

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

亀井義典¹・松野正見²・西村宣男³

¹正会員 工修 大阪大学大学院助手 工学研究科土木工学専攻 (〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)

²学生会員 大阪大学大学院 工学研究科土木工学専攻博士前期課程 (〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)

³フェロー 工博 大阪大学大学院教授 工学研究科土木工学専攻 (〒565-0871 吹田市山田丘 2-1)

多列高力ボルト摩擦接合引張継手は、経験的にすべり強度が低減することが知られており、規準 (ISO/TC 167/SC1) では多列化に伴う強度低減に対して、強度低減係数を規定している。しかし、我が国の設計規準では、明確な考慮はなされておらず、多列継手のすべり強度をパラメトリックに評価した研究は報告されていない。本論文では、高力ボルト摩擦接合継手を対象に、ボルト列数、ボルト間隔、母材および添接板の降伏強度、すべり強度をパラメータとして弾塑性有限変位解析を行った。そして、これらの諸元が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った。また、公称値より低減を必要とする継手範囲についての検討、強度低減係数の提案を目的とする。

Key Words : multi high-strength friction grip (HSFG) bolted joints, slip strength, strength reduction coefficient, finite element, parametric analysis, long connection

1. まえがき

鋼構造物の接合法において、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知られており、数多くの鋼構造物に用いられてきた¹⁾。今後、設計書式が許容応力度設計法から限界状態設計法に移行されても、高力ボルト摩擦接合は、鋼構造物の接合法の一手法として広く使用されると考えられる。高力ボルト摩擦接合引張継手（継手軸方向に引張力を受ける摩擦接合継手）のすべり耐力に関して、ISO/TC²⁾、EC3³⁾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設計規準⁴⁾⁻⁷⁾では、摩擦面の処理状態ごとにすべり係数を規定するなど、継手の形式によって詳細な規定がなされているのに対して、我が国の現行の道路橋示方書⁸⁾の規定では、継手の形式による規定が明確ではない。そこで、我が国においても、限界状態設計法の導入に備えて、高力ボルト摩擦接合に関して、継手形式ごとの詳細なすべり耐力の評価が必要であると考えらる。

継手範囲の長い多列高力ボルト摩擦接合引張継手は、ボルト列数増加に伴い、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等^{2), 3)}の設計規準では、多列化に伴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

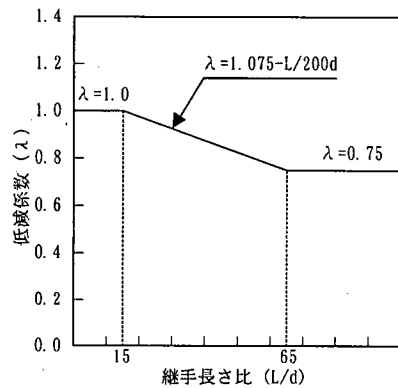


図-1 強度低減係数²⁾

径 d の比である継手長さ比 L/d によって、図-1に示すような低減係数 λ を規定している。しかし、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、さまざまな実験的研究⁹⁾⁻¹¹⁾が行われている。しかし、継手長さ比増加に伴うすべり強度低減に主眼をおいた研究は少なく、すべり強度低減のメカニズムを解析的にパラメトリックに評価した研究は報告されていない。

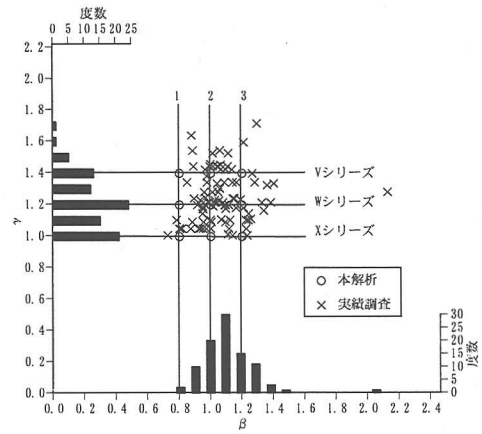
藤本ら⁹⁾は、多列高力ボルト摩擦接合引張継手における、ボルト径に対するボルト孔のクリアランス量の大きさが接合部のすべり荷重に及ぼす影響について実験を行い、クリアランス量による影響はあまり大きいものではないという結果を得ている。この実験では、ボルト列数が2, 4, 6列について行なわれているが、研究主眼が異なることもあり多列範囲のデータが少ないため、継手長さ比増加によるすべり強度低減を定量的に評価するには、データが十分ではない。

馬場ら¹⁰⁾は、太径継手を対象に母材・添接板の降伏強度比、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、列数増加に伴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、34程度までの継手長さ比では明確にすべり強度低減を実験的に確認することができる。

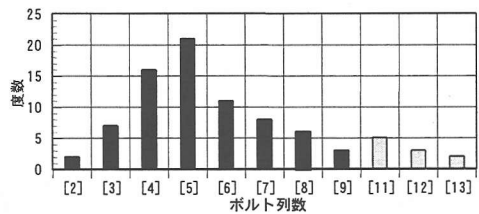
辻岡ら¹¹⁾は、多列高力ボルト摩擦接合引張継手の変形性状、初期すべり耐力と降伏耐力の相関、破断耐力に主眼をおいた実験を行い、すべり耐力に関する基礎的設計資料を提示している。この実験では、母材・添接板厚を一定にしボルト列数を増加させているため、列数が多くなるとすべり強度・母材純断面降伏強度比 β が大きくなり、母材もしくは添接板の純断面降伏によって継手が線形限界に到るために、主すべりが発生しないケースも含まれており、純粋なすべり強度低減を評価することができない。

