

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

SLIP-STRENGTH ANALYSIS OF THE BOLTED FRICTION JOINTS UNDER IN-PLANE PURE BENDING MOMENT

長嶋 文雄* 野木 伊佐男**

By Fumio NAGASHIMA and Isao NOGI

Computer simulation method for slipping problem of the bolted friction joints under in-plane pure bending moment is developed.

Modeling is made with parabolic isoparametric finite elements (8 nodes per element) for the joint plate, and the nonlinear shear-spring of the hysteresis-type arranged parallel to the loading direction and transvers to it. The initial shear-spring constant is determined by setting the total shear strain energy in the spring equally to the one in the plates.

The slip strength behavior is obtained from the bending moment-curvature relationships. According to the fact that there is good agreement between the computed slip strength and experimental one, shape effect on the slip strength of the web joints is analytically examined.

1. 序

プレートガーダー腹板の高力ボルト摩擦接合継手の設計は、昭和55年の道路橋示方書の改訂および昭和58年の国鉄建造物設計標準の改訂に伴い、母材の繊維応力分布に応じて定める、高力ボルト継手として幾分合理的と思われる方法がとられるようになった。しかし、曲げモーメントはフランジ継手で負担させ、またせん断力はウェブ継手で負担させれば良いとする考え方や摩擦接合継手の設計は一般のものに比べて非常に安全性が高いとする意見もある。これらの問題はフランジ継手とウェブ継手の相互作用の問題やボルトの微小すべりの問題さらには継手疲労の問題等を総合的に考察した上で解決されなければならない。

この種の実験的研究は建築における梁の継手を扱ったもの⁴⁾やプレートガーダー継手を扱ったもの等数多く報告されている〔例えば、2)~3)〕が、数値解析例は殆ど見受けられない。この理由は、継手の摩擦面上に不連続に発生するすべりの取り扱いが面倒であること、またボルト位置付近における複雑な境界条件の定式化が困難であるためと思われる。筆者等は先に、引張応力場における摩擦接合継手のすべり挙動解析手法を開発している^{4)、5)}が、これを引張応力と圧縮応力が混在している場合にも適用できるように発展させ、上記のような問題を解析的に明らかにすることを目的とし、その基礎的な資料を得るために、面内純曲げ応力場における摩擦接合継手のすべり問題を検討した。

* 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)

** (株)青木建設 (〒150 渋谷区渋谷 2 - 17 - 3)

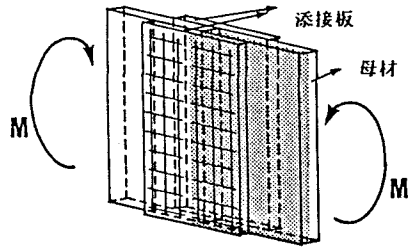
2. 解析モデルと解析手法

ここで扱う継手は理想化されたものであり、図-1 (a)に示すようにプレートガーダーの腹板継手を取り出して考え、純粹に板の面内曲げ応力場を扱うことにする。このような理想化によってフランジとの連成効果のない、基礎的な問題の検討を狙いとしている。

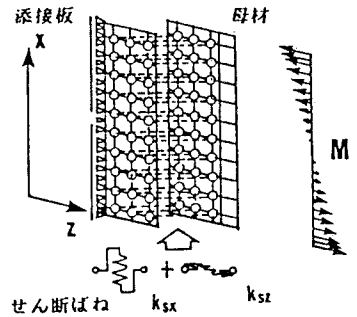
継手の離散化手法は基本的には文献 5) と同じである。対称条件により薄墨で示された全体の 1/4部分を取り出し、図-1 (b)に示すように、継手片は有限要素でモデル化する。

ボルトの締付け効果はせん断ばねで表現することにし、これを x 、 z 両軸に平行に取り付ける。ただし、作用力が曲げモーメントであることにより、以下に示すような計算精度に関する検討と、圧縮力が作用した時のボルト軸力変化に関する処理方法等についていくつかの変更が必要である。

継手片の離散化 形状関数に双 1 次形を用いた一般の長方形有限要素では、計 8 個の変形モードの中に曲げ変形モードが無いため、要素メッシュをかなり細かくする必要がある。これに対しては、非適合要素や高次要素を使用することが考えられている。非適合要素は数種類考案されているが^{6), 7)}、長方形双 1 次要素と梁理論の歪みエネルギーの比をできるだけ 1 [実際には、 $1/(1-\nu)$ 、ここで ν はポアソン比]



