

高力ボルト摩擦接合引張継手の強度に関する実験

秋山 寿行¹⁾ 播本 章一²⁾

高力ボルト摩擦接合継手に関連する規定について、諸外国の鋼構造設計規準とわが国の現行設計規準とを比較すると、すべり係数およびすべりに対する安全率が異なっている。また、引張材におけるボルト孔による断面控除の影響について、道路橋示方書では諸外国の設計規準に比べ安全側に規定されている。

ここでは、これら設計規準の相違点に着目し、また、継手部の強度や変形能など終局限界状態までを考慮し、各種限界状態を系統的に計画した高力ボルト摩擦接合継手供試体を用いて引張試験を行った。その結果、引張材におけるボルト孔による断面控除の影響は、継手の降伏限界ではわずかであり、有効断面の評価法を見直す必要があることを示した。また、継手を含む部材の変形能は、継手の破壊形式によって異なることを示した。そして、降伏比の大きな高張力鋼を継手部に使用した場合、変形能の面で不利となることを、実験により確認した。

まえがき

わが国における許容応力度設計法に準拠した現行の鋼構造を対象とする設計規準^{1),2)}の高力ボルト摩擦接合継手に関連する規定は、すべり耐力を中心とした実験データに基づいたものである。一方、すで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では、高力ボルト摩擦接合継手のすべり限界および終局強度に関する明確な条項を与えている。

わが国においても、鋼構造設計に関し限界状態設計法の導入に対応した研究が蓄積されてきているが、鋼構造の一般的な継手である高力ボルト摩擦接合継手に関しても、使用限界状態および終局限界状態について系統的な見直しが必要である。また、限界状態として終局限界状態を考える場合、構造物の終局強度および変形能が重要な問題となるが、高力ボルト継手部についてもその強度および変形能の的確な評価法を確立し、継手部の設計の合理化を図ることも重要であると考えられる。

著者らは本誌前号³⁾において、高力ボルト摩擦接合継手に関連する規定に関し、すでに限界状態設計法に準拠している諸外国の鋼構造設計規準とわが国の現行設計規準との比較を行った。それによると、許容応力度設計法と限界状態設計法との違いもあるが、すべり係数およびすべりに対する安全率が異なっている。その結果、道路橋示方書(以下、道示と略する)における高力ボルトの許容伝達力が他の規準に比べて小さくなっている。また、引張材においてボルト

孔による断面控除の影響について、道示では他の規準に比べて安全側に規定されている。

高力ボルト摩擦接合継手に関する既往の実験的研究⁴⁾⁻¹⁰⁾は、主としてすべり耐力に着目したものが多く、継手部の強度および変形能など終局限界状態までを考慮した実験は少ない^{11),12)}。本研究では、上述の各種設計規準の差異に対し、以上のことがらに着目して実験を行った。

- ① 摩擦接合引張継手の終局限界の区分
- ② 高力ボルト摩擦伝達力
- ③ 引張部材においてボルト孔による断面控除の影響
- ④ 高力ボルト摩擦接合引張継手の終局強度および変形能

1. 実験内容

(1) 供試体の分類

供試体は、すべり限界状態および終局限界状態をそれぞれ独立に発現させるように設計した継手形式と限界状態の相関性を調査するための継手形式を考え、以下のように分類した。

- ① Aタイプ：母材および添接板が弾性状態において、接触面のすべりが発生し、かつ、ボルトのせん断破断で終局状態に達する。
- ② Bタイプ：母材と添接板の接触面のすべりが発

1) 橋梁技術部技術課課長 2) 常務取締役

生する前に、母材または添接板が降伏状態に達し、その破断により終局状態に達する。

③Cタイプ：母材および添接板の降伏と接触面のすべりが同時に生ずる。

Aタイプは、母材と添接板の接触面のすべり限界とボルト破断を調べるためのモデルである。Bタイプは母材または添接板の降伏および破断を調べるためのモデルである。このBタイプは母材が降伏するタイプと添接板が降伏するタイプの2種類とし、それぞれBfおよびBsと表す。さらに、実際の設計において、母材または添接板の降伏強度と接触面のすべり強度が等しくなる場合もあり、これら2つの限界状態がほぼ一致するようにCタイプを考慮した。

(2) 供試体の製作条件

供試体の製作条件は以下のとおりである。

- ①継手形式は突合せ継手(2面せん断)とする。
- ②引張試験装置の容量(200tf)を考慮して、高力ボルトはF10T、サイズM20を使用し、2行配置とする。また、鋼板の材質はタイプに応じて、SM570、SM490Y、SS400を適宜使用する。
- ③ボルト孔の径は22.5mmとする。
- ④すべり面はショットプラストにより黒皮を除去した後、赤錆を発生させ、組み立て時にワイヤーブラシなどを用い浮き錆を除去する¹⁾。
- ⑤供試体のボルト締め付けはトルクレンチを使用する。そして、ボルト軸力を管理しながら、中央のボルトから順次端部に向かって2度締めを行い、所定のボルト初期導入軸力18.2tf(設計軸力16.5tfの1割増し)を導入する。

高力ボルトの軸力測定について、ボルト軸部にひずみゲージを貼付し、あらかじめ引張試験装置でボルト軸力のキャリブレーションを行い、ひずみ一軸力の較正曲線を作成する。これを用いて、ボルトの初期導入軸力の管理および試験中の軸力測定を行う。

(3) 供試体の形状

供試体の形状を表-1に示す。

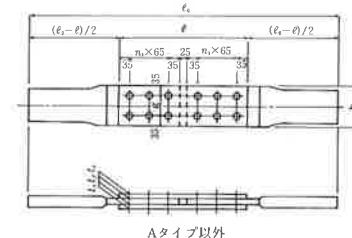
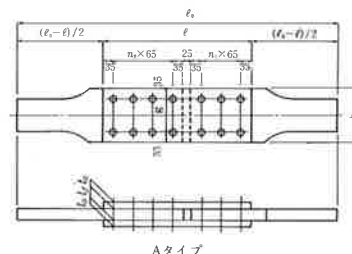
ボルト本数について、Aタイプでは継手の片側を一次すべり側として4本および6本とし、他方を二次すべり側としてそれぞれ1列増しの6本および8本とする。BfおよびBsの両タイプは、片側4本と6本の2種類とする。また、Cタイプは片側6本の1種類とする。供試体の数量は同一試供体を各3体とし、合計21体とする。

(4) 引張試験要領

載荷能力200tfの万能試験機(島津 Type REH-200)に供試体を鉛直に取り付ける。供試体のすべり発生後あるいは鋼板の降伏後も、継手システム全体の耐荷力の低下または母材、添接板、高力ボルトの

表-1 供試体の形状

	Aタイプ		Bfタイプ		Bsタイプ		Cタイプ
	A4	A6	Bf4	Bf6	Bs4	Bs6	C6
l_0	930	1060	895	1025	895	1025	1055
ϕ	360	490	295	425	295	425	425
h	180	180	135	135	135	135	146
g	110	110	65	65	65	65	76
n_1	1	2	1	2	1	2	2
n_2	2	3	—	—	—	—	—
l_f	42	42	10	10	25	25	22
l_s	22	22	10	10	10	10	11
材質	SM570		SS400		SM490Y		SM490Y
添接板	SM490Y		SS400		SS400		SM490Y



いずれかが破断するまで、徐々に引張荷重を載荷する(写真-1)。なお、引張試験は、ボルト締め付け後、少なくとも24時間経過した後に行う。

測定項目は以下のとおりである。

- ①高力ボルトの軸力
- ②母材および添接板のひずみ
- ③供試体の全伸び(すべりおよび鋼板の伸びを含む)
- ④母材と添接板の相対変位量
- ⑤すべり荷重および最大荷重

母材および添接板のひずみは表面に貼付したひずみゲージにより、また、供試体の全伸びは変位計により測定する。母材と添接板の相対変位量は、供試体組立て後に供試体の側面にけがき線を押し、そのずれ量を測定する。すべり荷重の評価は、引張試験機の載荷指針の停止または急激な低減、変位量の急



写真-1 実験状況

激な変化、すべり音の発生、供試体側面のけがき線のずれの4点に着目して行う。

引張試験終了後、供試体を解体し摩擦面の状況、ボルト孔の変形状態を観察する。

2. 実験結果

(1) Aタイプ(スリップタイプ)

Aタイプの引張試験の結果、供試体の全伸び、ボルト軸力、母材および添接板のひずみを図-1および図-2に示す。Aタイプは母材と添接板の接触面のすべりによって継手の線形限界が決定されるタイプである。本実験においてはボルト本数の相違により供試体のすべり強度に著しい差が現れた。すべり荷重の平均値をみると、一次すべり側ではA4の56.7tfに対し、A6は112.8tfである。また、二次すべり側ではそれぞれ95.6tfおよび160.4tfとなり、A4に比べA6の方が相対的にすべり強度が高くなっている。しかし、その他についてはA4、A6ともに類似した挙動を示している。

A4およびA6とも荷重増加に伴う全伸びは線形的に変化し、一次すべり側がすべり限界に達すると、大きな音を伴って急激な変位増加を生じる。それと同時に、ボルト軸力が急激に低下する。その後、再び継手の初期剛度とほぼ同一な割合で荷重が上昇する。二次すべり側の現象も同様であり、すべりの前後における荷重-変位関係の勾配はほぼ等しく、線形的である。また、本実験のAタイプのすべりは全ボルト列で同時に生じており、母材と添接板間の相対すべり量は、全ボルト列でほぼ均一であった(写真-2)。

二次すべり側がすべった後、荷重-変位関係は継手機構の変化やボルトの塑性化により勾配が減少し、一次すべり側の全ボルトが同時に破断する。本試験のA4供試体では破壊が確認されたが、ボルト列が1列多いA6では、試験機の容量不足のため、ボルトは破断には至らなかった。