解析的研究としては、高力ボルト摩擦接合継手を対象として田島¹⁾、脇山^{12), 13)}等、森¹⁴⁾、プレートガーダー継手を対象として長嶋¹⁵⁾⁻¹⁷⁾等が行っている。これらの研究では、高力ボルト自体やボルト孔の局所的な挙動に限定した解析、また、プレートガーダーの継手部など全体挙動を主にした解析であり、作用力や鋼板の降伏によるボルト軸力の変化、摩擦面における荷重伝達機構の変化など、継手特有の挙動を表現するには、解析モデルが十分であるとは言えない。これらに対して、著者等は、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、鋼板の塑性化に伴うボルトの軸力減少や、接触面における母材と添接板の相互作用をも考慮し得る、弾塑性有限変位解析手法^{18), 19)}を用いて、基本的な2列配置摩擦接合継手のすべり強度(基本すべり強度)を対象にして限界状態の区分を行っている²⁰⁾。

本研究では、これらの既往の研究を踏まえ、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



(a) β , γ の分布



(b) ボルト列数の分布

図-2 鋼1桁フランジ継手の実績調査分布

目し、ボルト列数、ボルト間隔、母材および添接板の降伏強度、母材-添接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った。その上で、公称のすべり強度より低減を必要とする継手範囲について検討するとともに、強度低減係数の提案を目的とする。

2. 解析手法と解析モデル

(1) 解析手法

解析プログラムとしては、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¹⁸⁾⁻²⁰⁾を用いた。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、20節点アイソパラメトリック立体要素を用い、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、鋼板の塑性化に伴うボルトの軸力の減少や、鋼板の全接合面にジョイント要素を導入することにより、摩擦面の

表-1 解析モデルの諸元

	高力ボルト (F10T M20)	初期導入 ボルト軸力	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	18.15 tf (178 kN)	SM570	112.5	モデル 1-0.80	1.40
Wシリーズ	2~9列			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} : 添接板純断面降伏強度, 各々公称値を表す。

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。

(2) 解析モデル

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, 添接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²⁰⁾。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 ($=N_{SL}/N_{FYN}$) および添接板・母材降伏強度比 γ ($=N_{SYN}/N_{FYN}$) を用いる。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} は添接板純断面降伏強度の公称値である。なお, N_{SL} 算出の際のボルト軸力には設計軸力の1割増を用いている。

図-2(a), (b)に, 鋼1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 および γ 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Vシリーズとし, γ を0.2間隔で変化させ, 順にW, Xシリーズとする。また, $\beta=0.8$ のモデルを1シリーズとし, β を0.2間隔で変化させ, 順に2, 3シリーズとする。ボルト孔径 d は22.5mmとし, ボルト間隔は継手長さ比 L/d (図-1)が列数増加とともに, 5間隔となるように112.5mmとする。また, ボルト間隔による影響を見るために, Wシリーズにおいて, 道示における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。

図-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-1に解析モデルの諸元を示す。初期導入ボルト軸力は, 各モデルの全ボルトに対して道路橋示方書⁹⁾の規定値16.5tf (162kN) の1割り増し18.15tf (178kN) を導入する。また, 母材および添接板の鋼

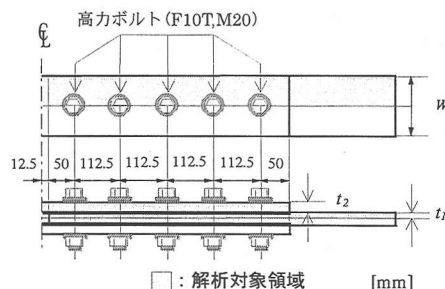


図-3 解析モデル (5列, 間隔112.5mm)

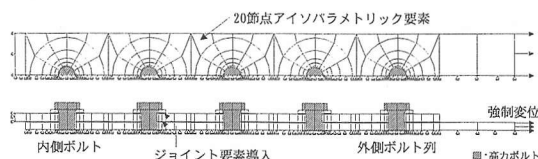


図-4 要素分割図 (5列)

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, 母材厚($2t_1$)および添接板厚($2t_2$)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70mmから110mmの範囲で適宜変化させる。各モデルの母材降伏強度 N_{FYN} および添接板降伏強度 N_{SYN} の算出に際しては, 降伏応力度 $\sigma_y=4600\text{kgf/cm}^2$ (451MPa)を用いる。同様に弾性係数は $2.10 \times 10^6 \text{ kgf/cm}^2$ (206GPa), ポアソン比は0.3とする。

図-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, 既往の実験結果^{11), 21), 22)}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, 継手の対称性を利用し, 継手全体の1/8モデルとする。本解析モデルの母材と添接板, 添接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