(a)



(b)

図-1 純曲げ応力場の離散化方法

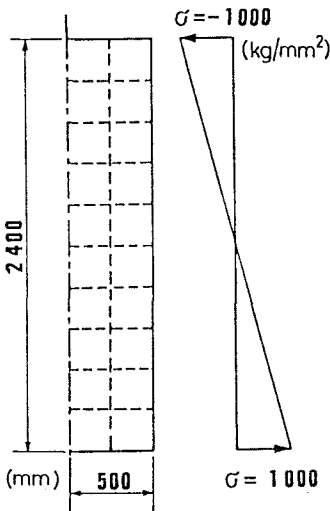


図-2 解析精度確認のための
供試体モデル (板厚13mm)

-878	-875
-700	-707
-512	-508
-315	-317
-107	-113
107	113
315	317
512	508
700	707
878	875

長方形双 1 次要素

-1147	-1143
-916	-925
-663	-654
-413	-415
-144	-154
145	153
412	416
663	654
917	925
1146	1144

長方形非適合要素

51075	-51085	-51055
-722	-734	-711
-641	-658	-640
5172	-5185	-602
-362	-369	-380
-258	-256	-264
-177	-188	-198
0	0	0
177	188	198
0	0	0
258	256	264
362	269	380
5172	5185	602
641	658	640
722	734	711
1075	1085	1055

P I F E

図-3 面内曲げ問題解析結果

に近づけるように工夫したものが良く使われている。

一方、高次要素としては8節点アイソパラメトリック要素（Parabolic Isoparametric Finite Element：PIFE）^{8)・9)}が一般に良く使われている。これら3種類の有限要素を用いて、図-2に示すような面内の純曲げを受ける板の解析を試みた。図-3にはメッシュ分割方法と計算結果（変形および応力度）を示した。

非適合要素は長方形双1次要素に比べて曲げに敏感であり、その内部応力は幾分大きめの値となっている。

PIFEによる結果は他の長方形要素の中間的なものとなっている。応力値もほぼ理論値に近い結果が得られており、しかも他の要素に比べて、中央節点を省くことができるため計算自由度を低くできる利点がある。以上の検討結果より、継手の離散化にPIFEを用いれば良好な結果が得られるものと判断される。

せん断ばね特性 摩擦接合継手の母材と添接板間には板厚方向のせん断力および摩擦力が生じており、また、それぞれに対応するせん断変形およびすべり変位がある。これらを総合してばね力（ S ：上記の2種類の力を一般化して、母材-添接板間のせん断力と呼ぶことにする）とばね変位（ β ：対称面より片側の母材と添接板の中央面の層間のずれ変位）に置換する。このときの初期ばね定数は継手片の有効せん断領域を仮定し、ここで生じる歪みエネルギーと、せん断ばねの歪みエネルギーが等しくなるように決められる⁴⁾。

このせん断歪みエネルギーは、筆者のこれまでの経験⁴⁾・⁵⁾によれば、おおよそ座金外径を一辺とする正方形を板厚方向に切り取るときにできる立体に純せん断力を加えたときの歪みエネルギーに置き換えて考えても差し支えないような結果が得られている。

せん断力 S_{ij} （ i はボルト番号； $j=x, z$ ）は次式で示されるすべり限界せん断力 S^*_{ij} に達した場合は S^*_{ij} の値に留まるようにした。

$$S^*_{ij} = \mu N \quad \dots\dots (1)$$

ここで、 μ は摩擦係数、 N はボルト軸力である。従って、母材と添接板間の相対変位（ β ）に対するせん断力（ S ）の関係は継手片に引張応力が生じている時の相対変位を正の方向にとると、図-4に示すようなものとなる。

引張力が継手に加わるとポアソン比によって部材が痩せることになり、逆に圧縮力が加わると部材が太ることになる。これに伴ってボルト軸力は導入軸力 N_{in} よりも減少または増加することになる。

初期ボルト軸力は、ときには降伏荷重 N_y 近くまで導入されることがあるので、図-5に示すようなバイリニア型の特性を与えることにした。ここで、 Δt は板厚の変化量である。

