

千鳥配置された高力ボルト摩擦接合継手の強度と荷重伝達機構

The Strength and Load transmission mechanism of HSFG bolted joints arranged in Zigzag

石川 誠*, 亀井義典**, 西村宣男***, 秋山寿行****

Makoto ISHIKAWA, Yoshinori KAMEI, Nobuo NISHIMURA, Hisayuki AKIYAMA

- * 大阪大学大学院博士前期課程 (〒565-0871 大阪府吹田市山田丘 2-1)
 ** 博(工) 大阪大学大学院助手 (〒565-0871 大阪府吹田市山田丘 2-1)
 *** 工 博 大阪大学大学院教授 (〒565-0871 大阪府吹田市山田丘 2-1)
 **** 博(工) 駒井鉄工株式会社 (〒555-0041 大阪市西淀川区中島 2-5-1)

When HSFG bolts are arranged in zigzag, it is considered that the phenomenon of stress concentration around holes of the outer bolts occurs when compared to HSFG bolted joints arranged in rectangular format. In this study, an elasto-plastic finite displacement analysis for HSFG bolted joints is conducted. The analytical parameters considered in this study are the bolt arrangement and the ratio of the design slip strength to the design yield strength. The influence that these parameters give to strength and load transmission mechanism is evaluated quantitatively. Furthermore, an examination about the design method of HSFG bolted joints arranged in zigzag is done.

Key Words : HSFG bolted joints, zigzag arrangement, FEM, design method

キーワード : 高力ボルト摩擦接合継手, 千鳥配置, 有限要素解析, 設計法

1. はじめに

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⁾。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)のすべり強度に関して、ISO/TC 167²⁾、EC3³⁾および、欧米の鋼構造設計基準^{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、詳細な区分がなされている。しかし、我が国の現行の道路橋示方書⁸⁾では、すべり係数が一律に規定されている。また、高力ボルトの千鳥配置や多列配置などの継手形式についても同様で、我が国の設計基準では継手形式による規定が明確ではない⁹⁾。そこで、我が国においても、高力ボルト摩擦接合に関して、継手形式ごとの安全係数、低減係数などの規定を整備することが必要であると考え、継手形式ごとの詳細な評価法を確立することができれば、鋼構造物によってどのような継手形式を用いれば合理化につながるかを検討することができ、各種鋼構造物の設計の合理化を図ることが可能となる。

鋼道路橋設計図の標準化基準(案)¹⁰⁾では、高力ボルトを千鳥配置する場合、先端ボルト4行以上と規定している。しかし、近年、連続合成2主桁橋引張側フランジ継手部の設計において、高力ボルトが先端2行で千鳥配置された実績がある。高力ボルトを千鳥配置した場合、母材および連結板のボルト列ごとの純断面が異なり、先端2行で千鳥配置された場合、その影響が顕著となるため、継手の挙動に何らかの影響を及ぼすことが考えられる。しかし、千鳥配置された高力ボルト摩擦接合継手に関しては、実験的にも解析的にもその挙動を明らかにした研究は過去10年間ほとんど報告されておらず、19年前の土木研究所資料¹¹⁾で多少ふれられている程度である。

引張力を受ける摩擦接合継手では、通常、連結板は最内ボルト列、母材は最外ボルト列において荷重分担が大きくなるため、各々その部位における応力レベルが高くなるが、高力ボルトが千鳥配置された場合、連結板は板幅減少の影響で連結板先端部、母材はボルト孔による孔引きの影響で連結板等幅部に対応したボルト列が断面的には厳しくなる。また、ボルト孔が千鳥配置されることにより、母材の主応

力方向に影響を与え、さらに最外ボルト列での応力集中が助長されることが考えられる。

本論文では、高力ボルト摩擦接合継手を対象に開発した弾塑性有限要素法を利用し、解析的に千鳥配置継手の応力分布特性と荷重伝達機構を明らかにするとともに、高力ボルトを千鳥配置することによって生じる様々な要因が、継手の強度や母材、連結板の応力状態に与える影響を定量的に評価し、千鳥配置継手の設計法に関する検討を行う。

2. 解析手法と解析モデル

2-1. 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^{12)・16)}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軸力の減少や、鋼板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、固着状態とは摩擦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作用力が接触面の摩擦力を上回り滑動が生じる状態、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生じない状態を表わす。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。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既往の研究^{12)・16)}により確認している。

2-2. 解析モデル

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^{14)・16)}。そこで、解析モデルに対するパラメータとして、ボルトの配置の他にすべり強度・母材降伏強度比 β ($=N_{SL}/N_{FTh}$) および連結板・母材降伏強度比 γ ($=N_{SYh}/N_{FTh}$) を用いる。ここで、 N_{SL} はすべり強度の設計値、 N_{FTh} は母材純断面降伏強度の設計値、 N_{SYh} は連結板純断面降伏強度の設計値である。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-1 に鋼 I 型断面主桁の引張側フランジ摩擦接

