

プレートガーダー継手のすべり強度試験 および解析

SLIP-STRENGTH TEST AND ANALYSIS ON THE PLATE GIRDER CONNECTIONS

長嶋文雄^{*}・山田稔^{**}・長島和男^{***}・成田信之^{****}

By Fumio NAGASHIMA, Minoru YAMADA, Kazuo NAGASHIMA and Nobuyuki NARITA

This paper presents frictional resistance characteristics of the plate girder connections. The discussion is concentrated on the effects of combined web connection and flange connections.

Two types of the web connections, three types of the flange connections and six types of the combined connections are loaded in pure bending. The results show that the web connection and flange connection work organically and complementarily to each other. The experimental results are confirmed by computer simulation using finite element - spring model.

1. 序

プレートガーダーのウェブ継手のボルト本数および配置は母材の応力分布に応じて設計することになっている^{1), 2)}。また、ウェブ継手のフランジに近い両縁端部ではボルト締め付け作業スペースを確保するため接合線をフランジからある程度離す必要がある。従って、両縁端部のボルトの応力分担が大きくなるため、この部分のボルト本数が必然的に多くなる。このことに関して、設計規準の解説では「両縁端部のボルト分担力の”一部”をフランジのボルトに受け持たせてもよい(道路橋)」としたり、「”ある程度”、各接合線間の応力分配を考慮することができるので、相隣れる接合線程度は一緒にまとめて計算しても差し支えない(鉄道橋)」として、両縁端部のボルトの本数がその他のボルト本数に対して極端に多くなることに對する緩和処置を提案している。この緩和などにより、最近では”モーメントプレート+シェアプレート”の構成を採らずに、全接合線のボルト本数を揃えて、1枚添接板を使用する設計例が現われている。このような設計は施行性の面からも、また美観上も望ましいものと思われるが、どの程度緩和してもよいのかということについては明らかにされてはいない。ボルト配置を母材の応力分布に對照させなければならないのかといった問題を含めて、この問題を解明するためにはウェブ継手だけでなく、フランジ継手を含めたプレートガーダー継手全体のすべり強度特性について調べる必要がある。

曲げ応力場における高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度試験に関する既往の研究としては、例えば文献

-
- * 工修 東京都立大学助手 工学部土木工学科 (〒158 世田谷区深沢 2-1-1)
 - ** 東日本鉄工(株) 橋梁技術部設計課 (〒338 埼玉県浦和市道場 2-1-1)
 - *** 東日本鉄工(株) 橋梁技術部 部長 (〒338 埼玉県浦和市道場 2-1-1)
 - **** 工博 東京都立大学教授 工学部土木工学科 (〒158 世田谷区深沢 2-1-1)

せん断力はウェブ継手のみが負担すると考えると、ウェブ継手とフランジ継手の組み合わせ効果を調べる場合には純曲げ応力場の問題に限定でき、このことにより問題を明確化できる。

本論文では純曲げ応力場におけるすべり問題に焦点を絞り、プレートガーダー継手のすべり強度特性を実験また疑似立体手法を用いたシミュレーション解析を通して明らかにする試みを行なった。

ウェブ継手とフランジ継手を組み合わせたプレートガーダー継手の基本的なすべり強度特性を調べるために、純曲げ応力場におけるすべり試験を行なった。

供試体③の支点には安全のために”かまぼこ形 ($r = 1000 \text{ mm}$)”のシューを用いているが、支持台⑥との接触部には油を塗布して極力摩擦の影響を取り除くようにしている。

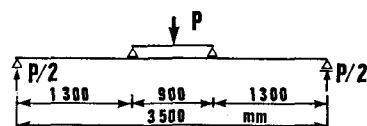


Fig. 1 Schematic of the test apparatus

高力ボルトは載荷能力を考慮して、F10T -M16（設計軸力 10.58

ton, すべりに対する許容力、5.30 ton[摩擦面が 2面の場合]) を用いた。ボルト軸力はトルク法を用いて導入したが、さらに精度を上げるために予め円筒部に歪みゲージを 180° ずらした位置に 2枚貼り付けて較正した、10本のボルトを供試ボルト内に含ませ、歪みゲージによる軸力管理も平行して行なっている。

一般に、プレートガーダーの継手設計は、「フランジ継手とウェブ継手の分担モーメントはそれぞれの曲げ剛性の大きさに比例する」と仮定して行なわれる。これに従えば、設計モーメントを $M=50 \text{ tm}$ ($P = 76.9 \text{ ton}$) とすると、供試桁において F10T-M16 ボルトを用いる場合には、フランジ継手の必要ボルト本数は16本となり、ゲージラインを 4 列とするとボルト列は 4 列となる。また、ウェブ継手の必要列数は、55 mm ピッチの場合、桁上下端から桁中央に向かってそれぞれ、3列、2列、2列、2列となる。

モーメントプレートとシアプレートを用いる場合は、従って、それぞれのボルト列数は 3 列と 2 列となる (Fig. 4(a))。

ウェブ継手においてモーメントプレートとシアプレートで構成されるものを以後 WMS タイプと呼ぶ。すべり試験はこのような WMS タイプの継手の他に、ボルト列数を全て 2 列とし、1 枚添接板を用いた継手 (Fig. 4(b) : WS タイプ) についても行ない、両者のすべり挙動特性の比較を試みる。

また、2 種のウェブ継手に対して、フランジ継手のボルト列数を 2 列、3 列、4 列としたとき (これらをそれぞれ、F 2, F 3, F 4 タイプと呼ぶ) のすべり試験を行ない、ウェブ継手とフランジ継手それぞれのすべり強度の違いが、組み合わせたときの全体のすべり強度に及ぼす影響についても調べる。各試験の継手形状、試験名および各試験間の関係を Fig. 5 に示す。試験はウェブ継手単独、フランジ継手単独そして組み合わせ継手の順に行なった。