ボルトの降伏荷重 N_y 、最大荷重 N_{max} およびそれらに対する伸び量 Δt_y 、 Δt_{max} は文献10)に詳しく報告されている。ただし、これらは単純引張試験によるデータである。施工時には引張と伴にねじり力が作用することになるが、田島¹²⁾はこの点についてR. J. ChristopherとJ. W. Fisherの実験報告等を参照して考察している。これを参考にとすると、ねじりが引張と同時に加わった場合の降伏以後のボルト軸力と伸びの関係係数は、単純引張時の曲線を1割程度低くなるように平行移動させた曲線で近似できそうである。一方、

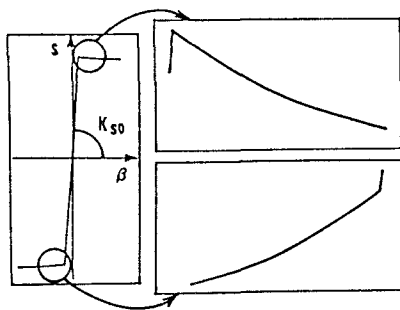


図-4 せん断ばね特性モデル

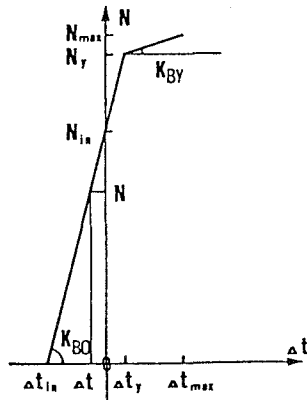


図-5 高力ボルトの引張特性

ボルトの引張試験データ¹⁰⁾によれば示方書に定められた強度よりも1割程度高いので相殺されるものとする、例えばF10Tボルトの場合の降伏応力は $\sigma_{By}=90 \text{ kg/mm}^2$ 、また最大応力は $\sigma_{Bmax}=100 \text{ kg/mm}^2$ と考えても良いように思われる。

初期ボルト剛性 K_{B0} は文献10)、11)の実験データをまとめ、この中からボルト円筒部長さ l_B に対するボルト径 d の比(d/l_B)が1.0を越えるような短いボルトを除いて直線回帰して求めた(図-6中の実線。また、破線は全データを用いたときの回帰直線である。)が、これは式(2)のように示される。

$$K_{B0} = (A_G E_G / l_G) \cdot \{ 0.93 - 0.50 (d / l_B) \} \quad \dots\dots (2)$$

ここで、 A_G, E_G, l_G はそれぞれボルト円筒部断面積、弾性係数(21 ton/mm^2)およびグリッパ長さである。

降伏後のボルト剛性 K_{By} は遊びねじ部の山数 n とボルト径をパラメータとして表わすことができるようである¹⁰⁾が、 n に対する変化は僅かであることから、各ボルト径に対して一定とし、表-1に示す値を用いることにした。

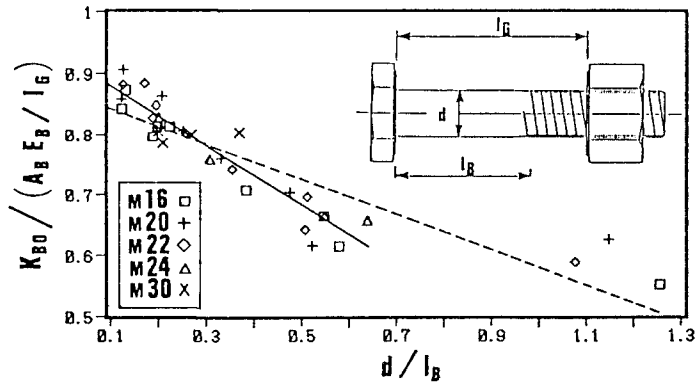


図-6 高力ボルトの等価伸び剛性

解析手法 解析モデルは微小すべりが発生した後は非線形系となる。これは直接繰返し法で解くことができる。

主すべり近傍では非線形性が特に強くなるため、解が安定した状態で求められるように、強制変位による計算手法を用いた。

	$K_{By} \text{ (t/mm)}$
M20	3.0
M22	4.0
M24	4.5
M30	7.0

表-1 高力ボルト降伏後の剛性

3. 純曲げ試験結果との比較

解析モデルの精度を調べるために、文献3)の純曲げ試験結果との比較を行なった。図-7に試験体略図を示す。試験体は単純支持されたプレートガーダーであり、その中央継手部の一部はフランジがはずされている。試験はそのウェブのみの継手部分に対して、繊維応力分布にすべり抵抗力を比例させるようにボルトを不規則配列した(a)供試体と、繊維応力分布にとらわれず、規則配列した(b)供試体の2体で行なわれている。