母材および添接板のひずみは、すべりが発生するまでは線形的である。すべり発生後は、ボルトの支圧により添接板のボルト孔近傍では圧縮ひずみが生じる。試験終了後、供試体を解体したところ、ボルト



写真-2 供試体A6-3のずれ状態

ト孔には母材および添接板ともに塑性変形は認められなかった。

(2) Bfタイプ(母材降伏タイプ)

Bfタイプの引張試験の結果を図-3および図-4に示す。Bfタイプは母材の降伏によって線形限界が決定されるタイプである。そのため、継手の線形限界および最大耐力は、母材が有する強度特性に依存しており、Bf4およびBf6の両供試体でほぼ等しい値となる。Bfタイプは本実験の供試体の中で唯一、部分的なすべりが生じ、母材と添接板間のすべりは最も外側のボルト列付近から添接板端部までの範囲で確認された。その内側のボルト列においては、ほとんどすべりは発生していない(写真-3)。

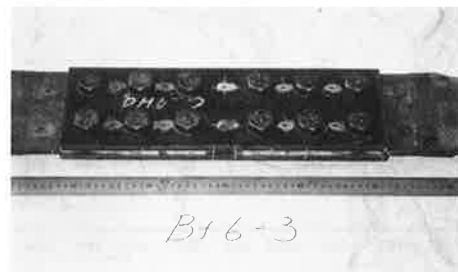


写真-3 供試体Bf6-3のずれ状態

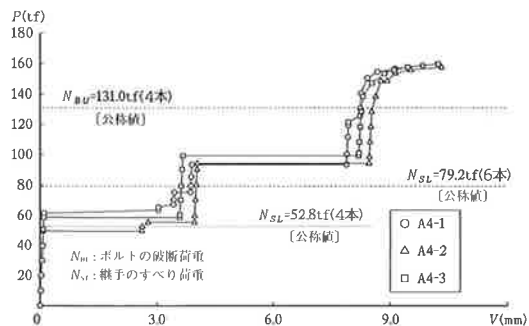
最も外側のボルト列付近において母材の伸びが継手供試体の線形限界以下で生じている。そして、線形限界を超えた後、そのボルト列位置の母材側面で局所的な塑性化によるくびれが発生している。これに伴い、最外列のボルト軸力の減少が顕著となっている。最外列のボルト軸力が初期導入軸力の4割程度に減少した頃から最も外側のボルト列付近ですべりが発生し、それと同時に、その内側列のボルトの軸力抜けも著しくなり始める。

Bfタイプの破壊は、最も外側のボルト列位置の母材断面において、母材とボルト軸部が支圧状態になり、母材のボルト孔部の塑性変形後、延性破壊となっている。

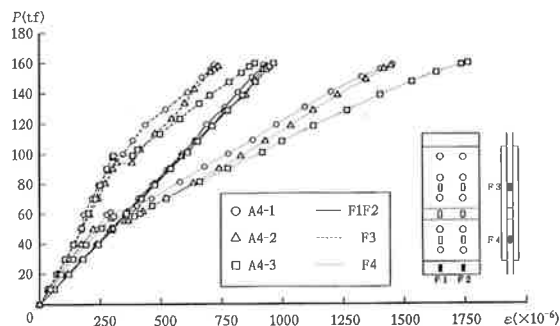
(3) Bsタイプ(添接板降伏タイプ)

Bsタイプの引張試験の結果を図-5および図-6に示す。Bsタイプは添接板の降伏によって線形限界が決定されるタイプである。そのため、継手の強度は添接板が有する強度特性に依存しており、本実験のBs4およびBs6の強度はほぼ等しい値となっている。

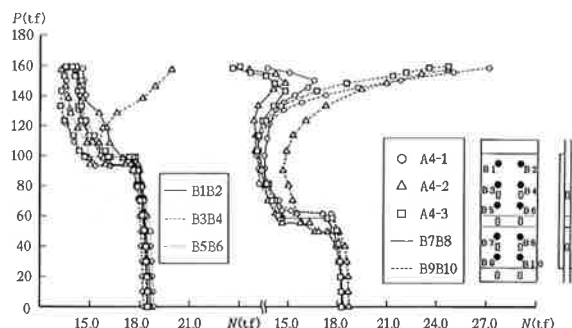
荷重が継手供試体の線形限界に達する前に、最も内側のボルト列付近において添接板が降伏している。それに伴い、その列のボルトが他の列のボルトよりも大きな減少率で軸力抜けが生じている。最内列のボルト軸力が初期導入軸力の5割程度に減少した頃から、その外側列のボルトの軸力抜けも顕著になっている。そして、荷重が線形限界を超えると、最も



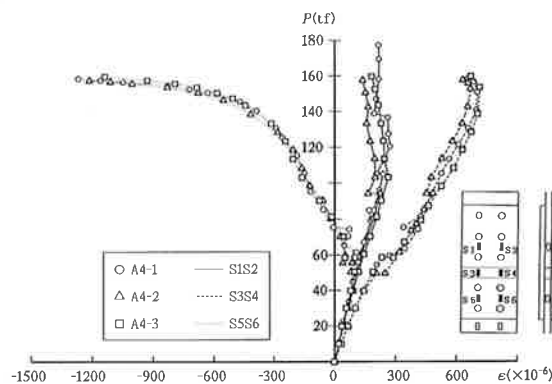
(a) 荷重 - 全伸び



(c) 荷重 - ひずみ (母材)

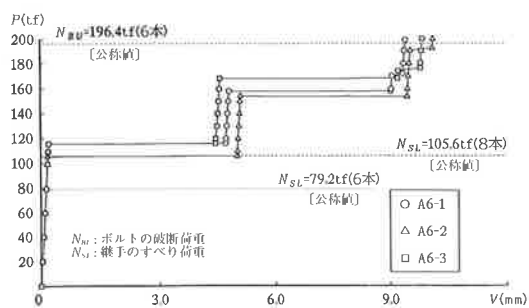


(b) 荷重 - ボルト軸力

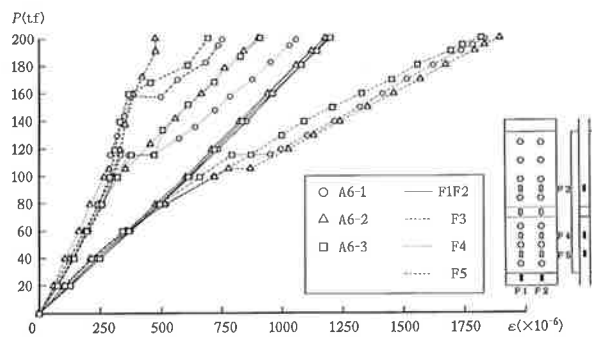


(d) 荷重 - ひずみ (添接板)

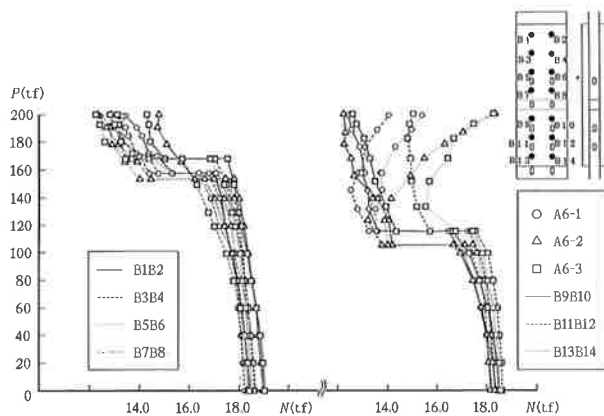
図-1 A4タイプの実験結果



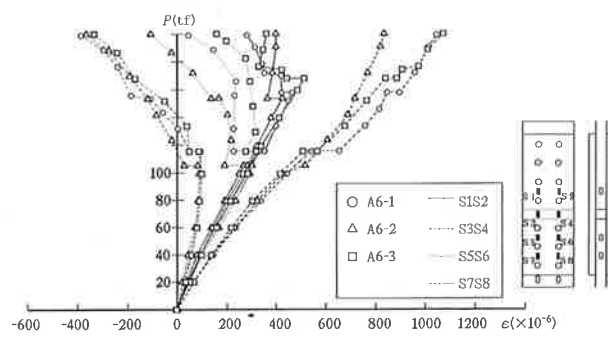
(a) 荷重 - 全伸び



(c) 荷重 - ひずみ (母材)



(b) 荷重 - ボルト軸力



(d) 荷重 - ひずみ (添接板)

