荷重に合うように摩擦係数を調整し、設定した。設定したすべり面の摩擦係数は最初にすべりが発生した面に対して 0.44 、次にすべりが発生した面に対して 0.49 である。

FEM 解析により得られた検証用解析モデルの載荷荷重と開口変位の関係を図-10 に示す。なお、図中には比較のため、載荷実験より得られた載荷荷重と開口変位の関係も併せて示す。

図-10 より、両者の比較において、すべり以後の荷重の低下の度合いに差異は認められるものの、それ以外については、おおむね良好に一致していると思われる。すべり以後の荷重低下の度合いの違いについては、実際のすべり現象では、すべり後、摩擦係数が動摩擦係数となり、静止摩擦係数より小さくなること、また、実験時の載荷速度や制御方法などの影響などによるものと考えられる。

要素分割の影響については、片側 1 行 2 列基本モデルを基準に要素分割数を変化させた解析ケースを設定し、比較を試みた。比較した各解析ケースの全要素数は 1020、4429、5740、15036 である。要素数 4429 のケースの要素分割を図-11 に例として示す。

なお、要素分割形式（分割の方針）は同じとし、板厚方向の要素分割の影響を見るために、層方向の分割数を変えた総要素数 1020（板厚方向 1 層）のケース、総要素数 4429（板厚方向 2 層）のケース、および総要素数 15036（板厚方向 3 層）のケースの計 3 ケースを設定し、解析を行っている。板厚方向のみ、要素分割を変化させた場合、要素が扁平な形状となることが危惧されたため、どのケースもできるだけ要素が立方体となるように分割している。

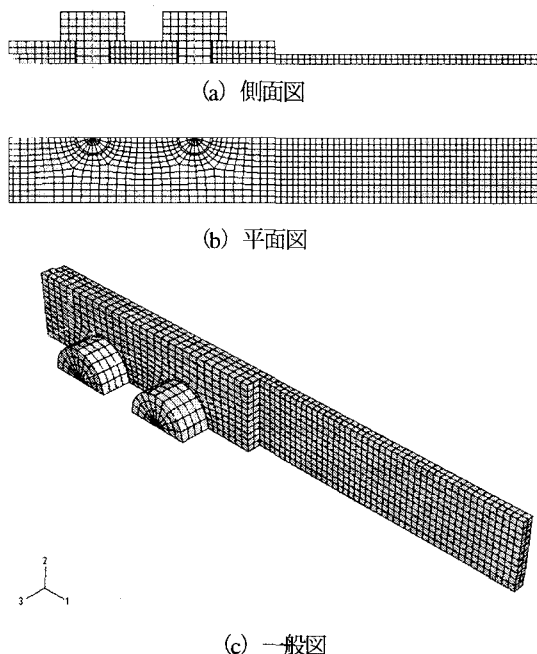


図-11 要素数4429モデルの要素分割の状況

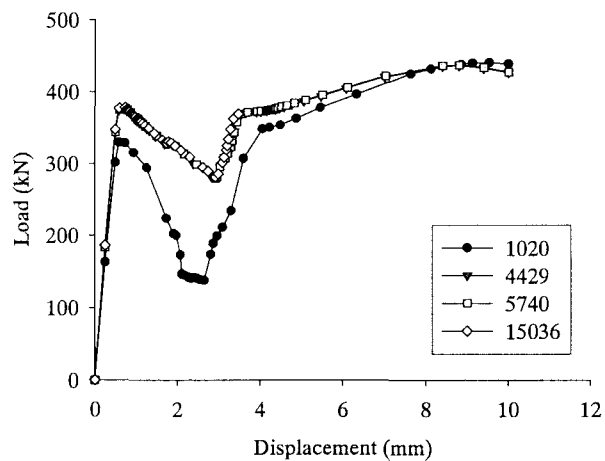
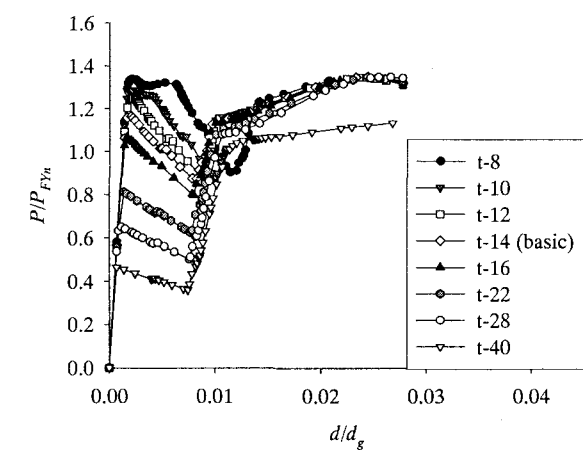
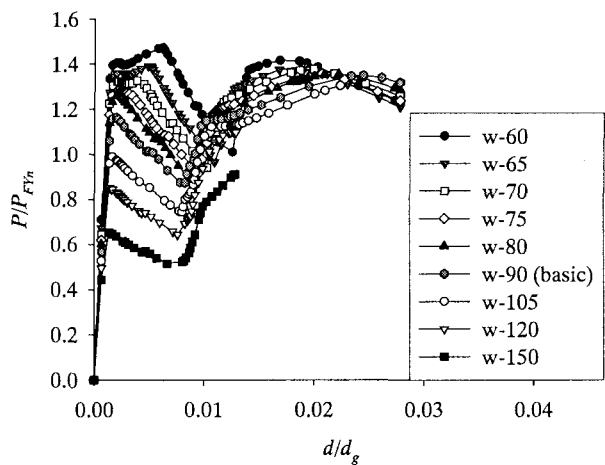