母材及び添接板の材料はSS41であり、高力ボルトはF9T、W7/8が用いられている。

数値解析は表-2に示すような諸係数を用いて行なった。ここで、 ϕ および ψ は初期せん断ばね定数を定めるために必要な補正係数⁴⁾である。またこの中で継手のすべり強度に大きな影響を及ぼすのは摩

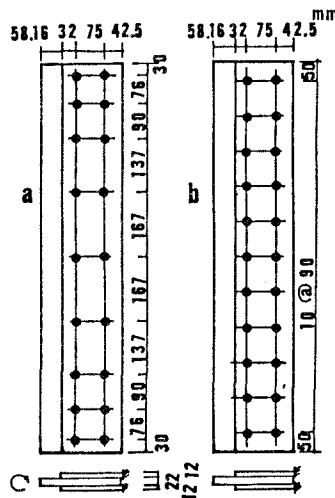


図-7 継手試験体概略図

摩擦係数 μ と初期ボルト軸力 N_{in} であるが、実験ではこれらの量を直接測定しておらず、したがって予備試験の結果を参考にした。すなわち、摩擦係数は通常すべり係数よりも数パーセント高い値となることから、予備試験（ボルト列2列の引張試験）によって得られたすべり係数(0.617, 0.635)のうち大きい方の値を用いた。また初期ボルト軸力は、実験で設計ボルト軸力の約80%の 14 ton を導入しており、この値をそのまま用いることにした。

図-8は(a)タイプ継手の要素分割方法とモーメント $M=34.7\text{ tm}$ が作用したときのガウスポイントにおける主応力を示したものである。

ここで主応力の矢印はそれぞれ $\leftarrow\rightarrow$ が引張応力、 $\rightarrow\leftarrow$ が圧縮応力を示している。

ここに示した応力分布形態は実験結果と良く合致した。

図-9にすべり強度解析で得られたモーメント(M)-曲率(θ : degree 単位)関係と各ボルトの微小すべり発生時期を示した。ただし、図中の数字は右図に示すボルト番号である。

(a)、(b) 両タイプの継手ともウェブの上下縁のボルトのすべり量がボルト孔のクリアランスの 1/2以上となった所で計算を打ち切っている。

高 力 ボ ル ト	$N_{in} = 14.0\text{ ton}$
	$l_G = 46.0\text{ mm}$
	$l_B = 41.0\text{ mm}$
	$n = 2$
	$\sigma_y = 0.090\text{ t/mm}^2$
継 手 片	$E = 21\text{ t/mm}^2$
	$\nu = 0.3$
	$\mu = 0.635$
	$\phi = 0.40$
	$\psi = 1.30$

表-2 すべり強度解析に用いた諸係数表

1000kg/cm²

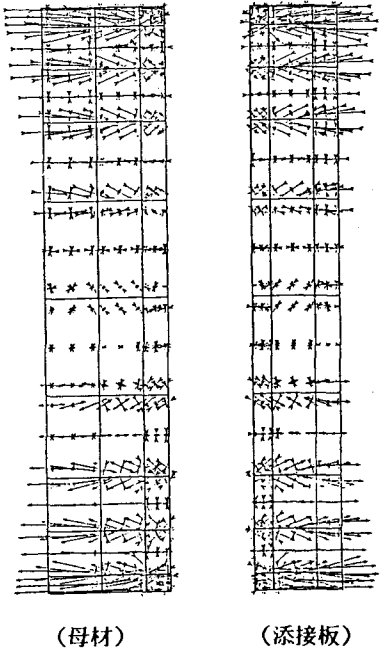


図-8 要素分割例と内部応力分布図(不規則配置継手(a); $M=34.7\text{ tm}$)

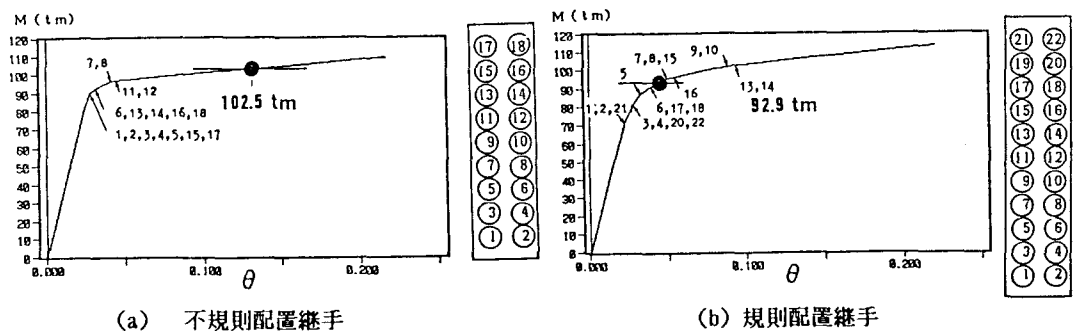
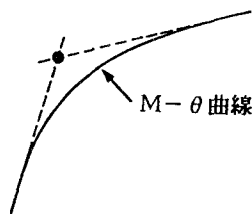


