高温時における高力ボルト摩擦接合継手の変形性状

DEFORMATION BEHAVIOUR OF FRICTION TYPE HIGH STRENGTH BOLTED JOINTS AT ELEVATED TEMPERATURE

平島 岳夫*, 江崎 佑**, 安藤 秀平***
Takeo HIRASHIMA, Yu ESAKI and Shuhei ANDO

In order to analyze the redundancy of steel frames in fire, it is important that the load-deformation behaviour of friction type high strength bolted joints at elevated temperature is clarified. In this paper, influences of plate thickness, end distance, fastening of bolts and steel temperature on the deformation behaviour of the bolted joints are discussed on the basis of the elevated temperature tensile test results. In case the plate is thin and the failure mode is tear-out, the ductility of the joints increases. However, if the failure mode is changed from tear-out to bolt in shear due to increase of temperature or end distance, the ductility of the joints decreases. Fastening of bolts slightly affect the load-deformation behaviour of the bolted joints at elevated temperature.

Keywords : Friction type high strength bolted joint, Fire resistance, deformation behaviour, Tear-out, Bolt in shear, elevated temperature test

高力ボルト摩擦接合継手, 耐火性, 変形性状, はしぬけ, せん断ボルト, 高温実験

1. はじめに

建築構造物の冗長性を確保するには接合部の設計が重要であり、鋼構造の耐火設計でも同様である。終局強度型の構造設計法に基づく本会・鋼構造耐火設計指針¹⁾(以下、AIJ耐火指針)では、鋼架構の崩壊温度に達するまで、高力ボルト摩擦接合による梁継手の最大耐力が母材の耐力を上回るための条件を与え、梁継手部の破断を防止している。一方、尾崎ら²⁾は、高力ボルトの高温に伴うせん断変形能力の向上が、火災時に鋼架構に生じる熱応力の緩和と応力再配分に寄与することを示している。火災時における鋼架構の冗長性を検討するには、高力ボルト摩擦接合継手(以下、ボルト継手)の高温時荷重-変形関係が必要となるが、その実験データは未だ少ない。

ボルト継手の破断形式はボルト破断・ボルト孔欠損断面での破断・局所的なちぎれ破断の3つに大別される³⁾が、耐火設計で懸念されているのはボルト破断である。高力ボルトは一般鋼材に比べて高温時における強度低下が著しく、保有耐力接合されたボルト継手でも550℃以上での破断が懸念されている⁴⁾。これよりボルト継手の耐火性に関する近年の研究^{5),6)}では、高力ボルトの破断が対象とされ、ボルト径に対して母材の板厚が大きな継手を用いた高温実験が実施されている。一方、ボルト継手の摩擦性状とボルトせん断破断性状以外の、はしぬけ破断性状に関する高温実験データがない。

常温では、ボルト継手の最大耐力に関する多くの実験^{7)~11)}から、ボルト継手の形状寸法と最大耐力・破断形式の関係が概ね明らかにされている。欧州においては、ボルト継手の耐力のみならず、剛性を検討するモデルとして Component Method¹²⁾が提案されている。Sarraj¹³⁾は、摩擦無しボルト継手の常温引張実験に基づくRexら¹⁴⁾のモデルに有限要素解析による検討を加え、ボルト継手の高温時 Component-based model を提案している。母材・添板の支圧に対する抵抗とボルトのせん断に対する抵抗を継手部節点の直列バネモデルで表現した Component-based model は、鋼構造骨組の火災時変形挙動に与えるボルト継手の影響を解析する際に有用なモデルと成り得る。しかしながら、Sarrajのモデルは、Fin plate 接合の高温時曲げ・せん断・引張実験¹⁵⁾の解析でその精度が検討されているが、ボルト継手の単純な高温引張実験との比較はなされていない。つまり、高温時におけるボルト継手の荷重-変形に関する Component-based model については、ボルト継手の高温引張実験に基づくものがない。

そこで本研究では、ボルト継手の高温時荷重-変形関係モデルの改良を目的とし、ボルト継手の板厚・はしあき・ボルトの締め付け・鋼材温度を要因とした高温引張実験を行い、ボルト継手の仕様がその高温時力学的挙動に及ぼす影響について調べた。本報では、その実験結果について報告する。

* 千葉大学大学院工学研究科 准教授・博士(工学)

** 元 千葉大学大学院 大学院生・修士(工学)

*** 千葉大学大学院工学研究科 大学院生

Assoc. Prof., Graduate School of Engineering, Chiba Univ., Dr. Eng.
Former Graduate Student, Chiba Univ., M. Eng.
Graduate Student, Graduate School of Engineering, Chiba Univ.