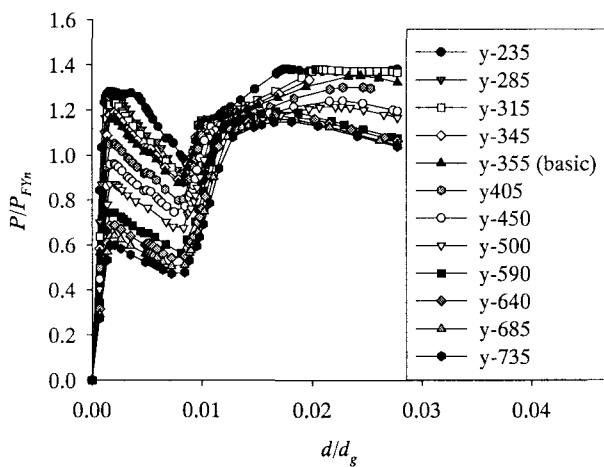
図-12 荷重と開口変位との関係 (要素分割による影響の比較)



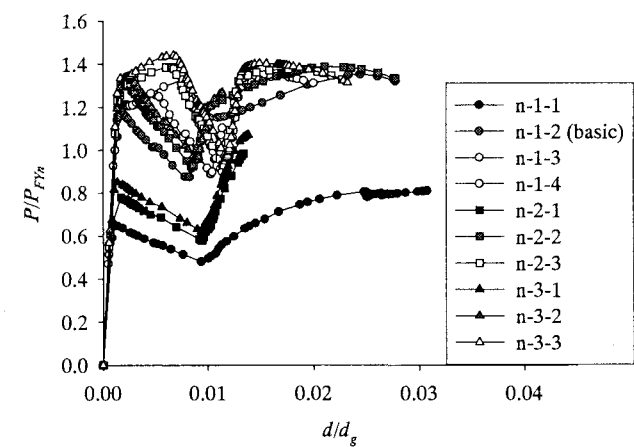
(a) t シリーズ (母材の板厚)



(b) w シリーズ (板幅)



(c) y シリーズ (降伏点)



(d) n シリーズ (ボルト行列本数)

図-13 無次元化荷重と無次元化変位との関係 (パラメトリック解析)