図-2 A6タイプの実験結果

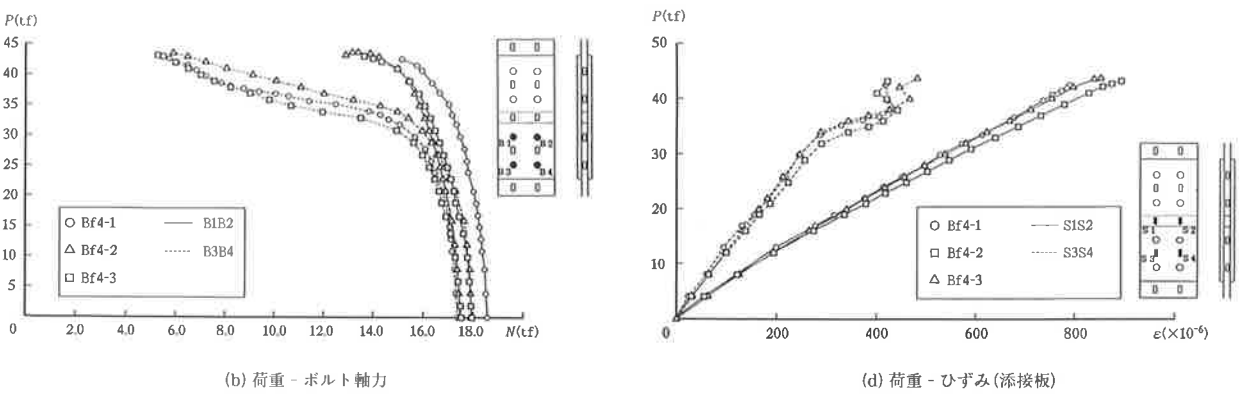
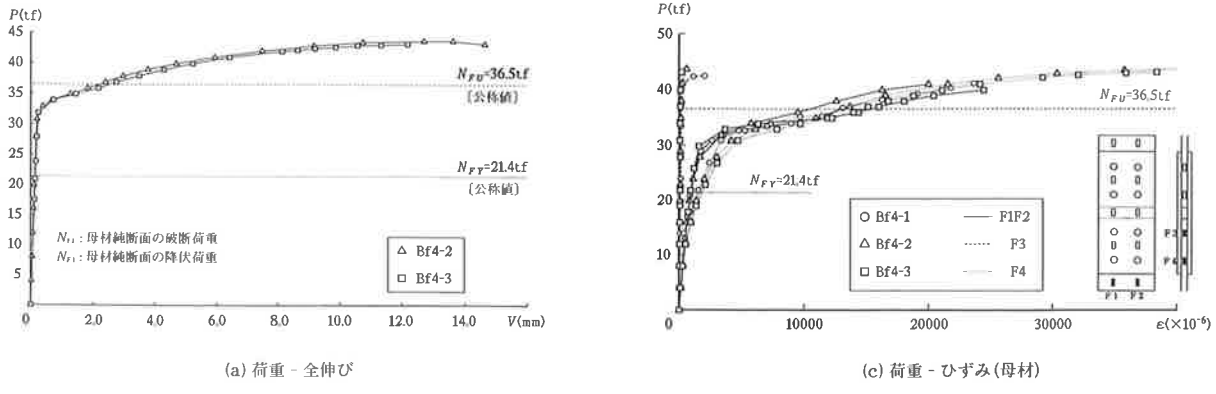


図-3 Bf4 タイプの実験結果

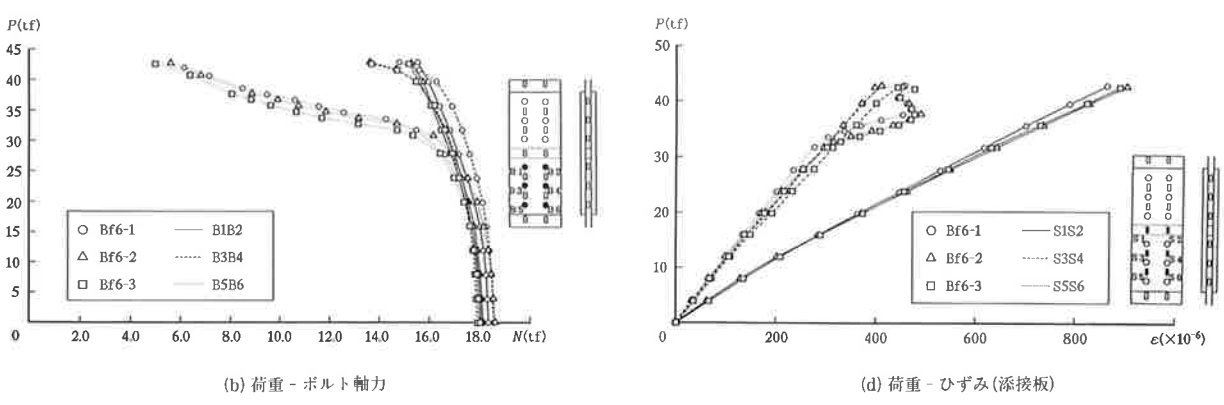
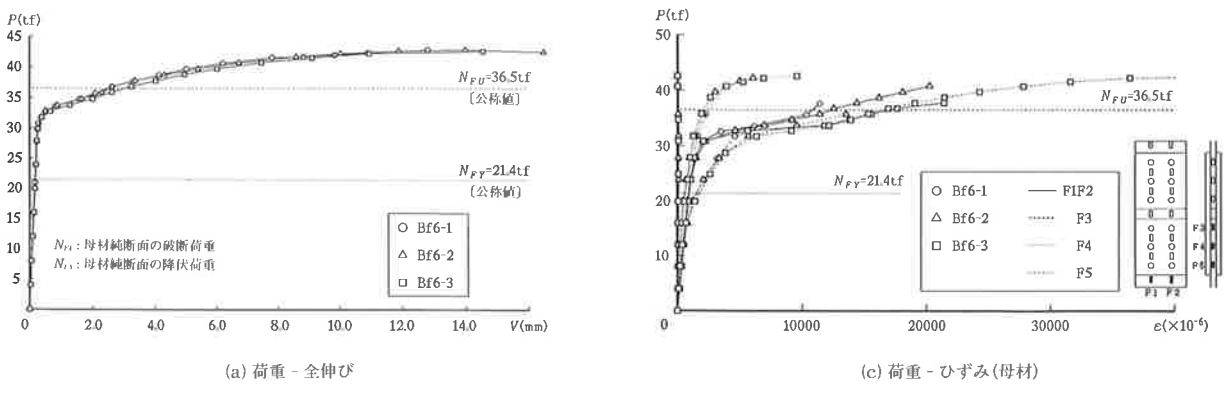
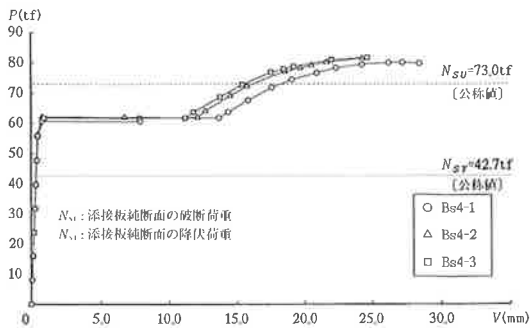
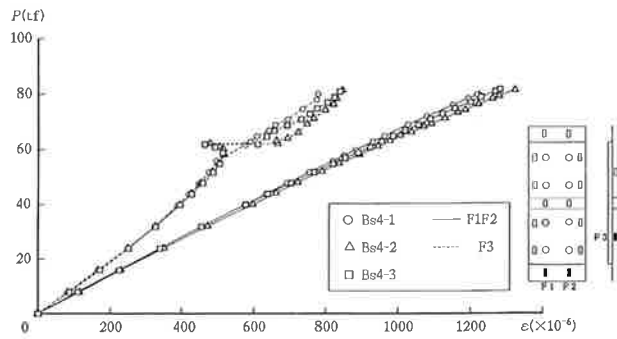


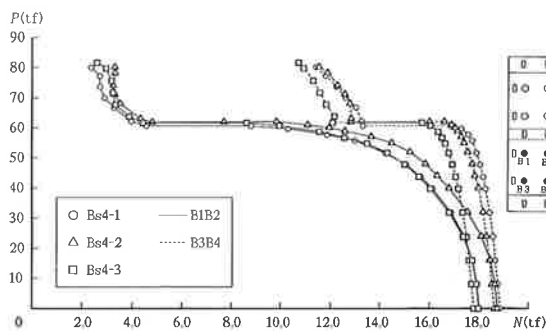
図-4 Bf6 タイプの実験結果



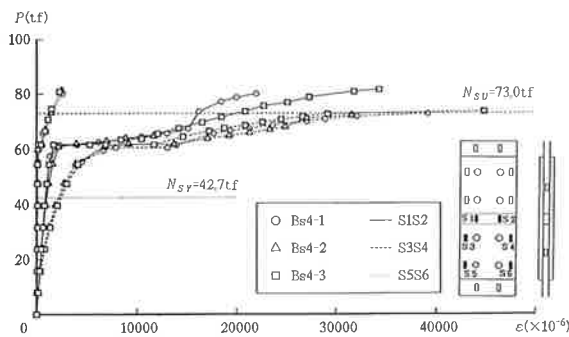
(a) 荷重 - 全伸び



(c) 荷重 - ひずみ(母材)

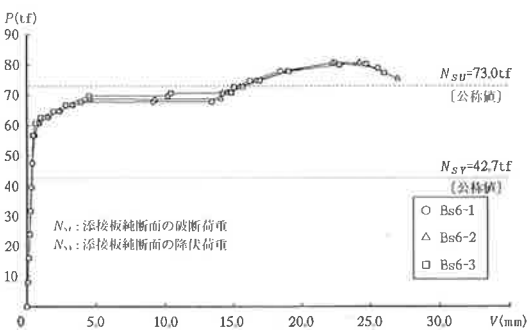


(b) 荷重 - ボルト軸力

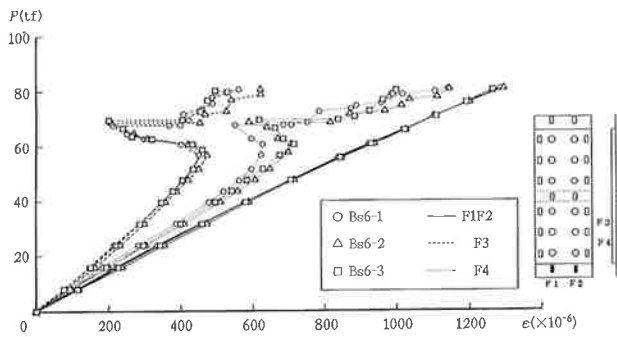


(d) 荷重 - ひずみ(添接板)