2. 実験概要

2.1 実験条件および試験体

表 1 に実験条件を示す。ボルト継手の母材板厚（以下、板厚）・はしあき・ボルトの締付け・鋼材温度を実験要因とし、計 20 体の実験を実施した。例えば、鋼材温度の影響を調べる際は、No.3、No.5、No.6、No.8 を比較した。試験体は 1 行 1 列 2 面摩擦接合のボルト継手で、母材と添板の鋼種は SN490B、高力ボルトは F10T-M20 とした。母材の板厚は 2 種類とし、板厚 9mm では母材の支圧変形状の把握を、板厚 19mm ではボルトのせん断変形状の把握を目的とした。はしあき e は $1.5d \cdot 2.5d \cdot 3.5d$ ($d=20\text{mm}$: ボルトの呼び径) の 3 種類とし、はしあき 50mm ($e=2.5d$) の試験体で温度とボルト締付けの影響を調べた。はしあきとボルト締め付けの影響は、常温と 500℃の実験にて調べた。

試験体(板厚 19mm, はしあき 50mm, Nos.13~No.18)を図 1 に示す。試験体全長は 1640mm, 加熱区間は 1100mm, 変形測定区間は 600mm とした。母材の長さや幅、添板の幅、母材間のクリアランスなど、板厚とはしあきに関わる寸法以外は、全試験体共通とした。高力ボルトの長さを本会 JASS 6 に基づき決めると、板厚 9mm ではボルト首下長さが 55mm となりせん断面が軸部とネジ部に、板厚 19mm ではボルト首下長さが 80mm となり両せん断面ともボルト軸部に位置した。M20 ボルト用の孔径は 21mm とし、すべりに伴う変位が生じないように、試験体を少し引っ張った状態でボルト締めを行い、ボルト軸部とボルト孔側面を実験前から接触させた。摩擦面は、ショットブラスト処理により黒皮を除去し、錆付け材により錆を発生させて摩擦係数を確保した。ボルトの締付けはトルクコントロール法で行い、標準ボルト張力が得られるようにした。ボルト締付け無の場合、素手でナットが回転しなくなる程度の締付けとした。鋼板および高力ボルトの検査証明書情報を、表 2 および表 3 に示す。

合は、素手でナットが回転しなくなる程度の締付けとした。鋼板および高力ボルトの検査証明書情報を、表 2 および表 3 に示す。

2.2 実験方法

実験装置の概要を図 2 に示す。既報⁶⁾の実験に対して、加力治具の寸法を一部変更したが、加力・加熱方法および変位・温度測定方法は同じである。既報⁶⁾と重複する部分の説明は割愛する。

本実験は、全て定常温度下での載荷実験である。高温実験では、無載荷で加熱し、目標の鋼材温度に到達した後に載荷した。載荷中は、目標温度の±5℃以内で継手部(M20 ボルト直下)の鋼材温度が制御された。継手部の温度に関する全データを図 3 に示す。高温実験では荷重速度の影響が大きいので、変形測定区間の相対変位に比例して荷重が増加する領域では 10kN/分、荷重が一定または低下する領域では相対速度(以下、変形速度)0.6mm/分を目標に負荷した。変形速度 0.6mm/分では、変形測定区間で均一にひずみが生じる場合はひずみ速度が 0.1%/分となるが、実験では継手部に変形が集中するため、局所的には高温素材試験でのひずみ速度 0.3%/分より大きなひずみ速度になったと思われる。図 4 の(a)と(b)に変形速度データの例を示す。横軸は変形測定区間の相対変位である。荷重値を

図 1 試験体 (No.13~No.18, 板厚 19mm・はしあき 50mm の例)

表 2 鋼板 SN490B の検査証明書情報

引張試験				
板厚	降伏点[N/mm ²]	引張強さ[N/mm ²]	伸び[%]	絞り[%]
6 mm	421	525	23	
9 mm	438	555	24	
12 mm	404	541	26	
19 mm	380	524	28	73

化学成分 (%)

板厚	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	Nb	V	Sn	B	Ceq	Pcm
	x100			x1000		x100			x1000			x10 ⁴	x100		
6 mm	17	2	109	9	4		10	20	0		0			36	
9 mm	17	41	140	9	4		1	2	0	2				42	
12 mm	13	25	122	20	5	18	8	8	3	12	2	13	14	37	22
19 mm	16	34	137	20	3		1	2	1					41	

表 3 高力ボルト F10T-M20 の検査証明書情報

長さ	耐力[N/mm ²]	引張強さ[N/mm ²]	伸び[%]	絞り[%]
55 mm	1034	1082	20	70
80 mm	1032	1081	20	70
120 mm	1013	1074	20	70

注) 長さ 120mm は高温素材試験に供したボルト。

P_{u1} : 高力ボルトの最大せん断耐力で決まる最大引張耐力
 P_{u2} : 母材のボルト孔欠損断面における最大引張耐力
 P_{u3} : 母材のはしめけ破断で決まる最大引張耐力

図 2 実験装置

図 3 ボルト継手部温度に関する全記録データ

(a) No.6 (板厚 9mm, e=50mm, 500°C)