継手は摩擦面をブラスト処理したものをを用いた。しかし、同じ供試体およびボルト・座金セットを何度も使って上記のような種々の試験を行なう都合上、予め主すべりを繰返し生じさせ、すべり係数がある程度安定させた後、本試験を行なっている。このため、摩擦面は特に座金外周の内側において劣化が著しく、すべり係数は通常のものより低くなっている。継手試験で得られたすべり係数については後で詳述するが、フランジ継手で 0.22、ウェブ継手で 0.288 ~ 0.414 程度であり、供試体の設計に用い

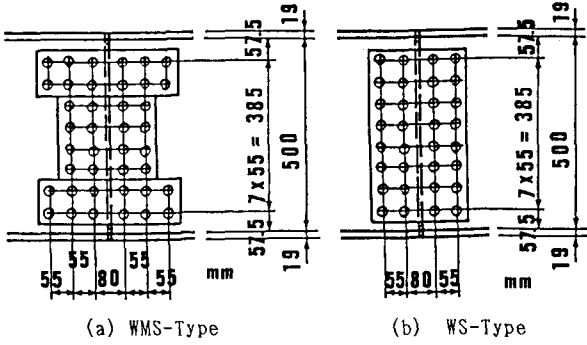


Fig. 4 Bolt arrangement of the web connections

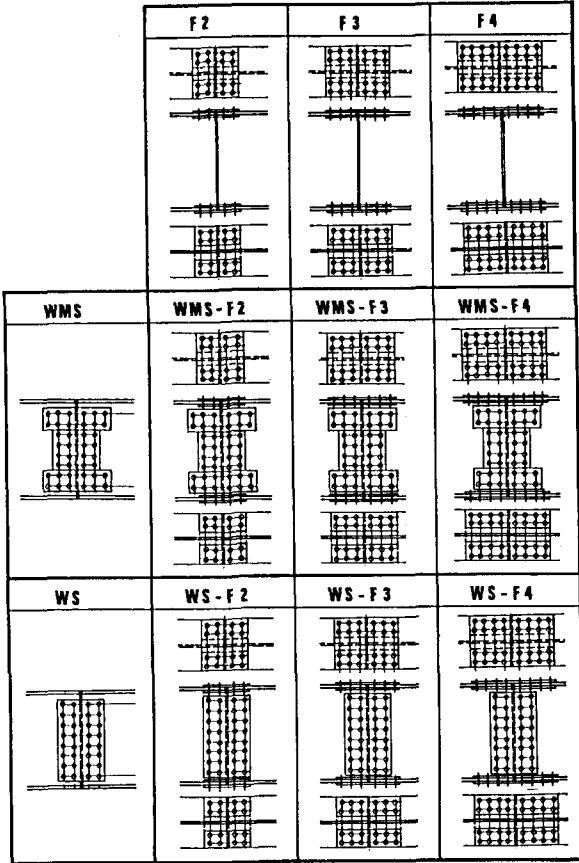


Fig. 5 Lists of bolted specimens (F10T-M16)

たすべり係数0.40に比べてかなり低くなっている。測定項目は支間中央の垂直変位 δ 、継手中央の母材フランジ間の開閉変位 $\Delta d_1, \Delta d_3$ 、母材-添接板間相対変位、ボルト軸力および添接板中央の歪みなどである。

3. プレートガーダー継手のすべり試験結果

Fig. 6 (a), (b)に荷重(P)-フランジ母材間の開閉変位(無載荷時を d_0 としたときの、その後の変位量 Δd_1 [圧縮側], Δd_3 [引張側]; $d_1 = d_0 + \Delta d_1$, $d_3 = d_0 + \Delta d_3$) 関係を示す。ここで (a)はウェブのみ添接した2タイプ (WS, WMS) について示したものであるが、ウェブのみ添接した場合は、荷重-開閉変位関係に明瞭な変化が現われ、これによって主すべり荷重 P_m を読み取ることができる。また (b)はWSタイプ(ウェブのみ添接)、F3タイプ(フランジのみ添接)およびこれらを組み合わせたWSF3タイプについて示したものである。WS, WSF3両タイプのP- Δd

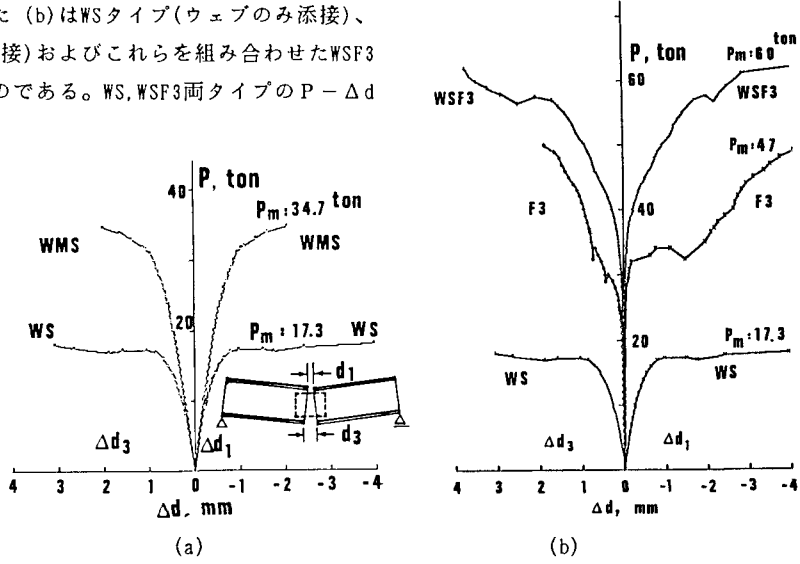


Fig. 6 Load - open and close displacement relationship

曲線が荷重軸に対して

ほぼ対称(開閉変位が圧縮側と引張側においてほぼ同量)となっているのに対して、F3タイプは非対称となっている。フランジの添接箇所は引張側と圧縮側さらに右側と左側の4箇所にあるため、導入ボルト軸力のばらつきや接合後の桁の不整などによって4箇所それぞれのすべり荷重に差

