

曲げとせん断を受ける高力ボルト継手部の合理化設計法に関する検討

A study on rationalized design method for high-strength friction grip bolted joint under both bending moment and shear force

小池 洋平*, 寺尾 圭史*

Yohei Koike and Keiji Terao

*工修, (株)横河ブリッジ 技術本部 技術研究所 (〒273-0026 千葉県船橋市山野町 27 番地)

Recently for the purpose of cost reduction in construction, rationalization of design of HSFG bolted joints in plate girder bridges is encouraged. Though flange splices and web splices are separately designed in conventional method, recent researches demonstrated that both splices cooperatively carry bending moment. A rationalized design method was proposed in accordance with that concept, however, most of the researches examined only joints under bending moment alone. In this study, the slip strength of joints under both bending moment and shear force was analytically examined, and some improvements for the rational design method for HSFG bolted joint were suggested. Furthermore, static tests were carried out, and some significant characteristics on slip strength were found for applying the rationalized design method from the test results.

Key Words: HSFG-bolted joint, slip strength, rationalized design method

キーワード: 高力ボルト摩擦接合継手, すべり耐荷力, 合理化設計法

1. はじめに

高力ボルト摩擦接合は、最も一般的な鋼橋の現場接合法であるが、大型断面を有する鋼少数主桁橋においては、高力ボルト継手部が大型化するとともにボルト本数が増加するという課題がある。そのため、継手性能や合理化を目的とした研究が数多く進められてきている。そのひとつとして、鋼I桁の高力ボルト継手部に対して、高力ボルト本数の低減を実現できる合理化設計法が提案されている。

現行の道路橋示方書¹⁾(以下、道示)では、鋼I桁の高力ボルト継手は、フランジとウェブの継手を独立した継手として扱い、各ボルト列の所要ボルト本数を、母材の応力分布に従い、個々に算出している。一方、寺田ら²⁾や長嶋ら³⁾の研究によれば、鋼I桁高力ボルト継手部のすべり耐荷力は、フランジ継手あるいはウェブ継手の個々のすべり強度によって決まるのではなく、それらの協働作用による耐荷性能が期待できることが示されている。更に、秋山ら⁴⁾は、上記の協働作用を考慮したすべり耐荷力の評価法として、すべり強度と母材降伏強度の比⁵⁾に基づくすべり係数の補正を考慮し、継手全体のすべり抵抗モーメントにより評価する方法(以下、総すべりモーメント法)を提案している。

上記の協働作用を考慮した総すべりモーメント法の考え方をを用いることで、現行の道示と同じく $\mu=0.4$ のすべり係数を一律に用いる条件でも、文献6)では少数主桁(3主桁)橋のウェブの総ボルト本数を約7割に、文献7)では大断面I桁I継手あたりのボルト本数を86%に低減できる試

算結果が報告されており、現行設計からボルト本数を大幅に減少できるケースは少なくないと考えられる。

しかし、総すべりモーメント法の適用に関する検討の多くは、曲げモーメントのみが作用する桁を対象としており、継手に組合せ断面力が作用した場合の検討は、ほとんど行なわれていない。実構造の継手部においては、曲げモーメントだけでなく、せん断力も作用するため、曲げモーメントとせん断力が同時に作用する高力ボルト継手に対してパラメトリックな桁モデルのFEM解析および、すべり耐荷力実験を実施し、総すべりモーメント法の適用性について検討を行った。

FEM解析では、ウェブ最上下縁の高力ボルトに作用する曲げモーメントによる分担力とせん断力による分担力の比をパラメータとし、せん断力がすべり耐荷力に与える影響について検討した。その結果、せん断力の影響が大きい継手では、総すべりモーメント法による設計計算値がすべり耐荷力を過大に評価する可能性があることから、すべり過程を考慮した新たな総すべりモーメント法を提案し、その適用性を確認した。すべり耐荷力実験は、FEM解析結果および、改良した総すべりモーメント法の妥当性を確認するために実施したが、実験では、フランジ継手とウェブ継手の協働作用が確認できず、フランジ継手のすべり耐荷力が継手全体のすべり耐荷力となる結果となり、上記目的を達成するには至らなかった。しかし、総すべりモーメント法の適用に際し、注意すべき特性が認められたことから、ここに、その結果をまとめて示す。

2. 高力ボルト継手を含んだ鋼 I 桁の解析手法

2.1 高力ボルトのモデル化

解析モデルは、図-1に示すように4節点シェル要素で主桁、補剛材および添接板をモデル化し、橋軸直角方向の対称性から1/2モデルとした。また、高力ボルト継手部のすべりに着目したFEM解析を実施することから、主桁の主すべりが終局状態となるように主桁、補剛材および添接板は完全弾性体とし、引張フランジの降伏による軸力抜けは考慮しないこととした。

高力ボルトのモデル化を行うにあたって、ウェブの摩擦面には、曲げモーメントによる橋軸方向の作用力、せん断力による鉛直方向の作用力と面内2方向の力が作用する。このため、2方向の合力ですべりを判定し、任意方向のすべり挙動を考慮できる機能(以下、CONTACT機能と呼ぶ)を導入した。所定のボルト位置の主桁と添接板に、座金接触面積相当の面積を有する要素を作成し、両要素にCONTACT機能を付与することにより、添接板と主桁間の層間せん断力は、その要素間のみで伝達可能となる。CONTACT機能は、すべり耐荷力に達するまでは剛性が無限大(完全固着状態)であるが、すべり耐荷力に達した後は、剛性を0とすることですべり状態を模擬するものである。漸増荷重を行う前に、CONTACT機能を付与した要素には初期軸力 f_n を導入し、図-2に示すように、各収束計算毎にすべり係数 μ と軸力 f_n を用いてすべり判定を行う。FEM解析に使用したすべり係数は、一律0.4とした。

また、ウェブは橋軸直角方向の対称性から、1面摩擦とし、上下フランジは2面摩擦であるが、CONTACT機能の制約から1面摩擦とし、初期軸力を2倍にすることで2面摩擦を模擬することとした。

全ボルトがすべり耐荷力に達したとき、桁に主すべりが生じたと仮定し、解析を終了し、すべり挙動後の支圧状態までの解析は行わないこととした。

なお、FEM解析は、汎用解析ソフトMSC MARC[®]を使用した。

2.2 解析モデルの検証

解析モデルの検証を行うため、既往の実験結果⁹⁾との比較を行った。実験には、図-3に示す支間3.75m、ウェブ高さ800mmの上下フランジ等断面の鋼I桁を用いた。ボルト継手摩擦面の塗装は、設計すべり係数0.4に近いすべり係数が得られる高摩擦有機ジンクリッチペイント¹⁰⁾を塗布した。使用した高力ボルトはM20、F8T(ボルト許容力 $p_s=31\text{kN}$ 、1摩擦面あたり)、主桁の鋼材はSM490Aである。この供試体を3点曲げ方式で荷重し、継手部に曲げモーメントおよびせん断力を作用させた。実験ケースは、表-1に示す2ケースである。Case-1は、フランジを接合せず、ウェブのみボルト継手とした。Case-2は、フランジを継手部で連続させ、一枚板としたモデルである。Case-2のFEM解析では、上下フランジが降伏し、ウェブ全ボルト