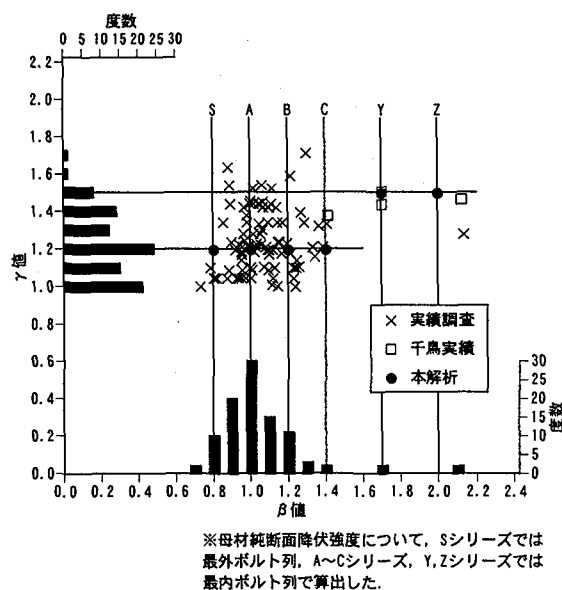


図-1 β , γ の実績調査および本解析ケースの名称

合継手部の実績調査から算出した β , γ の分布および本解析ケースの名称を示す。解析モデルとしては、実績調査の分布を反映するように、 $\beta=0.8\sim1.4$, $\gamma=1.2$ の範囲で考える (A～C, S シリーズ)。また、実際に設計が行われた高力ボルトを先端 2 行で千鳥配置した継手の実績にあわせた解析モデルも設定する (Y, Z モデル)。

図-2(a)～(f)に解析モデルの概要を示す。各モデルの名称については、表-1 の注釈に示している。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, M22) の 2 面せん断継手とした。S シリーズは等幅部 6 行モデルと 8 行モデル、A～C シリーズ、Y, Z モデルでは 8 行モデルを設定した。

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 (F10T, M22) に対して、道路橋示方書⁸⁾の規定値 200.90kN の 1 割増 221.00kN を導入する。ボルト配置については、実施工を念頭において、鋼道路橋設計図の標準化基準 (案)¹⁰⁾の考えを基本とする。また、ボルト間隔および縁端距離については道路橋示方書⁸⁾に従う。母材および連結板の鋼種は SM490Y を採用し、解析パラメータとなる β , γ の値に基づいて母材厚 t_1 および連結板厚 t_2 を決定する。各モデルの母材および連結板の純断面降伏強度 N_{FTh} , N_{SYh} の算出に際しては、降伏応力度の公称値 $\sigma_y=353.04\text{MPa}$ を用いる。同様に弾性係数は 205.94GPa, ポアソン比は 0.3 とする。高力ボルトを千鳥配置した場合、各ボルト列において鋼材の純断面積が異なるため、表中には β_1 , γ_1 として連結板等幅部の母材降伏強度を用いた値と、