違が生じる。さらに、微小すべり発生後の応力の再配分により上下フランジが交互に微小すべりを繰り返す現象が見られる。例えば、F3タイプでは、 $P = 23$ ton付近で下フランジ側において先に微小すべりが発生し、その後 $P = 27$ ton付近で上フランジ側に微小すべりが生じた。このとき上フランジ側のすべり量は、既に漸増している下フランジのすべり量に追い付こうとする性質があり、従って $P = 32 \sim 33$ ton付近ですべりが急激に増えるようになっている。

Fig. 7にフランジのみ添接した、F2, F3, F4の3タイプの荷重-スパン中央垂直変位(P- δ)関係を示す。ここでF3タイプのP- δ 曲線の $P = 33$ ton付近で極大値があるのは、圧縮側の片側の継手にすべりが生じたために荷重が一時的に抜けたものである。

F2タイプのP- δ 曲線において、 $P = 30$ ton以後曲線が立ち上がっているのは(主すべり発生後)、ボルトが支圧状態に

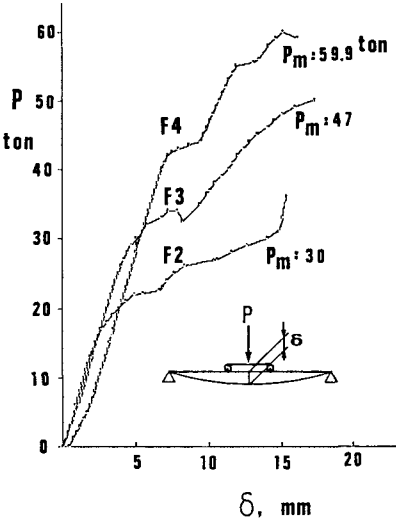


Fig. 7 Load - vertical deflection relationship

なり、継手剛性が高くなったためである。すべり試験によっては、このように微小すべりが漸増し、明確な主すべり現象を示さないまま、連続的に支圧状態に移行するものもあった。

一般にフランジのみを添接した場合の $P-\Delta d$, $P-\delta$ 関係はウェブのみを添接した場合に比べて複雑であり、最大すべり荷重値 P_m のおおよそ 2/3 の荷重段階で片側フランジにやや大きな微小すべりが発生し、桁には徐荷後も残留するような垂直変位が生じる。

桁の垂直変位には弾性変形によるたわみと継手部に生じるすべりによる変位が混在している。これらの変位成分を分離するために、載荷して主すべりを起こさせた後、荷重を全て取り除いた時の残留変位を計測した。

Table 1 に各タイプの最大荷重時変位 (δ_{max} :弾性たわみ + すべりによる垂直変位) および徐荷時に残留した変位 (δ_s :すべりによる垂直変位) を示す。主すべりを起こした後に残留する垂直変位は幾分ばらつきはあるが、その最大値は12mm程度である。これは、Fig. 8 に示すように、桁の半分を剛体と仮定して、角度 θ だけ支点まわりに回転させたときの垂直変位 δ_s でおおよそ近似できる。

$$\delta_s = \ell \sin \theta \approx 2c\ell / h \quad (1)$$

ここで、 c はボルト孔とボルトの間のクリアランスであり、 ℓ , h はそれぞれ桁半分の長さ、桁高である。式(1) の分子に“ $2c$ ”を用いたのは、上下フランジに逆方向に生じるすべりを考慮したためである。

当試験においては、 $c=2$ mm, $\ell=1700$ mm, $h=519$ mm であるから、 $\delta_s = 13.1$ mm となり、試験結果に近いが、幾分大きめの値となっている。この原因として、施行誤差によってボルトとボルト孔の間のクリアランスが所定の値よりも幾分狭くなっていることが考えられる。式(1) で示される主すべり発生後の垂直変位は決して小さいものではなく、従って継手の破壊強度を規準に設計するよりは、主すべり発生時を使用限界とする設計法が合理的であると考えられる。

Fig. 9 に、ウェブとフランジを組み合わせたWS・F4, WMS・F4タイプの、ほぼ 2 ton 刻みの荷重における、ウェブ添接板の応力度分布 [a] と下フランジ添接板の応力度分布 [b] を例示した。上下フランジの母材-添接板間相対変位 (せん断変形 + すべり変位) から判断すると、フランジの端部ボルトに微小すべりが発生するのは WS・F4 タイプでは $P=40$ ton, WMS・F4 タイプでは $P=44$ ton 付近である。各応力増分を詳細に観察すると、WS・F4 タイプにおいては $P=40$ ton, $P=52$ ton 付近、また WMS・F4 タイプにおいては $P=44$ ton, $P=60$ ton 付近を境に応力分布状態に変化が見られる。すなわち、初期の荷重段階ではフランジ継手の方が幾分大目に荷重を受け持ち、それぞれ $P=40, 44$ ton 付近でフランジ端ボルトに微小すべりが発生すると、ウェブ継手に幾分大目に力が流れ、さらにウェブ継手の大部分のボルトにすべりが生じると、ウェブ継手がそれ以上分担できなくなり、その後の増加力はフランジ継手が主に受け持つことになる。このようにウェブ継手とフランジ継手は有機的に、そして相補的に機能することが分かった。

WS・F4 タイプ継手は $P=66$ ton で引張側フランジ継手にすべりが生じており、圧縮側がすべりに達するのは少し後の $P=74$ ton 付近であった。これに対して WMS・F4 タイプは引張側、圧縮側フランジ継手とも殆ど同じ