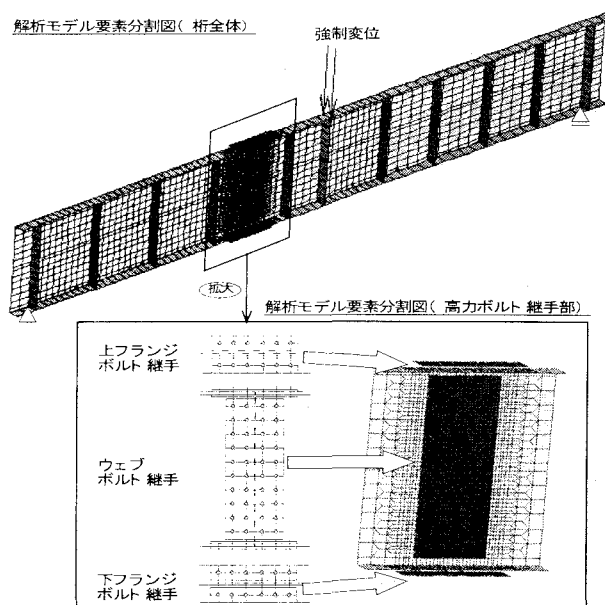
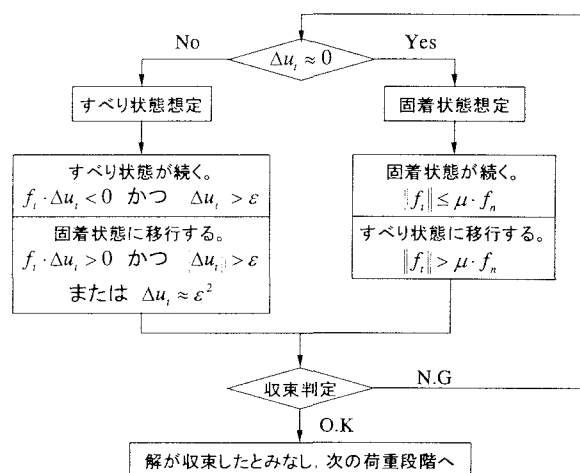


図-1 解析モデルの要素分割例



※ f_t : 摩擦面に作用するせん断力, f_n : 法線方向の作用力(軸力)
 μ : すべり係数, Δu_i : ずれ変位, $\varepsilon = 1.0 \times 10^{-6}$

図-2 各荷重段階でのすべり判定のフローチャート

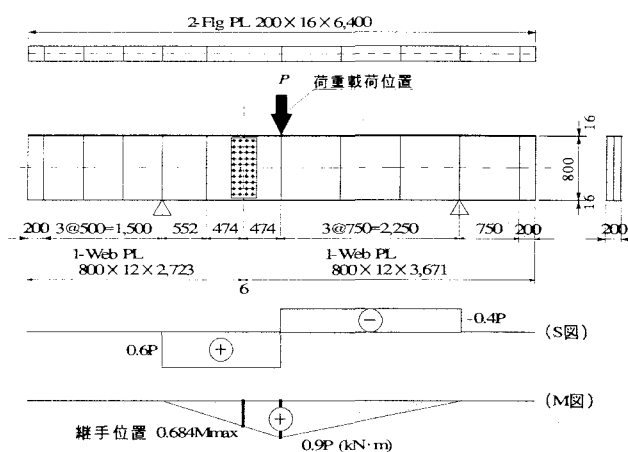


図-3 実験供試体概要

トがすべり耐荷力に達した時の荷重を総すべり荷重とした。また、実験における総すべり荷重は、ウェブ最上下縁ボルト位置の荷重－ずれ変位線図で変曲点となる荷重とした。

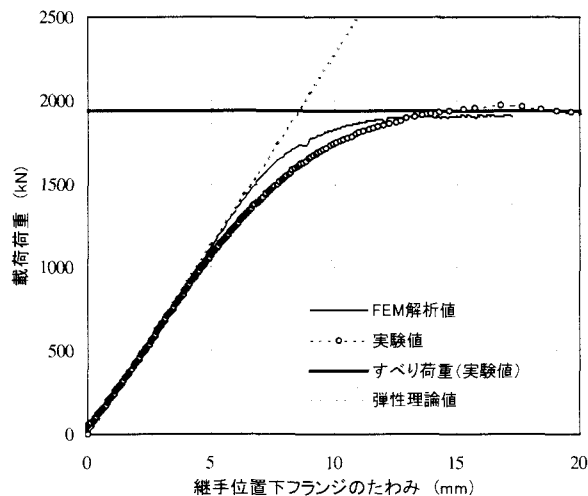
表－2に解析結果と実験結果の比較、図－4に Case-2の荷重と継手位置下フランジのたわみの関係を示す。実験では、すべり係数等にばらつきがあるが、実験値と FEM 解析値は概ね一致していると考えられる。また、文献 4)において、実験値と総すべりモーメント法による計算値の整合性が確認されている、等曲げを受ける鋼 I 桁においても、FEM 解析を実施し、設計計算値と良好に一致した（後述、Case-B1）。以上から、ボルト継手部のモデル化は妥当であると考えた。

表－1 実験ケース

	Case-1	Case-2
フランジ形式	接合無し	母材
ウェブボルト配置	10行2列	10行2列
継手部模式図		

表－2 実験値と FEM 解析結果の比較

		Case-1	Case-2
継手総すべり荷重 (kN)	実験値	676.2	1939.8
	FEM解析値	613.5	1909.0
実験値/FEM解析値		1.10	1.02



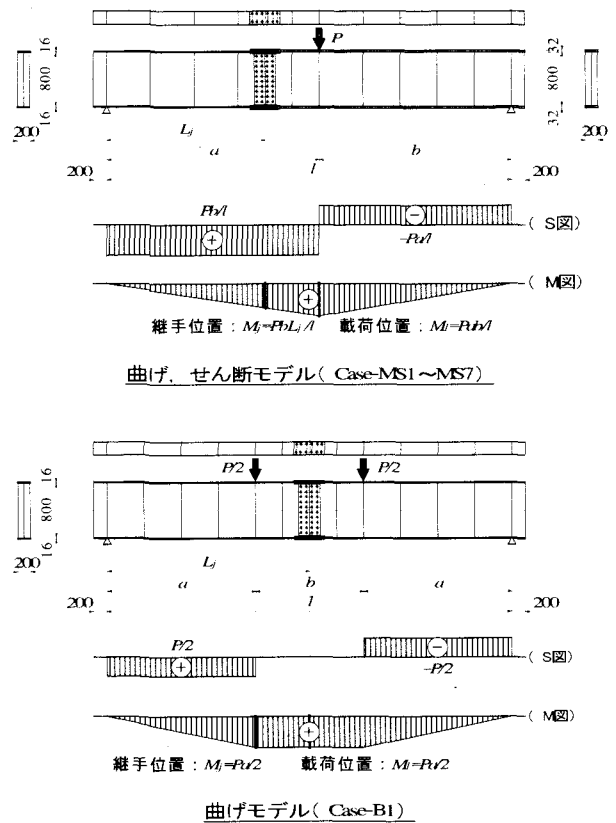
図－4 荷重と継手位置下フランジのたわみの関係 (Case-2)