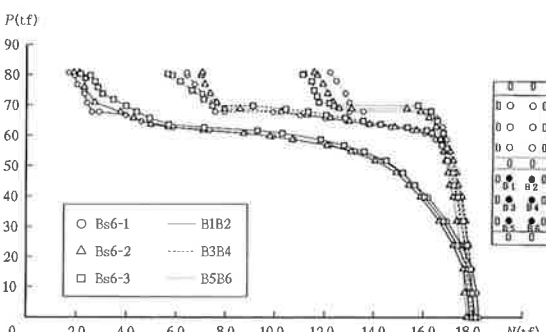
図-5 Bs4 タイプの実験結果



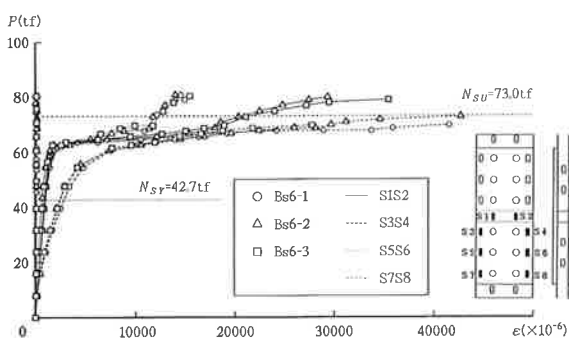
(a) 荷重 - 全伸び



(c) 荷重 - ひずみ(母材)



(b) 荷重 - ボルト軸力



(d) 荷重 - ひずみ(添接板)

図-6 Bs6 タイプの実験結果

内側のボルト列位置より徐々にわずかなすべりが確認された。メジャースリップは、ボルトの軸力抜けが進行し、全ボルト軸力之和が50tf付近まで減少した時点で、大きな音を伴い、すべてのボルト列で同時に発生した。その後、ボルトが支圧状態になっている。

すべり荷重についてはボルト本数の差による影響がわずかである。しかし、このBsタイプは、添接板降伏による線形限界荷重(公称値)とすべり荷重(公称値)との差の度合いが、荷重—変位関係において異なった傾向になっている。Bs4はBs6に比べ上記両者の荷重の差が小さいため、Aタイプに類似した全伸び挙動を示している。しかし、すべり後の荷重—変位関係は、添接板の降伏による剛性低下が現れており、ボルトの軸力抜けも板厚減少の影響によりAタイプに比べ大きい。

母材と添接板間の相対すべり量は、内側のボルト列位置ほど大きい。最内列ボルト位置での相対すべり

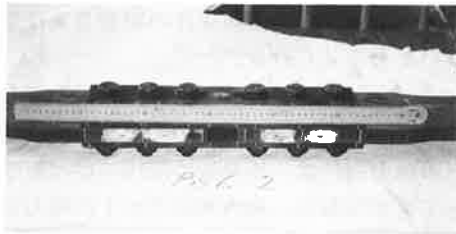


写真-4 供試体Bs6-2のずれ状態

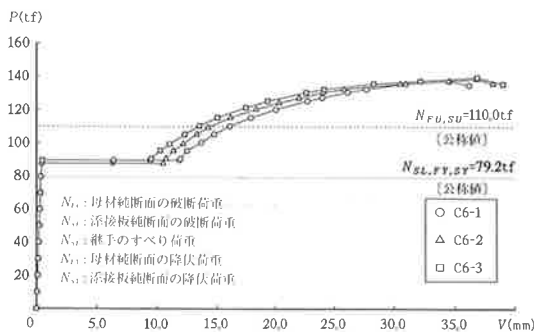
り量は、Bs4およびBs6ともに、最も外側のボルト列位置におけるすべり量の2倍程度であった(写真-4)。

Bsタイプの破壊は、最も内側のボルト列位置の添接板断面において延性破壊しており、その外側のボルト列位置では、ボルト孔の変形や側面のくびれは見られなかった。

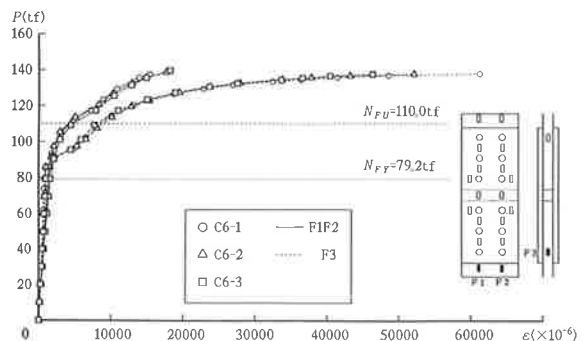
(4) Cタイプ(降伏—スリップ複合タイプ)

Cタイプの引張試験の結果を図-7に示す。Cタイプは、母材および添接板の公称降伏荷重と接触面の公称すべり荷重がほぼ等しいタイプである。本実験のCタイプでは、すべりによって継手の線形限界が定まっている。荷重—全伸び関係は、Bs4に類似した傾向を示している。しかし、メジャースリップが生じた時点において、ボルトの軸力抜けは最も内側列のボルトで2割程度で、他の2列のボルトの軸力抜けはわずかである。母材および添接板のひずみも一部では降伏に達している。

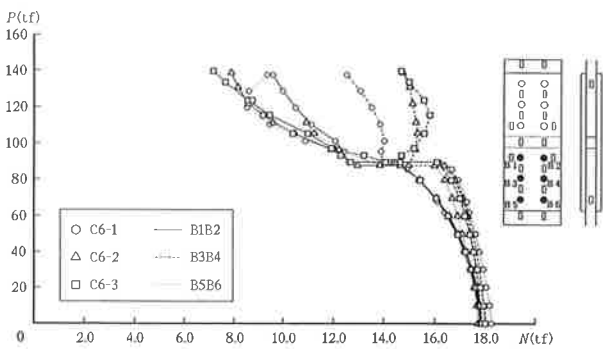
Cタイプも他のタイプと同様、メジャースリップの発生と同時に急激なボルトの軸力抜けが生じる。また、すべり発生後、ボルトが支圧状態になり、母材および添接板のひずみ量が急増する。Cタイプでは、母材の材質および純断面積が添接板のそれぞれと等しいため、荷重—ひずみ関係は、母材と添接板とで類似した傾向を示している。しかし、Cタイプの破壊は、最も外側のボルト列位置の母材断面に生



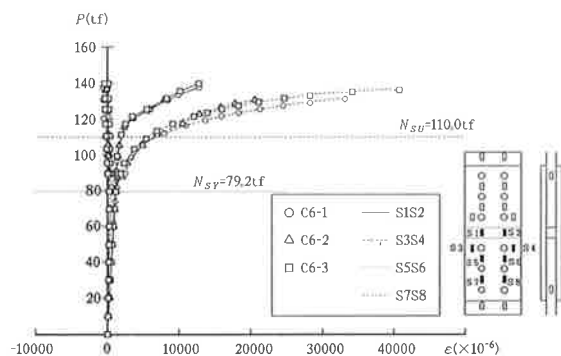
(a) 荷重 - 全伸び



(c) 荷重 - ひずみ(母材)



(b) 荷重 - ボルト軸力



(d) 荷重 - ひずみ(添接板)

図-7 C6タイプの実験結果

じており、側面のくびれも添接板に比べ、母材においてより明確に見られた。また、母材と添接板間の相対すべり量は、最外列のボルト列位置で最も大きく、次いで最内列で大きく、中間ボルト列において最も小さかった(写真-5)。



写真-5 供試体C6-2のずれ状態

3. 考察

3.1 すべり係数

本実験で得られたすべり係数を表-2に示す。なお、全ボルト列で同時にすべりが発生した供試体を対象とし、そのボルト軸力とすべり荷重によってすべり係数を評価している。そのため、部分的なすべりが生じたBfタイプ(母材降伏タイプ)はすべり係数の評価には含めないものとする。

表-2 すべり係数

供試体	すべり荷重 (tf)	すべり係数				
		公称軸力による評価		実測軸力による評価		
		16.5tf/本	18.2tf/本	すべり発生時軸力	導入軸力	
A4-1	上側	93.47	0.469	0.428	0.439	0.420
	下側	61.67	0.464	0.424	0.445	0.421
A4-2	上側	94.17	0.473	0.431	0.446	0.424
	下側	49.61	0.374	0.341	0.350	0.335
A4-3	上側	99.28	0.498	0.455	0.472	0.448
	下側	58.72	0.442	0.403	0.419	0.402
平均値		95.64 56.67	0.453	0.414	0.428	0.408
A6-1	上側	157.76	0.598	0.542	0.586	0.535
	下側	115.44	0.583	0.529	0.565	0.525
A6-2	上側	153.68	0.582	0.528	0.558	0.518
	下側	105.24	0.532	0.482	0.514	0.480
A6-3	上側	169.80	0.643	0.583	0.632	0.570
	下側	117.60	0.594	0.538	0.570	0.529
平均値		160.4 112.8	0.589	0.534	0.571	0.526
Bs4-1	上側	60.67	0.457	0.417	0.591	0.412
	下側	60.67	0.457	0.417	0.656	0.432
Bs4-2	上側	61.99	0.467	0.426	0.654	0.415
	下側	62.09	0.468	0.426	0.605	0.419
Bs4-3	上側	61.76	0.465	0.424	0.635	0.432
	下側	61.76	0.465	0.424	0.653	0.432
平均値		61.49	0.463	0.422	0.632	0.424
Bs6-1	上側	67.81	0.342	0.310	0.639	0.313
	下側	67.77	0.342	0.310	0.571	0.313
Bs6-2	上側	68.61	0.347	0.314	0.637	0.315
	下側	68.75	0.347	0.315	0.629	0.320
Bs6-3	上側	70.66	0.357	0.324	0.667	0.323
	下側	69.72	0.352	0.319	0.605	0.322
平均値		68.89	0.348	0.315	0.625	0.318
C6-1	上側	87.48	0.442	0.401	0.464	0.408
	下側	89.48	0.452	0.410	0.480	0.414
C6-2	上側	87.44	0.442	0.400	0.465	0.409
	下側	87.44	0.442	0.400	0.465	0.410
C6-3	上側	89.40	0.452	0.409	0.477	0.416
	下側	89.40	0.452	0.409	0.479	0.416
平均値		88.44	0.447	0.405	0.472	0.412