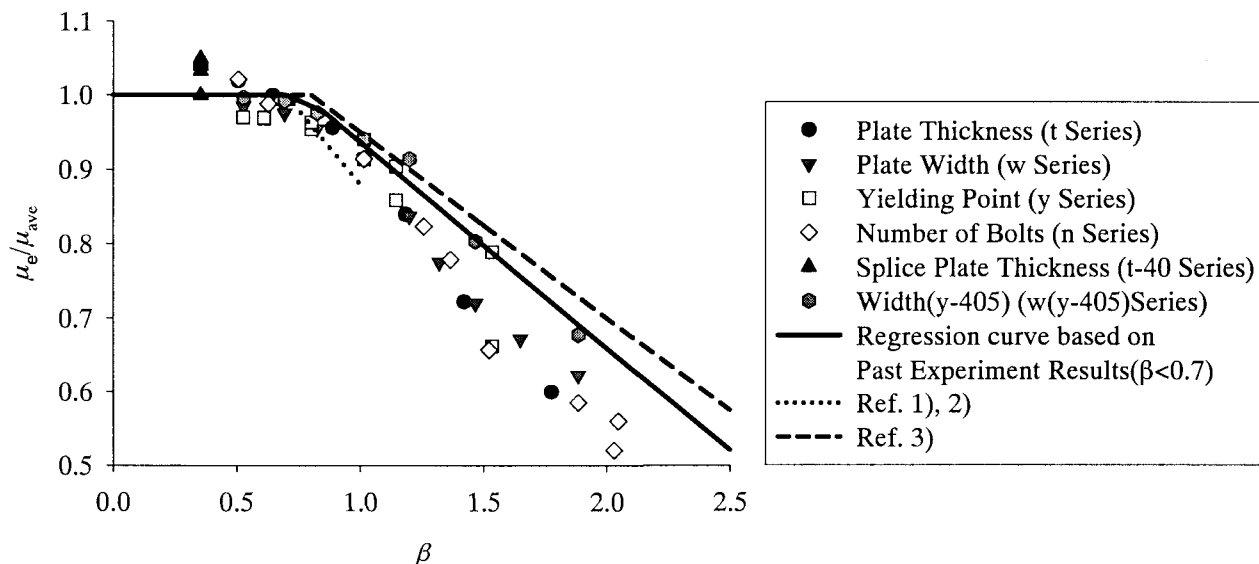


図-14 すべり係数低下率と β との関係

これらの解析ケースの載荷荷重と開口変位の関係の比較を図-12に示す。図-12より、要素数の少ない1020のモデルでは解析結果が他の解析ケースと大きく異なっていることがわかる。したがって、本解析では、解析時間との関係を考慮して、要素数4429のケースを基本モデルの要素分割とすることとした。

4.3 パラメトリック解析の結果と考察

解析で得られたすべり係数およびすべり係数低下率を表4に示す。2章のすべり実験調査結果に基づき、すべり係数低下率は、全シリーズの $\beta < 0.8$ のケースでのすべり係数の平均値($\mu_{ave} = 0.456$)で無次元化して求めている。また、無次元化荷重と無次元化変位の関係を図-13に示す。荷重は公称降伏点と母材の純断面面積から算定した母材の公称降伏強度 P_{Fm} で、変位は母材の全長 d_g でそれぞれ無次元化している。さらに、 β とすべり係数低下率との関係を図-14に示す。図-14には、比較のため実験調査で得られた回帰分析結果、日本建築学会によるすべり係数低下率とすべり耐力比との関係および西村、秋山らの提案値も同時に示す。また、図-15にt-8およびt-22の相当応力のコンター図を示す。

全てのシリーズで荷重が減少しながら変位が大きく増加している点ですべりが発生していることがわかる。図-13および図-15(a)より β が1.3以上のt-8、t-10、w-60、w-65、w-70、w-75のケースについては母材全断面の降伏が進展した後にすべりが発生していることがわかる。また、それ以外のケースでは降伏荷重に達する以前に荷重が減少しており、この時点ですべりが発生していると判断できる。これらの結果から明確に母材の降伏が先行してすべりに至る場合のすべり強度/降伏強度比 β の値は1.2以上の場合と考えられる。一方、 $0.8 < \beta < 1.2$ のケースでは、図-15(b)に示すように、すべり発生時にボルト孔周辺で降伏が進展しており、母材全断面の塑性化は認められないが、これがすべり係数の低下に関係していると考えられる。このことは後に述べる局所的な降伏がすべり係数の低下に与える影響として考察する。

図-14より、2章で示した過去の実験調査の結果とほぼ同じ $\beta = 0.8$ 付近ですべり係数の低下(傾きが変わる)が認められる。ま

た、 $\beta > 1.2$ では、さらにすべり係数が低下する傾向にある。このすべり係数の低下の割合が実験の調査結果より大きくなっている。これは解析で与えた降伏点が公称値であり、実験供試体ではこれ以上の降伏点を有していると考えられ、この点が影響していると考えられる。

文献1)、2)、3)による提案式と比較すると、西村、秋山らの提案式は、 $\beta < 0.7$ からすべり係数が低下するよう規定されており、すべり係数の低下の度合いが大きく、安全側のすべり係数を与えると考えられる。また、日本建築学会の定めているすべり係数評価式はパラメトリック解析結果の上界となっている。