3. 組合せ断面力が作用する継手部の FEM 解析

3.1 解析モデル

解析モデルは図－5に示すように、両端単純支持した上下対称断面の鋼 I 桁とした。組合せ断面力の影響を考慮するため、ウェブ最上下縁ボルトに作用する曲げモーメントによる分担力 ρ_M とせん断力による分担力 ρ_S の比（以下、曲げ・せん断比と呼ぶ。） ρ_M / ρ_S をパラメータとした、計 8 ケースの FEM 解析を実施した。FEM 解析ケース一覧を表－3に示す。断面寸法の変更ではなく、継手位置および载荷位置を変更することにより、 ρ_M / ρ_S を変化させた。Case-MS1～MS7 は、単純桁 3 点曲げ方式により、高力ボルト継手に曲げモーメントとせん断力を作用させている。また、Case-B1 は、比較のため、単純桁 4 点曲げ方式により、高力ボルト継手にせん断力が生じない純曲げ状態の FEM 解析である。

ウェブ高 800mm、ウェブ厚 12mm、上下フランジ幅 200mm の各寸法は各ケース一定とし、Case-MS1～MS7 は継手位置で上下フランジ厚を変更し、Case-B1 は一定断面とした。また、各ケース、せん断座屈を生じないように、適宜垂直補剛材を配置した。ボルト継手部詳細を図－6に示す。ボルト配置は上下フランジで、片側 2 行 3 列、ウェブで、10 行 2 列とした。



図－5 解析モデル

表-3 FEM解析ケース一覧

	a (mm)	b (mm)	l (mm)	L_j (mm)	ρ_M/ρ_S
Case-MS1	800	5200	6000	400	1.03
Case-MS2	1600	4400	6000	800	2.05
Case-MS3	2350	3650	6000	1550	3.98
Case-MS4	3150	2850	6000	2350	6.03
Case-MS5	3900	2100	6000	3100	7.96
Case-MS6	4700	1300	6000	3900	10.01
Case-MS7	5500	500	6000	4700	12.07
Case-B1	2200	1600	6000	3000	∞

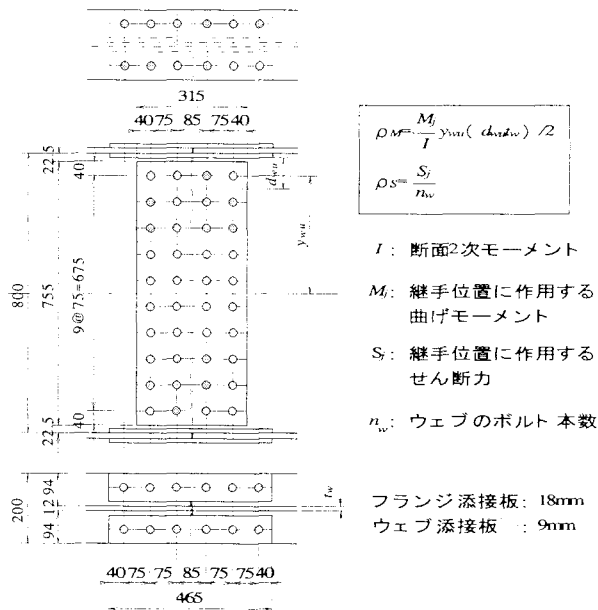


図-6 継手位置詳細

3. 2 析モデルのすべり機構

Case-MS2 の荷重と継手位置下フランジのたわみの関係を図-7に示す。また、載荷荷重と、ウェブ摩擦面に作用する層間せん断力の関係を図-8～図-10に示す。図-8は、曲げモーメントによる橋軸方向の層間せん断力とせん断力による鉛直方向の層間せん断力の合力（絶対値）、図-9は、曲げモーメントによる橋軸方向の層間せん断力、図-10は、せん断力による鉛直方向の層間せん断力をそれぞれ横軸にとる。橋軸方向と鉛直方向の層間せん断力は、載荷点側ウェブ各行（最上縁：第1行、最下縁：第10行）2本のボルトの平均値である。また、図中の破線はM20、F8T ボルト一本あたりのすべり耐荷力（106.4kN）である。

図-7より、上下フランジ全ボルトが、すべり耐荷力に達したと同時に非線形性が表れていることが分かる。FEM解析結果による総すべり荷重（ P_{SL} ）を、上下フランジおよびウェブの全ボルトが、すべり耐荷力に達した時の荷重と定義すると、上下フランジ内側のボルトは、 P_{SL} の約6割程度の荷重ですべり耐荷力に達するが、フランジ、ウェブの他のボルトへの力の再分配が行われることにより、上

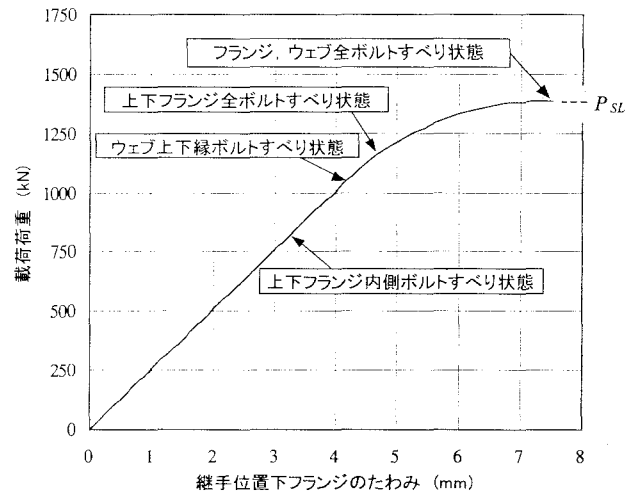


図-7 荷重と継手位置下フランジのたわみの関係 (Case-MS2)

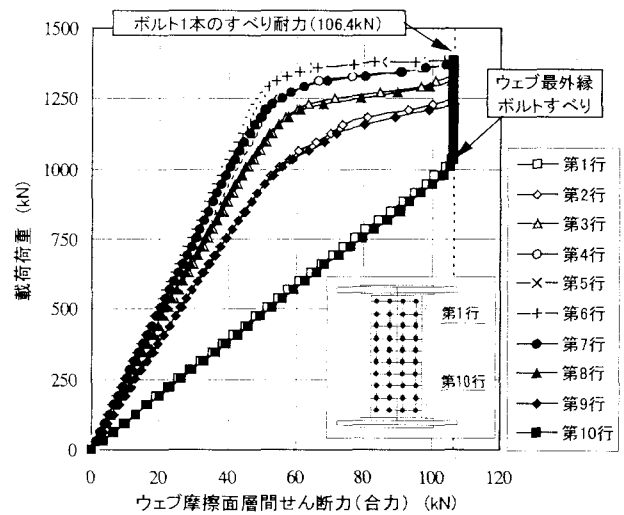


図-8 載荷荷重と層間せん断力(合力)の関係 (Case-MS2)