(b) No.16 (板厚 19mm, e=50mm, 500°C)

図 4 変形速度の例

見ながら手動ジャッキで載荷した本実験では、結果的には変形速度を制御できず、500°C以上の実験での平均変形速度(載荷終了時の変形を載荷時間で除した値)は0.40~0.85mm/分であった。

2.3 使用材料の高温時機械的特性

本実験に用いた母材 SN490B および高力ボルト F10T-M20 について、JIS G 0567¹⁶⁾ に準拠した高温素材試験を行った。長さ 80mm のⅡ-6 試験片を用い、標点距離は 30mm とした。F10T-M20 については、試験片寸法の都合、同メーカーの首下長さ 120mm のボルト(表

3 参照)から採取した。同条件下での試験数は 1 とした。負荷方法は、ひずみ 5%までのひずみ速度を 0.3%/分とした。5%以降のひずみ速度は、7.5%/分とする予定であったが、スローク制御後におけるひずみ速度が設定値の 57%になっており、4.28%/分となった。高温素材試験より得た応力~ひずみ関係を図 5 の(a)~(c)に示す。ひずみ 0.05 でひずみ速度を切り替えた際の応力増加は、全ての結果で見られ、高温になるほど顕著であった。また SN490B では、400°Cから 600°Cに至る間で、ひずみ 0.01 から 0.05 における応力増加が小さくなった。これらの挙動は、鋼材の高温クリープ現象に起因し、非線

(a) SN490B (板厚 9mm)

(b) SN490B (板厚 19mm)

(c) F10T-M20

図 5 使用鋼材の応力~ひずみ関係

形弾塑性クリープ挙動として考察され、応力～ひずみ関係の移動法則より説明されている¹⁷⁾。F10T-M20 では、400℃以下でのひずみ硬化が SN490B より小さく引張強さに至った後の応力低下も顕著であったが、500℃以上では SN490B と同様にひずみ速度上昇に伴う応力増加が見られた。600℃・700℃では、ひずみ速度の増加により剛性が生じて、H 形断面鋼柱の曲げ座屈が妨げられる現象が報告されている¹⁸⁾。高温領域でのひずみ速度上昇に伴う鋼材の硬化現象は、ボルトおよびボルト孔周囲における板材の塑性変形領域を拡大させ、ボルト継手部の靱性を増大させる効果もあると考えられる。

高温素材試験より得た使用鋼材の高温時機械的特性の一覧を表 4 に示す。ボルト継手の最大耐力と破断形式は使用鋼材の引張強さに依存する。SN490B の引張強さ σ_u は、300℃で最大となり、400℃以

表 4 使用鋼材の高温時機械的特性

鋼材	温度 [℃]	$\sigma_{0.2}$ [N/mm ²]	$\sigma_{1.0}$ [N/mm ²]	$\sigma_{u,slow}$ [N/mm ²]	σ_u, σ_{bu} [N/mm ²]	E_f [%]	R_a [%]
SN490B 9 mm	24	(372)	383	477	548	31.7	72.9
	300	(259)	336	526	616	30.6	64.7
	400	235	315	458	523	31.9	77.2
	500	201	253	302	347	43.2	86.8
	600	129	139	140	176	78.8	92.2
	700	54	59	67	80	93.3	95.9
SN490B 19 mm	23	(348)	356	468	536	27.2	67.3
	300	(234)	335	502	568	23.8	58.8
	400	226	299	432	490	30.4	73.9
	500	198	249	292	338	39.9	80.7
	600	127	138	145	177	63.0	83.5
	700	57	58	59	82	89.4	93.5
F10T- M20	24	1010	1061	1080	1080	15.0	70.7
	300	870	965	1000	1040	22.4	79.4
	400	708	786	787	787	20.6	83.8
	500	308	380	391	467	35.4	90.0
	600	134	150	160	235	60.4	94.7
	700	43	52	59	99	87.7	96.5

$\sigma_{0.2}$: 0.2%オフセット耐力, () は降伏点
 $\sigma_{u,slow}$: 0.3%/分負荷時の最大応力値
 E_f : 破断伸び
 $\sigma_{1.0}$: ひずみ 1%時応力
 σ_u, σ_{bu} : 引張強さ
 R_a : 絞り

図 6 使用鋼材の引張強さ残存率

降の低下が著しかった。F10T の引張強さ σ_{bu} は、300℃以降の低下が著しかった。SN490B・F10T とともに、400℃以降に破断伸びと絞りが増加した。高温試験ではひずみ速度切り替えの影響が大きく見られたため、表 4 には参考値として、ひずみ速度 0.3%/分負荷時(ひずみ 0.05 まで)の最大応力値も示す。ひずみ速度 0.3%/分での最大応力値は 600℃・700℃で SN490B と F10T の値が近くなるが、ひずみ速度切り替え後の応力上昇は F10T の方が大きかった。引張強さの公称下限値に対する高温引張強さの比(引張強さ残存率)を図 6 に示す。SN490B に比べ F10T の引張強さ残存率はかなり小さかった。