以下に各パラメータがすべり係数の低下に与える影響について考察する。

(1) 降伏点の影響

降伏点を变化させたyシリーズにおいて、降伏先行型で鋼材の種類を変えずに降伏点のみを変えたケースでは(y-235とy-285、y-315とy-345、y-355とy-405、y-450とy-500、y-590とy-640、y-685とy-735)すべり係数に大きな差が認められる。これは降伏荷重自体の差によるものと考えられる。このことは既に述べた解析でのすべり係数の低下の割合が実験調査のすべり係数の低下の割合より大きくなる主な原因と考えられる。また、解析で用いる降伏点を公称値ではなく実際の鋼材の持つ降伏点に近い値とした場合、すべり係数が低下し始める β の値も大きくなると考えられる。これを確認するため、別に追加解析を行った。設定した解析ケースは、降伏点を 405N/mm^2 としたSM490Y材相当のモデルに対して板幅を変化させたケース(w-60(y-405)、w-70(y-405)、w-80(y-405)、w-105(y-405)、w-120(y-405)、w-150(y-405))である。表6および図-13中にそれらの解析結果を示す(凡例:Width(y-405))。なお、すべり係数の平均値 μ_{ave} はこのシリーズの $\beta < 0.8$ における解析ケースのすべり係数から算定した。その結果、 $\beta = 0.8$ 付近ですべり係数に低下の傾向が認められ、 $\beta = 1.2$ 付近からさらに低下の割合が大きくなっており、降伏点を公称値としたwシリーズと比較してすべり係数の低下が大きくなる β 値が右側にシフトし、低下の割合も緩やかになって

いることが確認できる。また、 $\beta=1.2$ 以降の傾きが実験調査の回帰分析直線の傾きによく一致していることもわかる。

(2) 板厚・板幅による影響

板厚を変化させたtシリーズでは、 $\beta<0.8$ の領域においてすべ

り係数の低下が認められる。これは、連結板と母材の降伏強度比 γ を一定の値にしていることで、連結板板厚も小さくなり、その結果母材と連結板の接触領域の面積が小さくなり、すべり係数も減少したと考えられる。この連結板板厚の影響を見るため、t-40