下フランジ全ボルトが、すべり耐荷力に達するまでは、桁に大きな剛性低下は見られない。

ウェブボルトのすべり順序は、各ケース同様で、図-8に示すように、上下対称に最外縁から順にすべり耐荷力に達する。各ボルトのすべり荷重は、図-8のボルト作用力（合力）がすべり耐荷力（106.4kN）に達した荷重とした。図-9より、曲げモーメントによる橋軸方向の層間せん断力は、中立軸であるウェブ中央を境に作用力の向きが変化し、中立軸から離れるに従い、層間せん断力の分担は大きくなる。また、断面内の分布は線形分布とならず、上下縁のボルトの分担力が大きい傾向であった。せん断力による鉛直方向の層間せん断力については、図-10より、すべり耐荷力に達するまでは、設計計算どおり各ボルトほぼ均等に分担している。その後、ウェブの上下縁のボルトが先行してすべり耐荷力に達すると、ウェブボルト群のせん断力分担が変化する。すべり状態に至ったボルトは、それまで分担していたせん断力を維持せず、橋軸方向の層間せん断力が増加し、鉛直方向の層間せん断力は減少する。その結果、ウェブ最外縁ボルトから順にすべり耐荷力に達する

過程で、ウェブ中央付近のボルトのせん断力分担が非常に大きくなる。Case-MS1, MS2 では第5, 6 行のボルトが、鉛直方向の層間せん断力が卓越してすべり耐荷力に達している。

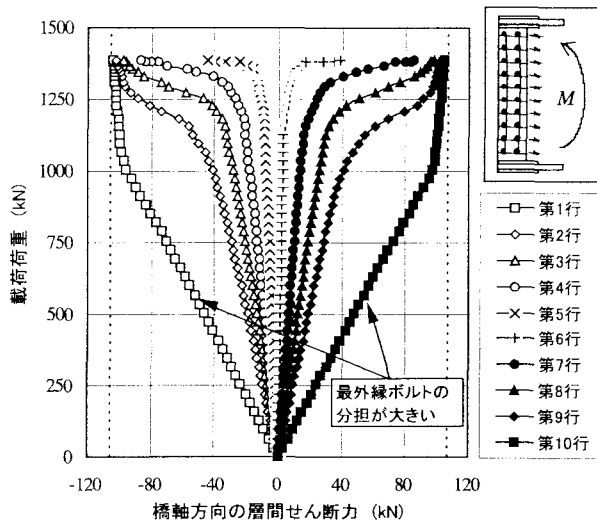


図-9 載荷荷重と橋軸方向層間せん断力の関係 (Case-MS2)

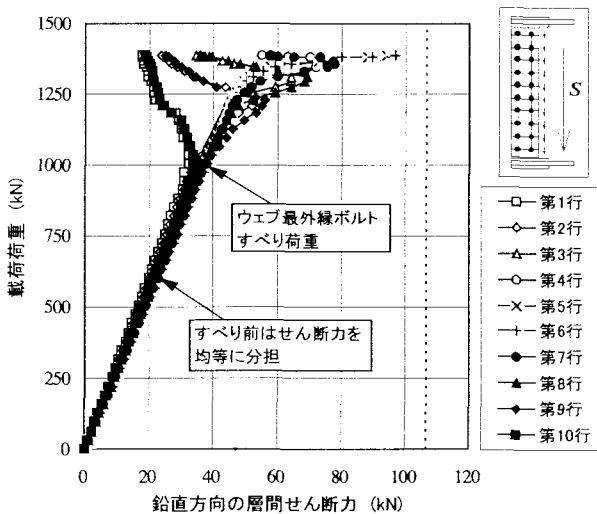


図-10 載荷荷重と鉛直方向層間せん断力の関係 (Case-MS2)

3.3 総すべりモーメント法の適用性

各ケースの設計計算値とFEM 解析結果との比較を表-4 に示す。表中の上下フランジボルトのすべり荷重は、上下フランジの全ボルトがすべり耐荷力に達した時の荷重である。Case-MS1 を除き、総すべり時の約80%の荷重で上下フランジのボルトがすべり耐荷力に達する。また、Case-MS1 およびMS2 は、せん断力の影響を受け、上下フランジボルトよりも先行してウェブの上下縁のボルトがすべり耐荷力に達したことが分かる。

表-4 より、FEM 解析結果の総すべり荷重は、設計計算値と良好に一致しているが、Case-B1 の等曲げモデルを除き、全てFEM 解析値が設計計算値を下回っている。特に、Case-MS1 およびMS2 のようにせん断力の影響が大きいモデルでは、5%以上FEM 解析値が下回った。これは、上記のように、ウェブ最外縁ボルトがすべり耐荷力に達した後、ウェブボルト群のせん断力分担が変化し、設計計算値で仮定したような均等な分担にならずに、中立軸近傍のボルトのせん断力分担が大きくなるためである。

3.4 すべり過程を考慮した総すべりモーメント法の提案

曲げモーメントとせん断力が同時に作用した継手に、文献6) (以下、現行) の総すべりモーメント法を適用した場合、危険側の設計となる場合もあることから、図-11 に示すように、ウェブボルトのすべり過程を考慮した総すべりモーメント法を提案する。現行の総すべりモーメント法は、総すべり状態に対しても、せん断力は、ウェブボルトで均等に分担すると仮定しているが、FEM 解析結果より、ウェブボルトが最外縁ボルトから順次すべり耐荷力に達する過程で、すべり耐荷力に達したボルトのせん断力分担が減少し、中立軸近傍のボルトのせん断力分担が大きくなることが分かった。

そこで、すべり耐荷力に達したボルトは、せん断力に対する抵抗を失い、すべり前のボルトで抵抗させることで、すべり過程の影響を考慮し、中立軸近傍のボルトのせん断力分担を大きくした。

表-5 に、提案した総すべりモーメント法とFEM 解析結果との比較を、図-12 に曲げ・せん断比と総すべり荷

表-4 設計計算値とFEM 解析結果の比較

			Case-MS1	Case-MS2	Case-MS3	Case-MS4	Case-MS5	Case-MS6	Case-MS7	Case-B1
曲げ・せん断比 (ρ_M/ρ_S)			1.03	2.05	3.98	6.03	7.96	10.01	12.07	∞
設計 計算値	総すべりモーメント (kN・m)	せん断の影響考慮せず	919.9	919.9	919.9	919.9	919.9	919.9	919.9	919.9
		せん断の影響考慮	727.8	864.6	904.6	913.2	916.1	917.5	918.2	
	継手総すべり荷重 (kN)	せん断の影響考慮せず	2653.7	1568.1	975.6	824.1	847.9	1088.7	2348.8	836.3
		(A) せん断の影響考慮	2099.5	1473.8	959.4	818.1	844.3	1085.8	2344.5	
FEM 解析値	(B) 継手総すべり荷重 (kN)		1919.6	1387.7	931.5	807.8	839.4	1083.3	2339.7	854.5
	(C) 上下フランジ群ボルトすべり荷重 (kN)		1892.9	1158.0	744.1	627.2	649.2	836.9	1834.4	685.0
	(D) ウェブ上下縁ボルトすべり荷重 (kN)		1292.1	1052.4	760.0	655.7	680.2	885.4	1915.7	716.9
FEM解析値/設計計算値(総すべり荷重) (B / A)			0.91	0.94	0.97	0.99	0.99	1.00	1.00	1.02
上下フランジ群すべり荷重/総すべり荷重 (C / B)			0.99	0.83	0.80	0.78	0.77	0.77	0.78	0.80
ウェブ上下縁ボルトすべり荷重/総すべり荷重 (D / B)			0.67	0.76	0.82	0.81	0.81	0.82	0.82	0.84