δ , mm	δ_{max}	δ_s
F2	15.4	11.2
F3	17.3	11.4
F4	16.2	8.7
WS	12.4	8.7
WMS	18.9	11.9
WSF2	13.7	7.7
WSF3	18.5	10.2
WSF4	19.6	10.0
WMSF2	19.0	11.4
WMSF3	19.5	10.1
WMSF4	21.7	10.1

Table 1 Vertical deflection at the center of plate girder

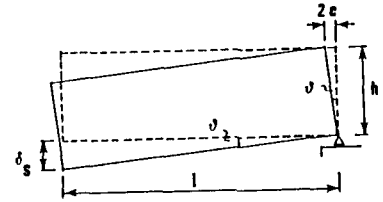


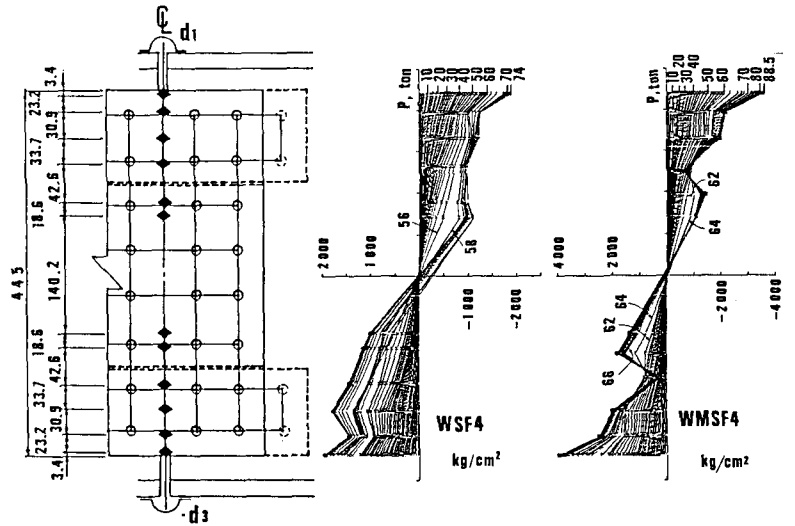
Fig. 8 Vertical deflection (δ_s)

すべり量が同時に生じ、 $P=88.5\text{ ton}$ で主すべりに至っている。WS・F4タイプは引張側フランジ継手が圧縮側に比べて幾分早目にすべりを生じた。この結果はウェブ、フランジの双方を添接した試験体の中では例外的であり、他の継手は殆ど同じ時期に上下フランジにすべりが発生している。このように、ウェブ継手は、フランジのみ添接した継手において上下左右の接合部分がばらばらにすべっていた (Fig. 6 (b)参照) ものを、全ての接合部分が殆ど同時にすべり出すようにまとめる働きを有する。

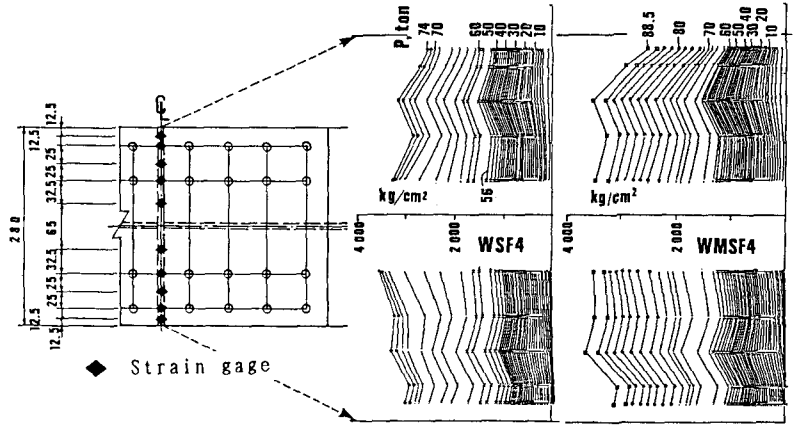
ウェブ継手の微小すべりは両縁端部で先に起こり、次第に中立軸方向に向かって広がり、それぞれ $P=58\text{ ton (WS・F4)}$ 、 $P=66\text{ ton (WMS・F4)}$ 付近でウェブ部の殆どのボルトにすべりが起こっている。以後、ウェブ継手の分担力は殆ど増えず、全体すべり発生直前には一部で除荷現象も見られるようになる。WMS・F4タイプのウェブ継手は、ボルト本数の多いモーメントプレート部の分担が大きく、全体すべり直前の発生応力度も一部で降伏応力度を超える値となっている。また、すべり発生以後、モーメントプレートとシェアプレートの間で応力が不連続となる現象が見られる。これは既報の文献 9) において、ウェブ継手単独のすべり特性についてシミュレーション解析による検討を加えたときに予測したものと全く同じ現象であり、WMSタイプの継手は主すべり付近で添接板間応力の不連続現象が起こり得ることを実験的にも確認することができた。

一方、WSタイプの添接板における応力分布は、当然のことながら、微小すべり発生以前の弾性状態においては母材の応力分布形状と同じ三角形分布を示している。また、弾性状態から主すべりに至るまで応力分布は連続し、主すべり時においても発生応力度は WMSタイプの50%程度である。

これはWMS・F4タイプに対するWS・F4タイプのすべり強度の比が50%程度（この差は両者のすべり係数とボルト配置の違いによるすべり強度の差である）であることに対応している。すなわち、WS・F4タイプに発生する応力度が小さいのはウ



[a] Stress distribution in the web connections



[b] Stress distribution in the flange connections

Fig. 9 Stress distribution on the surface of the splice plates (WS・F4-type, WMS・F4-type)