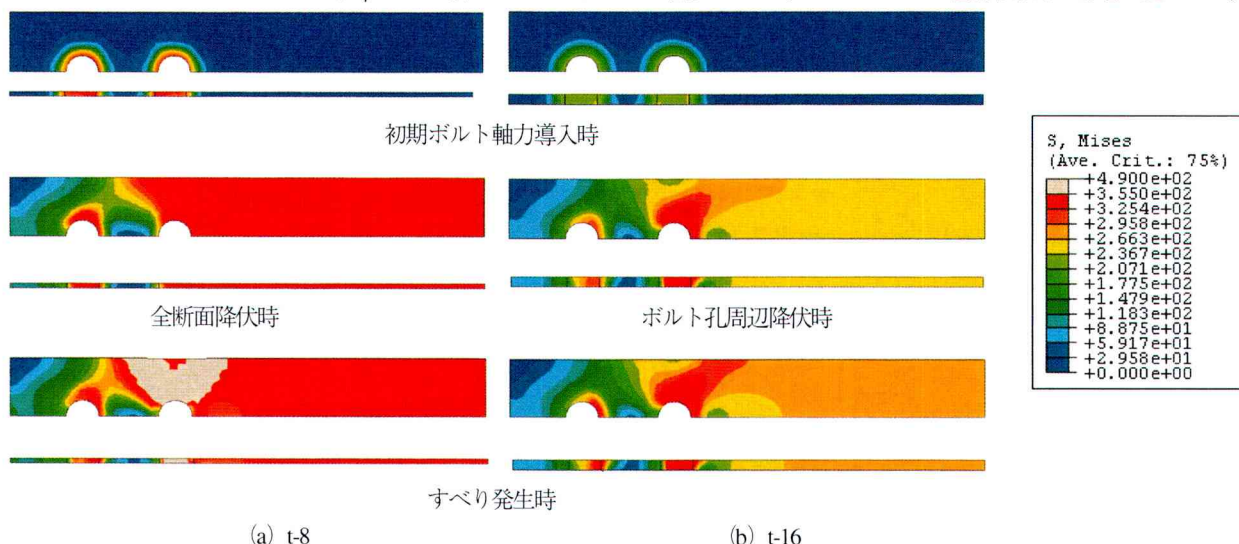


図-15 降伏領域の進展状況（母材の相当応力コンター図）

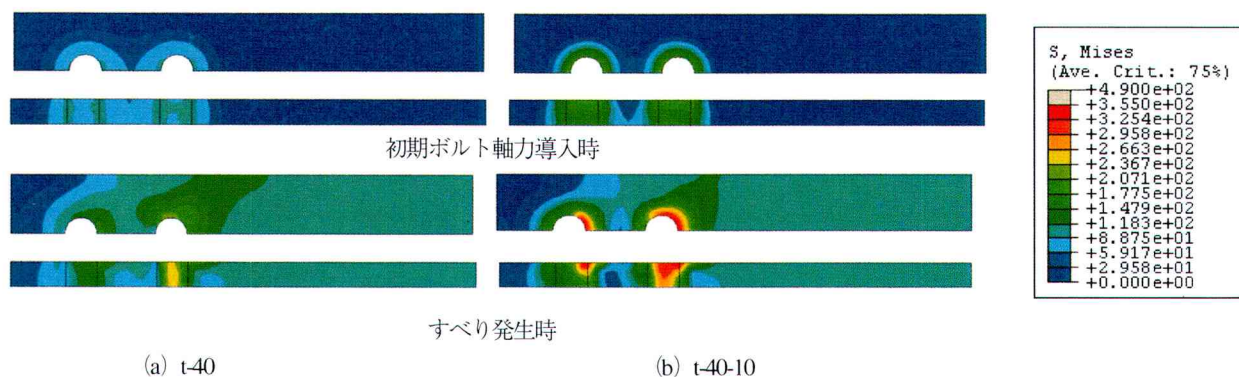


図-16 連結板板厚による影響（母材の相当応力コンター）

表-6 追加解析ケースと解析結果

Series	Case Name	Number of Bolt Lines n_l	Number of Bolt Columns n_c	Static Friction Coefficient μ_s	Bolt Axial Force N_0 (N)	Flange Plate Thickness t_1 (mm)	Splice Plate Thickness t_2 (mm)	Plate Width b (mm)	Net Width b_n (mm)	Yielding Point σ_y (N/mm ²)	β	γ	Slip Coefficient μ_c	μ_c/μ_{ave}
Splice Plate Thickness	t-40-10	1	2	0.5	410000	40	10	90	65	355	0.355	0.50	0.456	0.999
	t-40-20	1	2	0.5	410000	40	20	90	65	355	0.355	1.00	0.471	1.032
	t-40	1	2	0.5	410000	40	26	90	65	355	0.355	1.30	0.474	1.039
	t-40-40	1	2	0.5	410000	40	40	90	65	355	0.355	2.00	0.478	1.049
Plate Width (y-405)	w-60(y-405)	1	2	0.5	410000	14	9	60	35	405	1.886	1.29	0.309	0.677
	w-70(y-405)	1	2	0.5	410000	14	9	70	45	405	1.467	1.29	0.366	0.803
	w-80(y-405)	1	2	0.5	410000	14	9	80	55	405	1.200	1.29	0.417	0.914
	y-405	1	2	0.5	410000	14	9	90	65	405	1.015	1.29	0.429	0.940
	w-105(y-405)	1	2	0.5	410000	14	9	105	80	405	0.825	1.29	0.445	0.976
	w-120(y-405)	1	2	0.5	410000	14	9	120	95	405	0.695	1.29	0.452	0.992
	w-150(y-405)	1	2	0.5	410000	14	9	150	125	405	0.528	1.29	0.454	0.996