注) A4およびA6において、上側は二次すべり側、下側は一次すべり側を示す。

すべり係数を評価するためのボルト軸力として、すべり発生時軸力を用いた場合と初期導入軸力を用いた場合の差は、供試体のタイプごとに異なった傾向を示している。

供試体の線形限界がすべりで定まるAタイプでは、試験開始時からすべりが発生するまでのボルトの軸力抜けはわずかである。そのため、初期導入軸力およびすべり発生時軸力に対するそれぞれのすべり係数の差は1割以下である。すべり係数はボルト本数4本と6本の間で明確な差が認められ、初期導入軸力18.2tfに対するすべり係数はA4で0.41、A6で0.53である。ボルト本数の違いによるすべり荷重の比率は、いずれの場合もボルト本数の比率に一致していない。同一ボルト本数であっても、たとえばA4の2次すべり側とA6の1次すべり側とでは、すべり荷重に差があり、平均で17tf程度A6の1次すべり側のすべり荷重が大きくなった。すべり限界は、摩擦面の処理状態やボルト配置などの幾何学的条件以外に、ボルト締め付け時の湿度などの環境的条件の影響を受けるためではないかと考えられる。

Bsタイプ(添接板降伏タイプ)では、軸力導入時からすべり発生時までのボルトの軸力抜けが著しい。ボルトの軸力抜けは、添接板の降伏に伴う板厚減少によって生じており、最内列のボルトの軸力抜けが最も顕著である。また、ボルトの軸力抜けが著しいために、初期導入軸力およびすべり発生時軸力に対するそれぞれのすべり係数の差は大きい。Bs6の初期導入軸力に対するすべり係数0.32は、すべり発生時軸力に対するすべり係数0.63の約5割であった。Bs4とBs6とでは、すべり発生時軸力に対するすべり係数はほぼ等しい。これは、本実験のBsタイプでは、個々のボルト軸力ではなく、添接部全体のボルト軸力相和がすべりに関与していることを示している。ボルト本数の違いによるすべり荷重の比率は1.1であり、ボルト本数の比率1.5を下回っている。

Cタイプは限界状態が母材降伏—すべり複合のタイプである。そのため、すべりに関する挙動は、AタイプとBsタイプの中間的な傾向を示している。試験開始時からすべり発生時に至るまでのボルト軸力抜けは最内列で多少進行するが、残り2列の軸力抜けは導入軸力の1割程度であり、Bsに比べ比較的高い軸力レベルでメジャースリップが生じる。見かけ上のすべり係数の低下もすべり発生時軸力を用いて評価した値0.47の15%程度であり、初期導入軸力に対して0.41のすべり係数が確保されていた。しかし、すべり耐力が限界の荷重レベルでは、母材、添接板とも局部的に降伏状態に達しており、板厚減少に伴うボルト軸力の低下はスリップタイプのAタイプより顕著に現れている。そのため、Cタイプはスリップタイプの線形限界を持つにもかかわらず、すべり荷重のパラツキは比較的小さい。

以上より、各タイプについてすべり係数を以下にまとめる。

- ① 初期軸力導入時からすべり発生時に至るまでのボルトの軸力抜けが小さいのは、Aタイプ(スリップタイプ)である。すべり係数はこのようにボルトの軸力抜けが僅少な供試体の実験データから決定すべきであろう。
- ② スリップタイプのA4のすべり係数は道示の規定値0.4をわずかに上回る程度であった。しかし、A4よりもボルト列が1列多いA6のすべり係数は、諸外国の規準に規定されている0.5が確保されていた。
- ③ Bsタイプ(添接板降伏タイプ)では、初期軸力導入時からすべり発生時に至るまでのボルトの軸力抜けは大きく、見かけ上すべり係数は小さな値となる。本実験で得られたすべり係数はBs4で0.42、Bs6で0.32であるが、すべり発生時のボルト軸力を用いて評価するとBs4およびBs6ともに0.6を超えていた。

3.2 線形限界

本実験で得られた引張継手供試体の線形限界、およびそれに対応する道示の公称値を表-3に示す。そして、この結果より降伏強度-すべり限界の相関を図-8に示す。

Bfタイプは、母材の降伏によって線形限界に達するタイプである。本実験では、このタイプの継手供

表-3 線形限界および終局強度 (単位:tf)

供試体	実験値 N_{sl}	線形限界の公称値 N_{sl}^*			実験値 N_{sl}	終局強度の公称値 N_{st}^*		
		N_{sb}	N_{sc}	N_{st}		N_{sb}	N_{sc}	N_{st}
A4-1	61.67				158.55			
A4-2	49.61				157.45			
A1-3	58.72	258.98	212.40	52.80	159.64	326.42	295.00	130.96
平均値	56.67				158.55			
A6-1	115.44				(237.83)			
A6-2	105.24				(237.83)			
A6-3	117.60	258.98	212.40	79.20	(237.83)	326.42	295.00	196.44
平均値	112.76				(237.83)			
Bf4-1	(32,15)				42.65			
Bf4-2	32.86				43.17			
Bf1-3	32.90	21.36	42.72	52.80	43.16	36.49	72.98	130.96
平均値	32.64				42.99			
Bf6-1	32.63				42.88			
Bf6-2	32.80				42.86			
Bf6-3	32.22	21.36	42.72	79.20	42.59	36.49	72.98	196.44
平均値	32.55				42.78			
Bs4-1	58.90				80.07			
Bs4-2	59.40				81.33			
Bs4-3	59.50	80.28	42.72	52.80	81.62	111.50	72.98	130.96
平均値	59.27				81.01			
Bs6-1	60.60				80.69			
Bs6-2	60.80				80.73			
Bs6-3	61.90	80.28	42.72	79.20	80.26	111.50	72.98	196.44
平均値	61.10				80.56			
C6-1	87.48				138.20			
C6-2	87.44	79.20	79.20	79.20	139.40	110.00	110.00	196.44
C6-3	89.40				140.60			
平均値	88.11				139.40			

注) ()内は推定値である。

試体において、全ボルト列で同時にすべるメジャースリップは確認されておらず、最も外側のボルト列位置における母材断面の降伏に留意すれば、継手耐力は確保される。線形限界の実験値 N_{PL} は、道示に従ってボルト孔を控除した純断面を有効断面として算出した弾性限界の公称値 N_{FY} と比較すると、50%以上の余裕を有している。この点に関し、わが国の設計規準は高い安全性を確保している。

Bsタイプは、添接板の降伏によって線形限界に達するタイプである。Bfと同様に、純断面を有効断面として算出した弾性限界の公称値 N_{SY} と比較すると、40%程度の余裕を有している。そして、メジャースリップは、最も内側のボルト列より軸力抜けが発生し、全ボルト軸力和によるすべり耐力が限界に達した時点で発生している。

降伏-すべり複合のCタイプは、設計上は母材および添接板の降伏荷重とすべり荷重はほぼ等しいが、実験では、母材や添接板の降伏によってボルトの軸力抜けが生じ、すべりが先行した。線形限界の実験値 N_{PL} と公称値とを比較すると、11%程度の余裕を有している。このCタイプの線形限界については、わが国の設計規準は適切な安全性を確保していると考えられる。

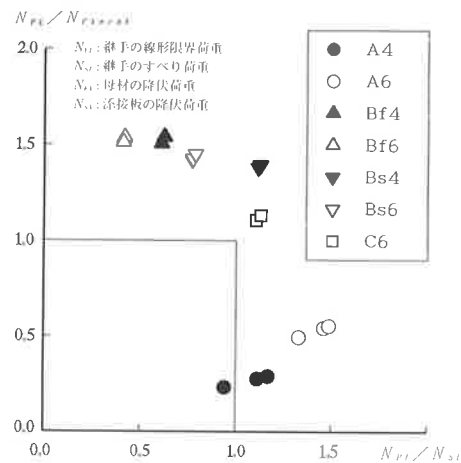


図-8 降伏強度 - すべり限界の相関

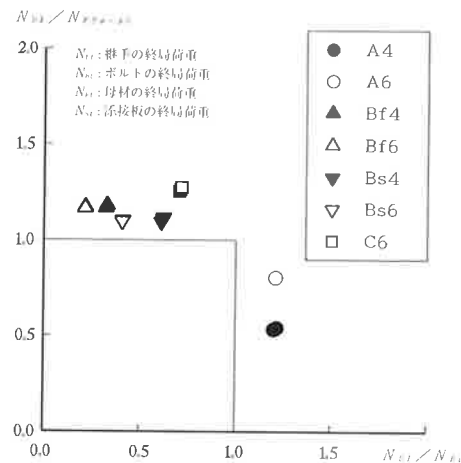


図-9 破断強度 - ボルト破断強度の相関

3.3 終局強度

本実験で得られた引張継手供試体の終局強度およびそれに対応する道示の公称値を表-3に示す。そして、この結果より母材または添接板の破断強度—ボルト破断強度の相関を図-9に示す。図-9より、破壊形式の分類とそれぞれの規準値に対する実験データの余裕を包括的に把握することができる。