ウェブ部のすべり強度が違うからであり、ウェブ継手を強くするとそれに応じて力がウェブ継手に流れることになる。

従って、ウェブ継手のすべり強度を必要以上に強くした場合には微小すべり発生後に応力分担の割合が変化することに注意する必要がある。また、添接板の応力分布の連続性という点だけから見れば、WS タイプ（1枚添接板）の方が合理的であると言える。

		F 2	F 3	F 4
		30	47	59.9
WMS	34.7	58 [64.7]	72* [81.7]	88.5 [94.6]
WS	17.3	45 [47.3]	60 [64.3]	74 [77.2]

Table 2 Major slip loads, P_m (Experimental)

Table 2 に全11ケースの主すべり荷重 P_m を示す。太線わく内は2タイプのウェブ（行）と3タイプのフランジ（列）を組み合わせた継手の P_m である。例えば、1行1列はWMS・F2 の P_m を示す。主すべり荷重は、Fig. 6, 7 およびFig. 9に例示した、荷重－開閉変位関係、荷重－支間中央の垂直変位関係および添接板中央部応力度分布の変化などから総合的に読み取った。しかし、前述のように、主すべりの徴候が明確に現われず、連続的に支圧状態に移行する場合や複雑な荷重－変位関係を示す場合があったため、主すべりに達する前に除荷したケースもあった。表中に*印を付けたものはデータ整理後に、まだ主すべりに達していないことが判明したもので、実際の主すべり荷重はもう少し高かったものと思われる。

フランジとウェブを添接したときの主すべり強度はそれぞれ単独に添接したときの主すべり強度を加算した強度（表中に[] で記した値）よりも平均で 6.5%（*印を付けたものを除いた場合）～ 7.4%程度低い値となっている。しかし、組み合わせ継手試験はウェブ継手とフランジ継手それぞれ単独の継手試験の後に同じ試験体を用いて行っており、これによって摩擦係数が多少低くなっている可能性があることを考えれば、組み合わせ継手の主すべり荷重はそれぞれ単独に添接したときの主すべり強度を加算した強度に近い。

ウェブのみ添接したときの WS, WMS両タイプの主すべり荷重の比($P_{m, WMS} / P_{m, WS}$)は、摩擦係数を等しいと仮定したときのボルト群の重心周りの総モーメントの比として計算される理論値1.4よりも大きく、2.0となっているが、これは主に添接板のすべり面の状態によって摩擦係数が違ったためである。

当試験においては、ウェブに1枚添接板を用い、ウェブの曲げモーメントに対する分担率を低くしても、応力伝達に関する問題は特に見当たらなかった。また、プレートガーダー継手のすべり耐力は、ウェブ継手とフランジ継手の相互のすべり耐力の単純な和よりも 7%程度低かったが、両者の和に近いという結果が得られた。

4. プレートガーダーのすべり強度解析およびフランジ継手とウェブ継手の組み合わせ効果

ここで用いた解析モデルはFig. 10 に示すように、2次（8節点）のアイソパラメトリック有限要素で母材と添接板を離散化し、さらに相互をボルト位置において互いに直交する1対のせん断ばね（ k_1, k_2 ）で連結した PIFESM (Parabolic Isoparametric Finite Element- Spring Model) である。

せん断ばねは文献 10)、11) で既に論じたものと同じものを用いた。また、せん断ばねは部材の主応力方向（ボルト部

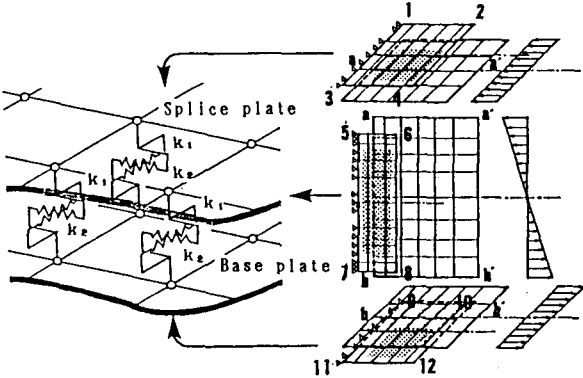


Fig. 10 Quasi 3D model for slip problem of the plate girder connection

の微小すべり方向)に自動的に回転するようにプログラムしてあり¹²⁾、これによって全てのボルトにすべりが発生し、主すべりに至るまでの挙動をシミュレートできるようになっている。

ただし、立体問題を2次元モデルで解析するために次のような疑似立体手法を用いた。すなわち、フランジとウェブの境界 a-a' または b-b' の節点に対して水平方向にのみ連続性を与えることにした。具体的な処理としては、この境界上の節点番号はそれぞれ別々にふり、節点間を水平方向に剛性の高いばねで連結している。また、純曲げモーメントは母材端部に強制変位として与えた。

解析において重要なファクターである摩擦係数 μ はウェブとフランジについて、すべり試験から得られた主すべり荷重を基にして次のように求めた。

まずウェブ単独の場合の主すべりモーメント($M_{ws} = P_{m, ws} \times 1.3 / 2 = 11.25 \text{ tm}$)に対して、Fig. 11 (a) に示すようなボルトの総すべり抵抗モーメント、

$$\sum r_i \cdot \rho \quad (2)$$

を等置する。ここで、 r_i は回転中心(ここでは純曲げ応力場の問題であるからボルト群の重心と等しい)から各ボルト中心までの距離であり、また ρ は2摩擦面の場合のボルト1本のすべり強度であり、次式で表わされる。

$$\rho = 2 \mu' N_0 \quad (3)$$

ここで、 μ' 、 N_0 はそれぞれ、すべり係数、ボルト初期軸力である。

これからWSタイプのすべり係数 $\mu_{ws}' = 0.288$ を求め、実験で得られたボルト軸力変化(Fig. 13 参照)を考慮して、この5%増しの値をウェブの摩擦係数($\mu_{ws} = 0.30$)とした。同様にWMSタイプのすべり係数を求めたところ、 $\mu_{wms}' = 0.414$ となり、WSタイプのすべり係数よりも1.44倍大きな値が得られた。母材が同一であるにもかかわらず、すべり係数に差が現われたのは、主に添接板の摩擦面の状態が両タイプで少し違っていたためと思われる。