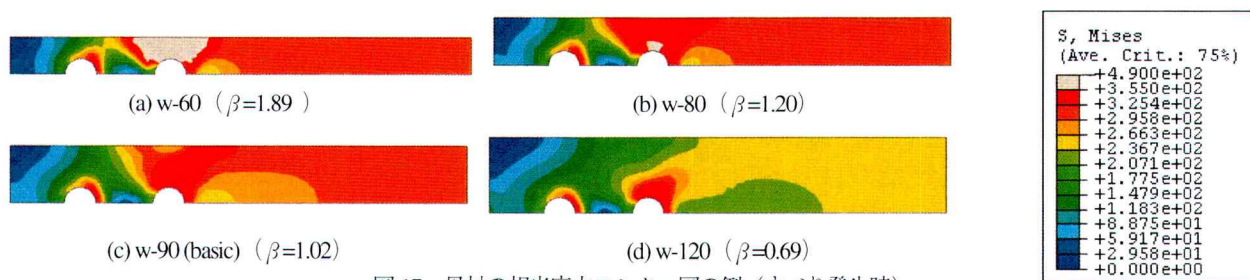


図-17 母材の相当応力コンター図の例（すべり発生時）

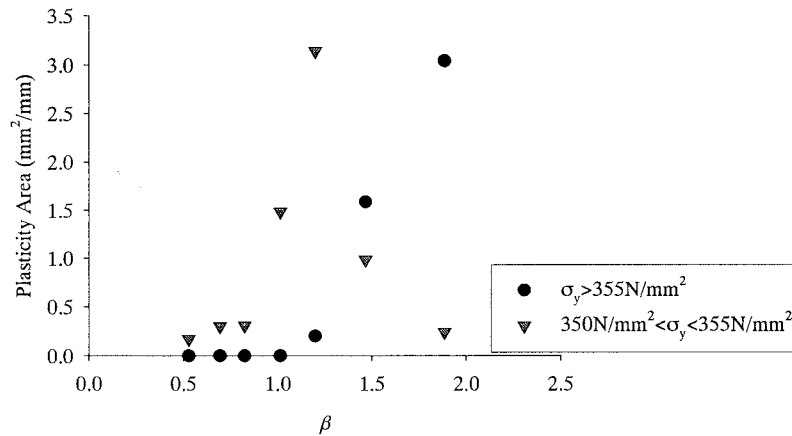


図-18 母材すべり面における降伏領域の広がり β との関係（すべり荷重到達時）

のすべり先行型のモデルで連結板板厚を小さくした解析ケースを追加設定し解析を行った。その結果を表-6 および図-14 中（凡例：Splice Plate Thickness）に示す。また、図-16 に t40 と t40-10 すべり係数の平均値 μ_{ave} は全シリーズの $\beta < 0.8$ のケースでのすべり係数の平均値（ $\mu_{ave} = 0.456$ ）で無次元化して求めている。追加解析の結果、表-6 および図-14 から連結板の板厚減少に伴ってすべり係数も減少していることがわかる。なお、t40-10 のケースではすべり係数の低下が他のケースより大きくなっている。これは連結板の β （ ≈ 0.710 ）が母材の β より大きいため、連結板のボルト孔周辺の降伏が影響しているためと考えられる。図-16 より、連結板板厚の小さい t40-10（t22）では、ボルト孔周辺が軸力導入時から大きな応力状態となっており、すべり発生時には降伏領域が発生していることがわかる。したがって、母材板厚を変化させたシリーズにおいて、 $\beta < 0.8$ の領域ですべり係数の減少は、連結板板厚が小さくなることによって接触領域が減少すること、その結果、接触圧力が高くなることで高応力領域が大きくなることから原因と考えられる。

さらに、図-15 および図-16 より、面方向の降伏域の進展は外側ボルト孔付近から徐々に載荷軸直角方向に広がっていくことがわかる。また、板厚方向では板厚が小さい場合、降伏域は均一に分布しているが、大きい場合、連結板から徐々に内部に広がっている。

w シリーズにおいて、図-14 より、 $\beta < 0.8$ の領域では、板幅の影響がなく一定であり、板幅がすべり強度/降伏強度比 β に与える影響はほとんど無いと考えられる。また、他のシリーズ同様、 $\beta \approx 0.8$ 付近からすべり係数は低下していることがわかる。

(3) ボルト行本数・ボルト列本数の影響

ボルト行本数およびボルト列本数を変化させた n シリーズでは、図-13 より、ボルト本数を列方向に増加させたケースは、ボルト本数の増加に伴って、すべり先行型から降伏先行型へ移行していることがわかる。また、行方向に増加させると母材の断面積が増加することで全体的に荷重レベルが増加している。

すべり係数低下率と β との関係については、図-14 より、他のシリーズ同様、すべり係数は β の値が大きくなると低下している。一方、 $\beta = 0.8$ 以下ではすべり係数が増加しているケース（n-1-1）がある。

(4) ボルト周辺の高応力領域がすべり係数の低下に与える影響

図-13 において明確な降伏の挙動の見られない $0.8 < \beta < 1.2$ の領域のケースにおけるすべり係数の低下の要因について、板幅を変えたシリーズで検討した。すべりが発生した時点での母材の相当応力コンター図の例を図-17 に、すべりが発生した時のすべり面での母材の降伏領域を算定し、その母材降伏領域と β との関係を図-18 に示す。なお、降伏領域の算定は、降伏領域面積を母材の板幅で割った単位板幅あたりとしている。また、図-18 の●は降伏状態を示し、▼は $350 \text{ N/mm}^2 \sim 355 \text{ N/mm}^2$ の降伏点付近の応力状態にある領域の面積を表している。

図-18 から、すべり発生時における降伏領域の存在は $\beta > 1.2$ の場合であり、 $0.8 < \beta < 1.2$ では降伏領域はほとんど存在しない。一方、降伏点に近い応力状態にある領域（ $350 \text{ N/mm}^2 \sim 355 \text{ N/mm}^2$ ）の面積は β の増大とともに少しずつ増え、 $\beta = 0.8$ のあたりから多くなっていることがわかる。この降伏点に近い領域の面積の増加割合とすべり係数の低下の割合がよく似た傾向を示している。また、 $\beta = 1.5$ では $\beta = 1.2$ のものに比べて降伏点に近い応力領域が減少し降伏領域が増加している。したがって、 $\beta > 1.2$ では、すべり係数の低下が降伏領域の増加に密接に関係していることがわかる。一方、 $0.8 < \beta < 1.2$ では、降伏に近い応力領域の影響で板厚方向の変形が進行し、そのためすべり係数がわずかに減少するものと考えられる。