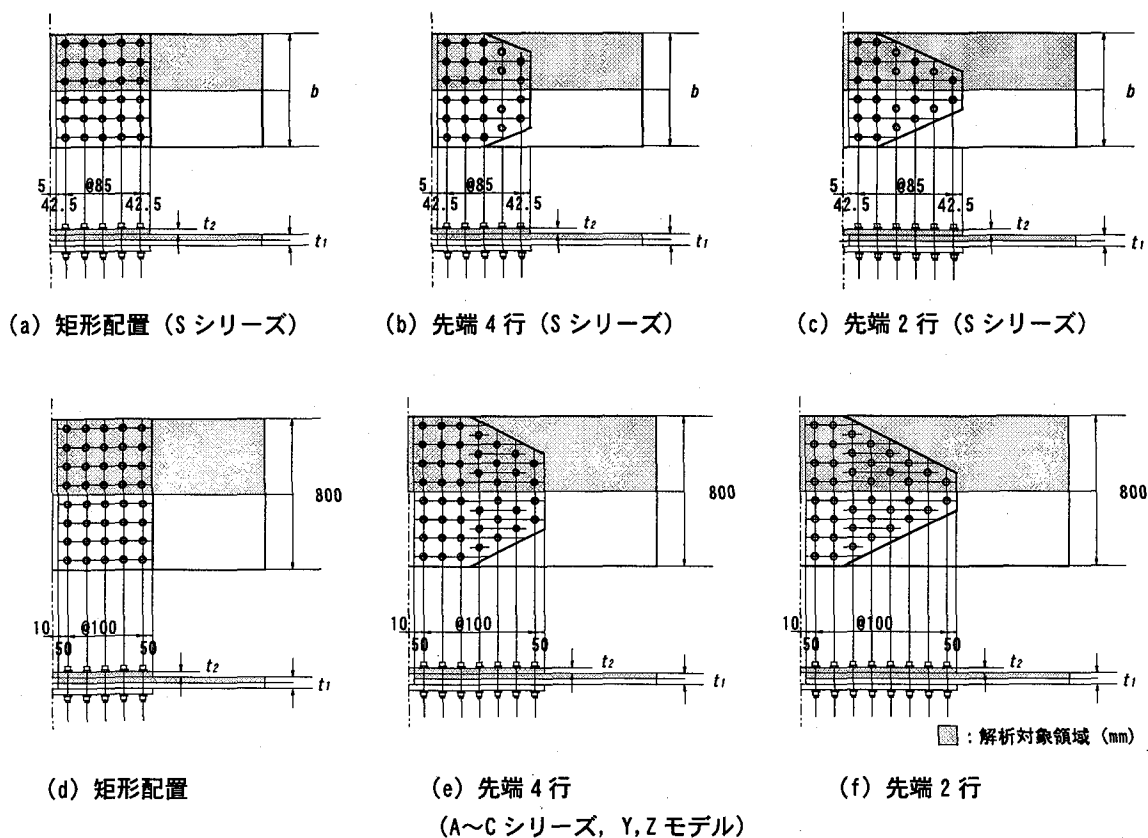


図-2 解析モデル

表-1 モデル諸元

モデル名	ボルト配置	ボルト本数 (F10T M22)	初期導入軸力 (kN)	鋼種	母材厚 (t_1) (mm)	連結板厚 (t_2) (mm)	板幅 (b) (mm)	β_1	β_2	γ_1	γ_2
								(N_{SL}/N_{FYn})		(N_{SYn}/N_{FYn})	
Aシリーズ											
A 8-8	矩形配置	40	221.00	SM490Y	33.30	20.00	800	1.00	1.00	1.20	1.20
A 8-4	先端4行	44			36.50	21.90	800		0.86		1.03
A 8-2	先端2行	40			33.30	20.00	800		0.80		0.97
Bシリーズ											
B 8-8	矩形配置	40	221.00	SM490Y	27.60	16.50	800	1.20	1.20	1.20	1.20
B 8-4	先端4行	44			30.50	18.30	800		1.03		1.03
B 8-2	先端2行	40			27.60	16.50	800		0.97		0.96
Cシリーズ											
C 8-8	矩形配置	40	221.00	SM490Y	23.70	14.20	800	1.40	1.40	1.20	1.20
C 8-4	先端4行	44			26.00	15.60	800		1.21		1.03
C 8-2	先端2行	40			23.70	14.20	800		1.13		0.96
Sシリーズ											
S 6-6	矩形配置	30	221.00	SM490Y	33.00	19.80	720	0.80	0.80	1.20	1.20
S 6-4	先端4行	26			26.30	17.20	720	0.86			
S 6-2	先端2行	24			22.50	15.80	720	0.93			
S 8-8	矩形配置	56			35.00	21.00	1200	0.80			
S 8-4	先端4行	44			25.00	16.50	1200	0.88			
S 8-2	先端2行	40			21.80	15.00	1200	0.92			
Yモデル											
Y 8-2	先端2行	40	221.00	SM490Y	19.50	14.60	800	1.70	1.37	1.50	1.20
Zモデル											
Z 8-2	先端2行	40	221.00	SM490Y	16.60	12.45	800	2.00	1.61	1.50	1.21

(*1) モデル名について: シリーズ名_内側ボルト行数-外側ボルト行数

(*2) 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

β_2 , γ_2 として最外ボルト列での母材降伏強度を用いた値を併記した。連結板に関しては、等幅部の降伏強度を用いた。

A~C シリーズでは、ボルト本数を矩形配置および千鳥配置モデルでほぼ一定にし、 $\beta=1.0\sim1.4$, γ

$=1.2$ の範囲で考える。母材降伏強度については、従来の設計と同様にボルト孔控除後の最小断面に対応したボルト列（本解析モデルの場合、最内ボルト列）での純断面積を用いて算出した。つまり、限界強度の比較をしやすいうように、すべり強度（ボルト本数）

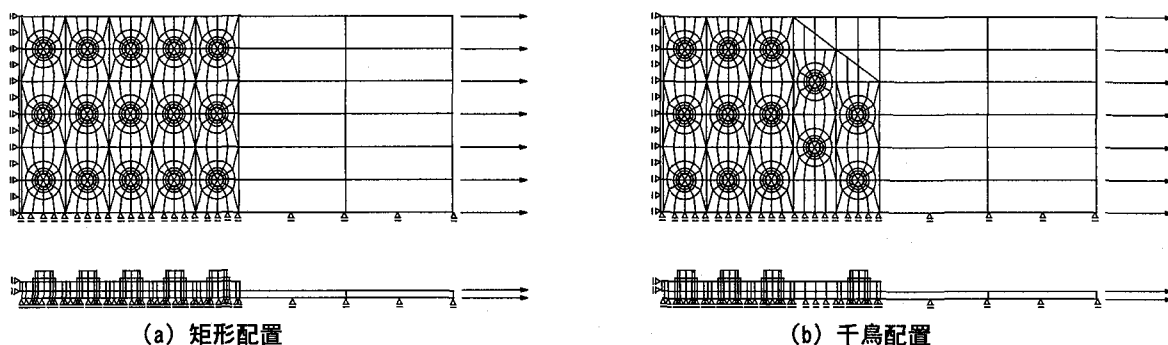


図-3 要素分割概要

と降伏強度（板幅，板厚）を矩形配置，千鳥配置モデルでほぼ等しく設定し，ボルトの配置のみ異なるモデルを作成した。

S シリーズについては，ボルト列数を矩形配置，千鳥配置モデルでほぼ一定にし， $\beta=0.8$ ， $\gamma=1.2$ のすべり先行型継手¹⁴⁾とする。高力ボルトを千鳥配置した場合，最外ボルト列での応力集中が助長されることが考えられるため，母材降伏強度については，最外ボルト列での純断面積を用いて算出した。