他方、フランジについては、フランジ継手のみの場合の3種類($n = 2, 3, 4$ 列)における主すべりモーメント($M_m = P_m \ell' / 2$)に対して、Fig. 11 (b) に示すようなすべり抵抗モーメントを考え、Table 3 に示す手順により摩擦係数 $\mu_f = 0.23$ を得た。ここで、 ℓ' は支点から純曲げモーメント発生点までの距離、 $\ell' = 1.3 \text{ m}$ である。 h' は桁高であり、ここでは上下フランジの板厚の中心間距離、 $h' = 0.519 \text{ m}$ を用いた。また、 $N_0 = 10.58 \text{ ton}$ とした。

数値計算は極力自由度を少なくするために対称性を利用し、Fig. 3に薄墨で示した半断面について、さらに継手中央から半分について行なったが、Fig. 10に示すようなメッシュ分割に対して総節点数は638となり、演算時間は7MIPS程度の汎用機で、50分(25ステップ+21回の収束計算)程度必要とした。

解析により得られた、主応力図をFig. 12に示す。(a)はフランジのみの継手で、ボルト列が4列の場合[F4タイプ]、(b)、(c)はともに継手全体系[WS・F4タイプ]のものであるが、(b)は微小すべり直後、(c)は主すべり発生直前におけるものである。各主応力図の左側が添接板、右側が母材である。図中、黒丸はボルト位置を示し、 $\rightarrow$ と $\leftarrow$ はそれぞれ圧縮応力、引張応力を示す。

フランジのみ接合した場合(F4タイプ)であっても、ウェブの応力がフランジ母材を通して添接板に円滑に流れることが主応力図によって確認できる。ただしこのとき、主応力はウェブの繊維方向に対して傾き

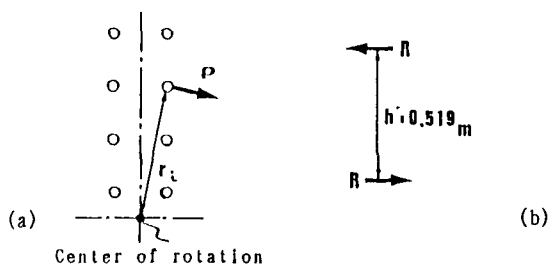
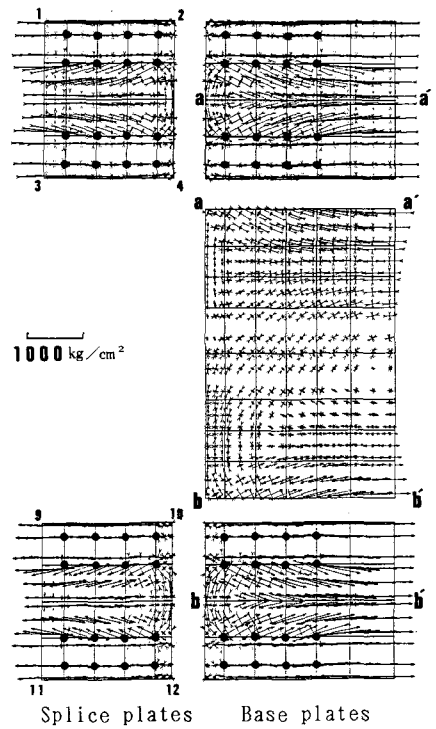


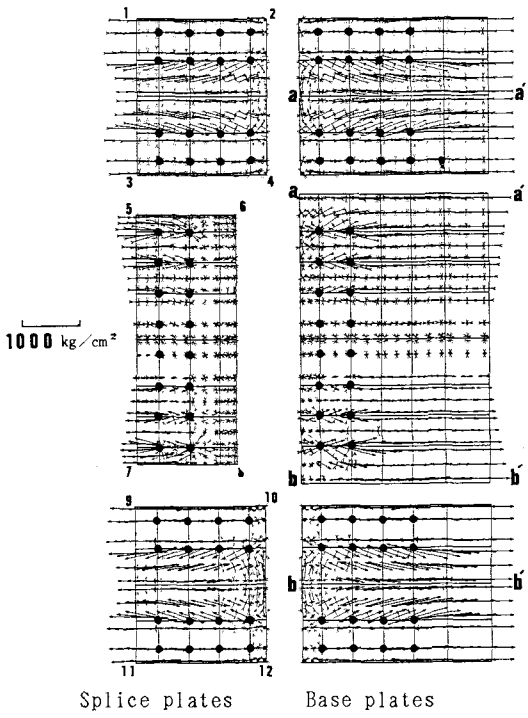
Fig. 11 Slip-resistance moment in the web (a) and in the flange (b)

	F 2 (n=2)	F 3 (n=3)	F 4 (n=4)
Major slip load [P_m , ton]	30.0	47.0	59.9
Major slip moment [$M_m = P_m \ell' / 2$, tm]	19.5	30.6	38.9
Frictional shear resistance [$R = M_m / h'$, ton]	37.6	59.0	75.0
Coefficient of slip [$\mu' = R / (2N_0 \cdot 4n)$]	0.22	0.23	0.22
Coefficient of friction [μ : Estimated]	0.23		