図-9 純曲げ試験結果との比較(M- θ 曲線)

繊維応力分布に比例したボルト配置の(a)タイプは殆どのボルトがほぼ同じ荷重段階で微小すべりを起こしていることが分かる。このためM- θ 曲線はバイリニア型に近いものとなっている。一方、規則配置された(b)タイプ継手は荷重段階の広い範囲に渡って微小すべりが起こっており、微小すべりと応力の再分配が次々に生じていることが分かる。

純曲げ試験では、主すべり発生時点の荷重値はそれぞれ $P = 82.0 \text{ ton}$ (aタイプ)、 $P = 74.3 \text{ ton}$ (bタイプ)と報告されている。これを接合位置の曲げモーメントに換算すると、それぞれ $M = 102.5 \text{ tm}$ (a)、 $M = 92.9 \text{ tm}$ (b)となる〔図中黒丸印で示した〕。

解析結果の $M-\theta$ 曲線は折れ曲がった後も、モーメントが漸増している。そこで図-10に示すように、弾性変形状態における曲線の接線と、殆どのボルトに微小すべりが発生した後の曲線の接線との交点を実用上のすべり強度と見做すことにするならば、aタイプでは実験値がやや大きく、またbタイプでは実験値がやや小さいが、解析結果と実験結果は非常に良く合致していると思われる。



純曲げモーメント作用下でのすべり強度は、引張応力域と圧縮応力域が存在するため、初期ボルト軸力そのままの値に摩擦係数とせん断面の数を乗じたすべり抵抗力に中立軸からの距離を乗じて計算される全抵抗モーメントに近い値となっている。

図-10 $M-\theta$ 曲線によるすべり強度の推定方法

演算打ち切り時の最終的なすべり強度が実験値よりも幾分高いのは、すべり現象を静的に解析しているためと、微小すべりの方向が水平(z軸)方向と多少角度を持つものに対して、本解析ではせん断ばねを座標軸方向に固定しているためであると思われる。曲げモーメントとせん断力が複合して作用する場合には、すべりの方向は座標軸に対して相当傾くことが予想されるので、ばねの軸とすべりの方向を一致させる工夫が必要になると思われる。

図-11に規則配置 (bタイプ)継手の載荷側ボルト位置におけるせん断力分布を示した。横軸はボルト番号である。

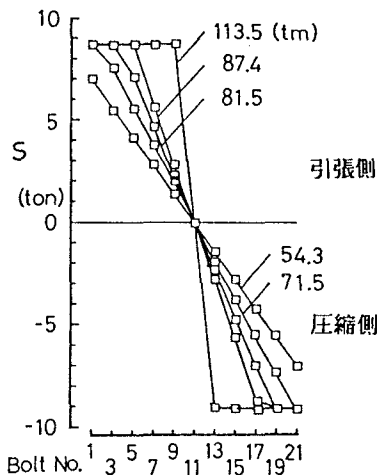


図-11 載荷側ボルトのせん断力分布

初期導入軸力を 14.0 ton 、摩擦係数を 0.635 としたので無載荷時のすべり限界せん断力 S_0^* は約 8.9 ton である。圧縮側、引張側のすべり限界はそれぞれ S_0^* よりも、荷重の大きさに応じて、数パーセント増減している。ウェブの上下縁ボルトから順にすべり限界に達し、いわば弾塑性的な挙動を示していることが分かる。また、微小すべりは圧縮側よりも引張側の方でやや早い時期に生じている。

図-12はaタイプの継手に対して、摩擦係数がすべり強度特性に及ぼす影響を解析により調べたものである。微小すべり発生以前の $M-\theta$ 曲線の傾きは当然のことながら、摩擦係数に影響されない。また、すべり強度は摩擦係数とほぼ線形関係にあることが分かる。