重の関係を示す。提案した総すべりモーメント法は、FEM解析値と良好に一致し、せん断力の影響が大きいケースでも誤差が3%以内で、FEM解析値が設計計算値を上回り、安全側の結果となっている。また、提案した総すべりモーメント法を適用したことによる実橋の継手部の合理化を検証するため、鋼単純非合成I桁橋（4主桁、支間長36m）の最も支点寄りの1継手を対象に、ボルト本数を試算した。その結果、提案した総すべりモーメント法を適用すること

により、道示の設計と比較し、ボルト本数は7割程度に低減することができ、現行の総すべりモーメント法と同じボルト本数であった。提案した総すべりモーメント法は、ウェブボルトのせん断力分担が増えるため、現行の総すべりモーメント法と比較し、総すべり抵抗モーメントは小さくなるが、ボルト本数が大きく増加することは無く、現行の総すべりモーメント法と同程度にボルト本数を低減できると考えられる。

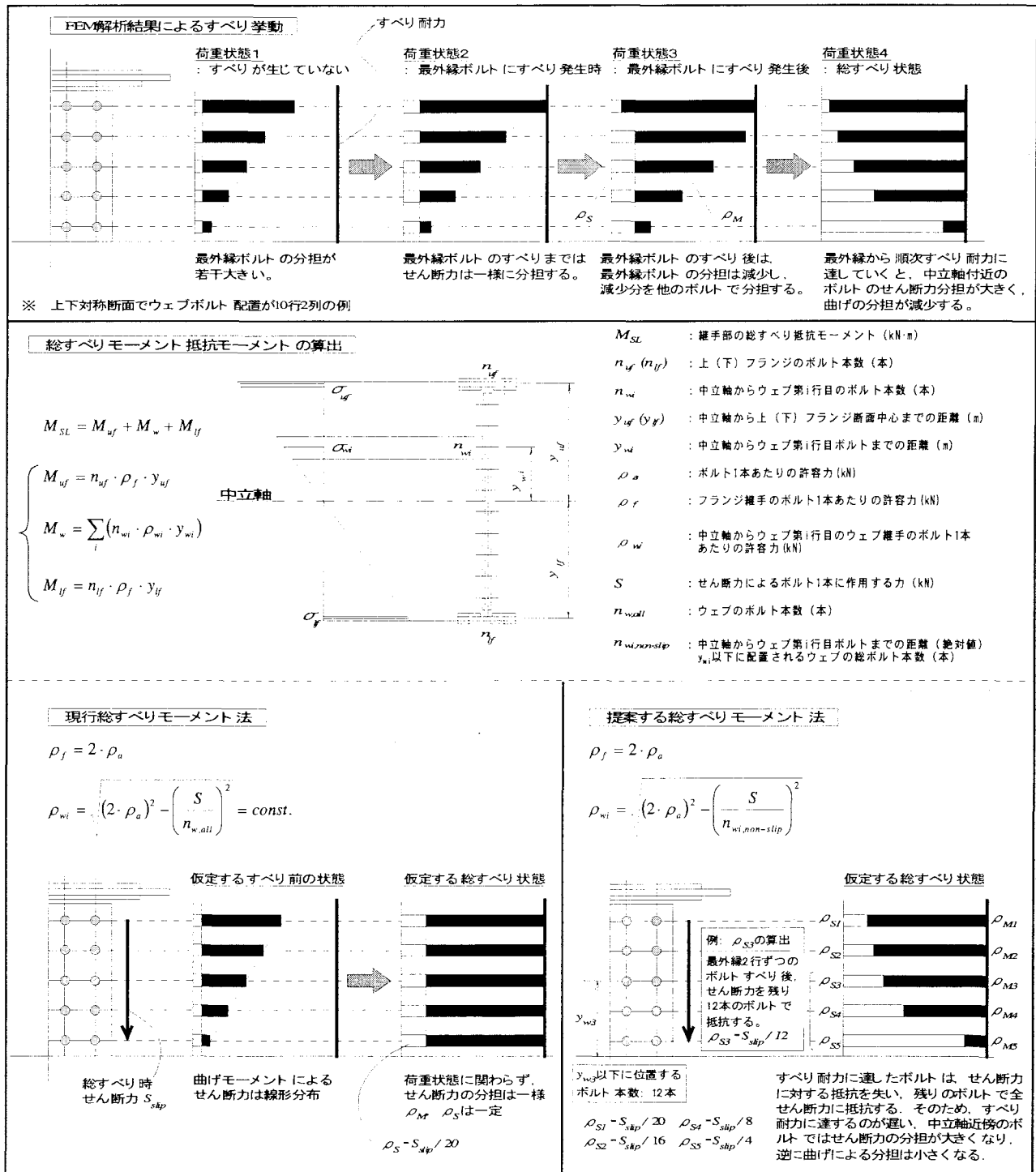


図-11 すべり挙動と提案する総すべりモーメント法の概要図

表-5 提案した総すべりモーメント法とFEM 解析結果の比較

		Case-MS1	Case-MS2	Case-MS3	Case-MS4	Case-MS5	Case-MS6	Case-MS7	Case-B1
曲げ・せん断比(ρ_M/ρ_S)		1.03	2.05	3.98	6.03	7.96	10.01	12.07	∞
継手総すべり荷重(kN)	(A) FEM解析値	1919.6	1387.7	931.5	807.8	839.4	1083.3	2339.7	854.5
	(B) 現行の総すべりモーメント法	2099.5	1473.8	959.4	818.1	844.3	1085.8	2344.5	836.3
	(C) 提案した総すべりモーメント法	1869.9	1346.3	925.3	803.7	836.4	1079.5	2335.2	836.3
FEM解析値/現行の総すべりモーメント法(A/B)		0.91	0.94	0.97	0.99	0.99	1.00	1.00	1.02
FEM解析値/提案した総すべりモーメント法(A/C)		1.03	1.03	1.01	1.01	1.00	1.00	1.00	1.02

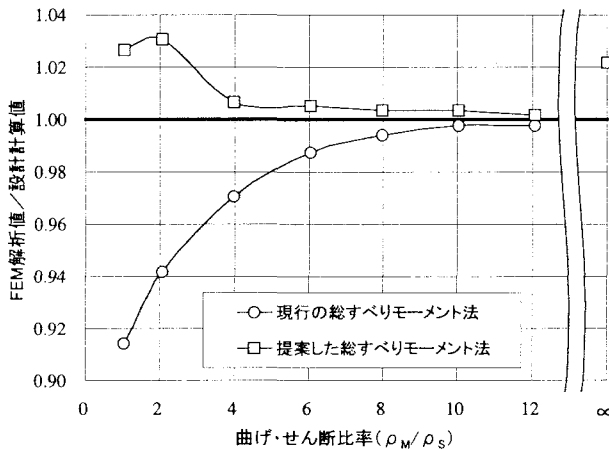


図-12 曲げ・せん断比と総すべり荷重の関係

4. 組合せ断面力が作用する継手部の耐力実験

4.1 実験概要

FEM 解析結果および改良した総すべりモーメント法の妥当性を確認するために、桁モデルのすべり耐力実験を実施した。実験は、図-13 に示すように、両端単純支持した支間長 4.5m の上下対称断面鋼 I 桁を、油圧ジャッキを用いて荷重を漸増させた。供試体には 600H 形鋼 (H594×302×14/23) を使用し、せん断座屈が生じないように、適宜垂直補剛材を配置した。ボルト継手部詳細図を図-14 に示す。ボルト配置も各ケース同様とし、上下フランジで片側 2 行 2 列、ウェブで、片側 10 行 2 列とした。実験は、