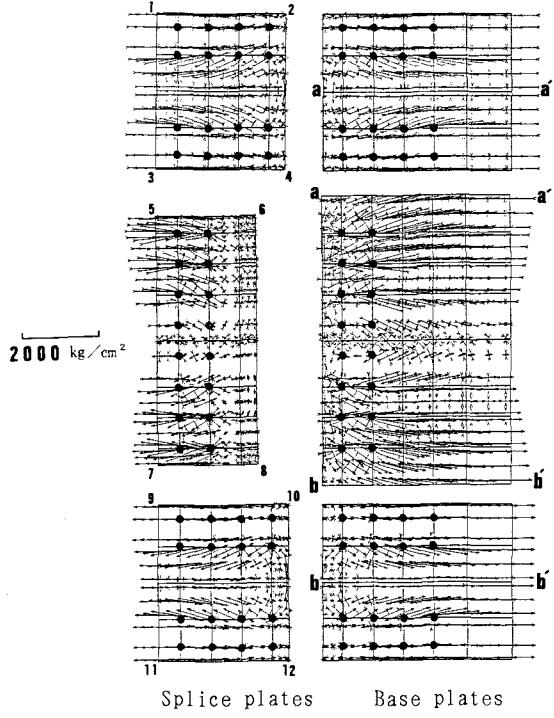
Table 3 Coefficient of friction of the flange connection



(a) F4 (Flange connection; $P=43.7$ ton)



(b) WS·F4 ($P=47.6$ ton)



(c) WS·F4 ($P=78.3$ ton)

Fig. 12 Principal stresses in the plate girder connections (PIFESM)

を持ち、繊維方向直角方向の分力が生じることになる。

WS・F4 タイプの応力図、(b)、(c)は、実験で得られた応力分布図 (Fig. 9) と比較して、分布形状、応力値とも良く合致している。荷重が大きくなると実験値の方が幾分高くなっているが、この主な理由は、実験では桁の変形が大きくなるにしたがって純粋な純曲げ応力場を形成することができなくなったためである。

Fig. 13 は WS・F3 タイプの継手におけるボルト軸力の変化を、導入軸力を 100 % として示したものである。

ここで示したものは図中に黒丸を付けた、上フランジ [a]、ウェブ圧縮側 [b]、ウェブ引張側 [c]、下フランジ [d] の各 1 本、計 4 本のボルトであり、太線が実験結果、細線が解析結果である。圧縮側のボルト軸力 [a]、[b] は非常に複雑な変化をすることが実験結果からわかる。すなわち、

微小すべり発生以前の弾性範囲においてはボアソン比に起因すると思われる軸力の微増が認められるが、その後は漸減し、主すべり発生時に 3 % 程度急減し、導入軸力よりも 2 % 程度減少している。圧縮側ボルトのこのような複雑な変化を解析に取り入れるのは難しく、従って本解析においては、近似的に圧縮側のボルト軸力は一定と仮定して解いている。引張側のボルト軸力 [c]、[d] についてはボアソン比による軸力を考慮しているため、実験結果と解析結果は良く対応している。

Table 4 に、実験と解析による主すべり荷重の比較を示した。両者は良く合致している。解析においてもウェブ継手とフランジ継手を組み合わせたときのすべり強度は、それぞれ単独のすべり強度を単純に加算したものよりも全ケースにおいて低くなるという結果が得られた。しかし、その差は極めて僅か (0.2 % ~ 0.6 %) であり、ほぼウェブ継とフランジ継手単独のすべり強度を加算した値になっている。

解析結果が実験結果と良く合致したことから、摩擦係数の算出方法を含めた本解析法の妥当性が確認され、同時に実験結果の解析的裏付けが可能となった。また本解析法を用いれば、実験では測定することが難しい母材内の応力を含めた、継手全体の応力の流れを把握することができる。ここでは純曲げ応力場の解析を行なったが、一般の複合応力場の問題も梁の効果をウェブに含ませることにすれば同様な手法を用いて解析することができる。

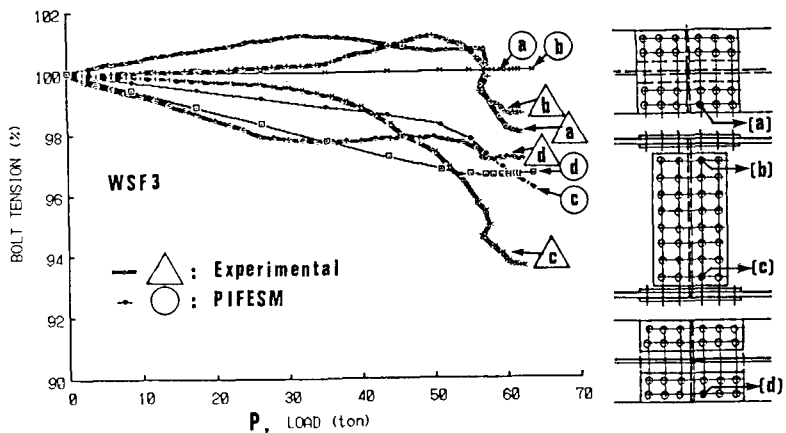


Fig. 13 Bolt tension (%) - load relationship

P _m , ton	Experimental	PIFESM
WS	17.3	17.8
F 2	30	30.7
F 3	47	46.2
F 4	59.9	61.2
WS F 2	45	48.4
WS F 3	60	63.6
WS F 4	74	78.6

Table 4 Comparison of experimental and computed major slip loads

以上の試験結果および解析結果から明らかとなった事柄をまとめると次のようになる。

1. プレートガーダー継手の曲げモーメントに関するすべり強度 M_m は、ウェブ継手とフランジ継手の有機的・相補的な働きが期待できるため、相互のすべり強度を単純に加算したものより僅かに低くなるが、殆どそれに近いと考えてよい。