3. 実験結果

3.1 母材板厚と温度の影響

M20 ボルト・はしあき 50mm・締付け有の実験結果を図 7 に示す。

ここでは、変形測定区間の相対変位を、ボルト継手部の変形とみなして変形と称す。この変形に熱膨張変形は含まれない。最大耐力以降に荷重が低下してグラフが終了している点は、継手が破断した点である。以下、破断時の変形値を破断時変形と称す。板厚 19mm に比べて、板厚 9mm では、最大耐力は小さいが、破断時変形は大きかった。板厚 19mm では、全温度でボルト破断となった。常温と 400℃の破断時変形が 15mm 未満であるのに対して、500℃と 700℃の破断時変形は 20mm(ボルト径)を大きく超えた。500℃以上でボルト径に相当する変形まで破断しない現象は報告⁶⁾されているが、本実験では両側にボルトが配置されているため破断時変形がより大きな値を示した。板厚 9mm では、常温と 400℃ではしめけ破断となり、500℃と 700℃でボルト破断となった。板厚 9mm・400℃では 50mm(はしあき e)まで荷重を保持し、その破断時変形は板厚 19mm・400℃の約 4 倍であった。ボルト破断に移行した板厚 9mm・500℃の破断時変形は、同板厚の 400℃よりも小さいが、板厚 19mm・500℃の約 1.7 倍であった。板厚 9mm・700℃では、54mm まで荷重が一定値を示し、54mm 以降に荷重が増加したが、57.5mm で変形測定治具の限界に達して除荷した。54mm 以降の荷重値は、ボルトのせん断と母材

図 7 板厚と温度の影響 (はしあき 50mm, 締付け有の結果)

のはしめけによる耐力を大きく上回った。板厚 9mm・700℃では、ボルトの伸びと曲げ変形が大きく、それに伴いボルト首側の添板が大きく曲がった。この状況下でボルトナット側(ネジ部)の1せん断面のみが破断したとき、曲がった状態のボルト首側が添板に引っ張られつつ母材に食い込み、ボルト破断以前と異なる応力伝達機構となり、荷重が増加したと考える。試験後の写真は後に示す。

ボルト径に対して母材板厚が小さい場合、最大耐力は低下したが、母材ボルト孔周りの支圧変形が増大して破断時変形(ボルト継手の靱性)は倍増した。ピン接合形式などの比較的弱いボルト継手では、火災加熱を受ける梁の膨張変形がその継手に吸収される可能性がある。このような場合、ボルトのせん断変形よりも母材の支圧変形が先行する方が継手の靱性は大きくなるため、ボルト径に対して母材板厚が小さい場合の方が破断の可能性が小さくなると考えられる。

3.2 はしあきと温度の影響

常温と500℃のボルト締付け有の実験結果を図8の(a)と(b)に示す。

図8の(a)に示す板厚9mmでは、はしめけ破断挙動を示した常温でははしあきの効果が見られる。はしあき $e=70$ (mm)の常温では、変形の増加に伴い母材支圧部がひずみ硬化し、最大耐力と破断時変形が増加し、変形測定限界の55.4mmまで破断しなかった。一方、板

(a) 母材板厚 9 mm

(b) 母材板厚 19 mm

図8 はしあきと温度の影響(締付け有の結果)

厚9mm・500℃では、 $e=30$ ではしめけ破断、 $e=50$ と $e=70$ でボルト破断となった。したがって、500℃の $e=50$ と $e=70$ では最大耐力の差が小さく、ボルトのせん断変形と母材の支圧変形の両者が生じた $e=50$ の方が $e=70$ よりも破断時変形が大きくなった。はしあきの増加により、高温時のボルト破断耐力とはしめけ破断耐力が逆転すると、ボルト継手の破断時変形が低下する可能性がある。

図8の(b)に示す母材板厚19mmでは、常温の $e=30$ ではしめけ破断となり、それ以外はボルト破断となった。ボルト破断では、はしあきが最大耐力に影響しない。常温・500℃の両者ともに、母材の支圧変形が最も小さな $e=70$ の破断時変形が小さくなった。

以上、常温下で母材板厚が小さい場合には、はしあきの増加がボルト継手の靱性向上に寄与した。一方、板厚9mm・ $e=70$ ・500℃では、はしめけ破断からボルト破断へと移行して母材の支圧変形が小さくなり、ボルト継手の靱性が低下した。

3.3 高力ボルト締付けと温度の影響

Rexら¹⁴⁾の実験はボルト締付けなしの状況で行われ、その結果に基づいてボルト継手の荷重-変形モデルが提案されている¹³⁾。したがって、高力ボルト締付けの有無がボルト継手の荷重-変形関係に与える影響も比較した。常温・500℃・はしあき50mmの実験結果を図9の(a)と(b)に示す。