すべり係数等のばらつきを考慮し、各ケース 4 体実施した。主桁の降伏、あるいは、載荷能力を考慮し、高力ボルトは、M20、F8T 相当とした。また、すべり側のボルト群を明確にするため、片側は M20、F10T 相当とした。すべり強度と母材降伏強度（公称値）の比 β^0 は、引張側フランジで $\beta=0.31$ 、引張側ウェブ（最外縁ボルト位置で算出）で $\beta=0.80$ となっている。接合面の処理は、設計すべり係数 0.4 に近いすべり係数が得られるよう、プラスト処理後、高摩擦有機ジンクリッチペイント¹⁰⁾（目標膜厚 75 μm ）を塗布した。

供試体の組立は、塗膜を 1 週間以上乾燥させた後に行った。高力ボルトの締付けは、トルク法とし、予備締めと本締めの 2 度締めにより行った。予備締めは、導入ボルト軸力の 60% を目標とし、導入ボルト軸力は、道示に規定されている所定軸力 146.3kN (=133kN×1.1) とした。また、実験初期段階で支圧状態にならないように、ボルト軸と孔壁の隙間を確保し、高力ボルトの締付けを行った。

継手に曲げモーメントのみを作用させるケース（後述、Case-G1）では 4 点曲げ方式で、曲げモーメントとせん断力を作用させるケース（後述、Case-G2, G3）では 3 点曲げ方式で、荷重の載荷を行った。

表-6 に実験ケース一覧を示す。表-6 中の記号は図-5 と同様である。FEM 解析結果では、ウェブ継手の曲げ・せん断比が大きくなるにつれて、解析値と設計計算値の差が大きくなる。そこで、実験は、曲げ・せん断比を 1.0 および 2.0 とした 2 ケースと、比較のため、純曲げを作用させたケースの計 3 ケース行った。Case-G1 は、継手を純曲げ状態とし、Case-G2, G3 は継手に曲げモーメントだけで

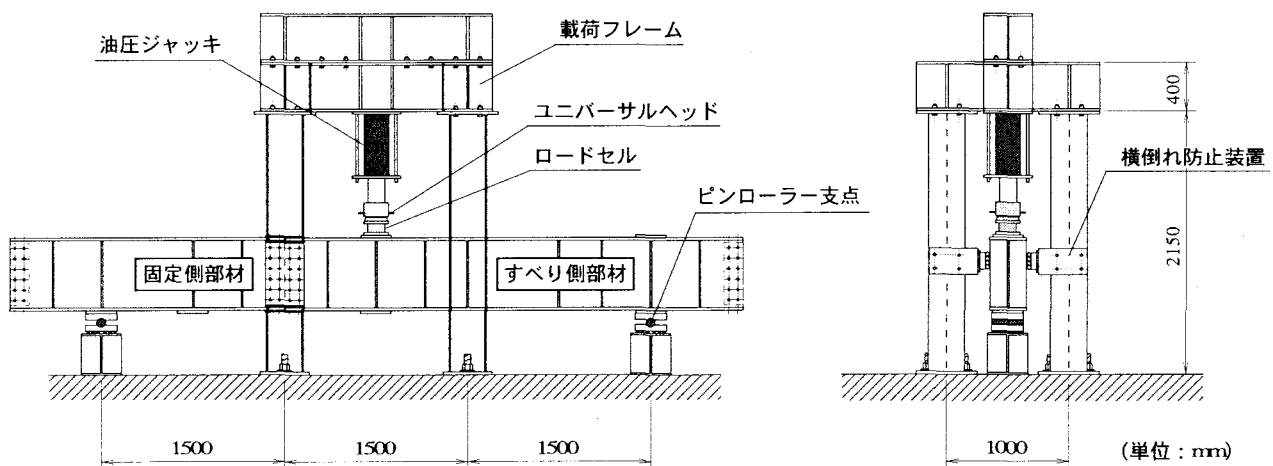
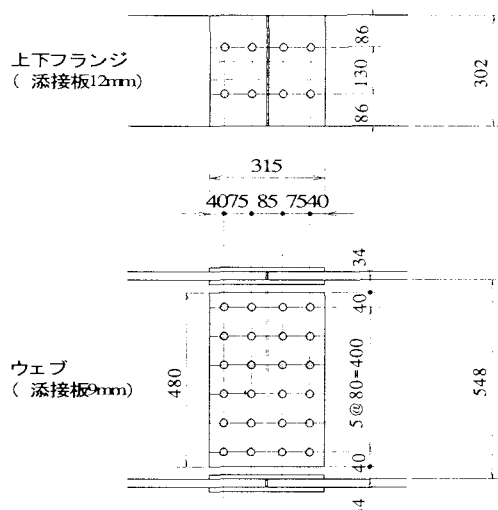


図-13 桁モデル載荷実験概要(3点曲げ載荷方式, Case-G2)

なく、せん断力を作用させ、継手位置、載荷位置を変更することにより、曲げ・せん断比を変化させたものである。

なお、載荷時の計測項目は、桁の鉛直変位、継手端部における母材と添接板の相対ずれ変位および、継手部の発生ひずみとした。

また、すべり係数の確認を行なうため、要素モデル供試体を製作し、桁モデル供試体と同時期に、ブラスト処理、



図一14 ボルト継手部詳細図

表一6 桁モデル実験ケース一覧

継手作用力	Case-G1		Case-G2		Case-G3	
	曲げモーメント		曲げモーメント + せん断力		曲げモーメント + せん断力	
a (mm)	1500		2250		1500	
b (mm)	1500		2250		3000	
l (mm)	4500		4500		4500	
L_j (mm)	2250		1500		750	
ρ_M / ρ_S	∞		1.97		0.99	

表一7 桁モデルのすべり耐力実験結果一覧

	供試体 No.	実験値(kN)		設計計算値(kN)		①/②	①/③
		すべり 荷重の 平均値 ①	すべり 荷重 ②	提案した 総すべり モーメント法 ($\mu=0.4$) ②	道示による フランジ継手 すべり荷重 ($\mu=0.4$) ③		
Case-G1	1	414.3	420.2	528.4	379.2	0.795	1.108
	2	384.9					
	3	475.6					
	4	406.0					
Case-G2	1	341.8	387.6	518.0	379.5	0.748	1.021
	2	446.2					
	3	359.9					
	4	402.6					
Case-G3	1	578.6	608.4	727.5	569.3	0.836	1.069
	2	571.7					
	3	657.5					
	4	625.7					