2. ウェブ継手において、繊維応力に比例するようにボルトを配置した場合には弾性域は広がるので、弾性理論に基づく現在の設計法から見れば一見合理的と思えるが、ウェブ継手のすべり強度は回転中心周りの総すべりモーメント（ボルト群としての強度）で決定されるという性質、また微小すべりを許すことにすれば、強いてボルト配置を繊維応力に比例させる必要はない。ウェブ継手の曲げモーメントに対するすべり強度は、式(2)、(3)およびFig. 11に示すように、回転中心周りの総すべりモーメントで計算される。せん断力も同時に加わる一般的な複合応力場においては同時回転中心を求め、この点周りの総すべりモーメントを計算すればよい。同時回転中心を求めるためには計算機を使った収束演算が必要であり、設計者にとっては幾分扱いにくい点がある。しかし、一般によく使われるピッチやゲージについてあらかじめ計算し、これを図化したり、表にまとめておくことによって従来よりもむしろ設計時間を短縮できる。

3. ウェブ継手は上下フランジ継手が個々にすべり出そうとするのを殆ど同時にすべり出すようにまとめる重要な働きを有する。

4. ウェブ継手の曲げに対するすべり強度を、フランジとの曲げ剛性の比(I_w / I_f)以上に強くした場合は、微小すべり発生以後応力分担の割合が変化し、それだけウェブ添接板に多くの応力が伝達されることになる。この場合、特にモーメントプレートのフランジよりの端部に応力が集中する。従って、ウェブ継手の曲げに対するすべり強度は全すべり強度に対する比を $I_w / (I_w + I_f)$ 程度か、あるいはそれ以下として、不足分はフランジ継手に預けるような設計をした方がむしろよいといえる。

すなわち、現行の設計規準では曲げ応力に比例して多くなる縁端部のボルト列数を減らして、全ての水平方向接合線におけるボルト列数を揃えて1枚添接板を用いてもフランジ継手とウェブ継手各々のすべり強度の和が必要すべり強度以上であれば良い。

5. このとき、試験と解析の両方で確認された、組み合わせ効果（組み合わせたときの主すべり荷重はウェブ継手とフランジ継手のすべり荷重の単純な和よりも試験においては7%程度、解析においては1%弱減少する）を考慮すべきかもしれない。しかし、当試験においては同じ供試体を何回も使用したので、後半に試験した組み合わせ継手の摩擦係数が幾分低下している可能性があり、このことから推定すれば、組み合わせ継手のすべり強度は試験で得られたような、7%程には減少しないように思われる。また、この程度の減少はフランジ継手の設計時における必要ボルト本数と、それよりも多く配置される実際のボルト本数の差に吸収され则认为、特別に安全率を設けて設計を複雑にすることを避けるのも一案である。しかし、この点に関しては、もう少し実験データの蓄積が必要である。

6. 上記の4.のような設計法の限界を強いて挙げれば、ウェブ部で不足した応力がフランジ継手に流れる時、ウェブの上下端部に発生する繊維応力に直交する圧縮または引張分力が存在するが、これとせん断力との合力によってウェブに局部的な座屈あるいは破断を起こす場合である。しかし、ウェブには、せん断力に対する継手が設けられ、さらにボルト配置に関する種々の規定によって、相当数のボルトが締められるので、上記のような限界に達することはないと思われる。

5. 結語

プレートガーダー継手の高力ボルト摩擦接合継手すべり強度特性を、実験、解析の両方面から明らかにした。継手試験は、ウェブ継手において2種類（WS、WMSタイプ）、フランジ継手において3種類（ボルト列を2、3、4列に変化したもの）およびこれらを組み合わせた合計11種類の継手について行ない、プレートガーダー継手のすべり強度に関する種々の特性を解明した。また、シミュレーション解析により実験結果を確認した。ここで用いたすべり強度解析モデルは本来2次元のすべり問題を扱うものであるが、境界条件を適当に与えれば、疑似立体解析が可能であり、プレートガーダー継手のすべり強度試験結果とよく合致する結果が得られることを示した。

プレートガーダーの継手特性を、ウェブ継手、フランジ継手および両者を組み合わせた継手全体のそれぞれについて検討した結果は第4章の後尾に箇条書きしてまとめた。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説（鋼橋編）、昭和55年 2月。
- 2) 土木学会：国鉄建造物設計標準解説（鋼鉄道橋・鋼とコンクリートとの合成鉄道橋）、昭和58年 5月。
- 3) 北後・藤本・橋本・平野：高張力ボルト摩擦接合梁継手の繰返し荷重試験（その1、F11Tボルト摩擦接合実験）、日本建築学会論文報告集、第103号、昭和39年10月。
- 4) 北後・藤本・橋本・平野：高張力ボルト摩擦接合梁継手の繰返し荷重試験（その2、梁継手の実験）、日本建築学会論文報告集、第103号、昭和39年10月。
- 5) 北後・橋本：高力ボルト摩擦接合ならびに同接合法による梁継手の弾塑性性状とその安全性に関する研究（2）－梁継手の繰返し荷重試験（続）－、日本建築学会論文報告集、第103号、昭和39年10月。
- 6) 内田：プレートガーダー腹板摩擦接合添接部の力学的特性、土木学会第36回年次講概集（I-100）、昭和56年10月。
- 7) 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的特性、土木学会第37回年次講概集（I-98）、昭和57年10月。
- 8) 日高・高木・寺田：プレートガーダー腹板の高力ボルト継手試験、日本国有鉄道構造物設計資料、No. 72, 1982-12。
- 9) 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. 35 A, 1989年 3月。
- 10) 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、第350号／I-2, 1984年 10月。
- 11) Nagashima, F.: Analytical Study on Shape Effect of Friction-Type Bolted Joints, Structural Eng. /Earthquake Eng. Vol. 3. No. 2, 395s-405s. October 1986, Japan Society of Civil Engineers (Proc. of JSCE No. 374 / I-6)。
- 12) 山田・長嶋：任意方向の微小すべりを考慮した摩擦接合継手のすべり強度解析、土木学会第44回年次学術講演会、I-214, 1989年。

（1990年10月12日受付）