終局限界は、Aタイプはボルト破断、BfおよびCタイプは最も外側のボルト列位置の母材断面での延性破壊、Bsタイプは最も内側のボルト列位置の添接板断面での延性破壊である。Aタイプについて終局荷重の実験値を公称値と比較すると、約20%の余裕強度がある。わが国の設計規準では、このタイプについてすべり限界以後の耐力に関して規定されていないが、継手部はすべり発生以後も十分な耐力を有している。また、継手部のすべりは部材全体から見れば局所的な現象であることを踏まえると、すべり現象が必ずしも部材あるいは構造物の変形の急増を引き起こすことは考え難い。DIN18800¹⁷⁾ではフィットボルトの規定を設け、高力ボルトの支圧耐力の利用を考慮し、より大きな終局強度を規定している。Aタイプにおいて、終局荷重の実験値はすべり荷重の公称値に対して約3倍であり、すべり限界以降の終局耐力の余裕は非常に大きい。このことは限界状態設計法を導入する際に考慮するべき項目であろう。

BおよびCタイプの終局荷重について、それぞれ継手の破壊形式に対応した公称値に対する実験値の比率は、Bfタイプで1.18、Bsタイプで1.10、Cタイプで1.27である。鋼板の破断で終局限界に至るこれらの継手において、添接板破断型のBsに比べ母材破断型のBfおよびCで公称値に対する余裕が比較的大きい。特に、母材と添接板の降伏荷重が等しく、また、この降伏荷重とすべり荷重が等しく設計されたCタイプが大きな余裕強度を有している。これは母材破断型の継手において、終局状態でもなおかつ母材と添接板間の合成効果が期待できることを示している。材料試験から得られるこれら鋼板の引張強度の公称値に対する比率は、いずれも1.09程度であり、継手の破壊形式が終局耐力に影響を大きく影響していることがわかる。

3.4 変形能

継手を含む引張部材の変形能を考察するため、両

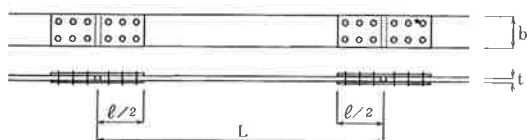


図-10 継手を有する引張部材

端に継手を有する引張部材を考える(図-10)。継手形式は本実験供試体の内の6本タイプを対象とし、部材一般部は継手部の母材と同じ鋼種および断面とする。AとBfタイプの継手および継手を含まない部材の応力—ひずみ関係を図-11に、継手を含む部材の応力—ひずみ関係を図-12に示す。そして、図-12に対応した部材の見かけの弾性係数、降伏比、靱性率などを表-4にまとめる。

Aタイプは、母材と添接板間のすべりによって線形限界が定まり、ボルトの破断により終局限界に達

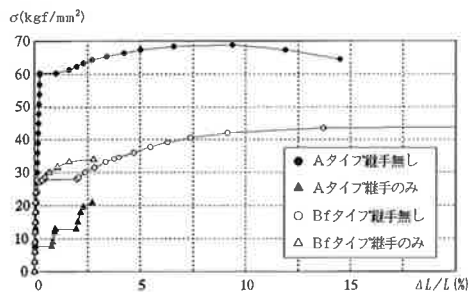
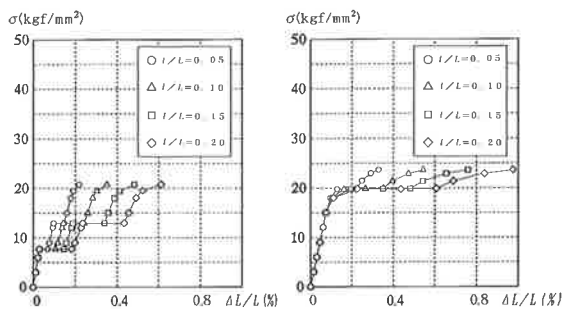
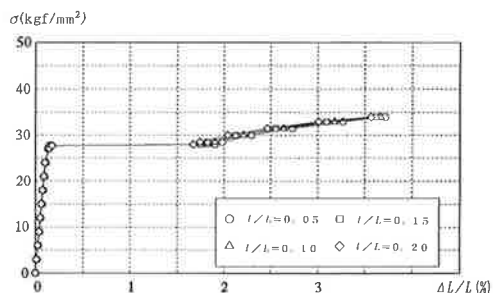


図-11 継手を含まない部材および継手のみの応力—ひずみ (Aタイプ・Bfタイプ)

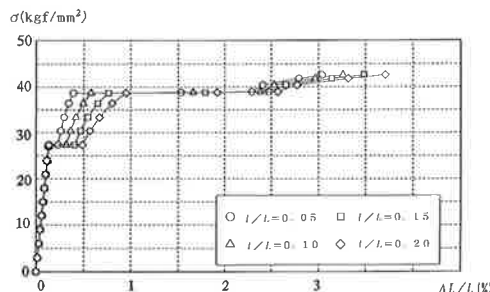


(a) Aタイプ

(b) Bsタイプ



(c) Bfタイプ



(d) Cタイプ

図-12 継手を含む部材の応力—ひずみ

表-4 継手を含む部材の変形能

タイプ	ℓ/L	弾性係数 E ($\times 10^4 \text{kgf/cm}^2$)	降伏比 σ_y/σ_t	韌性率 ϵ_u/ϵ_t^*	部材の伸び ϵ_t (%)
A	0.05	2,457	0.370	0.775	0.194
	0.10	2,504		1.204	0.301
	0.15	2,553		1.632	0.408
	0.20	2,604		2.064	0.516
Bf	0.05	2,197	0.706	28.641	3.714
	0.10	2,262		28.255	3.664
	0.15	2,330		27.877	3.615
	0.20	2,403		27.499	3.566
Bs	0.05	2,092	0.636	1.929	0.328
	0.10	2,084		3.194	0.543
	0.15	2,077		4.459	0.758
	0.20	2,069		5.729	0.974
C	0.05	1,977	0.639	15.175	3.035
	0.10	2,021		16.295	3.259
	0.15	2,068		17.410	3.482
	0.20	2,117		18.525	3.705

注) ϵ_t^* : 母材材料の降伏ひずみ
弾性係数、降伏比、韌性率は部材の応力-ひずみ関係より算出した見かけの値である。

する。ボルト破断時の継手強度は継手のすべり時の継手強度に比べ大きな値であり、そのため継手の線形限界と終局限界の比は小さな値となる。このタイプは、母材および添接板が継手の終局状態まで弾性を保つように設計されており、スリップの前後における剛性の変化は微小である。部材の伸びに対するメジャースリップの影響は、部材長Lに対して継手長 ℓ の占める割合が大きくなるほど顕著となる。しかし、継手の破壊時における継手部および部材一般部の鋼板の塑性変形が生じないため、部材全体の変形能は小さい。

Bsタイプは添接板の降伏および破断によって線形限界および終局限界が定まる。線形限界および終局限界ともに添接板の強度に依存するため、線形限界と終局限界との比は添接板材料の降伏比とほぼ等しくなる。部材の伸びに対するメジャースリップの影響は、部材長Lに占める継手長 ℓ の割合が大きくなるほど顕著になる。添接板の塑性変形も含まれるが、添接板破断時における母材および部材一般部の塑性変形が生じないため、部材の変形能は小さな値となる。

Bfタイプは、母材の降伏および破断によって線形限界および終局限界が定まる。継手部のボルト孔による母材の断面減少の影響は、線形限界ではわずかである。一方、終局限界においては、摩擦による伝達能力はほとんど失われ、母材の有効断面はほぼ純断面となり、見かけの降伏比（降伏限界と終局限界との比）0.76は母材の降伏比0.62に比べ大きな値となる。しかし、線形限界以後の応力-ひずみ曲線の勾配は材料のひずみ硬化勾配に近い値を示しており、部材一般部の塑性変形が含まれるので、比較の変形能が確保される。Bfタイプの継手を有する部材の変形能は、継手部の占める割合が大きくなるほど小さくなり、他のタイプとは逆の傾向を示す。これは、継手部の特性が部材全体の变形能に対して支配的では

ないことを意味しており、変形能を期待する部材においては望ましい継手形式であると考えられる。

Cタイプはすべりによって線形限界が定まり、母材の破断によって終局限界に達する。このタイプはBfタイプと同様に母材破断型ではあるが、鋼板降伏による板厚減少の影響でボルトの軸力抜けが促進されるため、線形限界においてはすべりが先行し、線形限界と終局限界の比がBfタイプよりも小さな値となる。このタイプの継手では母材および添接板双方の伸びが期待でき、部材降伏後の見かけのひずみ硬化勾配も小さな値となるため、部材全体の伸びは比較的確保される。しかし、すべり現象が部材の伸びに関与するため、部材長に対する継手長の占める割合が小さくなるほど伸びが減少する。

3.5 設計規準に関する考察

(1) ボルト孔による断面控除の影響

高力ボルト継手部において引張荷重が作用する場合、部材の有効断面についてはボルト孔による断面控除の影響を考慮する必要がある。諸外国の鋼構造設計規準において、引張部材のボルト孔による断面控除の影響の考え方はそれぞれ異なっている¹³⁾。そこでこれを比較するため、母材または添接板降伏タイプ継手供試体の線形限界荷重について、道示および諸外国の代表的な鋼構造設計規準(AASHTO¹⁴⁾、BS 5400¹⁵⁾、DIN18800¹⁶⁾に基づく有効断面を用いた計算値と実験値を表-5に示す。ただし、計算に際しては供試体の実寸法を用いる。DIN18800においては、ボルト孔による断面減少が始まる前に、許容伝達力の40%の力が摩擦作用によって伝達されるという規定

表-5 有効断面積に対する線形限界荷重の比較

(単位: t)