図9の(a)と(b)から、ボルト継手の最大耐力と破断時変形に及ぼすボルト締付けの影響は小さかった。板厚9mmでは、ボルト締付けの有無による剛性の違いは、常温では大きかったが、500℃では小さかった。常温の締付け有では、初期は摩擦接合としての剛性が確保され、すべり後は母材の支圧変形に対して板厚方向の拘束があり、締付け無に対して剛性が増加したと考える。ボルト破断となった板厚19mmでは、剛性の違いが板厚9mmほど大きくなかった。

3.4 ボルト継手破断後の状況

実験終了後の写真として、以下の4例を図10の(a)~(d)に示す。

- (a) 板厚19mm, $e=70$ mm, 500℃(ボルト破断の例)
- (b) 板厚9mm, $e=50$ mm, 400℃(はしめけ破断の例)
- (c) 板厚9mm, $e=50$ mm, 500℃(ボルトと母材が同時変形した例)
- (d) 板厚9mm, $e=50$ mm, 700℃(ボルト破断後に荷重増加した例)

図10(a)に示す板厚19mmの例は、ボルトのせん断変形が卓越し、母材孔周りの支圧変形が小さかった例である。板厚19mmの常温実験では、はしめけ破断した $e=30$ 以外、ボルト首側の1せん断面が脆性的に破断した。400℃以上では2せん断面ともに破断した。500℃以上では破断しなかった側のボルトにも大きなせん断変形が生じた。

図10(b)に示す例のように、はしめけ破断したものは、ボルトのせん断変形は小さく、両側の母材でボルト孔周りの大きな支圧変形が生じた。添板(板厚6mm)のボルト孔周りの変形は、母材(板厚9mm)に比べて小さかった。

板厚9mmで高温時にボルト破断したものは、図10(c)に示すように、ボルトのせん断変形のみならず、母材・ボルト孔周りの支圧変形も比較的大きかった。板厚9mmではナット側のせん断面がネジ部に位置したため、ナット側ネジ部のせん断面が大きく変形して破断した。ナット側ネジ部からボルトが折れ曲がった例も見られ、破断しなかった側のボルトにもこのような変形が生じていた。

(a) 母材板厚 9 mm

(b) 母材板厚 19 mm

図 9 締付けと温度の影響 (はしあき 50mm の結果)

図 10 (d) は、3.1 節で前述した、曲がった状態のボルト首側が添板に引っ張られつつ母材に食い込み、ボルト破断後に荷重増加した例である。板厚の小さな 700℃ の実験で確認されたこの現象については、未解明であり、今後も検討が必要である。

試験体の変形測定結果を表 5 に示す。母材・添板の材軸方向におけるボルト孔径は、実験前後にノギスで測定した。添板の値は南北両側の平均値を示す。母材孔径の増加は、はしめけ破断の場合にははしあき e の 2/3 位生じ、添板に比べてかなり大きい。南側と北側の値には大きな差が見られる。最大耐力に近い値までは南北両側の孔が拡大し、それ以降は片側の孔に変形が集中したと考えられる。

母材孔周りの支圧部における板厚は、実験前後にマイクロメータで測定した。ボルト孔径の拡大が大きかった板厚 9mm, $e=50\text{mm}$, 400℃ と 500℃ (Nos.5~7) では、母材支圧部の板厚が約 3~5mm 増加した。No.8 (板厚 9mm, 700℃) でもボルトの孔径と支圧部の板厚が増大したと思われるが、この試験体では実験後に継手部を上手く解体できず、それらの測定ができなかった。Nos.16~18 も同様である。はしあき $e=70\text{mm}$ の試験体は、母材孔周りの支圧部にマイクロメータが届かず、その部分の板厚が測定できなかった。なお、添板の板厚の増加は、全て 0.5mm 未満であり、その大半は 0.1mm 未満であった。

(a) 板厚 19 mm, $e=70\text{mm}$, 500℃, No.20 (ボルト破断の例)

(b) 板厚 9mm, $e=50\text{mm}$, 400℃, No.5 (はしめけ破断の例)

(c) 板厚 9 mm, $e=50\text{mm}$, 500℃, No.6 (ボルトと母材が同時変形した例)

(d) 板厚 9mm, $e=50\text{mm}$, 700℃, No.8 (ボルト破断後に荷重増加した例)