塗装を施した。桁モデル実験は、高力ボルトのリラクゼーションを考慮し、2日間以上放置した後に行ったが、高力ボルト締付け後から実験までの日数（以下、締付け後日数と呼ぶ。）が最大7日のケースもあることから、軸力抜けの影響を考慮し、要素モデル実験では、締付け後日数を2日、8日の2種類の供試体とした。更に、桁モデル実験では、フランジ継手およびウェブ継手ですべり強度・降伏強度比 β が異なることから、要素モデル供試体の母材、添接板を、桁モデル供試体のフランジおよびウェブとほぼ同じ板厚として、 β を0.53、0.84の2種類設定した。

4.2 実験結果と考察

桁モデル実験結果を表一7に示す。各ケースですべり荷重に10～30%程度のばらつきが生じているが、全ケースで実験値は、提案した総すべりモーメント法により $\mu=0.4$ として算出したすべり荷重を約20%下回る結果となった。表一8に示す要素モデルの実験結果から、 β の影響は受けるものの、すべり係数0.4を確保できているため、表一7の実験値が設計計算値を下回る原因は、すべり係数の低下によるものではないと考えられる。また、実験値は、道示によるフランジ継手のすべり荷重（総断面積を用いて算出）と比較的良好に一致しており、フランジとウェブの協働作用が十分に発揮されない結果となっている。

総すべりモーメント法では、鋼I桁継手部の主すべりは、フランジ継手およびウェブ継手の全ボルトが、すべり耐力に達した後に生じるものとしている。つまり、フランジ

表一8 要素モデルの引張実験結果一覧

		Case-E1	Case-E2	Case-E3	Case-E4
ボルト列数		2列	2列	2列	2列
締付け後日数(日)		8	2	8	2
板厚 (mm)	母材	22	22	14	14
	添接板	12	12	9	9
すべり強度・ 降伏強度比 β		0.53	0.53	0.80	0.80
継手形状					
すべり 係数	No.1	0.473	0.452	0.405	0.404
	No.2	0.474	0.472	0.416	0.421
	No.3	0.471	0.493	0.405	0.405
すべり係数平均値		0.473	0.472	0.409	0.410

継手は、すべり耐荷力に達して部分すべりが生じた後、ウェブ継手が、すべり耐荷力に達するまでの間、そのすべり耐荷力を維持する、と仮定している。本実験においては、フランジ継手に部分すべりが生じた後に、すべり耐荷力を維持できず、ウェブ継手の分担力が急激に増加し、継手全体の主すべりへつながつたため、実験値が、総すべりモーメント法により算出した設計計算値よりも小さく、フランジ継手のすべり耐荷力と比較的一致したと考えられる。上記の推察は、要素モデルの引張実験において、主すべり発生時に大きな音とともに、荷重が大幅に低下する現象が全ケースで確認されたことにもよる。

すべり耐荷力実験は、FEM 解析結果および改良した総すべりモーメント法の妥当性を確認するために実施したが、上記のように、フランジ継手のすべり耐荷力で桁のすべり耐荷力が決まる結果となり、上記目的を達成するには至らなかった。

各ケース No.2 供試体における荷重－載荷位置の鉛直変位の関係を図-15 に、荷重－継手部の相対すべり変位の関係を図-16 に、荷重－ひずみ関係を図-17 に示す。各ボルト位置での相対すべり変位は、添接板端部に設置したπ型

変位計の計測値で代表し、相対すべり変位は、離開する方向を正として、フランジ左右、ウェブ表裏の平均値を示している。図-15 より、全ケースでフランジ継手すべり後すぐに、桁のすべり耐荷力が失われる挙動を示した。FEM 解析で確認されたような、フランジ継手に部分すべりが生じた後に、剛性が低下しながらも、ウェブ継手のみで抵抗する挙動は確認できなかった。また、載荷位置の鉛直変位は、ウェブのせん断変形を考慮した理論値よりも大きくなっている。これは、桁モデル供試体では、 $\beta=0.31$ と小さく、フランジ継手では、母材全強の 75%以上の強度を有していないため、母材に比べ、継手部で剛性が低下したためと考えられる。また、図-16、図-17 より、各ケースで上下フランジの相対すべり変位が、ウェブに先行して大きくなる特性が認められ、すべり荷重の 7 割程度から非線形性が表れる。Case-G1 では、相対すべり変位およびひずみから、フランジ継手に部分すべりが生じた後も、若干の荷重増加があるが、他のケースは、相対すべり変位およびひずみの勾配の変曲点がフランジ継手、ウェブ継手ともに同じ荷重であり、すべり耐荷力が、フランジ継手のすべり耐荷力となっていると考えられる。