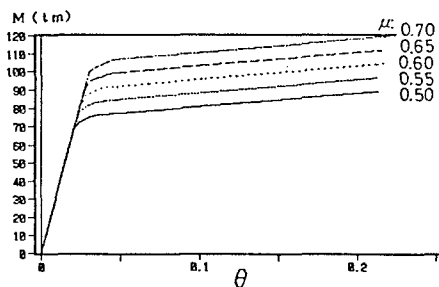


図-12 摩擦係数をパラメータとしたときの $M-\theta$ 曲線 (aタイプ)

本解析手法によって圧縮側のすべりも扱えることが判明したのでこれを吊橋主塔継手におけるメタルタッチの問題等に応用する事ができるように思われる。

4. 数値解析例と考察

本解析手法を用いてプレートガーダー腹板継手のすべり強度に関する簡単な数値実験を試みた。供試体を設計するに際して、ボルト行が6行で、しかもボルト列数が繊維応力分布に比例するような配置をした継手を基本とすることにし、これに対してボルト配置や添接板枚数を変えたときの影響を調べることにした。

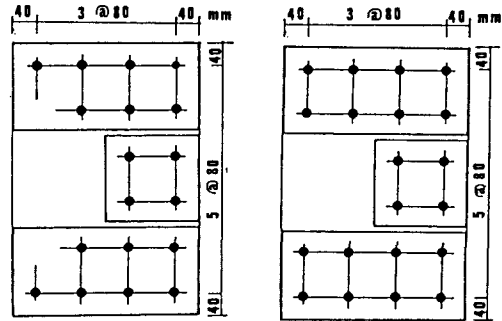
また、設計曲げモーメントは20 t_m、高力ボルトはF10T-M22とした。

数値実験供試体の寸法図を図-13に示す。供試体は4種類であり、

- 1) ボルト配置を繊維応力に比例するように定めた c432 (片側添接板枚数 3枚) ... 基本形、
- 2) モーメントプレートのボルト列数を同数とした c442 (同、3枚)、
- 3) ボルト列数を全て同数としたc333(同、1枚)、及び、
- 4) そのときの片側添接板枚数が3枚の場合のd333とした。また、母材の寸法は全て同一とした。

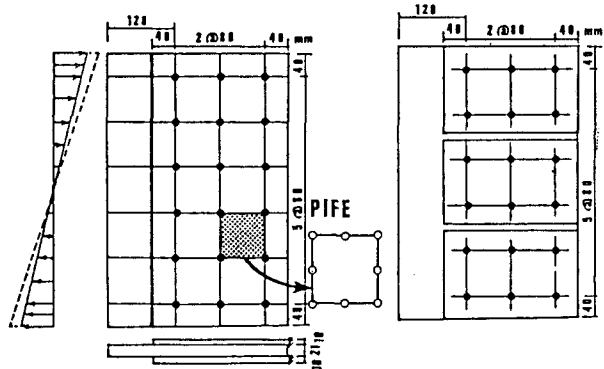
図-14にM- θ 曲線および各ボルトの微小すべり発生順序とすべり荷重位置を示す。また、図-15に4タイプのM- θ 曲線の比較を示す。d333は主すべりに達する前にボルトが支圧状態となる恐れのあるようなすべり量となったので計算をそこで打ち切ったが、その他は主すべりが生じている。

c432とc333は総ボルト本数が同じであるが、繊維応力分布に比例した配置としたc432の方がすべり強度がやや高く、3章で論じたようにバイリニア型のM- θ 曲線となっている。