図 10 実験終了後におけるボルト継手の破断状況

3.5 最大耐力

ボルト継手の最大耐力に関する実験値と計算値を表 5 に示す。計算値 P_u は、本会・鋼構造接合部設計指針³⁾ (以下、接合部指針) を参照し、下式で与えた。

$$P_u = \min(P_{u1}, P_{u2}, P_{u3}) \quad (1)$$

$$P_{u1} = 0.6 (A_{bs} + A_{be}) \cdot \sigma_{bu} \quad \cdots \text{母材板厚 9mm} \quad (2-1)$$

$$P_{u1} = 0.6 \times 2 A_{bs} \cdot \sigma_{bu} \quad \cdots \text{母材板厚 19mm} \quad (2-2)$$

$$P_{u2} = A_n \cdot \sigma_u \quad (3)$$

$$P_{u3} = e \cdot t \cdot \sigma_u \quad (4)$$

母材板厚 9mm では、1 つのせん断面がネジ部に位置したため、ボルト破断耐力 P_{u1} の計算に、ボルト軸部の公称断面積 A_{bs} とネジ部の公称断面積 A_{be} の和を用いた。本実験では母材のボルト孔欠損断面 A_n の破断による最大耐力 P_{u2} で決まるものはなかった。母材のはしめけ破断による最大耐力 P_{u3} の計算における t は母材の公称板厚とした。 σ_{bu} と σ_u は、ボルトと母材の高温引張試験より得た引張強さである。表 5 に示す最大耐力の計算値 (括弧内は実験値に対する比) は、表 4 に示す σ_u と σ_{bu} (ひずみ速度切り替え後の引張強さ) を用いた計算値である。一方、高温時の引張強さはひずみ速度の影響を受けるため、表 5 に示す計算値(slow)は、表 4 に示した $\sigma_{u,slow}$ (ひずみ速度切り替え前の最大応力値) を用いた計算値とした。計算値(slow)の常温値は割愛する。

表 5 実験結果一覧（最大耐力，破断時変形，試験体の変形測定結果）

母材 板厚 (添板)	はしあき e	ボルト 締付け	鋼材 温度	No.	最大耐力 [kN]			破断形式	破断時 変形 [mm]	試験体の測定による各部の増加量 [mm]					
					実験値	計算値	計算値 (slow)			母材孔 (南側)	母材孔 (北側)	添板孔 (首側)	添板孔 (ナット)	母材厚 (南側)	母材厚 (北側)
9mm (6mm)	30mm	有	常温	1	165	148 (0.90)		はしぬけ	27.5	5.9	19.8	1.0	0.3	0.89	0.92
			500℃	2	108	94 (0.87)	82 (0.76)	はしぬけ	27.7	9.4 超	5.3	6.1	3.7	1.40	1.20
	50mm	有	常温	3	262	247 (0.94)		はしぬけ	37.8	7.2	20.6	0.8	0.0	0.21	0.90
		無		4	254	247 (0.97)		はしぬけ	44.3	8.7	27.9	1.7	1.1	1.76	1.89
		有	400℃	5	226	235 (1.04)	206 (0.91)	はしぬけ	54.5	32.4	10.5	2.6	3.7	5.15	2.24
		有	500℃	6	130	156 (1.20)	131 (1.01)	ボルト	46.8	8.1	9.6	3.5	1.8	1.86	3.33
		無		7	133	156 (1.17)	131 (0.98)	ボルト	41.3	7.1	8.1	4.5	2.6	4.12	3.32
		有	700℃	8	29	33 (1.14)	20 (0.69)	ボルト	57.5 超						
	70mm	有	常温	9	348	345 (0.99)		はしぬけ	55.4 超	26.5	17.6	2.3	1.6		
			500℃	10	139	157 (1.13)	131 (0.94)	ボルト	34.8	5.2	3.5	2.6	0.9		
19mm (12mm)	30mm	有	常温	11	351	306 (0.87)		はしぬけ	28.8	23.4	6.6	0.4	0.1	-0.09	-0.07
			500℃	12	161	176 (1.09)	147 (0.91)	ボルト	29.3	1.9	2.1	0.0	0.3	0.20	0.29
	50mm	有	常温	13	421	407 (0.97)		ボルト	14.3	5.4	2.7	0.1	-0.3	0.04	0.07
		無		14	410	407 (0.99)		ボルト	16.3	3.1	3.2	0.5	0.1	-0.07	0.70
		有	400℃	15	288	297 (1.03)	297 (1.03)	ボルト	13.7	1.2	1.7	0.3	0.3	0.05	0.08
		有	500℃	16	169	176 (1.04)	147 (0.87)	ボルト	27.5	1.0	1.6		0.2	0.13	
		無		17	165	176 (1.07)	147 (0.89)	ボルト	22.8		1.0		0.3		0.14
		有	700℃	18	36	37 (1.04)	22 (0.62)	ボルト	39.9					0.12	
	70mm	有	常温	19	422	407 (0.96)		ボルト	10.8	2.5	1.2	0.3	0.1		
			500℃	20	171	176 (1.03)	147 (0.86)	ボルト	21.4	0.5	0.7	0.1	0.1		

常温 8 体 (Nos.1,3,4,9,11,13,14,19) の結果では、全て実験値が計算値を上回った。常温の実験値に対する計算値の比は 0.87～0.99 であり、8 体の平均値は 0.95 であった。接合部指針³⁾による計算値は、常温の実験値よりやや小さく、設計耐力値として良好な値を示した。