Y，Z モデルについては，実際に採用された先端ボルト 2 行の千鳥配置継手の設計にあわせてモデル設定を行った。

2-3. 要素分割と境界条件

図-3 に要素分割の概要を示す。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^{17)・20)}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連結板，連結板と座金の全接触面には，ジョイント要素^{12)・16)}を挿入する。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力が生ずるように，継手端部に強制変位を与える。

3. 解析結果と考察

3-1. 荷重－全伸び関係

図-4(a)～(e) に荷重－全伸び関係を示す。図の縦軸は載荷荷重 P を連結板等幅部の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で無次元化した値を示す。ただし，(d) の S シリーズのみ，すべり先行型でかつ各モデル間でボルト本数が大きく異なり，すべり強度の差が著しいため，縦軸は載荷荷重 P をすべり強度の公称値 N_{SL} で無次元化した値 P/N_{SL} で示した。また，図中

のマーク●，□，▲はそれぞれ主すべり発生時，断面初期降伏時，全断面降伏時を表す。

β の大小により比較すると， β が 0.8，1.0 と小さい S，A シリーズでは，どの継手形式においても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 が小さい継手の場合，すべり強度 N_{SL} に対して母材および連結板の降伏強度 N_{Fy} ， N_{Sy} 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連結板の内側ボルト列においても，広範囲にわたる降伏が発生せず鋼材が比較的健全な状態で主すべりが発生する。一方， β が 1.2 の B シリーズでは，S，A シリーズと比較して，すべり強度 N_{SL} に対して母材の降伏強度 N_{Fy} および連結板の降伏強度 N_{Sy} に余裕が少ない。限界強度としては，主すべりで決まるものの主すべり発生以前に荷重－全伸び曲線の接線剛性が若干小さくなり母材および連結板の局部的降伏にともなう部分すべりが認められる。また， β が 1.4 の C シリーズになると母材降伏先行型¹⁴⁾の典型的な継手となり，主すべりが発生することなく母材の外側ボルト列において母材が全断面降伏に至る。

継手形式ごとに比較すると，すべり先行型の S，A シリーズでは各シリーズで β ， γ が等しいにも関わらず，先端ボルト行数が減少するに従い P_{SL}/N_{Fy} が低下する傾向を示すが，公称値を大きく下回るような強度低下ではない。また，その強度低下は有効断面を最外ボルト列での純断面で評価した S シリーズの方が A シリーズよりも小さい。線形限界に降伏が関与する B シリーズでも，高力ボルトを千鳥配置することにより，すべり強度が低下する。A シリーズと異なり先端 4 行モデルと先端 2 行モデルが強度的に逆転しているがその差は僅少である。初期降伏は先端 2 行モデルの方が早期に発生している。本解析モデル（A～C シリーズ）では有効断面を道路橋示方書⁹⁾の規定に従いボルト孔控除後の最小断面で評価したが，降伏先行型の C シリーズで継手形式による荷重－全伸び関係に大きな差異は見られず限界