c 4 3 2

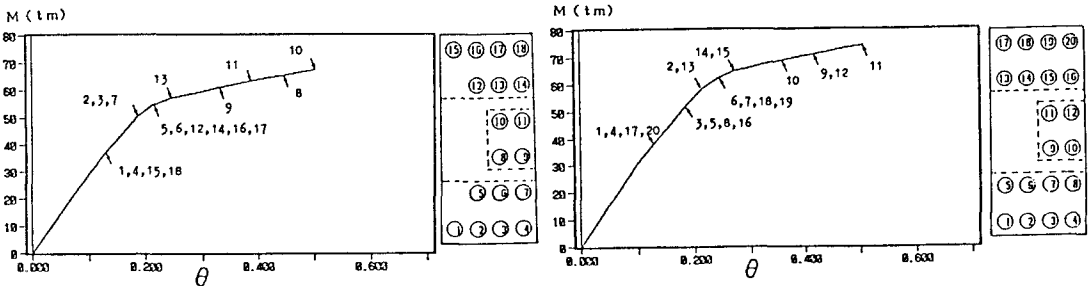
c 4 4 2



c 3 3 3

d 3 3 3

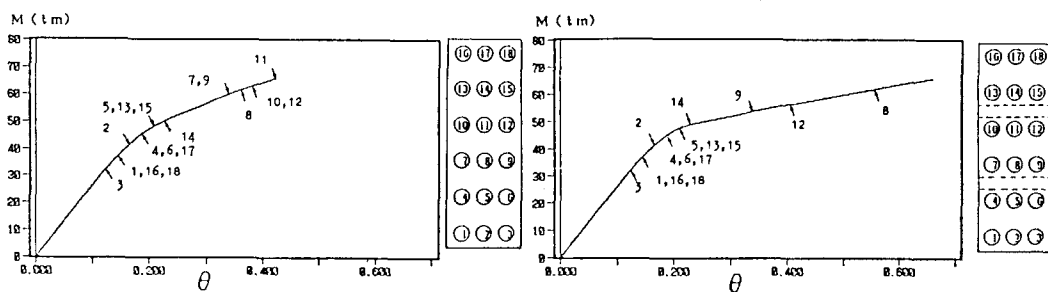
図-13 数値実験供試体寸法図



(a) c 4 3 2

(b) c 4 4 2

図-14 数値実験結果 (M- θ 曲線と微小すべり発生荷重)



(c) c333

(d) d333

図-14 数値実験結果 (M-θ 曲線と微小すべり発生荷重)

ただし、両者ともに設計荷重20tmにおいては微小すべりも発生せず、弾性変形状態である。

添接板枚数を1枚としたc333は添接板を3枚とした他の3タイプに対して、M-θ 曲線が折れた後の傾きが異なっている (図-15参照)。すなわち、c333は図-14 (c)に示されるように、引張側および圧縮側それぞれ2行のボルトが微小すべりを起こして折れ曲がりが生じているが、その後もモーメントに対する抵抗力が残存していることを示している。従って、c333の場合のすべり強度は、図-10に示したように、単純に、M-θ 曲線の接線の交点と見做すことは

できない。この点については継手

試験による確認が必要である。
c333とd333は総ボルト本数およびその配置は同じであるが、片側添接板枚数だけが異なっており、添接板枚数の影響のみを検討することができる。添接板枚数を3枚としたd333は上下添接板のボルトが殆ど全て微小すべりを発生したところで急激にすべり強度が変化しており、繊維応力分布に比例したボルト配置ではないにも拘らず、バイリニア型のM-θ 曲線となっている。

d333の15番ボルトはM-θ 曲線の折れ曲がったところで一時的に徐荷状態となったが、ここで継手内部の応力の変動があったことを

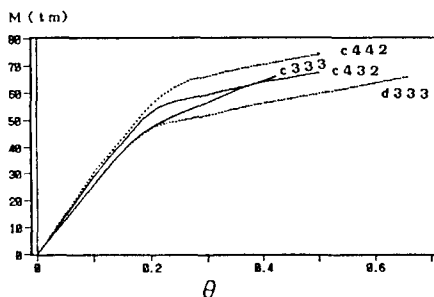
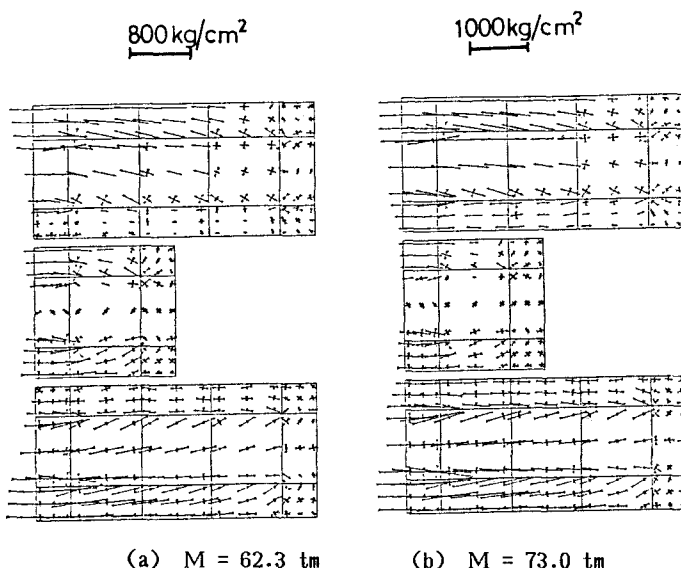