400℃ (Nos.5,15) では、実験値に対する計算値の比が 1.04 と 1.03 で、ひずみ速度切り替え後の引張強さをを用いた計算値は実験値よりやや大きい、はしぬけ破断とボルト破断の両方で実験値に近い値が得られた。

はしぬけ破断した 500℃ (No.2) の結果では、実験値に対する計算値の比が 0.87 で、計算値より実験値の方が大きかった。ボルト孔の支圧変形を伴い最終的にボルト破断した (Nos.6,7) では、ボルト破断耐力 (P_{u1} =157kN) とはしぬけ破断耐力 (P_{u3} =156kN) の計算値がほぼ同じであった。これらの実験値に対する計算値の比は 1.20 と 1.17 で、計算値の方が 2 割位大きかった。ひずみ速度切り替え前の最大応力値を用いた計算値(slow)は、ボルト破断耐力 (P_{u1} =131kN) がはしぬけ破断耐力 (P_{u3} =136kN) より小さく、実験値とほぼ同じ値となった。一方、高力ボルトの軸部で 2 面とも破断した板厚 19mm・500℃ (Nos.12,16,17,20) の結果では、実験値に対する計算値の比が 1.03～1.09 であり、実験値に対する計算値(slow)の比は 0.86～0.91 であった。板厚 19mm・500℃の結果では、図 10(a)で示したように 2 つのせん断面で概ね均等にずれたため、実験値に対する計算値の比が板厚 9mm よりは大きくなったと考えられる。

板厚 9mm・700℃ (No.8) の結果では、図 7 で示したようにボルト破断後の 54mm 以降に荷重が増加したが、表 5 に示す最大耐力はその荷重増加前の値を採用した。700℃ (No.8 と No.18) では、実験値に対する計算値の比が 1.14 と 1.04 で、500℃に比べると計算値が実験値と近い値を示した。実験値に対する計算値(slow)の比は 0.69 と 0.62 であり、計算値(slow)は実験値よりかなり小さかった。

鋼材の高温クリープ現象が顕著となる 500℃以上の領域では、ボルト継手の最大耐力値が継手部の変形速度に大きく影響する。しかしながらボルト継手の最大耐力を調べるための標準的な試験方法はなく、どの程度の変形速度で実験を実施すべきか、今後検討されるべき課題である。本実験では、継手部の変形速度をできるだけ一定にして載荷し、破断時変形の違いから載荷時間は 36 分～79 分（平均 62 分）であった。火災終局時に梁のたわみが急増して、その状況下で梁継手部の変形が増大すると仮定した場合に比べると、本実験における継手部の変形速度はかなり小さいと考えられる。したがって、火災終局時におけるボルト継手の最大耐力は、本実験結果よりは大きな値になると考えられる。この定量的な検討については、荷重一定下での温度漸増実験が 1 つの有効な手段と考えられ、今後実施する追加実験の結果から考察する予定である。

今回の実験から得られた傾向は、実験値に対する計算値の比が、常温時よりも高温時の方が大きくなったことである。ただし、後述する 4 例を除いては、ひずみ速度切り替え後の引張強さをを用いた計算値でも実験値との誤差は 1 割以内であった。板厚 9mm の 500℃・700℃実験でボルト破断した 4 例 (Nos.6,7,8,10) は、他の例に比べて、実験値に対する計算値の比が大きかった。これら 4 例は、図 10 の(c)と(d)で示したように、ボルトネジ部における 1 つのせん断面で破断した。板厚 19mm で図 10(a)のように 2 つのせん断面で破断する場合に比べて、これら 4 例ではボルト首側の軸部におけるせん断面の耐力が完全には発揮されなかった可能性がある。ボルト径に対して板厚が小さい場合、継手部の破断時変形が大きくなる一方で、ボルトの 2 面のせん断強度を見込んだ最大耐力に対して若干小さくなる可能性がある。

ボルト継手の最大耐力について高温素材試験結果に基づく計算値と実験値を比較する場合は、素材と継手部の損傷部位のひずみ速度

が同じであることが基本である。しかしながら、ボルト継手部の変形速度と損傷部位のひずみ速度（ボルトのせん断変形速度および支圧を受ける板材の局所的なひずみ速度）を関連付けるには、数値解析による分析が必要である。本実験はそのような数値解析を行うための基礎データを得るために実施されたものであり、高温素材試験と継手実験の相関性に関する検討は今後の課題である。

4. まとめ

高力ボルト F10T-M20 を用いた 1 行 1 列 2 面摩擦接合の継手について、母材板厚・はしあき・ボルトの締付け・鋼材温度を要因とした高温引張実験を行い、以下の結果を得た。