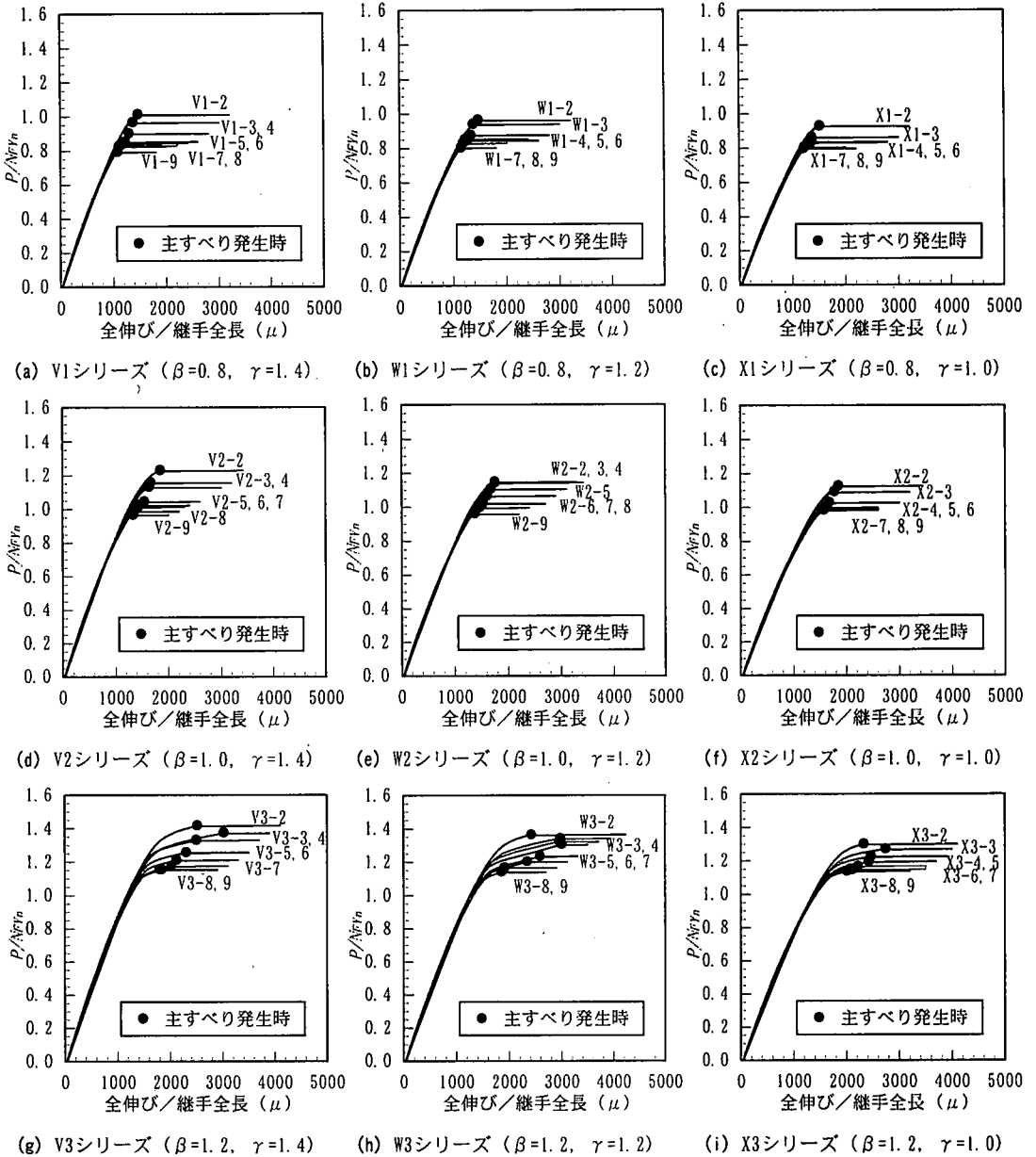


図-5 荷重-全伸び関係

長手方向に軸引張力が生ずるように、継手端部に強制変位を与える¹⁸⁾⁻²⁰⁾。

3. 解析結果と考察

(1) 荷重-全伸び関係

図-5に荷重-全伸び関係を示す。図-5(a)~(i)は各々V1~X1, V2~X2, V3~X3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} 、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の荷重 P_{sl} を表す。

荷重レベルが小さい段階では、等しい $\beta \cdot \gamma$ であれば、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公称値で評価したすべり強度・母材降伏強度比 β と添接板・母材降伏強度比 γ により決まる²⁰⁾。しかし、 β, γ が等しいにも関わらず、全てのケースにおいて、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 の