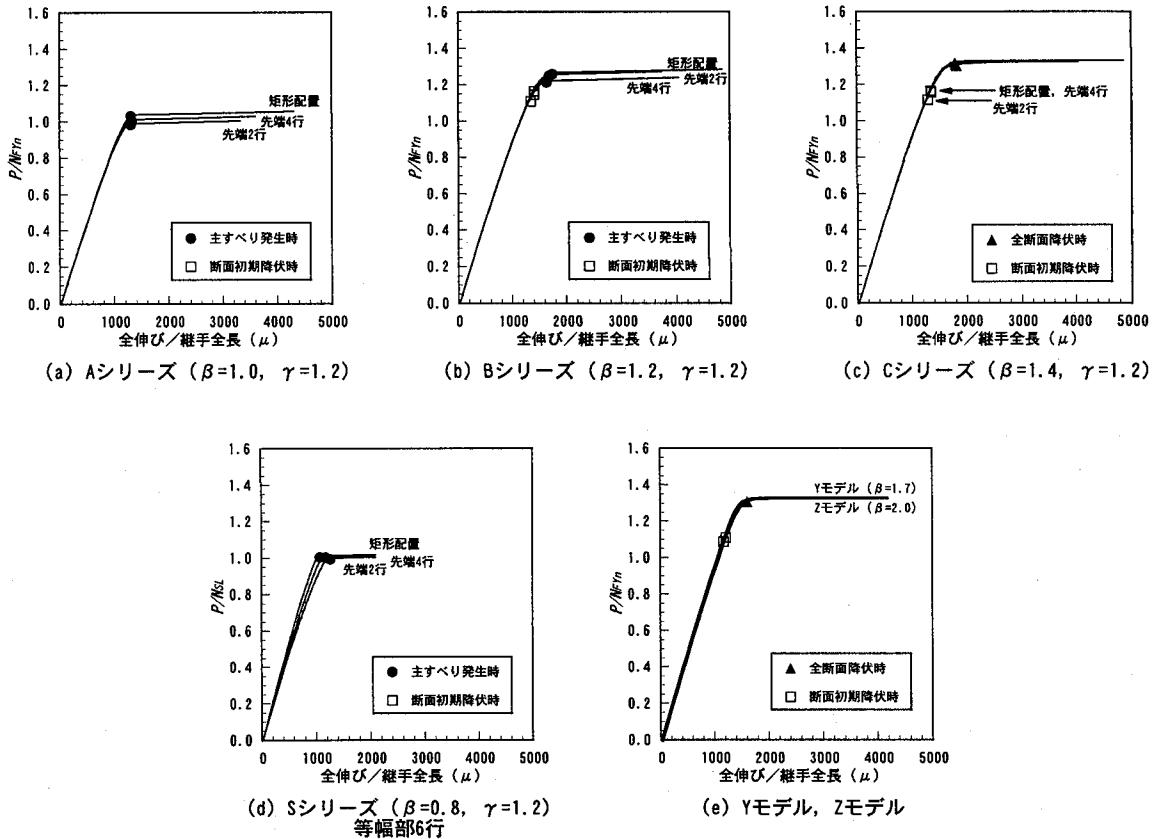


図-4 荷重－全伸び関係

強度もほぼ等しい値を示している。初期降伏については、先端2行の千鳥配置モデルが他のモデルに比べて早期に発生する。

Y, Zモデルは、前述のCシリーズと同様に、降伏先行型の継手であるので β , γ の大小によって荷重－全伸び関係に差異は認められない。

3-2. 母材・連結板の応力分布

図-5 (a), (b) にSシリーズでは主すべり発生時の荷重 P_{SL} , Cシリーズでは全断面降伏時の荷重 P_{FYn} における母材および連結板の断面中央の応力状態を示す。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。黒塗りの部分が降伏領域である。また、全断面降伏時とは、任意の母材断面を構成する継手断面方向に連続した要素が全て降伏状態に達する時点を表す。

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状態に達する。本解析では全ての解析ケースで、 γ を1.2に統一しているため母材に比べて連結板の降伏強度が大きくなる。従って、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における降伏領域が大きくなる。

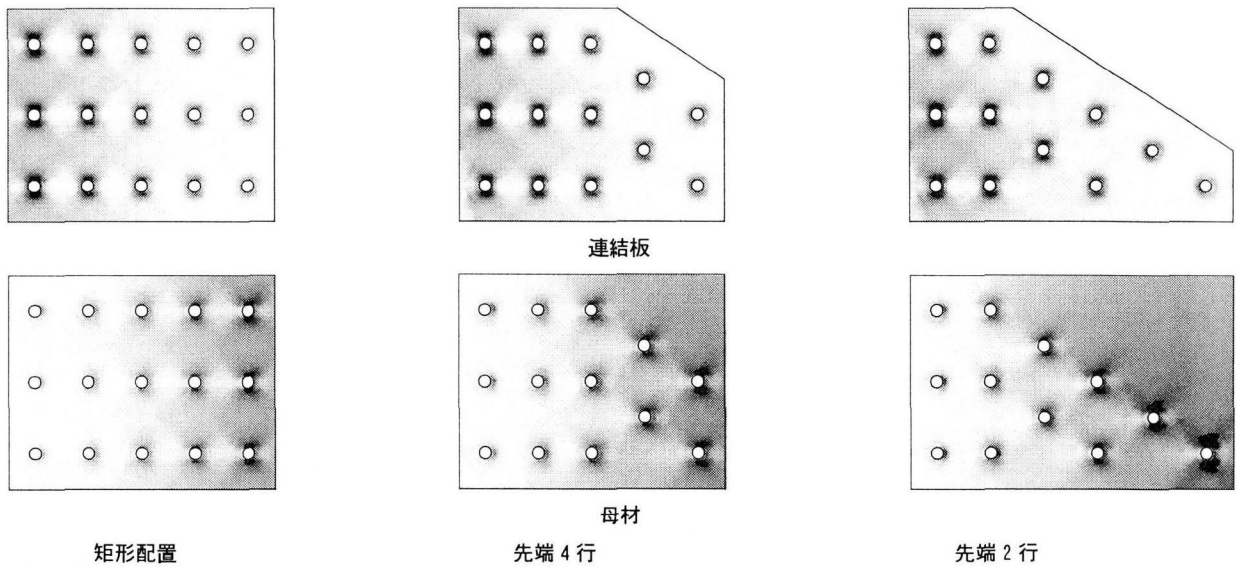
β の大小により比較すると、 $\beta=0.8$ のSシリーズでは、すべり強度 N_{SL} に対して母材および連結板の

降伏強度 N_{FYn} , N_{SYn} が余裕のある設計となっているため、全ての継手形式において、母材および連結板が比較的健全な状態で主すべりが発生していることが確認できる。 $\beta=1.4$ のCシリーズでは、母材の外側ボルト孔周辺において母材の塑性化が進行し、千鳥配置では降伏領域が母材一般部にまで達するため図上では判断しづらいが全断面降伏に達していることを確認した。