- 1) 母材板厚 9mm では、ボルト孔周りの支圧変形が増大し、母材板厚 19mm でボルト破断した場合に比べて破断時変形が倍増した。400℃以上ではしぬけ破断したボルト継手の破断時変形は、はしあき e と同程度であった。
- 2) 母材板厚 9mm では、はしあきの増加または温度の上昇により、はしぬけ破断からボルト破断に移行したのがあり、はしあき・温度の増加によって破断時変形が小さくなる例があった。
- 3) ボルト締付けの有無は最大耐力と破断時変形に影響を及ぼさず、常温に比べて 500℃では剛性への影響も小さかった。
- 4) 鋼構造接合部設計指針式に高温素材試験の引張強さを代入して得た最大耐力は、実験値と概ね対応した。ただし、実験値に対する計算値の比は、常温時よりも高温時の方が大きくなる傾向にあった。また、母材板厚 9mm の 500℃・700℃実験でボルト破断した 4 例では、ボルトの 2 面のせん断強度を見込んだ最大耐力計算値に比べて、実験値の方が小さくなる傾向を示した。

以上、ボルト継手の高温時変形性状に関する資料を得たが、本実験では 500℃以上ではしぬけ破断したものが 1 例であった。今後は、500℃以上ではしぬけ破断性状を示すボルト継手の荷重－変形関係を追加実験により明らかにし、高温時 Component-based モデルの改良を検討する。また、同じ実験装置を用いて荷重一定下での温度漸増実験を実施し、高温時にボルト継手が破断するときの変形速度および最大耐力について検討する予定である。

謝辞

本研究は日本学術振興会科研費（課題番号 24560667）基盤(C)「高力ボルト接合部の火災高温時および冷却過程における耐力・変形・破断性状」の助成を受けた。ここに感謝の意を表す。

参考文献

- 1) 日本建築学会：鋼構造耐火設計指針，2008.3
- 2) 尾崎文宣，鈴木弘之：梁に高力ボルト継手を持つ鋼架構の崩壊温度，日本建築学会構造系論文集 No.547，pp.207-214，2001.9
- 3) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2006.3
- 4) 国土交通省住宅局建築指導課 他：2001 年度版 耐火性能検証法の解説及び計算例とその解説，井上書院，2001.3
- 5) 尾崎文宣，河野守：高温時における高力ボルト接合梁継手の曲げ強度，日本建築学会構造系論文集 No.589，pp.187-194，2005.3
- 6) 平島岳夫，濱田直之，尾崎文宣，安部武雄，上杉英樹：高温時における高力ボルトの剪断変形性状に関する実験的研究，日本建築学会構造系論文集 No.621，pp.175-180，2007.11
- 7) 平野道勝，佐藤亘宏：鋼材の支圧強さおよび許容支圧応力度に関する研究（その 1）鋼種・縁端距離に関する実験報告，日本建築学会論文報告集，第 155 号，pp.1-8，1969.1
- 8) 橋本篤秀，山田丈富：高力ボルトの終局せん断強度，日本建築学会構造系論文集 No.440，pp.77-84，1992.10
- 9) 杉浦勝晃，田中淳夫，増田浩志：高力ボルト接合部の最大耐力に関する研究，日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1，pp.495-496，1996.9
- 10) 宇田川邦明，山田隆夫：高力ボルト接合された鋼板の破断形式と破断耐力，日本建築学会構造系論文集 No.505，pp.115-122，1998.3
- 11) 佐藤篤司，吹田啓一郎，多田裕一：支圧を考慮した高力ボルト接合部の最大耐力評価，日本建築学会構造系論文集 Vol.76，No.662，pp.845-853，2011.4
- 12) CEN，prEN 1993-1-8. Eurocode 3: Design of steel structures, Part 1-8: Design of joints, 2003
- 13) Marwan Sarraj: The behaviour of steel fin-plate connections in fire, Ph. D. thesis, The University of Sheffield, 2007.7
- 14) Clinton O. Rex and W. Samuel Easterling: Behavior and modeling of a bolt bearing on a single plate, Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 129, No.6, pp.792-800, 2003.6
- 15) Hongxia Yu, I.W. Burgess, J.B. Davison, R.J. Plank: Experimental investigation of the behaviour of fin plate connections in fire, Journal of Constructional Steel Research 65, pp.723-736, 2009
- 16) JIS G 0567: 鉄鋼材料及び耐熱合金の高温引張試験方法，1998
- 17) Fukujiro Furumura, Takeo Ave, Wha Jung Kim and Takeshi Okabe: Nonlinear elasto-plastic creep behavior of structural steel under continuously varying stress and temperature, 日本建築学会構造系論文報告集，No.353，pp.92-102, 1985.7
- 18) 岡部猛，安部武雄：H 形断面鋼柱の高温時の中心圧縮挙動，日本建築学会構造系論文集 Vol.74，No.646，pp.2373-2382，2009.12

（2013年10月4日原稿受理，2014年1月17日採用決定）