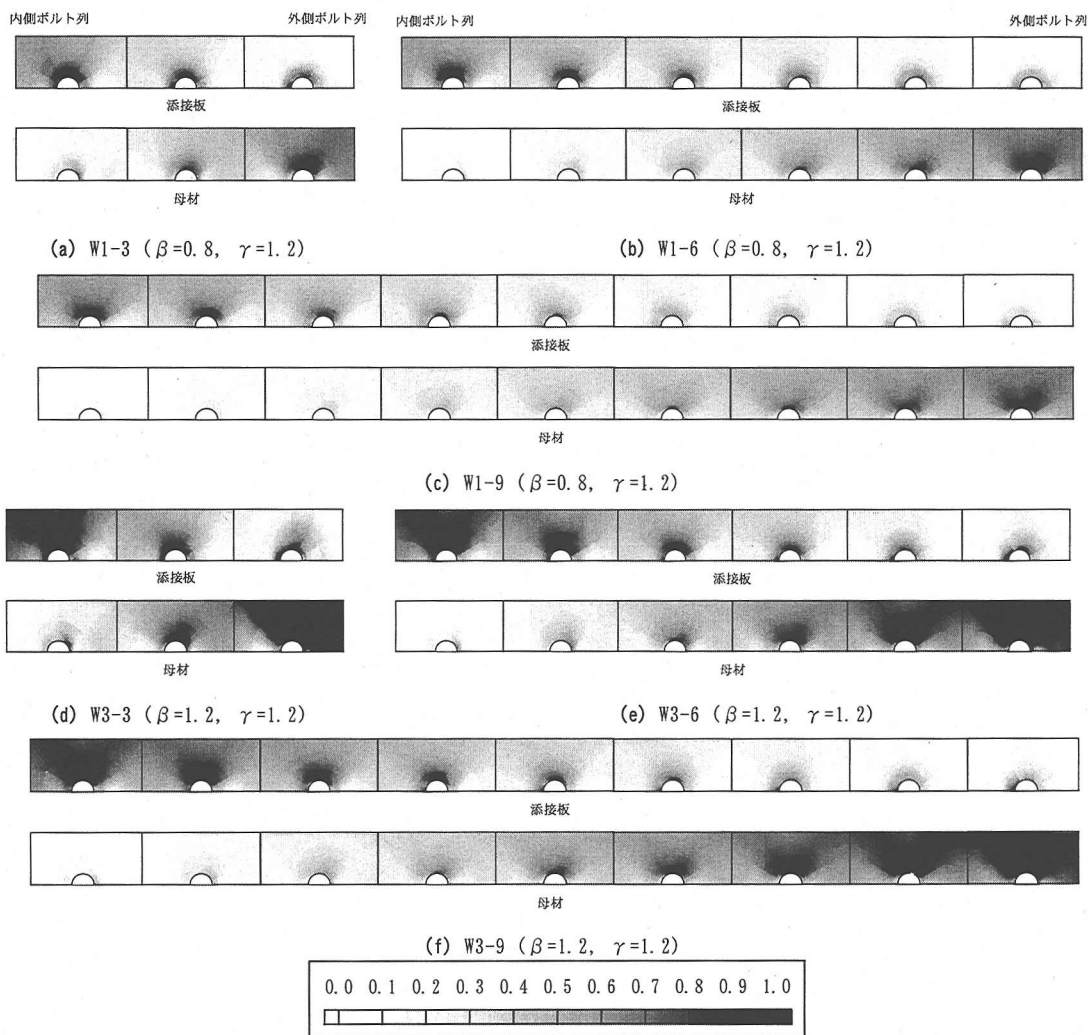


図-6 応力分布図

大小により、比較すると、 β が0.8, 1.0と小さいV1~X1, V2~X2シリーズでは、全てのボルト列数において、母材および添接板が降伏する以前に主すべりが発生する。 β 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} および添接板の降伏強度 N_{Syn} が余裕のある設計となっている。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側ボルト列および添接板の内側ボルト列においても、局所的な降伏が発生せず、母材が健全な状態で主すべりが発生する。

一方、 β が1.2のV3, W3, X3シリーズでは、1, 2シリーズと比較して、すべり強度の公称値 N_{Sl} に対して母材の降伏強度 N_{Fyn} および添接板の降伏強度 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主すべり発生以前に荷重-全伸び曲線の接線剛性が小さくなり母材および添接板の局所的降伏

に伴う部分すべりが見られる。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伴い P_{Sl}/N_{Fyn} が低下し、主すべり発生時の荷重 P_{Sl} 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、局所的降伏に伴う部分すべりが小さくなるものと考えられる。

また、 γ に着目すると、 γ が1.4のVシリーズに対して、 γ が1.0のXシリーズの同列数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 が大きくなるほど添接板の補剛効果により、ボルトの軸力抜けが緩和されるためであると考えられる。

(2) 母材・添接板の応力分布、相対変位

図-6に主すべり発生時 P_{Sl} の母材および添接板の断面中央における応力分布を示す。W1シリーズ($\beta=0.8, \gamma=1.2$)の3, 6, 9列およびW3シリーズ