供試体	実験値 N_{Rk}	道示	AASHTO	BS5400	DIN18800
Bf4-2	32.9	22.7	27.9	27.2	30.4
		22.8	28.0	27.3	30.5
Bf4-3	32.9	22.9	28.2	27.5	30.6
		23.2	28.4	27.8	30.8
平均値	32.9	22.9 (1.44)	28.1 (1.17)	27.5 (1.20)	30.6 (1.08)
Bf6-1	32.6	22.9	28.2	27.5	30.6
Bf6-2	32.8	23.2	28.5	27.9	30.9
		23.2	28.5	27.8	30.9
Bf6-3	32.2	23.0	28.3	27.6	30.7
		23.1	28.4	27.7	30.8
平均値	32.5	23.1 (1.40)	28.4 (1.14)	27.8 (1.17)	30.8 (1.05)
Bs4-1	58.9	46.0	56.4	55.2	53.7
Bs4-2	59.4	45.6	56.0	54.8	53.3
		45.7	56.2	54.9	53.4
Bs4-3	59.5	46.3	56.8	55.6	54.0
		46.4	56.9	55.7	54.1
平均値	59.5	46.0 (1.29)	56.5 (1.05)	55.2 (1.08)	53.7 (1.11)
Bs6-1	60.6	46.5	57.0	55.7	54.1
Bs6-2	60.8	45.3	55.6	54.3	53.0
		45.6	56.0	54.7	53.3
Bs6-3	61.9	46.6	57.1	55.9	54.2
		45.9	56.4	55.1	53.6
平均値	61.4	45.9 (1.34)	56.3 (1.09)	55.1 (1.11)	53.6 (1.15)

注) ()内は、各種設計規準に基づく計算値に対する実験値 N_{Rk} の比を示す。

に従って算出する。そして、高力ボルト1本が受け持つ1摩擦面当たりの許容伝達力は、道示の規定に従い3900kgfを採用する。

本実験より得られた線形限界荷重は、すべての規準の規定値を上回っており、各国の設計規準は本実験の供試体に対して安全性を確保しているといえる。その中であって道示は、他の規準に比べ高い安全性を有しており、母材降伏タイプのBfでは規準値に対し40%以上の余裕がある。外国の規準値に対する余裕は20%以下である。

添接板降伏タイプのBsについても同様なことがいえる。道示の規準値の30%程度の余裕に対し、外国のそれは10%前後となっている。

(2) 軸引張部材の終局強度

鋼構造設計に対して限界状態設計法を導入している諸外国の規準では、軸引張部材の終局強度に対する設計フォーマットを表-6のように規定している。すなわち、わが国の道示では $A_n \cdot \sigma_v$ を基準として設計強度を規定しているが、諸外国の規準では $A_g \cdot \sigma_v$ または $A_n \cdot \sigma_u$ を基準として設計強度を規定している点で異なっている。本実験の継手供試体について、終局荷重の実験値とこのような評価法に着目して算出した計算値との比較を表-7に示す。これより、 $A_n \cdot \sigma_v$ を継手耐力の限界値と考える場合、諸外国の規準に比べ継手耐力を過小評価しているといえる。今回

の実験でも、ボルト孔による断面控除の影響は降伏強度に対してわずかであり、終局強度に対して顕著となることを示したが、諸外国の規準にはそのような考え方が反映されたものであると考えられる。

(3) 線形限界および終局限界に対する安全率

道示に従って有効断面で評価した許容引張力または許容すべり力について、本実験で得られた各供試体の線形限界および終局限界に対する安全率を算出し、その結果を表-8に示す。

線形限界および終局限界とも実験値に対する安全率は、わが国の規準を上回っている。すべりで線形限界が定まっているA4およびCタイプについては、道示のすべりに対する安全率1.7は満たされており、この安全率1.7は、すべり耐力において比較的余裕が少ないこれらのタイプに対応しているものと考察される。

BfおよびBsタイプの線形限界に対する安全率はそれぞれ平均で2.60および2.39である。これは、本実験で用いた鋼材について材料試験から得られた降伏強度と道示の許容引張応力度との比率1.97に比べ、大きな値を示している。降伏タイプの継手強度は鋼材の強度に依存するが、継手の弾性範囲内において純断面を有効断面とした場合、安全側の結果となっている。わが国の設計規準において、継手部の強度

表-8 実験値に対する道示の許容力の安全率

供試体	弾性限界 N_e/N_o	終局限界 N_u/N_o	N_e/N_u	供試体材料	材料強度				
					σ_u/σ_e	σ_u/σ_o			
A4-1	1.99	5.11	2.57	SS400 板厚10mm	1.97	3.19			
A4-2	1.60	5.07	3.17						
A4-3	1.89	5.14	2.72						
平均	1.83	5.11	2.82						
A6-1	2.48	5.11	2.06						
A6-2	2.26	5.11	2.26						
A6-3	2.53	5.11	2.02						
平均	2.42	5.11	2.11						
Bf4-1	2.56	3.40	1.33						
Bf4-2	2.62	3.44	1.31						
Bf4-3	2.62	3.44	1.31						
平均	2.60	3.43	1.32						
Bf6-1	2.60	3.41	1.31						
Bf6-2	2.61	3.41	1.31						
Bf6-3	2.57	3.39	1.32						
平均	2.59	3.40	1.31						
Bs4-1	2.34	3.19	1.36	SS400 板厚10mm	1.97	3.19			
Bs4-2	2.36	3.24	1.37						
Bs4-3	2.37	3.25	1.37						
平均	2.36	3.23	1.37						
Bs6-1	2.41	3.21	1.33						
Bs6-2	2.42	3.21	1.33						
Bs6-3	2.46	3.19	1.30						
平均	2.43	3.20	1.32						
C6-1	1.87	2.97	1.58				SM490Y 板厚22mm	1.79	2.56
C6-2	1.88	2.99	1.59						
C6-3	1.92	3.02	1.57						
平均	1.89	2.99	1.58						

N_e : 継手供試体の弾性限界荷重 (実験値)
 N_u : 継手供試体の終局限界荷重 (実験値)
 N_o : 継手供試体の道示に基づく許容引張力または許容すべり力
 σ_e : 材料の降伏強度 (試験値)
 σ_u : 材料の引張強度 (試験値)
 σ_o : 材料の許容引張応力度

表-6 軸引張部材の終局強度

設計規準	終局強度	備考
道示	$N_t = A_n \sigma_v / 1.7$	N_t : 部材の降伏に対する強度
AASHTO* (DRAFT 1991)	$N_t = A_g \sigma_v \phi_o$ $N_t = A_n \sigma_v \phi_n$	N_t : 部材の破断に対する強度 A_g : 部材の全断面積 A_n : 部材の純断面積
BS5400	$N_t = (1.0 \cdot \sigma_u A_n) \cdot \gamma_{m2} / (1.7 \gamma_{m1})$	ϕ_o : 部材の全断面積に対する強度低減係数 ϕ_n : 部材の純断面積に対する強度低減係数
SIA161**	$N_t = A_g \sigma_v$ $N_t = A_n \sigma_u \phi_n$	α : 鋼材の材質による係数
ISO/TC 167/SC**	$N_t = A_g \sigma_v (1/\gamma_{m2})$ $N_t = A_n \sigma_u (1/\gamma_{m1})$	γ_{m1} : 部分材料係数 γ_{m2} : 降伏に関する抵抗係数
EUROCODE3* (1987)	$N_t = 0.9 A_n \sigma_u (1/\gamma_{m2})$	γ_{m1} : 破断に関する抵抗係数

表-7 各種設計フォーマットに基づく終局強度の比較

タイプ	Bf4	Bf6	Bs4	Bs6	C6	
弾性限荷重 (tf) ①	32.64	32.55	59.27	61.10	88.11	
終局荷重 (tf) ②	42.79	42.78	81.01	80.56	139.40	
②/①	1.32	1.31	1.37	1.32	1.58	
N_t ③	③ (tf) 21.36	21.36	42.72	42.72	79.20	
$(A_n \sigma_v)$	①/③	1.53	1.52	1.39	1.43	1.11
	②/③	2.01	2.00	1.90	1.89	1.76
N_{tn} ④	④ (tf) 32.40	32.40	64.80	64.80	115.63	
$(A_g \sigma_v)$	①/④	1.01	1.00	0.91	0.94	0.76
	②/④	1.33	1.32	1.25	1.24	1.21
N_{t2} ⑤	⑤ (tf) 36.49	36.49	72.98	72.98	110.00	
$(A_n \sigma_u)$	①/⑤	0.89	0.89	0.81	0.84	0.80
	②/⑤	1.18	1.17	1.11	1.10	1.27
N_{t3} ⑥	⑥ (tf) 32.84	32.84	65.68	65.68	99.00	
$(0.9 A_n \sigma_u)$	①/⑥	0.99	0.99	0.90	0.93	0.89
	②/⑥	1.31	1.30	1.23	1.23	1.41
N_{t4} ⑦	⑦ (tf) 25.63	25.63	51.26	51.26	87.12	
$(1.0 \alpha A_n \sigma_v)$	①/⑦	1.27	1.27	1.16	1.19	1.01
	②/⑦	1.68	1.67	1.58	1.57	1.60

注) SS400の場合 $\alpha=1.2$, SM490Yの場合 $\alpha=1.1$ とする。

評価における母材および添接板の有効断面の評価法を見直す必要があると思われる。

(4) 継手部の変形能

ISO²⁰⁾およびEC3²¹⁾の規準において、継手部の変形能が要求される部材に対する基本的な考え方は、安全係数などに若干の差はあるが、式(1)のとおりである。

$$A_n \cdot \sigma_u / \gamma_{ru} > A_g \cdot \sigma_v / \gamma_{rv} \quad (1)$$