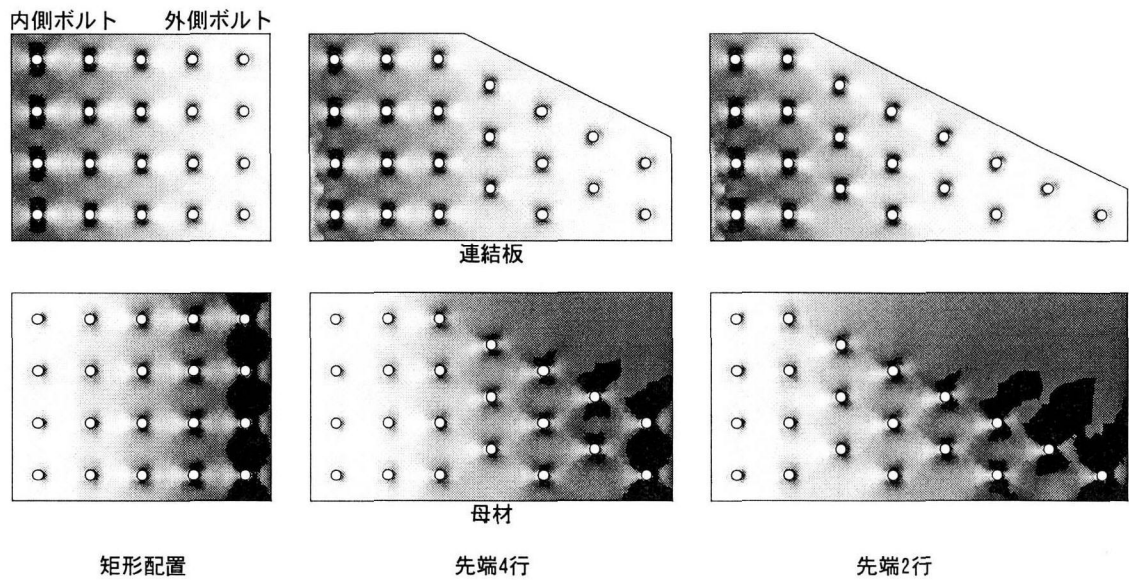
継手形式ごとに比較すると、特に、鋼材の降伏よりも主すべりが先行するSシリーズでは、先端ボルト行数が減少するに従い、母材の外側ボルト孔周辺における降伏領域が大きくなる。これは、外側ボルト列でのボルト本数が少ないため、母材から連結板への力の伝達がその少ない最外ボルトに集中し、ボルト孔周辺で塑性化が進行するためであると考えられる。鋼材の降伏が支配的なCシリーズでは、高力ボルトを千鳥配置することにより、降伏領域が矩形配置と異なり継手軸に対して傾きをもって分布している。

表-2に図-5 (a), (b) の応力分布図に対応した外側ボルト孔周辺での最大応力レベルを示す。表中の応力は相当応力を降伏応力で無次元化した値を表す。

母材については両シリーズとも、ほぼ同程度の応力レベルを示している。連結板については両シリー



(a) S シリーズ ($\beta=0.8$, $\gamma=1.2$) : 主すべり発生時



(b) C シリーズ ($\beta=1.4$, $\gamma=1.2$) : 全断面降伏時

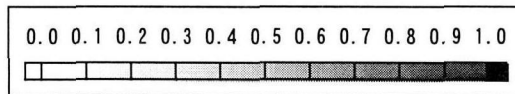


図-5 応力分布

表-2 外側ボルト孔周辺での最大応力レベル

母材	Sシリーズ	Cシリーズ	連結板	Sシリーズ	Cシリーズ
矩形配置	1.00	1.03	矩形配置	0.64	0.77
先端4行	1.00	1.00	先端4行	0.70	0.80
先端2行	1.00	1.02	先端2行	0.74	0.90

ズとも、先端ボルト行数が減少するに従い、連結板等幅部に比べ先端部での純断面積が小さくなるため、外側ボルト孔周辺における応力レベルが増加する傾向を示すが、その応力レベルは母材に比べ小さい。

3-3. 母材－連結板間の伝達せん断力の分布

図-6 (a) ～ (c) に A シリーズ ($\beta=1.0$, $\gamma=1.2$) の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。ここでの伝達せ