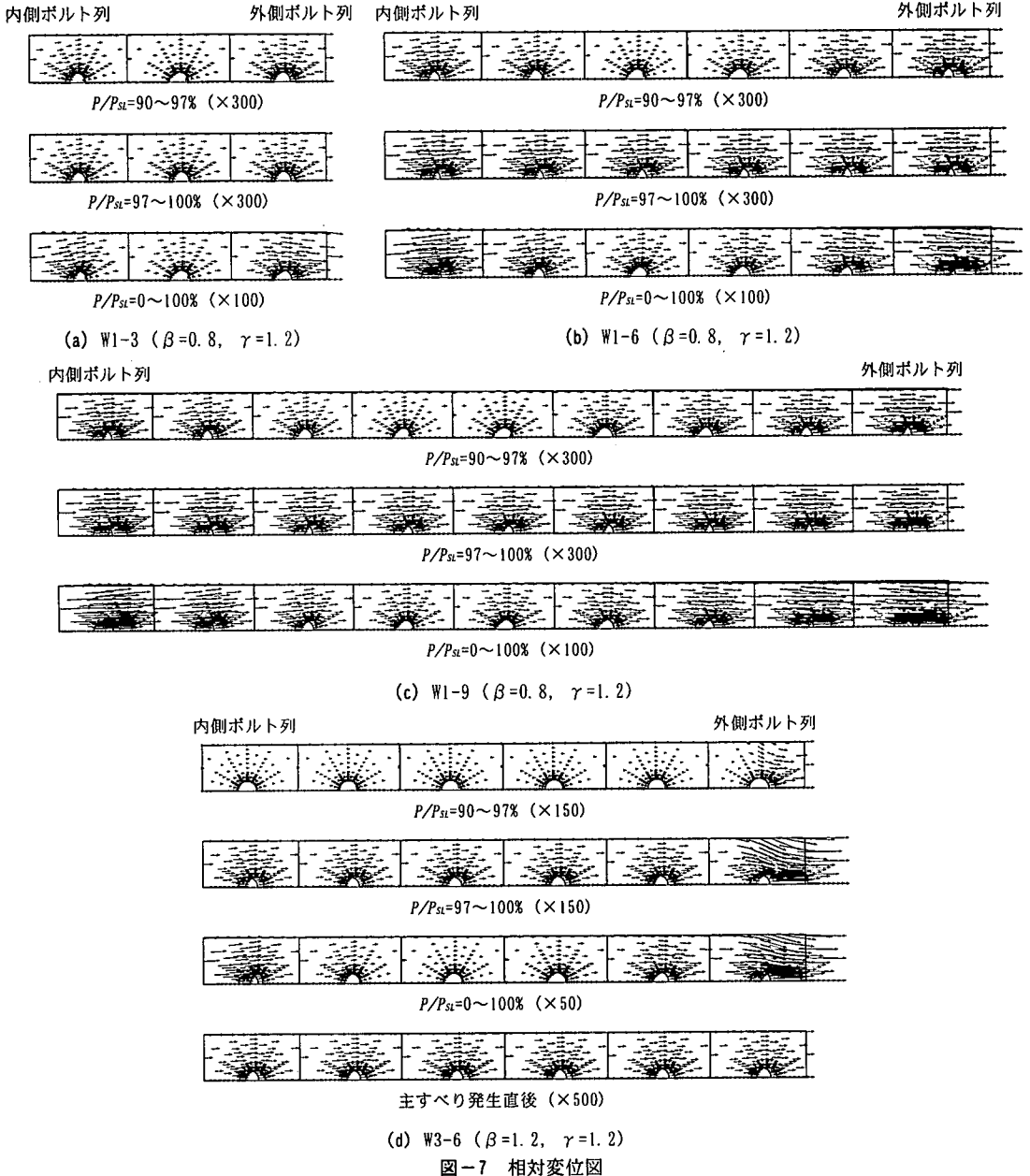


図-7 相対変位図

($\beta=1.2, \gamma=1.2$)の3, 6, 9列を取り上げ、順に図-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、添接板は内側ボルト孔周辺から降伏する。図化したWシリーズは、 γ が1.2であるので母材に比べて添接板の降伏強度が大きくなる。そのために、添接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 が等しいにもかかわらず、ボルト列数の増加に伴い、母材の外側ボルト孔周辺および添接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、ボルト列数の増加に伴い、すべり強度 P_{Sl}/N_{Ftn} 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添接板の塑性化が進行してい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 が0.8のW1シリーズに対して、 β が1.2のW3シリーズでは、すべり強度 N_{Sl} に対して、母材純断面降伏強度 N_{Fyn} および添接板純断面降伏強度 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添接板の内側ボルト孔周辺で