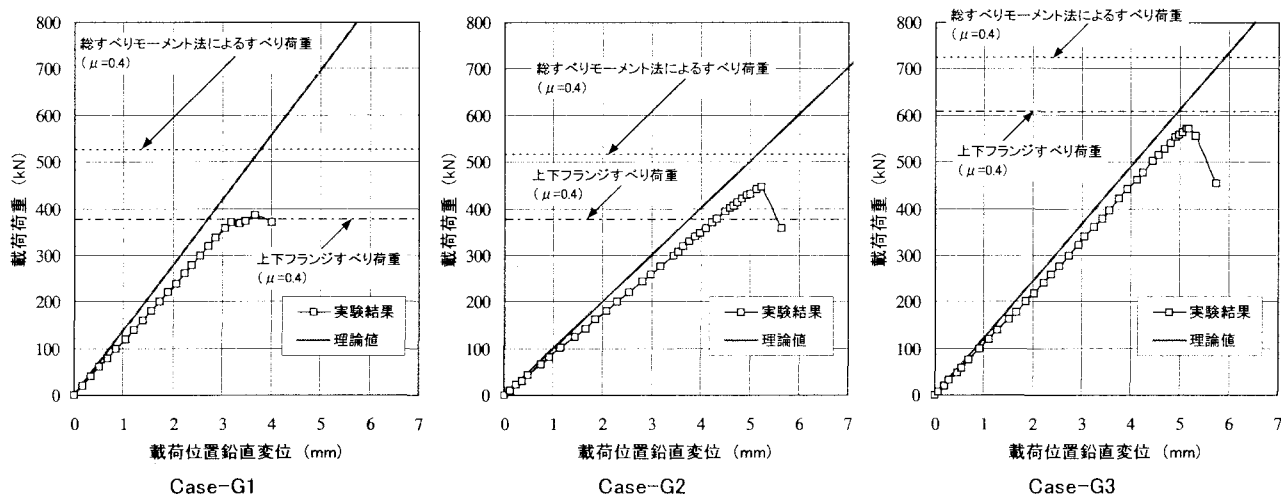


図-15 各ケースにおける荷重－載荷位置の鉛直変位の関係

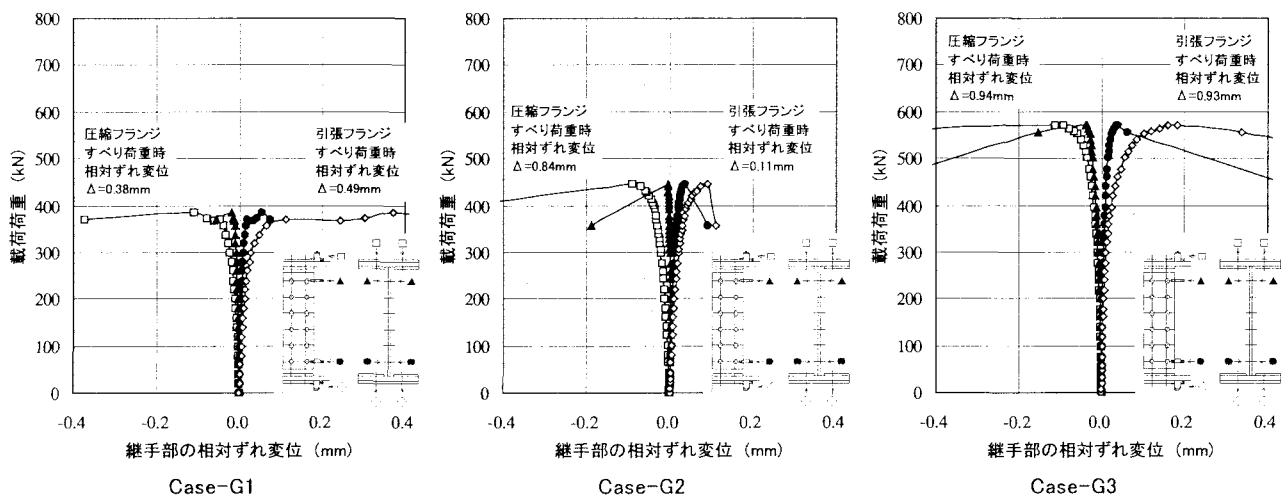


図-16 各ケースにおける荷重－継手部の相対すべり変位の関係

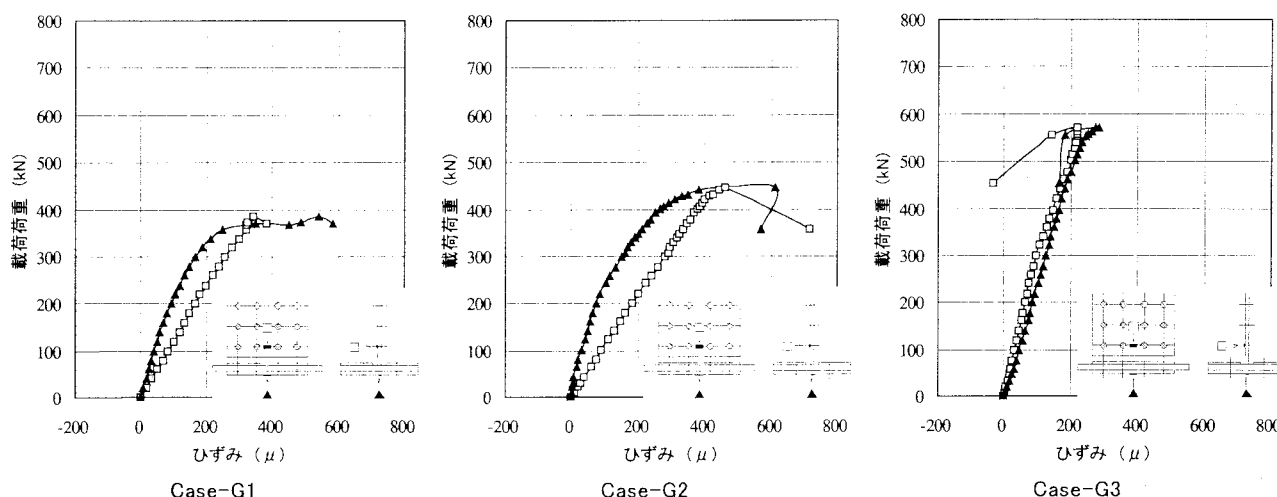


図-17 各ケースにおける荷重-引張側フランジ、ウェブひずみの関係

5. まとめ

鋼 I 桁モデルの FEM 解析結果およびすべり耐荷力実験結果をもとに、曲げモーメントとせん断力が同時に作用する高力ボルト継手部のすべり耐荷力特性およびフランジ継手とウェブ継手の協働作用を考慮した合理化設計手法の適用性に関して検討を行った。得られた知見を以下にまとめる。

- (1) せん断力の影響を大きく受ける継手の FEM 解析値は、現行の総すべりモーメント法による設計計算値を最大 9% 下回る。
- (2) 曲げモーメントとせん断力を受ける高力ボルト継手に対して、ウェブボルト群のすべり過程を考慮した新たな総すべりモーメント法を提案した。その結果、全ケースで FEM 解析値は、設計計算値を上回り、安全側の結果であった。また、設計計算値の誤差は 3% と、FEM 解析値と良好に一致した。
- (3) すべり耐荷力実験では、すべり耐荷力に及ぼすせん断力の影響および、提案した総すべりモーメント法の適用性の確認など、当初の目的を達成するには至らなかった。これは、フランジ継手のすべりが継手全体の主すべりとなり、フランジとウェブの協働作用が十分に発揮されなかったことによるものと考えられる。
- (4) 本実験では、すべり時に荷重が低下し、上記のように、桁のすべり耐荷力が、設計計算値よりも低下する可能性があることが示された。そのため、総すべりモーメント法により設計した継手のすべり耐荷力特性について、より詳細な検討が必要であると考えられる。

参考文献

- 1) (社)日本道路協会：道路橋示方書・同解説、Ⅰ 共通編・Ⅱ 鋼橋編、丸善株式会社、平成 14 年 3 月

- 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 回年次学術講演会講演概要集，第 1 部，pp.195-196，1982.10
- 3) 長嶋・山田・長島・成田：プレートガーダー継手のすべり強度試験および解析，土木学会構造工学論文集，Vol.37A，pp.1223-1234，1991.3
- 4) 秋山・西村：曲げを受ける鋼 I 桁高力ボルト継手のすべり機構と限界強度の評価，鋼構造年次論文報告集，Vol.4，pp.287-294，1996.11
- 5) 秋山・西村・亀井・池端：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，Vol.3，pp.289-296，1995.11
- 6) 鈴木・水口・高田・望月・宮地：高力ボルト継手設計法の合理化に関する検討ー協同作用を考慮した合理化設計法の提案と試設計ー，土木学会第 53 回年次学術講演会講演概要集，Ⅰ-A156，pp.312-313，1998.10
- 7) 一宮・青木：現場継手の合理化に関する一提案ー継手形式別の課題の整理ー，横河ブリッジグループ技報，No.29，pp.25-32，2000.1
- 8) MSC Software Corporation：MSC Marc User's Guide，Version 2000，MSC Software Corporation，2000.12
- 9) 紫桃・井ヶ瀬・鈴木・岩崎・一宮・小池：曲げとせん断を受ける併用継手モデルの耐荷力実験，土木学会第 57 回年次学術講演会講演概要集，Ⅰ-649，pp.1297-1298，2002.9
- 10) 市岡・藤原・中塚：高摩擦力を有する有機ジンクリッチペイントの高力ボルト接触面への適用に関する検討，土木学会第 53 回年次学術講演会講演概要集，Ⅰ-A67，pp.134-135，1998.10

(2003 年 9 月 12 日受付)