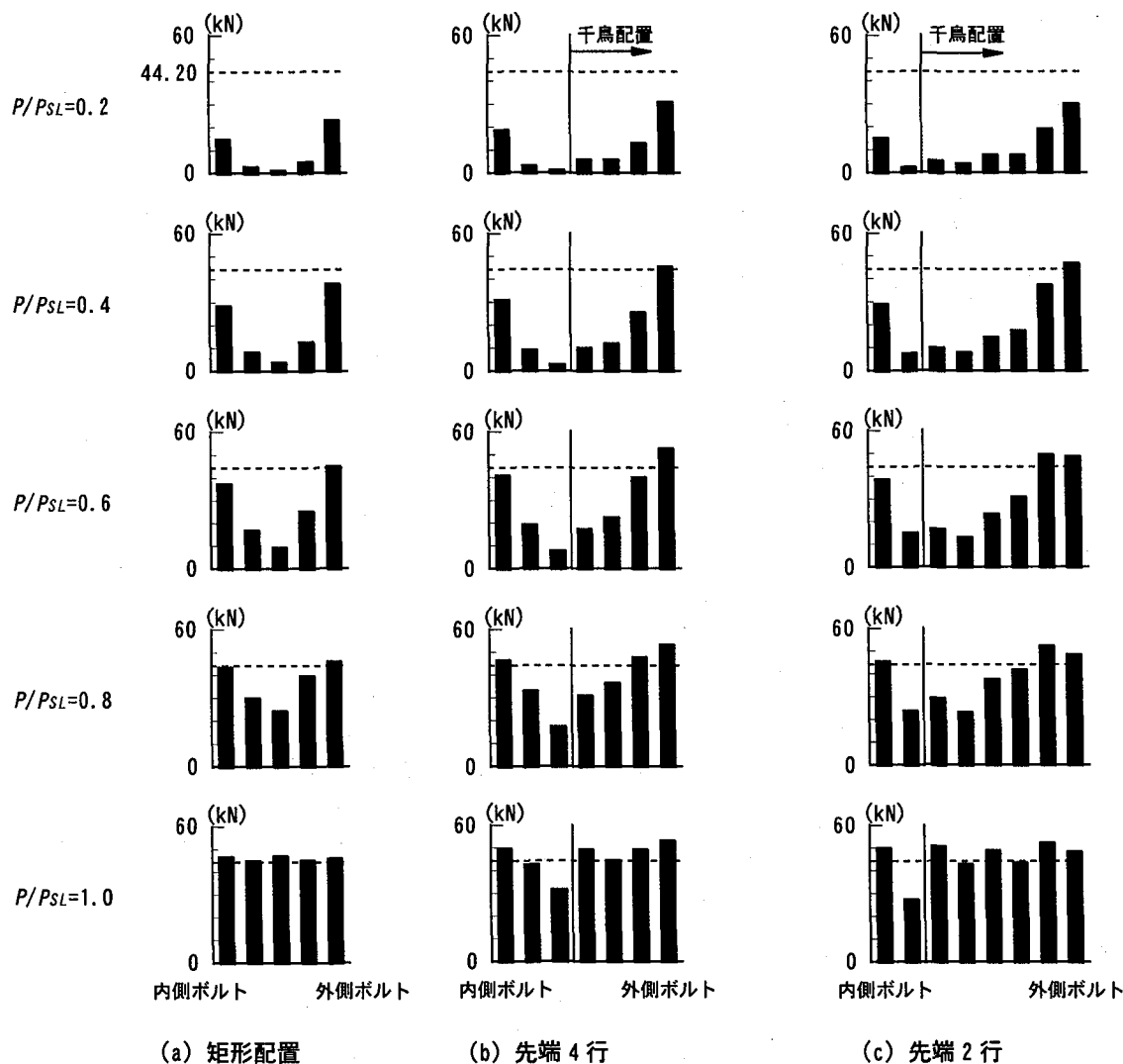


図-6 ボルト1本当たりの伝達せん断力の分布

せん断力とは、各ボルト列において連結板に伝達される力をそのボルト列のボルト本数で割り、各ボルト列のボルト1本分が受け持つ伝達せん断力を表している。図中の点線はボルト1本分のすべり強度の公称値（44.2kN）を表す。また、図中の右側（外側ボルト側）が千鳥配置における少数ボルト行である。

矩形配置の場合、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、荷重の増加にともないその影響は顕著となる。しかし、載荷荷重とすべり強度の比 P/P_{SL} が 0.8 程度を超えると、内側および外側ボルト列の伝達せん断力が各ボルト列での許容値を上回るようになるため、内側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り、伝達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、全ボルト列で伝達せん断力のばらつきが比較的少なくなる¹⁵⁾。

高力ボルトを千鳥配置した場合、最外ボルト列で受け持つことのできる伝達せん断力が比較的小さい

荷重レベルで限界に達し、矩形配置に比べて早期に外側2列目への力の移行が発生する。

主すべり発生時には、高力ボルトを千鳥配置した場合、矩形配置の分布と傾向が異なる。各ボルト列における伝達せん断力のばらつきが矩形配置に比べて大きくなる。また、千鳥配置が始まる1つ前のボルト列における荷重分担率が極端に小さくなり、ボルト1本分のすべり強度の公称値を大きく下回る。これが、すべり強度が低下した大きな要因の1つであると考えられる。

3-4. 限界強度比較

図-7にA～Cシリーズにおける継手形式ごとの限界強度の比較を示す。限界強度とは、A、Bシリーズでは主すべり発生時の強度、Cシリーズでは全断面降伏時の強度である。図の縦軸は載荷荷重 P を連結板等幅部に対応した母材純断面降伏強度 N_{FyH} で無次元化した値 P/N_{FyH} を表す。