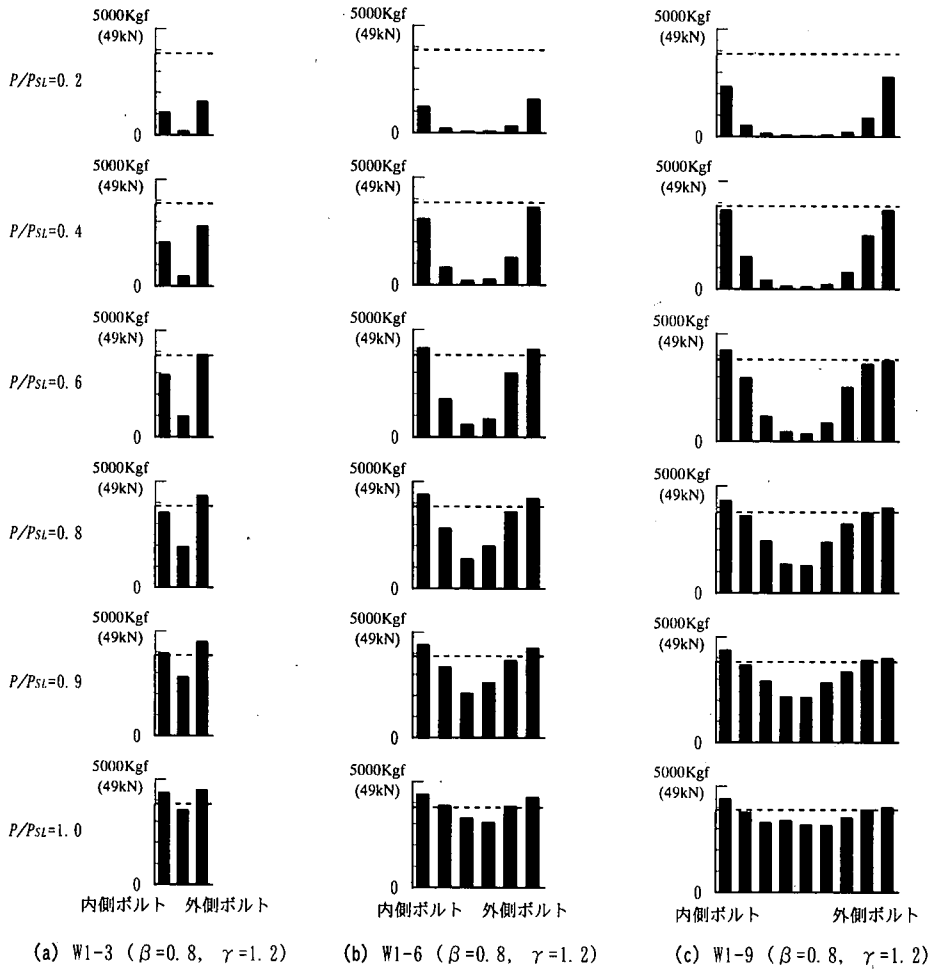


図-8 層間せん断力の分布

の降伏領域が顕著となる。

図-7(a)~(d)にW1シリーズ($\beta=0.8, \gamma=1.2$)の3, 6, 9列およびW3シリーズ($\beta=1.2, \gamma=1.2$)の6列を取り上げて各モデルで主すべり発生時の荷重 P_{Sl} を100%とした $P/P_{Sl}=90\sim 97\%$, $97\sim 100\%$ の母材と添接板の接触面における増分変位, および継手原形を初期座標として $P/P_{Sl}=0\sim 100\%$ 間における相対変位をベクトル表示したものを示す。また, W3-6については主すべり発生直後の挙動も図示する。各々の拡大率は図中の括弧内に記載する通りである。W3-6の主すべり発生直後については, 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到るモデルW1シリーズについて母材-添接板間のずれ状況を考察すると, 全体的な傾向として, まず, 内側および外側ボルト列周辺から母材-添接板間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ていき, 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-添接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傾向が伺える。したがって, 多列継手の主すべり発生時における母材-添接板間の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, 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加するほど主すべり発生時の荷重 P_{Sl} が大きくなるため, P_{Sl} に対して低い荷重段階で最内および最外ボルト列付近において鋼板の降伏にともなう部分すべりが発生することにより, 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 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,

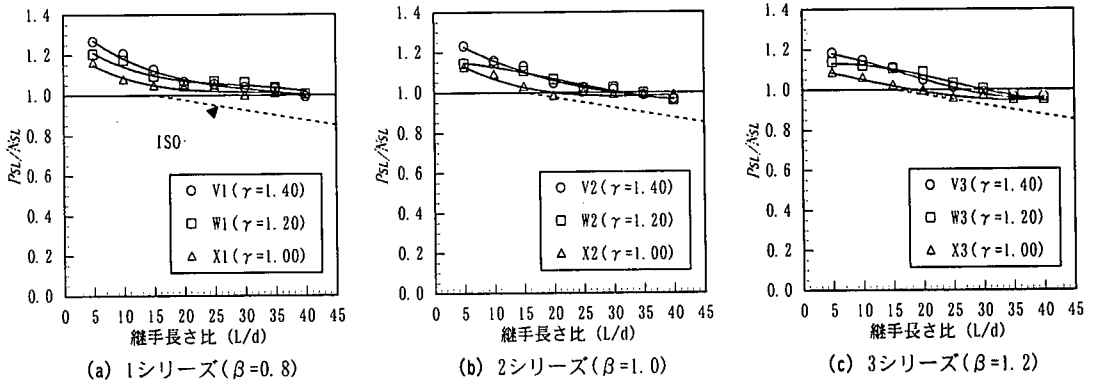


図-9 強度低減係数①

母材-添接板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見られるが、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に、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、主すべり発生直後での増分変位量は、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) 母材-添接板間の層間せん断力の分布

図-8に各ボルト列における母材-添接板間の層間せん断力の分布を示す。W1シリーズ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$)における3, 6, 9列の継手を取り上げ、順に図-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 (35.6kN)を表す。また、図中には、載荷荷重 P とすべり強度 P_{st} の比 P/P_{st} 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層間せん断力が大きく、荷重の増加に伴い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_{st} が0.8程度を越えると、内側および外側ボルト列の層間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層間せん断力を分担することができなくなり、層間せん断力の分担が徐々に中央ボルト列へ移行していく。主すべり発生時には、全ボルト列で層間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層間せん断力は、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層間せん断力は、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列の層間せん断力は、殆ど同程度となっており、中央ボルト列での層間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・最外ボルト列での層間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、多列化に伴うすべり強度の低下は、列数が増すほど顕著となり、母材-添接板間の層間せん断力の不均一な分布が、すべり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、内側ボルト列に対して、外側ボルト列における層間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、母材と添接板は一体と考えることができるが、図化したモデルWシリーズは γ 値が1.2と母材に比べて添接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だと考えられる。また、荷重レベルの増加とともに、内側に対して、外側ボルト列の層間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によるものと考えられる。

(4) 強度低減係数

図-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_{st} ・すべり強度の公称値 N_{st} の比との関係を示す。図-9(a)~(c)は順に1, 2, 3シリーズに対応する。図の縦軸は、すべり強度 P_{st} をすべり強度の公称値 N_{st} で無次元化した値を表しており、この値はISO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 $L/d=5\sim40$ は、ボルト列数2~9列に相当する。また、図中の実線は公称値 N_{st} 、点線はすべり強度の公称値 N_{st} にISOの低減係数 λ を乗じたものを示している。

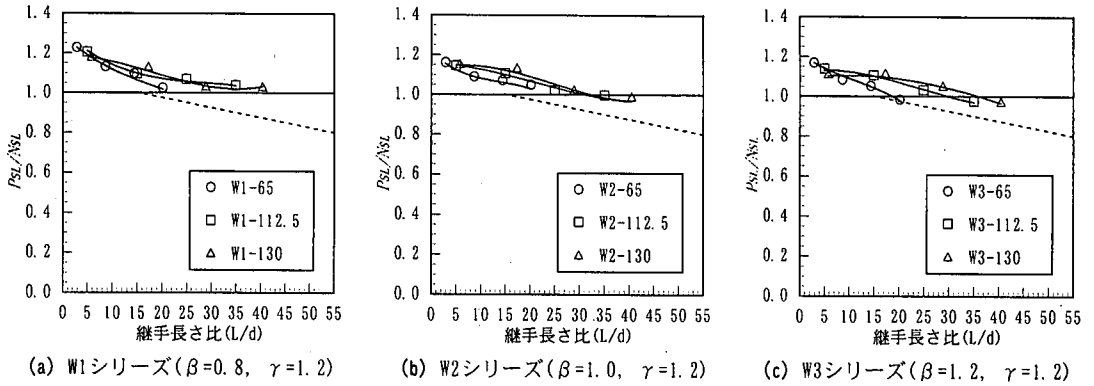


図-10 強度低減係数② (継手長さ比)