ここに、

- A_n：継手部の純断面面積
- A_g：継手部の全断面面積
- σ_u：鋼材の引張強度
- σ_v：鋼材の降伏強度
- γ_{ru}：破断に関する抵抗係数
- γ_{rv}：降伏に関する抵抗係数

本報告において、ボルト孔による断面欠損が降伏荷重に与える影響はわずかであり、終局荷重に対して顕著となることを示したが、上記の規準の表記には、そのような考え方が反映されているものと思われる。また、変形能に関する条項の式(1)を満足することにより、継手部の破断が生じる以前に部材一般部の塑性変形が生じるため、部材の変形能が確保される。

本報告の継手モデルに対し、EC3において規定されている抵抗係数(γ_{rv}=1.1、γ_{ru}=1.25)を用いて、式(1)を適用した結果を表-9に示す。ただし、A_nおよびA_gは設計値、σ_uおよびσ_vは道示の公称値とする。本実験で採用した継手は、許容応力度設計法に準拠して設計されているが、最も変形能を有しているBfタイプでさえも上記の規準を満足していない。したがって、変形能が要求される部材に使用する場合は検討を要する。本実験の継手モデルに対して、ISOおよびEC3による必要板幅を表-10に示す。これによると、部材の伸びが4%程確保されたBfタイプにおいても必要板幅を満足していない。また、Cタイプにおいても必要板幅がISOで253mm、EC3で506mmと

表-9 変形能に関する条項の適用例 (単位:tf)

継手タイプ (使用鋼種)	ISO		EC3	
	A _n ・σ _u /γ _{ru}	A _g ・σ _v /γ _{rv}	A _n ・σ _u /γ _{ru}	0.9A _n ・σ _u /γ _{ru}
A (SM570)	316.1	261.1	316.1	235.0
Bf(SS400)	29.5	29.2	29.5	26.5
Bs(SM490Y)	110.5	89.0	110.5	80.1
C (SM490Y)	105.1	88.0	105.1	79.2

表-10 変形能を要する部材の必要板幅 (単位:mm)

継手タイプ (使用鋼種)	供試体 設計値	ISO		EC3
		ISO	EC3	EC3
A (SM570)	180	466	—	—
Bf(SS400)	135	137	176	176
Bs(SM490Y)	135	253	506	506
C (SM490Y)	146	253	506	506

なり、設計板幅146mmを大きく上回っている。これは、上記の規準による必要板幅が、鋼種特有の降伏比および板幅方向のボルト本数によって定まるためである。したがって、継手部の変形能が要求される部材については、低降伏比の鋼材を使用する必要がある。

4. まとめ

本研究では、高力ボルト摩擦接合継手に関する規定についてわが国の設計規準と諸外国の鋼構造設計規準との相違点に着目し、各種限界状態を系統的に計画した高力ボルト摩擦接合継手供試体を用いて引張試験を行った。そして、摩擦接合継手の各種限界状態について考察を行った。それによって得られた知見は以下のとおりである。

- ① A (スリップタイプ)、B (母材または添接板降伏タイプ) およびC (降伏-スリップ複合タイプ) の3タイプの供試体を対象として実験を行った。すべり係数の評価については、母材や添接板の塑性化によるボルトの軸力抜けがわずかであるAタイプの実験が有効である。Aタイプの実験データによるすべり係数は、一例を除いて道示のすべり係数の規定値0.4を上回った。また、A6供試体のすべり係数は、諸外国の設計規準にある規定値0.5を確保していた。
- ② 道示の許容すべり荷重は、A4およびA6供試体の実験値に対して1.83および2.42の安全率を有していた。
- ③ 母材または添接板の有効断面を調べるためのBタイプにおいて線形限界荷重の実験値は、道示で定める有効断面を用いて算出した計算値に対して、Bfタイプで40%以上、Bsタイプで30%程度の余裕があり、諸外国の設計規準に比べわが国の設計規準は高い安全性を有している。母材および添接板の有効断面の計算におけるボルト孔控除に関し、諸外国の設計規準では摩擦による荷重伝達効果を考慮している。わが国の設計規準についても、降伏限界においてボルト孔による断面欠損の影響がわずかであることを考慮して、有効断面の評価法を見直す必要があると考える。
- ④ 線形限界から終局限界までの余裕は、すべりおよびボルト破断がそれらの限界状態となったAタイプで顕著であった。部材や構造物の変形に対して、ボルト継手におけるすべり現象の影響がわずかである場合、すべり限界に対して材料の降伏と同様の安全性を確保することは必ずしも合理的ではなく、諸外国の規準に見られるように限界状態の使い分け(使用限界状態と終局限界状態)を考慮することによる設計の合理化も必要であると考える。

- ⑤ 継手部を有する部材において、純断面の終局荷重が総断面の降伏荷重を上回る場合、部材一般部の塑性変形が生ずるため部材全体の変形能が確保される。母材破断で終局限界に達するBfおよびCタイプは、変形能が比較的確保されている。しかし、スリップタイプのAおよび添接板降伏タイプのBsは、局所的現象であるすべりや添接板の降伏が卓越し、継手部破壊時において部材一般部の塑性変形が含まれない場合、部材全体の変形能はBfおよびCタイプに比べ小さい。
- ⑥ 設計規準ISOおよびEC3では継手部の変形能に関する条項を設けている。EC3の条項によると、部材の変形能は抵抗係数および鋼材の降伏比に強く依存している。抵抗係数を鋼重に関係なく一律とすると、一般に降伏比の大きな高張力鋼を継手部に使用した場合、変形能の面で不利となる。本実験でも、比較的降伏比の大きな材質SM490Yを用いたCタイプの継手を有する部材の変形能は、同じ母材破断型のBfタイプ(材質SS400)の継手を有する部材に比べて小さくなった。

あとがき

鋼構造設計に関し限界状態設計法を導入する場合、継手部の限界状態についても考慮する必要がある。高力ボルト摩擦接合継手部の限界状態の評価に対して、摩擦面のすべり耐力、ボルトの破断耐力、および母材や添接板の耐力などを考慮した継手部の各種限界状態の系統的な見直しが必要である。そのためには、各種限界状態の実験による検証は不可欠である。本報告では、系統的に計画された高力ボルト摩擦接合引張継手を対象に継手部の耐荷力、特にすべり発生以後の挙動に着目した実験を行い、典型的な破壊性状に対する継手部の挙動の解明を試みた。

今後、本実験から得られた基礎データをもとに、実構造物に対する調査やパラメトリック解析による評価を総合して、継手の各種限界状態に対する適切な評価式の作成を行う予定である。また、本研究は、高力ボルト摩擦接合継手を対象とした研究の一環として行なわれたものであり、今後予定されるプレートガーダーの継手部の曲げに対する限界状態に関する研究の基礎となるものである。本実験の結果が、鋼構造を対象とした限界状態設計法の導入に際しての基礎データとして参考になれば幸いである。

最後に、終始懇切なご助言、ご指導をいただいた西村宣男 大阪大学教授をはじめ、お世話になった亀井義典 大阪大学助手、松村達生君(当時大阪大学大学院生)、高木優任君(大阪大学大学院生)、そして関係各位に感謝の意を表します。

参考文献

- 1) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説、1990.2.
- 2) 日本建築学会：鋼構造設計規準、1970.
- 3) 日本建築学会：鋼構造限界状態設計規準(案)同解説、1990.2.
- 4) 菊川春三・田中淳之・寺田 弘：防錆処理した高力ボルト摩擦継手挙動の経時変化に関する実験的研究、土木学会第35回年次学術講演会、I-110、1980.
- 5) 寺田博昌・名取 暢：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、I-98、1982.
- 6) 吉原 忠・小坂寛己・大野 晃：高力ボルトの軸力変動と滑り耐力に関する実験、土木学会第41回年次学術講演会、I-281、1986.
- 7) 石原靖弘・畑中 清・谷平 勉：17年間供用した実橋高力ボルト摩擦接合継手のすべり耐荷力、土木学会第44回年次学術講演会、I-208、1989.
- 8) 菊川春三・山口浩二・佐岡暖也：防錆処理高力ボルト継手の経年変化(10年間暴露した継手のすべり試験)、土木学会第45回年次学術講演会、I-140、1990.
- 9) 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、土木学会構造工学論文集、Vol.37A、1991.3.
- 10) 北後 寿：高力ボルト摩擦接合のすべり耐力と部材表面の性状に関する基礎的調査研究、建築学会構造工学論文集、Vol.38B、1992.3.
- 11) 田島二郎：高力ボルト摩擦接合概説、技報堂、1966.
- 12) 日本鋼構造協会：鋼構造接合資料集一リベット接合・高力ボルト接合一、技報堂、1977.
- 13) 秋山寿行・播本章一：高力ボルト摩擦接合継手に関する設計規準の国際比較、駒井技報、Vol. 11、1992.
- 14) AASHTO：Standard Specifications for Highway Bridges, fourteenth edition, 1989.
- 15) BS：BS 5400, Part 3. Code of practice for design of steel bridges, 1982.
- 16) SIA：SIA 161, Steel Structures, 1979.
- 17) DIN：DIN 18800 Teil 1, Stahlbauten, 1988.
- 18) 伊藤鉦一：DIN規格の鋼構造用ボルト接合に関する規定、橋梁と基礎、1989.5.
- 19) AASHTO：Standard Specifications for Highway Bridges, DRAFT, 1991.
- 20) ISO：ISO/TC 167/SC 1-Steel Structures, Materials and Design, 1991.
- 21) EC3：EUROCODE NO.3, Common Unified Code of Practice for Steel Structures, 1989.