図-15 数値実験結果 (4タイプの比較)



(a) $M = 62.3 \text{ tm}$

(b) $M = 73.0 \text{ tm}$

図-16 C442供試体添接板の主応力分布の比較

示している。このような応力変動の傾向は、添接板枚数を3枚とした他の供試体に共通して現われている。

図-16はC442供試体添接板の、(a) $M=62.3 \text{ tm}$ と(b) $M=73.0 \text{ tm}$ の各荷重段階における主応力分布図の比較を示したものである。両荷重の間にモーメントプレートがすべりを起こしているが、このために添接板の中央部(対称軸付近)の応力が、変動しているのが認められる。添接板枚数の影響は、従って、非線形性が強くなってからその影響が現われることがわかる。

6. 結語

純曲げモーメント作用下の高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度特性解析を行ない、文献3)に示された、プレートガーダー腹板継手のすべり強度試験結果と比較検討した。また、継手形状の異なる数種類の供試体のすべり強度について数値実験を行なったところ、以下に示すことが明かとなった。

- 1) 本論文で提示した解析手法は、ボルト位置付近の複雑な境界条件に対して、これを連続板として扱った簡略モデルを用いたものであるにもかかわらず、実験結果に良く合致する解析値が得られる。
- 2) 継手板を8節点アイソパラメトリック有限要素でモデル化したが、当要素は面内曲げ問題に対しての精度も長方形双1次要素に比べて良く、計算自由度の低減を計ることができる。
- 3) せん断ばねは繊維方向および直角方向に取り付けたが、純曲げ応力場の問題においてもすべり方向に若干の傾きが生じるため、主すべり状態に近くなると誤差が現われる可能性があり、すべり強度が幾分高めに出来ているように思われる。複合応力が作用する場合は、この傾きが大きくなるので、せん断ばねの方向をすべりの方向に合わせることが必要である。
- 4) 継手のすべり抵抗力を繊維応力分布に比例するようにした継手のモーメントー曲率($M-\theta$)関係は、全てのボルトが同じ時期にすべり出すことになり、バイリニア型に近い曲線となる。これに対して繊維応力分布に比例しないようなすべり抵抗を持つ継手は応力負担の大きいボルトから徐々に微小すべりを生じて主すべりに至ることになるので、 $M-\theta$ 関係はゆるやかに折れ曲がった形状となる。しかし、いずれにしても設計荷重付近では殆ど差がなく、数値実験ではすべり強度も殆ど変わらない結果が得られた。
- 5) 添接板をモーメントプレート、シェアプレートなどのように分割して用いた場合は主すべり発生付近で応力の流れが不連続になる場合がある。しかし、設計荷重付近では添接板を一枚板とした場合と殆ど変わらない。

[参考文献]

- 1) 鋼材倶楽部・日本鋼構造協会接合小委員会編：鋼構造接合資料集成ーリベット接合・高力ボルト接合、昭和52年、技報堂。
- 2) 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回年次講演概要集（1 - 98）、昭和57年10月。
- 3) 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。
- 4) 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、第 350号 / 1 - 2、1984年10月。
- 5) F. NAGASHIMA: ANALYTICAL STUDY ON SHAPE EFFECT OF FRICTION-TYPE BOLTED JOINTS. Proc. OF JSCE No. 374 / 1-6, Oct. 1986.
- 6) 武田：有限要素と補間関数、有限要素法入門講習会テキスト、1978年、日本鋼構造協会。
- 7) 鷺津・宮本・山田・山本・川井共編：有限要素ハンドブック（基礎編）、昭和56年 9月、培風館。
- 8) Zienkiewicz, O. C. :The Finite Element Method (Third edition), McGraw-Hill、1977。
- 9) Hinton, E. and Owen, D. R. J., 川井監訳：有限要素プログラミング、昭和54年11月、丸善。
- 10) 橋本：F10T高力ボルト単純引張り時の荷重・変形性状、建築学会論文報告集、第 309号、昭和56年 11月。
- 11) 本四公団第二建設局：太径高力ボルト摩擦接合継手試験報告書、昭和57年11月。
- 12) 田島：高力ボルト摩擦接合概説、昭和41年、技報堂。

(1989年10月12日受付)