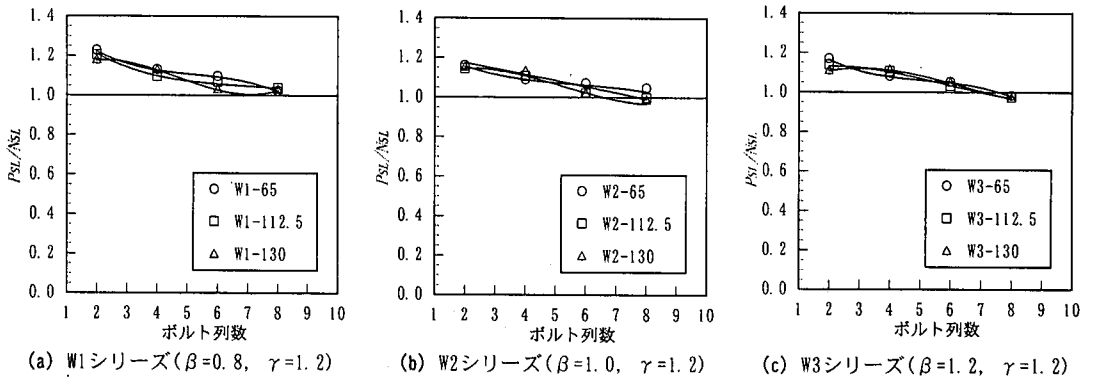


図-11 強度低減係数③ (ボルト列数)

全てのシリーズにおいて、継手長さ比 L/d が増加するに伴い 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 が小さく、 γ 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3シリーズにおいても、1, 2シリーズ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、列数増加に伴う中央ボルト列における層間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ものと思われる。

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3シリーズの下限値とほぼ同等の値となった。

図-10は、Wシリーズにおいて、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-10(a)~(c)は順に1, 2, 3シリーズに対応する。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

列数増加に伴うすべり強度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のモデルは、傾向が似通っているものの65mmのモデルでは傾向が異なり、ボルト間隔の大きいモデルに比べて継手長さ比が小さい範囲では、 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。このことにより、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、強度が規準値を下回ることも懸念される。

図-10の結果を考慮して、図-11に図-10をボルト列数で整理したものを示す。図-11(a)~(c)は順に1, 2, 3シリーズに対応する。縦軸は P_{SL}/N_{SL} 、横軸はボルト列数を表わす。全てのシリーズにおいてボルト列数増加に伴い、ボルト間隔が異なる場合でも同程度のすべり強度低減が見られる。継手長さ比で評価した場合における解析結果の平均値からのばらつきは大きいもので7%となり、ボルト間隔で評価した場合は、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、すべり強度低減は継手長さ比よりもボルト列数との相関性が高いと考えられる。

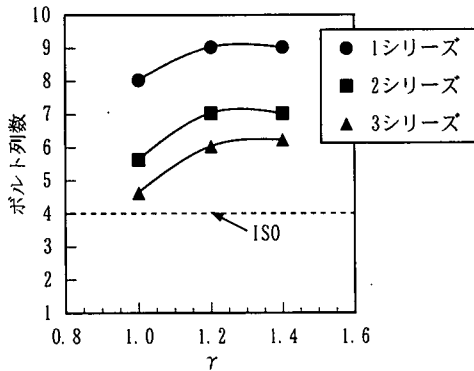


図-12 すべり強度限界

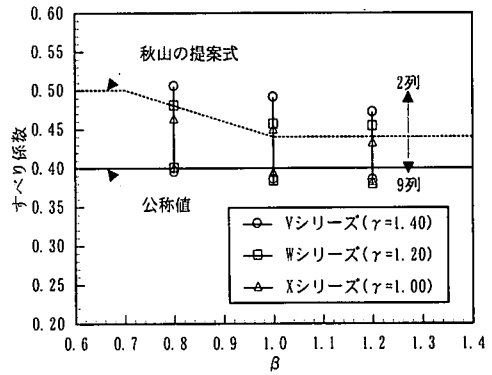


図-13 すべり係数

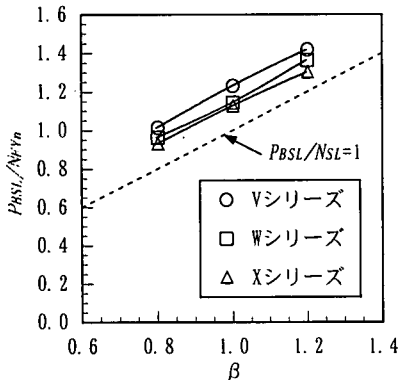


図-14 基本すべり強度

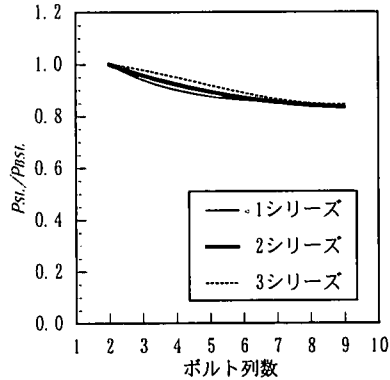


図-15 強度低減係数④

図-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、横軸は添接板・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 $L/d=15$ に対する列数を表す。以下、公称値 N_{Sl} より低減を必要とする継手の境界をすべり強度限界と称する。