以上のことから、 $\beta < 0.8$ ではすべりが先行する領域、 $0.8 < \beta < 1.2$ では、降伏点に近い応力領域の増大によってすべり係数がわずかに低下し始める遷移領域、さらに $\beta > 1.2$ では全断面降伏が先行する領域と大きく分けることができる。

5. 結論

本研究では、高力ボルト摩擦接合継手の限界状態とすべり係数との関係を明らかにするため、過去に行われたすべり実験の調査と統一的な基準によるそれらの再整理、すべり実験およびすべり係数とすべり強度/降伏強度比 β に着目した FEM によるパラメトリック解析を行った。得られた結果を以下にまとめる。

- 1) 過去に行われた高力ボルト摩擦接合継手の引張試験を調査し、再整理した結果、すべり強度/降伏強度比 $\beta = 0.8$ 付近からすべり係数に低下の傾向が認められ、さらに $\beta > 1.0$ の領域では、すべり係数の低下の度合いが顕著となることがわかつ

た。また、 $\beta < 0.8$ の領域では、データ数が十分ではないものの得られた回帰直線の相関係数が小さいことから、この領域では、すべり係数は β に依存しないと考えられる。

- 2) 前項を確認する目的で、板幅を変化させることですべり強度/降伏強度比 β を変化させたすべり実験を行った結果、 β とすべり係数低下率の関係に対して、過去の実験調査結果と同様の傾向を得た。
- 3) FEM によるパラメトリック解析を行った結果、 β とすべり係数低下率の関係は、過去の実験調査結果と比較するとすべり係数が低下の傾向を呈し始める β 、および低下の度合いが大きくなり始める β はほぼ同じとなった。しかしながら、低下の度合いがFEMによるパラメトリック解析の方が大きくなった。これは、主として β を設計値で定義している関係上、降伏点の公称値と実験における実測値との違いによる影響と思われる。
- 4) 降伏点を変化させたシリーズにおいて、降伏先行型では、同じ鋼種で降伏点を増加させると降伏荷重が増加し、すべり荷重も増加した。つまり、降伏先行型のモデルでは、降伏点のばらつきが β とすべり係数低下率との関係に大きな影響を及ぼす。
- 5) 板厚を変化させたシリーズでは、すべり先行型のモデルにおいてすべり係数の低下が見られた。これは、連結板厚が薄くなることで、母材と連結板の接触圧領域が減少し、すべり面での接触圧力が高くなり、ボルト孔周辺で局所的な降伏が進展するためと考えられる。
- 6) すべり強度/降伏強度比 β が $0.8 < \beta < 1.2$ では、すべり係数低下率にゆるやかな低下の傾向が認められる。この場合、荷重と変位の関係からわかるような明確な降伏現象は起きていない。しかし、ボルト周辺部の降伏点に近い応力領域の増大が認められ、この領域の増加がすべり係数のゆるやかな減少に関係していると考えられる。
- 7) 本研究の成果をもとに、すべり係数の低下とすべり強度/降伏強度比 β の関係を判断すると、 $\beta < 0.8$ では明確にすべりが先行する領域であり、すべり係数の低下は認められない。 $0.8 < \beta < 1.2$ では、ボルト周辺部の高応力領域の増大によってすべり係数が低下し始める遷移領域であり、すべり係数のゆるやかな低下の傾向が認められる。さらに $\beta > 1.2$ では全断面降伏が先行する領域であり、すべり係数の低下の度合いも大きくなる。
- 8) 今後は、本研究で提案したすべり係数の低下に影響するすべり強度/降伏強度比 β の境界値について、実験データおよび解析データの充実をはかり、すべり係数とすべり強度/降伏強度比 β について定式化する必要がある。