高力ボルトを千鳥配置することにより、若干の強

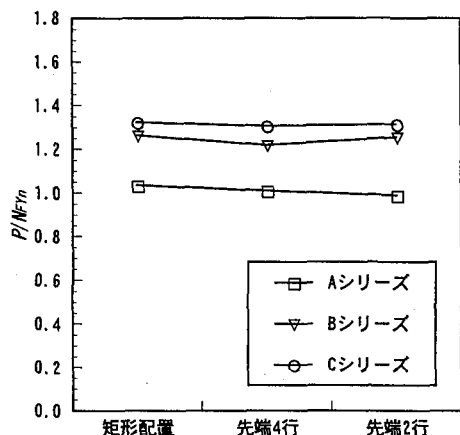


図-7 限界強度比較

度低下は見られるものの最大でも5%程度に収まる。よって、本解析の範囲では、主すべり先行型、降伏先行型の双方で高力ボルトを千鳥配置することによる強度的な影響は小さいものと考えられる。

4. 設計法に関する検討

本解析では、現行の道路橋示方書⁸⁾の規定に従いモデル設定を行った。その結果、高力ボルトを千鳥に配置してもすべり強度にさほど大きな影響を与えないことを確認した。よって、ボルト間隔や縁端距離など現行の道路橋示方書⁸⁾の規定に従って設計している限り、先端ボルト2行配置を採用しても安全性は十分確保できるものと考えられる。ただし、すべり係数などの見直しの際には、高力ボルトの千鳥配置によるすべり強度低下に配慮する必要がある。

また、有効断面の評価方法についても、これまで行われてきた設計どおり、図-8に示すような斜め方向をも考慮したボルト孔控除後の最小断面で評価した純断面を用いた応力照査等を行えば降伏強度に対する安全性は確保できる。

5. 結論

本研究では、ボルトの軸力減少や摩擦面の固着、すべり、剥離といった高力ボルト摩擦接合継手特有の挙動を表現することが可能な弾塑性有限要素法に基づく解析手法を用いて、千鳥配置された高力ボルト摩擦接合継手の応力分布特性と荷重伝達機構および限界強度についてパラメトリック解析を行った。その結果、得られた知見を以下にまとめる。

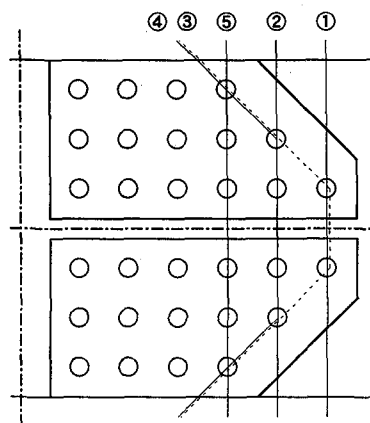


図-8 純断面評価法

- (1) 高力ボルトを千鳥配置することにより、母材の外側ボルト孔周辺で応力集中が助長され、主すべり発生時の荷重レベルにおいて降伏領域が大きくなることを確認した。また、連結板の外側ボルト孔周辺における応力レベルが矩形配置に比べ大きくなる。
- (2) 降伏よりも主すべりが先行する継手では、高力ボルトを千鳥配置することにより、すべり強度が5%程度低下することを確認した。この原因の1つに千鳥配置が始まる1つ前のボルト列での伝達せん断力の低下が挙げられる。
- (3) 母材降伏先行型の継手では、高力ボルトを千鳥配置しても強度に大きな変化は見られないが、初期降伏が比較的早期に現れることを確認した。この影響は先端ボルト行数が減少するほど顕著なものとなる。
- (4) 高力ボルトを千鳥配置にしても、現行の道路橋示方書⁸⁾の構造詳細に従って設計している限り、安全性は確保できることを確認した。ただし、上記は現在の公称値を用いた結果であり、すべり係数などの見直しを行う際には、千鳥配置にともなうすべり強度の低下を念頭におく必要がある。

【参考文献】

- 1) 田島二郎：高力ボルト摩擦接合概論，技報堂，1996。
- 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 Bridge, fourteenth edition, 1989.
 - 5) BSI : BS5400, Part 3.Cord 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) 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.
 - 10) 長大橋技術研究会設計分科会：鋼道路橋設計図の標準化基準（案），鋼げた編（改訂版），1982.3.
 - 11) 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，No.1871，pp.26-35，1982.9.
 - 12) 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.
 - 13) 亀井義典，池端文哉，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継手の限界状態，構造工学論文集，Vol.43A., pp.65-72, 1997.3.
 - 14) 亀井義典，池端文哉，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.
 - 15) 亀井義典，松野正見，西村宣男：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，pp.49-60，2000.1.
 - 16) 亀井義典，西村宣男：高力ボルト摩擦接合継手の主すべり以降の挙動，鋼構造論文集，（印刷中）
 - 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) 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.
 - 19) 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.
 - 20) 宮地真一，小枝芳樹，望月秀之：フィラーを有する高力ボルト摩擦接合継手のすべり強度について，構造工学論文集，Vol.44A，pp.55-60，1998.3.

（2001年9月14日受付）