全シリーズですべり強度限界については、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、すべり強度限界は大きくなる傾向を示す。

γ により比較をすると、列数の多少に関係なく γ が大きくなるほどすべり強度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間ですべり強度限界の増加が小さくなっている。これらのことから、 γ が1.2を越える継手において、添接板の補剛効果が十分に確保されていることがわかる。

図-13にボルト列数増加とすべり係数の関係を示す。縦軸にすべり係数、横軸は β 値を示す。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、点線は秋山によるすべり係数の提案式²³⁾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 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係数が小さくなるために、ボルト列数が大きくなる場合は、何らかの低減係数を乗ずる必要があると考えられる。

図-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_{Ftn} で無次元化した値、横軸は β 値を示す。また、図中の点線は、 $P_{BSL}/N_{Sl}=1$ を表わす。

全てのモデルが主すべり先行型であり $P_{BSL}/N_{Sl}=1$ 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り、降伏が関与するようなモデルでは、若干、 $P_{BSL}/N_{Sl}=1$ に漸近するようになる。また、 γ 値が大きいくほど、添接板による補剛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-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-15に示す。縦軸は、主すべり発生時 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。

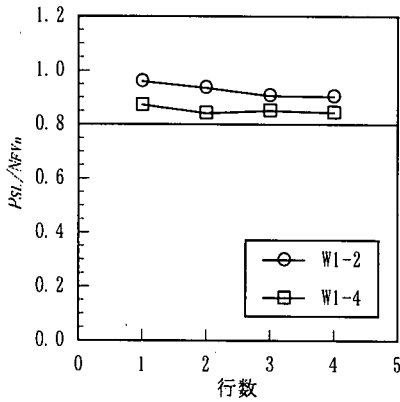


図-16 行数比較

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ならば β 値に拘わらず、列数増加に伴う強度低下は、ほぼ一定の割合となることがいえる。したがって、多列化に伴う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な変数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-15の曲線の平均値相当である式(1)とすることを提案する。

$$P_{Sl} = \lambda \times P_{BSL} \quad (1)$$

$$(\lambda = 0.3 \times 10^{-2} \times (\text{Row} - 2)^2 - 0.45 \times 10^{-1} \times (\text{Row} - 2) + 1)$$

ここで、Rowは列数を表わす。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。また、現行の公称値に対する適用範囲としては、公称値を下回る継手の現れる5列以上が妥当であると考えられる。

(5) 行数の影響

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きい1.2のW1シリーズとする。図-16に、W1シリーズの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。

4. 結論

本研究では、多列高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に、ボルト列数を2~9、すべり強度・母材降伏強度比 β を0.8~1.2、添接板・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。

- 1) 多列高力ボルト摩擦接合引張継手のすべり強度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、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結果となった。
- 2) 多列高力ボルト摩擦接合引張継手のボルト列数増加に伴う、すべり強度低減の大きな要因の一つに、母材-添接板間における継手長さ方向の層間せん断力の不均一を挙げることができる。
- 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} を下回る継手があらわれる。同列数の継手において β が小さく γ 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、 β が1.2の継手の下限値相当が、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摩擦面における有効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 が小さく γ が大きいほど、すべり強度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 値が大きいほど添接板の補剛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、ボルト列数増加に伴う、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。基本すべり強度を規準とした場合、すべり強度低減係数は式(1)で表すことができる。

参考文献

- 1) 田島二郎：高力ボルト摩擦接合概論，技報堂，1966.
- 2) ISO : ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures, Material and Design, 1991.
- 3) EC3 : EUROCODE NO.3, Common unified code of practice for steel structure, 1989.
- 4) AASHTO : Standard Specifications for Highway Bridges, fourteenth edition, 1989.
- 5) BSI : BS5400, Part 3. Code of practice for design of steel bridges, 1982.
- 6) SSEA : SIA 161 Steel Structures, 1979.
- 7) DIN : 18800 Teil 1. Stahlbauten, 1988.
- 8) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，Ⅱ鋼橋編，1996. 12.
- 9) 藤本盛久，田中淳夫：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.
- 10) 馬場賢三，平野茂，田島二郎：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.
- 11) 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.
- 12) 脇山広三，金振鐸，多田元英，桑原進，宇野暢芳：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.
- 13) 脇山広三，金振鐸，多田元英：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.
- 14) 森猛：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，No543, pp. 123-137, 1996. 7.
- 15) 長嶋文雄，伊藤文人：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.
- 16) 長嶋文雄，山田稔，長島和男，成田信之：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.
- 17) 長嶋文雄：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.
- 18) 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.
- 19) 亀井義典，池端分也，西村宣男：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.
- 20) 亀井義典，池端分也，西村宣男：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.
- 21) 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.
- 22) 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.
- 23) 秋山寿行：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.

(1999. 2. 23. 受付)

AN ANALYTICAL STUDY ON SLIP STRENGTH OF MULTI HSFG BOLTED JOINTS IN TENSION

Yoshinori KAMEI, Masami MATSUNO and Nobuo NISHIMURA

The reduction of slip strength of the multi HSFG (high-strength friction grip) bolted joints in tension is empirically known. In this study, the elasto-plastic finite displacement analysis for multi HSFG bolted joints is conducted. The analytical parameters of this study are considered the bolt row number, the bolt interval and the ratio of the design slip strength to the design yield strength, respectively. The variation of the slip strength to aforementioned parameters and the mechanism of the slip strength reduction are considered in this study. Furthermore, it does the investigation of extent of joint required to the slip strength reduction and the proposal of the strength reduction coefficient.