参考文献

- 1) 西村宣男, 秋山寿行, 亀井義典: 高力ボルト摩擦接合継手に関する最近の研究動向, 土木学会論文集, No.675/ I-55, pp.1-14, 2001.4.
- 2) 秋山寿行, 西村宣男, 亀井義典, 池端文哉: 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.
- 3) 日本建築学会: 鋼構造接合部設計指針, 日本建築学会, pp.51-52, 2001.11.
- 4) 亀井義典, 池端文哉, 西村宣男: 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.
- 5) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説, II鋼橋編, 2002.3.
- 6) 西村昭: 高力ボルト摩擦接合のすべり耐力変動について, 土木学会論文集, 第187号, pp.37-47, 1971.3.
- 7) 榎波義幸, 越智勝, 森邦久: 塗装を施した摩擦接合継手の性能試験, 本四技報, No.6, pp.22-27, 1978.10.
- 8) 城島保茂: 接合面にジンクリッチペイントをもつ高力ボルト継手のすべり試験, 東骨技報, No.8, pp.38-43, 1979.9.
- 9) 本田克己: 高力ボルト摩擦接合面の添接板片面ブラスト処理におけるすべり耐力の検討, 東骨技報, No.13, pp.26-33, 1982.4.
- 10) 建設省土木研究所: 高力ボルト摩擦接合に関する試験調査 (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.
- 11) 香川祐次, 岸本良孝: 高力ボルト摩擦接合継手のすべり試験, 本四技報, No.25, pp.32-37, 1983.7.
- 12) 田中敦夫, 高梨晃一: 保有耐力接合された高力ボルト接合はり継手の挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第316号, pp.101-110, 1984.12.
- 13) 野口茂, 北後寿, 加村隆志, 法貴慶人: 高力ボルト摩擦接合部の摩擦面に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.1549-1550, 1990.10.
- 14) 岩田良平, 山上貴弘: 厚膜型無機ジンクリッチペイントを塗布した高力ボルト摩擦接合部の基礎的研究, 技報まつお, No.23, pp.70-83, 1992.4.
- 15) 秋山寿行, 播本章一: 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.
- 16) 北後寿: 高力ボルト摩擦接合のすべり耐力と部材表面の性状に関する基礎的研究 (2), 構造工学論文集, Vol.39B, pp.433-438, 1993.3.
- 17) 辻岡静雄, 脇山広三: 多列高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.40B, pp.495-500, 1994.3.
- 18) 寺門三郎, 青木博文, 井上智晶, 関根秀次, 松崎博彦: 摩擦面にプラズマ溶射した SM490A 鋼高力ボルト接合部のすべり耐力, 構造工学論文集, Vol.40B, pp.511-516, 1994.3.
- 19) 井上智晶, 青木博文, 青田晃治, 寺門三郎: 建築構造用 590N/mm² 級高張力鋼の高力ボルト摩擦接合部におけるすべり耐力, 構造工学論文集, Vol.40B, pp.517-526, 1994.3.
- 20) 石原靖弘, 太田隆三, 皆田理: 引張力が作用する摩擦接合継手の孔引有効断面に関する実験的研究, 片山技報, No.14, pp.20-25, 1994.11.
- 21) 越田和憲, 大熊和夫: 過大孔を有する高力ボルト摩擦接合部のすべり耐力, すべり係数に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第2巻, pp.77-84, 1994.11.
- 22) 辻岡静雄: ショットブラスト摩擦面を有する高力ボルト接合のすべり耐力と履歴特性, 日本建築学会構造系論文集, 第471号, pp.173-179, 1995.5.
- 23) 加村隆志, 北後寿: 高力ボルト接合の接合面粗さがすべり耐

- 力に及ぼす影響, 日本建築学会構造系論文集, 第 485 号, pp.127-134, 1996.7.
- 24) 村中昭典, 皆田理, 石原靖弘, 太田隆三: 引張力が作用する摩擦接合継手の孔引有効断面に関する実験的研究, 土木学会第 51 回年次学術講演会概要集, I -A347, pp.694-695, 1996.9.
- 25) 辻岡静雄: 過大応力を受ける高力ボルト摩擦接合部の力学的挙動, 日本建築学会構造系論文集, 第 518 号, pp.103-109, 1999.4.
- 26) 辻幸佐, 青木清, 芦田崇: 剥離剤で塗膜を除去した高力ボルト摩擦接合面のすべり係数, 宮地技報, Vol.17, pp.62-67, 2001.12.
- 27) 鋼橋技術研究会: 施工部会報告書Ⅱ 拡大孔を用いた摩擦接合継手のすべり耐力と降伏耐力に関する研究, 2002.9.
- 28) 平井敬二, 宇野暢芳: 高力ボルト摩擦接合部におけるボルト孔前面の伝達摩擦力に関する実験的研究, 鋼構造論文集, 第 10 巻, 第 39 号, pp.1-10, 2003.9.
- 29) 江見卓郎, 田淵基嗣, 田中剛, 難波尚, 長谷洋司: 高力ボルト摩擦接合部の弾塑性挙動に関する研究, 鋼構造論文集, 第 10 巻, 第 39 号, pp.11-22, 2003.9.
- 30) 土木学会: 座屈設計ガイドライン, 土木学会, p.38, 1987.10.
- 31) Hibbit, Karlsson & Sorensen, Inc.: ABAQUS / Standard User's Manual Volume I -III Ver.6.4, 2003.

(2004 年 9 月 17 日受付)